

文章编号:1000-8055(2013)07-1441-08

两种雾化模型在横向流雾化数值模拟中的应用

刘 静¹, 徐 旭²

(1. 北京航天动力研究所 热能工程(环保)事业部, 北京 100166;
2. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 100191)

摘 要: 通过对横向气流中燃料雾化的数值模拟, 分析了两种常用的雾化模型 TAB(Taylor analogy breakup)模型和 Reitz 波不稳定性模型中的经验参数变化对模拟结果的影响, 为合理使用这两种雾化模型提供了参考. 对雾化过程的模拟结果与实验结果的对比分析发现: 虽然 TAB 和 Reitz 波模型都能对穿透深度进行很好的预估, 但从液滴分布、SMD(Sauter mean diameter)和液滴速度等具体参数的计算结果来看, TAB 模型的计算结果优于 Reitz 波模型, 更适用于相关计算, 并给出了适当的 TAB 模型的经验参数取值. 最后, 用 TAB 模型在相同经验参数下对不同燃料喷射速度的工况进行了计算, 得到了满意的结果. 这种先用实验数据校准经验参数, 然后用校准后的经验参数计算相关未知结果工况的方法可以应用在今后的预估计算和研究中.

关 键 词: 两相流; 雾化模型; 数值模拟; 经验参数; 雾化实验

中图分类号: V231.2⁺3

文献标志码: A

Application on numerical simulation of atomization of liquid jet in crossflow using two atomization models

LIU Jing¹, XU Xu²

(1. Environmental Protection of Thermal Engineering Division,
Beijing Aerospace Propulsion Institute, Beijing 100166, China;

2. School of Astronautics,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: The liquid jet atomization in crossflow was numerically simulated using TAB model and Reitz wave instability model, both of which were often used in atomization simulation. The influence of different experience parameters of these two models were analyzed for reference. Both of these two models could give correct penetration, but TAB model could also provide better liquid distribution, SMD and liquid droplets velocity than Reitz wave model; proper experience parameter values were presented. The other cases with different inject velocities were calculated using TAB model with the same experience parameter, and good results were also attained. This method can be used in later prediction calculation.

Key words: two-phase flow; atomization model; numerical simulation;
experience parameter; atomization experiment

液体燃料采取与气流方向垂直或近似垂直的角度喷射然后雾化的方式是发动机中常见的喷射

雾化方式. 燃料喷注器分布在燃烧室的壁面上, 燃料以不同的角度和喷射速度被喷入燃烧室. 当燃

收稿日期: 2012-07-02

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20130711.1810.201307.1441_005.html

作者简介: 刘静(1979—), 女, 陕西延安人, 工程师, 博士, 主要研究方向为两相流数值模拟和实验.

料从喷注器喷出后,在高速气流的作用下,在燃烧室中首先经历雾化过程,然后在此过程的基础上蒸发、掺混、燃烧.良好的燃烧过程是发动机进行高效工作的前提,燃料雾化程度的好坏直接决定了蒸发速度,进而成为控制燃料燃烧过程的关键因素.

对于这种特殊的喷射雾化方式,国内外研究者进行了深入而全面的实验研究^[1-4].其中 Wu 等^[4]采用 PDPA (phase Doppler particle anemometry) 测量方式对射流雾化的过程、破碎点、穿透深度等关键因素进行了详细的研究.对燃烧室中的数值模拟工作也一直在进行中,但由于计算条件等因素的限制,有些研究者忽略燃料的雾化过程,在出口处给出尺寸分布函数,然后进行掺混的计算^[5].在实际的工作条件下,燃料射流的雾化过程对于整个发动机来说是十分重要的一个过程.尽管经历的时间很短暂,但它很大程度上决定了掺混和燃烧过程组织的好坏.所以在数值模拟中如果添加了雾化过程的计算,将更接近于实际工作过程,也更有利于提高随后进行的蒸发、燃烧过程数值模拟的精确程度.

本文首先分析了目前常用的两种雾化模型中经验参数的选择对计算结果的影响,针对射流在燃烧室中的雾化过程,采用这两种雾化模型对这一过程进行了数值模拟,结合实验测量数据对比研究了两种雾化模型在该种喷射方式下的应用情况.最后进一步采用较优的计算模型在经验参数不变的情况下计算了不同喷射速度的工况.

1 计算模型

1.1 计算方法

计算采用了欧拉-拉格朗日法.气相采用欧拉法,控制方程为三维 N-S 方程.液相采用拉格朗日颗粒跟踪模型.液相对气相的影响通过方程中的源项来实现.

三维气相 N-S 方程为

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial y} + \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial z} = \frac{\partial \mathbf{F}_v}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}_v}{\partial y} + \frac{\partial \mathbf{H}_v}{\partial z} + \mathbf{S}$$

其中 $\mathbf{U}, \mathbf{F}, \mathbf{G}, \mathbf{H}, \mathbf{F}_v, \mathbf{G}_v, \mathbf{H}_v, \mathbf{S}$ 的具体表达式可参见文献[6].在液滴的运动过程中,所受到的单位外力 $\mathbf{F}$ 为空气阻力和重力

$$\mathbf{F} = \frac{3}{8} \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{|\mathbf{u}_g - \mathbf{u}_l|}{r} (\mathbf{u}_g - \mathbf{u}_l) C_d + g$$

式中下标 g 和 l 分别表示气相和液相参数, ρ 为密度, $\mathbf{u}$ 为速度矢量, r 是液滴半径, g 为重力加速度.

