引用格式：ZHAO Lingyu，GAO Zecun，ZHAO Huiying. Simulation and Experimental Study on Thermal Field Control Rules for Surface Morphology of Metal Tin Polishing Pads[J]. Acta Photonica Sinica，2026，55(2)：0222004
赵凌宇，高泽村，赵惠英. 金属锡抛光垫表面形貌热场调控规律仿真及实验研究[J]. 光子学报，2026，55(2)：0222004

金属锡抛光垫表面形貌热场调控规律仿真及实验研究

赵凌宇[1]，高泽村[1]，赵惠英[2]
（1 北京石油化工学院 机械工程学院，北京 102627）
（2 西安交通大学 机械工程学院，西安 710049）

摘　要：平面抛光是400 mm × 400 mm口径平面光学元件的重要加工工艺，抛光垫修整是提高连续抛光加工效果的重要手段。抛光垫表面轮廓的高效、高精度的修整一直是行业的一个重要的研究方向和难点。提出一种金属锡抛光垫表面形貌的热场调控方法，在双金属热变形效应的基础上，对三种材料组成的复合抛光盘内部温度场以及热应力进行了分析，构建了金属锡抛光垫的表面形貌热场调控数学模型。利用ANSYS仿真以及实验对金属锡抛光垫表面形貌热场调控进行了验证。研究结果表明，通过调节热场温度参数t_{cont}使得抛光垫表面形貌产生热变形，当t_{cont}等于16 ℃时，抛光垫表面形貌的热变形最大，为16.9 μm；当t_{cont}等于19 ℃时，抛光垫表面的热变形最小，为2.2 μm。最后，进行9组元件抛光工艺实验，当t_{cont}等于18 ℃时，平面光学元件抛光精度最高，面形精度峰谷值平均提升20%，均方根值平均提升15%。

关键词：热场调控；抛光垫修整；平面连续抛光；光学元件；超精密加工
中图分类号：TH122　　**文献标识码**：A　　**doi**：10.3788/gzxb20265502.0222004

0 引言

大口径平面光学元件是高端装备（例如光刻机、激光聚变实验装置等）光学系统的重要零件，随着装备性能的不断提升，对其加工精度的要求也逐步提高。以美国国家点火装置为例，其光学系统包含了7 000片以上的大口径光学元件（平面元件数量超过70%），口径≥400 mm×400 mm，面形低频轮廓误差要求优于1/3 λ（λ = 632.8 nm）[1-2]。同样，半导体加工光刻过程所需的光掩模基板也提出了亚微米甚至纳米级面形轮廓精度的加工需求。由于极端的尺寸、精度及材料特性，大口径平面光学元件的高效、高精度制造一直是行业的难点。

全口径抛光，即连续抛光是大口径平面光学元件的重要加工手段，通常位于磨削工艺和子口径抛光工艺中间，它可以去除磨削阶段产生的亚表面损伤，同时具备更好的中频加工性能，在全工艺链条中兼顾精度和效率，是平面光学元件高质量加工的重要保障。国内外学者针对连续抛光技术开展了大量的研究工作[3-7]，抛光垫的表面修整是一个主要的研究方向。WANG Z P等[8]针对抛光垫修整模拟平台，提出了一种基于配点网格法和参数映射的低成本数值方法，从而显著减少工艺开发周期的时间和成本。SEO J等[9]提出一种利用具备形状记忆且加热后能恢复形状功能的聚氨酯基原材料修整抛光垫表面的方法，实验验证该方法可提高化学机械抛光（Chemical Mechanical Polishing，CMP）的性能并延长抛光垫的使用寿命。ZHENG Y等[10]利用磨料水射流技术对固结磨料抛光垫进行修整，研究不同压力下磨料水射流对固结磨料抛光垫进行修整影响效果。WANG Z K等[11]针对现有固结磨料修整技术中修整效果差、研磨垫损伤程度高

基金项目：国家科技重大专项（2024ZD0708101），北京市教育委员会科研计划项目（KM202410017010）
第一作者（通讯作者）：赵凌宇，1291437100@qq.com
收稿日期：2025-09-01；**录用日期**：2025-09-28

等问题，提出了一种利用磨料水射流进行修整的新技术，采用自主研发的磨料水射流系统，对含铜量为30%的固结磨料研磨垫进行了修整试验。LI X等[12]研究高压微射流(High Pressure Micro Jet, HPMJ)修整技术对聚氨酯、阻尼布和无纺布修整的效果。SON J等[13]提出一种接触面积可变的抛光垫修整系统，并利用该系统对提高抛光垫寿命进行了初步研究，抛光垫寿命可延长至20 h以上。上述研究结果都表明，抛光垫表面形貌修整是提高光学元件加工精度的主要手段之一，可以改善抛光加工的光学元件面形精度、提高材料去除率(Material Removal Rate, MRR)，降低表面粗糙度等[14-17]。

然而，在持续不断的抛光加工过程中，抛光垫的表面会在抛光颗粒的作用下产生磨损，进而诱发釉化、钝化等问题，并且会导致抛光加工工艺性能降低[18]。因此需要对抛光垫表面微观形貌进行往复修整以改善元件的加工效果。由此可见，抛光垫表面的修整工艺是平面元件抛光加工中的关键步骤，对于优化加工效果起到重要影响[19-20]。米级口径抛光垫常采用金属切削或金刚石磨削的方式对其表面进行修整，这种方法需要消耗大量的时间，也极难保证抛光垫表面的高精度修整，平面抛光的米级口径抛光垫表面高效、高精度修整一直是光学元件加工的难点。

本文提出一种金属抛光垫动态热场的修整方法，和传统机械修整或水射流修整方法相比，动态热场修整法不会引起抛光垫的额外损耗，间接提高寿命，此外，它是一种实时的修整方法，修整时可持续对元件进行抛光加工，具备高效、确定性控制、材料无损耗等特性。本文建立了抛光垫动态热场系统的物理模型，推导抛光垫热场修整的热变形数学方程，利用ANSYS软件对抛光垫热变形进行了模拟，最后通过实验，对动态热场抛光修整以及平面元件的加工效果进行验证。

1 金属锡盘抛光垫表面形貌热场调控原理

1.1 金属锡盘抛光垫热场调控系统结构

金属锡盘抛光垫热场调控系统主要由复合抛光盘(即复合盘，由抛光垫、铝盘、铸铁盘组成)、热源调控系统2个部分组成，它的整体结构沿C轴回转对称，如图1所示。

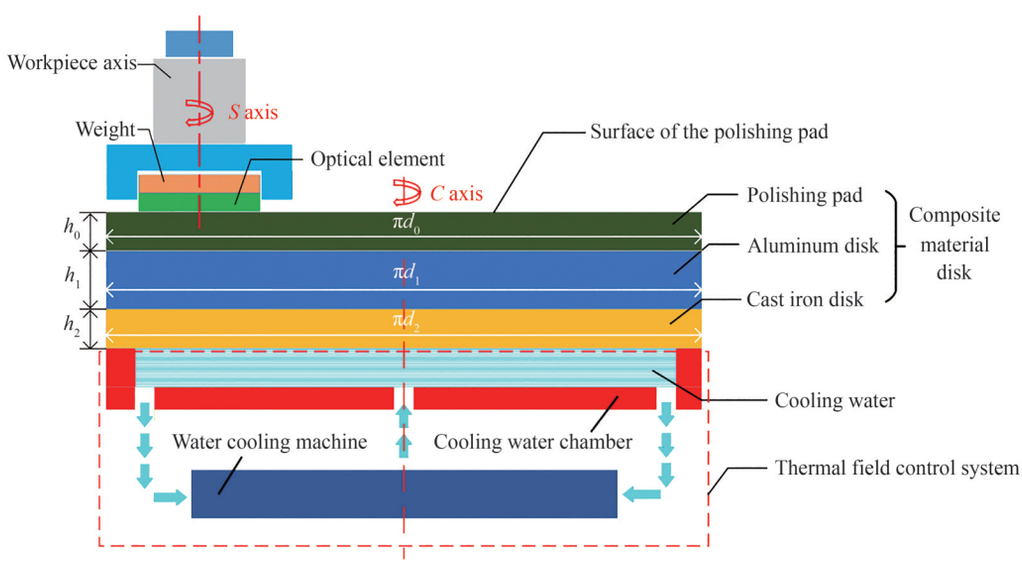


图1 抛光垫热场调控系统的结构简图

Fig. 1 Structural schematic diagram of polishing pad thermal field regulation system

铝盘以及铸铁盘为实心金属圆盘，它们基本尺寸分别为$\pi d_1 \times h_1$(d_1 = 1 200 mm, h_1 = 45 mm)和$\pi d_2 \times h_2$(d_2 = 1 200 mm, h_2 = 20 mm)。热源调控系统由水槽、循环冷却水以及水冷机等部分组成。金属锡盘抛光垫表面形貌热场调控系统的铝盘、铸铁盘、水槽之间采用刚性连接方式，各零件所用材料以及热膨胀系数见表1。根据弹性力学中圆形薄板变形理论，不同材料薄板进行刚性连接后，当薄板温度场发生变化时，各金属不同的膨胀系数，将导致薄板内部产生热应力，进而引起薄板的挠曲变形，简称双金属热变形效应。

