

# 基于热电偶反串的温升效率测量 不确定度分析

高 杰<sup>1,2</sup>, 向宏辉<sup>1,2</sup>, 吴森林<sup>1</sup>, 张 军<sup>1,2</sup>, 温珍荣<sup>1</sup>

(1. 中国航空发动机集团有限公司

四川燃气涡轮研究院 叶轮机械试验研究室, 四川 绵阳 621000;

2. 四川省航空发动机及燃气轮机叶轮机械工程技术研究中心, 四川 绵阳 621000)

**摘 要:** 针对轴流压气机气动性能试验中存在的低压比温升效率评估问题, 构建了常规测温方法与反串测温方法测量的温升效率不确定度数学分析模型, 并采用某单级压气机真实试验数据进行了两种测温方法不确定度的对比分析。结果表明: 相比常规测温方法, 反串测温方法不仅消除了热电偶冷端环境温度测量引入的不确定度, 还大幅降低了进口温度测量引入的不确定度, 使温升效率测量不确定度减小幅度在 30% 以上。

**关 键 词:** 温升效率; 常规测温; 反串测温; 热电偶; 轴流压气机

**中图分类号:** V231.3

**文献标志码:** A

## Uncertainty analysis of compressor temperature rise efficiency measurement based on thermocouple inversed connection

GAO Jie<sup>1,2</sup>, XIANG Honghui<sup>1,2</sup>, WU Senlin<sup>1</sup>,  
ZHANG Jun<sup>1,2</sup>, WEN Zhenrong<sup>1</sup>

(1. Laboratory of Turbomachinery Experiment, Sichuan Gas Turbine Establishment,  
Aero Engine Corporation of China, Mianyang Sichuan 621000, China;

2. Sichuan Province Engineering Technology Research Center of Turbomachinery of  
Aero-engine and Gas Turbine, Mianyang Sichuan 621000, China)

**Abstract:** In view of the problem of evaluating the temperature rise efficiency under low pressure ratio in the aerodynamic performance experiments of axial flow compressor, the uncertainty mathematics analysis models of temperature rise efficiency measured by the conventional method and a method with inversed connection of thermocouple were established respectively, and the uncertainties of temperature rise efficiency measured by two methods were analyzed comparatively with real experimental data of a single stage compressor. The results showed that, compared with conventional method, the uncertainty of temperature rise efficiency with inversed connection of thermocouple was greatly reduced by more than 30%, by eliminating the uncertainty introduced by the cold end temperature measurement of thermocouple and reducing the uncertainty introduced by the inlet temperature measurement.

**收稿日期:** 2021-06-02

**基金项目:** 民用飞机专项科研项目(MJ-2016-J-96)

**作者简介:** 高杰(1987—), 男, 高级工程师, 硕士, 主要从事压气机气动性能试验技术研究。

**引用格式:** 高杰, 向宏辉, 吴森林, 等. 基于热电偶反串的温升效率测量不确定度分析[J]. 航空动力学报, 2022, 37(8): 1732-1739.

GAO Jie, XIANG Honghui, WU Senlin, et al. Uncertainty analysis of compressor temperature rise efficiency measurement based on thermocouple inversed connection[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(8): 1732-1739.

**Key words:** temperature rise efficiency; conventional temperature measurement; temperature measurement with inversed connection of thermocouple; thermocouple; axial compressor

作为评定航空发动机轴流压气机性能指标的重要参数之一,温升效率直接反映了压气机内部机械能转化为气流压力势能的有效性<sup>[1]</sup>。在压气机设计技术的变革历程中,减小压气机气流做功过程中的流动损失以提高能量转化效率,一直以来都是国内外压气机设计人员为之努力的目标,也是推动压气机设计技术不断发展的主要动力<sup>[2-6]</sup>。因此,温升效率的准确测量对于压气机气动性能的评定具有重要意义。

国内外围绕压气机温升效率准确测量问题开展了大量研究工作。Abernethy 等、Brun 等、Bettocchi 等<sup>[7-9]</sup>针对压气机温升效率测量开展了误差分析工作。马宏伟等、杨荣菲等、高杰等<sup>[10-13]</sup>就内置浸入式探针对压气机温升效率的影响开展了大量数值模拟和试验研究工作。郭昕等、崔济亚<sup>[14-15]</sup>研究了空气湿度、变比热容等气体参数对温升效率的影响。任铭林等<sup>[16]</sup>通过对大量轴流压气机试验数据进行统计归纳,开展了温升效率与扭矩效率的对比分析,同时还分析了引气对温升效率的影响。向宏辉等<sup>[17]</sup>分析了压气机试验系统中影响温升效率测量的主要因素,验证了热电偶反串方法应用于压气机低压比小温升工况温升效率测量的有效性。

