

# 热压成型参数对非球面透镜轮廓偏差的影响

朱科军<sup>1,2</sup>, 欧阳波<sup>1</sup>, 许博文<sup>1</sup>, 徐志强<sup>1,2</sup>, 张高峰<sup>1,2</sup>

(1.湘潭大学 机械工程学院, 湖南 湘潭 411105;

2.复杂轨迹加工工艺及装备教育部工程研究中心, 湖南 湘潭 411105)

**摘要:** **目的** 研究玻璃热压成型参数对非球面玻璃透镜轮廓偏差的影响。**方法** 设计正交试验, 并通过 Msc. Marc 软件对玻璃透镜热压成型过程进行数值模拟, 在不同热压成型参数组合下, 测量透镜轮廓偏差的大小, 从而得到最佳热压成型参数组合。接着进行透镜热压试验, 观察成型透镜形状与设计值间的偏差, 验证仿真分析结果。**结果** 经正交优化分析, 热压温度为 570 °C 时, 最大轮廓偏差均值为 2.876 μm; 热压速率为 0.02 mm/s 时, 最大轮廓偏差均值为 2.808 μm; 摩擦因数为 0.6 时, 最大轮廓偏差均值为 2.780 μm; 退火速率为 1.5 °C/s 时, 最大轮廓偏差均值为 1.893 μm; 保持压力为 700 N 时, 最大轮廓偏差均值为 1.775 μm; 冷却速率为 1 °C/s 时, 最大轮廓偏差均值为 1.990 μm。它们在各自参数组别中都为最小值。优化成型参数组合为: 热压温度 570 °C, 热压速率 0.02 mm/s, 摩擦因数 0.6, 网格大小 0.05 mm, 退火速率 1.5 °C/s, 保持压力 700 N, 冷却速率 3 °C/s。热压试验测得最大偏差值为 1.61 μm。**结论** 离透镜中心越远, 透镜表面的轮廓偏差越大。热压模型网格划分越细, 越能准确地模拟玻璃热压成型过程。热压速率增大时, 透镜的轮廓偏差会增大。热压温度升高, 透镜的轮廓偏差会减小, 但过高的热压温度会使轮廓偏差变大。退火速率、保持压力、摩擦因数增大时, 透镜的轮廓偏差会减小, 冷却速率对轮廓偏差无明显影响。

**关键词:** 玻璃热压成型; 非球面玻璃透镜; 轮廓偏差; 数值模拟; 正交优化分析

中图分类号: TH164 文献标识码: A 文章编号: 1001-3660(2018)07-0067-06

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2018.07.009

## Effects of Molding Parameters on Profile Deviation of Aspheric Lenses

ZHU Ke-jun<sup>1,2</sup>, OUYANG Bo<sup>1</sup>, XU Bo-wen<sup>1</sup>, XU Zhi-qiang<sup>1,2</sup>, ZHANG Gao-feng<sup>1,2</sup>

(1.School of Mechanical Engineering, Xiangtan University, Xiangtan 411105, China; 2.Engineering Research Center for Complex Track Processing Technology and Equipment of Ministry of Education, Xiangtan 411105, China)

**ABSTRACT:** The work aims to study the effects of glass molding parameters on profile deviation of aspherical glass lenses. Orthogonal test was designed, numerical model of the glass lens molding process was established through Msc.Marc software. The deviation of lens profile was measured in different combinations of molding parameters so as to obtain the optimum combination of molding parameters. Then molding test was applied to the lens, the deviation between finished lens shape and design value was observed to verify simulation analysis results. According to orthogonal optimization analysis, average value of the maximum profile deviation was 2.876 μm at the molding temperature of 570 °C, 2.808 μm at the molding rate of 0.02 mm/s,

收稿日期: 2018-02-11; 修订日期: 2018-04-16

Received: 2018-02-11; Revised: 2018-04-16

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51775469, 51605410); 湖南省自然科学基金项目 (2015JJ3117); 湖南省教育厅项目 (16C1549)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51775469, 51605410); National Natural Science Foundation of Hunan (2015JJ3117); Educational Committee Foundation of Hunan (16C1549)

作者简介: 朱科军 (1980—), 男, 博士, 讲师, 主要研究方向为玻璃热压成形。

Biography: ZHU Ke-jun (1980—), Male, Doctor, Lecturer, Research focus: compression molding.

