

# 基于欧拉-拉格朗日方法的高压喷雾过程数值模型

余磊<sup>1</sup>, 肖明雅<sup>1</sup>, 王润涛<sup>2</sup>, 陈江锋<sup>3</sup>, 周涛涛<sup>3</sup>, 唐志全<sup>3\*</sup>

1. 安徽全柴动力股份有限公司, 安徽 滁州 239500; 2. 中国科学技术大学工程科学学院, 安徽 合肥 230026;  
3. 合肥工业大学汽车与交通工程学院, 安徽 合肥 230009

**摘要:**为评估不同湍流模型和液滴破碎模型在高压喷雾雾化过程模拟的准确性, 基于欧拉-拉格朗日方法, 参照 Sandia 国家实验室 ECN 研究组的 Spray A 正十二烷喷雾试验, 开展高压喷雾过程的数值模拟研究。不同湍流模型和液滴破碎模型的仿真结果表明: 对高压喷雾雾化过程进行数值仿真时, 湍流模型中标准  $k-\varepsilon$  模型和 Realizable  $k-\varepsilon$  模型的数值模拟结果与试验结果更加接近, 其中标准  $k-\varepsilon$  模型能更准确地预测液相贯穿距, Realizable  $k-\varepsilon$  模型能更准确地预测气相贯穿距; 液滴破碎模型中 KH-RT 模型与 Wave 模型的模拟结果与试验结果都比较接近, 且 KH-RT 模型的模拟结果准确性更高。

**关键词:** 高压喷雾雾化过程; 湍流模型; 液滴破碎模型; 数值模拟

**中图分类号:** TK402

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1673-6397(2023)06-0010-11

**引用格式:** 余磊, 肖明雅, 王润涛, 等. 基于欧拉-拉格朗日方法的高压喷雾过程数值模型[J]. 内燃机与动力装置, 2023, 40(6): 10-20.

YU Lei, XIAO Mingya, WANG Runtao, et al. Numerical model of high pressure spray process based on Euler-Lagrangian method[J]. Internal Combustion Engine & Powerplant, 2023, 40(6): 10-20.

## 0 引言

随着能源与环境问题日益突出, 机动车污染物排放标准不断提高, 2019 年开始实行的国六排放标准对燃油车排放提出更加严格的要求, 高效与清洁技术已经成为内燃机发展的重点方向<sup>[1-2]</sup>。燃油雾化质量是影响内燃机燃烧过程的重要因素, 在很大程度上决定内燃机的动力和排放特性<sup>[3]</sup>。喷雾雾化过程是极其复杂的两相流问题, 涉及到气-液两相间的相互耦合以及液滴的碰撞、破碎和蒸发等多个过程。常用的试验手段只能宏观展现燃油雾化的工作过程<sup>[4]</sup>, 获取的流场信息有限, 数值模拟具有经济性和强大的信息获取能力, 可以获得雾化过程中湍流与液滴的详细演化特征, 已经成为研究喷雾发展过程的重要手段<sup>[5-6]</sup>。

模拟湍流和液相运动是喷雾雾化过程数值仿真的重点。由于直接数值模拟和大涡模拟需要巨大的计算量, 目前工程应用上仍多采用 Reynolds 平均法(简称 RANS 方法)处理雾化过程中的气相湍流运动, 同时耦合液滴破碎模型模拟雾化过程。万吉安<sup>[3]</sup>基于欧拉-拉格朗日方法, 湍流模型采用标准  $k-\varepsilon$  模型, 液滴破碎模型采用 Wave 模型进行柴油机燃油喷雾过程的三维数值模拟; 周乃君等<sup>[7]</sup>采用标准  $k-\varepsilon$  湍流模型耦合 Wave 液滴破碎模型研究了各种工况下高压燃油喷射雾化过程中的喷雾贯穿距和锥角等宏观特性的发展规律; 邢志海等<sup>[8]</sup>采用标准  $k-\varepsilon$  湍流模型耦合 Wave 液滴破碎模型对高压共轨单孔喷油器高

收稿日期: 2023-08-30

基金项目: 中国博士后科学基金项目(2021M690181)

第一作者简介: 余磊(1987—), 男, 安徽东至人, 工学学士, 工程师, 主要研究方向为内燃机, E-mail: lei.yu@quanchai.com.cn。

\* 通信作者简介: 唐志全(1996—), 男, 广东韶关人, 硕士研究生, 主要研究方向为多相流流动、燃料射流喷雾雾化, E-mail: 1183037147@qq.com。

压燃油喷雾微观特性数值模拟研究;王勇<sup>[9]</sup>采用标准  $k-\varepsilon$  湍流模型、KH-RT 液滴破碎模型进行了超高压燃油雾化过程仿真研究,探讨了不同模型参数不同工况下数值模拟效果;王昆朋<sup>[10]</sup>采用 RNG  $k-\varepsilon$  湍流模型耦合 KH-RT 液滴破碎模型探究了不同喷射压力、不同喷射策略对发动机喷雾发展和混合气形成过程的影响。虽然对喷雾雾化过程进行模拟时采用了不同的湍流模型和液滴破碎模型,但对内燃机工作过程中的高压喷雾计算,哪种模型的精度更高并无明确结论,因此有必要开展不同湍流模型和液滴破碎模型对高压喷雾过程模拟结果准确性的评估研究。

近年来,美国 Sandia 国家实验室下的 Engine Combustion Network (ECN) 研究组开展了一系列燃油喷雾试验研究,为喷雾雾化及燃烧过程的数值模拟提供了更多的标定数据,其中应用较为广泛的是以正十二烷为燃料、代号为 Spray A 的试验研究,这是由于正十二烷与柴油的碳链长度、沸点等性质更接近,使用正十二烷可以更准确地再现柴油喷出后的蒸发和混合过程,因此受到广大研究人员的关注<sup>[11-16]</sup>。

本文基于欧拉-拉格朗日方法,采用不同的湍流模型和液滴破碎模型对 Spray A 喷雾开展数值模拟研究,对比仿真与试验结果,分析不同模型对内燃机高压喷雾雾化过程模拟准确性的影响,为高压喷雾雾化过程的数值模拟研究提供参考。

## 1 数值模型

### 1.1 湍流模型

RANS 方法的核心是不直接求解瞬时的 Navier-Stokes (N-S) 方程,而是求解时均化的雷诺 (Reynolds) 方程。对流动质量、动量和能量输运方程进行 Reynolds 平均,构建时均输运方程。本文中不涉及气体高速流动,将流体视为不可压缩流体,故以张量表示的时均连续方程<sup>[17]</sup>和时均 Reynolds 方程 (RANS 方程)<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0, \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial (u_i u_j)}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \rho \overline{u'_i u'_j} \right), \quad (2)$$

