

## 冷却间隙对小口径双非球面硫系玻璃镜片模压成型质量的影响

唐 昆<sup>1,2\*</sup>, 孔明慧<sup>1,2</sup>, 李典雨<sup>1,2</sup>, 朱勇建<sup>3</sup>, 王 宇<sup>3</sup>

- (1. 长沙理工大学 工程车辆轻量化与可靠性技术湖南省高校重点实验室, 湖南 长沙 410114;
2. 长沙理工大学 工程车辆安全性设计与可靠性技术湖南省高校重点实验室, 湖南 长沙 410114;
3. 浙江科技学院 机械与汽车工程学院, 浙江 杭州 310023)

**摘 要:** 为实现小口径双非球面硫系玻璃镜片的高精度批量制造, 通过仿真与实验, 对镜片模压成型冷却阶段的冷却间隙进行了研究, 揭示了其对镜片成型质量的影响规律。首先, 对硫系玻璃模压成型的高温粘弹性力学模型、结构松弛模型以及界面热传递模型进行了分析, 并将其应用于仿真研究; 其次, 对目标镜片进行了模压成型仿真, 探讨了冷却间隙条件对镜片内部温度、应力分布以及轮廓偏移量的影响; 最后, 进行了与仿真研究相对应的模压成型实验, 分析了冷却间隙条件对成型镜片表面形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 及轮廓偏移量的影响, 并将仿真与实验结果进行了对比研究, 以验证仿真模型和结果的有效性。仿真分析结果表明: 冷却间隙为 0.1 mm 时, 镜片冷却后应力最小, 为 3.897 MPa; 成型镜片非球面 ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量最大值分别为 1.054  $\mu\text{m}$  和 0.858  $\mu\text{m}$ 。实验结果表明: 冷却间隙为 0.1 mm 时, 模压得到的成型镜片表面质量最好, ASP1 和 ASP2 的 PV 值分别为 170.8 nm 和 223.6 nm, Ra 值分别为 22.7 nm 和 24.9 nm, 轮廓偏移量最大值分别为 0.896  $\mu\text{m}$  和 0.738  $\mu\text{m}$ 。因此, 可确定最小冷却间隙为 0.1 mm。仿真与实验结果具有较好的一致性, 冷却间隙对小口径双非球面硫系玻璃镜片的成型质量有一定的影响, 确定最小冷却间隙可有效提高成型镜片的表面质量。

**关键词:** 硫系玻璃; 冷却间隙; 表面质量; 小口径; 双非球面

**中图分类号:** TH128; TN213 **文献标志码:** A **DOI:** 10.3788/IRLA201847.1142001

## Effect of cooling gap on molding quality of small diameter dual aspherical chalcogenide glass lenses

Tang Kun<sup>1,2\*</sup>, Kong Minghui<sup>1,2</sup>, Li Dianyu<sup>1,2</sup>, Zhu Yongjian<sup>3</sup>, Wang Yu<sup>3</sup>

- (1. Key Laboratory of Lightweight and Reliability Technology for Engineering Vehicle, College of Hunan Province, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;
2. Key Laboratory of Safety Design and Reliability Technology for Engineering Vehicle, College of Hunan Province, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;
3. School of Mechanical and Automotive Engineering, Zhejiang University of Science and Technology, Hangzhou 310023, China)

**Abstract:** In order to realize high-precision mass production of small diameter dual aspherical chalcogenide glass lenses, cooling gap in cooling stage was studied to reveal its influence on lens molding quality through simulation and experiments. Firstly, high temperature viscoelastic mechanical,

收稿日期: 2018-06-10; 修订日期: 2018-07-20

基金项目: 国家自然科学基金(51405034); 湖南省自然科学基金(2015JJ3014); 工程车辆轻量化与可靠性技术湖南省高校重点实验室(长沙理工大学)开放基金(2017kfj06)

作者简介: 唐昆(1980-), 男, 讲师, 硕士生导师, 博士, 主要从事超精密加工、精密热压成型及仿真方面的研究。

Email: tangkun@csust.edu.cn

structural relaxation and interface heat transfer model of the chalcogenide glass molding was analyzed and applied to simulation study. Secondly, molding simulation of target lens was carried out, and influence of cooling gap conditions on internal temperature, stress distribution, and profile deviation of the lenses were discussed. Finally, the molding experiments corresponding to simulation were conducted. The influence of cooling gap conditions on the surface form accuracy PV, surface roughness Ra and profile deviation of the molded lenses were analyzed, and simulation and experimental results were also compared to verify the validity of simulation model and its results. Simulation results show that the stress was the smallest when cooling gap is 0.1 mm, which is 3.897 MPa. The profile deviations of molded lens ASP1 and ASP2 were 1.054  $\mu\text{m}$  and 0.858  $\mu\text{m}$ , respectively. The experimental results show that surface quality of molded lens with cooling gap of 0.1 mm was the best. The PV values of ASP1 and ASP2 are 170.8 nm and 223.6 nm respectively, Ra values are 22.7 nm and 24.9 nm respectively, and maximum profile deviations are 0.896  $\mu\text{m}$  and 0.738  $\mu\text{m}$  respectively. Therefore, minimum cooling gap is 0.1 mm. The simulation results showed good agreement with experimental results. The cooling gap has some influence on molding quality of small diameter dual aspherical chalcogenide glass lenses. The determination of minimum cooling gap can effectively improve surface quality of molded lenses.

