

文章编号 1004-924X(2026)13-2050-13

玻璃微流控芯片模压成形裂纹形成与抑制

陶松成^{1,2}, 刘 朋^{1,2*}, 曾子浩^{1,2*}, 周天丰^{1,2}, 肖永骏^{1,2}

(1. 北京理工大学 机械与车辆学院, 北京 100081;

2. 北京理工大学 先进光场显示芯片与系统全国重点实验室, 北京 100081)

摘要:针对阶梯式光学玻璃微流控芯片模压成形过程中深腔-浅槽过渡区易发生热裂纹与碎裂的问题,揭示了微裂纹形成机理并提出一种裂纹抑制方法。基于D-ZK2N玻璃高温黏弹性本构关系,建立冷却退火过程三维热-力耦合有限元模型;引入Deborah数表征结构松弛与应力冻结的竞争关系,提出梯度冷却策略,并开展模压实验验证。实验结果表明,非均匀热惯性与体积收缩失配是过渡区“外压内拉”型应力集中的主要原因。在线性冷却条件下,该区域应力持续积累并形成高裂纹风险;采用梯度冷却后,过渡区附近的结构松弛更加充分,其过渡区残余应力降低22.4%,成形件未见裂纹,深腔结构成形深度达4.522 mm。基于Deborah数的梯度冷却能够有效抑制阶梯过渡区热裂纹,适用于大深宽比玻璃微流控芯片的精密模压成形。

关键词:微流控芯片;精密模压;梯度冷却;Deborah数;热裂纹

中图分类号:TH128;TN213 **文献标识码:**A

doi:10.37188/OPE.20263413.2050

CSTR:32169.14.OPE.20263413.2050

Formation and suppression of cracks in glass microfluidic chip molding

TAO Songcheng^{1,2}, LIU Peng^{1,2*}, ZENG Zihao^{1,2*}, ZHOU Tianfeng^{1,2}, XIAO Yongjun^{1,2}

(1. School of Mechanical Engineering, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

2. National Key Laboratory of Advanced Optical Field Display Chips and Systems,
Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

* Corresponding author, E-mail: lpamt@bit.edu.cn; zengzihao@bit.edu.cn

Abstract: To address the thermal cracking and fracture that readily occur in the deep-cavity/shallow-groove transition region during the precision molding of stepped optical glass microfluidic chips, the mechanism of microcrack formation was investigated and a crack-suppression method was proposed. The cooling and annealing process three-dimensional thermo-mechanical coupled finite element model was established based on the high-temperature viscoelastic constitutive behavior of D-ZK2N glass. The Deborah number was introduced to characterize the competition between structural relaxation and stress freezing, and a gradient cooling strategy was developed and verified through molding experiments. The results show that non-uniform thermal inertia and volumetric shrinkage mismatch are the main causes of the “compressive outside – tensile inside” stress concentration in the transition region. Under linear cooling, stress in this re-

收稿日期:2026-04-10;修订日期:2026-05-12.

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 52435008)

gion continuously accumulated and eventually formed a high risk of cracking. After adopting the gradient cooling strategy, structural relaxation in the transition region was enhanced, and simulation results showed the residual stress in the transition region decreased by 22.4%. No cracks were observed in the molded part, and the molded depth of the deep-cavity structure reached 4.522 mm. These results indicate that the Deborah-number-based gradient cooling strategy can effectively suppress thermal cracking in stepped transition regions and is suitable for the precision molding of glass microfluidic chips with large aspect-ratio structures.

Key words: microfluidic chip; precision molding; gradient cooling; Deborah number; thermal cracking

1 引言

微流控芯片(Microfluidic Chip, MFC)作为微全分析系统的核心载体,在生物医学检测、单细胞分析及先进多器官模型构建等前沿领域展现出重大应用价值^[1]。随着生化分析需求向高通量、多维流场精确控制方向发展,微流控芯片的内部构型逐渐由二维平面微槽向包含多级流道与深腔的复杂三维阶梯式结构演进^[2-3]。现有商用微流控芯片多采用PDMS, PMMA等聚合物材料制造,但其在高温、强化学试剂环境下易发生溶胀变形,且自发背景荧光会显著干扰高精度光学检测。相比之下,光学玻璃凭借卓越的透光率、极高的化学惰性及优异的热力学稳定性,成为构建高性能、长寿命微流控芯片的理想基材^[4-5]。

然而,光学玻璃的本征脆性与高硬度特征给其三维跨尺度微结构的加工带来严峻挑战。传统减材制造技术中,化学湿法腐蚀难以保证深腔侧壁的垂直度^[6];超快激光微纳加工易在材料内部诱发热应力与亚表面微裂纹^[7];微机械铣削则面临刀具磨损剧烈及阶梯拐角易崩碎等工艺局限。精密玻璃模压技术(Precision Glass Molding, PGM)利用光学玻璃在过冷液相区(T_g 附近)的粘弹性流变行为,通过超精密模具^[8]实现复杂拓扑结构的一次性等材复刻,是从根本上规避加工损伤、实现高效制造的有效途径。近年来,PGM技术在3D超薄玻璃^[9]、微透镜阵列^[10-11]及多项式自由曲面元件^[12]的高精度制造中已取得显著进展。

当PGM技术应用于特征深度跨度达数十倍(如从毫米级深腔突变至微米级浅槽)的阶梯式微流控芯片时,成形过程中的热-力耦合效应被

急剧放大。在高温压制与冷却退火阶段,复杂的界面黏附机制显著增大了脱模阻力^[13]。同时,极端的阶梯厚度差导致玻璃内部形成严重的非均匀热惯性分布:微米级浅槽薄壁区冷却极快并率先进入弹性固态,而毫米级深腔厚壁区冷却迟滞,仍处于黏弹态并伴随持续的体积收缩。这种结构突变边界处的非同步热收缩,在阶梯交界区诱发了强烈的“外压内拉”型剪切与拉伸应力^[14-15]。若局部残余拉应力峰值未获有效释放,成形件在冷却或脱模阶段极易萌生微裂纹甚至发生整体碎裂失效。

针对微结构模压成形中残余应力与热裂纹控制的研究表明^[16-18],在模具表面制备高温保护层可有效改善界面摩擦状态并降低脱模应力^[19];借助精确的热-力耦合仿真,能够有效揭示微观几何特征对成形应力场的影响规律^[20]。在冷却路径规划方面,引入多阶段冷却策略已被证实可显著改善透镜内部的温度梯度与应力分布^[21]。然而,面对由毫米级深腔、百微米级浅槽光学分析区及其过渡区组成的阶梯式玻璃微流控芯片,深腔用于样品或试剂的容纳与混合,浅槽区域作为光学分析区,使混合后的液体以稳定层流状态流出,形成适于光学检测的薄层流体区域,深腔-浅槽过渡区则实现不同功能区域之间的连接和尺度过渡。这种由毫米级深腔向百微米级浅槽过渡的变高度结构,在冷却过程中存在极端的结构松弛时间差,更易产生非均匀热惯性和体积收缩失配。常规的线性慢冷或单一等温退火难以全面兼顾此类大跨度几何差异带来的复杂应力释放需求,仍无法彻底消除局部的高拉应力峰值。

