

正十二烷喷雾火焰中碳烟的瞬态生成特性

玄铁民¹, 史智钊¹, 商伟伟², 何志霞³, 王谦¹

(1. 江苏大学能源与动力工程学院, 212013, 江苏镇江; 2. 河南科技大学车辆与交通工程学院, 471000, 河南洛阳; 3. 江苏大学能源研究院, 212013, 江苏镇江)

摘要: 针对压燃式发动机中碳烟演化过程难以被实验准确捕捉的问题, 研究了高温高压环境中正十二烷喷雾燃烧焰中碳烟瞬态生成特性及动力学行为, 在实验方面, 应用消光辐射联合技术以及燃烧成像测速技术, 同步获得高温高压环境中单孔喷油器正十二烷喷雾燃烧火焰中的碳烟体积分数、碳烟温度和碳烟速度场的瞬态分布; 数值计算方面, 基于 OpenFOAM 环境, 发展欧拉喷雾模型和非稳态火焰面进度变量湍流燃烧模型的耦合模型, 喷雾燃烧过程的数值计算结果与实验数据有高度的一致性。研究结果表明: 相比于参考工况, 低喷油压力工况火焰浮起长度更短, 碳烟在当量比 $\Phi > 2$ 区间驻留时间更长, 推动了碳烟的生成, 碳烟峰值质量增加了 80%; 高温环境工况碳烟在当量比 $\Phi > 2$ 区间驻留时间没有明显差异, 但更短的火焰浮起长度使得燃料在更高的当量比开始燃烧, 导致其碳烟峰值质量增加了 88%; 富氧工况的燃烧温度最高, 碳烟粒子运动速度增大, 使得碳烟在当量比 $\Phi > 2$ 区间驻留时间明显减少, 同时火焰内部当量比较小, 因而碳烟峰值质量减少了 42%。

关键词: 正十二烷; 消光辐射联合技术; 欧拉喷雾模型; 碳烟瞬态生成特性

中图分类号: TK40 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtub202403002 **文章编号:** 0253-987X(2024)03-0015-10

A Study on Transient In-Flame Soot Evolution of n-Dodecane Spray

XUAN Tiemin¹, SHI Zhizhao¹, SHANG Weiwei², HE Zhixia³, WANG Qian¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China; 2. College of Vehicle and Traffic Engineering, Henan University of Science and Technology, Luoyang, Henan 471000, China; 3. Institute for Energy Research, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China)

Abstract: Capturing the transient evolution of soot under diesel-like conditions through experimental methods is challenging. The transient formation characteristics and kinetic of soot in-flame of n-dodecane spray under high-temperature and high-pressure conditions is investigated in present study. Experimentally, the combined extinction and radiation (CER) methodology and combustion image velocimetry (CIV) are applied to capture the transient distributions of soot volume fraction, soot temperature, and soot velocity field of n-dodecane spray flames from a single-hole injector under high-temperature and high-pressure conditions. Numerically, a coupled model combining the Eulerian spray model and unsteady flame progress variable combustion model is developed in the OpenFOAM environment. The numerical results of the spray combustion process exhibit a high level of agreement with experimental data. The results show that, compared to the reference condition, in the lower injection pressure condition, the shorter

收稿日期: 2023-08-14。 作者简介: 玄铁民(1986—), 男, 副教授; 何志霞(通信作者), 女, 教授, 博士生导师。

基金

项目: 国家自然科学基金资助项目(52276116, 51906087)。

网络出版时间: 2023-12-06

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.t.20231204.1851.008>

lift-off length (LOL) and the longer soot residence time within the interval equivalence ratio $\Phi > 2$ significantly propel the formation of soot, leading to an 80% increase in peak soot mass. In the higher-temperature condition, there is no significant difference in the soot residence time within the interval $\Phi > 2$, while the shorter LOL leads the fuel to ignite at higher equivalence ratios, resulting in a significant increase in soot formation, with an 88% increase in peak soot mass. In the oxygen-rich condition, the flame temperature is the highest, which increase the particle velocity of soot. Consequently, the residence time of soot within the interval $\Phi > 2$ is significantly reduced. Additionally, owing to the lower equivalence ratio in the flame, peak soot mass is reduced by 42%.

Keywords: n-dodecane; combined extinction and radiation imaging technique; Eulerian spray model; soot formation characteristics

压燃式发动机由于其优良的经济性、动力性将在相当长的一段时间内在商用车、工程机械、船舶等领域保持主要的动力地位。特别是随着生物柴油、醇类等可再生燃料的应用,以及各种新型燃烧模式的大力推进,为压燃式发动机的发展创造了新的活力。

压燃式发动机碳烟颗粒物的排放对人类健康和大气环境都会产生有害影响,因此对燃烧火焰中碳烟形成过程进行详细深入理解是十分必要的。然而,由于碳烟的生成与氧化,涉及大量复杂的物理化学过程,目前还无法实现对形成过程进行精准的预测^[1]。近些年,大量学者通过实验和数值计算方法对压燃式发动机喷雾火焰中的碳烟形成过程进行了大量研究。通过研究发现,碳烟易形成于高温低氧环境^[2-4],可以通过提供喷油压力^[2]、降低环境温度^[5-6]、减小喷嘴出口尺寸^[7]、优化喷油策略^[8-9]和掺混含氧燃料^[10-11]等形式降低火焰中碳烟的生成。目前针对压燃发动机喷雾火焰中碳烟的研究多数集中于准稳态火焰,对碳烟的瞬态生成过程,尤其是从碳烟动力学的角度对碳烟生成特性的研究还十分有限。

本文将国际发动机燃烧合作组织(engine combustion network, ECN)^[12]中的A型单孔喷油器作为研究对象,以标准的正十二烷为燃油,通过结合实验和数值计算的方法,对一款定压燃烧弹中的喷雾火焰中碳烟的生成特性展开研究。通过消光辐射结合技术(CER)和燃烧成像测速技术(CIV)获得了碳烟的体积、碳烟温度场和速度场的瞬态生成特性,并结合数值计算结果分析碳烟动力学对碳烟的瞬态生成过程的影响,为推动碳烟模型的发展提供了一定的理论依据。