表1　主要零件所用材料

Table 1　Material properties of parts

Name	Material	Coefficient of thermal expansion/K^{-1}
Aluminum disk	Aluminium alloy	23.0×10^{-6} [21]
Cast iron disk	HT300	10.0×10^{-6} [22]
Cooling water chamber	HT300	10.0×10^{-6} [22]

金属锡盘抛光垫表面形貌热场调控系统的复合盘温度场由冷却水进行控制。冷却水的温度发生改变时，在双金属效应作用下，复合盘将产生挠曲变形，这种变形最终会作用到抛光垫上，从而引起抛光垫表面各点沿数值方向产生不同程度位移，进而实现对抛光垫表面形状的修整。

1.2　复合抛光盘的热变形效应原理

金属锡抛光垫表面轮廓热场调控原理模型如图2所示，复合盘（抛光垫、铝盘、铸铁盘）直径为1 200 mm，总厚度≤ 100 mm，径/厚比为12∶1，忽略侧面热场作用，复合盘即抛光垫表面轮廓热变形主要由2种温度场，即抛光垫上表面温度场和动态热场共同作用决定。抛光垫上表面温度场主要受抛光界面影响，为简化计算，设抛光垫上表面温度场沿抛光垫表面均匀分布，温度参数为t_{inter}；动态热场沿铸铁盘底部均匀分布，温度参数为t_{cont}。

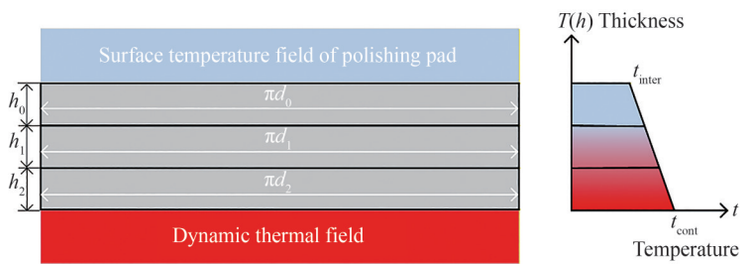


图2　金属锡抛光垫表面轮廓热场调控原理模型

Fig. 2　Principle model of thermal field regulation for of metal tin polishing pad surface

根据热传导原理，2种温度场热量在抛光垫—铝盘—铸铁盘间传导。假设温度传导为理想状态，复合盘任意高度截面的温度均匀分布，温度场沿厚度h方向呈线性梯度变化，则复合盘温度场可以表示为

$$T(h)=\frac{t_{inter}-t_{cont}}{h_0+h_1+h_2}h+t_{cont} \tag{1}$$

式中，$T(h)$表示复合盘温度场函数；h表示复合盘沿厚度方向的高度，定义铸铁盘底面高度为0。

双层复合材料的热应力由两部分组成，一部分是单一材料由温度梯度变化导致的温度梯度热应力σ_{grad}，可以表示为[23]

$$\sigma_{grad}=\frac{E\alpha\Delta T}{2(1-\nu)} \tag{2}$$

式中，E表示材料的弹性模量；α表示材料的热膨胀系数；ΔT表示稳态下材料上表面与下表面的温度差；ν表示材料的泊松比。第二部分是两材料间由不同线胀系数导致的双金属热应力σ_{bime}，可以表示为[23]

$$\sigma_{bime}=E_a(\alpha_1-\alpha_2)\Delta T_{rise} \tag{3}$$

式中，E_a表示两种材料的平均弹性模量；α_1表示材料1的热膨胀系数；α_2表示材料2的热膨胀系数；ΔT_{rise}表示两种材料的平均温度差。

因此，复合盘热应力主要由两类应力构成，如图3所示，分别是抛光垫D1、铝盘D2、铸铁盘D3由温度梯度引起的梯度热应力和抛光垫—铝盘以及铝盘—铸铁间由不同材料热胀系数引起的双金属热应力。

根据式(1)和(2)，抛光垫由温度场引起的温度梯度热应力σ_{grad}^{D1}可以表示为

$$\sigma_{grad}^{D1}=\frac{E_{D1}\alpha_{D1}}{2(1-\nu_{D1})}(t_{inter}-t_{cont})\left(\frac{h_0}{h_0+h_1+h_2}\right) \tag{4}$$

式中，E_{D1}表示抛光垫材料的弹性模量；α_{D1}表示抛光垫材料的热膨胀系数；ν_{D1}表示抛光垫材料的泊松比。同

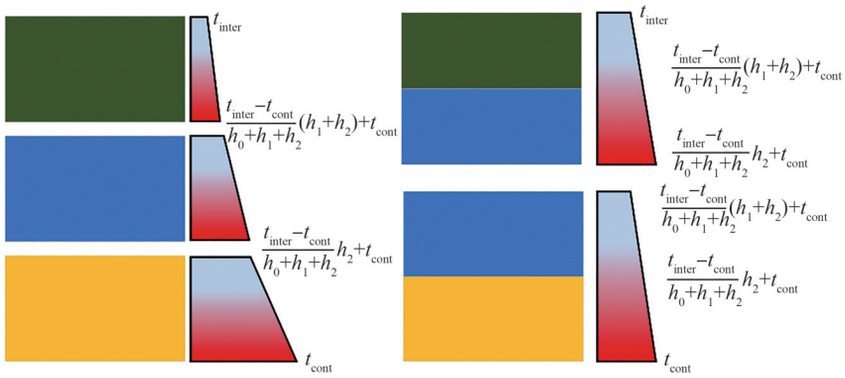


图 3 复合盘两类热应力模型

Fig. 3 Two types of thermal stress models for composite pads

理，铝盘由温度场梯度引起的温度梯度热应力 σ_{grad}^{D2} 可以表示为

$$\sigma_{grad}^{D2}=\frac{E_{D2}\alpha_{D2}}{2(1-\nu_{D2})}(t_{inter}-t_{cont})\left(\frac{h_1}{h_0+h_1+h_2}\right) \tag{5}$$

式中，E_{D2} 表示铝盘材料的弹性模量；α_{D2} 表示铝盘材料的热膨胀系数；ν_{D2} 表示铝盘材料的泊松比。同理，铸铁盘由温度场梯度引起的温度梯度热应力 σ_{grad}^{D3} 可以表示为

$$\sigma_{grad}^{D3}=\frac{E_{D3}\alpha_{D3}}{2(1-\nu_{D3})}(t_{inter}-t_{cont})\left(\frac{h_2}{h_0+h_1+h_2}\right) \tag{6}$$

式中，E_{D3} 表示铸铁盘材料的弹性模量；α_{D3} 表示铸铁盘材料的热膨胀系数；ν_{D3} 表示铸铁盘材料的泊松比。抛光垫—铝盘组成的双金属盘引起的双金属应力 σ_{bime}^{D1D2} 可以表示为

$$\sigma_{bime}^{D1D2}=\frac{1}{4}(E_{D1}+E_{D2})(\alpha_{D1}-\alpha_{D2})(t_{inter}-t_{cont})\left(\frac{h_0+h_1}{h_0+h_1+h_2}\right) \tag{7}$$

同理，铝盘—铁盘组成的双金属盘引起的双金属应力 σ_{bime}^{D2D3} 可以表示为

$$\sigma_{bime}^{D2D3}=\frac{1}{4}(E_{D2}+E_{D3})(\alpha_{D2}-\alpha_{D3})(t_{inter}-t_{cont})\left(\frac{h_1+h_2}{h_0+h_1+h_2}\right) \tag{8}$$

根据弹性力学的变形理论，复合薄板中性面内的纵向力不会产生挠曲变形，而横向力会使得薄板产生挠曲变形。设热应力 σ_{grad}^{D1}、σ_{grad}^{D2}、σ_{grad}^{D3}、σ_{bime}^{D1D2}、σ_{bime}^{D2D3} 在复合盘中性面内引起的等效横向力为 q_t，在 q_t 的作用下，复合盘会产生挠曲变形，它的力学模型如图 4 所示。则 w 和 M_ρ 的弹性变形微分方程可以分别表示为

$$D\left(\frac{d^2}{d\rho^2}+\frac{1}{\rho}\frac{d}{d\rho}\right)\left(\frac{d^2w}{d\rho^2}+\frac{1}{\rho}\frac{dw}{d\rho}\right)=q_t \tag{9}$$

$$M_\rho=-D\left[\frac{\partial^2 w}{\partial\rho^2}+\mu\left(\frac{1}{\rho}\frac{\partial w}{\partial\rho}+\frac{1}{\rho^2}\frac{\partial^2 w}{\partial\varphi^2}\right)\right] \tag{10}$$

