

缩进长度对液液同轴离心喷嘴雾化过程的影响

王 壮¹, 党泉睿², 胡海峰¹, 卞香港¹

(1. 西安航天动力研究所 液体火箭发动机技术重点实验室, 陕西 西安 710100;

2. 西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100)

摘 要:为探究缩进长度对液液同轴离心喷嘴雾化锥角的影响,中心喷嘴工质采用 N_2O_4 ,外喷嘴工质采用偏二甲肼(UDMH),通过数值仿真获得了喷嘴内部流场的细节特征以及缩进数 N 对喷嘴雾化锥角的影响规律。结果表明:当 $N < 1$ 时,喷嘴的雾化锥角呈现先增后减的趋势;当 $N > 1$ 时,喷嘴的雾化锥角略微增大;当 $N = 0$ 时,UDMH 与 N_2O_4 液膜之间会形成低压区,使得UDMH液膜张角减小, N_2O_4 液膜张角变大,并在液膜末端贴合在一起,最终雾化锥角为外喷嘴与中心喷嘴雾化锥角的中间值;当 $N > 0.85$ 时,UDMH 与 N_2O_4 会在缩进室内部发生明显的掺混,液膜变形程度加剧;当 $N > 1.27$ 时,缩进室会对内部混合流体起到整流作用,从而使其雾化距离增加。

关键词:缩进数;液液同轴离心喷嘴;雾化锥角;流场结构;数值模拟

中图分类号:V231.2

文献标志码:A

文章编号:1672-9374(2024)03-0042-11

Effect of indentation length of liquid-liquid coaxial swirling injector on spray process

WANG Zhuang¹, DANG Xiaorui², HU Haifeng¹, BIAN Xianggang¹

(1. Science and Technology on Liquid Rocket Engine Laboratory,

Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China;

2. Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China)

Abstract: In order to investigate the effect of indentation length of liquid-liquid coaxial swirling inject on spray process, the detailed characteristics of the internal flow was obtained through numerical simulation, using N_2O_4 as the working fluid for the central nozzle and UDMH as the working fluid for the outer nozzle. Besides, the effect of the N on the spray angle was obtained. The result shows that when $N < 1$, the spray angle increase at first and then decrease. When $N > 1$, the spray angle increases slightly. In addition, when $N = 0$, a low-pressure area will be formed between UDMH and N_2O_4 liquid film, which will make the two liquid films adsorb each other, resulting in a decrease in UDMH liquid film angle and an increase in N_2O_4 liquid film. And the final spray angle is an intermediate value between the outer nozzle and the central nozzle spray angle. When $N > 0.85$, UDMH and N_2O_4 will mix significantly in the

收稿日期:2023-09-10 修回日期:2023-10-26

作者简介:王壮(1995—),男,硕士,研究领域为液体火箭发动机流动、传热与燃烧。

引用格式:王壮,党泉睿,胡海峰,等.缩进长度对液液同轴离心喷嘴雾化过程的影响[J].火箭推进,2024,50(3):42-52.

WANG Z, DANG X R, HU H F, et al. Effect of indentation length of liquid-liquid coaxial swirling injector on spray process[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2024, 50(3): 42-52.

indentation chamber, and the deformation of the liquid film intensifies. When $N > 1.27$, the chamber will rectify the mixed fluid, and thus the breaking distance increases.

Keywords: indentation length; liquid-liquid coaxial swirling injector; spray angle; flow field struture; numerical simulation

0 引言

目前,随着航空航天事业的迅猛发展,液体火箭发动机由于其大推力、高性能的优势备受青睐。而液体火箭发动机性能的好坏离不开燃料雾化过程的组织,因此,离心喷嘴由于其良好的雾化性能与可靠性受到越来越多的关注。液体推进剂经切向孔进入喷嘴旋流室,在壁面作用下形成中空旋流,液体燃料螺旋向下流动,最终在离心力作用下,液流在喷孔处呈“裙裾”结构铺展成液膜,最终破碎为液滴。离心喷嘴从其结构上可以分为单组元离心喷嘴与双组元离心喷嘴,而双组元喷嘴又可以分为气液双组元离心喷嘴和液液双组元离心喷嘴^[1]。

在单组元离心喷嘴方面,国内外学者对其内部流动特性及外部流动特性做了大量的试验及机理研究工作,这也为双组元喷嘴的研究提供了极大的便利。通过理论分析,Rizk 等^[2]获得了液膜的厚度计算公式,后续大量学者通过试验测量及数值仿真的手段对其进行了检验与修正^[3-6]。在雾化锥角方面,Shafae 等^[7]通过大量试验总结了雾化锥角与雷诺数和韦伯数的经验关联式;张永良^[8]通过理论计算获得了雾化锥角与离心喷嘴几何特性参数的数学关系式;陈富鑫^[9]通过试验与数值模拟探究了雾化锥角随结构参数与工况参数的变化规律。

在双组元离心喷嘴方面,各国学者在气液离心喷嘴的动态雾化特性方面研究相对较为充分。Seol 等^[10]研究了缩进数对气液同轴离心喷嘴雾化锥角、破碎长度以及混合效率的影响;Ronceros 等^[11]在 Rizk 等的基础上,综合考虑液流黏性以及几何参数的影响,通过理论分析,建立了能够预测液液同轴离心喷嘴液滴直径的数学模型;Ricard 等^[12]以气液同轴离心喷嘴为研究对象,研究了液体射流破碎的界面不稳定性,并且指出 K-H 不稳定性是产生两相混合的主要机制。国内 Ren 等^[13]研究了缩进长度

对气液同轴离心喷嘴自激脉动特性的影响,研究发现随着缩进长度的增加,喷雾形式由稳定的空心锥逐渐变化为“圣诞树”状的周期性振荡,并且振荡频率随着缩进长度的增加而增加;文献[14-16]通过试验与理论结合的方法研究了关键结构参数对气液同轴离心喷嘴自激振荡的影响,并对其振荡机理进行了深入研究,认为液膜对环缝气体的周期性堵塞及环缝气体对液膜的周期性挤压是引起喷嘴自激振荡的主要原因。

