

喷嘴内湍流运动对火焰浮起长度影响的数值模拟

齐文亮, 明平剑, 张文平, 王文辉

(哈尔滨工程大学 动力与能源工程学院, 哈尔滨 150001)

摘 要: 为考虑喷嘴内部湍流运动对燃油雾化和火焰浮起长度的影响,将喷嘴内部的湍流流动以权重的形式加入初次破碎模型中,并对二次破碎模型进行了修正。建立了完整的燃油雾化和燃烧的数学模型。通过与实验数据对比来验证燃油雾化模型的准确性,并讨论了喷嘴内湍流运动对燃油雾化过程的影响。结果表明,湍流运动会加快液滴破碎和蒸发的速率,从而减小燃油蒸气贯穿距。火焰浮起长度的计算采用本文建立的燃油雾化模型,成功计算了火焰浮起长度随氧气体积分数、气体密度、气体温度和入射压力变化的规律。同时发现在不同气体密度和氧气体积分数的工况下,喷嘴内部湍流运动对火焰浮起长度的影响基本保持不变,分别为9%和13%;入射压力和气体温度的升高会导致喷嘴内部湍流对火焰浮起长度的影响逐渐变大。

关 键 词: 湍流流动; 液滴破碎; 破碎模型; 贯穿距; 火焰浮起长度

中图分类号: TK411

文献标志码: A

Numerical simulation of effect of turbulence flow in nozzle on flame lift-off length

QI Wenliang, MING Pingjian, ZHANG Wenping, WANG Wenhui

(College of Power and Energy Engineering,

Harbin Engineering University, Harbin 150001, China)

Abstract: In order to consider the effect of turbulence inside the nozzle on fuel spray and flame lift-off length, the turbulence was characterized by the length scale and time scale and added into primary breakup model in the form of weight coefficient, and the secondary breakup process was modified. A mathematical model of fuel spray and combustion was established. The mathematical model was validated by experimental data, and the effect of turbulence term on fuel spray was analyzed. Results indicated that the turbulence term can accelerate the rate of droplet breakup and evaporation, decrease the fuel vapor penetration. The calculation of the flame lift length was based on the fuel atomization model. These models can well predict the flame lift-off length at different conditions of oxygen volume fraction, ambient density, ambient temperature and injection pressure. It also can be found that the effect of turbulence inside the nozzle on flame lift-off length was 9% and 13% at different ambient density and oxygen volume fraction conditions, and the injection pressure and ambient temperature could enhance the influence of turbulence inside nozzle on flame lift-off length.

收稿日期: 2017-08-09

基金项目: 国家自然科学基金(51479038); 中央高校基本科研业务费专项资金资助(HEUCFP201711)

作者简介: 齐文亮(1988—),男,博士生,主要从事内燃机缸内燃油雾化与燃烧研究。

引用格式: 齐文亮,明平剑,张文平,等. 喷嘴内湍流运动对火焰浮起长度影响的数值模拟[J]. 航空动力学报,2018,33(12):2859-2865. QI Wenliang, MING Pingjian, ZHANG Wenping, et al. Numerical simulation of effect of turbulence flow in nozzle on flame lift-off length[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(12): 2859-2865.

Key words: turbulent flow; droplet breakup; breakup model; spray penetration; flame lift-off length

扩散燃烧的火焰并非直接发生于喷嘴处而是脱离喷嘴一段距离,火焰脱离喷嘴的这段距离称为火焰浮起长度(flame lift-off length)^[1]。在火焰浮起长度上游区域,主要以燃油蒸发和卷吸空气为主。火焰浮起的下游区域,燃料燃烧给此区域带来大量的热,产生高温,有利于燃油的蒸发以及周围的热交换,从而油气混合更加均匀,碳烟的生成量极少^[2]。火焰浮起长度通过影响油气混合进而对碳烟的形成产生重要的影响。

Kong 等^[3]采用骨架机理对不同工况下的火焰浮起长度进行了预测,研究发现化学反应滞燃期对火焰浮起长度的稳定性有很大的影响。Campbell 等^[4]采用雷诺平均混合燃烧模型,耦合预混火焰的传播燃烧模型量化出火焰浮起长度上游所卷吸的空气量。Som 和 Suresh^[5]用新的破碎模型计算了不同工况下的火焰浮起长度,讨论了喷嘴结构对火焰浮起长度的影响。于洋等^[6]研究了低温燃烧时火焰浮起长度和碳烟的形成,结果表明气体密度和温度对火焰浮起长度有很大的影响。火焰浮起长度受许多因素的影响,因此深入开展研究还是一项长期的任务。