对于光学分析型微流控芯片,材料需同时满足结构复制、透光性和化学稳定性要求。相比于

其他聚合物材料,低软化温度光学玻璃更适用于高稳定性芯片的精密模压成形。阶梯式微流控芯片是一种存在显著尺度差异的微流控芯片,冷却过程中易产生热惯性失配和收缩约束,近垂直侧壁还会增大脱模阻力并诱发局部应力集中。因此,面向该类阶梯式玻璃微流控芯片的冷却应力演化与裂纹抑制研究具有重要的应用价值。

本文针对阶梯式光学玻璃微流控芯片在模压成形冷却过程中易出现热裂纹的问题,研究了大跨度结构条件下的热应力形成与演化规律,并探索相应的工艺优化方法。基于D-ZK2N玻璃的高温黏弹性本构关系,建立冷却退火阶段的三维热-力耦合有限元模型,揭示厚度剧变条件下热惯性失配与残余应力集中的形成机制。在此基础上,引入Deborah数作为结构松弛与应力冻结竞争关系的依据,提出兼顾结构松弛充分性与成形效率的梯度冷却策略。最后,通过Ni-P镀层复合模具开展精密模压成形实验,对该冷却策略在抑制过渡区裂纹风险和提高复杂结构成形完整性方面的有效性进行验证。

2 玻璃芯片模压成形

采用七工位精密玻璃模压成形机作为实验平台。如图1所示,精密玻璃模压(PGM)工艺流程包含加热、模压、退火及冷却脱模4个连续阶段。由于微流控芯片模具的几何尺寸与质量较大,超出设备多工位自动流转的常规负载大小,因此采用单工位原位成形工艺。先将玻璃预形体与模具组件在模压工位逐步加热至成形温度;随后执行模压充填,将模具结构复制至玻璃表面;成形后的元件进行低压退火,以消除内部残余应力并保证形状精度,最后在冷却至室温取出。图2是PGM循环中的温度和压力随时间的变化,为防止高温下模具与玻璃发生氧化,冷却退火均在氮气(N_2)吹扫的保护环境下进行。

玻璃属于非晶态材料,其内部原子或分子排列缺乏长程有序性。在高温条件下,玻璃内部结构具有一定的可调整能力,当外部温度发生变化时,材料内部微观结构不会瞬时达到新的平衡状态,而是需要经历一个随时间逐渐逼近平衡的过程,这一现象即称为结构松弛。对于模压成形过

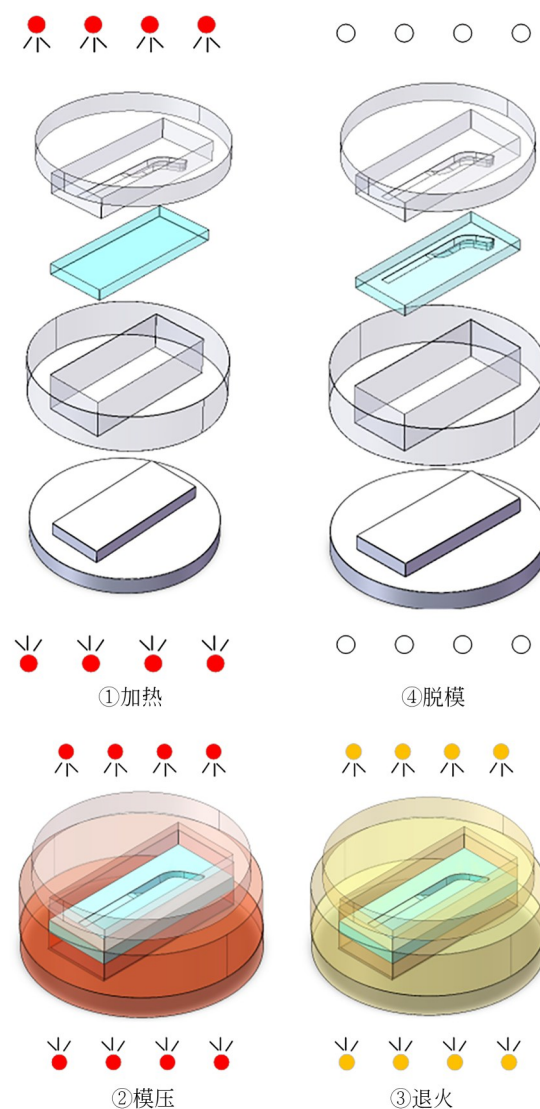


图1 玻璃微流控芯片精密模压成形示意图

Fig. 1 Schematic diagram of precision glass molding microfluidic chips

程而言,玻璃在升温、保压和冷却阶段均会伴随不同程度的结构变化,尤其在玻璃转变温度附近,这种结构变化行为更为明显。

冷却退火过程对控制玻璃残余应力、保证尺寸稳定、抑制缺陷起着决定性作用,不仅可以通过降低冷却阶段的内部温差与温度梯度减弱热膨胀失配所导致的应力持续生成,还能够在退火点实施保温退火,短时间有效消除残余应力。但是微流控芯片的模压成形具有显著的特殊性,其与模具的接触面积大,模压填充深度远超常规微结构。在高温成形区,玻璃材料表现出显著的黏弹性力学行为,深腔几何特征导致的非均匀收缩

极易在过渡区诱发热裂纹与碎裂,使用传统冷却退火方式难以保证表面质量和结构完整性,如图 3 所示。

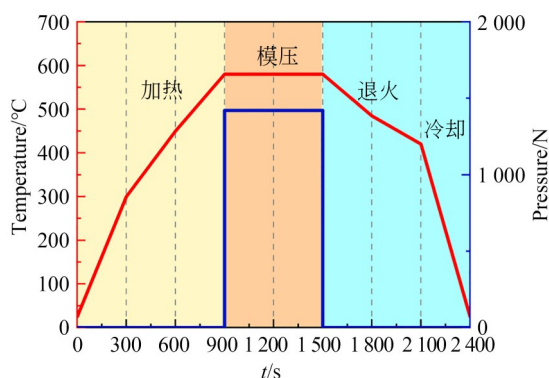


图 2 精密玻璃成形循环中温度和压力随时间的变化

Fig. 2 Changes of temperature and pressing in precision glass molding cycle over time

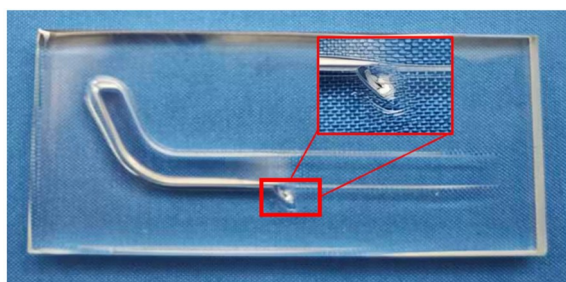


图 3 传统冷却退火方式下微流控芯片的裂纹

Fig. 3 Cracks in microfluidic chips under traditional cooling and annealing methods

