

# 镁基非晶合金注射成形模具型腔 结构与模拟优化

郭威<sup>1, 2, 3</sup>, 张横<sup>1, 2</sup>, 黄润华<sup>1, 2</sup>, 吴振波<sup>4, 5</sup>, 李祥<sup>4, 5</sup>, 隋铁军<sup>4, 5</sup>

(1. 华中科技大学材料成形与模具技术全国重点实验室, 湖北武汉 430074;

2. 华中科技大学材料科学与工程学院, 湖北武汉 430074;

3. 深圳华中科技大学研究院, 深圳 518057;

4. 伊之密股份有限公司, 广东佛山 528306;

5. 广东省智能化模压成型装备企业重点实验室(伊之密), 广东佛山 528306)

**摘要:** 在镁基非晶合金注射成形工艺中, 模具型腔结构设计对非晶合金的形成具有重要影响。针对传统模具结构导致试样冷却速率不足和晶化倾向显著的技术瓶颈, 本文基于计算流体动力学与有限元分析技术, 对模具型腔进行系统性数值模拟与结构优化。通过构建型腔模型并划分网格, 模拟发现原始型腔模具中浇注与排溢系统对试样热影响显著, 致使试样最低冷速仅108 °C/s, 低于非晶合金临界冷却速度, 部分区域冷却后温度超初始晶化温度, 存在样品晶化风险。通过优化浇注与排溢系统, 型腔体积缩减至50 000 mm<sup>3</sup> (降幅72.7%), 网格数量减少至8 997 497个 (降幅64.6%), 有效降低原料损耗与模拟计算复杂度。优化后, 金属液充型凝固时间大幅缩短, 试样区域温度均降至初试晶化温度以下, 最低冷却速度提升至230 °C/s, 较优化前提高113%。同时, 充型时间仅0.669 s, 满足非晶相形成条件。本文为镁基非晶合金注射成形的模具设计提供了参考, 对提升非晶合金成形质量与生产效率具有重要意义。

**关键词:** 镁基非晶合金; 注射成形; 模具型腔; 数值模拟

## 作者简介:

郭威(1987-), 男, 博士, 副研究员, 主要从事先进金属材料与热成形工艺研究。Email: weiguo@hust.edu.cn

## 通信作者:

吴振波, 男, 学士, 工程师。E-mail: wuzhenbo@yizumi.com

中图分类号: TG146.22

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977(2025)

10-1382-10

## 基金项目:

湖北省自然科学基金资助项目(2023AFB798); 深圳市科技计划资助项目(JCYJ20220530160813032); 江苏省产业前瞻与关键核心技术一竞争项目(BE2022149)

## 收稿日期:

2025-06-10 收到初稿,  
2025-07-14 收到修订稿。

镁合金注射成形工艺作为一种近净成形技术, 其成形过程涉及温度场、应力场、速度场等多物理场的耦合演变, 受料筒温度、注射速度、模具温度等工艺参数的直接调控, 并最终决定成形件的微观组织与力学性能。在传统试机试验中, 由于需反复调试工艺参数, 导致原材料浪费, 生产成本攀升及开发周期延长等。数值模拟技术的发展为多参数耦合复杂成形过程提供了高效解决方案<sup>[1-3]</sup>。通过构建镁合金注射成形的数值仿真模型, 可系统分析各物理场的动态演变规律, 预测卷气和缩孔等缺陷的产生位置与形成机制, 进而指导工艺参数优化与模具结构改进, 对提升成形质量与生产效率具有重要意义<sup>[4]</sup>。

当前, 镁合金半固态注射成形的数值模拟依托Flow-3D、ProCAST等商业化软件开展, 通过导入半固态金属浆料的表观粘度模型, 实现了对充型行为、边界条件、液固相偏析及缺陷演化的量化分析<sup>[5]</sup>。例如, 李强等基于Castsoft软件确定了半固态AZ91D镁合金的最佳充型速度与浆料温度范围<sup>[6]</sup>。张友法团队利用Flow-3D模拟镁合金触变注射充型过程, 实现缺陷预测与工艺参数优化, 结合Carreau粘度模型, 优化了半固态AZ91D合金的料筒温度与注射速度等参数<sup>[7]</sup>。Florin等提出的三维有限元算法成功应用于半固态AZ91D合金拉伸杆的注射成形模拟, 其结果与实验高度吻合<sup>[8]</sup>。上述研究表明, 数值模拟技术已在镁合金注射成形的工业化应用中发挥重要作用, 不仅揭示了半固态熔体的充填规律, 还为工艺设计提供了数据支撑, 显著降低了技术开发的时间与经济成本<sup>[9]</sup>。

近年来, 镁基非晶合金凭借低密度、高比强度及优异耐腐蚀性等优势, 在航空

航天和生物医疗等领域展现出独特应用潜力<sup>[10]</sup>，但其非晶相形成对冷却速率的苛刻要求（通常 $\geq 200$  °C/s）<sup>[11]</sup>，使得传统制备工艺（如铜模铸造、高压压铸和粉末冶金）面临晶化风险高和成形尺寸受限和工艺稳定性差等瓶颈<sup>[12]</sup>。注射成形技术通过高速充型与模具强制冷却的协同作用，为镁基非晶合金的规模化制备提供了新路径。但由于非晶材料和晶体材料在成形参数和缺陷评估上的不同，使得二者在注射模具的结构上产生差异，对于非晶合金注射成形模具需进行进一步的设计。

本文聚焦 $Mg_{65}Cu_{25}Y_{10}$ （原子比）镁基非晶合金的注射成形过程，基于Flow-3D软件开展注射模具型腔结构的数值模拟与优化设计，旨在通过调控浇注系统与排溢系统的几何参数，提升金属液充型效率与试样冷却速率，抑制晶化缺陷，设计并优化注射模具型腔结构。

## 1 原始模具型腔结构与模拟前处理

### 1.1 原始注射模具型腔结构设计

为实现近净成形目标，降低后处理复杂度，利用UG三维建模软件，将注射试样设计为标准拉伸测试件，其总长设定为170 mm。同时为探究该工艺下镁基非晶合金的临界成形厚度，在模具型腔内梯度设置6组不同厚度规格的试样，厚度参数为 $a$ （ $a=0.8$  mm、1.0 mm、1.5 mm、2.0 mm、2.5 mm和3 mm）。注射样品尺寸如图1所示。

