

气体辅助注射成型表层熔体形成机理的分析

辛 勇, 柳和生, 杨国泰, 何成宏
(南昌大学机电工程学院, 南昌 330029)

摘要: 基于等温条件下幂律流体的流动分析, 对圆管气体辅助注射成型过程中影响表层熔体形成的因素进行了分析, 指出在等温条件下牛顿流体所形成的表层熔体厚度比值约为 0.3, 接近试验值 $0.34 \sim 0.37$, 非牛顿流体的值 (< 0.3) 小于实际气辅成型值 (约 0.38)。文中对产生这一偏差的非等温条件下的影响因素作了进一步的分析, 认为除了熔体温度、模具温度以及气体延迟时间对聚合物表层熔体的形成有重要影响外, 熔体/气体前沿之间的压力梯度值以及熔体/气体界面之间的剪切应力都对气体穿透过程中表层熔体的形成有重要影响。

关键词: 气体辅助注射成型; 表层熔体形成; 压力梯度

引言

在气体辅助注射成型(GAIM)过程中, 先将部分熔体预先注入模腔, 随后将高压气体注入型腔熔体内, 形成中空注塑件^[1]。这种创新的注射成型工艺能大大降低原料消耗, 减少锁模力, 缩短生产周期、显著降低成型过程中的残余应力、减少翘曲变形和凹痕等, 具有传统注射成型工艺无法比拟的优点^[2,3]。

由于气辅注塑件的成型过程引入了许多新的工艺参数, 其设计和实际应用比传统注射成型复杂, 涉及的关键技术有气道的设计、注气点位置、熔体注射量、注气延迟时间、气体压力和气体注射时间等。要精确地描述其流动过程十分困难, 必须针对气辅成型流动过程的特点, 结合工程实际, 使用 CAE 仿真软件对气辅注塑件的模具设计、成型过程、工艺参数优化等进行分析模拟, 为实际应用提供科学的加工方法。

近十年来, 基于 Hele-Shaw 流动数学模型所进行的气体辅助注射成型数值模拟得到了广泛地应用。尽管 GAIM 数值模拟技术的研究取得了不少进展, 但随着研究工作的深入, 现有的数学模型已不能完全适应新出现的问题, 如对于如何描述和计算熔体/气体接触面与型腔壁之间的熔体层厚度还缺乏相应的数学模型和经验公式, 需要进行深入的研究和探索。本文用幂律粘度模型对圆管(见图 1a)气体辅助注射成型充模过程中影响熔体表层壁厚形成的因素进行分析和估算。

1 数学模型分析

圆管内气体辅助注射成型的充模过程见图 1(b), 表层熔体的形成机理, 多数研究是基于等温条件下牛顿流体的研究^[4,5], 近年来的理论及实验研究表明, 气辅注射成型过程中表层熔体的形成

资助项目: 江西省主要学科跨世纪学术带头人培养计划资助项目;

作者简介: 辛勇, 男, (1959 年—), 江西人、南昌大学机电工程学院教授。主要研究方向为气体辅助注射成型 CAD/CAE 等, 已发表学术论文 30 余篇, 编著一部, 获国家教委科技进步奖 1 项。

机理相当复杂,它涉及到高粘性非牛顿流体特性、瞬态特性,其熔体温度、模具温度、气体延迟时间以及气体压力都对熔体表层壁厚的形成有影响,其比值随着气体压力的增加而增加,最终接近一个常数 $0.37^{[6]}$ 。气体穿透下的表层熔体厚度难以用数学模型表述和计算,但可通过适当的简化和假设来估算其值。

根据圆管内塑料熔体充模流动的特点,在柱坐标 (r, θ, x) 下,作以下简化和假设。

(1)假定熔体不可压缩,即 $\Delta \cdot u = 0$; (2)由于熔体粘性较大,相对于粘性剪切应力而言,可忽略惯性力和质量力; (3)在同一截面上的压力恒定,即 $\partial p / \partial r = 0, \partial p / \partial \theta = 0$ 。

将以上简化和假设用于流变学基本方程,可得到圆管流动分析的数学模型:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \eta \frac{\partial u}{\partial r} \right) \quad (1)$$

