

doi:10.6041/j.issn.1000-1298.2013.03.003

# 汽油缸内多孔直喷喷雾破碎模型建立与试验\*

王艳华<sup>1,2</sup> 杨世春<sup>2</sup> 高峰<sup>2</sup> 苏铁熊<sup>1</sup> 董小瑞<sup>1</sup>

(1. 中北大学机电工程学院, 太原 030051; 2. 北京航空航天大学交通科学与工程学院, 北京 100191)

**摘要:** 为了建立汽油缸内多孔直喷喷雾破碎模型,对 Huh Gosman 模型进行分析评估,并且以喷油压力为参数,建立初始破碎粒径分布公式,从而建立了汽油缸内多孔直喷喷雾破碎模型;并通过定容喷雾试验进行了汽油自由喷雾试验,验证所建模型的合理性。研究发现:以经验公式估计的初始液滴直径评估 Huh Gosman 模型,模拟结果贯穿度偏小;通过建立初始破碎粒径分布函数,同时对 Huh Gosman 模型进行修正,模拟计算结果与实际结果相近。最后利用该模型对不同喷油压力下的自由喷雾进行模拟,计算与试验结果吻合较好,最大误差小于 5%。

**关键词:** 缸内直喷汽油机 多孔喷油器 破碎模型 粒径分布函数

中图分类号: TK416 文献标识码: A 文章编号: 1000-1298(2013)03-0012-05

## Spray Break-up Model Establishment and Experiment of Multi-hole Injector on Gasoline Direct Injection Engine

Wang Yanhua<sup>1,2</sup> Yang Shichun<sup>2</sup> Gao Feng<sup>2</sup> Su Tiexiong<sup>1</sup> Dong Xiaorui<sup>1</sup>

(1. College of Mechatronic Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, China

2. School of Transportation Science and Engineering, Beihang University, Beijing 100191, China)

**Abstract:** In order to establish spray break-up model of multi-hole injection on gasoline direct injection engine, Huh Gosman model was analyzed and evaluated. The primary break-up particle size distribution formula was built based on injection pressure. The spray break-up model was built for gasoline direct injection in cylinder. Finally, by establishing the capacity spray experiments, gasoline free spray experiments were carried out to verify the rationality of the model. It is found that estimating initial droplet size by experience formula to evaluate second break-up model, the spray penetration calculated with Huh Gosman model is smaller than experimental results. Through establishing primary break-up particle size distribution formula and modifying Huh Gosman model, the simulation results and the practical results are close to each other. At last, free spray under different injection pressure were simulated with above established models. Results matches well with the experimental results and the maximum average error is less than 5%.

**Key words:** Gasoline direct injection engine Multi-hole injector Spray break-up model Particle size distribution function

### 引言

缸内汽油直喷是提高发动机燃油经济性和动力性的关键性技术。燃油喷射系统作为发动机的关键部件,其所形成的燃油雾化结构及其稳定性在混合气准备过程和后续的燃烧过程中起着关键性作用<sup>[1]</sup>。

第二代汽油缸内直喷(GDI)发动机采用多孔喷油器。此类喷油器克服了传统旋流式喷油器喷雾形态受环境压力影响大的缺点。

随着 GDI 技术的发展,国外对多孔喷油器喷雾特性进行了大量的研究。Aleiferis 等研究了燃油特性、燃油温度以及喷油压力条件对 GDI 多孔喷油器

收稿日期: 2012-04-13 修回日期: 2012-06-28

\* 国家自然科学基金资助项目(50606014)

作者简介: 王艳华,讲师,北京航空航天大学博士生,主要从事发动机结构设计和汽油缸内直喷研究,E-mail: xki2005@nuc.edu.cn

通讯作者: 杨世春,副教授,主要从事发动机工作过程优化及控制研究,E-mail: yangshichun@buaa.edu.cn

喷雾过程中空化现象、闪急沸腾现象以及混合气形成的影响<sup>[2-3]</sup>。Zigan 等利用正己烷和正癸烷对 GDI 多孔喷油器喷雾特性进行了研究,主要考虑了燃油特性对喷雾结构的影响<sup>[4-5]</sup>。