**Key words:** chalcogenide glass; cooling gap; surface quality; small diameter; dual aspheric

## 0 引 言

近年来,伴随红外电子产品小型化、精密化的发展趋势,高质量、高精度的小口径非球面硫系玻璃镜片的需求与日俱增。该类镜片采用非球面面型,可有效修正系统影像的畸变、色差,改善成像质量、提高系统鉴别能力及简化仪器结构等。且由于硫系玻璃材质具有良好的透中红外和消热差性能,其广泛应用于军用与民用红外光学系统中<sup>[1]</sup>。目前,对于该类镜片的批量精密制造主要采用精密模压成型技术。相比传统的研磨抛光法,该技术具有工序少、成本低、工艺参数可控、环境友好等优点,可一次性获得高尺寸精度、面形精度及低表面粗糙度的小口径非球面玻璃镜片<sup>[2]</sup>。

小口径非球面硫系玻璃镜片的精密模压成型是在氮气环境中,将硫系玻璃预形体置于模具的下模芯中,通过加热升温、高温浸润、加压变形、退火和冷却等五个基本阶段,使玻璃预形体精确复制模芯型腔的面型,从而得到成型镜片<sup>[3]</sup>。国内外研究人员对硫系玻璃镜片的模压成型进行了相关研究,Cha D H 等<sup>[4]</sup>通过实验研究了模压温度对非球面硫系玻璃镜片成型的影响,结果表明镜片与模具粘连以及

镜片的碎裂都与模压温度有关;Chien H H 等<sup>[5]</sup>研究了在硫系玻璃预形体表面镀  $\text{Al}_2\text{O}_3$  膜来避免成型镜片与模具粘连,从而提高成型镜片的表面质量的方法;Zhou J 等<sup>[6]</sup>利用单轴压缩实验对模压成型过程中硫系玻璃的应力松弛行为进行了研究,所得应力松弛参数可提高仿真分析的可靠度;Zhang Y L 等<sup>[7]</sup>利用仿真软件对非球面硫系玻璃镜片的模压成型过程进行了仿真分析,并利用仿真结果来辅助制造模具,最后模压出了符合设计要求的成型镜片;刘卫国等<sup>[8]</sup>利用热机械分析仪对硫系玻璃的粘弹性进行了研究,得到了可用于模压成型仿真的粘弹性参数,并对模压条件下玻璃的填充率进行了研究。其中,在模压成型的冷却阶段,镜片和模具在冷却至室温后,开模即可得到所需特定形状和光学性能的成型镜片。该阶段需要去除退火阶段施加在下模芯的保持压力并控制其下降,使上模芯与镜片之间保持一定的冷却间隙,避免成型镜片碎裂,并减小其表面变形等模压缺陷的产生。因此,确定冷却阶段上模芯与镜片之间的最小冷却间隙,对于提高成型镜片的质量具有重要意义。

然而,直接通过实验法确定最小冷却间隙的方法不仅耗时长、成本高,易导致昂贵的精密模具出现

损伤,而且实时测量冷却过程中成型镜片应力与温度分布较为困难,难以对成型镜片质量进行预测。基于以上分析,文中将数值仿真应用于硫系玻璃的精密模压成型研究,通过分析玻璃的应力松弛、结构松弛及热传递模型,建立了小口径双非球面硫系玻璃镜片的精密模压成型仿真模型,探讨了冷却间隙条件对成型镜片内部温度、应力分布及轮廓偏移量的影响;接着,进行了与仿真研究相对应的模压成型实验,分析了冷却间隙条件对成型镜片表面形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 及轮廓偏移量的影响;最后,将仿真与实验结果进行了对比研究,以验证仿真模型和结果的有效性。文中仿真与实验的开展,对于实现小口径非球面硫系玻璃镜片成型质量预测,提高其模压工艺的可靠性,及降低生产成本等具有一定的工程意义,为该类镜片的高精度批量制造提供了依据。

## 1 理论模型

### 1.1 粘弹性模型

在模压温度范围内,玻璃的变形属于粘弹性变形,当施加一恒定压力载荷时,玻璃应变保持不变,而其粘弹性将引起施加载荷的减小称为应力松弛<sup>[9]</sup>。粘弹性体应力松弛的本构模型可表述为:

$$\varepsilon(t) = \int_0^t G(t-t') \frac{\partial \delta(t')}{\partial t'} dt' \quad (1)$$

式中: $\varepsilon$ 为随时间变化的偏应变; $\delta(t)$ 为相应的应力; $G(t)$ 为剪切松弛模量。考虑到仿真分析中采用的是剪切应力松弛模量,可表示为<sup>[10]</sup>:

$$G(t) = 2G_0 \sum_{i=1}^n \omega_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (2)$$

式中: $G_0$ 为瞬时剪切弹性模量; $\tau_i$ 和 $\omega_i$ 为相应模量的松弛时间和权重因子。

玻璃材料的力学特性会随温度显著变化,不同温度下的应力松弛特性可用简单热流变模型(Thermo-rheological simplicity, TRS)表示。即玻璃在不同温度下的应力松弛曲线,可在对数时间轴上将参考温度 $T_{ref}$ 下的应力松弛曲线进行平移而得到。简单热流变模型采用 Narayanaswamy 方程:

$$\log A(T) = \frac{\Delta H}{2.3026R} \left( \frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T} \right) \quad (3)$$

式中: $\Delta H/R$ 为活化能与气体常数之比; $T_{ref}$ 为参考温度; $T$ 为实际温度<sup>[11]</sup>。

### 1.2 结构松弛特性

当玻璃在其转变区域内温度突然从 $T_1$ 变化至 $T_2$ 时,其体积随时间变化的响应函数可表示为<sup>[12-13]</sup>:

$$M_v(t) = \frac{V(t) - V_2(\infty)}{V_2(0) - V_2(\infty)} = \frac{T_f(t) - T_2}{T_1 - T_2} \quad (4)$$

式中: $V$ 表示玻璃体积; $T_f$ 表示假想温度。在仿真分析中,该响应函数可用 Prony 级数表示:

$$M(\xi) = \sum_{i=1}^n g_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (5)$$

式中: $\tau_i$ 为结构松弛时间; $g_i$ 为权重系数; $n$ 为 Maxwell 单元个数。由于结构松弛时间与温度具有强的相关性,不同温度下的结构松弛时间可由 Tool-Narayanaswamy-Moynihan(TNM)模型来表达:

$$\tau_v = \tau_{v,ref} \exp \left[ -\frac{\Delta H}{R} \left( \frac{1}{T_R} - \frac{x}{T} - \frac{(1-x)}{T_f} \right) \right] \quad (6)$$

式中: $x$ 为介于 0~1 的非线性参数; $T_R$ 为结构松弛参考温度; $\tau_{v,ref}$ 为 $T_R$ 下的结构松弛时间。通过假想温度,可以得到体积随温度变化关系如下:

$$\frac{1}{V(0)} \frac{dV(t)}{dT} = \alpha_g(T) + [\alpha_l(T_f) - \alpha_g(T_f)] \frac{dT_f}{dT} \quad (7)$$

