

文章编号: 1000-8055(2023)03-0618-12

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210514

气液针栓式喷注器液膜破碎过程和结构的数值研究

林 伟¹, 郑水华¹, 柴 敏¹, 孙泽楠¹, 金 台²

(1. 浙江工业大学 机械工程学院, 杭州 310023;

2. 浙江大学 航空航天学院, 杭州 310027)

摘 要: 为了更好地认识针栓式喷注器雾化场的结构, 基于网格自适应加密技术以及 VOF (volume of fraction) 方法追踪气液的分界面, 采用 *realizable k-ε* 湍流模型模拟整个流动过程, 还原了不同时刻气/液撞击的初次破碎过程, 数值模拟结果与高速摄影试验结果定性定量对比均吻合较好, 验证了数值方法的准确性。进一步对针栓式喷注器气/液撞击的初次破碎过程、内部流场涡结构、速度场进行分析, 研究了初次破碎雾化的动力学过程和机理。研究表明: 液桥的形成主要是由液洞的扩展和拉伸、合并而形成, 而液滴主要是由中心液膜拉伸、液丝断裂以及液桥断裂而形成, 液膜破碎阶段形成的涡结构是造成液膜断裂的主要原因。

关 键 词: 针栓式喷注器; 初次破碎过程; 涡结构; 雾化机理; 网格自适应加密

中图分类号: V434.3

文献标志码: A

Numerical simulation of liquid sheet breakup process and structures in gas-liquid pintle injector

LIN Wei¹, ZHENG Shuihua¹, CHAI Min¹, SUN Zenan¹, JIN Tai²

(1. College of Mechanical Engineering,

Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China;

2. School of Aeronautics and Astronautics, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: Numerical simulations of the primary atomization in the gas-liquid pintle injector were conducted, using the VOF (volume of fraction) method with the adaptive mesh refinement to capture the gas-liquid interface. The *realizable k-ε* turbulence model was adopted for the turbulence modelling. The entire breakup process and the gas-liquid interaction at different instants were captured. The numerical results were qualitatively and quantitatively in good agreement with the high-speed photograph measurement results, which verified the accuracy of the numerical method. The breakup process and mechanism of the primary breakup and atomization were studied by analyzing the evolution of the gas-liquid interface, the vortex structure of the flow field and the velocity field in the pintle injector. The results showed that the formation of the liquid bridge was mainly caused by the expansion, stretching and coalescence of the liquid hole, while the droplet was mainly caused by the stretching of the central liquid sheet, the fractures of the liquid ligament and liquid bridge. The fracture and displacement of liquid sheet was mainly attributed to the vortex structure formed in the liquid sheet breaking stage.

收稿日期: 2021-09-14

基金项目: 国家自然科学基金(51976193); 浙江省自然科学基金(LY21E060009);

能源清洁利用国家重点实验室开放基金(ZJU-CEU2020004); 浙江省基础公益计划项目(LGG22E060011)

作者简介: 林伟(1996—), 男, 硕士生, 主要从事针栓式喷注器雾化机理研究。

通信作者: 金台(1988—), 男, 副教授, 博士, 主要从事多相湍流流动与燃烧研究。E-mail: jintai@zju.edu.cn

引用格式: 林伟, 郑水华, 柴敏, 等. 气液针栓式喷注器液膜破碎过程和结构的数值研究[J]. 航空动力学报, 2023, 38(3): 618-629. LIN Wei, ZHENG Shuihua, CHAI Min, et al. Numerical simulation of liquid sheet breakup process and structures in gas-liquid pintle injector[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(3): 618-629.

Keywords: pintle injector; primary breakup process; vortex structure; atomization mechanism; adaptive mesh refinement

随着人类认知领域的逐渐拓展,太空探索的活动逐年增加,随之而来也面临着各种挑战,其中对于火箭发动机的变推力性能要求越来越高^[1]。Goddard 作为研究现代火箭技术的先行者之一,早在 20 世纪初期就提议大力发展有推力控制的火箭发动机^[2]。具备推力可调节能力的发动机作为新一代火箭发动机的重要要求,受到各国航天相关企业的广泛关注。

针栓式喷注器起源于 20 世纪 50 年代喷气推进实验室(jet propulsion laboratory, JPL)设计的一种精简的试验装置^[3]。后来在 TRW (Thompson Ramo Wooldridge)公司的发展下^[4-5],研制出了针栓式登月舱下降发动机(lunar module descent engine, LMDE),并且在阿波罗载人飞行系统中得到成功应用。我国著名的“嫦娥 3 号”探测器采用变推力式发动机,成功实现了月球软着陆等一系列任务^[6]。美国的“好奇号”火星探测器使用了多台 400~3 000 N 的变推力发动机来保证在火星着陆时稳定运行^[7]。近年来,为了降低航天发射的成本,针栓式喷注器发动机被广泛应用于可重复使用运载器的研制,美国 Space X 公司的 Merlin 系列发动机和中国蓝箭航天公司的“天鹊”(T-12)发动机均采用针栓式喷注器^[8]。针栓式喷注器的燃烧效率很高(96%~99%),具有很强的调节能力、可靠性高以及高稳定性等优点^[2]。与过去传统意义上火箭发动机的喷注器进行性能比较,针栓式喷注器结构精简、几何构造独特、喷注形式多样,综合比较来看具有很高的性价比,并且该喷注器可以以很快的速度更换零部件以实现故障检修或者改进升级^[9],很大程度上降低了研发成本。

研究针栓式喷注器的雾化过程可以通过试验和数值模拟的方法实现。其中,试验研究具有周期长,搭建试验平台较为复杂,试验难度大等缺点。通过数值模拟的方法对针栓式喷注器内部流场进行研究,可以更加方便快捷地得到针栓式喷注器的雾化特性参数、液膜破碎过程以及内部流场变化。目前,国内外公开发表的文献中,直接关于针栓式喷注器雾化过程、液膜破碎的研究工作相对较少,更多的研究角度还是在雾化锥角、径向孔形状、液滴粒径(Sauter mean diameter, SMD)以及雾化混合过程等方面。成鹏等^[10-11]通过理论分析、数值模拟和试验研究的方法,对液

液针栓喷注器雾化角模型进行预测分析,推导出雾化角公式,然后通过数值模拟和试验数据对公式进行了验证。王凯等^[3]采用 Gerris 软件对膜束撞击过程及雾化混合过程进行数值模拟研究,考虑到撞击形成的喷雾扇是三维结构,补充定义了雾扇扩张角,从定性和定量两方面对比验证试验结果和数值仿真结果,得到了膜束撞击及雾化混合过程详细结构特征。Son 等^[12]通过试验的方式,研究了不同喷射条件下动量比以及韦伯数对液体中心式气液针栓式喷注器雾化特性的影响。陈慧源等^[13]通过试验研究了径向孔形状及高宽比对喷雾形态、喷雾锥角、喷雾浓度分布特性以及雾化性能的影响,结果表明喷孔形状的变化对雾化 SMD 影响较小,而高宽比的增加使喷雾场中 SMD 的分布更加均匀。Zhou 等^[14]对液液针栓式喷注器单元在不同径向射流喷注速度下的一次破碎形态进行数值模拟,指出气动力和表面张力对轴向液膜破碎过程中产生的直液丝和环状液丝的破碎起到重要作用。由于气液针栓式喷注器中液体射流在气膜冲击下的破碎过程与液体射流在横向射流作用下的破碎过程类似,因此张彬等^[15]通过数值模拟的方法研究了液体横向射流在气膜的破碎过程,分析了液体射流表面波的产生机理,结果表明液体射流在气膜作用下主要存在柱状破碎以及表面破碎。张波涛等^[16]通过理论的方法推导出气液针栓喷注器节流水平下的雾化角预测公式,然后通过试验与数值仿真结果对雾化角模型进行结果验证。张波涛等^[17]采用 PDA(phase Doppler anemometry)对气液针栓喷注单元雾化特性和雾化机制进行试验研究,指出雾化最好的区域分布在雾场中心和两侧,针栓头部下方的中心回流区轴向尺寸随着节流水平降低而减小。

