http://pmse.scu.edu.cn

注射打印工艺“壳-芯”界面熔融与热力学现象多尺度联合仿真

朱家威[1], 王世檩[1], 王泽欣[1], Sain Mohini[2], 杨卫民[3], 曾宪奎[1], 鉴冉冉[1,2]

(1. 青岛科技大学 机电工程学院,山东 青岛 266061; 2. 多伦多大学 机械与工业工程系 生物复合材料及生物质材料加工中心,安大略省 多伦多 M5S 3B3; 3. 北京化工大学 机电工程学院,北京 100029)

摘要:提出以挤出打印零件外壳为自身模具进行内部注射填充的注射打印增材制造策略,为实现高效高强熔融沉积成型提供了一种解决方案。分析了不同工艺参数下注射打印成型机理,探究了注射阶段“壳-芯”同质界面的热传导特性、壳层的热稳定性与变形行为,以及冷却阶段“壳-芯”界面的收缩和分离现象。结果表明,在注射阶段,壳层所受压力随注射流率和壳层厚度的增加而增大。壳层抵抗变形的能力及热稳定性随壳层厚度的增大而增大。同时,由于高温芯层与常温壳层之间的热交换,“壳-芯”界面处出现界面熔融。在冷却阶段,观察到因冷却而引起的外壳收缩变形,入口处出现凹陷现象;壳层与芯层之间由于收缩速度不同发生界面分离,且界面分离长度随着注射流率的增加而增加,随着壳层厚度的增加呈现出先增大后减小的趋势。

关键词:注射打印;界面熔融;界面分离;壳层抵抗变形能力

中图分类号:TQ320.66^{+}2 **文献标识码**:A **文章编号**:1000-7555(2025)12-0063-12

熔融沉积成型技术(FDM)作为增材制造的重要研究方向,正从快速原型制造向工业功能组件的先进制造转变,这对打印件的强度和生产效率提出了更高要求[1]。然而,由于逐层逐步的制造模式(由点到线、由线到面、由面到体)固有的限制,强度差和效率低成为困扰其工程应用的两大挑战。为应对这些问题,相关人员对打印设备[2-6]和打印材料[7-9]进行了优化,以加强打印件的强度和成型效率,然而,受限于这种固有的制造模式,传统设备的模块优化在同时兼顾二者方面仍存在挑战。

近年来,国内外学者在 FDM 增材制造技术中融入了注射工艺,旨在增强打印制品的力学性能,同时不牺牲生产效率,取得了显著进展。Belter 等[10]在 FDM 打印的零件内部设计了特定的空隙通道,随后通过手动注射液体树脂并进行固化,最终使得零件的强度和刚度分别提升了 45% 和 25%。Duty 等[11]提出了一种名为“Z-销”的创新方法,在 Z 轴方向形成销孔,并将熔丝注入这些预设孔中,以增强层与层之间的结合力,使 Z 轴方向的层间强度提升了 3.5 倍以上。不过,由于该方法需要使用大口径喷嘴,导致打印层内的线距增加,空间填充率下降,从而削弱了整体的拉伸强度。Kazmer 等[12]在打印件中设计了敞口内腔,利用 FDM 设备交替进行壳体打印和内腔填充,从而加速了热塑性树脂零件的整体成型过程,打印速度提升了 3.2 倍。然而,敞口内腔在冷却时会出现较大的体积收缩,可能导致壳体和芯部发生分离。针对这一问题,Son 等[13]改用闭口内腔设计,首先通过 FDM 设备打印出热塑性零件的外壳,随后在壳内手动注射并固化液态热固性树脂,这一方法不仅使成型速度提高了 1 倍,还使得制品的各向同性性能达到了注塑件的水平。不过,为解决壳芯分离问题,需要对外壳内表面进行额外的化学处理以增

doi: 10.16865/j.cnki.1000-7555.2025.0220
收稿日期: 2024-11-08
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52206095); 山东省自然科学基金资助项目(ZR2021QE232); 山东省高等学校青创科技支持计划(2023KJ102)
通讯联系人: 鉴冉冉, 主要从事高分子材料加工成型与智能制造技术研究, E-mail: jianrr@qust.edu.cn

强结合力,这使得工艺流程变得复杂。总体来看,这些方法大多依赖于传统的 FDM 熔丝挤出设备,由于缺乏专门的注射塑化装置,通常需要使用可流动的液态树脂进行后续填充,导致壳体和芯部材料的异质性,并且难以实现连续化生产。此外,传统 FDM 设备的小口径喷嘴限制了流量输出,使得大空腔的填充需求难以满足,进一步制约了该技术的大规模应用。

为此,笔者所在团队提出了“预打印壳层,后注射芯层”的注射打印一体化策略,以挤出打印零件外壳为自身模具进行内部注射填充,使制件质量达到注塑级,并开发了专门的注射打印设备(Fig.2(a))[14-16],实现了热塑性塑料多维度的高效高强增材制造。为探明注射打印成型过程机理,本文采用模流分析软件 Moldflow、结构力学分析软件 Ansys 和流体动力学分析软件 Fluent 对注射芯层阶段进行多尺度联合仿真,以探究壳层作为自身模具的可行性,深入分析了预打印壳层的受力变形机制、“壳-芯”同质界面的熔融复合以及冷却阶段因收缩而引起的界面分离现象,为该工艺提供了理论支持和技术保障。

1 注射打印工艺

在聚合物加工领域中,FDM 增材制造技术和注射成型技术是 2 种重要的加工方法。FDM 技术通过逐层堆积的方式,提供了极大的设计灵活性,然而其制品通常存在强度不足和功能性缺陷,限制了其在工业领域的广泛应用(Fig.1(a))。另一方面,注射成型技术因能大规模生产高质量制品而得到广泛应用,但其模具制作过程耗时长且成本高昂,不利于个性化制造需求(Fig.1(b))。为了克服这些局限,笔者提出了一种新的打印策略,即利用挤出打印零件外壳作为自身模具进行内部注射填充的注射打印增材制造方法,为高效、高强度的熔融沉积成型以及快速、按需个性化制造高质量聚合物制品开辟了新的途径[17, 18]。

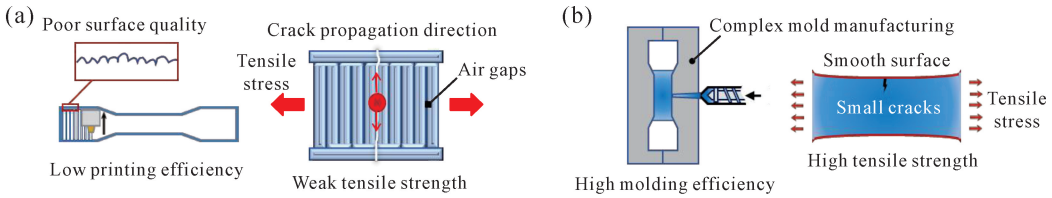


Fig. 1 Comparison between (a) FDM technology and (b) pinjection molding

注射打印工艺的基本原理如 Fig.2(b)所示。首先,通过螺杆旋转挤出熔体进行沉积打印,配合三维移动平台构建具有零件外形和内部空腔的外壳。完成打印后,螺杆会旋转后退进行塑化储料,达到预定行程后停止旋转。接着,螺杆向前推动,利用零件外壳作为自身模具,通过内部空腔浇口注入大量熔体,排气口则将型腔内的气体排出。使零件达到注塑件的质量标准。这一过程既保证了打印阶段的低流量输出,又能在注射阶段实现大流量注入,从而充分发挥注射成型与 FDM 打印各自的优势,满足工业制品的大规模高性能定制需求。这种新的制造策略不仅解决了 FDM 技术在强度和功能性上的不足,也克服了注射成型技术在模具制作上的高成本和耗时问题,为聚合物加工提供了一种更为高效、灵活且经济的解决方案。

