

硫系玻璃衍射面模压成型仿真分析与实验研究

陈津平^{1,2}, 刘悦^{1,2}, 李闯^{1,2}, 宋鹏^{1,2}, 薛常喜^{1,2*}¹长春理工大学光电工程学院, 吉林 长春 130022;²长春理工大学先进光学设计与制造技术吉林省高校重点实验室, 吉林 长春 130022

摘要 为了减小玻璃模压工艺中硫系玻璃衍射光学元件的面形误差,对衍射结构的填充效果和衍射光学元件的应力进行研究。建立了局部衍射结构有限元仿真分析模型,分析了模压温度、模压速度、摩擦系数等因素对衍射结构填充效果和应力的影响,并在仿真结果的指导下进行实验研究,实验结果表明衍射结构的填充效果和应力对面形均有影响,衍射结构填充得越充分、应力越小,成型透镜的面形精度越高,最终得到的成型透镜面形误差为 $0.3053\ \mu\text{m}$,表面粗糙度 R_a 为 $2.95\ \text{nm}$ 。

关键词 光学设计; 模压成型; 衍射结构; 有限元仿真; 应力; 填充

中图分类号 O439 **文献标志码** A

DOI: 10.3788/AOS221885

1 引言

衍射光学元件(DOE)具有特殊的光学特性和温度特性,在红外光学系统中具有巨大的应用价值,并被广泛应用于红外探测和红外成像技术领域^[1-3]。衍射光学元件由于体积小、质量轻而被广泛应用于现代光学系统。硫系玻璃(ChG)主要包含 VI-A 亚群的一个或多个硫化物元素(S、Se、Te)和元素周期表的一些其他元素。与氧化物玻璃相比,硫系玻璃在允许光从近红外到远波红外传输方面具有明显优势^[4]。在各种加工技术中,精密玻璃模压技术可以用于制造各种波长的光学元件,而硫系玻璃的模压成型转变温度低,可利用精密模压成型技术实现硫系玻璃衍射光学元件的快速制造^[5-6],满足红外衍射光学元件的批量化生产需求。Liu 等^[7]建立了模压过程中硫系玻璃的传热模型,利用有限元仿真软件 MSC. Marc 进行验证,证明了该传热模型的正确性。在关于应力弛豫的研究中,Zhou 等^[8]研究了 As_2S_3 在转变温度以上的应力弛豫行为,通过蠕变顺应性函数的拉普拉斯变换得到剪应力弛豫函数。

为了提高衍射光学元件的衍射效率,减小玻璃模压工艺中硫系玻璃衍射光学元件的面形误差,本文主要讨论了衍射结构的填充和成型透镜的最大应力对面形的影响。建立硫系玻璃局部衍射结构有限元仿真模型,分析各个工艺参数对衍射结构填充和最大应力的影响,通过仿真结果指导模压工艺流程,找到最佳模压

工艺参数,该研究成果可为红外系统及硫系玻璃的应用提供重要支持。

2 基本原理

玻璃是一种典型的黏弹性材料,在室温下表现出固体性质,但当温度高于玻璃的转变温度(T_g)时,它就表现出黏弹性行为。黏弹性是分子或原子在非晶材料中扩散的结果。因此,黏弹性材料的特性与加载时间(频率)、温度和加载速率有关。此外,它们对变形或载荷的响应可能会受到先前的变形、载荷或温度的影响。黏弹性材料的两种常见的时间变化形式是蠕变和应力弛豫,其中:蠕变是在恒定应力下应变随时间延长而增加的现象,在模压力不变的情况下,只要模压力作用时间够长,透镜也会缓慢变形,而形变大小取决于模压力的大小;应力弛豫是一种在保持恒定变形的材料中,应力随时间延长而减小的现象,它可以理解为广义上的一种蠕变。本文选择由多个 Maxwell 模型并联组成的广义 Maxwell 模型^[9-12]来描述玻璃的应力弛豫特性,该模型结构如图 1 所示。

根据线性黏弹性理论和 Boltzmann 叠加原理,黏弹性材料的力学弛豫行为是其历史上各个弛豫过程的线性加和结果,由此可以得出广义 Maxwell 模型剪切应力的表达式^[13],即

$$\sigma(t) = \int_0^t G(t-\xi) \frac{d\varepsilon}{d\xi} d\xi + G(t)\varepsilon(0), \quad (1)$$

式中: $G(t)$ 为剪切应力弛豫模量函数; $\varepsilon(0)$ 为 0 时刻的

收稿日期: 2022-10-27; 修回日期: 2022-11-20; 录用日期: 2022-12-12; 网络首发日期: 2023-01-06

基金项目: 吉林省自然科学基金(20220101124JC)

通信作者: *xuechangxi@cust.edu.cn

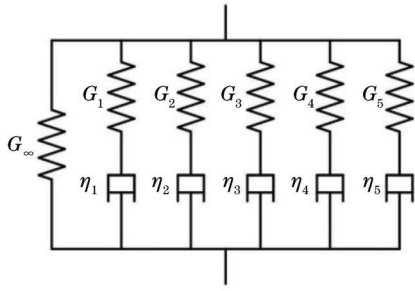


图 1 六阶广义 Maxwell 模型
Fig. 1 Sixth-order generalized Maxwell model

应变。时间依赖响应以偏差项为特征,根据过去的时间 ξ 对现在的时间 t 进行积分, $G(t-\xi)$ 不是常数, $G(t)$ 可以用 n 阶 Prony 级数表示,选择六阶广义 Maxwell^[14]模型,可以比较准确地描述玻璃的应力弛豫现象,其表达式^[15]为

$$G(t) = G_\infty + \sum_{i=1}^5 G_i \exp(-t/\tau_i), \quad (2)$$

式中: G_∞ 为时间无限长时的剪切模量; G_i 为每个 Maxwell 单元的剪切模量; τ_i 为广义 Maxwell 模型中每个单元的弛豫时间。

$$G_0 = G_\infty + \sum_{i=1}^5 G_i, \quad (3)$$

式中: G_0 为初始剪切模量,是无穷时间下的剪切模量与每个单元的剪切模量之和。将六阶广义 Maxwell 模型用于仿真中的材料参数设置,硫系玻璃 IG6 在 220 °C 下的应力弛豫参数如表 1 所示。