由于针栓式喷注器雾化过程复杂,目前文献中直接针对雾化过程的研究相对较少,许多机理尚不清楚,为了更好地认识针栓式喷注器雾化过程、液膜破碎过程,本文基于网格自适应加密(adaptive mesh refinement, AMR)技术以及 VOF(volume of fraction)方法追踪气液的分界面,采用 realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型模拟整个流动过程,还原了不同时刻气/液撞击的初次破碎过程,进一步对针栓式喷注器气/液撞击的初次破碎形态、整体雾化过程、内部流场涡结构、速度场进行分析,研究了初次

破碎雾化的过程和机理,本文可为气液针栓喷注器的工程设计优化提供参考。

1 计算模型和参数设置

1.1 物理模型

本文参考文献[18]中的针栓喷注器模型作为计算模型,如图1(a)所示,简化后的模型如图1(b)所示,绿色箭头表示空气的流动路径,蓝色箭头表示液体水的流动路径。其主要结构参数如表1所示,表中物理量含义参考文献[18]。Kanmaniraj等[18]对二维轴对称针栓式喷注器模型进行雾化过程的模拟仿真,克服了仅通过试验难以深入研究的雾化过程和液膜破碎问题,然而仅采用二维轴对称模型模拟仿真不能准确地反映雾化过程和液膜破碎。本文采用三维模型进行喷雾过程仿真,

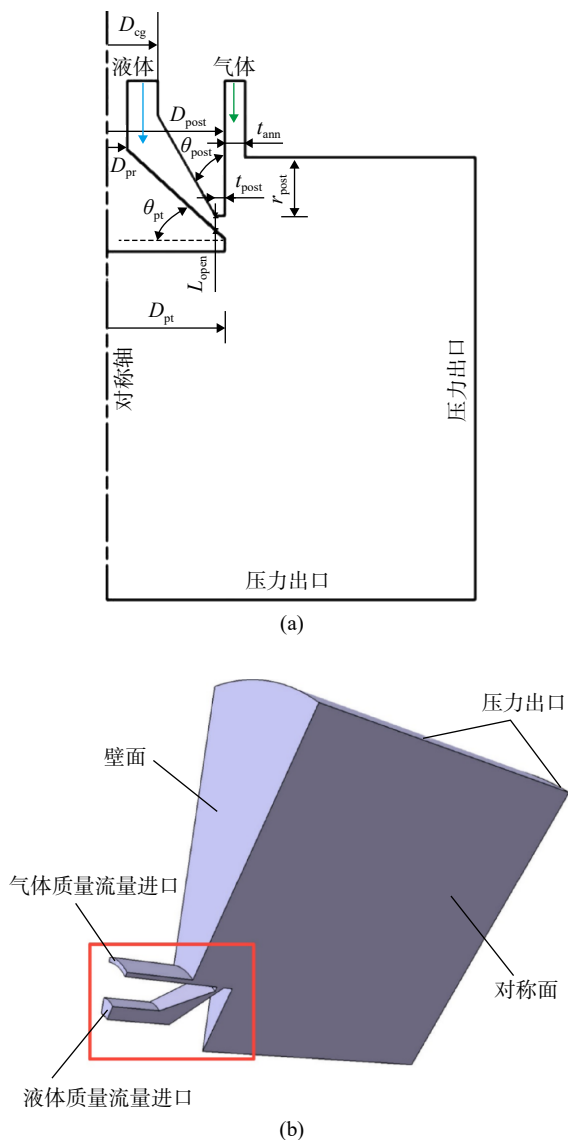


图1 针栓式喷注器的结构及边界条件

Fig. 1 Structure of pintle injector and boundary conditions

表1 针栓式喷注器的几何尺寸

Table 1 Geometrical dimensions of the pintle injector

参数	数值	参数	数值
$D_{\text{post}}/\text{mm}$	8.0	$\theta_{\text{post}}/(^{\circ})$	30
D_{cg}/mm	4.55	$\theta_{\text{pt}}/(^{\circ})$	40
D_{pr}/mm	3.0	$r_{\text{post}}/\text{mm}$	3.0
D_{pt}/mm	8.0	$t_{\text{post}}/\text{mm}$	0.5
t_{ann}/mm	0.5	$L_{\text{open}}/\text{mm}$	0.4

可以更加准确地反映雾化破碎过程。

1.2 数学模型

本文研究对象是针栓式喷注器,针对常温常压条件的雾化试验进行对比研究,推进剂采用液态水和空气,工作时与外界无明显的传热现象,故不求解能量方程,因此本文的数学模型涉及到控制方程、湍流模型、连续性方程和动量方程等。使用Fluent计算喷注器的雾化过程,采用基于非稳态压力的求解器求解控制方程,采用VOF方法追踪气液的分界面,非定常雷诺平均(URANS)模拟,realizable $k-\varepsilon$ 湍流模型,该算法能够极大地缩短计算时间,节省计算资源,同时又具备良好的适应性以及准确性,在实际工程中被广泛应用。

连续性方程

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

动量方程

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \frac{\partial \bar{u}_i'' \bar{u}_j''}{\partial x_j} + f_i + g_i \quad (2)$$

VOF 输运方程

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \varphi}{\partial x_j} = 0 \quad (3)$$

$$f_i = -\sigma k n_i \quad (4)$$

式中下标 i, j 为坐标方向; u 为速度; ρ 为流体密度; p 为压力; ν 为黏度; g 为重力加速度; φ 为相体积分; f 为界面力源项; σ 为表面张力; k 为曲率; n_i 为界面法向量分量; 上标“ $-$ ”表示平均值, “ $''$ ”表示脉动值。

1.3 计算设置和验证

由于本文的针栓式喷注器在实际应用中具有轴对称结构,以及考虑到计算效率,因此选择流场区域圆周方向的 $1/12(30^{\circ})$ 作为计算域,这样既能较为准确地反映针栓式喷注器雾化的实际状况,

也能尽量降低网格数量。简化后的模型如图1(b)所示,图2显示了喷注器入口附近的局部放大结构,其中对空气出口和液体水出口处进行适当的网格细化。

网格自适应加密技术是一种能够大幅提高计算机计算效率的数值模拟技术,它在进行数值计算时在研究对象的不同位置采用不同的网格尺寸。本文仅研究初次雾化、液膜破碎的过程,考虑到计算资源以及计算精度的要求,因此采用八叉树自适应网格细化方法,八叉树网格的显著优势是网格细化简便,可以在每个时间步实施而不影响整体效果。本文对气液界面处的网格进行自适应加密,当液相体积分数(φ_l)的梯度满足 $|\nabla\varphi|\Delta x > \varepsilon$, Δx 为网格尺寸, ε 为定义的阈值,设为0.01^[19],如图3所示。采用三级加密,计算中初始网格大小为100 μm 左右,加密后液膜附近最小网格大小为10 μm 。

