http://pmse.scu.edu.cn

聚合物三腔微管挤出口模结构对胀大变形的影响

刘 磊[1]，李经纬[2]，王鑫杨[2]，刘 奎[3]，杨天洋[2]，赵丹阳[2]

（1. 西北工业大学 第三六五研究所，陕西 西安 710065；2. 大连理工大学 机械工程学院，辽宁 大连 116024；
3. 中国航空制造技术研究院，北京 100024）

摘要：聚合物熔体的模内流动状态与模外胀大变形直接影响微挤出制品的成型质量。文中基于Carreau模型，采用数值模拟方法，研究了聚合物三腔微管挤出过程中口模壁厚差与空心度结构特征对胀大变形行为的影响。结果表明，影响挤出胀大变形程度的关键因素是口模出口附近的轴向速度分布；内外壁厚差会导致较大壁厚位置处对应的型坯厚度增大，而较小壁厚位置处的型坯厚度减小，壁厚差变化对薄壁区域壁厚变形影响较大，达到91.4%；空心度减小能提升口模出口附近轴向速度分布均匀性，减小了70.1%的变形程度；基于胀大变形规律逆向补偿设计了口模形状与尺寸，明显改善了制品成型质量。研究结果对聚合物多腔微管的口模结构优化设计具有理论意义与工程应用价值。

关键词：挤出口模结构；胀大变形；壁厚差；异型多腔微管；逆向补偿设计

中图分类号：TQ320.66+3 **文献标识码：**A **文章编号：**1000-7555（2024）01-0082-10

聚合物挤出成型异型多腔微管如介入导管、新型聚合物光纤、汽车油气路等在医学、通讯、汽车等领域应用十分广泛[1~3]。聚合物异型多腔微管挤出成型过程中，熔体在口模内流动情况复杂，且离模后出现胀大变形，导致制品质量难以控制[4~7]，这对挤出口模结构与尺寸的设计提出了很大挑战。

目前，已有许多学者针对简单形状口模如棒材、环形等挤出过程开展了广泛研究。Ren等研究了4种几何模型的挤出胀大和流场分布，表明挤出胀大随着几何尺度的减小而增大[8]。邓小珍等研究了定型段长度对微管挤出成型的影响，发现挤出胀大随着定型段长度和熔体黏度的增大而减小[9]。Liu等分析了环形模口间隙特征尺度对黏弹性熔体挤出胀大行为的影响，表明特征尺度的增加降低了胀大比，流速的增加会增大胀大比[10]。Mu等分析了模具几何参数对速度分布均匀性的影响，提出了实现复杂塑料异型材挤出过程中流动平衡的设计策略[11]。Zhang等提出了一种薄壁空心异形挤出模反设计方法，经实验验证该方法可以提供更高的精度，并显著降低微薄壁挤压模具的制造难度[12]。Wan等对聚合物五腔导管产品进行了挤出工艺参数的模拟与实验，通过正交试验得到五腔导管挤出的最佳参数组合[13]。以上研究结果对挤出口模结构与尺寸的设计起到了指导作用。然而，针对异型多腔微管挤出流动过程中的胀大变形行为研究相对较少，仅涉及矩形、Y形等相对规则的口模形状，或者是大尺寸的异型材挤出。当简单形状组合成复杂截面时，各部分熔体胀大变形并不是简单形状变形的直接叠加[14]。因此，探究异型多腔口模熔体流动与胀大变形的关系，揭示口模结构对胀大变形的影响规律，并对口模结构形状进行逆向补偿设计是改善复杂截面微管成型质量的关键。

为此本文开展了对聚合物三腔微管挤出口模结构对胀大变形影响的研究，分析三腔微管口模内外

doi:10.16865/j.cnki.1000-7555.2024.0010
收稿日期：2023-04-04
通讯联系人：赵丹阳，主要从事聚合物微成型理论与模具技术、仿生功能表面制造技术、生物3D打印技术研究，E-mail: zhaody@dlut.edu.cn

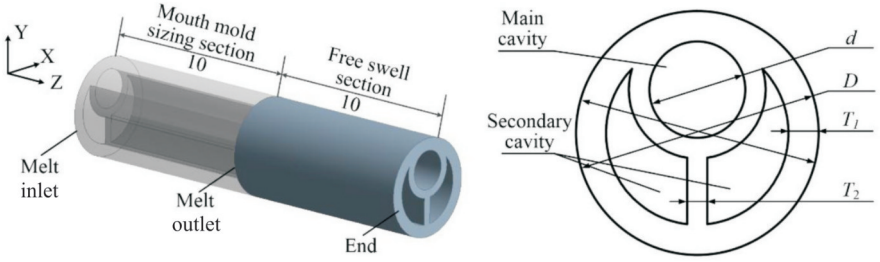


Fig. 1 Three-cavity micro-tube geometric model

聚合物熔体的挤出成型流动及胀大变形行为，研究挤出成型胀大变形规律以及口模结构尺寸对胀大变形的影响，并基于胀大变形规律逆向补偿设计口模形状与尺寸。研究结果对聚合物多腔微管的口模结构优化设计具有理论指导意义与工程应用价值。

1　挤出过程数学模型

1.1　流动控制方程

假设微管挤出熔体流动过程为不可压缩的广义牛顿等温稳态流动过程，微挤出过程中熔体重力与惯性力远小于其余作用力，故忽略不计。则流动控制方程如式(1)、式(2)