表 1 IG6 在 220 °C 下的应力弛豫参数
Table 1 Stress relaxation parameters of IG6 at 220 °C

| Parameter | Value | Parameter | Value |
|-----------|--------------------------|-----------|---------|
| G_1 | 14207 | τ_1 | 0.004 |
| G_2 | 6273.16 | τ_2 | 1.579 |
| G_3 | 19.279 | τ_3 | 26.814 |
| G_4 | 1.574 | τ_4 | 818.791 |
| G_5 | 1.1399×10^{-12} | τ_5 | 9351.5 |

材料黏弹性与温度的关系密切,高温下的黏弹性性能要比常温下更强,在常温下需要较长时间才能产生的黏弹性行为可以在高温下通过较短时间实现。因此,改变温度的尺度和改变时间的尺度是等效的,将其

表 3 玻璃和模具材料的热力学性能

Table 3 Thermomechanical properties of glass and mold material

| Material property | RSA905 | IG6 |
|--|--------|---------|
| Young modulus /MPa | 9000 | 35082.2 |
| Poisson ratio | 0.2 | 0.233 |
| Density ρ /($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 2.95 | 4.63 |
| Thermal conductivity K /($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) | 170 | 0.24 |
| Coefficient of thermal expansion α /(10^{-6}K^{-1}) | 24 | 21.3 |

简称为时温等效性,而具有时温等效性的材料被称为热流变简单(thermo-rheological-simple)材料。对数坐标系下不同温度的弛豫曲线可以通过参考温度 T_{ref} 的弛豫曲线沿对数坐标轴平移一个位移因子 $\log a_T$ 得到:

$$\log \tau(T) = \log a_T + \log \tau(T_{\text{ref}}). \quad (4)$$

位移因子采用 WLF (William-Landel-Ferry) 方程计算,即

$$\log a_T = \frac{-C_1(T - T_{\text{ref}})}{C_2 + (T - T_{\text{ref}})}, \quad (5)$$

式中: C_1 和 C_2 分别为通过拟合得到的常数。通过不同温度下玻璃的剪切弛豫模量曲线拟合得到的硫系玻璃 WLF 方程的参数见表 2。

表 2 硫系玻璃 IG6 的 WLF 方程参数
Table 2 Parameters of WLF equation for chalcogenide glass IG6

| Parameter | Value |
|-----------------------------------|-------|
| $T_{\text{ref}} / ^\circ\text{C}$ | 220 |
| C_1 | 5.14 |
| C_2 | 46.01 |

3 仿真模型的建立

为了研究不同工艺参数下衍射结构的填充情况及应力分布情况,采用有限元仿真方法对模压过程进行分析。相较于整个成型镜片,衍射结构的尺寸太小,无法从仿真结果中准确地判断衍射结构的填充效果,因此对局部衍射结构进行仿真,网格重划分之后的模型如图 2 所示。本次模拟建立的是二维平面模型,其中三角形单元的边界适应能力强于四边形单元,因此在仿真中将模型划分为三角形网格。仿真中的模芯材料为微晶铝 RAS905,采用的玻璃预制体为红外硫系玻璃 IG6,玻璃和模具的热力学性能如表 3 所示。

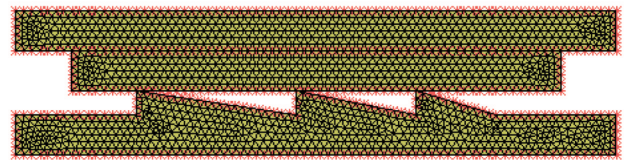


图 2 局部衍射结构的仿真模型
Fig. 2 Simulation model of local diffraction structure

选择直径为 0.10、0.15、0.20 mm 的 3 个衍射环带进行仿真分析,衍射结构的高度为 25 μm ,预制体长 0.6 mm、宽 50 μm 。通过仿真分析探讨了摩擦系数、模压速度、模压力等因素对衍射结构填充效果的影响及应力的变化情况。整个模型按 0.01 mm 分布种子点,共划分 2904 个单元,由于在模压过程中预制体形变非常大,因此在仿真过程中进行网格重划分,网格重划分的准则为三角形前沿法网格重划分准则。在有限元仿真模型边界条件中,为上模芯施加固定不动的边界条件,为下模芯施加竖直向上的、随时间变化的位移约束,该约束条件通过预先设置的数据表实现,数据点可由线段端点坐标进行定义。在仿真过程中,数据点坐标为(0,0)和(500,0.022),所建立的表格如图 3 所示,此时模压速度为 0.00044 mm/s,并将模压速度设为 v 。