式中，w 表示复合盘在中性面应力 q_t 下产生的弯曲变形（挠度）；ρ 表示径向距离；D 表示复合盘的等效弯曲刚

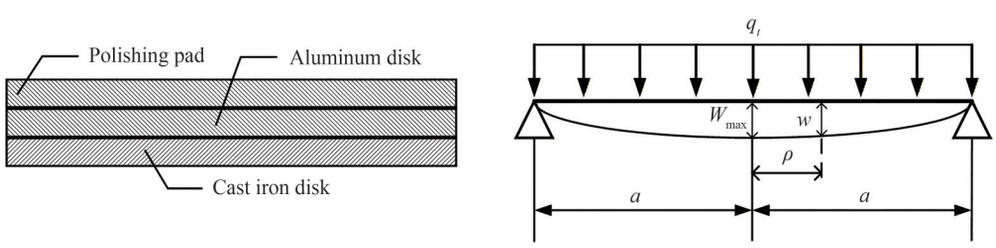


图 4 复合盘的热变形简化力学模型。(a)复合盘模型；(b)热变形模型

Fig. 4 Simplified mechanical model of thermal deformation for composite pads. (a) Composite disk model; (b) Thermal deformation model

度;M_ρ表示等效力矩;μ表示复合盘的等效泊松比;φ表示w在极坐标下$w(\rho,\varphi)$中的角度位置。

式(9)为常微分方程,它的通解形式可以表示为

$$w=C_1\ln\rho+C_2\rho^2\ln\rho+C_3\rho^2+C_4+\frac{q_t\rho^4}{64D} \tag{11}$$

式中,C_1、C_2、C_3、C_4表示任意常数,通过边界条件求解。

为对常数进行求解,假设两个边界条件。边界条件1:假设复合盘没有中心孔;边界条件2:假设复合盘采用简支边约束方式,因此有复合盘在q_t作用下的挠曲变形曲线方程w为

$$w=\frac{q_t a^4}{64D}\left(1-\frac{\rho^2}{a^2}\right)\left(\frac{5+\mu}{1+\mu}-\frac{\rho^2}{a^2}\right) \tag{12}$$

式中,a表示复合盘的半径。由式(12)可知,在$\rho=0$的位置,薄板的挠曲变形w为最大值,即

$$w_{\max}=\frac{q_t a^4}{64D}\left(\frac{5+\mu}{1+\mu}\right) \tag{13}$$

热应力$\sigma_{\text{grad}}^{\text{D1}}$、$\sigma_{\text{grad}}^{\text{D2}}$、$\sigma_{\text{grad}}^{\text{D3}}$、$\sigma_{\text{bime}}^{\text{D1D2}}$、$\sigma_{\text{bime}}^{\text{D2D3}}$等效作用在复合盘中性面内。根据边界条件2,复合盘的中性面的水平面方向没有材料热膨胀,膨胀沿复合盘中性面的垂直方向产生,因此,5个热应力的作用方向为垂直于中性面,复合盘中性面的应力q_t可以表示为(等效面上做积分)

$$q_t=\iint_s(\sigma_{\text{grad}}^{\text{D1}}+\sigma_{\text{grad}}^{\text{D2}}+\sigma_{\text{grad}}^{\text{D3}}+\sigma_{\text{bime}}^{\text{D1D2}}+\sigma_{\text{bime}}^{\text{D2D3}})\mathrm{d}s \tag{14}$$

式中,s表示复合盘中性面的全表面;ds表示复合盘中性面全表面微分。

将式(4)~(8)带入到式(14)中可得

$$\begin{cases} q_t=\pi a^2(\sum_{i=1}^{5}\beta_i)(t_{\text{inter}}-t_{\text{cont}}) \\ \beta_1=\dfrac{E_{\text{D1}}\alpha_{D1}}{2(1-\nu_{\text{D1}})}\left(\dfrac{h_0}{h_0+h_1+h_2}\right) \\ \beta_2=\dfrac{E_{\text{D2}}\alpha_{D2}}{2(1-\nu_{\text{D2}})}\left(\dfrac{h_1}{h_0+h_1+h_2}\right) \\ \beta_3=\dfrac{E_{\text{D3}}\alpha_{D3}}{2(1-\nu_{\text{D3}})}\left(\dfrac{h_2}{h_0+h_1+h_2}\right) \\ \beta_4=\dfrac{1}{4}(E_{\text{D1}}+E_{\text{D2}})(\alpha_{\text{D1}}-\alpha_{\text{D2}})\left(\dfrac{h_0+h_1}{h_0+h_1+h_2}\right) \\ \beta_5=\dfrac{1}{4}(E_{\text{D2}}+E_{\text{D3}})(\alpha_{\text{D2}}-\alpha_{\text{D3}})\left(\dfrac{h_1+h_2}{h_0+h_1+h_2}\right) \end{cases} \tag{15}$$

将式(15)带入到式(12)和(13),复合盘任意位置热变形和热变形的最大值可以表示为

$$\begin{cases} w=\dfrac{\pi a^6}{64D}\left(1-\dfrac{\rho^2}{a^2}\right)\left(\dfrac{5+\mu}{1+\mu}-\dfrac{\rho^2}{a^2}\right)\left(\sum_{i=1}^{5}\beta_i\right)(t_{\text{inter}}-t_{\text{cont}}) \\ w_{\max}=\dfrac{\pi a^6}{64D}\left(\dfrac{5+\mu}{1+\mu}\right)\left(\sum_{i=1}^{5}\beta_i\right)(t_{\text{inter}}-t_{\text{cont}}) \end{cases} \tag{16}$$

式(16)揭示了金属锡盘抛光垫表面形貌热场调控原理,通过对参数t_{cont}的控制可以完成对抛光垫表面形貌调节。上述理论推导过程中对诸多因素进行了理想化处理,因此式(16)只用作原理解释,不用于描述金属锡盘抛光垫表面形貌热场调控的精确模型。

2 金属锡抛光垫表面形貌的热场调控仿真分析

采用ANSYS对复合盘的热变形进行稳态热仿真分析,仿真分析模型如图5所示,环境温度设定为20 ℃,在复合盘底部外圈施加固定支撑,底面全表面施加均匀分布的温度场t_{cont},温度场的参数分别设定为16 ℃、17 ℃、18 ℃、19 ℃和20 ℃,为保证仿真的准确性,热仿真的作用时间设定为2 400 s。

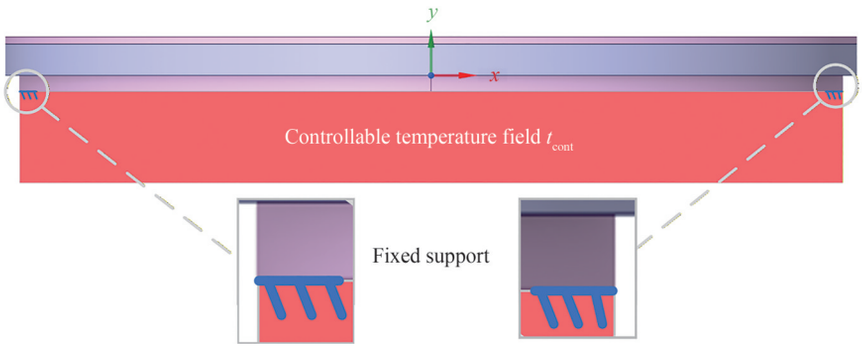


图5 仿真模型的约束

Fig. 5 Constraints of simulation model

复合盘热变形仿真结果如图6所示。首先，当调控热场参数 t_{cont} = 20 ℃时，复合盘内部无温度梯度变化，抛光盘表面无热变形产生。然而当 $t_{cont} \neq$ 20 ℃时，复合盘整体呈现不同的情况，在 t_{cont} = 16 ℃时，复合盘整体产生较大形变，首先热变形沿复合盘旋转轴线 C 中心对称，复合盘外圈热变形量最小为 $w_{\rho=600}$ = 0，随着径向距离 ρ 不断地减小（即沿径向直线向中心轴收缩），抛光盘表面各点变形 w 不断地增加，当 ρ 接近中心轴时（ρ = 10 mm），抛光盘表面热变形位移为最大值，此时 $w_{\rho=10}$ = 24.8 μm。此外，复合盘整体各点变形量 w 为负值，即抛光盘表面呈现下凹形状，且变形曲线 $w(\rho)$ 为非线性曲线。