1 实验装置及方案

1.1 实验装置

本文中所有的实验在一个定压燃烧弹中进行。此燃烧弹可以模拟发动机上止点的热力学工况,最高温度可达1 100 K,最大压力为15 MPa。实验中应用的

喷油器为ECN中的A型单孔喷油器(210675[#]),喷孔直径为90 μm 。有关此内容详细信息可参考文献[6]。

本实验中应用了高速纹影成像技术获得气相喷雾几何轮廓的瞬态发展过程。另外,通过纹影图像分析喷雾中灰度值增量变化进而获得了着火延迟期^[13]。在相同工况下,应用CER技术同步获得了碳烟的体积分数和温度分布。高速纹影和消光辐射结合技术的示意图如图1所示。此外,在碳烟测试同时应用OH^{*}化学发光法获得了OH^{*}化学荧光,进而获得了相应的火焰浮起长度。有关光路的详细布置和图片处理方法参见文献[6]。

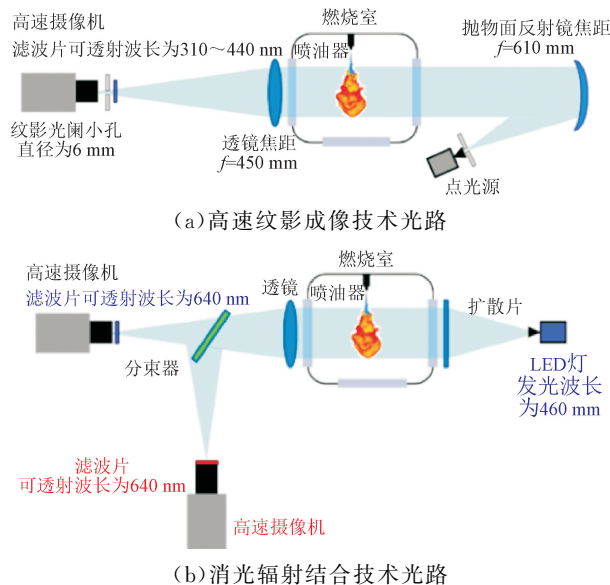


图1 高速纹影和消光辐射结合技术示意图

Fig. 1 Combined extinction and radiation imaging and combustion image velocimetry

通过CER技术的消光图像初步获得的变量为碳烟的光学厚度KL值,其中K为一个正比于碳烟的体积分数的参数,L为光学厚度路径。参考文献[14]中假设碳烟密度为1.8 g/m³,则可以计算得到每个像素点光学路径累计的碳烟质量,再对整个碳烟云图进行积

分则得到每个时刻下总体的碳烟质量。为获得碳烟质量和碳烟体积分数应用的无量纲消光系数 k_e 为 7.59, k_e 通过 Rayleigh-Debye-Gans (RDG) 理论获得^[15]。

为了获得碳烟生成量和温度的空间分布信息,本文中还对碳烟的辐射光图像以碳烟颗粒本身作为示踪粒子,应用类似 PIV 技术的图片处理方式,获得了碳烟颗粒的速度场,此方法称为燃烧成像测速技术(CIV)^[16-18]。CIV 技术不需要额外光源即可直接根据碳烟辐射光强捕捉碳烟位置,由于碳烟有效密度在 200~1 800 kg/m³ 范围内,碳烟聚合尺寸小于 1 μm,由斯托克斯阻力定律可得到碳烟形成时间尺度在毫秒数量级,因此用 CIV 计算速度场时可以忽略延迟误差的影响。然而,由于碳烟时刻处于生成氧化过程,它的辐射光强都会随着碳烟粒子大小、碳烟体积分数和温度等发生变化,此外 CIV 技术处理的光强为光学路径累计的结果,因此通过 CIV 技术获得的碳烟速度场很难获得准确的定量结果。但是,在激光测速技术难以应用的情况下,此技术还是可以提供有效的半定量信息来分析流场特性。为了尽量满足 PIV 查询区的 1/4 原则,同时得到详细流场信息,图片处理时选取了双通道查询区,查询区大小分别为 64 像素×64 像素和 32 像素×32 像素。

1.2 实验工况

本实验中应用的燃油为 ECN 标准的正十二烷。对于每一个工况点设定激励时间为 3.5 ms,其产生的实际喷雾持续时间约为 5 ms。实验中,保持相同环境密度 ρ_g ,以工况 1 为参考工况,其他 3 个工况通过变换喷油压力 P_{inj} 、环境温度 T_g 和 O₂ 的体积分数构成。不同实验工况参数信息见表 1。在碳烟实验过程中,每个工况记录 40 次喷油,高速纹影成像实验每个工况记录 15 次喷油,最后求得样本平均值以减少循环波动影响。

表 1 不同实验工况参数信息

Table 1 Experimental condition information

工况	P_{inj}/MPa	T_g/K	$\rho_g/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	O ₂ 的体积分数/%
1	150	900	22.8	15
2	100	900	22.8	15
3	150	1 000	22.8	15
4	150	900	22.8	21

2 数值模型及模型验证

2.1 数值模型

2.1.1 喷雾模型

基于欧拉方法的喷雾模型 (Σ -Y) 将喷射出具

有大雷诺数和韦伯数的液/气混合物视为具有单一速度场但密度可变的流体来描述射流喷雾^[19-20]。对大尺度的流动特性及小尺度下的雾化过程分别建模。用平均液体体积分数来表征气液混合相中的液相,气液混合相中质量加权平均液相质量分数定义为 $\bar{Y} = \bar{\rho}_l \bar{Y} / \bar{\rho}$, 其中 $\bar{\rho}_l$ 为液相密度; $\bar{\rho}$ 是气液混合相密度; $\bar{Y}$ 是液相平均体积分数。假设气液混合相中的气液两相不互溶,则平均液相质量分数与密度的关系可表示为

$$\frac{1}{\bar{\rho}} = \frac{\bar{Y}}{\rho_l} + \frac{1-\bar{Y}}{\rho_g} \quad (1)$$

其中气相密度 ρ_g 遵循理想气体状态方程,液相密度是温度和压力的函数。液相质量分数的输运方程表示为

$$\frac{\partial \bar{\rho} \bar{Y}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_i \bar{Y}}{\partial x_i} = - \frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_i \bar{Y}'}{\partial x_i} - S_{\text{evap}} \quad (2)$$

式中: $\bar{u}_i$ 是质量加权平均速度; x_i 是距离; $\bar{u}'$ 是基于质量加权的湍流脉动速度; $\bar{Y}'$ 是液相质量分数的湍流脉动; S_{evap} 是蒸发源项。用标准湍流梯度通量模型对表征两相之间相对速度的扩散项 $-(\partial \bar{\rho} \bar{u}_i \bar{Y}') / \partial x_i$ 进行建模,如下式

$$\bar{\rho} \bar{u}_i \bar{Y}' = - \frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial \bar{Y}}{\partial x_i} \quad (3)$$