2.780  $\mu\text{m}$  at the friction coefficient of 0.6, 1.893  $\mu\text{m}$  at the annealing rate of 1.5  $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ , 1.775  $\mu\text{m}$  at the constant pressure of 700 N, and 1.990  $\mu\text{m}$  at the cooling rate of 1  $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ . All of them were the minimum in corresponding group of parameters. The optimum combination of modeling parameters was as follows: molding temperature as 570  $^{\circ}\text{C}$ , molding rate as 0.02 mm/s, friction factor as 0.6, grid size as 0.05 mm, annealing rate as 1.5  $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ , dwell pressure as 700 N and cooling rate as 3  $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ . The maximum deviation measured in molding test was 1.61  $\mu\text{m}$ . The farther it is from the lens center, the larger the profile deviation of the lens surface is. The finer meshes can more accurately simulate glass molding process. The lens profile deviation will increase with the increase of molding rate, and decrease with the increase of molding temperature. However, the profile deviation will increase if the molding temperature is over-high, and the profile deviation will decrease with the increase of annealing rate, dwell pressure and friction coefficient. Cooling rate has no significant effect on profile deviation.

**KEY WORDS:** glass molding; aspherical glass lens; profile deviation; numerical simulation; orthogonal optimization analysis

非球面玻璃透镜被大量应用于光学、测量以及军事装备中,因此实现低成本、高表面质量非球面玻璃透镜的批量制造是当下的研究热点。传统的非球面透镜常采用研磨、抛光等方法制备,其生产周期长,且表面精度不一致,难以满足迅速增长的市场需求<sup>[1-2]</sup>。玻璃热压成型技术能够很好地解决这些问题,并且随着各类玻璃材料以及超精密表面加工技术的飞速发展<sup>[3-5]</sup>,如超精密单点金刚石加工技术<sup>[6]</sup>、磁流变抛光技术<sup>[7]</sup>等,限制玻璃热压成型技术的模具表面精度问题得以解决,从而使得其成为生产非球面透镜的典型方法之一。

所谓玻璃热压成型技术就是基于玻璃加热至一定温度后呈黏弹性体的原理,将加热后的玻璃用具有特定产品轮廓的高精度模具一次性压制成型的方法。其整个过程共分为加热、热压、退火及冷却脱模等四个阶段<sup>[8-11]</sup>。目前对于玻璃透镜热压成型的整个过程尚不能完全掌控,成型透镜的轮廓曲线与原设计曲线存在较大偏差,严重影响成型透镜的表面质量,虽然通过试错法可提高成型精度,但存在修模成本高、制造周期长的问题<sup>[12-14]</sup>。采用有限元方法模拟非球面透镜成型过程,对轮廓偏差进行预测,可有效避免试错法带来的高昂试验成本,大大提高生产效率。模拟试验所获得的透镜轮廓易于提取,能为轮廓偏差的预测及补偿提供数据基础。文中利用有限元模拟方法,基于广义 Maxwell 模型<sup>[15]</sup>对 D-ZK3 玻璃透镜的热压成型过程进行仿真,针对热压成型过程,设计正交试验进行模拟分析,以期确定非球面玻璃透镜热压成型参数的优化组合,最后开展热压成型试验,对仿真分析结果的有效性进行验证。

## 1 玻璃热压成型过程仿真

非球面玻璃透镜设计轮廓如图 1 所示,其中凹面为非球面,其横截面曲线方程为:

$$z = f(x) = \frac{x^2/R}{1 + \sqrt{1 - (k+1)(x/R)^2}} + A_4x^4 + A_6x^6 \quad (1)$$

式中:  $x$  为曲线横坐标值;  $z$  为  $x$  的矢量函数;  $R$  为曲线的顶点曲率半径;  $A_4$ 、 $A_6$  为非球面修正项;  $k$  为二次曲面系数。凹面轮廓具体参数为:  $R=3.8 \text{ mm}$ ,  $k=0.8$ ,  $A_4=-2.7 \times 10^{-2}$ ,  $A_6=8 \times 10^{-3}$ 。