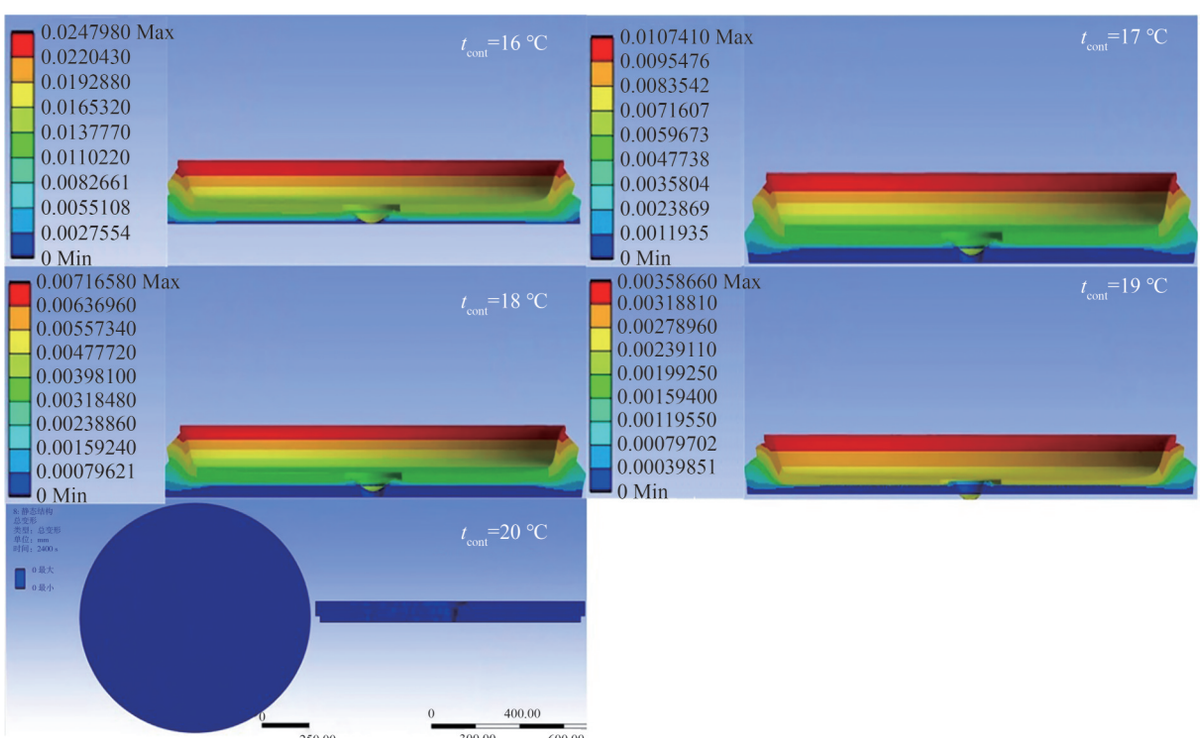


图6 复合盘热变形的仿真结果

Fig. 6 Simulation results of thermal deformation of composite pads

当 t_{cont} 分别为17 ℃、18 ℃和19 ℃的时候，复合盘整体呈现出类似变形规律，热变形沿旋转轴线 C 中心对称，外圈变形量最小，并随径向距离 ρ 不断地减小（即沿径向直线向中心轴收缩），抛光盘表面各变形 w 不断地增加。t_{cont} 在不同温度参数下，复合盘热变形平均值和最大变形量仿真结果如表2所示，以下内容在3.3节进行进一步展开讨论。

表 2　热场温度参数与复合盘热变形关系

Table 2　Relationship between temperature parameters and thermal deformation of composite disks

t_{cont}	Minimum deformation	Maximum deformation	Average deformation
16 ℃	0	24.8 μm	7.4 μm
17 ℃	0	10.7 μm	3.9 μm
18 ℃	0	7.2 μm	2.6 μm
19 ℃	0	3.6 μm	1.3 μm

3　实验与讨论

3.1　复合抛光盘表面热变形测量实验方案设计

采用自主研制的 1 200 mm 口径抛光机床进行实验，测量原理如图 7 所示，激光位移传感器（型号：LK-H020，基恩士，重复精度 0.02 μm）布置在机床修整轴上，可沿 X 向进行运动，金属锡抛光垫由转台带动绕 C 轴转动，利用激光位移传感器对抛光垫表面热变形进行测量。

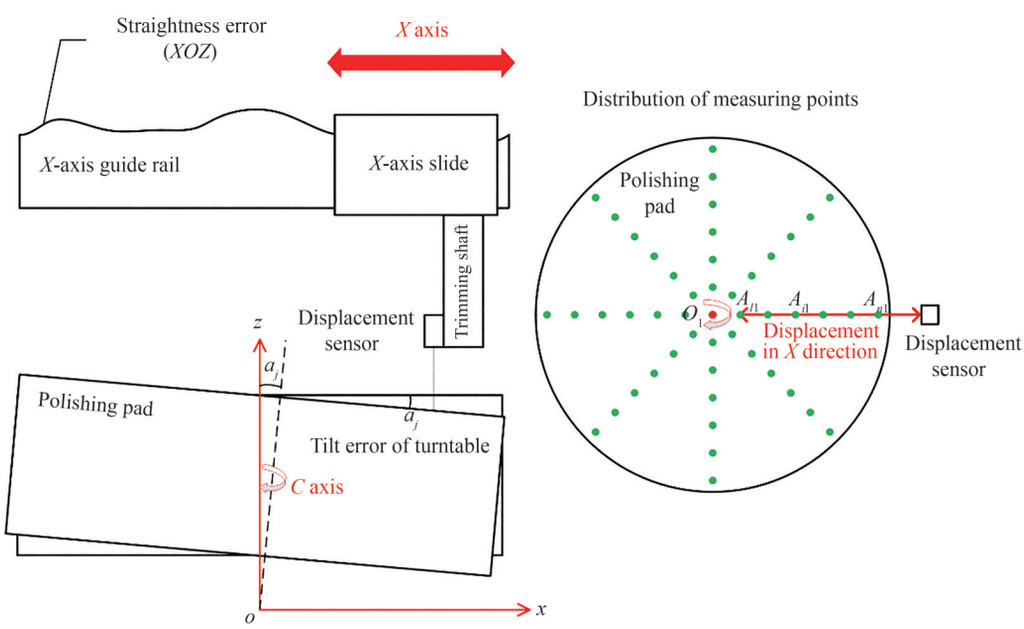


图 7　抛光垫表面轮廓测量方案

Fig. 7　Measurement scheme of polishing pad surface

设抛光垫表面轮廓测量点均匀分布，用 A_{ij} 表示，其中 $i=1,2,\cdots,n$；$j=1,2,\cdots,m$；n 表示抛光垫表面各径向线测量点数量，m 表示径向线的数量。设点 A_{ij} 的相对高度为 Δz_{ij}，采用极坐标表示，有 $\Delta z_{ij}(\rho_i,\theta_j)$，则测量点数据集合 S 表示抛光垫表面轮廓，即

$$S=\left\{\Delta z_{ij}(\rho_i,\theta_j)\,\middle|\,i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m\right\} \tag{17}$$

式中，ρ_i 表示点 A_{ij} 到 O_1 点的距离；θ_j 表示直线 O_1A_{ij} 与 X 轴夹角。设

$$\Delta z_{ij}=z_{ij}-E_{ij} \tag{18}$$

式中，z_{ij} 表示点 A_{ij} 的测量结果；E_{ij} 表示点 A_{ij} 的测量误差。根据图 7 分析 E_{ij} 主要由抛光垫旋转轴在 XOZ 面倾角引起的 Z 向测量误差以及 X 轴在运动过程中在 XOZ 面引起的 Z 向误差组成，E_{ij} 表示为

$$E_{ij}=\delta_{ij}+\eta_{ij}+E_0;\ i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m \tag{19}$$

式中，δ_{ij} 表示 X 轴导轨副运动过程中在 XOZ 面引起的 Z 向测量误差；η_{ij} 表示转台 C 轴在 XOZ 面内倾角引起的 Z 向测量误差；E_0 表示其他误差，服从正态分布，计算中用“0”表示。

δ_{ij} 及 η_{ij} 由 X 轴及 C 轴运动副基准面几何形状决定，属于系统误差，可通过测量进行标定。δ_{ij} 的标定方案如图 8 所示，利用“00 级”平尺对 δ_{ij} 进行测量。

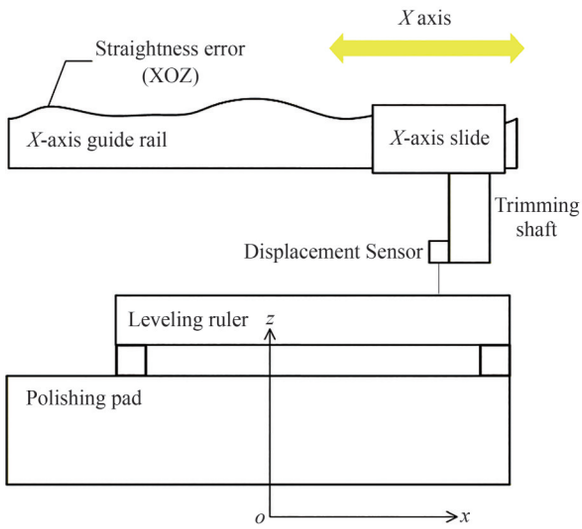


图 8 δ_{ij} 的计算方案

Fig. 8 Calculation scheme of δ_{ij}

激光位移传感器沿 X 轴直线运动，对平尺表面进行测量，假设平尺是“绝对”平面，因此有

$$\delta_{ij}=-z1(\rho_i),\ i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m \tag{20}$$

