DOI: 10.16236/j.cnki.nrjxb.202502013

高压-微孔条件下不同黏度重质燃料油的喷雾与着火特性

路秀伟，魏立江，黄文庆
（上海海事大学商船学院，上海 201306）

摘要：燃用重质燃料油（HFO）的四冲程柴油机多被作为船舶的推进装置或发电原动机. 为提高热效率、降低排放，提高喷射压力、缩小喷孔直径是喷射条件的发展趋势. 采用大涡模拟（LES）求解湍流运动并耦合化学反应动力学，研究了高压-微孔条件下不同黏度 HFO 的喷雾与着火特性. 结果表明：HFO 的液相贯穿距离（LPL）几乎不受燃烧反应的影响，气相贯穿距离（VPL）因燃烧而降低，且降低幅度与 HFO 的黏度呈反比. 低黏度 HFO 的喷雾形态与柴油类似，高黏度 HFO 的喷雾形态“窄而长”且靠近喷孔处的气相喷雾边缘呈“锯齿”状. 黏度增加使燃烧相位提前，但放热率降低、放热峰值减小，火焰浮起长度（FLOL）缩短，火焰出现拖尾现象. 稳态燃烧阶段的火焰扩散能力与燃料消耗速率和黏度无关. 索特平均直径（SMD）与 HFO 的黏度呈正比，着火前 SMD 轻微上升，喷射结束后 SMD 显著上升. 液滴总表面积的下降速率高于液滴总体积的下降速率是导致燃烧发生后 SMD 略有增加的根本原因.

关键词：柴油机；重质燃料油；黏度；喷雾；着火；大涡模拟
中图分类号：TK421.2　　**文献标志码**：A　　**文章编号**：1000-0909（2025）02-0107-10

Spray and ignition characteristics of HFO with different viscosities under high pressure and micro hole conditions

Lu Xiuwei，Wei Lijiang，Huang Wenqing
（Merchant Marine College，Shanghai Maritime University，Shanghai 201306，China）

Abstract：Four-stroke diesel engines burning heavy fuel oil（HFO） are often used as propulsion devices or power generators for ships. In order to improve the thermal efficiency and reduce emissions，increasing injection pressure and reducing nozzle hole diameter are the trends of injection conditions. The spray and ignition characteristics of HFO with different viscosities under high pressure and micro hole conditions were investigated. Large eddy simulation（LES） was used to solve the turbulent motion and chemical reaction kinetics were coupled. The results show that the liquid penetration length（LPL） of HFO is almost independent of the combustion，while the vapor penetration length（VPL） decreases due to combustion，and the decrease is inversely proportional to the viscosity of HFO. The spray morphology of low-viscosity HFO is similar to that of diesel，while the spray morphology of high-viscosity HFO is narrow and long，having a jagged gas-phase spray edge near the nozzle. The increase in viscosity causes the combustion phase to advance，the heat release rate to slow down and its peak to decrease，the flame lift-off length（FLOL） to shorten and the flame to appear trailing. The flame spread ability and fuel consumption rate during the steady-state combustion phase are independent of the viscosity of HFO. The Sauter mean diameter（SMD） is proportional to the viscosity of HFO，with a slight increase before ignition and a significant increase after end of injection. The decrease rate of the total surface area of droplets is higher than the decrease rate of the total volume of droplets，which is the fundamental reason for the slight increase in SMD after ignition.

Keywords：diesel engine；heavy fuel oil；viscosity；spray；ignition；large eddy simulation

收稿日期：2024-03-25；**修回日期**：2024-07-21.
基金项目：国家重点研发计划资助项目（2022YFB4301400）；上海市科技计划资助项目（20DZ2252300）.
作者简介：路秀伟，博士研究生，高级工程师，xiuweilu0819@163.om.
通信作者：魏立江，博士，副教授，博士生导师，ljwei0630@163.com.

当前，90% 以上的商用船舶都以柴油机作为推进装置或发电原动机[1-2]. 重质燃料油（HFO）因其较高热值和低廉的价格，成为船用柴油机的主要燃料[2]，其成分极为复杂，主要由烷烃、芳香烃、沥青质及少量的金属和硫化物组成[2-3]. 燃用 HFO 带来经济效益的同时也造成大量的污染物排放[1-4]. 为减少硫氧化物排放，HFO 中的含硫量被严格限制，全球范围内应使用硫质量分数低于 0.5% 的 HFO，特殊海域中则应低于 0.1%. 低硫 HFO 在生产中受原料产地、生产技术影响，其理化性质存在较大差别，这些差别将对燃料喷雾、燃烧过程及污染物形成产生重要影响[5-6].

HFO 是对温度极为敏感的黏性燃料[3-4,7]. Park 等[6]研究发现，HFO 的喷雾特性对发动机的性能和排放影响显著，喷雾贯穿距离与 HFO 的温度呈反比. Jasuja[8]和 Najafi 等[9]分别使用试验和仿真手段研究了压力旋流喷油器雾化 HFO. Jasuja[8]探究了低温条件下煤油和 HFO 混合物的雾化特性，降低 HFO 占比、提高燃料温度对降低索特平均直径（SMD）、改善雾化效果较好. Najafi 等[9]则侧重于中等孔径（0.25 mm）和超低喷射压力（4 MPa）条件对 HFO 喷雾的影响. 向压力旋流喷油器中添加脉冲射流有助于改善 HFO 的雾化效果，使 SMD 降低、破碎长度缩短. Kyriakides 等[10]将 HFO 视为不同比例的轻质和重质组分的混合物，并进行仿真，针对不同的喷孔直径（0.90 mm 和 0.37 mm），需使用不同的喷雾模型参数. 陈锐等[11]和 Wei 等[12]分析了不同的燃料射流和涡流夹角对 HFO 喷雾贯穿距离、形态及污染物形成的影响. 逆向涡流对喷雾的阻碍作用导致贯穿距离和液滴直径降低. 同时，逆涡流作用也使碳烟排放降低而 NO_x 排放增加. Bolla 等[13]验证了 HFO 喷雾贯穿距离模型，并开展了喷孔直径为 0.875 mm 的单孔喷油器对 HFO 和柴油喷雾形态影响的仿真. 可知，以单组分表征 HFO，使用 Shell/CTC 或 SAGE 燃烧模型在定容燃烧弹（CVCC）和二冲程发动机上的仿真工作都取得了成功. Yi 等[14-15]在喷孔直径为 0.27 mm 的单孔喷油器上，以喷射压力为 100 MPa 分别开展 HFO 和柴油喷雾的研究，结果表明：HFO 的粒径分布范围为 5 ~ 15 μm，且 SMD 远高于柴油.

船用二冲程柴油机广泛使用 HFO 作为燃料. 四冲程柴油机常被用于中小型船舶的推进装置或大型船舶的发电原动机. 为了节约燃料成本，这类四冲程柴油机也常以 HFO 作为燃料. 与大型二冲程柴油机不同，四冲程柴油机的喷油器喷孔直径较小、喷射压力较高，且四冲程柴油机通常是基于燃用柴油而设计. 近年来，学者们[16-20]认为改变喷射条件能提高热效率、降低排放，喷射条件持续向高压-微孔发展. 高压-微孔条件下 HFO 的喷雾与着火特性需引起关注，而当前大多数研究侧重于分析 HFO 对发动机性能和排放的影响，对 HFO 的喷雾和燃烧特性则鲜见报道；现有研究主要集中在 HFO 的喷雾而忽略了着火和燃烧过程，并且 HFO 可能具有不同的物性.

