

基于 VOF-DPM 的横向射流雾化过程数值模拟

周涛涛,唐志全,王辰,张郁*

合肥工业大学汽车与交通工程学院,安徽 合肥 230009

摘要:为高效精确模拟航空动力系统的液态燃料横向射流多尺度雾化过程,分别采用离散相模型(discrete phase model, DPM)、流体体积(volume of fluid, VOF)法耦合 DPM(VOF-DPM)对横向射流雾化过程进行数值模拟,对比 2 种模型对横向射流雾化过程的仿真结果,并研究模型转换直径与破碎模型对横向射流雾化过程仿真结果的影响。仿真结果表明:相比 DPM,VOF-DPM 仿真得到的射流穿透深度更接近试验结果,射流雾化过程更真实,并且能够捕捉到更详细的流场信息;当模型转换直径较小时,不能转换为离散相颗粒的液滴相对较多,这些液滴仍由 VOF 求解,并阻挡气流导致在其周围产生小涡团;添加破碎模型对射流穿透深度和流场结构几乎没有影响,但导致离散相颗粒继续破碎成更多更小的颗粒。

关键词:横向射流;雾化;VOF-DPM;模型转换直径

中图分类号:TK401

文献标志码:A

文章编号:1673-6397(2024)04-0001-10

引用格式:周涛涛,唐志全,王辰,等.基于 VOF-DPM 的横向射流雾化过程数值模拟[J].内燃机与动力装置,2024,41(4):1-10.

ZHOU Taotao, TANG Zhiqian, WANG Chen, et al. Numerical simulation of the atomization process of liquid jet in a crossflow based on VOF-DPM[J]. Internal Combustion Engine & Powerplant, 2024, 41(4): 1-10.

0 引言

横向射流是一种典型的雾化方式,广泛应用于航空、导弹动力系统中^[1]。横向射流中液体燃料的雾化效果是影响燃烧质量的重要因素,雾化效果越好,燃料与空气混合越充分,越有助于提高燃烧效率和减少污染物排放^[2]。对横向射流雾化的研究主要分为试验研究和数值模拟研究,由于雾化过程极快且物理过程非常复杂,虽然通过试验可以得到一些宏观参数,但难以测量流场细节;数值模拟研究能够得到详细的流场信息,成为研究雾化过程的重要手段^[3]。

拉格朗日粒子追踪法和界面捕捉法是用于雾化过程数值求解的 2 种典型方法。拉格朗日粒子追踪法主要通过离散相模型(discrete phase model, DPM)实现,在 DPM 中将液相视为离散的颗粒,追踪计算颗粒的速度、位置、动量等信息,并通过与液滴破碎模型、聚合模型等子模型的结合实现对雾化过程的模拟^[4-5]。该方法相对成熟且计算量较小,广泛应用于射流雾化过程的模拟^[6-7]。虽然 DPM 求解射流雾化过程计算量较小,但气-液两相的相互作用仅体现在欧拉方程的源项,不能真实还原雾化的全过程,尤其是忽略了一次雾化过程的具体信息。此外,早期研究指出采用 DPM 时液滴直径需小于网格尺寸和 Kolmogorov 尺寸^[8],近期也有研究提出液滴直径小于网格尺寸的 60%时才是合理的^[9],这在一定程度上限制了拉格朗日粒子追踪法的使用。界面捕捉法通过解析相界面获得气-液两相界面的位置信息实现对

收稿日期:2023-01-19

基金项目:国家自然科学基金青年基金资助项目(51906055,52106138);安徽省自然科学基金资助项目(2008085ME166);合肥工业大学学术新人提升 B 计划资助项目(JZ2021HGTB0085)

第一作者简介:周涛涛(1992—),男,山东菏泽人,工学博士,副教授,主要研究方向为多相流数值模拟,E-mail:zhou@hfut.edu.cn。

***通信作者简介:**张郁(1989—),男,河南洛阳人,工学博士,副研究员,主要研究方向为燃料液滴蒸发和燃烧,E-mail:yuzhang2020@sina.com。

射流雾化过程的直接求解,常用的界面捕捉方法有流体体积 (volume of fluid, VOF) 法^[10-11] 以及水平集 (level set, LS) 方法^[12-13]。陈连华^[14] 采用界面捕捉法模拟了横向射流的雾化过程,得到了详细的雾化过程信息,研究了横向射流一次雾化的机理,并进一步分析了不同无量纲参数对射流雾化过程的影响规律。界面捕捉法虽然能够获得详细的雾化过程信息,但对网格要求较高,应足够精细以捕捉雾化过程产生的液滴,这导致巨大的计算量。

鉴于 2 种方法的特点,有研究者研究结合 VOF 与 DPM 两者优势的新方法——流体体积法耦合离散相模型 (VOF-DPM) 方法^[15-17]。该方法对连续的液柱、大液滴采用 VOF 求解,对尺寸较小的液滴通过 DPM 求解,既能在雾化初始阶段捕捉到相界面的运动和变形,又根据一定的转换机制将达到一定尺寸的小液滴转换为拉格朗日粒子求解,从而减少计算量。Zhou 等^[18] 采用 VOF-DPM 对不同入射角度的射流雾化进行数值模拟,并且对比了初始网格数量一致,分别采用 VOF-DPM 和 VOF 计算,自适应加密后的网格数量,仅计算 48 μs 后,采用 VOF-DPM 的网格数量比 VOF 的减少 39.1%,表明采用 VOF-DPM 相比 VOF 可以显著减少计算量。