式中，$z1(\rho_i)$ 表示测量点距离坐标原点 O_1 的距离为 ρ_i 时位移传感器的测量数值。

根据图 9(a) η_{ij} 可以表示为

$$\eta_{ij}=\tan(\alpha_j)\times\rho_i\approx\alpha_j\times\rho_i,\ i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m \tag{21}$$

式中，α_j 表示转台旋转角度为 $-\theta_j$ 时，轴线在 ZOX 面内的倾角误差。采用电子水平仪对 α_j 进行测量，测量方案如图 9(b)。抛光垫旋转到 $-\theta_j$ 位置时，将电子水平仪放置在位置 1 处，测量结果为 b_j(μm/m)；抛光垫旋转到 $-\theta_j+180^\circ$ 的位置，水平仪运动到位置 2 处，测量结果为 c_j，α_j 表示为

$$\alpha_j=\frac{(b_j-c_j)}{2},\ j=1,2,\cdots,m \tag{22}$$

因此，将式(22)代入到式(21)，则有

$$\eta_{ij}=\frac{b_j-c_j}{2}\times\rho_i,\ i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m \tag{23}$$

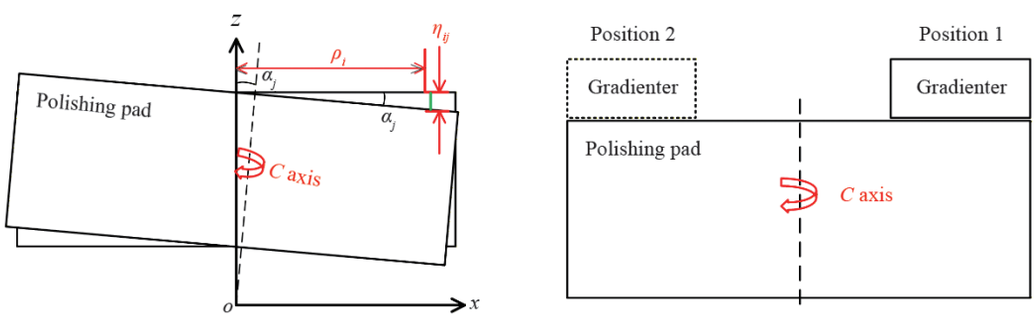


图 9 η_{ij} 的计算方案。(a) η_{ij} 计算原理；(b) α_j 的测量方法

Fig. 9 Calculation scheme of η_{ij}. (a) Calculation principle of η_{ij}; (b) Measurement method of α_j

将式(19)、(20)和(23)代入到式(18)中可得

$$\Delta z_{ij}(\rho_i,\theta_j)=z_{ij}+z1(\rho_i)+\frac{c_j-b_j}{2}\times\rho_i,\ i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m \tag{24}$$

式(24)为误差分离后的抛光垫表面轮廓数学模型，集合 $S=\left\{\Delta z_{ij}(\rho_i,\theta_j)\,\middle|\,i=1,2,\cdots,n;\ j=1,2,\cdots,m\right\}$

表示抛光垫的表面轮廓形状。

抛光垫表面轮廓形状测量实验布置方案如图10所示。

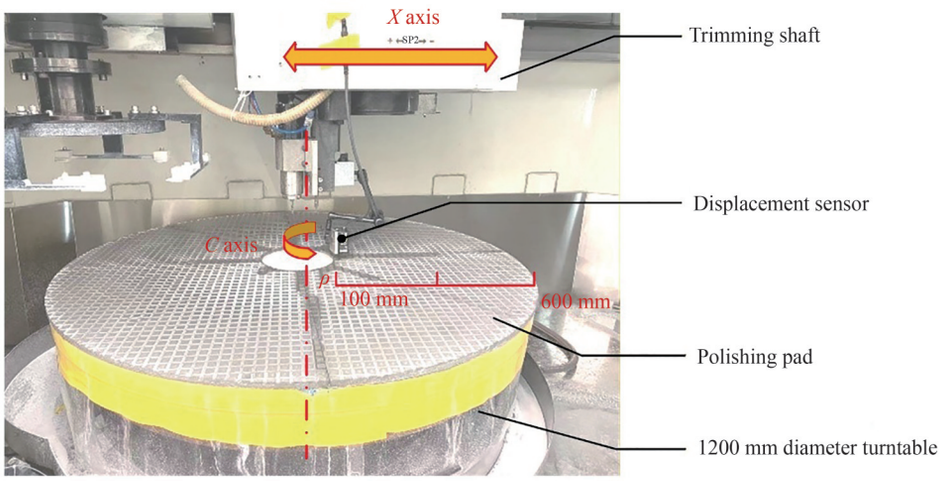


图10　复合抛光盘表面热变形实验方案

Fig. 10　Experimental scheme for thermal deformation of composite polishing pad surface

设激光位移传感器的采样频率为f(Hz)，X轴的进给速度为v(mm/min)，ρ_0为第一个点的起始坐标，则

$$\rho_i=\rho_0+\frac{(i-1)v}{60f},i=1,2,\cdots,n \tag{25}$$

假设$\theta_1=0$且各径向测量线360°周向等分抛光垫的表面，则θ_j可以表示为

$$\theta_j=\frac{(j-1)}{j}2\pi,j=1,2,\cdots,m \tag{26}$$

定义$\Delta Z_i(t_{\text{cont}})$是金属锡盘抛光垫表面$A_i$点的热变形位移，它表示为

$$\Delta Z_i(t_{\text{cont}})=Z_i(t_{\text{cont}})-Z_i \tag{27}$$

式中，$\Delta Z_i(t_{\text{cont}})$表示热场调控参数$t_{\text{cont}}$作用下抛光垫表面热变形。$Z_i(t_{\text{cont}})$表示$t_{\text{cont}}$作用下抛光垫表面轮廓各点相对高度；$Z_i$表示抛光垫表面轮廓各点的原始高度；集合$\left\{(\rho_i,\Delta Z_i(t))\,|\,i=1,2,\cdots,m\right\}$表示抛光垫表面热变形的样本数据。

将式(24)带入到式(27)，可以得到

$$\Delta Z_i(t_{\text{cont}})=z_i-zl_i \tag{28}$$

式中，z_i表示热场调控参数t_{cont}作用下抛光垫表面轮廓各点相对高度测量结果；zl_i表示抛光垫表面原始轮廓的测量结果。式(24)中的误差项δ_{ij}和η_{ij}通过数据相减予以消除，因此，热变形的测量精度主要由激光位移传感器精度决定，传感器重复精度为0.02 μm，抛光垫表面轮廓测量值在1～30 μm之间，根据计量1/3原则，传感器LK-H020满足精度要求。

设FPV和FRMS分别表示抛光垫表面热变形峰谷值以及平均值，则

$$\text{FPV}=\max_{i=1,2,..m}(\Delta Z_i(t_{\text{cont}}))-\min_{i=1,2,..m}(\Delta Z_i(t_{\text{cont}})) \tag{29}$$

$$\text{FRMS}=\sqrt{\frac{\sum(\Delta Z_i(t_{\text{cont}})-\Delta Z_0(t_{\text{cont}}))^2}{m}},i=1,2,3,\cdots,m \tag{30}$$

式中，$\Delta Z_0(t_{\text{cont}})$表示参考高度，$\Delta Z_0(t_{\text{cont}})=\sum_{i=1}^{m}\Delta Z_i(t_{\text{cont}})/m$。在参数$t_{\text{cont}}$为16、17、18、19 ℃时，分别对抛光垫表面热变形进行测量，测量基本参数设定如表3所示，各组实验参数如表4所示。

表3 抛光垫测量的基本参数设定

Table 3 Parameter setting of polishing pad measurement

Type	Repetition accuracy/μm	Movement speed/(mm·min^{-1})	Number of measurements	Sampling frequency/Hz
LK-H020,KEYENCE	0.02	300	1	250

表4 热光垫热变形实验参数

Table 4 Experimental parameters for thermal deformation of polishing pads

t_{cont}/℃	t_{inter}/℃	Thermal deformation of polishing pad surface/μm
16	20	$\Delta Z_i(t_{cont})=Z_i(t_{cont})-Z_i$, FPV, FRMS
17		
18		
19		

3.2 平面光学元件的加工实验方案

平面光学元件抛光实验方案如图11所示,光学元件放置在抛光垫表面,转台C轴带动抛光垫进行匀速转速,S轴带动光学元件转动,抛光液循环系统提供均匀分布的抛光液。抛光加工的实验参数如表5所示,分别在参数t_{cont}为16 ℃、18 ℃和20 ℃时对光学元件进行抛光加工(每种参数下元件加工3次),采用干涉仪对元件加工表面面形精度进行测量,每次加工时间为8 h,9组加工实验的参数设定如表6所示。

