

旋转轮盘热态弹塑性应力测试技术

沈阳航空发动机研究所 刘湘生

【摘要】 文中着重介绍了旋转轮盘中高温弹塑应变—应力测量的基本原理、测试方案、主要技术环节的处理以及测试数据处理与误差分析等内容。提出了轮盘进入塑性状态的鉴别方法、在塑性状态下求出割线模量和横向变形系数的方法等。测量精度较为满意。为工程应用、理论分析提供了具有实用价值的测试技术和参考依据。

一、前 言

对实际轮盘在工作状态下进行弹塑性实验应力分析,不仅可以得到其应变—应力状况的第一手资料,而且能校验各种分析计算程序。两者结合便能提高发动机轮盘的研制水平。

弹塑性应变测量实质上是一种大应变测量。其主要特点是应变绝对值高,不易进行重复测量,在高温条件下视应变影响既大又难于确定和修正。对此应解决的技术难题是:(1)要有较大应变极限的中、高温应变计;(2)要有及时正确传递应变(电势)信号的集流引电装置;(3)要有能进行重复加温的旋转试验设备;(4)要正确确定并减少温度视应变对所测应变的影响;(5)要恰当选定轮盘材料的屈服极限;(6)要正确判定轮盘进入塑性状态的部位与时刻;(7)要正确处理实验数据和分析测试误差;(8)选择恰当的轮盘本构关系表达式。

二、基本公式

通常认为轮盘表面为平面应力状态。在弹塑性状态,其本构关系为:

$$\{\sigma\} = [\hat{D}_p](\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\}) \quad (1)$$

式中 $[\hat{D}_p]$ 为弹塑性矩阵。对测量部位,其表达式可直书为:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= s [(\epsilon_r - \alpha T) + \mu_g(\epsilon_\theta - \alpha T)] / (1 - \mu_g^2) \\ \sigma_\theta &= s [(\epsilon_\theta - \alpha T) + \mu_g(\epsilon_r - \alpha T)] / (1 - \mu_g^2) \end{aligned} \quad (2)$$

对轮盘中心孔边,按单向应力状态考虑:

$$\sigma_r = s(\epsilon_r - \alpha T) \quad (3)$$

式中 σ_r 、 σ_θ 为轮盘的径向与周向应力; ϵ_r 、 ϵ_θ 为轮盘的径向与周向应变; αT (ϵ_0) 为轮盘均匀膨胀而产生的初应变; s 为盘材单调拉伸 $\sigma \sim \epsilon$ 曲线上的割线模量。在弹状态下, s 便是材料的弹性模量 E ; μ_g 为盘材横向变形系数。在弹性状态下, μ_g 便是材料的泊松系数 μ 。

对于恒定的温度, E 、 μ 均为常数。只要测得 ϵ_r 、 ϵ_θ , 便可由 (2)、(3) 式确定盘上测量点处弹性状态下的应力值。而 s 、 μ_g 不但与温度有关,而且随 ϵ_r 、 ϵ_θ 的大小而变化。四个材料参数之间有如下关系:

$$\mu_g = 0.5 - (0.5 - \mu) S / E \tag{4}$$

按照强度理论，轮盘测点的应力强度 σ_i 和应变强度 ϵ 分别为：

$$\sigma_d = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_t^2 - \sigma_r \cdot \sigma_t} \quad , \quad \epsilon_d = \sqrt{Q_1(\epsilon_r^2 + \epsilon_t^2) + Q_2\epsilon_r \cdot \epsilon_t} \tag{5}$$

式中 $Q_1 = (1 - \mu_g + \mu_g^2) / (1 - \mu_g^2)^2$, $Q_2 = (4\mu_g - \mu_g^2 - 1) / (1 - \mu_g^2)^2$ (6)

对于轮盘中心孔边，只要测得 ϵ ，便可由材料的 $\sigma \sim \epsilon$ 曲线确定应力；而对于幅板部位，还需求出 s 、 μ_g ，方能由 (2) 式求出应力。采用多参数迭代法，由 (2) ~ (6) 式并借助 $\sigma \sim \epsilon$ 曲线，经几次迭代运算，便可准确求出对应于所测应变的 s 、 μ_g ，从而求出 σ_r 、 σ_t 和 σ_i 。