用幂律粘度模型:

$$\eta(\gamma, T) = \eta_0(T) \gamma^{n-1} \text{ 和 } \eta_0(T) = B e^{T_b/T} \quad (2)$$

$$\gamma = \partial u / \partial r \quad (3)$$

式中 p, T ——压力和温度; γ ——剪切速率; u ——轴向速度; r ——圆管半径; η ——熔体的粘度; B, T_b, n 均取决于材料性质的常数。

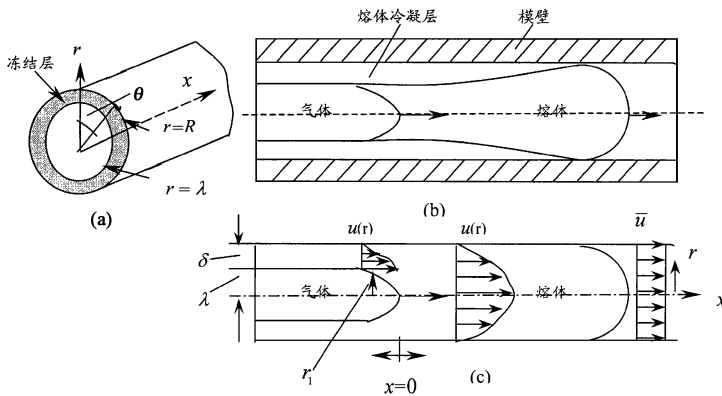


图1 圆管气体辅助注射成型充模过程及熔/气体速度分布示意图。

(a)圆管气辅注射件;(b)气辅注射成型充模过程;(c)熔体前沿及气体前沿的熔体速度分布

在气体前沿和熔体前沿之间的范围内(如图1c所示),熔体的流速 $u(r)$ 可由(1)~(3)式得到:

$$\frac{\partial u}{\partial r} = \left[\frac{r}{2 \eta_0} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x>0} \right]^{1/n} \quad (4)$$

利用 $r=R, u(r)=0$ 这一边界条件,对(4)式积分可得到

$$u(r) = \frac{n}{n+1} \left[\frac{1}{2 \eta_0} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x>0} \right]^{1/n} \left(R^{\frac{n+1}{n}} - r^{\frac{n+1}{n}} \right) \quad (0 \leq r \leq R) \quad (5)$$

聚合物熔体前沿的平均速度为:

$$\bar{u} = \frac{2\pi \int_0^R u(r) r dr}{\pi R^2} = \frac{n}{3n+1} \left[\frac{1}{2\eta_0} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x \rightarrow \infty} \right]^{1/n} R^{\frac{n+1}{n}} \quad (6)$$

靠近气体前沿圆弧位置,在熔体/气体界面与中心线之间 r_1 上的熔体速度 $u(r)$ 可由(1)式及其边界条件得到:

$$u(r) = \int_{r_1}^R \left[\frac{r}{2\eta_0} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x \rightarrow 0} \left(1 - \frac{r_1^2}{r^2} \right) \right]^{1/n} dr \quad (r_1 \leq r \leq R) \quad (7)$$

由(7)式令 $r_1=0$, 并利用(5)式, 便可求得气体前沿速度 u_{gas} :

$$u_{\text{gas}} = \frac{n}{n+1} \left[\frac{1}{2\eta_0} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x=0} \right]^{1/n} \cdot R^{\frac{n+1}{n}} \quad (8)$$

按质量守恒定理, 可近似得到:

$$\pi R^2 \cdot u = \int_0^\lambda 2\pi r_1 u_{\text{gas}} dr_1 \quad (9)$$

由(6)式和(8)式可以得到在等温条件下表层熔体的厚度比:

$$\frac{\delta}{R} = 1 - \frac{\lambda}{R} = 1 - \sqrt[n]{\frac{n+1}{3n+1} \cdot \left[\frac{\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x \rightarrow \infty}}{\left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x=0}} \right]^{1/n}} \quad (10)$$