合理的转换机制是更好发挥 VOF-DPM 优势的关键。Grosshans 等^[19] 在研究 VOF-DPM 耦合模型的转换机制时,提出了一种统计耦合方法,在靠近喷嘴处的浓密喷雾区域采用 VOF 求解,在下游稀疏喷雾区域采用 DPM 求解,在 VOF 中统计得到 DPM 中的液滴分布参数。统计耦合方法的喷雾浓密区与稀疏区的区分具有较大的随意性,因此转换机制更多选择直接耦合方法,即在雾化过程模拟中,随时识别流场中的小液滴,将满足转换机制的液滴转换为拉格朗日粒子由 DPM 求解。直接耦合方法中,模型转换机制通常为满足模型转换直径条件和球形度条件。采用 VOF-DPM 对雾化过程进行数值模拟时,丁群^[17] 将转换直径设为网格尺寸的 4 倍,Zhou 等^[18] 将转换直径设为 0.1 mm,Shi 等^[20] 将转换直径设为 0.3 mm。可见,不同研究人员设定的转换直径有一些差异,因此需要进一步研究转换直径对数值模拟结果的影响,以助于更合理地设定转换直径。

Mei 等^[21] 采用 VOF-DPM 对横向射流雾化进行了数值模拟,研究了添加液滴破碎模型的影响,研究表明添加泰勒类比破碎模型 (Taylor analogy breakup model, TAB) 对计算精度有负面影响;杨帆^[22] 采用 VOF-DPM 对燃气涡轮发动机中低液气密度比的横向射流进行模拟时,研究了有无液滴破碎模型以及不同液滴破碎模型对模拟结果的影响,结果表明仅在气-液界面生成液滴、没有明显二次雾化现象时,不宜添加液滴破碎模型。

本文中对喷嘴附近区域的液滴雾化过程进行研究,在靠近喷嘴附近以一次雾化为主,是否需要添加液滴破碎模型还需要进一步探究,因此本文中以 Stenzler 等^[23] 的试验结果为参照,采用 DPM 与 VOF-DPM 分别进行数值模拟,对比 DPM 与 VOF-DPM 的区别,并基于 VOF-DPM 研究转换直径与破碎模型对模拟结果的影响。

1 数学物理模型

1.1 VOF 法

VOF 法通过求解单独的动量方程和处理穿过区域的每一流体的体积分数模拟 2 种或多种不能混合的流体。

不可压缩流体连续方程为:

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0, \quad (1)$$

式中: $\mathbf{u}$ 为流体速度矢量, m/s 。

不可压缩流体动量方程为:

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \mathbf{u} + T_\sigma, \quad (2)$$

式中: t 为时间, s ; ρ 为流体密度, kg/m^3 ; p 为流场压力, Pa ; ν 为流体运动黏度, m^2/s ; T_σ 为表面张力, N 。

本文中以气相作为第一相,液相作为第二相,通过求解液相的体积分数跟踪气-液两相的界面运动。液相体积分数表达式为:

$$\alpha = \frac{V_l}{V_l + V_g}, \quad (3)$$

式中: α 为单个网格中液相体积与整个网格体积的比; V_g 为网格内气相体积, m^3 ; V_l 为网格内液相体积, m^3 。当 $\alpha=0$ 时,表示该网格为全为气相;当 $\alpha=1$ 时,表示该网格全为液相;当 $0<\alpha<1$ 时,表示该网格为包含气-液两相流之间的相界面。

两相混合物的密度 ρ 和黏度 μ 由相应的液体和气体性质的加权平均值获得:

$$\rho = \alpha\rho_l + (1 - \alpha)\rho_g, \quad (4)$$

式中: ρ_l 为液相密度, kg/m^3 ; ρ_g 为气相密度, kg/m^3 。

$$\mu = \alpha\mu_l + (1 - \alpha)\mu_g, \quad (5)$$

式中: μ_l 为液相黏度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$; μ_g 为气相黏度, $\text{Pa}\cdot\text{s}$ 。

流体输运方程为:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{u}) = S_\alpha, \quad (6)$$

式中 S_α 为源项。

1.2 离散相模型

模拟喷雾雾化的过程中,离散相模型(DPM)将气相作为连续相直接求解其纳维-斯托克斯(Navier-Stokes, N-S)方程,将液相视为离散相通过积分拉格朗日坐标系下的液滴颗粒微分方程,来求解离散相液滴的运动轨迹。

弛豫时间

$$\tau_r = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_g C_D Re}, \quad (7)$$

式中: ρ_p 为液滴密度, kg/m^3 ; d_p 为液滴颗粒直径, m ; Re 为雷诺数; C_D 为曳力因数。

离散相颗粒的位移和作用力平衡方程(颗粒惯性等于作用在颗粒上的各种力)在笛卡尔坐标系下的形式(x 方向)为:

$$\frac{dx}{dt} = \mathbf{u}_p, \quad (8)$$

$$\frac{d\mathbf{u}_p}{dt} = \frac{\tau_r}{(\mathbf{u} - \mathbf{u}_p)} + \frac{\mathbf{g}_x(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + \mathbf{F}_x, \quad (9)$$

式中: x 为笛卡尔坐标系 x 方向上的距离, m ; $\mathbf{u}_p$ 为液滴的速度, m/s ; $\mathbf{g}_x$ 为液滴在 x 方向上的加速度, m/s^2 ; $\mathbf{F}_x$ 为液滴受到的其他作用力,包括压力梯度力、附加质量力等,由于气相的密度比液相小得多,压力梯度产生的力和虚拟质量力可以忽略不计,本文中 $\mathbf{F}_x=0$ N。

本文中一次雾化模型采用平口喷嘴雾化(plain-orifice atomizer, POA)模型,该模型采用喷嘴直径、流量参数等喷嘴的物理及尺寸参数计算初始颗粒尺寸、速度、位置。