在液液同轴离心喷嘴方面,根据内外喷嘴液流混合的相对位置可以分为内混、临界以及外混这 3 种状态。Kim 等^[17-18]通过大量试验,探究了缩进长度对这 3 种混合状态的影响,总结了不同韦伯数下雾化锥角以及破碎长度随缩进数的变化规律,指出当韦伯数较大时,随着缩进数增加,雾化锥角整体呈现先增后减的趋势,而破碎长度随着缩进数的增加呈现先增后减的趋势。Alves 等^[19]研究了切向孔数量对喷嘴雾化特性的影响,发现切向孔对雾化锥角的影响很小。文献[20-21]通过试验探究了反压对液膜破碎长度的影响,发现破碎长度随着反压的增加而减小。国内盛立勇等^[22-23]通过试验与数值模拟结合的手段研究了液液同轴离心喷嘴的喷雾振荡特性,发现喷嘴的大长径比以及较大的切向孔面积可以有效降低其振荡频率,另外,喷嘴的振荡频率主要受外喷嘴韦伯数的影响,并随着外喷嘴韦伯数的增大而增大。林家源等^[24]采用数值模拟的手段研究了缩进长度对雾化效果的影响,发现随着缩进长度的增加,雾化锥角先减小后增大,这与文献[17-18]的结论存在较大的差异。

在对离心喷嘴的研究方面,前人对单组元离心喷嘴以及气液双组元离心喷嘴做了大量的工作,但是对液液同轴离心喷嘴的研究相对较少。受限于观测手段,对液液同轴离心喷嘴流场的细节特征很难进行观测。另外,在缩进长度对液液同轴离心喷嘴雾化特性的影响方面,目前对其振荡特性研究较多,但在对喷雾锥角的影响方面,不同学者的研究

结论差异性较大,甚至会出现完全相反的结论。本文以液液同轴离心喷嘴为研究对象,中心喷嘴工质采用 N_2O_4 ,外喷嘴工质采用 UDMH,首先对中心喷嘴的缩进长度进行无量纲化,再定义缩进数,探究缩进数对其雾化锥角的影响规律,从而获得了不同缩进数下喷嘴内外的流场特征,并对其内外喷嘴液膜的混合过程进行了分析。

1 数值计算方法

1.1 物理模型

本文研究的液液双组元同轴离心喷嘴结构简图如图 1 所示。其中,内喷嘴为氧化剂喷嘴,氧化剂为 N_2O_4 (常温下物性参数如表 1 所示),沿轴向均匀布置 3 个切向孔;外喷嘴为燃料喷嘴,燃料为 UDMH,常温下物性参数如表 2 所示,沿周向均匀布置 4 个切向孔。氧化剂与燃料分别由切向孔进入各自旋流腔室,贴着壁面旋转向下游流动,最后在惯性作用下从喷口喷出,氧化剂与燃料射流相撞,进一步破碎、雾化、混合,然后由喷嘴喷出。当缩进长度较小时, N_2O_4 与 UDMH 液膜在喷嘴外撞击混合,为外混喷嘴;当缩进长度较大时, N_2O_4 与 UDMH 液膜在喷嘴内撞击混合,为内混喷嘴。

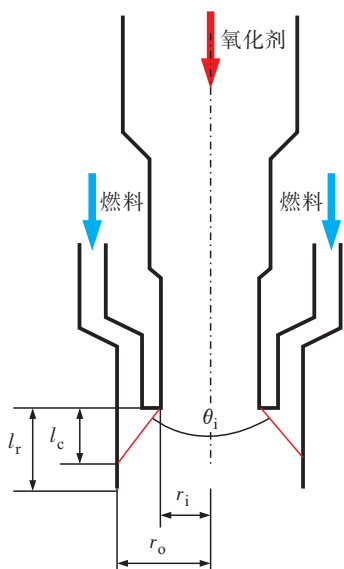


图 1 喷嘴几何结构简图

Fig. 1 Schematic diagram of nozzle structure

图 1 中, l_r 为中心喷嘴缩进长度,即中心喷嘴出口与外喷嘴出口之间的距离; l_c 为中心喷嘴液膜

与外喷嘴壁面的撞击点距中心喷嘴出口的轴向距离,其计算公式为

$$l_c = \frac{r_o - r_i}{\tan(\theta_i/2)} \quad (1)$$

式中: θ_i 为中心喷嘴雾化锥角; r_i 为中心喷嘴喷口半径; r_o 为外喷嘴喷口半径。

表 1 四氧化二氮物性参数

Tab. 1 The physical property parameters of N_2O_4

密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	动力黏度/ ($\text{mPa} \cdot \text{s}$)	表面张力系数/ ($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)
1 454.7	0.42	0.027

表 2 偏二甲肼物性参数

Tab. 2 The physical property parameters of UDMH

密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	动力黏度/ ($\text{mPa} \cdot \text{s}$)	表面张力系数/ ($\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$)
795.7	0.476	0.019

为探究缩进数对液液同轴双离心喷嘴内部流态以及喷雾锥角的影响,本文对中心喷嘴的缩进长度进行了无量纲化,定义缩进数 $N = l_c / l_r$ 。本文中 N_2O_4 喷嘴设计状态下雾化锥角 $\theta_i = 86^\circ$,外喷嘴与内喷嘴喷口半径差值为 1.10 mm,则 $l_c = 1.18$ mm。由于缩进长度在很大程度上影响了喷嘴内部的混合流态,一般认为当 $N < 1$ 时,喷嘴为内混合状态;当 $N = 1$ 时,喷嘴为临界混合状态,当 $N > 1$ 时,喷嘴为外混合状态。因此本文选取缩进长度 l_r 分别为 0.00、0.50、1.00、1.18、1.50、2.00、4.00 mm,其对应的缩进数 N 分别为 0.00、0.42、0.85、1.00、1.27、1.70、3.39 的喷嘴进行计算。计算时保持 N_2O_4 与 UDMH 流量不变,每次仅改变 l_r 的大小。