连续性方程：

$$\nabla \cdot \boldsymbol{v} = 0 \tag{1}$$

动量方程：

$$-\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} = 0 \tag{2}$$

式中：∇——哈密顿算子；$\boldsymbol{v}$——流体速度矢量；$-\nabla p$——基本流动方向上的压差；$\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}$——应力张量。

Carreau模型可以同时反映材料在高剪切速率下的假塑性行为和低剪切速率下的牛顿行为，并可以表示较宽剪切速率范围的材料性能[15]，因此数值模拟过程选择三参量Carreau本构模型

$$\eta = \frac{\eta_0}{[1+(\lambda\dot{\gamma})^2]^{\frac{1-n}{2}}} \tag{3}$$

式中：η_0——零剪切黏度，Pa·s；λ——材料松弛时间，s；n——非牛顿指数。

选用PA12（Grilamid L 25 nat，瑞士EMS公司）在双料筒毛细管流变仪（Rosand RH7，英国Malvern公司）上开展流变实验，通过零口模修正法获得PA12的剪切黏度与剪切速率的修正实验数据[16]，与Carreau黏度模型拟合流变曲线，得到PA12的Carreau模型参数，η_0=1656 Pa·s，λ=0.007915 s，n=0.36464。

1.2　几何模型与网格划分

数值模拟几何模型为三腔微管，几何形状与尺寸如Fig.1所示。将熔体挤出方向定义为Z轴方向，口模出口中心定义为坐标原点，沿挤出方向分为口模定型段（长度10 mm）和自由胀大段（长度10 mm）两部分。口模定型段截面外轮廓直径D=4.8 mm，外环壁厚T_1=0.6 mm，内筋壁厚T_2=0.4 mm，圆环形外壁与Y形内筋形成了一个直径d=1.9 mm的圆形主腔和2个半月牙形的副腔。鉴于口模截面轴对称性，选取1/2几何模型划分网格。采用扫掠方法生成四面体和六面体混合网格，通过控制扫掠偏差参数对流场变化大的口模出口区域进行局部网格加密，如Fig.2所示。

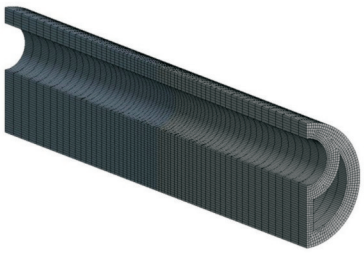


Fig. 2 Meshing of three-cavity micro-tube

为了研究挤出口模结构对胀大变形过程的影响，设计10个不同的口模截面形状系列，各截面根据内外壁厚组合可分为2组，各组控制参数定义如下：将$A_T=T_2-T_1$定义为内外壁厚差，通过保持外壁厚T_1=0.6 mm不变，改变内筋壁厚T_2来改变A_T；将$A_H=S_H/S_O$定义为口模流道截面中空度，表示口模流道截面空腔面积占比，式中，S_O为管材外圆面积；$S_H=S_O-S_D$为口模流道截面中空部分面积；S_D为口模流道截面面积，保持内外壁厚差A_T=−0.2 mm不变，同时改变内外壁厚来控制中空度变化，各口模尺寸如Tab.1

Tab. 1 Die size table of different groups

Group	D/mm	d/mm	T_1/mm	T_2/mm	S_O/mm^2	S_D/mm^2	S_H/mm^2	A_T/mm	A_H
A1	4.80	1.95	0.6	0.3	18.096	9.919	8.176	−0.3	0.452
A2	4.80	1.90	0.6	0.4	18.096	10.509	7.587	−0.2	0.419
A3	4.80	1.80	0.6	0.6	18.096	11.608	6.488	0.0	0.359
A4	4.80	1.70	0.6	0.8	18.096	12.612	5.483	0.2	0.303
A5	4.80	1.60	0.6	1.0	18.096	13.528	4.567	0.4	0.252
B1	4.80	1.90	0.6	0.4	18.096	10.509	7.587	−0.2	0.419
B2	4.80	1.60	0.8	0.6	18.096	13.291	4.804	−0.2	0.265
B3	4.80	1.20	1.0	0.8	18.096	15.393	2.702	−0.2	0.149
B4	4.80	0.80	1.2	1.0	18.096	16.886	1.209	−0.2	0.067
B5	4.80	0.40	1.4	1.2	18.096	17.788	0.308	−0.2	0.017

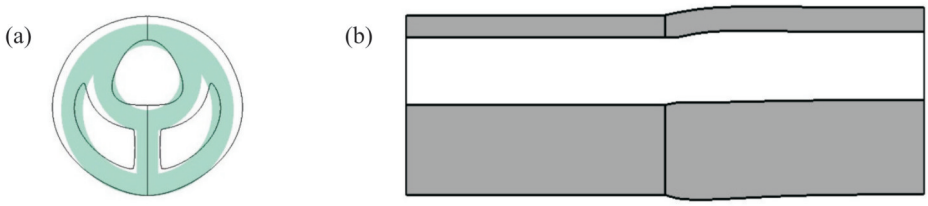


Fig. 3 Extrusion swell deformation diagram of three-cavity micro-tube

所示。

1.3 边界条件与求解方法设置

基于聚合物熔体在微挤出成型过程中的模内外流动特点，确定三腔微管挤出仿真的流动边界条件设置，用v_s，v_n，f_s和f_n表示熔体流动边界上的切向速度、法向速度、切向力和法向力，具体边界条件设置如下。