式中: μ_t 为湍流黏度; Sc_t 是湍流施密特数。

小尺度的雾化通过求解给定时间和空间位置每单位体积的相间表面积密度 Σ 的输运方程来反映,如下式

$$\frac{\partial \tilde{\Sigma}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{u}_j \tilde{\Sigma}}{\partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left(D_\Sigma \frac{\partial \tilde{\Sigma}}{\partial x_j} \right) = C_\Sigma \tilde{\Sigma} - C_\Sigma \frac{\tilde{\Sigma}^2}{\tilde{\Sigma}_{\text{eq}}} + S_{\Sigma \text{evap}} + S_{\Sigma \text{init}} \quad (4)$$

式中: D_Σ 是扩散系数; $S_{\Sigma \text{evap}}$ 是由于燃料蒸发导致相间表面变化项; C_Σ 是时间相关项; $\tilde{\Sigma}_{\text{eq}}$ 是驱动局部表面密度的平衡或临界表面密度; $S_{\Sigma \text{init}}$ 是源项。

2.1.2 燃烧模型

在高 Damköhler 数(化学特征时间比物理特征时间小)的湍流喷雾燃烧中,局部火焰结构对应的射流火焰可用一组射流火焰面来描述湍流火焰^[21-22]。应用假定扩散火焰面方法建立非稳态火焰面/进度变量(UFPV)模型。三维空间中扩散火焰的任一参数可以用混合物分数空间中 4 个独立变量唯一表示,即平均混合分数 $\tilde{Z}$, 平均混合分数方差 $\tilde{Z}^2$, 平均标量耗散率 $\tilde{\chi}$ 和进度变量 Y_c 。

进度变量 Y_c 随时间单调递增,由燃烧过程中关键组分质量分数线性组合得到,如下式

$$Y_c = 0.75 Y_{\text{CO}} + Y_{\text{CO}_2} + Y_{\text{H}_2\text{O}} \quad (5)$$

2.2 模型验证

基于实验中燃烧弹的几何尺寸、喷油器喷孔尺寸等,以高度为 108 mm、半径为 25 mm 的圆柱体中的 1/36 的三维楔形区域作为计算区域。经过网格无关性分析,将喷孔附近 0.09 mm 内划分为 10 个均匀网格,最小网格尺寸为 0.01 mm。湍流模型为标准 $k-\epsilon$ 模型,调整 ϵ 方程参数 $C_{\epsilon_1} = 1.60$, 以提高对燃油喷射贯穿距的计算精度,入口边界上的湍流强度取喷射速度的 5%,湍流长度尺度为孔口直径的 10%。

图 2 给出了喷雾燃烧全局参数模型验证结果。

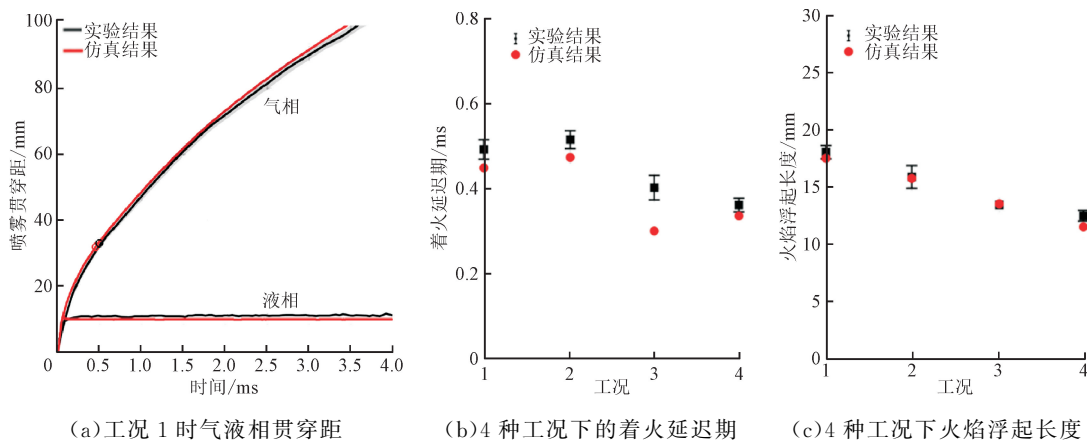


图 2 喷雾燃烧全局参数模型验证结果

Fig. 2 Modeling verification of global parameters for in-flame spray

数值计算的着火延迟期定义为从燃油喷射开始到出现最大温度梯度 ($dT_{\max}/dt$) 的时间间隔;数值计算的火焰浮起长度从开始喷嘴出口到 OH 的质量分数在该计算域中达到其最大值的 14% 的最小轴向距离,两个定义都参照了 ECN 中关于着火延迟期和火焰浮起长度的标准。从图 2 中可以看出,只有工况 3 时,CFD 计算的着火延迟期与实验值有较为明显的差别,其他工况下 CFD 获得的着火延迟期和火焰浮起长度均与实验结果吻合较好。整体表明 $\Sigma-Y/UFPV$ 模型能够准确地预测气液相变和喷雾发展过程以及着火燃烧过程。

图 3 显示了由数值计算得到的喷雾轴线上的速度场和 CIV 技术得到碳烟的速度场的对比。从图 3 中可以看出,实验值显著小于数值计算值,这主要是由于碳烟在整个火焰内并非均匀分布,具有较大的随机性,通过循环平均后数值会大大降低。此外,CIV 光学路径累积结果的影响也会带来较大误差。在数值计算中各工况对喷雾轴线速度场的影响在趋势上与实验结果吻合;工况 4 时速度值最高,工况 1、3 时速度值比较接近,工况 2 时速度值最小。因

本文遵循 ECN 对气相贯穿距和液相长度的定义^[12]:气相贯穿距为从喷嘴出口到燃料混合分数为 0.001 的最大轴向距离,其中混合分数为燃料的质量和混合物总质量之比;液相长度为距离喷嘴具有 95% 液相质量分数的最大轴向距离。实验数据分别为 15 次纹影图像获得的气相贯穿距与 40 次 DBI 获得的液相贯穿距的平均值。从图 2 中可以看出,在喷雾后期数值计算的气相贯穿距比实验结果稍微偏大,而喷雾液相长度略小于实验结果,总体来说数值计算结果与实验结果吻合很好。