本文的研究基于非结构化网格的通用输运方程求解软件 GTEA(general transport equation analysis)^[7-8]。根据不稳定理论,对初次破碎模型^[9]进行修改,考虑了喷嘴内部湍流的影响,二次破碎模型根据液滴变形量采用 KH-RT 模型(Kelvin-Helmholtz and Rayleigh-Taylor hybrid wave model)^[9-10]与 TAB(Taylor analogy breakup)^[11]竞争的形式。点火模型和燃烧模型分别采用修正的 Shell 模型^[12-13]和 CTC 模型(characteristic time combustion model)^[14-15]。首先与喷雾实验数据进行对比,验证破碎模型的准确性,讨论喷嘴内部湍流扰动对喷雾的影响。然后计算了火焰浮起长度来验证燃烧模型的准确性。最后对不同密度、温度、氧气体积分数和入射压力等条件下火焰浮起长度进行了计算,讨论了喷嘴内部湍流对火焰浮起长度的影响。

1 数学模型

1.1 Hybrid 破碎模型

Payri 等^[16]和 He 等^[17]研究发现喷嘴内部湍

流流动对液滴破碎有很大的影响。首先在喷嘴内形成的湍流在离开喷嘴时对射流表面施加初始扰动,随后扰动将快速增长,直到这些扰动足够大,从射流表面分离出来而形成液滴。本文认为湍流扰动和气液相互作用引起的表面不稳定波都是扰动,只不过扰动的能量、频率和尺度不同。因此将湍流扰动量用湍流长度尺度和时间尺度来表示,以权重的形式加入初次破碎模型(KH 模型^[9])中。根据 Huh-Gosman 理论^[18],通过动量守恒和能量守恒推导喷嘴出口处的湍流长度尺度 L_t 和时间尺度 τ_t 随时间变化的关系如下:

$$L_t = L_t^0 \left(1 + \frac{0.0828t}{\tau_t^0}\right)^{0.457} \quad (1)$$

$$\tau_t = \tau_t^0 + 0.0828t \quad (2)$$

湍流作用下形成的液滴半径 r_t 用概率密度函数(PDF)求解。

$$r_t = \frac{1}{2} \cdot \frac{\int_{d_{\min}}^{d_{\max}} \frac{x (k_e x)^{-2}}{[1 + (k_e x)^{-2}]^{11/6}} dx}{\int_{d_{\min}}^{d_{\max}} \frac{(k_e x)^{-2}}{[1 + (k_e x)^{-2}]^{11/6}} dx} \quad (3)$$

式中 $d_{\max}$ 为生成液滴最大直径; $d_{\min}$ 为生成液滴最小直径; $k_e = 0.75/L_t$ 。

对于液滴初次破碎,破碎后母液滴的半径变化率为

$$\frac{dr}{dt} = - \left(\frac{r - r_w}{\tau} + C_a \frac{L_t}{\tau_t} \right) \quad (4)$$

式中 $C_a = \frac{B_0}{3.788 B_1}$ 。

湍流扰动和表面波扰动对于液滴破碎的权重系数之和为 1。

$$C_t + C_w = 1 \quad (5)$$

$$C_i = \frac{E_{ki}}{E_{kt} + E_{kw}} \quad (6)$$

式中湍流动能 $E_{kt} = \left(\frac{L_t}{\tau_t}\right)^2$;波动能 $E_{kw} = \left(\frac{\Lambda^2 \Omega}{r}\right)^2$ 。

破碎后新形成的液滴半径 r_p 为

$$r_p = \frac{r_w r_t}{(1 - C_t) r_t + C_t r_w} \quad (7)$$

为考虑液滴在流场中运动时受到空气阻力会发生变形的现象,本文对此处阻力系数计算进行了修改。当二次破碎的液滴变形量大于 1 时,通过 TAB^[11]模型进行计算;当变形量小于 1 时,采用 KH-RT^[9-10]模型计算液滴破碎。图 1 为本文破碎模型机理图。