(1) 入口边界条件：考虑到口模结构变化导致流道截面积改变，对入口施加给定平均入口速度，假设入口处法向速度完全发展，切向速度为0，即$v_n = 10$ mm/s，$v_s = 0$。

(2) 壁面边界条件：采用无滑移边界条件，假设熔体相对于口模内壁面无相对滑移，即$v_n = v_s = 0$。

(3) 自由段边界条件：根据是否有内腔通气压力而有所不同，无内腔压力时为自由表面，无外力作用，即$f_n = f_s = 0$。

(4) 对称面边界条件：对称面上法向速度与切向力为0，即$v_n = 0$，$f_s = 0$。

(5) 出口边界条件：型坯终止位置，不施加牵引力，法向力切向力为0，即$f_n = f_s = 0$。

数值模拟中，将熔体流动视为渐进广义牛顿等温流动，材料物性参数为PA12流变实验所得。采用线性插值和Picard迭代算法计算熔体压力及黏度，启用Up-winding方法提高求解稳定性。采用线性动态边界条件和Optimesh-3D技术进行自由面网格重置，正向挤出时只有自由胀大段进行网格重置，逆向挤出时自由胀大段末端固定，口模定型段与自由胀大段变化，均进行网格重置。

1.4 挤出胀大变形表征

聚合物多腔微管截面形状不规则且壁厚不均匀，刚离开口模又还未冷却的型坯会在多重因素影响下发生胀大变形。此外，三腔微管副腔为非圆异型，型坯变形表征较困难。Fig.3(a)和Fig.3(b)分别表示挤出物截面变形和轴向变形。在Fig.3(a)中，阴影部分为口模截面，实线表示的是型坯末端截面轮廓，通过对比可以得知，在挤出成型过程中发生了较为严重的挤出胀大变形。

根据三腔微管截面变形特点，定义胀大变形表

征参数如下。

(1)尺寸变化

面积胀大比:

$$B_s = \frac{S_E}{S_D} \tag{4}$$

外轮廓高度与宽度胀大比:

$$B_{H,y} = \frac{H_{E,y}}{H_{D,y}}\ ,B_{W,x} = \frac{W_{E,x}}{W_{D,x}} \tag{5}$$

主腔高度与宽度胀大比:

$$B_{h,y} = \frac{h_{E,y}}{h_{D,y}}\ ,B_{W,x} = \frac{w_{E,x}}{w_{D,x}} \tag{6}$$

壁厚胀大比:

$$B_{Ti,y} = \frac{h_{Ei,y}}{h_{Di,y}}\ ,B_{Ti,x} = \frac{w_{Ei,x}}{w_{Di,x}} \tag{7}$$

式(4~7)中,下角标E和D——分别表示型坯与制品设计的对应尺寸(直接挤出中制品设计对应尺寸等同于口模对应尺寸);i——第i处位置;y和x——沿Y轴和X轴方向的尺寸。

(2)形状变化:型坯形状变化主要为整体外圆轮廓与主腔轮廓的变形,可用外轮廓椭圆度(B_{E1})与主腔椭圆度(B_{E2})来表示。

外轮廓椭圆度:

$$B_{E1} = \frac{2(D_{max} - D_{min})}{D_{max} + D_{min}} \tag{8}$$

主腔椭圆度:

$$B_{E2} = \frac{2(d_{max} - d_{min})}{d_{max} + d_{min}} \tag{9}$$

式中:D_{max}与d_{max}——分别表示外轮廓与主腔最大直径尺寸;D_{min}与d_{min}——分别为外轮廓与主腔最小直径尺寸。上述各位置表征参数如Fig.4所示,胀大比大于1表示该位置型坯尺寸增大,而胀大小于1则表示该位置型坯尺寸减小。胀大比越接近1,表示胀大程度越小,椭圆度值越接近0,型坯轮廓越接近圆形,越接近理想制品形状;反之,椭圆度越大,型坯形状越偏离圆形,偏离制品形状。

2　结果与讨论

基于Carreau模型并采用数值模拟方法,研究了聚合物三腔微管挤出过程中的口模壁厚差与空心度结构特征对胀大变形行为的影响。

2.1　挤出胀大变形规律

在Tab.1中A1,A3,A5情况下,沿挤出方向的型坯径向尺寸变化如Fig.5所示。这3种情况下,口模外环壁厚尺寸保持不变,随着内筋壁厚尺寸的变化,型坯的外环尺寸变形出现了明显的差异,这表明内筋对整体变形产生了影响。在A1情况下,沿挤出方向型坯外环$h_{E1,y}$,$w_{E1,x}$与外轮廓在X轴上的径向尺寸($W_{E,x}$)增大,Y轴上外轮廓高度($H_{E,y}$)与内筋尺寸$w_{E2,x}$,$w_{E3,x}$,$h_{E2,y}$减小。在A3情况下,各方向的尺寸变化非常小,整体上很平稳。而A5情况与A1情况相反,沿挤出方向型坯外环与外轮廓在X轴上的径向尺寸减小,Y轴上外环尺寸减小,外轮廓高度与内筋尺寸增大。由此可得出,口模外环壁厚与内筋壁厚的差值越大,型坯变形程度越大。