此,本文 CIV 计算得到的速度场可以用于后续的定性分析。

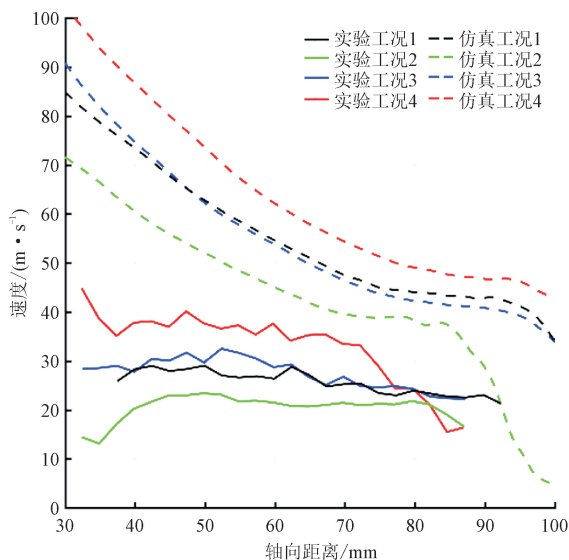


图 3 4 种工况模拟得到的喷雾轴线速度场与 CIV 得到喷雾轴线速度场的对比

Fig. 3 The velocity along the axis of spray for simulation and CIV under 4 conditions

图 4 所示为工况 1 时在喷雾发展的 3 个不同阶段喷雾对称面上碳烟体积分数和温度分布以及碳烟速度场分布,其中黑色曲线表征由纹影得到的喷雾轮廓。从图 4 中可以看出,1 ms 时碳烟初始生成区域位于喷雾头部,与喷雾一起受到空气阻力作用,初始碳烟速度值较小,且在喷雾最前端由于空气阻力耦合涡团效应使碳烟存在较大的径向速度分量。随

着喷雾的发展,从 2 ms 到 4 ms ,碳烟颗粒在喷雾上游区域高温的喷雾内部运动,速度值显著增加,且在向下游轴线方向和喷雾边缘径向方向呈递减趋势,这与喷雾本身速度场分布趋势一致。整体而言,高碳烟区域位于喷雾轴线富油燃烧区域,高温区域靠近碳烟云边缘,也是化学计量燃烧表面区域。

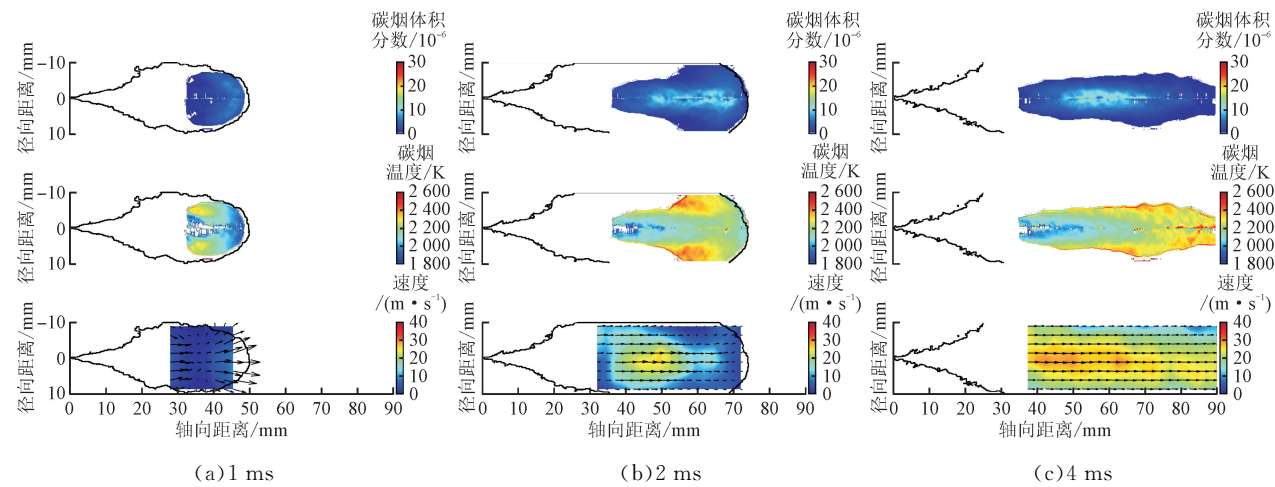


图 4 工况 1 下 1、2 和 4 ms 时刻喷雾对称面上碳烟体积分数、温度分布以及碳烟速度场云图

Fig. 4 Under condition 1, the volume fraction and temperature of soot and soot velocity field at 1 ms, 2 ms and 4 ms after spray of injection

分别对图 4 中碳烟云图进行积分转换和求平均处理,得到火焰中碳烟的总体质量、平均温度 T 和平均速度值随时间演变的过程,如图 5 所示,从 3 个曲线都可以看出,碳烟分布经历了一些瞬态变化最后达到了准稳态。相对来说,工况 3、4 时碳烟达到稳定状态时间更早。总体而言,碳烟平均温度和平均速度达到稳定状态略晚于碳烟质量,如工况 1 时碳烟质量约在 2.5 ms 达到稳定状态,而平均温度和速度则约在 3 ms 达到稳定状态。碳烟总体质量都

是先经历了一个峰值后回落到平稳状态,不同变量下峰值与稳定值存在较大差别。稳定阶段的碳烟质量随着环境温度升高和喷油压力的降低而升高、随氧含量的增加而降低。与绝热火焰温度趋势一致,碳烟的平均温度随着环境温度和氧含量的增加而增加,且氧含量变化对碳烟温度产生显著影响。理论上,喷油压力不改变非燃烧工况下的油气混合程度,绝热火焰温度在两个喷油压力下应该保持一致。然而,较高的喷油压力导致了更快的火焰发展,更早达