阻力系数 C_d 和气相雷诺数 Re 的定义为

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re} \left(1 + \frac{1}{6} Re^{2/3} \right) & Re < 1000 \\ 0.424 & Re > 1000 \end{cases}$$

$$Re = \frac{2\rho_g |\mathbf{u}_g - \mathbf{u}_l| r}{\mu_g}$$

所以由

$$\frac{d\mathbf{u}_l}{dt} = \mathbf{F}$$

可得到单个液滴在气相场中的运动速度,由此得到液滴的运动轨迹

$$\mathbf{x}_l = \int_0^t \mathbf{u}_l dt$$

计算流程见图 1.

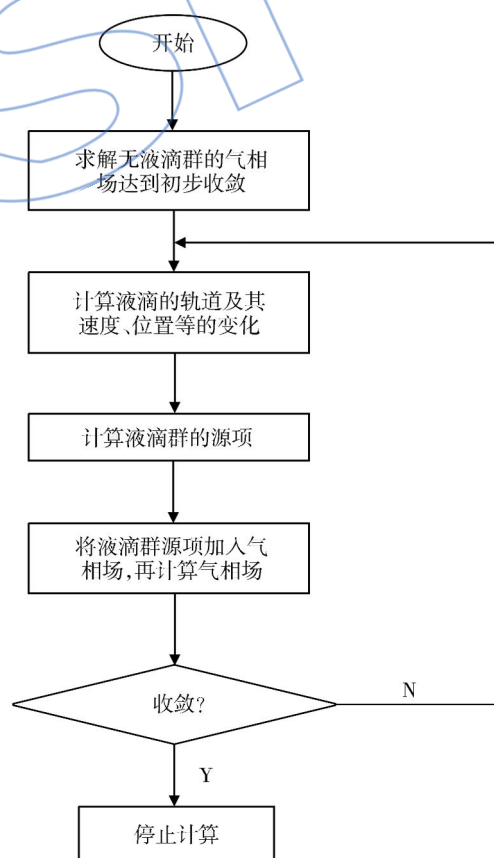


图1 计算流程图

Fig. 1 Flowchart of calculation

1.2 雾化模型

雾化模型主要有以下几种:临界准则数选定法;液滴初始直径修正法;TAB 模型;Reitz 波不稳定性模型(以下简称 Reitz 波模型)和附面层

法^[7]. 无论是采用计算软件还是自己开发的程序, 从模型建立的理论基础、应用范围以及计算结果准确性来说, 目前计算射流雾化应用最广泛的雾化模型就是 TAB 模型和 Reitz 波模型. 特别是一些商业软件如 Fluent, 计算内燃机的软件 KIVA 等也在雾化模块中主要包含了这两种模型. 下面分别介绍计算中采用的这两种雾化模型.

1.2.1 TAB 模型^[7-8]

Taylor 根据液滴的振荡、变形与弹簧质量系统之间的相似性提出 TAB 模型. 弹簧的恢复力与表面张力类似, 气动力类似于质量系统上的外力, 阻尼力类似于液体的黏性.

可以得到如下强迫简谐振动方程:

$$m\ddot{x} = F_a - Kx - d_a \dot{x} \quad (1)$$

其中 m 为液滴质量, x 是液滴前缘点偏离平衡位置的距离. 式(1)各系数 F_a , K , d_a 表示为

$$\begin{aligned} \frac{F_a}{m} &= C_f \frac{\rho_g u^2}{\rho_d r} \\ \frac{K}{m} &= C_k \frac{\sigma}{\rho_d r^3} \\ \frac{d_a}{m} &= C_d \frac{\mu_d}{\rho_d r^3} \end{aligned} \quad (2)$$

式中 u 是气液相对速度, σ 是液体表面张力, μ_d 是液体黏度. C_f , C_k , C_d 是常数.

令 $y_d = x/(C_b r)$, 并将式(2)代入式(1), 给出

$$\ddot{y}_d = \frac{C_f}{C_b} \frac{\rho}{\rho_d} \frac{u^2}{r^2} - \frac{C_k \sigma}{\rho_d r^3} y_d - \frac{C_d \mu_d}{\rho_d r^2} \dot{y}_d \quad (3)$$

TAB 模型认为, 只有当 $y_d > 1$ 时液滴才会碎裂. 当相对速度恒定时, 方程的解为

$$\begin{aligned} y_d(t) &= \frac{C_f}{C_k C_b} We + \exp(-\Delta t/t_d) \times \\ &\left[(y_d(0) - \frac{C_f}{C_k C_b} We) \cos \omega t + \right. \\ &\left. \frac{1}{\omega} \left[\dot{y}_d(0) + \frac{y_d(0) - \frac{C_f}{C_k C_b} We}{t_d} \right] \sin \omega t \right] \end{aligned} \quad (4)$$

式中

$$\begin{aligned} We &= \frac{\rho_g u^2 r}{\sigma} \\ t_d &= \frac{2}{C_d} \frac{\rho_d r^2}{\mu_d} \\ \omega^2 &= C_k \frac{\sigma}{\rho_d r^3} - \frac{1}{t_d^2} \\ \dot{y}_d(0) &= \frac{d y_d(0)}{dt} \end{aligned}$$

而 C_f , C_k , C_d 和 C_b 等系数的具体值可根据实验数据和理论分析确定. 其中 Δt 为计算时间步长, We

为韦伯数. 在实际的计算中, 根据计算的具体条件, 以上系数也可根据具体的情况稍作调整.

