

# 铝合金粉末雾化过程数值模拟及实验研究

刘英杰<sup>1,2,3</sup>, 胡强<sup>1,2,3</sup>, 赵新明<sup>2,3</sup>, 张少明<sup>3</sup>

(1. 有研粉末新材料股份有限公司 金属粉体材料产业技术研究院, 北京 101407)

(2. 有研增材技术有限公司, 北京 101407)

(3. 北京有色金属研究总院, 北京 100088)

**摘要:** 采用数值模拟和实验验证相结合的方法研究铝合金粉末雾化过程, 系统地对熔体在不同盘形表面铺展运动特性和熔体薄液膜的破碎规律, 以及破碎后形成液滴的飞行冷却情况进行研究, 结果表明: 球形盘表面液膜相对于盘面的滑移更小, 液膜铺展得更均匀, 盘面的传热更稳定, 相同工况下球形盘连续液膜边界直径相比增加了约 40%, 最大液膜速度增加约 19%, 雾化液滴中位径  $D_{50}$  减小约 12.3%, 液滴粒径分布更为集中, 对粉末粒径及粒度分布的控制更高效。

**关键词:** 增材制造; 旋转高速雾化; 铝合金粉末; 数值模拟

中图分类号: TF123.2<sup>+</sup>3; TG146.21

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2024)10-2913-13

轻量化是航空航天领域永恒的主题。就材料而言, 铝合金材料作为典型的轻质金属材料, 在航空领域, 其是飞行器轻量化的首选材料。在民用飞机中用量可达 70%~80%, 军用飞机中高纯、高强、高韧铝合金的用量也在不断增加。在航天领域方面, 铝合金是运载火箭、飞船、空间站等航天器的主体结构材料, 也是导弹等武器系统的重要材料。就零构件的先进制造技术而言, 增材制造技术, 是以数字模型为基础, 通过“逐点-逐行-逐层”激光熔化的方式成形零部件的先进制造技术<sup>[1-2]</sup>。该技术具有超高几何设计自由度, 模型更改方便、快捷, 且无需模具, 大大缩短工序, 为航空航天等领域复杂结构极限轻量化、结构功能一体化设计提供了途径<sup>[3]</sup>。因此, 铝合金增材制造凭借着材料自身的轻量化优势以及增材制造工艺在结构优化、一体化设计、材料利用率等制造方面的突出优势, 在航天领域结构件的制造方面受到广泛关注。

但目前增材制造用铝合金粉末主要采用惰性气雾化法制备<sup>[4]</sup>, 粉末球形度较差, 卫星球和空心粉多, 极大限制了大幅面复杂轻量化结构增材制造, 成为增材制造铝合金在航空航天等领域推广和应用的痛点和难点。因此, 前期工作研究了高速旋转雾化增材制造用高流动性铝合金粉末制备技术, 制备的 AlSi10Mg 粉末相对市场现有气雾化粉标准几何偏差减少约 15%, 松装密度提高约 16%, 粉末流动性由无变为 49.65 s/50 g, 且球形度高、

表面光洁无卫星粉、无空心粉, 即实现高流动性、高球形度、高松比铝合金粉末制备<sup>[5]</sup>。前期开发虽然解决了旋转雾化制备增材制造用铝金属粉末涉及的关键技术瓶颈, 但针对转盘雾化机理的研究仍相对缺乏, 尤其可以直接指导工业应用的理论很少, 理论和实践未实现很好结合。

近年来, 随着计算机硬件和计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD) 商用软件的快速发展, 越来越多的研究者借用数值模拟方法研究液膜、液柱的破碎过程, 如 Furlani 等<sup>[6]</sup>利用流体体积函数模型 (volume of fluid, VOF) 对微尺度液柱的水平射流过程的稳定性以及断裂过程进行了研究。Srinivasan 等<sup>[7-10]</sup>采用 VOF 方法对液丝垂直射流断裂过程气液两相界面的动力学特性进行了模拟, 并通过数值模拟对液滴破碎尺寸进行分析。Quan<sup>[11]</sup>对长液丝在表面张力作用下的断裂过程进行模拟, 及对界面波的演化过程进行分析。Ma 等<sup>[12]</sup>对 VOF 模型进行优化, 对两股液丝冲击射流过程中的界面稳定性以及界面波进行模拟。王东祥等<sup>[13-14]</sup>利用 Fluent 软件的 VOF 模型法, 建立了转盘离心粒化熔渣过程中熔渣液膜-空气两相流流动二维数值模型, 主要研究了不同浇注速度和浇注高度下对转盘熔渣液膜厚度, 流速的影响。近来软件功能的不断优化可以耦合 VOF 和离散相位模型 (discrete phase model, DPM) 进行数值模拟<sup>[15-16]</sup>。但目前借助数值模拟方法对旋转盘雾化金属熔体液膜流动特性系统的研究尚缺乏。因此, 本研究采用 STAR-CCM

收稿日期: 2023-10-17

基金项目: 国家重点研发计划 (2021YFB3701201); 北京市科技计划 (Z221100005822002)

作者简介: 刘英杰, 男, 1986 年生, 博士生, 高级工程师, 北京有色金属研究总院, 北京 100088, 电话: 010-60689832, E-mail: liuyingjie8686@163.com

软件模拟计算高速旋转雾化铝合金粉末过程，直观系统地对液膜流动特性进行研究，获得雾化盘形对于盘面液膜铺展及破碎成液滴的影响规律，为高效雾化器开发提供理论依据。

# 1 雾化模型及基础理论

## 1.1 几何模型及结构参数

增材制造用高流动性铝合金粉末雾化实验装置主要由熔炼炉，感应加热中间包，高速雾化旋转盘，强冷高速电机，雾化室，收粉罐等组成，该雾化装置原理如图 1 所示。雾化室外壁为水冷壁加速雾化液滴冷却，雾化室上部安装中间包，铝合金原料经熔炼炉熔化后浇到感应加热中间包内，并通过中间包底部流嘴流到雾化盘，液态铝合金熔体在高速旋转盘表面由于摩擦力和离心作用下形成一定特征的液膜，液膜进一步发展为破碎液滴，液滴在雾化室内冷却凝固。以上雾化装置的仿真几何模型如图 2 所示，具体结构参数如表 1 所示。

根据雾化室几何模型结合实际工况进行无关结构件简化和省略，具体处理如下：

- (1) 中间包进行简化，保留中间包外壁面，模拟中不做实际的液态铝合金填充，在流嘴出口处简化成速度入口边界条件（雾化流量恒定）；
- (2) 旋转盘的驱动轴和电机进行省略，只保留雾化盘；
- (3) 雾化室冷却壁面的外部冷却进行省略，采用温度壁面边界条件等效。

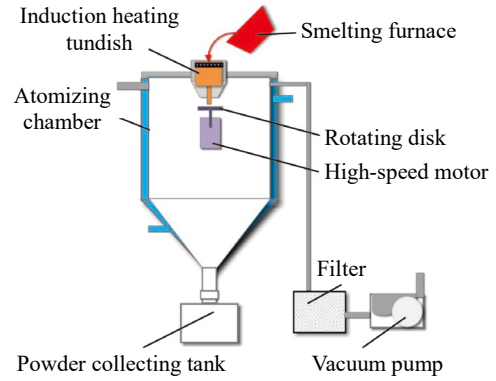


图 1 增材制造用高流动性铝合金粉末雾化装置原理图  
Fig.1 Schematic diagram of atomizing device for aluminum alloy powder with high flowability used in additive manufacturing

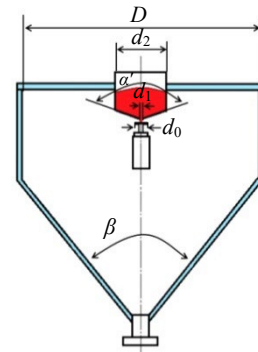


图 2 雾化装置的仿真几何模型  
Fig.2 Geometric model of atomizing device

表 1 雾化装置结构参数

Table 1 Atomizing device structure parameters

Atomizing disk	Atomizing disc diameter, $d_0$ /mm	Nozzle diameter, $d_1$ /mm	Tundish diameter, $d_2$ /mm	Bottom cone angle of tundish, $\alpha/(\circ)$	Atomizing tank diameter, $D$ /mm	Atomizing tank cone angle, $\beta/(\circ)$
Flat disk	80	3	500	150	2400	90
Spherical disk	80	3	500	150	2400	90

完成模型简化后根据雾化室几何模型生成仿真模型，如图 3 所示。

## 1.2 控制方程

本工作研究铝合金熔体高速旋转雾化过程，在高转速下熔体运动属于湍流运动，液态熔体流动是不可压缩牛顿流体，遵循连续方程、动量方程、能量方程，结合实际工况，为更好地捕捉湍流运动过程特性本工作采用 Realizable  $k-\epsilon$  湍流模型<sup>[17-19]</sup>。