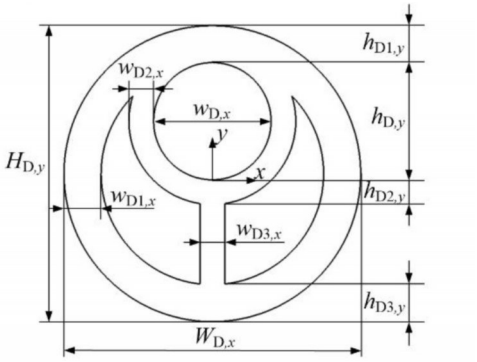


Fig. 4　Characterization of extrusion swell deformation of three-cavity micro-tube

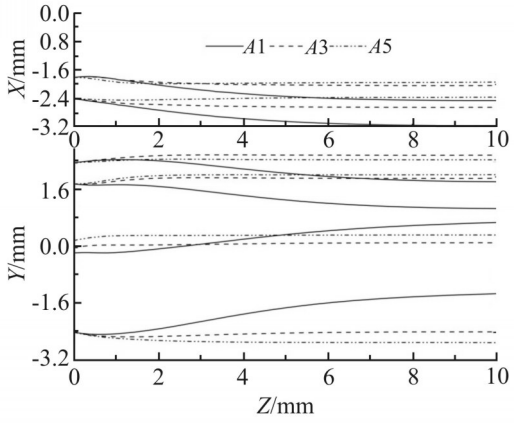


Fig. 5　Radial dimension change of extrudate along extrusion direction

为了进一步探究胀大变形的机理和影响因素,对A1挤出过程中沿挤出方向不同位置型坯截面的流场分布进行分析,如Fig.6所示。图中v_z,v_x和v_y分别为轴向速度和X,Y轴方向径向速度,P表示熔体压力。由图可知,在口模出口Z=0 mm截面处的轴向流

速(v_z)分布极不均匀,壁厚最大的外环与内筋相交处的轴向流速最大,壁厚最小的内筋上轴向速度最小。熔体压力最大值集中在壁厚较大的外环中心处,与轴向速度分布一致。随着熔体离开口模,v_z急剧变化,较大壁厚中心处熔体流速减小,壁面和较小壁厚处流体流速增大,流速分布趋于均匀,熔体压力明显降低并趋于一致。同时,外环处的尺寸增大,内筋处尺寸减小。分析其原因,在不均匀的熔体压力作用下轴向速度重新分布,速度减小区域被压缩导致厚度增大,速度增加区域被拉伸导致厚度减小[14]。因此可知,轴向速度重新分布是导致型坯壁厚尺寸变化的主要原因。

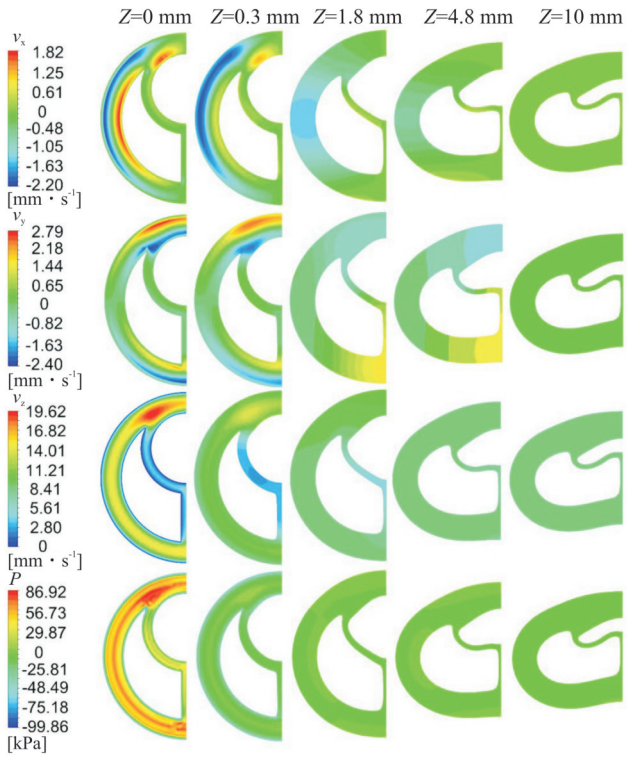


Fig. 6 Field distribution of different sections along the extrusion direction of case A1

由Fig.6中的径向速度分布可知,在Z=0 mm处的径向速度主要集中在外环壁面处,径向速度在外环外表面处向外,内表面处向内,该现象与壁厚尺寸变化结果高度相关。正是轴向速度重新分布导致壁厚发生变化,进而产生径向速度。在Z=0到1.8 mm范围内,轴向速度重新分布基本完成,径向速度分布随即发生变化。在X轴方向上,径向速度向内的区域减小逐渐消失,整体横向向外变形。在Y轴方向上,径向速度向外的区域减小并逐渐消失,整体纵向向内变形。因此可以推测,径向速度重新分布是导致型坯变形的主要原因。

综上,径向速度是挤出变形产生的径向速度分量,是由轴向速度重新分配引起的。因此,影响挤出变形程度的关键因素是轴向速度分布。故后文通过口模出口处的轴向速度分布对各口模壁厚尺寸情况下的不同变形进行分析。