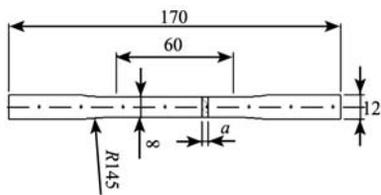


图1 注射试样尺寸图

Fig. 1 Dimensions of the specimen

本注射试样模具采用一模多腔结构设计，其三维模型见图2。模具内共设置6个型腔，自左向右依次分布厚度为1.0 mm、2.0 mm、2.5 mm、3.0 mm、1.5 mm和0.8 mm的注射试样，对应编号为1~6号，模型总体积约 $183\ 292$  mm<sup>3</sup>。模具整体由三个核心部分构成。区域A1为浇注系统，包含直浇道、横浇道、浇口及冷料井。其中，浇道结构对镁合金金属液的流动充型状态起着决定性作用，是保障注射试样成形质量的关键要素；冷料井则专门用于截留喷嘴前端冷却形成的低温金属，防止其进入试样型腔影响成形质量。区域A2

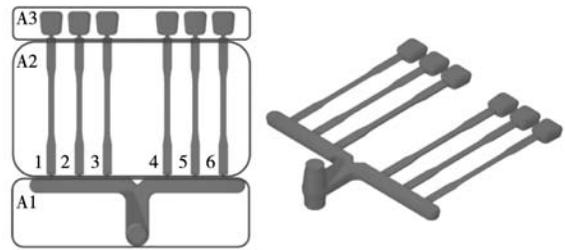


图2 注射模具型腔三维模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the 3D model of an injection mold cavity

是镁基非晶合金注射试样型腔，在充型阶段，需确保金属液以适宜速度快速、完整填充型腔，从而减少成形缺陷；在冷却凝固阶段，需维持较高的冷却速率，以获取性能优良的非晶合金试样。区域A3为排溢系统，主要功能是收容充型过程中的低温金属及多余金属液，并及时排出型腔中的空气和涂料挥发产生的气体，为金属液的正常充型与凝固创造良好条件。

### 1.2 模拟网格划分

采用Flow-3D软件内置网格划分模块，将注射型腔整体划分为4个区域，同时考虑到薄壁结构对网格精度的特殊要求（最小厚度方向至少分布三层网格），对注射试样区域进行重点加密处理，设置网格尺寸为0.2 mm；直浇道、浇口及冷料井区域采用1 mm的大尺寸网格，以提高计算效率；横浇道与内浇口作为过渡区域，采用0.5 mm网格缓解密度差异；排溢系统区域同样采用0.5 mm网格。最终形成的网格划分方案如图3所示，总网格单元数达25 452 250个。

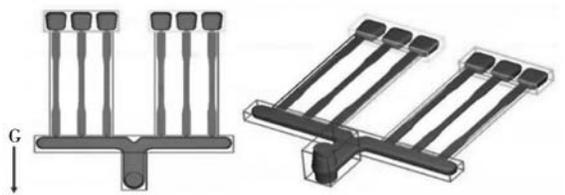


图3 注射型腔模型网格区域划分

Fig. 3 Mesh generation for the injection mold cavity model

### 1.3 参数设定

#### 1.3.1 材料物性参数

本文选用 $Mg_{65}Cu_{25}Y_{10}$ 非晶形成合金作为模拟材料，其核心热物性参数通过多渠道获取：液相线、固相线温度、密度、潜热和固态比热容等数据由试验精确测定；而粘度、热导率等参数则结合材料物性计算软件及相关文献资料<sup>[13]</sup>确定。具体参数见表1。

为满足快速冷却需求，模具材料选用CuCoBe合金。该材料的热物性参数已集成于模拟软件数据库，可直接调用，具体参数见表2。

表1 Mg<sub>65</sub>Cu<sub>25</sub>Y<sub>10</sub>非晶合金的特征参数  
Tab. 1 Characteristic parameters of Mg<sub>65</sub>Cu<sub>25</sub>Y<sub>10</sub> amorphous alloy

密度/ (g·cm <sup>-3</sup> )	液态比热/ (J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )	固态比热/ (J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )	热导率/ (W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )	潜热/ (J·kg <sup>-1</sup> )	粘度/ (kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> )	固相线 /°C	液相线 /°C	玻璃转变 温度/°C	初始晶化 温度/°C
3.22	1 000	600	200	2.47 × 10 <sup>5</sup>	0.1	426	484	147	208

表2 模具材料CuCoBe的热物性参数  
Tab. 2 Thermophysical properties of CuCoBe mold materials

密度/(g·cm <sup>-3</sup> )	潜热/(J·kg <sup>-1</sup> )	热导率/(W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> )
8.36	0.49 × 10 <sup>5</sup>	330

### 1.3.2 注射温度与模具温度

注射温度是指金属液经注射机喷嘴注入型腔时的平均温度,是非晶合金注射成形的关键工艺参数。当注射温度偏低时,熔体流动性下降,易出现充型不完整或提前凝固现象;若温度过高,则模具冷却能力难以满足合金快速凝固要求,导致非晶相无法形成,同时伴随熔炼能耗增加和模具热疲劳加剧等问题<sup>[14]</sup>。因此,需在确保熔体流动性的前提下,尽可能降低注射温度以促进非晶态组织形成<sup>[15-17]</sup>。

本文使用伊之密公司生产的镁合金注射成形设备具备高速充型能力,通过模拟验证冷却速率对非晶相形成的影响,最终确定注射温度为520 °C,模具温度设定为100 °C。

### 1.3.3 界面换热系数

在金属液快速充填模具过程中,金属与铜模间的热交换主导了温度场的变化。由于采用水冷模温机对模具进行恒温控制,且铜模导热效率高,所以在金属液充型凝固阶段,模具温度波动可忽略不计。同时模具与环境气体的热交换对整体温度场影响微弱,因此本文仅考虑模具与注射试样之间的界面换热。参考相关研究数据,铜模与冷却水间的传热系数为35 000 W/(m<sup>2</sup>·K),且在7 MPa接触压力下,TP2铜与3Cr2W8V模具钢的瞬态接触换热系数前4 s内约为35 000 W/(m<sup>2</sup>·K)<sup>[18]</sup>。结合本文试样在3~5 s内快速冷却至模具温度的特性,将金属液与模具间的界面换热系数设定为35 000 W/(m<sup>2</sup>·K)。

### 1.3.4 注射速度

本研究采用的300 T轻金属注射成形机最大注射速度可达5 m/s。根据行业经验,镁合金半固态注射速度通常控制在1.2~3 m/s区间,为深入分析低速工况下的熔体充型特性,优化模具型腔结构设计,本文选取