空气入口以及液体水入口均设置为质量流量入口,在模拟区域出口处采用压力出口边界条件,壁面采用无滑移边界条件,由于流场是对称分布

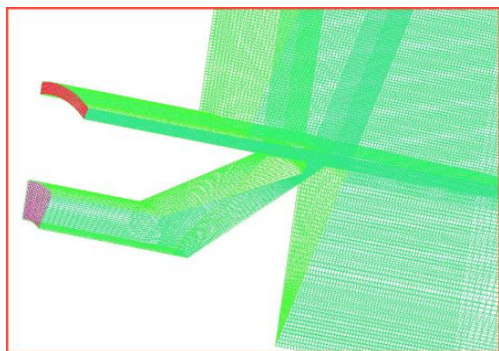


图2 局部网格加密
Fig. 2 Zoomed local mesh

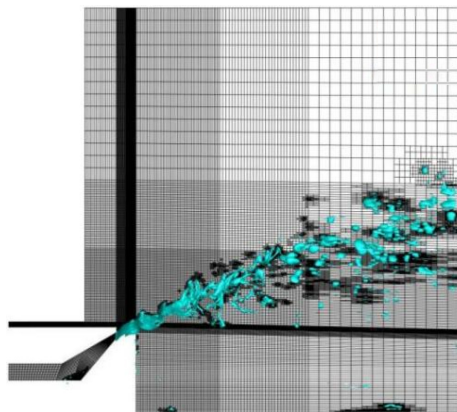


图3 基于梯度的自适应网格细化
Fig. 3 Adaptive mesh refinement based on gradient

的,故周向边界采用对称面边界条件^[20],采用Simple求解器求解压力-速度流场。将液膜破碎形成的喷雾场数值仿真结果与试验结果进行定性比较,如图4所示,从图中可以看出,两者的雾化形状吻合程度较高。

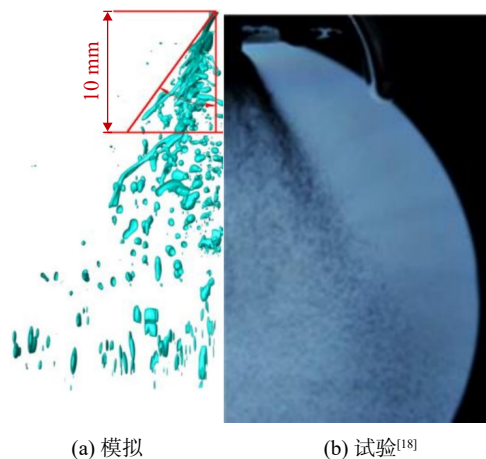


图4 模拟与试验喷雾的图像对比

Fig. 4 Comparison of the simulated sprays with the experimental spray images

为了获得更准确的喷雾锥角数据,取10幅喷雾瞬时图像,其中每幅时间间隔0.1 ms,叠加处理后,得到时均喷雾边界。本文参考文献测量喷雾锥角的方法,即从喷嘴出口中心点处到垂直距离喷嘴出口10 mm处液膜曲面上的一点的连线与喷雾锥中心线的夹角为半锥角,提取测量边界线可获取喷雾锥角数值^[21],如图4(a)所示。图5为关于喷雾锥角的数值模拟结果与试验结果的对比验证。结果表明,不同开口大小条件下,喷雾锥角数值模拟结果与试验结果吻合较好,最大相对误差为15%,这为后续基于数值模拟结果的讨论提供了支持。

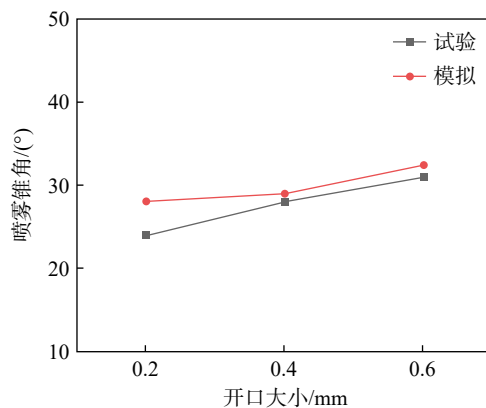


图5 喷雾锥角的比较

Fig. 5 Comparisons of the spray cone angle

1.4 网格无关性验证

对于同样网格划分方式、不同的网格数量的计算模型进行网格无关性验证,本文参考文献[22],采用三种不同精度的网格进行网格无关性验证,三种不同精度的网格对应的初始网格分别为28万(粗网格)、56万(中等网格)、98万(细网格)。不同网格密度下的液膜破碎模式如图6所示,粗网格与细网格对应瞬时雾化锥角的相对误差为11.3%,中等网格与细网格对应瞬时雾化锥角的相对误差仅为1.37%,理论上来说,细网格可以更好地捕捉液膜破碎后下游的液滴,但是本文仅研究初次雾化、液膜破碎的过程,考虑到计算资源以及计算精度的要求,因此本文采用中等网格进行数值模拟研究。中等网格对应的初始网格约为56万,三级网格自适应后期约为540万,网格最高分辨率达 $10\text{ }\mu\text{m}$,该网格对于液膜破碎过程的研究能满足要求。

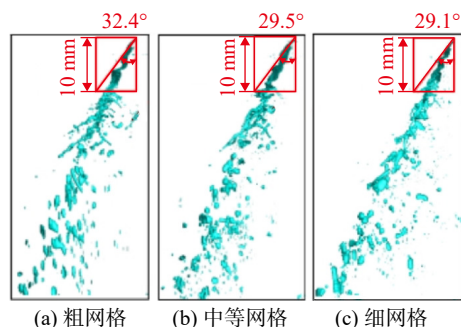


图6 三种不同网格对应的模拟雾化模式

Fig. 6 Spray patterns from simulations with three different grids

2 结果与讨论

2.1 液膜破碎雾化过程分析

图7表示模拟得到的开口大小 $L_{\text{open}}=0.4\text{ mm}$ 时瞬态初始雾化过程,即液膜从开始喷入到充分发展雾化的气液界面演变过程,以体积分数 $\varphi=0.5$ 等值面表征。 $t=0.0145\text{ s}$ 时,液膜沿着速度的方向逐渐舒展开来,由于液体射流本身的初始湍流以及气体对射流的持续冲击,使得液膜表面产生波动、皱褶。 $t=0.0175\text{ s}$ 时,与上一时刻相比,连续液膜下游区域破碎成了大量的大小不均的带状液丝,并掺杂了小尺度离散项的液滴颗粒团块(在黑色圆圈中)。 $t=0.0203\text{ s}$ 时,液膜主流继续沿着速度的方向发展,此时液膜沿着速度的方向已完全舒展,由于液膜的波动更加剧烈,表面波的振幅不断增加,液膜下游的液滴颗粒团块较上一时刻更加密集(在绿色圆圈中)。

$t=0.0208\text{ s}$ 时,随着液膜的逐渐展开,液膜厚度开始变薄,且表面扰动的强度逐渐增大,连续液膜出现穿孔破裂的现象(在黑色圆圈中)。液膜孔洞随着时间的变化不断扩大并相互融合,液膜融合过程中液膜在气膜气动力的作用下被拉伸形成复杂的液丝结构,这些条带状结构的液丝进而破碎形成液滴。 $t=0.0213\text{ s}$ 时,在表面张力的作用下,液膜逐渐断裂最终形成空洞区域(在红色圆圈中),液膜的前缘部分出现断裂破碎的现象并伴随出现大量液丝,此时液膜厚度较小的区域在表面张力的进一步作用下逐渐变薄,最终形成液桥结构,这些液桥在气膜气动力以及离心力的作用下被迅速拉伸而断裂,从而形成大量的液滴,中心区域的液桥和液滴之间会发生相互碰撞,碰撞后的液桥继续破碎,再次形成新的液桥和液滴,这也是雾化过程复杂,对其了解不够深入的原因之一。下游区域,在表面张力的作用下,不稳定的液丝收缩成大的球形液滴(在黄色圆圈中),在收缩过程中也会产生细小的卫星液滴(satellite droplets)(在蓝色圆圈中),这些卫星液滴相比球形液滴来说尺寸小,数量多。