本文研究团队前期开展了压气机热电偶反串测温方法的应用研究,探讨了热电偶反串方法的技术原理、接线方式,并在多台压气机试验中进行了对比验证,从试验层面定性验证了热电偶反串测温方法的技术优势<sup>[17]</sup>。为进一步量化热电偶反串测量温升效率的技术优势,本文推导了热电偶常规测温方法与反串测温方法的温升效率测量不确定度数学模型,并采用某单级压气机试验数据对不确定度数学模型进行了验证。

## 1 温升效率测量方法

压气机气动性能试验中,温升效率主要通过对比进、出口总压和总温参数测量参数计算而获取,温升效率  $\eta$  的计算公式可表述为

$$\eta = \frac{(t_{in} + 273.15) \left( \pi^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right)}{t_{ex} - t_{in}} \quad (1)$$

式中  $t_{in}$  为进口温度测量值, °C;  $t_{ex}$  为出口温度测量值, °C;  $\pi$  为压比;  $k$  为常数, 空气时取值 1.4。

### 1.1 常规测温方法

在常规大气吸气式压气机气动性能试验中,压比的测量一般采用电子压力扫描阀测量试验件进出口截面的表压,结合大气压力计测量的当地大气压力进行计算而得到。一般而言,压气机气动性能试验中总压比的测量误差较小,通常不超过 0.2%<sup>[18]</sup>。进口总温一般由试验设备进气稳压段内安装的多支 Pt100 铂电阻传感器(由恒流源激励)通过数据采集系统将电压信号转换成对应的温度信号来获取,并按照算术平均的方式进行计算。出口总温由安装在压气机出口截面的多支多点热电偶探针感受热端测点与参考接点箱内冷端之间的温度差,结合参考接点箱内冷端测量温度进行热电动势补偿,通过热电偶分度表即可得到各个测点的绝对温度,并按照面积加权的方式进行计算。结合热电偶测量原理可知,出口总温的测量误差不仅包含了热电偶自身测量误差,还引入了参考接点箱内冷端温度的测量误差。若不考虑系统误差的影响,此时温升效率的测量误差源主要由压比测量误差、进口总温测量误差、热电偶测量误差和冷端温度测量误差等组成。常规测温方法示意图见图 1。

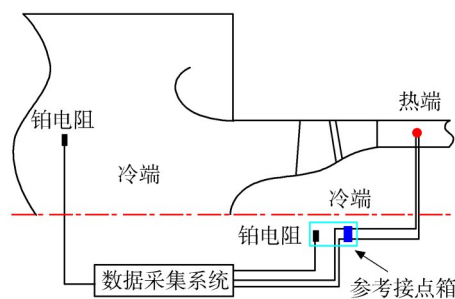


图 1 常规测温方法示意图

Fig.1 Schematic diagram of conventional temperature measuring method

### 1.2 反串测温方法

分析上述常规测温方法可以发现,参考接点箱的主要作用是为测量出口温度的热电偶提供一个温度较为稳定的冷端环境,并测量冷端环境温度。在进气稳压段内,气流速度非常低,温度场分

布较为均匀且稳定,且已经安装多支高精度铂电阻传感器用于测量进口温度。若将出口热电偶探针的冷端环境改变为进气稳压段内,采用进口温度作为冷端温度进行热电动势补偿,仍可以实现压气机温升效率的测量。这种基于热电偶反串的测量方法去掉了参考接点箱,减少了温升效率测量的中间环节,本文简称为反串测温方法,其测量示意图见图 2。

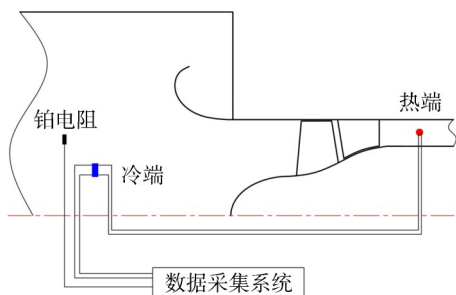


图 2 反串测温方法示意图

Fig.2 Schematic diagram of temperature measuring method with inversed connection of thermocouple