式中: $\alpha_l$ 为玻璃的液态热膨胀系数; $\alpha_g$ 为玻璃的固态热膨胀系数。

### 1.3 热传递模型

在玻璃精密模压成型工艺中,玻璃与模芯界面的换热,以及模芯、玻璃与周围氮气热对流换热的热边界条件分别为<sup>[14]</sup>:

$$-k_g \frac{\partial T}{\partial x} = h_m(T - T_m) \quad (8)$$

$$-k_m \frac{\partial T}{\partial x} = h_N(T - T_N) \quad (9)$$

式中: $k_g$ 、 $k_m$ 分别为玻璃和模芯的热导率; $h_m$ 为玻璃与模芯之间的接触换热系数; $h_N$ 为玻璃与氮气之间的对流换热系数; $T$ 为玻璃表面温度; $T_m$ 、 $T_N$ 分别为模芯和氮气的温度,仿真分析不考虑模芯与玻璃及玻璃内部的辐射传热。

在冷却阶段,根据接触体间隙 $d$ 的大小,可以将上模芯与镜片之间的换热分为三种类型。定义 $d_{contact}$ 为模芯与镜片彼此接触的距离,默认为小于最小单元尺寸的 1/20; $d_{near}$ 为近接触距离,该距离表示接触

体之间的小间隙,该间隙不能大于最小单元尺寸<sup>[15]</sup>。

当  $d < d_{\text{contact}}$  时,上模芯与镜片接触,热流为:

$$q_1 = h_m (T_2 - T_1) \quad (10)$$

当  $d_{\text{contact}} \leq d \leq d_{\text{near}}$  时,上模芯与镜片之间存在微小间隙,近接触的热流可以分解为近场对流换热和随间隙变化的对流换热之和,热流如下:

$$q_2 = \left[ H_{CV} + h_m \left( 1 - \frac{d}{d_{\text{near}}} \right) + H_{BL} \frac{d}{d_{\text{near}}} \right] (T_2 - T_1) \quad (11)$$

式中:  $H_{CV}$  为近场对流换热系数;  $H_{BL}$  为随间隙变化的对流换热系数。

当  $d > d_{\text{near}}$  时,上模芯与镜片不再接触,镜片上表面仅与氮气对流换热,热流为:

$$q_3 = h_N (T_2 - T_N) \quad (12)$$

## 2 镜片设计及参数设置

### 2.1 非球面镜片设计

成型镜片形状采用双非球面,镜片结构设计如图 1 所示。

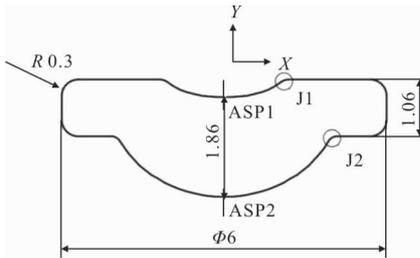


图 1 设计的双非球面镜片

Fig.1 Designed dual aspherical lens

根据非球面曲线方程(13)<sup>[16]</sup>,镜片双非球面参数如表 1 所示。

$$z = \frac{x^2}{R \left( 1 + \sqrt{1 - (1+k) \frac{x^2}{R^2}} \right)} + A_4 x^4 + A_6 x^6 + A_8 x^8 \quad (13)$$

式中;  $R$  为非球面顶点处曲率半径;  $k$  为圆锥常数;  $A_4$ 、 $A_6$ 、 $A_8$  为非球面系数。

表 1 镜片参数

Tab.1 Lens parameters

	$R/\text{mm}$	$k$	$A_4$	$A_6$	$A_8$
ASP1	-3.2	0.705	-0.042 9	-0.020 9	-0.013 46
ASP2	-2.4	0.163	0.001 6	-0.000 95	0.000 038

为使玻璃在模压阶段更好地充模,仿真及实验采用直径为 4.16 mm 的球形玻璃预形体。为表述简洁,文中用 ASP1 和 ASP2 分别代表镜片上凹非球面和下凸非球面;用 J1 和 J2 分别代表 ASP1、ASP2 与上、下平面交界的过渡圆角部分。为满足镜片高精度应用的需求,要求模压成型后镜片 ASP1 和 ASP2 的精度满足:形状精度  $PV \leq 0.2 \mu\text{m}$ ,表面粗糙度  $Ra \leq 0.03 \mu\text{m}$ ,轮廓偏移量最大值不超过  $1 \mu\text{m}$ <sup>[17]</sup>。

### 2.2 实验与仿真参数

仿真与实验采用 IRG205(Ge28Se60Sb12)硫系玻璃,模芯采用 AF312 超硬合金制造。玻璃及模芯材料热力学性能见表 2。

表 2 IRG205 及 AF312 的热力学性能

Tab.2 Thermo-mechanical properties of IRG205 and AF312

Property	IRG205	AF312
Density $\rho/\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$	4.68	14.3
Thermal conductivity $k/\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$	0.25	29
Specific heat $C_p/\text{J} \cdot \text{g}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$	0.33	314
Young's modulus $E/\text{GPa}$	21.9	560
Thermal expansion $\alpha/\text{°C}^{-1}$	$14 \times 10^{-6}$	$5.7 \times 10^{-6}$
Transition temperature $T_g/\text{°C}$	285	-

为提高仿真分析的准确性,硫系玻璃在加压、退火及冷却阶段所需的应力及结构松弛参数通过实验测试及计算得到,结果如表 3 和表 4 所示。

基于之前的研究工作,仿真分析与实验中模压温度取  $345 \text{°C}$ <sup>[18]</sup>。为了进一步提高仿真分析的可靠性,仿真条件与模压成型实验条件一致。冷却阶段,镜片从  $265 \text{°C}$  开始冷却,冷却速率设置为  $1 \text{°C/s}$ ,冷却至  $25 \text{°C}$ ,并保持 10 s。

表 3 玻璃应力松弛参数( $T_{\text{ref}}=310 \text{°C}$ )

Tab.3 Stress relaxation parameters of glass ( $T_{\text{ref}}=310 \text{°C}$ )

