

IN718 材料间接接触热阻实验关联式构建

邹奇材¹, 王安良^{1,2}

(1. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 102206;

2. 北京航空航天大学 航天液体动力全国重点实验室, 北京 102206)

摘 要: 针对航空发动机涡轮轴和叶片的接触传热问题, 以 IN718 高温合金为研究对象, 基于稳态热流法搭建了新的接触热阻实验平台。首先, 采用单点接触热阻标定法对设备不确定度进行评估, 结果表明无量纲单点接触热阻的相对误差可控制在 18% 以内。其次, 通过实验测量研究了 IN718 样件两种界面的表面粗糙度、界面压力 (0.05~10 MPa) 及平均温度 (20~160 °C) 对接触热阻的影响规律。结果表明: 接触热阻随界面压力和平均温度的升高而减小, 随表面粗糙度的增大而增大。最后, 将实验结果与经典半经验关联式对比发现, 现有接触热阻模型及实验关联式在特定压力与表面粗糙度区间存在显著失效现象。综合考虑表面粗糙轮廓曲线的高斯与非高斯分布特征, 提出了一个新的无量纲接触热阻经验关联式, 该公式预测值与实验数据的最大误差小于 $\pm 20\%$ 。

关 键 词: 接触热阻; 稳态热流法; 界面压力; 界面温度; 表面粗糙度

中图分类号: V232

文献标志码: A

Experimental correlation development for thermal contact resistance of IN718 alloy

Zou Qicai¹, Wang Anliang^{1,2}

(1. School of Astronautics, Beihang University, Beijing 102206, China;

2. National Key Laboratory of Aerospace Liquid Propulsion,
Beihang University, Beijing 102206, China)

Abstract: Thermal contact resistance at the interfaces of turbine shafts and blades is critical for the thermal analysis and durability design of aero-engines. Accordingly, an experimental apparatus based on the steady-state heat flux method was developed to measure thermal contact resistance in IN718 superalloy contacts. The measurement uncertainty of the setup was first evaluated using a single-point thermal contact resistance method, demonstrating that the relative errors for dimensionless single-point thermal contact resistance were within 18%. Subsequently, experimental investigations were conducted to examine the effects of two levels of surface roughness, interface pressure (0.05~10 MPa), and average interface temperature (20~160 °C) on the thermal contact resistance of IN718 specimens. The results indicated that thermal contact resistance decreased with the increasing pressure and temperature, but increased with higher surface roughness. A comparison of the experimental data with existing classical semi-empirical models revealed significant prediction inaccuracies, particularly within specific pressure and roughness ranges. Consequently, considering both the Gaussian and non-Gaussian distribution characteristics of the surface profile, a dimensionless empirical correlation was proposed. The maximum error between the predicted values from this correlation and the experimental data was less than $\pm 20\%$.

收稿日期: 2025-12-01

作者简介: 邹奇材(2001—), 男, 硕士生, 研究方向为接触热阻。E-mail: 2358497258@qq.com

通信作者: 王安良(1974—), 男, 讲师, 博士, 研究方向为接触热阻、低温沸腾换热。E-mail: wanganliang@buaa.edu.cn

引用格式: 邹奇材, 王安良. IN718 材料间接接触热阻实验关联式构建[J]. 航空动力学报, 2026, 41(11): 20250550. Zou Qicai, Wang Anliang. Experimental correlation development for thermal contact resistance of IN718 alloy[J]. Journal of Aerospace Power, 2026, 41(11): 20250550.

Keywords: thermal contact resistance; steady-state heat flux method; interface pressure; interface temperature; surface roughness

接触热阻(thermal contact resistance, TCR)源于两个接触表面之间的非理想接触,是热量流经界面时产生的一种额外热阻。接触热阻广泛应用于低温工程^[1]、核工业^[2]、换热器^[3]等领域。尤其是在航空航天等领域,接触热阻广泛存在于法兰、榫头榫槽、搭接等结构。且在主流气体和二次流的共同影响下,接触部位温度响应不一致,同时由于连接位置在发动机飞行过程中压力及形变过程复杂,对航空发动机的性能影响显著。例如,在活塞式风冷发动机中,接触热阻会阻碍活塞的热传导,导致活塞顶部形成热积累。活塞环区的温度对发动机可靠性至关重要,温度过高会使润滑油变质、焦结,进而导致活塞环严重磨损^[4]。在航空发动机的机匣结构中,法兰边的接触热阻会影响机匣间的热量传递,改变温度分布,最终威胁发动机的安全运行^[5]。此外,燃气轮机法兰连接界面的接触热阻对非连续转子的热传递特性有决定性影响,是研究界面滑移及振动问题的基础^[6]。伴随着发动机工作环境日益严苛,由材料热防护不当、热弯曲和热蠕变变形等引发的故障问题日益凸显^[7]。叶顶间隙是发动机的一个关键设计参数,其精确控制至关重要。间隙过小,叶片和机匣在热载荷作用下变形时易发生碰撞,引发发动机振动甚至叶片损伤;间隙过大,则会导致过多高温、高压燃气泄漏,造成涡轮效率下降和发动机耗油率攀升^[8]。有研究表明,当间隙与叶高比增大 1%,涡轮效率约下降 1.2%,整机耗油率增加近 2%^[9]。

经过多年的努力,研究者们已建立了诸多经典的接触热阻预测理论模型^[10]。但由于该问题涉及材料、传热、几何与力学等多学科的复杂耦合,至今仍缺乏普适性的理论或经验公式。尤其是当界面表面特征不满足高斯分布时,经典预测模型已然失效^[1]。在航空发动机中,高温合金占整机质量的 40%~60%^[11]。因此其界面间的接触热阻行为至关重要。然而,针对此类材料在真实发动机工况下的接触热阻系统性数据与模型仍相对匮乏,通常实验测量是必要手段。其中,一维稳态法因其稳定性好、测量精度高等优点,被广泛用于构建接触热阻实验系统^[12-16]。基于该方法,研究者

们针对不同材料与结构展开了探索。Liu 等^[17]通过实验法研究了发动机和其他关键部件的结构材料 γ -TiAl/2Cr12NiMoWV 界面和 2Cr12NiMoWV/BH137 界面在压力(2~17 MPa)和界面温度(80~250 °C)工况下的接触热阻。研究结果发现,低屈服强度和高导热系数的材料有助于降低接触热阻。王宗仁等^[18-19]采用自主研发的带补偿加热的接触热导测试设备,对航空发动机用高温结构材料 GH4169/K417、GH4169/GH4169 间不同载荷(60~180 MPa)和不同表面粗糙度下的接触热阻进行实验测量。结果表明带有补偿加热的接触热导测试装置能有效降低横向热流损失。陈燕等^[5]聚焦于法兰连接,揭示了法兰间隙与螺栓拧紧力矩对接触热阻的影响,研究了法兰间隙(0~0.75 mm)、螺栓拧紧力矩(20~40 N·m)对法兰接触热阻特性的影响。王迪昌等^[20]采用实验法研究了界面压力(45~200 MPa)和温度(150~300 °C)对材料 1Cr11Ni2W2MoV 和 DD5 接触热阻的影响。Tang 等^[21]研究了影响 TC4/30CrMnSi 界面间接触热导的 4 个因素,即界面温度(200~350 °C)、表面粗糙度($R_a=3.2, 6.4 \mu\text{m}$)、外加载荷(0~150 MPa)和热流方向。

在一维稳态系统中,确定测量精度尤为重要,通常可采用 Coleman 和 Steele^[22]提出的泰勒级数法进行误差分析。在该系统中,由侧向热流引起的系统漏热是影响测量不确定度的关键因素之一。然而,漏热量的精确量化一直是一项挑战。现有研究通常采用估算^[23]或数值模拟^[24]进行处理,但这些方法在精度或便捷性上存在局限。

镍基高温合金(尤其是应用于涡轮叶片的新 IN718 合金)的界面接触热阻数据,对于航空发动机关键部件的热分析及结构设计具有至关重要的学术价值与工程意义。然而,当前该数据的精确测量主要面临两大挑战:一是实验过程中的漏热问题导致测量失真;二是在高温环境下,界面辐射热阻占比较大且难以与接触点导热热阻分离^[25],使得接触传热机理的识别变得极为困难。目前多数研究聚焦于高温高压工况,而对涡轮叶片榫头等低压界面接触热阻的关注不足。鉴于此,本文开展了针对性的实验研究以获取 IN718 合金在低

压、中温工况下的接触热阻。

1 实验测试

1.1 实验样件

实验件为 Inconel 718(IN718) 高温合金加工的圆柱体, 其半径 r_0 为 12.5 mm, 高度为 90 mm, 几何尺寸如图 1 所示。本文为测量轴向温度分布,

沿试件轴线方向均匀布置了 6 个直径为 2 mm, 深度为 12.5 mm 的盲孔, 相邻孔中心间距为 15 mm。实验中采用 K 型热电偶作为温度传感器, 其焊点直径为 1.50 mm, 探针长度为 5 mm。安装时, 在热电偶表面均匀涂覆导热硅脂, 再将其插入测孔中, 以确保其与孔壁之间形成良好的热接触, 从而获得准确的位置温度。