下面通过对 y_d 及相关参数的判断和计算来决定液滴是否破碎, 最后得到雾化后子液滴的半径. 液滴碎裂以后的尺寸为

$$\frac{r}{r_{32}} = 1 + \frac{8K}{20} y_d(0)^2 + \frac{\rho_d r^3}{\sigma} \dot{y}_d^2 \left(\frac{6K-5}{120} \right)$$

其中 r 是母液滴半径, r_{32} 是破碎后的液滴直径, K 是经验常数, 一般为 10/3.

具体的中间计算和判断过程可参考文献[7-8].

1.2.2 Reitz 波不稳定模型^[7-8]

Reitz 通过研究轴对称射流的表面波不稳定性, 得到了具有最大增长速率 Ω 的波长 Λ , Ω 表示为

$$\frac{\Lambda}{r} = 9.02 \frac{(1+0.45 O_n^{0.5})(1+0.4 T^{0.7})}{(1+0.87 We_g^{1.67})^{0.6}} \quad (5)$$

$$\Omega \left[\frac{\rho_d r^3}{\sigma} \right]^{0.5} = \frac{(0.34+0.38 We_g^{1.5})}{(1+O_n)(1+1.4 T^{0.6})} \quad (6)$$

式中 $O_n = \sqrt{We_d}/Re_d$ 为液体 Ohnesorge 数, $We_d = \rho_d r u^2/\sigma$ 为液体韦伯数, $We_g = \rho_g r u^2/\sigma$ 为气体韦伯数, $Re_d = r u/\nu_d$ 为液体雷诺数. 另外, $T = O_n \sqrt{We_g}$.

而液滴碎裂以后的平均尺寸和碎裂速度则分别为

$$\begin{aligned} r' &= \\ &\begin{cases} B_0 \Lambda & \text{当 } B_0 \Lambda \leq r \\ \min[(3\pi r^2 \nu/2\Omega)^{0.33}, (3r^2 \Lambda/4)^{0.33}] & \text{当 } B_0 \Lambda > r \end{cases} \end{aligned} \quad (7)$$

当 $B_0 \Lambda \leq r$ 时, 母液滴破碎后产生的子液滴半径由式(7)的第 1 部分计算. 母液滴直径变化率为 $\frac{dr}{dt} = -\frac{(r-r')}{\tau_b}$, $\tau_b = 3.726 B_1 r/\Lambda \Omega$ 当 $B_0 \Lambda > r$ 时, 母液滴破碎后的直径是 $\min[(3\pi r^2 \nu/2\Omega)^{0.33}, (3r^2 \Lambda/4)^{0.33}]$, B_0 , B_1 为经验常数.

2 结果和分析

2.1 计算条件

计算条件参考文献[4]的实验数据. 矩形风洞的长、宽、高为 406, 125, 75 mm. 在实验件底部安装一个直流式喷注器, 喷注器直径 d 为 0.5 mm, 来流马赫数 Ma 为 0.3, 流场静温为 293 K, 静压为 140 kPa, 动压比 $q = \rho_d u_d^2/\rho_\infty u_\infty^2$ 的范围为 5.3~59.1, 实验测量设备采用 PDPA, 工质为水, 温度保持室温, 计算中应用到的具体工况见表 1.

表 1 实验工况表
Table 1 Experiment cases

实验工况	马赫数, 来流速度/ (m/s)	喷射速度/ (m/s)	液气动 压比 q
Case A	0.3, 103	19.3	21.7
Case B	0.3, 103	12.8	9.5
Case C	0.3, 103	29.0	48.8

2.2 雾化模型中各参数的影响

两种雾化模型中的一些重要的控制参数是半经验的, 这里对雾化模型中的经验参数进行了研究. 一次雾化模型采用 Reitz^[9] 提出的 Blob 模型, 此模型中液滴尺寸与喷注器出口直径相同, 这样为以后的二次雾化结果提供了一致的对比平台. 以 Case A 为算例进行对比.

2.2.1 TAB 模型

对于 TAB 模型, 它包含 C_f , C_k , C_d 和 C_b 四个参数, C_f , C_k , C_d 分别对应气动力、表面张力、液滴黏性的参数, C_b 是液滴破碎标准参数.