1.2 m/s作为螺杆推进速度参考值。

由于注射机螺杆直径(60 mm)与喷嘴直径(13 mm)存在差异,根据理想流体连续性方程,可计算得到金属液实际进入型腔的初速度为25 m/s。因此,在数值模拟中将金属液注射速度参数设定为25 m/s。

## 2 原始型腔注射成形模拟与分析

镁基非晶合金的快速冷却制备工艺使其与晶态材料凝固不同,在急冷过程中,合金液相结构得以保留。由于凝固前后金属液与合金的体积变化幅度极小,缩孔形成的几率大幅降低,因此对于镁基非晶合金注射成形而言,确保足够的冷却速率是获得非晶相组织的关键条件。在对模拟结果进行分析时,以软件输出的充型时间、冷却凝固时间及冷却速度作为核心评判指标,通过系统分析上述参数,深入评估模拟结果的合理性,并以此为依据对注射模具型腔结构进行优化改进。

### 2.1 充型过程模拟结果分析

图4为金属液在模具型腔中的充型过程及温度演变情况。图中红色区域代表流入型腔的金属液,借助比色尺可清晰观测其温度变化趋势。从图中可以看到整个充型过程历时0.015 48 s,在充填时间为0.003 71 s时,金属液自直浇道平稳过渡至横浇道,此阶段液流形态稳定,未出现紊乱现象。达到0.006 4 s时,横浇道已接近完全充填状态,但部分金属液从内浇口处溢出飞溅,率先进入注射试样区域。在0.008 91~0.009 48 s期间,金属液经内浇口有序注入型腔,充填过程平稳可控,未出现液滴飞溅等异常情况。在0.011 12 s时,注射试样区域基本完成金属液充填,多余熔液开始向溢流槽导流。在0.015 48 s充型过程结束,未出现冷隔等典型铸造缺陷,充型效果良好<sup>[19]</sup>。

### 2.2 凝固过程模拟结果分析

图5展现了金属液在冷却凝固进程中的温度变化特征,自充型结束至凝固完成总耗时6.915 s。在0.068 06 s时,位于边缘的1号和6号薄壁试样边界率先出现绿色温度标识,表明该区域已进入快速冷却阶段。与此同时,浇道及排溢系统边缘呈现淡黄色温度带,这是由

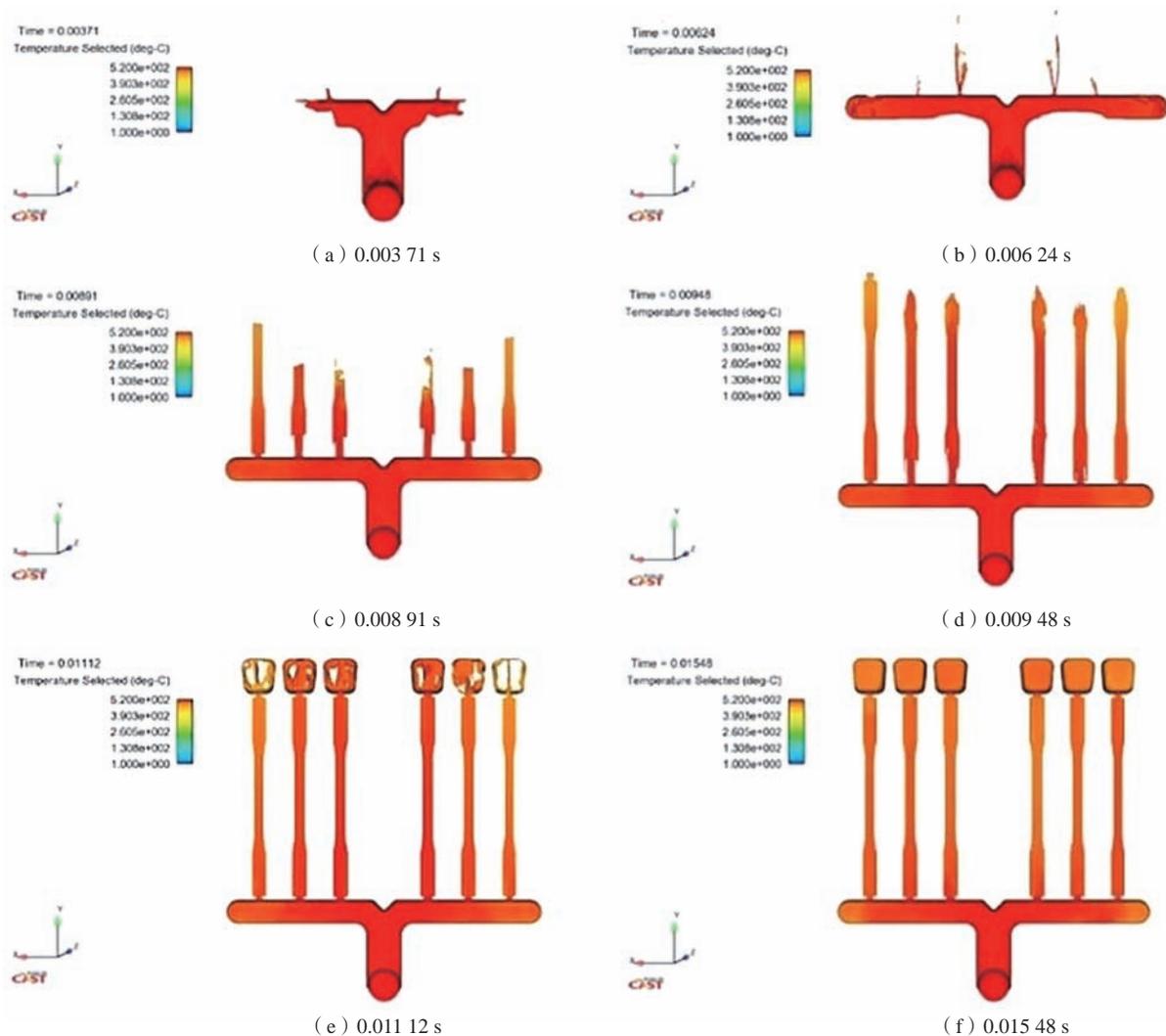


图4 金属液充型过程各时刻的温度场分布

Fig. 4 Temperature field distribution during filling process at different times

于试样边界与模具直接接触，形成高效热传导路径，导致冷却速率显著提升。在0.404 19 s，所有注射试样的温度分布均发生明显变化。其中，厚度较大的3号和4号试样中心仍残留少量淡黄色区域，结合比色尺判断，该区域正经历剧烈的温度下降过程。在2.116 98 s时，试样区域全面呈现淡蓝色，标志金属液已接近完全凝固状态，整体温度趋于稳定。直至6.915 61 s，型腔内金属液固相分数突破99.99%，凝固过程正式结束，此时未凝固的浇道与溢流槽区域成为主要热源。由于残留金属液持续向试样区域散热，导致部分试样端部冷却速率受到干扰，因此需进一步测定试样冷却速度，以验证是否满足非晶相形成的临界冷速条件<sup>[20-21]</sup>。

