http://pmse.scu.edu.cn

进气角度对聚氯乙烯圆管内外气辅挤出成型工艺影响的数值模拟

黄佳伟[1]，匡唐清[2]，高聪[3]，柳和生[1]，高上森[4]，杨帆[4]

（1. 华东交通大学 材料科学与工程学院，江西 南昌 330013；2. 华东交通大学 机电与车辆工程学院，江西 南昌 330013；3. 江西联塑科技实业有限公司，江西 南昌 330100；4. 华东交通大学 基础实验与工程实践中心，江西 南昌 330013）

摘要：聚氯乙烯(PVC-U)圆管挤出成型中熔体离开口模后易出现离模膨胀、熔体破裂等不良影响。为提升 PVC-U 圆管质量，引入气体辅助挤出成型技术；采用数值模拟的方法，通过 Polyflow 软件建立二维“气-液-气”耦合流动模型，结合 PTT 粘弹本构方程和流变实验参数，系统探究了 15°，30°，45°和 60° 4 种进气角度下 PVC-U 圆管外形尺寸、熔体速度场、剪切速率及第一法向应力差的变化规律。结果表明，进气角度越大，壁厚收缩率越小，内外径尺寸及熔体出口处壁厚变化均不显著，角度过大削弱气体拖拽作用，降低轴向速度，熔体第一法向应力差最大值增大，不利于生产效率和质量；进气角度过小导致熔体径向速度极值过大（0.58 mm/s），不能充分地抑制熔体的挤出胀大；进气角度为 15°时剪切速率峰值最大易诱发流动失稳，进气角度为 30°及以上可有效抑制过高剪切（相比 15°降幅达 15.2%），提升表面质量。故得出结论，进气角度为 15°~30°可兼顾尺寸精度与流动稳定性。

关键词：气体辅助；数值模拟；进气角度；挤出成型；聚氯乙烯

聚氯乙烯(PVC-U)管材凭借其优异的耐腐蚀性、力学强度及成本优势，广泛应用于建筑、化工及市政工程领域，但其成型质量高度依赖工艺参数的协同优化。传统的管材挤出成型，由于熔体自身的高粘弹特性，在挤出成型的过程中易出现挤出胀大、鲨鱼皮和扭曲变形等问题[1-7]。气辅挤出成型技术（Gas-assisted extrusion, GAE）作为聚合物加工领域的重要创新，其在挤出口模内引入高压气体，使得气体在熔体与口模之间形成一层薄的气垫层，可减小熔体与口模之间的摩擦及熔体在口模处的压力降，改善挤出胀大等传统挤出中的常见缺陷[8-10]。

Liang 等[11]设计了缝隙进气口模，首次将气体辅助工艺用于塑料挤出成型，并将其命名为气体辅助挤出技术（简称气辅挤出）使得口模出口处压降降低了 40%，挤出胀大等问题得到明显改善，此发现对此后聚合物气辅挤出成型研究奠定了基础；任重[12]设计了塑料单腔微管气辅挤出口模，PTT 黏弹本构方程建立了“气-液-气”二维多相分层流动单腔微管气辅挤出成型机理模型，分析了气体流量、温度及气辅段长度等对单腔微管气辅挤出进行了系统深入的理论分析和实验研究[13-17]；王瑞喆[17]运用 Polyflow 软件基于不同进气角度对聚丙烯（PP）与高密度聚乙烯(HDPE)片材气辅挤出成型进行了三维等温数值模拟，研究发现施加合适的进气角度对片材挤出成型有积极意义；张王康[18]基于 Bird-Carreau 纯黏本构方程对 PVC-U 管材共用挤出机头优化进行了研究。

以往针对气辅挤出成型的研究对象集中在于 PP、HDPE 微管与片材[12-17]，PVC-U 管材因其高粘弹特性，其气辅成型机理与之截然不同；而对于 PVC-U 管材挤出成型的研究偏向于口模的优化与设计[18-19]。本文以 PVC-U 管材为研究对象，将气辅挤出成型工艺引入至 PVC-U 管材挤出成型中，建立二维“气-

doi: 10.16865/j.cnki.1000-7555.2026.0109
收稿日期：2025-07-29
基金项目：南昌市重大科技攻关项目（洪科字(2024)202 号）；江西省自然科学基金重点项目（20232ACB204004）；江西省重点研发计划“揭榜挂帅”项目（20223BBE51012）
通讯联系人：匡唐清，主要从事聚合物成型工艺研究，E-mail: tkuang@ecjtu.edu.cn

液-气”耦合流动模型，通过气垫层抑制高黏弹熔体与模壁的黏着效应，针对性解决 PVC-U 离开口模后挤出胀大等问题；结合高聚物流变学、气液多相流以及计算流体力学理论[20]，探究不同进气角度（15°、30°、45°、60°）对气辅挤出成型过程中管材外形尺寸、熔体速度及剪切速率的影响规律，以材料、工艺和口模结构三重创新为 PVC-U 管材高质量成型拓展新思路。