1.2 计算模型

本文采用商业软件 Fluent 进行仿真计算,求解瞬态三维不可压 N-S 方程,湍流模型采用 RNG $k-\varepsilon$ 模型,与标准 $k-\varepsilon$ 模型相比,该模型在计算强旋流与弯曲壁面流动方面具有很好的适应性。压力速度耦合求解算法采用 Simple 算法,压力采用 PRESTO 方法离散,动量方程、湍动能与耗散率均采用二阶迎风格式,计算时间步长取 1×10^{-6} s。

本文采用 VOF 方法对相界面进行重构,通过定义体积分数 α 来对相界面进行追踪。由于本文计算涉及燃料、氧化剂以及空气这 3 种流体,因此本文假设两种液体互不相溶。为很好地捕捉各自相界面,本文采用分三相的 VOF 计算方法,以实现燃料、氧化剂以及空气相界面的追踪。当 $\alpha = 1$ 时,表明该处网格充满该相流体;当 $\alpha = 0$ 时,表明该处网格不含有该相流体;当 $0 < \alpha < 1$ 时,表明该处网格存在相界面。本文采用连续表面张力法来计算液体的表面张力,其离散格式同样采用 PRESTO 方法。

本文计算的流体域如图 2 所示,采用结构化网格进行填充,初始网格数量为 442 万,喷嘴出口附近区域网格初始尺寸为 $45 \mu\text{m}$,计算过程中采用四面八叉树网格自适应算法对相界面位置的网格进行局部加密,加密/粗化等级为两级,当相界面的曲率高于 $1 \times 10^{-5} \text{ m}^{-1}$ 时开始加密,低于 $1 \times 10^{-10} \text{ m}^{-1}$ 时开始粗化。

燃料与氧化剂均从切向孔直接进入旋流腔室,氧化剂入口和燃料入口均为质量流量入口;喷嘴出口边界为压力出口边界,出口压力为 1 MPa 。

由于张开的液膜处于波动的状态,因此为探究缩进数对喷嘴雾化锥角的影响,计算时,当 N_2O_4 与 UDMH 液膜完全铺展开后,对其瞬态流场进行统计平均,以消除液膜的瞬态波动对雾化锥角的影响。

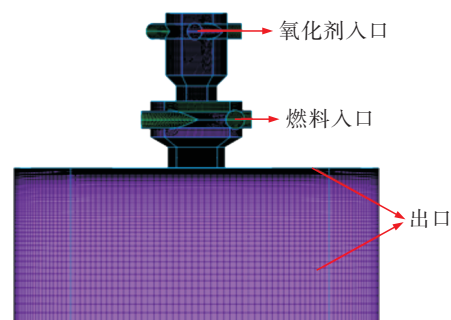


图 2 流体域及网格示意图

Fig. 2 Schematic diagram of fluid region and computation mesh

2 计算模型验证

2.1 水试试验结果

为对计算模型进行校验,当 $l_r = 1 \text{ mm}$ 时,在常压环境下对喷嘴的雾化特性进行了水试试验,试验系统图如图 3 所示。试验系统由氮气瓶、水箱、过滤器、喷嘴、高速摄影系统、控制阀、流量计、压力表和管路组成。试验时,将喷嘴工装通过过滤器固定安装于支架上,通过氮气挤压式系统实现工质供应,在水箱上安装压力表,通过控制水箱压力与流量调节器来实现流量控制。在喷嘴上游、水箱下游安装流量计,监测并保证喷嘴供给流量;喷嘴下游设置回收箱。试验所用高速相机拍摄频率为 5 kHz ,最小曝光时间为 $1 \mu\text{s}$,高速相机镜头与喷嘴直线距离为 0.5 m ,试验过程中通过高速摄影对雾化细节进行拍摄。

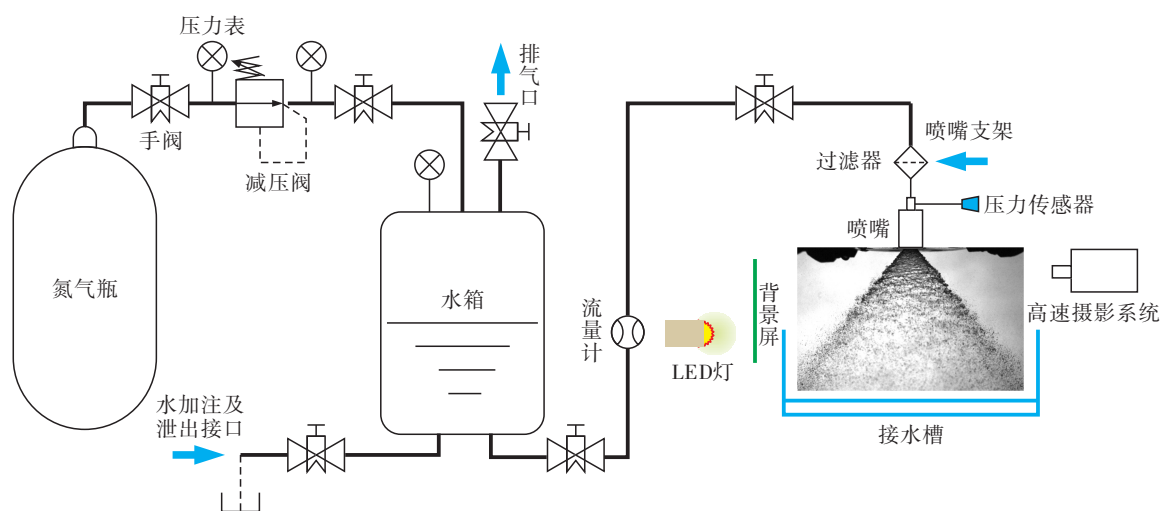


图 3 试验系统图

Fig. 3 Experimental system diagram

本次试验工质为水,喷嘴出口压力为当地大气压 101.6 kPa。试验时仅对中心喷嘴(即图 1 所示的氧化剂流路)供水,质量流量为 95.5 g/s,外喷嘴不供水。试验结果如图 4 所示,经测量,水试雾化锥角为 80° ,水试喷嘴压降为 0.86 MPa。