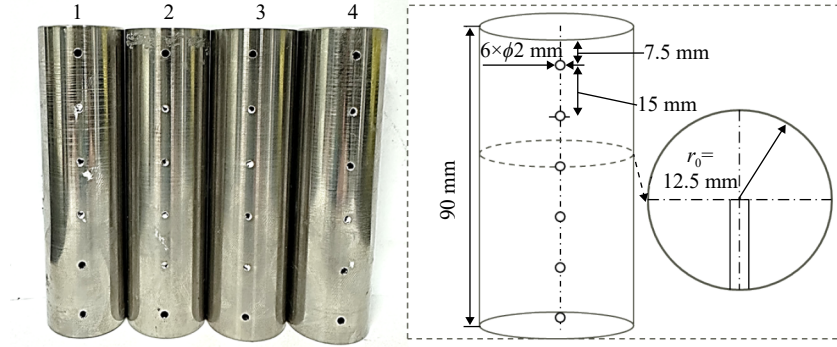


图 1 实验样件

Fig. 1 Experimental specimens

1.2 导热系数

研究选用的 IN718 合金(对应中国牌号 GH 4169)化学成分经检测均符合标准限值。根据《航空材料手册》^[26], IN718 合金在常温至中高温区间内的导热系数 λ 与温度 t 具有显著的线性相关特征。为此, 采用激光脉冲法(Netzsch LFA-467)在 30、100、200 $^{\circ}\text{C}$ 和 350 $^{\circ}\text{C}$ 这 4 个关键温度点进行测试。为确保测量精度, 每个温度点进行 3 次重复测量, 系统扩展不确定度仅为 3%, 实验结果与拟合曲线如图 2 所示。

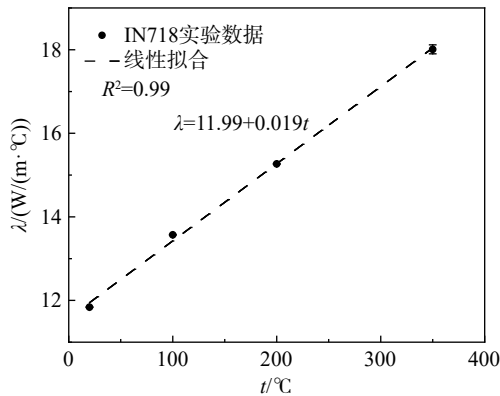


图 2 IN718 材料导热系数

Fig. 2 Thermal conductivity of IN718 material

1.3 表面轮廓特征

采用 TIME3231 触针式轮廓仪对 IN718 试样

接触界面的微观形貌进行表征, 测量遵循 GB/T 1031-2009 标准, 系统误差控制在 7% 以内。为描述不同加工工艺对接触热阻的影响, 实验制备了两种典型表面粗糙度的样件。其中, 低粗糙度表面($R_a=0.23, 0.24 \mu\text{m}$)通过精细磨削而成, 呈现出典型的各向同性特征; 高粗糙度表面($R_a=3.39, 3.53 \mu\text{m}$)则采用车削工艺, 其表面具有明显的周期性刀痕。测量过程中, 设定取样长度为 4 mm, 采样间距为 $0.5 \mu\text{m}$, 且测量路径始终保持垂直于加工纹理(如图 3 所示)。统计分析表明, 磨削表面的峰值高度符合高斯(Gaussian)分布, 满足典型接触传热模型的基本假设; 而车削表面受周期性刀具轨迹影响, 显著偏离高斯分布。

根据 Cooper-Mikic-Yovanovich(CMY)^[23] 接触理论, 界面接触热阻不仅受宏观表面粗糙度等级的影响, 更取决于微观粗糙峰的形貌特征。形貌常用以下参数来描述:

1) 方均根表面粗糙度高度偏差 σ :

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{L} \int_L [y(x)]^2 dx} \quad (1)$$

2) 界面轮廓算术平均斜率 m :

$$m = \frac{1}{L} \int_L \left| \frac{dy(x)}{dx} \right| dx \quad (2)$$

3) 方均根表面粗糙度斜率 σ' :

$$\sigma' = \sqrt{\frac{1}{L} \int_L \left[\frac{dy(x)}{dx} \right]^2 dx} \quad (3)$$

4) 方均根表面粗糙度曲率 σ'' :

$$\sigma'' = \sqrt{\frac{1}{L} \int_L \left[\frac{d^2y(x)}{dx^2} \right]^2 dx} \quad (4)$$

5) 偏斜度 R_{sk} :

$$R_{sk} = \frac{1}{\sigma^3} \left[\frac{1}{L} \int_L y^3(x) dx \right] \quad (5)$$

6) 陡峭度 R_{ku} :

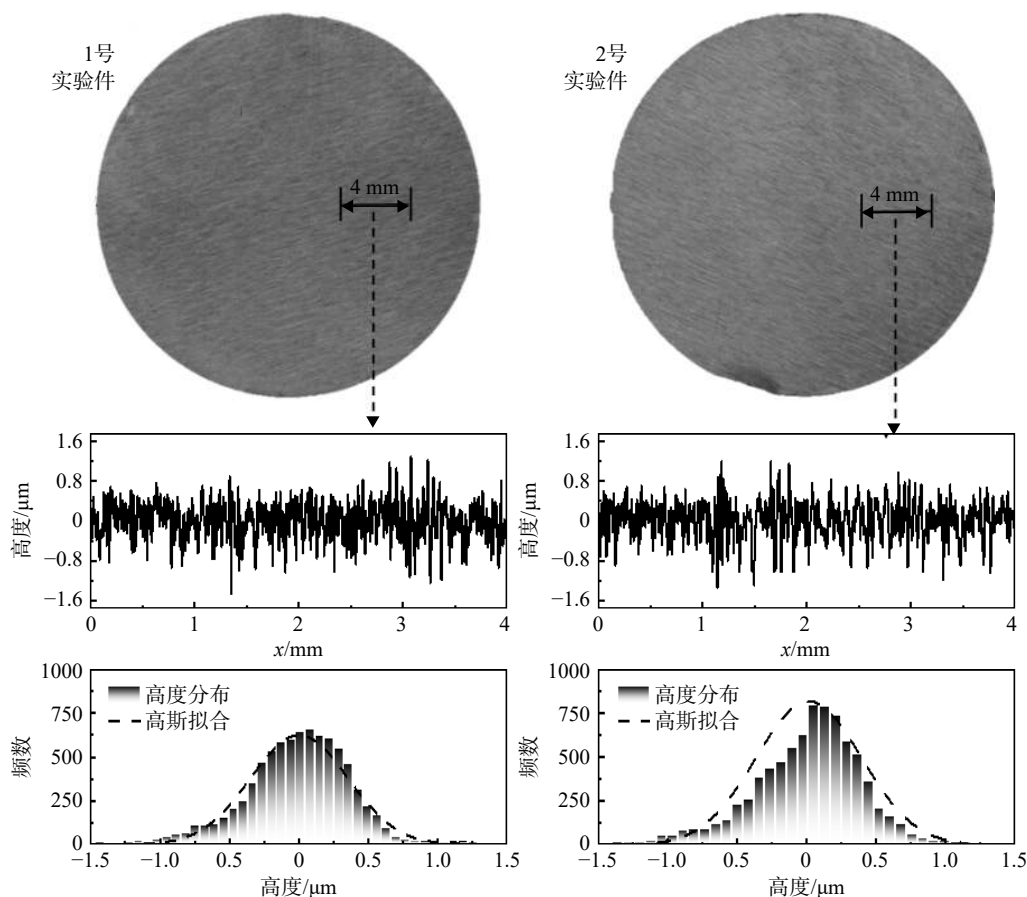
$$R_{ku} = \frac{1}{\sigma^4} \left[\frac{1}{L} \int_L y^4(x) dx \right] \quad (6)$$

式中 $y(x)$ 为轮廓曲线函数, L 为取样长度。TIME 3231 触针式轮廓仪测量获得的轮廓数据由一系列离散点组成。因此, 式(3)和式(4)中的 1 阶、2 阶导数采用中心差分法计算, 对于其余涉及连续函数积分的参数, 采用离散数据点的求和运算近似替代。对于具有各向同性、随机分布的高斯粗糙曲面, $\sigma' \approx 1.25m$, $\sigma'' = 1.25R_a$, $R_{sk} = 0$, $R_{ku} = 3$ ^[23]。不同加工工艺样件的各项表面特征参数汇总于表 1。