4 仿真分析

4.1 温度的影响

在仿真过程中不考虑由材料内部不均匀造成的影响,等效应力为热应力和蠕变应力之和,在讨论温度对

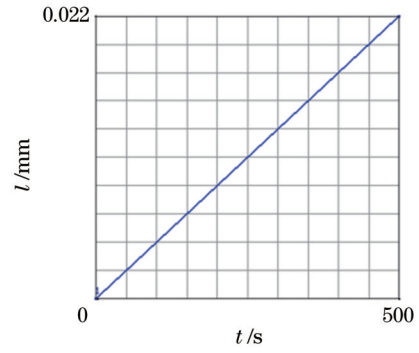


图 3 位移约束表格

Fig. 3 Displacement constraint table

仿真结果的影响时将摩擦系数设定为 0.1,模压速度设定为 v ,模压温度分别为 225、230、235 $^{\circ}\text{C}$,仿真结果如图 4 所示。图 4(d)~(f)为在 225、230、235 $^{\circ}\text{C}$ 模压温度下衍射结构的局部放大图,可以看到,随着模压温度的变化,衍射结构的填充效果没有明显变化。图 5 所示为在 225、230、235 $^{\circ}\text{C}$ 模压温度下最大应力的变化,可以看到,最大应力随温度的增加先减小后增大,当模压温度为 230 $^{\circ}\text{C}$ 时成型透镜的最大应力最小。

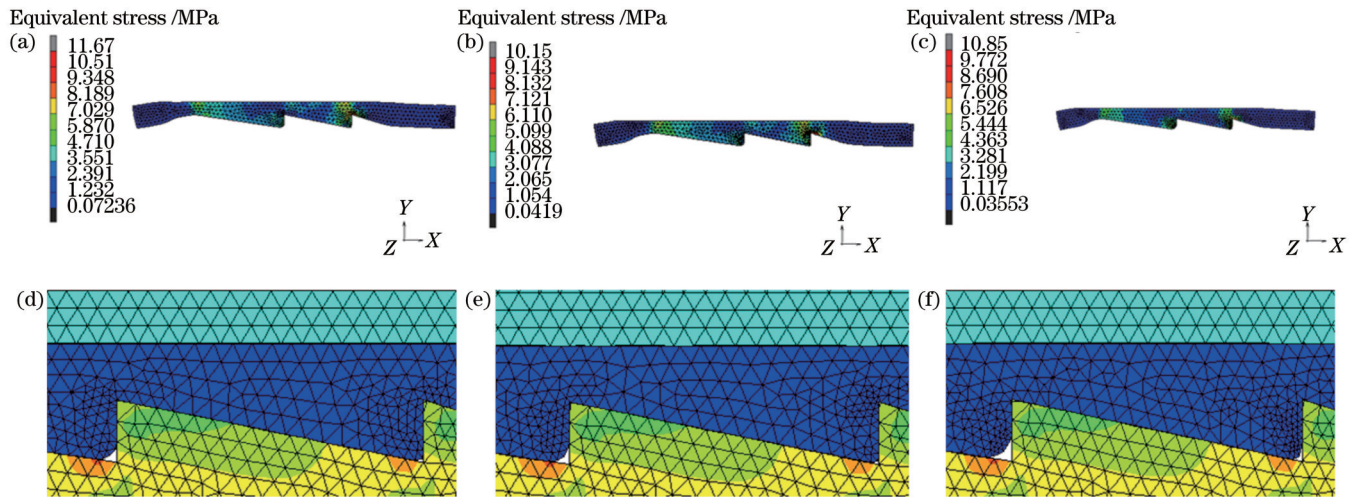


图 4 不同温度下的仿真结果。(a) 225 $^{\circ}\text{C}$ 、(b) 230 $^{\circ}\text{C}$ 、(c) 235 $^{\circ}\text{C}$ 温度下仿真结果的全局图;(d) 225 $^{\circ}\text{C}$ 、(e) 230 $^{\circ}\text{C}$ 、(f) 235 $^{\circ}\text{C}$ 下仿真结果的局部放大图

Fig. 4 Simulation results at different temperatures. Global graphs of simulation results at (a) 225 $^{\circ}\text{C}$, (b) 230 $^{\circ}\text{C}$, and (c) 235 $^{\circ}\text{C}$; local magnification graphs of simulation results at (d) 225 $^{\circ}\text{C}$, (e) 230 $^{\circ}\text{C}$, and (f) 235 $^{\circ}\text{C}$

4.2 模压速度的影响

模压速度是模压阶段最重要的工艺参数之一,模压速度选择不当会影响衍射结构的填充效果,也会导致透镜出现破裂、气孔、折射率不均等,影响残余应力分布,因此研究模压速度对衍射结构的影响是十分重要的。在讨论模压速度对仿真结果的影响时,将模压温度设置为 225 $^{\circ}\text{C}$,摩擦系数为 0.1,模压速度分别为 0.4 v 、 v 、3 v ,仿真结果如图 6 所示。对比图 6(e)、(f)所示的衍射结构局部放大图可以看到,当模压速度由 3 v 变为 v 时,左侧和右侧衍射结构的填充效果均明显变

好;对比图 6(d)、(e)可以看到,当模压速度由 v 变为 0.4 v 时,左侧衍射结构的填充效果明显变好,右侧衍射结构的填充效果变化不明显。图 7 所示为 0.4 v 、 v 、3 v 模压速度下最大应力的变化,可以看到,随着模压速度的增加,最大应力增大,且模压速度由 0.4 v 变成 v 时最大应力的增加速率小于模压速度由 v 变为 3 v 时最大应力的增加速率。分析以上结果发现,在实际衍射面的模压工艺中,模压速度越小,衍射结构填充越充分,透镜的最大应力也越小。