针对上述难题,本文提出一种基于 Deborah 数的梯度冷却优化策略。首先,构建描述 D-ZK2N 玻璃高温流变行为的黏弹性本构模型,通过有限元仿真揭示微流控芯片冷却过程中的热-力耦合机制与应力演化规律;在此基础上,设计分级梯度冷却路径,并利用精密加工的 Ni-P 镀层模具进行模压成形实验,以验证该策略在抑制深腔碎裂、提高成形质量方面的有效性。

3 玻璃芯片模压成形理论与仿真

3.1 热裂纹形成机制

在光学玻璃微流控芯片模压成形过程中,裂纹与碎裂主要发生于冷却阶段,其本质是玻璃在

非均匀冷却条件下产生的热应力集中所致。与浅槽或平面结构相比,深腔结构具有显著的壁厚差异和几何不连续特征,在冷却过程中更易形成复杂的温度场与应力场分布,从而增加了裂纹萌生的风险。

深腔结构底部实体区域厚度较大,而侧壁及深腔-浅槽过渡区域玻璃壁厚明显减小。根据传热学原理,结构特征尺寸越小,其热惯性越低,在相同冷却条件下温度变化越快。因此,在冷却过程中,薄壁区域往往更早通过玻璃转变温度并进入玻璃态,而厚壁区域仍处于高温黏弹状态。这种不同区域之间的冷却滞后与结构冻结不同步,导致体积收缩行为产生明显不匹配,从而在过渡区域诱发较大的热应力。

根据传热学理论,特征热扩散时间 τ 与几何特征尺寸 l 的平方成正比:

$$\tau = l^2/a, \quad (1)$$

其中: l 为特征尺寸, a 为热扩散系数。由于芯部特征尺寸 l 较大,其热惯性显著大于薄壁区域。在相同的冷却边界条件下,芯部温度下降严重滞后于表面,导致结构内部形成陡峭的温度梯度场,如图 4 所示。

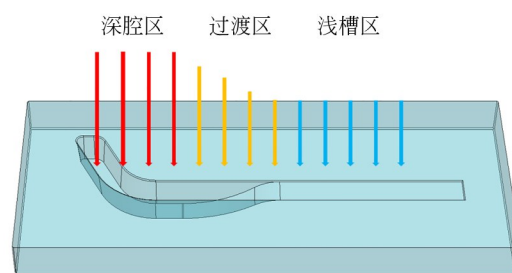


图 4 冷却过程的温度梯度场

Fig. 4 Temperature gradient field of cooling process

当薄壁区域率先发生结构冻结后,其几何形态基本被固定,而相邻厚壁区域在继续冷却过程中仍试图发生体积收缩。由于结构连续性约束,这种收缩差异无法通过自由变形消除,最终转化为内部热应力。在深腔结构中,该应力主要表现为薄壁过渡区域承受拉应力,而厚壁区域相对处于压应力状态,形成典型的“外压-内拉”应力分布特征。

此外,深腔与浅槽之间的几何过渡区域同

时存在壁厚突变和曲率变化,这种结构不连续性进一步放大了热应力集中效应。薄壁结构的有效承载截面较小,其抗热应力能力相应降低,使该区域在相同热载荷条件下更易发生局部应力放大和缺陷激活。因此,过渡区域成为模压冷却过程中最易产生裂纹的薄弱位置。同时,在深腔与浅槽的几何过渡区,存在几何不连续性。根据弹性力学理论,该处的局部应力场会被显著放大:

$$\sigma_{\text{local}} = K_t \cdot \sigma_{\text{nom}}, \quad (2)$$

其中: σ_{nom} 为芯部标称热拉应力, K_t 为几何应力集中因子。当叠加后的局部拉应力超过玻璃在该温度下的断裂强度阈值 σ_b 时,即发生脆性断裂。

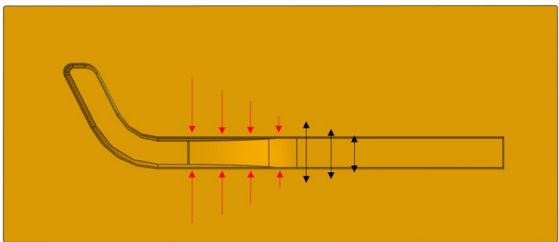
几何应力集中因子与特征尺寸相关,关系

如下:

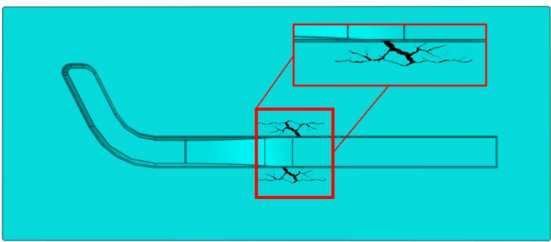
$$K_t = 1 + H/2h, \quad (3)$$

其中: H 为深腔结构深度, h 为浅槽结构深度。

在深腔结构到浅槽结构的过渡区域,温度梯度变化最为剧烈,应力集中因子 K_t 远大于 1,使得实际应力被放大数倍,成为最脆弱的失效点。需要指出的是,玻璃裂纹的产生并非仅由应力峰值大小决定,还与应力的形成温区、持续时间及结构松弛程度密切相关。在玻璃转变温度附近,如果冷却速率较快,玻璃的黏弹性松弛不足,热应力容易被冻结为结构性残余应力,从而显著提高裂纹萌生概率。在传统线性冷却工艺下,微流控芯片在 T_g 附近经历较快降温,应力松弛受限,过渡区域内的拉应力持续累积,最终导致局部缺陷甚至碎裂的发生,如图 5 所示。



(a) 外压-内拉状态
(a) External compression-internal tension state



(b) 裂纹形成
(b) Crack formation

图 5 裂纹生成示意图

Fig. 5 Schematic diagram of crack formation

3.2 基于 Deborah 数的梯度冷却策略

为了从根本上抑制残余应力的产生,必须基于玻璃的高温黏弹性本构关系,调控冷却速率以匹配材料的结构松弛。仿真与实验中采用的玻璃型号为 D-ZK2N,该玻璃软化温度较低,适合玻璃模压成形,其热机械性质如表 1 所示。

为了描述玻璃在高温下的黏弹性变形特性,构建了 5 对弹簧和粘壶单元组合的广义 Maxwell 模型,如图 6 所示。其中, G_∞ , G_i 和 η_i 分别代表各单元的储能模量和黏度。

弹簧用来描述高温玻璃材料的弹性固体特征,粘壶用来描述随时间变化的黏性流体特性,因此,与时间相关的应力应变响应可以描述为:

$$\sigma = \int_0^t 2G(t-\tau) \frac{de}{d\tau} d\tau, \quad (4)$$

其中: t 为当前时间, τ 为过去的时间, $G(t-\tau)$ 可

表 1 D-ZK2N 玻璃热机械性能

Tab. 1 Thermo-mechanical properties of D-ZK2N glass

属性	数值
转变温度 $T_g/^\circ\text{C}$	507
屈服温度 $T_s/^\circ\text{C}$	548
热膨胀系数 $\alpha/(10^{-6}/^\circ\text{C})$	7.2 (−50~80 °C) 9.2 (100~300 °C)
传导率 $k/(W/m \times K)$	1.126
弹性模量 E/GPa	91.6
泊松比 ν	0.243