图6展示了注射试样温度变化的测点布置方案。为准确获取试样冷却特性，首先选取具有代表性的4号试样（厚度最大）作为主要研究对象，测点沿试样长度方向等间距分布，并确保各测点位于厚度方向的中

心层位置，以消除边界效应干扰。同时考虑到2号和5号试样处于相邻试样的热影响区，其冷却过程存在交互作用，其温度变化也需进行监测，因此再选取其中较厚的2号试样，采用相同的测点布置原则进行温度监测。通过该方案，最终在两个试样中总计布置6个测点，依次标记为A、B、C、D、E、F，以此获取不同位置的冷却速率数据。

通过采集注射试样各测点的温度数据，绘制得到降温曲线，如图7所示。根据曲线特征发现，由于金属液与模具间温差逐渐缩小，导致热传导效率下降，所有测点的冷却速率均随时间推移呈递减趋势。同时由于排溢系统和浇道的体积较大，蓄热能力强且散热缓慢，在冷却过程中持续向周边区域释放热量，致使注射试样两端的冷却速率显著低于中部，且试样厚度越大，该差异越明显。具体表现为C点和F点在温度降至最低点后出现明显回升，而A点和D点温度回升幅度相

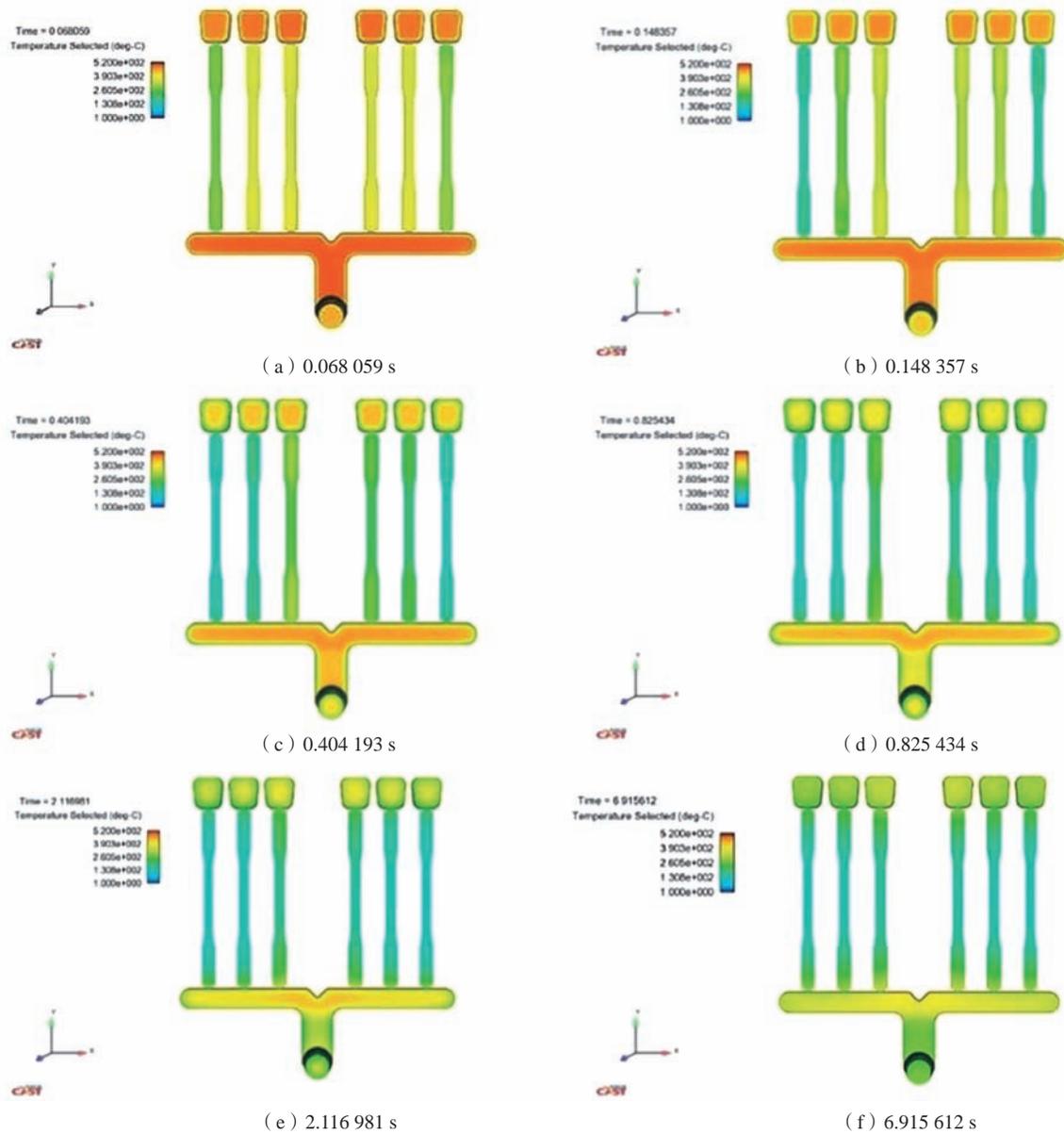


图5 金属液冷却凝固过程各个时刻的温度场分布

Fig. 5 Temperature field distribution during solidification at each moment

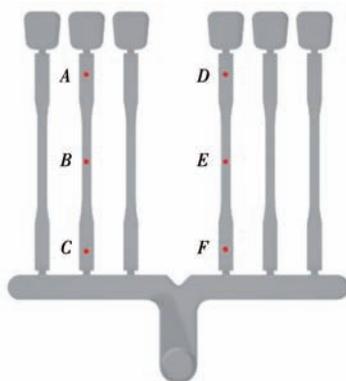


图6 注射试样温度变化计算取点示意图

Fig. 6 Schematic of points selected for temperature change calculation on the injected specimens