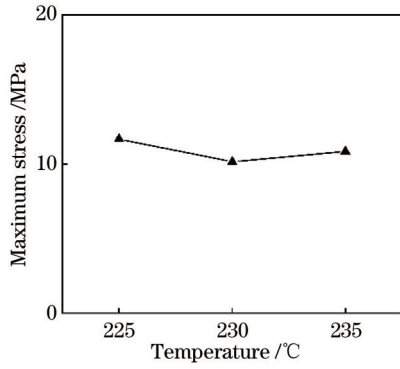


图 5 应力随模压温度的变化
Fig. 5 Variation of stress with temperature

4.3 摩擦系数的影响

摩擦系数取决于模芯表面粗糙度和预制体的材料,在讨论摩擦系数对衍射结构填充效果和应力的影响时,将温度设置为 225 °C,模压速度为 v ,摩擦系数为 0、0.1、0.3,仿真结果如图 8 所示。对比图 8(d)、(e)可以看出,当摩擦系数由 0 变为 0.1 时,左侧衍射结构的填充效果明显变好,右侧衍射结构的填充效果变化不明显;对比图 8(e)、(f)可以看出,当摩擦系数由 0.1 变为 0.3 时,左、右两个衍射结构均填充完整。图 9 所示为 0、0.1、0.3 摩擦系数时最大应力的变化。最大应力随着摩擦系数的增加而增大,摩擦系数由 0 到 0.1 时最大应力的增加速率大于由 0.1 到 0.4 时的增加速率。摩擦系数增大可以使衍射结构填充得更充分,但会导致应力增大,因此在实际加工时应全面考虑这个问题。

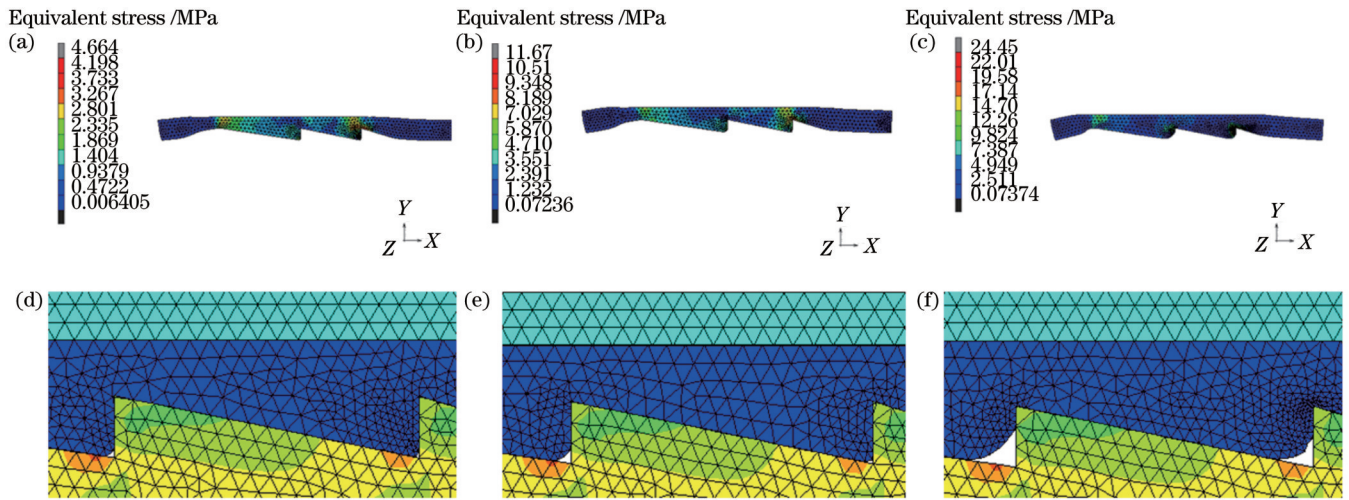


图 6 不同模压速度下的仿真结果。(a) 0.4v、(b) v 、(c) 3v 模压速度下仿真结果的全局图;模压速度为(d) 0.4v、(e) v 、(f) 3v 时仿真结果的局部放大图
Fig. 6 Simulation results at different pressing velocities. Global graphs of simulation results at (a) 0.4v, (b) v , and (c) 3v; local magnification graphs of simulation results at (d) 0.4v, (e) v , and (f) 3v

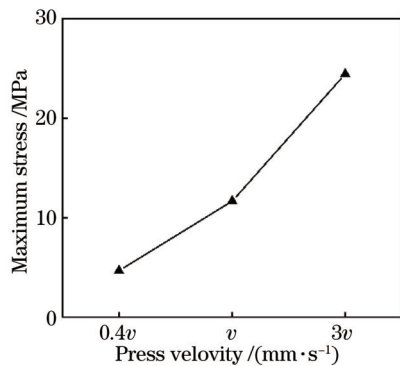


图 7 应力随模压速度的变化
Fig. 7 Variation of stress with pressing velocity

5 实验

设计透镜的厚度为 4 mm、直径为 22 mm,透镜的衍射结构高度为 5.624 μm ,则以非球面为基底的衍射

面方程为

$$z = \frac{cx^2}{1 + \sqrt{1 - (1+k)c^2x^2}} + Ax^4 + Bx^6 + Cx^8 + Dx^{10} + \frac{1}{1-n}(C_1x^2 + C_2x^4), \quad (6)$$

式中: c 为中心曲率; k 为圆锥常数; r 为透镜的半径; n 为透镜的折射率; A 、 B 、 C 、 D 均为非球面基底的偶数阶系数。所设计透镜的系数如表 4 所示。硫系玻璃预制体为双凸球形透镜,透镜曲率半径为 20 mm,中心厚度为 7 mm,直径为 20 mm,设计的透镜和预制体如图 10 所示。铝模芯尺寸如图 11(a)所示,实验所需的衍射面铝模芯通过单点金刚石车削得到,如图 11(b)所示。