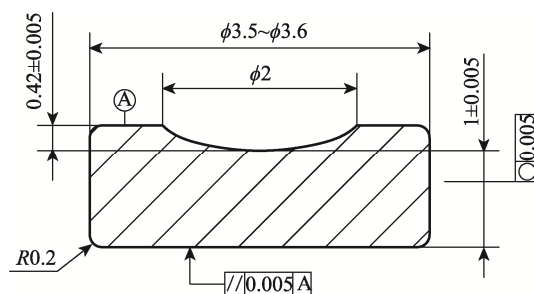


图 1 非球面玻璃透镜设计轮廓

Fig.1 Design profile of aspherical glass lens

根据非球面玻璃透镜的设计曲线方程,在 Msc. Marc 软件中建立 2D 轴对称模型,如图 2 所示。利用广义 Maxwell 模型来定义玻璃的黏弹性状态,其本构方程蠕变形式如式(2),应力松弛形式如式(3)。模具的材料采用 WC,光学玻璃的材料采用 D-ZK3,模具及玻璃的材料属性见表 1。

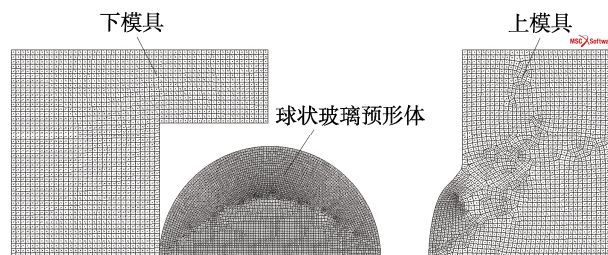


图 2 热压模拟有限元模型

Fig.2 Finite element model for molding simulation

表 1 玻璃与模具特征参数  
Tab.1 Characteristics parameters of glass and mold

材料	杨氏模量 $E/\text{MPa}$	泊松比 $\sigma$	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	热导率 $K/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1})$	热膨胀系数 $\alpha/(\times 10^{-7} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1})$	比热容 $C_p/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1})$
D-ZK3	1 008 000	0.252	2 550	1.126	66 ( $-30 \text{ } ^\circ\text{C} \leq t \leq 70 \text{ } ^\circ\text{C}$ )	1 100 ( $t \leq 470 \text{ } ^\circ\text{C}$ )
					81 ( $70 \text{ } ^\circ\text{C} \leq t \leq 100 \text{ } ^\circ\text{C}$ )	1 730 ( $t \leq 570 \text{ } ^\circ\text{C}$ )
WC	650 000	0.2	15 200	97	48	314

$$\varepsilon(t)=\frac{\sigma_0 w_\infty}{E_\infty}+\sigma_0 \sum_{i=1}^n w_i\left(\frac{1}{E_i}+\frac{t}{\eta_i}\right) \quad (2)$$

$$\sigma(t)=2 G \varepsilon_0 \sum_{i=1}^n w_i e^{-t / \tau_i} \quad (3)$$

式中： $E_\infty$ 、 $E_i$ 为对应弹簧的弹性模量； $\eta_i$ 为对应粘壶的黏度； $w_\infty$ 、 $w_i$ 为广义 Maxwell 模型中各单元的权重因子； $\varepsilon_0$ 为恒定应变； $G$ 为 Maxwell 模型的瞬时弹性模量； $\tau_i$ 为每个 Maxwell 模型的松弛时间。

基于上述模型及理论对玻璃热压成型过程进行有限元仿真分析，图 3 给出了热压温度为 570 ℃、热压速率为 0.02 mm/s、摩擦因数为 0.6、退火速率为 1.5 ℃/s、保持压力为 700 N 及冷却速率为 3 ℃/s 时的玻璃热压成型模拟过程。