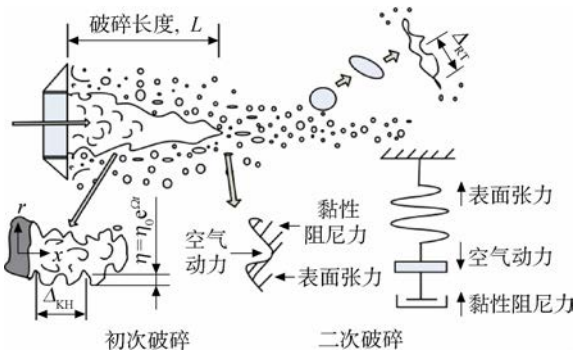
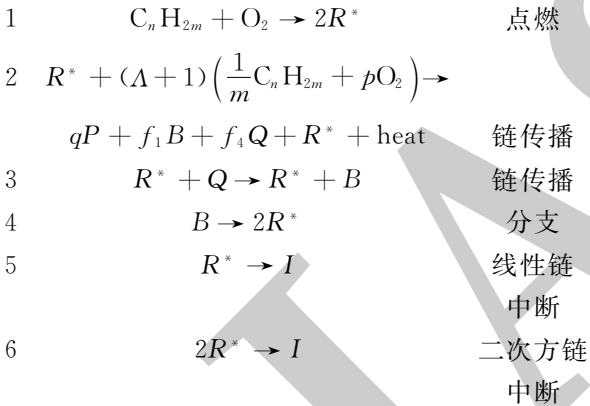


图 1 液滴破碎机理

Fig. 1 Drop breakup mechanisms

1.2 点火模型

为了准确预测点火过程,本文采用修正的 Shell 自燃模型^[12-13]。Schapertons 和 Lee^[13] 对 Halstead 等^[12]提出的 Shell 模型进行了修正,考虑了点火过程中的质量守恒定律。化学反应速率采用 Arrhenius 形式。模型中的一系列反应为



式中 C_nH_{2m} 为碳氢燃料; R^* 为燃料的活化基; B 为分支产物; P 为产物(如 CO, CO_2, H_2O); Q 为不稳定的中间产物, I 为不参加化学反应的惰性组份。

1.3 燃烧模型

为了考虑气体湍流运动对燃烧的影响,本文采用特征时间(CTC)模型^[15-16]来计算燃料燃烧过程。

组分 m 密度 ρ_m 的变化率,如下式:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} = -\frac{\rho_m - \rho_m^*}{\tau_c} \tag{8}$$

式中 ρ_m^* 为组分 m 的在局部热力学平衡下的密度值, τ_c 为反应达到平衡时的时间尺度。

$$\tau_c = \tau_{\text{chem}} + f\tau_{\text{turb}} \tag{9}$$

式中 τ_{chem} 为化学反应动力学的尺度; τ_{turb} 为湍流混合的时间尺度; f 为延迟系数,用以表征湍流运动对燃烧的渐增影响。

化学反应时间尺度用下式计算:

$$\tau_{\text{chem}} = \frac{[C_nH_{2m}]^{0.75} e^{\left(\frac{E_{\text{chem}}}{R_u T_g}\right)}}{2A_{\text{chem}} [O_2]^{1.5}} \tag{10}$$

式中 A_{chem} 为常数; E_{chem} 为反应活化能; R_u 为通用气体常数; T_g 为气体温度。

湍流时间尺度为

$$\tau_{\text{turb}} = C_2 \frac{k}{\epsilon} \tag{11}$$

式中 C_2 为模型常数。

为了解决 Shell 模型本身的缺陷和发挥其预测点火的能力,本文用 Shell 自燃模型预测点火,用 CTC 燃烧模型计算燃烧过程。两个模型的切换通过局部气体温度和延迟系数 f 切换

$$f = \frac{1 - e^{-\gamma}}{0.632} \tag{12}$$

式中 γ 为有关产物的系数。

$$\gamma = \frac{\rho_{CO_2, \text{react}} + \rho_{H_2O, \text{react}} + \rho_{CO, \text{react}} + \rho_{H_2, \text{react}}}{\rho_{\text{tot}} - \rho_{N_2} - \rho_{CO_2, \text{resid}} - \rho_{H_2O, \text{resid}}} \tag{13}$$