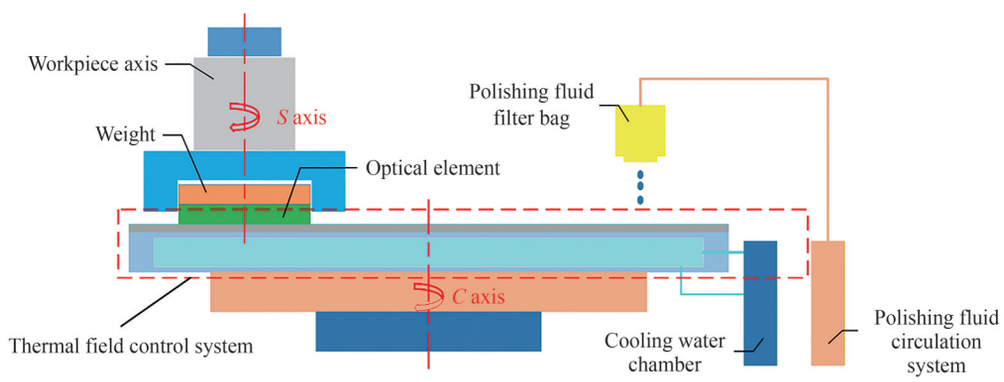


图11 平面元件抛光实验方案

Fig. 11 Experimental scheme of plane component polishing

表5 平面光学元件加工参数

Table 5 Processing parameters of planar optical elements

Component material	Diameter/mm	Polishing pad	Rotating speed of turntable/(r·min^{-1})	Rotating speed of workpiece/(r·min^{-1})	Slurry
Fused quartz	120	Metal tin plate	10	9.9	Al_2O_3

表6 平面光学元件9组加工实验的方案

Table 6 Nine experimental schemes for planar optical elements

Number	t_{cont}/℃	Surface accuracy(PV)/λ	Surface accuracy(RMS)/λ
1	16	1.03	0.20
2	16	0.83	0.18
3	16	0.90	0.20
4	18	0.75	0.16
5	18	0.68	0.15
6	18	0.80	0.18
7	20	0.83	0.19
8	20	0.84	0.19
9	20	0.78	0.16

3.3 实验结果与分析

金属锡抛光垫表面轮廓在不同参数t_{cont}下的热变形测量结果如图12所示。当t_{cont}=19 ℃时，在径向距ρ=600 mm处的热变形最小$w_{\rho=600}\approx 0$，随着ρ减小，抛光垫表面热变形缓慢增加，从ρ=600 mm到300 mm处抛光垫表面热变形w从0增加到了−2.2 μm；在ρ=300 mm到100 mm的位置，抛光垫表面热变形w基本维持在−2.2 μm。t_{cont}= 18 ℃时，ρ = 600 mm位置处的抛光垫表面热变形最小，$w_{\rho=600}\approx 0$，从ρ=600 mm到300 mm处抛光垫表面热变形w增加速率较t_{cont}=19 ℃时的速率有所提高，从0增加到了−6.2 μm；在ρ=300 mm到100 mm的位置，抛光垫表面热变形w基本维持在−6.2 μm。t_{cont}= 17 ℃时抛光盘表面的变化规律与t_{cont}=18 ℃时类似，都是在ρ = 600 mm到300 mm处，抛光垫表面热变形w快速增加，在ρ = 300 mm到100 mm的位置，抛光垫表面热变形w基本维持不变(−11.1 μm)；当t_{cont}=16 ℃，抛光垫表面热变形随着ρ的减小持续增加，最大热变形在ρ=100 mm处，此时热变形$w_{\rho=100}$=−16.9 μm。整体上，当t_{cont}= 16 ℃ ~ 19 ℃之间时，抛光垫表面产生下凹形状的热变形，且温度越低，变形程度越大。t_{cont}在各温度下，抛光垫表面的热变形最大值和平均值如表7所示。

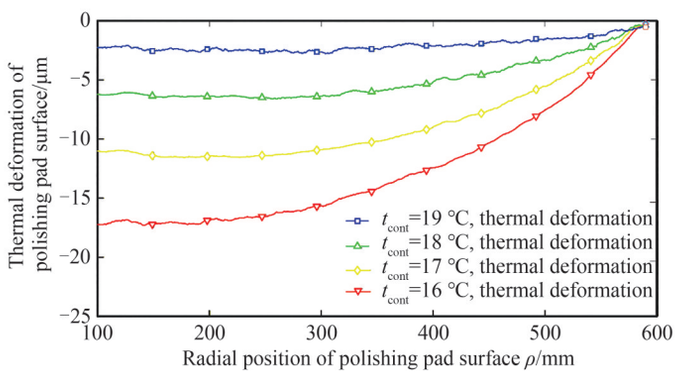


图12 抛光垫的表面热变形测量结果

Fig. 12 Measurement results of thermal deformation on the surface of the polishing pad

表7 热光垫表面热变形的最大值和平均值

Table 7 Maximum and average values of thermal deformation on the surface of the thermal pad

t_{cont}	Minimum deformation	Maximum deformation	Average deformation
16 ℃	0	16.9 μm	12.5 μm
17 ℃	0	11.1 μm	8.8 μm
18 ℃	0	6.2 μm	5.0 μm
19 ℃	0	2.2 μm	2.0 μm

抛光垫热场调控热变形实验及仿真结果如图13所示，首先，对于ANSYS仿真结果，t_{cont}从16到19 ℃，热变形最大值呈线性变化(24.8 μm降低到3.6 μm)，同样热变形平均值也呈现线性变化(从7.4 μm降低到1.3 μm)；抛光垫热场调控实验也有类似结论，当t_{cont}从16到19 ℃，抛光垫表面热变形最大值呈线性降低(16.9 μm降低到2.2 μm)，热变形平均值也呈现线性变化(从12.5 μm降低到2.0 μm)，仿真结果与实验结果的变化趋势一致。但是，仿真与实验结果的数值存在一定偏差，参数t_{cont}不同数值下，热变形平均值的偏差分别为40.8 %(16 ℃)、59.1 %(17 ℃)、60.0 %(18 ℃)以及35 %(19 ℃)，最大值的偏差分别为 −46.7 %(16 ℃)、3.6 %(17℃)、−16.1 %(18 ℃)以及−63.6 %(19 ℃)。因此仿真模型还不能精确预测抛光垫表面的热变形量，偏差在−63.6 % ~ 60 %之间。

产生上述误差的可能原因有：1)简化了ANSYS仿真模型，包括复合抛光盘内部螺纹孔、倒角以及抛光垫表面沟槽等结构，以提高计算效率；2)复合抛光盘实际约束条件和仿真约束条件可能有所不同。

根据式(16)，设抛光盘热变形系数为θ_{aver}，热变形最大值系数为θ_{max}，则进一步化简可得

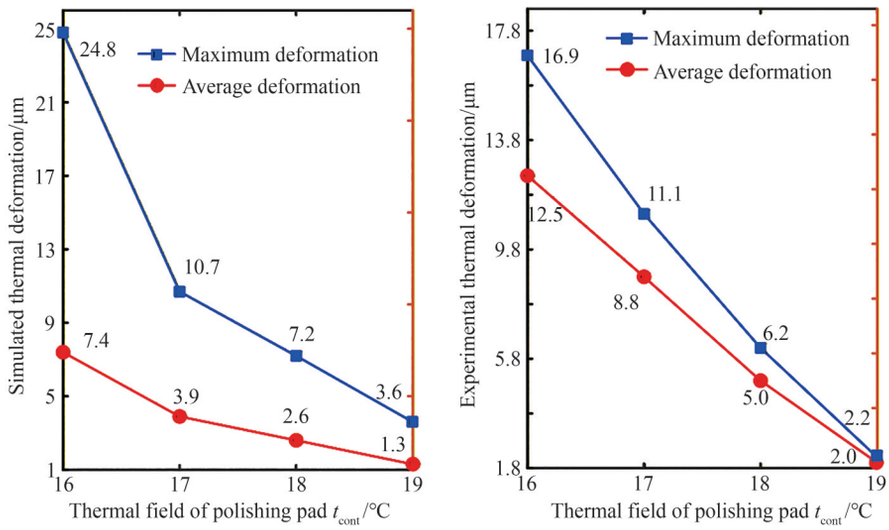


图13 仿真与实验结果对比。(a)抛光盘热变形ANASYS仿真结果;(b)抛光盘热变形实验结果

Fig. 9 Comparison of simulation and experimental results. (a) Simulation results of thermal deformation of polishing pad by ANSYS; (b) Experimental results of thermal deformation of polishing pad

$$\begin{cases} w = \theta_{aver}(t_{inter} - t_{cont}) \\ w_{max} = \theta_{max}(t_{inter} - t_{cont}) \\ \theta_{aver} = \dfrac{a^6}{64D}\left(1 - \dfrac{\rho^2}{a^2}\right)\left(\dfrac{5+\mu}{1+\mu} - \dfrac{\rho^2}{a^2}\right)\left(\sum_{i=1}^{5}\beta_i\right) \\ \theta_{max} = \dfrac{a^6}{64D}\left(\dfrac{5+\mu}{1+\mu}\right)\left(\sum_{i=1}^{5}\beta_i\right) \end{cases} \tag{31}$$