三、测量方法

1. 测量元件布置 采用自制的预氧化铁铬铝丝高温应变计测量轮盘应变。应变计丝栅直径为 $\Phi 0.04\text{mm}$ ，基长 7mm ，电阻 107Ω 。它以浸胶玻璃丝布为基底，U 529 胶为粘接剂。最高使用温度为 500°C 。考虑到塑性应变难于重复测量，在每个测量半径均布置三组应变计，争取一次录下多组数据。应变计采用三线制接线，以消除测量导线在受热时产生的附加视应变。利用 5 组 EU2 型热电偶从轮缘（工作温度 650°C ）至轮心（ 360°C ）依次焊接在盘上，粘有应变计的半径尤应布置，以测量盘面温度分布，修正热输出。应变计及热电偶在盘上的布置如图 1 示。其实际接线见图 2。它们连同测量导线在试验转子上全部用厚 0.08mm 的不锈钢箔片焊接压紧，以防电脱。

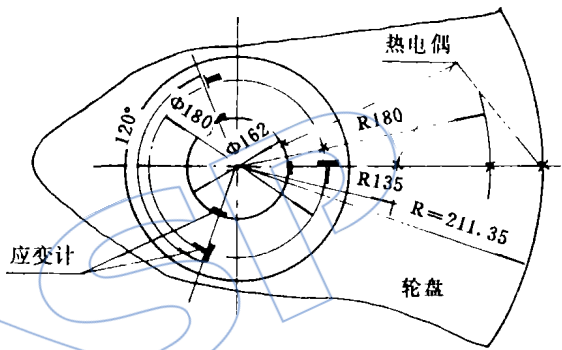


图 1 应变计-热电偶布置

2. 热输出修正 为了确定并修正 (1)、(2) 式中的初应变 ϵ_0 (αT)，并修正因应变计丝材与盘材热膨胀系数不同而产生的附加视应变，需进行热输出试验。此处仅指出两点。

由于各应变计之间的热输出散度较大（约为 10% ~ 200%），以同材质钹片热输出的平均值来修正盘上所有应变计的测量值过于粗糙。故采用将粘好应变计及热电偶、并焊有连接导线的轮盘置于恒温炉中进行热输出试验，记录各应变计自身在多次热循环下的热输出值，然后进行统计处理，求

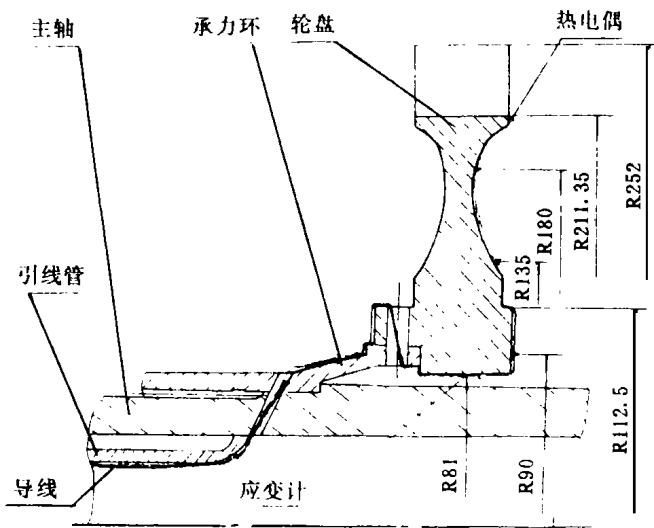


图 2 试验轮盘装配及测试元件、导线布置

出各自的均值与方差,以温度的函数形式存贮于计算机中,供实测修正。

在热输出试验中,发现各应变计在第一次热循环时的热输出值均显著有别于以后几次热循环的结果。究其原因,可能是试件—应变计长期停放,粘接剂吸湿,以及连接导线在第一次加温时经受氧化处理。在首次热循环中,起了烘烤及稳定性处理的作用。因而在多达五次的热输出试验中,不用第一次热循环的数据。

3. 材料性能数据的获取

无论是将测量应变换算成应力,还是要判断盘上的塑性区域,都需要材料性能数据。其中尤为重要是试验温度下的弹性极限 σ_e 及相应的应变 ϵ_e 。目前的材料手册仅提供条件屈服极限 $\sigma_{0.2}$,它意味着构件已有 $2000\mu\epsilon$ 的残余应变。这对于按照小弹塑性原则设计的轮盘来说是不妥的。此外,手册中的数据是随机取样测得的,并不能代表实际轮盘性能。故专门从被试轮盘中切取了试样,