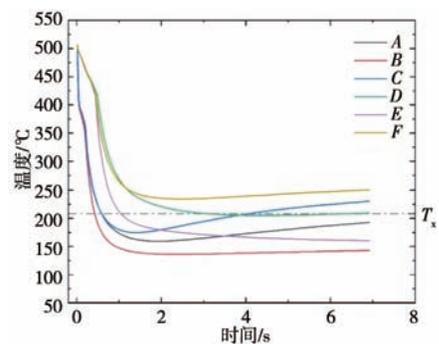


图7 注射试样不同点位的降温曲线

Fig. 7 Cooling curves at different locations on the specimens

对较小。其中， $F$ 点的冷却速率最慢，从凝固起始温度 $507\text{ }^{\circ}\text{C}$ 降至最低温度 $233\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，耗时 $2.53\text{ s}$ ，经计算其平均冷却速率为 $108\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 。尽管该数值高于 $\text{Mg}_{65}\text{Cu}_{25}\text{Y}_{10}$ 非晶合金的理论临界冷却速率 $100\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ <sup>[22-23]</sup>，但在完全凝固时， $F$ 点与 $C$ 点的温度仍高于该合金的初始晶化温度（ $481\text{ K}$ ，即 $208\text{ }^{\circ}\text{C}$ ）<sup>[22-23]</sup>，因此存在非晶相晶化风险。

### 3 模具型腔结构优化与模拟分析

#### 3.1 浇注系统优化

##### 3.1.1 浇道优化

在原始型腔结构中，直浇道与冷料井相连，其宽度 $W$ 为 $30\text{ mm}$ ，厚度 $H$ 达 $12\text{ mm}$ ，拔模斜度设置为 $5^{\circ}$ ，长度约 $40\text{ mm}$ 。横浇道衔接内浇道，宽度 $W$ 为 $20\text{ mm}$ ，厚度同样为 $12\text{ mm}$ ，拔模斜度增大至 $10^{\circ}$ ，长度延伸至 $135\text{ mm}$ ，内浇道排布间距保持在 $35\text{ mm}$ 。由于原始浇道占据空间较大，在注射试样冷却凝固阶段，浇道内未凝固的高温金属持续散热，导致其中金属液凝固速率显著滞后，增加了非晶相发生晶化的风险。

在优化方案中，与冷料井部分连接的直浇道基本去除，金属液在直浇道内短暂流动后直接进行分流，在金属液分流过渡位置增加一定的圆弧结构优化金属液流动状态。与金属液分流处的横浇道宽度 $W$ 缩减为 $10\text{ mm}$ ，厚度 $H$ 为 $5\text{ mm}$ ，并且横浇道的宽度和厚度沿流动方向逐渐减小，至横浇道末端宽度 $W$ 最小达到 $8\text{ mm}$ ，厚度 $H$ 最小为 $3\text{ mm}$ 。同时横浇道长度由原来的 $135\text{ mm}$ 缩减至 $110\text{ mm}$ ，注射试样排布间隔仍保持 $35\text{ mm}$ 不变。此外，在横浇道与内浇口连接处增加了长 $10\text{ mm}$ 的过渡段，该过渡段浇道宽度 $W$ 均为 $12\text{ mm}$ ，厚度则根据连接的横浇道厚度进行设计，按注射试样排列规律分别为 $2.0\text{ mm}$ 、 $2.4\text{ mm}$ 、 $2.6\text{ mm}$ 、 $2.6\text{ mm}$ 、 $2.4\text{ mm}$ 和 $2.0\text{ mm}$ <sup>[24]</sup>。优化后的注射浇道结构示意图如图8所示。

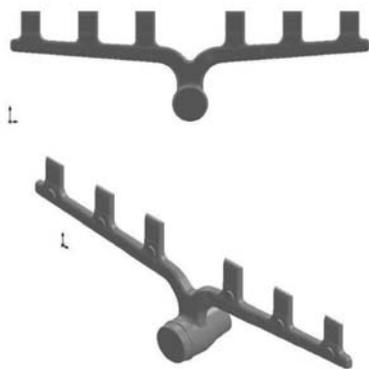


图8 优化后注射浇道结构示意图

Fig. 8 Schematic diagram of the optimized injection sprue structure

上述浇道优化方案通过对结构和尺寸的调整，能够保证金属液流动时保持足够的充型压力和速度，从而有效缓解金属液因流动阻力导致的动能损耗。同时，金属液在流动过程中与模具的接触面积大幅减小，显著降低了充型过程中的热量损耗。另外，浇道体积的减小能有效降低其对注射试样冷却速度的影响，有利于试样区域金属液快速冷却凝固以形成非晶相，同时也能明显降低试样区域非晶相因热影响导致温度升高而晶化的可能性<sup>[25-26]</sup>。

##### 3.1.2 内浇道优化

通过对内浇道的几何形状与尺寸参数进行精准优化，能够有效提升金属液的充型效能，加快试样的冷却凝固过程。在维持内浇道厚度参数不变的前提下，系统调整内浇道宽度尺寸，设计了 $12\text{ mm}$ 、 $9\text{ mm}$ 和 $6\text{ mm}$ 三种宽度规格，同时，结合注射试样的空间布局特点，对不同位置内浇道的厚度进行差异化设置，沿试样排列方向依次确定为 $0.7\text{ mm}$ 、 $1.3\text{ mm}$ 、 $1.7\text{ mm}$ 、 $2\text{ mm}$ 、 $1\text{ mm}$ 和 $0.5\text{ mm}$ 。

#### 3.2 排溢系统优化

在原始排溢系统结构设计中，每个注射试样末端配置的溢流槽厚度为 $14\text{ mm}$ 、宽度为 $26\text{ mm}$ 、长度为 $30\text{ mm}$ 。该溢流槽体积较大，在金属液冷却凝固过程中，会向注射试样连接部位持续传递热量，导致部分区域（如 $A$ 点和 $D$ 点）的温度在降至最低后随时间延长而升高，易引起非晶相晶化。