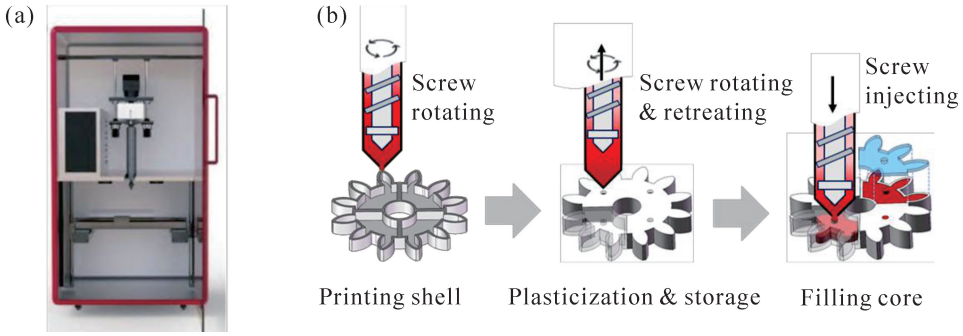


Fig. 2 (a) Injection printing prototype and (b) its process principle

2　模型建立

2.1　物理模型及仿真构建

Fig.3(a)为拉伸棒实体模型,该模型由外部壳层与内部芯层两部分构成。总长度(L)为 115 mm,厚度(H)为 14 mm。夹紧端宽(W)为 28 mm,颈部宽(W_1)为 16 mm,壳层厚度(T)为 1.5 mm,2.5 mm,3.5 mm,4.5 mm 和 5.5 mm,入口直径(D)为 2 mm,简化模型壳层高度(h)为 5.5 mm。在注射阶段,熔体首先通过入口进入内部芯层并逐渐完成填充。在这一阶段,芯层内的熔体会与外部壳层发生对流换热现象,并且会对壳层壁面产生一定的压力。为了深入探究壳层厚度对壳体变形和热稳定性的影响,建立了 Fig.3(b)所示的壳层简化模型,并在模型中设定了与芯层填充时相对应的边界条件,以便进行精确的分析和研究。Fig.4 为多尺度联合仿真的技术路线图。为应对注射打印成型过程中可能发生的壳壁变形、界面熔融、壳壁坍塌及界面分离等问题,本文通过建立同质固熔耦合模型,以 Moldflow 软件对其进行模流分析,重点分析了注射阶段熔体的流动行为、壳层压力分布以及冷却后壳芯同质界面的复合与分离现象。为进一步探究熔体充填过程压力导致壳层变形问题,以模流分析所得压力分布作为输入条件,利用 Ansys 软件对壳层简化模型进行了结构力学仿真。同时,为了解芯层高温熔体对壳芯界面熔融的影响,以模流分析所得温度分布结果作为输入条件,使用 Fluent 软件对壳层简化模型进行了固液相变模拟。

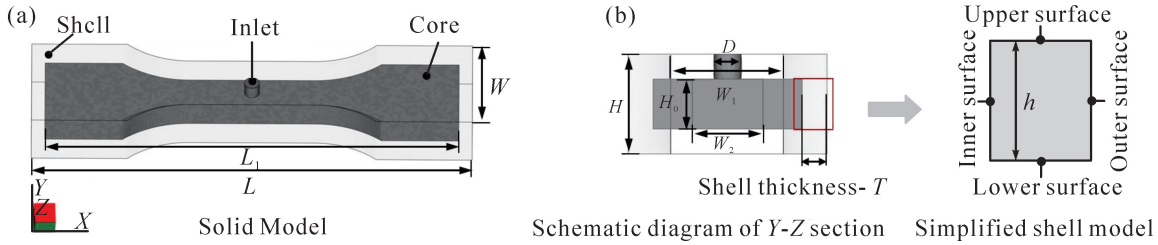


Fig. 3　(a) 3D extruded bar solid model; (b) 2D shell simplified model

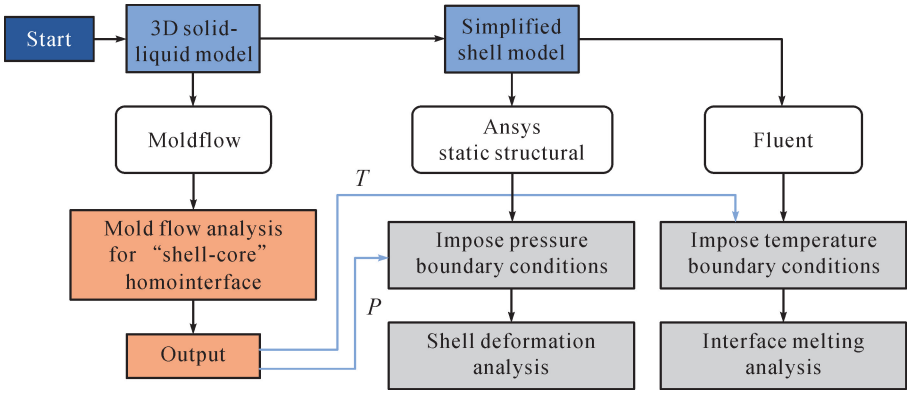


Fig. 4　Technical roadmap for multiscale coupled simulation

2.2　控制模型及边界条件

本文以聚丙烯(PP)材料为研究对象,在 Moldflow 软件注射成型过程中,PP 熔体流动遵循流体力学基本方程,即连续性方程、动量守恒方程和能量守恒方程[19],如式(1~3)所示。

连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho\vec{v})=0 \tag{1}$$

动量守恒方程:

$$\frac{\mathrm{D}(\rho\vec{v})}{\mathrm{D}t}=-\nabla p+\nabla\cdot\underline{\tau} \tag{2}$$

能量守恒方程:

$$\rho C_{\mathrm{p}}\frac{\mathrm{D}T}{\mathrm{D}t}=\beta T\frac{\mathrm{D}p}{\mathrm{D}t}+\nabla\cdot(\lambda\nabla T)+\eta\dot{\gamma} \tag{3}$$

式中:ρ——密度;t——时间;$\vec{v}$——流体速度矢量;p——压力;$\underline{\tau}$——应力张量;$\dot{\gamma}$——剪切速率;η——