式中下角标“react”指参加反应的组分(不包括任何剩余的或再循环废气成分);下角标“resid”指剩余的量; ρ_{tot} 为总组分密度。

参数 f 和特征温度 T_g 共同决定计算采用 Shell 自燃模型还是 CTC 燃烧模型计算。判定条件为

$$\text{Shell: } T_g < T_{\text{chop}} \text{ and } f \leq 0.1 \tag{14}$$

$$\text{CTC: } T_g \geq T_{\text{chop}} \text{ or } f > 0.1 \tag{15}$$

式中 $T_{\text{chop}} = 1000 \text{ K}$ 。

任一条件满足式(15)时,计算就将从低温自燃过程的模拟转到高温氧化过程的模拟。

本文采用课题组提出的基于面循环快速颗粒追踪(face based fast particle tracking, FF-PT)^[19]方法进行液滴追踪计算,液滴碰撞采用 Nordin^[20]模型,液滴蒸发采用单组份(single component fuel model)^[21]模型,液滴碰壁采用大连理工大学张延志等^[22]新开发的液滴碰壁模型。

2 破碎模型对燃油雾化的影响

将以上建立的燃油液滴追踪、破碎、碰撞、碰壁和蒸发模型加入到 GTEA 程序中进行燃油雾化的相关计算。通过与 Naber 和 Siebers^[23-24]的实验数据对比来讨论破碎模型对燃油分布的影响。实验数据如表 1 所示。

图 2 为不同气体密度下液体燃油贯穿距的实验数值与模拟数值的对比图。图 3 显示的为不同气体密度下燃油蒸气贯穿距的对比图。可以明显

表 1 实验条件

Table 1 Experimental conditions

气相条件				燃油属性			喷射条件	
类型	O ₂ 体积分数/%	温度/K	密度/(kg/m ³)	类型	温度/K	密度/(kg/m ³)	压力/MPa	直径/mm
雾化	21	1 000	7.27~58.5	柴油	436	832	138	0.24
燃烧	15~21	900~1 200	7.27~58.5	柴油	436	832	39.5~176	0.10,0.18

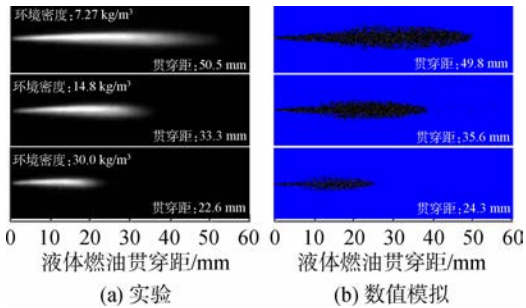


图 2 液体燃油贯穿距对比

Fig. 2 Comparison of liquid spray penetration

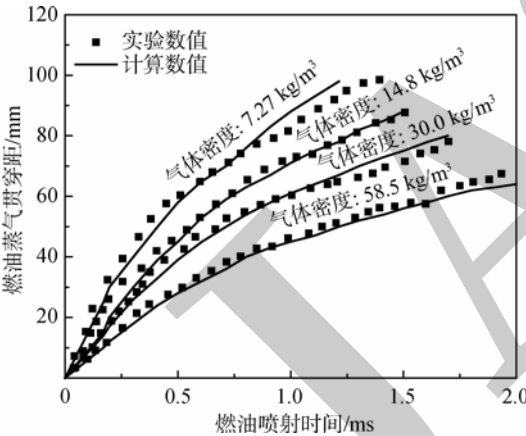


图 3 不同气体密度下燃油蒸气贯穿距对比

Fig. 3 Comparison of fuel vapor spray penetration under different ambient densities

看到本文建立的数学模型计算值与实验数据吻合的很好。随气体密度增大,液体燃油和燃油蒸气贯穿距减小的趋势可以很好地被本文模型捕捉。

喷嘴内部湍流对燃油雾化的影响可以从图 4 看出。不考虑喷嘴内部湍流的影响会使计算值与实验值偏差过大。喷嘴内部湍流会加快液滴破碎速率,液滴直径普遍小于不考虑湍流运动的情况。较小的液滴受周围环境的影响较大,蒸发速率过快,燃油蒸气的贯穿距大于不考虑湍流运动的情况。因此,喷嘴内部湍流运动对燃油雾化的影响不能被忽略。同时从图中也可以看出,喷嘴内部湍流对燃油蒸气贯穿距的影响并不会随气体密度