基于此，笔者以多种黏度和含硫量的 HFO 为对象，在高喷射压力、微孔喷射条件下对 HFO 的喷雾与着火特性开展研究. 首先，基于光学试验数据建立并验证了多工况的 CVCC 模型；其次，以 3 种黏度极具代表性的 HFO 为研究对象分析了燃料物性对喷雾与着火特性的影响；同时，在不同环境条件下研究了氧化作用对喷雾发展的影响，以期为 HFO 在四冲程船舶柴油机上的高效清洁应用提供参考.

1 试验装置模型验证与研究条件

1.1 试验装置

试验在 ECN 最新一代的 CVCC 上开展. 该装置的环境条件覆盖了绝大多数的柴油机工况，环境温度为 450 ~ 1 300 K、环境密度为 3 ~ 60 kg/m³ 且环境氧体积分数为 0% ~ 21%. CVCC 的有效容积为 1.15 L，通过燃烧可燃混合气营造高温、高压的环境条件. 喷射系统适用于多种燃料，最大喷射压力为 150 MPa，最大喷孔直径为 0.5 mm. 试验的 4 种工况条件如表 1 所示[21-24]，使用喷孔直径为 0.09 mm 的单孔喷油器. 喷射压力为 150 MPa，喷射持续期为 1.54 ms，单次喷射 3.46 mg 的正十二烷. 试验中针对不同工况采用了多种光学观测手段，获得液相喷雾贯穿距离（LPL）、气相喷雾贯穿距离（VPL）、火焰浮起长度（FLOL）、着火时刻（IT）和火焰形态等参数.

表 1 环境工况和喷射条件

Tab.1 Ambient and injection conditions

参数	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4
环境温度/K	900	440	900	900
环境压力/MPa	6.05	2.93	2.04	5.92
环境密度/（kg · m^{-3}）	22.8	22.8	7.6	22.8
O_2 体积分数/%	0	0	0	15
N_2 体积分数/%	89.71	100.00	89.71	75.15
CO_2 体积分数/%	6.52	0	6.52	6.22
H_2O 体积分数/%	3.77	0	3.77	3.62

1.2 模型的建立与验证

1.2.1 模型的建立

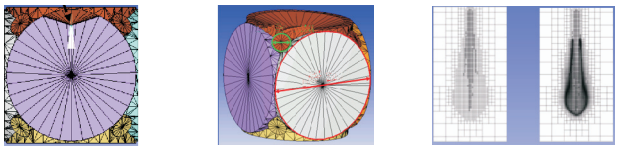
笔者建立 CVCC 模型，并使用 Converge 在 4 种工况下进行模型验证. 基础网格尺寸为 8 mm，表 2 为网格设定与加密策略，进行网格加密后最小网格尺

寸为 0.062 5 mm. 对喷孔附近进行 7 级固定加密，且根据速度和温度梯度施行 7 级自适应加密. 图 1 为 CVCC 的几何模型尺寸及加密效果. 使用 163 种组分和 887 个反应的详细化学反应机理结合 SAGE 化学动力学求解器描述燃料氧化、着火和燃烧过程中的化学反应[25]. 采用 KH-RT 描述燃料的破碎过程，其中模型常数 B_0 和 B_1 分别取值为 0.61 和 50. 大涡模拟(LES)和雷诺平均(RANS)都可以对喷雾过程中的湍流运动进行较为精确地描述，但在高喷射压力条件下，LES 具有更好的瞬态精确度[20,26]，因而笔者使用 LES 求解喷雾和燃烧过程中涉及的湍流运动. 分别采用液体燃料质量分数为 90% 和气态燃料质量分数为 0.1% 作为计算 LPL 和 VPL 的阈值[21-24]. 研究中 LPL 使用 ECN 的推荐值，而 VPL 则根据密度梯度进行测算. 对密度求导后得到密度梯度的切片，经图像处理与识别得到密度梯度图像边缘与喷嘴的最大垂直距离. 使用密度梯度统计 VPL 的优势在于其与纹影技术原理更为接近. 同时，可以避免因燃烧导致仿真计算中以质量分数阈值统计 VPL 产生的波动与错误. 将燃烧化学发光强度最大值的一半所对应的时刻定义为 IT[24,27-28]. 以 OH^* 的化学荧光表示火焰的位置[28-30]，火焰与喷嘴间的最短距离定义为 FLOL.

表 2　网格设定与加密

Tab.2　Grid setting and refinement

工况	基础网格/mm	固定加密	自适应加密	
			速度梯度/(m·s^{-1})	温度梯度/K
1	8	√	0.05	2.5
2	8	√	0.05	2.5
3	8	√	0.05	2.5
4	8	√	0.50	2.5



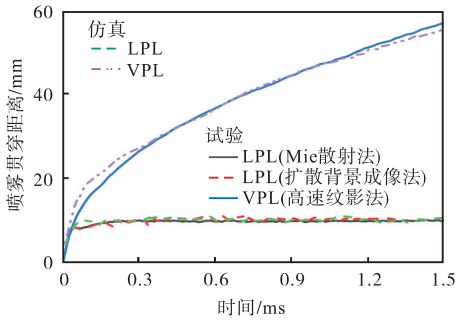
（a）喷油器位置　（b）CVCC 几何模型　（c）网格加密示意

图 1　几何模型与网格细化

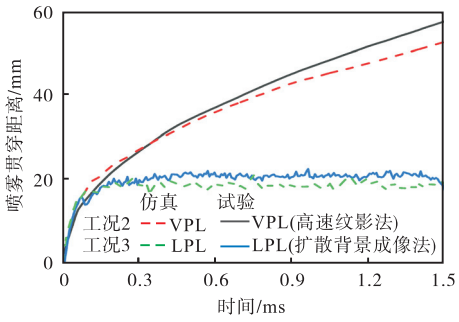
Fig.1　Geometric model and mesh refinement

1.2.2　模型验证

VPL 和 LPL 分别是对应阈值与喷孔的最大垂向距离，表征了燃料射流的穿透能力. 试验中使用高速纹影法、扩散背景成像法和 Mie 散射法获得喷雾的 VPL 和 LPL，仿真中使用质量分数法和密度梯度法获得 VPL 和 LPL. 图 2 为工况 1、2 和 3 下 CVCC 模型的验证. 该模型能较好地描述非反应条件下燃料的喷射和雾化过程.