黏度；C_p——比热容；β——膨胀率。

聚丙烯的本构方程采用 Cross-WLF 模型[20]，以反映在模拟过程中聚丙烯表观黏度随温度和剪切速率的变化，如式(4~7)所示

$$\eta(T,\dot{\gamma}P)=\frac{\eta_0(T,P)}{1+\left[\frac{\eta_0\dot{\gamma}}{\tau^*}\right]^{1-n}} \tag{4}$$

$$\eta_0(T,P)=D_1\exp\left[-\frac{A_1(T-\overline{T})}{A_2+(T-\overline{T})}\right] \tag{5}$$

$$A_2=\overline{A}_2+D_3P \tag{6}$$

$$\overline{T}=D_2+D_3P \tag{7}$$

式中：η——表观黏度；η_0——零切黏度；$\dot{\gamma}$——剪切速率；τ^*——牛顿区过渡到幂律区的剪切应力水平；n——高剪切速率方法中的幂律指数；T——温度；$\overline{T}$——玻璃化转化温度；P——压力；D_1，D_2，D_3，A_1，A_2 和 $\overline{A}_2$——模型常数。

在壳层简化模型平面应力应变计算过程中，固态聚丙烯满足平衡方程、几何方程和物理方程[21]，在 Ansys 中的设置如式(8~11)所示。

平衡方程：

$$\frac{\partial\sigma_x}{\partial x}+\frac{\partial\tau_{xy}}{\partial y}+f_x=0 \tag{8}$$

$$\frac{\partial\tau_{yx}}{\partial x}+\frac{\partial\sigma_y}{\partial y}+f_y=0 \tag{9}$$

几何方程：

$$\begin{cases}\varepsilon_x=\dfrac{\partial u_x}{\partial x}\\ \varepsilon_y=\dfrac{\partial u_y}{\partial y}\\ \gamma_{xy}=\dfrac{1}{2}\left(\dfrac{\partial u_x}{\partial y}+\dfrac{\partial u_y}{\partial x}\right)\end{cases} \tag{10}$$

Tab. 1 Material properties of the PP

Parameters	Unit	Numerical value
Solid density	$kg\cdot m^{-3}$	910
Melt density	$kg\cdot m^{-3}$	749
Specific heat capacity	$J\cdot g^{-1}\cdot K^{-1}$	2300
Thermal conductivity	$W\cdot m^{-1}\cdot K^{-1}$	0.2
Power law index		0.285
Shear stress level at the transition from the Newtonian region to the power-law region	Pa	27775.7
D_1	Pa·s	6.7055×10^{13}
D_2	K	263.15
D_3	$K\cdot Pa^{-1}$	0
A_1		30.277
$\overline{A}_2$	K	51.6
Solidus temperature	K	393.15
Pure melting heat	$J\cdot kg^{-1}$	150000
Liquidus temperature	K	443.15
Elastic modulus	Pa	1.461×10^{9}
Poisson's ratio		0.4087
Bulk modulus	Pa	2.667×10^{9}
Shear modulus	Pa	5.1856×10^{8}

物理方程:

$$\begin{cases}\varepsilon_x=\dfrac{1-v^2}{E}\left(\sigma_x-\dfrac{v}{1-v}\sigma_y\right)\\ \varepsilon_y=\dfrac{1-v^2}{E}\left(\sigma_y-\dfrac{v}{1-v}\sigma_x\right)\\ \gamma_{xy}=\dfrac{1}{G}\tau_{xy}\end{cases}\tag{11}$$

式中:(σ_x,σ_y)——正应力;(τ_{xy},τ_{yx})——切应力;(f_x,f_y)——体积力;(ε_x,ε_y)——正应变;γ_{xy}——切应变;(u_x,u_y)——切应变;E——弹性模量;v——泊松比;G——剪切模量。

在壳层简化模型熔融传热计算过程中,物料经历了由固体到流体的熔融过程,在 Fluent 中需要通过 Solidification and melting 模块来实现,其内部算法称为“Enthalpy-porosity”,即焓-多孔度技术,多孔度用于表征流场熔体网格所占的比例[22]。

模拟中用到的聚丙烯物性参数来自于 Moldflow 软件材料库及 Ansys 工程数据库,详细参数如 Tab.1 所示。在注射阶段仿真中,入口流率为 4.495 cm^3/s,2.248 cm^3/s,1.124 cm^3/s,0.562 cm^3/s 和 0.281 cm^3/s。为提高模拟精确性并模拟真实环境,设置壳层模型为嵌件,并将嵌件温度及外表面温度设定为 25 ℃,详细边界参数如 Tab.2 所示。

Tab. 2　Flow and thermal boundary conditions

Solid model		Simplified shell model shell deformation resistance analysis		Simplified shell model shellmelting heat transfer analysis	
Boundary	Parameters	Boundary	Parameters	Boundary	Parameters
Inlet	Inlet flow rate /220 ℃	Inner surface	Pressure(0.6 MPa, 1.4 MPa, 2.2 MPa, 3.0 MPa, 3.8 MPa, 4.6 MPa, 5.4 MPa)	Inner surface	220 ℃
Initial temperature of the shell layer	25 ℃	Outer surface		Outer surface	Convective heat transfer
Core		Upper/lower surface	Fixed	Upper/lower surface	Adiabatic

根据拉伸棒实体模型特性,采用 3D 实体网格。设置自动调整大小,比例因子为 0.7,以确保模型中存在大曲率变化的区域的网格能够自动细化。Fig.5 为注射阶段 3.5 mm 壳层厚度实体模型在 4.495 cm^3/s 入口流率下入口压力变化与网格数量之间的关系。由图可知,当网格数量达到(52~125)×10^4 左右时,入口压力随注射时间的变化基本不再变化。同时考虑平衡计算效率和精度,在接下来的模拟中,将采用 87×10^4 网格数量作为标准。其他壳层厚度实体模型也进行相同设置。对于壳层简化模型,利用 ANSYS mesh 网格划分软件对平面进行四边形网格划分,网格单元尺寸为 0.05 mm,以更好地反映真实的物理变化。

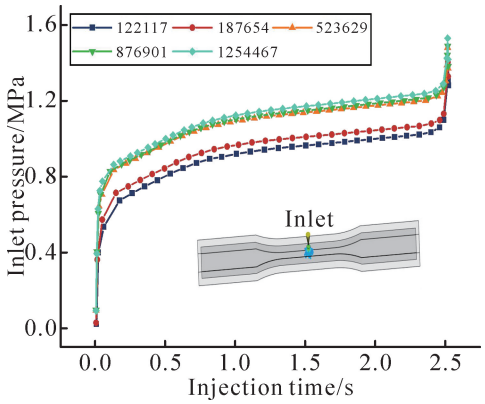


Fig. 5　Mesh independence validation

3　结果与讨论

注射打印分为壳层打印和芯层注射 2 个工艺阶段,在芯层注射阶段,熔体从入口进入并逐渐充满壳层内部。在此期间,高温芯层会与常温壳层进行热交换,同时持续对壳层内壁施加压力。这种热交换和压力作用会导致壳层内壁重新融化并与芯层熔体融合,而壳层在内壁所受压力下易发生变形,甚至出现软化坍塌现象,影响注射质量和制品性能。当芯

层注射阶段完成后，制品进入冷却阶段。由于材料的冷却和收缩特性，“壳-芯”界面处易发生界面分离现象。Fig.6 清晰地展示了注射打印成型过程中可能遇到的各种现象和问题。因此，深入理解注射打印技术的成型机理，以及不同工艺参数对成型过程的影响，对于提升该技术的稳定性和产品质量至关重要。