### (1) 连续方程

由质量守恒定律可知，单位时间内流进、流出控制体的流体质量差与控制体内流体面密度变化引起的质量

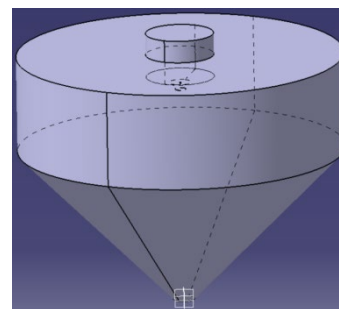


图 3 简化后雾化装置的仿真模型  
Fig.3 Simulation model of the simplified atomizing device

增量相等，可推导出连续性方程为：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (1)$$

式中， $\rho$  为流体密度； $t$  为流动时间； $u$  为速度矢量。

(2) 动量方程

根据动量定理，系统中流体动量的变化率等于作用在该系统上的质量力和表面力之和，其方程如式 (2) 所示：

$$\frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) = -\nabla p + \rho g + \nabla \cdot [\mu (\nabla u + \nabla^T u)] + F_{sf} \quad (2)$$

式中， $p$  为单位体积上流体所受压力； $\rho g$  表示单位体积上的质量力； $\mu$  表示黏度； $F_n = \nabla \cdot [\mu (\nabla u + \nabla^T u)]$  为黏滞力，即单位体积上流体所受的黏性应力； $F_{sf}$  表示气-液两相界面处的表面张力项。

(3) 能量方程

能量守恒方程即为热力学第一定律，是热交换系统必须满足的方程，表示微元体内的能量变化率等于进入微元体的净热流量和体积力、表面力对微元体所做的功率之和，其方程如式 (3) 所示：

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot [u (\rho E + p)] = \nabla \cdot (k_{eff} \cdot \nabla T) + S_E \quad (3)$$

式中， $E$  为单位质量流体的能量； $T$  为流体温度； $k_{eff}$  为有效导热系数； $S_E$  为能量源项。

(4) Realizable  $k-\varepsilon$  湍流模型

湍动能  $k$  方程与湍流耗散率方程为：

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho k u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial (\rho k)}{\partial x_j} \right] + \rho (P_k - \varepsilon) \quad (4)$$

$$\frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \varepsilon u_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 E_0 \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} \quad (5)$$

式中， $C_1 = \max \left( 0.43, \frac{\zeta}{\zeta + 5} \right)$ ； $C_2 = \frac{1}{A_0 + A_S U^* k / \varepsilon}$ ；

$$A_S = \sqrt{6} \cos \Phi ; \quad \Phi = \frac{1}{3} \arccos(\sqrt{6} W) ; \quad W = \frac{E_{ij} E_{jk} E_{ki}}{(E_{ij} E_{ij})^{\frac{1}{2}}}$$

$$U^* = \sqrt{E_{ij} E_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij} \tilde{\Omega}_{ij}} ; \quad \tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2 \varepsilon_{ijk} \omega_k ; \quad \Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} + \varepsilon_{ijk} \omega_k$$

其中： $k$  为湍动能； $\varepsilon$  为湍流耗散率； $\mu$  为分子黏性系数； $\mu_t$  为湍流涡黏性系数； $x_j$  为坐标分量； $u_j$  为平均相对速度分量； $P_k$  为湍动能生成项； $\Phi$  为滤波尺寸； $E_{ij}$ 、 $E_{jk}$ 、 $E_{ki}$  为不同方向的时均应变率； $\omega_k$  为角速度； $\Omega_{ij}$  为平均涡度； $\bar{\Omega}_{ij}$  为平均旋转速率； $C_1$ 、 $C_2$ 、 $A_0$ 、 $\sigma_\varepsilon$ 、 $\sigma_k$  为模型常数； $\varepsilon_{ijk}$ 、 $A_S$  为模型常用的中间变量； $\zeta = (2 E_{ij} \cdot E_{ij})^{\frac{1}{2}} \frac{k}{\varepsilon}$ ；

$E_0$  为时均应变率； $\nu$  为运动黏度。

1.3 数学模型

本研究采用 STAR-CCM 软件的 VOF 和 VOF-DPM 模型开展旋转盘雾化过程数值模拟，VOF 算法主要针对铝合金液膜与周围气相的交界面形态变化捕捉，VOF-DPM 模型结合了流体体积法和欧拉—拉格朗日方法的多相流模型，在 VOF 法获得合金液膜分布特征基础上，采用 DPM 法可对雾化形成的液滴离散运动轨迹追踪，VOF-DPM 模型结合了两种方法的优势，可计算欧拉连续相向拉格朗日离散颗粒相的转化过程。因此，利用该模型可以进行离心雾化铝合金的全过程模拟，包括熔体在不同盘形结构表面铺展运动特性及熔体薄液膜的破碎规律，以及破碎后形成液滴的飞行冷却情况。具体数学模型如下：

VOF 模型算法基于两种及其以上的流体互不相渗透的实质，对于每一项流体的引入体积分数的变量，通过求解体积分分数追踪自由液面，在每一个控制容积中，所有相的体积分数之和为 1。通过求解一相或多相体积分数的连续性方程，可以追踪各相之间的界面。第  $q$  相流体体积分数为  $\alpha_q$ ，其连续性方程为<sup>[20-21]</sup>：

$$\frac{1}{\rho_q} \left[ \frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q u_q) \right] = S_{\alpha q} + \sum_{p=1}^n (m_{pq} - m_{qp}) \quad (6)$$

式中， $\rho_q$  为第  $q$  相的物理密度， $u_q$  为第  $q$  相的速度， $m_{pq}$  为从  $p$  相向  $q$  相的传质， $m_{qp}$  为从  $q$  相向  $p$  相的传质， $S_{\alpha q}$  为源项。

DPM 模型方程，本研究雾化液滴运动主要受到雾化气氛粘性和重力等影响，由牛顿第二定律，雾化液滴运动方程可简化成如下表达式<sup>[22]</sup>：

$$\frac{du_d}{dt} = -18 \frac{\mu_d}{\rho_d D_d^2} \cdot \frac{C_D Re}{24} (u_d - u_a) + \frac{g(\rho_d - \rho_a)}{\rho_d} + F_x \quad (7)$$

式中， $u_d$  为雾化液滴速度， $\rho_d$  为熔体密度， $\rho_a$  为雾化环境气体密度， $D_d$  为雾化液滴直径， $\mu_d$  为熔体动力黏度， $Re$  为相对雷诺数， $u_a$  为雾化环境气体速度， $C_D$  为曳力系数， $F_x$  为其他未考虑的外力总和。

1.4 边界条件和网格划分

根据实际工况条件进行边界条件设置，中间包出口设置为质量入口边界，将质量流量换算成流速约为 1.3 m/s，铝合金熔体温度 720 °C，雾化盘旋转采用旋转壁面边界，设置为无滑移壁面转速为 10000 r/min，冷却壁面采用温度壁面边界条件，温度设置为 25 °C，雾化室底部出口为压力出口，压力为 0 Pa。仿真涉及到的材料为氮气和液态铝合金，其材料参数包括热力学参数如表 2 所示。

网格划分，由于三维模型计算量大，为满足计算精度并保证计算顺利进行，整体网格采用切割体网格，并对雾化盘、入口区域和雾化盘边缘区域进行网格加密以精确捕捉气液界面和颗粒，具体网格划分如图 4 所示。

表 2 材料参数

Table 2 Material parameters

Material	Density/kg·m <sup>-3</sup>	Dynamic viscosity/×10 <sup>-5</sup> Pa·s	Thermal conductivity/W·(m·°C) <sup>-1</sup>	Specific heat/J·(kg·°C) <sup>-1</sup>
Nitrogen	1.145	1.788	0.026	1040.76
Aluminium alloy	2719	160	125	871

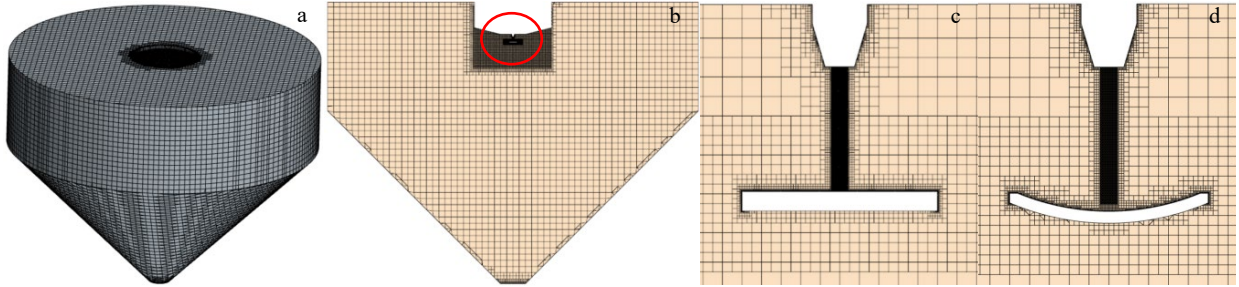


图 4 三维网格模型；截面网格模型；平面盘局域网格模型；球形盘局域网格模型

Fig.4 Meshing diagrams: (a) three-dimensional grid model, (b) cross-section grid model, (c) flat disk local grid model, and (d) spherical disk local grid model