（a）工况 1（LPL 和 VPL）



（b）工况 2（VPL）和工况 3（LPL）

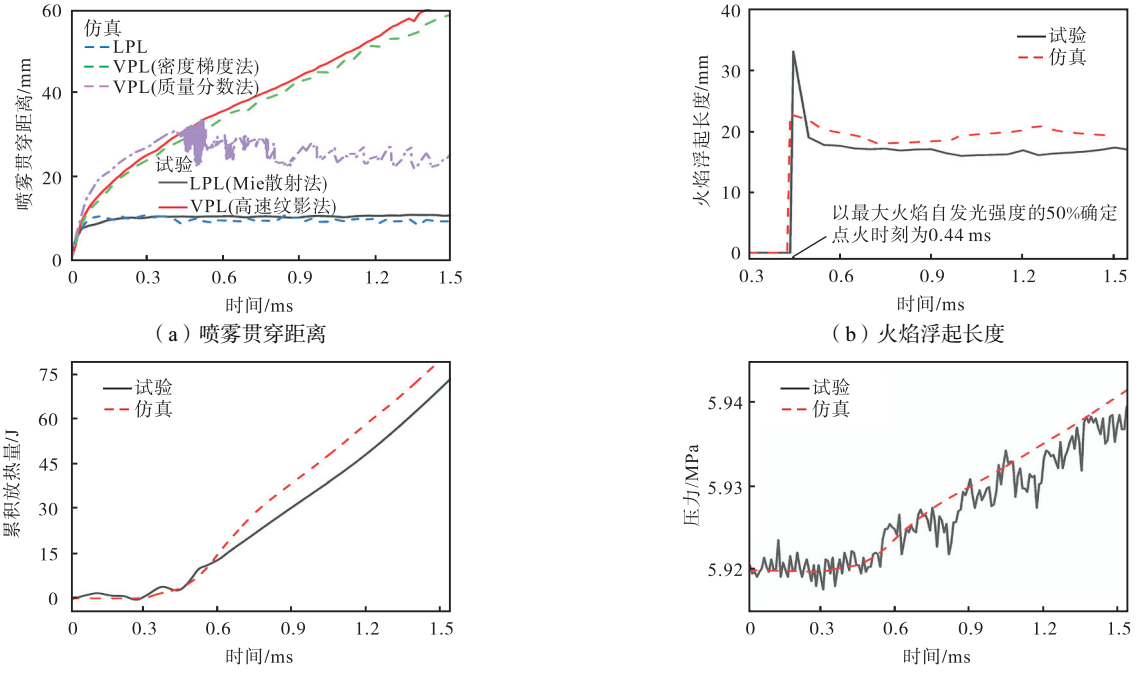
图 2　模型验证

Fig.2　Verification of model

图 3 和图 4 为反应条件下(含氧)喷雾贯穿距离、燃烧参数和火焰形态的验证. 图 3 中工况 4 的 LPL 验证结果较好. 缸内压力、累积放热量和 FLOL 的吻合程度极佳. 整个燃烧过程中定容燃烧弹弹体内的压力波动极小(0.02 MPa)，累积放热量约为 75 J. 缸内压力、累积放热量和稳态 FLOL(OH^* 质量分数阈值为 0.03%)的变化趋势和误差都在可接受范围内.

图 4 为 1 600 K 以上区域表征燃烧火焰形态与自发光火焰图像的对比. 可知，火焰的长度、宽度和面积以及火焰上游(靠近喷嘴)与喷嘴的距离都与试验有较好的相似度. 然而图 3(a)中 VPL 的验证结果表明，使用质量分数法和密度梯度法得到的 VPL 存在较大差异. 高速纹影法和密度梯度法获得的 VPL 随时间增加，而使用质量分数法获得的 VPL 在燃烧发生后保持动态稳定，主要原因是火焰区域的气相燃料由于燃烧消耗导致质量分数低于阈值而未被统计. 此外，氧化和裂解等作用使统计目标演化为其他组分而导致.

图 5 为质量分数法和密度梯度法得到的气相喷雾形态与试验纹影图像和自发光火焰图像对比. 实际上在着火后喷雾仍继续向前贯穿，且贯穿速度与非燃烧喷雾接近. 使用密度梯度法计算 VPL 比质量分数法更符合实际. 综上所述，模型的有效性得到了良好的验证，可使用模型开展进一步的研究工作.

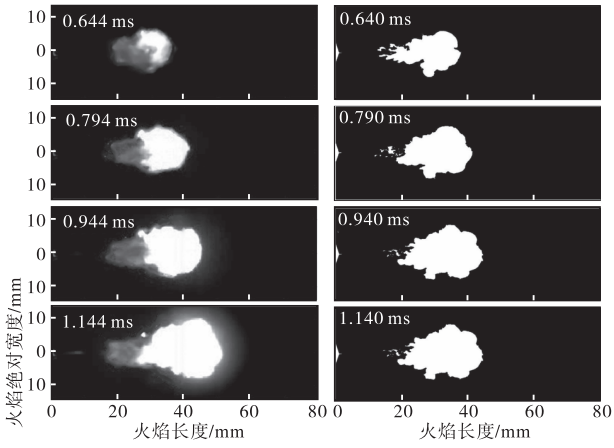


（a）喷雾贯穿距离　（b）火焰浮起长度

（c）累积放热量　（d）压力

图 3　工况 4 的模型验证

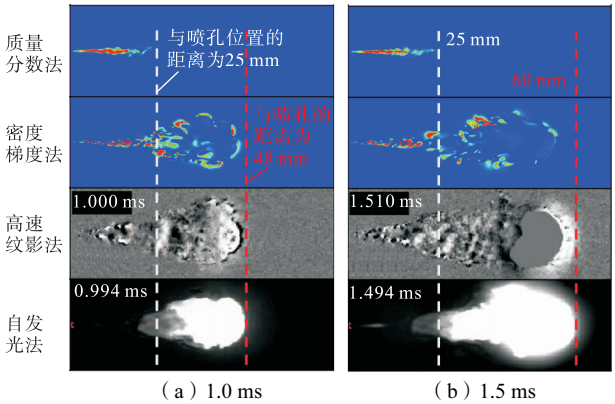
Fig.3　Verification of model for condition 4



（a）试验　（b）仿真

图 4　工况 4 的火焰形态验证

Fig.4　Verification of flame morphology for condition 4



（a）1.0 ms　（b）1.5 ms

图 5　不同仿真方法处理的气相喷雾与试验对比

Fig.5　Comparison of simulated vapor spray obtained by different methods with the experiment

1.3　研究条件

按照是否发生燃烧将喷雾分成无氧条件下非反应喷雾及含氧条件下的反应喷雾. 笔者使用的燃料性质、CVCC 内的初始条件及喷射条件见表 3. 研究中使用 3 种硫质量分数、密度和黏度极具代表性的 HFO. 燃料的黏度和密度随硫质量分数波动，其中密度最大差异为 12.1%，黏度相差 144 倍. 按照黏度（硫质量分数）升序对 HFO 从燃料 A ~ C 编号.