建立实际发动机的可视化试验对 GDI 喷雾特性进行研究,存在成本高和实现困难的问题,所以国内外都致力于采用数值模拟计算的方法进行相关内容的研究。目前喷雾破碎模型大多基于柴油为介质来建立。Keiya 等采用激光吸收散射法和基于 Huh Gosman 模型,以汽油为介质对单孔以及 3 种不同夹角的双孔自由喷雾和碰撞喷雾进行研究,分析了喷孔轴线夹角对双孔喷雾的气相质量分数、贯穿距以及喷雾锥角的影响<sup>[6]</sup>。Malaguti S 等对均匀分布的六孔喷油器采用 Star-CD 进行了数值模拟研究,以 Reitz 和 Diwakar 模型模拟二次破碎,对 Blob 和 Huh Gosman 两种初始破碎模型进行评估,对 Blob 和 Huh Gosman 模型产生的初始破碎粒子直径较 Blob 的小,所以对二次破碎模型控制要求不同<sup>[7]</sup>。

关于缸内直喷汽油多孔喷雾的数值模拟研究相对较少。本研究旨在对 Huh Gosman 模型进行分析评估,建立适合于缸内直喷汽油多孔喷雾计算的破碎模型,并且通过建立定容自由喷雾试验验证模型的合理性。

## 1 破碎模型的建立和评估

考虑到液体在喷射过程中既受到喷孔内流动过程的影响,同时也受到周围气体介质流动的影响,根据 Huh Gosman 模型假设射流内部的湍流扰动和气动力是导致液体分裂雾化的动因<sup>[8-9]</sup>。液体破裂长度  $L_A$  取决于扰动长度尺度  $L_t$ 。

$$L_A = C_1 L_t = C_2 L_w \quad (1)$$

$$\text{其中 } L_t = L_{t0} \left( 1.0 + \frac{C_0 t}{\tau_{t0}} \right)^{0.457} \quad (2)$$

$$L_w = (C_1 / C_2) L_t \quad (3)$$

式中  $C_0, C_1, C_2$ ——常数

$L_{t0}, \tau_{t0}$ ——液滴离开喷孔时的初始扰动长度尺度和时间尺度,基于喷孔出口处的平均湍动能和湍动能耗散率计算

$t$ ——液滴寿命

$L_w$ ——基于 KH 非稳定性理论的扰动表面波长  
破碎时间  $\tau_A$  等于湍流扰动时间  $\tau_t$  和空气动力扰动  $\tau_w$  时间的线性组合,即

$$\tau_A = C_3 \tau_t + C_4 \tau_w \quad (4)$$

$$\text{其中 } \tau_t(t) = \tau_{t0} + C_0 t \quad (5)$$

$$\tau_w = \left[ \frac{\rho_l \rho_g}{\rho_l + \rho_g} \left( \frac{U_{inj}}{L_w} \right)^2 - \frac{\sigma}{(\rho_l + \rho_g) L_w^3} \right]^{-1} \quad (6)$$

式中  $\rho_l, \rho_g$ ——液体和气体的密度

$\sigma$ ——液体表面张力

$U_{inj}$ ——喷孔出口处液体速度

$C_3, C_4$ ——常数

最后破裂率为

$$\frac{dR}{dt} = \frac{2L_A}{\tau_A} \quad (7)$$

为了获得汽油缸内直喷多孔喷射的数值模型,这里以 Costa M<sup>[10]</sup>的试验条件为模拟初始条件。采用 GDI 6 孔喷油器,喷孔直径为 0.193 mm,环境压力为 0.1 MPa,环境温度为 298 K。喷油压力和喷油量在不同试验过程中分别为:条件 1 为 20 MPa、50 mg,条件 2 为 10 MPa、50 mg,条件 3 为 10 MPa、20 mg。不同试验条件下的喷油规律见图 1,根据试验条件建立数值模型。模拟考虑重力影响,对二次破碎模型的破碎过程进行评估。

