http://pmse.scu.edu.cn

基于 Celuka 挤出发泡工艺的聚丙烯基木塑复合材料泡孔形貌调控机理

王苏炜[1], 郭永卓[1], 宗胡曾[2], 肖 磊[1], 郝嘎子[1], 姜 炜[1], 薛 平[3]

(1. 南京理工大学化学与化工学院 国家特种超细粉体工程技术研究中心, 江苏 南京 210094;
2. 山东非金属材料研究所, 山东 济南 250031; 3. 北京化工大学 塑料机械及塑料工程研究所, 北京 100029)

摘要:针对当前木塑复合材料微孔化技术难度高、限制大的现状,采用优化螺杆构型、设计发泡模具等来搭建与其材料特性相适应的连续挤出发泡试验平台,通过观察不同工艺条件下试样内部的泡孔结构特征来揭示挤出过程中的气泡衍生行为与形貌演变规律,进而实现其尺寸参数的有效调控。结果表明,采用 Celuka 发泡模具、强化螺杆混炼能力等均有助于在发泡过程中获得理想的压降参数以推动木塑复合材料的微孔化。此外,受熔体流动状态的影响,气泡在生长过程中存在一定的形变行为,且强化熔体强度有助于提高其结构稳定性。同时,通过调节发泡温度、螺杆转速等工艺参数可以显著改善试样的承载能力,并将泡孔尺寸和分布密度分别优化至 87.6 μm 及 2.3×10^4 cm^{-3}。

关键词:木塑复合材料;聚丙烯;挤出发泡;挤出成型;形貌演变
中图分类号:TB332 **文献识别码**:A **文章编号**:1000-7555(2026)01-0118-11

自 20 世纪以来,社会的快速发展在消耗大量木材、塑料等资源的同时也产生了大量的废弃物,造成了严重的环境污染,并引发了全球气候变化等问题[1~3]。以回收塑料和废弃木材为原料的木塑复合材料可以实现 4000 万吨/年国内废塑料的资源化再利用,并显著降低二氧化碳的排放(每吨木塑复合材料减排二氧化碳 7.5 吨),从而间接增加森林碳汇[4,5]。然而,木塑较高的材料密度以及较差的产品韧性使其在应用过程中容易因脆性断裂而失效,缩短产品寿命,且难以起到变形预警的作用,从而极大限制了其应用[6~8]。

鉴于传统发泡工艺容易形成较大泡孔(≥250 μm)而极大削弱制品强度[9],Suh 等[8,10]根据无机纳米粒子的增韧原理提出了微孔塑料的概念,其广义上是指泡孔平均直径≤100 μm、泡孔密度≥10^6 cm^{-3}的多孔聚合物材料,引入微孔结构能钝化制品内部的微裂纹以抑制其扩展,从而在大幅降低制品密度的同时有效改善其韧性。此后,各国学者针对树脂的微孔化逐渐开发出分步升温式和快速降压式釜压发泡技术、半连续浸润发泡技术、注塑发泡技术和连续挤出发泡技术等[11,12]。其中,釜压、浸润等间歇式微孔发泡技术受限于熔体内的气体扩散效率,需要较长的加工周期,且无法制造大尺寸制品。挤出、注塑等发泡技术凭借螺杆、静态混合器等元件的混炼作用能加快均相体系的形成,具备成型周期短、生产效率高等优点,更适用于塑料发泡制品的批量化生产。

然而,相较于纯树脂及树脂合金,高含量木粉颗粒的添加使得木塑复合材料在发泡过程中因木粉易团聚、难分散的特点而难以获得理想的气液均相体

doi: 10.16865/j.cnki.1000-7555.2026.0008
收稿日期: 2024-12-06
基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金(30923011018)
通讯联系人: 薛平, 主要从事聚合物高端加工装备成型理论及技术、聚合物基增强复合材料成型加工及聚合物及固体废弃物高值化利用研究, E-mail: xueping@mail.buct.edu.cn

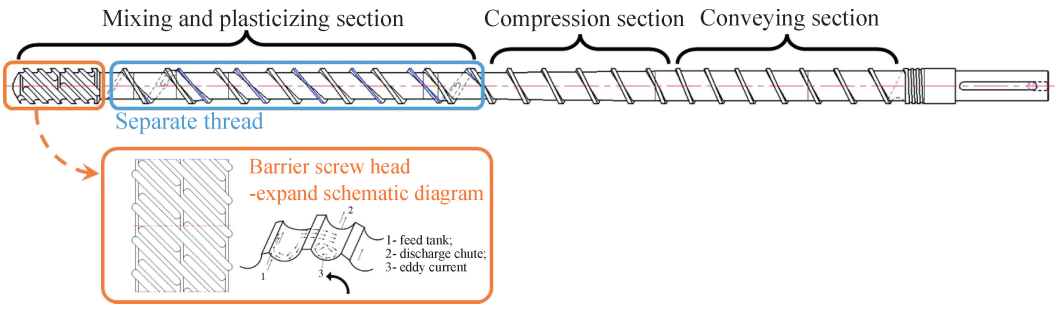


Fig. 1　Schematic diagram of screw structure

系,且木粉内较低的气体溶解度也难以析出足够的亚稳态气体活性分子以支撑气泡核的生长[13]。同时,螺杆的剪切作用使得熔体温度和压力分布处于波动状态,从而极易导致制品内泡孔的尺寸偏大及分布不均匀。笔者前期研究发现,木塑复合材料更小气泡孔径及更大泡孔密度的实现对成型设备的混炼塑化、分布均化、压力梯度控制等能力提出了更高的要求[4,8,14,15]。

本文以聚丙烯基木塑复合材料为对象,结合其材料特征对螺杆构型、发泡模具等进行优化设计,进而搭建与其相适应的连续挤出发泡试验平台,通过观察试样内部的泡孔结构特征解析了其在挤出发泡过程中的形貌演变机理。同时,本文还通过调节发泡温度、螺杆转速等工艺参数探索了其对试样泡孔结构参数的影响规律,以期构建适用于木塑复合材料的泡孔结构调控模型。

1　发泡平台搭建

相较于传统发泡工艺,聚丙烯基发泡木塑复合材料的制备对试验平台的混炼塑化及压力调控等能力提出了更高的要求。为此,本文一方面通过设计螺杆构型、串联动态混合器来强化装置的混炼能力,另一方面借助稳压装置和发泡模具来实现发泡过程中熔体压力的有效调控。