式中:  $x_i, x_j$  为笛卡尔坐标的方向,  $i, j$  为张量指标,  $i, j = 1, 2, 3$ ;  $u_i, u_j$  为雷诺时均后速度的分量, m/s;  $\rho$  为流体的密度, kg/m<sup>3</sup>;  $p$  为流体的压力, Pa;  $\mu$  为动力黏度, Pa·s;  $t$  为时间, s;  $\rho \overline{u'_i u'_j}$  为时均后产生的 Reynolds 应力项, 为未知量, 根据张量规定, 实际对应了 6 个不同的 Reynolds 应力项, 即 3 个正应力和 3 个切应力。

式(1)和(2)组成的方程组中未知量大于方程组数量, 方程组不封闭, 需要引入新的方程才能使方程组封闭。引入不同的方程则形成不同的模型。

#### 1.1.1 Reynolds 应力方程模型 (RSM)

根据时均化法则,  $\overline{u'_i u'_j} = \overline{u_i u_j} - \overline{u_i} \overline{u_j}$ , 雷诺应力输运方程<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{\partial (\rho \overline{u'_i u'_j})}{\partial t} + C_{ij} = D_{T,ij} + D_{L,ij} - P_{ij} - G_{ij} + \varphi_{ij} - \varepsilon_{ij} - F_{ij}, \quad (3)$$

式中:  $C_{ij}$  为对流项,  $D_{T,ij}$  为湍流扩散项,  $D_{L,ij}$  为分子黏性扩散项,  $P_{ij}$  为剪应力产生项,  $G_{ij}$  为浮升力产生项,  $\varphi_{ij}$  为压力应变项,  $\varepsilon_{ij}$  为黏性耗散项,  $F_{ij}$  为系统旋转产生项。

雷诺应力模型是对湍流流动最完整的物理表示, 可以直接模拟 RANS 方程中的流动项, 适用于强旋转和流线曲率造成的湍流稳定性等非常复杂的流动问题。

#### 1.1.2 $k-\varepsilon$ 模型

在标准  $k-\varepsilon$  模型中, 关于湍动能  $k$  的输运方程<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]}{\partial x_j} + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k, \quad (4)$$

式中:  $\mu_t$  为湍动黏度,  $\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \varepsilon$ , 其中  $C_\mu$  为经验常数;  $Pr_k$  为  $k$  对应的普朗特数;  $G_k$  为由平均速度梯度引起的  $k$  的产生项;  $G_b$  为由浮升力引起的  $k$  的产生项;  $Y_M$  为可压缩湍流中的脉动扩张项;  $S_k$  为用户定义的关于  $k$  的源项。

关于湍流耗散率  $\varepsilon$  的输运方程<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right]}{\partial x_j} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon, \quad (5)$$

式中:  $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 $C_{3\varepsilon}$  是由研究经验得出的常数;  $Pr_\varepsilon$  为  $\varepsilon$  对应的普朗特数;  $S_\varepsilon$  为用户定义的关于  $\varepsilon$  的源项。

为了弥补标准  $k-\varepsilon$  模型的不足, 科研人员提出了适用不同情况的 RNG  $k-\varepsilon$  模型<sup>[18]</sup>、Realizable  $k-\varepsilon$  模型<sup>[19]</sup>。RNG  $k-\varepsilon$  模型中对湍流黏度进行了修改, 解决了标准  $k-\varepsilon$  模型对于旋转流动、强曲率流动计算失真的问题。Realizable  $k-\varepsilon$  模型将湍流黏度计算中的  $C_\mu$  与应变率相联系。该模型适用于高压射流、剪切流、大曲率流动, 并且强化了分离与强压差流动界面的性能。

### 1.1.3 $k-\omega$ 模型

标准  $k-\omega$  模型中, 对应的湍动能  $k$  的输运方程<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k, \quad (6)$$

式中:  $\Gamma_k$  为  $k$  的扩散项,  $Y_k$  为  $k$  在湍流下的耗散。

湍流耗散率  $\omega$  的输运方程为:

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + S_\omega, \quad (7)$$

式中:  $G_\omega$  为  $\omega$  产生项;  $\Gamma_\omega$  为  $\omega$  的扩散率,  $Y_\omega$  为  $\omega$  在湍流下的耗散,  $S_\omega$  为源项。

相比  $k-\varepsilon$  模型,  $k-\omega$  模型可以更好地模拟壁面附近的流动, 而且能够很好地模拟逆压梯度边界层流动和分离。但是该模型不能准确模拟自然流, 对于逆压梯度造成的剪切力预测过高。相比于标准  $k-\omega$  模型, 通常建议选用改进的 SST  $k-\omega$  模型<sup>[20]</sup>。改进的 SST  $k-\omega$  模型以壁面距离为基准, 在壁面近场使用  $k-\omega$  模型, 在壁面远场采用  $k-\varepsilon$  模型, 更好地结合  $k-\varepsilon$  和  $k-\omega$  模型的优点。

## 1.2 离散相模型

喷雾过程包含液滴的喷射、破碎等复杂过程, 均需要相应的模型进行模拟<sup>[21]</sup>。本文中以离散相模型 (discrete phase model, DPM) 对液滴的位置、质量、动量以及温度进行追踪求解。

弛豫时间<sup>[17]</sup>

$$\tau_r = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu} \frac{24}{C_D Re}, \quad (8)$$

式中:  $d_p$  为液滴颗粒直径, m;  $Re$  为相对雷诺数;  $C_D$  为曳力系数。

笛卡尔坐标系下  $x$  方向的离散相液滴的作用力平衡方程<sup>[17]</sup>为:

$$\frac{du_p}{dt} = \frac{(u - u_p)}{\tau_r} + \frac{g_x(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_x, \quad (9)$$

式中:  $u$  为流体速度, m/s;  $u_p$  为液滴的速度, m/s;  $g_x$  为液滴在  $x$  方向的加速度, m/s<sup>2</sup>;  $\rho_p$  为液滴密度, kg/m<sup>3</sup>;  $F_x$  为液滴受到的其他力的作用, 包括热致迁移力、布朗力、萨夫曼升力等, 本文中只考虑虚拟质量力即使颗粒周围流体加速引起的附加作用力、压力梯度力的作用。

虚拟质量力<sup>[17]</sup>

$$F_v = \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_p} \frac{d}{dt} (u - u_p), \quad (10)$$