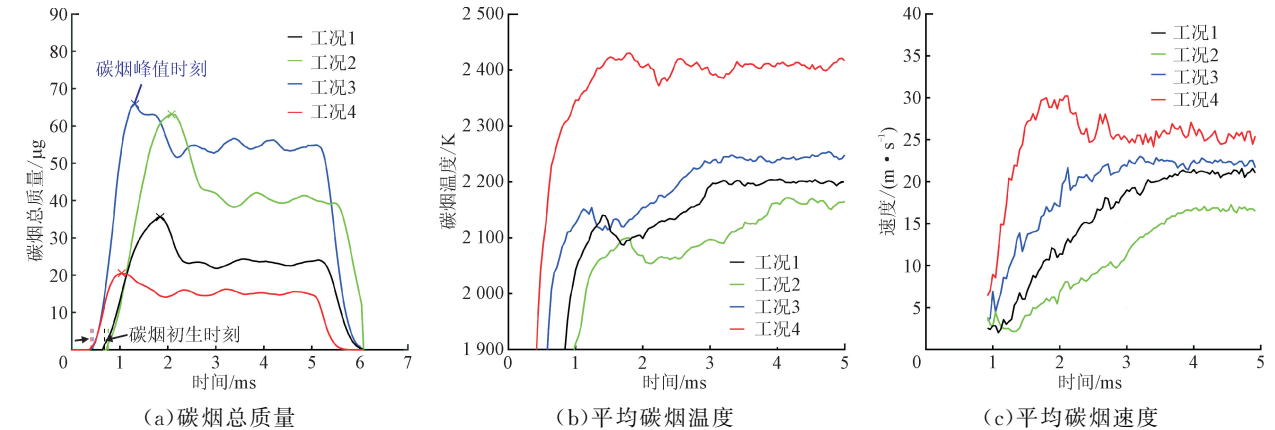


图 5 4 个工况时碳烟总质量、平均碳烟温度和平均碳烟速度的瞬态变化过程

Fig. 5 The transient of total soot mass, average soot temperature and average soot velocity under 4 conditions

到了稳定状态,使得在相同时刻下整体碳烟云的平均温度略高于工况 2 的温度。此外,由图 5(c)可以看出,碳烟平均速度与平均温度趋势一致,都随喷油压力、环境温度和環境氧含量的增加而增加。定压燃烧条件下,在相同的喷油压力时,喷雾初始动量相同,较高的局部温度导致了更低的局部密度,因此高温环境和氧含量导致了较快的碳烟运输速度。两个不同喷油压力所导致的平均速度不同的主要原因是初始动量的不同。

3 结果与讨论

本文接下来选取了碳烟演化过程中的两个典型时刻,对瞬态火焰中碳烟的生成特性和动力学特性进行详细研究。两个时刻分别为碳烟初生时刻(图 5(a)中

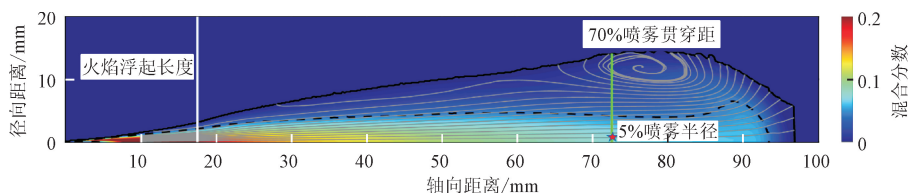


图 6 混合分数云图

Fig. 6 Mixture fraction field

3.1 碳烟初生时刻

图 7 所示为碳烟初生时刻碳烟的体积分数实验值和当量比(Φ)数值计算值分布,定义初生时刻为碳烟体积分数首次大于 0.03×10^{-6} 对应的时间。当量比分布中黑色曲线表示的为上文所述的 5% 喷雾宽度所在迹线,竖直灰色直线表示瞬态时刻的火焰浮起长度。从图 7 中可以看出,所有工况的碳烟初生位置全部位于喷雾的头部,并且碳烟集中分布于两侧温度较高和当量比大于 1 的富油燃烧区域。整体来说,碳烟初生区域的当量比梯度相对较大。工况 1、2 为相对较低的反应工况,着火延迟期较长,碳烟初生时刻相对较晚,喷雾得到较长时间发展,喷雾贯穿距较长。工况 2 时由于相对较慢的喷雾发展,使得喷雾头部当量比略高于工况 1,加上由于低速导致的相对较长的驻留时间加速了碳烟生成过程。工况 3 时喷雾发展的更慢,导致喷雾头部当量比更高,加上较短的火焰浮起长度处更浓的富油燃烧,也加速了碳烟的生成。工况 4 的高氧环境含量虽然导致了更早地生成碳烟,但是较高的环境氧含量使得其喷雾头部的当量比显著降低,碳烟生成量并未出现明显增高。为了进一步研究 4 种工况在相

竖直虚线)、碳烟峰值时刻(图 5(a)中星号标记位置)。

为了进一步研究碳烟在空间特定位置动力学特性,通过 CFD 计算结果应用了一种混合迹线分析法^[23],以分析特定时刻下碳烟在运动轨迹流线上的热力学特性和运动特性。混合分数云图混合迹线如图 6 中灰色曲线所示。这些迹线通过对如下公式积分所得

$$\frac{dx}{u + u_{\text{dif}}} = \frac{dr}{v + v_{\text{dif}}} \quad (6)$$

式中: x 和 r 分别为轴向和径向位置; u 和 v 分别为速度场轴向和径向的对流项; u_{dif} 和 v_{dif} 分别为扩散项。有关此混合迹线详细介绍见文献[23]。本文将以喷雾贯穿距 70%、5% 喷雾宽度所在迹线为例进行分析。

同油气混合程度下其他因素对碳烟生成的影响,得到了如图 8 所示目标迹线上相同当量比下的平均温度分布、乙炔的平均质量分数 $Y_{\text{C}_2\text{H}_2}$ 以及驻留时间分布 t^* 。其中,星号所标记位置为瞬态火焰浮起长度处的当量比。乙炔为碳烟生成的前驱物,本文的化学反应机理中未耦合碳烟的生成机理,数值计算中用乙炔含量间接表征碳烟的生成量。混合迹线上特定当量比的驻留时间通过下式积分获得

$$\frac{dt^*}{d\Phi} = - \frac{dt^*}{dl} \frac{dl}{d\Phi} = - \left(\sqrt{(u + u_{\text{dif}})^2 + (v + v_{\text{dif}})^2} \right)^{-1} \frac{dl}{d\Phi} \quad (7)$$

式中: l 为迹线上的运动距离。此驻留时间用于衡量在混合迹线上给定的当量比下消耗的时间,此值越高越有利于碳烟的生成。

由图 7(b)可以看出,所有工况时喷雾头部当量比梯度较大,说明燃料在 $1 < \Phi < 3$ 的物理空间紧密分布。从图 8 中可以看出,相比较工况 1,工况 2 时由于火焰浮起长度始于当量比较大的上游区域,工况 2 的火焰浮起长度处 $\Phi \approx 5.7$,而工况 1 的 $\Phi \approx 5$,使得迹线上的温度较高,加上较长的驻留时间,促进了乙炔和碳烟的形成。