在实际压气机气动性能试验中,一般出口截面布设多个热电偶测点,在使用反串测量方法时需要在稳压段内集中设置多个冷端环境的补偿点,并采用补偿导线将冷端环境的补偿点与热电偶探针一一对应连接,并最终通过导线接入数据采集(简称数采)系统,以此实现压气机进、出口温差热电动势的直接测量,同时利用进口多支铂电阻测量的平均温度值作为冷端环境温度进行热电动势补偿,通过热电偶分度表转换为温度值。

相比于常规测温方法,反串测温方法不改变测试探针类型,即不影响所有测试传感器的测量精度,但优化了中间测试环节,去掉了参考接点箱,消除了参考接点箱内冷端环境温度测量误差带来的影响,理论上在温升效率测量上具有技术优势。同时,由于反串测温方法获取的出口温度是基于进口温度进行电动势补偿计算得到,进、出口温度的误差方向相同,在计算进出口温差时可以得到进一步消除,使温升效率测量精度进一步提高。

## 2 测温方法不确定度模型

为进一步量化上述两种测温方法的优劣,本文对两种测温方法获取的温升效率测量不确定度数学模型进行构建。由于两种测温方法使用的测量探针和数采系统相同,因此本文在进行不确定

度数学模型计算公式推导中忽略硬件系统误差的影响。

### 2.1 常规测温方法不确定度模型

进口总温一般由  $m$  支铂电阻探针测量并进行算术平均而得,进口总温公式为

$$t_{in} = \bar{t}_1 = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} \quad (2)$$

式中  $t_{1,j}$  为进口某支铂电阻测量温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\bar{t}_1$  为进口测量温度的算术平均值,  $^{\circ}\text{C}$ 。

在压气机出口测量截面上,采用多支多点梳状总温热电偶探针分别置于不同叶栅通道中,模拟一支测量把测量一个叶栅通道,共计  $n$  个测点,采用面积加权的方式得到出口总温。出口总温公式为

$$t_{ex} = \bar{t}_2 = \sum_{i=1}^n x_i t_{2,i} \quad (3)$$

式中  $\bar{t}_2$  为出口截面上的面积加权平均温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $t_{2,i}$  为出口截面某测点  $i$  的温度测量值,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $x_i$  为出口截面某测点  $i$  的面积加权平均系数。

温升效率  $\eta_1$  计算公式如下:

$$\eta_1 = \frac{\left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15 \right) \left( \pi^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right)}{\sum_{i=1}^n x_i t_{2,i} - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (4)$$

为了详细分析出口热电偶冷端温度测量不确定度对温升效率测量不确定度的影响,需要对上式中  $t_{2,i}$  进行分解。

根据热电偶测量基本定律,当出口截面上某点热电偶测量的冷端环境温度为  $t_{ref}$ 、热电偶感受到的热端与冷端环境之间的温差为  $\Delta t_i$  时,根据热电偶的热电动势与冷端环境温度、温差之间的关联关系(用函数  $f_1$  表示)可得到该热电偶测点测量的温差热电动势为

$$\Delta E_i = f_1(\Delta t_i, t_{ref}) \quad (5)$$

式中  $t_{ref}$  为出口截面热电偶的冷端环境温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta t_i$  为出口截面某点热电偶感受热端与冷端环境之间的温度差,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $\Delta E_i$  为出口截面某点热电偶测量得到温差热电动势,  $\text{mV}$ 。

根据热电偶分度表中热电动势与温度之间的关联关系(用函数  $f_2$  表示)可计算冷端环境温度对应参考热电动势

$$E_{ref} = f_2(t_{ref}) \quad (6)$$

式中  $E_{ref}$  为冷端温度对应的  $0^{\circ}\text{C}$  条件下参考热电动势,  $\text{mV}$ 。

根据热电偶中间温度定律可计算出截面上某热端测点温度对应的热电偶分度表中的总热电动势为

$$E_{\text{all},i} = \Delta E_i + E_{\text{ref}} = f_1(\Delta t_i, t_{\text{ref}}) + f_2(t_{\text{ref}}) \quad (7)$$