## 2 结果与讨论

### 2.1 不同盘形结构表面速度和压力分布对比分析

前期课题组通过实验研究对比相同工艺条件下球形、锥形、双锥形 3 种盘形的结构尺寸和转速对雾化粉粒度分布影响规律，可知雾化盘形对于雾化粉末粒度分布有重要的影响，相比于其它盘形，球形盘雾化粉中位径相对小，粒度分布窄，粉末收得率高<sup>[5]</sup>，但盘形结构对于雾化熔体的作用机制尚不明确，因此，有必要开展不同盘形结构模型雾化模拟研究，揭示其内在的影响机制。对此，本研究首先利用 VOF 法模拟平面盘和球形盘

在空载下盘面和盘周圈的速度及压力分布，如图 5~图 7 所示。

通过对比图 5 平面盘和球形盘在空载下速度分布云图可知，旋转盘在高速旋转时雾化盘表面及近雾化盘区域的气体会被雾化盘带动产生一定速度的风场，并在雾化盘边缘产生封闭漩涡区，如速度分布矢量图 6 可见。在旋转盘高速旋转情况下，会对雾化液滴的运动产生一定的干扰，尤其会导致雾化小液滴在该区域聚集，聚集小液滴或者半液态小颗粒与后来雾化液滴之间相互撞击而相互粘连、团聚，俗称“卫星球粘附”，影响粉末的形貌。同时分析平面盘和球形盘表面在空载下速度分布云

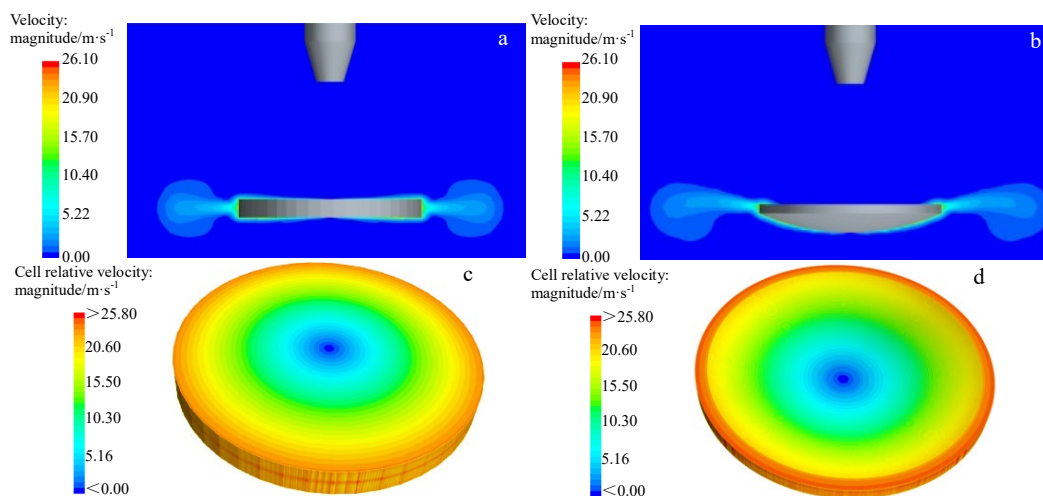


图 5 平面盘和球形盘在空载下速度分布云图

Fig.5 Velocity distribution cloud diagrams of flat disk (a, c) and spherical disk (b, d) under no load: (a-b) XZ section and (c-d) disk plane



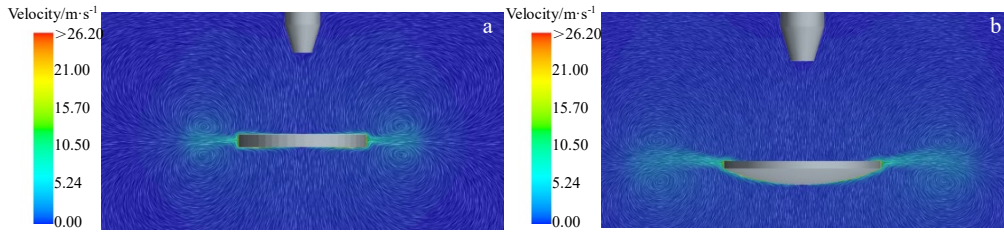


图 6 平面盘和球形盘在空载下 XZ 截面速度分布矢量图

Fig.6 Velocity distribution vector diagrams in XZ section of flat disk (a) and spherical disk (b) under no load

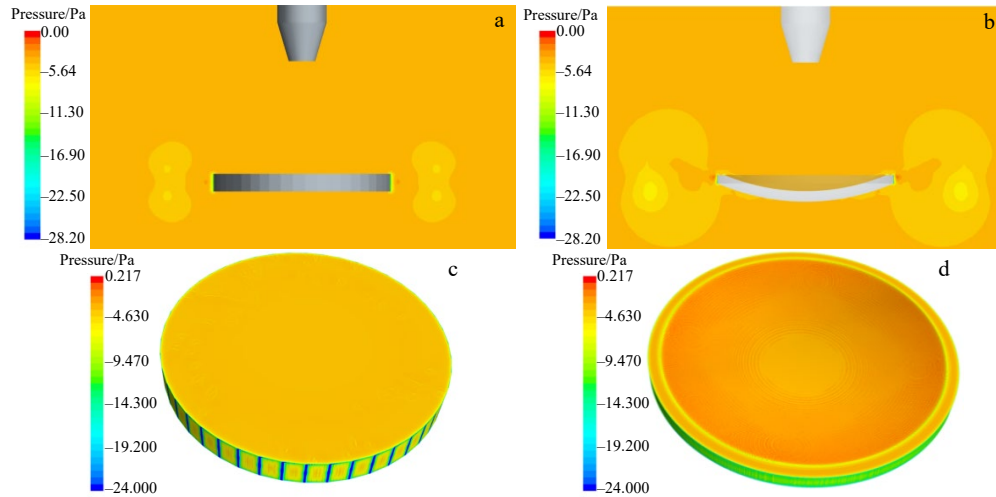


图 7 平面盘和球形盘在空载下压力分布云图

Fig.7 Pressure distribution cloud diagrams of flat disk (a, c) and spherical disk (b, d) under no load: (a–b) XZ section and (c–d) disk plane

图（图 5），可看出球形盘表面的速度云图颜色较深，变化相对连续且盘边缘的速度更大些，且通过图 7 平面盘和球形盘表面压力分布云图也可见球形盘的颜色较深，球形盘弧面区的压力处于微小正压，比表面整体处于负压状态的平面盘高。以上影响归因于平面盘和球形盘对于表面流体的作用力状况不同，具体原因分析详见后面介

绍。通过图 7a 和 7b 还可了解到，雾化盘周围由于雾化风场原因导致盘周围相对于其他区域压力略低，是低压区。

在以上空载对比分析基础上进一步对比不同盘形在雾化过程中，金属熔体在盘面铺展运动时盘面速度和压力分布状态，结果如图 8~图 10 所示。通过图 8 可知相较于空载情况下，雾化过程中旋转盘周围风速更大且影

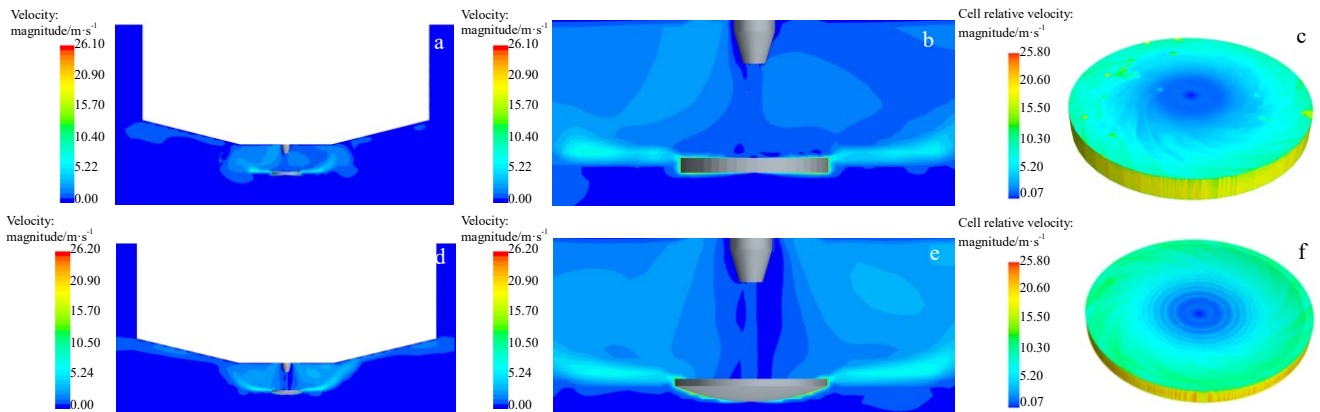


图 8 平面盘和球形盘雾化过程中速度分布云图

Fig.8 Velocity distribution cloud diagrams in the atomization process of flat disk (a–c) and spherical disk (d–f): (a, d) XZ section, (b, e) local magnification of XZ section, and (c, f) disk plane