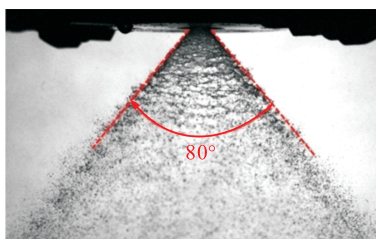


图 4 水试雾化锥角

Fig. 4 The spray angle of water test

2.2 计算模型校验

本文采用结构化网格对流域进行填充(网格如图 2 所示),并在壁面附近对网格进行加密。

工质为水,氧化剂入口(如图 1 所示)为质量流量入口,质量流量为 95.5 g/s;燃料入口当做无滑移壁面处理;出口采用压力出口,出口压力为 101.6 kPa。首先在水试工况条件下进行了网格无关性验证,最终选用网格数量为 442 万。

仿真计算结果如图 5 所示,经测量,仿真计算雾化锥角为 79° ,喷嘴压降为 0.850 8 MPa,与水试结果吻合,误差较小,因此可以认为本文采用的仿真计算模型合理。

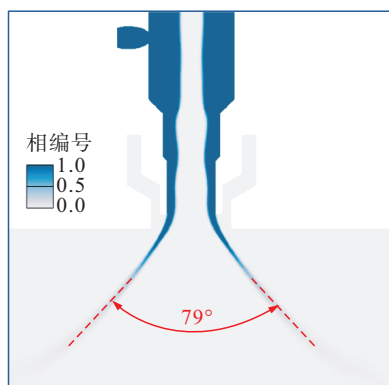


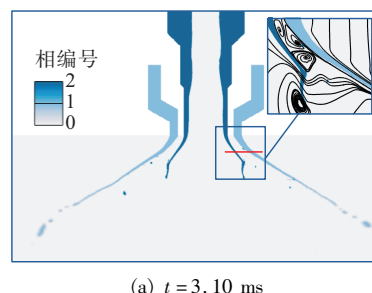
图 5 仿真计算结果

Fig. 5 Simulation result

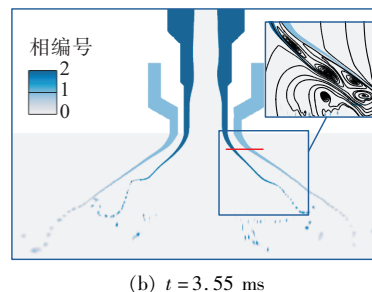
3 结果与讨论

3.1 外混状态下内部流场特征分析

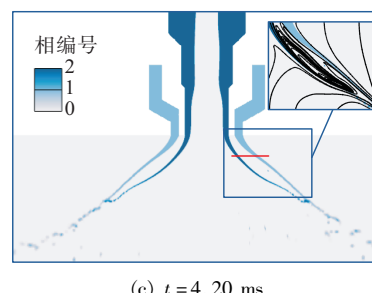
为探究在外混状态下,缩进数 N 对喷嘴流态的影响,本文取 l_r 为 0.0、0.5、1.0 mm,其对应的缩进数 N 分别为 0、0.42 和 0.85。当 $N=0$ 时,不同时刻下喷嘴内部的流场结构如图 6 所示,图 6 中红色标线位置处的压力变化曲线如图 7 所示。



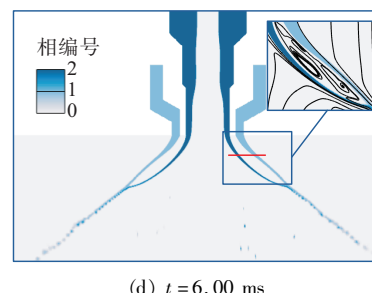
(a) $t = 3.10$ ms



(b) $t = 3.55$ ms



(c) $t = 4.20$ ms



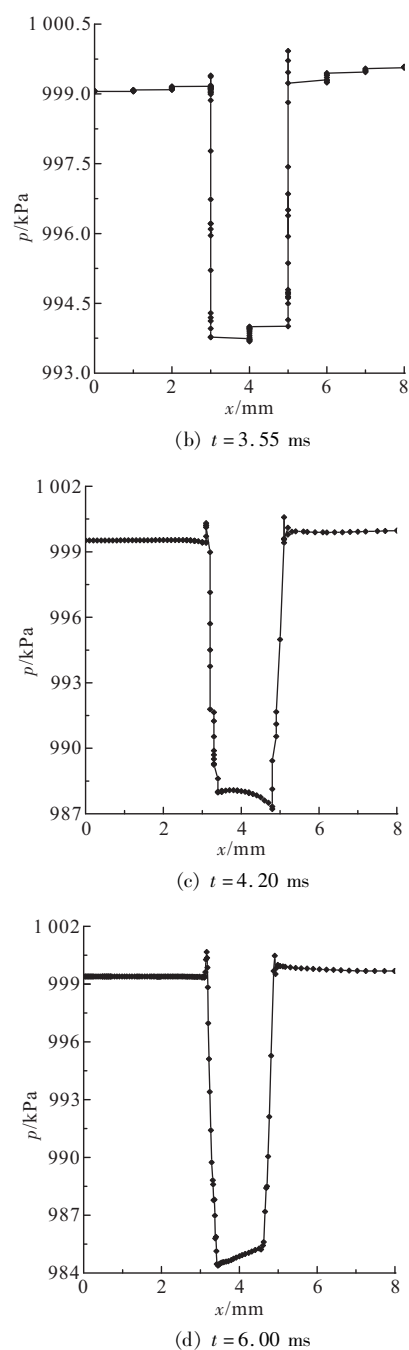
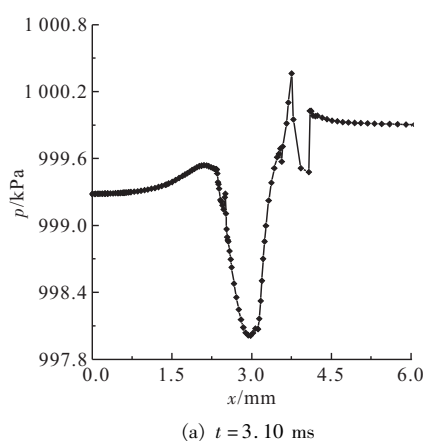
(d) $t = 6.00$ ms

