

空气雾化的模型及其计算*

北京航空航天大学 甘晓华 赵其寿

【摘要】 本文研究了预膜式空气雾化喷嘴的雾化过程, 建议一个液膜(波)破碎准则, 并结合有关雾化机理的研究结果建立一个雾化模型, 提出了一种称为跟踪-统计的雾化模型数值计算方法。对喷嘴出口后的液膜破碎形成粒子的尺寸、数目及运动进行跟踪记录及统计, 得出液雾在空间的分布特性。为验证此雾化模型及其计算方法, 计算了一个三元轴对称喷嘴出口后的液雾场。计算及实验符合, 表明了该模型及其计算方法的可行性。

一、雾化模型的建立

雾化模型的建立要以必要的雾化机理研究结果为基础。预膜式空气雾化喷嘴应用较广泛, 对其机理及特性研究较多, 因此, 本文拟以该种喷嘴为对象进行雾化模型的研究。对于液雾尺寸分布的确定, 沿用 Rosin-Rammler 分布的粒子尺寸分布公式^[1], 它与液雾的实际分布比较吻合。为了表示喷嘴内气液相互作用效果对液雾特性的影响, 建立了喷嘴内液膜平均厚度与出口液雾平均尺寸的关系, 并建议了若干关系式^[1~5]。

关于液膜离开喷嘴后, 在气流作用下破碎雾化, 文献[6]设想平面液膜分解成液滴的模型。文献[3]建议了液膜波长与液滴直径的正比关系。文献[7]测量了液膜离开喷嘴时的脉动主频及分裂主频。文献[8]测出了喷嘴内液膜波的具体结构(波长-频率谱), 并发现液雾尺寸及其分布与液膜波结构有对应关系。文献[9]分析了液膜波的受力得出了液膜波破碎必定首先发生在波谷处。根据以上研究可以设想出这样一个冷态下的基本雾化模型, 在喷嘴内, 液流在气流作用下形成一定的表面波动液膜, 液膜离开喷嘴后在气流作用下首先在波谷处破碎, 然后产生与液膜波结构对应的液雾粒子尺寸及其数目。这些粒子在气流作用下运动而形成空间的液雾分布。

为建立这样一个基本模型并验证其合理及可行性, 本文拟补充做以下几点主要工作:
(1) 确定液膜波的破碎充分条件(准则), 来预估液膜破碎时间、地点;
(2) 液膜波破碎后形成的粒子大小及其数目的确定;
(3) 雾化模型的数值计算方法;
(4) 模型的算例及其印证。

二、液膜破碎准则

设喷嘴出口后的一波长为入的液膜波表面在气流作用下发生变形。在 t_1 和 t_2 时刻其表面形状变化如图1所示。根据能量守恒, 波内质量 m_L 吸收气流能量而增加的脉动动能应等于其表面张力 (α 为表面张力系数 kg/s^2) 克服变形所做的功的变化, 即

$$\Delta(m_L v_L^2/2) = \Delta\alpha \pi \lambda h \quad (1)$$

因 $dh = -dB$ 对式 (1) 积分有

$$\int_1^{v_L} m_L dv_L^2 = - \int_1^B \alpha \pi \lambda dB \quad (2)$$

其中 B 为波谷处的瞬时膜厚, 且 $B_{max} = \bar{h}$ 及 $v_1 = 0$ 时 $B_1 = 0$ 。当液膜脉动能量增加到 $m_L v_L^2/2 > \alpha \pi \lambda \bar{h}$, 脉动能量足以冲破表面张力能的束缚而使液膜破碎。经整理后得液膜波破碎准则

$$v_L^2 > 24\alpha \bar{h}/(\rho_L \lambda^2) \quad (3)$$

其中 $m_L = \rho_L \pi \lambda^3/12$ (半球状假设)。对于 v_L , 可令其主要与作用于液面的气动力有关;

$$m_L dv_L/dt = C_5(\rho_a \bar{u}_a^2/2)(\pi \lambda^2/2) \quad (4)$$

对于 dv_L/dt , $dv_L/dt = (dv_L/dx)(dx/dt) = u_L dv_L/dx$ 。液膜破碎前很短的 x 内, 可令 $v_L = C_6 u_L$, 则

