

结构陶瓷高温蠕变参数最优估计

北京航空航天大学 杨晓光* * 丁俊 熊昌炳

【摘要】 本文在原有弯曲蠕变变形分析方法的基础上, 发展了一种普遍可行的不对称弯曲梁蠕变应力分析数值方法。并应用最优化方法建立了一种新的稳态蠕变参数估计方法。通过对无压烧结氮化硅陶瓷材料弯曲蠕变数据的分析, 证明该方法是适用的。

一、前言

结构陶瓷是一类正在发展的可用于燃气轮机和其它高温结构的材料。其优良的抗高温蠕变性能使得燃气轮机的涡轮部件能承受高达 1300℃ 的高温, 而不需冷却装置, 因此可大大提高热机的效率, 减少耗油率。

陶瓷材料的高温蠕变性能是决定材料可否实际用于高温结构的一个主要性能。正确地估计蠕变规律参数, 可为今后陶瓷材料部件的设计提供可靠的依据。

研究表明: 陶瓷材料常载蠕变也像金属材料那样, 具有三个变形阶段^[1], 但在蠕变后期, 当材料内微空穴联成片或损伤达到一定程度时, 破坏就以脆性断裂的方式发生, 所以第三阶段蠕变一般是不明显的。在等温条件下, 若忽略第一阶段蠕变, 则第二阶段蠕变速率的控制方程一般写成幂次规律的 Norton 公式:

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \sigma^n \quad (1)$$

其中 $\dot{\epsilon}$ 为蠕变率, σ 为应力, 参数 A 包含了全部温度、晶粒尺寸和其它微观结构的影响, 参数 n 为蠕变指数。

A 和 n 可由蠕变试验得到。试验时, 在恒载下测得试样应变随时间的变化。但对陶瓷材料, 当采用金属那样的单轴试样时, 由于其高脆性及高硬度, 使得试样加工很困难, 并且加载系统不易对中, 因此很少采用单轴拉伸蠕变试样。目前通常采用弯曲试验方法。但是试验方法的简便, 却导致了蠕变分析的困难。在高温受弯时, 试样既受拉应力也受压应力。拉伸状态下的蠕变特性不同于压缩状态下的蠕变特性。随着时间的发展, 非线性本构方程导致非线性的应力分布, 试验实测的加载点挠度是两种蠕变规律综合作用的结果, 这使得对蠕变变形分析及蠕变参数 A 和 n 的估计出现困难。

若假设拉压蠕变规律相同, 分析将变得较为简单。这是 Hollenberg^[2] 首先得到的结果。这时, 认为柏努利假设有效, 并且各纵向纤维处于简单拉压状态, 则由 Norton 公式和弯矩平衡方程及挠度方程可以得到加载点位移与时间及载荷的关系。对四点弯曲梁有:

$$y_p = - J(t) \frac{p}{I_n} \left(\frac{L-l}{2} \right)^{n+1} \left(\frac{L+(n+1)l}{2(n+2)} \right) \quad (2)$$

其中: 对稳态蠕变 $J(t) = A \cdot t^p$; t 为时间, p 是载荷, L 为支承点跨距, l 为加载点间距; I_n 为复合惯性矩, $I_n = [3n / (2n + 1)] (H/2)^{1/n} (WH^2/6)$, W 为梁宽, H 为梁高。

(2) 式两边对时间求导, 位移取正值, 并对两边取对数 $\ln \dot{y}_p = n \ln p + c$ 。对每一温度及每一试验载荷水平, 都可测得稳态蠕变时的 $\dot{y}_p$, 因此进行线性回归, 可获得 n 和 c 。由于 c 是与 L 、 l 、 W 、 H 、 n 和 A 有关的常数, 因此由 n 和 c 可得 A 。