图 6 $N=0$ 时各时刻相体积分数云图

Fig. 6 Volume fraction contour of different time under $N=0$

图 6 中,空气相编号为 0;UDMH 相编号为 1;
 N_2O_4 相编号为 2。观察图 6(a)可知,在 $t = 3.10$ ms

时,UDMH液膜已完全铺展开,其雾化锥角较大,为 116° 。可以看出,液膜刚出喷嘴出口时,由于惯性作用,其轴向速度较大,径向速度较小,不会立刻完全张开,因此刚开始张角较小,故称这一阶段为“惯性张开段”;随着液膜向下游铺展,轴向速度逐渐转化为径向速度,雾化锥角逐渐增大。此时,中心喷嘴 N_2O_4 液膜开始打开,在液膜尾端对周围空气产生剧烈扰动,使得周围流线弯曲,从而产生较大的回流区。并且 N_2O_4 液膜与UDMH液膜之间形成夹缝,由于两道液膜处液相流体速度相对较高,会对周围低速空气产生射流卷吸效应,从而使空气速度增加,因此会在该夹缝中产生低压回流区。由图7(a)很明显可以看出:在该时刻,两道液膜中间压力明显低于两侧压力,两道液膜左右存在明显压差;在该压差作用下,UDMH液膜逐渐向中心收拢, N_2O_4 液膜逐渐向两侧偏斜。因此,当 $t = 3.55$ ms时,由图6(b)可知,UDMH液膜雾化锥角明显减小,为 109° ,液膜夹缝中的回流区域进一步扩大,并且 N_2O_4 液膜末端产生明显波动;此外由图7(b)可以看出,此时 N_2O_4 液膜左侧与UDMH液膜右侧压力基本持平。在 $t = 4.20$ ms时,UDMH液膜张角进一步缩小为 99° , N_2O_4 液膜张角进一步增大,两道液膜在下游相撞,两道液膜中间形成封闭的环腔,此时两道液膜周围的流线相互汇聚,并且可以明显看出:在压差作用下, N_2O_4 液膜向UDMH液膜“贴合”,使得 N_2O_4 液膜张角明显高于设计值 86° 。在液膜两侧压差以及表面张力的共同作用下,两道液膜的“贴合点”逐渐上移,在 $t = 6.00$ ms时,液膜中间的环腔趋于稳定,雾化锥角形成稳定的三维“裙裾”结构,雾化锥角维持在 103° ,由图7(c)与图7(d)可以看出,此时液膜两侧压差基本维持恒定。

图 7 $N=0$ 时各时刻标线处压力曲线Fig.7 Pressure curved track line of different time under $N=0$

当 $N = 0.42$ 时,不同时刻下喷嘴内部的流场结构如图8所示。由图8(a)可知,由于壁面的限制作用,与 $N=0$ 相比,UDMH液膜张角明显减小,为 102° ,因此导致 N_2O_4 液膜与UDMH液膜撞击点明显前移;由图8(b)可知,两道液膜撞击点明显靠近其“惯性张开段”,此时两道液膜均破碎,惯性相对较大,冲击力度较强,从而使得UDMH液膜末端张角明显增加,为 109° ,从而在靠近喷嘴出口附近产生气涡环腔,并且

在环腔内部产生低压回流区;如图 8(c)所示,由于两道液膜距离较近,因此,根据伯努利效应,在压差作用下,两道液膜互相靠近,最终会完全贴合,此时液膜张角略微缩小,最后稳定在 107° 。在回流涡作用下, N_2O_4 液膜与 UDMH 液膜表面产生明显的表面波,并且发生明显的褶皱变形,很快拉伸为液丝,从而使得其破碎长度明显缩短。

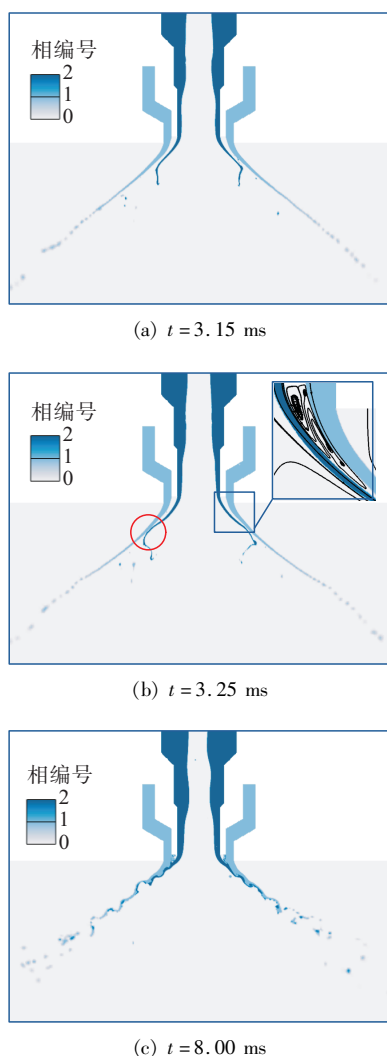


图 8 $N=0.42$ 时各时刻相体积分分数云图

Fig.8 Volume fraction contour of different time under $N=0.42$

当 $N=0.85$ 时,不同时刻下喷嘴的内部流场结构如图 9 所示。由图 9(a)可知:两道液膜的撞击点几乎贴近喷嘴出口,并且壁面对液膜张开的限制作用明显增强,从而使得 N_2O_4 液膜张角明显减小。两道液膜之间的封闭环腔几乎全部位于缩进室内,此时在该封闭环腔内产生剧烈的涡流区,在回流涡

卷吸作用下, N_2O_4 与 UDMH 液膜表面的液滴从各自液膜上不断剥离、掺混,直至两道液膜完全贴合,雾化张角最终稳定在 93° 。此时[如图 9(b)所示],与 $N=0$ 和 $N=0.42$ 相比,在喷嘴出口附近,两道液膜的变形程度明显增加,在缩进室内开始发生 N_2O_4 与 UDMH 混合,从而使其破碎长度进一步缩短。