由表可见, 3 号和 4 号样件的表面特征偏离了高斯分布。

1.4 实验系统及测量方法

如图 4(a)所示, 接触热阻测量系统主要由主测量系统(位于真空舱内)、测控系统、真空系统和数据采集系统组成。主测量系统是核心, 包含: ①加热器, 工作温度范围为 0~400 ℃; ②冷却装置, 与外置恒温水箱联动, 实现 0~100 ℃ 的精确控温; ③加载装置, 可施加 0~20 MPa 的界面压力。压力由轮辐式传感器测量, 其输出电压信号经校准后换算为实际压力值。除此之外, 真空系统为机械泵与分子泵同时运行, 使主测量系统的真空度可达 10^{-2} Pa 量级。测试方法遵循美国标准 ASTM D5470, 采用一维稳态法(图 4(b))。每个实验件布置 4 根热电偶(共计 8 个测点), 热电偶的电压信号通过 NI 9213 数据采集卡采集, 并依据相应分度表转换为温度值。图 4(c)显示了典型工况过程中 8 个通道的温度($t_1 \sim t_8$)随时间变化曲线。稳态判定由基于 LabVIEW 开发的程序自动执行: 该程序持续监测所有通道的温度, 数据采集频率为 1 Hz。若在连续 15 min 内每个通



(a) A组样件轮廓曲线统计结果

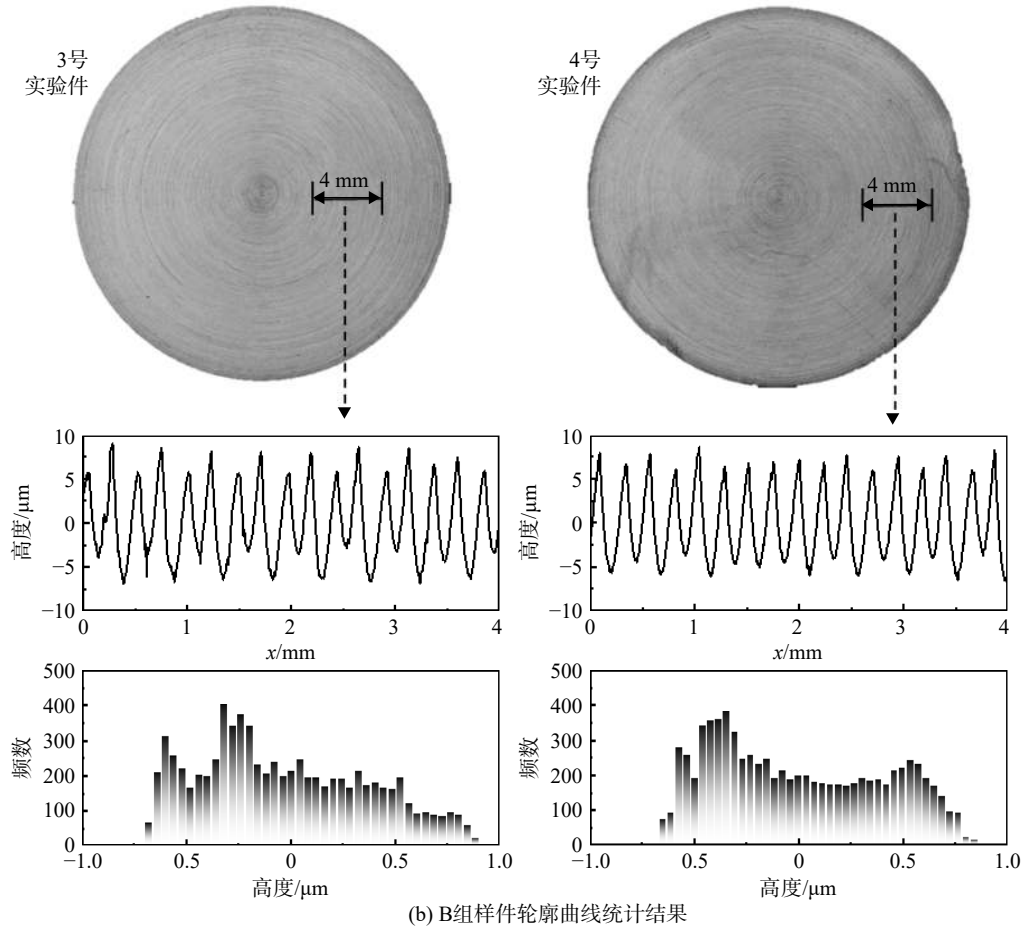


图 3 轮廓曲线测量结果

Fig. 3 Profile curve measurement results

表 1 接触表面形貌表征参数

Table 1 Contact surface topography characterization parameters

实验组号	实验件编号	$R_a/\mu\text{m}$	$\sigma/\mu\text{m}$	m	σ'	σ''	R_{sk}	R_{ku}
A	1	0.23	0.40	0.063	0.082	38.580	-0.919	3.395
	2	0.24	0.35	0.072	0.092	49.566	-0.336	3.596
B	3	3.53	4.09	0.112	0.141	44.996	0.231	1.931
	4	3.39	4.03	0.108	0.130	35.839	0.267	1.792

道的温度波动均小于 $0.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, 则判定系统达到稳态, 并记录该稳态下的数据用于后续计算。

获得稳态数据后, 取每个通道后 100 个数据的平均值计算接触热阻, 计算方法为:

1) 根据傅里叶定律计算上实验件热流密度, 其表达式为:

$$q_1 = \frac{1}{3} \left(\lambda_{12} \frac{t_1 - t_2}{Z_1 - Z_2} + \lambda_{23} \frac{t_2 - t_3}{Z_2 - Z_3} + \lambda_{34} \frac{t_3 - t_4}{Z_3 - Z_4} \right) \quad (7)$$

$$q_2 = \frac{1}{3} \left(\lambda_{56} \frac{t_5 - t_6}{Z_5 - Z_6} + \lambda_{67} \frac{t_6 - t_7}{Z_7 - Z_8} + \lambda_{78} \frac{t_7 - t_8}{Z_7 - Z_8} \right) \quad (8)$$

$$\lambda_{ii+1} = 11.99 + 0.019(t_i + t_{i+1})/2 \quad (9)$$

式中 λ_{ii+1} 为两热电偶间的导热系数; q_1 和 q_2 为上下实验件热流密度 (W/m^2); Z 为热电偶的安装位置坐标 (mm)。

2) 计算接触上界面温度 t_{up} 和下界面温度 t_{down} , 表达式分别为式(10)和式(11):

$$t_{\text{up}} = t_4 - q_1 \frac{Z_{\text{up}} - Z_4}{\lambda_{34}} \quad (10)$$

$$t_{\text{down}} = t_5 + q_2 \frac{Z_{\text{down}} - Z_5}{\lambda_{56}} \quad (11)$$

式中 Z_{up} 和 Z_{down} 分别为两个接触表面的位置坐标, 且 $Z_{\text{up}} = Z_{\text{down}} = 90\text{ mm}$ 。

3) 计算接触热阻 R_c , 其表达式为:

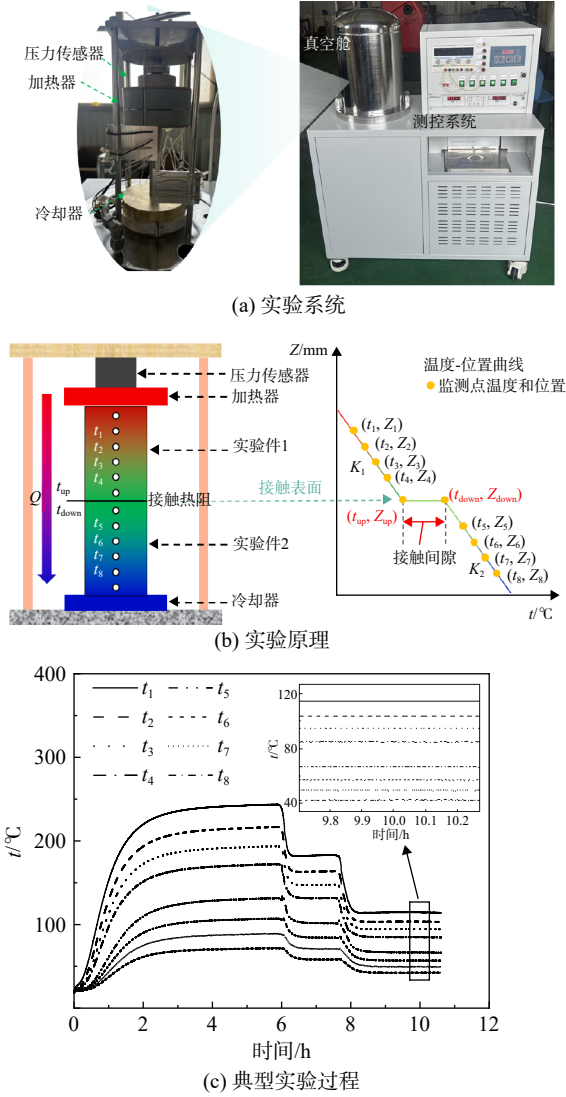


图 4 接触热阻实验系统

Fig. 4 Thermal contact resistance experimental system

$$R_c = (t_{up} - t_{down}) / q_{avg} \quad (12)$$

$$q_{avg} = (q_1 + q_2) / 2 \quad (13)$$

式中 q_{avg} 为接触界面的平均热流密度。

2 标定实验和误差分析

2.1 光柱标定实验台绝对误差

为评估测量系统的绝对误差,采用一体化的 304 不锈钢光柱试件(无收缩段)进行了测试。试件直径为 25 mm,高度为 180 mm,其热电偶的布置规格与 IN718 实验件(图 1)完全相同。304 不锈钢的导热系数通过耐驰(Netsch)LFA-467 闪光导热仪测量,结果如图 5(a)所示,其与温度的关系符合二次函数趋势。在平均热流密度 $q_{avg} = 508.9 \text{ W/m}^2$ 和 $q_{avg} = 21739.1 \text{ W/m}^2$ 条件下测量得到