1.1　混炼塑化元件

鉴于木塑复合材料难塑化的材料特性,常规单螺杆挤出机难以实现多组分物料的均匀分散,且过多的木粉填充容易使其在挤出过程中团聚,从而导致局部树脂难以充分包裹发泡气体[10]。为此,本文一方面在机筒内表面开设直沟槽以提高螺杆的输送效率,另一方面通过加大长径比,引入分离型螺纹和屏障螺杆头来实现木塑颗粒的熔融塑化,其结构如 Fig.1 所示。同时,在螺杆末端串联腔穴传递式动态混合器以强化装置的分布和分散混合能力,从而满足高填充木粉颗粒的均匀分散及“气-液”均相体系的形成[16,17]。

1.2　稳压发泡装置

根据发泡模具的不同,聚合物挤出发泡技术可以细分为自由发泡、向内发泡、受限自由发泡及共挤发泡等。其中,向内发泡技术又称为 Celuka 发泡法,其借助模具内的舌头结构可以在实现制品芯部发泡的同时获得光滑的表面结皮,适用于复杂型材的制备。因此,根据 Celuka 发泡法设计如 Fig.2 所示的矩形截面发泡模具,并在发泡模具入口处增设串联熔体齿轮泵以消除腔穴传递式动态混合器阻力元件造成的压力损失,降低熔体压力波动幅度以实现对发泡压力的精确控制。

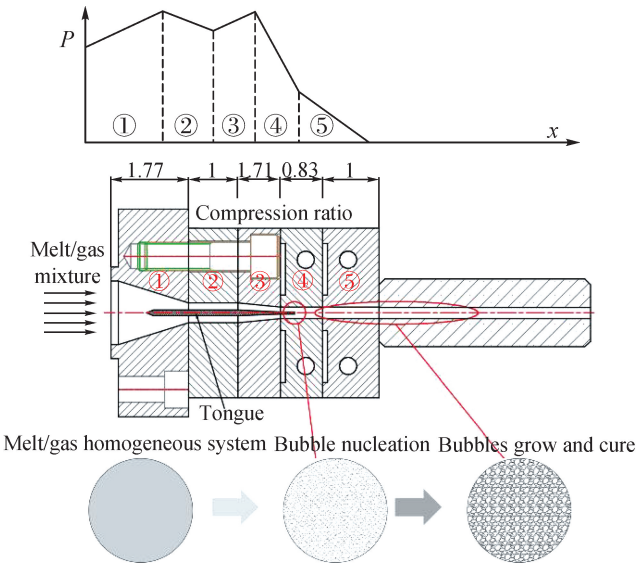


Fig. 2　Schematic diagram of Celuka foam mold structure

为了实现复合材料的微孔化,一方面要在模具入口处形成较大压力以避免气体过早析出形成气泡核,另一方面要模具内部舌头末端形成较大压降速率以引发均相体系的热力学不稳定性、提高气泡成核质量[8]。为此,本文对不同流道尺寸的熔体压降及压降速率进行了计算,以期获得最优发泡条件。

对于非牛顿流体,其在矩形模具内的压降(Δp)为

$$-\Delta p = 2mLQ^{n}\frac{\left(\frac{4n+2}{n}\right)^{n}}{w^{n}h^{2n+1}} \tag{1}$$

式中:Q——熔体的体积流率,m^3/s;m——材料的稠度,Pa·s;n——材料的幂律指数;L,w 和 h——分别为模具定型段长度、宽度和高度[8],m。

物料在模具内的停留时间(Δt)为

$$\Delta t \approx \frac{L}{V_{avg}} = \frac{L}{Q/wh} = \frac{whL}{Q} \tag{2}$$

式中:V_{avg}——模具内熔体的平均流率,m^3/s。故发泡模具内部的熔体压降速率可以表示为

$$\frac{dp}{dt} \approx \frac{\Delta p}{\Delta t} = 2m\left(\frac{4n+2}{n}\right)^{n}\left(\frac{Q}{wh^2}\right)^{n+1} \tag{3}$$

由于模具入口处物料的容积流率受熔体泵控制,所以熔体流率又可以表示为

$$Q = a_g N_g \tag{4}$$

式中:a_g——熔体泵的熔体流率系数,m^3/r;N_g——熔体泵转速,r/min。故熔体压降速率又可以表示为

$$\frac{dp}{dt} \approx \frac{\Delta p}{\Delta t} = 2m\left(\frac{4n+2}{n}\right)^{n}\left(\frac{a_g N_g}{wh^2}\right)^{n+1} \tag{5}$$

由上述公式可知,发泡模具内部的熔体压降及其压降速率主要受定型段流道尺寸的影响。其中,发泡模具定型段长度的变化对熔体压降影响较大,其尺寸的增长容易造成熔体流动阻力及物料挤出难度的提高。同时,发泡模具定型段宽度和高度的增加会造成熔体压降及压降速率的降低,且高度因素的影响占比更大。在 5 kg/h 挤出产量的条件下,不同流道尺寸的压力参数如 Tab.1 所示。

Tab. 1 Pressure drop parameters with different channel sizes

Fixed segment size/mm			Consistency	Power exponent	Volumetric flow rate	Pressure drop	Pressure drop rate
Length	Width	Height			$\times10^{6}/(m^3\cdot s^{-1})$	$\times10^{-6}$/Pa	$\times10^{-9}/(Pa\cdot s^{-1})$
70	80	4	17420	0.3	1.5	16	14
70	80	8	17420	0.3	1.5	5.1	2.3

结合试验结果可知,物料在截面尺寸为 80 mm×4 mm 的模具内挤出时容易形成 20 MPa 以上的熔体背压,不仅会造成溢料等现象,还会抑制气体的析出及泡孔的形成[8,14]。相较之下,物料在 80 mm×8 mm 模具内挤出时熔体压力适中,可以控制在 10 MPa 以下,能满足木塑试样的微孔发泡要求。

2 发泡实验部分

2.1 实验原料

聚丙烯(PP):B8101,熔融指数(MFI)为 0.36 g/10 min,燕山石化有限公司;杨木粉:粒径 150 μm,创美矿产品贸易有限公司;乙烯-辛烯共聚物(POE):DF605,熔融指数(MFI)为 0.5 g/10 min,三井化学有限公司;有机发泡剂:AC,天楚化工有限公司;氧化锌:Z111843,阿拉丁试剂;马来酸酐接枝聚丙烯(MAH-g-PP):CA100,接枝率 1%,法国阿科玛公司;滑石粉:600 目,辽宁海城有限公司。