2 影响熔体表层厚度比的因素

2.1 等温条件下表层熔体厚度比值的计算

在气体辅助注射成型充模流动阶段的气体穿过程中, 非等温效应可以忽略^[7], 其原因是气体穿透时间远小于聚合物熔体冷却时间, 温度的变化对气体穿透的影响小得多, 所以气体穿透过程中对表层熔体厚度比的影响因素的研究可以把它看成是等温情况。基于这一条件, 令气体前沿与熔体前沿的压力梯度之比 $m = \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x=0} \left/ \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x \rightarrow \infty} \right.$, 则

$$\frac{\delta}{R} = 1 - \sqrt[n]{\frac{n+1}{3n+1} \cdot \frac{1}{(m)^{1/n}}} \quad (11)$$

假定 $m=1.0$, 由(11)式可以得出: 在牛顿流体情况下 ($n=1$), 表层熔体的厚度比 $\delta/R=0.3$, 此值接近国外的试验研究值 $0.34 \sim 0.38$ ^[6,8]; 在非牛顿流体情况下 ($n < 1$), 其表层熔体的厚度比小于 0.3 , 例如, 当 $n=0.5$ 时, 其计算值为 0.225 。而实际生产的气体辅助注射成型产品的熔体厚度比 $\delta/R > 0.37$, 这种计算值与气辅注射成型值的差异表明了实际非等温成型工艺状态对表层熔体的形成起着重要作用, 其表现形式为靠近型腔模壁的熔体易于冷却凝固。除此之外, 通过改变压力梯度的比值, 表层熔体的厚度比值 δ/R 也会有很大的变化, 如 $m > 1.0$, 则表明由于气体加速的充填效应以及在气体前沿区域内存在较高的压力损失, 使得熔体的流动不表现为充分发展。

2.2 非等温条件下影响表层熔体厚度比的因素

为了研究气体穿透过程中工艺参数对表层熔体厚度形成的影响作用,需要对熔体温度、模具温度以及气体延迟时间等成型条件对表层熔体厚度形成的机理进行研究和试验。国外对此的试验研究表明,靠近冷型腔模壁的熔体易于形成“冻结层”,它促使表层熔体的厚度增加。此外,熔体的粘性影响熔体的流速,继而增加表层熔体的厚度。如果不考虑熔体流动的“喷泉效应”,则可认为熔体前沿的熔体温度是均匀的。非等温条件下表层熔体厚度的计算难以给出一个数学表达式,对靠近气体前沿区域熔体温度的计算通常采用数值模拟的方法进行计算,涉及这一研究工作的文献较多,表 1 列出了有关学者的研究数据^[8,9]。

一般,气体延迟时间越长,模具温度越低,表层熔体的厚度比值 δ/R 就越大。对于较高的熔体温度,用目前的数学模型进行预测,其比值偏小。

表 1 非等温条件下表层熔体厚度比值 (δ/R)					
幂律指数	熔体温度:230℃	熔体温度:210℃	熔体温度:230℃	熔体温度:230℃	熔体温度:230℃
	模具温度:60℃	模具温度:60℃	模具温度:40℃	模具温度:60℃	模具温度:60℃
	延迟时间:0.0s	延迟时间:0.0s	延迟时间:0.0s	延迟时间:0.0s	延迟时间:0.0s
	$m=1.0$	$m=1.0$	$m=1.0$	$m=1.0$	$m=1.1$
$n=0.4$	0.3349	0.3359	0.3605	0.3732	0.4036
$n=0.6$	0.3549	0.3553	0.3708	0.3788	0.4041
$n=1.0$	0.3784	0.3808	0.3870	0.3946	0.4073

2.3 压力对表层熔体厚度形成的影响

表层熔体厚度的形成与压力的变化关系是一个非常复杂的问题,气体前沿与熔体前沿的压力梯度之比 m 对表层熔体的厚度比值影响很大,如果在低的气体注射压力下的压力梯度之比 m 比高的气体注射压力下的压力梯度之比大,按现有的数学模型进行预测,则随着压力的增大其比值 δ/R 减小。此外,在熔体/气体界面之间的剪切应力也对比值 δ/R 有影响,式(7)没有考虑这项因素的影响,过去一些研究也都是忽略其影响作用^[10]。