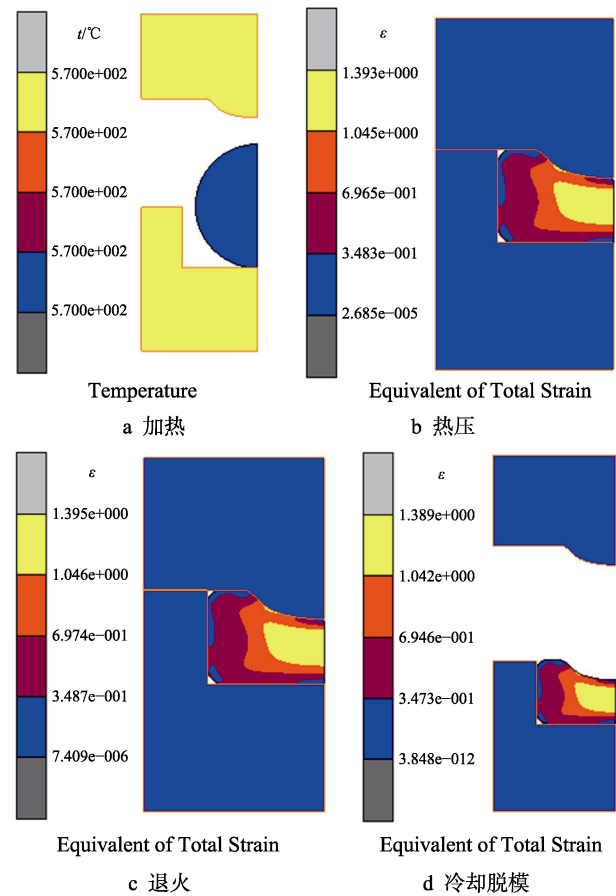


图 3 热压成型模拟过程  
Fig.3 Molding simulation process

2 热压成型参数的正交优化分析

2.1 正交优化设计

在玻璃热压成型过程中对轮廓偏差产生影响的主要参数有：热压温度、热压速率、摩擦因数、退火速率、保持压力以及冷却速率。为了得到较优的热压成型参数组合，对热压阶段和退火及冷却阶段分别设计了正交试验。在热压阶段中，以热压温度、热压速率、摩擦因数以及单元网格大小为影响因素，设置了四因素三水平正交试验，因素水平见表 2。在退火及冷却阶段中，以退火速率、保持压力、冷却速率为影响因素，设置了三因素三水平正交试验，因素水平见表 3。

表 2 热压阶段因素水平  
Tab.2 Level of factor for molding stage

水平	热压温度 (A)/℃	热压速率 (B)/(mm·s <sup>-1</sup> )	摩擦因数 (C)	网格(D) /mm
1	560	0.02	0.4	0.05
2	570	0.04	0.6	0.1
3	580	0.06	0.8	0.2

表 3 退火及冷却阶段因素水平  
Tab.3 Level of factor for annealing and cooling stage

水平	退火速率 (A)/(℃·s <sup>-1</sup> )	保持压力 (B)/N	冷却速率 (C)/(℃·s <sup>-1</sup> )
1	1	300	1
2	1.5	500	2
3	2	700	3

2.2 正交优化结果

针对热压阶段的四因素三水平试验，选用 L<sub>9</sub>(3<sup>4</sup>) 正交表，从而得到正交方案，见表 4。

按照正交表中的成型参数进行数值模拟分析，以最大轮廓偏差值为性能指标，偏差值越小，轮廓精度越高，对正交分析结果进行极差分析，见表 5。极差越大的因素，对性能指标的影响就越大，也越重要。

由表 5 可知,各因素对最大轮廓偏差值的影响程度为:单元网格 (D) > 热压速率 (B) > 热压温度 (A) > 摩擦因数 (C)。

表 4 热压阶段正交方案

Tab.4 Orthogonal experiment design for molding stage					
试验	A/℃	B/(mm·s <sup>-1</sup> )	C	D/mm	性能指标/μm
1	560(1)	0.02(1)	0.4(1)	0.05(1)	1.011
2	560(1)	0.04(2)	0.6(2)	0.1(2)	1.225
3	560(1)	0.06(3)	0.8(3)	0.2(3)	6.675
4	570(2)	0.02(1)	0.6(2)	0.2(3)	5.935
5	570(2)	0.04(2)	0.8(3)	0.05(1)	1.347
6	570(2)	0.06(3)	0.4(1)	0.1(2)	1.345
7	580(3)	0.02(1)	0.8(3)	0.1(2)	1.478
8	580(3)	0.04(2)	0.4(1)	0.2(3)	8.046
9	580(3)	0.06(3)	0.6(2)	0.05(1)	1.179

表 5 极差分析结果

Tab.5 Range analysis results					μm
因素	A	B	C	D	
均值 1	2.970	2.808	3.467	1.179	
均值 2	2.876	3.539	2.780	1.349	
均值 3	3.568	3.066	3.167	6.885	
极差	0.692	0.731	0.687	5.706	