$$dv_L/dt = (dv_L/dx)/(2C_6) \quad (5)$$

将式 (5) 代入式 (4) 积分并整理, 得

$$v_L^2 = v_{L0}^2 + \int [C \rho_a \bar{u}_a^2/(\lambda \rho_L)] dx \quad (6)$$

其中 $C = C_5 C_6 =$ 常数。根据文献 [9] 的分析, 当 $x > \lambda$, 存在 $v_{L0} \ll v_L$ 。于是将式 (6) 代入式 (3) 并整理得液膜破碎准则为

$$C \lambda \rho_a \int \bar{u}_a^2 dx / (4\alpha \bar{h}) > 1 \quad (7)$$

对于匀速气流:

$$C \lambda \rho_a \bar{u}_a^2 x / (4\alpha \bar{h}) > 1 \quad (8)$$

由拍下的大量液膜破碎照片统计得, 当取 $C = 10^{-2}$ 时, 式 (8) 与实验符合较好。式中的 $\bar{h}$ 可由测量或预估得出^[9]。

由式 (8) 可得, 增大 $\rho_a \bar{u}_a^2/2$ 及气液作用距离 x , 液膜脉动能量增加, 能破碎较小 λ 较大 $\bar{h}$ 的液膜。增加 $\bar{h}$ 、 α 或减小 λ 使破碎距离 x 延长。增加 v_{L0} 使破碎距离减小, 但它的作用较小。 C 代表了气液作用方式, 与喷嘴雾化方式有关。但式 (8) 仅有统计平均的意义, 因每瞬态出现的液膜波形是随机的。

三、液膜破碎所形成粒子特征

如前所述, 认为液膜在波谷处分裂后所形成的粒子尺寸与波长有关。按图 1 示, 若液膜破碎时为半球形, 根据破碎前后质量相等, 则

$$\rho_L \pi D^3/6 = a \rho_L \pi \lambda^3/12 \quad (9)$$

a 是波面的修正系数。根据本文后面的计算结果, 对煤油取 $a = 1.5^{1/3}$ 比较符合实验。式 (9) 为

$$D = a(0.5)^{1/3} \lambda (3/4)^{1/3} \quad (10)$$

文献 [8] 中的任一液膜波的波长-频率谱曲线绘于图 2。图中的 f_i (频率) 也可认为是 λ 所对应的粒子生成率 (个/秒)。定义一个粒子分配函数 n_i

$$n_i = B_3 G f_i \quad (11)$$

其中 B_3 为比例常数, G 为修正系数, G 考虑其它因素对粒子成分的影响, 如喷嘴内产生少量

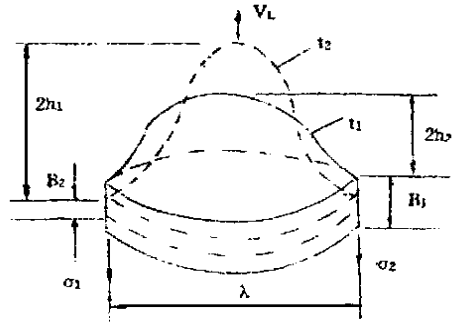


图 1 液膜波变形示意图

雾化、二次雾化等。

文献 [9] 建议的液膜脉动方程 (λf 谱) 的半径验式为

$$\lambda = 6\bar{h} \left[(1/9) \ln(\bar{N}/f) \right]^{1/2} \quad (12)$$

其中 $1 \leq f \leq \bar{N}$, $\bar{N} = 6.8 \times 10^3 [\rho_a \bar{u}_a^2 x / (2\sigma)^{0.2}] (\bar{h})^{0.2}$ 。于是, 从式 (12) 得