表 3　燃料的性质、初始和喷射条件

Tab.3　Fuel properties，initial and injection conditions

参数	A0/A15	B0/B15	C0/C15
环境温度/K	900	900	900
环境压力/MPa	5.92	5.92	5.92
环境密度/(kg · m^{-3})	22.8	22.8	22.8
O_2 体积分数/%	0，15	0，15	0，15
N_2 体积分数/%	89.71，75.15	89.71，75.15	89.71，75.15
CO_2 体积分数/%	6.52，6.22	6.52，6.22	6.52，6.22
H_2O 体积分数/%	3.77，3.62	3.77，3.62	3.77，3.62
黏度/(mm · s^{-2}) (50 ℃)	2.53	161.67	366.03
密度/(kg · m^{-3}) (20 ℃)	854.6	972.1	961.4
硫质量分数/%	0.05	0.44	2.90
喷射质量/mg	3.84	4.11	4.08

根据试验获得的黏度-温度特性曲线，设置 HFO 温度以保证 HFO 与 $nC_{12}H_{26}$ 的黏度一致. 喷孔直径、喷射压力和喷射持续期维持不变（分别为 0.09 mm、150 MPa 和 1.54 ms），调整喷射质量以消除因密度差异引起的喷射特性改变. 为探究化学反应对喷雾发展过程的影响，在不同环境条件进行喷雾的试验和仿

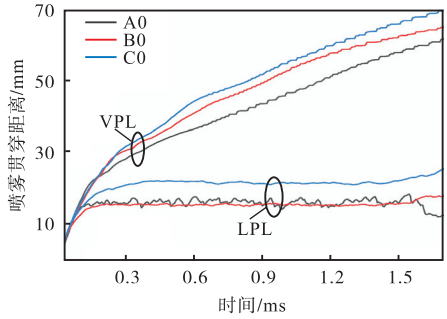
真研究. 调整组分占比获得相同初始条件(温度、压力和密度)下 0% 和 15% 的环境氧体积分数. 以燃料和氧体积分数对算例进行命名，A0 代表燃料 A 和环境氧体积分数为 0% 的组合.

2　分析与讨论

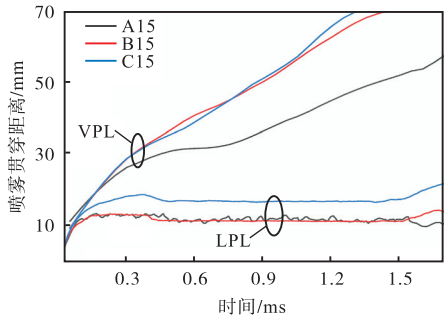
2.1　喷雾特性

燃料在离开喷嘴后经历的一系列复杂的物理和化学过程共同决定着喷雾的发展. 图 6 为不同环境条件(氧体积分数为 0% 和 15%)下喷雾的发展. LPL 和 VPL 在离开喷嘴后迅速分离. LPL 短时间内达到稳定并停止贯穿直到喷射结束，VPL 在整个喷射过程中持续向前贯穿. 低黏度燃料的 VPL 偏低，高黏度燃料的 LPL 偏高，VPL 的差异因燃烧而增大. 在氧化作用存在的条件下，低黏度 HFO 的贯穿能力明显减弱. 喷射速率等于蒸发速率、燃烧速率等于混合速率是液体燃料射流和燃烧的两个准稳态阶段. 这两个准稳态阶段受燃料性质和环境条件的共同影响导致了 LPL 和 VPL 的差异. 反应与非反应条件的喷雾贯穿距离之比如图 6(c)和图 6(d)所示，燃烧对喷雾发展的影响显著. 反应条件与非反应条件的 LPL 之比越接近 1，表明氧化作用对喷雾发展影响越小. 氧化作用对 LPL 和 VPL 都存在影响但程度有所区别. 在点火前 LPL 不受氧化作用影响，在喷射结束前燃烧会弱化液滴的轴向贯穿能力. 相比于 LPL，氧化对 VPL 的影响异常明显，特别是在着火发生之后. 随着燃烧的不断进行，VPL 受氧化反应的影响愈加强烈，且 HFO 的黏度越低所受的影响越大. 高黏度 HFO 的气相贯穿能力更强，在着火后轻微下降并迅速恢复. 低黏度 HFO 在着火后贯穿能力显著下降. 说明高黏度 HFO 的蒸发、扩散和混合较差.

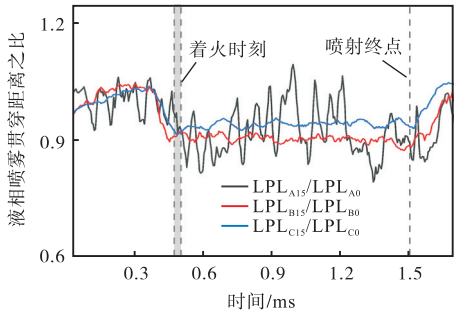
高黏度燃料的液滴稳定性增加、破碎难度增加，破碎后的液滴直径增加、雾化质量变差[3-4,9]. SMD 是评价雾化质量的重要指标，能体现燃料的破碎与蒸发特性[7-8,28,31]. SMD 越小说明雾化程度越好. 图 7 为不同燃料的液相喷雾参数. 图 7(a)中，SMD 的变化与黏度呈正比，且最大差异超过 85%. 喷雾初期，SMD 与是否发生氧化反应无关，着火前 SMD 有轻微的上升趋势，喷射结束后 SMD 显著上升. 为了极大程度地降低计算时间、节约计算资源，Converge 在求解喷雾的过程中引入了粒子包(parcel)的概念. 粒子包是由一系列半径、速度和温度等相同的燃料液滴组成，因而粒子包的数量与喷雾场中液滴直径的种类相同，如喷雾场中有 x 个粒子包，就会有 x 种液滴直径. 图 7(b)为燃料黏度对粒子包数量的影响. 根据粒子包与粒子直径的对应关系，可知，液滴直径种类与 HFO 的黏度无关，但直径种类都因燃烧而降低. 同时，液滴表面积的下降速度大于液相体积的下降速度，使 SMD 上升，因而粒径种类降低说明氧化与燃烧促进大直径液滴的破碎与小直径液滴的蒸发. 液相体积与表面积变化趋势说明在着火前低黏度对液滴破碎有利. 燃料 B 和燃料 C 的液滴表面积和 SMD 接近，但液相体积相差较大，而二者的粒



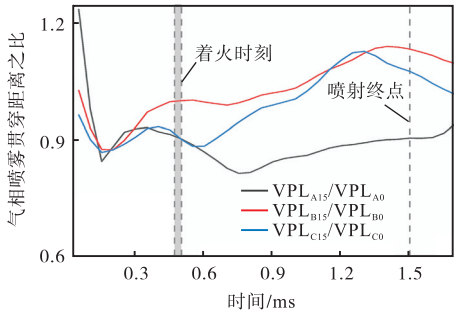
(a) LPL 和 VPL(氧体积分数为 0%)



(b) LPL 和 VPL(氧体积分数为 15%)