1 模型与数值方法

1.1 几何模型

Fig.1 所示的为进气角度为 15°（即∠FDA 命名为α）的气辅挤出二维“气-液-气”耦合流动模型，该模型分为 5 个计算区域，其中 EOMF 为熔体外表面气垫层，CDML 为口模气辅段内的熔体区域，ABCD 为口模无气辅段内的熔体区域，LMJK 为流出口模外的熔体区域，HLNG 为内层气垫层。挤出过程中，熔体从 AB 端面流入，经过气辅段后从 LM 端面流出。DM 与 CL 表示气垫层与熔体的交界面，数值模型的各主要尺寸参数如下：内外气垫层厚度 EF＝HG＝0.3mm,气垫层长度 QO＝PN＝58mm，圆管初始壁厚 AB＝1.8mm，外半径为 10mm，内半径为 8.2mm。圆管在口模出口处外半径为 r_1、壁厚为 d、内半径为 r_2，口模外熔体长度 MJ＝10mm，熔体流动方向设置为坐标轴的 Y 方向，径向方向设置为坐标轴的 X 方向。

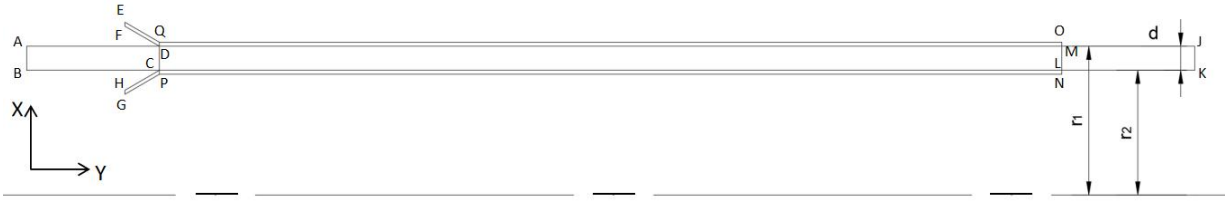


Fig. 1　Geometric model

1.2 基本假设与控制方程

由于在聚合物挤出成型过程当中熔体和气体耦合流动十分复杂，在实际模拟过程中难以描述其行为，有必要通过一些合理的工程化假设来简化控制方程：

(1)　聚合物熔体与气体为不可压缩流体，其密度ρ为常数。

(2)　忽略气体向熔体内部的渗透效应。

(3)　聚合物具有高黏弹特性且流速较低，气体密度与黏度都很低，故忽略惯性力和重力对二种流体的影响。

(4)　设熔体流动在口模内是充分的稳态层流。

基于以上工程化假设，简化后的控制方程如下：

连续方程：

$$\nabla \cdot (\rho_n v_n) = 0 \tag{1}$$

动量方程：

$$\rho_n v_n \cdot \nabla v_n + \nabla p_n - \nabla \cdot \tau_n = 0 \tag{2}$$

式（1）、（2）中∇为哈密顿算子；ρ_n为密度；v_n为速度矢量；p_n为压力；τ_n为偏应力张量。

由于 PVC-U 熔体的高黏弹特性，采用 Phan-Thien-Tanner(PTT）微分黏弹本构模型[18]：

$$\tau_1 + \tau_2 = \tau \tag{3}$$

$$\tau_2 = 2\eta_2 D \tag{4}$$

$$\eta_1 + \eta_2 = \eta_0 \tag{5}$$

$$\exp\left[\frac{\varepsilon\lambda}{\eta_1}\mathrm{tr}(\tau_1)\right]\tau_1 + \lambda\left(1-\frac{\xi}{2}\right)\dot{\tau}_1 + \frac{\xi}{2}\dot{\tau}_1 = 2\eta_1 D \tag{6}$$

$$S = \frac{\eta_2}{\eta_0} \tag{7}$$

式（3）~（7）中τ为总应力张量；τ_1为弹性偏应力张量；τ_2为纯性偏应力张量；$\dot{\tau}_1$为偏应力张量的下随体时间导数；$\mathrm{tr}(\tau_1)$为τ_1的迹；λ为松弛时间；ε为相关材料拉伸参数；ξ为相关材料剪切参数；η_0为零剪切黏度；η_1、η_2为零剪切黏度弹性和黏性分量；D为形变速率张量；S为零剪切黏度中黏性分量比例。

1.3 流变测试

1.3.1 熔体流变参数测试：在进行数值模拟之前，有必要对本文所选的聚合物 PVC-U 熔体进行流变参数测试，将得到的实验数据与所选的聚合物本构模型拟合，得到对应本构模型参数。

本课题选用的材料为聚氯乙烯(PVC-U)，实际生产中为了保证 PVC-U 管材的冲击强度与加工性能，生产 PVC-U 管材的熔体由 PVC-SG5 型树脂及其相关加工助剂组成。

流变测试选用的仪器为 Thermo HAAKEMARS60 旋转流变仪，测试转子为 35 毫米直径平行板。根据拟合本构模型的需求，获取了在三个不同温度下剪切黏度随剪切速率变化关系，以及在 190℃下存储模量 G`与损耗模量 G``随扫描频率的变化关系，测试结果如 Fig.2 所示。