2.2 试样制备

首先,按照 Tab.2 所示的组分配方,通过熔融造粒在 180 ℃制备 POE 质量分数为 30% 的 PP/POE 共混颗粒,并与木粉和滑石粉一起进行烘干处理。其次,将干燥后的树脂颗粒、木粉、滑石粉及 MAH-g-PP 放入高速混合机中搅拌 30 min,借助双螺杆挤出机对其进一步混炼以获得发泡所需的木塑颗粒。最后,利用液体石蜡将发泡剂附着在木塑颗粒表面(液体石蜡与木塑颗粒质量比为 0.5∶100),进而在 Fig.3 所示的微发泡挤出试验平台上进行塑化成型。

2.3 测试与表征

2.3.1 *微观形貌表征*:采用扫描电子显微镜(SEM,S-4700,日本 Hitachi 公司)对脆断样品截面处的泡孔

Tab. 2　Formula of wood plastic composite materials

Components	PP	Wood flour	MAH-g-PP	Talc	Foaming agent
w/%	70	30	10	10	1

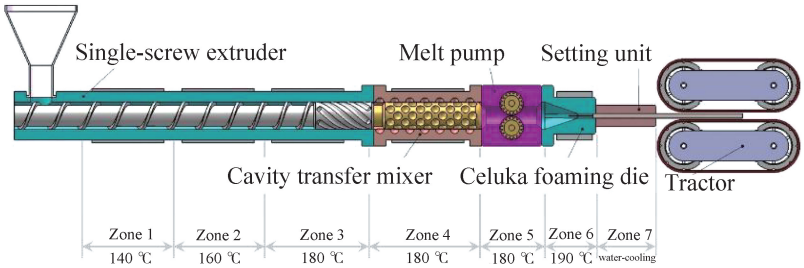


Fig. 3　Schematic diagram of micro-foaming extrusion test platform

形貌进行观测(加速电压为 20 kV),并通过 Image Pro Plus 软件统计样品的泡孔尺寸(d)和泡孔密度(N_0),计算方法如式(6,7)所示

$$d=\frac{\sum_{i=1}^{n} d_i}{n} \tag{6}$$

$$N_0=\left[\frac{nM^2}{A}\right]^{3/2}\frac{\rho_0}{\rho_f} \tag{7}$$

式中:d_i——单个泡孔的直径;n——统计的泡孔数量;A——电镜照片的面积;M——电镜放大倍数;ρ_0和ρ_f——分别是发泡前后样品的表观密度。

2.3.2　*力学性能测试*:在室温环境中,采用电子万能试验机(KXWW,承德泰鼎试验机制造有限公司)分别按照国标 GB/T 1040—2006, GB/T 9341—2000 和 GB/T 1043.1—2008 对样品的拉伸、弯曲和抗冲击强度进行测试。其中,拉伸和弯曲强度的加载速率为 10 mm/min,每个样品重复 5 次取平均值。

3　结果与讨论

3.1　基于 Celuka 微孔挤出工艺的气泡衍生过程分析

当前,釜压、浸润、注塑、挤出等微发泡技术均采用气体过饱和法形成微孔结构,即借助高压、搅拌等手段将发泡气体渗入树脂内部以形成稳定的均相体系,然后通过升温、降压等使溶解的气体进入热力学不稳定状态,使其从熔体内析出以促进气泡核的形成及泡孔的生长[8,18,19]。其中,借助搭建的微发泡挤出试验平台制备聚丙烯基微孔木塑复合材料可以细分为物料的熔融塑化、发泡剂的热分解、气体的扩散溶解、气泡的成核/生长以及泡孔的冷却定型等步骤[8]。

结合 Fig.3 中的工艺参数可以看出,木塑颗粒输送至机筒 3 区前已经在机筒传热和螺杆剪切的双重作用下转变为黏弹熔体。同时,将机筒 3 区温度设定略高于发泡剂热解温度,一方面可以使得发泡剂热解生成的气体被熔体充分包裹住,另一方面可以避免发泡剂提前热解导致气体通过颗粒间隙从料斗处逸出。接着,聚合物/气体混合物在腔穴传递式动态混合器的反复剪切-传递-折叠过程中形成均相体系,并在齿轮熔体泵的作用下稳压输送至发泡模具。最后,进入模具后的均相体系因为舌头结构引发的流道体积变化而产生较大的压降,并以此促使过饱和气体的析出以及气泡的成核/生长[8]。

气泡核的形成并非一蹴而就,模具内部气泡的成核和生长受熔体温度、压力分布等影响是交替进行的[8]。其中,气泡成核周期越短、密度越大,越容易获得尺寸细密而均匀的泡孔结构。结合 Fig.2 中的 Celuka 发泡模具可知,其主要由 5 块具有不同压缩比的金属模体组成,借助内部的舌头结构可以通过调整流道体积来获得较大压降及压降速率。在挤出过程中,模体 4 由于 Celuka 舌头末端处流道截面尺寸的骤增导致熔体压力产生一定程度的下降,从而造成熔体内气体溶解度的降低及其浓度的过饱

和,促使低势能点处气体的析出以及气泡核的形成。此外,模体 1 和 3 内的收敛流道使得熔体压力总体呈递增趋势,避免了气体的提前析出,将气泡成核过程控制在模体 4 内,进而缩短了气泡的成核周期。

在气泡成核过程中,由于流道内各处的熔体温度、压力、流动速率等均存在一定的差异,所以各处气泡的成核时间、速率也各不相同,模体 4 芯部的气体因为靠近 Celuka 舌头而率先成核。随着流道内熔体压力的传递,气泡成核也逐渐由芯部向表层扩散,这造成了流道内部各处的气泡成核和生长交替进行。在形成气泡核之后,析出的气体继续涌入气泡核内部推动泡孔不断膨胀,直至气泡内外的压差为零或者试样温度降至结晶温度以下。然而,Tsujimura[18]等借助机头模具可视化技术观察到,气泡的成核位置随着熔体压力的降低而逐渐向其上游方向移动。此外,发泡剂含量高、熔体强度低及模具温度高等因素也极易提高熔体内的气体浓度,降低气泡的成核能垒,从而导致气泡成核提前发生。Fig.2 中模具流道结构表明,物料流经过渡模体 2 时,由于流场剪切作用存在一定的压力损失,很容易诱发气体进入热力学不稳定状态,导致气泡提前成核。