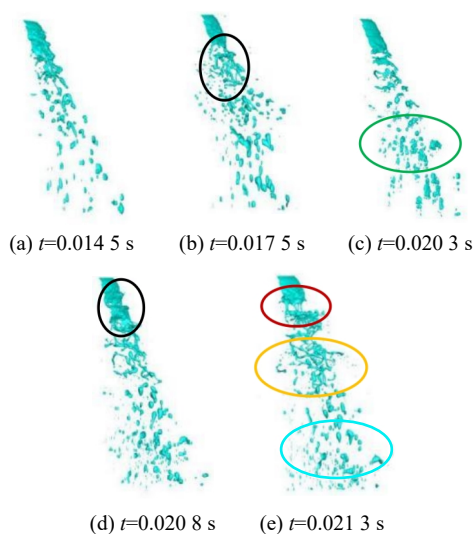


图7 不同时刻液膜破碎过程($L_{\text{open}}=0.4\text{ mm}$)

Fig. 7 Breakup process of liquid sheet at different instants ($L_{\text{open}} = 0.4\text{ mm}$)

轴向的液体射流从喷口流出后与纵向冲击的气膜相互作用,在气膜气动力以及离心力的作用下,射流逐渐弯曲变形,形成有一定锥角的液膜。在这个阶段,惯性力、离心力、表面张力、黏性力等共同作用于液膜,惯性力和离心力的作用是促使液膜的断裂、变形以及破碎,而表面张力和黏性力的作用是抑制液膜的断裂、变形和破碎[19],如图8(a)所示。在惯性力和离心力的进一步作

用下,液膜厚度由出口向下游流动区域逐渐变薄,液膜逐渐发展成为不稳定的“波浪型”结构的趋势,如图8(b)所示。在表面张力的作用下,液膜的进一步发展变化,液膜逐渐被拉伸变薄,在液膜中端,液膜厚度较薄处产生了液桥结构,在液膜后端处,液膜出现了断裂现象,如图8(c)所示。随着时间的发展,纵向速度使得液膜的离心作用增强,此时惯性力和离心力作为主导力,克服了表面张力和黏性力的影响,使得液膜收缩趋势变缓,液膜最终断裂形成液丝、液桥以及液滴等结构,如图8(d)所示。

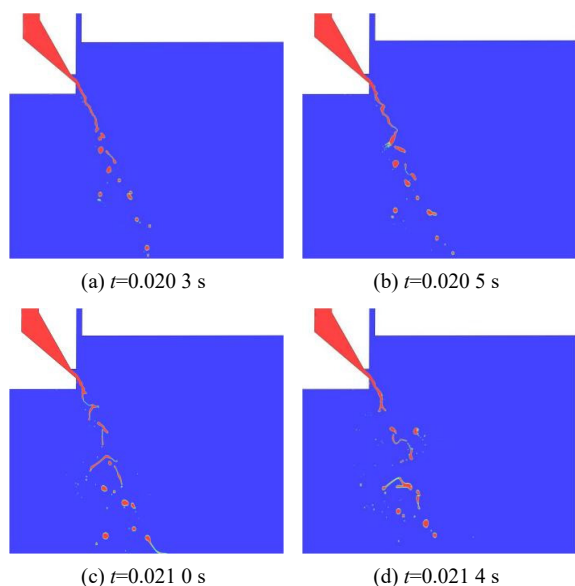


图8 不同时刻液膜的形成和破碎

Fig. 8 Formation and breakup of liquid sheet at different instants

2.2 液桥的形成

液桥是由液膜破碎形成的一种条带状液体结构,液桥的形成与局部流场密切相关,由于液体表面的强剪切作用使得液体表面拉伸变形从而产生断裂的现象^[19]。在本文中,液桥的形成主要由液洞的扩展和拉伸以及合并导致的。

2.2.1 液洞处液桥的形成

在连续液膜中心区域处,液洞的出现会导致液桥的产生。液膜在表面张力以及局部流场的作用下开始拉伸,液膜的厚度逐渐变薄,如图9(a)所示。由于液膜进一步向周围收缩,液膜出现穿孔的现象,初始时刻只形成了两个尺寸较小的液洞,如图9(b)。在表面张力以及局部流场的作用下,使得液洞周围的厚度增大,随后液洞尺寸逐渐变大,最终导致液膜的破裂,如图9(c)所示,在这个过程中,液膜狭窄区域在表面张力的作用下逐渐变薄,形成了大小不一的液桥,这些形成的液桥

与两端的液体结构相互连接,如图9(d)所示。由于流动的复杂性以及局部流场、气膜气动力以及表面张力等多因素影响下,这些形成的液桥,方向呈不规律性。

在液洞处液桥的形成过程中,液膜表面会形成轴向的不稳定波,即 Kelvin-Helmholtz(K-H)不稳定波,该波是由于界面处气液间的速度差造成的。该不稳定波会出现波峰、波谷的现象,波长定义为两波峰之间的距离,其中波长用 λ_{KH} 表示,具体如图10所示。

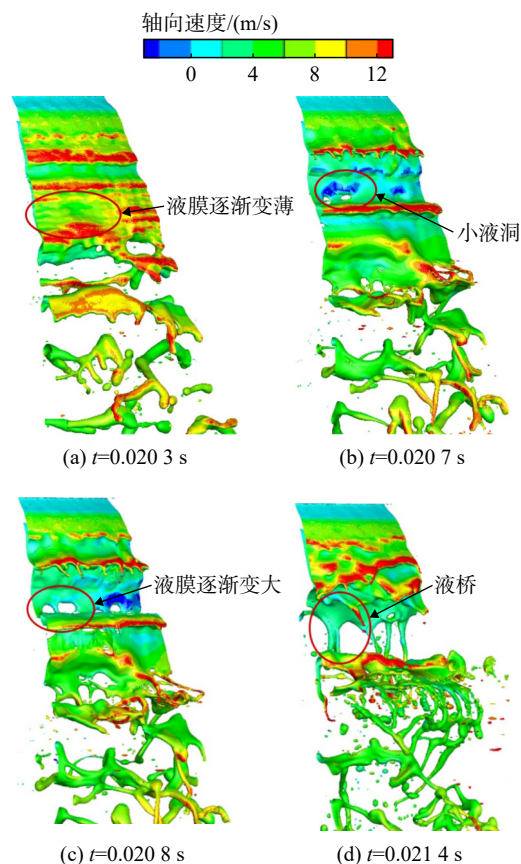
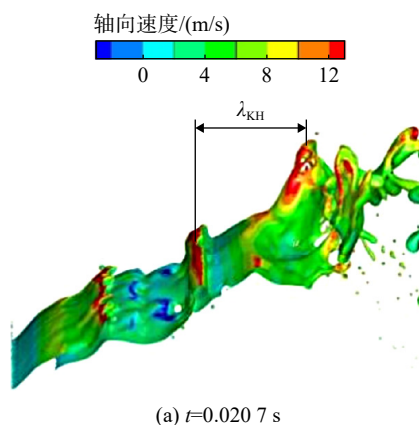


图9 液膜上液洞的形成及液桥的产生

Fig. 9 Formation of liquid hole on liquid sheet and formation of liquid bridge



(a) $t=0.0207$ s

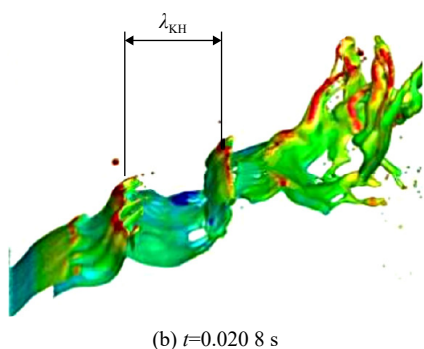


图 10 K-H 不稳定波的发展

Fig. 10 Development of K-H unstable wave

从数值模拟结果中进行测量,以图 10(a)为例,测得波长 $\lambda_{KH} = 2.32 \text{ mm}$ 。通过 Villiermaux(1998)的理论稳定性分析^[19],最大增长速率下的波长可以表示为气液比 ρ_l/ρ_g 和气相边界层厚度 δ_g 的函数,即:

$$\lambda_{KH} = \frac{2\pi}{0.8} F\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right) \delta_g \quad (5)$$