以上是假设拉压状态蠕变规律相同时计算 A 和 n 的方法。目前已充分认识到, 对陶瓷材料, 即使试验环境相同, 其拉伸蠕变规律也是不同于压缩蠕变规律。因此, Cohrt^[3] 对拉压蠕变指数 n 相同而 A 不同的情况进行了分析。但最一般的结果则是由 Chuang^[4] 推广该分析得到的, 这时 $n_t \neq n_c$, $A_t \neq A_c$ (下标 t 和 c 分别表示拉伸和压缩)。拉压状态下的蠕变规律分别为:

$$\dot{\epsilon}_t = A_t (\sigma_t / \sigma_0)^{n_t}, \quad \dot{\epsilon}_c = A_c (\sigma_c / \sigma_0)^{n_c} \quad (3)$$

其中 σ_0 是正则化参考应力, 可以取为单位值。若平面假设仍然成立, 则当梁受弯变形后, 为保持梁截面为一平面, 蠕变率沿梁高方向是线性分布的, 但应力是非线性分布的。设曲率为 k , 则 $\dot{\epsilon} = kY$, Y 为沿梁高的坐标。令 $R = A_t / A_c$, $k = kH / A_c$, $h_c = H_c / H$, $m = M / (\sigma_0 WH^2)$, 其中 H_c 是蠕变变形引起中性轴与梁中线不重合而向压缩边移动后压缩边的高度, M 为弯矩。具体加载结构如图 1 所示。

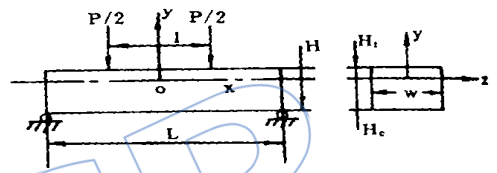


图 1 四点弯曲示意图

由力和弯矩的平衡方程可以得到关于 k 和 h_c 的两个方程:

$$\frac{1}{R^{n_t+1}} k^{\frac{(n_t-1)}{n_t} / \frac{n_c}{n_t+1}} \left(\frac{n_c(n_t+1)}{n_t(n_c+1)} \right)^{\frac{n_t}{n_t+1}} h_c^{\frac{n_c(n_t+1)}{n_c(n_t+1)}} + h_c = 1 \quad (4)$$

$$k^{\frac{1}{n_c}} \left(\frac{k^{\frac{(1/n_t) - (1/n_c)}{R^{1/n_t}}}}{R^{1/n_t}} \cdot \frac{n_t}{2n_t+1} (1-h_c)^{\frac{(2n_t+1)}{n_t}} + \frac{n_c}{2n_c+1} h_c^{\frac{(2n_c+1)}{n_c}} \right) = m \quad (5)$$

对未知变量 h_c , 方程 (4) 具有 $cx^n + x = 1$ 非线性代数方程的形式。因为 c 和 n 都是有限的正数, 可以证明在 $0 < x < 1$ 的范围内, 该非线性方程具有唯一的解。

(4) 式与 (5) 式是两个高度非线性的方程, 只能用数值方法求解。过去的方法^[4] 常常是假设 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 已知, 给出 k 值代入方程 (4), 用 Newton Raphson 方法迭代解出 h_c , 然后一起代入方程 (5) 求出对应的 m , 经一系列计算后产生三个一维向量 m , k 和 h_c , 最终可得到各种给定 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 组合下的 $m-k$ 及 $m-h_c$ 关系曲线。

为与实验比较, 必须确定一组 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 参数下的载荷点位移, 为此假设梁挠度 y 受剪应力的影响可以忽略, 挠曲线斜率很小 ($dy/dx \ll 1$), 则由下式