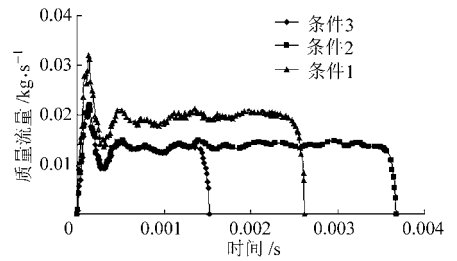


图 1 不同试验条件下的喷油规律

Fig. 1 Fuel injection rate under different test conditions

先采用经验公式对喷孔出口液滴直径进行预设<sup>[11]</sup>

$$D = C_d \left( \frac{2\pi\sigma}{\rho_g u_{rel}^2} \right) \lambda \quad (8)$$

式中  $C_d$ ——常数

$\lambda$ ——喷孔出口截面气液界面的非稳定性扰动波长

$\sigma$ ——液体的表面张力

$u_{rel}$ ——液体和气体之间的相对速度

根据经验公式对不同喷射条件下喷孔出口截面液滴直径进行估算,条件 1 时为 13.1  $\mu\text{m}$ ,条件 2 时为 25.7  $\mu\text{m}$ ,条件 3 时为 27.9  $\mu\text{m}$ 。

为了分析所建破碎模型对汽油缸内直喷的适应性,对上面的试验和假设条件进行模拟计算。取喷油器孔 1 的数据进行比较分析。

条件 1 时喷雾形态试验与模拟计算结果见图 2。图中上排为俯视图,下排为侧视图。

从图中可以看出,该模型的模拟结果与试验结果在外形上比较接近。

从贯穿度的计算结果(图 3)可以看出,预设喷雾初始液滴直径在不同的喷射条件下,贯穿度的计算值都小于试验值。条件 1 模拟结果在 1 200  $\mu\text{s}$  以

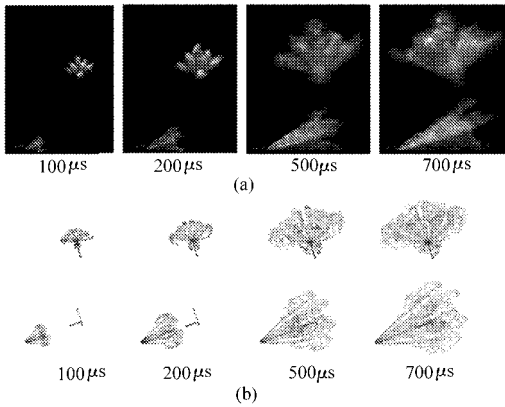


图2 喷雾形态模拟计算与试验结果对比

Fig. 2 Spray comparison between experiment and simulation results

(a) 试验结果 (b) Huh Gosman 模型模拟结果

后保持一定值不变,主要是由于该喷雾油束到达预定容室的底面。可见,Huh Gosman 模型进行缸内直喷汽油多孔喷雾的模拟计算时需要进行修正。

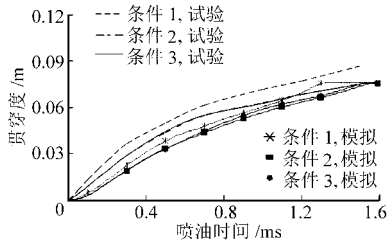


图3 喷雾贯穿度计算与试验结果

Fig. 3 Spray penetration between experiment and simulation results

## 2 破碎模型的修正

由于汽油的表面张力和粘度比柴油小,所以在同样的喷射条件下,汽油比柴油更容易破碎。而且汽油的喷射压力比柴油低,综合前面的计算分析可以看出,基于柴油试验建立的破碎模型在汽油喷雾过程中应作相应的修正。

实际喷射过程中液体离开喷孔时具有不同的粒径分布,采用离散液滴代替初始破碎,在喷雾模拟计算过程中是比较简单的方法,这里采用 $\chi^2$ 分布函数来描述初始液滴的分布。

$$f(y) = \frac{1}{2^{\frac{k}{2}} \Gamma\left(\frac{k}{2}\right)} y^{\frac{k}{2}-1} e^{-\frac{y}{2}} \quad (9)$$