以用 Prony 级数来描述:

$$G(t-\tau) = G_0 \left[\alpha_\infty + \sum_{i=1}^n \alpha_i \exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right) \right], \quad (5)$$

其中: τ_i 为松弛时间, α_i 为权重因子, n 为广义 Maxwell 模型单元个数, G_0 为单元初始模量,得到

的 Prony 级数参数如表 2 所示。

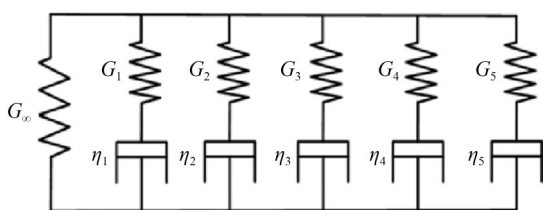


图 6 广义 Maxwell 本构模型

Fig. 6 Generalized Maxwell constitutive model

表 2 拟合得到的 Prony 级数参数

Tab. 2 Parameters of prony series obtained through fitting

α_i	τ_i
0.884 0	0.884 0
0.095 7	0.095 7
0.008 6	0.008 6
0.005 8	0.005 8
0.005 8	0.005 8

D-ZK2N 玻璃属于热流变简单材料,遵循时温等效原理(TTS)。为了获取其在宽时域内的黏弹性响应,首先通过高温压缩蠕变实验测量了材料在不同恒温条件下的应力松弛曲线。

选取 $T_{\text{ref}}=580\text{ }^{\circ}\text{C}$ 作为参考温度,通过水平平移其他温度下的等温曲线,构建了宽频域的主曲线。在此过程中获得的水平移位因子 $\log(a_T)$ 与温度 T 的关系采用 WLF 方程进行拟合:

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_{\text{ref}})}{C_2 + (T - T_{\text{ref}})} \quad (6)$$

通过最小二乘法拟合实验数据点,确定了该玻璃在参考温度下的 WLF 参数 $C_1=4.865$, $C_2=333.17$ 。

根据 Maxwell 模型,材料内部的总应变率由三部分组成:

$$\dot{\epsilon}_{\text{total}} = \dot{\epsilon}_e + \dot{\epsilon}_v + \dot{\epsilon}_{\text{th}}, \quad (7)$$

其中: $\dot{\epsilon}_e$ 对应麦克斯韦模型中的弹簧,描述瞬时弹性响应, $\dot{\epsilon}_v$ 对应麦克斯韦模型中的粘壶,描述随时间变化的黏性流动, $\dot{\epsilon}_{\text{th}}$ 是独立于麦克斯韦机械元件之外的项,由温度变化引起,对应 $-\alpha R(t)$ 。

在微流控芯片模压中,玻璃处于一个刚性的、封闭的模具型腔内。深腔结构具有垂直或近

垂直的侧壁,加上保压压力的作用,玻璃在冷却初期被紧紧固定在模具中,无法像在自由状态下那样向内收缩。这意味着在冷却的某个时间段内,玻璃的外部轮廓尺寸被强行固定住,不随温度降低而改变。因此,其宏观几何形状的变化率近似为 0,则热收缩必须转化为内部应力。

所以可以假设 $\dot{\epsilon}_{\text{total}} = 0$, 方程变为:

$$\dot{\epsilon}_e + \dot{\epsilon}_v = -\dot{\epsilon}_{\text{th}}. \quad (8)$$

可以得到完整热应力演化微分方程:

$$\frac{d\sigma}{dt} + \frac{\sigma}{\tau(T)} = E\alpha R(t), \quad (9)$$

其中: σ 为内部瞬时热应力, $\tau(T)$ 为温度相关的结构松弛时间, E 为玻璃的杨氏模量, α 为热膨胀系数, $R(t) = -\frac{dT}{dt}$ 为瞬时冷却速率。

为了定量判别应力是否会被冻结,引入 Deborah 数(De), 定义为材料的松弛时间 $\tau(T)$ 与过程特征时间 t_p 的比值:

$$De = \frac{\tau(T)}{t_p}. \quad (10)$$

在冷却过程中,过程特征时间 t_p 与冷却速率成 $R(t)$ 反比。因此,冷却速率越高,代表松弛时间越短,De 数越大,材料表现出固体弹性,应力越容易被冻结。残余热应力取决于两个竞争过程:当 $T \gg T_g$ 时,玻璃处于黏弹态,结构松弛时间极短, $De \ll 1$, 应力瞬间释放, $\sigma \approx 0$, 冷却快慢不影响残余应力;当 $T \ll T_g$ 时,玻璃处于弹性固态,结构松弛时间极长, $De \gg 1$, 应力生成项完全转化为弹性应力。但这部分是暂时热应力,随温度梯度消失而消失,不会冻结为永久残余应力。当 $T \approx T_g$ 时, τ 的量级与冷却时间相当, $De \approx 1$, 应力开始发生冻结,若冷却过快,生成项 $E\alpha R(t)$ 远大于耗散项,未及时松弛的应力会被冻结在玻璃组织中,形成永久的结构性残余应力。因此,必须精准控制冷却速度的温度区间,抑制结构松弛滞后并提高温度场均匀性,从而调控玻璃内部的残余应力。

玻璃冷却控制区间的确定应建立在玻璃转变区结构松弛特性与退火区应力衰减能力的共同基础上。已有研究表明, T_g 所表征的转变区间是玻璃由以弹性响应为主逐步转向更明显黏弹响应的敏感温区,在该区间内结构活动性显著增强,热膨胀及其他热机特性对温度的依赖关系发

生明显变化,因此这一温区对冷却速率最为敏感。Jain 和 Yi^[22]在精密玻璃模压退火模拟中已将结构松弛作为冷却阶段必须考虑的核心机制, Su 和 Yi^[23]进一步指出,冷却速率会显著影响玻璃的及性能分布,更高冷却速率会强化结构冻结效应。玻璃先升至略高于 T_g 的温度并保温,使结构充分松弛且内部温度趋于均匀,随后在 T_g 以下缓慢冷却;在退火区内引入的温度分布决定了最终保留下来的永久内应力,而一旦低于应变点,固有应力即被冻结,之后再改变冷却速率已难以消除。退火点温度玻璃内应力仅需要几分钟即可完全消除,此温度也是玻璃退火的上限温度。通过调控冷却速率到退火点后,冷却速度不再大幅度调控应力生成,后续应力演化过程转化为以结构松弛为主导的指数衰减过程。此时相较于选择降低至更低温度进行应力释放,在退火点 T_A 进行保温退火可实现更效率的残余应力消除,所以选择退火点 T_A 为区间下限温度。基于上述机理,并结合冷却速率与 Maxwell 松弛速率之间的关系,可将受控冷却区间的上限取为 T_g 附近的结构松弛敏感区起点,区间下限则取退火点 T_A ,因此,将 $T_g \sim T_A$ 作为梯度冷却控制区,既符合玻璃转变区最强速率敏感性的材料响应规律,又符合退火点对应高效消除内应力的工艺定义,可为深腔-浅槽过渡区域残余应力的主动调控提供合理而可靠的理论依据。