由质量守恒以及假定速度均匀分布可得到近似喷出速度

$$u_n = \frac{q_m}{\rho_p A}, \quad (10)$$

式中: u_n 为喷嘴喷出速度, m/s ; q_m 为射流质量流量, kg/s ; A 为喷嘴横截面积, m^2 。

液滴直径分布由Rosin-Rammler分布确定,Rosin-Rammler分布包含2个参数:最可能分布直径 d_0 和分布指数 S 。根据喷嘴直径以及长度确定的分布指数 $S=3.5$,最可能分布直径 d_0 与索特平均直径(Sauter mean diameter, SMD) d_{32} 有关,Wu等^[24]根据试验总结的 d_{32} 表达式为:

$$d_{32} = 133\lambda We_p^{-0.74}, \quad (11)$$

式中: We_p 为液滴韦伯数; λ 为湍流长度标尺, $\lambda = d/8$, d 为射流圆柱直径, m。

最可能分布直径

$$d_0 = 1.272 \cdot 6d_{32}(1 - 1/S)^{1/5} \quad (12)$$

液滴破碎模型采用 KH-RT 模型^[25], KH-RT 模型认为液滴破碎由 Kelvin-Helmholtz (KH) 不稳定性增长和 Rayleigh-Taylor (RT) 不稳定性增长引起的。这 2 种不稳定性被假定为独立并相互竞争。液滴的破碎由 2 种不稳定性中 fastest 增长的波引起。

1.3 VOF 与 DPM 的转换

VOF 模型用于在射流初始阶段捕捉气液相界面得到详细的一次雾化过程, 当射流液体破碎成小液滴时, 采用 DPM 计算可以减少计算量, 2 种模型的转换需要设定一个合理的转换机制。转换机制有以下 2 个条件: 1) 液滴的体积等效直径 d_{eq} 小于模型转换直径 d_c ; 2) 球形度小于设定值。

液滴的体积等效直径是具有与给定液滴相同质量的完美球体的直径, 其计算式为:

$$d_{eq} = (6V_p/\pi)^{1/3}, \quad (13)$$

式中: V_p 为液滴体积, m^3 。

转换直径应不大于喷嘴直径且不小于最小网格尺寸的 4~6 倍, 否则 VOF 不能很好地捕捉转换前液滴的运动学行为。因此, 本文中将模型转换直径分别设为 0.15 mm 和 0.25 mm, 研究不同转换直径对雾化过程模拟结果的影响。

球形度有 2 种算法, 即根据半径标准差 (radius standard deviation, RSD) 计算的球形度和根据平均辐射面正交性 (radius-surface orthogonality, RSO) 计算的球形度。本文中 2 个球形度小于默认值 0.5 即为满足球形度标准。当转换机制中的这 2 个条件都满足时, 液滴在计算域中被转换成拉格朗日粒子, 同时, 相应液滴的体积分数为 0, 即将液滴从欧拉场中删除。

2 计算域与算例设置

本文中数值模拟采用的几何模型基于 Stenzler^[23] 的试验装置进行外形尺寸的优化, 计算域几何模型如图 1 所示。VOF-DPM 中, 几何模型有实际射流入口, 即底部的圆柱, 液体燃料从底部圆柱口射入; DPM 中, 几何模型中不需要实际的圆柱射流入口, 在圆心处设置模型的射流入口即可。圆柱直径 $d = 0.254$ mm, 长 $L = 1.270$ mm, 圆柱圆心在 x 方向上距离入口 3 mm, 距离出口 10 mm, 在 y 方向上居中。坐标系原点位于圆柱圆心处, 气体从左侧流入, 右侧流出, 其余面均为壁面; 射流入口与空气入口均为速度入口边界, 出口为压力出口边界, 壁面边界条件为不可滑移边界条件。

采用 ICEM 软件进行结构化网格划分, 用于 VOF-DPM 带射流圆柱的几何模型网格数为 126 万, 用于 DPM 的几何模型网格数为 128 万, 除射流圆柱壁面外, 其余的网格初始尺寸均为 0.1 mm, 网格横截面图如图 2 所示。

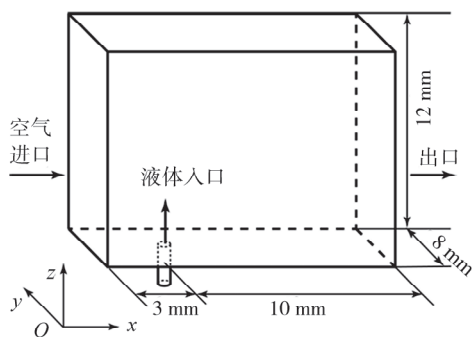


图 1 计算域几何模型

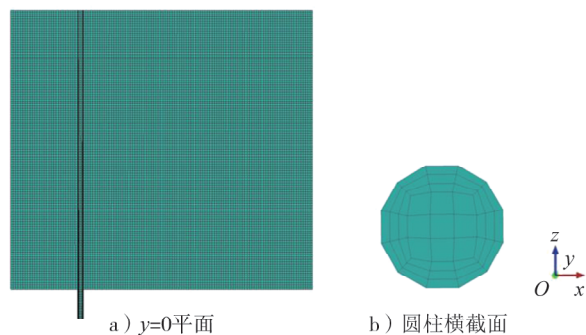


图 2 $y=0$ 平面及圆柱横截面网格

进行 VOF-DPM 计算时开启网格自适应加密功能,根据液相体积分数曲率进行网格细化与粗化。对液相体积分数曲率进行归一化处理,最大值为 1。细化阈值设为 0.05,粗化阈值设为 0.01,即在相邻网格液体体积分数曲率大于 0.05 时,该处网格自动加密;在相邻网格液体体积分数曲率小于 0.01 时,加密后的网格自动粗化。射流流体为水,水和空气的物理性能参数如表 1 所示。