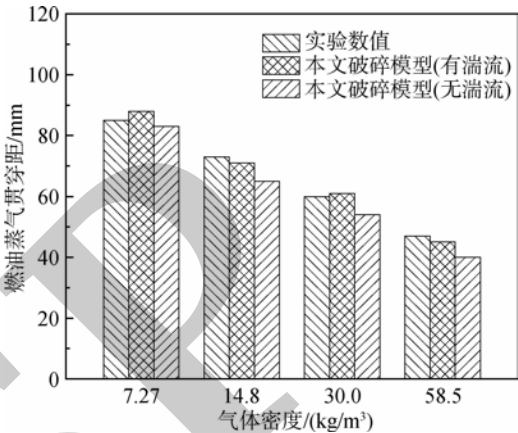


图 4 燃油蒸气贯穿距对比

Fig. 4 Comparison of fuel vapor spray penetration

的变化而产生较大的变化率。

3 破碎模型对火焰浮起长度的影响

将以上建立的点火和燃烧模型加入到 GT-EA 程序中进行火焰浮起长度的计算。与 Higgins 和 Siebers 等^[1,25]的实验数据对比来讨论破碎模型对火焰浮起长度的影响。实验数据如表 1 所示。本文利用温度作为确定火焰浮起长度的度量,并选取 2 200 K^[5]的等温线作为高温区边缘,从喷嘴到 2 200 K 等温线的距离定义为火焰浮起长度。图中白色实线为火焰浮起长度的位置。本文的所有计算都采用相对较长的计算时间,来消除喷油持续时间对计算结果的影响。

火焰浮起长度的模拟与实验数值对比如图 5 所示。喷嘴直径为 0.18 mm,入射压力为 138 MPa,气体温度为 1 000 K,气体密度为 14.8 kg/m³。从图中可以看到本文数学模型计算的火焰浮起长度与实验数据吻合度很高,满足相关算例的计算要求。

不同入射压力条件下火焰浮起长度的模拟数值与实验数值的对比如图 6 所示。图 6 中数值模拟区域的上半部分为本文破碎模型有湍流项的计算值,下半部分为没有湍流项的计算值。喷嘴直径为 0.10 mm,入射压力分别为 39.5 MPa、138

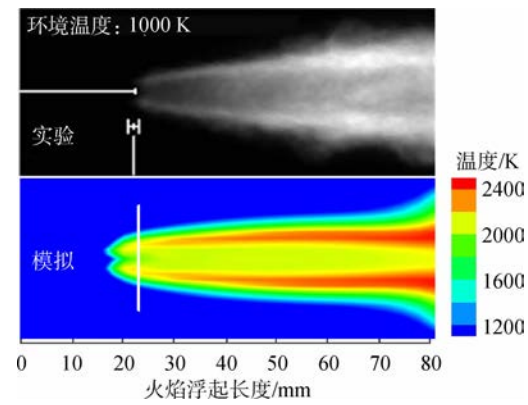


图 5 火焰浮起长度对比

Fig. 5 Comparison of flame lift-off length

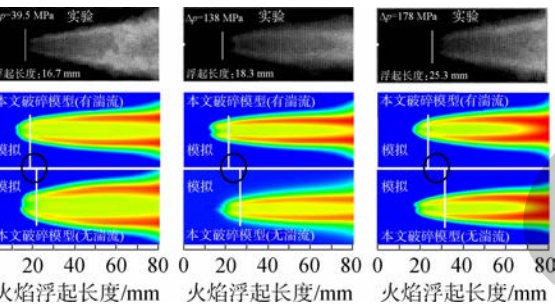


图 6 不同入射压力下火焰浮起长度的实验与模拟数值对比

Fig. 6 Comparison of experimental and simulated values of flame lift-off length under different injection pressures

MPa 和 176 MPa, 气体温度为 1000 K, 气体密度为 14.8 kg/m^3 。从图中可以明显看到喷嘴内部湍流运动对火焰浮起长度的影响。湍流运动会加快液滴的破碎, 产生较小的液滴, 小液滴受周围气体的影响较大, 加快了蒸发速率, 使得燃烧可以快速的进行, 火焰稳定位置向喷嘴方向移动, 因此火焰浮起长度都小于没有湍流项的计算值。