$$f_i = \bar{N} \exp \{ - [\lambda_i / (2\bar{h})]^2 \} \quad (13)$$

若所有波长都能破碎, 按连续方程有

$$m_L = \sum_{f=1}^{\bar{N}} \rho_2 \pi m_i \lambda^3 / 12 \quad (14)$$

根据液膜破碎准则可知, 并不一定所有波长都可破碎。设只能破碎到最小为 λ_N (对应的 $f = N_1$) 的波长, 见图 2 示。令 $\lambda_i = (\lambda_{i+1} + \lambda_{i-1})/2$, 得

$$m_L = B_3 G \rho_L \pi \sum_{i=1}^{N_1} f_i \lambda_i^3 / 12 \quad (15)$$

因此, 对于离开喷口的任意波长 λ 的液膜, 一旦满足破碎准则式 (7) 就从液膜本体中分裂出来。其破碎后形成的直径大小及每秒形成的数量分别按式 (10) 及 (11) 定出。

四、液膜破碎及粒子运动跟踪统计

文献 [7、8] 的研究指出, 离开喷口后的起始液膜 (或雾) 分布在喷嘴几何出口角与 x 轴的一定的夹角范围内。液膜分裂存在主频 F_s (喷雾是间歇的)。因此为计算方便, 取喷嘴出口后的子午面为液雾计算平面及分液雾分布范围为 M 个角度相等的辐射子区 (见图 3), 且对液雾运动作如下规定: 液膜分裂具有主频 F_s ; 各辐射子区的液流量分配相等; 液膜一破碎便形成粒子, 且仅考虑其在轴向气流作用下的加速或减速。 F_s 的确定可参照文献 [7、8] 的结果, 通过归纳处理, 建议使用下式

$$F_s = 7.30 \bar{u}_a^{0.83} \quad (16)$$

在任意一个子区内, 按图 4 示的差分格式, 式 (7) 的液膜准则的差分格式为

$$[\zeta \lambda \rho_a / (4\sigma \bar{h})] \sum_{i=1}^I [\bar{u}_a^2(i, j) i - \bar{u}_a^2(i-1, j) (i-1)] \Delta i > 1 \quad (17)$$

其中 I 为在计算中出现式 (17) 的左式大于 1 时的 i_0 。

计算中将 λ 分为 N_2 个档次 (示于图 2), 其中

$$\lambda_i = (\lambda_{i+1} + \lambda_{i-1})/2, \quad N_2 = \lambda_{\max} / \Delta \lambda \quad (1 \leq i \leq N_2) \quad (18)$$

对于任意子区 i , 将每个档次的 λ 分别代入式 (17) 计算。当左边大于 1 时, 此时 i (即 x) 即为该 λ 的破碎距离。

液膜破碎后的粒子运动速度, 可采用如阻力公式计算得出。根据差分方法很容易计算液

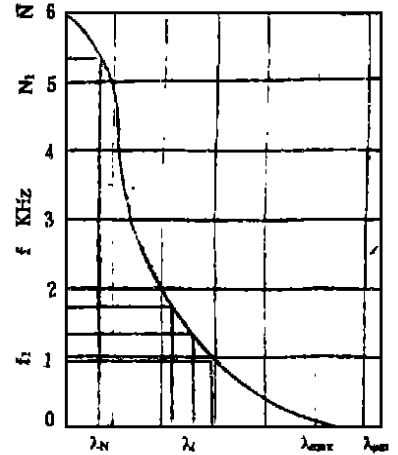


图 2 λf 谱与 $D-n$ 的对应关系

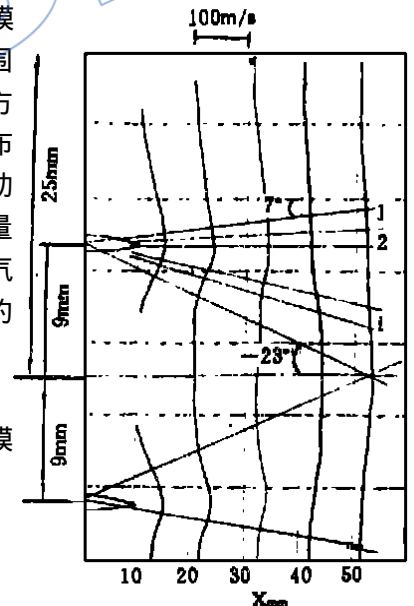


图 3 计算平面上的气流场及分区

滴运动速度 $\bar{u}$

$$(\bar{u})_{i+1,j} = F[(\bar{u})_{i,j}] \quad (19)$$

根据液流量连续方程, 其起始条件可为 $x = 0$, $\bar{u}_{L0} = m_L / (\rho_L \pi D_p \bar{h})$, D_p 为喷嘴出口直径。这样可算出每个子区内各种粒子运动路程及时间