压力梯度力<sup>[17]</sup>

$$F_p = \left( \frac{\rho}{\rho_p} \right) u_p \frac{\partial u}{\partial x}. \quad (11)$$

考虑瞬时湍流速度脉动对颗粒轨迹的影响,对离散相颗粒的分布采用随机轨道模型。在实际过程中,通过连续相的差得到液滴所需要的流动信息。

### 1.3 液滴破碎模型

由于高压喷雾雾化过程中韦伯数较高,故选用 Wave Breakup Model (简称 Wave 模型)、KH-RT Breakup Model (简称 KH-RT 模型)、Stochastic Secondary Droplet Model (简称 SSD 模型) 3 种适用于高韦伯数流场的液滴破碎模型进行分析。

#### 1.3.1 Wave 模型

基于圆柱射流稳定性的线性分析,研究人员建立了 Wave 破碎模型<sup>[22]</sup>。圆柱射流在环境气体中受到的小扰动

$$\eta = \eta_0 \exp(inz + wt), \quad (12)$$

式中:  $\eta_0$  为初始振幅,  $n$  为波数,  $z$  为流动方向,  $w$  为波的增长率。

基于小扰动假设,对控制射流柱运动的 N-S 方程进行线性化处理,代入边界条件可得到色散方程。拟合色散方程的解,可得表面波的最大增长速率的方程<sup>[22]</sup>为:

$$\Omega_{KH} \left( \frac{\rho_l r^3}{\sigma} \right)^{0.5} = \frac{(0.34 + 0.38 We_g^{1.5})}{(1 + O_h)(1 + 1.4 T_a^{0.6})}, \quad (13)$$

式中:  $\Omega_{KH}$  为表面波的最大增长速率;  $\rho_l$  为流体密度,  $\text{kg/m}^3$ ;  $r$  为母液滴半径,  $\text{m}$ ;  $\sigma$  为表面张力系数,  $\text{N/m}$ ;  $We_g$  为气体韦伯数,是惯性力与表面张力的比<sup>[22]</sup>,  $We_g = \rho_g du_{rel}^2 / \sigma$ , 其中  $\rho_g$  为气相流体密度,  $\text{kg/m}^3$ ;

$d$  为特征长度,  $\text{m}$ ,  $u_{rel}$  为气液相对速度,  $\text{m/s}$ ;  $O_h$  为黏性力与表面张力的比,  $O_h = \frac{\mu}{\sqrt{\rho d \sigma}}$ ;  $T_a$  为泰勒数,  $T_a = O_h We_g^{0.5}$ 。

表面波的波长方程为:

$$\frac{\Lambda_{KH}}{r} = 9.02 \frac{(1 + 0.45 O_h^{0.5})(1 + 0.4 T_a^{0.7})}{(1 + 0.87 We_g^{1.67})^{0.6}}, \quad (14)$$

式中:  $\Lambda_{KH}$  为增长最快表面波的波长,  $\text{m}$ 。

Wave 破碎模型认为射流柱表面气液间剪切力的作用使射流柱出现了不稳定性,即 KH 表面波引起了射流表面的不稳定性,并最终导致了子液滴从射流柱表面剥落。因此,Wave 破碎模型也称为 KH 破碎模型。

液滴破碎后的子液滴半径<sup>[22]</sup>

$$r_{child} = \begin{cases} B_0 \Lambda_{KH}, B_0 \Lambda_{KH} \leq r; \\ \min \left[ \left( \frac{3\pi r^2 u_{rel}}{2\Omega_{KH}} \right)^{\frac{1}{3}}, \left( \frac{3r^2 \Lambda_{KH}}{4} \right)^{\frac{1}{3}} \right], B_0 \Lambda_{KH} > r; \end{cases} \quad (15)$$

式中:  $B_0$  为模型常数,本文中  $B_0 = 0.61$ 。

关于母液滴的半径表达式<sup>[22]</sup>为:

$$\frac{dr}{dt} = - \frac{(r - r_{child})}{t_{KH}}, \quad (16)$$

式中:  $t_{KH}$  为 KH 波破碎时间,  $t_{KH} = 3.726 B_1 r / \Lambda_{KH} \Omega_{KH}$ , 其中,  $B_1$  为与喷嘴结构、喷嘴内部流动状态有关的



模型常数,常取 1.7~60.0,本文中  $B_1=9.0$ 。

### 1.3.2 KH-RT 模型

KH-RT 模型认为液滴的破碎不仅是因为 KH 表面波的扰动,还有另一种不稳定波的扰动,即 RT 表面波。RT 模型认为扰动是在高速射流的气液交界面上由密度差导致液相向气相加速而引起的。与 KH 模型类似,RT 模型也是根据增长率最高的波的波长来决定液滴的破碎方式与破碎时间。虽然 KH-RT 模型中的 KH 波与 RT 波共同控制液滴破碎,但两者之间存在一定的竞争关系。在喷雾近场,由于射流内部接触的气体很少,所以 KH 波对液滴的破碎起主要作用;在喷雾远场,液滴与环境气体直接接触,首先在 RT 模型中,由液滴的破碎特征时间是否大于 RT 破碎时间决定液滴是否发生破碎,其次在 KH 模型中,由液滴韦伯数是否大于临界韦伯数判断是否发生 KH 破碎,临界韦伯数设为 12。

KH 波最大增长率  $\Omega_{KH}$ 、相应波长  $\Lambda_{KH}$  及破碎时间表达式在 KH 破碎模型中已描述,KH-RT 模型中  $B_0=0.61$ ,  $B_1=60$ 。

RT 波最大增长率  $\Omega_{RT}$ 、相应波长  $\Lambda_{RT}$ 、破碎时间  $t_{RT}$  以及子液滴半径  $r_{child}$  的表达式<sup>[22]</sup> 分别为:

$$\Omega_{RT} = \left( \frac{2}{3\sqrt{3}\sigma_s} \frac{[-g_l(\rho_l - \rho_g)]^{\frac{3}{2}}}{\rho_l + \rho_g} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (17)$$

$$\Lambda_{RT} = 2\pi C_{RT}/\Omega_{RT}, \quad (18)$$

$$t_{RT} = C_\tau/\Omega_{RT}, \quad (19)$$

$$r_{child} = \pi C_{RT}/K_{RT}, \quad (20)$$

式中:  $g_l$  为液滴行进方向上的加速度,  $m/s^2$ ;  $C_{RT}$  为破碎半径常数,  $C_{RT}=1$ ;  $C_\tau$  为破碎时间常数,  $C_\tau=0.5$ 。