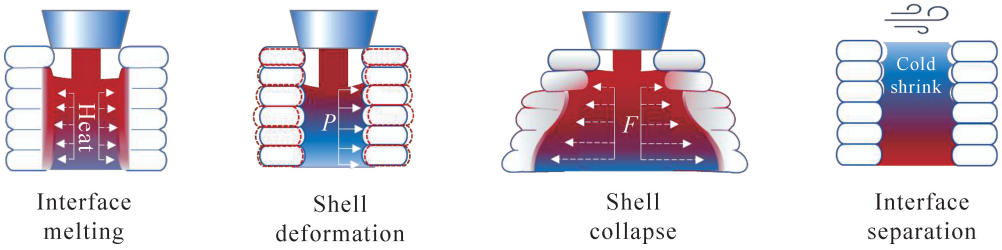


Fig. 6 Phenomenon and problems of injection printing molding

3.1 “壳-芯”注射阶段界面受力规律及壳层变形机制

在注射成型过程中，壳层的力学性能（如强度和挠度）主要受型腔内部压力的影响。为深入探讨注射阶段工艺参数对壳层行为的影响，进行了不同注射流率和壳层厚度的壳层内部压力分布和形变特性的模拟分析。Fig.7(a)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型注射阶段压力分布及入口压力随注射时间的变化。由图可知，在注射阶段，压力峰值始终出现在入口位置，并随着注射时间的延长而增大。此外，沿着入口向两侧延伸，压力分布呈现出明显的梯度递减趋势。Fig.7(b)为壳层所受最大压力与壳层厚度和注射流率的关系。结果表明，壳层最大压力随注射流率及壳层厚度的增大而增大。这是由于壳层厚度增加导致芯层流道尺寸减小，增加了流体在其中的流动阻力，导致内壁所受压力增大。同时，注射流率的增加会导致更快的注射速度，进一步提高了壳层内部的压力。如果施加的压力引发的剪切应力超过壳层各层的黏合强度，壳层可能发生破裂，导致注射材料溢出。为此，可以进行简化的理论分析，以便为实验阶段壳层的设计提供科学依据和指导[12]。壳层内壁的侧向力 F 可通过型腔高度（H_0）、长度（L_1）和压力（P）的乘积计算，即

$$F=H_0L_1P \tag{12}$$

壳层内壁的侧向力会引发层与层之间的剪切应力（τ），其大小等于 F 除以型腔长度和宽度（W_2）的乘积。根据简化公式，剪切应力也可通过压力乘以型腔高度与宽度的比值进行估算，具体表达式如式(13)所示

$$\tau=F/L_1W_2=P(H_0/W_2) \tag{13}$$

以壳层厚度为 1.5 mm 的拉伸棒模型为例，假设入口附近最大压力为 5 MPa，颈部型腔高度为 11 mm，宽度为 13 mm，则剪切应力约为 4.2 MPa。理论分析表明，壳壁的破裂并不是注射阶段的主要限制因素，因为 FDM 打印层间的黏合强度通常大于 8 MPa[23]，而仿真数据(Fig.7(b))显示，壳层内壁所受到的压力通常远小于 5 MPa。根据式(13)，为有效降低剪切应力对壳层结构的影响，在设计型腔时，应尽可能减少型腔高度、增大型腔宽度和壳层厚度（T）。这一优化措施旨在提高壳层结构的整体稳定性和成型质量，确保其能够承受注射过程中的力学负荷。

在注射阶段，另一个可能出现的壳层结构问题是形变。Fig.7(c)为壳层简化模型在相同压力下外壁面形变量随壳层厚度的变化。由图可知，壳层形变量随壳层厚度的减小而增大，外壁面呈现出向外凸出的趋势，其中最大变形量位于中间部位，并向两侧逐渐减小。Fig.7(d)为壳层外壁面最大形变量与壳层厚度及壁面压力之间的关系。研究表明，在相同的壁面压力范围内，壳层厚度增加会导致壳层外壁面的最大形变量范围骤降，这证实壳层厚度与结构抗变形能力之间存在显著的正相关关系。因此，合适的壳层厚度及注射流率对于避免产品外观变形至关重要，过小的壳层厚度及过高的注射流率都可能导致注射阶段壳层承受不了过大的压力而影响成型精度。此外，通过合理利用壳层外壁面的向外凸出形变，有望补偿壳层在冷却过程中向内收缩的现象，从而保持产品尺寸的稳定性。

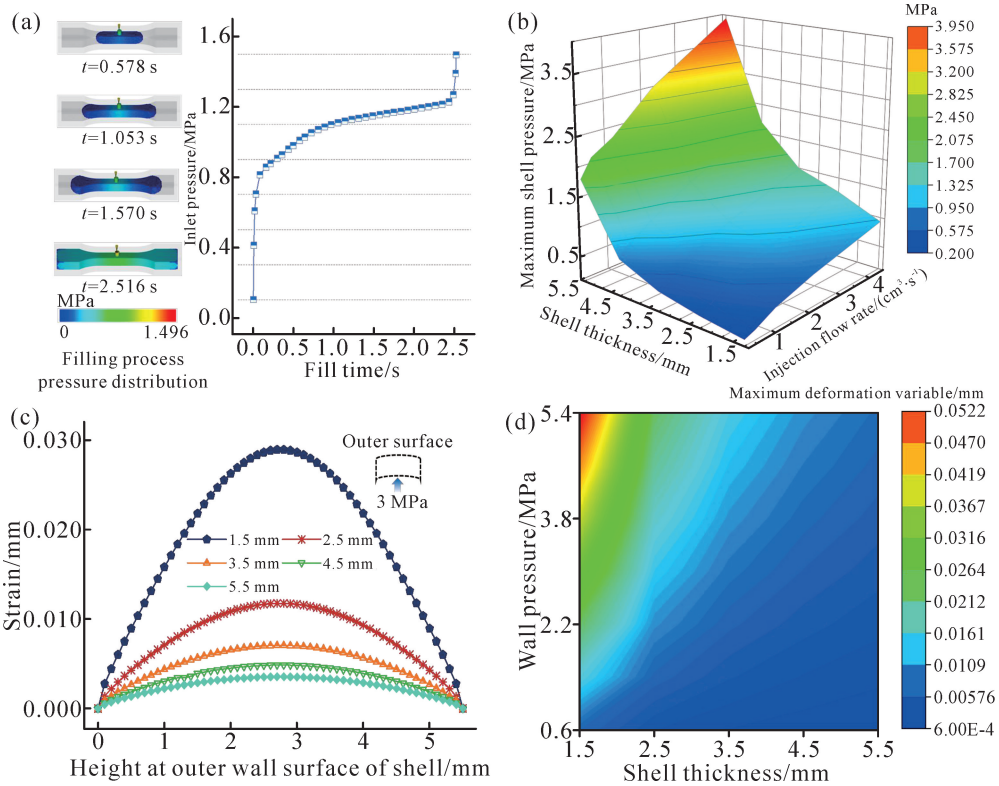


Fig. 7　Stress and deformation mechanism of shell during injection stage

(a) pressure distribution and inlet pressure of a solid model with a 3.5 mm shell thickness at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s with respect to injection time; (b) relationship between the maximum pressure experienced by the shell and the thickness and injection flow rate of the shell; (c) simplified shell model shows the variation of the outer wall deformation with respect to the thickness of the shell at 3 MPa; (d) relationship between the maximum deformation of the outer wall of the shell and the thickness and pressure of the shell