1) 气动力系数 C_f

当其他参数相同, 气动力系数分别取 1/24, 1/10, 1/3. 对于等于喷口直径的液滴从喷注器喷出后, 计算结果显示: 在 x/d 小于 20 的范围内雾化过程已经结束, 沿流向索太尔平均直径 SMD (量符号记为 D_{sm}) 不再变化. 以下图中的采样点在大部分流向位置上也基本没有变化. 由图 2 可见, 当气动力系数减小时, SMD 随着 C_f 的减小总体呈现增大的趋势 (初始液滴尺寸为 $500 \mu\text{m}$, 图中未标出). 这与实际状态^[10-15]也是符合的. 气动力相对较小时, 导致生成的液滴较大. 这也可以用

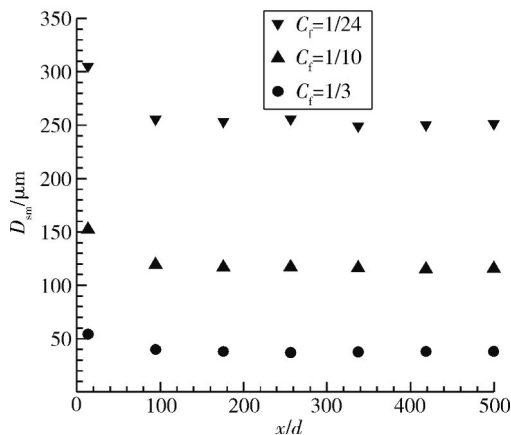


图 2 不同 C_f 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 2 SMD distribution with different C_f

气动力和表面张力之比即韦伯数来解释. C_k 相同时, C_f 为 1/3 对应的韦伯数是 C_f 为 1/24 对应的韦伯数的 8 倍, 大的韦伯数自然导致雾化后液滴较小.

2) 表面张力系数 C_k

图 3 和图 4 显示的是 C_f 固定时, 不同的 C_k 取值得到的沿流向的 SMD 分布. C_k 增大, 液滴尺寸相应地增大. 这是由于当增大 C_k 时, 相当于增大了液滴的表面张力, 从而产生较大的子液滴. 图 3 中, 当 C_f 取 1/24, 也就是气动力相对较小时, C_k 从 1 变化到 8 时, SMD 分布范围很广, 由 $60 \sim 260 \mu\text{m}$. 图 4 中, 当 C_f 取 1/3 时, 气动力相对较大, 导致 SMD 分布范围相对较窄, 为 $15 \sim 40 \mu\text{m}$.

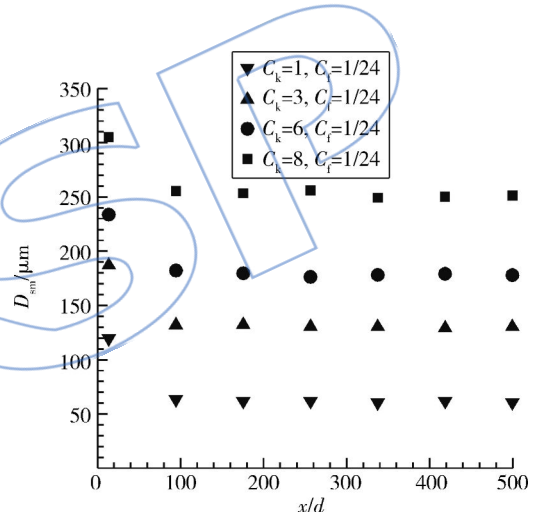


图 3 不同 C_k 条件下沿流向 SMD 分布图 ($C_f = 1/24$)
Fig. 3 SMD distribution with different C_k ($C_f = 1/24$)

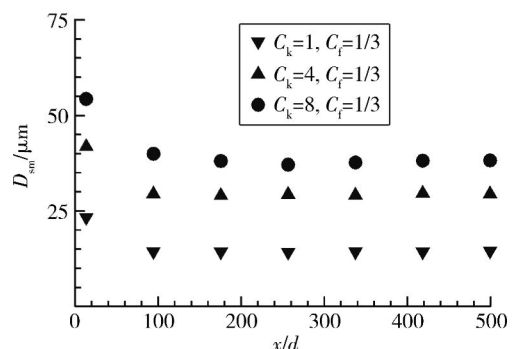


图 4 不同 C_k 条件下沿流向 SMD 分布图 ($C_f = 1/3$)
Fig. 4 SMD distribution with different C_k ($C_f = 1/3$)

所以对于液滴 SMD 分布, 气动力和表面张力的影响都很大. 两者的取值应该综合考虑. 但是实际上在模型中, C_k 和 C_f 之间有如下关系:

$$\frac{C_k C_b}{C_f} = 2W_{e_{crit}} \cong 12$$

式中 C_b 取为 $1/2$. 由图 5 看出, 当 C_k 和 C_l 都变化时, 液滴的平均直径变化不大, 虽然液滴的表面张力 C_k 和气动力 C_l 都发生了变化, 但临界韦伯数 We_{crit} 始终为 12, 所以反而不再有明显的趋势变化.