$$d^2 y / dx^2 = k(m) \quad (6)$$

通过沿梁长的积分, 可得载荷点位移率 $\dot{y}_p = \dot{y}(L/2) - \dot{y}(l/2)$, 如图 1 所示。

可以看出: 用以上方法, 在已知实验结果 m 和 $\dot{y}_p$ 的情况下估计四个蠕变参数是很困难的。必须针对大量的不同组合的 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 试算求得 m 和 $\dot{y}_p$, 然后与载荷点位移率进行比较, 才能最后选定满足某种误差条件的一组 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 。这个过程的计算量是很大的, 尤其在求 $\dot{y}_p$ 的理论预测值时, 需设定大量的 k 值求解非线性方程组 (4) 和 (5), 并且 (6) 式数值积分时必须利用梁长方向各离散点的信息, 由于各离散点弯矩不同, 需要确定大量的 k 和 h_c 与 m 的关系。此外, 用 Newton Raphson 求解方程 (4) 时, 由于 k 和 h_c 是幂的底, 迭代时对初值非常敏感, 因此要求有非常合适的初值。迭代过程中必须保证 $k > 0$ 及 h_c

在 $(0, 1)$ 的范围内。

由此看来, 虽然采用拉压不同的蠕变规律最符合实际情况, 但求解方法却不合适, 整个数据处理是开放系统、计算上存在着盲目性。为此本文提出一个新的蠕变参数估计方法。

二、蠕变参数最优估计方法

弯曲蠕变试验可以得到某温度下各载荷水平所对应的加载点位移率 $\dot{y}_{p,ex}$, 由 $\ln p - \ln \dot{y}_{p,ex}$ 的关系是否为直线, 来确定拉压蠕变规律是否相同。不同, 则需按 $n_t \neq n_c$, $A_t \neq A_c$ 的方法处理。

为了检验理论对试验结果的适应性, 要用理论预测试验载荷 p 下的载荷点位移率。为此必须先求解方程组 (4)、(5)。Chuang 采用的 Newton-Raphson 方法很容易导致自变量超出定义域而失效, 因此不合适。对于自变量有已知区间 $(0 < h_c < 1, 0 < k < 1)$, 用黄金分割法是有效的。给出初值 $k^{(0)}$, 用黄金分割法由 (4) 解出 h_c , 然后代入方程 (5), 再用黄金分割法求出下一 $k^{(1)}$ 值。检查 $|k^{(1)} - k^{(0)}| < \varepsilon_k$, 迭代此过程直至收敛, 因此可得给定弯矩下的 h_c 和 k 。

如图 2 的四点弯曲梁, 为求挠度率, 把梁的一半离散成 N 段, 得 $N+1$ 个结点, 每段长 Δx 。结点坐标为 $x_i = i \Delta x$, $i = 0, 1, 2, \dots, N$ 。结点处弯矩为: $M_i = (p/4)(L-l)$, $(0 \leq x_i \leq L/2)$; $M_i = (p/2)(L/2 - x_i)$, $(L/2 \leq x_i \leq L)$ 。这样由上述方法可求得在 M_i (或 m_i) 下的 $(h_c)_i$ 及 k_i (或 K_i)。对 (6) 式三点差分离散, 得:

$$(1/\Delta x^2)(\dot{y}_{i-1} - 2\dot{y}_i - 2\dot{y}_{i+1}) = k_i \quad (7)$$

边界条件为: $\dot{y}|_{x=L/2} = 0, (dy/dx)|_{x=0} = 0$

将边界条件离散有:

$$\dot{y}_{x=L/2} = 0 \quad (8)$$

$$(1/\Delta x)(\dot{y}_1 - \dot{y}_0) = 0 \quad (9)$$

把 (8) 代入 (7) 和 (9), 可得 N 个 y_i 为未知数的代数方程组, 解这个方程组, 可得 $\dot{y}_i$ ($i = 0, 1, 2, \dots, N$)。为了与试验值 $\dot{y}_{p,ex}$ 比较, 做差平方和并正则化得:

$$Q = \sum_{j=1}^N [\dot{y}_p^{(j)} - \dot{y}_{p,ex}^{(j)}]^2 \Big/ \sum_{j=1}^N [\dot{y}_{p,ex}^{(j)}]^2 \quad (10)$$