的光柱试件轴向温度分布如图 5(b)所示。结果显示,在轴向 90 mm 位置处仍观测到明显的温度跃变,其温差分别为 0.2°C 和 2°C ,表观接触热阻分别为 $9.2 \times 10^{-5}^\circ\text{C}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 和 $3.93 \times 10^{-5}^\circ\text{C}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 。这表明,实验系统固有的绝对误差在 $10^{-5}^\circ\text{C}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 量级。

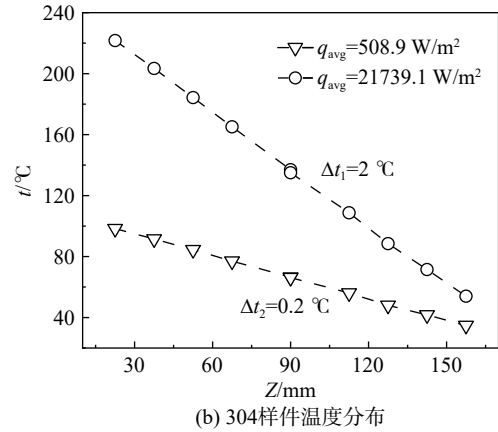
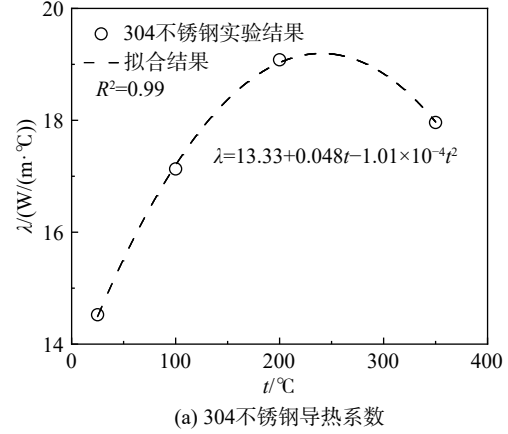


图 5 304 不锈钢光柱绝对误差测量

Fig. 5 Absolute error measurement of 304 stainless steel

2.2 单点热阻法标定实验台相对误差

为标定实验系统的相对误差,王安良等提出了单点接触热阻法^[27],并指出测量误差在半径比 ε 为 0.3 或 0.4 时存在极值。本文选用半径比 ε 为 0.4 的样件进行标定,实验件如图 6(a)所示,材料为 304 不锈钢。该样件的关键特征在于有一段半径 $r_c = 5 \text{ mm}$,长度 $\delta = 2.2 \text{ mm}$ 的收缩段,两侧的圆柱体半径 $r_0 = 12.5 \text{ mm}$,对应的半径比 $\varepsilon = 0.4$, $\varepsilon = r_c / r_0$ 。实验件在收缩段的上、下两侧均布置了 4 个热电偶安装孔,孔径为 2 mm,相邻孔的中心间距为 15 mm。实验设备的相对误差由文献^[27]提出的实验无量纲法与 Negus 等^[28]提出的理论无量纲解对比确定,实验无量纲表达式为:

$$\psi_{exp} = 0.5\lambda(R_t - R_{ld})\sqrt{A_c} \quad (14)$$

式中 ψ_{exp} 为单点实验无量热阻, λ 为不锈钢导热系数, R_t 为收缩段总热阻, 通过式(7)~式(13)进行计算, 此时 $Z_{\text{up}}=91.1 \text{ mm}$, $Z_{\text{down}}=88.9 \text{ mm}$ 。 A_c 为收缩段横截面积, $R_{\text{ld}}=\delta/(\lambda A_c)$ 为收缩段导热热阻。图 6(b)展示了 ψ_{exp} 与 Negus 理论无量纲 ψ_{th} 的差异。数据显示, 当平均热流密度(q_{avg})从 20 120 W/m^2 (ψ_{exp1})降至 742 W/m^2 (ψ_{exp2})时, ψ_{exp} 与 ψ_{th} 的相对误差从 18% 降至 12%。

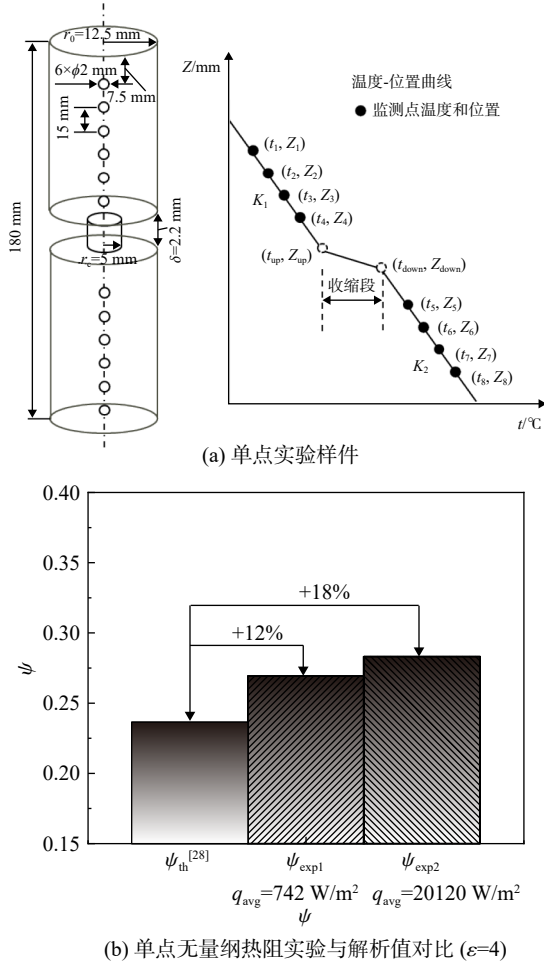


图 6 单点样品尺寸及标定结果
Fig. 6 Dimensions and calibration results of the single-point specimen

2.3 全系统误差分析

接触热阻测量误差由多种因素共同造成, 文献[27]对测量误差进行了系统的分析, 包括温度误差、真空误差、方法误差等。单点无量纲热阻不确定度可表示为式(15)和式(16):

$$u(\psi_{\text{exp}}) = u[0.5\lambda(R_t - R_{\text{ld}})\sqrt{A_c}] \quad (15)$$

$$\frac{u(\psi_{\text{exp}})}{\psi_{\text{exp}}} = \frac{u(R_t)}{R_t - R_{\text{ld}}} = \frac{u(R_t)}{R_t} \cdot \frac{R_t}{R_t - R_{\text{ld}}} \quad (16)$$

式中 $u(\psi_{\text{exp}})$ 为无量纲接触热阻绝对误差, $u(R_t)$ 为总热阻绝对误差。根据式(15)与式(16)可知, 该实验系统测量接触热阻的不确定度低于 18%。样件轴向漏热是影响接触热阻测量精度的重要因素[29], 图 7(a)分别展示了 304 不锈钢单点实验件和 IN718 实验件的轴向温度梯度。可以观察到, 所有工况下样件的温度梯度拟合系数 $R^2>0.99$, 表明在两种实验件中, 轴向的一维导热均占主导地位。环境真空度 p_{cir} 是影响系统漏热的一个关键因素。图 7(b)揭示了在不同界面热流下, 环境真空度 p_{cir} 对接触热阻的影响。结果显示, 当系统真空度优于 10^{-1} Pa 时, 接触热阻的波动被控制在 10% 以内。这表明在此真空度下, 通过残余气体进行的热传导和对流换热已得到有效抑制, 其带来的漏热误差处于可接受的水平。

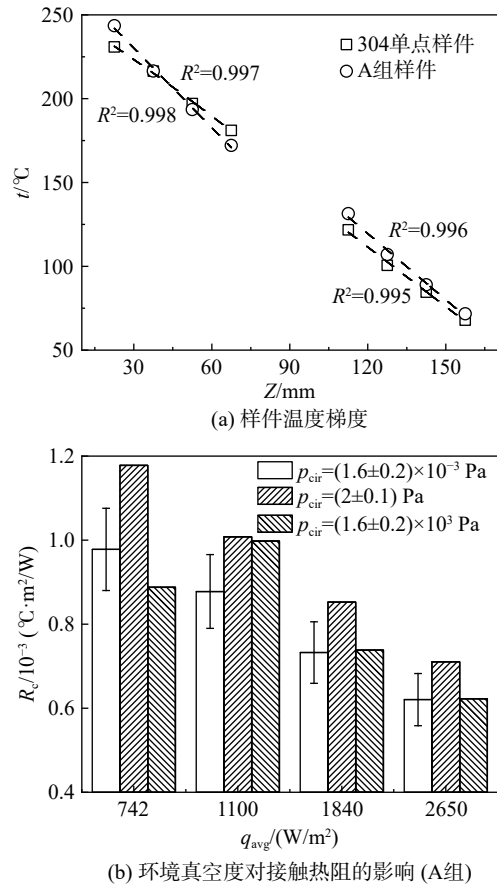


图 7 测量误差分析
Fig. 7 Measurement error analysis

近期的文献[25]综述表明, 接触热阻的实验测量相对不确定度通常在 10%~30% 之间。通过不锈钢钢柱与单点标定, 系统真空度 $p_{\text{cir}}\leq 10^{-2} \text{ Pa}$, 系统相对误差在 18% 以内。