对溢流槽进行优化时，需确保溢流槽的溢流道厚度小于内浇口厚度，且布置在注射完成后易于去除的位置，去除后不影响注射试样的性能。鉴于注射试样的平均厚度为 $1.8\text{ mm}$ ，根据溢流槽厚度通常为制件厚度 $1.5\sim 2$ 倍的原则，将优化后的溢流槽厚度设置为 $3\text{ mm}$ ，宽度为 $10\text{ mm}$ ，长度为 $20\text{ mm}$ 。所有溢流槽仍设置在注射试样末端，且溢流槽与注射试样连接的溢流口厚度稍小于内浇道厚度，设为 $0.6\text{ mm}$ 。结合注射生产的实际情况，为保证注射试样顺利脱模，注射过程中会使用涂料，而高温金属液与涂料接触时会产生少量气体<sup>[27-29]</sup>。因此，在每个溢流槽后端增设排气槽和波浪形排气片。其中，排气槽厚度设为 $1.5\text{ mm}$ ，宽度设为 $6\text{ mm}$ ；排气槽与排气片相互连接，排气片设置在分型面处，厚度为 $0.05\text{ mm}$ ，宽度为 $60\text{ mm}$ ，长度为 $56\text{ mm}$ 。优化后的排溢系统结构如图9所示。缩小排溢系统体积，可有效减弱其对注射试样的热影响，提高注射试样连接部位的冷却速度，降低试样非晶相晶化的可能性。新增的排气系统能够尽可能排除充型过程中的气体，避免卷气缺陷的形成，从而提升注射试

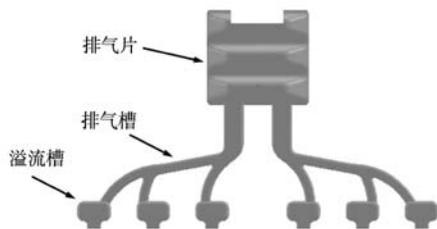


图9 排溢系统结构示意图

Fig. 9 Schematic diagram of the venting system structure

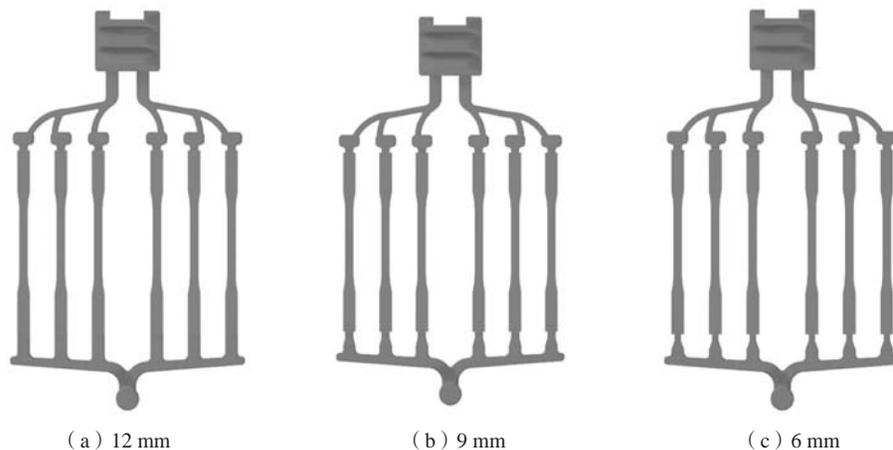


图10 不同内浇口宽度的注射型腔三维模型示意图

Fig. 10 Schematic of the 3D injection cavity model with different ingate widths

方案一致的网格划分策略，网格总数由25 456 242个减少至8 997 497个，减幅为64.6%。网格数量的大幅减少显著提升了计算效率，有效缩短了单次模拟所需的计算时间。

### 3.3 优化方案模拟结果分析

将三种内浇道宽度（ $W=12\text{ mm}$ 、 $9\text{ mm}$ 和 $6\text{ mm}$ ）对应的模拟方案分别标记为L1、L2和L3。由表3所示的不同型腔结构充型与凝固时间（充型完整到固相100%）数据可知，随着内浇道宽度的减小，金属液充型时间呈现逐步缩短的趋势，而凝固时间则先减小后增大。这表明内浇道宽度的缩减能够显著提升金属液的充型速度，较小的浇道尺寸能够提高金属液充型能力。当内浇道宽度为 $12\text{ mm}$ 时，试样各点位的降温曲线如图11

表3 不同注射模具型腔结构下的模拟结果  
Tab. 3 Simulation results for different injection mold cavity structures

方案	内浇口宽度/mm	充型时间/ $10^{-2}\text{ s}$	凝固时间/s
L <sub>1</sub>	12	0.682 5	2.887 3
L <sub>2</sub>	9	0.670 3	2.803 3
L <sub>3</sub>	6	0.669 5	2.914 2

样的质量。

综上所述，最终确定的注射模具型腔结构如图10所示。通过系统性参数调整，型腔总体积由原始设计的 $183\ 292\text{ mm}^3$ 缩减至 $50\ 000\text{ mm}^3$ ，体积减幅达72.7%。这一优化成果不仅显著降低了单次注射所需的金属液用量，减少了原料损耗，还通过缩短熔炼时间与降低能耗，实现了生产成本的有效控制与生产效率的提升。

在数值模拟效率方面，优化后的模型保持与原始

(a)所示。分析曲线可知，受排溢系统与浇道余热影响，试样两端冷却速度显著低于中心区域。其中F点的凝固初始温度为 $512\text{ }^\circ\text{C}$ ，经 $1.35\text{ s}$ 冷却至低于初始晶化温度，冷却速度为 $225\text{ }^\circ\text{C/s}$ ，满足非晶相形成的动力学条件。内浇道宽度为 $9\text{ mm}$ 时，试样各点位降温曲线如图11(b)所示。试样冷却

规律保持一致，仍呈现两端冷却速度低于中心区域的特征，其中F点冷却速率最慢，为 $227\text{ }^\circ\text{C/s}$ ，也高于临界冷却速度，满足非晶相形成的动力学条件。内浇道宽度为 $6\text{ mm}$ 时，试样各点位的降温曲线如图11(c)所示。试样中F点的冷却速率最慢，为 $230\text{ }^\circ\text{C/s}$ ，仍满足非晶相形成的动力学条件<sup>[30-32]</sup>。

优化浇注系统与排溢系统后，注射试样各测试点温度均成功降至初始晶化温度以下，且所有测量点的冷却速度均超越临界冷却速度阈值。在不同浇道宽度参数对比中，当浇道宽度设定为 $6\text{ mm}$ 时，F点冷却速率达到峰值 $230\text{ }^\circ\text{C/s}$ ，同时金属液充型时间最短。较小的浇道尺寸不仅显著提升冷却效率，还降低了后续加工中浇道去除的难度。上述结果表明，优化后的浇注排溢系统通过体积缩减，有效削弱了其对试样冷却凝固过程的热干扰，显著提升了试样的冷却速度。