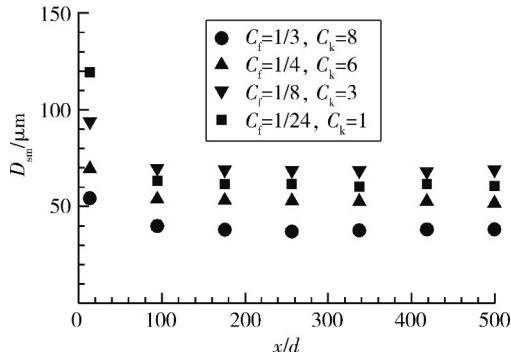


图 5 不同 C_l 和 C_k 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 5 SMD distribution with different C_l and C_k

3) 变形系数 C_b

图 6 为不同 C_b 条件下沿流向 SMD 分布图, C_b 为判断液滴变形破碎的参数, 取 $1/2$ 表示液滴赤道前缘点偏离其平衡位置的位移大于其半径的 $1/2$, 则认为发生破碎. 当 C_b 为 $1/8$ 时, 液滴变形程度较小就开始破碎, 这时的液滴直径最小, 当 C_b 为 1 时, 液滴赤道前缘点偏离其平衡位置的位移等于其半径才开始破碎, 这时的液滴直径较大. 当然当 C_b 为 $1/2$ 时最接近实验测量值.

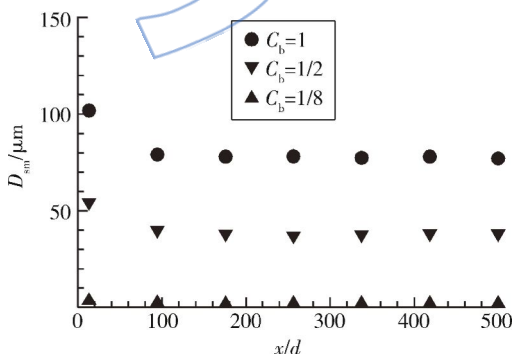


图 6 不同 C_b 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 6 SMD distribution with different C_b

4) 液滴黏度 C_d

C_d 是控制液滴黏性参数, 由图 7 可看出, C_d 由 $1 \sim 10$, 液滴破碎后的 SMD 变化不大. 也就是说在这种情形下液滴黏性对雾化直径影响不大.

2.2.2 Reitz 波不稳定模型

对于 Reitz 波不稳定性模型, 其中有两个重要参数, 分别是 B_0 和 B_1 . 图 8 中 B_0 增大, 液滴破碎

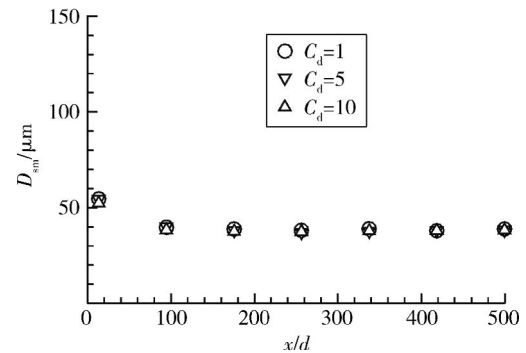


图 7 不同 C_d 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 7 SMD distribution with different C_d

后 SMD 相对变大. B_1 是破碎时间参数, B_1 小表示液滴在破碎过程中直径减小得快, B_1 大标志着液滴直径减小得慢. 图 9 反映了这种变化趋势. 由于破碎时间很短, 所以液滴的 SMD 只在喷注器附近有差别, 在后面的流动中液滴的 SMD 基本一致.

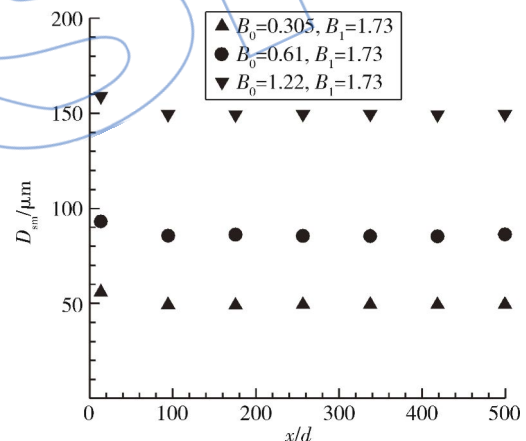


图 8 不同 B_0 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 8 SMD distribution with different B_0

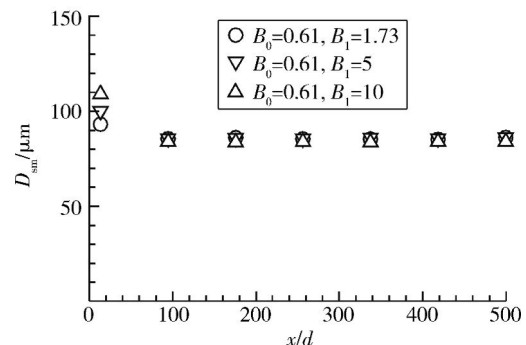


图 9 不同 B_1 条件下沿流向 SMD 分布图
Fig. 9 SMD distribution with different B_1

对于在使用雾化模型过程中, 每一个经验参数到底应该怎么确定并没有一个统一明确的方法

或标准. 在应用这些模型进行计算时, 可以先根据具体的计算条件, 结合不同参数的物理意义, 适当的选择和调整雾化模型的参数, 以得到一个真正合理的计算结果.

2.3 两种雾化模型的计算结果分析

下面分别对相同的计算工况采用两种雾化模型进行计算, 并对计算结果进行对比.