3.2 基于 Celuka 微孔挤出工艺的泡孔形貌演变行为

前人研究表明,剪切流场内的气泡核在其生长过程中容易沿着熔体流动方向被拉伸成狭长的椭圆球体,且其拉伸程度受熔体黏度、气泡界面张力、剪切速率及泡孔半径等因素的影响[8,20,21]。鉴于气泡的成核和生长阶段主要发生在模体 4 和 5 内,本文结合 Celuka 发泡模具定型段流道尺寸对其内部熔体的流动状态进行分析,并将之简化为如 Fig.4 所示的平行平板间的压力流问题。

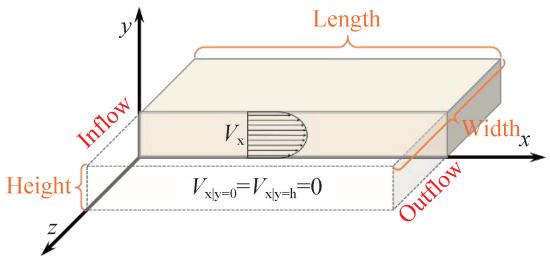


Fig. 4 Pressure flow model of melt in foam mold

根据已知条件,熔体在模具流道内沿 x 轴方向作等温稳定层流运动,在忽略重力、惯性力的前提下可以将其动量方程式简化为

$$0=-\frac{\partial P}{\partial x}+\frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} \tag{8}$$

$$0=-\frac{\partial P}{\partial y} \tag{9}$$

$$0=-\frac{\partial P}{\partial z} \tag{10}$$

其中,τ_{yx} 和$\partial P/\partial x$ 又可以表示为

$$\tau_{yx}=\eta\frac{\partial V_x}{\partial y} \tag{11}$$

$$\frac{\partial P}{\partial x}=\frac{\Delta p}{L} \tag{12}$$

式中:η——流体黏度,Pa·s。进一步简化可得

$$\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial V_x}{\partial y}\right)=\frac{\Delta p}{\eta\cdot L} \tag{13}$$

结合壁面无滑移假设可知,壁面处的熔体流速为零,代入边界条件可知,熔体沿挤出方向的流动速率(V_x)为

$$V_x=\frac{\Delta p}{2\eta\cdot L}(y^2-h\cdot y) \tag{14}$$

将 2.2 节的熔体压降速率公式代入,可得

$$V_x=\frac{m\cdot Q^n\cdot\left(\frac{4n+2}{n}\right)^n}{\eta\cdot w^n\cdot h^{2n+1}}(y^2-h\cdot y) \tag{15}$$

由上式可知,模具流道内的熔体流速沿竖直方向(y 轴方向)先增后减,并在轴心处取得最大值,其流动状态如 Fig.5 所示。从图中可以看出,随着模具内部流道截面的不断收敛,熔体的流动速率不断增大。但在舌头末端处,流道截面面积的扩大使得部分熔体沿径向流动直至将流道填满,从而导致熔体的轴向流动放缓。接着,由于冷却定型的原因,模体 5 内的熔体从壁面到芯层逐渐固化,并在牵引机的拖动下,试样截面各点的运动速率趋于一致。

在模具内剪切流场的作用下,试样沿轴向截面(垂直于 z 轴)上的泡孔结构演变过程如 Fig.6 所示。从图中可以看出,随着模具内熔体的流动,流场内的球形气泡也因为 y 方向上熔体流动速率的不同而逐渐被拉伸成扁平的椭圆体形状,且与流道中心线呈一定角度排布。由于越靠近流道中心线,熔体的流

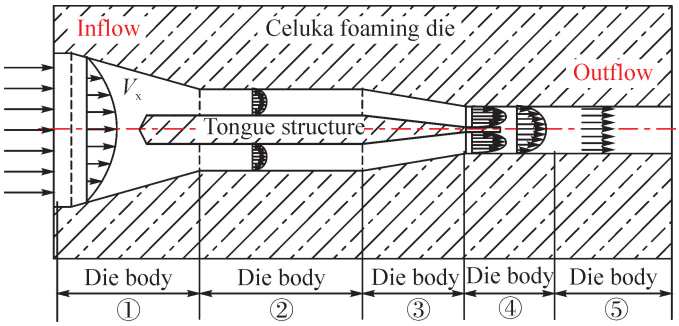


Fig. 5　Flow state of the material in the Celuka foaming die

动速率越大,所以位于流道中心线处的泡孔截面形状在气泡表面不同流动速率的影响下逐渐由圆形向月牙形过渡。随着挤出的进行,Celuka 舌头的消失会导致模体 4 内芯部熔体压力及气泡生长阻力和气体溶解度的快速下降,从而加剧芯层泡孔的生长,以至于形成明显的孔洞缺陷。此外,结合 Fig.6 中的电子显微镜图片可知,随着配方中木粉填充量的增加,轴向截面上的气泡拉伸变形行为也随之放缓。这主要是由于配方中木粉占比的增加有助于改善材料的熔体强度,进而在挤出过程中强化泡孔结构的稳定性。结合前期研究可知,大量木粉颗粒分散在熔融的聚丙烯基体中,就像在黏稠的液体中加入了无数微小的“岛屿”,从而严重阻碍聚合物分子链的自由运动和滑移。当熔体受到外部应力(如拉伸、剪切)时,分子链的解缠结和重排变得极其困难,宏观上表现为熔体强度和黏弹性的显著提高。高熔体强度不仅能显著增加泡壁的强度与韧性,有效抵抗相邻气泡间的合并趋势以维持泡孔结构的独立性和均匀性,还可以增强气泡生长的“束缚力”,使其生长速度更慢,更可控[22,23]。

除了轴向截面外,试样径向截面(垂直于 x 轴)上的气泡形貌演变过程也受剪切流场的影响,其过程如 Fig.7 所示。从图中可以看出,在熔体流经发泡模具的过程中,其流道截面逐渐由直径 45 mm 的圆形转变为 90 mm×14 mm 的矩形,从而导致物料沿 y 轴方向收敛、沿 z 轴方向扩散。受此影响,模具内的熔体会在轴向方向上形成环向流场,并在试样径向截面上形成众多呈环向分布的椭圆体泡孔。

3.3　基于 Celuka 微孔挤出工艺的泡孔尺寸调控

在气泡生长过程中,合适的模具温度有助于实现气泡的稳定生长以及试样发泡倍率的调节,从而影响试样的表观密度和承载强度等性能。螺杆转速是影响泡孔结构的重要工艺参数之一,适当的螺杆转速一方面可以改善各组分的混合均匀性,促进均

