doi:10.6041/j.issn.1000-1298.2014.03.004

缸内直喷汽油机多孔喷雾破碎模型研究*

王艳华[1,2]　高　峰[2]　杨世春[2]　许俊峰[1]　刘汉涛[1]

(1.中北大学机械与动力工程学院,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:为了建立缸内直喷汽油机多孔喷油器喷雾破碎模型,对 FIPA 模型、Huh Gosman 模型和 KH-RT 模型进行分析评估,确定了缸内汽油直喷二次破碎模型;以喷油压力为参数,基于初始破碎粒径分布公式,建立了缸内汽油直喷喷雾破碎模型;最后通过定容喷雾实验进行汽油自由喷雾实验,验证所建模型的合理性。研究结果发现:Huh Gosman 模型在汽油喷雾模拟过程中,模拟结果与实际喷射过程最为接近;FIPA 模型在相应模拟条件下,液滴的破碎速度过快;而 KH-RT 模型在该喷射条件下,液滴的破碎速度过慢。通过对 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,计算结果与实验结果吻合较好。

关键词:缸内直喷汽油机　多孔喷油器　破碎模型　自由喷雾

中图分类号:TK416　　**文献标识码**:A　　**文章编号**:1000-1298(2014)03-0020-06

引言

缸内直喷汽油机(GDI)与传统汽油机相比具有更高的充量系数、热效率和更好的瞬态响应能力。燃油喷射系统作为发动机的关键部件,其工作特性直接影响缸内混合气的形成和后续的燃烧过程[1-5]。多孔喷油器能够灵活控制缸内喷雾形态而受到关注。

通过建立实际发动机的可视化实验对 GDI 喷雾特性进行研究,存在成本高和实现困难的问题,所以国内外许多学者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是基于柴油为介质建立的。Keiya 等基于 Huh Gosman 模型,采用激光吸收散射法对单孔以及 3 种不同夹角的双孔自由喷雾和碰撞喷雾进行了研究,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[6]。Malaguti 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,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[7]。

目前,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 FIPA 模型、Huh Gosman 模型、KH-RT 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实验验证模型建立的合理性。文中建立的模型适合于没有提供喷油器结构,对发动机缸内汽油喷雾过程和燃烧过程进行预测。

1　破碎模型机理

由于 FIPA、Huh Gosman、KH-RT 这 3 种模型是对 WAVE 模型的完善和补充,理论上更加符合实际破碎过程,因此这里对这 3 种模型进行分析评估。

1.1　FIPA 模型

该模型基本思想是把液滴的分裂时间作为分裂过程的控制参数。对不同韦伯数对应的破碎时间进行划分[8]。

液滴破碎时间为

$$t_{bu}=\tau_{\text{break}}\frac{d}{u_{\text{rel}}}\sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \tag{1}$$

式中　τ_{break}——液滴破碎时间

d——液滴初始直径

u_{rel}——液滴相对周围介质的相对速度

ρ_l、ρ_g——液体和气体的介质密度

1.2　Huh Gosman 模型

该模型认为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。破裂长度 L_A 取决于扰动长度尺度 L_t[9-10],即

$$L_A=C_1L_t=C_2L_w \tag{2}$$

式中　L_w——基于 KH 非稳定性理论扰动表面波长

破碎时间 τ_A 等于湍流扰动时间 τ_t 和空气动力

收稿日期:2013-03-26　修回日期:2013-04-16

*国家自然科学基金资助项目(50606014)和中国博士后科学基金资助项目(2013M540034)

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

扰动时间 τ_w 的线性组合，即

$$\tau_A = C_3\tau_t + C_4\tau_w \tag{3}$$

其中 C_1、C_2、C_3、C_4 为常数。扰动波长和扰动时间的初始值根据喷孔结构计算湍动能和湍动能耗散获得。

最后破裂率为

$$\frac{\mathrm{d}R}{\mathrm{d}t} = \frac{2L_A}{\tau_A} \tag{4}$$

1.3　KH－RT 模型

KH－RT 模型考虑了沿流动方向扰动波的不稳定增长（KH 模型）和在液滴的迎风面方向当液滴的速度很快降低时在其驻点位置形成的扰动波（RT 模型）的影响，更适用于喷雾初始时刻相对速度高、空气阻力大的情况下发生的破碎现象[11－12]。