其中 N_p 表示试验载荷水平数。

根据最小二乘原理, 要确定蠕变参数 A_t 、 A_c 、 n_t 、 n_c 使 Q 值最小。但 Q 只能得到数值解。为此令 Q 为寻优的目标函数, 根据蠕变参数的物理意义, 约束条件为: $A_t > 0$ 、 $A_c > 0$ 、 $n_t > 0$ 、 $n_c > 0$ 。采用静态最优计算程序^[5]。用罚函数法将约束极小化问题转化为一系列无约束极小化问题来求解, 用变尺度中的开关算法来求解无约束极小化问题。开关控制的是 DFP 和 BFGS 两种变尺度算法。在迭代过程中, 两者都将搜索方向逐渐从最速下降方向转成 Newton-Raphson 方向, 以便在开始时搜索可靠而在极值点附近时加快收敛速度。

该程序原来是用外点法来建立罚函数, 仅当约束遭到破坏时, 才把相应的罚函数加到目标函数上去, 但仍在约束外计算目标值。如果采用内点法, 在搜索过程中也有可能使自变量进入约束之外。但是, 约束条件是求目标函数时所要求解的幂函数方程有意义的保证, 在约束范围之外计算不出目标值, 在求解 (4)、(5) 方程组时就中断了。因此, 每当自变量迭代到约束范围之外时, 直接赋大数, 它等于前一次迭代的目标函数值加上惩罚项。因此, 不影响最优解, 把可行域缩小成充分接近它的半闭区间。

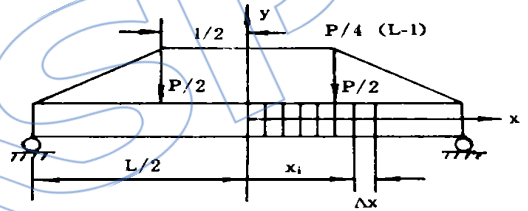


图 2 挠度率计算示意图

令

$$\bar{x} = [A_t, A_c, n_u, n_c]^T$$

依上述思想得到如下的优化模型

$$\min Q(\bar{x}) \quad ; \quad g_j(\bar{x}) = x_j - \varepsilon \geqslant 0 \quad , \quad j = 1, 2, 3, 4$$

其中 x_j 是 $\bar{x}$ 的四个元素, ε 是关于 x_j 充分小的正数。令 r 为罚因子, 建立的罚函数为:

当 $g_j(\bar{x}) \geqslant 0$ 时
$$F(\bar{x}, r) = Q(\bar{x})$$

当 $g_j(\bar{x}) < 0$ 时
$$F(\bar{x}^i, r) = Q(\bar{x}^{(i-1)}) + r^{-1} \sum_{j=1}^4 [g_j(\bar{x})]^2$$

至此, 只要初始点是一个内点, ε 充分小, 就可求解该优化问题。罚函数及其梯度在约束边界上不是严格连续的, 但最优解离开约束边界足够远, 不受边界轻度不光滑的影响。

对于这种形状复杂的目标函数, 不求梯度的直接法比改型的单纯形法可能更为适用。因为数值解的目标函数只能用数值方法求梯度, 比两点差商公式, 成倍增加了目标函数子程序的调用次数。但直接法的收敛速度一般较慢。用轮流坐标搜索法对组合变尺度算法的初值进行预估, 极值点不用导数判据、而是直接比较目标函数值, 调整自变量寻优。通过给定多个不同的初值进行优化, 避免寻优停留在局部最优点。