式中  $E_{\text{all},i}$  为热电偶热端温度对应的  $0^\circ\text{C}$  条件下总热电动势,  $\text{mV}$ 。

根据热电偶分度表中温度与热电动势之间的关联关系(用函数  $f_3$  表示)将某测点对应总热电动势转换为温度值,即

$$t_{2,i} = f_3(E_{\text{all},i}) \quad (8)$$

$$\ln \eta_1 = \ln \left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15 \right) + \ln \left( \pi^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right) - \ln \left[ \sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} \right] \quad (10)$$

$$\frac{d\eta_1}{\eta_1} = \frac{d \left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} \right)}{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{d \left[ \sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) \right] - d \left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} \right)}{\sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (11)$$

进一步变化可得

$$\frac{d\eta_1}{\eta_1} = \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i d[f_3(E_{\text{all},i})] - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{\sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (12)$$

$$\frac{d\eta_1}{\eta_1} = \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \left[ \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial \Delta t_i} d\Delta t_i + \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_{\text{ref}}} dt_{\text{ref}} \right] - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{\sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (13)$$

令

$$\theta = \frac{t_{\text{ex}} + 273.15}{t_{\text{in}} + 273.15} \quad (14)$$

式中  $\theta$  为进出口总温比。进一步采用  $t_{\text{in}}$ 、 $\theta$  对式(13)进行简化,可得

$$\frac{d\eta_1}{\eta_1} = \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{t_{\text{in}} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial \Delta t_i} d\Delta t_i + \sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_{\text{ref}}} dt_{\text{ref}} - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{(t_{\text{in}} + 273.15)(\theta - 1)} \quad (15)$$

将式(15)各项进行拆分、合并之后,可得

$$\frac{d\eta_1}{\eta_1} = \left( 1 + \frac{1}{\theta - 1} \right) \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{t_{\text{in}} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial \Delta t_i} d\Delta t_i}{(t_{\text{in}} + 273.15)(\theta - 1)} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_{\text{ref}}} dt_{\text{ref}}}{(t_{\text{in}} + 273.15)(\theta - 1)} \quad (16)$$

如此,可得到常规测温方法获取的温升效率相对标准不确定度  $u_r(\eta_1)$  计算公式

$$u_r(\eta_1) = \sqrt{F + G + H + I} \quad (17)$$

式中  $F$ 、 $G$ 、 $H$ 、 $I$  分别为各测量参数对应的不确定度分项,具体如下:

$$F = \left( 1 + \frac{1}{\theta - 1} \right)^2 \frac{\sum_{j=1}^m [u(t_{1,j})]^2}{m^2 (t_{\text{in}} + 273.15)^2} \quad (18)$$

在式(5)~式(8)中,  $f_1$ 、 $f_2$  与  $f_3$  三个函数可根据热电偶分度表通过多元多次解析表达式近似求解。如此即可将出口热电偶冷端温度引入温升效率计算数学模型中。

将式(8)带入温升效率计算公式,可得

$$\eta_1 = \frac{\left( \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j} + 273.15 \right) \left( \pi^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right)}{\sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (9)$$

对式(9)两边取自然对数并进行微分,可得

$$I = \frac{\sum_{i=1}^n \left[ x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_{\text{ref}}} u(t_{\text{ref}}) \right]^2}{(t_{\text{in}} + 273.15)^2 (\theta - 1)^2} \quad (21)$$

式中  $u(\pi)$  为压比测量标准不确定度;  $u(t_{1,j})$  为进口某点铂电阻测量的标准不确定度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $u(\Delta t_i)$  为出口截面某点热电偶测量的标准不确定度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $u(t_{\text{ref}})$  为出口热电偶冷端温度的测量标准不确定

$$\frac{d\eta_2}{\eta_2} = \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^4 dt_{1,j}}{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^4 t_{1,j} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \left[ \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial \Delta t_i} d\Delta t_i + \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_1} dt_1 \right] - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{\sum_{i=1}^n x_i f_3(E_{\text{all},i}) - \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m t_{1,j}} \quad (22)$$

式中  $\eta_2$  为反串测温方法获取的温升效率, 将式(22)进一步展开、合并, 可得

$$\frac{d\eta_2}{\eta_2} = \left[ 1 + \frac{1}{\theta - 1} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_1}}{\theta - 1} \right] \frac{\frac{1}{m} \sum_{j=1}^m dt_{1,j}}{t_{\text{in}} + 273.15} + \frac{\frac{k-1}{k} \pi^{\frac{k-1}{k}}}{\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1} \cdot \frac{d\pi}{\pi} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial \Delta t_i} d\Delta t_i}{(t_{\text{in}} + 273.15)(\theta - 1)} \quad (23)$$