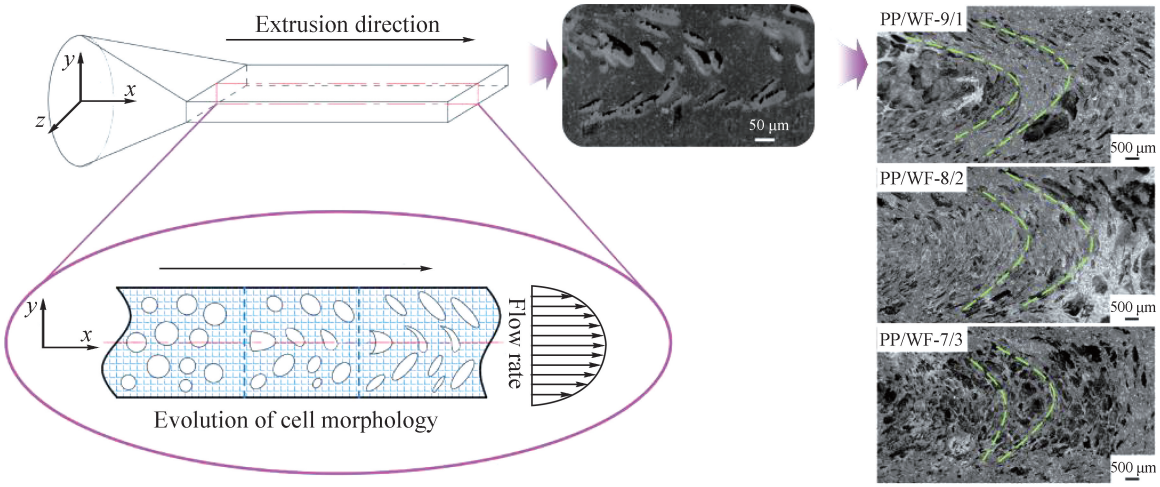


Fig. 6　Evolution process of axial bubble structure of samples

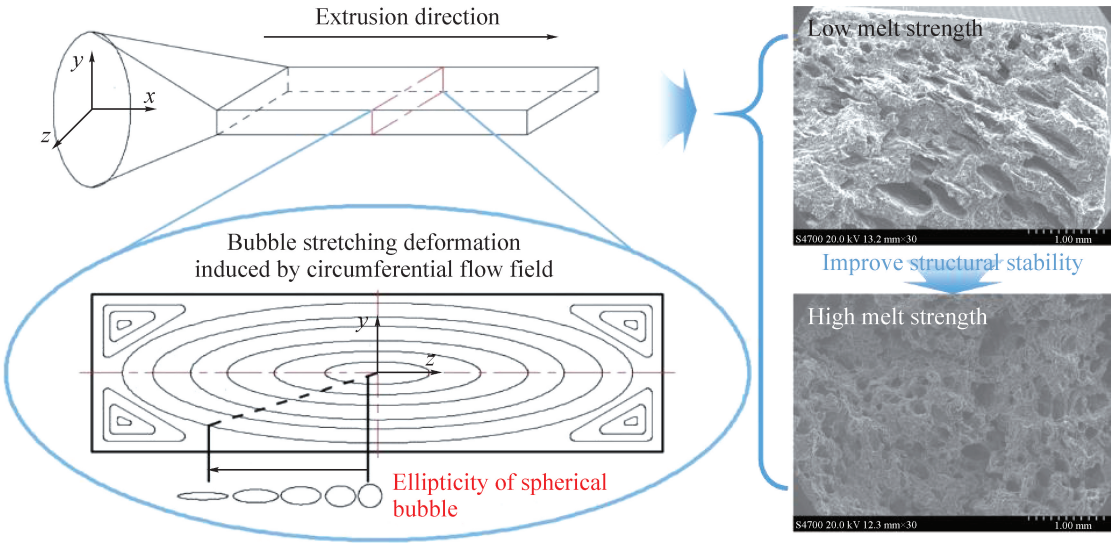


Fig. 7 Evolution process of radial bubble structure of samples

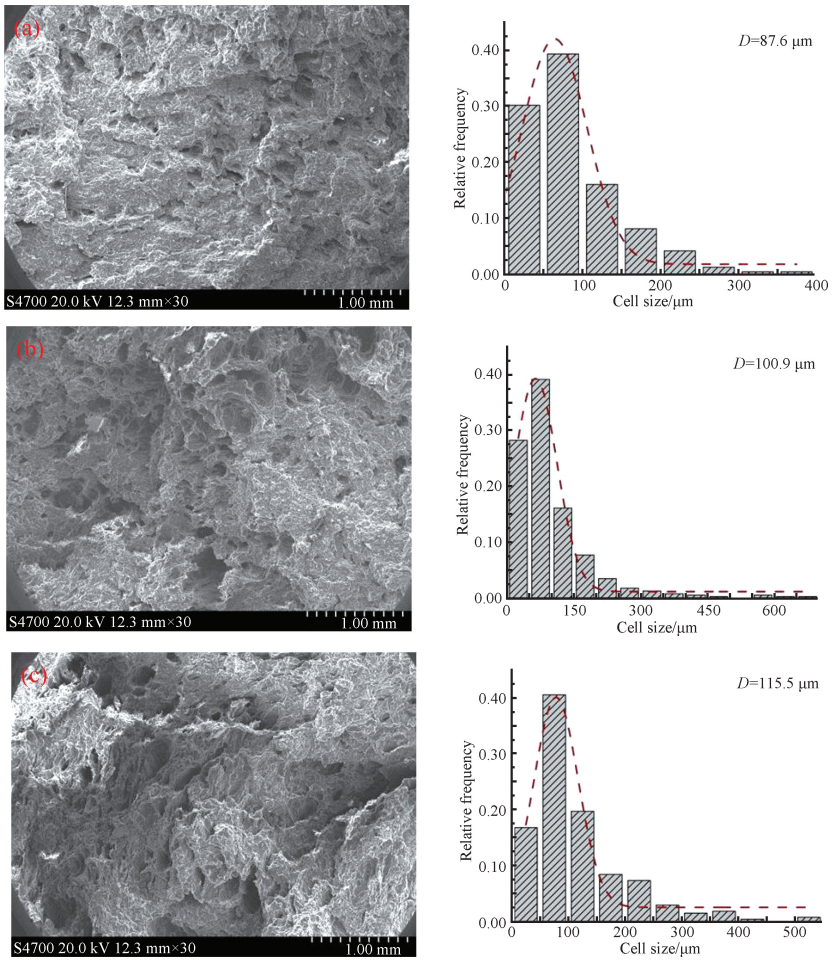


Fig. 8 Cell morphology of samples at different foaming temperature: (a) 190 ℃; (b) 200 ℃; (c) 210 ℃