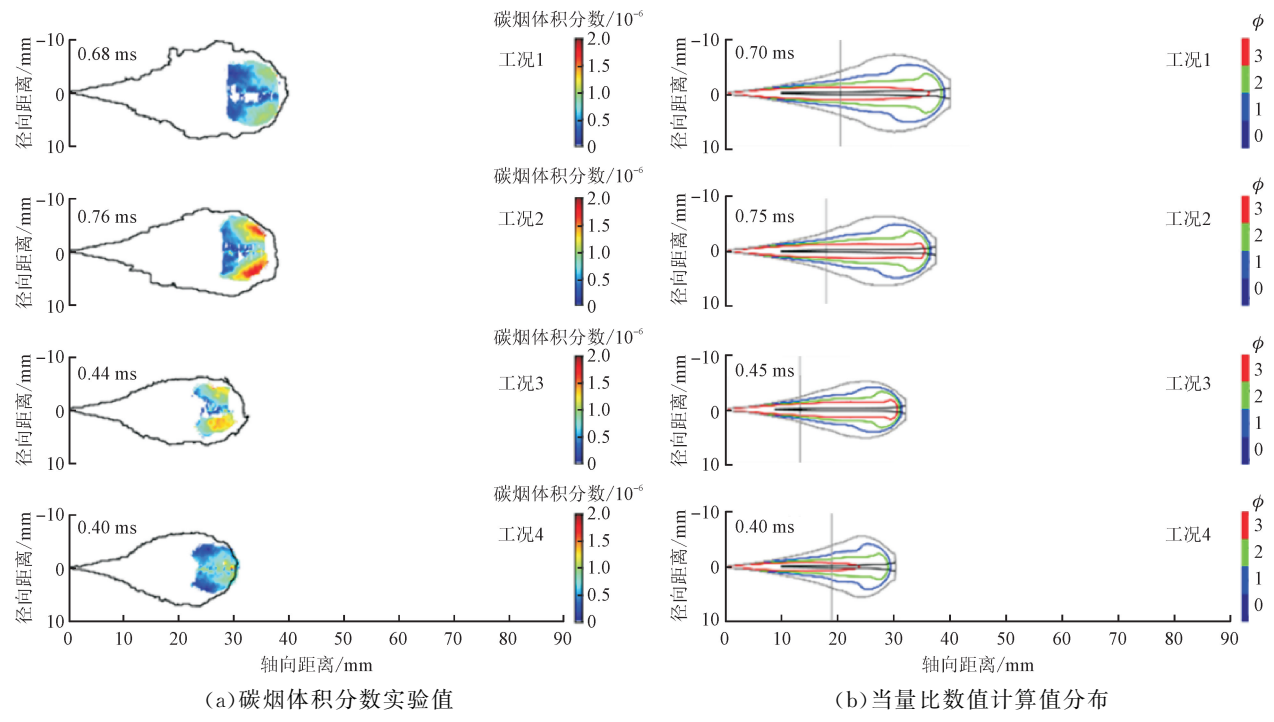


图 7 初生碳烟时刻 4 种工况下实验获得碳烟体积分数和数值计算获得的当量比分布

Fig. 7 Soot volume fraction for experiment and equivalence ratio distribution for simulation at soot onset moment

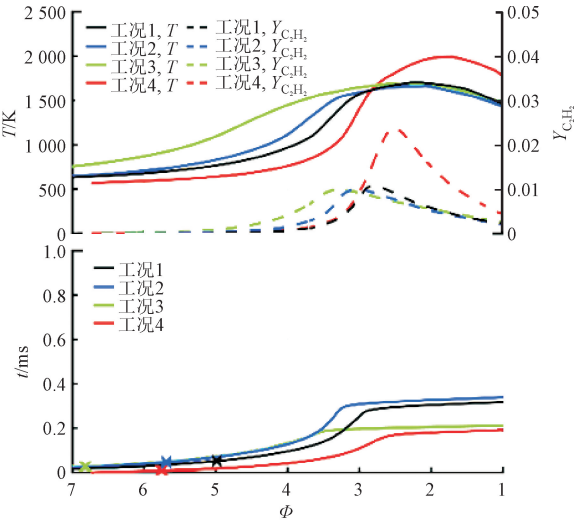


图 8 初生碳烟时刻不同工况下混合迹线上特定当量比时驻留时间、平均温度和乙炔平均质量分数

Fig. 8 At soot onset moment, residence time, the mean temperature and C_2H_2 mass fraction at mixing trajectory

对于工况 3 的高温环境,由于更短的火焰浮起长度,迹线温度在高当量比 $\Phi>3$ 处更高,而其驻留时间略高于工况 1,这主要由于碳烟初生时刻时工况 1 已经得到更长时间的发展,5%径向宽度的迹线在高温工况更靠近喷雾轴线,使其高当量比范围变

大。工况 4 时高当量比范围显著减小使得驻留时间也显著减小,虽然在 $\Phi<3$ 时的高温导致了较多的乙炔生成,然后此范围的绝对空间太小,使其对碳烟生成未产生明显影响。

3.2 碳烟峰值时刻

图 9 所示为碳烟峰值时刻碳烟的体积分数实验值和当量比数值计算值分布。此时,化学计量混合 ($\Phi=1$) 表面尚未达到稳定状态,火焰头部依然属于富油燃烧区域,只是相对于碳烟初生时刻当量比梯度显著减小,因此高碳烟量区域依然位于火焰头部,即在 $\Phi=2$ 等值线附近,文献[24]表明碳烟一般在 $\Phi>2$ 范围内产生。所有工况下的火焰浮起长度相对于碳烟初生时刻都不同程度的向上游移动,基本达到了稳定状态。

图 10 为碳烟峰值不同工况对混合迹线上特定当量比时驻留时间、温度和乙炔生成的影响。由图 10 可以看出,在高当量比 $\Phi>4$ 范围内,驻留时间和温度分布与碳烟初生时刻相比,几乎没有发生变化。随着喷雾发展,在 $2<\Phi<3$ 范围内的驻留时间明显增加,所有工况时随着温度的升高,乙炔在此当量比范围内大量生成,并随着向迹线下游进行,即 $\Phi<2$,乙炔逐渐被消耗,一部分演化成大分子环烃类和碳烟。