基于上述模拟结果，内浇道宽度为 $6\text{ mm}$ 时注射模

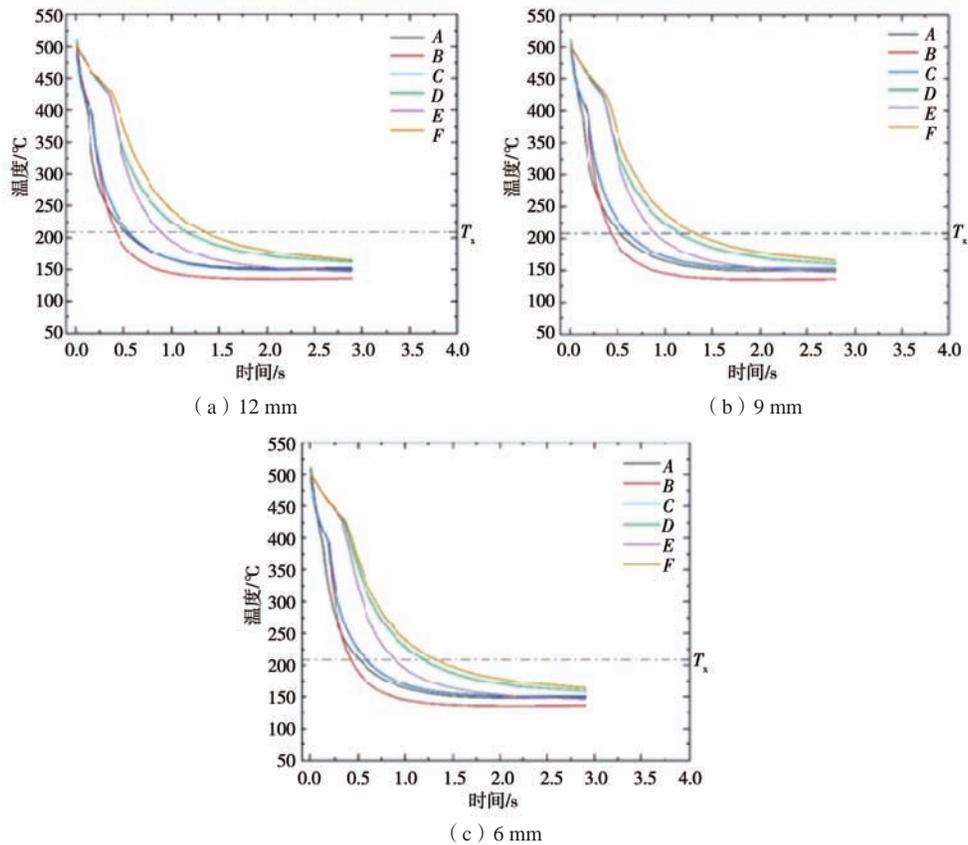


图11 不同内浇口宽度试样不同点位的降温曲线

Fig. 11 Cooling curves at different points for specimens with various ingate widths



图12 注射模具外观图

Fig. 12 Appearance of the injection mold

具型腔结构展现出最优性能，实现了金属液快速充型与高效冷却的双重目标，最终确定的注射模具结构如图12所示。

## 4 结论

本文通过建立注射模具型腔三维模型，运用Flow-3D模拟软件进行参数设定，对注射成形过程开展数值

模拟与仿真分析，并依据模拟结果对模具型腔结构实施优化设计，最终获得了非晶成形效果较好的模具结构。研究结论如下：

(1) 在原始模具型腔结构下，浇注系统与排溢系统对注射试样区域存在显著的热传导影响，致使试样冷却速率缓慢。其中，最低冷却速度仅为108 °C/s，远低于非晶合金所需的临界冷却速度。部分区域在冷却

凝固后, 温度甚至回升至初始晶化温度以上, 易引起非晶相晶化。

(2) 通过对浇注系统和排溢系统进行优化改进, 型腔总体积相比原始结构减小72.7%; 网格划分总数减少64.6%。有效降低了注射生产中的原料损耗, 显著提升了模拟计算效率。优化后的浇注与排溢系统改善了

金属液的充型凝固过程, 缩短了充型凝固时间, 大幅提升冷却速度, 所有注射试样区域温度均降至初始晶化温度以下。在最优型腔结构方案下, 金属液充型时间缩短至0.669 5 s, 最低冷却速度提升至230 °C/s, 相比优化前提高113%, 满足非晶相形成的工艺要求。