如此, 可得到反串测温方法获取的温升效率标准不确定度  $u_r(\eta_2)$  计算公式

$$u_r(\eta_2) = \sqrt{F_1 + G + H} \quad (24)$$

式中  $F_1$  为进口温度测量不确定度分项, 按下式计算:

$$F_1 = \left[ 1 + \frac{1}{\theta - 1} - \frac{\sum_{i=1}^n x_i \frac{\partial f_3(E_{\text{all},i})}{\partial t_1}}{\theta - 1} \right]^2 \frac{\sum_{j=1}^m [u(t_{1,j})]^2}{m^2 (t_{\text{in}} + 273.15)^2} \quad (25)$$

对比常规测温方法与反串测温方法得到的温升效率不确定度计算公式可见, 后者较前者消除了冷端环境温度这一项, 并且在进口温度这一项也存在一定程度削弱。

### 3 不确定度模型的应用

选取某单级轴流压气机试验件为研究对象, 采用相同的测试探针和数据采集系统开展了两种不同温升效率测量方法的对比试验研究。在进气稳压段内布置了4支Pt100铂电阻温度传感器, 温度测量范围为0~150  $^{\circ}\text{C}$ , 相对极限误差为 $\pm 1.0\%$ 。在试验件出口截面布置了7支径向5点T型热电偶总温探针, 温度测量范围为0~390  $^{\circ}\text{C}$ , 相对极限误差为 $\pm 1.0\%$ 。参考接点箱内冷端温度通过温度变送器进行测量, 其测量极限误差为0.45  $^{\circ}\text{C}$ 。

度,  $^{\circ}\text{C}$ 。

#### 2.2 反串测温方法不确定度模型

与常规测温方法相比, 反串测温方法主要改变了出口截面上热电偶测点的冷端位置, 即用进口铂电阻测量算术平均值代替了  $t_{\text{ref}}$ 。可将式(13)变化为

图3为该压气机试验件采用两种不同测量方法获取的转速50%  $n_d \sim 80\% n_d$  ( $n_d$  为试验件设计转速) 时总性能特性, 此时试验件进出口温差范围约为16~55  $^{\circ}\text{C}$ 。图中, 两种方法获取的压气机压比特性曲线重合度非常好, 表明该试验件在两次对比试验中的工作状态基本一致。但在图中可以看到, 常规测温方法获取的温升效率特性曲线与反串测温方法测量结果存在较大差异。尤其是随着试验件转速降低, 两种方法测量结果之间的差异越大。从温升效率特性曲线随转速的变化趋势看, 常规测温方法获得的转速50%  $n_d \sim 70\% n_d$  下温升效率特性曲线分布出现了异常, 低转速温升效率反而较高转速温升效率偏高, 这不符合轴流压气机温升效率随转速分布的常规认知。而反串测温方法获取的温升效率随转速分布规律未出现此类异常现象。

依据前述不确定度计算模型计算两种方法获取的温升效率标准不确定度, 并按照置信概率为95%、包容因子为2时计算其扩展不确定度(用符号  $U_{95}(\eta)$  表示), 见图4。图中可见, 常规测温方法获取的温升效率扩展不确定度范围明显较反串测温方法大, 表明反串测温方法可以提高温升效率的测量精度。在转速分别为50%  $n_d$ 、60%  $n_d$ 、70%  $n_d$ 、75%  $n_d$ 、80%  $n_d$  时, 常规测温方法获取的温升效率扩展不确定度范围分别为0.045~0.055、0.031~0.039、0.023~0.028、0.020~0.024、0.015~0.019, 而反串测温方法测量的温升效率扩展不确定度范围分别为0.026~0.032、0.019~0.023、