图 7 为不同入射压力条件下火焰浮起长度的对比。从图中可以看出随入射压力增大, 火焰浮起长度增大。尽管较高的入射压力会直接加快液滴破碎和蒸发, 但同时液滴也具有了较高的速度和较大的动能, 导致较长的液体燃油和燃油蒸气贯穿距, 使得火焰稳定位置向喷嘴下游移动, 因此会产生较大的火焰浮起长度。从图中也可以看出随入射压力增大, 喷嘴内部湍流对火焰浮起长度的影响也逐渐增大。根据式(4), 入射压力越高, 液滴破碎速率就越快, 使得燃油与空气可以进行更快的混合, 燃烧速率加快, 火焰向喷嘴位置移动, 从而导致火焰浮起长度的变化更加剧烈。

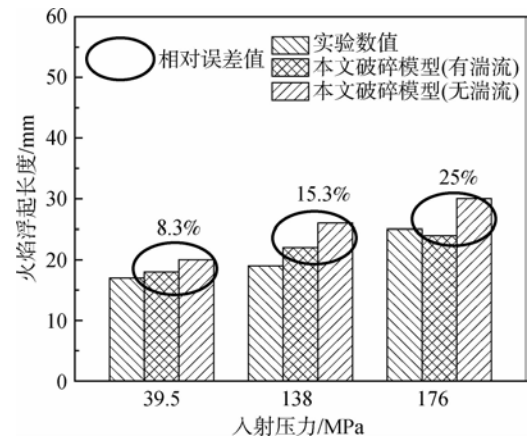


图 7 不同入射压力下火焰浮起长度对比

Fig. 7 Comparison of flame lift-off length under different injection pressures

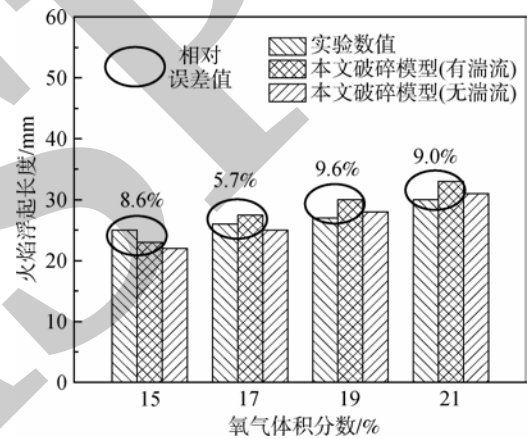


图 8 不同氧气体积分数下火焰浮起长度对比

Fig. 8 Comparison of flame lift-off length under different oxygen concentrations

图 8 显示不同氧气体积分数对火焰浮起长度的影响。从图中可以看出随氧气体积分数降低, 火焰浮起长度增大。这主要源于较低的氧气体积分数抑制燃油燃烧, 火焰向下游移动, 最终在较远的位置稳定, 从而导致火焰浮起长度增大。本文的数学模型也很好的捕捉到这个趋势。同时也可以看出喷嘴内部湍流运动对火焰浮起长度有一定的影响(大约为 9%), 但氧气体积分数的变化并不会增大湍流运动对火焰浮起长度的影响。

不同气体密度下火焰浮起长度及喷嘴内部湍流对长度的影响从图 9 可以看出。气体密度越高, 液滴运动过程中受到的阻力越大, 液滴运动速度越慢。因此液滴有足够的时间蒸发, 从而导致液滴直径普遍较小, 使得液体燃油和燃油蒸气贯穿距较小, 火焰向喷嘴方向移动, 火焰浮起长度较小。本文数学模型很好的预测了这个趋势。同时

从图中可以看出湍流运动对火焰浮起长度的影响并没有随气体密度的变化产生较大的变化。

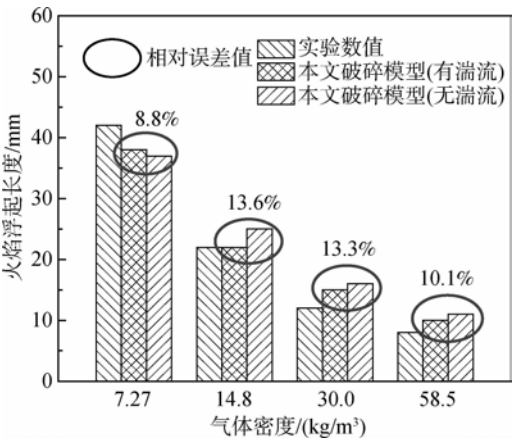


图 9 不同气体密度下火焰浮起长度对比
Fig. 9 Comparison of flame lift-off length under different ambient densities