3.2　“壳-芯”同质界面复合与分离机理

3.2.1　“壳-芯”界面熔融机理:在注射阶段,高温熔体从入口进入同质壳层型腔,其中的熔融态液体将与固态壳层发生热交换传热。这种传热过程可以简单通过一维、二维或三维的瞬态热传导分析来描述。此外,明确了解注射阶段预打印壳层的界面熔融情况及其温度分布对产品质量的影响至关重要。

Fig.8(a)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型的芯层在注射阶段的温度变化。当熔体流入壳层型腔时,由于壳层内腔的低温环境,与内腔首先接触的熔融塑料会迅速冷却并凝固,从而在型腔内壁形成一层凝固层,这增加了熔体流动阻力,会导致壳层壁面所受压力持续增强。Fig.8(b)为 4.495 cm^3/s 注射流率下不同壳层厚度模型填充完成时的温度分布。由图可知,减少壳层厚度增加了注射阶段耗时,并使壳层更易受温度渗透影响,从而易软化并在持续增强的壁面压力下坍塌。Fig.8(c)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型在不同注射流率下填充完成时的温度分布。由图可知,降低注射流率导致注射时间延长,增强了芯层熔体的温度梯度及壳层的热渗透效应,使壳层壁面温度分布更为复杂。因此,在制造过程中,合理控制壳层厚度和注射流率尤为重要,以确保注射成型过程的稳定性。

Fig.8(d)为 5.5 mm 壳层厚度简化模型达到稳态时的固液分布云图,呈现出 3 个主要区域:固体区、软化区和熔融区。Fig.8(e)为不同壳层厚度模型外壁面温度随时间的变化。从图中可以看出,外壁面温度在初始阶段保持室温,随后逐渐升高并最终趋于稳定。随着壳层厚度的增加,温度变化的梯度逐渐减小。在相同时间点上,外壁面温度随着壳层厚度的增加而降低,这主要是由于较厚的壳层延长了内部热量从内向外扩散的时间,并提高了热量的散失速率。Fig.8(f)为壳层简化模型稳态时液体分数分布随壳层厚度的变化。结果表明,随着壳层厚度的增加,熔融区所占比例逐渐减少。这一趋势表明,

较大的壳层厚度有助于提升壳体的热稳定性。值得注意的是,不同壳层厚度的简化模型在达到稳态时均未完全熔融,3.5 mm 及以上的壳层仍存在固体区域。但在实际应用中,壳层内壁的高温状态通常不会持续较长时间。从注射开始到内腔填充完成的时间通常不超过 50 s,甚至可能仅需数秒,随后即进入冷却阶段。因此,壳层中的固体区域会更多,且随着冷却过程的推进而不断扩大。此外,如果热量输入超过壳层的耐热极限时,可采取强制对流冷却、优化注射时间(例如通过构建多型腔以缩短注射周期)或增厚壳层等措施,以提高壳体的热稳定性并避免熔融区域过大带来的问题。

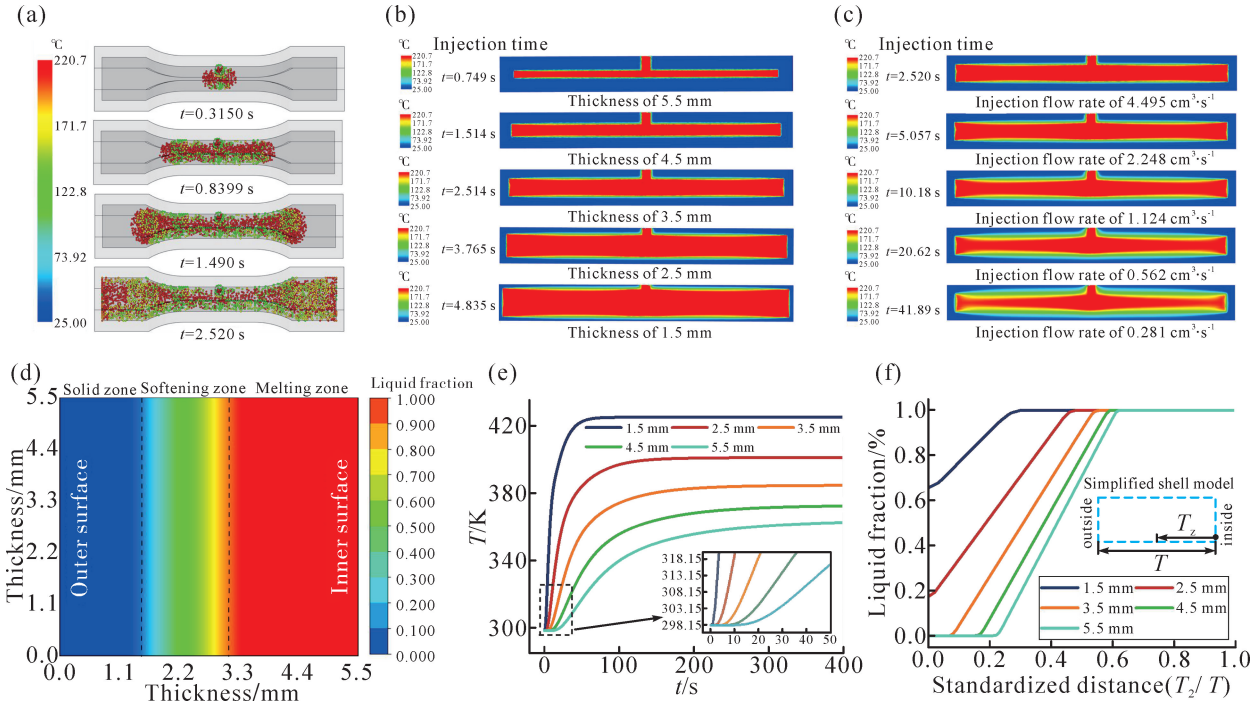


Fig. 8 Analysis of shell temperature distribution and thermal stability during the injection phase

(a) variation of the core temperature with injection time for a solid model with a shell thickness of 3.5 mm at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s; (b) variation of the "shell-core" layer temperature distribution with shell thickness at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s; (c) variation of the "shell-core" layer temperature distribution with injection flow rate for a solid model with a shell thickness of 3.5 mm; (d) solid-liquid distribution in the shell simplified model at steady state; (e) variation of the outer wall temperature of the shell simplified model with shell thickness; (f) variation of the liquid fraction distribution with shell thickness in the shell simplified model at steady state

Fig.9 为 3.5 mm 壳层厚度实体模型壳层重新融化区域的分布情况。由图可知,浇口位置及其底部区域的重新融化最为显著,而其他部分则呈现相对均匀的融化层。这一现象表明,在注射阶段,壳层会因与高温熔体的热交换而发生融化。这种壳层重新融化的现象有助于增强注射打印工件壳层与芯层之间的结合力,从而提升工件的成型质量。