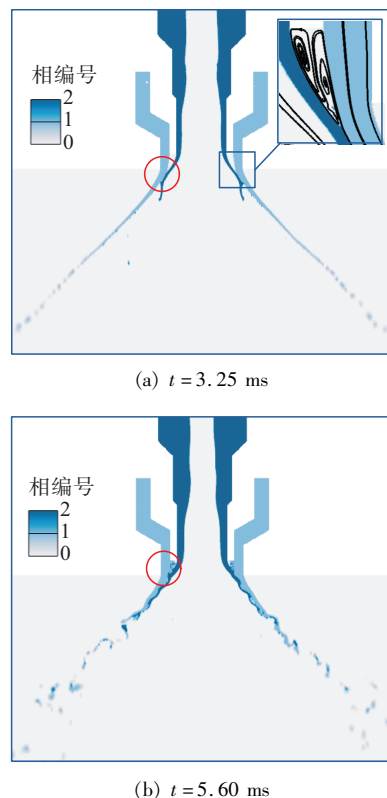
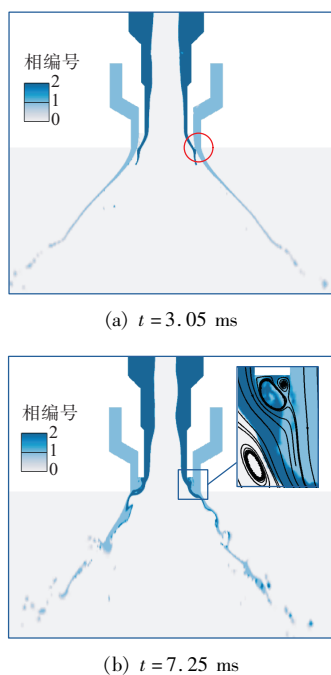


图 9 $N=0.85$ 时各时刻相体积分分数云图

Fig.9 Volume fraction contour of different time under $N=0.85$

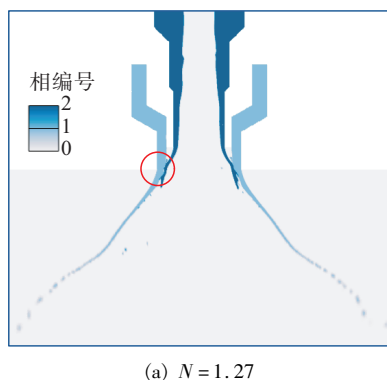
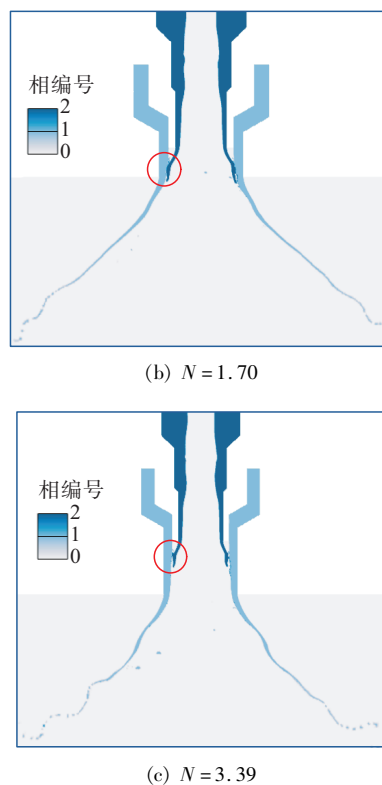
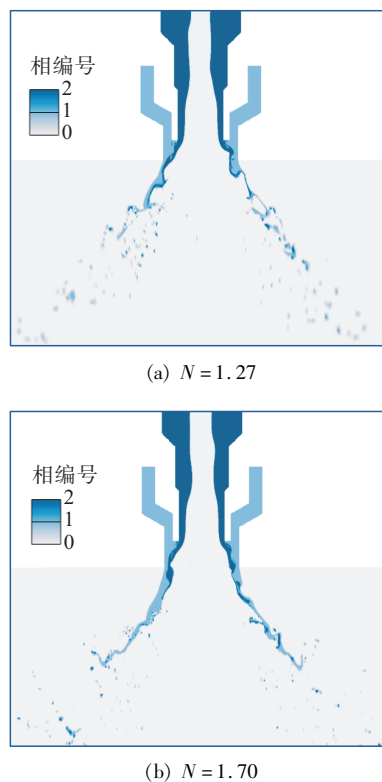
3.2 临界混合状态下流场特征分析

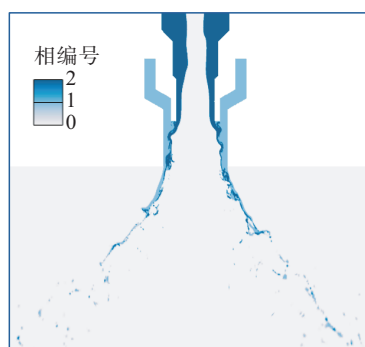
当 $N=1$ 时,不同时刻下喷嘴的内部流场结构如图 10 所示。如图 10(a)所示,两道液膜初始撞击点位于喷嘴出口处,并在缩进室内形成封闭环腔。如图 10(b)所示,随着时间推移,在回流涡卷吸作用下,两道液膜上的液滴逐渐剥离、掺混,两道液膜在缩进室内的缝隙逐渐消失,并在缩进室内形成一对稳定的正反涡对,在该涡对的作用下, N_2O_4 与 UDMH 来流在缩进室内互相混合。另外,由于两道液膜在喷嘴出口处相撞,因此对流场产生较为强烈的扰动,使得缩进室内涡流强度增大,从而加剧液膜在缩进室内的变形程度,因此使得液膜破碎距离大幅度降低,基本一出喷嘴出口即拉伸为液丝或破碎为大液块。

图 10 $N=1$ 时各时刻相体积分云图Fig.10 Volume fraction contour of different time under $N=1$