三、实验与计算结果

试验采用的材料为无压烧结氮化硅陶瓷。密度为 $3.0 \sim 3.20 \text{ g/cm}^2$ 。室温抗弯强度 $600 \sim 800 \text{ MPa}$ 。试件尺寸为 $36 \times 5.20 \times 3.32 \text{ mm}^3$ 。对纵向各表面, 用 W5 金刚石研磨膏进行研磨, 以消除表面加工缺陷。试验机为岛津 AG-10TA。采用三点弯曲加载方式。支承点跨距为 30 mm 。载荷点位移通过加载横梁的移动量来测量, 测量包括了传力部分的系统误差。实验温度为 900°C 与 1200°C 。空载恒温 30 分钟左右, 加载后记录下时间与加载点挠度的关系。实际蠕变试验时, 考虑到试验条件的限制及高温对试验系统寿命的影响, 蠕变试验一般都在 3 小时内结束。图 3 给出了 900°C 和 1200°C 下典型的蠕变曲线。可以看出明显出现了第二阶段蠕变。由于陶瓷材料本身强度分散很大, Weibull 模数只在 10 左右, 因此蠕变实验数据分散也很大。表 1 给出一些经过整理的数据, 取自于第二蠕变阶段。

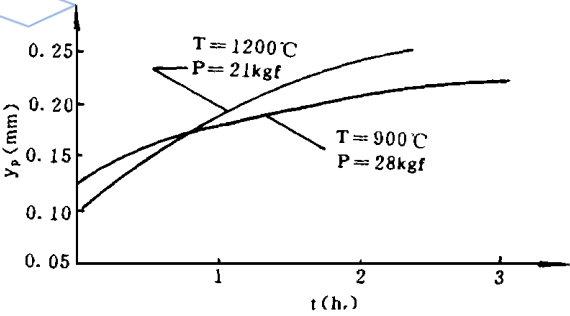


图 3 烧结氮化硅的蠕变曲线

表 1 氮化硅三点弯曲蠕变数据

温 度	900℃	900℃	900℃	1200℃	1200℃	1200℃	1200℃
p (kgf)	28	33	34	11	14	18	21
y _{p ex} (μm/s)	1. 720	2. 077	3. 886	2 601	2. 611	6. 516	19 45

应用前面论述的优化分析方法, 可计算得到蠕变参数, 见表 2。

表 2 理论估计的蠕变参数和 Hollenberg 解^[2] (n, A, Q^[2])

T/℃	n _t	n _c	n	A _t	A _c	A	p (kgf)	$\dot{\gamma}_p$ (14m/s)	Q	Q ^[2]
900	2 095	0 7998	1. 817	0. 112 × 10 ^{- 8}	0 50 × 10 ^{- 11}	4. 0153 × 10 ^{- 12}	28	0. 1748 × 10 ^{- 5}	0. 19422	0. 201855
							33	0. 2489 × 10 ^{- 5}		
							34	0. 2567 × 10 ^{- 5}		
1200	3 021	0 800	3. 058	0. 400 × 10 ^{- 8}	0 20 × 10 ^{- 12}	0. 9644 × 10 ^{- 12}	11	0. 2018 × 10 ^{- 5}	0 065960	0. 090854
							14	0. 4783 × 10 ^{- 5}		
							18	0. 1060 × 10 ^{- 4}		
							21	0. 1685 × 10 ^{- 4}		

在已知蠕变参数 A_t , A_c , n_t , n_c 的情况下, 若给出弯矩 m ($m = M / (\alpha_b WH^2)$), 则应用黄金分割法求解 (4)、(5) 方程组, 可唯一确定 k (即 k) 和 h_c (即 H_c)。因此梁上截面的曲率变化率和中性轴的位置都可确定。梁截面上的最大拉伸应力和最大压缩应力由下式确定。

$$\sigma_{t,max} = \sigma_e (1/6m) [k(1 - h_c)/R]^{1/n_t}, \quad \sigma_{c,max} = \sigma_e (1/6m) (kh_c)^{1/n_c}$$

其中 $\sigma_e = 6M / WH^2$ 。

四、结 论

在分析过程中, 如令 $A_c = A_t$, $n_c = n_t$, 则很容易得到 Hollenberg 解, 见表 2。由表 2 可看出, 当假设拉压蠕规律相同时, 估计的 n 值接近于纯拉的 n_t , A 接近于纯压的 A_c , 因此 n 和 A 表示的蠕变规律是综合反映了拉伸和压缩的蠕变情况, 实际应用时有一定误差。