2.3.1 TAB 模型

采用 TAB 模型计算时, 通过研究不同模型参数对计算结果影响, 再与实验测量结果对比, 从而优化得到现有的模型参数. 得到的计算参数 C_f , C_k , C_d 和 C_b 分别为 $1/3, 8, 5, 1/2$. 液滴分布如图 10. 总体来看, 射流在刚喷出喷嘴后不久雾化过程就开始发生, 之后液滴的尺寸分布不再有明显的变化. 大液滴分布在外围, 小液滴贴近壁面.

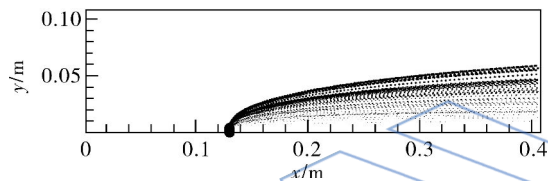


图 10 液滴分布 (TAB 模型)

Fig. 10 Liquid droplets distribution (TAB model)

穿透深度是横向气流喷射雾化中的一个重要的参数, 指的是液雾最外围距离下壁面的垂直距离. Wu 等^[4]通过研究, 给出了从实验中得到的穿透深度的经验公式

$$h/d = 4.3 \bar{q}^{0.33} (x/d)^{0.33} \quad (8)$$

式中 h 为穿透深度, d 为喷嘴直径, $\bar{q}$ 为动压比, x 为离喷嘴的距离.

图 11 中虚线为经验公式曲线, 实线为计算结果. 通过对比可以发现: 总体来看, 穿透深度与实验拟和曲线符合较好, 只是在下游计算值略高于实验拟和曲线.

计算还截取了 x/d 等于 300 位置处的液滴 SMD 和液滴速度分布 (如图 12 和图 13), 并与实验测量结果进行了对比分析. 对于 SMD, 总体趋势是沿着 y 方向液滴 SMD 分布由小到大, 这个分布趋势与实验测量值相同. 外围的液滴最大值计算结果和实验测量结果比较接近, 都处于 $110 \mu\text{m}$ 左右, 但接近壁面处的液滴, 计算值比实验测量值偏小 $30 \mu\text{m}$ 左右. 液滴在雾化后, 随着气流向下游运动, 并不断加速. 在 x/d 等于 300 位置处, 液滴的随流速度达到 80 m/s 左右, 而计算得到的

结果是 75 m/s 左右, 总体来说符合得较好.

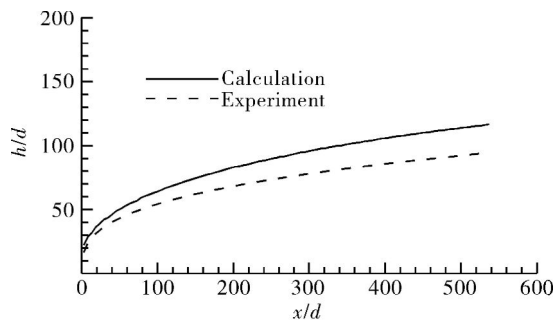


图 11 液滴穿透深度对比 (TAB 模型)

Fig. 11 Liquid droplets penetration comparison (TAB model)

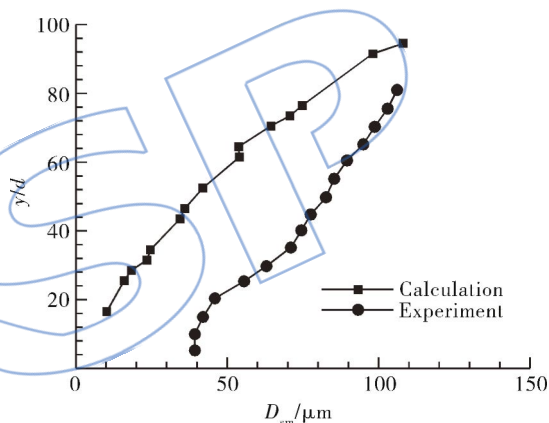


图 12 $x/d=300$ 处液滴 SMD 分布对比 (TAB 模型)

Fig. 12 Liquid droplets SMD distribution at $x/d=300$ (TAB model)

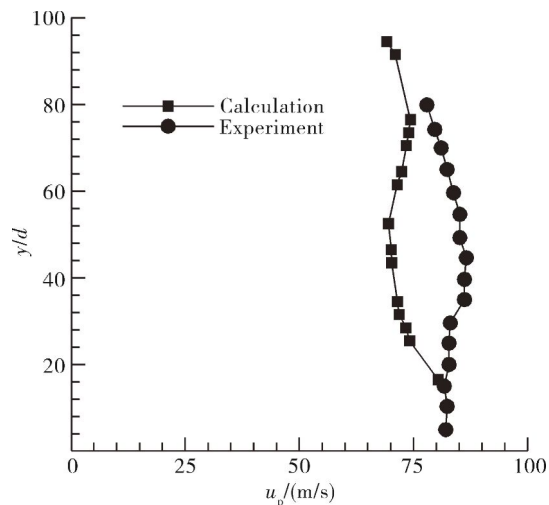


图 13 $x/d=300$ 处液滴流向速度分布对比 (TAB 模型)

Fig. 13 Liquid droplets velocity distribution at $x/d=300$ (TAB model)

2.3.2 Reitz 波不稳定性模型

对同样的算例采用 Reitz 波模型也进行了计算, B_0 和 B_1 分别为 0.61, 1.73. 从液滴分布图(图 14)上来看, 采用 Reitz 波模型计算得到的液滴分布主要集中在外围, 在靠近壁面处没有粒子分布. 这与实验测量的结果不太符合.