其中气相边界层厚度 $\delta_g = 250 \text{ }\mu\text{m}$,气液比 $\rho_l/\rho_g = 815$ 。

$$F\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right) = \frac{5}{6} - \frac{1}{6(\rho_l/\rho_g)} + \frac{\sqrt{5 + 13(\rho_l/\rho_g) - 37(\rho_l/\rho_g)^2 + 27(\rho_l/\rho_g)^3}}{6\sqrt{2}(\rho_l/\rho_g)} \quad (6)$$

根据上式计算得到 $\lambda_{KH} = 2.52 \text{ mm}$ 。本文计算结果与理论计算值较为吻合。

2.2.2 多个液洞合并及液桥的产生

液膜在表面张力以及局部流场的作用持续作用下,会形成多个液洞后逐渐合并的现象,合并的过程中伴随着液桥的形成,如图 11 所示。前缘液膜在局部流场以及表面张力的持续作用下,液膜表面同时出现了多个细小的液洞结构,如图 11(a)所示。随着空气动力的持续作用下,这些细小的液洞逐渐扩大,并最终形成较大的液洞结构,如图 11(b)所示。液洞与液洞之间由液桥相连接,随着孔洞的进一步扩大,连接液洞的液桥发生断裂,并形成一个个大小不一的液滴结构,如图 11(c)所示。随后液桥进一步断裂,紧挨着的三个液洞合并成一个大的液洞,这个大液洞与其他液洞的结构类似,也是由液桥相互连接,在表面张力以及气膜气动力的多重作用下,同一水平线的液膜

右端也相继出现了同样液洞扩大、液桥断裂及形成大液洞,并伴随着大量液滴产生等现象,如图 11(d)所示。

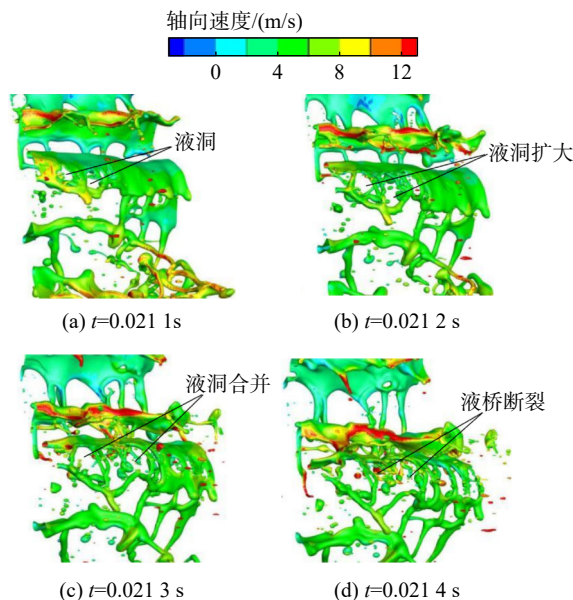


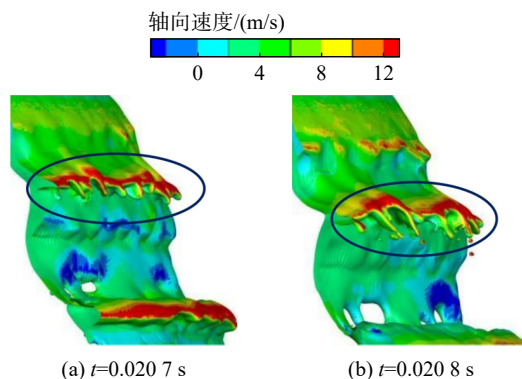
图 11 多个液洞合并及液桥的产生

Fig. 11 Merge of multiple liquid holes and formation of liquid bridge

2.3 液滴的形成

2.3.1 中心液膜形成的液滴

受到表面张力以及气膜气动力的作用下,中心区域的液膜发生变形,液膜的变形方向沿着流动的方向,此时液膜逐渐拉长,如图 12(a)所示。在局部流场的作用下,被拉长的液膜逐渐形成了狭窄的颈部结构,此后在表面张力的作用下促使颈部结构的前端分离成一个个的小液滴,如图 12(b)所示。在气膜气动力的作用下,逐渐拉长的液膜变得更加细长,如图 12(c)所示。随着颈部结构的断裂,更多的液滴从中心液膜区域脱落,形成一个离散液滴结构,在气膜气动力的作用下,液滴沿着流动的方向分离,如图 12(d)所示。



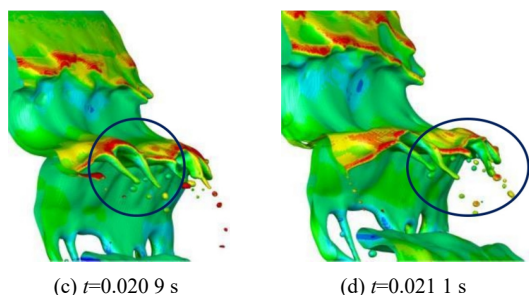


图 12 中心液膜形成的液滴

Fig. 12 Droplets formed in the central liquid sheet region

2.3.2 液丝断裂形成的液滴

由于中心区域的液膜逐渐被拉伸,下游部分形成了复杂的条带状液体结构(液丝),如图13(a)所示。由于局部的流动不稳定性以及空气动力的拉伸作用下,使得液丝中部区域有被拉伸变细的趋势,如图13(b)所示。此时表面张力的作用促使颈部结构的液丝中部形成一个个紧密连接的小液滴,此时的液滴还没处于分离的状态,如图13(c)所示,随着表面张力以及空气动力的进一步作用下,液丝中部分离的一个个紧密连接的小液滴逐渐扩散、拉开,形成了分离有序的液滴结构,如图13(d)所示。

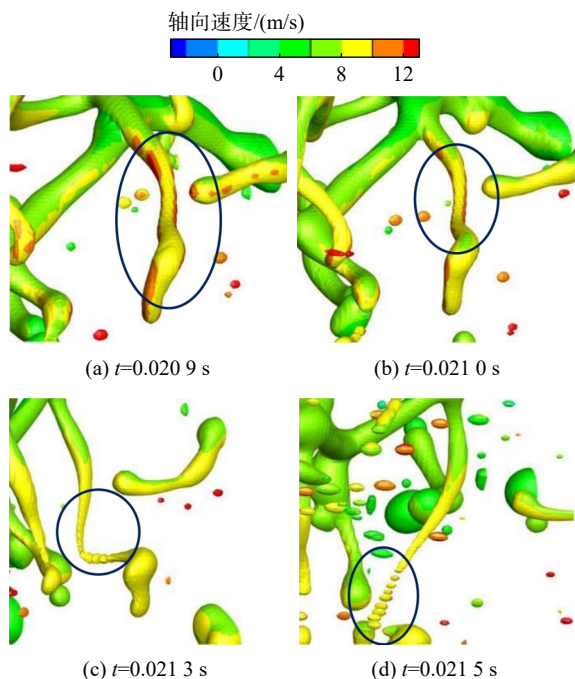


图 13 液丝断裂形成的液滴

Fig. 13 Droplets formation due to the fracture of the liquid ligaments

2.3.3 液桥断裂形成的液滴

随着液膜的进一步破碎,一部分破碎的液膜逐渐拉伸形成弧形的液桥结构,如图14(a)所示。

由于旋转的离心作用以及局部流动不稳定性的影响,液桥逐渐被拉伸变长,液桥中部区域横截面处的直径呈现易变性并逐渐形成液颈结构,如图14(b)所示。由于受到表面张力以及局部湍流空气动力的进一步作用下,液桥的颈部结构处逐渐变细后发生断裂,断裂处形成的液桥尾部逐渐回缩,最终形成一个球状的液滴结构,如图14(c)所示。