3.3 微流控芯片冷却退火仿真

由于微流控芯片包含流道、拐角和几乎垂直的侧壁,玻璃材料在填充过程中会产生极大的变形,传统的拉格朗日模型容易产生网格畸变的固有难题,针对微流控芯片冷却过程中的非均匀收缩与残余应力演化,使用了改进的拉格朗日模型,选用修正的二次热耦合四面体单元(C3D10MT),从根本上克服了传统算法在大变形下易产生的网格畸变与体积自锁难题。此外,鉴于玻璃材料在高温区域具有显著的粘性流动特征,其应力松弛时间极短,模压填充阶段产生的剪切应力与接触应力在保压阶段已基本完全松弛,因此忽略加热与充填过程,假设冷却初始时刻玻璃已完全填充模腔,且处于温度均匀、内部无残余应力的理想状态。重点聚焦于冷却与退火阶段的温度场演化及本征残余应力

的形成机理。

建立了全尺寸三维热-力耦合有限元模型如图 7 所示,有效捕捉了二维模型无法表达的三维几何不连续性;其次,模型精确计算了沿 X, Y, Z 三个方向的空间非均匀散热;最后,通过分析玻璃内部的三向应力状态,克服了平面应变假设对应力幅值的低估,从而准确预测了由体积收缩与各向异性约束共同诱发的过渡区碎裂风险。

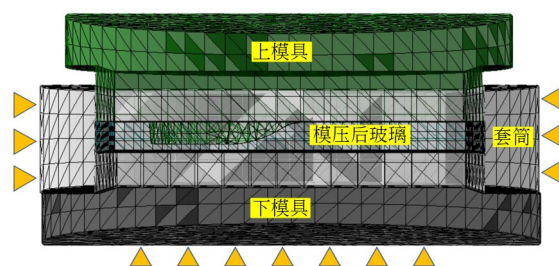


图 7 三维有限元仿真模型

Fig. 7 Three-dimensional finite element simulation model

为了验证梯度冷却策略在抑制碎裂方面的有效性,设计了 4 组对比冷却速率参数,分别是 $20\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$, $15\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$, $10\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 和 $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$, 设置 3 个分析步分别模拟模压成形之后的保温保压阶段、冷却阶段和退火阶段。保温保压阶段和退火阶段参数 4 组一致,初始温度为 $580\text{ }^{\circ}\text{C}$,冷却阶段设置为从 $510\text{ }^{\circ}\text{C}$ 到 $485\text{ }^{\circ}\text{C}$,对应 $De \approx 1$ 时的冷却区间,通过控制分析步时间步长调控冷却速度,通过有限元分析软件 Abaqus 进行了不同冷却速率的冷却退火仿真,结果如图 8 所示。可以看到,虽然冷却速率从 $20\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 到 $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 变化时残余应力在逐渐降低,但是降低的程度从 16.7% 到 4% ,此时冷却速率已经极为缓慢。

选取了过渡区域易发生碎裂的相同节点,得到了来自 ODB 场输出中关于 Mises 的 σ_y 数据,图 9 展示了不同冷却速率下深腔与浅槽过渡区域关键节点的应力随归一化时间变化的对比曲线。在 $20\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 冷却速率下,由于连续快速降温导致的热收缩得不到释放,应力基本呈现单调陡峭上升趋势,最终峰值达到 125.552 MPa 。相比之下,通过降低 $De \approx 1$ 时的冷却速率应力得到显著降低。这一现象证实了在 T_g 附近降低冷却速率

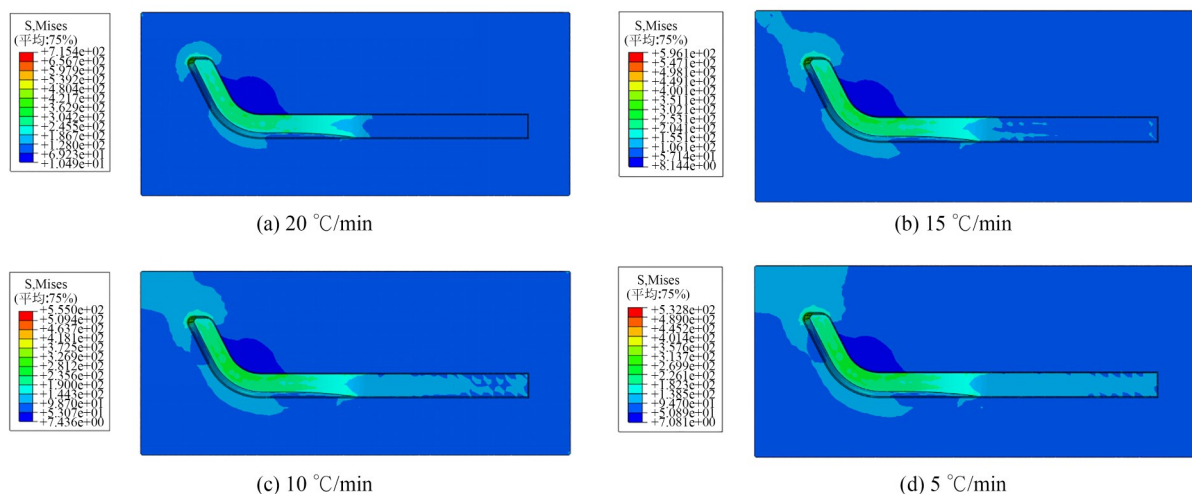


图8 不同冷却速率下的应力分布

Fig. 8 Stress distribution under different cooling rates

有效激发了玻璃的粘弹性松弛机制,抵消了体积收缩带来的热应力。梯度冷却工艺在玻璃转变温度附近显著降低了结构性残余应力的冻结程度,使后续低温冷却阶段产生的应力主要表现为瞬态热应力,而非长期存在的结构应力,从而避免宏观碎裂的发生。

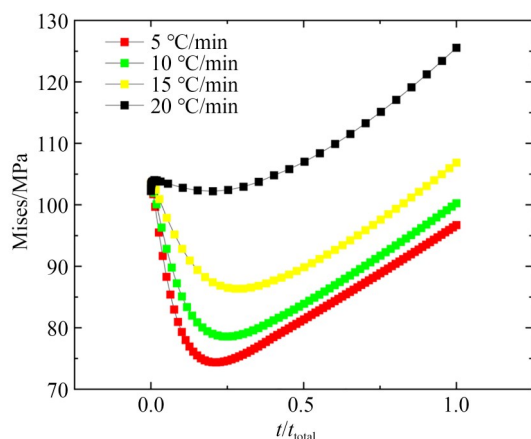


图9 不同冷却速率下残余热应力随时间变化

Fig. 9 Variation of residual thermal stress with time under different cooling rates

不同冷却速率下芯片内部 Mises 应力均呈现“先快速下降、后缓慢回升”的变化规律,但冷却速率对后期应力水平影响显著。5 °C/min 条件下应力水平最低,说明 T_g 点附近较慢冷却有利于减弱温度梯度并促进应力释放;然而,与 10 °C/min 相比,其应力降低幅度并不大,最终应