相体系的形成,另一方面有助于调节熔体压力,避免提前发泡。因此,本文进一步通过调节模具温度、螺杆转速来观察聚丙烯基木塑复合材料内部微孔结构及其承载能力的变化,以实现泡孔尺寸的初步调控。

其中,鉴于晶区无法溶解气体,且其与无定形区交界面的成核能垒较低,更易成核[19,24],本文选择具有线型分子链的丙烯-乙烯无规共聚物作为木塑复合材料中的树脂基体,借助无规分布的乙烯链段来破坏聚丙烯分子链中有序排列的连接结构,从而形成细而密的晶区分布以加强气泡成核密度,减小泡孔尺寸。

3.3.1 发泡温度:在木塑复合材料的挤出发泡过程中,发泡温度是影响试样内泡孔结构的重要参数之一。一方面会直接影响熔体强度,从而改变气泡的生长阻力;另一方面会改变气体的饱和浓度和扩散速率,从而改变发泡气体总量及气泡生长速率。不同模具温度下木塑试样断面泡孔结构及其尺寸参数分别如 Fig.8 和 Fig.9 所示。从图中可以看出,随着发泡温度的升高,木塑试样的泡孔尺寸逐渐变大且分布更加稀疏。当发泡温度从 190 ℃升高至 210 ℃后,其断面上的平均泡孔尺寸从 87.6 μm 增大到 115.5 μm,泡孔密度从 2.3×10^4 cm^{-3} 下降到 1.6×10^4 cm^{-3}。这主要是因为发泡温度的升高不仅会通过增强分子链运动能力、降低熔体表面张力来削弱气泡的生长阻力,还会降低气体溶解度以增加发泡气体总量、推动泡孔生长。此外,发泡温度的升高还容易加剧木粉颗粒的热降解,这同样会产生部分气体以推动泡孔向“大而疏”方向转变。

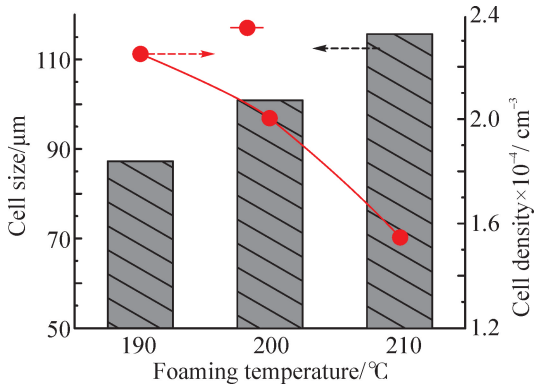


Fig. 9　Cell size and density of the samples at different foaming temperature

不同发泡温度下木塑试样的拉伸、弯曲及抗冲击等承载能力如 Fig.10 所示。受泡孔结构影响,木塑试样的承载能力随着发泡温度的升高呈现下降趋势。这主要归因于过高的发泡温度不仅会破坏试样内部的微孔结构,减小试样截面的有效受力面积,还会引发木粉的热降解,削弱木粉的增强作用。

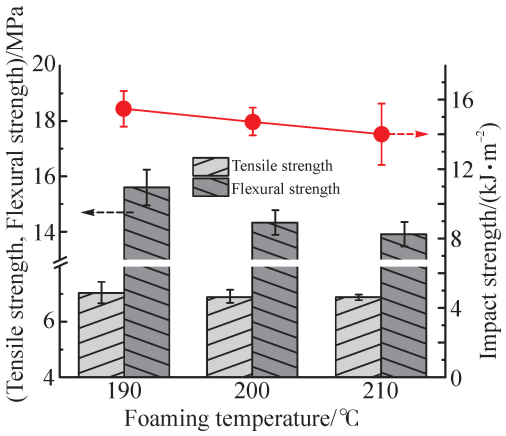


Fig. 10　Mechanical properties of the samples at different foaming temperature

3.3.2 螺杆转速:在木塑复合材料的挤出发泡过程中,螺杆转速是影响试样内泡孔结构的重要工艺参数之一。一方面,提高螺杆转速可以增大模具入口处的熔体压力,不仅可以抑制气体的过早析出,还可以同发泡温度一样改变气体溶解度和气泡生长阻力;另一方面,提高螺杆转速有利于强化螺杆的塑化混炼能力,改善气体的溶解扩散效果,但过高的转速会造成挤出不稳定,影响材料的发泡质量[8]。不同螺杆转速下的木塑试样断面泡孔结构及其尺寸参数分别如 Fig.11 和 Fig.12 所示。从图中可以看出,随着螺杆转速的提高,试样断面上的泡孔结构有了较大幅度的改善,泡孔尺寸逐渐变小,且分布更加密集,在 2 r/min 时取得最小泡孔尺寸和最大泡孔密度。这主要归因于增大螺杆转速极大提高了物料的输送效率及模具入口处的熔体压力。当螺杆转速提高至 3 r/min 后,熔体压力较 1 r/min 时增大了 166.7%,这不仅有助于提高气体溶解度,遏制气泡的过早成核,还会增大气泡生长阻力,阻止其过度生长。

不同螺杆转速下木塑试样的拉伸、弯曲及抗冲

击等承载能力如 Fig.13 所示。受泡孔结构影响，木塑试样的承载能力随螺杆转速总体呈递增趋势。这主要归因于模具内部熔体压力及气体溶解度的增大可以减少用于气泡生长的气体总量，增大试样断面的有效受力面积，从而使得试样可以承受更大的载荷[8]。