式中  $x, y$ ——样本变量,  $y = \lg(cx)$

$c$ ——粒径分布调节参数

$k$ ——概率密度函数  $\Gamma$  的自由度

燃油的初始破碎过程主要和喷油压力有关,为了确定概率密度函数的自由度,以喷油压力为自变量建立函数

$$k = 8 - 2 \lg p_{inj} \quad (10)$$

喷油压力小于 1 MPa 时  $k = 8$ 。在确定粒径分布时以公式(8)确定的粒子直径对应 $\chi^2$ 分布概率密度函数中的概率最大值。

从图4中可以看出,自由度越大,较大液滴尺寸分布占的比例越大。

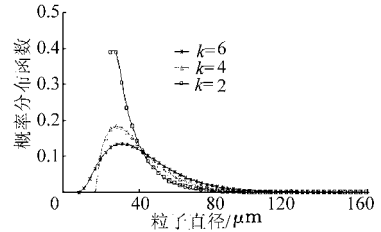
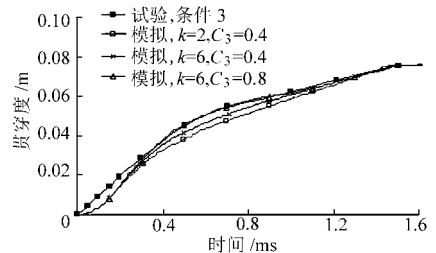


图4 条件3时初始液滴直径概率密度分布

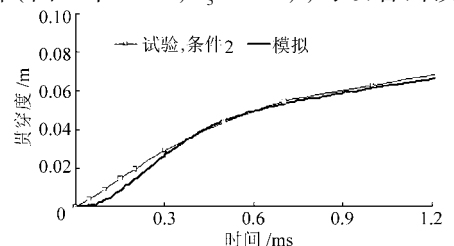
Fig. 4 Initial droplet diameter probability density distribution under condition No. 3

对于条件3选不同自由度进行计算。计算结果表明随着自由度的增大,由于较大初始直径喷雾粒子比例增大,所以喷雾贯穿度增大(图5)。在 $k = 6$ 时,贯穿度与试验结果较为接近,通过调整模型破碎时间参数,在 $C_3 = 0.8$ 时模拟结果与试验结果吻合较好。

图5 条件3时不同初始液滴直径分配尺寸模拟贯穿度对比  
Fig. 5 Comparison of different initial droplet size distribution simulation penetration under condition No. 3

条件2时 $k = 6$ 的粒径分布密度模拟贯穿度结果和试验结果对比见图6,模拟计算与试验结果最大误差在5%之内。可见该粒径分布密度也适用于具有相同喷射压力、不同喷油量的情况。

图7为条件1的模拟结果与试验结果的对比图。先采用 $p_{inj} = 10$  MPa、 $m_{inj} = 20$  mg的计算条件进行计算(图7中 $k = 6, C_3 = 0.8$ ),可以看出该条件下

图6 条件2时粒径分布密度模拟贯穿度对比  
Fig. 6 Comparison of  $k = 6$  initial droplet size distribution simulation penetration under condition No. 2

计算的贯穿度明显大于试验值。主要是由于喷油压力增大以后,喷雾粒子破碎速度加快,分布更均匀,尺寸也明显减小。所以应采用较小自由度分布函数粒径,这里采用  $k=2$  和  $k=4$  分别进行计算, $k=4$  时模拟结果与试验结果吻合较好。证明概率分布密度函数设置的合理性。

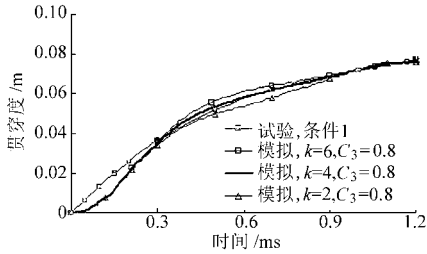


图 7 条件 1 时不同初始液滴直径分配尺寸模拟贯穿度对比  
Fig.7 Comparison of different initial droplet size distribution simulation penetration under condition No. 1