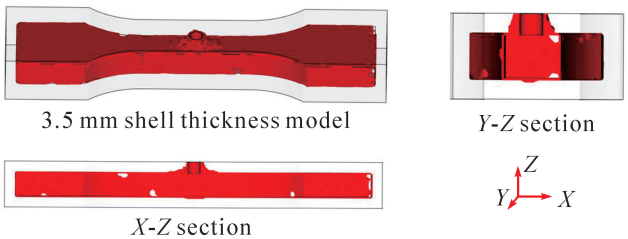


Fig. 9 Distribution of the remelted area of the 3.5 mm solid model shell

3.2.2 模型冷却收缩及界面分离机理:Fig.10(a)为实体模型在填充和冷却阶段的入口压力及芯层凝固体积变化示意图。注射阶段结束后,入口压力从最大值急剧下降至 0 MPa,随后进入冷却阶段。芯层凝固体积开始急剧减小,并最终完全凝固。Fig.10(b)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型进入冷却阶段时"壳-芯"2 层温度随时间的变化。观察前期的冷却过程发现,芯层的热量持续向四周扩散,导致壳层温度上升而芯层温度下降。其中,浇口位置的熔体最先冷却凝固,随后是模型中间部位,最后是两端。Fig.10

(c)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型最大剪切应力分布。从图中可以看出,较大的剪切应力主要集中在芯层的 4 个角和入口部位。这种应力分布可能与恒定的入口流率以及入口附近和 4 个角处流动前沿截面较小有关。较高的剪切应力不仅可能导致局部材料损伤,还可能对模型的整体力学性能产生不利影响。为了解决这一问题,可以采用变流率手段,以实现恒定的流动前沿推进速度,从而有效缓解剪切应力的集中,提高模型的力学性能。Fig.10 (d) 为 3.5 mm 壳层厚度实体模型收缩变形和界面分离现象。从图中可以看出,壳层与芯层两端及入口位置的收缩形变量最大,这种形变导致入口位置的明显凹陷,并在“壳-芯”界面处出现了间断的界面分离现象。尤其是四角处,界面分离现象尤为显著。这是由于,在注射阶段,高温的芯层与常温的壳层发生了粘接。然而,进入冷却阶段后,芯层与壳层收缩速度不一致,这种差异性的收缩导致界面处产生了剪切应力[24]。当这种剪切应力超过界面处的黏附力时,界面分离现象就会发生。

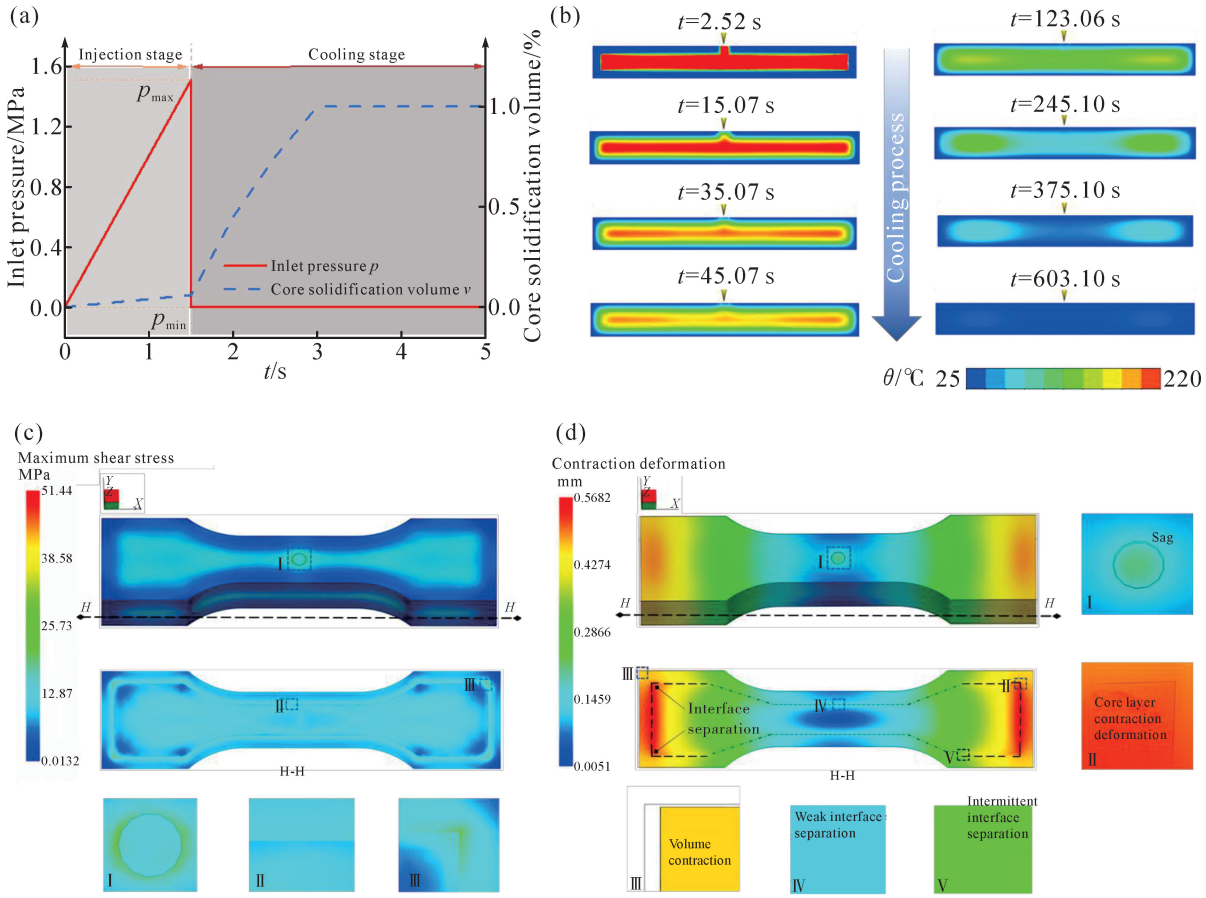


Fig. 10　(a) Distribution of inlet pressure and core solidification volume during injection and cooling stages; (b) temperature distribution of 3.5 mm shell solid model during cooling stage at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s; (c) the maximum shear stress distribution of 3.5 mm shell thickness solid model at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s; (d) shrinkage deformation distribution and interface separation phenomenon of 3.5 mm shell thickness solid model at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s

收缩变形及界面分离现象会对模型精度、结构强度和耐久性产生不利影响,为减轻这种现象,分析了不同壳层厚度及注射流率下收缩变形及界面分离长度的变化规律。Fig.11(a)为相同注射流率下实体模型壳层外壁面收缩变形随壳层厚度的变化。由图可知,实体模型外壁面 X 方向收缩变形呈向内凹陷,且收缩变形量随着壳层厚度的增加而减少。这是因为,随着壳层厚度的增加,内部芯层的相对体积减小,降低了由芯层引起的收缩变形。同时,更厚的壳层具备更强的抵抗芯层收缩变形能力,这种增强的