表 1 水和空气的物理性能参数

液体密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	液体黏性系数/($\text{mPa}\cdot\text{s}$)	空气密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	气体黏性系数/($\text{Pa}\cdot\text{s}$)	表面张力系数/($\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$)
998.2	1.003	1.225	$1.789\ 4\times 10^{-5}$	0.072

为对比 VOF-DPM 与 DPM 的区别,基于 VOF-DPM 研究模型转换直径以及破碎模型对模拟结果的影响,设置 4 个方案,各方案参数设置如表 2 所示。4 个方案中,射流入口速度均为 16.99 m/s,气流入口速度均为 116.00 m/s。

为了保证获得的结果不受网格质量的影响,进行网格无关性检验。选用方案 2 中的多相流模型及参数,分别在无网格自适应加密和 2、3、4 级网格自适应加密条件下进行计算,以中心对称面 $x/d=-1.5$ 位置处的气流速度计算结果进行对比,结果如图 3 所示,图中 z 为笛卡尔坐标系 z 方向上的距离。由图 3 可知:无网格自适应加密和添加网格自适应加密的结果相差较大,添加各级自适应加密的结果相差不大; $z/d=4\sim 9$ 时,添加 2 级网格自适应加密的结果比 3 级小,3、4 级网格自适应加密的计算结果几乎一致,说明 3 级自适应加密达到了计算要求,满足了网格的无关性。因此,本文中 VOF-DPM 中的数值计算均采用 3 级网格自适应加密。

表 2 各方案参数

方案	多相流模型	破碎模型	转换直径 d_c/mm
1	DPM	KH-RT	
2	VOF-DPM		0.15
3	VOF-DPM		0.25
4	VOF-DPM	KH-RT	0.15

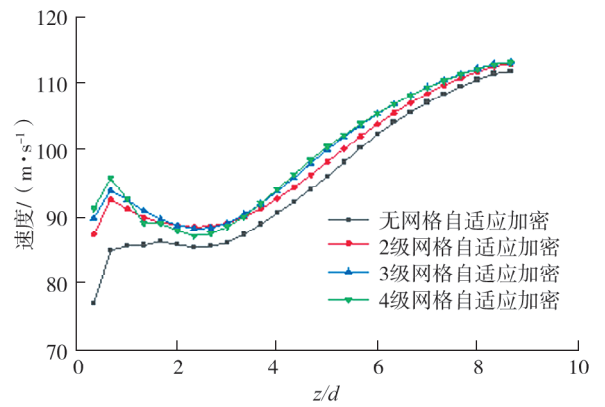
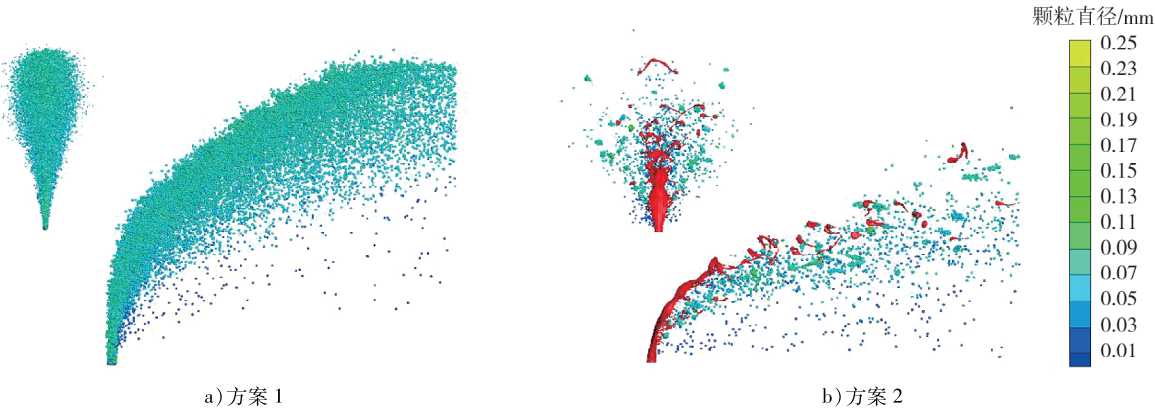