在网格为 0.2 mm 的组别中,透镜的最大轮廓偏差达到 8.046 μm,严重偏离了透镜的设计轮廓。而在 0.05 mm 组别中,最大轮廓偏差为 1.011 μm,可见模型网格划分越细,越能准确地模拟玻璃热压成型过程。对比热压速率对轮廓偏差的影响,热压速率为 0.02 mm/s 时,轮廓偏差最小。当热压速率增大时,蠕变增大,透镜内部的残余应力增大,退火阶段结构松弛产生的变形增大,导致轮廓偏差增大,因此热压速率增大时,透镜的轮廓偏差都会不同程度地增大。对比热压温度对轮廓偏差的影响,570 ℃时轮廓偏差最小。当温度较低时,随着热压温度的升高,玻璃材料的流动性增强,能更好地填充模具的成型腔,使得透镜轮廓偏差减小。当温度进一步升高后,模具的热膨胀随之增大,且退火冷却时玻璃体积收缩量也增大,致使透镜轮廓偏差反而增大。对比摩擦因数对轮廓偏差的影响,摩擦因数为 0.6 时轮廓偏差最小,当摩擦因数增大时,玻璃的流动性变差,透镜内部的残余应力上升,但幅度不大<sup>[16]</sup>。同时间内透镜内部应力释放会减小,导致退火阶段结构松弛产生的变形量减小,使得透镜成型后轮廓偏差减小。热压阶段使最大轮廓偏差最佳的优化成型参数为:热压温度 570 ℃,热压速率 0.02 mm/s,摩擦因数 0.6,网格大小 0.05 mm。

针对退火及冷却阶段的三因素三水平试验,同样

选用 L<sub>9</sub>(3<sup>4</sup>)正交表,从而得到正交方案,见表 6。按照正交表中的成型参数进行数值模拟分析,对正交分析结果进行极差分析,见表 7。各因素对最大轮廓偏差值的影响程度为:保持压力 (B) > 退火速率 (A) > 冷却速率 (C)。

表 6 退火及冷却阶段正交方案

Tab.6 Orthogonal experiment design for annealing and cooling stage					
试验	A/(℃·s <sup>-1</sup> )	B/N	C/(℃·s <sup>-1</sup> )	D	性能指标/μm
1	1(1)	300(1)	1(1)	(1)	2.805
2	1(1)	500(2)	2(2)	(2)	2.951
3	1(1)	700(3)	3(3)	(3)	2.095
4	1.5(2)	300(1)	2(2)	(3)	2.779
5	1.5(2)	500(2)	3(3)	(1)	1.415
6	1.5(2)	700(3)	1(1)	(2)	1.486
7	2(3)	300(1)	3(3)	(2)	2.770
8	2(3)	500(2)	1(1)	(3)	1.679
9	2(3)	700(3)	2(2)	(1)	1.744

表 7 极差分析结果

Tab.7 Range analysis results				μm
因素	A	B	C	
均值 1	2.617	2.785	1.990	
均值 2	1.893	2.015	2.491	
均值 3	2.064	1.775	2.093	
极差	0.724	1.010	0.501	

对比保持压力对轮廓偏差的影响,保持压力为 700 N 时轮廓偏差最小。当保持压力增大时,透镜在退火过程中能更充分地贴合于上模具腔面,使其在降温收缩时与模具腔面间的缝隙减小,从而减小透镜的轮廓偏差。因此当保持压力增大时,透镜的轮廓偏差都会不同程度地减小。对比退火速率对轮廓偏差的影响,1.5 ℃/s 时轮廓偏差最小。当退火速率增大时,退火时间会缩短,透镜内部的结构松弛还未达到新的平衡时已固化,从而使透镜收缩量减少,轮廓偏差降低,因此退火速率增大时,透镜的轮廓偏差都会不同程度地减小。冷却速率对透镜轮廓偏差影响很小,因为经过退火阶段后,玻璃透镜已为固体,尽管冷却速率 1 ℃/s 时透镜的轮廓偏差最小,但考虑到生产效率,选取 3 ℃/s 为宜。因此使最大轮廓偏差尽可能小的优化成型参数为:退火速率 1.5 ℃/s,保持压力 700 N,冷却速率 3 ℃/s。

综上所述,热压成型过程中优化成型参数为:热压温度 570 ℃,热压速率 0.02 mm/s,摩擦因数 0.6,网格大小 0.05 mm,退火速率 1.5 ℃/s,保持压力 700 N,冷却速率 3 ℃/s。