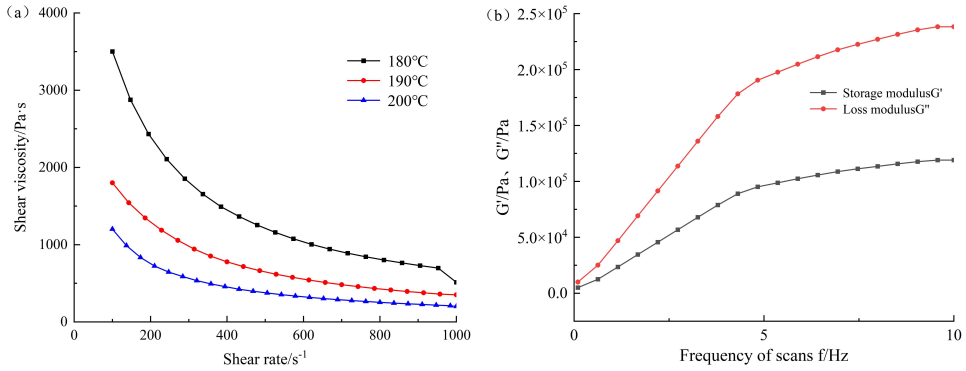


Fig. 2 Curve of rheological experiment results: (a) shear viscosity as a function of shear rate; (b) G' vs. G'' as a function of scan frequency

1.3.2 本构方程的拟合：使用微分模型有助于分析黏弹性对高聚物熔体流动的影响，PTT 模型能较好描述熔体在口模内外流动，可以和实验测量结果很好地贴合。Fig.3 所示为拟合结果曲线，对应的 PTT 模型参数如 Tab.1 所示。

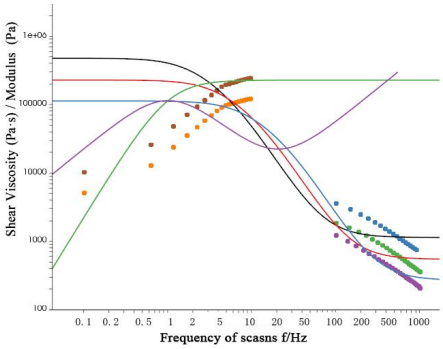


Fig. 3　Curve of shear rate and modulus versus rotor frequency

Tab. 1　PVC-U melt parameters based on PTT model fitting

η_0/Pa·s	λ/s	ε	ξ	S
56041	0.05	0.147	0.296	0.00893

Tab.1 中η_0为零剪切黏度；λ为松弛时间；ε为相关材料拉伸参数；ξ为相关材料剪切参数；S为零剪切黏度中黏性分量比例。

1.4 边界条件设定

(1)　入口边界：AB 设置为熔体流量入口，其入口流量 $Q_m=1\times10^{-5}$ m^3 /s;EF 外气垫层气体入口，设置为压力入口边界，进气压力设为 8kPa;HG 内气垫层气体入口，设置为压力入口边界，进气压力设为 8kPa;气体黏度值取 2.6×10^{-5}Pa·s。

(2)　壁面边界：在挤出口模中存在熔体与壁面；气体与壁面之间的滑移；在计算中使用 Navier 方程进行滑移设定，滑移系数取 0；

(3)　自由边界：MJ 与 LK 段为自由表面，满足动力学边界条件：法向速度 $v_n=0$，切向力 $f_s=0$；

(4)　移动边界：CL 与 DM 段分别为内外气体与熔体交界面，为移动边界，设置为 Interface，且内外气液交界处移动初始点分别为 D、C；结束点分别为 M、L；

(5)　出口边界：截面 ML 设置为熔体出口，未施加牵引，法向速度 $v_n=0$，切向力 $f_s=0$；LN 与 OM 分别设置为内外气体压力出口，p=0Pa（相较于大气压）。

1.5 网格划分及无关性验证

对于二维轴对称模型网格划分采用四边形结构化网格，为了使计算更加准确在不同子域的交界面对网格进行加密并进行网格无关性校验，对比了 5 个不同网格数量的划分方案，分别为 5560、9220、14580、18820 和 22530。不同网格数量下熔体出口处（即截面 ML）壁厚变化图如 Fig.4 所示，当网格大于 14580 时在截面 ML 处熔体壁厚几乎无变化，说明网格在大于 14580 的网格划分质量具有良好的数值求解精度。模型的网格划分如 Fig.5 所示，使用的网格数量为 14580。

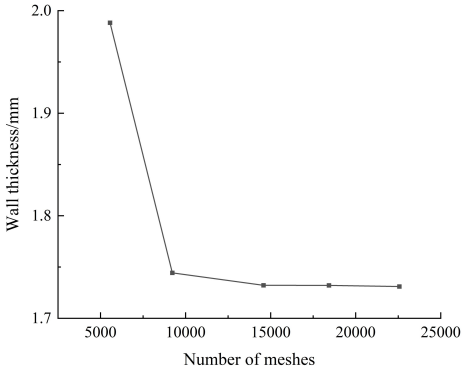


Fig. 4　Curve of wall thickness at the melt outlet as a function of the number of grids

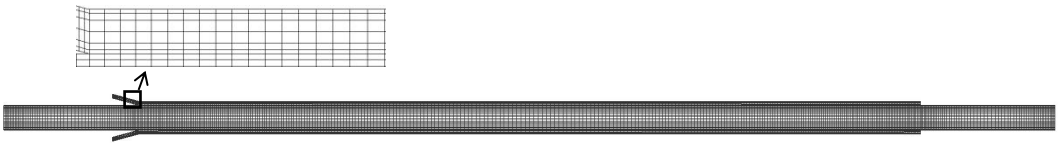


Fig. 5　Schematic diagram of meshing

2 结果与分析

气垫层的流动状态显著地影响着口模内熔体的流动过程和管件的截面尺寸精度。为了研究进气角度对气辅挤出成型的影响，本节通过分析熔体的速度场、剪切速率场分布及第一法向应力差，并研究进气角度对熔体出口处形貌尺寸的影响规律。数值模拟过程将进气角度设置为 15°、30°、45°、和 60°，并且保持气体压力与熔体入口流率不变。