图 10 显示不同气体温度条件下火焰浮起长度和喷嘴内部湍流对其影响的变化规律。本文数学模型准确的预测了温度越高火焰浮起长度越小的变化趋势。较高的温度会加快液滴蒸发速率,减小液体燃油和燃油蒸气的贯穿距,同时较高的温度也会使得燃烧速率加快,导致火焰向上游移动,距离喷嘴位置更近一些,使得火焰浮起长度变小。喷嘴内的湍流会加快液滴破碎速率,同时高温又加快液滴蒸发速率,两者的联合作用使得空气与燃油蒸气很好地混合,加快燃油燃烧速率,使得火焰浮起长度减小。在入射压力相同的情况下,喷嘴内湍流对火焰浮起长度的影响会随气体温度的增加而增加。

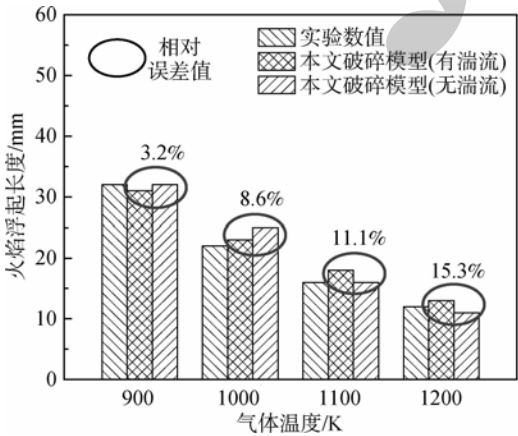


图 10 不同气体温度下火焰浮起长度对比
Fig. 10 Comparison of flame lift-off length under different ambient temperatures

4 结 论

本文对液滴破碎模型进行了改进,在初次破碎过程中考虑了喷嘴内部湍流运动,对二次破碎模型考虑了液滴变形的影响。根据破碎模型计算了燃油雾化过程和火焰浮起长度,得出以下结论:

- 1) 本文的破碎模型提高了液滴破碎计算的精度,能够满足不同工况下燃油雾化的计算。
- 2) 喷嘴内部湍流流动会加快液滴破碎和蒸发速率,使得液体燃油和燃油蒸气贯穿距的计算值相对较小。因此,喷嘴内部湍流运动对燃油雾化的影响不能被忽略。
- 3) 本文破碎模型使得燃油与空气可以进行较好的混合,提高燃烧效率,能够准确计算火焰浮起长度。
- 4) 本文模型成功地计算了火焰浮起长度随氧气浓度、气体密度和温度变化的规律。同时也发现湍流对火焰长度的影响并不会随氧气体积分数和气体密度的变化而变化,但与气体温度的关系更为密切。
- 5) 湍流运动对火焰浮起长度的影响随入射压力的增大而增大。较大的人射压力使得湍流运动加强,加快液滴破碎、蒸发和燃油燃烧的速率,导致火焰浮起长度变化更加剧烈。

参考文献:

[1] HIGGINS B, SIEBERS D L. Measurement of the flame lift-off location on DI diesel sprays using OH chemiluminescence[R]. SAE Paper 2001-01-0918, 2001.

[2] CHETAN B, MUHSIN A, JOHN A. Evaluation of an unsteady flamelet progress variable model for autoignition and flame lift-off in diesel jets[J]. Combustion Science & Technology, 2013, 185(3): 454-472.

[3] KONG S C, SUN Y, REITZ R D. Numerical study of flame lift-off and soot formation in diesel fuel jets[R]. ILASS Paper California, 2005.

[4] CAMPBELL J W, GOSMAN A D, HARDY G. Analysis of premix flame and lift-off in diesel spray combustion using multi-dimensional CFD [R]. SAE Paper 2008-01-0968, 2008.

[5] SOM S, SURESH K A. Effects of primary breakup modeling on spray and combustion characteristics of compression ignition engines[J]. Combustion and Flame, 2010, 157(6): 1179-1193.