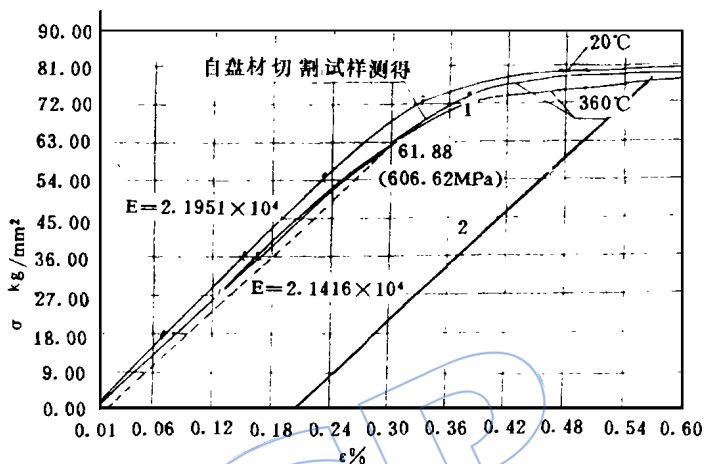


图3 GH 33A 材料拉伸 σ - ϵ 曲线

进行拉伸试验(见图3)。并以函数形式存贮于计算机中。由图3可以看出,对于 360°C 的 σ - ϵ 曲线,在 $\epsilon = 2600\mu\epsilon$ 时即已弯曲,在 $5700\mu\epsilon$ 时才达到 $\sigma_{0.2}$ ($= 795\text{ MPa}$)。显然以 $\sigma_{0.2}$ 判断轮盘某个部位进入屈服是偏于危险的。

工程上通常将材料弹性极限取为产生残余应变 $10\sim 300\mu\epsilon$ 时对应的应力值。根据图3取产生残余应变 $100\mu\epsilon$ 时对应的应力 $\sigma_{0.01} = \sigma_e = 606.62\text{ MPa}$ 为弹性极限。相应的 $\epsilon_e = 3000\mu\epsilon$ 。

四、轮盘塑性状态的鉴别

轮盘测量部位是否进入塑性状态,所测得的应变是否为塑性应变,目前工程上尚无固定的判别标准。我们尝试采用了一些方法。

1. 弹性极限比较法 由图3知,当盘孔所测应变 $\epsilon \geq \epsilon_e = 3000\mu\epsilon$ 时,盘孔已进入塑性;幅板等双向应力部位进入塑性状态的条件可由(5)式得知,所测 ϵ_x 、 ϵ_y 应满足下列条件:

$$\epsilon_x = \sqrt{Q_1(\epsilon_x^2 + \epsilon_y^2) + Q_2\epsilon_x\epsilon_y} \geq \epsilon_e = 3000\mu\epsilon$$

本法判别塑性区较严格和直观,但需由盘坯切取试样测定拉伸曲线,并合理确定 σ_e 、 ϵ_e 。

2. 轮盘胀大测定法 如果轮盘在高温高速旋转时某些部位进入塑性状态,则当回到室温静止状态时,这些部位会产生残余变形。通过测量轮盘胀大量,便可判断某部位的性状。本法对盘中心孔的鉴别较为有效,对于轮毂以上部位,则必须解决现场测量和区分累积残余变形等问题。图4给出了孔径随转速变化情况。考虑到卸载后外辐板弹性恢复力的作用,盘孔部位在 11000 r/min 以前即已产生塑性变形。

3. 相同转速应变比较法 由材料拉伸曲线(图3)可知,当加载超过材料弹性极限后,卸

载时的应变值明显增大。极端地说,当回到室温静止状态时,所测得的应变即为残余应变。不以此状态作为判断标准,是因为轮盘冷却时间太长(约 5 小时),且在这段时间内许多影响因素(如环境温度变化、传感器、仪器飘移等)都掺杂进来,使残余应变受到混扰,难以区分。这里采用在同一低转速(1500r/min)下记录增、减速时应变读数的方法。此时持续时间很短(约 40 秒),盘温变化不大,环境温度基本相同,所测应变可进行比较。例如盘孔,在 0-1500-11000-1500r/min 下,对应于 1500r/min,降速时测得的应变值比升速时大 700μϵ。显然这是由于盘孔在 11000r/min 已产生塑性变形所致。此法较为直观、简便,但对幅板等双向应力场部位不大合用。