因为无法控制模芯表面的摩擦系数,所以在模压成型实验中改变的工艺参数为温度和模压速度,具体的工艺参数见表 5,其中模压机中可以设置的最小模

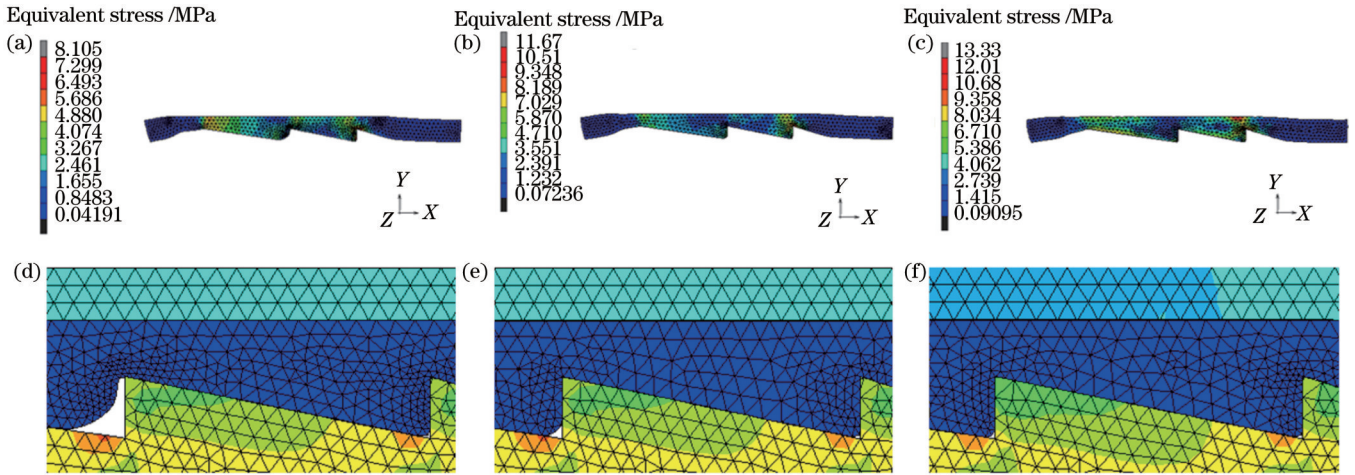


图 8 不同摩擦系数下的仿真结果。(a) 0、(b) 0.1、(c) 0.3 摩擦系数下仿真结果的全局图；(d) 0、(e) 0.1、(f) 0.3 摩擦系数下仿真结果的局部放大图

Fig. 8 Simulation results at different friction coefficients. Global graphs of simulation results at (a) 0, (b) 0.1, and (c) 0.3; local magnification graphs of simulation results at (d) 0, (e) 0.1, and (f) 0.3

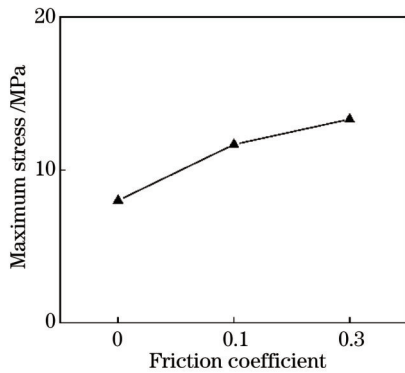


图 9 应力随摩擦系数的变化

Fig. 9 Variation of stress with friction coefficient

表 4 所设计透镜的系数

Table 4 Coefficients of the designed lens

| Parameter | Value |
|-----------|-----------------------------|
| k | 0 |
| r | 0 |
| A | -2.407681×10^{-5} |
| B | 2.503151×10^{-7} |
| C | 4.310176×10^{-10} |
| D | $-2.210201 \times 10^{-12}$ |
| C_1 | -8.01813×10^{-4} |
| C_2 | -7.50124×10^{-7} |
| n | 2.7781 |

压速度为 0.01 mm/s, 实验所用的机器为日本东芝 GMP-415V 型号模压机, 如图 12 所示。

本实验采用 Taylor Hobson 轮廓仪检测成型透镜的面形, 轮廓仪测得的结果即为衍射面微结构的高度峰谷值, 实验结果见表 6; 采用白光干涉仪检测成型透镜的表面粗糙度。图 13 所示为测得的成型透镜峰

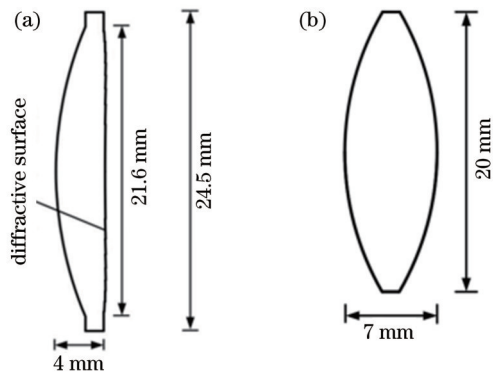


图 10 所设计透镜和预制体的结构示意图。(a) 透镜；(b) 预制体

Fig. 10 Schematics of designed lens and glass preform. (a) Lens; (b) glass preform