KH 模型认为油滴的破碎受最大表面波增长速率 Ω 及相应的波长 Λ 所控制。子液滴半径为

$$r_{\mathrm{stable}} = C_1\Lambda \tag{5}$$

特征破碎时间为

$$\tau_a = \frac{3.726C_2r}{\Lambda\Omega} \tag{6}$$

式中　r——初始油滴半径

当 RT 不稳定波的振幅大于变形油滴的厚度时，液滴将发生分裂，破碎受 Λ_t 和 Ω_t 控制，其表达式为

$$\Omega_t = \sqrt{\frac{2}{3\sqrt{3\sigma}}\frac{[a(\rho_l-\rho_g)]^{1.5}}{\rho_l+\rho_g}} \tag{7}$$

$$\Lambda_t = C_3 2\pi\sqrt{\frac{3\sigma}{a(\rho_l-\rho_g)}} \tag{8}$$

式中　σ——液体的表面张力

a——气液交界面的减速度

2　破碎模型的评估

为了获得缸内直喷汽油多孔喷射的数值模型，对二次破碎模型在 GDI 喷雾过程中的精度进行评估。以 Costa 等[13]的实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，喷油压力分别为 10、20 MPa，循环喷油量 20、50 mg，环境压力 0.1 MPa，环境温度为 298 K。模拟考虑重力影响。

先采用经验公式对喷孔出口液滴直径进行预设[14]

$$D = C_d\left(\frac{2\pi\sigma}{\rho_g u_{rel}^2}\right)\lambda \tag{9}$$

该经验公式考虑了液体的表面张力 σ、环境气体密度 ρ_g 以及液体和气体之间的相对速度 u_{rel} 对出口液滴半径的影响。C_d 为常数，出于对液力稳定性的分析，λ 为喷孔出口截面气液界面的非稳定性扰动波长。

根据经验公式对不同喷射条件下喷孔出口截面的直径进行估算，其值见表 1。取喷油器孔 1 的数据进行比较分析。

表 1　不同喷射条件下液滴初始直径假设值

Tab. 1　Droplet initial diameter under different fuel injection condition

	喷射条件	D/μm
1	p_{inj} = 20 MPa，m_{inj} = 50 mg	13.1
2	p_{inj} = 10 MPa，m_{inj} = 50 mg	25.7
3	p_{inj} = 10 MPa，m_{inj} = 20 mg	27.9