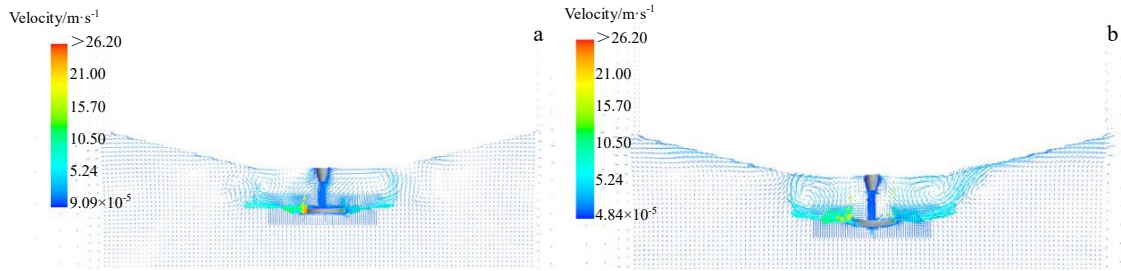


图 9 平面盘和球形盘雾化过程中 XZ 截面的速度矢量图

Fig.9 Velocity vector diagrams in XZ section of flat disk (a) and spherical disk (b) during the atomization process

响的范围更广，主要是雾化过程产生的熔体颗粒高速运动导致的。且相比于平面盘，球形盘对周围区域的影响更大，也间接证明了球形盘雾化过程中对雾化液滴飞行影响更大。同时通过图 8c 和 8f 可明显看到相同雾化工况下，球面盘表面熔体的速度分布更均匀，且盘边缘熔体速度更高。

通过图 9 雾化过程中平面盘和球形盘速度矢量图，可见雾化过程中高速旋转雾化盘近区域的封闭漩涡区被进一步放大，并由于中间包锅壁的影响，形成的涡流会沿锅壁旋转，因此，会将雾化小液滴带到中间包锅底附近区域，当运动的液滴撞击到中间包底部时会粘附到中间包底部形成沉积，导致雾化不能连续。且通过观察对比可见球形盘雾化过程形成的湍流漩涡更明显，产生粘连中间包底机率更高。并且该结论已通过相同工况下雾化 AlSi10Mg 合金实验验证，证明了该模拟结论的准确性，如图 10 所示。

不同盘形在雾化过程中，金属熔体在盘面铺展运动时雾化盘面压力分布云图如图 11 所示，通过图 11 可见球形盘表面压力分布颜色整体相对更均匀，而平面盘表面除中间部位云图连续外，其他区域都是更加独立的丝带状态。雾化盘表面压力分布直接与盘面和金属液膜作用力相关，即图 11 旋转盘中心红色区域压力较高，是由金属熔体通过流嘴浇注到雾化盘的液柱高度较高引起。在中心外圈局部颜色变化与雾化过程盘表面液膜分布状

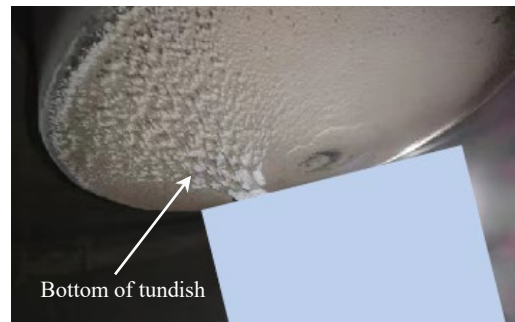


图 10 球形盘雾化过程中粘附中间包底图

Fig.10 Adhesion tundish bottom diagram in the atomization process of spherical disk

态和液膜的受力状态相关，图 11 旋转盘近邻中心高压区外圈出现环形低压区域，是该区域出现液膜厚度突然减小导致的。环形低压区外圈又出现一圈环形亮色的较高压力区之后开始稳定变化，以上变化主要归因于熔体流到旋转盘时由于液流动量由轴向径向转变，在浇注区附近液体冲击盘面液膜会突然变薄，之后在特定流动状态下某一区域液膜厚度会有显著上升，以平衡动量的改变而导致“水跃现象”的发生，如图 12 旋转盘表面熔体液膜厚度分布示意图所示<sup>[23]</sup>，图中  $r_j$  为水跃半径， $\omega$  为转速， $R$  为雾化盘直径。因此以上旋转盘中心区域压力分布变化归因于该现象导致液膜的变化产生。在以上区域

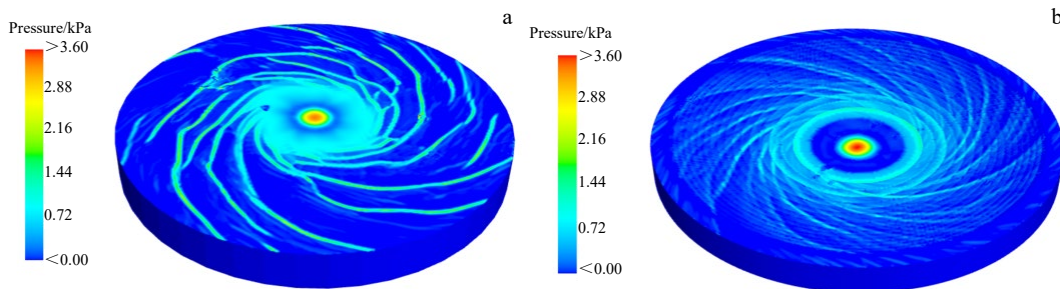


图 11 平面盘和球形盘雾化过程中压力分布云图

Fig.11 Pressure distribution cloud diagrams in the atomization process of flat disk (a) and spherical disk (b)

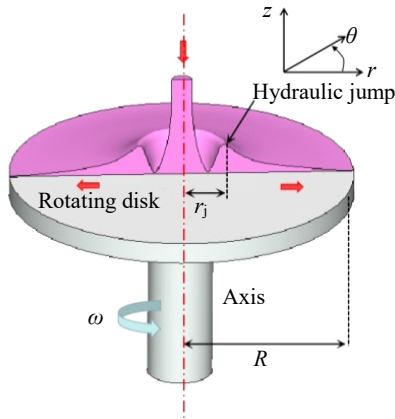


图 12 旋转盘表面熔体液膜厚度分布示意图

Fig.12 Thickness distribution diagram of molten fluid film on the surface of rotating disk

外圈直到旋转盘边缘, 不同盘形盘面压力分布体现了表面液膜受到的作用力不同, 不同的作用力导致盘面液膜

运动特性的区别.图 13 为不同盘形表面液膜微元体的受力示意图, 图中  $dr$ 、 $dz$  分别表示在坐标  $r$ 、 $z$  向长度的微分量,  $d\theta$  表示在角度坐标  $\theta$  向的微分量,  $dF_r$ 、 $dF_\theta$ 、 $dF_z$  和  $dF_g$  分别表示微元体在  $r$ 、 $\theta$ 、 $z$  向和重力方向的受力微分量,  $R$  为微元体在  $r$  方向的坐标量.但通过分析可知球形盘表面液膜微元体的受力相比于平面盘多了由于离心力产生的垂直于盘面的正压力  $dF_\alpha$ , 致使金属熔体液膜与球形盘面的摩擦力更大, 因此, 液膜相对于盘面的滑移会更小, 液膜铺展得更均匀且速度分布更均匀.

### 2.2 不同盘形雾化过程盘面温度及液膜特性对比分析

对比分析完不同盘形结构在高速旋转下盘表面的速度、压力基础上, 进一步对比分析不同盘形在雾化过程中雾化盘周围和雾化盘面的温度分布情况, 以及金属熔体在盘面铺展运动时液膜铺展和破碎情况, 即雾化盘表面液膜运动特性.