### 1.3.3 SSD 模型

SSD 模型将液滴破裂视为一种离散的随机事件导致直径尺度在一定范围内的分布。在 SSD 模型中,液滴破裂的概率与母液滴和次级液滴的大小无关。破裂模型可预测发生破裂的时间以及新液滴的数量和属性。液滴半径大于临界半径  $r_{cr}$  时液滴发生破裂。

临界半径<sup>[17]</sup>

$$r_{cr} = \frac{We_{cr}\sigma}{\rho_g u_{rel}^2}, \quad (21)$$

式中:  $We_{cr}$  为临界韦伯数,本文中  $We_{cr}=6$ 。

破碎时间<sup>[17]</sup>

$$t_{bu} = B \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g} \frac{r_{child}}{|u_{rel}|}}, \quad (22)$$

式中:  $B$  为破碎常数,  $B=4$ 。半径大于临界半径的液滴的破裂时间会增大,当液滴上的破裂时间大于临界破裂时间时,发生破裂。

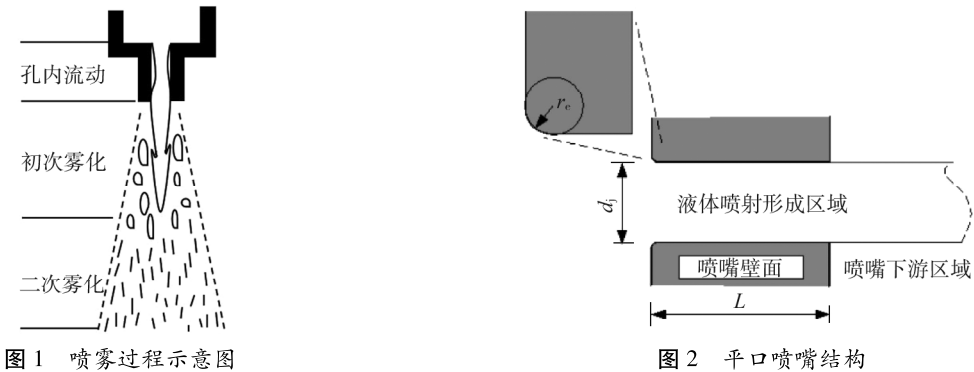
当一个液滴破碎时,这个液滴破碎成数个新的包裹。包裹中颗粒的半径通过对数分布函数随机获取<sup>[17]</sup>。

液滴发生分解时,创建足够多的小包裹,使每个小包裹所代表的液滴数大致等于所设置的小包裹目标数  $N_p$ ,本文中  $N_p=1000$ 。

## 1.4 物理模型及计算条件

喷雾过程示意如图 1 所示。由图 1 可知:喷雾的物理过程大致可分为喷嘴孔内流动、喷雾近场的初次雾化、喷雾远场的二次雾化 3 个阶段。这 3 个阶段中包含以下几方面的复杂过程:液柱流动、分裂形成液滴;液滴进一步破碎、碰撞、聚合、再破碎;液相蒸发、与环境气体混合以及液相与气相的相互作用等,使得喷雾过程的模拟计算十分复杂。

Spray A 喷雾试验中使用单孔共轨喷油器,数值模拟选用平口雾化喷嘴模型,平口雾化喷嘴模型结构如图 2 所示,喷嘴结构参数孔板长度  $L=0.1\text{ mm}$ ,喷射器内直径  $d_j=0.09\text{ mm}$ ,拐角曲率半径  $r_e=0.001\text{ mm}$ 。



为简化计算,将喷雾过程近似看作一个空间对称的物理过程,可进一步简化为二维旋转对称的物理过程。参考 Omidvar 等<sup>[23]</sup>的数值计算方法,建立二维对称计算域,计算网格如图 3 所示,其中,对网格以喷口为中心采用横向和纵向的渐进加密,网格的长和宽分别为 80、40 mm,网格数为 800×400 个, $O(0,0)$  处为喷嘴位置;边界 1 为恒温壁面边界,边界 2 为压力出口边界。本文中数值模拟基于 Spray A 试验,基本参数采用 Spray A 的计算工况的参数,如表 1 所示。

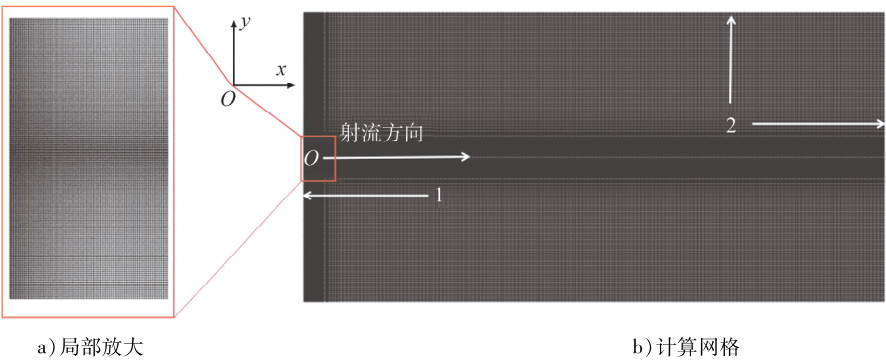


图 3 Spray A 计算网格

表 1 Spray A 计算工况相关参数

| 燃料   | 喷射压力/<br>MPa | 喷嘴直径/<br>mm | 燃料热力学<br>温度/K | $\varphi(\text{CO}_2)/$<br>% | $\varphi(\text{N}_2)/$<br>% | $\varphi(\text{H}_2\text{O})/$<br>% | 环境背压/<br>MPa | 环境热力学<br>温度/K | 环境气体密度/<br>( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ) | 喷射时间/<br>ms |
|------|--------------|-------------|---------------|------------------------------|-----------------------------|-------------------------------------|--------------|---------------|----------------------------------------------|-------------|
| 正十二烷 | 150          | 0.09        | 363           | 6.52                         | 89.71                       | 3.77                                | 6            | 900           | 22.8                                         | 1.5         |

注: $\varphi(\text{CO}_2)$ 、 $\varphi(\text{N}_2)$ 、 $\varphi(\text{H}_2\text{O})$ 分别为环境气体中  $\text{CO}_2$ 、 $\text{N}_2$ 、 $\text{H}_2\text{O}$  的体积分数。

