

文章编号: 1000-8055(2024)11-20220940-12

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20220940

Single-orifice/dual-orifice 喷嘴的 闪急沸腾喷雾特性试验

缪俊杰^{1,2}, 吴伟秋¹, 李宪开², 尹超², 姜凯琳¹, 范育新¹

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016;

2. 中国航空工业集团有限公司

沈阳飞机设计研究所 扬州协同创新研究院有限公司, 江苏 扬州 225111)

摘 要: 针对 RP-3 航空煤油, 开展 single-orifice/dual-orifice 喷嘴闪急沸腾喷雾特性的试验研究, 揭示煤油过热度和喷嘴结构参数对喷嘴内部两相流动和下游闪急沸腾喷雾形态的影响。试验研究表明: 增加 single-orifice 喷嘴长径比会抑制喷嘴内部的空化作用, 但能增强壁面沸腾作用下喷嘴内部的煤油相变, 改善喷嘴下游射流的雾化效果; dual-orifice 喷嘴的膨胀腔具有增大喷嘴出口含气率的作用, 但过大的膨胀腔长宽比会导致喷嘴内部过热度降低, 进而削弱喷嘴下游喷雾的雾化效果和对称性。相比 single-orifice 喷嘴, dual-orifice 喷嘴通过膨胀腔增加流体停留时间的方式更易在小孔径比下促进航空煤油过冷喷雾向闪急沸腾喷雾的转变, 有利于改善 RP-3 航空煤油的雾化效果并获得更大的喷雾宽度和雾化锥角, 是在航空发动机燃烧室中实现闪急沸腾喷雾极具潜力的技术途径。

关 键 词: single-orifice/dual-orifice 喷嘴; 闪急沸腾喷雾; 航空煤油; 喷嘴内部两相流动; 喷嘴下游射流; 喷雾相关性

中图分类号: V231.2

文献标志码: A

Experiment on flash-boiling spray characteristics of single-orifice/dual-orifice nozzle

MIAO Junjie^{1,2}, WU Weiqiu¹, LI Xiankai², YIN Chao², JIANG Kailin¹, FAN Yuxin¹

(1. College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Yangzhou Collaborative Innovation Research Institute Company Limited,

Shenyang Aircraft Design and Research Institute,

Aviation Industry Corporation of China, Limited, Yangzhou Jiangsu 225111, China)

Abstract: The flash-boiling spray characteristics of RP-3 aviation kerosene inside single-orifice/dual-orifice nozzle were experimentally studied to analyze the influence of superheat degree and nozzle structural parameters on in-nozzle flow and near-nozzle jet. Results showed that increasing the length-diameter ratio of single-orifice nozzle can inhibit the cavitation effect inside the nozzle, helping to increase the kerosene gasification rate from wall boiling inside the nozzle, resulting in better atomization effect of fuel jet. The expansion chamber of dual-orifice nozzle could play the role of increasing the discharge-

收稿日期: 2022-12-07

基金项目: 国家科技重大专项(2017-III-0007-0033); 1912 项目

作者简介: 缪俊杰(1994—), 男, 工程师, 博士, 主要从事组合动力推进系统研究。E-mail: miaojunjie1031@nuaa.edu.cn

通信作者: 范育新(1967—), 女, 教授, 博士, 主要从事航空发动机燃烧技术研究。E-mail: fanyuxin@nuaa.edu.cn

引用格式: 缪俊杰, 吴伟秋, 李宪开, 等. Single-orifice/dual-orifice 喷嘴的闪急沸腾喷雾特性试验[J]. 航空动力学报, 2024, 39(11): 20220940.

MIAO Junjie, WU Weiqiu, LI Xiankai, et al. Experiment on flash-boiling spray characteristics of single-orifice/dual-orifice nozzle[J].

Journal of Aerospace Power, 2024, 39(11): 20220940.

orifice's gasification rate; however, excessive aspect ratio of expansion chamber may decrease the superheat degree inside the nozzle, which impaired the near-nozzle atomization effect and spray symmetry. Compared with single-orifice nozzle, dual-orifice nozzle allows more easily to promote the transformation of aviation kerosene from subcooled spray to flash-boiling spray by increasing the residence time for phase transition, helping to improve the fuel atomization and obtain larger spray width and spray cone angle. Thus, using dual-orifice nozzle is a potential technical way to realize flash-boiling spray in the combustion chamber of aero-engine.

Keywords: single-orifice/dual-orifice nozzle; flash-boiling spray; aviation kerosene; in-nozzle two-phase flow; near-nozzle jet; spray correlation index

为了解决高亚声速/超声速气流中的液体煤油点火问题,气泡辅助雾化在强化超燃冲压发动机燃烧室点火的研究中得到大量应用^[1-2],通过向集液腔中供入高压气体的方式,使气液混合物喷出喷嘴后内部较高压力的气泡膨胀破裂使周围的液膜破碎,有效降低液滴粒径、改善点火环境,但在燃烧室中实际应用时高压气的供给较为困难。考虑到气泡辅助雾化的优势及使用燃油作为航空发动机冷却介质的趋势^[3-4],通过对煤油预热增温使其在喷嘴内部相变沸腾实现气泡辅助雾化以强化燃油雾化、蒸发的方法(即闪急沸腾喷雾)是极具前景的。对于高空低压来流条件,煤油饱和温度更低、气泡表面张力更小,煤油达到沸点所需预热增温更小,即采用闪急沸腾喷雾技术改善燃油雾化和蒸发效果在高空低压环境中更容易实现。

Brown 和 York^[5]于 20 世纪 60 年代首次发现了闪急沸腾现象对燃油喷雾的作用机理及其重要性。基于闪急沸腾喷雾在燃烧装置中提高燃烧效率和降低排放的巨大潜力^[6-7],近些年,发动机(包括内燃机及燃气轮机)中的闪急沸腾喷雾技术再次成为试验研究^[8-9]和仿真研究^[10-11]的热点。大量研究表明,闪急沸腾喷雾具有与常规过冷射流喷雾不同的雾化和蒸发特性,包括更大的喷雾锥角、更小的液滴尺寸、更快的蒸发以及与周围气体更大的动量交换^[12-13]。相比汽油及其替代燃料,有关航空煤油的闪急沸腾喷雾研究较少。国内主要有西北工业大学范玮团队对直射式喷嘴中高温超临界和亚临界 RP-3 航空煤油的闪蒸喷雾特性进行了研究,以过热度作为衡量指标,将直射式喷嘴的雾化分为常规冷态喷雾、沸腾喷雾、部分闪蒸喷雾和完全闪蒸喷雾 4 种^[14]。Park 等^[15]还根据直射式喷嘴的长径比(l/d)确定了两种闪急沸腾喷雾模式(内部模式和外部模式),并发现模式转化的临界值为 $l/d=7$ 。其中内部模式在喷

嘴内部形成大量气泡,从而可以在气泡微爆作用下实现相比外部模式更优越的雾化、蒸发性能。然而对于在加力/冲压燃烧室中使用的直射式喷嘴,高温下航空煤油的结焦极易堵塞这种长喷嘴^[16],导致燃烧室性能下降,甚至发动机的不工作^[17]。

为了解决上述问题, dual-orifice 喷嘴通过设计的膨胀腔增加气泡生长时间并强化两相流混合来降低喷孔内部相变的要求、缩短喷孔长度^[18],是在航空发动机中实现闪急沸腾喷雾极具潜力的选择。Rashkovan、Sher 等^[18-19]从溶解有 CO_2 气体的汽油在 dual-orifice 喷嘴中的闪急沸腾喷雾特性角度出发,对喷孔的孔径比和膨胀腔的长径比进行优化设计。但是,该结构优化参数是从溶解有气体的液体喷雾特性获得,不一定适用于使用航空煤油的 dual-orifice 喷嘴。而对于单一流体, Ju 等^[20-21]讨论了 R134a(CH_2FCF_3)闪急沸腾喷雾的内部流型和宏观特性,并总结了进口尺寸对流量和喷雾特性的影响。然而,在公开文献中尚未发现基于 dual-orifice 喷嘴的航空煤油闪急沸腾喷雾研究。