3.3 内混状态下下流场特征分析

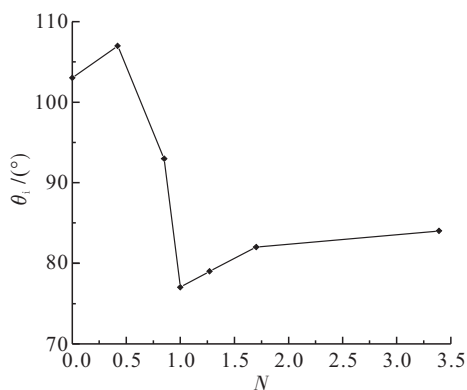
当 $N > 1$ 时,不同 N 下两道液膜撞击点的位置如图 11 所示。显然,当 $N > 1$ 时,随着 N 增大,液膜撞击点相对喷嘴出口的距离越远。由图 12 可得, N_2O_4 与 UDMH 两相流体在缩进室内即完成掺混。并且与 $N=1$ 相比,液膜的破碎距离有所增加。这是因为较长的缩进距离对混合流体起到整流作用,使得流体在喷嘴出口处的表面波动减弱,从而使得破碎距离增加。同时,混合液膜在喷嘴出口处由于惯性不会立刻破碎打开,会在下游将轴向速度进一步转化为径向速度,因此其雾化锥角会略有增加。由图 12 可得,当流场结构稳定后, $N=1.27$ 时喷嘴雾化锥角为 79° , $N=1.70$ 时喷嘴雾化锥角为 82° , $N=3.39$ 时喷嘴雾化锥角为 84° 。

(a) $N=1.27$ 图 11 不同 N 时液膜撞击点位置Fig.11 The impact point of the liquid film under different N (b) $N=1.70$

(c) $N = 3.39$ 图 12 不同 N 时相体积分云图Fig. 12 The stable volume fraction contour of under different N

3.4 缩进数对雾化锥角的影响

本文计算工况下,外喷嘴出口处的 UDMH 液膜厚度为 0.45 mm,液膜轴向流速为 30.29 m/s;中心喷嘴出口处的 N_2O_4 液膜厚度为 0.37 mm,液膜轴向流速为 22.04 m/s。根据上述分析,不同 N 下喷嘴的雾化锥角大小如图 13 所示。

图 13 雾化锥角随 N 的变化关系曲线ig. 13 Spray angle variation with different N

由图 13 可以看出:当 $N < 1$ 时,喷嘴雾化锥角随着 N 的增加呈现先增加后减小的趋势;当 $N = 1$ 时,喷嘴的雾化锥角达到最小。这是因为当 $N = 0$ 时,外喷嘴液膜张角较大,内喷嘴液膜张角较小,内外两道液膜中间形成低压区,该低压区会使得外喷嘴液膜张角缩小,内喷嘴液膜张角增大,并且最终在液膜尾端两道液膜相互贴合;当 $N = 0.42$ 时,虽然由于缩进长度增加,壁面的限制作用会导致外喷嘴的液膜张角缩小,但是由于内喷嘴液膜与外喷嘴液膜的撞击点位于外喷嘴液膜的“惯性张开段”,在撞

击力作用下,外喷嘴液膜末端张角增大;当 $N = 0.85$ 时,一方面由于缩进长度增加导致壁面限制作用增强,从而使得外喷嘴液膜张角减小,另一方面由于两道液膜之间距离进一步缩小,伯努利效应使得中心喷嘴液膜对外喷嘴液膜的“吸附”效应增强,从而使得雾化锥角进一步缩小,并且在回流涡的作用下,两道液膜开始在缩进室内部完成部分掺混;当 $N = 1$ 时,由于液膜撞击点正好位于喷嘴出口处,从而使得喷嘴出口处的流场剧烈扰动,同时使得缩进室内部液膜的变形程度进一步增加,从而使喷嘴出口处的液膜还未来得及完全张开即拉伸为液丝而破碎,因此此时的雾化锥角减小为最小值。

由图 13 还可以看出:当 $N > 1$ 时,喷嘴的雾化锥角略微增加。这是因为随着缩进长度的增加,一方面由于缩进长度增加而导致的壁面限制作用减弱,另一方面,缩进长度增加会对缩进室内部的混合流体起到整流作用,使得混合液膜的表面波强度减弱,液膜变形程度降低,从而使得液膜破碎距离增加,因此在喷嘴下游,液膜的轴向速度会进一步转化为径向速度从而导致液膜张角略微增加。

4 结论

本文以液液同轴离心喷嘴为研究对象,中心喷嘴工质为 N_2O_4 ,喷嘴出口处 N_2O_4 液膜厚度为 0.37 mm,轴向流速为 22.04 m/s;外喷嘴工质为 UDMH,喷嘴出口处 UDMH 液膜厚度为 0.45 mm,轴向流速为 30.29 m/s,通过仿真计算探究了缩进数 N 对液液同轴离心喷嘴内部流态以及雾化锥角的影响,主要结论如下。

1) 缩进数 $N < 1$ 时,喷嘴的雾化锥角呈现先增后减的趋势,当 $N = 1$ 时,喷嘴的雾化锥角达到最小值,当缩进数 $N > 1$ 时,喷嘴的雾化锥角略微增大。

2) 在无缩进状态下,UDMH 液膜与 N_2O_4 液膜会在喷嘴外形成低压区,该低压区会对两道液膜产生吸附作用,使得 UDMH 液膜张角减小, N_2O_4 液膜张角增大,最终两道液膜在末端贴合在一起,中间形成稳定的气涡间隙。

3) 缩进数 $N > 0.85$ 后,在缩进室内部回流涡的作用下,UDMH 与 N_2O_4 在缩进室内部发生明显的掺混,液膜变形程度加剧;当 $N > 1.27$ 后,缩进长度