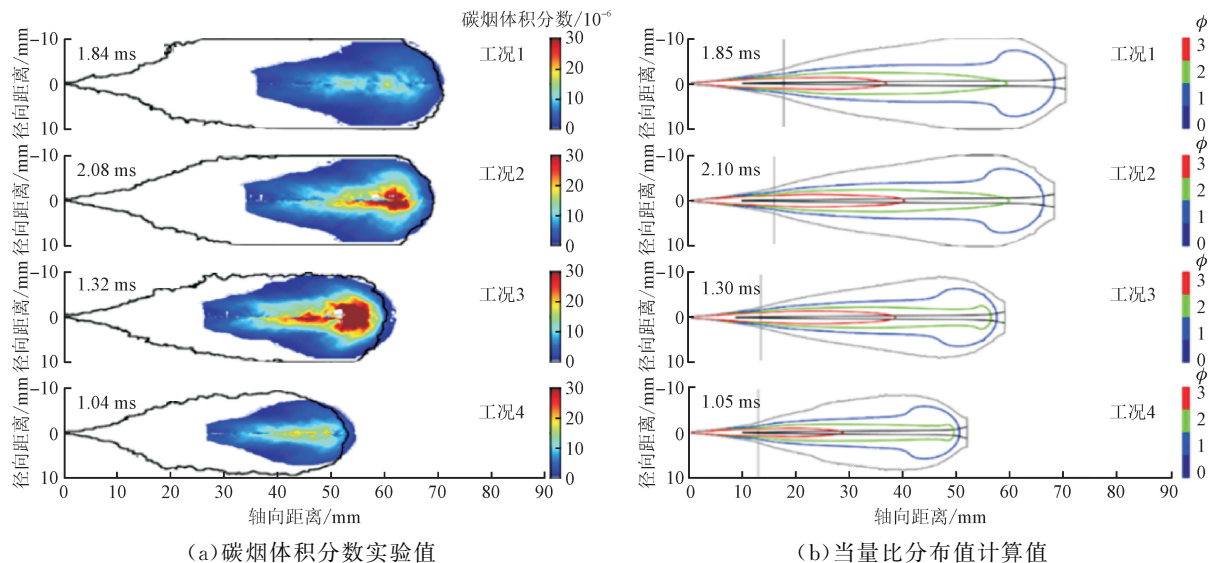


图 9 碳烟峰值时刻 4 种工况下实验获得碳烟体积分数和数值计算获得的当量比分布

Fig. 9 Soot volume fraction for experiment and equivalence ratio distribution for simulation at soot peak moment

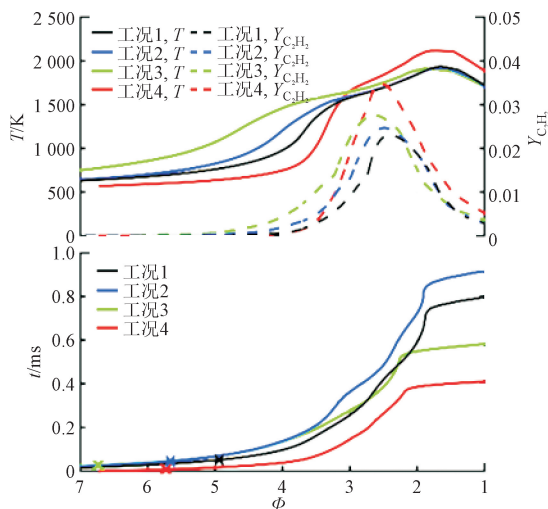


图 10 碳烟峰值不同工况下混合迹线上特定当量比时驻留时间、平均温度和乙炔平均质量分数

Fig. 10 At soot peak moment, residence time, the mean temperature and C_2H_2 mass fraction at mixing trajectory

当量比 $\Phi=2$ 和 $\Phi=3$ 的等值线呈纺锤体形态,说明喷雾在 $2<\Phi<3$ 范围得到充分发展,尤其对于工况 1 和 2,在此范围内几乎达到稳定火焰状态的分布,由混合控制理论可知,喷雾压力对油气混合程度不会产生明显影响^[25],上游由于不同火焰浮起长度导致的传热影响逐渐消失,此范围内的温度分布趋于一致。相比工况 1,低喷雾压力引起更长的驻留时间是碳烟生产量更显著的主要原因。工况 3 时,当量比 $2<\Phi<3$ 的范围也趋于一致,此范围内

燃烧温度略高于工况 1,又由于相同的喷雾压力使得此范围内驻留时间也趋于一致,较高的乙炔和碳烟生成则主要由火焰浮起长度处更高的当量比燃烧所致。工况 4 时在 $2<\Phi<3$ 范围的更高温度和更大范围产生了更多的乙炔,然而明显降低的驻留时间,加速了其向下游低当量比火焰面的传输过程,使得最后碳烟生成量相对工况 1 并未出现明显变化。

4 结 论

本文以 ECN 组织 A 型单孔喷雾器的正十二烷喷雾火焰为研究对象。通过 CER 和 CIV 技术获得碳烟体积分数、碳烟温度和碳烟速度场的瞬态变化过程。此外,在开源计算流体软件 OpenFOAM 的 RANS 环境下,应用耦合欧拉喷雾模型($\Sigma-Y$)和非稳态火焰面进度变量燃烧模型(UFPV)对此喷雾燃烧过程进行数值计算。结合实验结果与数值计算结果,分析了不同工况下正十二烷喷雾火焰碳烟的瞬态生成特性及动力学特性,得到的主要结论总结如下:

(1) 较低的喷雾压力导致较小的初始动能,进而使得碳烟运动速度更小;较高环境温度下导致略高的燃烧温度,引起的低密度环境使得碳烟速度略高于工况 1;较大的氧含量工况下,燃烧温度增高,引起的低密度环境也使得碳烟贯穿速度增加。

(2) 低喷雾压力在碳烟初生时刻主要由于火焰浮起长度的不同,引起更高浓度富油燃烧,产生更高的火焰温度,进一步促进了碳烟生成;在碳烟峰值时刻,低喷雾压力与工况 1 的当量比分布和温度分布