(c) 液相喷雾贯穿距离之比

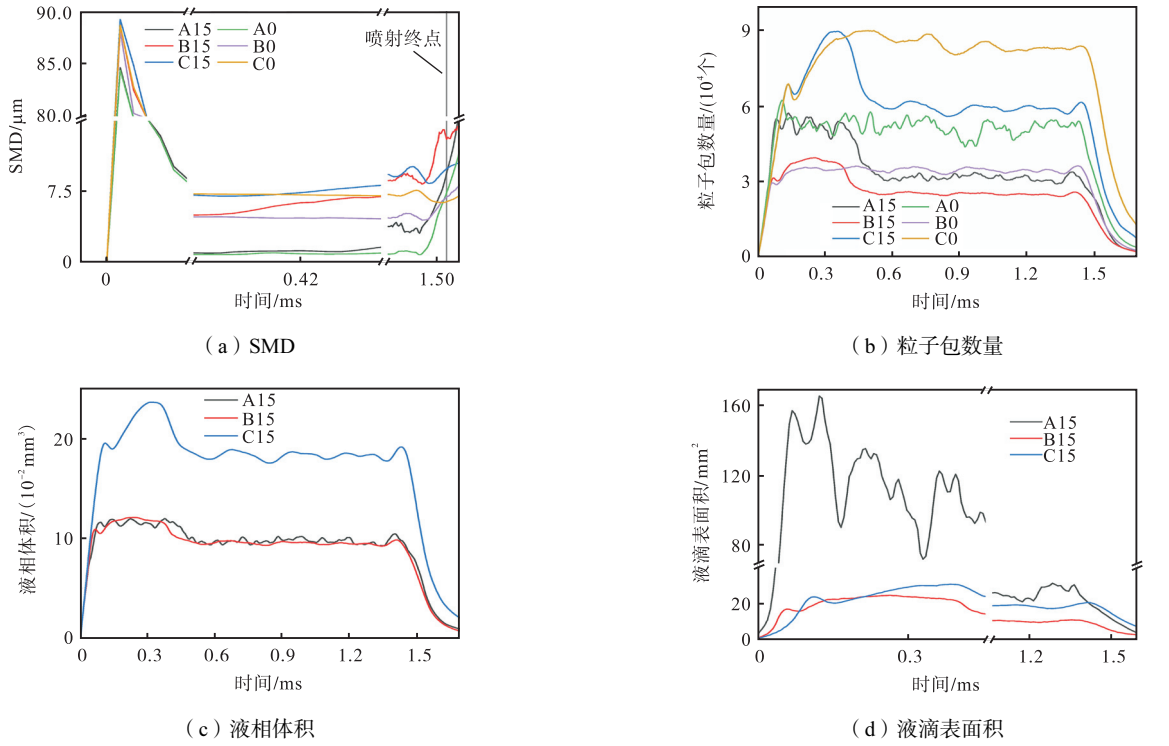


(d) 气相喷雾贯穿距离之比

图 6　不同氧体积分数下的喷雾贯穿参数

Fig.6　Spray penetration parameters under different oxygen volume fraction

径种类相差超过 70%，因而可以推断燃料 C 喷雾的大直径液滴占比更多. 同时，更大的液滴表面积强化了液滴与环境的相互作用，蒸发与卷吸效果增强. 燃料黏度、雾化和蒸发等过程都会影响液滴直径的分布规律. 图 8 为 0.1 ms 和 0.9 ms 时刻喷雾场内的液滴分布和液相形态. 液相喷雾在径向的扩散能力与黏度呈正比. 黏度增加，液滴的分布形态变得中部宽而头尾窄，液相喷雾的最大宽度增加. 液滴分布也反映出黏度越低，大直径液滴占比越低，液相喷雾前端的分散度越好. 着火与燃烧加速了小直径液滴蒸发，SMD 减小，喷雾体积降低，证明了燃料 C 的液相喷雾中大直径液滴占比更多的推断.

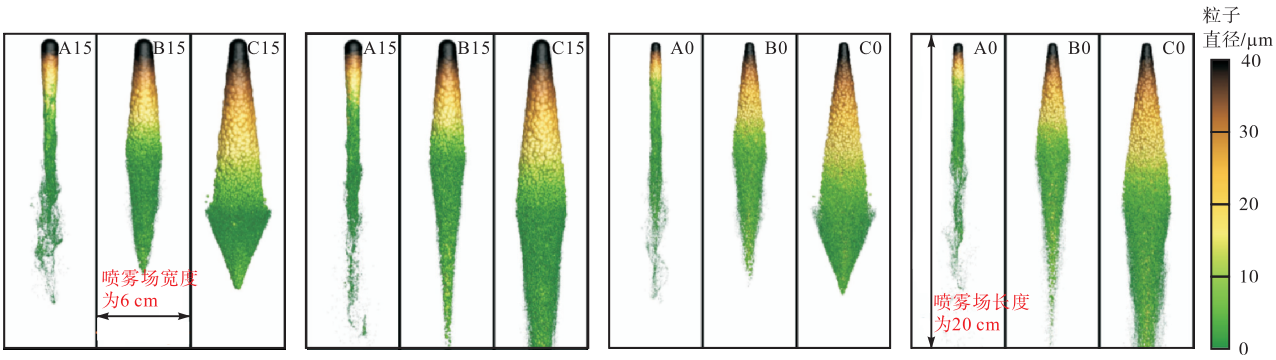


（a）SMD　（b）粒子包数量

（c）液相体积　（d）液滴表面积

图 7　不同燃料的液相喷雾参数

Fig.7　Liquid phase spray parameters of different fuels



（a）氧体积分数为 15%，0.1 ms　（b）氧体积分数为 15%，0.9 ms　（c）氧体积分数为 0%，0.1 ms　（d）氧体积分数为 0%，0.9 ms

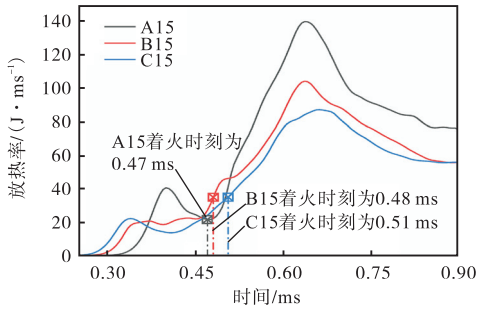
图 8　液相喷雾形态

Fig.8　Morphology of liquid spray

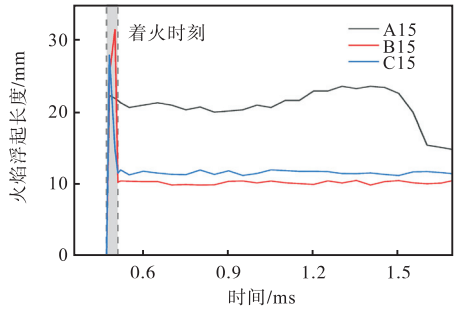
2.2　燃烧特性

将从喷射始点(SOI)至 IT 的时间定义为着火延迟阶段(IDS). 在 IDS 内发生的燃料破碎、蒸发、混合及低温氧化等过程为后续的高温燃烧提供基础. 图 9 为不同黏度下 HFO 的放热率、IT(以 3.5% 累积放热量计)及 FLOL. 黏度提高，IDS 变长(IT 推迟)，放热相位靠前，IDS 内裂解、氧化的放热效果更为明显. 然而，在燃烧发生后放热率和放热峰值随黏度的增加而降低. 在着火后放热率提高、放热量增加，高温燃烧随之开始. IDS 内形成的可燃混合气被消耗殆尽后扩散火焰在喷雾前端(远离喷嘴)形成. 扩散燃烧是燃烧火焰保持相对稳定的阶段. 气相燃料的贯

穿能力越强(VPL 越大)，着火后的放热率越慢，放热峰值越低，火焰与喷孔的距离越短.