2.1 管件尺寸变化规律

为了比较气辅挤出管材过程不同进气角度下管件外形尺寸的变化规律，将管件的相关外形尺寸收缩率作为评价指标[20]，外半径尺寸收缩率为 $B_1=\frac{10-r_1}{10}\times100\%$；管件的内半径尺寸收缩率为 $B_2=\frac{8.2-r_2}{8.2}\times100\%$；管件的壁厚尺寸收缩率为 $d_0=\frac{1.8\text{-}d}{1.8}\times100\%$；其中 r_1、r_2 分别为熔体出口外半径与内半径，d 为熔体出口处截面壁厚。

通过施加不同进气角度的数值模拟，得到管件的出口处半径尺寸沿轴向分布曲线如 Fig.6 所示，外形尺寸和尺寸收缩率随进气角度的变化曲线如 Fig.7 所示。由 Fig.6(a)和(b)可知在不同进气角度的条件下，管件的外内径尺寸 r_1、r_2 变化趋势都是一致的。其中熔体外径 r_1 尺寸沿轴向（挤出方向）呈先剧烈增大后缓慢下降的趋势，直到熔体离开口模之后保持不变；而熔体内径 r_2 尺寸沿轴向呈先急剧减小后缓慢上升的趋势，直到熔体离开口模之后保持不变。出现这种趋势的主要原因是在熔体刚进入口模时，由于熔体自身的粘弹特性，会有一个向外膨胀的趋势（外表面表现为向 x 正方向膨胀，而内表面表现为向 x 负方向膨胀），其中进气角度为 15°时内外径尺寸变化量最大，进气角 60°时最小，这是由于当进气角增大时，气压沿轴向的分量越小，导致实际的轴向气体压力会减小，气体对熔体向内收缩的作用减小，导致外形尺寸变化量减小。

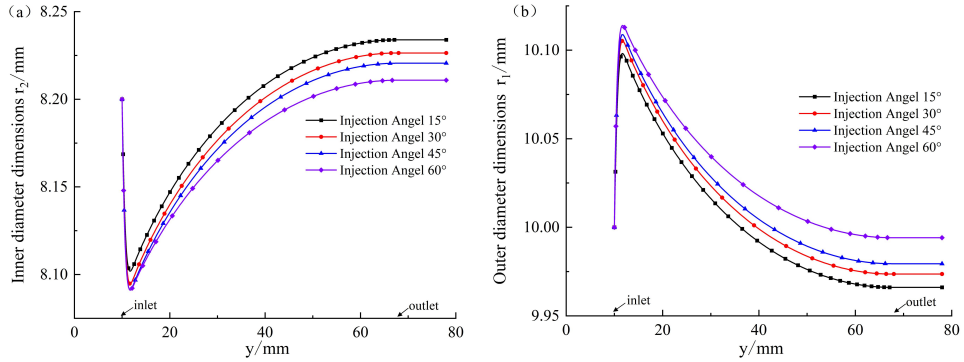


Fig. 6　Radius dimension of the pipe fitting distributed along the extrusion direction: (a) inner surface inner diameter distribution; (b) outer surface inner diameter distribution

从 Fig.7(a)和(b)可以看出，当进气角度增大时，外径 r_1 与壁厚 d 随之增大，内外径收缩率 B_1、B_2 与内径 r_2 随之减小，但总体相差的并不大，其中外径收缩率 B_1 与内径收缩率 B_2 随进气角度的增大其减小幅度程度近乎相同（体现为斜率的绝对值）；壁厚收缩率随进气角度的增大而减小，但是相对差距较为明显，所以进气角度对熔体离开口模后的壁厚影响较大，且进气角度越小，壁厚收缩率 d_0 越大。由此可见过小的进气角会对熔体的壁厚产生较大的收缩，影响管件的外形尺寸。

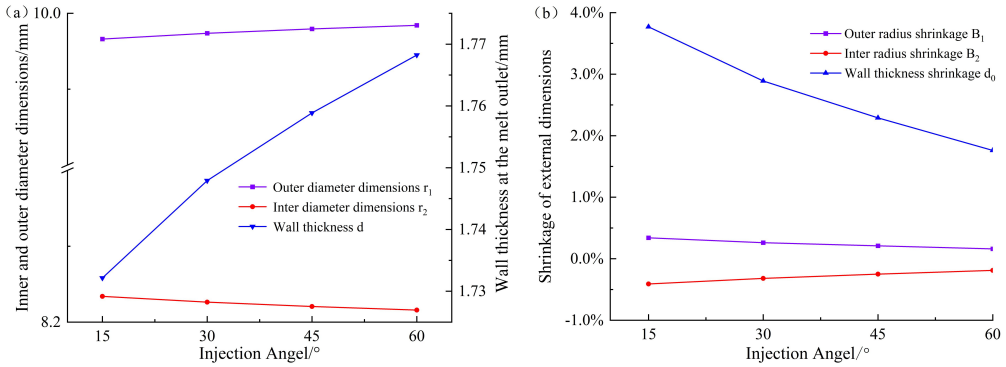


Fig. 7　Variation curves of external dimensions and dimensional shrinkage: (a) dimension change curve; (b) dimensional shrinkage curve