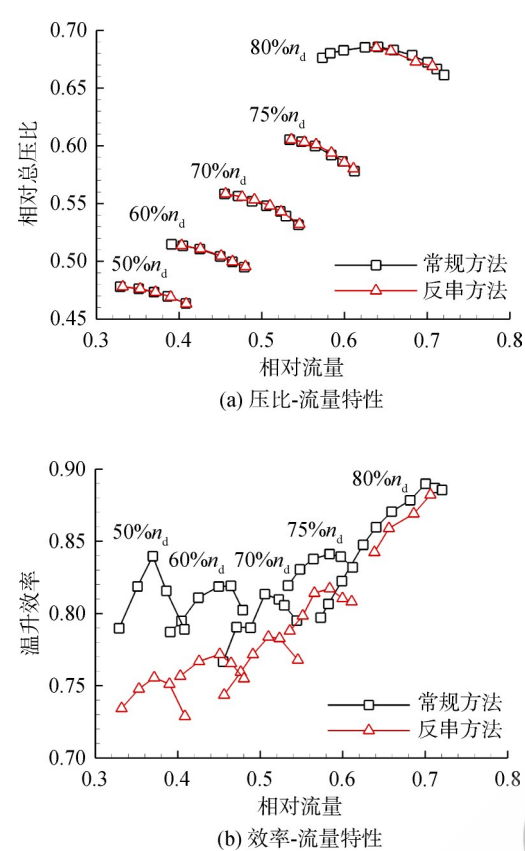


图3 两种测温方法获取的压气机性能  
Fig.3 Compressor performance obtained by two temperature measurement methods

0.013~0.017、0.012~0.014、0.010~0.012, 仅从各转速下温升效率扩展不确定度分布范围看,反串测温方法使温升效率测量不确定度总体减小了30%以上。

表1列出了该试验件各转速最高效率点时两种方法测量温升效率相对标准不确定度各个分量组成。表中可见,常规测量方法中热电偶冷端环境温度测量不确定度对温升效率测量相对标准不确定度影响较小,通过消除热电偶冷端参考接点

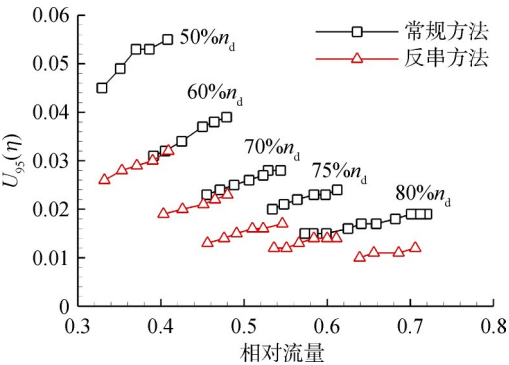


图4 两种测量方法获取的压气机温升效率扩展不确定度分布曲线  
Fig.4 Extended uncertainty of compressor temperature rise efficiency obtained by two measurement methods

箱的测量不确定度,可使温升效率测量相对标准不确定度减小0.27%~0.39%。两种测量方法获取的温升效率相对标准不确定度分量中, $u(\pi)$ 与 $u(\Delta t_i)$ 不确定度变化较小,但反串方法消除了参考接点箱内冷端环境温度测量引入的不确定度,同时大幅减小了进口温度测量引入的不确定度,使反串测量方法获取的温升效率相对测量不确定度大幅减小。

为进一步定量分析两种测量方法中各不确定度分量的大小,定义各不确定度分量的评价权重系数如下:

$$\zeta = \left[ \frac{u(\alpha_i)}{u_r(\eta)} \right]^2 \times 100\%$$

(26)

式中 $\zeta$ 为不确定度分量权重系数; $u(\alpha_i)$ 为对应不确定度分量,℃; $u_r(\eta)$ 为温升效率相对标准不确定度。表2列出了该试验件各转速下最高效率点时两种方法测量温升效率相对标准不确定度各个分量的权重系数。表中,常规测量方法中, $u(t_{1,i})$ 、