通过图 14a 和 14b 可知球形盘周围及到中间包底部区域温度明显比平面盘温度高, 主要归因于旋转盘雾化过程在该区域会形成封闭漩涡区, 球形盘相对平面盘的

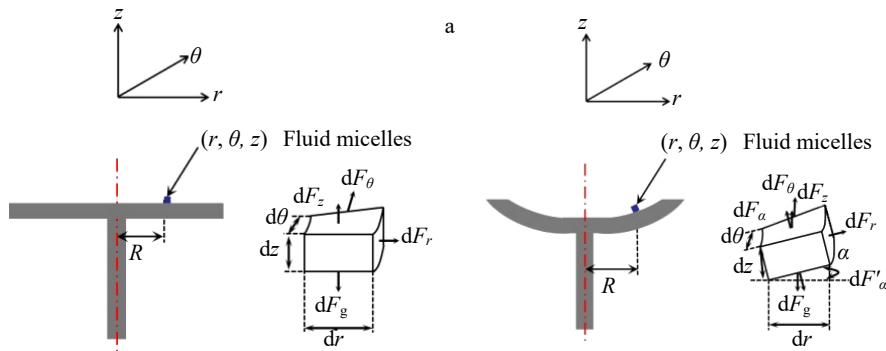


图 13 不同盘形表面液膜微元体的受力示意图

Fig.13 Force diagrams of fluid micelles on different disk-shaped surface: (a) flat disk and (b) spherical disk

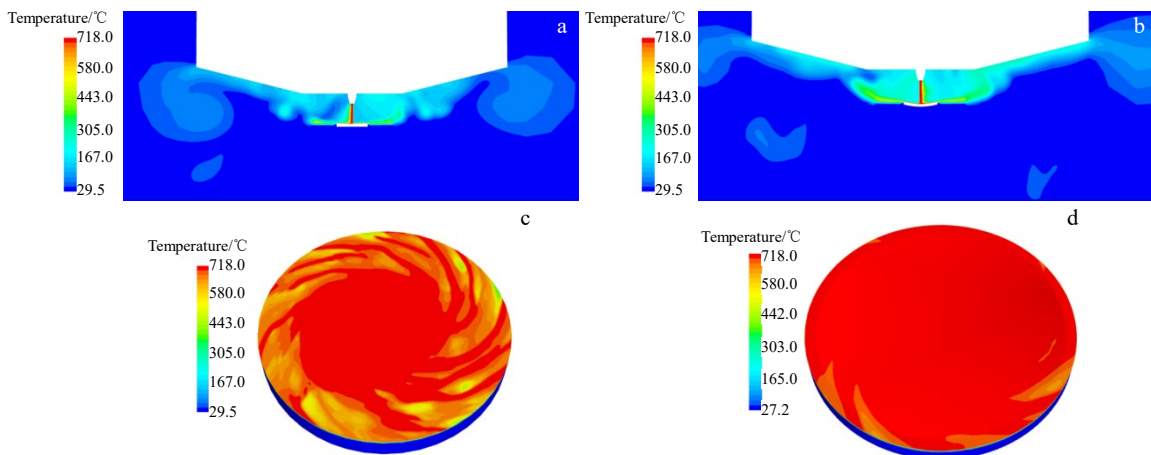


图 14 不同盘形雾化过程中温度分布云图

Fig.14 Temperature distribution cloud diagrams in flat disk (a, c) and spherical disk (b, d) during the atomization processes: (a-b) XZ section and (c-d) disk plane



湍流漩涡更强，会将更多的雾化小液滴带到该区域，因熔体液滴温度较高，熔滴在该区域聚集会将本区域温度升高。通过图 14c 和 14d 雾化盘表面温度分布云图对比，可见球形盘表面温度更均匀，温度相对更高，这主要是球形盘表面液膜铺展得更均匀且速度分布更均匀，使整个盘面的传热更稳定。

通过图 15 不同盘形雾化过程中液膜铺展和破碎云图可知，铝合金熔体经过中心位置的导流嘴浇注到旋转盘中心，在中心区域形成液膜，并沿径向向周围扩散，在一定直径范围内形成连续液膜，定义该直径为连续液膜边界直径。当液膜超过该临界边界，液膜开始分裂成液束，通过云图可获得模拟工况下平面盘连续液膜边界直径为 32 mm，球形盘连续液膜边界直径为 45 mm，相比平面盘增加约 40%，且在分裂区域球形盘的分裂产生的液丝更细，数量更多。

针对模拟结果进一步分析，导致以上液膜在雾化旋转盘表面的运动特性，还是归因于液膜在盘面的受力状态。熔体流到旋转盘后在盘面由于熔体和盘面的摩擦力和受到的离心力作用下，熔体开始向径向运动。运动过程中液膜在离心力持续作用下液膜的速度逐渐增加，流量恒定情况下液膜的厚度逐渐减少，当液膜速度增到一定值及液膜厚度减到一定值时，液膜在径向和切向产生应力的合力足以克服熔体的表面张力作用，导致连续液膜开始分裂，在临界液膜边缘局部形成凸头并逐渐伸长形成液丝，即完成一次破碎。对于相同工况下球形盘分裂的液丝更细，数量更多，主要归因于前述的不同盘形

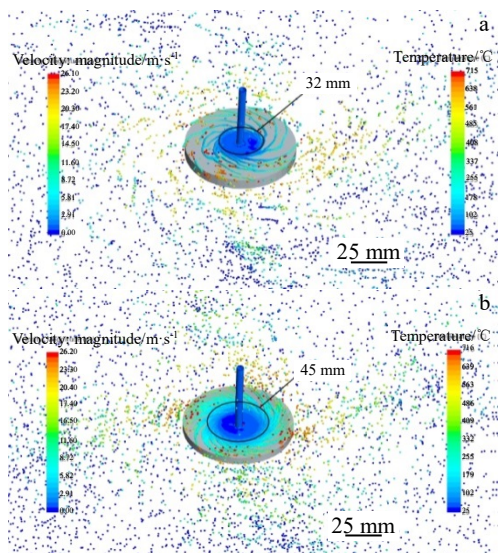


图 15 不同盘形雾化过程中液膜铺展和破碎云图

Fig.15 Cloud diagrams of liquid film spreading and breaking on the surface of different disks in atomization processes: (a) flat disk and (b) spherical disk

表面液膜微元体的受力不同。球形盘会导致熔体与盘面的正压力更大，使熔体液膜与盘面摩擦力更大，液膜相对于盘面的滑移更小，液膜铺展得更均匀且速度分布也更均匀，导致球形盘面液膜分离破碎的液柱丝径更均匀更细，当总流量恒定时液丝数量会更多。

通过图 15 进一步观察分析液膜在旋转盘内分离成液丝后，可知液丝在盘面支撑力、重力、离心力、摩擦力、熔体表面张力等综合作用下，维持连续液丝状态运动。但当液丝达到边缘后，继续向盘外区域运动时，由于突然没有盘面的支撑，液丝受力突然不平衡，同时飞出盘边缘的液丝由于气液两相界面作用会导致 R-T 界面失稳<sup>[24]</sup>，因此，液丝在飞出盘边缘后会失稳破碎成细小液滴，完成二次破碎。雾化破碎液滴在冷却惰性气氛中飞行，收缩球化，凝固形成粉末即完成整个雾化过程。

在以上数值模拟基础上利用相同结构尺寸的平面盘和球形盘，在与模拟工况相同的工况下开展雾化 AlSi10Mg 合金实验研究。实验结果如图 16 所示，实验测得平面盘连续液膜边界直径为 35 mm，球形盘连续液膜边界直径为 42 mm，虽与模拟的结果略有误差，但球形盘的连续液膜边界直径比平面大，且液膜在旋转盘内分裂产生的液丝更细，数量更多，与数值模拟的结论一致，证明了该模拟结论的准确性。

以上对比分析了金属熔体在盘面铺展运动时液膜铺展特性和熔体液膜一次、二次破碎情况。接下来进一步分析相同工况下不同盘形在雾化过程中形成的液膜速度分布特征。图 17 为平面盘表面熔体液膜的速度分布，以及径向和切向速度分布情况，由图可知平面盘液膜速度以及径向和切向速度均随着直径的增加而增加，其液膜在离心力的作用下沿着径向向外逐渐加速，即圆心内圈速度相对较小，外侧逐渐增加，在外缘处达到最大，最大液膜速度约为 13.0 m/s，径向速度最大约为 5.7 m/s，切向速度最大约为 11.5 m/s。相比于平面盘空载下盘表