力差值较小,而冷却时间却明显延长,不利于工艺效率提升。相比之下,10 °C/min 条件下应力水平始终保持在较低范围,峰值和最终残余应力均明显低于 15 °C/min 和 20 °C/min,说明该速率能够在保证充分结构松弛和应力释放的同时,避免因冷却过快导致的应力快速积累。综合残余应力控制效果与工艺效率两方面因素,10 °C/min 在降低热应力水平和保证成形效率之间取得了较好的平衡,因此是更为合理的冷却速率。

图9中关键节点残余应力随冷却时间呈现先下降后回升的变化规律,其本质是结构松弛与热应力生成相互竞争的结果。在冷却初期,温度位于 T_g 点附近,玻璃仍具有较强粘弹性,前期累积的部分热应力可通过结构松弛得到释放,因此残余应力先降低;随着温度进一步下降,材料逐渐进入弹性主导区,结构松弛能力迅速减弱,而深腔-浅槽过渡区由于壁厚突变导致的非均匀热惯性和体积收缩失配仍持续存在,新的热应力不断生成并难以及时消除,从而表现为残余应力缓慢回升。

4 玻璃微流控芯片试验与评价

为了验证基于 Deborah 数的梯度冷却策略的有效性,利用七工位精密玻璃模压成形机开展了微流控芯片模压成形实验。实验选用 D-ZK2N 光学玻璃作为预形体,如图 10(a)所示,模具基底材

料为耐热不锈钢 310S,模仁表面沉积 Ni-P 镀层以 降低高温摩擦系数并辅助脱模,如图 10(b)所示。

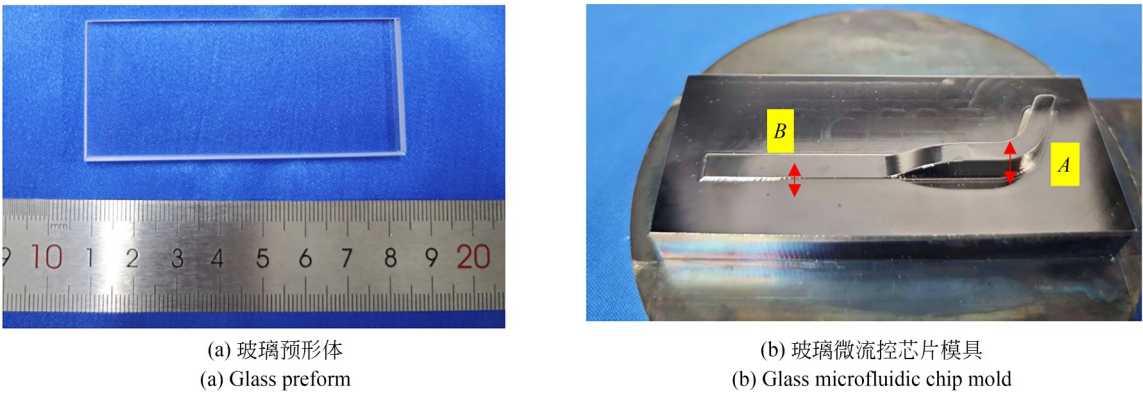


图 10 实验所用玻璃与模具
Fig. 10 Glass and mold used in the experiment

在梯度冷却区间内使用不同冷却速率参数模压玻璃预形体,实验在 580 °C 下施加 0.3 MPa 压力进行模压成形,得到的玻璃成形件如图 11 所示。当冷却速率为 20 °C/min 时,玻璃微流控芯片在深腔-浅槽过渡区出现明显碎裂和局部缺损,说明快速冷却导致热应力难以及时释放。当冷却速率降低至 15 °C/min 时,缺陷程度有所减轻,但过渡区仍存在局部破坏。图 12 为上述冷却速率下的缺陷图,由图可知冷却过快容易在厚薄

差异明显和几何突变区域形成热应力集中,从而诱发裂纹、局部崩裂和碎裂缺陷。而继续降低至 10 °C/min 后,成形件整体结构完整,深腔、过渡区及浅槽光学分析区轮廓清晰,未观察到明显碎裂。当冷却速率为 5 °C/min 时,也未出现碎裂,但是成形效果较差且冷却时间显著增加。综合成形质量和工艺效率,10 °C/min 为较优冷却速率。实验结果与仿真中残余应力随冷却速率降低而减小的规律一致,进一步验证了梯度冷却策

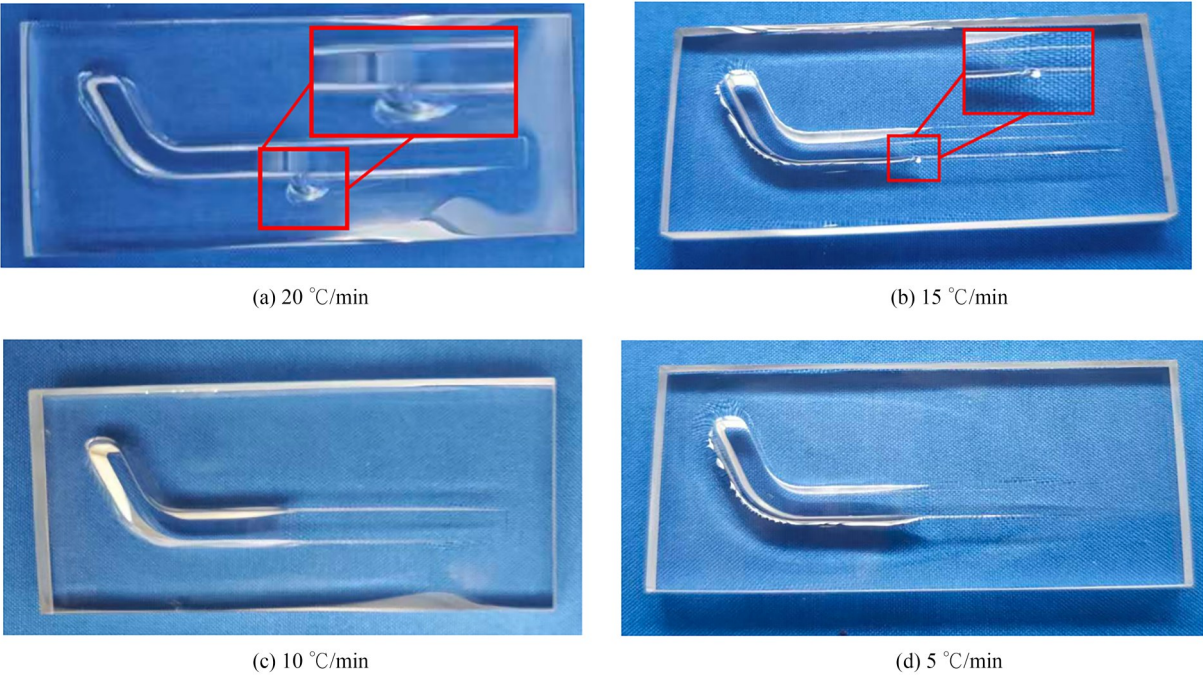


图 11 不同冷却速率下的玻璃微流控芯片
Fig. 11 Glass microfluidic chips under different cooling rates