4. 试验计算对比法 这是贯穿试验全过程的一个主要方法。采用弹塑性有限元应力分析程序,在设定的温度场下对轮盘变形—应变—应力等进行多次计算,确定轮盘每一测试部位进入塑性状态的转速和相应的应变应力值,从而实现在计算机上进行轮盘的“超转试验”。再在这些转速下进行试验,将实测的转速和温度场代回程序复算。二者互为印证、相辅相成。

在本次试验中,对上述几种方法都进行了试用,结果相互印证得较好。

五、数据处理与误差分析

对于测得的应变数据,按照剔除粗大误差、修正系统误差、按统计方法计算随机误差的步骤进行处理。此处仅列举以下三点。

1. 修正系统误差 根据应变计的接线形式,以及对测试系统各环节的分析,导出如下的系统误差修正公式:

$$\epsilon = (k_o/k_r) [(1 + r/R)(\epsilon_o - \epsilon_r) - \epsilon_r - \epsilon_r] \tag{7}$$

式中: ϵ 为修正系统误差后的应变测量值 (μϵ); k_o 为应变仪预置灵敏度系数, (一般置 2); k_r 为应变计在工作温度下的灵敏度系数; R 为应变计电阻值 (Ω); r 为应变计一根测量导线的电阻 (Ω); ϵ_o 为应变读数, (μϵ), 对于大于 ϵ_o 的塑性应变; ϵ_o 需加上前次试验后的残余应变值; ϵ_r 为应变仪在用标准应变模拟仪 (精度为 0.01%) 标定时的示值误差 (μϵ); ϵ_r 为引电器视应变 (μϵ); ϵ_r 为试验温度下的热输出值 (μϵ)。

2. 计算随机误差

(1) 应变测量值随机误差 首先将每个应变计的、经系统误差修正后的、 k 个转速下的应变值进行回归处理, 然后计算应变测量值随机误差:

$$\Delta \epsilon_o = \sqrt{\sum_{i=1}^k [\bar{\epsilon} - \epsilon(i)]^2 / (k - 2)} \tag{8}$$

式中 $\epsilon(i)$ 为每个转速下的应变测量值 (μϵ), $\bar{\epsilon}$ 为回归曲线上相应转速下的应变值 (μϵ)。

(2) 试验转速误差 转速微小波动 Δn 时, 有应变的变化 $\Delta \epsilon(n)$ 。二者之间的关系:

$$[(n + \Delta n)/n]^2 = [\bar{\epsilon} + \Delta \epsilon(n)]/\bar{\epsilon} = 1 + \Delta \epsilon(n)/\bar{\epsilon}$$

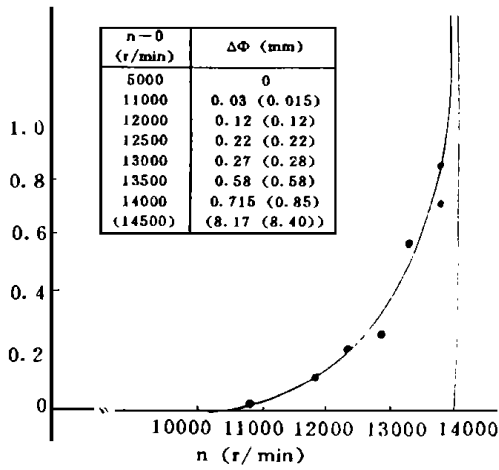


图 4 盘孔残余变形曲线

左端为

$$[(n + \Delta n)/n]^2 = (1 + \delta_n)^2 = 1 + 2\delta_n + 2\delta_n^2 \approx 1 + \delta_n$$

比较左右两端

$$\Delta\epsilon(n) = 2\delta_n\epsilon \quad (9)$$

(3) 应变试验值随机误差 除上二项外, 应变值试验误差还有: 热输出误差 $\Delta\epsilon_r$ 、应变计灵敏度系数误差 δ_k 、应变仪误差 (即说明书给定的误差) $\Delta\epsilon_L$ 等。其它如应变计阻值非 120Ω 的误差、引电器误差、测量导线阻值误差等均可忽略。则应变试验值随机 (绝对) 误差为:

$$\Delta\epsilon = \sqrt{\Delta\epsilon_r^2 + (2\delta_k\epsilon)^2 + (\epsilon\delta_k)^2 + \Delta\epsilon_r^2 + \Delta\epsilon_L^2} \quad (10)$$