2.2 口模内外壁厚差对胀大变形的影响

Fig.7所示为A1,A3,A5组的口模出口处的轴向速度分布与型坯形状。从图中可明显看到,当内外壁厚不等时,内筋与外环上的速度分布也明显不均匀。随着内筋壁厚增大,外环速度减小,内筋速度增大,高速区域由外环向内筋移动。在熔体离模后,轴向速度重新分配,高速区域熔体减速,低速区域熔体加速,导致A1外环和A5内筋厚度增大,A1内筋与A5外环厚度减小。因A3的内外壁厚相等,速度分布较为均匀,仅在内筋与外环相交处厚度较大,故高速区域出现在此处。熔体离模后速度重新分配,导致此处厚度增大,而整体壁厚变化较小。另一方面,速度重新分配过程中,内筋轴向拉伸与压缩使其长度的缩短与增长,进一步导致了型坯整体的变形,A1

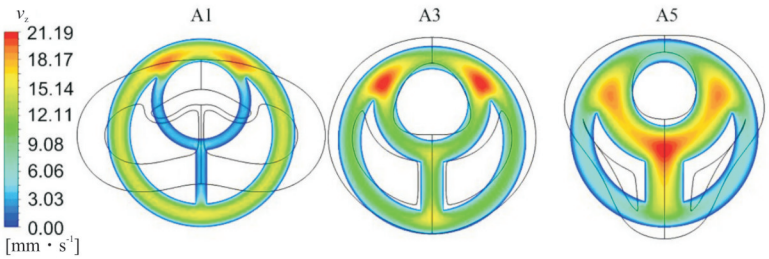


Fig. 7 Axial velocity distribution and extrudate shape of A1, A3, A5

高度减小宽度增大，A5高度增大宽度减小。

通过式(4~9)计算得出挤出胀大变形结果，A组的胀大变形曲线如Fig.8所示。由图可知，当壁厚差A_T=0 mm时，所有胀大比参数都接近于1，椭圆度接近于0，表明型坯胀大变形程度微小。随着内外壁厚相差增大，A_T绝对值增大，各参数值均发生明显偏离，该现象表明壁厚与轮廓变形程度均增大。同时可看出，当A_T< 0 mm时，型坯轮廓胀大比与椭圆度变化明显大于A_T>0 mm时的变形。在所研究的A_T变化范围内来看，内外壁厚差的变化对型坯在Y轴方向高度胀大比变形$B_{H,y}$和$B_{h,y}$的影响最大，分别由0.660和0.202增大至1.077和1.065，变化幅度为(1.077 − 0.660) × 100% =43.3%和(1.065 − 0.202) × 100%=91.4%；对X轴方向宽度变形$B_{W,x}$，$B_{w,x}$的影响次之，分别为28.2%和30.2%；对面积胀大比(B_S)的影响最小，仅为6.8%；对椭圆度变形B_{E1}，B_{E2}影响也很大，高达0.59和1.26。对于壁厚变化，随着A_T增加，外环壁厚$B_{T1,y}$，$B_{T3,y}$和$B_{T1,x}$大致线性减小，内筋壁厚$B_{T2,y}$，$B_{T2,x}$和$B_{T3,x}$逐渐增大且增大程度逐渐减小。从上述胀大变形结果来看，内外壁厚差会导致壁厚较大的位置型坯厚度增大，壁厚小的位置型坯厚度减小，且随着差值的增大，这种厚度变形程度越大。另外，随着壁厚差的增大，内筋厚度增大，其型坯厚度增大趋势逐渐放缓，这表明壁厚差的变化对于薄壁区域壁厚变形影响较大。另一方面，内筋随着厚度的变化发生缩短和拉长，导致型坯沿着内筋方向出现椭圆变形，其中当内筋厚度减小而发生缩短时，对椭圆变形影响较大。因此，在异型多腔挤出口模设计过程中，应根据壁厚变形规律来调整口模内外壁厚差，并根据轮廓变形规律来对口模轮廓形状进行修正。

2.3　口模空心度对胀大变形的影响

Fig.9所示为B1，B3，B5组的口模出口Z=0处的轴向速度分布与最终型坯截面形状。从图中可以看出，随着内外壁厚的同步增大，内筋轴向速度逐渐增大，外环轴向速度逐渐减小，高速区域变大向内筋扩散，且轴向速度峰值逐渐减小，轴向速度分布趋向均匀。同时，也能明显看到型坯的变形程度随着壁厚的增加而减小。这表明在内外壁厚差不变的情况下，通过减小空心度也能提升口模出口处轴向速度均匀性，最终使挤出变形程度减小。