3 结果与分析

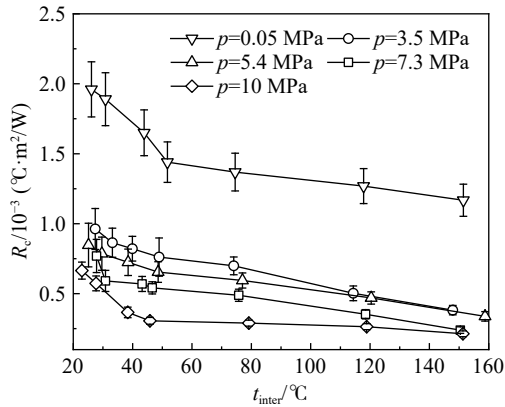
3.1 界面温度的影响

接触热阻的影响是多维度的,界面温度低于 300 °C 时,界面辐射热阻可忽略^[25]。接触热阻由实际接触面积和接触点导热性能决定。图 8 展示了 IN718 样品接触热阻与界面温度的关系。结果显示,在实验温度范围内,接触热阻 R_c 均随界面温度 t_{inter} 升高而显著降低,但降幅随温度提升呈非线性衰减趋势。界面温度 t_{inter} 定义为上下界面温度的平均值,即 $t_{\text{inter}}=(t_{\text{up}}+t_{\text{down}})/2$ 。根据经典 Cooper-Mikic-Yovanovich(CMY)接触传热理论^[23],接触热阻 R_c 与界面综合导热系数 λ_e 满足:

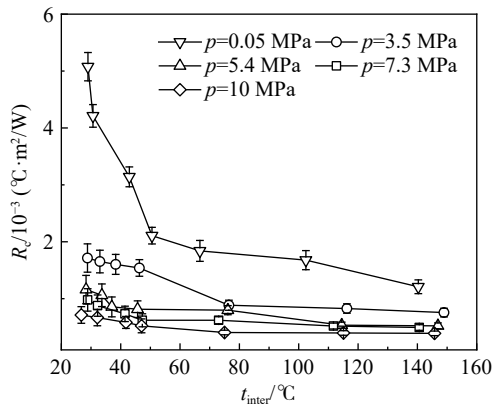
$$R_c \propto 1/\lambda_e \quad (17)$$

$$\frac{2}{\lambda_e} = \frac{1}{\lambda_1} + \frac{1}{\lambda_2} \quad (18)$$

式中 λ_1 和 λ_2 为界面两侧材料的导热系数,本文均为 IN718 的导热系数。因此界面温度升高,界面接触点导热性能增加,界面传热特性得到改善。例如,对于 A 组样品,在界面压力 $p=0.05$ MPa 时,



(a) A组样品接触热阻与界面温度的规律



(b) B组样品接触热阻与界面温度的规律

图 8 界面温度 t_{inter} 的影响

Fig. 8 Effect of interface temperature t_{inter}

温度从 26 °C 升至 51.7 °C 时,接触热阻从 1.96×10^{-3} °C·m²/W 降至 1.44×10^{-3} °C·m²/W,降幅达 26.5%;在 51.7 °C 至 151 °C 区间,接触热阻降至 1.17×10^{-3} °C·m²/W,降幅为 18.8%。图 8 对比展示了 A 组与 B 组样件的热阻差异。在相同温压下,B 组样件的接触热阻值均显著高于 A 组。根据经典的 CMY 理论,接触热阻 R_c 与综合表面粗糙度 R_{ae} 和综合斜率 m_e 满足:

$$R_c \propto R_{ae}/m_e \quad (19)$$

$$m_e = \sqrt{m_1^2 + m_2^2} \quad (20)$$

$$R_{ae} = \sqrt{R_{a1}^2 + R_{a2}^2} \quad (21)$$

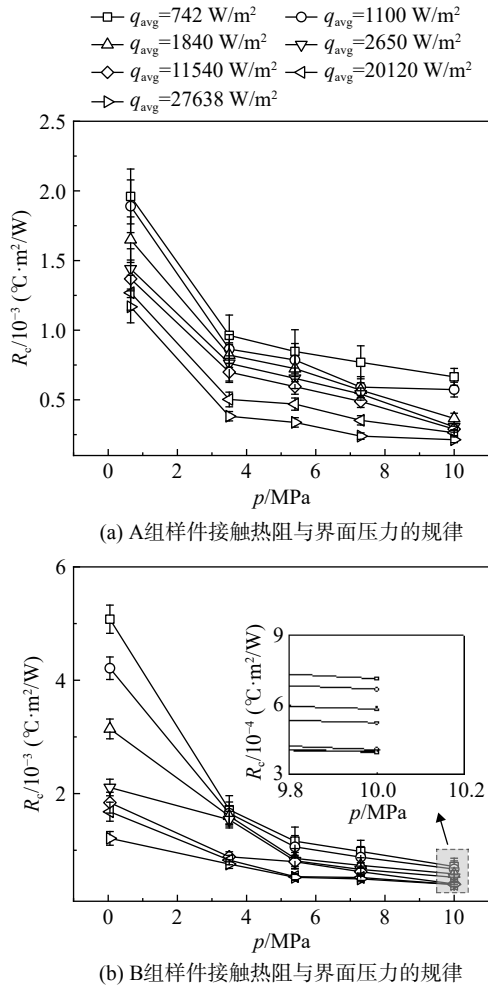
式中 m_1 、 m_2 、 R_{a1} 和 R_{a2} 分别为两个接触表面的平均斜率和表面粗糙度。因此, R_{ae}/m_e 越大,界面实际接触面积越小,接触热阻越大。表 1 结果显示,A 组样件 $R_{ae}/m_e = 3.47$,B 组样件 $R_{ae}/m_e = 31.55$ 。而在 $p=0.05$ MPa, $t_{\text{inter}}=26$ °C 时,B 组样品间的接触热阻仅为 A 样品间的接触热阻的 2.6 倍。这表明,A 组和 B 组样件间的接触热阻差异不能使用 CMY 经典模型来解释,主要原因是 B 组样件表面严重偏离了高斯分布。

3.2 界面压力的影响

图 9 分别展示了具有不同表面粗糙度的 IN718 配对样品(A 组与 B 组)的接触热阻随界面压力的变化规律。在所有测试工况下,接触热阻均随界面压力的增大而降低,与众多研究结论是一致的^[17, 19, 25, 30]。具体而言,在低界面压力区间(例如 $p=0.05 \sim 3.5$ MPa),接触热阻下降最为剧烈。以 A 组样品在常温($q_{\text{avg}}=742$ W/m²)为例,接触热阻从 1.96×10^{-3} °C·m²/W 降至 9.62×10^{-4} °C·m²/W,降幅达 50%。这表明实际接触面积在低压时对压力更加敏感。随着压力进一步增大(如从 3.5 MPa 至 5.4 MPa 及以上),接触热阻的下降趋势逐渐减缓。实际接触面积比 A_r/A_s 和无量纲界面压力 p/H_{mic} 满足:

$$A_r/A_s \propto (p/H_{\text{mic}})^n \quad (22)$$

式中 A_r 为样件的实际接触面积, A_s 为样件的横截面积, H_{mic} 为界面较软材料的微观硬度,本文均为 IN718 的微观硬度。因此界面压力增加,接触表面因更多的微凸点接触和已有的接触点产生了更大的变形导致实际接触面积增加,界面传热性能改善。受到指数 n 的调控,界面压力增加后,实

图 9 界面压力 p 的影响Fig. 9 Effect of interface pressure p

际接触面积比的增幅会逐渐降低,因此接触热阻的降幅逐渐降低。对比不同温度工况(通过平均热流密度 q_{avg} 体现)可以发现,在更高的界面温度下,压力对接触热阻的调控作用减弱。对于 A 组样品,当平均热流密度 q_{avg} 从 742 W/m^2 增至 27638 W/m^2 ,接触热阻在 $0.05 \sim 10 \text{ MPa}$ 压力区间内的变化范围从 $(1.96 \sim 0.664) \times 10^{-3} \text{ °C} \cdot \text{m}^2 / \text{W}$ 收窄至 $(1.17 \sim 0.213) \times 10^{-3} \text{ °C} \cdot \text{m}^2 / \text{W}$ 。这一现象可归因于两方面:首先,材料硬度随界面温度升高而降低,这使得即使在较低压力下,界面也能形成更大的实际接触面积。其次,根据接触热阻 R_c 与材料综合导热系数及无量纲界面压力 p^* 的关系式 $R_c \propto 1/(\lambda_c (p^*)^n)$, $p^* = p/H_{\text{mic}}$, 温度升高会显著提升材料的导热系数,从而在一定程度上减缓了接触热阻随界面压力增加而下降的总体趋势。综上所述,界面压力的增大通过增加实际接触面积有效降低了接触热阻,且这一效应在低压力区间和低温条件下更为显著。