本文针对航空发动机用 RP-3 航空煤油,采用试验手段开展 single-orifice/dual-orifice 喷嘴的闪急沸腾喷雾特性的对比研究,以揭示过热条件下 dual-orifice 喷嘴相比 single-orifice 喷嘴实现航空煤油闪急沸腾喷雾的优势,从而为闪急沸腾喷雾技术运用于拓宽极端条件下燃烧室点、熄火边界提供理论依据和技术基础。

1 研究方法

1.1 试验系统

图 1 是开展 single-orifice/dual-orifice 喷嘴内部过热流体(RP-3 航空煤油)流动及喷雾研究的试验系统,其中喷雾所处环境压力由真空腔与微电脑真空机(VP3000-100L 型)调节,燃油喷射压

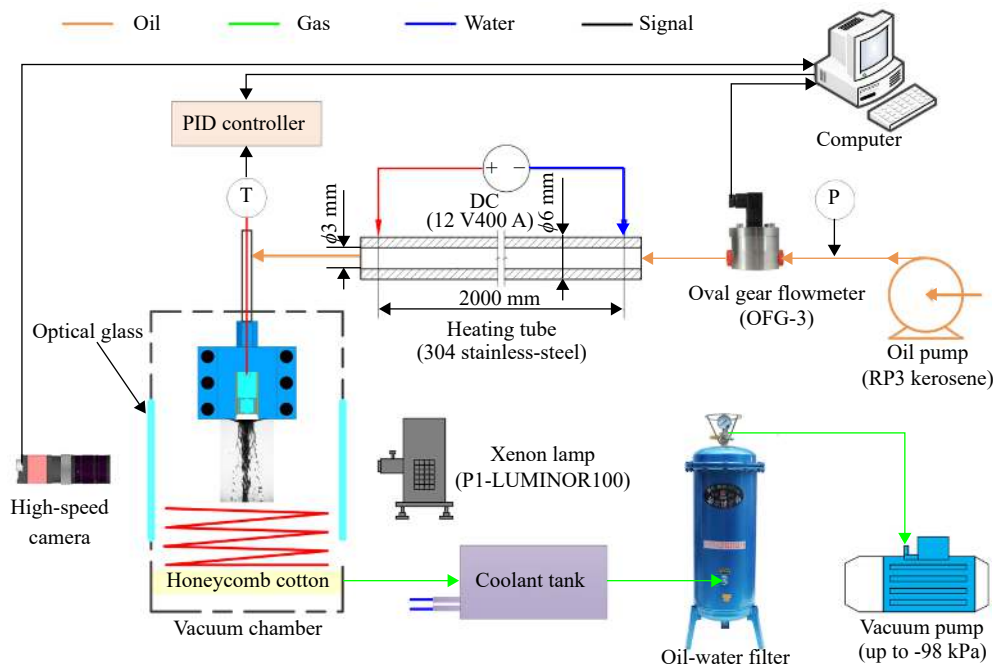


图 1 试验系统

Fig. 1 Test facility

力则由齿轮泵和节流阀共同控制,并通过精密压力传感器(MIK-P300 型,精度 0.5 级)监测。为防止液滴撞击壁面反弹干涉上游喷雾,在喷嘴下游 150 mm 处安装有蜂窝棉。加热后的液体煤油和蒸发后的煤油蒸汽从真空腔排出后,采用水冷罐进行冷却和冷凝,并通过在真空泵上游增设油水过滤器以滤除夹带在气体中的小液滴,保证流经真空泵的为干燥空气。为了减少燃油流经喷嘴时的热损失,真空腔内布置有电加热器以控制环境温度与燃油目标温度相同。

为了提高燃油加热效率,降低换热器热惯性,本文采用基于焦耳定律的电流加热法对航空煤油进行加温。燃油预加温系统由直流电源和金属加热管组成,其中直流电源最大能力为 12 V 和 400 A,加热管选用内径为 3 mm、外径为 6 mm、长度为 2 000 mm 的 304 不锈钢管(室温下所测电阻为 $0.0695\ \Omega$)。由于煤油的过热度对闪急沸腾喷雾特性具有重要影响,为确保燃油温度控制的准确性,本文采用 PID(proportion integral differential)控制器瞬时调节直流电源输出电压,其中 PID 控制参数设定为比例 $P=0.1$,积分 $I=0.002$,微分 $D=0.006$ 和控制梯度 20。在上述控制参数下本文试验工况范围内燃油温度控制精度在 1 K 以内,且在重复性试验中实现了燃油温度的多次可靠重复。典型控制案例如图 2 所示,其中燃油温度测量所

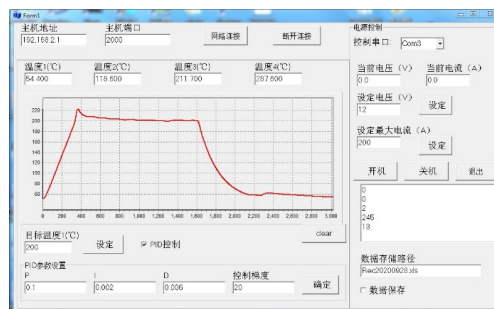


图 2 燃油温度 PID 控制

Fig. 2 PID control for fuel temperature

用 K 型热电偶探头布置在喷嘴进口上游 10 mm 处以保证所测温度接近喷嘴内燃油真实温度而又不会对喷嘴流量产生影响。

本文的试验时序如图 3 所示,试验开始时真空机和电加热器同时启动,逐渐将真空腔内温度、压力调节到试验所需环境;之后同步进行燃油供给和燃油加温,当供油压力和燃油温度均达到工况条件后,通过椭圆齿轮流量计(OFG-3 型,精度为 0.5 级)测量煤油质量流量,并采用背景光成像法捕捉瞬时图像。其中背景光成像法采用冷源氙光灯(PI-LUMINOR100 型)作为背景光源,光源直径为 100 mm,光源最大功率为 100 W;瞬时图像的采集则采用 Phantom v.2012 型高速相机,相机采样频率为 10 kHz,曝光时间为 30 μ s,像素分辨率为 1 280 像素 $\times$ 800 像素。为了放大喷嘴内部

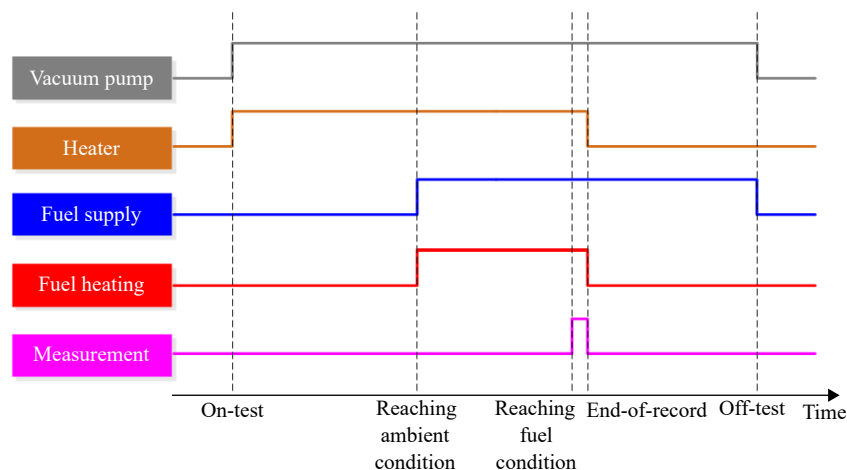


图 3 试验时序图

Fig. 3 Diagram of test timing

两相流动细节,采用了能实现图像 5 倍放大的超微距镜头(中一光学,焦距为 85 mm,光圈 f/2.8),根据实际试验时采用的 1~3 倍的放大倍率,对应单个像素的物理分辨率可达 10~30 μm /像素。试验测量结束后,考虑到存在高温燃油在低流速下易结焦堵塞喷嘴和真空腔内余温过高的问题,通过关闭电加热器和燃油加温系统而维持真空机和燃油泵工作,待喷嘴出口燃油温度降低到接近常温后再关闭真空机和燃油泵以结束该次试验。