$\tau_i$	$\omega_i$
125.302	0.134 03
26.615	0.824 62
536.811	0.0321 16

表 4 玻璃结构松弛参数

Tab.4 Structural relaxation parameters of glass

	$\tau_i (s)$	$g_i$
	0.321 96	0.404 83
	0.545 41	0.585 28
	0.043 58	0.002 46
$\Delta H/R / ^\circ\text{C}$	32 654.2	
$T_R / ^\circ\text{C}$	340	
$x$	0.325	
$\alpha_i / ^\circ\text{C}^{-1}$	$9.297 \times 10^{-5}$	
$\alpha_g / ^\circ\text{C}^{-1}$	$2.297 \times 10^{-5}$	

文中仿真建模中最小单元尺寸为 0.2 mm; 当上模芯与镜片之间间隙小于 0.01 mm 时, 镜片 ASP1 与上模芯接触换热; 当间隙值介于 0.01~0.2 mm 时, 镜片 ASP1 与上模芯近场接触换热; 当间隙值大于 0.2 mm 时, 镜片 ASP1 仅与氮气对流换热。根据以上分析及模压成型机床实际进给参数, 冷却间隙及相应换热系数如表 5 所示。其中保持压力是指冷却阶段保持退火阶段施加在下模芯的压力不释放, 便于与存在冷却间隙下的结果进行对比。

表 5 冷却间隙及相应换热系数<sup>[14,15]</sup>

Tab.5 Cooling gaps and corresponding heat transfer coefficients<sup>[14,15]</sup>

Cooling gap conditions	$h_m$ $/\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	$H_{CV}$ $/\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	$H_{BL}$ $/\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$	$h_N$ $/\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$
Maintain pressure	2 800	-	-	-
0 mm	2 800	-	-	-
0.1 mm	2 800	133	147	-
0.2 mm	2 800	133	147	-
0.5 mm	-	-	-	20
10 mm	-	-	-	20

### 2.3 实验仪器及镜片检测

成型实验在日本东芝公司生产的 GMP-310V 超精密模压成型机床上进行(图 2)。该机床上模芯与上模具固定在成型室上模座上, 下模芯与下模具安

装在下模座上, 下模芯位置由下轴电机控制, 在加压过程中, 上模芯保持静止, 而下模芯由电机向上驱动。



图 2 超精密模压成型机床 GMP-311V

Fig.2 Ultra-precision glass molding machine GMP-311V

成型镜片表面质量由形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 及轮廓偏移量表征。将成型镜片置于负压吸附夹具上, 采用英国 Taylor Hobson 公司生产的非球面轮廓测量仪 Form Talysurf PGI 1240 可直接测量得出 PV、Ra 值。成型镜片轮廓偏移量示意图如图 3 所示, 它是指由于退火、冷却阶段温度下降引起的镜片收缩而使成型镜片与设计的镜片在轮廓半径方向产生的高度差。镜片轮廓偏移量由轮廓仪检测的非球面轮廓与设计轮廓的差值得到, 为避免镜片检测中发生干涉, ASP1 和 ASP2 的有效检测半径分别为 1.8 mm 和 3.3 mm。此外, 采用 OLYMPUS STM-LM 显微镜对成型镜片 ASP1 和 ASP2 的微观形貌进行观察。

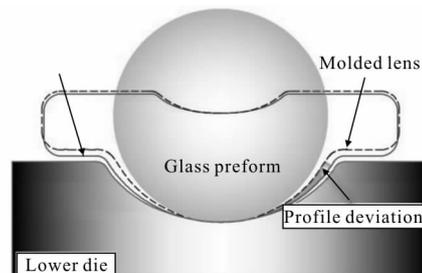


图 3 成型镜片轮廓偏移量示意图

Fig.3 Schematic of molded lens profile deviation

### 3 模压成型仿真分析

仿真分析采用非线性有限元软件 MSC.Marc,

由于模型具有旋转对称性,为简化模型和便于计算,采用二维轴对称模型(图 4),玻璃设置为粘弹性体,模芯设置为弹性体。网格划分采用四边形单元,大变形区域网格划分较细,变形小或不变形区域网格划分相对较疏。

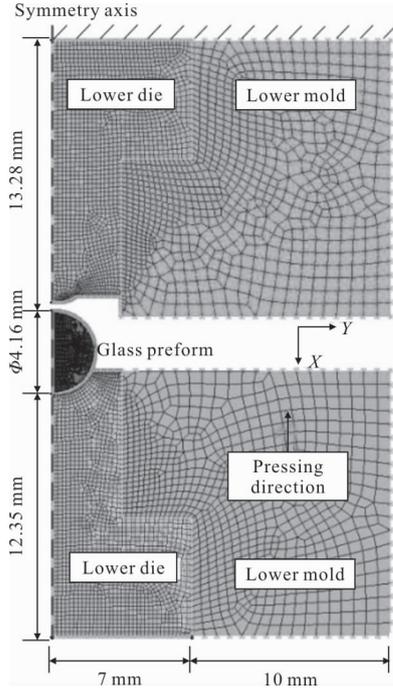


图 4 二维轴对称仿真模型

Fig.4 2-D axisymmetric simulation model

图 5 为在冷却阶段上模芯与镜片 ASP1 保持冷却间隙的示意图。仿真分析中,镜片预形体退火后最大应力为 6.683MPa。此外,由于硫系玻璃镜片难以进行在线内部应力和温度场的检测,采用仿真分析研究冷却间隙值对镜片温度、应力分布以及轮廓偏移量的影响。