3.3 与文献中数据比较分析

先前的研究文献主要关注界面温度较高(通常高于 300 °C)时接触热阻的特性,并重点探讨了界面压力的影响^[31]。图 10 给出了本研究实验结果与文献 [14, 17, 21, 30, 32-33] 中接触热阻数据的对比分析。结果显示,本文实验测得的接触热阻随界面温度升高呈现明显的下降趋势,这一演变规律与文献的结论是一致的。图 10 显示,受材料特性、实验工况及表面加工质量的影响,不同研究者的数据存在显著差异。在 10 MPa 的界面压力下, Khan 等^[30] 测得的接触热阻值小于 A 组与 B 组样件的实验结果。一方面,文献 [30] 中使用的 IN718 材料的导热系数明显小于实验结果。这意味着在相同的接触情况下,文献中样件接触点的导热性能更差导致更大的接触热阻。另一方面,文献 [30] 中的 $\sigma_{\text{eff}}/m_e = 12.3$, $\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$ 介于 A 组和 B 组样件之间, σ_{eff} 为综合方均根表面粗糙度。实验结果的差异表明接触热阻的测量数值还与实验状态和设备精度密切相关。值得注意的是,图 10 结果显示, Khan 等^[30] 测得的接触热阻值对界面压力 p 的变化更为敏感。接触热阻与无量纲压力满足幂函数关系式 $R_c \propto (p^*)^{-n}$, $p^* = p/H_{\text{mic}}$ 。文献 [30] 中的指数 $n = 1$, 相比较传统的 $0.985^{[23]}$ 和 0.94 更大^[33], 大于本研究中 $n = 0.73$ 。这一差异表明,在相同压力增量下,文献 [30] 中的样件能够产生更显著的实际接触面积增量,从而导致更大的接触热阻变化。此外,界面填充材料 (TIM) 对散热性能的提升至关重要。尽管铝的导热系数相比硅更低,但 Zhao 等^[14] 研究显示,在 0.5 MPa 下填充 TIM 后的铝界面接触热阻小于 $10^{-4} \text{ °C} \cdot \text{m}^2 / \text{W}$ 。相比之下, Zhang 等^[32] 研究的铝硅界面在 0.6 MPa 下的接触热阻比前者高出近两个数量级,即使样件表面粗糙度仅为 $0.001 \text{ }\mu\text{m}$ 。需要注意的是, Tang 等^[21] 研究了 TC4 和 A24302 界面在高压 110 MPa 下的接触热阻依然大于 $10^{-4} \text{ °C} \cdot \text{m}^2 / \text{W}$, 且随着温度升高而降低的趋势非常缓慢。这表明,相比于单纯优化表面粗糙度、增加界面压力,填充高导热材料是降低接触热阻更为有效的手段。在相同工况下, Liu 等^[17] 研究的 $\gamma\text{-TiAl/C422}$ 及 BH137/C422 界面的接触热阻均低于本文结果,这是由于上述材料的自身热导率显著优于 IN718。Sun 等^[33] 采用 Newview 9000 三维非接触式表面形貌测量仪获取了整个接触表面的三维综合表面粗糙度参数 S_{ac} , 并基于此研究了 C/C

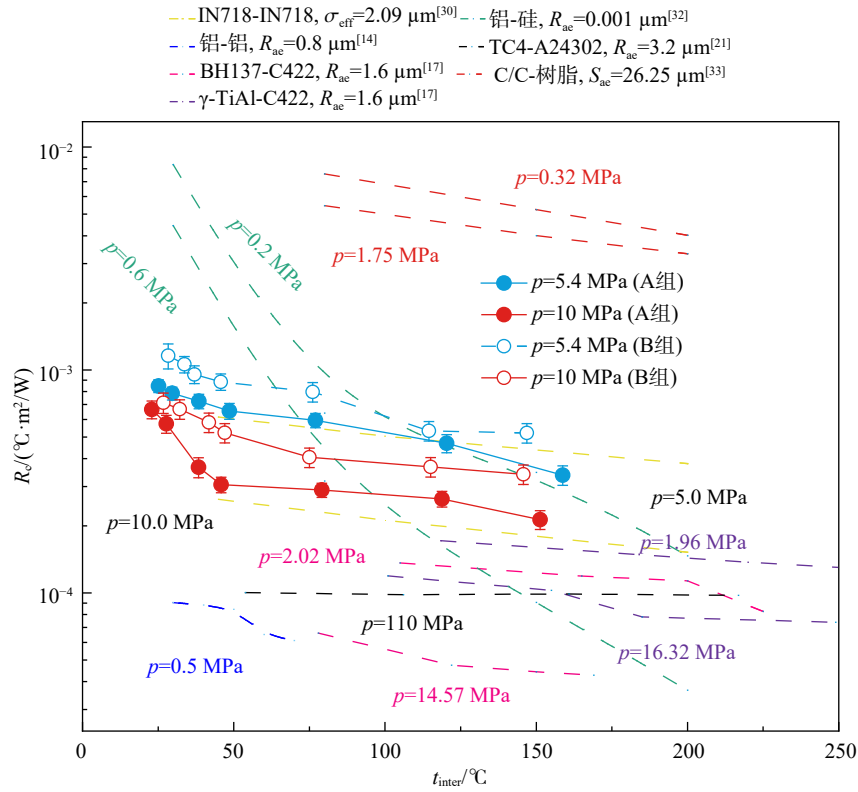


图 10 本实验接触热阻结果与文献结果的比较

Fig. 10 Comparison of present experimental thermal contact resistance results with literatures results

复合材料与树脂之间的接触热阻。结果表明,接触热阻值明显高于本实验结果。这归因于树脂材料的导热系数以及界面粗糙度的差异。综上所述,不同研究间接触热阻的量级差异是材料热物性、表面微观形貌、接触应力以及环境介质共同作用的结果。

3.4 与文献中实验关联式比较分析

大量学者研究了预测接触热阻的理论关系式,基于对无量纲表面粗糙度和无量纲压力的定义,建立了接触热导 (thermal contact conductance, TCC) 的无量纲模型。考虑材料的弹塑性变形,常见的无量纲接触热阻预测关联式有 CMY 弹塑性关联式^[23]和 Mikic 弹性关联式^[34],如式 (23) 和式 (24) 所示:

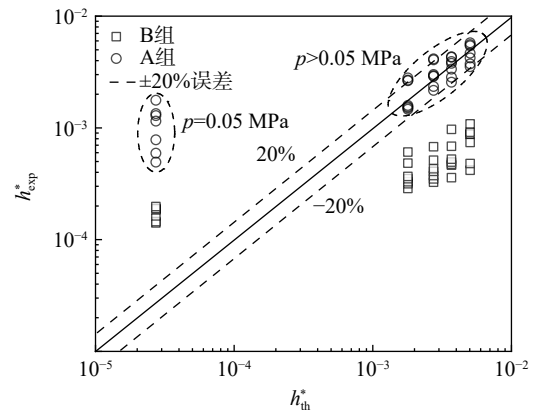
$$h_{\text{th}}^* = 1.45 \left(\frac{p}{H_{\text{mic}}} \right)^{0.985} \quad (23)$$

$$h_{\text{th}}^* = 1.55 \left(\frac{\sqrt{2}p}{E_e m_e} \right)^{0.94} \quad (24)$$

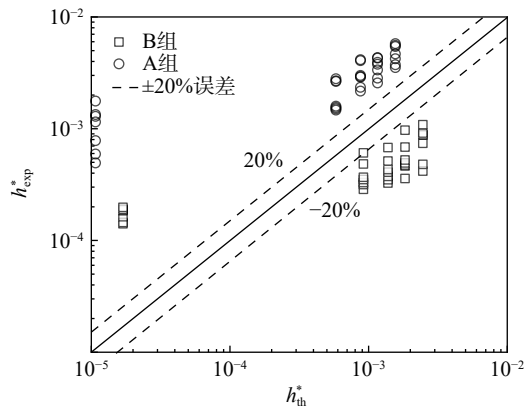
$$\frac{1}{E_e} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (25)$$

$$h_{\text{exp}}^* = \frac{h_c R_{\text{ac}}}{\lambda_e m_e} \quad (26)$$

式中 E_e 为综合弹性模量, E_1 和 E_2 均为 IN718 的弹性模量^[26], ν_1 和 ν_2 均为 IN718 的泊松比^[26]。 $H_{\text{mic}}=3\ 140 \text{ MPa}$ 是 $t_{\text{inter}}=20 \text{ °C}$ 时 IN718 材料的维氏硬度。 h_{exp}^* 为实验无量纲接触热导, $h_c = 1/R_c$ 为接触热导。 h_{th}^* 为理论无量纲接触热导。图 11 展示了不同表面形貌下,实验无量纲接触热导 h_{exp}^* 与 CMY 关联式^[23]和 Mikic 关联式^[34]的对比情况。结果显示,CMY 关联式^[23]对 A 组 ($R_{\text{ac}}=0.39 \mu\text{m}$) 的样品表现出较好的趋势预测能力,尤其在中高压区间,预测值与实验值误差在 20% 内。这主要归因于