$$s_{i+1} = s_i + \Delta i, \quad t_{i+1} = t_i + \Delta i / i(\bar{u})_{i+1} \quad (20)$$

也即得出数组—速度 $\bar{u}(M, D_i, x_i)$, 时间 $t(M_i, D_i, x_i)$ 及位置 $s(M_i, D_i, t_i)$ 。其中 M_i 代表某一子区。根据这些数组则可统计出任意时刻在 $x + \Delta x$ 内的各区内的粒子尺寸档次的粒子分配数目 $n(M_i, D_i, x)$, 进而统计出任意液雾特性参数, 如 $x + \Delta x$ 内的粒子总和为

$$n_o = \sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^{N_2} n_{ij}(x + \Delta x) \quad (21)$$

$x + \Delta x$ 内的液雾平均尺寸

$$SMD = \frac{\sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^{N_2} n_{ij}(x + \Delta x) D_{ij}^3}{\sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^{N_2} n_{ij}(x + \Delta x) D_{ij}^2} \quad (22)$$

$\Delta x \Delta y \Delta z$ 内的浓度

$$C = \frac{\pi}{6} \sum_{i=1}^{N_2} n_{ij}(x + \Delta x) D_{ij}^3 / (\Delta x \Delta y \Delta z) \quad (23)$$

这样的统计工作在计算机上很容易实现。本文称这种通过对液膜破碎, 粒子运动跟踪及粒子统计而获得液雾参数的方法为跟踪—统计法。

五、雾化模型算例及验证

为了验证本文建立的雾化模型的合理性及计算方法的可行性, 以下用跟踪-统计法计算一个三元轴对称喷嘴的雾化模型, 且将出口后的计算结果与实验对照。

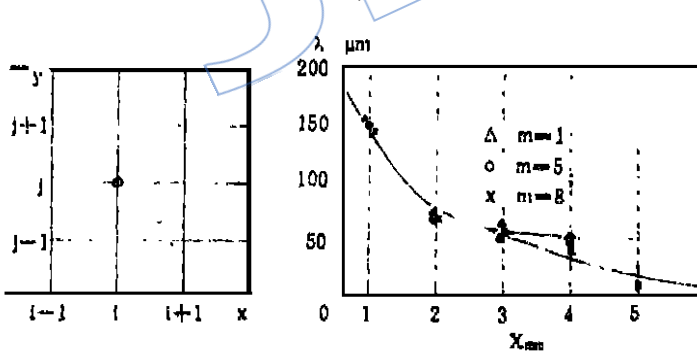


图 4 计算网格示意图

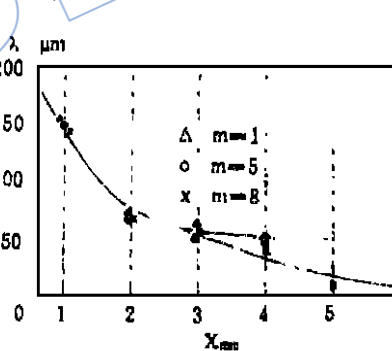


图 5 液膜沿程破碎计算结果

($ALR = 1$, 煤油, $u_a = 100 \text{ m/s}$)

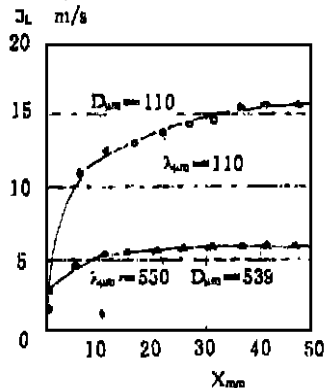


图 6 两种尺寸粒子运动速度比较

($\bar{u}_a = 100 \text{ m/s}$, $ALR = 1$)