(a) 放热率



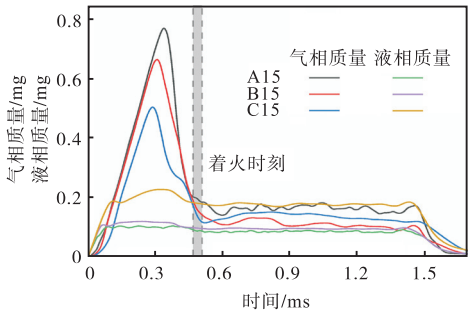
(b) 火焰浮起长度

图 9　放热率与火焰浮起长度

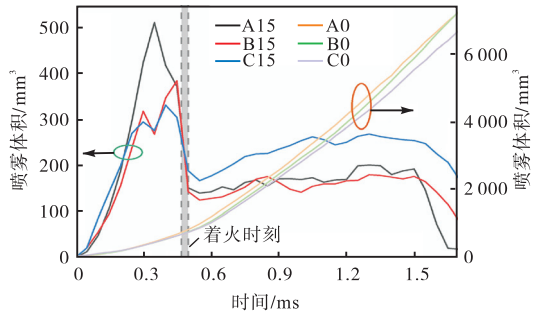
Fig.9　Heat release rate and flame lift-off length

喷雾与燃烧、VPL 与 LPL 都是气相与液相质量变化的间接反映. 图 10(a)为反应条件下液相质量 m_l 与气相质量 m_v 的变化规律. m_l 的变化趋势也表明了喷射速率与蒸发速率相等的准稳态过程使 LPL 稳定. 蒸发速率越快，m_v 越高，蒸发速率与黏度呈反比，m_v 峰值受燃料性质影响超过 30%. 将气相质量分数小于 0.1% 的区域近似等价于喷雾的体积，图 10(b)中，稳定燃烧阶段(扩散火焰)的喷雾体积约为非燃烧条件(无氧)的 10%. 燃料对环境空气的卷吸作用贯穿燃料的雾化、蒸发和燃烧过程. 按燃料密度计算得到 m_v 的体积与喷雾体积的差值即为燃料喷雾对环境空气的卷吸体积. 非燃烧喷雾的体积变化规律表征了燃料对环境气体的卷吸能力. 非燃烧喷雾体积随时间增加，不同燃料对空气的卷吸能力差异不大. 燃烧条件下喷雾体积的变化趋势与 m_v 高度相似，先增加后降低再保持稳定. m_v 和喷雾体积的下降都早于 IT，且 m_v 的下降稍提前于喷雾体积的下降.

试验中，笔者通过滤波片消除碳烟的辐射发光，定义火焰最大化学发光强度的一半所对应的时刻为 IT[22-24]. IT(0.44 ms)与 3.5% 的累积放热量对应时刻一致，仿真中使用 3.5% 累积放热量作为 IT，且在 IT 后能识别到极微弱的 OH^* 自由基发光，根据 OH^* 发光参数得到的稳态 FLOL 与试验值的误差低于 5%(图 3(b)). 同时，不同环境条件下贯穿距离(VPL 和 LPL)、火焰形态和燃烧参数的匹配效果良好，因而在后续仿真计算中，使用 3.5% 的累积放热量作为计算 IT 的标准. 然而，燃料物性不同导致燃烧速率和燃烧持续期不同，燃料可能未完全燃烧，累积放热量未达最大值，因而以 3.5% 的累积放热量计算点火时刻会存在偏差，IT 要晚于 m_v 和喷雾体积下降时刻. 此外，在 m_v 快速下降的阶段内，温度、压力和放热率未见明显变化，且使用同样方法获取的 FLOL 与 IT 的吻合度非常好(图 3)，因而 m_v 在 IT 前减少、在点火后保持稳定是可以接受的. 最为关键的是在 m_v 下降后喷雾体积才开始减少，喷雾体积下降的始点与 IT 更为接近.



(a) 气/液相质量



(b) 喷雾体积

图 10　气/液相燃料质量和喷雾体积

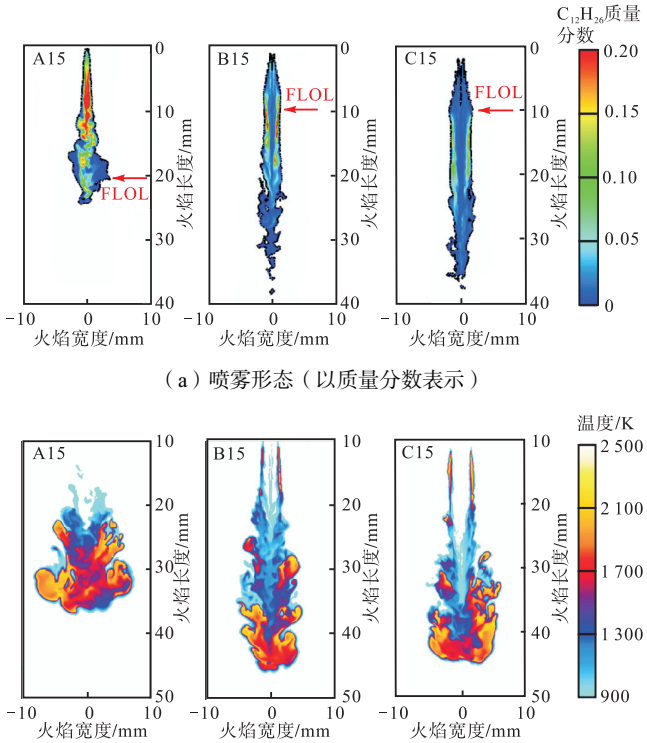
Fig.10　Fuel mass of gas/liquid phase and spray volume

在 IDS 内，喷雾体积和 VPL 随 m_v 的增加而增加. 喷雾体积下降时刻＜m_v 下降时刻＜IT，而 VPL 在扩散火焰阶段才会缓慢增长或降低. 燃烧喷雾 m_l 的变化规律与 LPL 的变化高度一致且不受蒸发、卷吸和氧化作用的影响. 在喷雾稳定发展阶段，m_l 和 LPL 保持动态稳定且与黏度呈正比. 对比图 10(a)和图 10(b)可知，中、高黏度的喷雾体积接近而 m_v 差异较大. 高黏度燃料液滴的稳定性高，蒸发速率慢但空气卷吸能力强. 喷雾贯穿、蒸发速率、空气卷吸和燃烧速率导致了 m_v、喷雾体积及 VPL 变化趋势的差

异. 燃料 B 的喷雾蒸发速率快而空气卷吸能力差导致了其气相喷雾更易在射流轴线上贯穿. 中、高黏度 HFO 的气相喷雾密度接近，在相同环境密度和喷射压力下具有近似的气相喷雾贯穿能力. 在喷射后期，喷雾体积有轻微的上升趋势，说明火焰传播与发展对空气卷吸有促进作用.

图 11 为燃烧中期(0.65 ms)的喷雾和火焰形态. 低黏度 HFO 的喷雾形态与柴油接近，黏度提高喷雾呈“窄而长”的形态. 气相喷雾核心区的浓度随燃料黏度升高而降低，喷雾上游呈不规则的“锯齿”状. 黏度增加使高浓度气相向喷雾边界移动，且气相燃料上游与喷嘴的距离也随黏度增加. 火焰形态因黏度增加而延长，并伴有严重的火焰拖尾现象. 高黏度 HFO 的喷雾体积、气相质量和放热率低，但火焰头部宽度增加，这与其空气卷吸能力强相关. 高黏度燃料的火焰拖尾现象使得部分高温燃烧区域上移，火焰更靠近喷雾上游的高当量比区域.