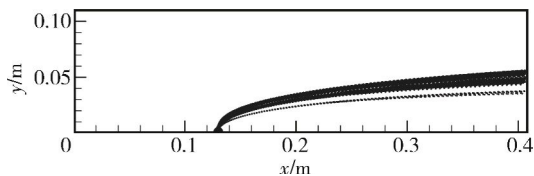


图 14 液滴分布(Reitz 波模型)

Fig. 14 Liquid droplets distribution
(Reitz wave model)

图 15 的穿透深度比较结果符合情况与 TAB 模型的计算结果相类似, 但由于液滴主要分布在外围, 使得 $x/d=300$ 处的 SMD 分布和液滴速度分布(图 16 和图 17)虽然数值上与计算结果相接近, 但

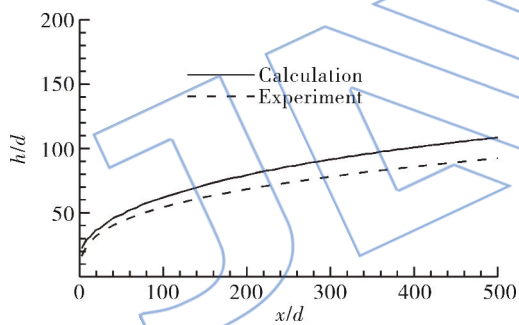


图 15 液滴穿透深度对比(Reitz 波模型)

Fig. 15 Liquid droplets penetration comparison
(Reitz wave model)

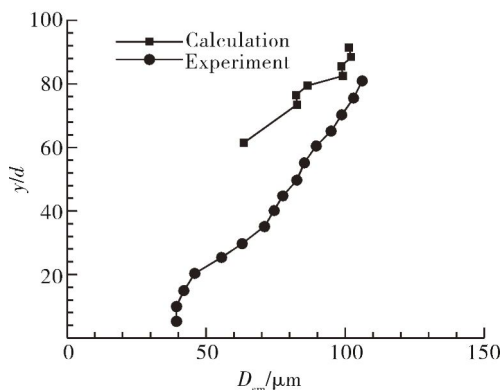


图 16 $x/d=300$ 处液滴 SMD 分布对比
(Reitz 波模型)

Fig. 16 Liquid droplets SMD distribution at
 $x/d=300$ (Reitz wave model)

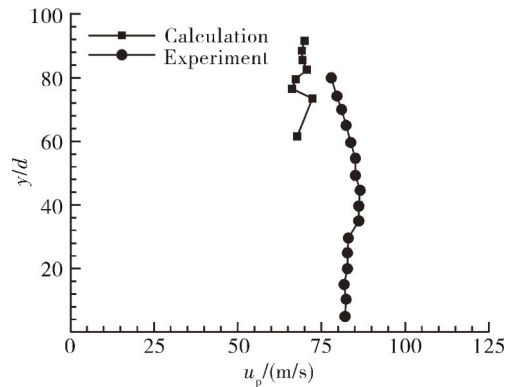


图 17 $x/d=300$ 处液滴流向速度分布对比
(Reitz 波模型)

Fig. 17 Liquid droplets velocity distribution at
 $x/d=300$ (Reitz wave model)

y 方向上的总体分布差异较大. 这样分布不均的计算结果会为以后的蒸发、掺混乃至燃烧的计算结果产生较大的影响. 导致燃料主要集中在外围的一个区域中. 所以从总体上来看, TAB 模型更适合于计算亚声速横向气流中的射流雾化问题, 在其他计算结果相差不大的情况下, TAB 模型的液滴分布较 Reitz 波模型更加符合实际, 为以后的蒸发燃烧等一些系列计算奠定了良好的基础.

2.4 其他工况计算结果

在上面计算的基础上, 采用 TAB 模型, 在经验系数不变的情况下, 进一步对 Case B 和 Case C 进行了计算. 这两个算例主要是改变了喷射速度, 从而改变动压比 q . 从液滴分布图和穿透深度来看(如图 18 和图 19), 都与实验结果符合得较好.

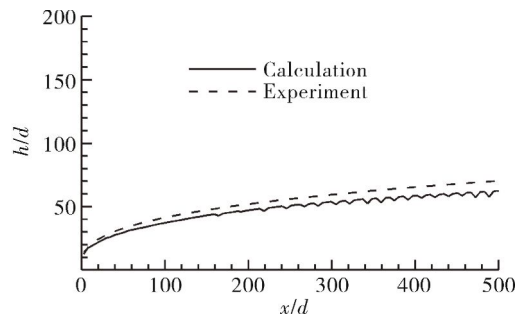


图 18 Case B 液滴穿透深度对比(TAB 模型)

Fig. 18 Case B liquid droplets penetration comparison
(TAB model)