2.2 熔体速度场分析

为了分析气辅挤出过程中不同进气角度对管材内部影响机理，对于上述 4 种不同进气角度下的熔体内外表面径向速度、轴向速度场分布进行数值分析，如 Fig.8 所示为不同进气角度下熔体表面的径向速度 v_x 云图，Fig.9 为不同进气角度下熔体表面径向速度 v_x 分布曲线；Fig.10 为不同进气角度下熔体表面的轴向速度 v_y 云图，Fig.11 为不同进气角度下熔体表面轴向速度 v_y 分布曲线。

由 Fig.8 云图、Fig.9(a)和 Fig.9(b)可知，在气辅挤出管材的过程中，不同进气角下熔体内外表面 v_x 均呈现先急剧增大后缓慢下降，直至熔体离开口模后保持不变且速度几乎为零；当进气角为 15°时熔体内外表面 v_x 在径向极值最大，为 0.58mm/s，当进气角为 60°时熔体内外表面 v_x 在径向极值最小，为 0.532mm/s；由此可以看出在进气角度为 15°与 60°时其内外表面 v_x 的径向极值的不同，这是造成不同进气角度的内外径收缩率出现差异的主要原因；PVC-U 熔体本身的黏弹特性在气体入口处产生了向外膨胀的趋势，如图所示，气体压力显著抑制熔体膨胀行为，导致径向速度 v_x 急剧降低。随着挤出过程持续，v_x 沿流动方向逐渐衰减至趋近于零。同时，增大进气角度会增强气体在熔体法向的分力作用；在 Fig.9(a)中表现为径向速度 v_x 正向极值越小，在 Fig.9(b)中表现为径向速度 v_x 负向极值越小。

但是进气角度过大，会导致气体压力的竖直分力远大于熔体向外抑制的作用力，这样会导致熔体在口模没过分地向内压缩，对管件成型尺寸造成不利影响，所以进气角度的设置不宜过大。

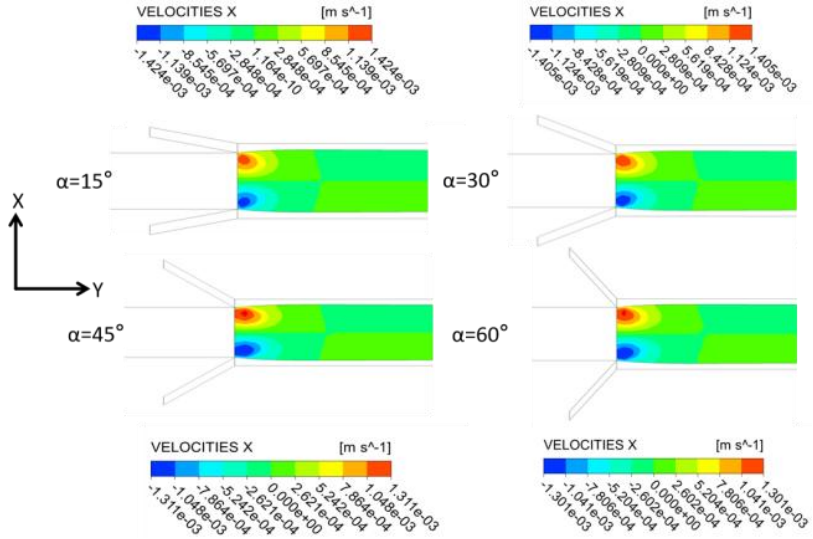


Fig. 8　v_x contour of melt radial velocity at different inlet angles

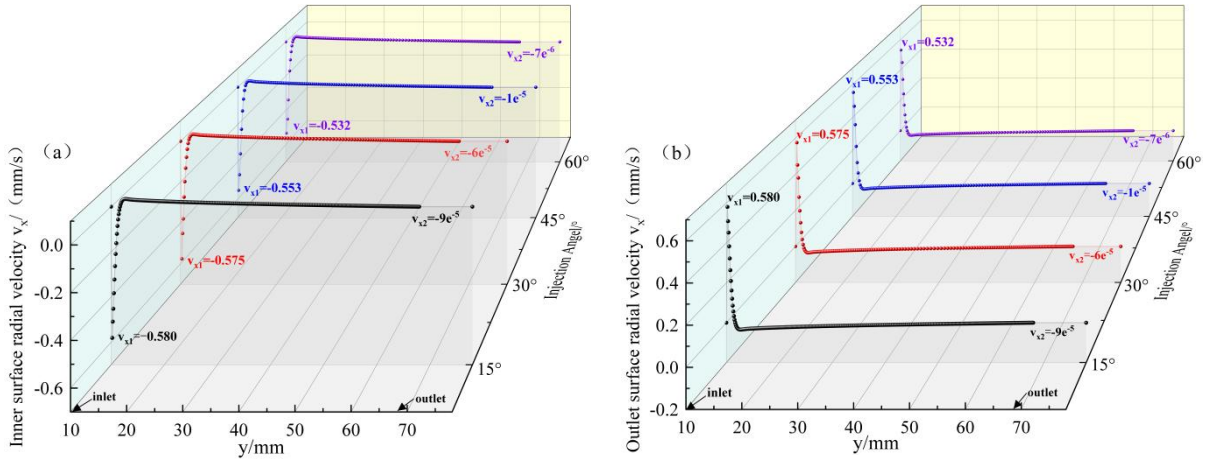


Fig. 9　Distribution of radial velocity v_x along the extrusion direction of the melt surface at different inlet angles：(a) radial velocity distribution of the inner surface; (b) radial velocity distribution of the outer surface