1.2 研究对象

为了对比分析 single-orifice 喷嘴和 dual-orifice 喷嘴在实现闪急沸腾喷雾上的差异,本文以如图 4 所示的 4 种轴对称 single-orifice/ dual-orifice 喷嘴为对象,研究燃油过热度 and 喷嘴长径比对闪急沸腾喷雾特性的影响。Single-orifice 喷嘴中 d 为喷孔直径, l 为喷孔长度;而在 dual-orifice 喷嘴中 DR 表示喷嘴孔径比 d_i/d_e (d_i 为入射孔径、

d_e 为出射孔径), LD 表示膨胀腔长径比为 L/D 。其中图 4(a)、图 4(b) 为 single-orifice 喷嘴,两者间的差异主要为喷孔的长径比 l/d ; 而图 4(c)、图 4(d) 为 dual-orifice 喷嘴,结构差异体现在膨胀腔的长宽比 L/D 。

针对真实三维喷嘴内气泡或下游液滴在空间上的重叠和碰撞现象,为了增强背景光成像中 single-orifice/dual-orifice 喷嘴内部气泡和下游喷雾细节的可视化效果,本文设计并加工了如图 5 所示的准二维透明狭缝喷嘴。需要注意的是,为分析准二维狭缝喷嘴的闪急沸腾喷雾特性与过热度间的关系,本文参照文献[22] 关于 dual-orifice 喷嘴的研究,增加 DR0.67_LD1.0 结构的 dual-orifice 喷嘴作为基准,研究基于 RP-3 航空煤油的喷嘴内部两相流动和喷嘴下游闪急沸腾喷雾的典型特征。试验件由喷嘴本体、夹具、光学玻璃、密封垫和精密狭缝组成,其中精密狭缝和两

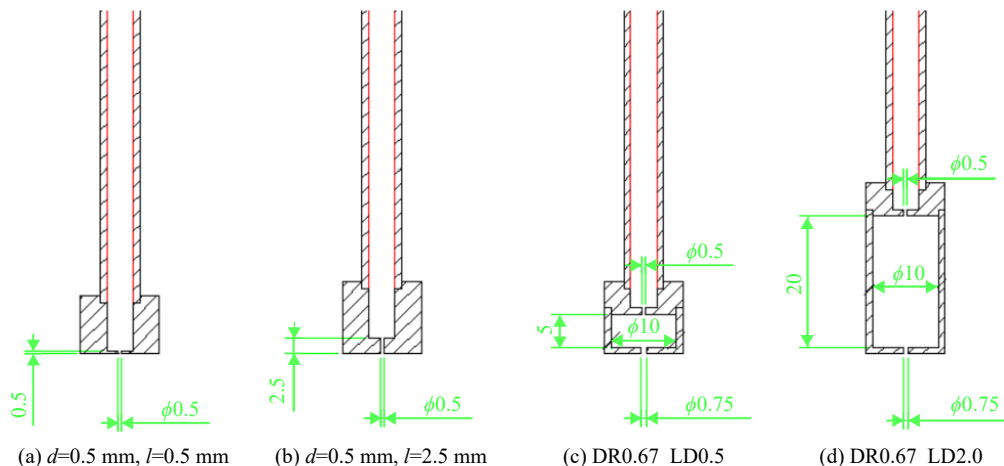


图 4 Single-orifice/dual-orifice 轴对称喷嘴结构示意图(单位: mm)

Fig. 4 Schematic diagram of single-orifice/dual-orifice round-jet nozzles (unit: mm)

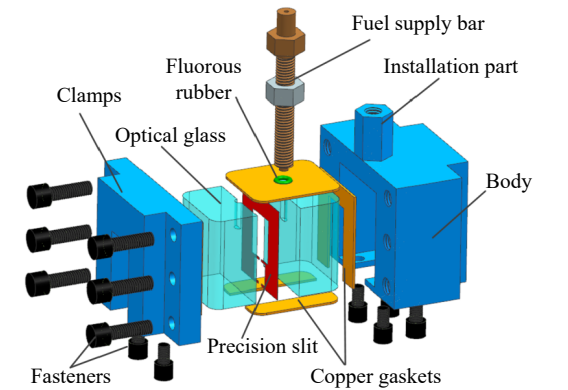


图 5 准二维透明狭缝喷嘴
Fig. 5 Quasi-two-dimensional transparent slit nozzle

片光学玻璃构建的喷嘴内部流道用来模拟过热流体的二维流动。需要注意的是,虽然准二维

狭缝喷嘴的研究结果不能直接应用于实际发动机,但能为解释闪急沸腾现象背后的机理提供重要基础,而这是通过真实喷嘴或三维透明喷嘴很难获得的。

为尽可能保证狭缝喷嘴与真实喷嘴在闪急沸腾喷雾特性上的相似性,本文通过保持影响喷嘴内部流型的结构参数(single-orifice 喷嘴的喷孔长径比和 dual-orifice 喷嘴喷孔孔径比及膨胀腔长宽比)不变,将 single-orifice/dual-orifice 喷嘴等比例扩大,设计了结构参数如图 6 所示的 single-orifice/dual-orifice 准二维狭缝喷嘴。根据表 1 中轴对称喷嘴与狭缝 dual-orifice 喷嘴(孔径比 0.5 mm/0.75 mm)流量系数的比较,本文狭缝厚度选择了流量系数更接近的 0.15 mm。

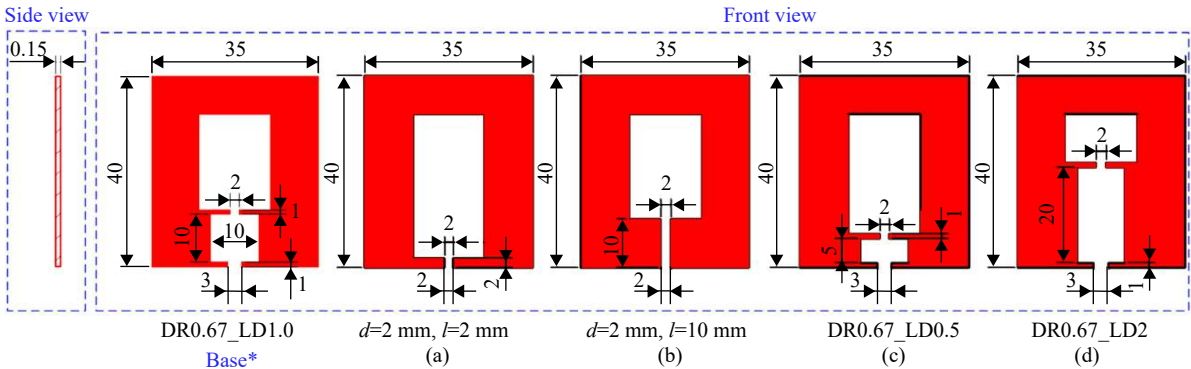


图 6 试验狭缝喷嘴几何参数(单位: mm)
Fig. 6 Test slits nozzle and corresponding nomenclature (unit: mm)

表 1 狭缝厚度选取
Table 1 Selection of slit thickness

喷嘴类型	轴对称喷嘴	狭缝厚度/mm	
		0.05	0.15
流量系数 C_d	0.649	0.384	0.566

1.3 试验工况

闪急沸腾往往由过热度驱动,而这与化学势的差异有关。若定义 k_B 为玻尔兹曼常数,则表征相变的热力学驱动力的化学势 $\Delta\mu$ 可表示如下:

$$\Delta\mu = k_B T \ln R_p \tag{1}$$

表 2 试验工况($p_a=0.01\text{ MPa}$, $p_r=0.4\text{ MPa}$)
Table 2 Test conditions ($p_a=0.01\text{ MPa}$, $p_r=0.4\text{ MPa}$)

参数	T_{inj}/K						
	377	395	407	416	422	431	448
R_p	1.0	2.0	3.33	5.0	6.67	10.0	20.0
$\Delta\mu/10^{-21}\text{ J}$	0	3.78	6.77	9.24	11.1	13.7	18.5

式中 T 为温度, R_p 定义为燃油喷射温度 T_{inj} 对应的饱和压力 p_{sat} 与环境压力 p_a 的比值:

$$R_p = \frac{p_{sat}(T_{inj})}{p_a} \tag{2}$$

根据上述方程可知,压比 R_p 与过热度直接相关,它代表了相变过程的“广义驱动力”。本文试验环境压力选定为 $p_a=0.01\text{ MPa}$,具体试验工况条件见表 2,其中压比范围 $R_p=1.0\sim20.0$ 涵盖了过冷射流向完全闪急沸腾喷雾的整个转变过程。