在通常的数值模拟中, 如果想通过数值模拟对某工况进行准确地计算, 得到满意的结果, 往往在选择雾化模型及其经验参数上较盲目. 本文采用的方法是, 先找一个与要计算的工况接近的有

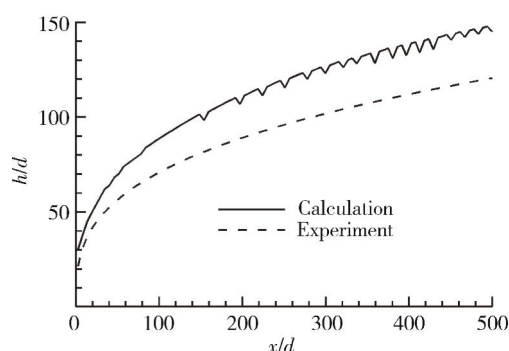


图19 Case C 液滴穿透深度对比(TAB模型)

Fig. 19 Case C liquid droplets penetration comparison (TAB model)

实验数据的工况,然后通过对该实验工况的计算,将计算结果与实验结果相比较,得到适用的雾化模型及其经验参数.在此过程中可根据具体的计算条件适当调整模型中的经验参数.最后对所要计算的工况进行计算,这样可以更有效地得到可信的计算结果,为后面的计算以及其他研究打好基础.

3 结 论

通过对数值模拟结果的分析得到以下结论:

1) 通过分析 TAB 和 Reitz 波两种雾化模型中各个经验参数变化对计算结果的影响,进一步深入了解了各经验参数所代表的意义,在使用这两种雾化模型时,可根据具体的情况对经验参数适当进行调整.

2) 分别采用两种雾化模型对射流雾化进行了计算,并与实验进行对比,发现虽然两种雾化模型对射流的穿透深度都能很好地预估,但 TAB 模型较 Reitz 波模型在液雾空间分布的模拟上更接近于实际情况.

3) TAB 模型在计算参数 C_i , C_k , C_d 和 C_b 分别取 $1/3$, 8 , 5 , $1/2$ 时,对实验验证算例进行很好地预估.同时改变射流喷射速度(即改变动压比),对相关的工况在相同经验参数下进行计算,发现仍能很好地预估穿透深度等参数.这种先用实验数据校准经验参数,然后用校准后的经验参数计算相关未知结果工况的方法可以应用在以后的计算中.

参考文献:

- [1] May Y L, Vincent G M, Scott S G. Mixing of an airblast-atomized fuel spray injected into a crossflow of air[R]. NASA/CR-2000-210467, 2000.
- [2] Chen T H, Smith C R, Schommer D G. Multi-zone behavior of transverse liquid jet in high-speed flow[R]. AIAA 93-0453, 1993.
- [3] Stenzler J N, Lee J G, Santavica D A. Penetration of liquid jets in a crossflow[R]. AIAA-2003-1327, 2003.
- [4] Wu P K, Kirkendall K A, Fuller R P, et al. Spray structures of liquid jets atomized in subsonic crossflows[J]. Journal of Propulsion and Power, 1998, 14(2): 173-182.
- [5] 徐胜利, 岳朋涛, 孙英英, 等. 超声速气流中雾化燃料喷射的三维数值研究[J]. 应用力学学报, 2000, 17(2): 19-23.
XU Shengli, YUE Pengtao, SUN Yingying, et al. Three dimensional numerical simulation of atomized fuels injected into a supersonic flow[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2000, 17(2): 19-23. (in Chinese)
- [6] 刘静. 超声速气流中横向燃油喷雾的数值模拟和实验研究[D]. 北京: 北京航空航天大学, 2010.
LIU Jing. Numerical and experimental investigation of fuel spray in supersonic cross flow[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2010. (in Chinese)
- [7] 庄逢辰. 液体火箭发动机喷雾燃烧的理论、模型及应用[M]. 北京: 国防科技大学出版社, 1995.
- [8] Amsden A A, O'Rourke P J, Butler T D. KIVA-II: a computer program for chemically reactive flows with sprays[R]. Los Alamos: Los Alamos National Laboratory, 1989.
- [9] Reitz R D, Diwakar R. Structure of high-pressure fuel sprays[R]. SAE870598, 1987.
- [10] Hsiang L P, Faeth G M. Near-limit drop deformation and second breakup[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1992, 18(5): 635-652.
- [11] Anavaradham T K G, Shreenivasan O J, Sujith R I, et al. Investigation of transverse liquid injection in confined supersonic flow over cavities[R]. AIAA-2004-4075, 2004.
- [12] Miller B, Sallam K A, Bingabr M, et al. Breakup of aerated liquid jets in subsonic crossflow[J]. Journal of Propulsion and Power, 2008, 24(2): 253-258.
- [13] Osta A, Sallam K A. Effect of nozzle length/diameter ratio on the breakup of liquid jets in crossflow[R]. AIAA-2008-1014, 2008.
- [14] Sallam K A, Aalburg C, Faeth G M. Breakup of round non-turbulent liquid jets in gaseous crossflow[J]. AIAA Journal, 2004, 42(12): 2529-2540.
- [15] Tambe S B, Jeng S M. Liquid jets in subsonic crossflow[R]. AIAA-2005-731, 2005.