从表 2 还可以看出, 在压缩应力状态下, 两温度下的 n_c 相差不多, 接近 1, 这就表明了一种共同的蠕变机制在起作用, 作为工程应用的一种近似, 可取各温度下的 n_c 等于 1。估计蠕变参数时, 若设回归显著性水平 $\alpha = 0. 05$, 查表可得 900℃ 试验的 $r_\alpha = 0. 99692$, 1200℃ 试验的 $r_\alpha = 0. 95$, 均大于假设拉压蠕变规律相同时各自的 r , 回归效果不显著。因此, 一般情况的 $n_t \neq n_c$, $A_t \neq A_c$ 较好地反应了陶瓷材料的弯曲蠕变情况。但对于第一阶段蠕变显著的材料, norton 公式还不能完全描述该现象。对于像结构陶瓷这样高脆性的材料, 试验数据分散是一个必须加以考虑的问题, 材料对微缺陷的高度敏感, 影响了试验结果的准确性, 因此从表 2 和表 1 的对比中可看出, 实验的 $\dot{\gamma}_{p,ex}$ 和理论预测的 $\dot{\gamma}_p$ 有的相差较大。如何考虑这种分散对估计的蠕变参数的影响, 还是一个应进一步研究的问题。总之, 按 $A_t \neq A_c$, $n_t \neq n_c$ 所建立起来的方法, 是对第二阶段蠕变参数估计最一般的方法, 也是较准确的方法。

参 考 文 献

[1] Cannon W. H. , “Review/ Creep of Ceramic”, J. Mat. Sci. Vol 18, 1983.

[2] Hollenberg G. W. et al. , “Calculation of Stresses and Strains in Four Point Bending Creep”, J. Amer. Ceram. Soc., Vol 54, No 4, 1974.

[3] Cohrt H. et al. , “Non Stationary Stress Distribution in a Ceramic Bending Beam During Constant Load Creep”, Res. Mechanica, Vol 10, 1984.

[4] Chuang Tze Jer, “Estimation of Power Law Creep Parameters From Bend Test Data”, J. Mat. Sci. Vol 21, 1986.

[5] 叶庆凯, “优化与最优控制中的计算方法”, 科学出版社, 1986 年。

second-order differential equations. The stable nonsynchronous response at the action point of nonlinear oil film force can be obtained from the periodic solution of the differential equations of motion. With the help of an equivalent linearized model of the oil film force, the equivalent dynamic characteristic coefficients corresponding to the determined motion of the original system are obtained. A new method to analyse the stability of the motion of the equivalent linearized system is put forward in detail according to the theory of small perturbation. It is quite interesting to point out that the derived criterion for the motion stability is simple in form and depends on the equivalent damping coefficients only. A system with $1/2$ order subharmonic response is taken as an example to illustrate this method. The calculated results are compared with those of fourth order Runge-Kutta method. It is shown that our method has the same accuracy of calculation, but gains an advantage in saving computing time.

DYNAMIC ANALYSIS OF CENTRIFUGAL IMPELLER

Zhang Jin (*Beijing University of Aeronautics and Astronautics*)

Chen Xiangjun and Zang Jun (*Wuxi Aeroengine Research Institute*)

Wang Wenliang (*Fudan University*)

ABSTRACT

A dynamic analysis technique is provided for rotating centrifugal impeller with guide blades and split blades. It is shown that multi-component partition can be made in repetitive sector region of the centrifugal impeller. The basic repetitive sector region of the centrifugal impeller is divided into three substructures: the guide blade, the split blade and the sectoral part of the disc. The Hermite generalized mass and stiffness matrices in the reduced coordinates are derived by successful combination of Benfield mode substitution transformation with group transformation. Therefrom the natural frequencies of the bladed disc coupled system are solved and the corresponding modal shapes are obtained from further transformation. The comparison between the analytical results obtained by using this and other methods and the experimental data verifies the reliability, practicability and considerable economic benefits of the method presented in this paper.