1.5 网格无关性分析

为了保证获得的结果不受网格质量影响,对网格进行无关性验证,选用标准  $k-\varepsilon$  湍流模型耦合 Wave 破碎模型进行验证,网格数量分别为 20.6 万、32.0 万、40.5 万。以  $y=0$  中轴线上的 1.5 ms 时气相流场的速度计算结果作为对比,不同网格数量下的  $y=0$  中轴线  $x$  方向不同位置处气相流场速度曲线如图 4 所示。由图 4 可知:除气相流场峰值速度外,3 个网格的速度基本相同;网格数量为 32.0 万时气相流场的峰值速度与 40.5 万时的峰值速度几乎一致,但是网格数量为 20.6 万时气相流场的峰值速度明显较小,说明网格数量为 32.0 万时的网格精度可以满足计算要

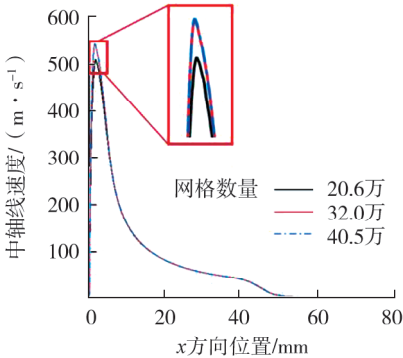


图 4 不同网格数量时中轴线  $x$  方向不同位置处气相流场速度对比图

求,即满足网格无关性。因此,本文中的计算采用网格数量为 32.0 万的网格。

## 2 仿真结果及分析

### 2.1 湍流模型对仿真结果的影响分析

通过标准  $k-\varepsilon$ 、RNG  $k-\varepsilon$ 、Realizable  $k-\varepsilon$ 、SST  $k-\omega$  以及 RSM 5 种湍流模型耦合 Wave 破碎模型对 Spray A 喷雾雾化过程进行模拟计算,分析不同湍流模型对数值结果准确性的影响,将 5 种湍流模型的仿真结果和试验结果进行对比,不同湍流模型对液相贯穿距的仿真结果如图 5 所示。

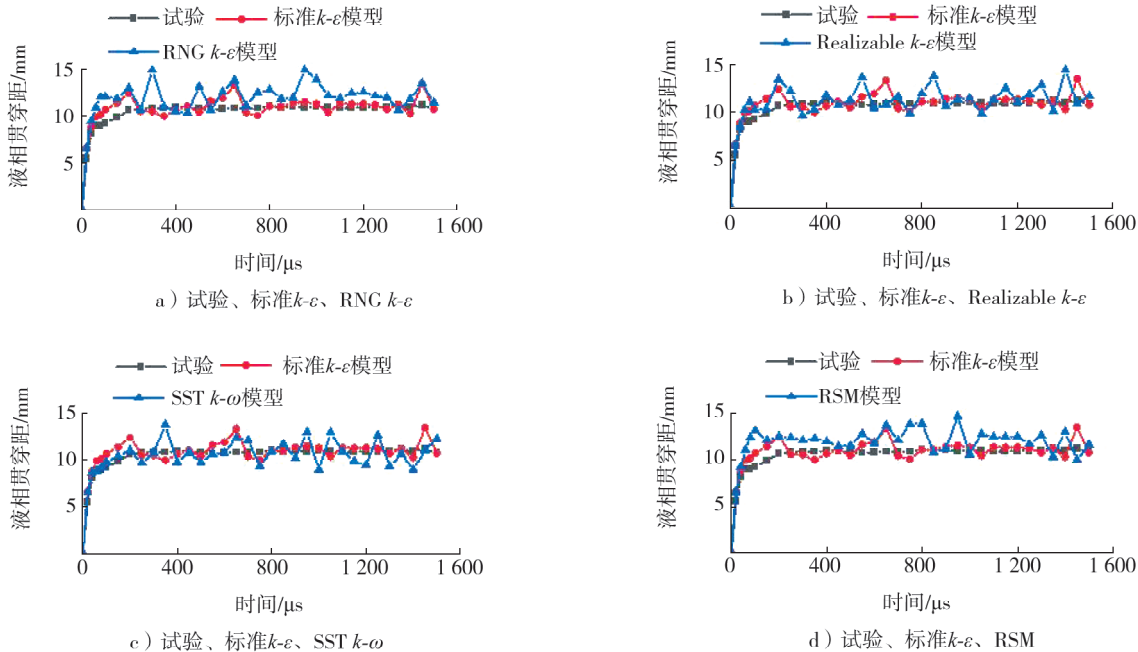


图5 试验和不同湍流模型对液相贯穿距的预测结果

由图 5 可知:不同湍流模型预测的液相贯穿距发展趋势基本与试验结果一致,都是先快速增长,而后液相贯穿距在 10 mm 附近上下波动;但 RNG  $k-\varepsilon$  和 RSM 模型仿真的液相贯穿距比试验偏大的比例较大,这是由于模型对喷雾场中的湍动能预测偏小,流场的主流速度较大,使得液相轴向运动距离更远;5 种湍流模型中,标准  $k-\varepsilon$  模型对液相贯穿距模拟结果的稳定性最好,随时间的波动最小。

不同湍流模型对气相贯穿距的预测结果和试验结果对比如图 6 所示。由图 6 可知:5 种模型计算的喷雾气相贯穿距均偏小,但 Realizable  $k-\varepsilon$  模型的仿真结果最接近试验结果,其次是标准  $k-\varepsilon$  模型,RNG  $k-\varepsilon$  模型的误差最大。

不同时刻喷雾形态试验结果及不同湍流模型仿真结果如图 7~12 所示,其中白色点划线表示喷雾轴向到达的最远位置。由图 7~12 可知:仿真得到的喷雾形态与试验图像大致相同。仿真图像与试验图像的差异主要表现在 2 方面:1) 试验图像的边界轮廓粗糙不平,仿真图像边界轮廓光滑平整,这是由于实际情况下液滴与连续相的湍流强相互作用形成喷雾的非对称结构,从而导致喷雾蒸气边缘粗糙不平,而 5 种湍流模型得到的是喷雾流场的湍流平均信息,形成了喷雾结构沿中心轴线成近似轴对称形状;2) 模拟

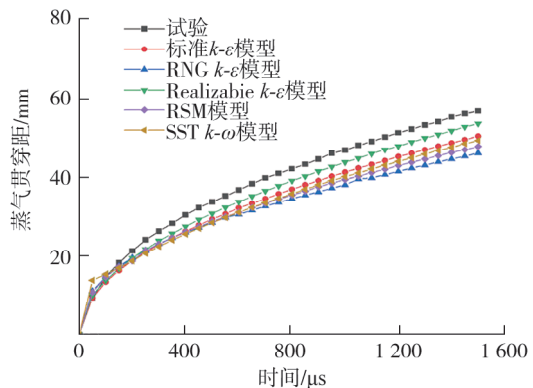


图6 不同湍流模型对气相贯穿距的预测结果和试验结果对比

计算的喷雾蒸气发展一直慢于实际情况。Realizable  $k-\varepsilon$  模型计算的气相纵向发展最接近试验数据,与图 6 中的喷雾气相贯穿距一致;但从喷雾气相径向发展来看,SST  $k-\omega$  模型仿真结果更接近试验,RNG  $k-\varepsilon$  模型得到的蒸气形态存在一定程度的失真,主要表现在喷雾近场径向发展过慢,喷雾远场径向发展过快。