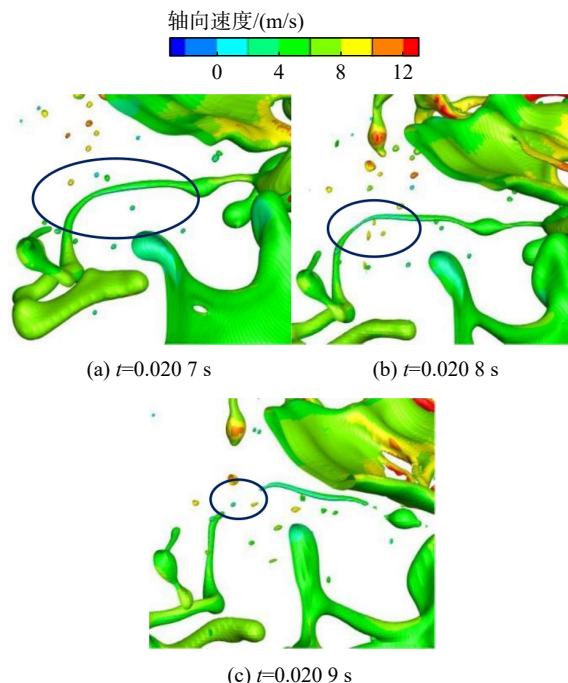


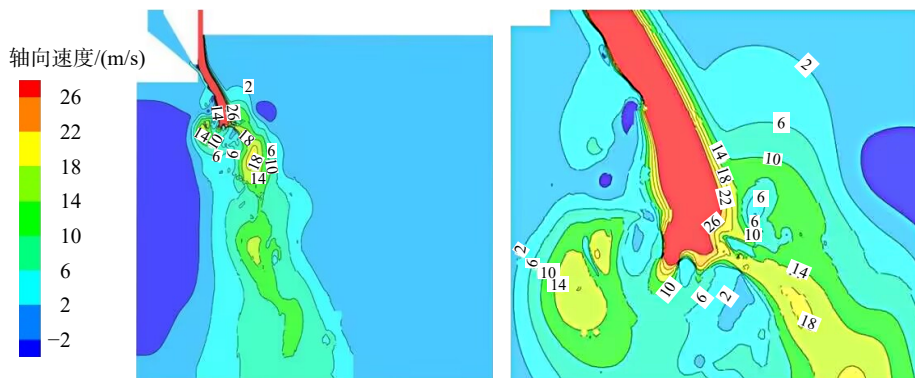
图 14 液桥断裂形成的液滴

Fig. 14 Droplets formation due to the fracture of the liquid bridge

2.4 雾化场流场分析

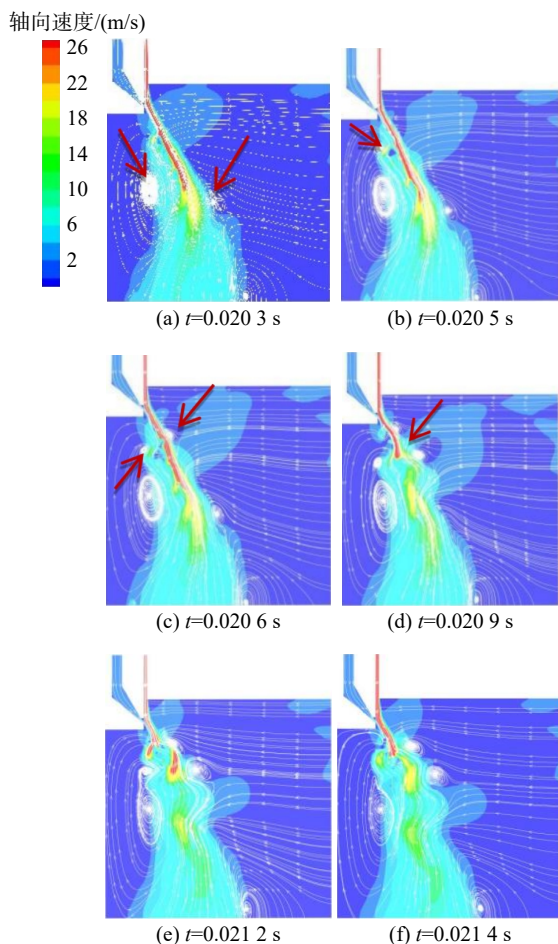
对开口大小 $L_{\text{open}}=0.4\text{ mm}$,液体质量流量 $\dot{m}_{\text{liquid}}=45.2\text{ g/s}$ 的算例进行模拟,将模拟结果进行截面速度分布分析,如图15所示,是计算域 $Z=0.001\text{ m}$ 处 XY 平面截面的速度等值线云图,考虑到部分区域速度梯度变化过大,速度云图无法精确表达整个计算域的速度分布,因此对喷口下游区域作了适当放大。

由图15可以看出,液体从喷口流出后,与横向的空气相互碰撞,喷口下游区域局部放大处可以看出,液体中心区域液膜处的速度最大,并且由内向外逐渐减小,该处的速度等值线较为密集,其中随着时间的发展,该中心区域的液膜逐渐拉伸、断裂,其中液膜拉伸处的速度也是由内向外逐渐减小。下游部分,由于气膜气动力的作用的逐渐减弱,以及液体动能逐渐降低,此时惯性力和离心力作为主导力,该区域液体的速度等值线

图 15 速度等值线($L_{\text{open}}=0.4$ mm, $\dot{m}_{\text{liquid}}=45.2$ g/s)Fig. 15 Velocity contour ($L_{\text{open}}=0.4$ mm, $\dot{m}_{\text{liquid}}=45.2$ g/s)

较为疏松且速度相对较小。

如图 16 所示, 是计算域 $Z=0.001$ m 处 XY 平面截面的内部流场速度流线图, 显示了雾化过程中涡旋的形成, 其中, 白线为该截面上的流线型。0.020 3 s 时, 轴向的液体射流从喷嘴流出后与纵向冲击的气膜相互作用, 液膜下游处左右两端形成了两个不对称的涡旋(红色箭头所示), 此时涡旋数量最少, 体积也最小, 因为涡旋的存在会使

图 16 速度流线图($L_{\text{open}}=0.4$ mm, $\dot{m}_{\text{liquid}}=45.2$ g/s)Fig. 16 Velocity streamline ($L_{\text{open}}=0.4$ mm, $\dot{m}_{\text{liquid}}=45.2$ g/s)

流场内部的扰动增强, 阻碍流动, 因此流场内部的能量损失以及阻力最小, 该时刻的雾化锥角达到最大值。0.020 5 s 时, 液膜左侧大涡旋上方形成一个尺寸较小的涡旋, 使得液膜产生波动、皱褶。在 0.020 6 s 至 0.020 9 s 时, 液膜中部区域左右两侧新增一些小的涡旋, 使得液膜表面扰动加剧, 导致连续液膜出现穿孔破裂, 最终液膜发生断裂, 液膜破碎阶段形成的涡结构是造成液膜断裂的主要原因。在 0.020 9 s 至 0.021 2 s 时, 此时液膜两侧的涡旋由小涡旋逐渐变成大涡旋, 湍流加剧, 涡旋数量的增加和体积的增大会增加内部流场的扰动, 增加阻力损失, 减小离心力, 使得切向速度降低, 液膜的稳定性变差, 进而导致液膜断裂形成液桥和液滴等不规则液体结构, 液膜左下方的小涡旋与大涡旋合并, 内部流场的扰动达到最大, 表现为液膜进一步破碎, 其次, 相对大涡团而言, 小涡团的扰动强度较低, 效果不佳, 这增加了内部流场的不均匀性, 加剧了液膜厚度的不均匀程度, 最终会降低针栓式喷注器工作的稳定性。0.021 4 s 时, 红色箭头标记的小涡旋消失, 液膜左侧下方的扰动逐渐减弱, 其他位置涡旋的大小也趋于稳定, 此时液膜破碎也达到稳定。