在喷射条件 1 中的喷雾形态实验与模拟计算结果见图 1。图中两行分别从顶面和侧面对喷雾形态进行比较。

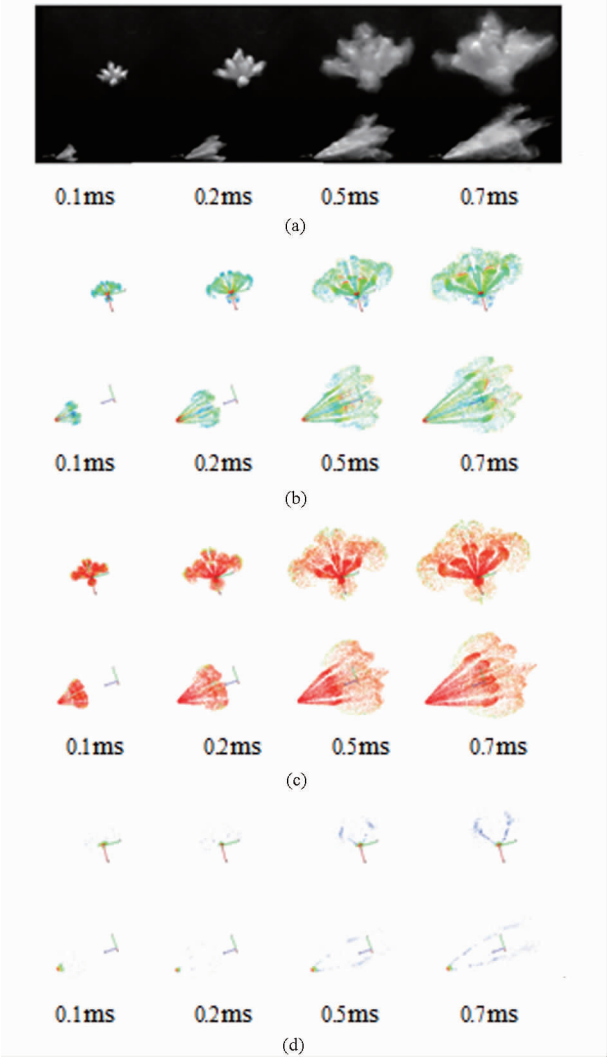

图 1　喷雾形态模拟计算与实验结果对比

Fig. 1　Spray comparison between experiment and simulation

（a）喷雾形态实验图　（b）Huh Gosman 模型计算喷雾形态图　（c）KH－RT 模型计算喷雾形态图　（d）FIPA 模型计算喷雾形态图

从图中可以看出，HuhGosman 和 KH－RT 模型

的计算结果与实验结果在外形上比较接近。而 FIPA 模型的计算结果在喷孔附近雾化程度较高,距离喷孔远端液滴通过较少。考虑破碎机理,可知 FIPA 模型的二次雾化采用对液滴韦伯数的判定确定破碎时间,破碎速度太快。而从 Huh Gosman 和 KH－RT 模型的模拟计算结果可以看出,在该喷射条件下,Huh Gosman 模型中液滴破碎速度要比 KH－RT模型快。

为了进一步分析模型的精确度,对不同喷射条件下 KH－RT 和 Huh Gosman 模型的喷雾贯穿度进行对比。从图 2 可以看出,在不同的喷射条件下,利用经验公式预设喷雾初始液滴直径,两模型贯穿度的计算值都小于实验值。

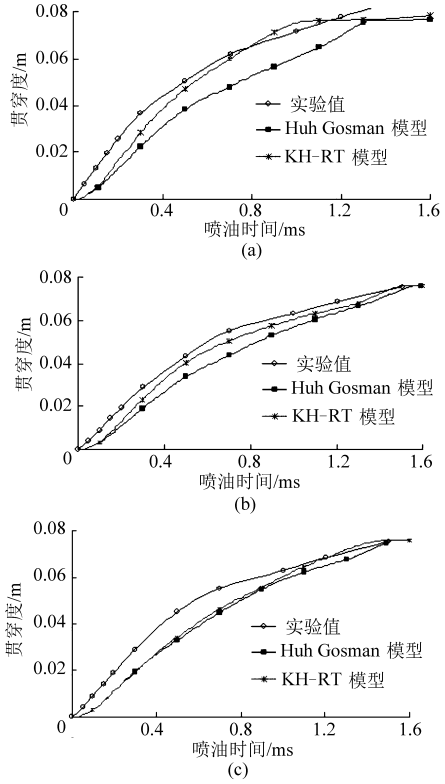

图 2 喷雾贯穿度计算与实验结果比较

Fig. 2 Comparison of spray penetration between experiment and simulation

(a) p_{inj} = 20 MPa, m_{inj} = 50 mg

(b) p_{inj} = 10 MPa, m_{inj} = 50 mg

(c) p_{inj} = 10 MPa, m_{inj} = 20 mg

图 2 中模拟贯穿度随喷雾时间的推移,在 1.2 ms以后保持一定值不变,主要是由于该喷雾油束到达预设定容室的底面。KH－RT 和 Huh Gosman 在 20 MPa 的喷射压力时,贯穿度差值较大,而在喷油压力为 10 MPa 时,两种模型的模拟结果随喷油量的变化而不同。

从贯穿度计算结果可以看出,KH－RT 的模拟结果与实验结果比较接近,但是从算术平均直径分析可以看出(图 3),当喷油压力为 10 MPa 时,KH－RT 模型计算的液滴算术平均直径约为 25 μm,而 Huh Gosman 模型计算相应直径为 8.8 μm。当喷油压力为 20 MPa 时,KH－RT 模型计算的液滴算术平均直径约为 13 μm,而 Huh Gosman 模型计算相应值为 5.9 μm。实际实验结果表明:在喷油压力 10 MPa 时,液滴的最终算术平均直径在 6～10 μm 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 4～8 μm 之间[14－15]。在汽油喷雾模拟过程中,由于喷油压力较低,KH－RT 模型中 RT 模型不起作用。在喷射过程中,液滴算术平均直径基本保持喷孔出口值,与实际破碎过程不符。

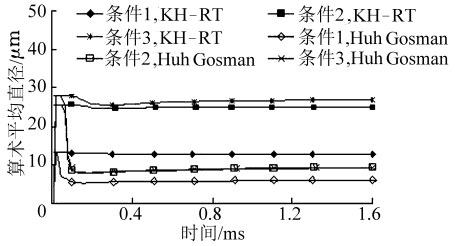

图 3 KH－RT 和 Huh Gosman 模型模拟液滴的算术平均直径结果

Fig. 3 Result of arithmetic average diameter with KH－RT model and Huh Gosman model