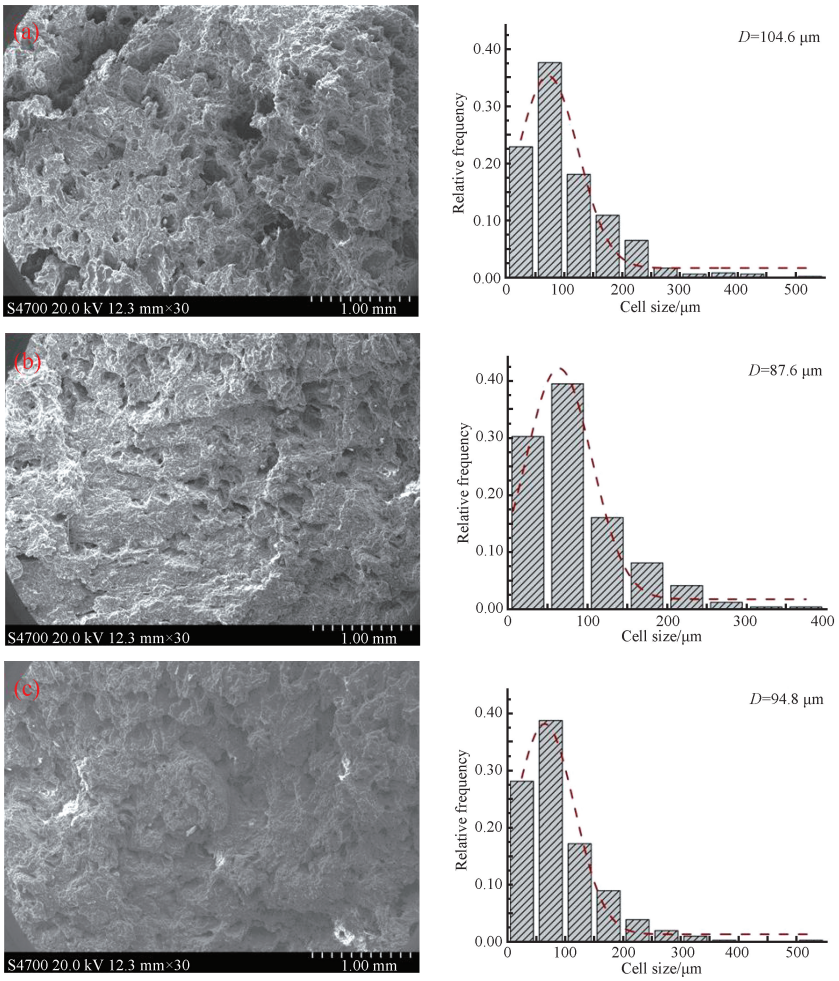


Fig. 11 Cell morphology of samples at different screw speed: (a) 1 r/min; (b) 2 r/min; (c) 3 r/min

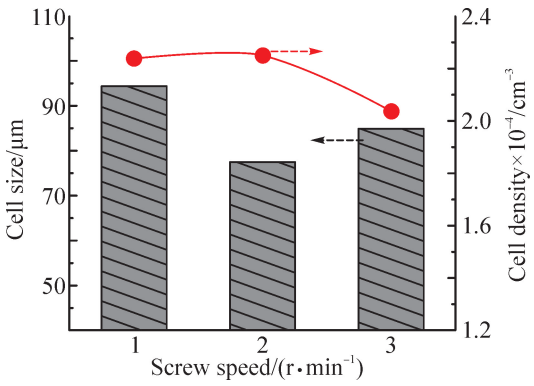


Fig. 12 Cell size and density of the samples at different screw speed

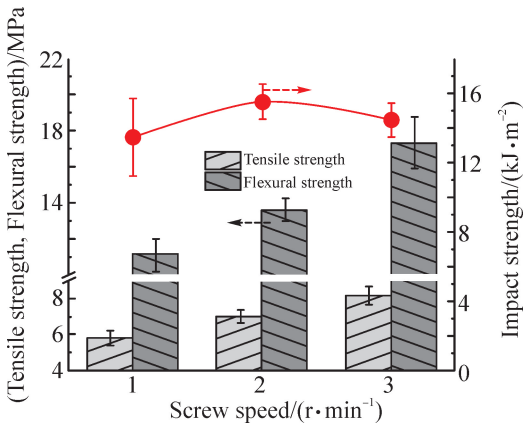


Fig. 13 Mechanical properties of the samples at different screw speed

4　结论

(1)通过优化螺杆构型及串联动态混合器可以有效实现多组分物料的均匀混合,有利于高填充木塑复合材料内“气-液”均相体系的形成。结合熔体泵的稳压功能可以避免气体的过早析出,将气泡的成核-生长过程约束在模具内部,借助 Celuka 发泡模具的可控建压能力,能在发泡过程中获得理想的压降参数,实现木塑复合材料的微孔化。

(2)受熔体流动状态的影响,气体在模具内容易过早成核,并在剪切流场作用下产生一定的形变行为,导致试样内部的泡孔形貌逐渐偏离球形结构。可通过提高木粉含量来增大熔体强度,削弱狭缝流道内流场对气泡的拉伸变形行为,从而改善其在挤出过程中的结构稳定性。

(3)过高的发泡温度不仅会降低熔体表面张力与气体溶解度,还会引发木粉颗粒的热降解,导致发泡气体总量的增加以及气泡的过度生长。提高螺杆转速有助于增大模具入口处的熔体压力,从而遏制气泡的过早成核,增大其生长阻力。

参考文献:

[1] Cincinelli A, Scopetani C, Chelazzi D, *et al*. Microplastic in the surface waters of the Ross Sea (Antarctica): occurrence, distribution and characterization by FT-IR[J]. Chemosphere, 2017, 175: 391-400.

[2] Martone M, Rizzoli P, Wecklich C, *et al*. The global forest/non-forest map from TanDEM-X interferometric SAR data[J]. Remote Sensing of Environment, 2018, 205: 352-373.

[3] Hao Y, Xu Y, Zhang J, *et al*. Relationship between forest resources and economic growth: empirical evidence from China[J]. Journal of Cleaner Production, 2019, 214: 848-859.

[4] Wang S, Shi Z, Cai J, *et al.*, Effect of die structure on the properties of self-reinforced polypropylene/noil ramie fiber composites prepared by solid-state extrusion[J]. Journal of Polymer Research, 2020. 27(11): 334.

[5] 马占峰, 牛国强, 芦珊. 中国塑料加工业(2021)[J]. 中国塑料, 2022, 36(6): 142-148.
Ma Z F, Niu G Q, Lu S. China plastics industry (2021)[J]. China plastics, 2022, 36(6): 142-148.

[6] Petchwattana N, Covavisaruch S. Influences of particle sizes and contents of chemical blowing agents on foaming wood plastic composites prepared from poly(vinyl chloride) and rice hull[J]. Materials & Design, 2011, 32: 2844-2850.