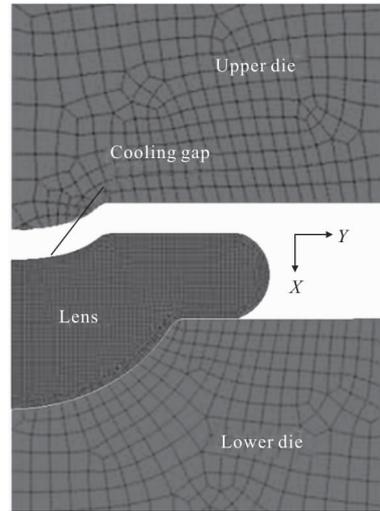


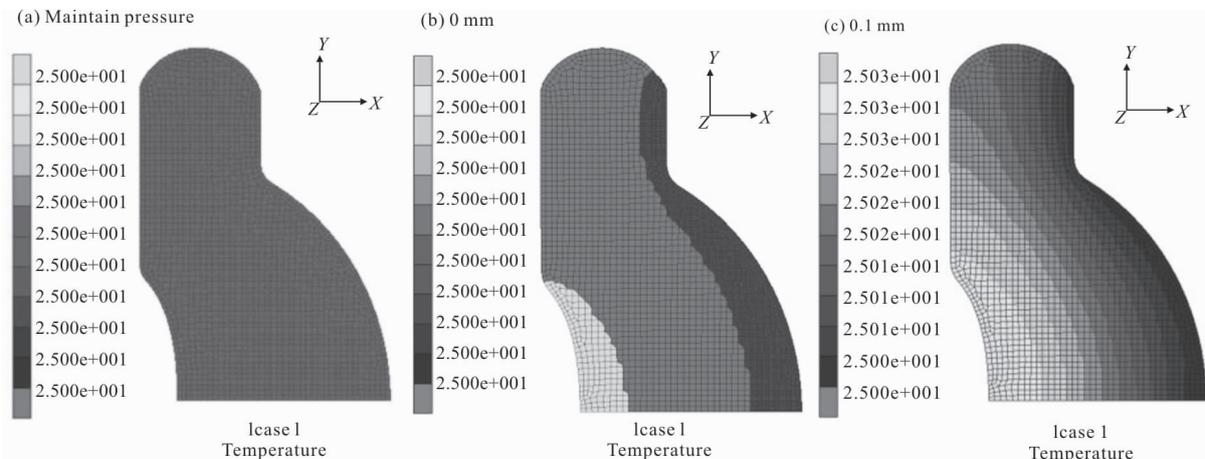
图 5 冷却间隙示意图

Fig.5 Schematic diagram of cooling gap

### 4 结果与讨论

#### 4.1 仿真结果分析

图 6 为相同冷却时间、不同冷却间隙条件下双非球面镜片的温度分布云图。从图中可以看出,条件(a)和(b)下,镜片经过 250 s 冷却后均已达到室温;条件(c)和(d)下,镜片基本降至室温,但存在一定温度梯度;而条件(e)和(f)下,镜片既没有完全降至室温,且温度梯度也较大。产生上述情况的原因在于:条件(a)、(b)下,镜片 ASP1 和 ASP2 与模芯模腔接触或间隙足够小,镜片的热量基本全部通过接触换热传递给模芯。而条件(c)至(f)下,镜片 ASP1 与上模芯间隙值从 0.1 mm 增大到 10 mm,镜片 ASP1 由近场接触换热将热量传递给上模芯变为对流换热传递给氮气。间隙值不同,镜片 ASP1 换热类型不



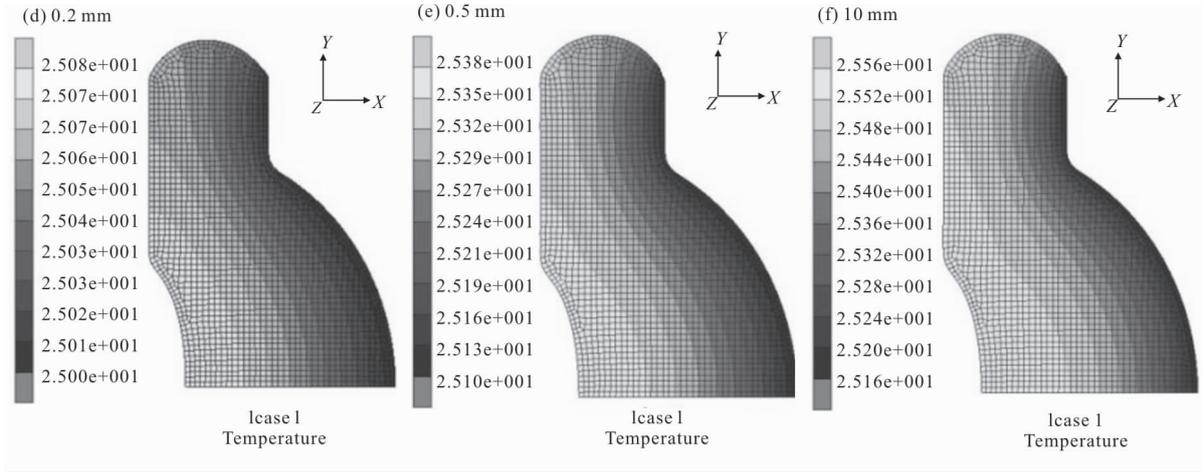


图 6 不同冷却间隙条件下镜片的温度分布

Fig.6 Lens temperature distribution under different cooling gap conditions

同。因此,条件(c)至(f)下镜片冷却效果不如条件(a)和(b),导致镜片在冷却后存在一定温度梯度。

图 7 为相同冷却时间、不同冷却间隙条件下双非球面镜片的应力分布云图。图 7(a)中,出现在镜片 J1 和 J2 处的最大应力达到 14.86 MPa,主要是因为冷却时镜片温度远低于转变点温度且呈开始固态

化,而施加在下模的保持压力导致镜片 J1、J2 处受到较大的剪切力。图 7(b)中,镜片最大应力减小至 5.979 MPa,这是因为当间隙值为 0 mm 时,虽然初始时刻上下模接触,但镜片会随着温度降低而发生收缩,因此镜片 ASP1 会与上模芯产生微小间隙,使得 J1 处基本不受剪切力,因而镜片应力会随冷却时