图 3 中心对称面 $x/d=-1.5$ 位置的气流速度对比

3 结果分析与讨论

3.1 瞬时雾化结果

第 0.45 毫秒时,不同方案 $\alpha=0.5$ 相界面与颗粒分布图像如图 4 所示,红色表示相界面,小圆点表示离散相颗粒。



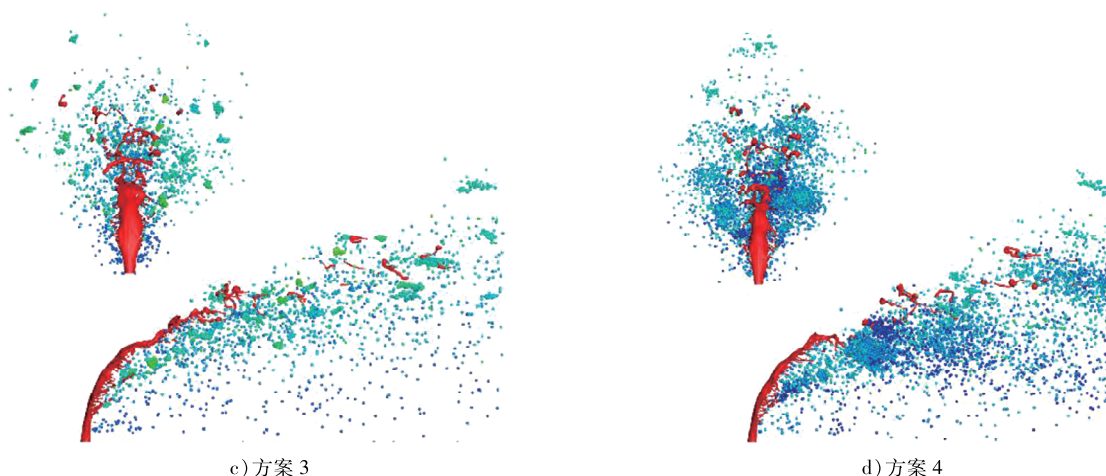


图 4 第 0.45 毫秒时, $\alpha=0.5$ 相界面与颗粒分布

由图 4a) 可知: 采用 DPM 得到的射流喷雾全部由离散相颗粒组成, 在迎风面一侧颗粒分布浓密且粒径较大, 在背风面一侧颗粒稀疏且粒径较小; 本应是连续的射流柱全部由颗粒表示, 无法从模拟结果中观察到射流柱的变形破裂及表面波现象, 只能得到雾化后液滴的速度、大小和射流深度等特征信息。

由图 4b)、4c)、4d) 可知: 采用 VOF-DPM 可以更真实地再现射流雾化过程; 当液体射流进入横向气流区时, 液柱由圆柱状变为扁平状并逐渐弯曲, 在气动力的作用下在近壁面发生表面破碎, 最终在较远处发生柱状破碎; 同时, 可观察到射流液柱上的表面波, 这有助于分析雾化的机理等。

由图 4b)、4c) 可知: 方案 2 中有更多的小液滴, 这是因为方案 2、3 的模型转换直径不同; 方案 3 中, 满足球形度条件的液滴的体积等效直径小于 0.25 mm 时, 便能够转换成离散相颗粒, 方案 2 中满足球形度条件的液滴的体积等效直径小于 0.15 mm 时才转换成离散相颗粒, 即满足球形度的体积等效直径为 0.15~0.25 mm 的液滴在方案 3 中转换成离散相颗粒, 在方案 2 中依然还是由相界面表示的液滴, 导致方案 2 中的小液滴更多。由此可知, 当模型转换直径设置得较小时, 计算过程中更多的小液滴由 VOF 求解, 但同时也带来更大的计算量。

由图 4b)、4d) 可知: 在 VOF-DPM 模拟中添加破碎模型得到的结果中离散相颗粒数量更多。这是因为添加 KH-RT 破碎模型后, 当满足破碎模型中的破碎条件, 通过 VOF-DPM 转换生成的离散相颗粒继续分裂成更多的离散相颗粒, 在没有添加破碎模型的方案 2 中, 小液滴在满足转换机制转换成离散相颗粒后, 不继续分裂, 所以产生的离散相颗粒数量相应较少。

3.2 射流穿透深度

Stenzler^[23]通过试验总结出了不同条件横向射流穿透深度关联式, 本文中的气体为常温, 故选用适用于未加热气流中的射流穿透深度关联式与模拟结果对比, 关联式如下:

$$\left(\frac{z}{d}\right)_{\max} = 2.898q^{0.430}\left(\frac{x}{d}\right)^{0.384}We^{-0.110}, \quad (14)$$

式中: q 为动量通量比, $q = \rho_l u_l^2 / (\rho_g u_g^2)$; We 为韦伯数。

数值计算的穿透深度结果以离散相颗粒位置分布图表示, 4 个方案模拟得到的射流穿透深度与试验对比图 5 所示。由图 5 可知: 采用 DPM 的方案 1 得到的射流穿透深度比试验结果偏大, 方案 2、3、4 得到的射流穿透深度与试验结果十分接近; 采用 VOF-DPM 的 3 个方案的射流穿透深度都是 x 方向上前半段略小于试验结果, 在后半段则几乎与试验结果重合并有大于试验结果的趋势, 说明相比 DPM, VOF-DPM 可以得到与试验结果更接近的射流穿透深度。3 个方案得到的射流穿透深度基本没有区别, 说明模型转换直径和破碎模型对射流穿透深度几乎没有影响。这是因为不论液滴是否转换为离散相颗粒或者颗粒破碎成更小的颗粒, 液滴或者颗粒的动量都被保留继承, 因此基本不影响计算结果中的射流穿透深度。