#### 参考文献:

- [1] 周丽萍, 谷立东, 曾小勤, 等. 半固态注射成型SiC<sub>p</sub>/AZ37镁合金复合材料的低周疲劳性能 [J]. 机械工程材料, 2025, 49: 16-22.
- [2] 宇文江涛, 赵雄, 董璐, 等. 注射成形增强半固态AZ91D 镁合金的组织及性能 [J]. 热加工工艺, 2024, 53: 122-127.
- [3] 杨戈涛. 金属凝固过程数值模拟及应用 [J]. 现代铸铁, 2009, 29 (2): 108.
- [4] 张银帅, 黄正华, 宋东福, 等. 铝合金汽车转向器压铸过程的数值模拟与产品组织分析 [J]. 铸造, 2017, 66 (6): 572-576.
- [5] 白越龙, 毛卫民, 李强. 半固态金属充型过程数值模拟技术的研究进展 [J]. 铸造技术, 2004 (12): 962-965.
- [6] 李强, 毛卫民, 白月龙, 等. 半固态AZ91D镁合金触变压铸充型过程的数值模拟 [J]. 北京科技大学学报, 2006 (8): 755-758.
- [7] 崔晓鹏, 刘勇兵, 曹占义, 等. 半固态触变注射成形镁合金显微组织的评定 [J]. 铸造, 2006 (6): 593-596.
- [8] FLORIN I, FRANÇOIS H J, FRANÇOIS M J, et al. Three-dimensional injection molding simulation of AZ91D semi-solid magnesium alloy [J]. International Journal of Material Forming, 2008, 1 (1): 3-12.
- [9] 谷立东, 李子昕, 尚晓晴, 等. 镁合金半固态注射成型技术的发展现状与应用前景 [J]. 汽车工艺与材料, 2025 (4): 1-12.
- [10] 魏怡芸, 王敬丰, 刘郭平, 等. 镁基非晶复合材料制备、性能及应用的研究进展 [J]. 材料导报, 2010, 24 (19): 94-99.
- [11] 宁向梅, 黄金亮, 贾淑果, 等. Al对Mg-Cu-Y合金非晶形成能力及热稳定性的影响 [J]. 中国有色金属学报, 2013, 23 (7): 1805-1811.
- [12] ZHU Y, MIDSON S. The status of magnesium injection molding in China [J]. Solid State Phenomena, 2019, 285: 436-440.
- [13] BUSCH R, LIU W, JOHNSON W L. Thermodynamics and kinetics of the Mg<sub>65</sub>Cu<sub>25</sub>Y<sub>10</sub> bulk metallic glass forming liquid [J]. Journal of Applied Physics, 1998, 83 (8): 4134-4141.
- [14] 张涛, 刘勇兵, 隋铁军, 等. 镁合金半固态注射成形试验及注射速度控制方法 [J]. 特种铸造及有色合金, 2010, 30 (8): 722-724.
- [15] 张友法, 刘勇兵, 曹占义, 等. 半固态AZ91D镁合金触变注射成形过程数值模拟及参数优化 [J]. 中国有色金属学报, 2008, 18 (4): 703-709.
- [16] 封娟, 何浩, 李益民, 等. 粉末共注射成形充模流动过程前沿位置及场分布的数值模拟 [J]. 中国有色金属学报, 2012, 22 (8): 2333-2339.
- [17] 杨卯生, 徐宏, 毛卫民, 等. 铝合金半固态触变充型过程的计算机模拟 [J]. 北京科技大学学报, 2002 (2): 181-185.
- [18] 杨世铭, 陶文铨. 传热学 [M]. 4版. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [19] ZHANG Y F, LIU Y B, ZHANG Q Q, et al. Microstructural evolution of thixomolded AZ91D magnesium alloy with process parameters variation [J]. Materials Science & Engineering A, 2006, 444 (1): 251-256.
- [20] 李朝霞, 刘文辉, 熊守美, 等. 压铸镁合金模具温度场分布的研究 [J]. 铸造, 2003 (6): 400-404.
- [21] ZHANG Wei, XIANG Qingchun, MA Chunyan, et al. The glass transition during liquid metal solidification exemplified by a Zr-based glass-forming alloy: experiments and numerical simulations [J]. AIP Advances, 2020, 10 (8): 085225.
- [22] INOUE A, NAKAMURA T, NISHIYAMA N, et al. Mg-Cu-Y bulk amorphous alloys with high tensile strength produced by a high-pressure die casting method [J]. Materials Transactions, JIM, 1992, 33 (10): 937-945.
- [23] INOUE A, KATO A, ZHANG T. Mg-Cu-Y amorphous alloys with high mechanical strengths produced by a metallic mold casting method [J]. Materials Transactions, JIM, 1991, 32 (7): 609-616.
- [24] 翟明, 顾元宪, 申长雨. 注射模浇注系统位置优化设计 [J]. 机械工程学报, 2002 (2): 40-43.
- [25] 张丽丽, 骆俊廷. 电脑主机风扇底座注射成形流动仿真及模具设计 [J]. 精密成形工程, 2020, 12 (6): 164-168.
- [26] 宁华林, 严宏志, 刘孙和, 等. 硬质合金刀片注射成形模具的设计和应用 [J]. 硬质合金, 2015, 32 (3): 169-174.
- [27] 陈建伟, 周志明, 桑卓越, 等. 真空压铸汽车铝合金后纵梁排溢系统的模拟优化 [J]. 特种铸造及有色合金, 2022, 42 (11): 1355-1359.
- [28] 舒吉平, 龚海军, 彭军, 等. 铝合金曲轴后端盖压铸浇注与排溢系统优化设计 [J]. 材料科学与工艺, 2023, 31 (3): 71-80.

- [29] 宋鹏, 龚海军, 彭军, 等. 铝合金机油泵盖压铸模浇注及溢流系统仿真优化设计 [J]. 铸造, 2023, 72 (2): 196-202.
- [30] LIANG S Y, ZHANG L T, WANG Y J, et al. A model on the coupling between cyclic fatigue and microstructure evolution in a metallic glass [J]. International Journal of Fatigue, 2024, 187: 108446.
- [31] LIANG S Y, ZHU F, WANG Y J, et al. On the kinetics of structural evolution in metallic glasses [J]. International Journal of Engineering Science, 2024, 205: 104146.
- [32] ZHANG L T, WANG Y J, M. NABAHAT, et al. Creep deformation in metallic glasses: a global approach with strain as an indicator within transition state theory [J]. International Journal of Plasticity, 2024, 174: 103923.

---

## Structural Design and Simulation Optimization of Mold Cavity for Magnesium-Based Amorphous Alloy Injection Molding

GUO Wei<sup>1,2,3</sup>, ZHANG Heng<sup>1,2</sup>, HUANG Run-hua<sup>1,2</sup>, WU Zhen-bo<sup>4,5</sup>, LI Xiang<sup>4,5</sup>, SUI Tie-jun<sup>4,5</sup>

(1. State Key Laboratory of Materials Processing and Die & Mould Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China; 2. School of Materials Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China; 3. Shenzhen Huazhong University of Science and Technology Research Institute, Shenzhen 518057, China; 4. Yizumi Holding Co.Ltd., Foshan 528306, Guangdong, China; 5. Guangdong Provincial Key Laboratory of Intelligent Molding Equipment Enterprises (Yizumi), Foshan 528306, Guangdong, China)

### Abstract:

In the magnesium-based amorphous alloy injection molding process, the mold cavity structure design has an important impact on the formation of amorphous alloys. Aiming at the technical bottleneck of insufficient cooling rate and significant crystallization tendency caused by the traditional mold structure, this paper carries out systematic numerical simulation and structural optimization of the mold cavity based on the techniques of computational fluid dynamics and finite element analysis. Through the construction of the cavity model and mesh division, the simulation found that the original cavity mold pouring and overflow system on the sample thermal impact was significant, resulting in the minimum cooling rate of only 108 °C /s, below the critical cooling rate of amorphous alloys, part of the region of the cooling temperature after the initial crystallization temperature, there was a risk of sample crystallization. By optimizing the casting and overflow system, the cavity volume was reduced to 50 000 mm<sup>3</sup> (72.7%), and the number of meshes was reduced to 8 997 497(64.6%), which effectively reduced the raw materials loss and the simulation complexity. After optimization, the solidification time of metal liquid filling was significantly shortened, the temperature of specimen area reduced to below the initial crystallization temperature, and the minimum cooling rate increased to 230 °C /s, which was 113% higher than that before optimization. At the same time, the charging time was only 0.669 5 s, which satisfied the condition of amorphous phase formation. This paper provides a reference for the mold cavity design of magnesium-based amorphous alloy injection molding, which is significant for improving the quality and productivity of amorphous alloy products.

### Key words:

magnesium-based amorphous alloy; injection molding; mold cavity; numerical simulation