图 11 中，火焰只存在于燃料质量分数较低的区域，而没有延伸到喷雾核心区. 图 12 为当量比和温度分布的关系. 在燃烧过程中的持续蒸发和卷吸导致当量比分布不均匀. 高黏度 HFO 的喷雾主要沿轴向扩散，而低黏度 HFO 则主要向径向发展. 低黏度燃料(燃料 A)更易蒸发和混合，低当量比区域增多，与火焰重合区域增加. 高黏度燃料稳定性好，蒸发和混合慢，低当量比区域更靠近喷雾下游. 随着喷雾发展，火焰更容易延伸至喷雾轴向核心区. 因此，黏度不同进而使火焰形态存在差异的原因是由喷雾的贯穿、蒸发和混合导致的. 同时，当量比的分布也说明 VPL 的发展是由蒸发特性主导的(图 6).

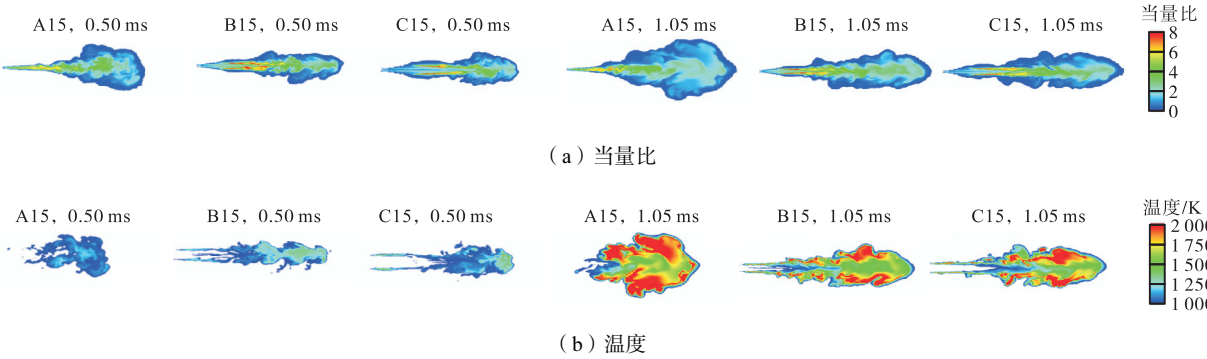


(a) 喷雾形态(以质量分数表示)

(b) 火焰形态(以温度表示)

图 11 0.65 ms 时刻喷雾与火焰形态

Fig.11 Morphology of spray and flame at 0.65 ms



(a) 当量比

(b) 温度

图 12 当量比与温度分布间的关系

Fig.12 Relationship between equivalence ratio and temperature field distribution

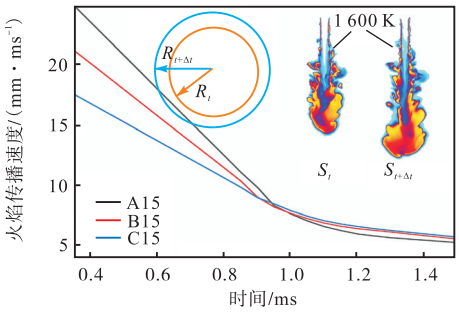
燃料在 IDS 内因低温氧化而产生的极微弱、缓慢放热很难被观察到；此外，由燃烧带来的火焰传播、压力波动及喷雾场的浓度、温度和速度等梯度变化都会影响喷雾的发展. 以 1 600 K(环境初始温度为 900 K)以上的区域表征火焰形态，取相邻时刻的火焰形态并按式(1)计算火焰传播速度. 将火焰区域等价于同面积的圆形，使用圆形半径的变化速率表征火焰的传播速率，如图 13(a)所示. CVCC 的有效容积较大、燃料质量较少(约为 4 mg)，燃烧放热对环境温度的影响较小. 燃烧过程中试验和仿真的弹体内平均温度低于 930 K. 随着燃烧进行，放热率和放热量降低，火焰传播速度逐渐放缓. 在燃烧中、后期火焰传播速度不因燃料性质变化而改变，但火焰形态存在差异(图 11 和图 12)，表明燃料黏度不会对稳态火焰的传播能力产生影响，是典型的扩散燃烧火焰，扩散火焰的燃烧速率由可燃混合气的形成速率决定[27-29].

$$L=\left(\sqrt{\frac{S_t}{\pi}}-\sqrt{\frac{S_{t+\Delta t}}{\pi}}\right)\Big/\Delta t \tag{1}$$

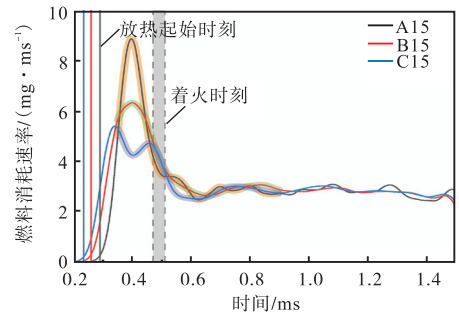
式中：L 为火焰传播速率；S_t 和 $S_{t+\Delta t}$ 为 t 和 $t+\Delta t$ 时刻的火焰面积.

CVCC 内未燃的燃料质量是喷射质量 m_{i} 与已燃燃料质量的差值，也是 m_{v} 与 m_{l} 的总和. 式(2)为计算燃料消耗速率的方法，如图 13(b)所示. 燃料消耗速率的变化趋势与燃烧喷雾的 m_{v} 和喷雾体积高度一致. 燃料消耗始点与放热始点一致，并也在着火前快速攀升. 放热开始后燃料消耗速率快速上升，卷吸大量空气、喷雾体积迅速升高，形成可燃混合气. 在燃烧发生的初期，可燃混合物大量消耗，预混火焰的传播速度与燃料黏度呈反比. 在着火后预混燃烧迅速消耗掉可燃混合气，燃烧进入扩散燃烧阶段. 扩散燃烧阶段的燃料消耗速率趋于稳定，可燃混合气形成速率与燃料黏度无关. m_{v} 和 m_{l}、喷雾体积和燃烧速率的变化趋势都是喷雾过程中两个动态稳定阶段的体现. 在燃烧进入扩散燃烧阶段后，火焰传播速度和燃料消耗速率不因黏度不同而变化. 在 IDS 内，低温氧化导致的 m_{v} 下降提前于 IT，这与燃烧速率的变化趋势一致.

$$M=\frac{\Delta m_{\mathrm{i}}}{\Delta t}-\frac{\Delta m_{\mathrm{v}}}{\Delta t}-\frac{\Delta m_{\mathrm{l}}}{\Delta t} \tag{2}$$



（a）火焰传播速度



（b）燃料消耗速率

图 13　火焰传播速度和燃料消耗速率

Fig.13　Flame propagation speed and fuel consumption rate

3　结　论

（1）反应与非反应喷雾的喷雾贯穿距离(LPL 和 VPL)不同；着火与燃烧对 VPL 的影响显著且影响效果与黏度呈反比，而对 LPL 的影响微乎其微，并几乎与黏度无关；高黏度 HFO 的喷雾形态“窄而长”且喷孔附近的喷雾边缘呈“锯齿”状.