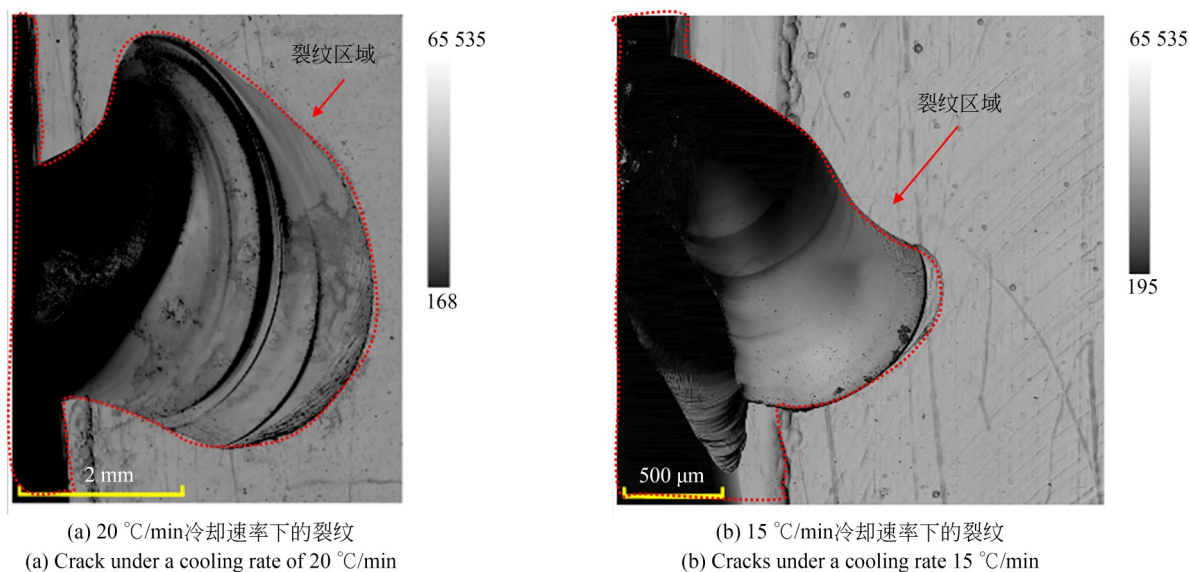
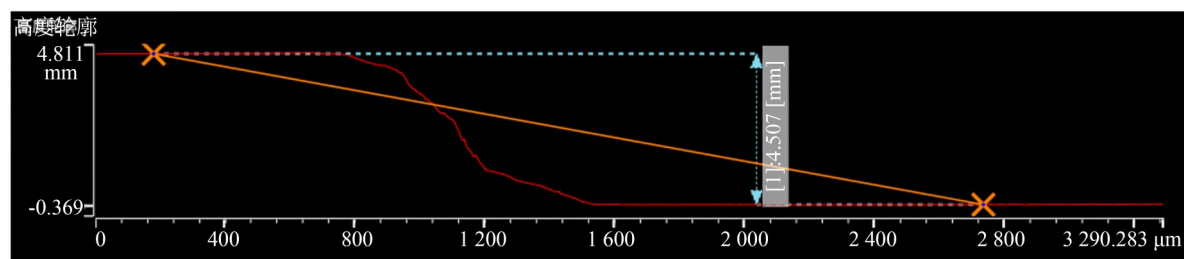


图 12 冷却过快下的裂纹缺陷

Fig. 12 Crack defects under excessive cooling

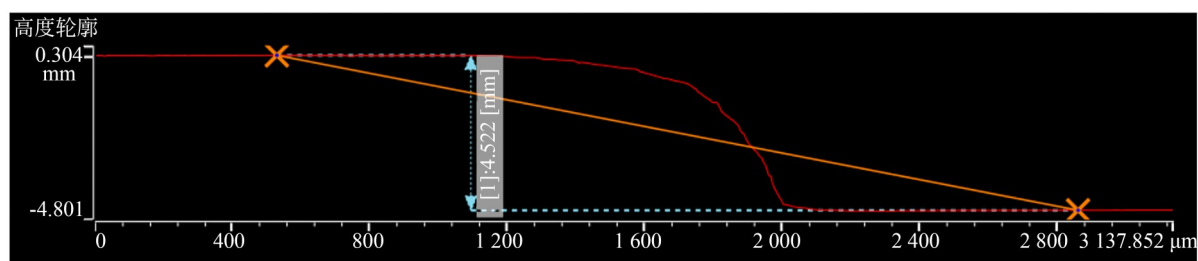
略对抑制过渡区碎裂的有效性。同时,对模具及成形后的玻璃微流控芯片采用共聚焦显微镜进行观察,得到模具与玻璃微流控芯片轮廓如图 13 所示。其中,模具 A 点高度为 4.507 mm, B 点高度为 0.141 mm,对应得到冷却速率

为 10 °C/min 的玻璃微流控芯片高度为 4.522 mm 和 0.148 mm。其中,由于深度较大,模压过程中深腔结构附近的玻璃会逐渐抬升,随着深腔附近玻璃逐渐上拱,最终成形件整体被进一步压平,实际测量结果与理论相符。



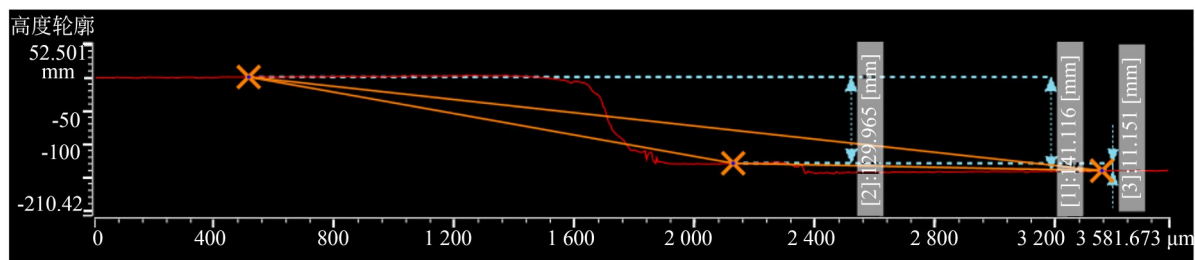
(a) A点模具高度

(a) Height of point A mold

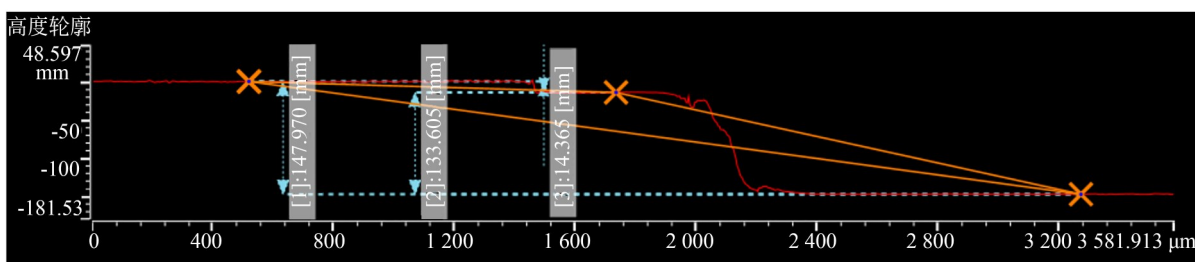


(b) A点玻璃微流控芯片高度

(b) Height of A-point glass microfluidic chip



(c) B 点模具高度
(c) Height of point B mold



(d) B 点玻璃微流控芯片高度
(d) Height of B -point glass microfluidic chip

图 13 模具和玻璃微流控芯片轮廓图

Fig. 13 Outline diagram of the mold and glass microfluidic chip

5 结 论

本文建立了基于 Deborah 数的玻璃热应力演化模型,揭示了深腔-浅槽过渡区因非均匀热惯性与体积收缩失配形成“外压内拉”型应力集中是冷却阶段裂纹与碎裂的主要原因。仿真表明, T_g 点附近玻璃材料对应力冻结最敏感,需降低冷却速率以促进结构松弛;低温弹性区可适当提高冷却速率以兼顾效率。对比结果显示,10 °C/min 在残余应力控制和成形效率之间取得了较好平衡。采用梯度冷却后,过渡区结构性残余应力得到有效抑制,试样实现了无裂纹成形,深腔结构成形深度达到 4.522 mm,该方法可为大深宽比