[6] YU Yang, SONG G. Numerical study of diesel lift-off flame and soot formation under low-temperature combustion[J]. Energy & Fuels, 2016, 30(3): 2035-2042.

[7] 雷国东. 非结构网格 FVM 在复杂几何结构的湍流反应流

- 计算中的应用研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学,2008.
- LEI Guodong. The application and research of the unstructured grid FVM in the turbulent reaction flows simulation with complex geometries[D]. Harbin: Harbin Engineering University,2008. (in Chinese)
- [8] 明平剑. 基于非结构化网格气液两相流数值方法及并行计算研究与软件开发[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学,2008.
- MING Pingjian. Development of numerical modeling for gas-liquid two-phase flows based on unstructured grids and parallel computing[D]. Harbin: Harbin Engineering University,2008. (in Chinese)
- [9] REITZ R D. Modeling atomization processes in high-pressure vaporizing sprays[J]. *Atomization and Spray Technology*,1987,3(4):309-337.
- [10] PATTERSON M A, REITZ R D. Modeling the effects of fuel spray characteristics on diesel engine combustion and emission[R]. SAE Paper 980131,1998.
- [11] O'ROURKE P J, AMSDEN A A. The TAB method for numerical calculation of spray droplet breakup[R]. SAE Paper TP872089,1987.
- [12] HALSTEAD M P, KIRSCH L J, QUINN C P. The autoignition of hydrocarbon fuels at high temperatures and pressures-fitting of a mathematical model[J]. *Combustion and Flame*,1977,30:45-60.
- [13] SCHAPERTONS H, LEE W. Multidimensional modelling of knocking combustion in SI engines[R]. SAE Paper 850502,1985.
- [14] ABRAHAM J, BRACCO F V, REITZ R D. Comparisons of computed and measured premixed charge engine combustion[J]. *Combustion and Flame*,1985,60(3):309-322.
- [15] KONG S C, HAN Z, REITZ R D. The development and application of a diesel ignition and combustion model for multidimensional engine simulation[R]. SAE Paper 950278,1995.
- [16] PAYRI R, MOLINA S, SALVADOR F J. A study of the relation between nozzle geometry, internal flow and sprays characteristics in diesel fuel injection systems[J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*,2004,18(7):1222-1235.
- [17] HE Z, ZHONG W, WANG Q. Effect of nozzle geometrical and dynamic factors on cavitating and turbulent flow in a diesel multi-hole injector nozzle[J]. *International Journal of Thermal Sciences*,2013,70(8):132-143.
- [18] HUH K Y, LEE E, KOO J Y. Diesel spray atomization model considering nozzle exit turbulence conditions[J]. *Atomization and Sprays*,1988,8(4):453-469.
- [19] 刘永丰,明平剑,张文平,等. 一种固定网格上拉格朗日点追踪的快速算法[J]. *计算物理*,2010,27(4):527-532.
- LIU Yongfeng, MING Pingjian, ZHANG Wenping, et al. An efficient Lagrange point tracking algorithm for fixed grids[J]. *Chinese Journal of Computational Physics*.2010,27(4):527-532. (in Chinese)
- [20] NORDIN N. Complex chemistry modeling of diesel spray combustion[D]. Göteborg: Chalmers University of Technology,2001.
- [21] AMSDEN A A. KIVA-3V: a block-structured KIVA program for engines with vertical or canted valves[R]. Los Alamos National Laboratory LA-13313-MS,1997.
- [22] ZHANG Y, JIA M, LIU H, et al. Development of a new spray/wall interaction model for diesel spray under PCCI-engine relevant conditions[J]. *Atomization Sprays*,2014,24(1):41-80.
- [23] NABER J D, SIEBERS D L. Effects of gas density and vaporization on penetration and dispersion of diesel sprays[R]. SAE Papers 960034,1996.
- [24] SIEBERS D L. Liquid-phase fuel penetration in diesel sprays[R]. SAE Papers 980809,1998.
- [25] SIEBERS D L, HIGGINS B S. Effects of injector conditions on the flame lift-off length of DI diesel sprays[C]// *Proceedings of the Conference on Thermo-and Fluid-Dynamic Processes in Diesel Engines*. Valencia, Spain: Office of Scientific and Technical Information,2000:253-277.

(编辑:李岩梅)