ESTIMATION OF HIGH TEMPERATURE CREEP PARAMETERS FOR STRUCTURAL CERAMICS

Yang Xiaoguang, Ding Jun, Xong Changling

(*Beijing University of Aeronautics and Astronautics*)

ABSTRACT

Power-law high temperature creep parameters of structural ceramic materials are commonly deduced from load-point displacement data obtained from bend tests on the assumption that tensile and compressive behaviours obey the same constitutive law. However, it is now well recognized that this premise may not always be valid because of microcracking and cavitation. Meanwhile, former methods of creep parameters estimation are not suitable, due to a demand for many CPU time. Therefore, a new optimal estimation method is proposed for the structural ceramic creep parameters. Its governing equations are derived from non-coincidence of the neutral axis of a beam under bending with the centroids of the cross-sections, and from the creep response in terms of both curvature rate and load-point displacement rate as functions of the applied moment and creep parameters. Numerical solution of the governing equations is completed with golden section method. In order to obtain optimal estimation of the creep parameter, a static optimal calculation program is used which turns the constrained minimum problem into an unconstrained minimum problem by penalty function. Then the problem is solved with variable matrix method that includes both DFP method and BFGS method. An example is given for a set

of load point displacement data of sintered nitride silicon beam specimens crept at 900 °C and 1200 °C from three point bend tests. The results show that the conventional method overestimates or underestimates the creep rates in compression or tension, and the more accurate analysis presented here is needed.

CALCULATION OF MODAL CHARACTERISTICS FOR A PROPELLER- GEAR BOX- ENGINE COUPLE SYSTEM

Gu Zhongquan and Wang Yuanda (*Nanjing Aeronautical Institute*)

ABSTRACT In this paper the calculation problems of modal characteristics are studied for a propeller-gear box-engine system considering the flapwise and lagwise flexibilities, the pitch angle of the blade and the coupling of torsional vibration with longitudinal vibration. The expressions suitable for computer are deduced for calculation of the modal characteristics. An numerical example for a propeller-gear box-engine system demonstrates that the method is reasonable and feasible.

DESIGN AND EXPERIMENTAL STUDY OF A COMBINED PILOT FLAMEHOLDER

Cheng Qiufang (*Shenyang Aeroengine Research Institute*)

ABSTRACT The design and experimental study of a combined pilot flameholder is presented for a turbofan engine afterburner with an annular mixer. The combined pilot flameholder is composed of a main ingestion gutter ring with corrugated slots and radial finger gutters with ingestion holes. The two dimensional and double stream flow visualization tests of its reduced scale model demonstrate the flow pattern behind the flameholder, and also reveal the reason, why the annular pilot burner can ignite and support the bypass flow flame. Its sector rig tests and engine bed tests show that the afterburners with this kind of flameholder possess enhanced combustion efficiency, improved combustion stability and reduced pressure loss at both normal and low pressures.

EMPIRIC FORMULAE COMBUSTOR FLOW LOSSES

Gu Mingqi (*Shenyang Aeroengine Research Institute*)

ABSTRACT Approaches to calculation of the flow losses in components of the combustor, such as diffuser, swirler and flame tube, and the flow losses in combustor under combustion conditions are investigated. The empiric formulae are derived from tests. They feature simplicity and sufficient accuracy and are applicable to design and redesign of combustor. The tests were conducted on the models of 4 types of diffusers, 10 kinds of swirlers 7 types of flame tubes and, 7 simulators of inlet flow field distortion. In comparison with the existing methods, the presented method considerably improves the calculation of the flow losses in the diffuser. For the swirler the correlation between flow resistance and the discharge coefficient and the formula for heating losses are also found out.