根据式(31)可知,抛光垫表面热变形的平均值与最大值和热场参数呈线性关系,综上所述,本文所构建的抛光垫表面热变形方程、ANSYS力学模型以及实验结果具备趋势一致性,即随着t_{cont}的提高,抛光盘表面热变形的幅度减小。

最后,利用9组平面元件加工实验对热场调控的效果进行验证,实验结果如表8和图14所示,当t_{cont}=16 ℃时,光学元件加工表面面形精度最差,3次加工后平面元件面形精度峰谷值即PV值分别是1.03λ、0.83λ和0.90λ,均方根值即RMS值分别是0.20λ、0.18λ和0.20λ,三次加工结果面形精度的PV平均值为0.92λ,RMS平均值为0.19λ。当t_{cont}=18 ℃,平面元件的面形精度最优,3次加工元件面形精度PV值分别是0.75λ、0.68λ和0.80λ,RMS值分别是0.16λ、0.15λ和0.18λ,PV平均值为0.74λ,RMS平均值为0.16λ。当t_{cont}= 20 ℃时,元件加工精度有所降低,此时元件面形的PV平均值为0.81λ,RMS平均值为0.18λ,比18 ℃时的加工精

表8 平面光学元件9组加工实验的结果

Table 8 Nine experimental results of planar optical elements

Number	Temperature of water cooler/℃	Surface accuracy (PV)/λ	Surface accuracy (RMS)/λ	Average value (PV)/λ	Average value (RMS)/λ
1	16	1.03	0.20		
2	16	0.83	0.18	0.92	0.19
3	16	0.90	0.20		
4	18	0.75	0.16		
5	18	0.68	0.15	0.74	0.16
6	18	0.80	0.18		
7	20	0.83	0.19		
8	20	0.84	0.19	0.81	0.18
9	20	0.78	0.16		

度更低，但优于16 ℃的加工结果。根据上述分析可知，改变参数t_{cont}的数值，可以实现元件面形精度优化，当t_{cont}=16 ℃时，加工结果最差，当t_{cont}=18 ℃时，加工结果最好，面形精度PV值平均提升20%，RMS值平均提升15%。单次实验下，元件面形精度PV和RMS值最大提升为34%和25%。

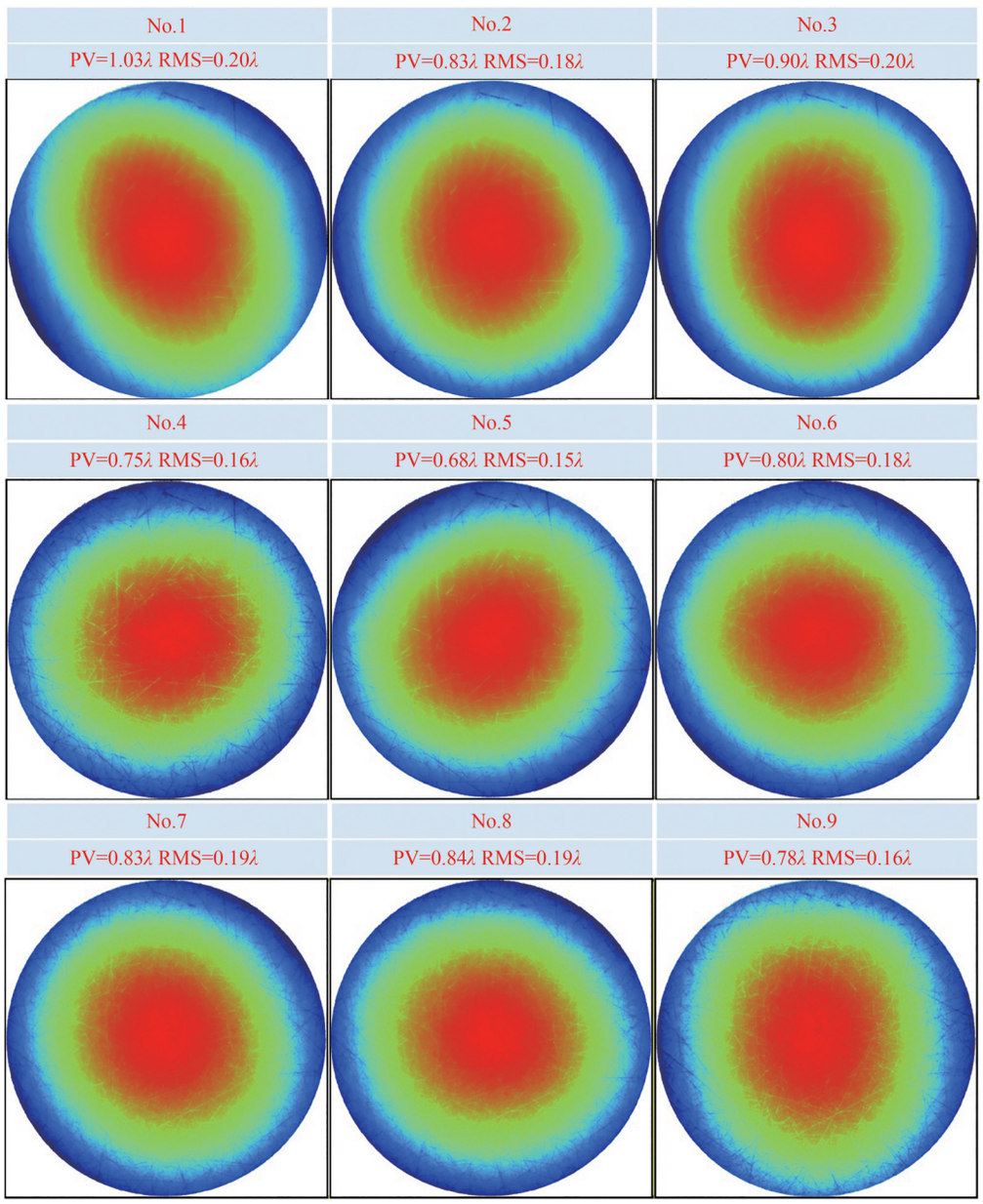


图14　9组实验的加工结果

Fig. 14　Processing results of 9 groups of experiments

4　结论

论文提出一种金属锡盘抛光垫表面轮廓热场调整的方法，并对抛光盘表面热变形量进行了数学建模、有限元仿真以及实验验证，得到结论如下：

1）基于多金属热变形效应建立了抛光垫表面形貌的可控热变形预测模型；

2）建立抛光垫热场调控的ANSYS有限元模型，通过实验对模型进行了验证，在t_{cont}从16 ℃到19 ℃区间，抛光盘热变形的有限元分析结果与实验结果的变化趋势一致。

3）抛光垫热场调控系统在t_{cont}=16 ℃时产生的热变形最大，最大变形量为16.9 μm，平均变形量为12.5 μm；在t_{cont}=19 ℃时产生的热变形最小，最大变形量为2.2 μm，平均变形量为2 μm。

4)利用参数t_{cont}的调整,可以提高元件表面的加工精度,当t_{cont}= 18 ℃时,平面光学元件抛光加工精度最高,和t_{cont}= 20 ℃以及t_{cont}= 16 ℃时相比,面形精度PV值平均提升20%,RMS值平均提升15%。

5)根据对比分析,抛光垫表面热变形的数学模型和ANSYS的仿真分析还不能准确预测具体热变形的数值,精确的模型分析将在后续研究进行开展。

参考文献

[1] STOLZ CJ. The national ignition facility: the path to a carbon-free energy future[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society A-Mathematical Physical and Engineering Sciences, 2012, 370(1973):4115-4129.

[2] XU X, SHEN Z, TONG G, et al. Sparse subaperture stitching method for measuring large aperture planar optics[J]. Optical Engineering, 2016, 55(2):024103.

[3] KUMAR M, BHAVANI T, SIDPARA A. Surface characterization of the diamond polishing pads and their performance evaluation in nanofinishing of electroless nickel plating[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2024, 135(9-10):4379-4399.

[4] GUO Z Z, YANG S H, WEN Z H, et al. Characterization and dressing effect of CMP diamond disc conditioner with ordered abrasive distribution[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2023, 128(3-4): 1029-1048.

[5] WANG Z K, WANG S W, DING Y Y, et al. Process parameter modeling and optimization of abrasive water jet dressing fixed-abrasive pad based on box-behnken design[J]. Materials, 2022, 15(15):5251.