事实上,剪切应力项对气体前沿附近的熔体速度具有一定的影响,在低的气体注射压力下,受这种界面剪切应力影响的 δ/R 值是不可以忽略的,但当气体压力大到一定值时,其界面剪切应力影响 δ/R 的值变得很小。因此,表层熔体的厚度比值 δ/R 决定于气体的注射压力。为了找出其相应的关系,Chen 等人^[11]通过设计可视化试验装置,观察了熔体流动和气体穿透的成型过程,验证确实存在上述特点。

综上所述,在气体辅助注射成型充填阶段中,气体穿透的过程对表层熔体厚度的形成除了受到熔体温度、模具温度、聚合物熔体粘度及幂律指数性能影响外,还与熔体/气体界面之间的剪切应力以及气体前沿与熔体前沿间的压力梯度有关,而且它们被认为是两个影响表层熔体厚度形成的重要因素。当然,按现有的数学模型是不能定量得到熔体/气体界面之间的剪切应力值和气体/熔体前沿的压力梯度值,但通过对上述各影响因素的分析,使我们对气辅注射成型中表层熔体厚度形成的机理有更为完整的认识。

3 结束语

基于等温条件下幂律流体流动分析所得到的数学表达式,对圆管气体辅助注射成型过程中影

响表层熔体形成的因素进行了分析和厚度比的计算。分析结果表明,在等温条件下的牛顿流体所形成的表层熔体厚度比 δ/R 约为 0.3,接近国外的试验研究值 0.34~0.37,非牛顿流体的 δ/R 值(小于 0.3)与实际值(约 0.38)有一定的偏差。在非等温条件下熔体的“冻结”作用增大了 δ/R 值, δ/R 值的大小取决于熔体温度、模具温度以及气体延迟时间。此外,熔体/气体前沿之间的压力梯度值对聚合物表层熔体的形成有重要影响,这表明了气体穿透过程中熔体在型腔内流动的瞬态特性。本文给出的 δ/R 估算值,虽然与气体辅助注射成型过程的实际值有偏差,但方法简单方便。

参考文献:

- [1] Shah S. Gas Injection Molding, Current Practices, SPE Tech. Paper, 1991, 37, 1494.
- [2] Theberge J. Plastics Engineering, 1991, 2, 27.
- [3] Turng L S. Plastics Engineering, 1993, 9, 27.
- [4] Taylor G I. J Fluid Mech, 1960, 10, 161.
- [5] Cox B G. J Fluid Mech, 1962, 14, 81.
- [6] Chen S C, Hsu K S, Huang J S. Industrial & Eng Chem Res, 1995, 34, 416.
- [7] Poslinski A J, Oehler P R, Stokes V K. Polymer Engineering and Science, 1995, 35(11), 877~891.
- [8] Findeisen H. Possibility of the Prediction of Gas Penetration and the Resulting Polymer Thickness. 1st Int. Conf. On Gas Injection Tech., Columbus, OH, 1994.
- [9] Chen S C, Cheng N T, Hsu K S. Int Commu Heat & Mass Transfer, 1995, 22, 319.
- [10] Schwartz L W, Princen H M, Kiss A D. J Fluid Mech, 1986, 172, 259.
- [11] Chen S C, Cheng N T, Hsu K S. Int J Mech Sci, 1995, 38(3), 335.

Mechanism Analysis of the Skin Melt Formation During Gas-assisted Injection Molding

XIN Yong, LIU He-sheng, YANG Guo-tai, HE Cheng-hong

(Mechanical Electronics Engineering College, Nanchang University, Nanchang 330029, China)

Abstract: Factors and relation of skin melt formation under isothermal condition have been analyzed during gas-assisted injection molding in a tube. This research shows that thickness ratio of skin melt is about 0.3 which is close to the experimental values 0.34~0.37, and that the ratio value (<0.3) of non-Newtonian fluid is less than the value 0.38 of gas-assisted injection molding. The difference factors are analyzed under non-isothermal condition, which shows that shear stress at the gas/melt interface and the pressure gradients existing at the gas and melt fronts are two very important contributing factors forming skin melt thickness in addition to melt temperature, mold temperature and gas delay time, which were recognized as the important influence parameters on the skin melt formation.

Key words: Gas-assisted injection molding; Skin melt formation; Pressure gradient