玻璃微流控芯片的精密模压提供参考。

作者贡献声明:

陶松成:论文构思,数据管理,形式分析,调查研究,方法论,实验验证,可视化呈现,初稿撰写;

刘 朋:获取资助,项目管理,提供资源,实验指导,论文审核与编辑;

曾子浩:论文构思,项目管理,提供资源,实验指导,论文审核与编辑;

周天丰:获取资助,提供资源,实验指导,论文审核与编辑;

肖永骏:可视化呈现,调查研究。

参考文献:

- [1] DE SPIRITO M, PALMIERI V, PERINI G, *et al.* Bridging the gap: integrating 3D bioprinting and microfluidics for advanced multi-organ models in biomedical research [J]. *Bioengineering*, 2024, 11 (7): 664.
- [2] HAQ M R, KIM Y K, KIM J, *et al.* Fabrication of

- all glass microfluidic device with superior chemical and mechanical resistances by glass molding with vitreous carbon mold [J]. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2019, 29(7): 075010.
- [3] JANG H, HAQ M R, JU J, *et al.* Fabrication of all glass bifurcation microfluidic chip for blood plasma separation[J]. *Micromachines*, 2017, 8(3): 67.

- [4] WANG T, CHEN J, ZHOU T F, *et al.* Fabricating microstructures on glass for microfluidic chips by glass molding process[J]. *Micromachines*, 2018, 9 (6): 269.
- [5] ZHOU T F, LIU X H, LIANG Z Q, *et al.* Recent advancements in optical microstructure fabrication through glass molding process[J]. *Frontiers of Mechanical Engineering*, 2017, 12(1): 46-65.
- [6] LIN Y C, LEE C C, LIN H S, *et al.* Fabrication of microfluidic structures in quartz via micro machining technologies [J]. *Microsystem Technologies*, 2017, 23(6): 1661-1669.
- [7] GAO L, ZHANG Q M, GU M. Femtosecond laser micro/nano processing: from fundamental to applications [J]. *International Journal of Extreme Manufacturing*, 2025, 7(2): 022010.
- [8] ASGAR MALI, KIM J, HAQ M R, *et al.* A comprehensive review of micro/nano precision glass molding molds and their fabrication methods[J]. *Micromachines*, 2021, 12(7): 812.
- [9] ZHAO X F, HU S C, SUN P Y, *et al.* Precision molding simulation study of 3D ultra-thin glass components for smartwatches [J]. *Micromachines*, 2025, 16(5): 584.
- [10] GONG F, DING B X, WANG B, *et al.* Precision replication and quality analysis of the molded glass cylindrical lens array [J]. *Optics Express*, 2025, 33(6): 12780.
- [11] FIRESTONE G C, YI A Y. Precision compression molding of glass microlenses and microlens arrays: an experimental study [J]. *Applied Optics*, 2005, 44(29): 6115.
- [12] ZHANG Z G, LIU Y, LI C, *et al.* Precision glass molding technology for XY polynomial freeform optical elements with simulations and experiments [J]. *Optics Express*, 2024, 32(13): 22905.
- [13] ZHAO H H, ZHANG L C. Mold-glass interface adhesion mechanisms in precision glass molding [J]. *Advanced Optical Technologies*, 2025, 14: 1588934.
- [14] LIU Y, XING Y T, FU H, *et al.* Deformation analysis of the glass preform in the progress of precision glass molding for fabricating chalcogenide glass diffractive optics with the finite element method[J]. *Micromachines*, 2021, 12(12): 1543.
- [15] FU H, XUE C X, LIU Y, *et al.* Prediction model of residual stress during precision glass molding of optical lenses[J]. *Applied Optics*, 2022, 61(5): 1194-1202.
- [16] LIU W D, ZHANG L C. Numerical optimization platform for precision glass molding by the simplex algorithm [J]. *Applied Optics*, 2017, 56 (12): 3245.
- [17] LIU W D, ZHANG L C. Thermoforming mechanism of precision glass moulding[J]. *Applied Optics*, 2015, 54(22): 6841.
- [18] MARIN TOVAR C, ROJACHER C, BERGS T. Flexibility analysis on precision glass molding by finite element method simulation[C]. *Eleventh European Seminar on Precision Optics Manufacturing. April 9-10, 2024. Teisnach, Germany. SPIE*, 2024: 11.
- [19] CHEN C, FRIEDRICHS M, JIANG C, *et al.* Studies on protective coatings for molding tools applied in a precision glass molding process for a high abbe number glass S-FPM3[J]. *Coatings*, 2023, 13(8): 1438.
- [20] 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(10s): 446-453.
- ZHOU T F, XIE J Q, LIU Y, *et al.* Simulation and experimental study on the molding process for micro-grooves on optical glass[J]. *Optics and Precision Engineering*, 2016, 24(10s): 446-453. (in Chinese)
- [21] HONG J H, HONG J T, JUNG D Y, *et al.* A study on temperature and stress distribution in a lens under multi-stage cooling conditions in progressive glass molding processes[J]. *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 2025, 42 (2): 157-168.
- [22] JAIN A, YI A Y. Numerical modeling of viscoelastic stress relaxation during glass lens forming process[J]. *Journal of the American Ceramic Society*

ety, 2005, 88(3): 530-535.

- [23] SU L J, YI A Y. Finite element calculation of refractive index in optical glass undergoing viscous re-

laxation and analysis of the effects of cooling rate and material properties [J]. *International Journal of Applied Glass Science*, 2012, 3(3): 263-274.

作者简介:



陶松成(2000—),男,江西南昌人,硕士研究生,2022年于西华大学获得学士学位,主要从事玻璃精密模压成形方面的研究。E-mail: tsc360121@163.com

通讯作者:



曾子浩(1995—),男,湖北宜昌人,博士后,2018年、2021年于中国矿业大学(北京)分别获得学士和硕士学位,2025年于北京理工大学获得博士学位,主要从事微纳光学器件精密模压成形研究。Email: zengzihao@bit.edu.cn

通讯作者:



刘鹏(1992—),男,山东潍坊人,副研究员,2014年、2019年于华中科技大学分别获得学士和博士学位,主要从事超精密制造、光学系统的设计与集成。E-mail: lpamt@bit.edu.cn