计算平面为图 3 示的喷嘴出口后的轴对称子午面上的上半平面 $50 \times 25 \text{ mm}^2$ 。 D 为 18 mm , $F_s = 300 \text{ Hz}$ 。图 4 分计算网格上的 $\Delta x = \Delta y = 1 \text{ mm}$ 。被研究平面的液雾区划分为 10 个子区, 每区 3° 。液膜波长范围划分为 30 个档次, $\Delta \lambda = 0.02 \text{ mm}$, $0 \leq \lambda \leq 0.6 \text{ mm}$, $\Delta \lambda_{\max} = 0.6$ 由式 (16) 计算而来。根据实验测量结果, 取液雾分布范围与 x 轴夹角为 $+7^\circ - 23^\circ$, 见图 3 示。气流场分布见图 3 示, 它是一个实测流场。

通过用跟踪-统计法对液膜破碎、液滴运动跟踪及统计得到计算结果，列出其中一些典型结果并与实验比较。

图 5 是计算出的液膜在三个区内的破碎距离。它表明：由于各区气流分布的差别。

图 6 表示在同一区内，较大波长的液膜较先破碎形成粒子，且起始速度 $\bar{u}$ 较大。然而较小波长的液粒虽然形成较晚，但加速快且在很短距离内就超过较大粒子。

图 7 中虚线示是按式 (11) 中 $G = 1$ 时定出的粒子分配函数计算出的结果。在 $x = 50mm$ 处得计算结果 $SMD = 57.3\mu m$ ， $N = 3.65$ 。这个结果比实测 $SMD = 24.0\mu m$ ， $N = 2.0$ 相比可见，不考虑修正系数 G 所得结果与实验偏差很大。计算结果表明，对煤油取

$$G = [\lambda/(2h)]^3 \tag{24}$$

比较符合实验。按修正后的粒子分配函数计算结果见图 8 中实线示。从图中示出的修正前后的粒子成份变化可见， G 的修正结果是增加了小粒子数目及相应减少了大粒子数目。

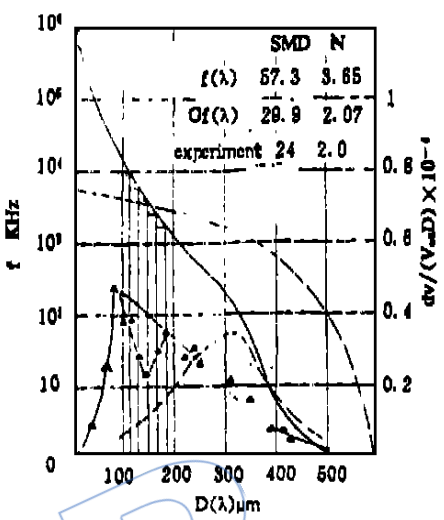


图 7 修正前后的计算结果比较 ($\bar{u}_a = 100m/s$, $ALR = 1$, 煤油, $x = 50mm$)

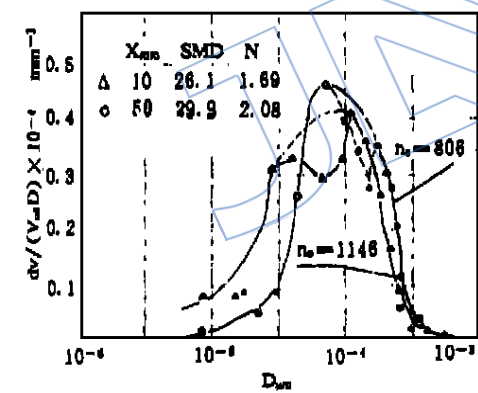


图 8 计算出的粒子群沿 x 变化
($\bar{u}_a = 100m/s$, $ALR = 1$, 煤油)