本文研究的 RP-3 航空煤油闪急沸腾喷雾潜在的应用对象为航空发动机加力/冲压燃烧室,且

主要为解决高空低压下的点火难题。而加力燃烧室中使用的常规直射式喷嘴其供油压力要求为 $p_f \leq 4 \text{ MPa}$ ^[23], 其中作为值班点火使用的值班喷嘴由于供油量低其压力范围更小, 而为保证燃油雾化一般取 $p_f = 0.1 \sim 1.0 \text{ MPa}$ 。考虑到闪急沸腾喷雾具有在较低供油压力下改善燃油雾化的优势和过低供油压力下存在燃油提前在供油管路内部汽化的问题, 本文燃油喷射压力设定为 $p_f = 0.4 \text{ MPa}$, 此时试验工况范围内的气动韦伯数 $We < 12$, 奥内佐格数 Oh 为 10^{-3} 量级, 这表明此时气动力和黏性力对燃油射流雾化影响较小, 而射流破碎和雾化主要受闪急沸腾效应影响。此外, 本节 RP-3 煤油的最大饱和压力为 0.2 MPa , 低于燃油喷射压力, 故闪急沸腾只能发生在喷嘴内部降压过程中。

1.4 图像后处理方法

在采用背景光法进行两相流动成像时, 图中灰度剧烈变化的位置表征气液交界面, 包括煤油相变下气相煤油和液相煤油的交界面和空化作用下空气与液相煤油的交界面。其中喷嘴内部两相流背景光成像时, 高灰度表示燃油或气泡内部区域, 低灰度表示对平行光进行 Mie 散

射的气泡边界; 而在喷嘴下游喷雾成像时则相反, 低灰度表示液体射流或液滴, 而高灰度则表示空气或气泡内部区域。为防止喷雾脉动信息的丢失(如离散液滴或射流抖动), 本文应用如图 7 所示的增强型图像处理方法对喷嘴下游喷雾进行处理。

首先利用图 7(a)和图 7(b)中间隔 0.1 ms 的两幅原始图像得到图 7(c)所示的具有明显喷雾边缘的梯度图像。图 7(d)是图 7(c)中紫色虚线处的瞬时强度分布, 根据图 7(d)中最外侧的两个峰值坐标可以很容易地确定该轴向位置处的喷雾宽度。考虑到存在射流抖动的情况下, 很难通过瞬时喷雾宽度来评价喷雾分布特征, 本文对 50 对喷雾图像进行梯度运算后的图像进行时均化处理, 得到如图 7(e)所示稳定的喷雾锥特征。图 7(f)是近喷嘴处喷雾区(图 7(d)中的红色方框)的局部放大图, 通过连接给定轴向位置(紫色虚线)处喷雾边缘和喷嘴出口边缘, 可以计算得到喷雾锥角。

为了研究喷嘴结构对燃油射流脉动的影响, 本文采用自相关算法来衡量喷雾的稳定性, 以相关指数 C_g 表示连续两幅喷雾图像之间的相似性

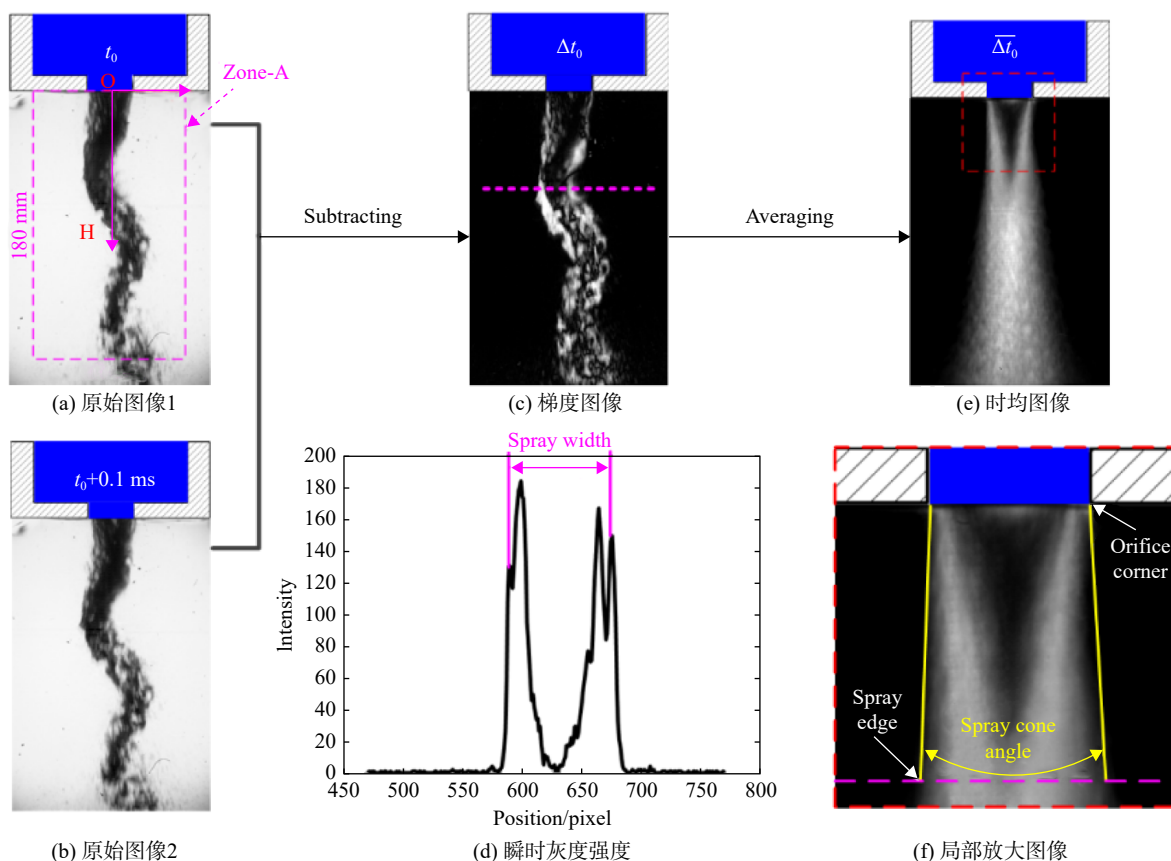


图 7 闪急沸腾喷雾图像后处理

Fig. 7 Image processing of flash-boiling fuel spray

或相关性,其表达式如下:

$$C_{ij} = \frac{\sum_m \sum_n (F_{imn} - \bar{F}_i)(F_{jmn} - \bar{F}_j)}{\sqrt{\left[\sum_m \sum_n (F_{imn} - \bar{F}_i)^2 \right] \left[\sum_m \sum_n (F_{jmn} - \bar{F}_j)^2 \right]}} \quad (3)$$

式中 F_i 和 F_j 是连续两幅图像中对应区域喷雾强度的标量矩阵, m 和 n 是图像的行索引和列索引, 而 $\bar{F}$ 则是该特定区域的平均强度。

2 结果与讨论

2.1 不同过热度下 RP-3 煤油闪急沸腾喷雾典型特征

在对比研究 single-orifice 和 dual-orifice 喷嘴中 RP-3 航空煤油闪急沸腾特性之前, 首先需要了解航空煤油随过热度变化时喷嘴内部的两相流动和下游喷雾机理。图 8 以基准模型 DR0.67_LD1.0 为例, 给出不同过热度下的喷嘴内部流动和下游喷雾特性 ($R_p=1.0 \sim 20.0$)。根据不同过热度下的燃油喷雾形态, RP-3 航空煤油的闪急沸腾喷雾可分为过冷射流、过渡闪急沸腾喷雾和完全闪急沸腾喷雾 3 个阶段。对于图 8(a) 中的过冷状态

($R_p=1.0$), 尽管在入射孔的空化区内存在降压过程产生的气泡, 但膨胀腔内的气泡体积较小, 从出射孔排出的气泡会被限制在射流内; 而喷嘴下游由于局部压力不再降低, 燃油始终处于过冷状态, 气泡无法进一步成核和生长, 喷雾宽度沿轴向变化很小, 以机械破碎为主导的雾化作用极其微弱。