谷值与所设计微结构高度之间的偏差。分别对比图 13 中第 1~3 组、第 4~6 组、第 7~9 组的实验结果, 发现成型透镜面形误差在第 2、5、8 组最小, 说明在本实验中以微晶铝 RSA905 为模芯模压硫系玻璃 IG6 的最佳温度为 230 °C, 在仿真中改变温度时衍射结构的填充效果没有出现明显变化, 但是当模压温度为 230 °C 时成型透镜的最大应力最小, 仿真与实验结果表明成型透镜的最大应力越小, 衍射面形误差越小; 分别对比图 13 中第 1、4、7 组, 第 2、5、8 组, 第 3、6、9 组实验结果, 发现当模压温度固定时, 模压速度越小, 则面形误差越小, 且仿真结果与实验结果具有相同的变化趋势。其中在第二组工艺参数即模压速度为 0.01 mm/s、模压温度为 230 °C 条件下成型透镜的最小面形误差为 0.3053 μm, 此时成型透镜面形高度的检测结果为 5.9293 μm, 如图 14 所示; 表面粗糙度 R_a 为 2.95 nm, 如图 15 所示。

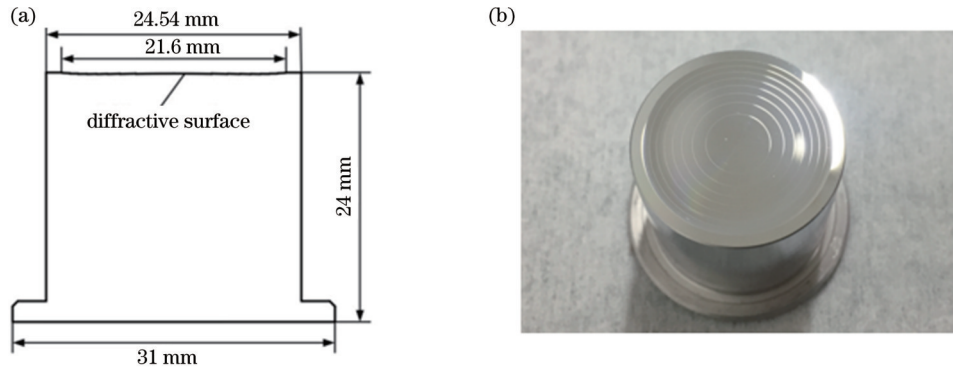


图 11 铝模芯尺寸及实物图。(a)模芯尺寸;(b)铝模芯实物图

Fig. 11 Schematic of aluminum die dimension and product picture. (a) Die dimension; (b) product picture

表 5 模压工艺参数

Table 5 Process parameters of molding

| Number | Pressing velocity / (mm·s ⁻¹) | Temperature /°C |
|--------|--|-----------------|
| 1 | 0.01 | 225 |
| 2 | 0.01 | 230 |
| 3 | 0.01 | 235 |
| 4 | 0.1 | 225 |
| 5 | 0.1 | 230 |
| 6 | 0.1 | 235 |
| 7 | 0.4 | 225 |
| 8 | 0.4 | 230 |
| 9 | 0.4 | 235 |

表 6 成型透镜的面形精度

Table 6 Surface precision of designed lens

| Number | Surface precision /μm |
|--------|-----------------------|
| 1 | 6.0121 |
| 2 | 5.9293 |
| 3 | 5.9905 |
| 4 | 6.2742 |
| 5 | 6.1753 |
| 6 | 6.2237 |
| 7 | 6.5341 |
| 8 | 6.3234 |
| 9 | 6.4641 |



图 12 日本东芝 GMP-415V 型号模压机

Fig. 12 Photograph of precision glass mold press machine (Model GMP-415V) from Toshiba Machine Co., Ltd.

6 结 论

针对红外硫系玻璃 IG6 模压工艺,以微晶铝 RSA905 为模芯进行模压仿真分析和实验研究,仿真模拟了硫系玻璃局部衍射结构模压成型过程中温度、模压速度、摩擦系数对衍射元件填充效果和应力的影响,并根据仿真结果进行实验,得到最佳工艺参数。仿真结果表明:减小模压速度、适当增大摩擦系数有利于提升衍射结构的填充效果,而模压温度的改变几乎不

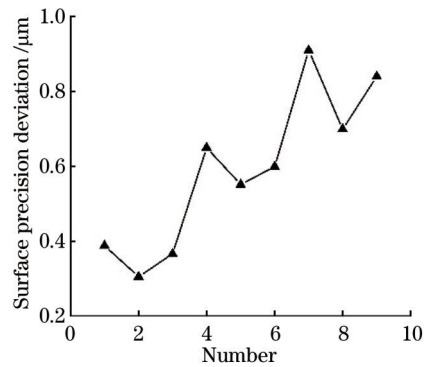


图 13 成型透镜面形精度偏差

Fig. 13 Surface precision deviation of designed lens

影响衍射结构的填充效果;随着温度的增大,最大应力先减小后增大,在 230 °C 时最大应力最小;随着模压速度增大、摩擦系数增大,成型透镜的最大应力逐渐增大。分析对比实验结果发现,在本实验中以微晶铝 RSA905 为模芯模压硫系玻璃 IG6 的最优温度为 230 °C,在仿真中以温度为变量的衍射结构填充效果没有出现明显变化,但在 230 °C 时成型透镜最大应力最小。仿真与实验结果均表明,成型透镜的最大应力越小,衍射面形误差越小;在实验过程中,当模压温度固定时,模压速度越小,面形误差越小,这与仿真结果中的模压速度越小,衍射结构填充越充分的结论一致。分析实验结果得到的最佳工艺参数如下:温度为