B组挤出胀大变形曲线根据式(4~9)计算所得结

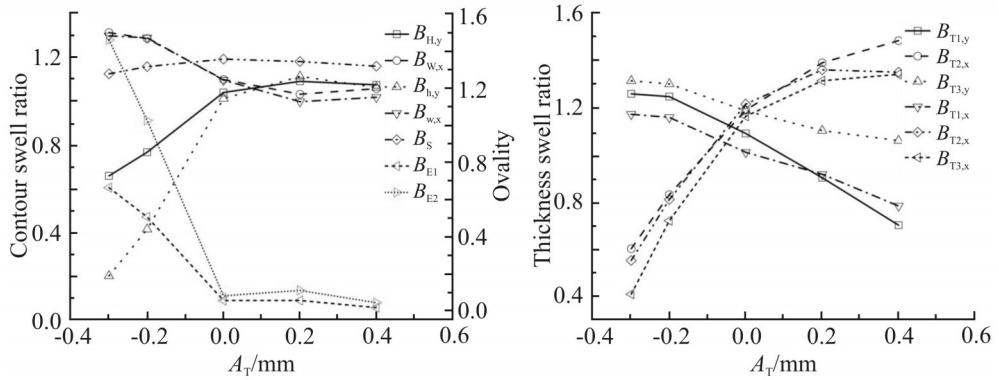


Fig. 8 Swell deformation curves of group A

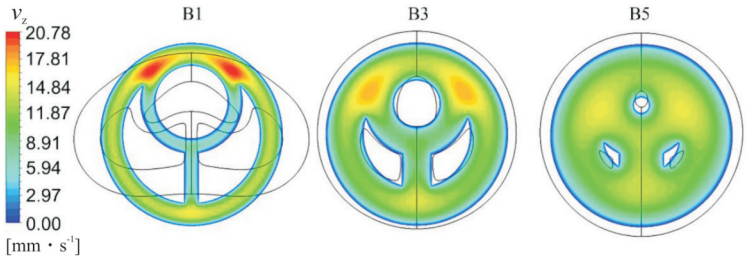


Fig. 9 Axial velocity distribution and extrudate shape of B1, B3 and B5

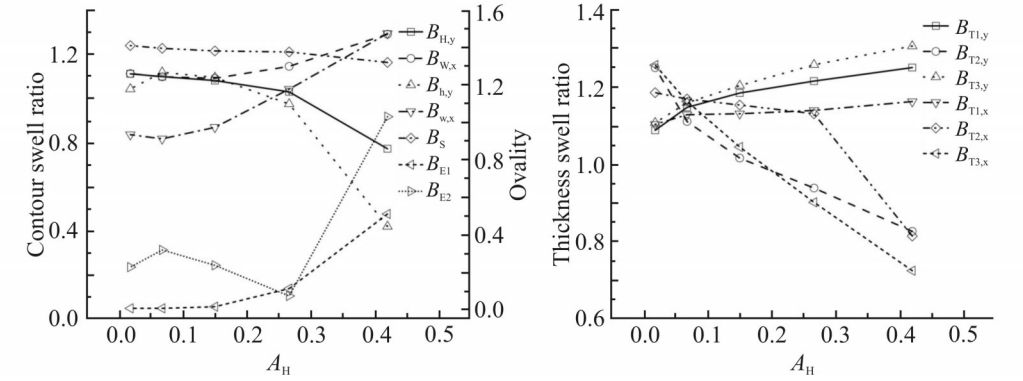


Fig. 10 Swell deformation curves of group B

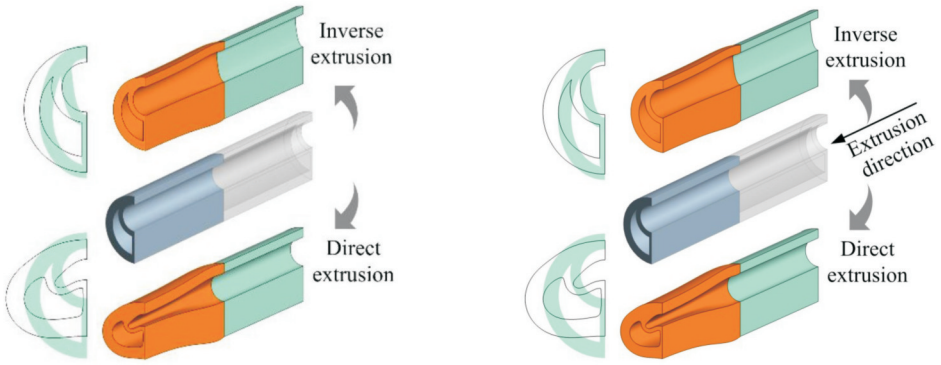


Fig. 11 Direct extrusion and inverse extrusion simulation diagram

果绘制，如Fig.10所示。图中可看出，随着空心度（A_H）减小，各变形参数由离散趋于接近，椭圆度变形也显著减小，这表明胀大变形程度随着空心度减小而减小。在所研究的A_H变化范围内，空心度的变化对主腔轮廓变形$B_{h,y}$，$B_{w,x}$的影响最大，分别为70.1%和47.9%；对外轮廓变形$B_{H,y}$，$B_{W,x}$的影响次之，分别为34%和20%；对面积胀大比的影响最小，仅为7.7%；对型坯椭圆度变形B_{E1}，B_{E2}影响也很大，高达0.5和0.96。对于壁厚尺寸变形，随着空心度的减小，型坯内筋位置壁厚变形$B_{T2,y}$，$B_{T2,x}$和$B_{T3,x}$增大，变化幅度为37.2%~53.4%；外环位置壁厚变形$B_{T1,y}$，$B_{T3,y}$和$B_{T1,x}$减小，变化幅度为5.9%~19.9%。外环变形幅度明显小于内筋，表明空心度变化对较厚位置变形的影响要小于较薄位置。从上述变形结果来看，空心度的减小可以改善由内外壁厚差造成的型坯胀大变形，空心度的增大会加剧型坯变形程度。因此在挤出口模设计过程中，可以通过适当减小空心度，增大内外壁厚，来达到减小型坯变形的目的。

2.4 基于胀大变形规律的口模逆向补偿设计

上述结果揭示了口模结构对挤出胀大变形的影响规律，可以用于预测挤出制品的变形，为口模设计提供依据。因此，基于胀大变形规律进一步开展口模形状与尺寸逆向补偿设计。自由胀大末端形状固定，设定为制品所需形状，而口模出口形状可变化。直接和逆向挤出如Fig.11所示。