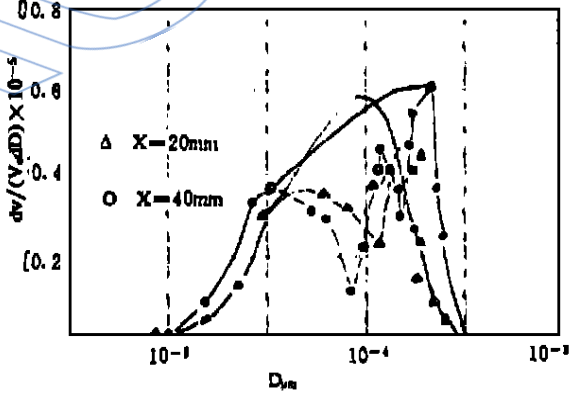
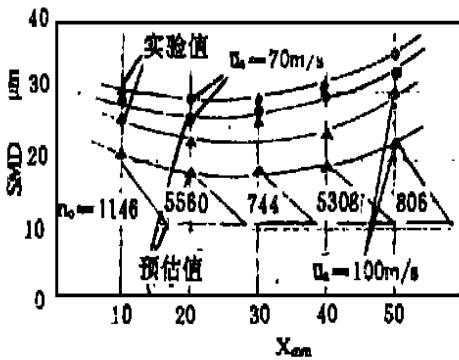
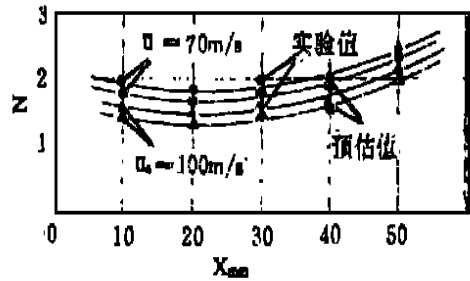


图 9 实验统计出的粒子群随 x 变化
($\bar{u}_a = 100m/s$, $ALR = 1$, 煤油)

图 8 是计算结果，图 9 是通过对雾区多层次拍照后统计粒子而得出的结果。两图表明： x 较大 (40、50mm) 比 x 较小 (10、20mm) 时统计到的大粒子数目较多而小粒子数目较少，较大 x 下的液雾 SMD 大于较小 x 下的。两图还显示了瞬时粒子大小及数目并不是完全呈光滑函数渐变，而且有明显的脉动性。这也说明本文的雾化模型及计算方法较真实地模拟了喷嘴实际工作过程。

图 10、11 分别为计算出的沿 x 变化的 SMD 、 N 及粒子总数目 n_0 。与实验的比较。为了比较普遍性，还计算了 $\bar{u}_a = 70m/s$ 时的液雾情况。计算结果与实验较为符合。

图 10 SMD 随 x 变化 ($ALR=1$, 煤油)图 11 平面上的浓度分布 ($ALR=1$, 煤油)

六 结 论

本文提出了一种雾化模型及计算方法。该模型是建立在液膜破碎准则及破碎后形成的粒子尺寸及数目与液膜离开喷嘴时的脉动波结构相对应的基础上的。提出液雾流动定频、定空间及分区计算。通过跟踪记录被研究平面上的液膜破碎、粒子形成及运动的时间及空间,统计出粒子的瞬时成份及数目在平面上的分布,则可计算出任何可描述液雾特性的参数。

计算结果表明:液雾的起始平均特性主要由喷嘴内的液膜脉动波结构及喷嘴出口后的气流结构所决定。当 F_s 一定,则液雾分布就一定。 F_s 改变导致 $x-y$ 平面上的当地粒子成份和数目改变,但 SMD、 C 、 N 等总的分布变化趋势变化不大。

由于本文的目的在于为液雾燃烧模型及两相流计算提供一个基本雾化模型及计算方法,本文的计算过程本身不是本文所侧重的,而是强调演示一下模型所决定的基本特性及计算方法。因此,计算中所含的影响液雾的因素作了较大简化处理。实际上液雾的扩散对下游浓度分布有很大影响,起始液流量在各子区均布也缺少有力的实验支持。计算中应进一步考虑气液相互作用对气流结构的影响及考虑径向气流速度对液雾流动的影响。