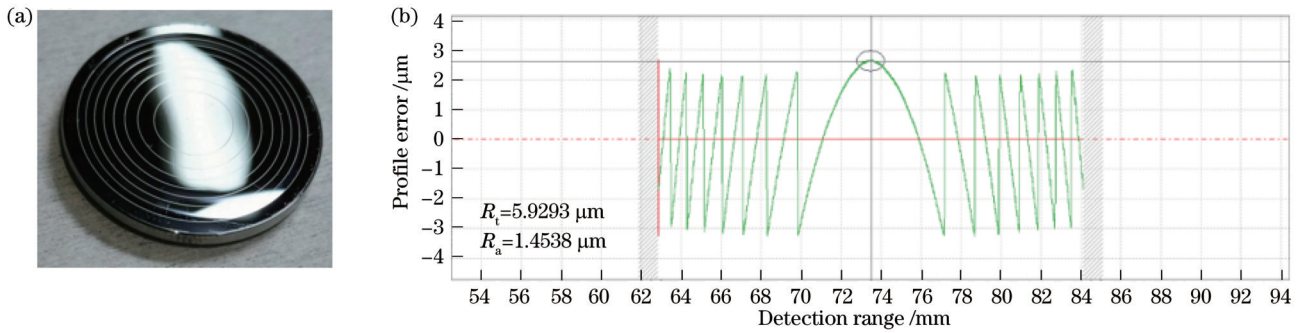


图 14 模压成型结果。(a)成型透镜图片;(b) Taylor Hopson 轮廓仪下的面形检测结果

Fig. 14 Results of compression molding. (a) Photograph of molded lens; (b) result of molded lens measured by the Taylor Hopson profiler

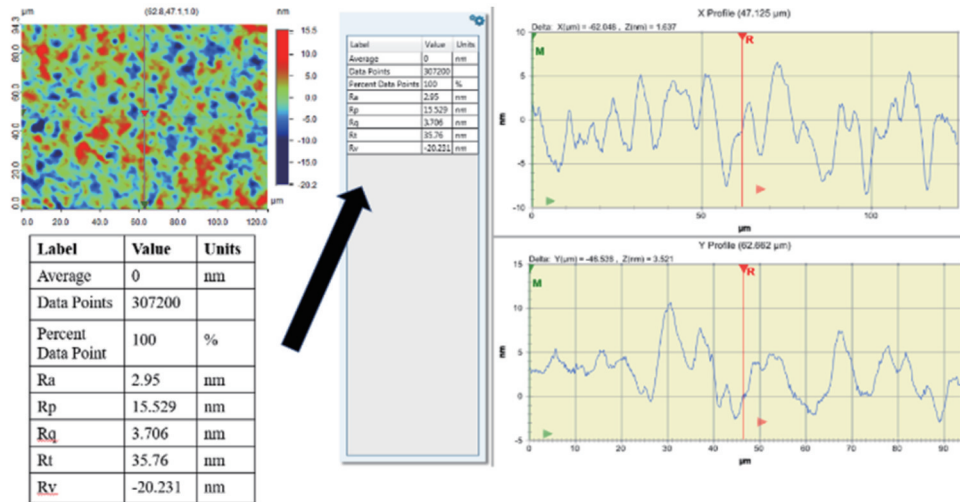


图 15 成型透镜表面粗糙度检测结果

Fig. 15 Detection results of lens surface roughness

230 °C、模压速度为 0.01 mm/s,在此工艺参数下面形误差为 0.3053 μm,表面粗糙度 R_a 为 2.95 nm。

参 考 文 献

[1] 付强, 张新. 中波/长波双色红外光学系统材料选择[J]. 光学学报, 2015, 35(2): 0208003.
Fu Q, Zhang X. Materials choose for mid-wave/long-wave dual-waveband infrared optics[J]. Acta Optica Sinica, 2015, 35(2): 0208003.

[2] 杨亮亮, 刘成林, 沈法华, 等. 工作在一定入射角度范围内镀有增透膜的衍射光学元件的衍射效率研究[J]. 光学学报, 2021, 41(12): 1205002.
Yang L L, Liu C L, Shen F H, et al. Diffraction efficiency of diffractive optical elements with antireflection coatings within a certain incident angle range[J]. Acta Optica Sinica, 2021, 41(12): 1205002.

[3] Robert K, Elias S, David F, et al. Ultra-thin 3D lensless fiber endoscopy using diffractive optical elements and deep neural networks[J]. Light: Advanced Manufacturing, 2021, 2(4): 57-66.

[4] Zhou T F, Zhu Z C, Liu X H, et al. A review of the precision glass molding of chalcogenide glass (ChG) for infrared optics[J]. Micromachines, 2018, 9(7): 337.

[5] He P, Wang F, Li L K, et al. Development of a low cost high precision fabrication process for glass hybrid aspherical diffractive lenses[J]. Journal of Optics, 2011, 13(8): 085703.

[6] 舒成松, 董浩, 尹韶辉, 等. 高精度微结构玻璃光学元件阵列模压技术研究进展[J]. 光学精密工程, 2020, 28(9): 1967-1985.
Shu C S, Dong H, Yin S H, et al. Research progress of high precision micro structure glass optical element array molding technology[J]. Optics and Precision Engineering, 2020, 28(9): 1967-1985.

[7] Liu Y, Xing Y T, Yang C, et al. Simulation of heat transfer in the progress of precision glass molding with a finite element method for chalcogenide glass[J]. Applied Optics, 2019, 58(27): 7311-7318.

[8] Zhou J, Yu J F, Lee L J, et al. Stress relaxation and refractive index change of As_2S_3 in compression molding[J]. International Journal of Applied Glass Science, 2017, 8(3): 255-265.

[9] 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.

[10] Jain A, Yi A Y. Numerical modeling of viscoelastic stress relaxation during glass lens forming process[J]. Journal of the American Ceramic Society, 2005, 88(3): 530-535.