### 3 热压成型试验及验证

试验所用模具如图 4 所示, 所用材料见表 1。热压成型试验在多工位热压成型机上完成, 热压成型过程包括加热、热压、退火、冷却等步骤。试验完成后挑选合格的试验成品(如图 5 所示), 清洗表面, 之后用非球面轮廓测量仪对其表面轮廓进行测量。

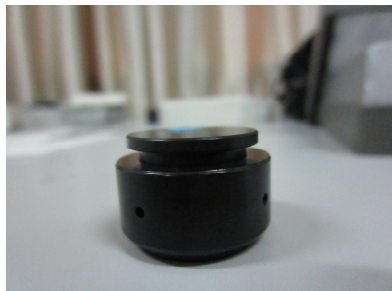


图 4 模具  
Fig.4 Mold



图 5 试验成品  
Fig.5 Finished test products

对测量结果进行处理后, 得到透镜成品轮廓曲线与设计值之间的偏差, 其最大偏差值为  $1.61\ \mu\text{m}$ , 如图 6 所示。对比试验测量结果与利用优化后成型参数进行热压成型的仿真结果, 如图 7 所示。透镜表面轮廓偏差试验结果与仿真预测结果较为一致, 轮廓偏差都随着离心距的增大而增大, 且模拟分析所得轮廓偏差为  $1.28\ \mu\text{m}$ , 两者间差值不大。因此模拟分析结果可靠, 能良好地反映非球面透镜的轮廓偏差。

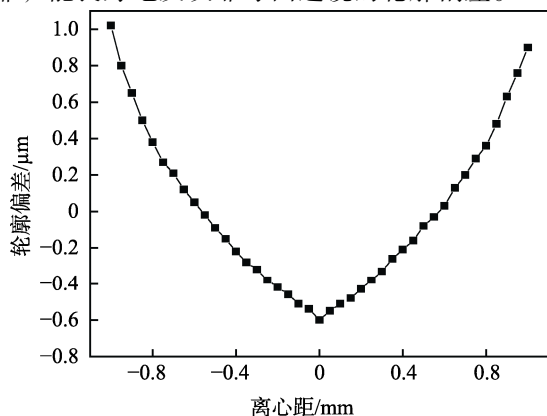


图 6 透镜成品表面轮廓测量结果

Fig.6 Measurement results of finished lens surface profile

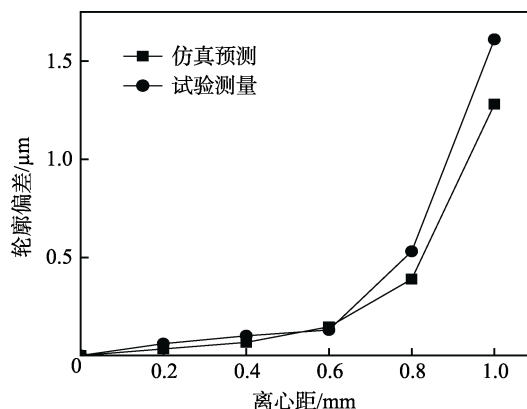


图 7 仿真预测与试验测量结果

Fig.7 Simulation prediction and test measurement results

### 4 结论

1) 热压模型网格划分越细, 越能准确地模拟玻璃热压过程。热压速率增大时, 透镜的轮廓偏差会增大。热压温度升高时, 透镜的轮廓偏差会减小, 但过高的热压温度会使轮廓偏差变大。退火速率、保持压力、摩擦因数增大时, 透镜的轮廓偏差均会减小, 冷却速率对轮廓偏差影响很小。

2) 采用正交试验优化后的较佳成型参数为: 热压温度  $570\ ^\circ\text{C}$ , 热压速率  $0.02\ \text{mm/s}$ , 摩擦因数  $0.6$ , 网格大小  $0.05\ \text{mm}$ , 退火速率  $1.5\ ^\circ\text{C/s}$ , 保持压力  $700\ \text{N}$ , 冷却速率  $3\ ^\circ\text{C/s}$ 。