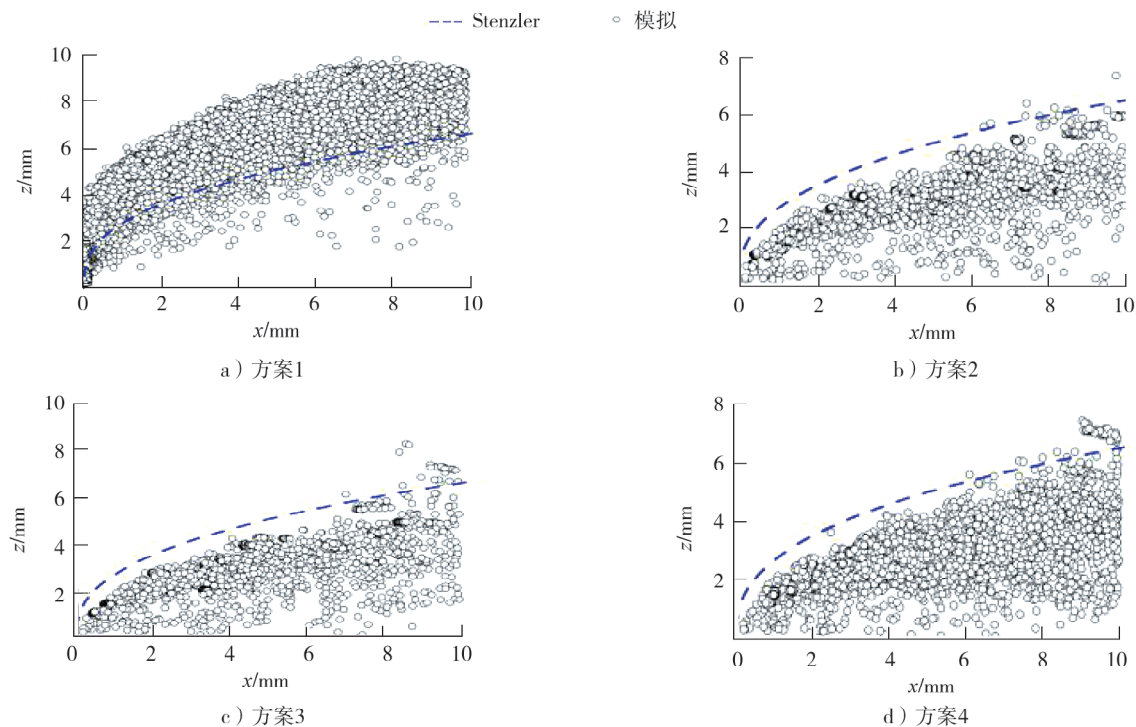


图5 射流深度与经验关系式的对比

3.3 液滴平均直径

雾化后液滴大小是衡量雾化效果的关键因素。本文中采用索特平均直径(SMD)表示雾化后的平均液滴大小。索特平均直径

$$d_{32} = \sum (N_i d_i^3) / \sum (N_i d_i^2), \quad (15)$$

式中: N_i 为直径为 d_i 颗粒的数量。

由式(15)可得:方案1~4计算得到的索特平均直径分别为60.87、71.99、77.31、65.53 μm 。4个方案的结果相差不大,DPM计算得到的SMD最小。转换直径较大时,SMD较大。这可能是因为相比方案3,方案2中满足球面度标准且体积等效直径为0.15~0.25 mm的液滴仍由VOF求解,未能转换为离散相颗粒,统计方法中只统计离散相颗粒,导致方案2中直径较大的液滴未纳入统计范围,使得方案2中统计的SMD相对偏小;对比方案4和方案2、3的结果可知,添加破碎模型的方案4的SMD小于其他2个方案,这是因为添加破碎模型后,离散相颗粒满足破碎条件,继续分裂成更多的直径更小的颗粒。

3.4 流场结构

在横向射流中,横向气流遇到液体射流柱的阻挡改变流动方向,进而产生各种涡旋流场,这些涡旋流场又影响雾化液滴的分布混合。本文采用 Q 准则来识别流场中的涡, Q 的定义为:

$$Q = (||\boldsymbol{\Omega}||^2 - ||\boldsymbol{S}||^2) / 2,$$

式中 $\boldsymbol{\Omega}$ 和 $\boldsymbol{S}$ 分别是旋转张量和应变张量。 $Q>0$,表示区域中存在涡旋结构^[23], Q 准则的物理意义是流场旋转部分的涡度大于变形而占主导地位。

4个方案在 $Q=7.5 \times 10^7$ 的涡量等值面与 $\alpha=0.5$ 相界面(以红色表示)分布图如图6~9所示。由图6~9可知:横向气流在射流液柱后产生剧烈的扰动,形成强烈的涡旋结构;DPM与VOF-DPM得到的涡量分布差异较大,DPM得到的涡量分布窄小且对称,并且在后半部分的涡尺度较小,VOF-DPM由于计算得到射流分布矮小宽阔,得到的涡量分布也有同样的特点;VOF-DPM得到的涡量在射流柱后底部有在 y 方向上相互交替的小尺度双列涡,在中间有在 y 方向上相互交替的大尺度双列涡,最上面是由于液团/液滴的阻挡形成的小尺度涡团。产生相互交替的双列涡的原因可能是横向气流在遇到射流柱的阻碍后,产生

了卡门涡街现象。4个方案的结果中都可以观察到射流柱前产生了涡团,这是气流受到阻碍后形成的马蹄涡,VOF-DPM得到的马蹄涡结构更详细。因为方案2、4中的转换直径更小,有更多的液滴未能转换到离散相颗粒计算,因此产生了更多的小涡团。