（2）SMD 和液滴直径分布受着火与燃烧作用的影响截然相反；液滴表面积的下降速率大于液相体积的下降速率，导致含氧条件 SMD 略有增加.

（3）HFO 的黏度增加使 IT 推迟、燃烧相位提前，但着火后放热率变缓、峰值下降、火焰与喷嘴间的距离缩短；IDS 内等体积的液滴束表面积差异较大，低黏度 HFO 液滴表面积波动，液滴稳定性差.

（4）HFO 黏度增加则气相喷雾与喷嘴的距离增加，火焰的拖尾现象严重；火焰头部的宽度与 HFO 黏度呈反比，而与喷雾对环境空气的卷吸能力呈正比；HFO 黏度不会对稳态燃烧的火焰扩散能力和燃料消耗速率产生影响.

参考文献：

[1] 潘业俊，刘灿旭，刘红，等. 船用低速柴油机喷嘴内流及初次破碎机理研究[J]. 内燃机学报，2022，40(5)：412-419.

[2] Lu X，Geng P，Chen Y. NO_x emission reduction technology for marine engine based on Tier-Ⅲ：A review[J]. Journal of Thermal Science，2020，29(6)：1241-1268.

[3] Kass M，Kaul B，Armstrong B，et al. Stability，rheological and combustion properties of biodiesel blends with a very-low sulfur fuel oil(VLSFO)[J]. Fuel，2022，316：123365.

[4] Chen Z B，Wang L，Wei Z L，et al. Effect of components on the emulsification characteristic of glucose solution emulsified heavy fuel oil[J]. Energy，2022，244：123147.

[5] Nelson R K，Scarlett A G，Gagnon M M，et al. Characterizations and comparison of low sulfur fuel oils compliant with 2020 global sulfur cap regulation for international shipping[J]. Marine Pollution Bulletin，2022，180：113791.

[6] Park J，Jang J H，Park S. Effect of fuel temperature on heavy fuel oil spray characteristics in a common-rail fuel injection system for marine engines[J]. Ocean Engineering，2015，104：580-589.

[7] Reitz R D. Atomization and other breakup regimes of a liquid jet[D]. Princeton: Department of Mechanical and Aerospace Engineering, Princeton University, 1978.

[8] Jasuja A K. Atomization of crude and residual fuel oils[J]. Journal of Engineering for Power, 1979, 101(2): 250-258.

[9] Najafi S, Mikaniki P, Ghassemi H. Numerical simulation of heavy fuel oil atomization using a pulsed pressure-swirl injector[J]. Chinese Journal of Chemical Engineering, 2020, 32: 61-69.

[10] Kyriakides N, Chryssakis C, Kaiktsis L. Influence of heavy fuel properties on spray atomization for marine diesel engine applications[C]// SAE Paper. Detroit, Michigan, USA, 2009, 2009-01-1858.

[11] 陈锐, 安世佳, 卫海桥, 等. 定容弹中船机相似工况下燃油雾化特性的数值研究[J]. 内燃机工程, 2018, 39(3): 8-15.

[12] Wei H, Chen X, Wang G, et al. Effect of swirl flow on spray and combustion characteristics with heavy fuel oil under two-stroke marine engine relevant conditions[J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 124: 302-314.

[13] Bolla M, Cattin M A, Wright Y M, et al. 3D-CFD Lagrangian spray simulations for large two stroke marine diesel engines compared with experimental data of a spray combustion chamber[C]// ASME 2012 Internal Combustion Engine Division Spring Technical Conference, Toronto, Canada, 2012, 2012-81016.

[14] Yi P, Li T, Wei Y, et al. Experimental and numerical investigation of low sulfur heavy fuel oil spray characteristics under high temperature and pressure conditions[J]. Fuel, 2021, 286: 119327.

[15] Yi P, Xie S, Li T, et al. Spray evolution and thermal pyrolysis of low sulfur heavy fuel oils under high temperatures[J]. Fuel, 2021, 299: 120878.

[16] 黄豪中, 安彦召, 苏万华, 等. 喷射压力和喷孔直径对柴油机混合燃料喷雾特性的影响[J]. 内燃机学报, 2013, 31(3): 200-207.

[17] Zhai C, Jin Y, Nishida K, et al. Diesel spray and combustion of multi-hole injectors with micro-hole under ultra-high injection pressure-non-evaporating spray characteristics[J]. Fuel, 2021, 283: 119322.

[18] 徐阳杰, 李国岫, 虞育松, 等. 喷孔直径对柴油射流雾化影响的实验研究[J]. 工程热物理学报, 2015, 36(4): 907-911.

[19] 谭旭光, 王天友, 李志杰, 等. 高效清洁高可靠重型柴油机开发关键技术研究[J]. 内燃机学报, 2020, 38(5): 385-391.

[20] Nowruzi H, Ghadimi P, Yousefifard M. Large eddy simulation of ultra-high injection pressure diesel spray in marine diesel engines[J]. Transactions of Famena, 2015, 38(4): 65-76.

[21] Pickett L, Genzale C, Bruneaux G, et al. Comparison of diesel spray combustion in different high-temperature, high-pressure facilities[C]// SAE Paper. Phoenix, Arizona, USA, 2010, 2010-01-2106.

[22] Lillo P M, Pickett L M, Persson H, et al. Diesel spray ignition detection and spatial/temporal correction[C]// SAE Paper. Detroit, Michigan, USA, 2012, 2012-01-1239.

[23] Lyle M P, John A. Computed and measured fuel vapor distribution in a diesel spray[J]. Atomization and Sprays, 2010, 20(3): 241-250.

[24] Higgins B, Siebers D L, Aradi A. Diesel-spray ignition and premixed-burn behavior[C]// SAE Paper. Detroit, Michigan, USA, 2000, 2000-01-0940.

[25] Pei Y, Mehl M, Liu W, et al. A multicomponent blend as a diesel fuel surrogate for compression ignition engine applications[J]. ASME J Eng Gas Turbines Power, 2015, 137(11): 111502.

[26] Zhou X, Li T, Yi P, et al. On the fuel injection rate profile as boundary conditions for diesel spray combustion simulations[J]. Fuel, 2020, 276: 118026.

[27] Maes N, Meijer M, Dam N, et al. Characterization of spray a flame structure for parametric variations in ECN constant-volume vessels using chemiluminescence and laser-induced fluorescence[J]. Combustion and Flame, 2016, 174: 138-151.

[28] Benajes J, Payri R, Bardi M, et al. Experimental characterization of diesel ignition and lift-off length using a single-hole ECN injector[J]. Applied Thermal Engineering, 2013, 58(1-2): 554-563.

[29] Sibers D L, Higgins B, Pickett L. Flame lift-off on direct-injection diesel fuel jets: Oxygen concentration effects[C]// SAE Paper. Detroit, Michigan, USA, 2002, 2002-01-0890.

[30] Higgins B, Sibers D L. Measurement of the flame lift-off location on DI diesel sprays using OH chemiluminescence[C]// SAE Paper. Detroit, Michigan, USA, 2001, 2001-01-0918.

[31] 张志强, 刘一泽, 邬斌扬, 等. 喷孔直径对重型柴油机燃烧和排放的影响[J]. 内燃机学报, 2022, 40(2): 97-105.