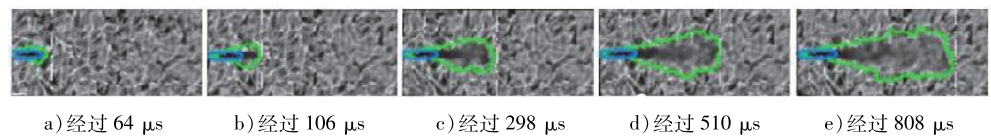


图 7 气相喷雾形态演变过程试验结果

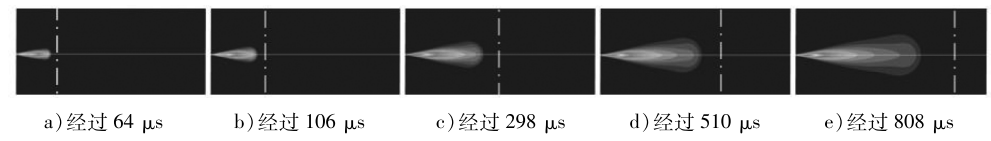


图 8 气相喷雾形态演变过程标准  $k-\varepsilon$  模型仿真结果

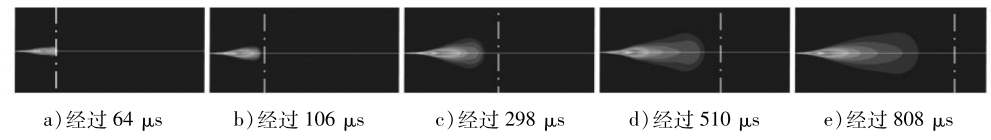


图 9 气相喷雾形态演变过程 RNG  $k-\varepsilon$  模型仿真结果

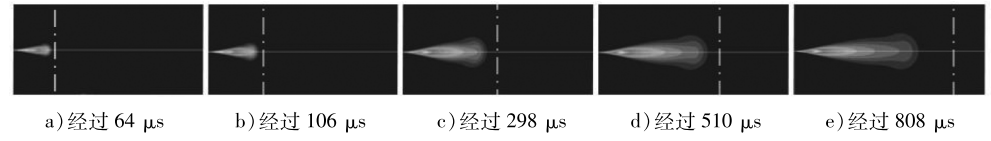


图 10 气相喷雾形态演变过程 Realizable  $k-\varepsilon$  模型仿真结果

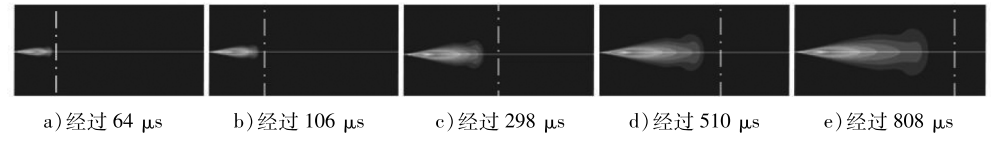


图 11 气相喷雾形态演变过程 RSM 模型仿真结果

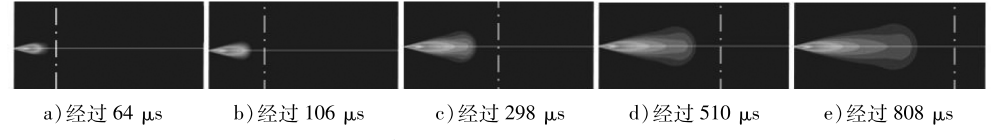


图 12 气相喷雾形态演变过程 SST  $k-\omega$  模型仿真结果

不同湍流模型对气相喷雾锥角的预测结果如表 2 所示。由表 2 可知:5 种湍流模型的仿真结果与试验结果都存在一定的误差,但是 SST  $k-\omega$  模型的气相喷雾锥角与试验结果的误差较小,其次是标准  $k-\varepsilon$  模型,RNG  $k-\varepsilon$  模型的误差最大,与气相喷雾形态演变过程的径向发展结果相同。

表 2 不同湍流模型对气相喷雾锥角的预测结果

| 气相喷雾锥角/(°) |                       |                        |                               |                   |        |
|------------|-----------------------|------------------------|-------------------------------|-------------------|--------|
| 试验         | 标准 $k-\varepsilon$ 模型 | RNG $k-\varepsilon$ 模型 | Realizable $k-\varepsilon$ 模型 | SST $k-\omega$ 模型 | RSM 模型 |
| 30.122     | 25.218                | 20.858                 | 22.014                        | 29.854            | 24.004 |

综上,Realizable  $k-\varepsilon$  模型在喷雾贯穿距、气相发展的仿真结果与试验结果最接近,RNG  $k-\varepsilon$  模型在所有结果的预测中误差都相对较大。在 Lu 等<sup>[21]</sup>的研究中也发现,RNG  $k-\varepsilon$  模型不能准确求解大体积运动,对喷雾体内气流速度的预测不合理,结合本文的结果说明此模型不适合 Spray A 条件下的高压喷雾仿真计算。虽然 RSM 模型能够较准确地预测喷雾体径向发展,但轴向发展的误差相对较大,而且 RSM 模

型需要求解的方程较多,计算时间较长,对网格质量要求较高,所以也不建议采用 RSM 模型进行喷雾模拟。虽然 SST  $k-\omega$  模型在喷雾体径向发展的预测略优于其他模型,但在对液相贯穿距的预测不如标准  $k-\varepsilon$  模型,对蒸气的发展预测不如 Realizable  $k-\varepsilon$  模型,也不推荐使用。标准  $k-\varepsilon$  模型和 Realizable  $k-\varepsilon$  模型的预测准确性都比较高,如果想获得更准确的液相贯穿距,优先选用标准  $k-\varepsilon$  模型;如果想获得更准确的气相贯穿距,优先选用 Realizable  $k-\varepsilon$  模型。