多数趋于一致,更长的驻留时间对碳烟生成起到促进作用。

(3)高温环境下显著减小了火焰浮起长度,提高了火焰初始位置的当量比,使得火焰根部位置产生大量富油燃烧,同时产生了较高的火焰温度,导致了大量碳烟生成。当火焰充分发展后,火焰中下游处高温环境工况并未对火焰温度和油气混合产生明显影响,驻留时间和火焰温度对碳烟生成影响较小。

(4)高氧含量工况下较短的着火延迟期使得碳烟初生时刻较早,然而高氧含量工况相对贫氧燃烧火焰温度显著提高,驻留时间较其他工况显著减小,加上较窄的高当量比范围,最终碳烟生成质量小于工况1。

参考文献:

- [1] SKEEN S A, MANIN J, PICKETT L M, et al. A progress review on soot experiments and modeling in the engine combustion network(ECN) [J]. *SAE International Journal of Engines*, 2016, 9(2): 883-898.
- [2] XUAN Tiemin, PASTOR J V, GARCÍA-OLIVER J M, et al. In-flame soot quantification of diesel sprays under sooting/non-sooting critical conditions in an optical engine [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2019, 149: 1-10.
- [3] PICKETT L M, SIEBERS D L. Soot in diesel fuel jets: effects of ambient temperature, ambient density, and injection pressure [J]. *Combustion and Flame*, 2004, 138(1/2): 114-135.
- [4] 贺鹏飞, 李铁, 姜浩, 等. 柴油喷雾火焰中碳烟颗粒形貌及纳观结构特性 [J]. *内燃机学报*, 2019, 37(3): 251-256.
HE Pengfei, LI Tie, JIANG Hao, et al. Effect of oxygen concentration on soot morphology and nanostructure in diesel spray flame [J]. *Transactions of CSICE*, 2019, 37(3): 251-256.
- [5] ZHANG Ji, JING Wei, ROBERTS W L, et al. Soot temperature and KL factor for biodiesel and diesel spray combustion in a constant volume combustion chamber [J]. *Applied Energy*, 2013, 107: 52-65.
- [6] XUAN Tiemin, DESANTES J M, PASTOR J V, et al. Soot temperature characterization of spray a flames by combined extinction and radiation methodology [J]. *Combustion and Flame*, 2019, 204: 290-303.
- [7] 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.
ZHANG Zhiqiang, LIU Yize, WU Binyang, et al.

- Effect of nozzle diameter on combustion and emissions of a heavy duty diesel engine [J]. *Transactions of CSICE*, 2022, 40(2): 97-105.
- [8] HADADPOUR A, JANGI M, PANG K M, et al. The role of a split injection strategy in the mixture formation and combustion of diesel spray: a large-eddy simulation [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(4): 4709-4716.
 - [9] JEON J, PARK S. Effects of pilot injection strategies on the flame temperature and soot distributions in an optical CI engine fueled with biodiesel and conventional diesel [J]. *Applied Energy*, 2015, 160: 581-591.
 - [10] PICKETT L M, SIEBERS D L. Non-sooting, low flame temperature mixing-controlled DI diesel combustion [C]//SAE 2004 World Congress & Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2004: 2004-01-1399.
 - [11] 瞿磊, 王忠, 李瑞娜, 等. 甲醇/生物柴油燃烧颗粒的结构特征研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2016, 50(5): 81-86.
QU Lei, WANG Zhong, LI Ruina, et al. Structural characteristics of methanol/biodiesel combustion particles [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2016, 50(5): 81-86.
 - [12] National Technology and Engineering Solutions of Sandia. Engine combustion network [DB/OL]. [2023-04-08]. <https://ecn.sandia.gov/>.
 - [13] DESANTES J M, GARCÍA-OLIVER J M, GARCÍA A, et al. Optical study on characteristics of non-reacting and reacting diesel spray with different strategies of split injection [J]. *International Journal of Engine Research*, 2019, 20(6): 606-623.
 - [14] CHOI M Y, MULHOLLAND G W, HAMINS A, et al. Comparisons of the soot volume fraction using gravimetric and light extinction techniques [J]. *Combustion and Flame*, 1995, 102(1/2): 161-169.
 - [15] KÖYLÜ Ü Ö, FAETH G M. Optical properties of overfire soot in buoyant turbulent diffusion flames at long residence times [J]. *Journal of Heat Transfer*, 1994, 116(1): 152-159.
 - [16] ZHA Kan, BUSCH S, WAREY A, et al. A study of piston geometry effects on late-stage combustion in a light-duty optical diesel engine using combustion image velocimetry [J]. *SAE International Journal of Engines*, 2018, 11(6): 783-804.
 - [17] DEMBINSKI H, ANGSTROM H E. Swirl and injection pressure effect on post-oxidation flow pattern evaluated with combustion image velocimetry, CIV, and

- CFD simulation [C]//SAE/KSAE 2013 International Powertrains, Fuels & Lubricants Meeting. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2013: 2013-01-2577.
- [18] DEMBINSKI H W. The effects of injection pressure and swirl on in-cylinder flow pattern and combustion in a compression-ignition engine [J]. International Journal of Engine Research, 2014, 15(4): 444-459.
- [19] VALLET A, BURLUKA AA, BORGHI R. Development of a Eulerian model for the “atomization” of a liquid jet [J]. Atomization and Sprays, 2001, 11(6): 619-642.
- [20] VALLET A, BORGHI R. Modélisation eulerienne de l’atomisation d’un jet liquide [J]. Comptes Rendus de l’Académie des Sciences-Series IIB-Mechanics-Physics-Astronomy, 1999, 327(10): 1015-1020.
- [21] WINKLINGER J F. Implementation of a combustion model based on the flamelet concept and its application to turbulent reactive sprays [D]. Valencia: Universitat Politècnica de València, 2014.
- [22] PÉREZ SÁNCHEZ E J. Application of a flamelet-based combustion model to diesel-like reacting sprays [D]. Valencia: Universitat Politècnica de València, 2018.
- [23] DESANTES J M, GARCIA-OLIVER J M, NOVELLA R, et al. A numerical study of the effect of nozzle diameter on diesel combustion ignition and flame stabilization [J]. International Journal of Engine Research, 2020, 21(1): 101-121.
- [24] PICKETT L M, SIEBERS D L. Non-sooting, low flame temperature mixing-controlled DI diesel combustion [C]//SAE 2004 World Congress & Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 2004: 2004-01-1399.
- [25] NABER J D, SIEBERS D L. Effects of gas density and vaporization on penetration and dispersion of diesel sprays [C]//International Congress & Exposition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 1996: 960034.

(编辑 武红江 陶晴)