从 Fig.10 与 Fig.11(a)中可以得知不同进气角度下熔体表面轴向速度 v_y 变化趋势为先在短时间内迅速增大，增大大最大值时，轴向速度 v_y 均产生了不同程度的下降，由 Fig.11(b)局部放大视图显示，进气角度增大导致熔体回落幅度加剧。此现象缘于：增大进气角度会显著增强气体压力的法向分力，从而使熔体所受气体作用力增强，此时熔体会受到气体的作用力使其瞬时冲击产生剧烈波动，但随后由于 PVC-U 材料的高黏弹性，在受到气体冲击时一部分动量被转化为弹性势能储存在熔体内，故在气液交汇后熔体表面会产生逆流动方向的轴向速度 v_y。随着气体继续作用熔体将其向前拖拽，轴向速度 v_y 继续增大，直到熔体从口模挤出，气体在口模出口四周逸散。除此之外，如图所示，熔体出口模时的轴向速度 v_y 随进气角度增大而降低。原因在于相同进气压力下，增大进气角度会削弱气体在流动方向的分力作用，导致熔体所受轴向曳力减弱。熔体沿轴向流动过程中，v_y 在口模出口区域逐渐趋于稳定。

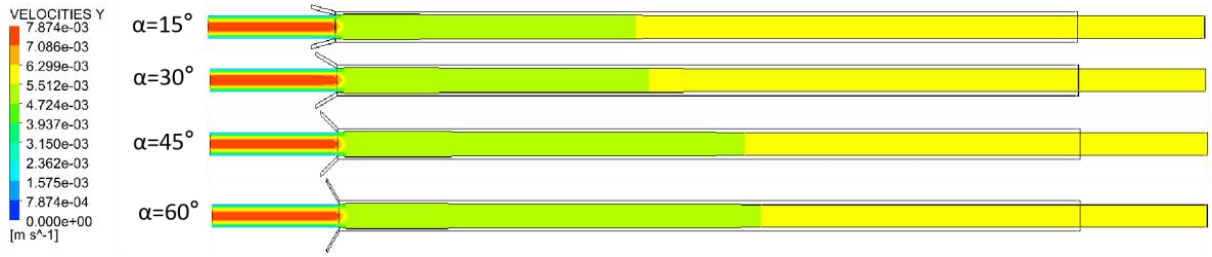


Fig. 10　v_y contour of melt axial velocity at different inlet angles

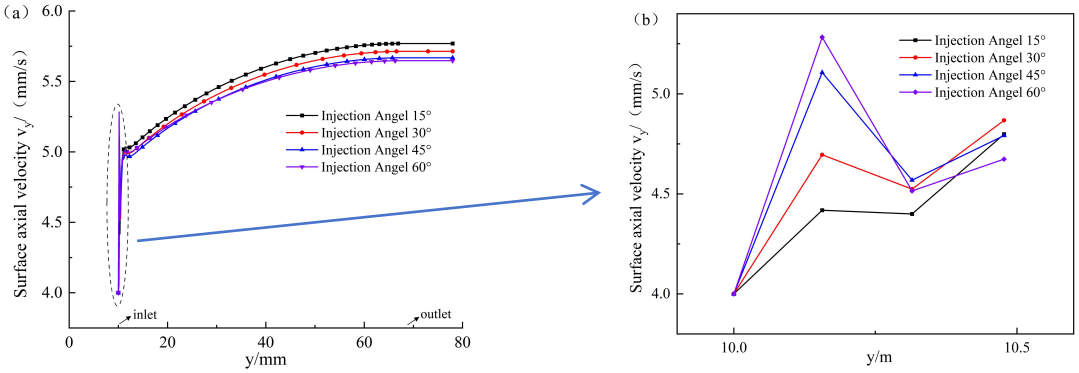


Fig. 11　v_x distribution curves of axial radial velocity on the melt surface at different inlet angles: (a) axial velocity distribution of the surface; (b) local magnified view

2.3 剪切速率分析

不同进气角度下，熔体表面剪切速率随挤出方向分布曲线如 Fig.12 所示。由 Fig.12 可知熔体表面剪切速率沿轴向先剧烈增大后缓慢下降，直至气体离开口模在空气中消散，此时熔体剪切速率骤降，其大小几乎为零。熔体在气体开始作用时剪切速率最大，此时熔体的剪切速率达到峰值；当进气角度为 15°时，熔体剪切速率的峰值最大，而当进气角度为 60°时，熔体剪切速率的峰值最小。由于过高的剪切速率容易造成熔体在口模内的流动不稳定，这种不稳定流动对熔体表面质量有不利影响；剪切速率较低时，挤出制品表面光洁度更优。如图可见，当进气角度增至 30°时，熔体表面剪切速率显著降低；若继续增大角度，其衰减趋势明显趋缓。因此在气体与熔体刚接触时设置一个进气角度能够很好地降低熔体在口模内的剪切速率，这个进气角度的大小合适，对管材的成型有着积极的影响。