表 1 温升效率相对标准不确定度分量

Table 1 Relative standard uncertainty component of temperature rise efficiency

| 转速        | 相对流量    | 常规方法     |              |                 |              |               | 相对流量    | 反串方法     |              |                 |              |               |
|-----------|---------|----------|--------------|-----------------|--------------|---------------|---------|----------|--------------|-----------------|--------------|---------------|
|           |         | $u(\pi)$ | $u(t_{1,i})$ | $u(\Delta t_i)$ | $u(t_{ref})$ | $u_r(\eta_1)$ |         | $u(\pi)$ | $u(t_{1,i})$ | $u(\Delta t_i)$ | $u(t_{ref})$ | $u_r(\eta_2)$ |
| 50% $n_d$ | 0.369 6 | 0.004 7  | 0.024 0      | 0.019 1         | 0.002 7      | 0.031 1       | 0.371 4 | 0.004 7  | 0.002 3      | 0.018 0         |              | 0.018 8       |
| 60% $n_d$ | 0.425 0 | 0.003 2  | 0.016 3      | 0.012 4         | 0.001 8      | 0.020 8       | 0.450 9 | 0.003 4  | 0.002 2      | 0.012 8         |              | 0.013 5       |
| 70% $n_d$ | 0.505 6 | 0.002 4  | 0.012 8      | 0.009 3         | 0.001 3      | 0.016 0       | 0.491 1 | 0.002 4  | 0.002 2      | 0.008 8         |              | 0.009 4       |
| 75% $n_d$ | 0.564 4 | 0.001 9  | 0.010 4      | 0.007 3         | 0.001 0      | 0.012 9       | 0.565 7 | 0.001 9  | 0.002 2      | 0.007 3         |              | 0.007 8       |
| 80% $n_d$ | 0.599 0 | 0.001 4  | 0.007 8      | 0.005 0         | 0.000 7      | 0.009 4       | 0.638 5 | 0.001 4  | 0.002 1      | 0.005 4         |              | 0.006 0       |

表 2 温升效率相对标准不确定度分量的权重系数

Table 2 Weight coefficient of each relative standard uncertainty component of temperature rise efficiency

| 方法   | 转速        | 相对<br>流量 | $\xi/\%$ |              |                 |                     |
|------|-----------|----------|----------|--------------|-----------------|---------------------|
|      |           |          | $u(\pi)$ | $u(t_{1,i})$ | $u(\Delta t_i)$ | $u(t_{\text{ref}})$ |
| 常规方法 | 50% $n_d$ | 0.369 6  | 2.28     | 59.55        | 37.72           | 0.75                |
|      | 60% $n_d$ | 0.425 0  | 2.37     | 61.41        | 35.54           | 0.75                |
|      | 70% $n_d$ | 0.505 6  | 2.25     | 64.00        | 33.79           | 0.66                |
|      | 75% $n_d$ | 0.564 4  | 2.17     | 65.00        | 32.02           | 0.60                |
|      | 80% $n_d$ | 0.599 0  | 2.22     | 68.85        | 28.29           | 0.55                |
| 反串方法 | 50% $n_d$ | 0.371 4  | 6.25     | 1.50         | 91.67           |                     |
|      | 60% $n_d$ | 0.450 9  | 6.34     | 2.66         | 89.90           |                     |
|      | 70% $n_d$ | 0.491 1  | 6.52     | 5.48         | 87.64           |                     |
|      | 75% $n_d$ | 0.565 7  | 5.93     | 7.96         | 87.59           |                     |
|      | 80% $n_d$ | 0.638 5  | 5.44     | 12.25        | 81.00           |                     |

$u(\Delta t_i)$ 的权重系数较高, $u(\pi)$ 、 $u(t_{\text{ref}})$ 的权重系数较小。采用反串测量方法后, $u(t_{1,i})$ 项的权重系数由59.55%~68.85%大幅下降为1.5%~12.25%,温升效率相对标准不确定度的主要来源变化为 $u(\Delta t_i)$ 项。这表明反串方法可以大幅减小进口温度测量引入的不确定度分量,进而减小温升效率测量不确定度。

4 结 论

本文针对轴流压气机气动性能试验中存在的低压比温升效率评估问题,分析了常规测温方法与反串测温方法的技术原理,进一步构建了两种测温方法测量的温升效率不确定度分析数学模型,并采用某单级压气机真实试验数据进行了两种测温方法不确定度的对比分析。研究结果表明:相比常规测温方法,反串测温方法不仅消除了热电偶冷端温度测量引入的不确定度,还大幅降低了进口温度测量引入的不确定度,使温升效率测量不确定度减小幅度在30%以上。

参考文献:

[1] 楚武利,刘前智,胡春波.航空叶片机原理[M].西安:西北工业大学出版社,2009.

[2] 王琦,马云翔,赵铎,等.可控扩散叶型正问题设计方法的研究与应用[J].热能动力工程,2014,29(4):355-360.

WANG Qi,MA Yunxiang,ZHAO Duo,et al.Study and applications of the methods for designing the positive problems relating to the controllable diffusion blade profile[J].Journal of Engineering for Thermal Energy and Power,2014,29(4):

355-360.(in Chinese)

[3] 李清华,刘昭威.可控扩散叶型全3维黏性反问题设计方法[J].航空发动机,2019,45(1):6-11.