所以,采用 Huh Gosman 进行缸内直喷汽油多孔喷雾的模拟计算比较接近汽油喷雾的实际过程,但是需要进行修正。

3 破碎模型修正

由于汽油的表面张力和粘度比柴油小,所以在同样喷射条件下,汽油比柴油更容易破碎。而且汽油的喷射压力较柴油低,所以基于柴油实验建立的破碎模型应用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 χ^2 分布函数来描述初始液滴的分布

$$f(y) = \frac{1}{2^{\frac{k}{2}}\Gamma\left(\frac{k}{2}\right)} y^{\frac{k}{2}-1} e^{-\frac{y}{2}} \tag{10}$$

式中 y——样本变量 x 的对数值

k——该概率密度函数的自由度

样本变量 x 与 y 的关系为

$$y = \lg(cx)$$

式中 c——粒径分布调节参数

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

$$k = 8 - 2\lg p_{inj} \tag{11}$$

喷油压力小于 1 MPa 时 $k = 8$。粒径分布以式(9)确定的粒子直径对应 χ^2 分布概率密度函数中概率最大值。

首先以 $p_{inj} = 10$ MPa，$m_{inj} = 20$ mg，选不同自由度进行计算。结果表明随着自由度 k 的增大，大直径喷雾粒子所占比例增大，所以喷雾贯穿度增大(图 4)。在 $k = 6$ 时，贯穿度与实验结果较为接近，通过调整模型参数控制破碎时间参数，在 $C_3 = 0.8$ 时模拟结果与实验结果吻合较好。

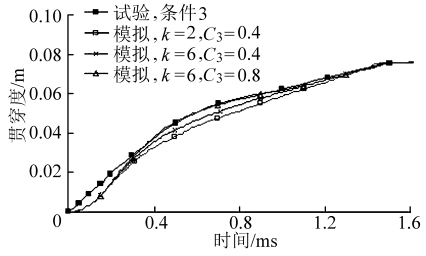

图 4　条件 3 时不同初始液滴分配尺寸模拟贯穿度与实验对比

Fig. 4　Simulation penetration comparison of different initial droplet size distribution with experiment

当 $p_{inj} = 10$ MPa、$m_{inj} = 50$ mg 时，自由度 $k = 6$ 的模拟和实验结果对比见图 5，模拟计算贯穿度与实验结果误差在 5% 之内。可见该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 6 为 $p_{inj} = 20$ MPa、$m_{inj} = 50$ mg 时模拟与实验结果对比。先采用前面 $p_{inj} = 10$ MPa、$m_{inj} = 20$ mg 的计算条件进行计算(图 6 中 $k = 6$，$C_3 = 0.8$)，可以看出该条件下计算的贯穿度明显大于实验值。主要是由于喷油压力增大以后，喷雾粒子破碎更快，且分布更均匀。所以应选用较小自由度，这里采用 $k = 2$ 和 $k = 4$ 分别进行计算，$k = 4$ 时模拟结果与实验结果吻合较好。证明了概率分布密度函数设置的合理性。

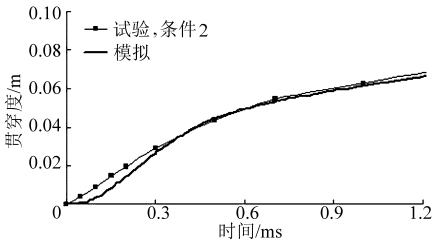

图 5　条件 2 时不同初始液滴分配尺寸模拟贯穿度与实验对比

Fig. 5　Simulation penetration comparison of different initial droplet size distribution with experiment

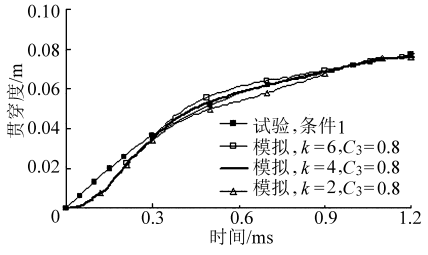

图 6　条件 1 时不同初始液滴分配尺寸模拟贯穿度与实验对比

Fig. 6　Simulation penetration comparison of different initial droplet size distribution with experiment