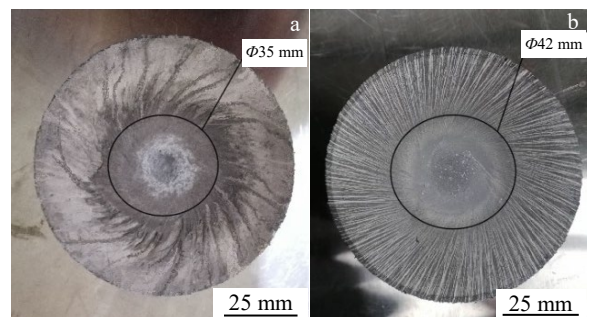


图 16 不同盘形实际雾化过程中表面液膜分布

Fig.16 Distribution of liquid film on the surface of different disks in actual atomization processes: (a) flat disk and (b) spherical disk



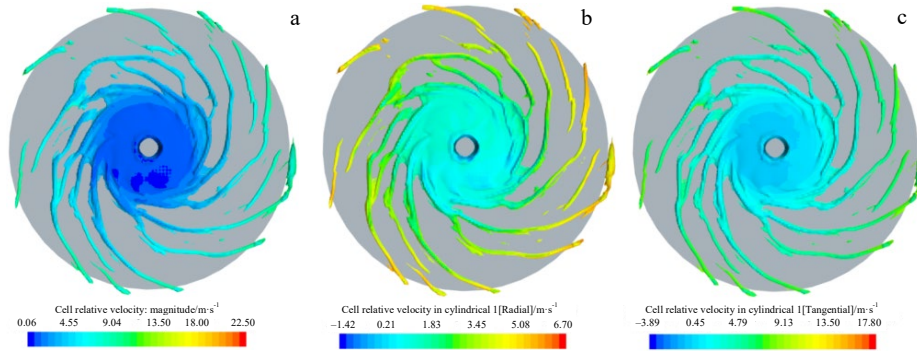


图 17 平面盘表面液膜速度分布云图

Fig.17 Liquid film velocity distribution (a), radial velocity distribution (b), and tangential velocity distribution (c) diagrams of liquid film on the surface of flat disk

面边界层的最大速度 22.5 m/s，大约是其 57.8%，归源于金属熔体液膜与旋转盘面之间产生的滑移所致。

球形盘表面液膜的速度分布情况如图 18 所示，液膜的速度分布，以及径向和切向速度与平面盘液膜速度分布规律一样，均随着直径的增加而增加，即圆心内圈速度相对较小，外侧逐渐增加，在圆盘外缘处速度达到最大。最大液膜速度约为 15.5 m/s；径向速度最大约为 6.7 m/s，切向速度最大约为 13.5 m/s。相比于球形盘空载下盘表面边界层的最大速度 24.8 m/s，大约是其 62.5%，也是由于金属熔体液膜与旋转盘面之间产生的滑移所致。但相较于平面盘，球形盘的液膜速度及径向和切向速度都有所增加，增加 17%~20%，最大液膜速度增加约 19%。最终也是归因于球形盘表面熔体液膜的受力不同，球形弧面会导致熔体与盘面的正压力更大，液膜受到的摩擦力大，相对滑移较少，液膜速度更大，即相同转速下液膜获得能量多，能量利用率高。

### 2.3 不同盘形雾化液滴的粒径分布及温度变化对比分析

以上研究了不同盘形结构在高速旋转下盘表面的速

度、压力，以及不同盘形在雾化过程中，金属熔体在盘面铺展运动时液膜铺展和破碎分离情况。接下来进一步模拟分析研究不同盘形结构雾化液滴粒径分布规律及液滴分散过程中液滴温度变化规律。通过图 19、图 20 所示，可知在模拟的工况下雾化液滴的粒径主要在 40~400 μm 区间内，并在距离旋转盘中心 R=0.25 m 范围内雾化液滴直径分布云图的颜色主要是蓝色及淡蓝色，粒径分布集中在 40~120 μm。距离旋转盘中心 R=0.5 m 范围内液滴粒径绝大部分 ≤ 200 μm，距离旋转盘中心 R=0.85 m 范围内液滴粒径绝大部分 ≤ 280 μm。这归因于熔体在旋转盘边缘破碎成液滴时，所有液滴的速度大致相同，但大液滴动能与风阻的比值大于小液滴<sup>[25-26]</sup>，因此，小液滴的速度衰减快，飞行距离小，而大液滴的速度衰减慢，即可在模拟时间内运动更大的位移，形成以上大液滴主要分布在外侧，小液滴位于内侧的现象。

对以上雾化模拟的粒径结果在 derived parts 里面建立 threshold 进行不同颗粒直径的筛选，形成不同颗粒区间的颗粒集。然后在 report 里面采用 sum 求和功能对不

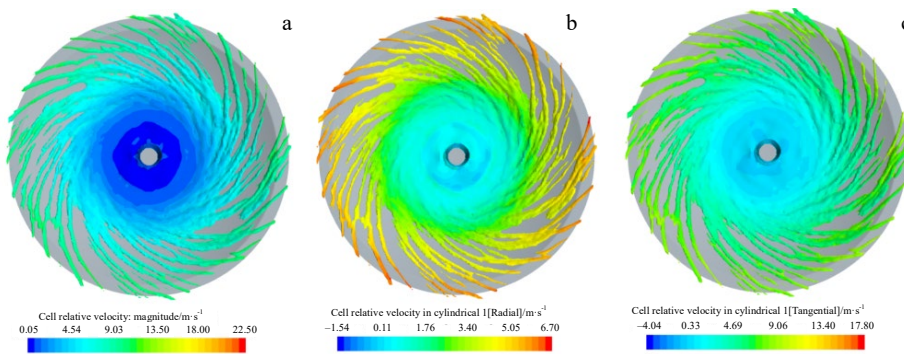


图 18 球形盘表面液膜速度分布云图

Fig.18 Liquid film velocity distribution (a), radial velocity distribution (b), and tangential velocity distribution (c) diagrams of liquid film on the surface of spherical disk

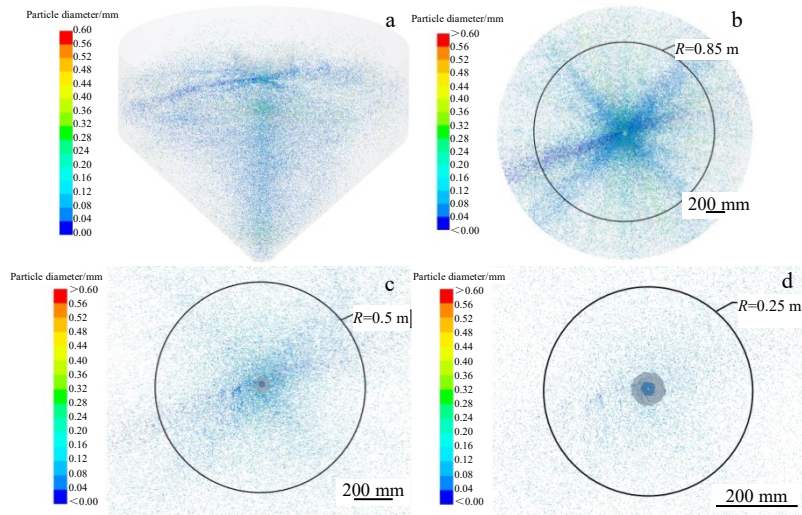


图 19 平面盘雾化液滴直径分布云图

Fig.19 Diameter distribution cloud diagrams of flat disk atomized droplets in  $XZ$  section (a), in the range of  $R=0.85$  m ( $XY$  cross-section) (b), in the range of  $R=0.5$  m ( $XY$  cross-section) (c), and in the range of  $R=0.25$  m ( $XY$  cross-section) (d)

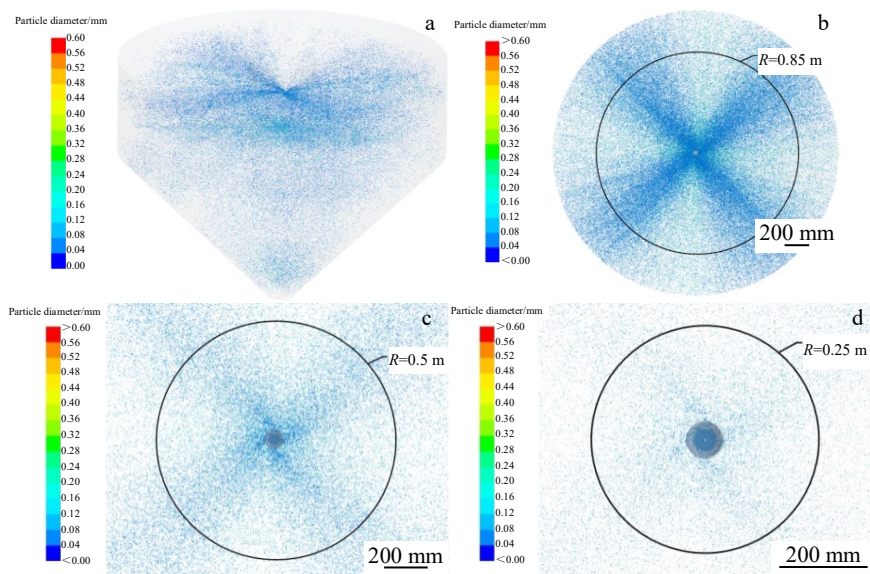


图 20 球形盘雾化液滴直径分布云图

Fig.20 Diameter distribution cloud diagrams of spherical disk atomized droplets in  $XZ$  section (a), in the range of  $R=0.85$  m ( $XY$  cross-section) (b), in the range of  $R=0.5$  m ( $XY$  cross-section) (c), and in the range of  $R=0.25$  m ( $XY$  cross-section) (d)