为了进一步验证模型建立的合理性,以  $p_{inj} = 10 \text{ MPa}$ 、 $m_{inj} = 20 \text{ mg}$  和  $p_{inj} = 20 \text{ MPa}$ 、 $m_{inj} = 50 \text{ mg}$ , 分别取距离喷油器出口截面 10 mm、20 mm 及 30 mm 平面的液滴为研究对象,计算该平面的液滴算术平均直径。模拟与试验值比较见图 8、9。

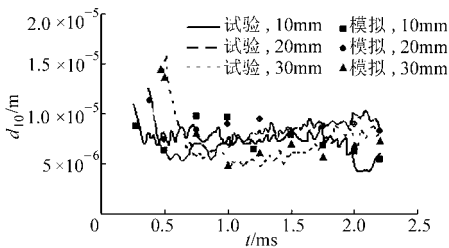


图 8 条件 3 时不同平面液滴  $d_{10}$  模拟计算与试验结果对比  
Fig. 8 Comparison of droplet  $d_{10}$  simulation and experiment on different planes under condition No. 3

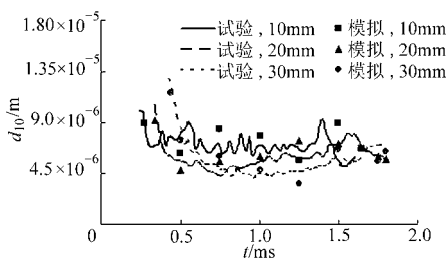


图 9 条件 1 时不同平面液滴  $d_{10}$  模拟计算与试验结果对比  
Fig.9 Comparison of droplet  $d_{10}$  simulation and experiment on different planes under condition No. 1

可见,喷射过程中,液滴运动中存在碰撞聚合,所以在设定平面上液滴直径平均值随时间有一定的波动。随着与喷孔距离的增加,液滴平均直径减小。在喷油压力 10 MPa 时,液滴的最终算术平均直径在  $6 \sim 10 \mu\text{m}$  之间;当喷油压力增加为 20 MPa 时,液滴的最终算术平均直径在  $4 \sim 8 \mu\text{m}$  之间。

最后对条件 1 的喷雾形态模拟结果与试验结果

进行对比(见图 10)。

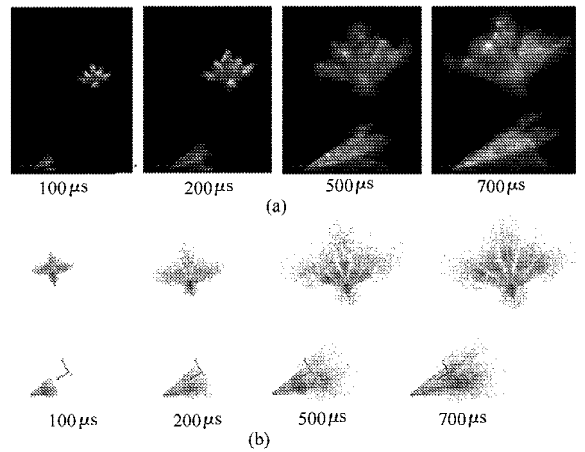


图 10 模型修正后喷雾模拟计算形态与试验结果  
Fig. 10 Spray profile from experiment and simulation with modified model

(a) 试验结果 (b) 模拟结果

从不同时刻喷雾形态的对比中可以发现,模型修正后的计算结果与试验结果吻合较好。

### 3 试验

为了验证所建模型的合理性,进行了定压容器内的自由喷雾试验。设喷油压力为 10 MPa 和 6 MPa 进行喷雾试验,对模拟计算结果进行验证。

图 11 为不同喷油压力下,自由喷雾试验结果(左侧)和模拟计算结果(右侧)对比图。从几何角度分析,喷孔分布集中于左半部,所以喷雾油束在此区域分布较为集中,但是由于喷孔的布置,致使左半部液滴到达同一水平面内的时间较长,在此分布域内的液滴发生碰撞聚合的几率较高,所以出现模拟过程中的左边分布域内喷雾油束贯穿度略大于试验结果。总体来看,模拟结果与试验结果吻合较好。