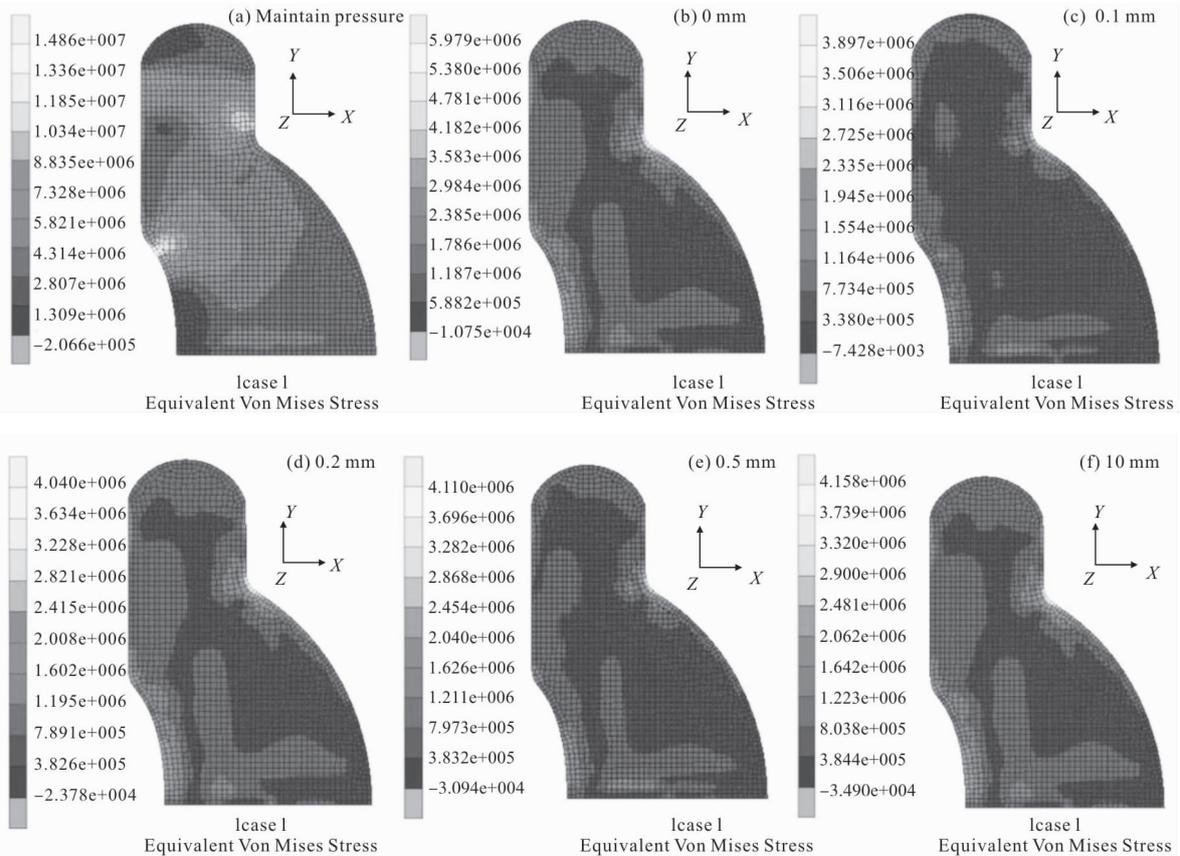


图 7 不同冷却间隙条件下镜片的应力分布 (Pa)

Fig.7 Lens stress distribution under different cooling gap conditions (Pa)

间有一定减小；但由于镜片冷却收缩与上模芯产生的间隙值可能小于模芯和镜片的弹性恢复量，因此冷却后镜片最大应力较退火后减小不明显。图 7(c)~(f)，当间隙值为 0.1 mm 时，镜片冷却后内部应力最小，为 3.897 MPa；随间隙值增大，镜片内部应力也逐渐增大，但增大不明显，其原因是随间隙值增大，镜片 ASP1 的换热方式不同导致镜片内部温度差较大，而温度梯度越大镜片内部应力有所增大。

#### 4.2 实验结果分析

图 8 为模压成型实验获得的成型镜片 ASP1、ASP2 图片及其微观形貌图。从图 8(a)、(b)可以看出，在冷却阶段不去除退火阶段施加在下模芯的保持压力，镜片会在冷却时受到较大的剪切力，从而导致镜片表面质量下降甚至破损。从图 8(c)、(d)可以看出，在去除保持压力后，上模芯与镜片冷却间隙为 0 mm 得到的成型镜片表面质量要明显好于保持压力作用下的成型镜片。从图 8(e)、(f)可以看出，在冷却阶段镜片 ASP1 与上模芯保持 0.1 mm 的间隙，既不会影响镜片在冷却阶段的换热类型，又能避免镜片和模芯因冷却产生的弹性恢复量而损伤镜片，因此可以有效的提高非球面镜片表面质量。从图 8(g)~(l)可以看出，当冷却间隙逐渐增大时，成型镜片表面质量稍有下降。其原因一方面是因为冷却间隙越大，镜片内部温度梯度越大，导致镜片内部应力增大，从而降低了镜片表面质量；另一方面则跟多次实验导致模芯非球面模腔损伤有关。

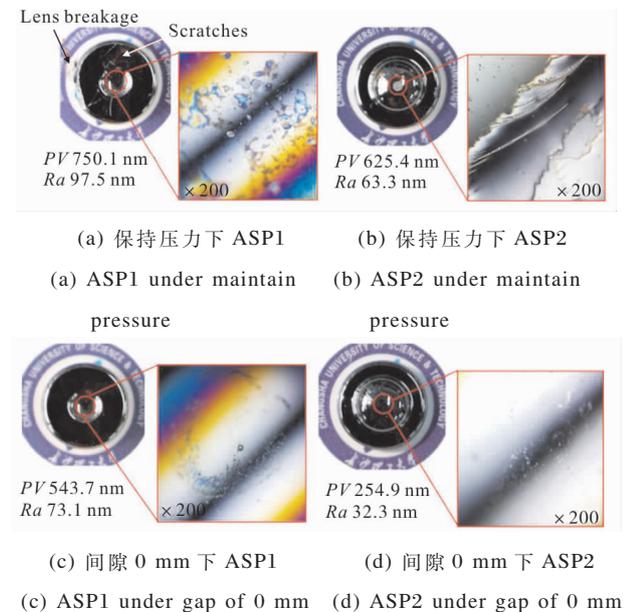


图 8 不同冷却间隙条件模压得到的镜片及其微观形貌  
Fig.8 Molded lenses under different cooling gap conditions and their micro-morphology