[7] Sorrentino L, Aurilia M, Iannace S. Polymeric foams from high - performance thermoplastics[J]. Advances in Polymer Technology, 2011, 30: 234-243.

[8] 王苏炜. 聚丙烯基木塑复合材料挤出微孔发泡成型研究[D]. 北京: 北京化工大学, 2020.
Wang S W. Study on the preparation of microcellular polypropylene based wood-polymer composites by extrusion foaming method[D]. Beijing: Beijing University of Chemical Technology, 2020.

[9] 宋吉威. 微发泡聚丙烯材料力学性能研究及其模拟[D]. 贵阳: 贵州师范大学, 2015.
Song J W. Mechanical performance research and simulation of micro-foaming polymer[D]. Guiyang: Guizhou Normal University, 2015.

[10] Martini J, Waldman F, Suh N. The production and analysis of microcellular thermoplastic foams[J]. Annual Technical Conference of the Society of Plastics Engineers, 1982, 28: 674-676.

[11] Corre Y, Maazouz A, Duchet J, *et al*. Batch foaming of chain extended PLA with supercritical CO_2: influence of the rheological properties and the process parameters on the cellular structure[J]. Journal of Supercritical Fluids, 2011, 58: 177-188.

[12] 匡唐清, 罗杰, 柳和生. 超临界流体微孔注塑发泡制品的泡孔形态优化研究现状[J]. 高分子材料科学与工程, 2023, 39(5): 153-163.
Kuang T Q, Luo J, Liu H S. Progress of cell morphology optimization of supercritical fluid microcellular injection molding products[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2023, 39(5): 153-163.

[13] Cho W, Park H, Youn J. Ultrasonic bubble nucleation in reaction injection moulding of polyurethane[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B Journal of Engineering Manufacture, 1994, 208: 121-128.

[14] 王苏炜, 徐凌秀, 薛平, 等. 共混改性对 PP 基发泡木塑复合材料性能的影响[J]. 塑料工业, 2019, 47(10): 124-129.
Wang S W, Xu L X, Xue P, *et al*. Effect of blending modification on the properties of PP foamed wood-plastic composites[J]. China Plastics Industry, 2019, 47(10): 124-129.

[15] Wang S, Chen K, Jia M, *et al*. Research on the preparation and properties of foamed PP/wood flour composites[J]. Materials Research Express, 2020, 7: 035308.

[16] 王苏炜, 肖磊, 郝嘎子, 等. 球窝型动态混合器的结构设计及其混合效果研究[J]. 塑料工业, 2021, 49(8): 72-75.
Wang S W, Xiao L, Hao G Z, *et al*. Structure design and mixing effect of spherical cavity mixer mounted on single-screw extruder[J]. China Plastics Industry, 2021, 49(8): 72-75.

[17] 王苏炜, 肖磊, 郝嘎子, 等. 腔穴传递式动态混合器在聚合物

加工领域的应用[J]. 塑料, 2021, 50(6): 135-139.
Wang S W, Xiao L, Hao G Z, *et al*. Review on the application of cavity transfer mixer in polymer processing[J]. Plastics, 2021, 50(6): 135-139.

[18] Tsujimura I, Murayama T, Zenki T, *et al*. A study of bubble nucleation in foam extrusion die[J]. Seikei-Kakou, 1999, 11: 937-944.

[19] Luo Y, Xin C, Yang Z, *et al*. Solid-state foaming of isotactic polypropylene and its composites with spherical or fibrous poly (butylenes terephthalate)[J]. Journal of Applied Polymer Science, 2015, 132: 41801.

[20] Favelukis M, Tadmor Z, Semiat R. Bubble growth in a viscous liquid in a simple shear flow[J]. AIChE journal, 1999, 45: 691-695.

[21] Han J, Han C. A study of bubble nucleation in a mixture of molten polymer and volatile liquid in a shear flow field[J]. Polymer Engineering & Science, 1988, 28: 1616-1627.

[22] 王苏炜, 胡平, 宗胡曾, 等. 发泡剂热解行为及其产气量对聚丙烯基微孔木塑复合材料性能的影响[J]. 中国塑料, 2025, 39(11): 27-31.
Wang S W, Hu P, Zong H Z, *et al*. Thermal decomposition behavior of foaming agent and its influence of gas yield on properties of microporous PP-based wood-plastic composites[J]. China Plastics, 2025, 39(11): 27-31.

[23] 谢胡刚. EVA/竹粉复合发泡材料的制备及性能研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2024.
Xie H G. Preparation and properties of EVA/bamboo flour composite foaming material[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2024.

[24] Jiang X, Liu T, Xu Z, *et al*. Effects of crystal structure on the foaming of isotactic polypropylene using supercritical carbon dioxide as a foaming agent[J]. Journal of Supercritical Fluids, 2009, 48: 167-175.

Mechanism of Bubble Deformation Induction Based on Celuka Microporous Foam Extrusion Process

Suwei Wang[1], Yongzhuo Guo[1], Huzeng Zong[2], Lei Xiao[1], Gazi Hao[1], Wei Jiang[1], Ping Xue[3]

(*1. National Special Superfine Powder Engineering Research Center of China, School of Chemistry and Chemical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;*
2. Institute of Shandong Non-Metallic Material, Jinan 250031, China;
3. Institute of Plastic Machinery and Engineering, Beijing University of Chemical Technology, Beijing 100029, China)

ABSTRACT: In view of the high difficulty and limitations in the current microcellularization technology of wood-plastic composite materials, a continuous extrusion microcellularization test platform suitable for the material properties was established by optimizing the screw geometry and designing the foaming mold. The internal bubble structure characteristics of the samples under different processing conditions were observed to reveal the gas bubble derivation behavior and morphological evolution law in the extrusion process, thereby achieving effective size parameter control. The results show that using the Celuka foaming mold and enhancing the screw mixing ability can help obtain the desired pressure drop parameters to achieve the microcellularization of wood-plastic composite materials in the foaming process. In addition, due to the influence of the melt flow state, bubbles undergo certain deformation behavior during growth, and enhancing the melt strength can help improve its structural stability. At the same time, by adjusting the process parameters such as foaming temperature and screw speed, the load-bearing capacity of the samples can be significantly improved, and the bubble size and distribution density can be optimized to 87.6 μm and 2.3×10^4 cm^{-3}, respectively.

Keywords: wood plastic composite materials; polypropylene; extrusion foaming; extrusion molding; morphological evolution