从图 12 中可以看出,不同喷射压力下喷雾贯穿度模拟计算结果与试验结果接近,最大误差在 5% 以内。

图 13 为两种喷射压力下,模拟计算的索特平均直径结果。可见随着喷油压力的增大,油束的索特平均直径减小。喷油开始 4 ms,  $p_{inj} = 6 \text{ MPa}$  时,索特平均直径为  $1.57 \times 10^{-5} \text{ m}$ ,  $p_{inj} = 10 \text{ MPa}$  时,索特平均直径为  $1.02 \times 10^{-5} \text{ m}$ 。并且喷油 1 ms 后,喷雾油束的索特平均直径变化较小,仅以 1.0% ~ 1.7% 速度减小。所以初始破碎在喷雾过程中占有重要的地位。

### 4 结论

(1) 根据汽油喷雾的特点,对破碎模型 Huh Gosman 模型进行了评估和修正,建立了初始破碎粒

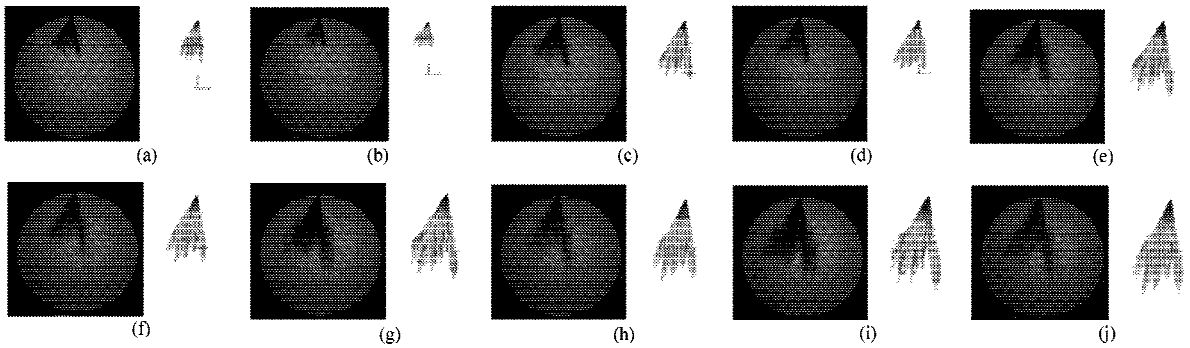


图 11 不同喷油压力下试验与模拟计算结果对比(环境压力  $p_{amb} = 0.1$  MPa)

Fig. 11 Spray experiment and simulation comparison under different injection pressures

- (a)  $p_{inj} = 10$  MPa,  $t = 0.5$  ms (b)  $p_{inj} = 6$  MPa,  $t = 0.5$  ms (c)  $p_{inj} = 10$  MPa,  $t = 1.0$  ms (d)  $p_{inj} = 6$  MPa,  $t = 1.0$  ms (e)  $p_{inj} = 10$  MPa,  $t = 1.5$  ms  
(f)  $p_{inj} = 6$  MPa,  $t = 1.5$  ms (g)  $p_{inj} = 10$  MPa,  $t = 2.0$  ms (h)  $p_{inj} = 6$  MPa,  $t = 2.0$  ms (i)  $p_{inj} = 10$  MPa,  $t = 2.5$  ms (j)  $p_{inj} = 6$  MPa,  $t = 2.5$  ms

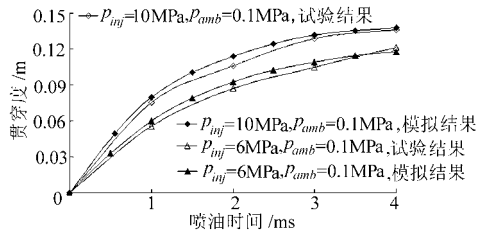


图 12 不同喷射压力下喷雾贯穿度试验与模拟结果对比

Fig. 12 Comparison of penetration between simulation and experiment under different injection pressures