#### 4.3 仿真与实验结果的对比及误差分析

六种冷却间隙条件下，仿真分析得到的镜片最大应力值与实验得到的镜片 ASP1 和 ASP2 的 PV、Ra 值如图 9 和 10 所示。由两图可知，镜片表面形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 与最大应力值都随冷却间隙条件呈现先减后增的趋势，且在间隙值为 0.1 mm 时均达到最小值；镜片应力最小值为 3.897 MPa，镜片 ASP1、ASP2 的 PV 值分别为 170.8 nm、223.6 nm，

Ra 值分别为 22.7 nm、24.9 nm,因此可以确定 0.1 mm 是最小冷却间隙值。从图 10 还可以看出,在保持压力和间隙值为 0 mm 的条件下,镜片 ASP1 的表面质量要比 ASP2 差,这与该两种条件下 ASP1 受剪切力较大和间隙小于模芯和镜片的弹性恢复量有关。因此,仿真分析所得镜片冷却后的最大应力值可以一定程度地反映实际生产中成型镜片表面质量的好坏。

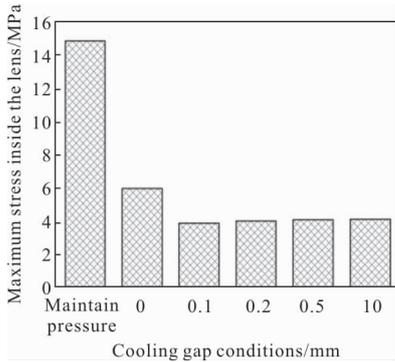


图 9 不同冷却间隙条件下镜片的最大应力值

Fig.9 Maximum stress of lenses under different cooling gap conditions

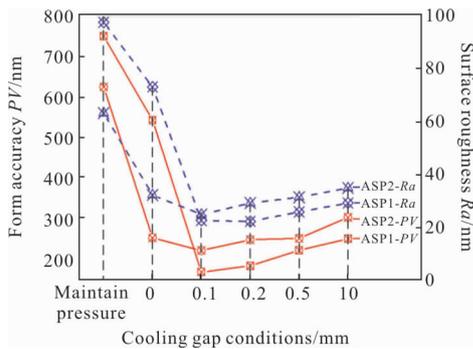


图 10 实验条件下镜片 ASP1 和 ASP2 的 PV、Ra 值比较

Fig.10 Comparison of PV and Ra values of ASP1 and ASP2 on experiments

不同冷却间隙条件下,仿真分析和实验所得镜片的轮廓偏移量比较如图 11 所示。从图中可以看出,不同冷却间隙条件下镜片 ASP1、ASP2 轮廓偏移量均沿 Y 轴距离逐渐增大,且 ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量呈现随间隙值增大而逐渐增大的趋势。在间隙值为 0 mm 和 0.1 mm 时,ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量相差不大。仿真分析结果与实际模压工艺中冷却间隙条件对镜片轮廓偏移量的影响规律一致。

此外,冷却阶段在下模芯施加保持压力,使得 ASP1 和 ASP2 始终与上下模芯接触,成型镜片 ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量最小,但是会导致成型镜片表面质量降低甚至破损,因此不可行。当间隙值超过 0.2 mm 后,镜片 ASP1 的轮廓偏移量明显增大,这是因为 ASP1 在冷却阶段与上模芯接触换热强度相比于间隙值为 0.1 mm 时逐渐减弱,镜片内部温差和应力增大,应力释放导致收缩量增大,因此轮廓偏移量也相应增大。

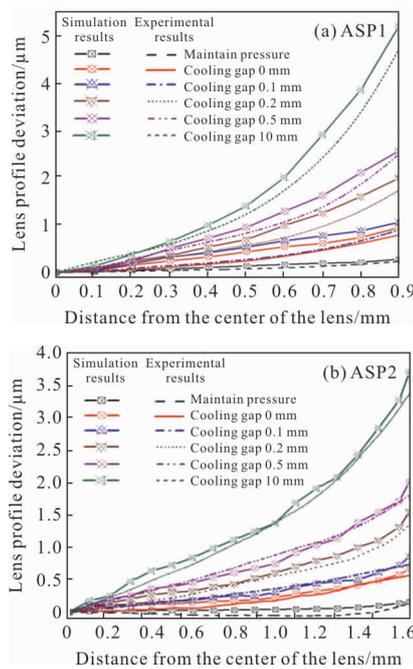


图 11 仿真及实验条件下镜片轮廓偏移量比较

Fig.11 Comparison of lenses profile deviations under simulation and experimental conditions

进一步分析可知,在任一冷却间隙条件下,成型镜片 ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量的仿真结果均大于实验结果。这是因为在仿真分析中,虽然模压工艺条件与实验完全一致,但仿真分析与实验仍存在一定的区别,主要有以下几点原因。第一,仿真分析必须考虑玻璃在加压变形、退火阶段的应力松弛及退火、冷却阶段的结构松弛问题,其中结构松弛是导致镜片轮廓偏移量最主要的原因之一;第二,玻璃本身的热机械特性,如热膨胀系数和比热容等对玻璃模压成型结果也有很大影响;以上这些参数需要通过相关仪器进行测量和计算得出,在测量和计算的过程中不可避免地存在误差;第三,仿真分析还

需要考虑玻璃与模芯及氮气之间的换热系数问题,其中接触换热系数的大小取决于界面摩擦、压力及接触间隙等因素,目前还没有准确掌握测量该系数的报道,文中采用的是模压仿真的常用值。此外,文中也未考虑模压过程中模芯与玻璃的辐射换热。基于以上原因,同一条件下仿真与实验结果会存在一定误差。对比分析图 11,成型镜片 ASP1 轮廓偏移量最大值的仿真与实验结果误差范围为 10.6%~20.8%,ASP2 的仿真与实验结果误差范围为 9.8%~19.4%。其中,冷却间隙值为 0.1 mm 时,镜片 ASP1 和 ASP2 的仿真与实验结果误差分别为 17.6%和 16.3%。

## 5 结 论

文中对小口径双非球面硫系玻璃镜片的模压成型进行了数值仿真,通过改变冷却间隙条件,得到了其对镜片内部温度、应力分布以及轮廓偏移量的影响规律,且进行了与仿真分析相对应的模压成型实验,对成型镜片表面质量及轮廓偏移量进行了研究,并将仿真结果与实验结果进行了对比,结论如下:

(1) 冷却阶段上模芯与镜片之间的间隙值对成型镜片内部温度及应力分布、轮廓偏移量、表面形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 均有影响。适当的间隙值可有效降低镜片应力、PV、Ra 值及轮廓偏移量。

(2) 针对文中所设计的镜片,仿真分析表明:冷却间隙值为 0.1 mm 时,成型镜片冷却后内部应力最小,为 3.897 MPa;ASP1 和 ASP2 的轮廓偏移量最大值分别为 1.054  $\mu\text{m}$  和 0.858  $\mu\text{m}$ 。实验结果表明:保持间隙值为 0.1 mm 时,可使成型镜片表面形状精度 PV、表面粗糙度 Ra 及轮廓偏移量最小,镜片 ASP1 和 ASP2 的 PV 值分别为 170.8 nm、223.6 nm, Ra 值分别为 22.7 nm、24.9 nm,轮廓偏移量最大值分别为 0.896  $\mu\text{m}$ 、0.738  $\mu\text{m}$ ,基本满足设计要求,并确定了最小冷却间隙为 0.1 mm。该结果符合小口径非球面硫系玻璃镜片模压成型的工程实际,可为其高精度批量制造及相关工艺参数的选择提供一定的理论及实验依据。

### 参考文献:

- [1] Wang Jing, Wu Yuehao, Jiang Bo, et al. Application of chalcogenide glass in designing a long wavelength infrared athermalized wide-angle lens [J]. *Acta Photonica Sinica*, 2016, 45(12): 1211003. (in Chinese)  
王静,吴越豪,姜波,等. 硫系玻璃在无热化长波红外广角镜头中的应用[J]. 光子学报, 2016, 45(12): 1211003.
- [2] Yin Shaohui, Zhu Kejun, Yu Jianwu, et al. Micro aspheric glass lens molding process [J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2012, 48(15): 182-192. (in Chinese)  
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.
- [3] Zhou Tianfeng, Xie Jiaqing, Liu Yang, et al. Simulation and experimental study on the molding process for microgrooves on optical glass [J]. *Optics and Precision Engineering*, 2016, 24(10): 446-453. (in Chinese)  
周天丰,解加庆,刘洋,等. 光学玻璃微沟槽模压成形仿真与试验研究[J]. 光学精密工程, 2016, 24(10): 446-453.
- [4] Cha D H, Kim H J, Park H S, et al. Effect of temperature on the molding of chalcogenide glass lenses for infrared imaging applications [J]. *Applied Optics*, 2010, 49(9): 1607-1613.
- [5] Chien H H, Kuo C H, Huang S W. Molding of  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -coated chalcogenide glass lenses [J]. *Optical Engineering*, 2012, 51(3): 033401-033407.
- [6] Zhou J, Yu J F, Lee L J, et al. Stress relaxation and refractive index change of  $\text{As}_2\text{S}_3$  in compression molding [J]. *International Journal of Applied Glass Science*, 2017, 8(3): 255-265.
- [7] Zhang Y L, Wang Zh B, LI J Q, et al. Mold design with simulation for chalcogenide glass precision molding [C]//SPIE, 2016, 9683(16): 1-6.
- [8] Liu Weiguo, Shen Ping. Viscoelastic properties of chalcogenide glasses and simulation of molding process [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2012, 41(3): 569-574. (in Chinese)  
刘卫国,沈萍. 硫系玻璃的粘弹性及模压工艺的仿真[J]. 红外与激光工程, 2012, 41(3): 569-574.
- [9] Wang F, Chen Y, Klocke F, et al. Numerical simulation assisted curve compensation in compression molding of high precision aspherical glass lenses [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2009, 131(1): 123-136.
- [10] Ananthasayanam B, Joseph P F, Joshi D, et al. Final shape of precision molded optics: Part I-Computational

- approach, material definitions and the effect of lens shape [J]. *Journal of Thermal Stresses*, 2012, 35(6): 550–578.
- [11] Arai M, Kato Y, Kodera T. Characterization of the thermo-viscoelastic property of glass and numerical simulation of the press molding of glass lens [J]. *Journal of Thermal Stresses*, 2009, 32(12): 1235–1255.
- [12] Chen Y, Allen Y, Su L J, et al. Numerical simulation and experimental study of residual stresses in compression molding of precision glass optical components [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2008, 130: 051012.
- [13] Su L J, Yi A Y. Finite element calculation of refractive index in optical glass undergoing viscous relaxation and analysis of the effects of cooling rate and material properties [J]. *International Journal of Applied Glass Science*, 2012, 3(3): 263–274.
- [14] Yan J W, Zhou T F, Masuda J, et al. Modeling high-temperature glass molding process by coupling heat transfer and viscous deformation analysis [J]. *Precision Engineering*, 2009, 33: 150–159.
- [15] Zhou J, Li M J, Hu Y, et al. Numerical evaluation on the curve deviation of the molded glass lens [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2014, 136: 051004.
- [16] Braunecker B, Hentschel R, Tiziani H. Advanced Optics Using Aspherical Elements Understanding Fiber Optics [M]. Tian Ailing, Wang Hongjun, Liu Bingcai, et al. transl. Hangzhou: Zhejiang University Press, 2011. (in Chinese)
- Braunecker B, Hentschel R, Tiziani H. 非球面光学元件的先进制造和应用技术[M]. 田爱玲,王红军,刘丙才,等译. 杭州: 浙江大学出版社, 2011.
- [17] Cha D H, Kim J H, Kim H J. Experimental study of the fabrication of chalcogenide glass lenses by using precision glass molding [J]. *Journal of the Korean Physical Society*, 2014, 65(10): 1675–1681.
- [18] Tang Kun, Kong Minghui, Zhu Yongjian, et al. Experimental study on precision molding of small dual aspherical chalcogenide glass lens [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2018, 47(4): 0418006. (in Chinese)
- 唐昆,孔明慧,朱勇建,等. 小口径双非球面硫系玻璃镜片精密模压成型实验研究 [J]. 红外与激光工程, 2018, 47(4): 0418006.