参 考 文 献

- [1] Rosin P. and Rammler E., "Laws governing the Lineiness of Powdered Coal" J. Inst Fuel, Vol. 7, 1933
- [2] Rizk N. K. and Lefebvre A. H., "The Influence of Liquid Film Thickness on Airblast Atomization" Paper Presented at Proceeding of the Winter Annual Meeting of ASME, Gas Turbine Combustion and Fuels Technology Conference, 1977.
- [3] 赵其寿、殷兴良, "二元空气雾化喷嘴研究", 航空学报, 第四卷, 第三期, 1983 年。
- [4] 赵其寿、甘晓华, "空气雾化喷嘴内液膜厚度研究", 工程热物理学报, 第 6 卷, 第 4 期, 1985 年。
- [5] Zhao Qishou and Gan Xiaohua, "Effects of Geometrical Size and Configuration of Prefilming Airblast Atomizer on Atomizing Performance" ASME 85-IGT-138
- [6] Dombrowski, N. and Johns, W. R., "The Aerodynamic Instability and Disintegration of Viscous Liquid Sheets", Biochemical Engineering Science, Vol. 18, 1963
- [7] Sattelmayer T. and Wittig S., "Internal Flow Effects in Prefilming Airblast Atomizers, "Mechanism of Atomization and Droplet Spectra, ASME 86-GT-150, 1986
- [8] 甘晓华、赵其寿, "液膜脉动波对空气雾化的影响及波的测量研究", 中国工程热物理学会第六届年会, 上海, 884118, 1988 年。
- [9] 甘晓华, "空气雾化的机理及模型研究", 北航博士论文, 1989 年。

STUDY ON ATOMIZATION MODEL AND COMPUTATION OF PREFILMING AIRBLAST ATOMIZER

Gan Xiaohua and Zhao Qishou

(Beijing University of Aeronautics and Astronautics)

ABSTRACT An atomization model for prefilming airblast atomizer is formulated on the basis of analysis and experiments, and put in to numerical computation. A breakup criterion of liquid film is provided to judge the film disintegration extent. Quantitative relations between the wavelength-frequency spectrum of the film wave and its correspondingly formed droplet size-number are considered. A Trace-Statistical method is presented to perform the model computation. A numerical example of atomization of a three-dimensional axisymmetric atomizer has been completed. The consistence of the computational results with the experimental data demonstrates that this model is feasible.

EXPERIMENTAL STUDY OF THE EFFECT OF DENSE SPRAY ON DROP SIZE MEASUREMENT BY LIGHT SCATTERING TECHNOLOGY

Li Weiming, Zhang Yan, Chin Jushan

(Beijing University of Aeronautics and Astronautics)

ABSTRACT The effect of dense spray on drop size measurement by light scattering technology was studied by using Malvern instrument with five duplicated internal mixing airblast atomizers aligned with laser beam. The correction factor data for multiple scattering were obtained. By regression analysis, an empirical equation was obtained which correlated the correction factor as a function of obscuration (OBS), Sauter Mean Diameter under dilute spray condition SMD₀, and drop size distribution parameter for Rosin-Rammler distribution under dilute spray condition N₀.

The experimental data showed definitely that the correction factor is not only a function of OBS, SMD₀, as proposed by Lee Dodge, but also is a function of N₀. The correlation fits the experimental data very well, and can be used for practical purposes to correct the data from Malvern drop sizer at high obscuration conditions.

THE MECHANISM OF LIQUID-COOLED VANE FOR HIGH-TEMPERATURE TURBINE

Li Dezhang and Yuan Baoning

(Nanjing Aeronautical Institute)

ABSTRACT In this study the flow pattern and heat exchange coefficient have been obtained, and relation between them have been determined in the circumstance of vapour-liquid two-phase boiling of water coolant through a even heated straight tube. The influences of the coolant flow parameters on the flow pattern and heat exchange have been studied by changing the coolant flow speed, or the flow rate at the entrance under certain