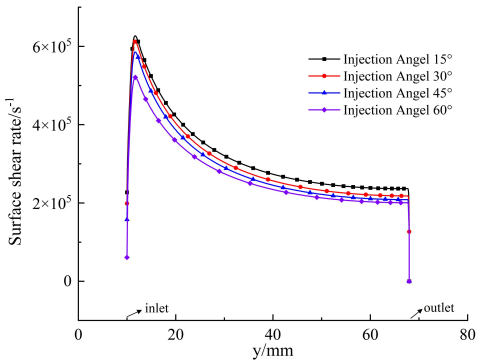


Fig. 12　Shear rate curve of melt surface along the extrusion direction

2.4 第一法向应力差分析

Fig.13 云图显示了口模内熔体第一法向应力差的分布情况；Fig.14 为熔体第一法向应力差最大值在不同进气角度下的分布曲线。通过 Fig.13 云图可知，在不同进气角度下，熔体的第一法向应力差呈现一定的规律性；即第一法向应力差的最大值均出现在气体与熔体交汇处附近，且熔体在气体的作用下，熔体第一法向应力差沿挤出方向不断减小，直至熔体离开口模后趋于稳定；其中在熔体离开口模时，进气角度越大，熔体的法向应力差越大；从 Fig.14 中可得出增大进气角度，熔体第一法向应力差最大值增大，且增大的速率显著提高；这是由于熔体第一法向应力差最大值与气体对熔体的冲击成正相关，进气角度越大，气体对熔体垂直作用的分力越大，故冲击力增大；聚合物在挤出成型工艺中，熔体的离模膨胀与其第一法向应力差有明显关联；所以较小的进气角度对熔体离开口模后的挤出胀大抑制作用更明显。

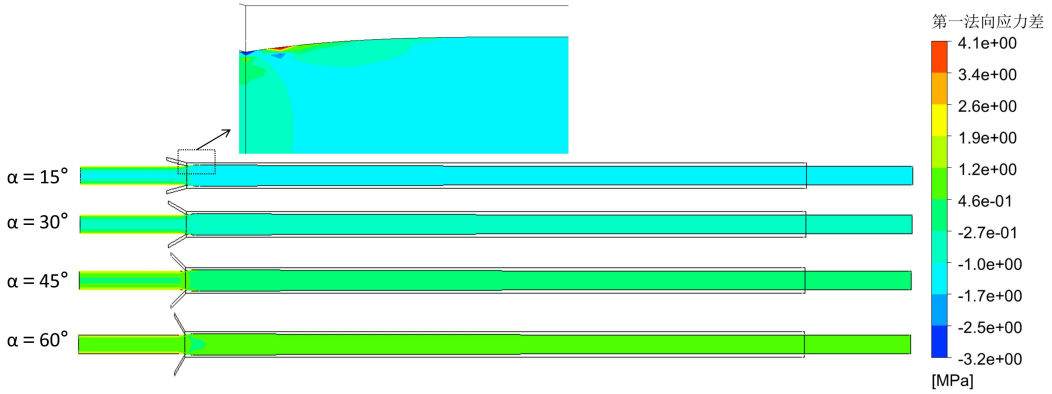


Fig. 13　Distribution of the first normal stress difference of melts with different intake angles

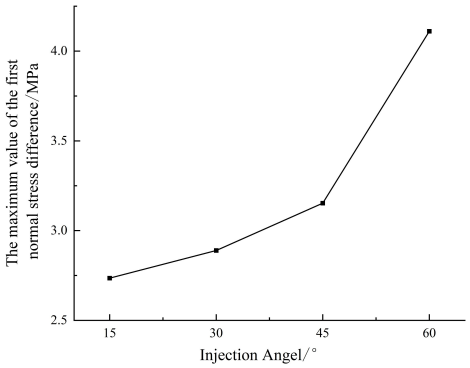


Fig.14　Curve of the maximum value of the first normal stress difference of the melt with the intake angle

3 结论

(1) 进气角度增大会增强气体压力的竖直分量，使垂直作用于熔体的力显著增大。当该作用力远大于熔体向外膨胀的力时，会导致熔体径向速度及第一法向应力差过大，影响成型质量；若进气角度过小，气体对熔体的拖曳作用增强，致使管件变细，出口处壁厚相对入口显著减小，壁厚收缩率过大，熔体表面剪切速率过高。

(2) 综合数值分析结果，进气角度在 15°至 30°范围内能够产生适当的垂直方向作用力，有效抑制熔体因粘弹特性导致的过度膨胀，并适当降低表面剪切速率。该结论与类似气辅挤出系统中其他

聚合物的研究结果一致，表明 15°–30°为 PVC-U 管材气辅挤出的较优进气角度范围，对提升管材成型质量具有积极意义。

参考文献：

[1] Hecker J F, Edwards R O. Effects of roughness on the thrombogenicity of a plastic[J]. Journal of Biomedical Materials Research, 1981, 15: 1-7.

[2] Liang J Z. Effects of extrusion conditions on die-swell behavior of polypropylene/diatomite composite melts[J]. Polymer Testing, 2008, 27: 936-940.

[3] Ruland P, Malcolm R. The effect of channel geometry and wall boundary conditions on the formation of extrusion surface instabilities for LLDPE[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 2001, 98: 185-199.

[4] Kissi N, Piau J, Toussaint F. Sharkskin and cracking of polymer melt extrudates[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 1997, 68: 271-290.

[5] Zatloukal M, Chaloupkova K, Witte J D, et al. Analysis of the free surface instabilities in extrusion and coextrusion flows for metallocene based polyolefins[C]//TAPPI European Place Conference. Athens: Greece TAPPI Press, 2007: 1055-1109.

[6] Carneiro O S, Luís L F, Teixeira P, et al. Weld lines in extrusion: understanding the role of the flow conditions[J]. AIP Conference Proceedings, 2015, 1662: 030012.