4　喷雾模型的验证

通过建立定压容器内的自由喷雾实验[15]，来验证所建模型的合理性。设喷油压力为 10 MPa 和 6 MPa，环境压力为 0.1 MPa 进行喷雾实验，对模拟计算结果进行验证。图 7 为不同喷油压力下，自由喷雾实验和模拟计算结果对比图。表明模拟结果与实验结果吻合较好。

5　结论

根据汽油喷雾的特点，对破碎模型进行了评估和修正，并通过建立定容喷雾实验验证了所建模型

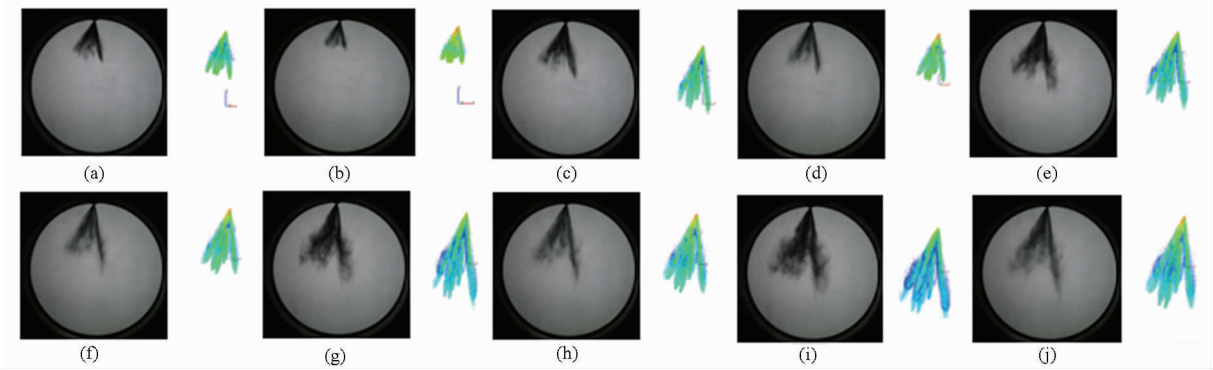

图 7　不同喷油压力实验与模拟计算结果对比

Fig. 7　Spray experiment and simulation comparison under different injection pressure

(a) $p_{inj} = 10.0$ MPa，$t = 0.5$ ms　(b) $p_{inj} = 6.0$ MPa，$t = 0.5$ ms　(c) $p_{inj} = 10.0$ MPa，$t = 1.0$ ms　(d) $p_{inj} = 6.0$ MPa，$t = 1.0$ ms

(e) $p_{inj} = 10.0$ MPa，$t = 1.5$ ms　(f) $p_{inj} = 6.0$ MPa，$t = 1.5$ ms　(g) $p_{inj} = 10.0$ MPa，$t = 2.0$ ms　(h) $p_{inj} = 6.0$ MPa，$t = 2.0$ ms

(i) $p_{inj} = 10.0$ MPa，$t = 2.5$ ms　(j) $p_{inj} = 6.0$ MPa，$t = 2.5$ ms

的合理性。

(1)对不同破碎机理的 3 种喷雾破碎模型进行评估,采用经验公式估算液滴初始直径。计算结果表明,二次破碎过程采用基于韦伯数判定的 FIPA 方法,汽油喷雾液滴破碎速度最快,液滴在喷孔出口附近很快雾化蒸发。由于喷油压力相对柴油喷射过程低,所以采用 KH - RT 模型液滴破碎过程相对较慢。只有基于喷孔内扰动产生的波动和空气动力共同作用的 Huh Gosman 模型与汽油实际喷射过程相近。

(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。喷雾贯穿度小于实验值。考虑实际液体在喷孔出口处液滴直径分布不均匀,本文在没有喷孔内流动计算的前提下,假设液滴初始值的对数值服从 χ^2 分布。模拟计算结果与实验结果接近。

(3)由于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 χ^2 分布函数。根据公式对不同条件下的喷雾过程确定初始液滴的分布,模拟结果与实验结果吻合较好。

(4)通过定容室内自由喷雾实验对所建模型进行了验证,实验结果与模拟计算结果吻合较好。

参 考 文 献

1 Measurements B P, Vanzieleghem C A, Chryssakis R O. 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): 4588 - 4606.

3 Serras-Pereira J, Van Romunde Z, Aleiferis P G, et al. Cavition 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): 2592 - 2607.

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]//23rd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 2010:1 - 5.