随着过热度增加到图 8(b)~图 8(e) 所示的过渡闪急沸腾状态 ($R_p=2.0 \sim 6.67$), 气泡在喷嘴内部的成核、生长和聚集显著加速。近喷嘴区射流内部的气泡快速膨胀, 燃油射流边缘也开始出现气泡, 因此图 8(b) 和图 8(c) 中的近喷嘴区射流相比过冷状态更宽。而当喷嘴内的气泡随着过热度的增加进一步增大时, 图 8(d) 和图 8(e) 中射流边缘的气泡发生破裂, 加速了燃油射流的雾化, 并在射流液核周围形成大量的液膜和液滴。在图 8(f) 和图 8(g) 所示的完全闪急沸腾状态下 ($R_p=10.0 \sim 20.0$), 喷嘴内气泡的聚集程度增强, 不存在明显的液核区, 此时燃油射流完全破碎成雾化良好的液滴。这说明提高过热度可以促进燃油在喷嘴内部的蒸发, 产生大尺寸的气泡, 从而加速过热条件下的射流破碎过程。

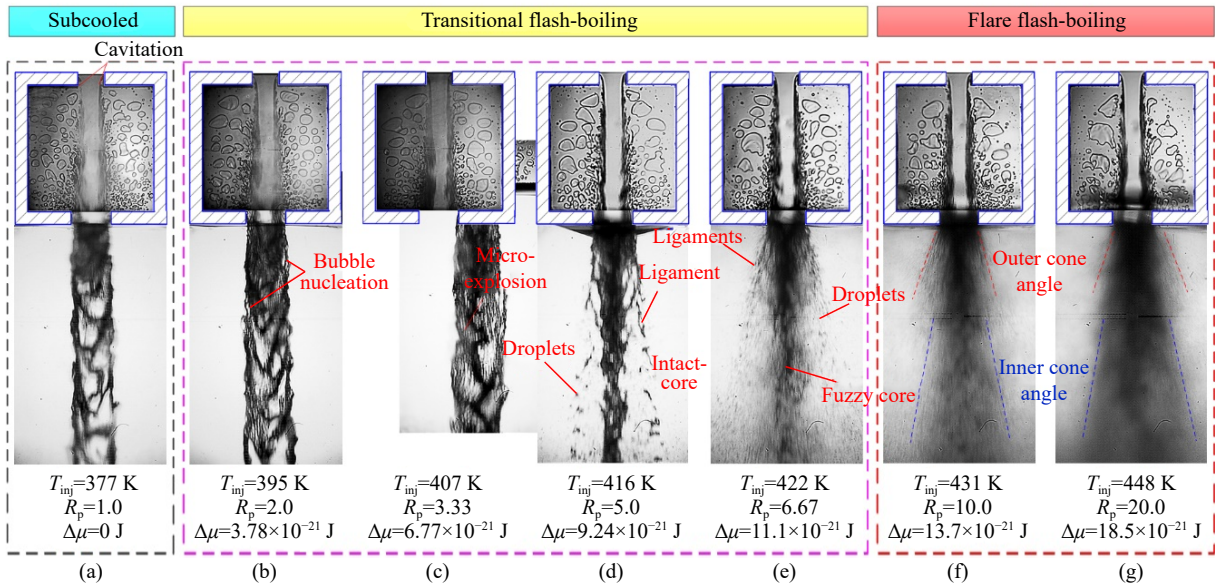


图 8 不同过热度下的喷嘴内部流动及下游喷雾

Fig. 8 Internal flow and near nozzle jet under various conditions

2.2 喷嘴构型对狭缝喷嘴喷雾特性的影响

2.2.1 喷嘴内部两相流动特征

图 9 进一步比较了过冷 ($R_p=1.0$)、过渡闪急沸腾 ($R_p=5.0$) 和完全闪急沸腾 ($R_p=10.0$) 下准二维 single-orifice/twin-orifice 狭缝喷嘴内部的两相

流动。由于 single-orifice 喷嘴内部相变较弱, 背景光法捕捉到的气液截面不太明显, 因此为增强显示喷嘴内部的两相流动, 本文采用图 7 中增强型图像处理方法得到的梯度图像进行对比分析。如图 9(a) 所示, $d=2$ mm, $l=2$ mm 喷嘴由于长径比

较小, 喷嘴内部空化作用较强, 过冷状态下便有外界空气被卷吸入 single-orifice 喷嘴内部。由于空化作用导致外界空气附着壁面, 弱化了壁面沸腾下的煤油相变作用, 因此 $d=2\text{ mm}$, $l=2\text{ mm}$ 喷嘴内部的煤油气化率较低, 不利于实现闪急沸腾作用。而增加 single-orifice 喷嘴的长径比时煤油分离流动的壁面再附着抑制了喷嘴内部的空化作用, 图 9(b) 中 $d=2\text{ mm}$, $l=10\text{ mm}$ 喷嘴在过冷状态未见明显气液交界面。而随着煤油过热度的增加, 喷嘴内部煤油在壁面沸腾作用下发生相变; 由于 single-orifice 喷嘴入口处煤油流动相对壁面的分离及再附形成了局部低速回流区, 因此降压作用下该处的气相煤油体积分数较高, 相应的气相交界面也较明显。

与 single-orifice 喷嘴相似, dual-orifice 喷嘴入射孔进口处也存在空化作用, 但与 single-orifice 喷嘴空化区为外界大气不同, 图 9(c) 中 dual-orifice 喷嘴内部空化区以气相煤油为主, 这是因为膨胀腔的存在一方面增强了喷嘴内部的煤油相变; 另一方面膨胀腔内的回流运动使得下游气相煤油向上游输运。而随着煤油过热度的增加, DR0.67_LD0.5 喷嘴内部气泡的尺寸增加和碰撞、融合加剧使得过冷状态下的离散气泡分布逐渐转变为完全闪急沸腾状态下两个半圆形气泡, 极大地增加了喷嘴出口的含气率以强化喷嘴下游的闪急沸腾雾化作用。但比较图 9(c)、图 9(d) 发现, 与增大 single-orifice 喷嘴喷孔长径比促进闪急沸腾喷雾相反, 尽管增大 dual-orifice

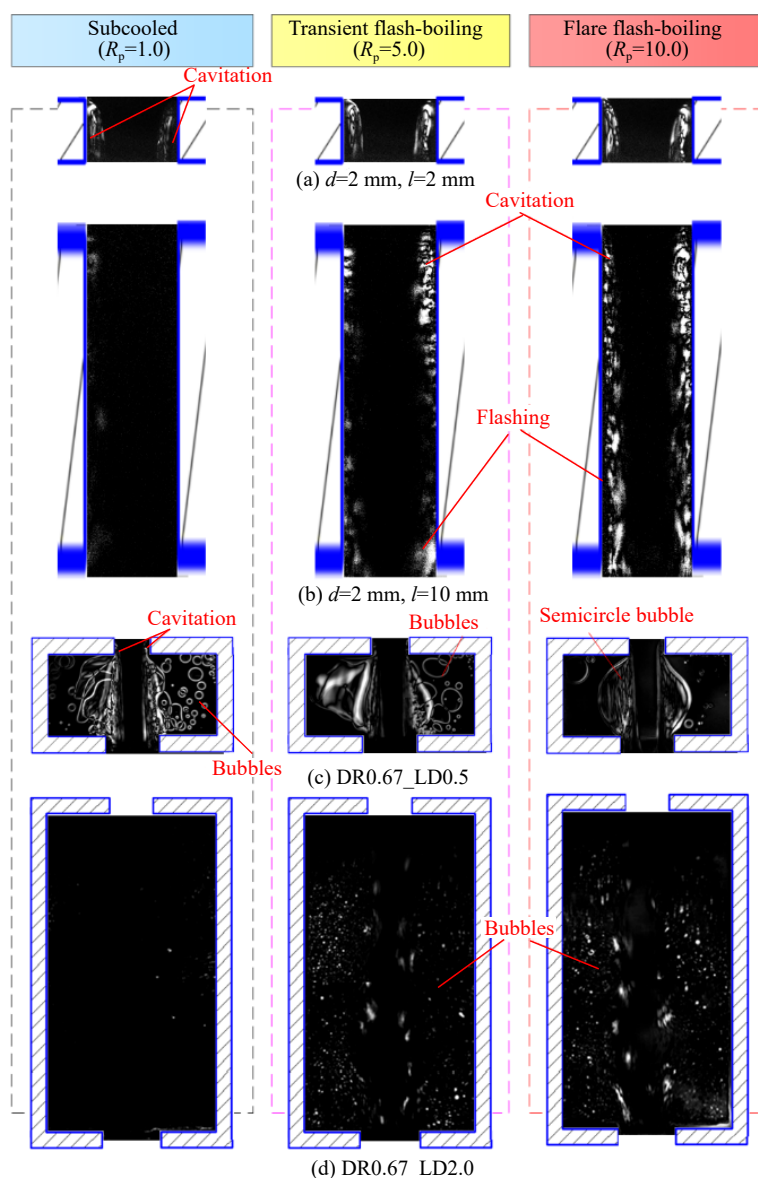


图 9 狭缝喷嘴内部两相流动特征

Fig. 9 In-nozzle flow patterns of slit nozzles

喷嘴的膨胀腔长宽比能延长煤油的停留时间,但喷嘴内部的煤油相变反而有所弱化且气泡分布存在由于空化区气泡间歇性脱离带来的不对称性,分析认为这是因为膨胀腔长度的增加使得膨胀腔内压力增大,带来煤油局部过热度的降低而不利于相变所致。