(a) 实验无量纲接触热导和CMY关联式对比



(b) 实验无量纲接触热导和Mikic关联式对比

图 11 实验无量纲接触热导和无量纲接触热导关联式对比
Fig. 11 Comparison between experimental dimensionless thermal contact conductance and dimensionless correlation for thermal contact conductance

该精加工表面的微凸体高度分布更趋近于理想的高斯分布,符合 CMY 关联式的统计学前提。此外,该组样品的有效坡度($\theta = \arctan m_e = 5.48^\circ$)处于关联式的经典适用范围($\theta=4^\circ\sim9^\circ$)内^[23],保证了模型在描述其塑性变形特征时的有效性。然而,在低界面压力条件下($p=0.05\text{ MPa}$),CMY 关联式出现了显著的失效,误差随压力的减小而迅速增大。这是因为此时无量纲界面压力 $p/H_{\text{mic}}=0.000\ 015$ 超出其典型适用范围($p/H_{\text{mic}}=0.000\ 13\sim0.013$)^[23]。更为显著的是,对于B组($R_{\text{ae}}=4.89\ \mu\text{m}$)的粗糙样品,CMY 关联式^[23]和Mikic 关联式^[34]均表现出剧烈的偏离。这种偏离证实了当物理表面由于粗车机加工工艺导致其轮廓分布偏离高斯分布时,传统的统计模型将失去其预测精度。由于现有理论模型无法在统一的框架下兼顾不同统计特性的表面,特别是在非高斯分布和低压极端工况下的表现不足,因此有必要基于实验数据,拟合更具普适性的新型经验公式。

3.5 新实验关联式

无量纲接触热阻关联式形式多样,表 2 阐明了文献中常见的形式。根据经典的弹塑性理论,

无量纲接触热导关联式可表示为 $h^* = A_0 (p^*)^{B_0}$, $h^* = h_c R_{\text{ae}} / (\lambda_c m_e)$, $p^* = p / H_{\text{mic}}$ 。CMY 关联式中幂指数为 0.985^[23], Mikic 关联式幂指数为 0.94^[34]。经过学者研究,在特定的条件下幂指数与系数发生相应的变化。例如,Leung 等^[35]研究了 SS304 材料间的接触热阻,得到系数为 0.55,幂指数为 0.696,适用于 $p^* = 0.000\ 1\sim0.05$ 范围内。但随着研究的不断发展,无量纲接触热阻预测关联式增加了无量纲温度补偿系数 $(T^*)^{D_0}$, $T^* = T_{\text{inter}} / T_0$, t_0 为参考温度。例如, Siddappa 等^[1]研究了裸铜材料在 $-200\sim27\text{ }^\circ\text{C}$ 温度、 $0.5\sim8\text{ MPa}$ 压力下的接触热阻。结果显示,无量纲温度幂指数为 0.377 2。这表明在温度较低时,温度对接触热阻的影响较为明显,这一结果表明低温工况下温度对接触热阻的影响更为显著,与本文在低界面温度($20\sim60\text{ }^\circ\text{C}$)工况下的实验现象一致。为满足工程应用中直接预测接触热阻的需求,国内外学者建立了接触热阻与无量纲界面压力、无量纲温度的关联式,形式为 $R_c = A_0 f(T^*, p^*)$, $T^* = T_{\text{inter}} / T_0$, T_0 为参考温度。其中,王迪昌等^[20]针对 1Cr11Ni2W2MoV 和 DD5 配对界面,在界面压力($45\sim200\text{ MPa}$)和温度($150\sim300\text{ }^\circ\text{C}$)下的研究结果显示,无量纲温度幂指数为 -1.12 ,无量纲压力幂指数仅为 -0.355 。这表明在该工况范围内,温度是导致接触热阻变化的主导因素。

尽管无量纲接触热导 h^* 在理论上仅取决于无量纲界面压力 p^* ,但不同样件间的无量纲接触热阻难以用单一的关联式准确预测。例如, Khan 等^[30]针对 IN718-IN718 界面提出的无量纲接触热导关联式为 $h^* = 0.000\ 9e^{528.71p^*} (t^*)^{1.23}$,而针对 IN718-Cu 界面的无量纲接触热导关联式则为 $h^* = 0.001\ 2e^{160.42p^*} (t^*)^{0.89}$ 。基于上述分析,考虑到 B 组样件表面不满足高斯分布,通过归一化峰度 $R_{\text{ku}}/3$ 来表征非高斯曲面对接触热阻的影响。最终,基于弹塑性理论建立了不同界面压力($0.05\sim10\text{ MPa}$)和温度($20\sim160\text{ }^\circ\text{C}$)下的无量纲

表 2 接触热阻预测关联式

Table 2 Predicted correlation of thermal contact resistance

文献	形式	A_0	B_0	C_0
[23]	$h^* = A_0 (p^*)^{B_0}$	1.45	0.985	
[34]	$h^* = A_0 [\sqrt{2}p / (E_c m_e)]^{B_0}$	1.55	0.94	
[35]	$h^* = A_0 (p^*)^{B_0}$	0.55	0.693	
[1]	$h^* = A_0 (p^*)^{B_0} (t^*)^{C_0}$	0.241 7	0.569 8	0.377 2
[20]	$R_c = A_0 (p^*)^{B_0} (t^*)^{C_0}$	1.8×10^{-4}	-0.355	-1.12

接触热导关联式:

$$h_{\text{predict}}^* = A_0 \left(\frac{p}{H_{\text{mic}}} \right)^{B_0} \left(\frac{t_{\text{inter}}}{t_0} \right)^{C_0} \left(\frac{R_{\text{ku}}}{3} \right)^{D_0} \quad (27)$$

式中 $A_0=0.0078$, $B_0=0.73$, $C_0=0.38$, $D_0=2.4$, $t_0=20\text{ }^\circ\text{C}$ 。在式(27)中,无量纲压力 p/H_{mic} 对接触热阻占主导地位。式(27)预测效果如图 12 所示,最大误差不超过 $\pm 20\%$,能较好地预测实验结果。

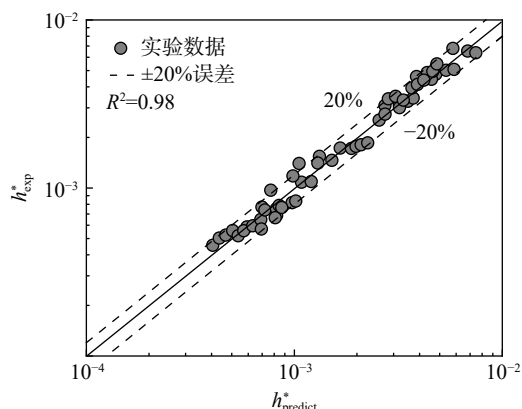


图 12 无量纲接触热导预测值与实验值对比

Fig. 12 Comparison of dimensionless predicted and experimental thermal contact conductance values

4 结 论

本文基于广泛存在于发动机连接部件的界面热阻,根据稳态热流法自主设计搭建实验装置,测量不同界面压力 p ($0.05\sim 10\text{ MPa}$)、表面粗糙度 R_a 及平均界面温度 t_{inter} ($20\sim 160\text{ }^\circ\text{C}$) 下材料 IN718 界面间的接触热阻。结果表明:

1) 引入了无量纲单点接触热阻标定实验设备,无量纲接触热阻测量不确定度达到 18%,两金属界面接触热阻不确定度小于 18%。

2) 接触热阻随着界面温度和界面压力的增加而降低。接触热阻的降低归因于接触点导热性能改善和实际接触面积变化的耦合作用。对于界面综合表面粗糙度 $R_{ae}=0.33\text{ }\mu\text{m}$ 的 IN718 材料间的接触热阻,接触热阻在 $(1.96\sim 0.213)\times 10^{-3}\text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 范围内变化。界面综合表面粗糙度为 $R_{ae}=4.75\text{ }\mu\text{m}$,接触热阻在 $(5.07\sim 0.309)\times 10^{-3}\text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{m}^2/\text{W}$ 范围内变化。A 组和 B 组样件间的接触热阻最大差异可达 2.6 倍,这种差异并随着压力和温度的增加而减小。

3) 基于本文实验数据,提出了一个新的无量纲实验关联式为 $h_{\text{predict}}^* = 0.0778 (p/H_{\text{mic}})^{0.73}$ 。

$(R_{\text{ku}}/3)^{-2.40} (t_{\text{inter}}/t_0)^{0.38}$,该公式预测实验结果的最大误差小于 $\pm 20\%$ 。