3) 热压试验成品轮廓偏差与优化成型参数下轮廓偏差基本吻合, 轮廓偏差都随着离心距的增大而增大, 因此对玻璃热压过程进行数值模拟能够有效预测透镜的轮廓偏差。

### 参考文献:

- [1] 尹韶辉, 朱科军, 余剑武, 等. 小口径非球面玻璃透镜模压成形[J]. 机械工程学报, 2012, 48(15): 182-192.  
YIN Shao-hui, ZHU Ke-jun, YU Jian-wu, et al. Micro Aspheric Glass Lens Molding Process[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(15): 182-192.
- [2] ZHANG L, LIU W. Precision Glass Molding: Toward an Optimal Fabrication of Optical Lenses[J]. Frontiers of Mechanical Engineering, 2017, 12(1): 3-17.
- [3] CHEN Y, YI A. Design and Fabrication of Freeform Glass Concentrating Mirrors Using a High Volume Thermal Slumping Process[J]. Solar Energy Materials and Solar Cells, 2011, 95(7): 1654-1664.
- [4] 陈逢军, 唐宇, 苗想亮, 等. 磨料射流表面抛光研究综述[J]. 表面技术, 2015, 44(11): 119-127.  
CHEN Feng-jun, TAGN Yu, MIAO Xiang-liang, et al.



- Review on the Abrasive Jet Surface Polishing (AJP) Technology[J]. Surface Technology, 2015, 44(11): 119-127.
- [5] YI A Y, JAIN A. Compression Molding of Aspherical Glass Lenses—A Combined Experimental and Numerical Analysis[J]. Journal of the American Ceramic Society, 2005, 88(3): 579-586.
- [6] LI Hui, LI Li-kai, NAPLES N J, et al. Micro-optical Fabrication by Ultraprecision Diamond Machining and Precision Molding[J]. Frontiers of Mechanical Engineering, 2017, 12(2): 181-192.
- [7] 尹韶辉, 徐志强, 陈逢军, 等. 小口径非球面斜轴磁流变抛光技术[J]. 机械工程学报, 2013, 49(17): 33-38.  
YIN Shao-hui, XU Zhi-qiang, CHEN Feng-jun, et al. Inclined Axis Magnetorheological Finishing Technology for Small Aspherical Surface[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(17): 33-38.
- [8] ZHANG X, YIN S. Study on High-temperature Glass Lens Molding Process Using FEM Simulation[J]. Open Materials Science Journal, 2015, 9(1): 14-19.
- [9] YAN J, ZHOU T, MASUDA J, et al. Modeling High-temperature Glass Molding Process by Coupling Heat Transfer and Viscous Deformation Analysis[J]. Precision Engineering, 2009, 33(2): 150-159.
- [10] ZHOU T, LIU X, LIANG Z, et al. Recent Advancements in Optical Microstructure Fabrication through Glass Molding Process[J]. Frontiers of Mechanical Engineering, 2017, 12(1): 46-65.
- [11] LIU W, SHEN P, JIN N. Viscoelastic Properties of Chalcogenide Glasses and the Simulation of Their Molding Processes[J]. Physics Procedia, 2011, 19: 422-425.
- [12] ZHOU T, YAN J, LIANG Z, et al. Development of Polycrystalline Ni-P Mold by Heat Treatment for Glass Microgroove Forming[J]. Precision Engineering, 2015, 39: 25-30.
- [13] SU L, WANG F, HE P, et al. An Integrated Solution for Mold Shape Modification in Precision Glass Molding to Compensate Refractive Index Change and Geometric Deviation[J]. Optics & Lasers in Engineering, 2014, 53(2): 98-103.
- [14] TAO B, HE P, SHEN L, et al. Annealing of Compression Molded Aspherical Glass Lenses[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2014, 136(1): 011008.
- [15] 张小兵, 尹韶辉, 朱科军, 等. 基于广义 Maxwell 模型的非球面光学镜片成型模拟[J]. 材料导报, 2013, 27(10): 148-152.  
ZHANG Xiao-bing, YIN Shao-hui, ZHU Ke-jun, et al. Simulation of Compression Molding Aspherical Glass Lenses Based on Generalized Maxwell Model[J]. Materials Review, 2013, 27(10): 148-152.
- [16] 朱科军, 尹韶辉, 余剑武, 等. 非球面玻璃透镜模压成形有限元分析[J]. 中国机械工程, 2013, 24(18): 2509-2514.  
ZHU Ke-jun, YIN Shao-hui, YU Jian-wu, et al. Finite Element Analysis on Aspherical Glass Lens Molding Process[J]. China Mechanical Engineering, 2013, 24(18): 2509-2514.