## 2.2 液滴破碎模型对仿真结果的影响分析

通过标准  $k-\varepsilon$  模型结合不同破碎模型进行仿真,试验和不同破碎模型对喷雾贯穿距的预测结果如图 13 所示。

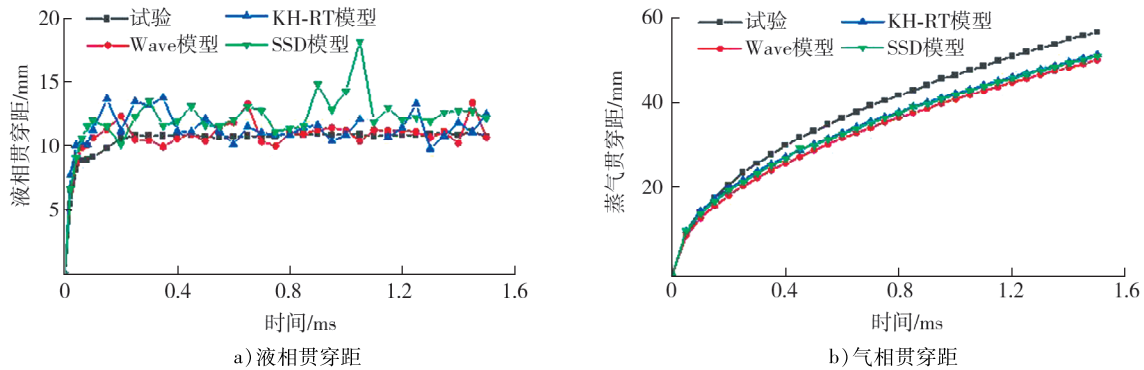


图 13 试验和不同破碎模型对喷雾贯穿距的预测结果

由图 13 可知:Wave 模型与 KH-RT 模型计算得到的液相贯穿距与试验结果相对接近,SSD 模型的预测结果相对偏大;不同破碎模型的气相贯穿距预测变化规律都与试验结果一致,但 KH-RT 模型和 SSD 模型预测的气相贯穿距相比 Wave 模型更接近试验结果。由于 SSD 模型中的液滴破碎是离散随机过程,液滴破碎的概率与液滴大小无关,导致部分液滴粒径过大,液滴获得的动量过大,轴向运动距离偏大,即液相贯穿距偏大。

不同破碎模型对气相喷雾形态演变过程的预测结果如图 14~17 所示,图中白色点划线表示喷雾轴向发展的最远位置。不同破碎模型对气相喷雾锥角的预测结果如表 3 所示。由图 14~17 可知:3 种破碎模型计算得到的喷雾轮廓形态与试验结果基本相似,喷雾的径向发展情况与试验结果吻合良好,轴向发展与试验结果存在一定差异。结合图 13 中气相贯穿距以及表 3 蒸气锥角的仿真结果,KH-RT 模型计算结果最接近试验结果,其次是 Wave 模型,SSD 模型计算得到的蒸气形态在喷雾近场不连续,这是由于 SSD 模型模拟的液滴粒径较大,液滴蒸发速度慢,因此喷雾蒸气在根部出现间断。

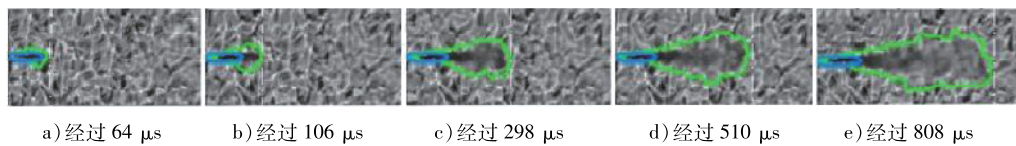


图 14 气相喷雾形态演变过程试验结果

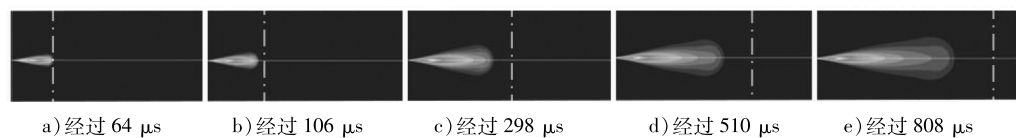


图 15 气相喷雾形态演变过程 Wave 模型仿真结果

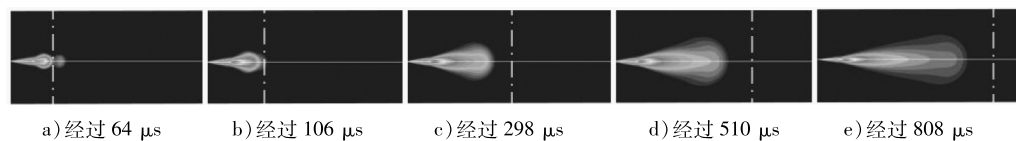


图 16 气相喷雾形态演变过程 KH-RT 模型仿真结果



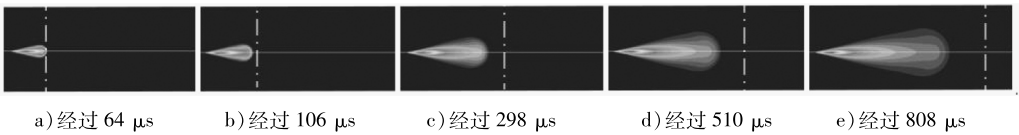


图 17 气相喷雾形态演变过程 SSD 模型仿真结果

由于 SSD 模型对喷雾蒸气形态的预测存在根部间断现象,所以 SSD 模型不适用于高压喷雾过程的模拟研究;KH-RT 模型在液相贯穿距的预测上与 Wave 模型的预测结果相差不多,但在气相贯穿距和气相喷雾锥角的预测都优于 Wave 模型。所以,在对高压喷雾雾化过程中的数值计算中破碎模型应优先选择 KH-RT 模型。

表 3 不同破碎模型对气相喷雾锥角的预测结果

| 气相喷雾锥角/(°) |         |          |        |
|------------|---------|----------|--------|
| 试验         | WAVE 模型 | KH-RT 模型 | SSD 模型 |
| 30.122     | 25.218  | 26.426   | 23.026 |

3 结论

基于欧拉-拉格朗日方法,在不同湍流模型以及液滴破碎模型下对 Spray A 条件下的喷雾雾化过程进行仿真研究,通过对比得到高压喷雾雾化过程数值模拟研究中相对合适的湍流模型以及液滴破碎模型。

1)5 种湍流模型中,RNG  $k-\varepsilon$ 、SST  $k-\omega$  以及 RSM 模型预测的液相贯穿距和气相贯穿距与试验结果都相差比较大,这 3 种湍流模型不适合应用于高压喷雾雾化过程模拟研究;标准  $k-\varepsilon$  模型与 Realizable  $k-\varepsilon$  模型的模拟结果与试验比较吻合,在喷雾液相贯穿距的预测中,标准  $k-\varepsilon$  模型的仿真结果更好,在气相贯穿距的预测中,Realizable  $k-\varepsilon$  模型的仿真结果更好,这两种模型都比较适合应用于高压喷雾雾化过程数值模拟研究。

2)SSD 模型预测的液相贯穿对比试验结果明显偏大,而且对喷雾蒸气形态的预测存在根部间断现象,不适用于高压喷雾雾化过程的模拟研究;KH-RT 模型与 Wave 模型的模拟结果与试验结果都比较接近,但是 KH-RT 模型的模拟结果准确性更高。

参考文献:

[1] 田涛. 内燃机车用高强度柴油机现状分析及发展前景[J]. 机电信息, 2016(6):104-105.