3 液膜流动形态特性分析

3.1 液膜厚度

液膜厚度是研究针栓式喷注器雾化性能中最重要的参数之一, 液膜厚度随着时间变化趋势可以很好的反映出液膜的流动状况, 其中, 液膜厚度过大会影响雾化性能, 使得雾化效果变差, 液膜的均匀程度也会影响雾化性能。本文参考文献定义液膜厚度的方式, 定义无量纲参数 ζ 为液膜相对厚度, 该值可以很好地反映液膜均匀程度^[23]。

$$\zeta = \frac{L_{\text{max}} - L_{\text{min}}}{L_{\text{max}}} \quad (7)$$

其中 $L_{\max}$ 为液膜最大厚度, $L_{\min}$ 为液膜最小厚度。

本文截取液膜出口轴向 1 mm 截面处进行液膜厚度的研究, 为了更好地研究液膜厚度, 将液相体积分数 0.5 处设置为气液相界面, 如图 17 所示。由图 17 可以明显看出液膜厚度并不规整, 波动性较大, 考虑到液膜在喷注器内时时变化, 因此引入三个参数分析液膜厚度的变化, 即: 最大液膜厚度、最小液膜厚度以及液膜相对厚度^[23]。

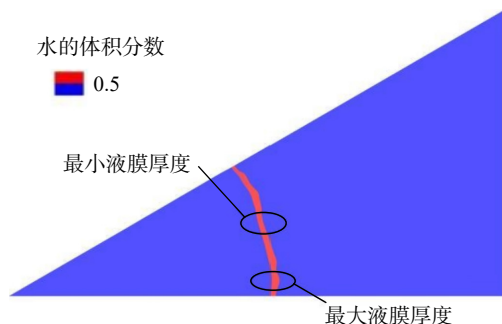
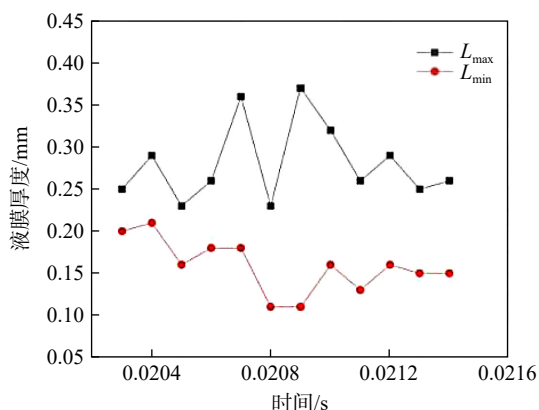


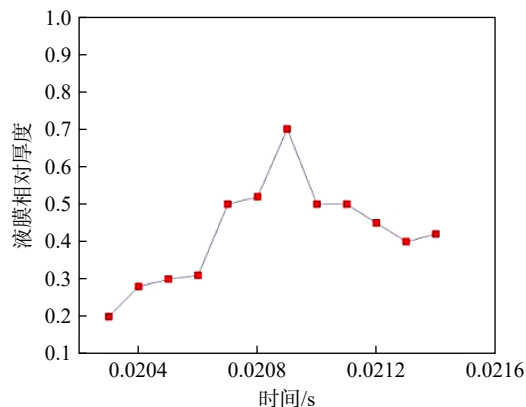
图 17 液膜厚度

Fig. 17 Liquid film thickness

液膜厚度随时间变化曲线如图 18 所示, 其中图 18(a)是液膜最大、最小厚度随时间的变化趋势, 图 18(b)是液膜相对厚度随时间的变化趋势。由图可以看出, 液膜最大厚度逐渐增大, 在 0.0209 s 达到最大值后又逐渐减小的过程并达到稳定状态的过程, 而液膜最小厚度则随着时间减小, 在 0.0209 s 达到最小值, 此时液膜的均匀程度最低, 体现在液膜相对厚度达到最高点, 之后液膜最小厚度逐渐稳定, 液膜的相对厚度也维持在 0.4 至 0.5 之间。这是因为液体射流本身的初始湍流以及气膜气动力的持续作用, 连续液膜表面产生波动、皱褶, 液膜的均匀程度开始变化, 表面波的振幅不断增加, 因此液膜厚度也出现较大波动, 此后, 液膜在表面张力的持续作用下, 液膜进一步发展变化, 液膜逐渐被拉伸变薄, 液膜厚度趋于稳定。



(a) 液膜最大、最小厚度



(b) 液膜相对厚度

图 18 液膜厚度随时间的变化

Fig. 18 Temporal evolution of liquid film thickness

3.2 液膜破碎长度

液膜破碎长度是针栓式喷注器设计中主要参数之一, 在目前的研究中, 对于测量液膜破碎长度的方法主要有两种^[22]: 第一种方法是选取液膜下方处最先出现孔洞的位置至喷口处的垂直距离; 第二种方法是液膜破碎成液滴的位置至喷口处的垂直距离。本文采用第一种方式测量液膜破碎长度, 如图 19 所示。



图 19 液膜破碎长度的定义

Fig. 19 Definition of liquid sheet breakup length

图 20 是针栓式喷注器液膜破碎长度随时间的变化曲线, 由图可以看出, 液膜破碎长度从最开始的 15.1 mm 逐渐变长, 在 0.0205 s 时达到了最大值 15.8 mm, 这是因为轴向的液体射流从喷口流出后, 表面张力和黏性力抑制液膜的断裂、变形和破碎, 此时气膜气动力以及离心力的作用还不足以导致液膜破碎, 因此此时的液膜破碎长度最长。随后, 液膜破碎长度达到了最大值 15.8 mm

后在 0.0207 s 时降低到 13.5 mm, 之后液膜破碎长度发生较大的波动后又降低到最低值 13.1 mm, 并最终稳定在了 14 mm 左右。造成这一现象的原因是: 随着时间的发展, 气膜气动力以及离心力的对液膜的作用逐渐加强, 并克服表面张力和黏性力对液膜的作用, 因此液膜开始破碎, 此时液膜逐渐展开, 表面波的振幅不断增加, 因此波谷位置的液膜厚度开始变薄, 可以从图 18(a) 中看出, 在气膜气动力的持续作用下, 离喷口最近的波谷的液膜处最先出现液膜穿孔, 因此出现了液膜破碎长度迅速降低的现象, 之后液膜破碎完全后, 液膜破碎长度也趋于稳定。

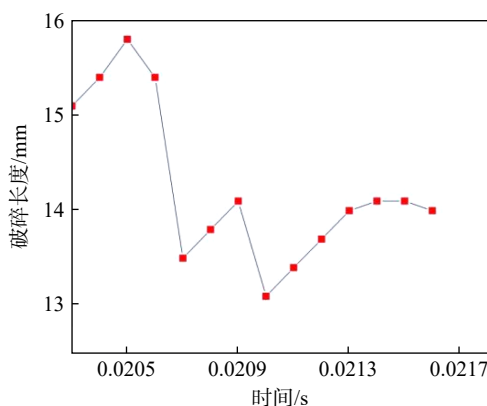


图 20 液膜破碎长度随时间的变化

Fig. 20 Temporal evolution of liquid sheet breakup length

4 结 论

本文基于网格自适应加密技术以及 VOF 方法追踪气液的分界面, 采用 *realizable k-ε* 湍流模型模拟整个流动过程, 还原了不同时刻气/液撞击的初次破碎过程, 进一步对针栓式喷注器气/液撞击的初次破碎形态、整体雾化过程、内部流场涡结构、速度场进行分析, 研究了初次破碎雾化的过程和机理, 得到结论如下:

1) 液桥的形成主要是由液洞的扩展、拉伸以及合并而形成, 而液滴主要是由中心液膜拉伸、液丝断裂以及液桥断裂而形成。

2) 液膜破碎阶段形成的涡旋结构是造成液膜断裂的主要原因之一。涡结构的产生使得液膜表面扰动加剧, 阻碍流动, 导致连续液膜出现穿孔破裂。

3) 液体射流本身的初始湍流以及气膜气动力的持续作用, 连续液膜表面产生波动、皱褶, 液膜的均匀程度会产生变化, 表面波的振幅不断增加, 因此液膜厚度也会出现较大波动。