[6] JENTGENS C, WILLERS H, BOLLINA R. Fixed abrasive diamond fine grinding pads for enhanced processing of optical glasses[C]. SPIE, 2021, 11889:1188915.

[7] CHO H, LEE T, KIM D, et al. Kinematic prediction and experimental demonstration of conditioning process for controlling the profile shape of a chemical mechanical polishing pad[J]. Applied Sciences-Basel, 2021, 11(10):4358.

[8] WANG Z P, ZHANG Z Q. A collocation grids method for determining pad conditioning coverage and density under long time conditioning process[J]. Precision Engineering-Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, 2024, 85:1-9.

[9] SEO J, JEON S, YOON J, et al. Development of novel conditioning method using thermal shape memory characteristics of polyurethane CMP pad[J]. ECS Journal of Solid State Science and Technology, 2024, 13(3):034003.

[10] ZHENG Y, ZHANG Z, WANG Z, et al. An exploration of the influence of abrasive water jet pressure on the friction signal characteristics of fixed abrasive lapping quartz glass based on HHT[J]. Micromachines, 2023, 14(4):891.

[11] WANG Z K, YANG Y K, ZHANG Z, et al. A novel technique for dressing fixed abrasive lapping pad with abrasive water jet[J]. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology, 2023, 10(6):1351-1373.

[12] LI X, WANG Y G, CHEN H Y, et al. CMP pad conditioning using the high-pressure micro-jet method[J]. Micromachines, 2023, 14(1):200.

[13] SON J, LEE H. Contact-area-changeable CMP conditioning for enhancing pad lifetime[J]. Applied Sciences-Basel, 2021, 11(8):3521.

[14] YE H, LI Y G, YUAN Z G, et al. Laser induced damage characteristics of fused silica optics treated by wet chemical processes[J]. Applied Surface Science, 2015, 357:498-505.

[15] BAN X, ZHAO H, ZHAO S, et al. Effect of geometry error on accuracy of large-diameter pads used for CMP dressing[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 100(5-8):1505-1520.

[16] SUN R, NOZOE A, NAGAHASHI J, et al. Novel highly-efficient and dress-free polishing technique with plasma-assisted surface modification and dressing[J]. Precision Engineering, 2021, 72:224-236.
徐俊,朱永伟,朱楠楠,等. 亲水性固结磨料研磨垫自修整机理探索[J]. 纳米技术与精密工程,2014,12(6):429-434.

[17] XU J, ZHU Y, ZHU N, et al. Self-conditioning mechanism of hydrophilic fixed abrasive pad[J]. Nanotechnology and Precision Engineering, 2014, 12(6):429-434.

[18] YEH H, CHEN K. Development of a pad conditioning simulation module with a diamond dresser for CMP applications[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010, 50(1-4):1-12.

[19] LIAO D, YUAN Z, TANG C, et al. Mid-spatial frequency error (PSD-2) of optics induced during CCOS and full-aperture polishing[J]. Journal of the European Optical Society-Rapid Publications, 2013, 8:13031.

[20] TSAI M, SUNG J. Dressing behaviors of PCD conditioners on CMP polishing pads[J]. Advances in Abrasive Technology XII, 2009, 76-78:201-206.

[21] BEDOYA A, MARIN E, MANSANARES A, et al. On the thermal characterization of solids by photoacoustic calorimetry: thermal diffusivity and linear thermal expansion coefficient[J]. Thermochimica Acta, 2015, 614:52-58.

[22] LI Y, DONG S, YAN X, et al. Elimination of voids by laser remelting during laser cladding Ni based alloy on gray cast iron[J]. Optics and Laser Technology, 2019, 112:30-38.

[23] IBANO K, SABAU A S, KOKUNAGA K, et al. Surface morphology of Tungsten-F82H after high-heat flux testing using plasma-arc lamps[J]. Nuclear Materials and Energy, 2018, 16:128-132.

Simulation and Experimental Study on Thermal Field Control Rules for Surface Morphology of Metal Tin Polishing Pads

ZHAO Lingyu[1], GAO Zecun[1], ZHAO Huiying[2]
(1 *Beijing Institute of Petrochemical Technology, School of Mechanical Engineering, Beijing* 102627, *China*)
(2 *Xi'an Jiaotong University, School of Mechanical Engineering, Xi'an* 710049, *China*)

Abstract: Large-aperture planar optical components are key parts of the optical systems in high-end equipment such as photolithography machines and laser fusion experimental devices. Full-aperture polishing, also known as continuous polishing, is an important processing method for large-aperture planar optical components. The surface conditioning of polishing pads has been a research focus for scholars both domestically and internationally. Existing research results indicate that effective conditioning is one of the primary factor to enhance the processing accuracy of optical components. For polishing pads with a meter-scale diameter, such as 1 200 mm, turning or grinding processes are typically employed to achieve surface conditioning. However, these methods are not only time-consuming but also struggle to achieve high-precision finishing on the pad surface. Efficient and high-precision conditioning of meter-scale polishing pad surfaces has long been a challenge in the optical component polishing process.

This paper proposes a method for surface topography conditioning of tin polishing pads through temperature field control. A composite polishing pad consisting of tin-aluminum-cast iron is constructed with three kinds of thin plates. A thermal field control system for the composite polishing pad is designed to investigate the internal temperature field distribution patterns of the pad under the influence of a controlled thermal field, and a gradient model of the internal temperature field within the composite polishing pad is established. Based on the bimetallic thermal deformation effect, five thermal stress distribution equations are established on the neutral surface of the three-layer composite polishing pad. By setting boundary conditions, a differential equation for thermal stress elastic deformation of the composite pad is established, and a mathematical model for surface thermal deformation of the tin polishing pad with parameter t_{cont} as the variable is obtained through solving the equation.

Using finite element simulation software, a simulation analysis was conducted on the thermal deformation of the composite material polishing pad's surface. The ambient temperature field was set to 20 ℃, with constraints and a controlled thermal field applied to the bottom surface of the composite polishing pad. When the parameter t_{cont} of the controlled thermal field was set between 16 and 19 ℃, the thermal deformation of the polishing pad's surface was simulated, and the contour, peak value, and average value of the thermal deformation were analyzed. The simulation results indicated that when the controlled thermal field parameter t_{cont} was set to 20 ℃, there was no temperature gradient change within the composite polishing pad, and no thermal deformation occurred on its surface. However, when t_{cont} was less than 20 ℃, the composite material polishing pad exhibited an overall concave-shaped thermal deformation, and the magnitude of the thermal deformation became more pronounced as t_{cont} decreased. Experiments were conducted to validate the regulation law of the thermal field on the surface of a tin polishing pad. Ensuring an ambient temperature of 20 ℃ in a constant-temperature workshop, measurement tools such as laser displacement sensors were used to measure the surface of the polishing pad. The deformation law of the polishing pad's surface was examined at parameter t_{cont} values ranging from 16 to 19 ℃. Finally, through nine sets of processing experiments on optical components, the impact of the parameter t_{cont} on the processing results was verified. The experimental and simulation results showed consistency in the trend of thermal deformation of the polishing pad's surface. Moreover, by adjusting the thermal field control parameter t_{cont}, the surface accuracy of the processed optical components was optimized.

Through theoretical analysis, simulation, and experimental verification, the paper draws the following conclusions: 1) A controllable thermal deformation prediction mathematical model for the surface

topography of the polishing pad was established based on the multi-metallic thermal deformation effect; 2) A finite element model for thermal field regulation of the polishing pad was developed and experimentally validated. Within the temperature range t_{cont} of 16 ℃ to 19 ℃, the finite element analysis results of thermal deformation of the polishing pad were consistent with the experimental results in terms of their changing trends; 3) The thermal deformation generated by the polishing pad thermal field regulation system is the greatest at t_{cont}=16 ℃, with a maximum deformation of 16.9 μm and an average deformation of 12.5 μm; it is the smallest at t=19 ℃, with a maximum deformation of 2.2 μm and an average deformation of 2 μm; 4) Adjusting the parameter t_{cont} can enhance the processing accuracy of the component surface. When t_{cont}=18 ℃, the polishing accuracy of planar optical components is the highest. Compared to when t_{cont}=20 ℃ and t_{cont}=16 ℃, the surface accuracy PV value improves by an average of 20%, and the RMS value improves by an average of 15%; 5) According to the comparative analysis, the mathematical model of thermal deformation on the polishing pad surface and the simulation analysis cannot accurately predict specific values of the thermal deformation. Precise model analysis will be conducted in subsequent research.

Key words: Thermal field control; Dressing of polishing pad; Continuous polishing of flat surfaces; Optical components; Ultra-precision machining

OCIS Codes: 220.5450; 220.4610; 350.3850

CSTR: 32255.14.gzxb20265502.0222004

Foundation item: National Science and Technology Major Project (2024ZD0708101), Research and Development Program of Beijing Municipal Education Commission (KM202410017010)