2.2.2 喷嘴下游喷雾形态

不同过热度下准二维 single-orifice/dual-orifice 狭缝喷嘴下游的喷雾形态如图 10 所示。从图 10(a) 可以看到,短长径比 single-orifice 喷嘴内部空化作用的存在使得射流向中心汇聚,射流雾化宽度较小,而通过增加过热度以提高煤油相变率带来的闪急沸腾作用强化使得喷嘴下游雾化效果明显增强,完全闪急沸腾状态($R_p=10.0$)下的射流雾化宽度大幅增加。而比较图 10(a) 和图 10(b) 可以看到,增加喷嘴长径比时, single-orifice 喷嘴内部煤油气化率的增加使得喷嘴下游射流液柱内部存在明显的气泡,而高过热度下射流内部的沿程气泡成核、生长、碰撞和融合能进一步强化闪

急沸腾效果,增强的气泡破碎作用对喷嘴下游射流雾化效果的改善带来喷雾宽度的扩大和喷雾锥角的显著增加。而相比 single-orifice 喷嘴, dual-orifice 喷嘴以膨胀腔增加流体停留时间的方式实现较小的孔径比下煤油的闪急沸腾喷雾。从准二维狭缝喷嘴下游喷雾形态可以看到小膨胀腔长宽比 dual-orifice 喷嘴(DR0.67_LD0.5)以更小的喷嘴总长度实现了比大长径比 single-orifice 喷嘴($d=2\text{ mm}$, $l=10\text{ mm}$)更好的闪急沸腾喷雾效果。

而比较图 10(c) 和图 10(d) 发现,尽管膨胀腔长度较小时闪急沸腾气泡的生长时间较短,但图 9(c) 中喷嘴出口煤油气化率的增加有利于强化喷嘴内部燃油相变对近喷嘴区射流的雾化作用。此外,图 9(d) 中膨胀腔长度增加时,入射孔处空穴气泡的间歇性脱离带来的膨胀腔内气泡的不对称性会导致喷嘴下游的射流抖动。而提高煤油过热度可以改善射流不稳定性和不对称性,这表明闪急沸腾喷雾技术具有增强喷雾稳定性的作用。

为了定量研究喷嘴下游喷雾的不稳定性,

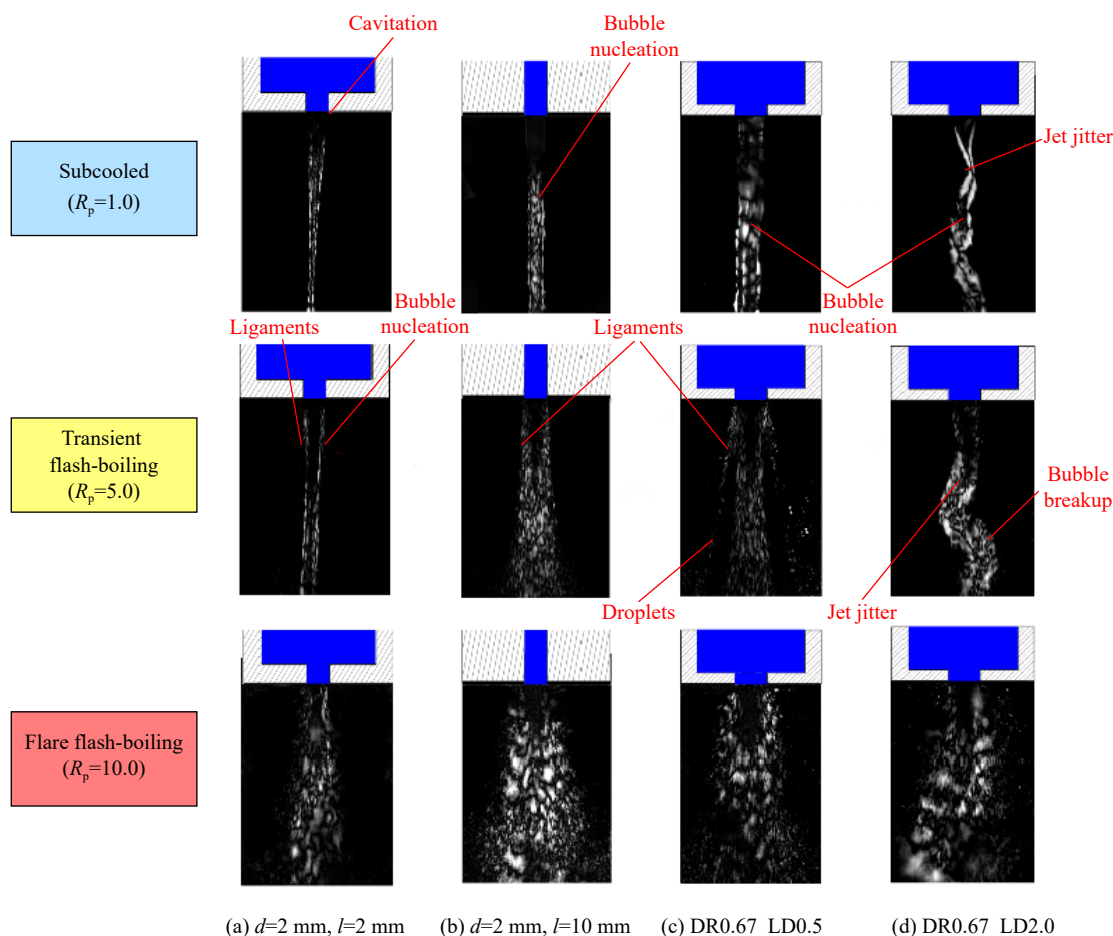


图 10 狭缝喷嘴下游喷雾形态

Fig. 10 Near-nozzle fuel sprays of slit nozzles

图 11 计算了不同结构参数的 dual-orifice 喷嘴下闪急沸腾喷雾相关性, 计算区域为喷嘴下游 10 mm × 18 mm 的矩形区域, 如图 7(a) 中 Zone-A 所示。图 11(a) 为过渡闪急沸腾状态下 ($R_p=5.0$) 喷嘴下游沿轴向的瞬时一维相关指数, 而图 11(b) 是不同过热度下 Zone-A 的时均相关指数。其中图 11(b) 中 $d=2$ mm, $l=10$ mm 喷嘴和 D0.67_LD2.0 喷嘴在低过热度下时均喷雾相关性的误差范围较宽, 这主要是因为准二维喷嘴在较低的过热度下喷雾形态的变化幅度大而频率低, 这导致在高速背景光成像下连续两幅喷雾图像间的差异会随时间发生较大变化。分析图 11(a) 中喷雾相关性可知, 增大喷嘴长径比 l/d 和膨胀腔长宽比 L/D 均会导致过渡闪急沸腾状态下喷雾相关性降低, 但 single-orifice 喷嘴喷雾相关性的降低是喷嘴长径比增大时喷雾形态由过冷射流向离散液膜/液滴的转变所致, 而 dual-orifice 喷嘴则更多的是由膨胀腔长宽比增大时闪急沸腾雾化作用减弱带来的气泡间歇性脱离和射流抖动所致。图 11(b) 中时均喷雾相关指数随过热度的变化也表明, 在过渡