LI Qinghua,LIU Zhaowei.Fully three-dimensional viscous inverse design method of controlled diffusion airfoil[J].Aero-engine,2019,45(1):6-11.(in Chinese)

[4] 李清华,安利平,徐林,等.高负荷压气机设计技术探索研究与试验验证[J].航空学报,2017,35(1):1-12.

LI Qinghua,AN Liping,XU Lin,et al.Exploratory research and test verification of high load compressor design technique[J].Acta Aeronautica et Astronautica Sinica,2017,35(1):1-12.(in Chinese)

[5] 赵斌,刘宝杰.跨声串列转子及前后叶片匹配特性分析[J].航空学报,2011,32(6):978-987.

ZHAO Bin,LIU Baojie.Effects of relative position of forward and aft blades on performance of tandem rotor[J].Acta Aeronautica et Astronautica Sinica,2011,32(6):978-987.(in Chinese)

[6] 刘波,周新海,严汝群.轴流压气机可控扩散叶型的数值优化设计[J].航空动力学报,1991,6(1):9-12.

LIU Bo,ZHOU Xinhai,YAN Ruqun.Numerical optimization program for design controlled diffusion compressor blade[J].Journal of Aerospace Power,1991,6(1):9-12.(in Chinese)

[7] ABERNETHY R B,THOMPSON J W.Uncertainty in gas turbine measurements[R].AIAA 73-1230,1973.

[8] BRUN K,KURZ R.Measurement uncertainties encountered during gas turbine driven compressor field testing[R].ASME Paper 98-GT-1,1998.

[9] BETTOCCHI R,PINELLI M.A multi-stage compressor test facility:uncertainty analysis and preliminary test results[R].ASME Paper GT2003-38397,2003.

[10] MA H W,LI S H,WEI W.Effects of probe support on the

- flow field of a low-speed axial compressor[J]. Journal of Thermal Science, 2014, 23(2):120-126.
- [11] 马宏伟, 项乐. 探针支杆对压气机转子性能及流场影响的数值模拟研究[J]. 推进技术, 2016, 37(12):2288-2295.
- MA Hongwei, XIANG Le. Numerical investigation of effects of probe support on performance and flow field of compressor rotor[J]. Journal of Propulsion Technology, 2016, 37(12): 2288-2295. (in Chinese)
- [12] 杨荣菲, 赵建通, 向宏辉, 等. 进口探针支杆对1.5级压气机气动性能的影响[J]. 推进技术, 2017, 38(5):1038-1046.
- YANG Rongfei, ZHAO Jiantong, XIANG Honghui, et al. Effects of inlet probe support on aerodynamic performance of 1.5-stage compressor[J]. Journal of Propulsion Technology, 2017, 38(5):1038-1046. (in Chinese)
- [13] 高杰, 向宏辉, 代秋林, 等. 探针支杆尾迹特性对压气机叶栅性能的影响[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2019, 32(6):6-13.
- GAO Jie, XIANG Honghui, DAI Qiulin, et al. Effect of probe support wake characteristics on compressor cascade performance[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2019, 32(6):6-13. (in Chinese)
- [14] 郭昕, 崔健, 顾杨. 压气机试验特性的修正方法研究[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2002, 15(1):11-13.
- GUO Xin, CUI Jiang, GU Yang. An investigation on correction methods of compressor test characteristics[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2002, 15(1):11-13. (in Chinese)
- [15] 崔济亚. 压气机效率的正确变比热计算[J]. 推进技术, 1995, 16(2):1-3.
- CUI Jiya. Correct calculation of varying specific heat compressor efficiency[J]. Journal of Propulsion Technology, 1995, 16(2):1-3. (in Chinese)
- [16] 任铭林, 向宏辉. 有关轴流压气机效率问题的探讨[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2009, 22(4):9-14.
- REN Minglin, XIANG Honghui. Exploration of efficiency in axial compressor[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2009, 22(4):9-14. (in Chinese)
- [17] 向宏辉, 王掩刚, 高杰, 等. 轴流压气机效率测量两类影响因素的试验研究[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2019, 32(3):1-7.
- XIANG Honghui, WANG Yangang, GAO Jie, et al. Experimental investigation of two effect factors on axial flow compressor efficiency measurement[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2019, 32(3):1-7. (in Chinese)
- [18] 赵全春, 段连丰, 沈培英. 压气机气动性能试验[R]. 北京: 中国航空工业总公司, 1995.

(编辑:王碧琚)