抵抗能力与芯层收缩变形的减少相辅相成，共同提升了成型精度和稳定性。Fig.11(b)为 3.5 mm 壳层厚度实体模型最大形变量及填充完成时芯层凝固体积随注射流率的变化。由图可知，同一壳层厚度实体模型的最大收缩变形量随注射流率的减小而减少。这是由于在低注射流率下，填充过程所需的时间更长，这为芯层熔体与壳层提供了更充足的热交换时间。充分的热交换导致凝固层增厚，相对增加了壳层的厚度，提升了其抵抗变形的能力。

Fig.11(c)为界面分离长度随壳层厚度和注射流率的变化。其中，界面分离长度通过计算二维截面上壳层与芯层在四角位置沿 *X* 方向的平均收缩量差值来量化表征，用于反映壳层与芯层在界面处的相对位移或变形情况。由图可知，界面分离长度随着注射流率的增加而增加，随壳层厚度的增加呈现先增大后减小的趋势。这是由于，当壳层厚度和注射流率较小时，高温芯层对壳层的热渗透作用显著，“壳-芯”两层冷却收缩时一致性增强，导致界面分离长度随壳层厚度及注射流率的减小而减少。然而，当壳层厚度增大到一定程度时，尽管热渗透作用仍然存在，但由于壳层体积占比大，芯层体积占比小。这导致在冷却过程中，制品收缩变形程度相对减少，从而减弱了“壳-芯”两层之间的相对位移或变形。因此，界面分离长度随着壳层厚度的进一步增加而逐渐降低。综上所述，通过调整壳层厚度和注射流率，可以有效控制“壳-芯”两层的收缩变形和界面分离现象，从而提高模型的精度、结构强度和耐久性。

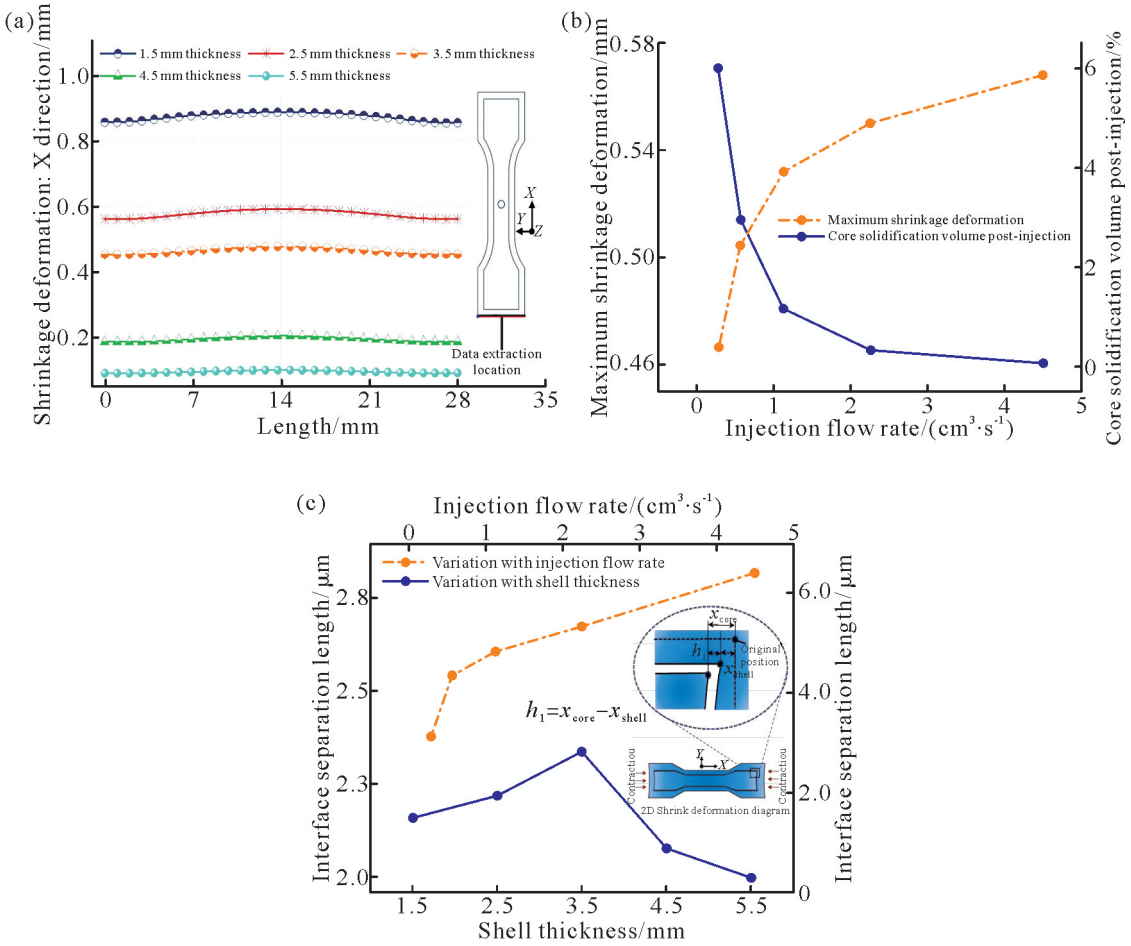


Fig. 11 (a) Variation of outer wall shrinkage deformation of solid model shell with shell thickness at an injection flow rate of 4.495 cm^3/s; (b) variation of the maximum shrinkage deformation of solid model with 3.5 mm shell thickness and solidification volume of core layer at injection completion with injection flow rate; (c) variation of interface separation length with shell thickness and injection flow rate

4　结论与展望

(1)在注射芯层阶段,对不同注射流率和壳层厚度条件下的模拟进行了定量和定性分析,探讨了壳层内部压力分布、形变特性及传热特性的变化规律。研究表明,随着注射流率和壳层厚度的增加,壳层内壁面所受压力增加。此外,壳层的抗变形能力和热稳定性随着壳层厚度的增加而提升。同时,高温芯层与常温壳层之间的热交换会导致界面熔融现象的发生,有助于增强零件芯层与壳层的结合力。深入了解壳层的抗变形能力、温度分布及重新融化现象,有助于优化注射打印工艺,提高零件成型质量。

(2)在注射成型过程中,深入探究了注射芯层及冷却阶段壳层温度变化及其对产品质量的影响。结果表明,“壳-芯”两层会因冷却收缩发生变形,尤其在入口及四角处,这与冷却顺序密切相关。同时,由于壳层与芯层的收缩速度不同,“壳-芯”界面因剪切应力增大而出现分离现象。且界面分离长度随着注射流率的增加而增加,随壳层厚度的增加呈现先增大后减小的趋势。上述研究为优化注射打印成型过程提供了重要参考,有助于提高产品质量和稳定性。

(3)在工艺参数设计阶段,应考虑模型的结构特征,通过改进壳层厚度和角部设计,最小化冷却过程中的收缩不均匀性。工艺参数如注射流率和冷却速率会影响熔体的流动性和冷却过程,从而影响界面处的剪切应力和收缩。调整这些工艺参数,如在不降低生产效率情况下适当降低注射流率,控制冷却速率,能减轻界面分离和收缩变形现象,从而改善产品质量和工艺稳定性。

参考文献:

[1] 卢秉恒. 增材制造技术——现状与未来[J]. 中国机械工程, 2020, 31(1): 19-23.
Lu B H. Additive manufacturing——current situation and future[J]. China Mechanical Engineering, 2020, 31(1): 19-23.