闪急沸腾阶段 ($1.0 < R_p < 10.0$) 由于存在气泡破碎和射流抖动等过程可能会导致喷雾相关性的降低; 而进一步增大过热度可以改善燃油喷雾的不稳定性, 使得喷雾相关性可以在向完全闪急沸腾状态转变的过程中持续升高, 并实现完全闪急沸腾状态 ($R_p=10.0 \sim 20.0$) 下喷雾相关指数接近 $C_{ij}=1$ 。

2.3 喷嘴构型对三维轴对称喷嘴喷雾特性的影响

在准二维狭缝喷嘴内部两相流动和下游喷雾形态研究的基础上, 图 12 给出了不同过热度下三维 single-orifice/dual-orifice 轴对称喷嘴下游的喷雾图像。图 13 进一步展示了不同结构参数的 single-orifice/dual-orifice 喷嘴下游 20 mm 处的喷雾锥角, 其中图 13(a) 为准二维狭缝喷嘴试验结果, 而图 13(b) 则为三维轴对称喷嘴试验结果。从图 12 中可以看到, 与文中第 2.2.2 节中准二维狭缝喷嘴的研究结论相似: 对于 single-orifice 喷嘴, 喷嘴长径比的增加能带来更好的雾化效果; 而对于 dual-orifice 喷嘴, 膨胀腔长宽比的增加不利于促进闪急沸腾喷雾, 且会带来喷雾的不稳定性, 而这也进一步验证了采用准二维狭缝喷嘴来揭示真实三维喷嘴闪急沸腾现象背后机理的可行性。综合分析图 12 和图 13(b) 可知, 相比 single-orifice 喷嘴, dual-orifice 喷嘴内部的煤油相变更剧烈、更容易实现过冷喷雾向闪急沸腾喷雾的转变, 有利于改善 RP-3 航空煤油的雾化效果并获得更大的喷雾宽度和雾化锥角。此外, dual-orifice 喷嘴喷雾锥角的快速增加对应的过热度相比 single-orifice 更小, 这说明膨胀腔的存在有助于促进过冷射流向完全闪急沸腾喷雾的转变。

图 13 中的试验结果还表明, 相比准二维狭缝喷嘴下游喷雾图像和雾化锥角 (θ), 三维轴对称 single-orifice 喷嘴和 dual-orifice 喷嘴下游闪急沸腾喷雾的雾化效果差异更大, 这是因为三维情况下喷孔面积比是孔径比平方的关系, dual-orifice 喷嘴出射孔孔径的增加带来更低的膨胀腔内压力, 导致膨胀腔内煤油过热度与 single-orifice 喷嘴内部的差异更大; 同时轴对称喷嘴的膨胀腔体积更大, 在相同的煤油局部过热度下具有延长煤油在喷嘴内部停留时间的作用, 更有利于促进喷嘴内部的煤油相变。

图 10~图 13 的准二维狭缝喷嘴和三维轴对称喷嘴下游闪急沸腾喷雾的试验结果均表明对于 RP-3 航空煤油, 相比 single-orifice 喷嘴, dual-orifice 喷嘴具有更好的闪急沸腾雾化效果, 能以

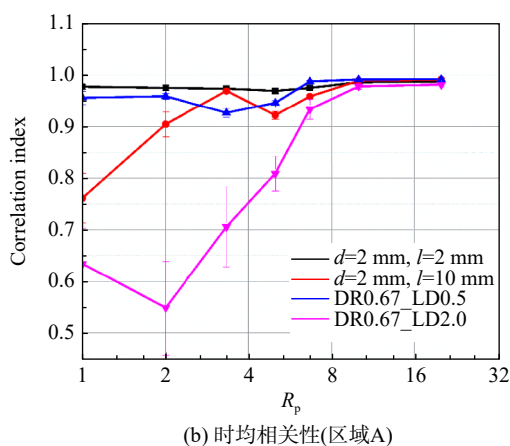
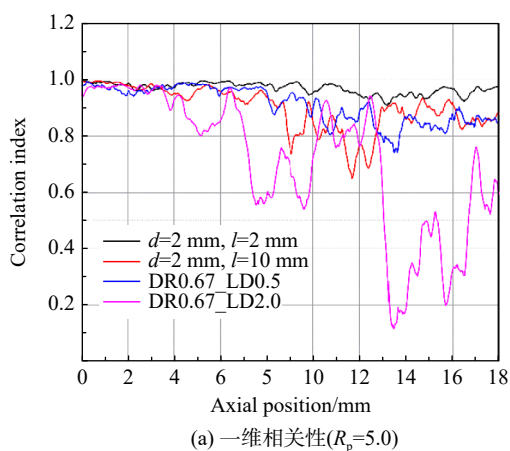