[2] 伍赛特. 机车柴油机的节能研究及展望[J]. 节能, 2018,37(10):53-57.

[3] 万吉安. 柴油机燃油高压喷雾 PIV 测量及数值模拟[D]. 武汉:华中科技大学,2005.

[4] 江帆,黄鹏. Fluent 高级应用与实例分析[M]. 北京:清华大学出版社, 2018.

[5] ZHOU L, LUO K H, QIN W J, et al. Large eddy simulation of spray and combustion characteristics with realistic chemistry and high-order numerical scheme under diesel engine-like conditions[J]. Energy Conversion and Management, 2015,93: 377-387.

[6] BAZDIDI-TEHRANI F, ZEINIVAND H. Presumed PDF modeling of reactive two-phase flow in a three dimensional jet-stabilized model combustor[J]. Energy conversion and Management, 2010,51(1):225-234.

[7] 周乃君,杨晓力,邢志海,等. 高压共轨燃油喷射雾化特性的数值预报[J]. 中南大学学报(自然科学版),2012,43(10):4063-4067.

[8] 邢志海,李刚. 高压共轨燃油喷雾特性数值模拟研究[J]. 内燃机,2013(4):13-16.

[9] 王勇. 超高压燃油液滴破碎模型的建立与雾化机制的数值模拟研究[D]. 北京:北京交通大学,2018.

[10] 王昆朋. 缸内直喷甲醇发动机的喷雾特性研究[D]. 武汉:华中科技大学,2020.

[11] Sandia National Laboratories . National Technology and Engineering Solutions of Sandia[Z/OL]. [ 2023-06-10]. <https://ecn.sandia.gov/ecn-data-search/>.

[12] 李文刚,肖隐利,路易聘,等. 基于 OpenFOAM 的正十二烷喷雾燃烧数值模拟[J]. 西北工业大学学报, 2021,39(3):

- 539–548.
- [13] LACAZE G, MISDARIIS A, RUIZ A, et al. Analysis of high-pressure diesel fuel injection processes using LES with real-fluid thermodynamics and transport[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2015,35(2):1603–1611.
  - [14] MANIN J, BARDI M, PICKETT L M, et al. Microscopic investigation of the atomization and mixing processes of diesel sprays injected into high pressure and temperature environments[J]. Fuel, 2014,134:531–543.
  - [15] MATHEIS J, HICKEL S. Multi-component vapor-liquid equilibrium model for LES of high-pressure fuel injection and application to ECN Spray A[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2018,99:294–311.
  - [16] DOOLEY S, WON S H, HRYNE J, et al. The experimental evaluation of a methodology for surrogate fuel formulation to emulate gas phase combustion kinetic phenomena[J]. Combustion and Flame, 2012,159(4):1444–1466.
  - [17] 王福军. 计算流体力学分析[M]. 北京:清华大学出版社, 2004.
  - [18] YAKHOT V, ORSZAG S A. Renormalization group analysis of turbulence I: basic theory [J]. Journal of Scientific Computing, 1986,1(1):3–51.
  - [19] SHIH T H, LIOU W W, SHABBIR A, et al. A new  $k-\varepsilon$  eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows[J]. Computers & Fluids, 1995,24(3):227–238.
  - [20] ABRAHAMSON J. Fluent Theory Guide[M]. Pittsburgh, USA:Fluent A. ANSYS, 2022.
  - [21] LU Z, ZHOU L, REN Z Y, et al. Effects of spray and turbulence modelling on the mixing and combustion characteristics of an n-heptane spray flame simulated with dynamic adaptive chemistry[J]. Flow, Turbulence and Combustion, 2016,97(2):609–629.
  - [22] 刘日起. 航空发动机燃烧室喷雾燃烧数值方法及应用研究[D]. 西安:西北工业大学, 2017.
  - [23] OMIDVAR A. Development and assessment of an improved droplet breakup model for numerical simulation of spray in a turbulent flow field[J]. Applied Thermal Engineering: Design, Processes, Equipment, Economics, 2019,156:432–443.

## Numerical model of high pressure spray process based on Euler-Lagrangian method

YU Lei<sup>1</sup>, XIAO Mingya<sup>1</sup>, WANG Runtao<sup>2</sup>, CHEN Jiangfeng<sup>3</sup>,  
ZHOU Taotao<sup>3</sup>, TANG Zhiquan<sup>3\*</sup>

1. Anhui Quanchai Power Co., Ltd., Chuzhou 239500, China;

2. School of Engineering Science, University of Science and Technology of China, Hefei 230026, China;

3. School of Automotive and Transportation Engineering, Hefei University of Technology, Hefei 230009, China

**Abstract:** In order to evaluate the accuracy of different turbulence models and droplet breakup models in the simulation of high-pressure spray atomization process, based on Euler-Lagrange method and took the Spray A n-dodecane spray experiment of ECN research group of Sandia National Laboratory as a reference, numerical simulation research on high-pressure spray process is carried out. The numerical results obtained by using different turbulence models and droplet breakup models show that the numerical simulation results of the standard  $k-\varepsilon$  and realizable  $k-\varepsilon$  models in the turbulence model are closer to the experimental results when the numerical simulation of high-pressure spray atomization process is carried out. The liquid-phase penetration distance can be predicted more accurately by standard  $k-\varepsilon$  model, while the gas-phase penetration distance can be predicted more accurately by realizable  $k-\varepsilon$  model. The simulation results of KH-RT model and wave model are close to the experimental results, but the accuracy of the simulation results of KH-RT model is better.

**Keywords:** high pressure spray atomization process; turbulence model; droplet fragmentation model; numerical simulation

(责任编辑:刘丽君)