[2] Lee J E, Park S J, Son Y, *et al*. Mechanical reinforcement of additive-manufactured constructs using in situ auxiliary heating process[J]. Additive Manufacturing, 2021, 43: 101995.

[3] Bengfort P, Stracke D, Künne B. Establishment of a rotary print head to effect residual stresses and interlayer bonding in an FLM-Process[J]. Journal of Manufacturing and Materials Processing, 2021, 5: 82.

[4] Han P, Tofangchi A, Deshpande A, *et al*. An approach to improve interface healing in FFF-3D printed Ultem 1010 using laser pre-deposition heating[J]. Procedia Manufacturing, 2019, 34: 672-677.

[5] Alberto A, Sanglae K, Jörg D, *et al*. Hybrid material extrusion 3D printing to strengthen interlayer adhesion through hot rolling[J]. Additive Manufacturing, 2022, 55: 102773.

[6] Ravoori D, Prajapati H, Talluru V, *et al*. Nozzle-integrated pre-deposition and post-deposition heating of previously deposited layers in polymer extrusion based additive manufacturing[J]. Additive Manufacturing, 2019, 28: 719-726.

[7] Levenhagen N P, Dadmun M D. Interlayer diffusion of surface segregating additives to improve the isotropy of fused deposition modeling products[J]. Polymer, 2018, 152: 35-41.

[8] Yamamoto B E, Trimble A Z, Minei B M, *et al*. Development of multifunctional nanocomposites with 3-D printing additive manufacturing and low graphene loading[J]. Journal of Thermoplastic Composite Materials, 2019, 32: 383 - 408.

[9] Appuhamillage G A, Reagan J C, Khorsandi S, *et al*. 3D printed remendable polylactic acid blends with uniform mechanical strength enabled by a dynamic Diels-Alder reaction[J]. Polymer Chemistry, 2017, 8: 2087-2092.

[10] Belter J T, Dollar A M. Strengthening of 3D printed fused deposition manufactured parts using the fill compositing technique[J]. PloS One, 2015, 10: e0122915.

[11] Duty C, Failla J, Kim S, *et al*. Z-pinning approach for 3D printing mechanically isotropic materials[J]. Additive Manufacturing, 2019, 27: 175-184.

[12] Kazmer D O, Colon A R. Injection printing: additive molding via shell material extrusion and filling[J]. Additive Manufacturing, 2020, 36: 101469.

[13] Son J, Yun S, Park K, *et al*. Isotropic 3d printing using material extrusion of thin shell and post-casting of reinforcement core[J]. SSRN Electronic Journal, 2022, 58: 102974.

[14] 鉴冉冉, 贾维辉, 郭鹏, 等. 一种注射 3D 打印装置: 中国, 113211785A[P]. 2021-08-06.

[15] 鉴冉冉, 林广义, 史忠鹤, 等. 一种桌面级 3D 打印和复印装置及方法: 中国, 112571791A[P]. 2021-03-30.

[16] 鉴冉冉, 林广义, 史忠鹤, 等. 一种具有增强骨架的异步 3D 打印方法及装置: 中国, 111823581A[P]. 2020-10-27.

[17] 朱家威, 黄士争, 潘威, 等. 高效高强挤出增材制造技术研究进展[J]. 高分子材料科学与工程, 2023, 39(9): 158-165.
Zhu J W, Huang S Z, Pan W, *et al*. Progress of high productivity and high strength extrusion-based additive manufacturing technology[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2023, 39(9): 158-165.

[18] 朱家威, 潘威, 黄士争, 等. 高速高强熔融沉积成型技术研究进展[J]. 中国塑料, 2023, 37(8): 118-126.

Zhu J W, Pan W, Huang S Z, *et al*. Research progress inhigh-speed and high-strength fused deposition molding technology[J]. China Plastics, 2023, 37(8): 118-126.

[19] Liu Y, Gehde M. Evaluation of heat transfer coefficient between polymer and cavity wall for improving cooling and crystallinity results in injection molding simulation[J]. Applied Thermal Engineering, 2015, 80: 238-246.

[20] 谷诤巍, 杨慎华, 寇淑清, 等. 注射成型中塑料熔体充填流动的粘度模型研究[J]. 模具工业, 2002(11): 13-15.
Gu Z W, Yang S H, Kou S Q, *et al*. Study on the viscosity models of the flowing melt plastics in the injectionmould[J]. Die & Mould Industry, 2002 (11): 13-15.

[21] 张进, 赵旭, 王许稳. 基于流-热-固耦合的水冷壁应力场数值模拟研究[J]. 沈阳工程学院学报(自然科学版), 2023, 19(3): 24-28.
Zhang J, Zhao X, Wang X W, *et al*. Numerical simulation study on thermal stress of membrane wall based on thermal-fluid-structural coupling analysis[J]. Journal of Shenyang Institute of Engineering (Natural Science), 2023, 19(3): 24-28.

[22] Ranran J, Mohini S, Pengcheng X, *et al*. Heat transfer and viscous polymer melting capacity correlation in self-controlled torsion induced extrusion[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2021: 126: 105424.

[23] Coogan T J, Kazmer D O. Modeling of interlayer contact and contact pressure during fused filament fabrication[J]. Journal of Rheology, 2019, 63: 655-672.

[24] Dizon J R C, Valino A D, Souza L R, *et al*. Three-dimensional-printed molds and materials for injection molding and rapid tooling applications[J]. MRS Communications, 2019, 9: 1267-1283.

Multiscale Coupled Simulation for "Shell-Core" Interface Melting and Thermodynamic Phenomena in Injection Printing Process

Jiawei Zhu[1], Shilin Wang[1], Zexin Wang[1], Mohini Sain[2], Weimin Yang[3], Xiankui Zeng[1], Ranran Jian[1,2]

(*1. College of Electromechanical Engineering, Qingdao University of Science and Technology, Qingdao 266061, China; 2. Centre for Biocomposites and Biomaterial Processing, Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Toronto, Toronto, ON M5S 3B3, Canada; 3. College of Mechanical and Electrical Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029, China*)

ABSTRACT: An injection printing additive manufacturing strategy was proposed, using the outer shell of extrusion-printed parts as its own mold for internal injection filling, to provide a solution for efficient and high-strength fused deposition modeling. In order to analyze the injection printing forming mechanism with different process parameters, the thermal conduction characteristics of the "shell-core" homogeneous interface during injection stage, the thermal stability and deformation behavior of shell layer, and the shrinkage and separation phenomena at the "shell-core" interface during cooling stage were investigated. Results show that during the injection stage, the pressure experienced by shell layer increases with injection flow rate and thickness of shell layer. The ability to resist deformation and thermal stability of shell layer also increase with the thickness of shell layer. Additionally, due to the heat exchange between the high-temperature core layer and the ambient-temperature shell layer, a phenomenon of interface melting occurs at the "shell-core" interface. During cooling stage, the shrinkage deformation of shell due to cooling causes depressions at the inlet. Besides, the interface separation between shell and core layers occurs due to their different shrinkage rates, and the interface separation length increases with increasing injection flow rate, and exhibits a trend of initially increasing and then decreasing with increasing shell thickness.

Keywords: injection printing; interface melting; interface delamination; shell resistance to deformation