本研究定量揭示了压力、温度及表面粗糙度对航空发动机典型材料接触热阻的影响规律,所获得的实验数据库与结论为发动机转子系统热管理、叶顶间隙主动控制策略以及关键连接结构的热防护设计提供了直接的理论依据与数据支撑,具有重要的工程应用价值。

致 谢:

感谢樊佩生师兄在实验设备搭建工作方面的开创性工作,感谢马列师弟在实验过程中给予的鼎力协助与支持。本文工作得到中国航发商用航空发动机有限责任公司的资助,特此致谢。

参考文献:

- [1] Siddappa P G, Tariq A. Experimental estimation of thermal contact conductance across pressed copper-copper contacts at cryogenic-temperatures[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2023, 219: 119412.
- [2] Cao H W, Wang G B. The research on the heat transfer of a solid-core nuclear reactor cooled by heat pipe through a numerical simulation, considering the assembly gaps[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2019, 130: 431-439.
- [3] Caruso G, Giannetti F, Naviglio A. An experimental study on the air-side heat transfer coefficient and the thermal contact conductance in finned tubes[J]. *Heat Transfer Engineering*, 2014, 36(1/2/3/4): 212-221.
- [4] 赵立峰, 李云清, 王海鹰, 等. 风冷航空发动机的活形状恢复研究[J]. *航空动力学报*, 2009, 24(10): 2256-2259.
Zhao Lifeng, Li Yunqing, Wang Haiying, et al. Piston reshapes study for the air-cooled engine of aerial vehicle[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2009, 24(10): 2256-2259. (in Chinese)
- [5] 陈燕, 樊光亚, 林志辉, 等. 航空发动机法兰接触热阻特性实验研究[J]. *航空动力学报*, 2022, 37(4): 734-741.
Chen Yan, Fan Guangya, Lin Zhihui, et al. Experimental investigation on contact thermal resistance characteristics of aero-engine flange[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2022, 37(4): 734-741. (in Chinese)
- [6] 杨帆. 燃气轮机螺栓连接结构热蠕变及动力学特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2016.
Yang Fan. Gas turbine bolt connection structure thermal creep and dynamics research[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2016. (in Chinese)
- [7] 王祥和. 航空发动机热变形转子振动特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2017.
Wang Xianghe. Deformed aeroengine rotor caused by thermal environment dynamics research[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2017. (in Chinese)
- [8] 牛冬生. 涡轮叶尖间隙数值分析和冷热态尺寸换算方法研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2004.
Niu Dongsheng. Numerical analysis of turbine blade tip clearance and conversion method of hot and cold state dimensions[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2004. (in Chinese)

- [9] 姜远刚. 间隙主动控制系统中冷却流路的流动换热特性研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2013.
Jiang Yuangang. Study on the flow heat transfer characteristics of the cooling flow path in the gap active control system[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2013. (in Chinese)
- [10] Wang A L, Zhao J F. Review of prediction for thermal contact resistance[J]. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53(7): 1798-1808.
- [11] 钟明君, 于浩, 王子若, 等. 镍基高温合金的研究进展及发展趋势[J]. *热加工工艺*, 2025, 54(10): 1-9.
Zhong Mingjun, Yu Hao, Wang Ziruo, et al. Research progress and development trend of nickel-based superalloy[J]. *Hot Working Technology*, 2025, 54(10): 1-9. (in Chinese)
- [12] Xian Y Q, Zhang P, Zhai S P, et al. Experimental characterization methods for thermal contact resistance: A review[J]. *Applied Thermal Engineering Design Processes Equipment Economics*, 2018, 130: 1531-1542.
- [13] Zhang P, Xuan Y M, Li Q. A high-precision instrumentation of measuring thermal contact resistance using reversible heat flux[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2014, 54: 204-211.
- [14] Zhao J W, Zhao R, Huo Y K, et al. Effects of surface roughness, temperature and pressure on interface thermal resistance of thermal interface materials[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 140: 705-716.
- [15] Ren X J, Ding H, Dai Y J, et al. Experimental study on thermal contact resistance of carbon fiber reinforced silicon carbide composite with 3D needled preform (3DN C/SiC)[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2021, 124: 105271.
- [16] Dai Y J, Ren X J, et al. A test-validated prediction model of thermal contact resistance for Ti-6Al-4V alloy[J]. *Applied Energy*, 2018, 228: 1601-1617.
- [17] Liu Y W, Ji Y M, et al. Effects of contact pressure and interface temperature on thermal contact resistance between 2Cr12Ni-MoWV/BH137 and γ -TiAl/2Cr12NiMoWV interfaces[J]. *Thermal Science*, 2020, 24(1): 313-324.
- [18] Wang Z R, Zhang W F, Tang Q Y. Experimental investigation of thermal contact conductance across GH4169/GH4169 interface with compensation heater[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2011, 32(10): 1945-1950.
- [19] 王宗仁, 杨军, 陈宇, 等. 载荷对高温合金 GH4169/K417 间接触热导影响[J]. *稀有金属材料与工程*, 2013, 42(5): 1033-1037.
Wang Zongren, Yang Jun, Chen Yu, et al. Effect of load on the thermal contact conductivity between superalloy GH4169/K417[J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2013, 42(5): 1033-1037. (in Chinese)
- [20] 王迪昌, 廉曾妍, 王沛, 等. 界面平均温度和压力对 DD5 和 1Cr11Ni2W2MoV 材料接触热阻影响的实验研究[J]. *中国科学院大学学报*, 2023, 40(6): 726-734.
Wang Dichang, Lian Cengyan, Wang Pei, et al. Experimental study on the influences of mean interface temperature and pressure on thermal contact resistance of the material DD5 and 1Cr11Ni2W2MoV[J]. *Journal of University of Chinese Academy of Sciences*, 2023, 40(6): 726-734. (in Chinese)
- [21] Tang Q, He J, Zhang W. Influencing factors of thermal contact conductance between TC4/30CrMnSi interfaces[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 86: 694-698.
- [22] Coleman H W, Steele W G. Experimentation, validation, and uncertainty analysis for engineers[M]. Hoboken: John Wiley & Sons, 2018.
- [23] Sridhar M R, Yovanovich M M. Review of elastic and plastic contact conductance models-Comparison with experiment[J]. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 1994, 8(4): 633-640.
- [24] 陈孟君. 高温条件下界面接触热阻测试方法与实验研究[D]. 南京理工大学, 2021.
Chen Mengjun. Measurement method and experimental study of high temperature thermal contact resistance[D]. Nanjing University of Science and Technology, 2021. (in Chinese)
- [25] Sun D, You E, Zhang T, et al. A review of thermal contact conductance research of conforming contact surfaces[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2024, 28(2): 182-206.
- [26] 《中国航空材料手册》编辑委员会. 中国航空材料手册: 第 2 卷 变形高温合金 铸造高温合金[M]. 北京: 中国标准出版社, 2002.
The Editorial Board of China Aeronautical Materials Handbook. China aeronautical materials handbook: Volume 2 wrought superalloys and cast superalloys [M]. Beijing: China Standards Press, 2002. (in Chinese)
- [27] 王安良, 马松阳. 采用单点接触热阻法确定实验台精度[C]//中国工程热物理学会传热传质学 2016 年年会论文集. 北京: 中国工程热物理学会, 2016: 163499.
Wang Anliang, Ma Songyang. A method of single-point thermal contact resistance to determine the accuracy of apparatus[C]//Proceeding of Chinese Society of Engineering Thermophysics on Heat and mass Transfer. Beijing: Chinese Society of Engineering Thermophysics, 2016: 163499. (in Chinese)
- [28] Negus K J, Yovanovich M M, Beck J V. On the Nondimensionalization of Constriction Resistance for Semi-infinite Heat Flux Tubes [J]. *Journal of Heat Transfer*, 1989, 111(3): 804-807.
- [29] Madhusudana C V. Accuracy in thermal contact conductance experiments the effect of heat losses to the surroundings[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2000, 27(6): 877-891.
- [30] Khan K A, Tariq A. Thermal contact conductance and thermal rectification at elevated temperature using infrared thermography[J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2026, 221: 110440.
- [31] Shang X C, Liu D H, Luo Y. Experimental investigation of high temperature thermal contact resistance between high thermal conductivity C/C material and Inconel 600[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 80: 407-410.
- [32] Zhang P, Gao H, Hu S, et al. Experimental study of influence factors on thermal contact resistance with theoretical model correlation[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2025, 169: 109926.
- [33] Sun L, Jia H, Lei X, et al. Research on thermal contact resistance between C/C and resin thermal protection materials for solid rocket motor nozzles considering real surface roughness[J]. *Tribology International*, 2023, 186: 108626.
- [34] Mikic B B. Thermal contact conductance; theoretical considerations[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1974, 17(2): 205-214.
- [35] Leung M, Hsieh, C K, et al. Prediction of Thermal Contact Conductance in Vacuum by Statistical Mechanics[J]. *Heat Transfer*, 1998, 120(1): 51-57.

(编辑: 陈 越)