的增加会对缩进室内部的混合流体起到整流作用,使得混合液膜的破碎长度增加。

参考文献

- [1] 张蒙正. 液体火箭发动机喷注器雾化研究及进展[J]. 火箭推进, 1997, 23(3): 16-32.
ZHANG M Z. Research and development of atomization of injector in liquid rocket engine [J]. Journal of Rocket Propulsion, 1997, 23(3): 16-32.
- [2] RIZK N K, LEFEBVRE A H. Internal flow characteristics of simplex swirl atomizers [J]. Journal of Propulsion and Power, 1985, 1(3): 193-199.
- [3] 岳明. 锥形液膜初始破碎雾化过程和机理研究[D]. 北京: 北京航空航天大学, 2003.
YUE M. Study on the process and mechanism of initial breakup and atomization of conical liquid film [D]. Beijing: Beihang University, 2003.
- [4] KUTTY S P, NARASIMHAN M, NARAYANASWANY K. Design and prediction of discharge rate, cone angle, and air core diameter of swirl chamber atomizers [C]// 1st International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems. Tokyo: [s. n.], 1978.
- [5] 刘娟, 李清廉, 刘卫东, 等. 离心式喷嘴液膜破碎过程实验[J]. 推进技术, 2011, 32(4): 539-543.
LIU J, LI Q L, LIU W D, et al. Experiment on liquid sheet breakup process of pressure swirl injector [J]. Journal of Propulsion Technology, 2011, 32(4): 539-543.
- [6] 高琦翔, 孙虎, 王焕燃, 等. 反压对收口型离心喷嘴液膜厚度的影响[J]. 火箭推进, 2023, 49(3): 83-89.
GAO Q X, SUN H, WANG H R, et al. Effect of back-pressure on liquid film thickness of close-end swirl injector [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2023, 49(3): 83-89.
- [7] SHAFARAEI M, BANITABAEI S A, ASHJAEI M, et al. Effect of flow conditions on spray cone angle of a two-fluid atomizer [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2011, 25(2): 365-369.
- [8] 张永良. 离心喷嘴雾化特性实验研究和数值模拟[D]. 北京: 中国科学院研究生院(工程热物理研究所), 2013.
ZHANG Y L. Experiment and numerical studies on the atomization of a pressure atomizer [D]. Beijing: Institute of Engineering Thermophysics, Chinese Academy of Sciences, 2013.
- [9] 陈富鑫. 喷口结构参数对离心喷嘴内部流动特性的影响研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2021.
CHEN F X. Investigation on the internal flow characteristics of pressure swirl atomizer with different spout geometric parameters [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2021.
- [10] SEOL J H, HAN P G, JEONG W H, et al. Recess effects on spray characteristics of swirl coaxial injectors [J]. International Journal of Aeronautical and Space Sciences, 2003, 4(1): 26-33.
- [11] RONCEROS R J R, PIMENTA A P, LESSA J S, et al. An improved theoretical formulation for Sauter mean diameter of pressure-swirl atomizers using geometrical parameters of atomization [J]. Propulsion and Power Research, 2022, 11(2): 240-252.
- [12] RICARD G, MACHICOANE N, OSUNA-OROZCO R, et al. Role of convective acceleration in the interfacial instability of liquid-gas coaxial jets [J]. Physical Review Fluids, 2021, 6(8): 084302.
- [13] REN Y J, GUO K K, ZHAO J F, et al. Numerical investigation of spray self-pulsation characteristics of liquid-centered swirl coaxial injector with different recess lengths[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2021, 138: 103592.
- [14] CAO P J, BAI X, LI Q L, et al. Experimental and theoretical study on the break phenomenon of self-pulsation for liquid-centered swirl coaxial injectors [J]. Journal of Zhejiang University: Science A, 2022, 23(2): 140-155.
- [15] 白晓. 气液同轴离心式喷嘴自激振荡过程及对喷雾燃烧特性的影响研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2020.
BAI X. The self-pulsation and its effects on spray combustion characteristics for gas-liquid swirl coaxial injector [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2020.
- [16] 白晓, 曹鹏进, 李清廉, 等. 气液同轴离心式喷嘴非定常喷雾燃烧过程研究进展[J]. 推进技术, 2022, 43(12): 15-37.
BAI X, CAO P J, LI Q L, et al. Research progress on unsteady spray combustion process of gas-liquid swirl coaxial injectors [J]. Journal of Propulsion Technology, 2022, 43(12): 15-37.
- [17] KIM D, HAN P, IM J H, et al. Effect of recess on the

- spray characteristics of liquid-liquid swirl coaxial injectors[J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2007, 23(6): 1194-1203.
- [18] KIM D J, IM J H, HAN P G, et al. Spray characteristics of a liquid-liquid swirl coaxial injector(Part I) : effect of injection condition [Z]. 2006.
- [19] ALVES A, LACAVA P T, MARTINS C A. Effects of the number of tangential passages on spray characteristics of a bipropellant atomizer [J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2014, 36(3): 583-590.
- [20] AHN K, HAN Y M, SEO S, et al. Effects of injector recess and chamber pressure on combustion characteristics of liquid-liquid swirl coaxial injectors [J]. *Combustion Science and Technology*, 2010, 183(3): 252-270.
- [21] EBERHART C, LINEBERRY D, MOSER M. Effects of variable chamber pressure on swirl coaxial injection: A cold flow study [C]//46th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit. Reston, Virginia: AIAA, 2010.
- [22] 盛立勇. 液液同轴离心式喷嘴振荡特性研究[D]. 长沙: 国防科技大学, 2019.
- SHENG L Y. Research on the oscillation characteristics of liquid-liquid swirl coaxial injector [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2019.
- [23] 盛立勇, 李清廉, 白晓, 等. 液液同轴离心式喷嘴喷雾过程研究进展[J]. *火箭推进*, 2020, 46(3): 1-10.
- SHENG L Y, LI Q L, BAI X, et al. Review on spray process of liquid-liquid coaxial swirl injector [J]. *Journal of Rocket Propulsion*, 2020, 46(3): 1-10.
- [24] 林家源, 王凯峰, 刘赵森. 缩进长度对双路离心式喷嘴主油路雾化效果的影响[C]//北京力学学会第二十四届学术年会会议论文集. 北京:[s. n.], 2018.