同颗粒直径集合进行数量统计，并对统计的不同颗粒区间数量占比结果转化成不同颗粒区间体积分数，结果如图 21 所示。通过图 21 可知平面盘和球形盘的雾化液滴直径分布主要呈现正态分布，但平面盘雾化液滴粒径区间分布较宽，方差大，累计体积占比为 10% ( $D_{10}$ )，50% ( $D_{50}$ )，90% ( $D_{90}$ ) 的粒径分别为 105、155、310  $\mu\text{m}$ ，球形盘雾化液滴直径分布相对集中，方差小，累计体积占比为 10% ( $D_{10}$ )，50% ( $D_{50}$ )，90% ( $D_{90}$ ) 的粒径分别为 100、136、240  $\mu\text{m}$ 。其进一步分析可知球形盘雾

化液滴中位径  $D_{50}$  比平面盘小约 12.3%， $D_{90}$  比平面盘小 22.6% 以上， $D_{10}$  相差不大。因此，相同工况下球形盘雾化颗粒更小，分布更为集中，即对雾化液滴粒径及粒度分布的控制更高效，对制备适用增材制造用铝合金粉末（激光选区熔化区间粉）来说是更高效的。

对不同盘形结构雾化液滴的粒径分布模拟研究基础上，采用与模拟工况相同的条件进行相同结构尺寸的平面盘和球形盘雾化 AlSi10Mg 合金对比实验研究。获得的不同盘形雾化粒径分布实验结果如图 22 所示，通过图 22



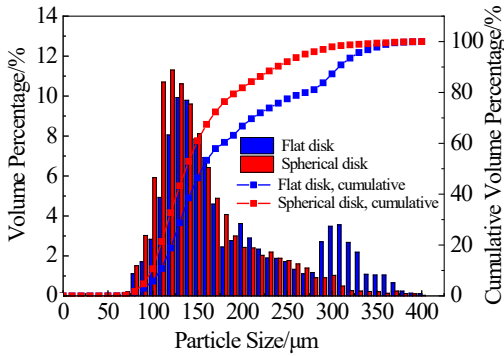


图 21 不同盘形雾化粒径分布模拟结果

Fig.21 Simulation results of atomized particle size distribution with different disk shapes

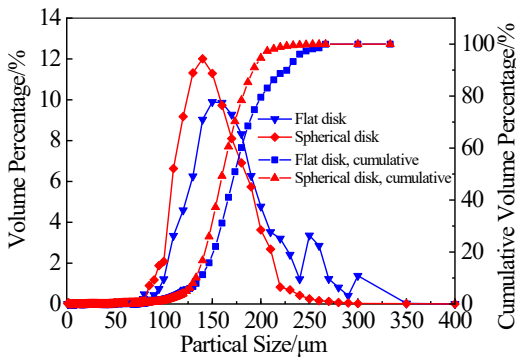


图 22 不同盘形雾化粒径分布实验结果

Fig.22 Experimental results of atomized particle size distribution with different disk shapes

可知平面盘和球形盘粒径整体分布规律与数值模拟结果非常相似。其平面盘雾化液滴粒径累计体积占比为 10% ( $D_{10}$ ), 50% ( $D_{50}$ ), 90% ( $D_{90}$ ) 的粒径分别为 109、160、240  $\mu\text{m}$ , 球形盘雾化液滴累计体积占比为 10% ( $D_{10}$ ), 50% ( $D_{50}$ ), 90% ( $D_{90}$ ) 的粒径分别为 98、142、180  $\mu\text{m}$ , 实验获得的粉末粒径  $D_{10}$  和  $D_{50}$  与模拟的结果相差很小 ( $\leq 6 \mu\text{m}$ ), 但  $D_{90}$  数值与模拟结果相差较大, 主要是由于实验过程中产生的大液滴会撞到雾化罐壁粘附到罐壁上, 或撞到罐壁上形成亮片, 取样过程被筛除导致。除以上实验误差外, 通过本实验数据证明了数值模拟粒径结果的正确性。

在完成不同盘形结构雾化液滴粒径分布规律研究基础上, 接下来模拟研究不同盘形结构雾化液滴分散过程中液滴温度变化规律。平面盘和球形盘雾化液滴温度分布如图 23 和图 24 所示。通过雾化液滴温度分布云图可知, 平面盘和球形盘雾化液滴在雾化盘附近区域呈现较大的温度下降梯度, 液滴温度急剧下降, 在距离盘 0.25 m 区域液滴直径  $\leq 120 \mu\text{m}$  的液滴温度几乎都降到 350  $^{\circ}\text{C}$  以内, 即雾化细小的铝合金颗粒迅速冷却并凝固。在距离盘 0.85 m 区域雾化液滴除个别大液滴, 雾化液滴颜色几乎都是蓝色, 液滴温度已降到 200  $^{\circ}\text{C}$  以内完成凝固。然而通过图 23 和图 24 进一步对比可知, 相较于平面盘, 球形盘在距离旋转盘中心  $R=0.5 \text{ m}$  范围内液滴的密度更大, 且该区域内液滴的温度比平面盘的高。这归因于球形盘雾化液滴粒径更集中, 粒径分布相对更窄且细, 液滴小分散速度慢同时球形盘相对平面盘的湍流漩涡更

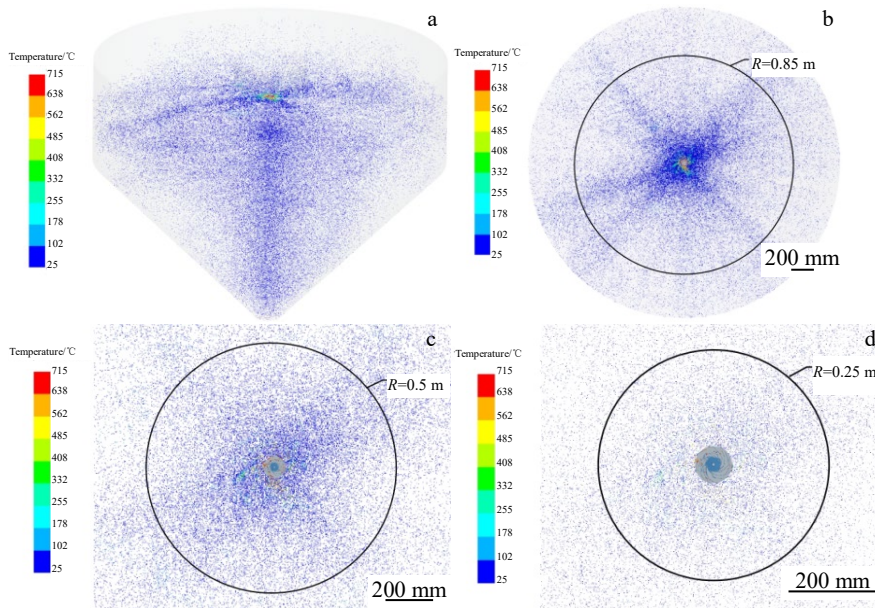


图 23 平面盘雾化液滴温度分布云图

Fig.23 Temperature distribution cloud diagrams of flat disk atomized droplets in XZ section (a), in the range of  $R=0.85 \text{ m}$  (XY cross-section) (b), in the range of  $R=0.5 \text{ m}$  (XY cross-section) (c), and in the range of  $R=0.25 \text{ m}$  (XY cross-section) (d)