5 Zigan L, Schmitz I, Wensing M, et al. Effect of fuel properties on spray breakup and evaporation studied for a multi-hole direct injection spark ignition injector[J]. Energy & Fuels, 2010, 24(8):4341 - 4350.

6 Nishida K, Tian J, Sumoto Y, et al. An experimental and numerical study on sprays injected from two-hole nozzles for DISI engines[J]. Fuel, 2009, 88(9):1634 - 1642.

7 Malaguti S, Fontanesi S, Cantore G. Numerical characterization of a new high-pressure multi-hole GDI injector[C]//23rd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 2010:1 - 5.

8 Arcoumanis C, Gavaises M, French B. Effect of fuel injection process on the structure of diesel sprays[C]. SAE Paper 970799, 1997.

9 Chryssakis C A, Assanis D N. A secondary atomization model for liquid droplet deformation and breakup under high Weber number conditions[C]//18th Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 2005: 1 - 8.

10 Bianchi G M, Pelloni P, Corcione F E, et al. Modeling atomization of high-pressure diesel sprays[J]. ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2001, 123(2): 419 - 427.

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

12 Fujimoto H, Hori T, Senda J. Effect of breakup model on diesel spray structure simulated by large eddy simulation[C]. SAE Paper 2009 - 24 - 0024, 2009.

13 Costa M, Iorio B, Sorge U, et al. Assessment of a numerical model for multi-hole gasoline sprays to be employed in the simulation of spark ignition GDI engines with a jet-guided combustion mode[C]. SAE Paper 2009 - 01 - 1915, 2009.

14 Ferrari G. Motori a combustione interna[M]. Torino: II Capitello, 2008.

15 Mitroglou N, Nouri J M, Gavaises M, et al. Spray characteristics of a multi-hole injector for direct-injection gasoline engines[J]. International Journal of Engine Research, 2006, 7(3): 255 - 270.

Spray Break-up Model of Multi-hole Injector on Gasoline Direct Injection Engine

Wang Yanhua[1,2] Gao Feng[2] Yang Shichun[2] Xu Junfeng[1] Liu Hantao[1]

(1. *School of Mechanical and Power 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 break-up model of multi-hole injection on gasoline direct injection engine, an analysis and evaluation on FIPA model, Huh Gosman model and KH－RT model has been done. The second break-up model was built for gasoline direct injection in cylinder, and the primary break-up particle size distribution formula was also built based on injection pressure. So the break-up model of gasoline direct injection in cylinder was established. At last, by carrying out capacity spray experiments, gasoline free spray experiments were done to verify the reasonability of the established model. It was found that Huh Gosman model has the best simulation results compared with other models. The droplets break relatively too fast with FIPA model and too slowly with KH－RT under the same simulation condition. After modifying Huh Gosman model, the simulation results showed close to the practical ones. At last, free sprays under different injection pressures were simulated with the above established model. Calculation results match well with the experimental results.

Key words: Gasoline direct injection engine　Multi-hole injector　Break-up model　Free spray

(上接第 36 页)

Gasoline Engine Charge-efficiency Measuring Based on Fuel Consumption and AFR Test

Wan Liping　Jiang Yankun　Guo Yan　Zhang Jianping　Liu Xin

(*School of Energy and Power Engineering*, *Huazhong University of Science and Technology*, *Wuhan* 430074, *China*)

Abstract: This essay describes a new method, based on fuel consumption and AFR (Air-fuel ratio) measuring, to acquire the charge efficiency of internal combustion engine. In the method, the fuel consumption and AFR under steady condition are used to calculate the air inlet, and the air charge efficiency is calculated by definition. The equations of air charge efficiency and error analysis were built on fuel consumption and AFR. An injector flux calibration & testing system and a measuring system of fuel consumption and AFR were designed for a ZS157FMI－3 motor equipping with ZH600 engine electronic control system. The charge efficiency was tested through measuring mean and transient fuel consumptions and AFR. The efficiency test result indicates that the two methods of measuring fuel consumption have a good consistence for charge efficiency calculation, and the error estimation of the test results demonstrates that the efficiency results calculated from the fuel consumption and AFR have high accuracy, with the relative error below 0.5%. Since the charge efficiency acquiring way overcomes some inherent drawbacks of the common methods such as pressure wave method and velocity-pressure method, it offers more measure accurate in theory and better adaptability to different fuel types.

Key words: Gasoline engine　Charge efficiency　Fuel consumption　AFR　Accuracy