[7] Ferrás L L, Sitotaw Y, Céliofernande S, et al. A numerical and experimental study on weld lines formation and strength in extrusion[J]. Polymer Engineering & Science, 2018, 58: 249-260.

[8] 黄兴元. 聚合物气体辅助口模挤出成型的理论及实验研究[D]. 南昌: 南昌大学, 2006.
Huang X Y. Theoretical and experimental research on polymer gas-assisted die extrusion[D]. Nanchang: Nanchang University, 2006.

[9] Arda D R, Mackley M R. Sharkskin instabilities and the effect of slip from gas-assisted extrusion[J]. Rheologica Acta, 2005, 44: 352-359.

[10] 邓小珍, 肖兵, 任重.聚合物气体辅助挤出成型研究进展[J]. 高分子材料科学与工程, 2022, 38(3): 151-158.
Deng X Z, Xiao B, Ren Z. Research progress on gas-assisted extrusion molding of polymers[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2022, 38(3): 151-158.

[11] Liang R F, Mackley M R. The gas-assisted extrusion of molten polyethylene[J]. Journal of Rheology, 2000, 45: 211-226.

[12] 任重. 塑料微管气辅挤出成型理论及实验研究[D]. 南昌: 南昌大学, 2017.
Ren Z. Theoretical and experimental study on gas-assisted extrusion molding of plastic microtubules[D]. Nanchang: Nanchang University, 2017.

[13] Ren Z, Huang X Y. Effect of gas flow rate on the double gas-assisted extrusion forming of plastic pipes[J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2019, 267: 042059.

[14] Ren Z, Huang X Y. Effect of viscous flow activation energy on the gas-assisted extrusion forming of plastic micro-tube[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019, 562: 012125.

[15] Ren Z, Huang X Y. Numerical comparisons on the effects of wall thickness on extrudate swell of traditional extrusion and gas-assisted extrusion for plastic microtubules[J]. Materials Science Forum, 2019, 4825: 253-259.

[16] Ren Z, Huang X Y. The effect of inner assisted gas length on the gas-assisted extrusion forming of plastic micro-tube[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2019, 563: 032036.

[17] 王瑞喆. 基于不同进气角度下的塑料片材气辅挤出数值模拟及实验探究[D]. 南昌: 南昌大学, 2021.
Wang R Z. Numerical simulation and experimental investigation of gas-assisted extrusion for plastic sheets with variable injection angles[D]. Nanchang: Nanchang University, 2021.

[18] 张王康. PVC-U 管材共用挤出机头优化研究[D]. 盐城: 盐城工学院, 2023.
Zhang W K. Optimization study of common extrusion Die for PVC-U pipes[D]. Yancheng: Yancheng Institute of Technology, 2023.

[19] 郭泽元, 胡少伟, 金文粲, 等. PVC-U 轴向中空壁管挤出成型工艺优化与数值模拟[J]. 塑料工业, 2023, 51(9): 94-101.
Guo Z Y, Hu S W, Jin W C, et al. Process optimization and numerical simulation for extrusion molding of axially hollow-walled PVC-U pipes[J]. China Plastics Industry, 2023, 51(9): 94-101.

[20] 章本照. 流体力学数值方法[M]. 北京: 机械工业出版社, 2003.

Numerical Simulation of the Influence of Air Inlet Angle on the Internal and External Gas-Assisted Extrusion Process of Polyvinyl Chloride Round Pipe

Jiawei Huang[1], Tangqing Kuang[2], Cong Gao[3], Hesheng Liu[1], Shangsen Gao[4], Fan Yang[4]

(1. School of Materials Science and Engineering, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 2. School of Electromechanical and Vehicle Engineering, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China; 3. Jiangxi Union Plastic Science and Technology Industrial Company Limited, Nanchang 330100, China; 4. Center for Basic and Engineering Practice, East China Jiaotong University, Nanchang 330013, China)

ABSTRACT: In the extrusion of polyvinyl chloride (PVC-U) round tubes, the melt is prone to adverse effects such as demold expansion and melt rupture after leaving the mold. In order to improve the quality of PVC-U round tubes, gas-assisted extrusion molding technology was introduced; by using the numerical simulation method, the two-dimensional "gas-liquid-gas" coupling flow model was established by Polyflow software, and the changes of the overall dimensions, melt velocity field, shear rate and first normal stress difference of PVC-U round pipes at four intake angles of 15°, 30°, 45° and 60° were systematically explored. The results show that the larger the inlet angle, the smaller the shrinkage rate of wall thickness, the inner and outer diameter dimensions and the wall thickness at the melt outlet are not significant, the angle is too large to weaken the gas dragging effect, reduce the axial velocity, and the maximum value of the first normal stress difference of the melt increases, which is not conducive to production efficiency and quality. The extreme value of the radial velocity of the melt is too large (0.58 mm/s) due to the small inlet angle, which cannot fully inhibit the extrusion expansion of the melt. When the inlet angle is 15°, the peak shear rate is the maximum, which is easy to induce flow instability, and the

inlet angle of 30° and above can effectively inhibit excessive shear (15.2% reduction compared with 15°) and improve the surface quality. Therefore, it is concluded that the inlet angle of 15°~30° can take into account the dimensional accuracy and flow stability.

Keywords: gas-assisted; numerical simulation; air inlet angle; extrusion molding; polyvinyl chloride