而相对误差为:

$$\sigma_\epsilon = \Delta\epsilon/\epsilon \quad (11)$$

3. 计算应力及其试验误差 将由 (7) 式求出的 ϵ 代入 (2) ~ (6) 式, 求出相应的弹性或塑性应力 σ_e 、 σ_i 、 σ_d 。其相对误差可由 (2) 式导出:

$$\delta_\sigma = \sqrt{(\delta_\epsilon)^2 + (\delta_\epsilon)^2 + (\delta_k)^2 + (\delta_{\mu_g})^2} \quad (12)$$

应力绝对误差:

$$\Delta\sigma = \sigma \cdot \delta_\sigma \quad (13)$$

为进行数据处理与误差分析, 特编制了相应的计算机程序, 承担了大部分人工处理的工作, 大大提高了功效。

六、结 论

1. 由表 1 可看出, 采用本文介绍的测试及数据处理系数取得了较满意的结果。从而为工程应用和理论分析提供了有实用价值的测试技术和参考数据。应变、应力测量误差较大者多在径向。这可能是径向应力变化梯度大、应变计所测值是一个小面积上的平均值之故。

表 1 试验误差范围

项 目	应 变		应 力	
	最小	最大	最小	最大
试验误差 %	3.8	14.94	5.76	18.19
(试验值 - 计算值) / 试验值 %	0.26	18.47	0.86	24.48

2. 本文介绍的求取割线模量 s 和横向变形系数 μ_g 的方法较严格实用。笼统地认为塑性状态下的 $\mu_g = 0.5$, 显得有些粗糙。

3. 对于轮盘这类发动机关键零部件, 采用条件屈服极限 $\sigma_{0.2}$ 判断其安全系数和塑性区分布似不太安全。为确切判明轮盘工作状态, 需要材料部门提供盘材在使用温度下的 $\sigma \sim \epsilon$ 曲线和考虑置信度的弹性极限 σ_e 及 E 、 μ 等参数。

4. 本研究中发展的应变、应力试验数据处理与误差分析方法和程序, 可用于对任意状态的旋转或静止构件应变测量数据进行处理。从而大大减轻人力、减少差错、提高功效。将装有这套程序的微机用于试验现场进行实时处理, 便可实现构件应力测量自动化。

5. 本次研究中尝试采用了多种措施对轮盘的应力状态进行识别, 相互印证得较好。从而为弹塑性轮盘的选用和分析、验证提供了一些参考措施。

a standard deviation of negative three times (-3σ) with the confidence level of 95% and survivability of 99.87%.

3. Finite element methods, especially 3D nonlinear FEM and dynamical FEM for structure analysis have been developed substantially and extensively, and testified experimentally. All of these methods open up broad prospects for FEM application.

4. Besides LCF prediction, a progress has been made in life prediction under the fretting-creep, and creep-fatigue interactions.

5. Achievements in measuring and testing techniques have been also gained so that the effective means and conditions have been provided for experimental research projects.

The AESIRP is still going on. Its further achievements will be compiled in another special issue.

AESIRP SPECIAL ISSUE

MEASUREMENT OF ELASTOPLASTIC STRESSES OF ROTATING DISK IN HOT STATE

Liu Xiangsheng

(*Shenyang Aeroengine Research Institute*)

ABSTRACT

The philosophy, the measurement scheme, the essential technological data treatment and the error analysis in the measurement of elastoplastic strains and stresses at median and high temperatures are considered in this paper. The method for identification of plastic state of the disk, as well as the approach to obtaining the secant module and transverse deformation coefficient are presented. The accuracy of the measurements is quite sufficient. The useful measuring and testing technique as well as reference data are provided for the engineering utilization and theoretical analysis.

ANALYSIS OF THERMOELASTOPLASTIC CREEP FINITE ELEMENT UNDER CYCLIC LOADING

Mu Xiaying and Hu Zhiqiang

(*Xian Jiaotong University*)

ABSTRACT

The incremental constitutive equations of thermoelastoplastic creep analysis has been derived under the conditions of variable temperatures and loadings. The finite element basic formulation of the plane stress state has been deduced and the program MTEPCA of its thermoelastoplastic creep analysis under cyclic loading has been worked out. Two sophisticated problems in the programming have been tackled. One is how to improve computational accuracy under the influence of various thermoelastoplastic creep factors. For this purpose the subincremental method and the Newton iteration are applied to calculation of the stress and the elastoplastic weight coefficient respectively, besides a high-accurate