图 11 燃油喷雾相关性

Fig. 11 Correlation index of fuel spray

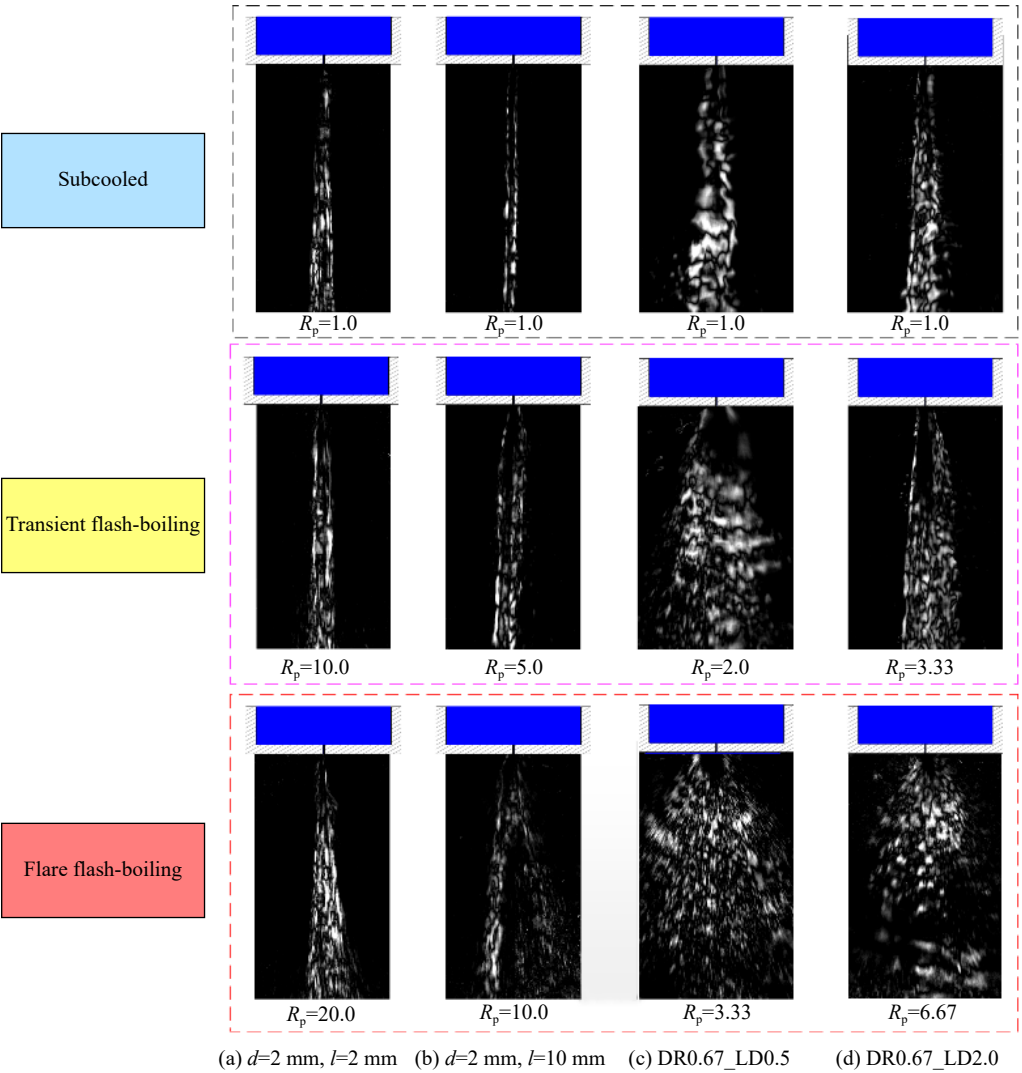


图 12 轴对称喷嘴下游喷雾形态
Fig. 12 Near-nozzle fuel sprays of round-jet nozzles

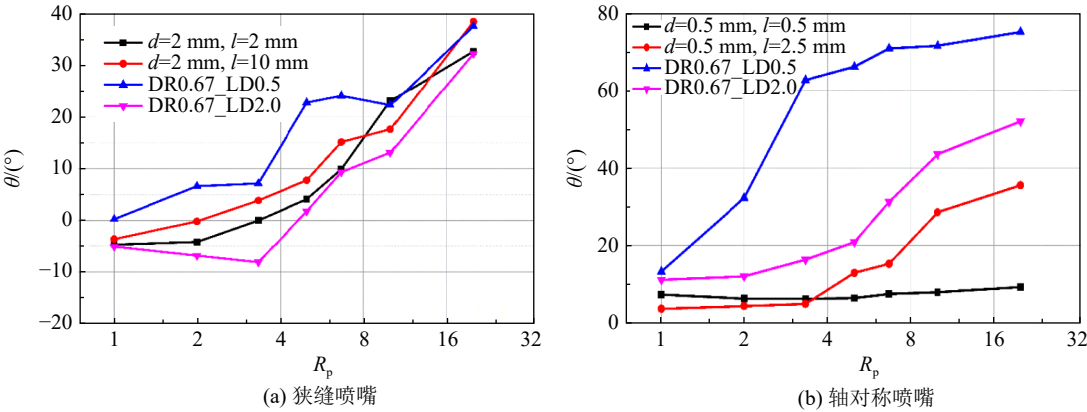


图 13 Single-orifice/dual-orifice 喷嘴雾化锥角对比
Fig. 13 Comparison of spray cone angle between single-orifice/dual-orifice nozzles

膨胀腔增加流体停留时间的方式在较小的孔径比下实现煤油的闪急沸腾喷雾,是在航空发动机燃烧室中实现闪急沸腾喷雾极具潜力的技术途径。

3 结 论

本文采用背景光成像技术开展了 RP-3 航空煤油在 single-orifice 喷嘴和 dual-orifice 喷嘴中闪

急沸腾喷雾特性的对比研究,分析了煤油过热度和 single-orifice/dual-orifice 喷嘴结构参数对喷嘴内部两相流动和下游闪急沸腾喷雾形态的影响。主要研究结论如下:

1) Single-orifice 喷嘴长径比较小时喷嘴内部空化现象明显,而增加喷嘴长径比时近壁区煤油分离流的再附着会抑制喷嘴内部空化的作用,有助于增加壁面沸腾作用下的喷嘴内部的煤油气化率。Dual-orifice 喷嘴内部空化区以气相煤油为主,喷嘴内部的气泡成核、生长、碰撞和融合能增加喷嘴出口含气率,尽管增大膨胀腔长宽比能延长煤油的停留时间,但膨胀腔内压力增大反而会导致局部过热度降低而不利于煤油相变。

2) 增加喷嘴长径比时 single-orifice 喷嘴内部煤油气化率的增加使得喷嘴下游射流液柱内部存在明显的气泡,沿程气泡的生长、碰撞、融合和破碎能进一步改善喷嘴下游射流的雾化效果。而 dual-orifice 喷嘴与 single-orifice 喷嘴相反,增加膨胀腔长宽比虽然延长了喷嘴内部气泡的生长时间,但气泡碰撞融合概率的降低和空穴气泡的间歇性脱离削弱了喷嘴下游喷雾的雾化效果和喷雾对称性。

3) 不同过热度与喷嘴结构参数下三维轴对称喷嘴下游的喷雾形态与准二维狭缝喷嘴的研究结论相符。相比 single-orifice 喷嘴, dual-orifice 喷嘴以膨胀腔增加流体停留时间的方式更易在小孔径比下促进航空煤油过冷喷雾向闪急沸腾喷雾的转变,有利于改善 RP-3 航空煤油的雾化效果并获得更大的喷雾宽度和雾化锥角,是在航空发动机燃烧室中实现闪急沸腾喷雾极具潜力的技术途径。

参考文献:

- [1] YU G, LI J G, ZHAO J R, et al. An experimental study of kerosene combustion in a supersonic model combustor using effervescent atomization[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2005, 30(2): 2859-2866.
- [2] EREMEEV A, GRISHIN V, NIKITENKO L, et al. Enhanced ignition and mixing of kerosene in high-speed air streams[R]. AIAA 2005-614, 2005.
- [3] MAURICE L Q, LANDER H, EDWARDS T, et al. Advanced aviation fuels: a look ahead via a historical perspective[J]. *Fuel*, 2001, 80(5): 747-756.
- [4] QIN J, ZHANG S L, BAO W, et al. Thermal management method of fuel in advanced aeroengines[J]. *Energy*, 2013, 49: 459-468.
- [5] BROWN R, YORK J L. Sprays formed by flashing liquid jets[J]. *AIChE Journal*, 1962, 8(2): 149-153.
- [6] SENDA J, WADA Y, KAWANO D, et al. Improvement of combustion and emissions in diesel engines by means of enhanced mixture formation based on flash boiling of mixed fuel[J]. *International Journal of Engine Research*, 2008, 9(1): 15-27.
- [7] WANG Z M, BADAWEY T, WANG B, et al. Experimental characterization of closely coupled split isooctane sprays under flash boiling conditions[J]. *Applied Energy*, 2017, 193: 199-209.
- [8] GUO H J, WANG B, LI Y F, et al. Characterizing external flashing jet from single-hole GDI injector[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 121: 924-932.
- [9] DU J G, MOHAN B, SIM J, et al. Study of spray collapse phenomenon at flash boiling conditions using simultaneous front and side view imaging[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 147: 118824.
- [10] LIAO Y X, LUCAS D. Computational modelling of flash boiling flows: a literature survey[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2017, 111: 246-265.
- [11] GUO H J, LI Y F, WANG B, et al. Numerical investigation on flashing jet behaviors of single-hole GDI injector[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 130: 50-59.
- [12] ZHANG G M, HUNG D L S, XU M. Experimental study of flash boiling spray vaporization through quantitative vapor concentration and liquid temperature measurements[J]. *Experiments in Fluids*, 2014, 55(8): 1804.
- [13] ZEIGERSON-KATZ M, SHER E. Spray formation by flashing of a binary mixture: a parametric study[J]. *Atomization and Sprays*, 1998, 8(3): 255-266.
- [14] FAN Z C, FAN W, ZHAO L, et al. Experimental study on flash atomization of aviation kerosene[J]. *Atomization and Sprays*, 2012, 22(2): 163-183.
- [15] PARK B S, LEE S Y. An experimental investigation of the flash atomization mechanism[J]. *Atomization and Sprays*, 1994, 4(2): 159-179.
- [16] XU H M, WANG C M, MA X, et al. Fuel injector deposits in direct-injection spark-ignition engines[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2015, 50: 63-80.
- [17] RAWSON P. Evaluation of a jet fuel thermal stability rig[R]. Victoria, Canada: DSTO Platforms Science Laboratory DSTO-TR-1643, 2004.
- [18] RASHKOVAN A, SHER E. Flow pattern observations of gasoline dissolved CO₂ inside an injector[J]. *Atomization and Sprays*, 2006, 16(6): 615-626.
- [19] SHER E, BAR-KOHANY T. Subsonic effervescent atomization: a theoretical approach[J]. *Atomization and Sprays*, 2004, 14(6): 495-510.
- [20] JU D H, FANG J H, ZHANG T T, et al. High-speed shadow imaging in internal flow pattern and macroscopic characteristics of a R134a flash-boiling spray discharged through a vertical twin-orifice atomizer[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2015, 75: 224-236.
- [21] JU D H, HUANG Z, JIA X X, et al. Macroscopic characteristics and internal flow pattern of dimethyl ether flash-boiling spray discharged through a vertical twin-orifice injector[J]. *Energy*, 2016, 114: 1240-1250.
- [22] SHER E, BAR-KOHANY T, RASHKOVAN A. Flash-boiling atomization[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2008, 34(4): 417-439.
- [23] 程晓军. 串联式 TBCC 超级燃烧室燃烧组织及性能研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2015.

CHENG Xiaojun. Investigation of combustion organization and performance of tandem type turbine based combined cycle hyperburner[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2015. (in Chinese)

(编辑: 陈 越)