4) 轴向的液体射流从喷口流出后, 表面张力和黏性力抑制液膜的断裂、变形和破碎, 气膜气动力以及离心力的作用还不足以导致液膜破碎, 此时的液膜破碎长度最长, 液膜在气膜气动力的持续作用下, 波谷处的液膜最先出现液膜穿孔的现象, 因此会出现液膜破碎长度迅速减少的现象。

参考文献:

- [1] 岳春国, 李进贤, 冯喜平, 等. 针栓式变推力火箭发动机技术现状与发展探索[J]. *世界科技研究与发展*, 2008, 16(5): 609-612.
YUE Chunguo, LI Jinxian, FENG Xiping, et al. The research on technology actuality and development of injector variable thrust rocket engine[J]. *World Sci-Tech R&D*, 2008, 16(5): 609-612. (in Chinese)
- [2] 岳春国, 李进贤, 侯晓, 等. 变推力液体火箭发动机综述[J]. *中国科学(E辑: 技术科学)*, 2009, 39(3): 464-468.
YUE Chunguo, LI Jinxian, HOU Xiao, et al. Review on throttling liquid rocket engine[J]. *Science in China Series E: Technological Sciences*, 2009, 39(3): 464-468. (in Chinese)
- [3] 王凯, 雷凡培, 杨岸龙, 等. 针栓式喷注单元膜束撞击雾化混合过程数值模拟[J]. *航空学报*, 2020, 41(9): 96-110.
WANG Kai, LEI Fanpei, YANG Anlong, et al. Numerical simulation of spray and mixing process of impingement between sheet and jet in pintle injector element[J]. *Acta Astronautica et Astronautica Sinica*, 2020, 41(9): 96-110. (in Chinese)
- [4] DRESSLER G, BAUER J. TRW pintle engine heritage and performance characteristics[R]. AIAA-2000-3871, 2000.
- [5] ELVERUM G. The decent engine for the lunar module[R]. AIAA 67-521, 1967.
- [6] 雷娟萍, 兰晓辉, 章荣军, 等. 嫦娥三号探测器 7500 N 变推力发动机研制[J]. *中国科学: 技术科学*, 2014, 44(6): 569-575.
LEI Juanping, LAN Xiaohui, ZHANG Rongjun, et al. The development of 7500 N variable thrust engine for Chang'E-3[J]. *Science in China Series E: Technological Sciences*, 2014, 44(6): 569-575. (in Chinese)
- [7] ADAM D. Mars science laboratory entry, descent, and landing system development challenges[J]. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 2014, 51(4): 994-1003.
- [8] 张雪松. 猎鹰火箭的基础: 不断升级的梅林发动机[J]. *卫星与网络*, 2017, 18(6): 40-41.
ZHANG Xuesong. Fundamentals of the falcon rocket: the upgrading merlin engine[J]. *Satellite and Internet*, 2017, 18(6): 40-41. (in Chinese)
- [9] 袁宇. 猎鹰火箭发动机设计特点[J]. *太空探索*, 2014, 34(7): 19-20.
YUAN Yu. Design characteristic of falcon rocket engine[J]. *Space Exploration*, 2014, 34(7): 19-20. (in Chinese)
- [10] 成鹏. 变推力火箭发动机喷雾燃烧动态过程研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2018.
CHENG Peng. The dynamics of spray combustion in variable thrust rocket engines[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2018. (in Chinese)
- [11] CHENG P, LI Q. On the prediction of spray angle of liquid-liquid pintle injectors[J]. *Acta Astronautica*, 2017, 138(9): 145-151.
- [12] SON M, YU K, KOO J, et al. Effects of momentum ratio and weber number on spray half angles of liquid controlled pintle injector

- tor[J]. *Journal of Thermal Science*, 2015, 24(1): 37-43.
- [13] 陈慧源, 李清廉, 成鹏, 等. 针栓喷注器径向孔形状对喷雾特性影响实验研究[J]. *推进技术*, 2022, 43(3): 201-207.
CHEN Huiyuan, LI Qinglian, CHENG Peng, et al. Experimental research on effects of shape of radial orifice on spray characteristics of pintle injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(3): 201-207. (in Chinese)
- [14] ZHOU Rui, SHEN Chibing, JIN Xuan. Numerical study on the morphology of a liquid-liquid pintle injector element primary breakup spray[J]. *Journal of Zhejiang University: Science A (Applied Physics & Engineering)*, 2020, 21(8): 684-694.
- [15] 张彬, 成鹏, 李清廉, 等. 液体横向射流在气膜作用下的破碎过程[J]. *物理学报*, 2021, 70(5): 230-241.
ZHANG Bin, CHENG Peng, LI Qinglian, et al. Breakup process of liquid jet in gas film[J]. *Acta Physica Sinica*, 2021, 70(5): 230-241. (in Chinese)
- [16] 张波涛, 李平, 杨宝娥. 气液针栓喷注器在节流水平下的雾化角模型分析[J]. *宇航学报*, 2021, 42(2): 249-258.
ZHANG Botao, LI Ping, YANG Baoe. Analysis of spray angle model of gas-liquid pintle injector at throttling level[J]. *Journal of Astronautics*, 2021, 42(2): 249-258. (in Chinese)
- [17] 张波涛, 李平, 杨岸龙, 等. 节流水平对气液针栓喷注单元雾化特性的影响[J]. *航空动力学报*, 2022, 37(4): 791-801.
ZHANG Botao, LI Ping, YANG Anlong, et al. Effects of throttling level on spray characteristics of gas-liquid pintle injector unit[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2022, 37(4): 791-801. (in Chinese)
- [18] KANMANIRAJ A, SON M. Lagrangian approach to axisymmetric spray simulation of pintle injector for liquid rocket engines[J]. *Atomization and Sprays*, 2018, 28(5): 443-458.
- [19] 邵长孝. 液体旋流雾化的直接数值模拟研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2017.
SHAO Changxiao. Direct numerical simulation of liquid swirling atomization[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2017. (in Chinese)
- [20] 俞南嘉, 鲍启林, 张洋, 等. 针栓式液氧/煤油发动机燃烧数值仿真[J]. *火箭推进*, 2018, 44(4): 23-29.
YU Nanjia, BAO Qilin, ZHANG Yang, et al. Numerical simulation of combustion for LOX/kerosene engine with pintle injector[J]. *Journal of Rocket Propulsion*, 2018, 44(4): 23-29. (in Chinese)
- [21] 刘赵森, 李泽轩, 林家源, 等. 压力条件对旋流槽数不同的离心式喷嘴液膜破碎及雾化的影响研究[J]. *机械工程学报*, 2021, 57(4): 247-256.
LIU Zhaomiao, LI Zexuan, LIN Jiayuan, et al. Effect of the slot number on the breakup and atomization of liquid film in swirl nozzle[J]. *Journal of mechanical engineering*, 2021, 57(4): 247-256. (in Chinese)
- [22] 楚威, 李修乾, 仝毅恒, 等. 液体中心式同轴离心喷嘴液膜破碎特性仿真研究[J]. *推进技术*, 2021, 42(7): 1522-1533.
CHU Wei, LI Xiuqian, TONG Yiheng, et al. Numerical study on breakup characteristics of liquid film of liquid-centered swirl coaxial injectors[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2021, 42(7): 1522-1533. (in Chinese)
- [23] 李颖. 离心式喷嘴内部流动特性研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2017.
LI Ying. Investigation on the flow characteristics of pressure swirl nozzle[D]. Dalian Liaoning: Dalian University of Technology, 2017. (in Chinese)

(编辑: 陈 越)