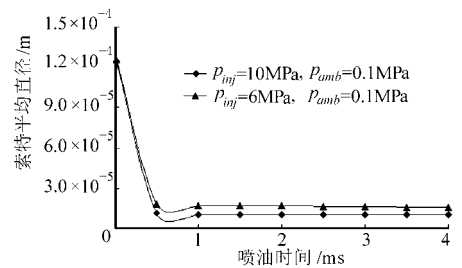


图 13 不同喷射压力下喷雾索特平均直径模拟结果

Fig. 13 SMD simulation under different injection pressures

径分布函数。最后通过定容喷雾试验验证了所建模型的合理性。

(2) 对初始液滴直径进行经验估算后, 采用 Huh Gosman 模型进行二次破碎计算时, 喷雾贯穿度小于试验值。

(3) 考虑实际液体在喷孔出口处液滴直径分布不均匀, 液滴初始破碎受喷油压力的影响最大, 所以

建立了以喷油压力为自变量的  $\chi^2$  分布函数, 假设液滴初始值的对数值服从  $\chi^2$  分布。根据公式对不同条件下的喷雾过程确定初始液滴的分布, 模拟结果与试验结果吻合较好。

(4) 建立定容室内自由喷雾试验对所建模型进行了验证, 试验结果与模拟计算结果吻合较好, 最大误差小于 5%。

#### 参 考 文 献

- 1 Vanzieleghe B P, Chryssakis C A, Grover R O, et al. Modeling of gasoline direct injection mixture formation with KIVA-3V and validation with optical engine planar laser induced fluorescence measurements [C] // Development of Spray Breakup and Wall Impingement Models In COMODIA, Yokohama, Japan, 2004: 545 ~ 550.
- 2 Aleiferis P G, Serras-Pereira J, Augoye A, et al. Effect of fuel temperature on in-nozzle cavitation and spray formation of liquid hydrocarbons and alcohols from a real-size optical injector for direct-injection spark-ignition engines [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2010, 53(21 ~ 22): 4 588 ~ 4 606.
- 3 Serras-Pereira J, van Romunde Z, Aleiferis P G, et al. Cavitation primary break-up and flash boiling of gasoline, iso-octane and n-pentane with a real-size optical direct-injection nozzle [J]. Fuel, 2010, 89(9): 2 592 ~ 2 607.
- 4 Zigan L, Schmitz I, Wensing M, et al. Effect of fuel properties on primary breakup and spray formation studied at a gasoline 3-hole nozzle [C] // ILASS-Europe 2010, 23rd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Brno, Czech Republic, 2010: 1 ~ 5.
- 5 Zigan L, Schmitz I, Wensing M, et al. Effect of fuel properties on spray breakup and evaporation studied for a multihole direct injection spark ignition injector [J]. Energy & Fuels, 2010, 24(8): 4 341 ~ 4 350.
- 6 Keiya Nishida, Jiangping Tian, Yasuki Sumoto, et al. An experimental and numerical study on sprays injected from two-hole nozzles for DISI engines [J]. Fuel, 2009, 88(9): 1 634 ~ 1 642.
- 7 Malaguti S, Fontanesi S, Cantore G. Numerical characterization of a new high-pressure multi-hole GDI injector [C] // ILASS - Europe 2010, 23rd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Brno, Czech Republic, 2010: 5 ~ 10.
- 8 Huh K Y, Lee E J, Koo J Y. Diesel spray atomization model considering nozzle exit turbulence conditions [J]. Atomization and Sprays, 1998, 8(4): 453 ~ 469.
- 9 Huh K Y, Gosman A D. A phenomenological model of diesel spray atomization [C] // Proc. Int. Conf. on Multiphase Flows '91, Tsukuba, 1991.
- 10 Arcoumanis C, Gavaises M, French B. Effect of fuel injection process on the structure of diesel sprays [C]. SAE Paper 970799, 1997.
- 11 Ferrari G. Motori a combustione interna [M]. Il Capitello, 2008.