在逆向挤出中，与上文直接挤出模拟使用相同的几何模型、网格划分和材料参数，边界条件也基本一致，二者区别在于：直接挤出仅对自由胀大段设置网格重置，即口模成型段形状为制品设计尺寸保持不变，预测自由胀大段胀大变形；逆行挤出对口模成型段与自由胀大段均设置网格重置，自由胀大段末端截面为制品设计尺寸固定不变，口模成型段截面形状变化，预测补偿口模截面形状使得胀大变形后的型坯截面形状为制品设计。

以Tab.1中A2组为例，基于其口模形状尺寸进行逆向挤出仿真，分析其口模出口处轴向速度分布，如Fig.12所示。结果表明，逆向挤出口模出口处流场分布比直接挤出更均匀，高速区域及速度最大值

均减小。直接挤出型坯变形导致沿X方向外轮廓与主腔宽度拉长变为宽扁的椭圆,而逆向挤出口模变形X方向口模外轮廓与主腔宽度缩短变为瘦高的椭圆。

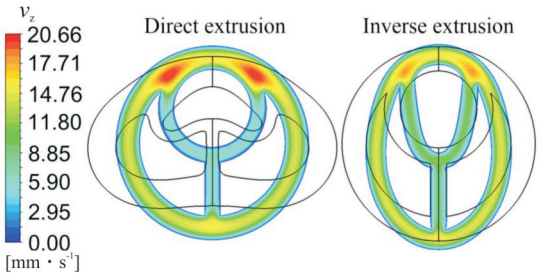


Fig. 12 Axial velocity distribution at the outlet of direct and inverse extrusion die of A2

直接挤出与逆向挤出结果对比如Fig.13所示,由Fig.13(a)可以看出,与直接挤出相比逆向挤出型坯截面变形明显改善,与理想挤出制品截面接近。由Fig.13(b)可知,逆向挤出口模各位置尺寸变形与直接挤出变形正好相反,口模厚壁处直接挤出的型坯尺寸增大,而逆向挤出补偿则减小口模相应部位尺寸,直接挤出薄壁处尺寸减小而逆向补偿增大对应口模尺寸;直接挤出胀大变形规律与逆向挤出口模补偿尺寸变形正好相反,验证了其合理性。逆向补偿后的型坯各位置胀大比均约等于1,椭圆度变形几乎为0,这表明逆向挤出胀大变形后的型坯各部位尺寸几乎等同于设计的理想挤出制品尺寸,口模逆向补偿达到了明显的效果。因此,在形状复杂的异型多腔挤出口模设计过程中,通过根据胀大变形规律逆向挤出补偿口模截面形状,可以达到改善挤出胀大变形,减少后期试模修模工作量的目的。

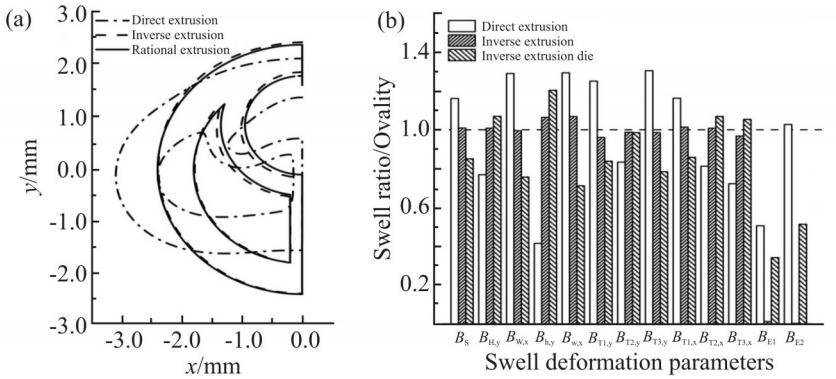


Fig. 13 Comparison of direct extrusion and inverse extrusion
(a): comparison of extrudate section; (b): comparison of deformation results

3 结论

聚合物熔体的模内流动状态与模外胀大变形直接影响微挤出制品的成型质量,本文基于Carreau模型,采用数值模拟方法,研究了聚合物三腔微管挤出过程中的口模壁厚差与空心度结构特征对胀大变形行为的影响,并基于胀大变形规律进一步开展了口模形状与尺寸的逆向补偿设计,主要结论如下。

(1)影响挤出胀大变形程度的关键因素是口模出口附近的轴向速度分布。轴向速度重新分布是导致型坯壁厚尺寸变化的主要原因,壁厚变化产生的径向速度变化是导致型坯轮廓变形的主要原因。

(2)内外壁厚差会导致较大壁厚位置处对应的型坯厚度增大,而较小壁厚位置处型坯厚度减小,壁厚差变化对薄壁区域壁厚变形影响较大,达到91.4%;内筋因壁厚变化而缩短和拉长,导致型坯椭圆变形;应根据变形规律来调整口模内外壁厚差与轮廓形状。

(3)空心度减小能提升口模出口附近轴向速度分布均匀性,减小了70.1%的变形程度;空心度变化导致外环变形幅度明显小于内筋,即空心度对较厚位置变形的影响小于较薄位置;可以通过适当减小空心度来达到减小型坯变形的目的。

(4)基于胀大变形规律逆向补偿设计了口模形状与尺寸,制品成型质量得到明显改善,研究结果对聚合物多腔微管的口模结构优化设计具有理论指导意义与工程应用价值。值得提及的是,聚合物黏弹

性效应和挤出工艺参数也会影响胀大变形过程和制品成型质量，后续将进一步开展该方面研究工作。

参考文献:

[1] 赵丹阳, 王敏杰, 李凯, 等. 聚合物微挤出成型过程流动的均匀性[J]. 高分子材料科学与工程, 2010,26(7):159-162.
Zhao D, Wang M, Li K, *et al*. Uniformity of flow in polymer micro- extrusion molding process[J]. Polymer Materials Science and Engineering. 2010,26(7):159-162.