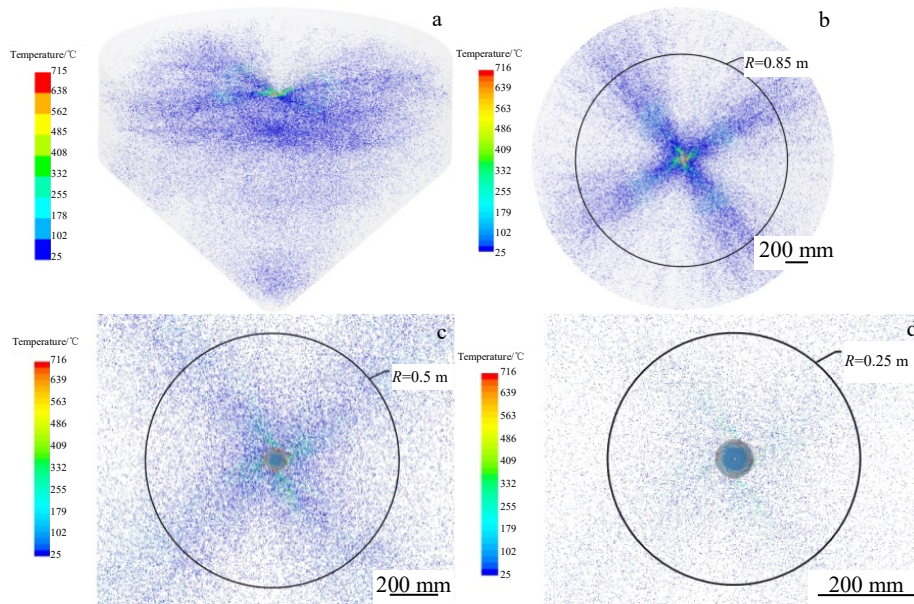


图 24 球形盘雾化液滴温度分布云图

Fig.24 Temperature distribution cloud diagrams of spherical disk atomized droplets in XZ section (a), in the range of  $R=0.85$  m (XY cross-section) (b), in the range of  $R=0.5$  m (XY cross-section) (c), and in the range of  $R=0.25$  m (XY cross-section) (d)

强，这会将更多的雾化小液滴带到该区域，因雾化熔体液滴温度较高，熔滴在该区域聚集会将本区域温度升高，所以球形盘雾化液滴的冷却效果与平面盘相比较差些。

### 3 结 论

1) 球形盘表面液膜微元体的受力相比于平面盘多了垂直于盘面的正压力  $dF_n$ ，致使金属熔体液膜与球形盘面的摩擦力更大，液膜相对于盘面的滑移更小，液膜铺展得更均匀且盘面的传热更稳定。

2) 模拟工况下平面盘连续液膜边界直径为 32 mm，球形盘相比增加了约 40%，边界直径为 45 mm，当液膜超过该临界边界开始分裂成液丝，且在分裂区域球形盘分裂产生的液丝更细，数量更多。

3) 模拟工况下平面盘最大液膜速度约为 13.0 m/s，球形盘约为 15.5 m/s，相较于平面盘，球形盘的液膜速度增加约 19%，即相同转速下液膜获得能量多，能量利用率更高。

4) 模拟工况下球形盘雾化液滴中位径  $D_{50}$  比平面盘小约 12.3%， $D_{90}$  小 22.6% 以上， $D_{10}$  相差不大，即相同工况下球形盘雾化颗粒更小，分布更为集中，对雾化液滴粒径及粒度分布的控制更高效，更适用于增材制造用铝合金粉末制备。

*et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2017, 46(4): 1162

[2] Jiang Haiyan(姜海燕), Lin Weikai(林卫凯), Wu Shibiao(吴世标) *et al. Mechanical Engineering & Automation*(机械工程与自动化)[J], 2019(5): 223

[3] Yang Qiang(杨 强), Lu Zhongliang(鲁中良), Huang Fuxiang(黄福享) *et al. Aeronautical Manufacturing Technology*(航空制造技术)[J], 2016(12): 26

[4] Xu Jinxin(徐金鑫), Chen Chaoyue(陈超越), Shen Luyu(沈鹭宇) *et al. Acta Physica Sinica*(物理学报)[J], 2021, 70(14): 15

[5] Liu Yingjie(刘英杰), Hu Qiang(胡 强), Zhao Xinming(赵新明) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2021, 50(5): 1767

[6] Furlani E P, Hanchak M S. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*[J], 2011, 65(5): 563

[7] Srinivasan V, Salazar A J, Saito K. *Applied Mathematical Modelling*[J], 2011, 35(8): 3710

[8] Srinivasan V, Salazar A J, Saito K. *Chemical Engineering Science*[J], 2010, 65(9): 2782

[9] Shokoohi F, Elrod H G. *Journal of Computational Physics*[J], 1987, 71(2): 324

[10] Stone L, Hastie D, Zigan S. *Advanced Powder Technology*[J], 2019, 30(4): 869

[11] Quan S. *Journal of Computational Physics*[J], 2011, 230(13): 5430

#### 参考文献 References

[1] Le Guomin(乐国敏), Li Qiang(李 强), Dong Xianfeng(董鲜峰)



- [12] Ma D J, Chen X D, Yang V. *Proceedings of the 63rd Annual Meeting of the APS Division of Fluid Dynamics*[C]. California: Bulletin of the American Physical Society, 2010: 1
- [13] Wang Dongxiang(王东祥), Ling Xiang(凌 祥), Peng Hao(彭浩) *et al. CIESC Journal*(化工学报)[J], 2017, 68(11): 4121
- [14] Wang Dongxiang(王东祥), Ling Xiang(凌 祥), Peng Hao(彭浩). *Journal of Nanjing Tech University, Natural Science Edition*(南京工业大学学报, 自然科学版)[J], 2015, 37(3): 67
- [15] Liu Q, Luo Z H. *Powder Technology*[J], 2018, 339: 459
- [16] Li X, Zeng K L, He P J *et al. Powder Metallurgy Technology*[J], 2021, 39(2): 172
- [17] Wang Pu, Liu Jiaqi, Zhang Jiaquan *et al. Journal of Materials Research and Technology*[J], 2023, 23: 730
- [18] Wang Peng(汪 鹏), Li Jing(李 静), Wang Xin(王 欣) *et al. Chinese Physics B*(中国物理 B: 英文版)[J], 2021, 30(2): 027502
- [19] Liu Jing(刘 晶). *Numerical Simulation of In-Cylinder Turbulent Flows of Internal Combustion Engines—Comparison among Three  $k-\epsilon$  Models*(内燃机缸内湍流流动的数值模拟—3 种  $k-\epsilon$  模型比较)[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2007
- [20] Wang Junfeng, Xia Min, Wu Jialun *et al. Archives of Metallurgy and Materials*[J], 2022, 67(4): 1359
- [21] Mantripragada V T, Kumar K, Kumar P *et al. Journal of Sustainable Metallurgy*[J], 2021, 7: 620
- [22] Shi Yutong, Lu Weiyan, Sun Wenhai *et al. Journal of Materials Science & Technology*[J], 2022, 105(10): 203
- [23] Wang Dongxiang, Ling Xiang, Peng Hao. *Applied Thermal Engineering*[J], 2014, 63(1): 387
- [24] Joseph D D, Belanger J, Beavers G S. *International Journal of Multiphase*[J], 1999, 25(6-7): 1263
- [25] Wang Chonglin(王崇琳). *Powder Metallurgy Technology*(粉末冶金技术)[J], 2008, 26(4): 243
- [26] Wang Chonglin(王崇琳). *Powder Metallurgy Technology*(粉末冶金技术)[J], 2010, 28(6): 420

## Numerical Simulation and Experimental Study on Atomization Process of Aluminum Alloy Powder

Liu Yingjie<sup>1,2,3</sup>, Hu Qiang<sup>1,2,3</sup>, Zhao Xinming<sup>2,3</sup>, Zhang Shaoming<sup>3</sup>

(1. Technical Research Institute of Metal Powder Material Industry, GRIPM Advanced Materials Co., Ltd, Beijing 101407, China)

(2. GRINM Additive Manufacturing Technology Co., Ltd, Beijing 101407, China)

(3. Beijing General Research Institute for Nonferrous Metals, Beijing 100088, China)

**Abstract:** Numerical simulation and experimental verification were used to study the atomization process of aluminum alloy powder by high-speed rotating disk. The spreading motion characteristics of melt on different disk surfaces, the breaking law of melt thin liquid film, and the flight cooling of droplets formed after crushing were investigated. The results show that the slip of liquid film on the surface of the spherical disk is smaller, the liquid film spreads more evenly, and the heat transfer of the disk is more stable. Under the same working conditions, the continuous liquid film boundary diameter of the spherical disk increases by about 40%, the maximum liquid film velocity increases by about 19%, the median diameter  $D_{50}$  of atomized droplets decreases by about 12.3%; meanwhile, the droplet size distribution is more concentrated. The size and distribution of atomized droplets can be controlled more efficiently.

**Key words:** additive manufacturing; high-speed rotating disk atomization; aluminum alloy powder; numerical simulation

---

Corresponding author: Hu Qiang, Ph. D., Professor, Beijing General Research Institute for Nonferrous Metals, Beijing 100088, P. R. China, Tel: 0086-10-61667637, E-mail: huqiang@grinm.com