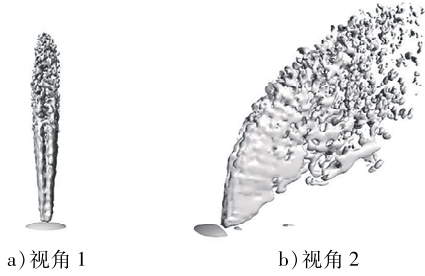


图6 方案1在 $Q = 7.5 \times 10^7$ 涡量等值面与 $\alpha = 0.5$ 相界面分布图

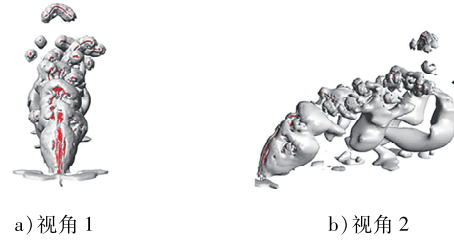


图7 方案2在 $Q = 7.5 \times 10^7$ 涡量等值面与 $\alpha = 0.5$ 相界面分布图

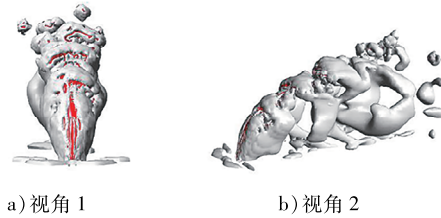


图8 方案3在 $Q = 7.5 \times 10^7$ 涡量等值面与 $\alpha = 0.5$ 相界面分布图

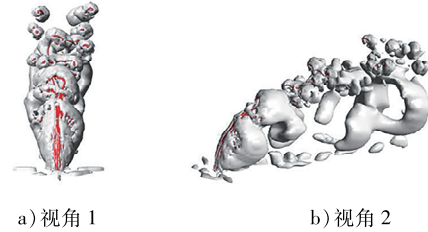
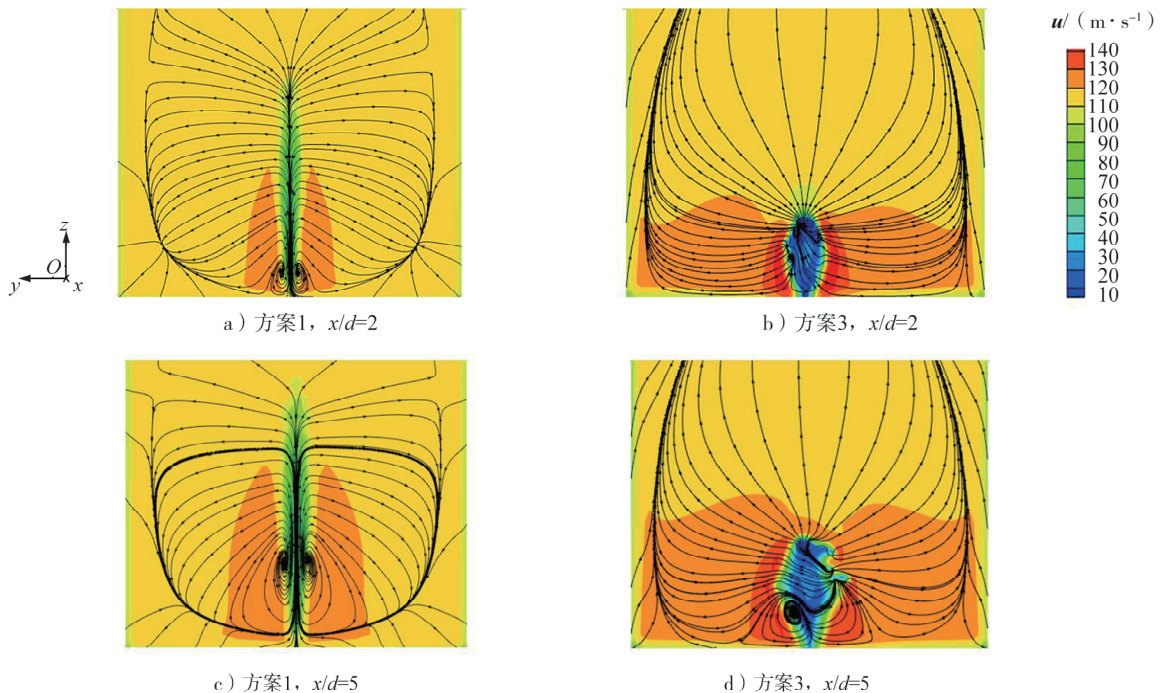


图9 方案4在 $Q = 7.5 \times 10^7$ 涡量等值面与 $\alpha = 0.5$ 相界面分布图

方案1、3在 x 方向上 x/d 为2、5、10处横截面下半平面的流线分布如图10所示。由图10可知:2个方案的流线分布差异较大;在 x/d 为2时,方案1流线图在靠近壁面处有一个反向涡旋对(counter-rotating vortex pair, CVP); x 方向上,由于射流深度增加,CVP逐渐增大;不同 x/d 截面上,方案3的涡流产生在背风面(低速区)的不同地方,并且没有像方案1中那样产生CVP,结合图6~9分析,这是因为在方案3中射流柱后形成的是相互交替的双列涡;VOF-DPM的背风面速度比DPM小的多,这也说明VOF-DPM中气液剪切更加剧烈。



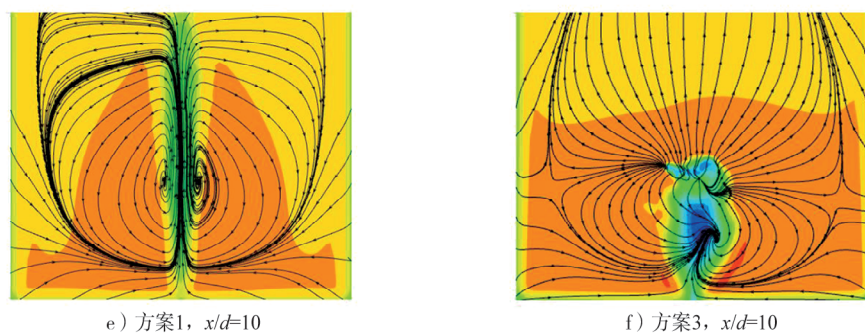


图10 方案1、3在不同横截面上流线和速度云图

4 结论

分别采用DPM与VOF-DPM对横向射流的雾化过程进行数值模拟,并基于VOF-DPM对比了模型转换直径以及破碎模型对模拟结果的影响。

1)相比DPM,VOF-DPM可以得到更真实的射流雾化过程、更准确的射流穿透深度,并能捕捉到更详细的涡旋结构以及雾化后液滴周边的小涡团,有利于下一步更准确地模拟雾化后液滴的蒸发过程。

2)当模型转换直径较小时,有相对较多的液滴不能满足转换机制,无法转换为离散相颗粒,仍由VOF解析,相应的流场中产生更多的由液滴引起的小涡团;在可选择的范围内,转换直径设置越小,VOF-DPM求解中有更多的液相由VOF求解,对细节的捕捉更加详细,但计算量的需求更大,因此应根据需要选择合适的模型转换直径。

3)在靠近喷嘴的喷雾场采用VOF-DPM对雾化过程进行模拟,是否添加二次破碎模型对射流穿透深度以及流场结构几乎没有影响,但是添加破碎模型产生更多的离散相颗粒,得到的液滴SMD更小。

参考文献:

- [1] 常建龙,陈连华,赵永娟,等. 横向射流液滴雾化研究现状分析[J]. 战术导弹技术, 2022(2):29-36.
- [2] LI X Y, SOTEROIU M, ARIENTI M, et al. High-fidelity simulation of atomization and evaporation in a liquid jet in cross-flow[C]//Proceedings of AIAA. 49th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Reston, USA: AIAA, 2011.
- [3] 李佩波. 超声速气流中横向喷雾的混合及燃烧过程数值模拟[D]. 长沙:国防科技大学, 2019.
- [4] DUKOWICZ J K. A particle-fluid numerical model for liquid sprays[J]. Journal of Computational Physics, 1980, 35(2): 229-253.
- [5] TSUJI Y, KAWAGUCHI T, TANAKA T. Discrete particle simulation of two-dimensional fluidized bed[J]. Powder Technology, 1993, 77(1):79-87.
- [6] YOO Y L, HAN D H, HONG J S, et al. A large eddy simulation of the breakup and atomization of a liquid jet into a cross turbulent flow at various spray conditions[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2017, 112:97-112.
- [7] IRANNEJAD A, JABERI F. Large eddy simulation of turbulent spray breakup and evaporation[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2014, 61:108-128.
- [8] FOX R O. Computational models for turbulent reacting flows[M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2003.
- [9] ABOUELMAGD A, THÉVENIN D. Direct numerical simulation of spray evaporation and autoignition in a temporally-evolving jet[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2017, 36(2):2493-2502.
- [10] SOH G Y, YEOH G H, TIMCHENKO V. Improved volume-of-fluid (VOF) model for predictions of velocity fields and droplet lengths in microchannels[J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2016, 51:105-115.
- [11] GROSSHANS H, MOVAGHAR A, CAO L, et al. Sensitivity of VOF simulations of the liquid jet breakup to physical and numerical parameters[J]. Computers & Fluids, 2016, 136:312-323.
- [12] SHAO C X, YUAN S A, LUO K. A generalized coupled level set/volume-of-fluid/ghost fluid method for detailed

- simulation of gas-liquid flows[J]. Journal of Computational Physics, 2023,487:112158.
- [13] MÉNARD T, TANGUY S, BERLEMONT A. Coupling level set/VOF/ghost fluid methods: validation and application to 3D simulation of the primary break-up of a liquid jet[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2007,33(5):510–524.
- [14] 陈连华. 亚声速气流中液体横向射流雾化数值模拟研究[D]. 太原:中北大学, 2022.
- [15] STRÖM H, SASIC S, HOLM-CHRISTENSEN O, et al. Atomizing industrial gas-liquid flows: development of an efficient hybrid VOF-LPT numerical framework[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2016,62:104–113.
- [16] BHATIA B, JOHNY T, DE A. Understanding the liquid jet break-up in various regimes at elevated pressure using a compressible VOF-LPT coupled framework[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2023,159:104303.
- [17] 丁群. 基于 OpenFOAM 的 VOF-DDM 模型对雾化现象的研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学, 2018.
- [18] ZHOU W Y, CHEN B, ZHU Q B, et al. Numerical simulation of angled-injected liquid jet breakup in supersonic crossflow by a hybrid VOF-LPT method[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2023,166:104503.
- [19] GROSSHANS H, SZÁSZ R Z, FUCHS L. Development of an efficient statistical volumes of fluid-Lagrangian particle tracking coupling method[J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2014,74(12):898–918.
- [20] SHI P, ZHU G Q, CHENG J M, et al. Simulation on atomization process of gas-liquid pintle injector in LRE under periodic conditions based on the VOF to DPM method[J]. Aerospace Science and Technology, 2023,136:108222.
- [21] MEI Y, ZHANG P, YAN Y W. Numerical simulation on spray characteristics of fuel jet in a crossflow[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2020,37(Suppl.):18–27.
- [22] 杨帆. 低液气密度比横向射流一次雾化数值模拟研究[D]. 合肥:中国科学技术大学, 2021.
- [23] STENZLER J, LEE J, SANTAVICCA D. Penetration of liquid jets in a crossflow[C]//Proceedings of 41st Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno, USA: AIAA, 2003.
- [24] WU P K, TSENG L K, FAETH G. Primary breakup in gas/liquid mixing layers for turbulent liquids[M]//Proceedings of 30th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno, USA: AIAA, 1995.
- [25] BEALE J C, REITZ R. Modeling spray atomization with the Kelvin-Helmholtz/rayleigh hybrid model[J]. Atomization and Sprays, 1999,9(6):623–650.

Numerical simulation of the atomization process of liquid jet in a crossflow based on VOF-DPM

ZHOU Taotao, TANG Zhiqian, WANG Chen, ZHANG Yu *

School of Automotive and Transportation Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China

Abstract: In order to efficiently and accurately simulate the multi-scale atomization process of liquid jet in crossflow(LJIC) in aerospace power system, the LJIC atomization process is simulated using the discrete phase model (DPM) and coupled the volume of fluid (VOF) and DPM (VOF-DPM). The simulation results of the two models on the atomization process of LJIC are compared, and the effects of model conversion diameter and breakup model on the simulation results are investigated. The simulation results indicate that, compared with DPM, the jet penetration depth obtained by VOF-DPM is closer to the experimental results, the atomization process is more realistic and more detailed flow field information can be captured. When the model conversion diameter is smaller, there are more droplets that cannot be converted into discrete phase particles, which are still solved by VOF and block the flow causing small vortex clusters to form around them. Breakup model has little effect on the jet penetration depth and the flow field structure, but it causes the discrete phase particles to be further breakup into more and smaller particles.

Keywords: liquid jet in a crossflow; atomization; VOF-DPM; model transition diameter

(责任编辑:刘丽君)