[2] 庄玮. 车用聚酰胺波纹管挤出成型工艺[J]. 中国塑料,2021,35(5): 92-96.
Zhuang W. Extrusion molding process of automotive polyamide bellows[J]. China Plastics, 2021,35(5):92-96.

[3] Wang J, Olah A, Baer E. Continuous micro-/nano-fiber composites of polyamide 6/polyethylene oxide with tunable mechanical properties using a novel co-extrusion technique[J]. Polymer, 2016, 82:166-171.

[4] 任重,黄兴元,柳和生. 塑料微管气辅挤出成型实验与机理分析[J]. 材料导报,2020,34(20):20193-20198.
Ren Z, Huang X Y, Liu H S. Experiment and mechanism analysis of gas- assisted extrusion molding of plastic micropipes[J]. Materials Reports, 2020,34(20):20193-20198.

[5] 刘奎,王敏杰,申振楠,等. 尼龙6棒材挤出成型及制品性能[J]. 高分子材料科学与工程,2019,35(4):115-121.
Liu K, Wang M J, Shen Z N, *et al*. Extrusion process of nylon 6 rod and product performance[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2019,35(4):115-121.

[6] Chan W L, Fu M W, Lu J. Experimental and simulation study of deformation behavior in micro- compound extrusion process[J]. Materials & Design, 2011,32:525-534.

[7] Pauli L, Behr M, Elgeti S. Towards shape optimization of profile extrusion dies with respect to homogeneous die swell[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 2013,200:79-87.

[8] Ren Z, Huang X. Effect of geometric scale on the extrudate swell of plastic micro- tubes[J]. IOP conference series. Materials Science and Engineering, 2018,301:12048.

[9] 邓小珍, 肖兵, 唐刚, 等. 定型段长度对聚合物微管精密挤出成型的影响[J]. 塑料, 2018,47(1):118-121.
Deng X Z, Xiao B, Tang G, *et al*. Effect of setting length on precision extrusion of polymer micropipes[J]. Plastics, 2018,47 (1):118-121.

[10] Liu K, Wang M, Li H, *et al*. Effect of characteristic scale on the extrudate swelling behavior of polypropylene melt in a micro - extrusion process[J]. Polymer Engineering & Science, 2021,61: 1864-1881.

[11] Mu Y, Hang L, Chen A, *et al.* Influence of die geometric structure on flow balance in complex hollow plastic profile extrusion[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017,91:1275-1287.

[12] Zhang G, Huang X, Li S, *et al*. Improved inverse design method for thin- wall hollow profiled polymer extrusion die based on FEM-CFD simulations[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020,106:2909-2919.

[13] Wan Y, Fu Z, Zhang J, *et al.* Simulation and experiment on extrusion molding of five- lumen medical catheter[J]. Materials Science Forum, 2018,923: 149-155.

[14] Tian H, Zhao D, Wang M, *et al*. Effect of die lip geometry on polymer extrudate deformation in complex small profile extrusion[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2017,139: 061005.

[15] Carreau P. Rheological equations from molecular network theories[J]. Transactions of the Society of Rheology, 1972,16:99-127.

[16] 王敏杰, 孙秀伟, 刘莹. 不同口模直径下聚合物熔体流变特性试验研究[J]. 大连理工大学学报, 2010,50(1):52-57.
Wang M J, Sun X W, Liu Y. Experimental study on rheological properties of polymer melt under different die diameters[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2010,50(1):52-57.

Effect of Polymer Three-Cavity Micro-Tube Extrusion Die Structure on Swell Deformation

Lei Liu[1], Jingwei Li[2], Xinyang Wang[2], Kui Liu[3], Tianyang Yang[2], Danyang Zhao[2]

(*1. 365th Research Institute, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710065, China; 2. School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 3. China Aviation Manufacturing Technology Research Institute, Beijing 100024, China*)

ABSTRACT: The flow of polymer melt in the die and the swelling deformation of the extrudate directly affect the molding quality of the extruded products. In this study, based on the Carreau model, the numerical simulation method was used to study the influence of die wall thickness difference and hollowness structure characteristics on the swell deformation behavior during the extrusion process of polymer three-cavity micro-tube. The results show that the key factor affecting the extrusion swell deformation is the axial velocity distribution at the outlet of the die. The difference between the inner and outer wall thickness will lead to the increase of the thickness of the extrudate at the larger wall thickness position and the decrease of the smaller wall thickness position, and the change of the wall thickness difference has a great influence on the wall thickness deformation of the thin-walled area, up to 91.4 %. When the thickness difference between the inner and outer walls is constant, reducing the hollowness can improve the uniformity of the axial velocity distribution at the die outlet and reduce the extrusion deformation by 70.1 %. Finally, the shape of the die was compensated by inverse extrusion, the swell deformation law was verified, and the extrusion molding was significantly improved. The research results can guide the die structure optimization design of polymer multi-cavity micro-tube.

Keywords: extrusion die structure; swell deformation; wall thickness difference; profiled multi-cavity micro-tube; inverse compensation design