[11] Jain A, Yi A Y, Xie X P, et al. Finite element modelling of stress relaxation in glass lens moulding using measured, temperature-dependent elastic modulus and viscosity data of glass [J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2006, 14(3): 465-477.

[12] Jain A, Yi A Y. Finite element modeling of structural relaxation during annealing of a precision-molded glass lens[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006, 128(3): 683-690.

- [13] Zhou T F, Yan J, Masuda J, et al. Investigation on the viscoelasticity of optical glass in ultraprecision lens molding process[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(9): 4484-4489.
- [14] Zhang Y Y, Yin S H, Liang R G, et al. New testing and calculation method for determination viscoelasticity of optical glass[J]. *Optics Express*, 2020, 28(1): 626-640.
- [15] 李逸群, 舒成松, 尹韶辉. 曲面复眼玻璃透镜模压过程仿真研究[J]. *激光与光电子学进展*, 2023, 60(5): 0522002.
- Li Y Q, Shu C S, Yin S H. Simulation of molding process for a curved compound eye glass lens[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2023, 60(5): 0522002.

Simulation Analysis and Experimental Study on Compression Molding of Chalcogenide-Glass Diffractive Surface

Chen Jinping^{1,2}, Liu Yue^{1,2}, Li Chuang^{1,2}, Song Peng^{1,2}, Xue Changxi^{1,2*}

¹*School of Opto-Electronic Engineering, Changchun University of Science and Technology, Changchun 130022, Jilin, China;*

²*Key Laboratory of Advanced Optical System Design and Manufacturing Technology of the Universities of Jilin Province, Changchun University of Science and Technology, Changchun 130022, Jilin, China*

Abstract

Objective Precision compression molding is an important technology in lens processing. Diffractive optical elements (DOEs) have special optical and temperature characteristics and are of great application value in infrared optical systems. They are widely used in the field of infrared detection and infrared imaging technology. DOEs are widely used in modern optical systems because of their small size and light mass. Of all processing technologies, PGM technology can be used to manufacture optical elements of various wavelength levels. The rapid manufacturing of DOEs with chalcogenide glass can be achieved by precision molding technology, which meets the mass production requirements of infrared DOEs. The influences of the diffractive structure filling and the maximum stress on the surface precision of the lens are studied in this paper to improve the diffraction efficiency and reduce the surface precision deviation of the DOE in the compression molding process.

Methods In this paper, simulations and experiments are used to study the influences of the diffractive structure filling and the maximum stress on the surface precision of the lens. Firstly, the finite element simulation method is used to analyze the molding process so as to study the filling condition and stress distribution of the diffraction structure under different process parameters. The diffraction structure is too small compared with the size of the whole lens, and hence, the filling effect of the diffraction structure cannot be accurately judged from the simulations. Therefore, a simulation model for the local diffraction structure is built to analyze the effects of molding temperature, pressing velocity, and friction coefficient on the filling and maximum stress of the diffraction structure. Then, the molding experiment of the chalcogenide-glass diffraction surface is carried out. The mold used in the experiment is made of microcrystalline aluminum RSA905, and the glass preform is IG6. Since the friction coefficient of the mold cannot be controlled, the changing process parameters during the molding experiment are temperature and pressing velocity.

Results and Discussions The simulations indicate that with the increase in the molding temperature, the filling of the diffraction structure shows no obvious change (Fig. 4), and the maximum stress of the lens decreases first and then increases (Fig. 5). A smaller pressing velocity means a more complete diffraction structure (Fig. 6) and smaller maximum stress of the lens (Fig. 7). A larger friction coefficient is accompanied by a more complete diffraction structure (Fig. 8) and larger maximum stress of the lens (Fig. 9). The experimental results (Table 6) show that when the pressing velocity is unchanged, the surface precision deviation of the lens is the smallest at the molding temperature of 230 °C. When the molding temperature is constant, a smaller pressing velocity means a smaller surface precision deviation. The comparison of the simulations and experimental results shows that there is no significant change in the diffraction structure filling when the temperature changes in the simulation; when the molding temperature is 230 °C, the maximum stress of the molding lens is the minimum. This indicates that the smaller maximum stress of the lens means a smaller surface precision deviation of the lens. When the molding temperature is fixed, a smaller pressing velocity is followed by a smaller surface precision deviation. The simulations demonstrate the same variation trend as the experimental results. The optimum process parameters are 230 °C and 0.01 mm/s. Under these parameters, the surface precision deviation is 0.3053 μm, and the surface roughness R_a is 2.95 nm.

Conclusions For the molding process of infrared chalcogenide glass IG6, the microcrystalline aluminum RSA905 is used as the mold to carry out the simulation analysis and experimental research. This study simulates the influences of temperature, pressing velocity, and friction coefficient on the filling and stress of diffraction elements during the molding process of the local diffraction structure of chalcogenide glass. On this basis, the optimal process parameters are obtained by experiments. The results show that the optimal temperature of IG6 is 230 °C when the microcrystalline aluminum RSA905 is used as the mold die. The filling of the diffraction structure does not change greatly when the temperature is the variable in the simulation, but the maximum stress of the molding lens reaches the minimum at 230 °C. When the molding temperature is fixed, a smaller pressing velocity means a smaller surface precision deviation, which conforms to the variation trend that a smaller pressing velocity is accompanied by better filling of the diffraction structure. The optimum process parameters are 230 °C and 0.01 mm/s. Under these process parameters, the surface precision deviation is 0.3053 μm , and the surface roughness R_a is 2.95 nm. This surface precision deviation meets the requirements of most infrared DOEs. The method is of great significance for promoting the mass production of infrared DOEs at a low cost.

Key words optical design; compression molding; diffractive structures; finite element simulation; stress; filling