

加压工作条件下预膜空气雾化喷嘴燃油粒径预测模型研究

Fuel Dropsize Prediction Model on Prefilming Airblast Nozzle at Pressurized Operating Conditions

期刊：	推进技术
稿件ID：	202410004.R2
稿件栏目：	燃烧传热传质
作者提交日期：	2025-03-20
关键词：	航空发动机, 空气雾化喷嘴, 加压工作条件, 雾化粒径, 预测模型
英文关键词：	Aeroengine, airblast atomizer, Pressurized operation condition, Spray droplet size, Prediction model
学科领域：	燃烧不稳定性及高容热强度液雾燃烧技术
专题：	

复审确认

加压工作条件下预膜空气雾化喷嘴燃油粒径预测模型研究*

王波, 苗家铭, 任光明, 甘晓华

(南方科技大学 力学与航空航天工程系, 广东 深圳 518055)

摘要: 由于加压工作条件下雾化粒径数据的稀缺以及基于物理机制粒径预测模型的缺乏, 本文开展了加压工作条件下预膜空气雾化喷嘴燃油粒径预测模型研究。通过试验设计 (DOE), 采用激光粒度仪测试了空气压力、空气温度、空气压降、燃油温度、油气比等多参数交叉影响下的雾化粒径数据, 基于表面波不稳定理论构建了包含韦伯数、雷诺数、奥内佐格数等无量纲参数的预测模型。通过试验数据的验证, 表明预测模型最大误差为 14.1%, 平均误差为 5.2%, 且残差符合正态分布。敏感性分析表明, 预测模型准确捕捉了无量纲参数以及试验工况参数对粒径的影响。

关键词: 航空发动机; 空气雾化喷嘴; 加压工作条件; 雾化粒径; 多参数交叉影响; 预测模型

中图分类号: V231.1

文献标识码: A

文章编号: 1001-4055-

Fuel droplet prediction model on prefilming airblast nozzle at pressurized operating conditions

WANG Bo, MIAO Jiaming, REN Guangming, GAN Xiaohua

(Department of Mechanics and Aerospace Engineering, Southern University of Science and Technology, Shenzhen 518000, China)

Abstract: Due to the scarcity of atomization particle size data under pressurized operating conditions and the absence of physically-based particle size prediction models, a study is conducted on the fuel particle size prediction model for prefilming airblast atomizers under pressurized conditions. Through Design of Experiments (DOE), a laser particle size analyzer was used to test the atomization particle size data under the cross-influence of multiple parameters such as air pressure, air temperature, air pressure drop, fuel temperature, and fuel-to-air ratio. Based on the surface wave instability theory, a prediction model incorporating non-dimensional parameters such as the Weber number, Reynolds number, and Ohnesorge number was established. Validation with experimental data shows that the prediction model has a maximum error of 14.1% and an average error of 5.2%, with residuals following a normal distribution. Sensitivity analysis demonstrates that the prediction model accurately captures the influence of non-dimensional parameters and experimental conditions on particle size.

Key words: Aeroengine; Airblast atomizer; Pressurized operation condition; Spray droplet

*收稿日期: 20××-××-××; 修订日期: 20××-××-××。

基金项目: 国家科技重大专项(J2019-III-0005-0048;J2019-III-0002-0045)。

Foundation items: National Science and Technology Major Project of China (J2019-III-0005-0048;J2019-III-0002-0045).

通讯作者: 王波, 博士, 研究助理教授, 研究领域为航空发动机燃烧、先进光学诊断。E-mail: wangb6@sustech.edu.cn

size; Multi-parameter cross-influence; Prediction model

1 引言

航空涡轮发动机使用的航空煤油在燃烧之前, 必须经过雾化过程^[1], 以提高其蒸发表面积。随着燃烧室性能要求的提高, 简单的离心喷嘴已不能满足要求, 而得到广泛应用的是空气雾化喷嘴^[2]。空气雾化喷嘴的旋流空气可以大大提高雾化质量, 并加速油气混合^[3-4]。通过优化的气动设计, 还可以实现利于燃烧的合理的燃油空间分布。

空气雾化喷嘴的燃油粒径大小, 与燃烧室点火、污染排放、燃烧效率、出口温度分布直接相关。影响雾化粒径的因素众多, 除了喷嘴本身的结构参数外, 空气和燃油的工作条件也有巨大的影响。空气速度和压力由于对气动力的影响而至关重要, 因此在空气雾化动力学中起着关键作用^[5]。粘度是燃料的关键属性, 受温度影响显著, 在破碎机制中起着至关重要的作用^[6-8]。Mir 等^[9]对多个影响因素之间的相互作用进行了综合分析, 这些因素包括气液比、压降比和表面张力, 为指导工程应用提供了支撑。

索特平均直径 (SMD) 作为评估雾化质量的关键指标, 其重要性在于能够反映同等质量液体燃料颗粒的表面积情况。为了准确预测 SMD, 科研人员采用了包括数值模拟在内的多种方法^[10-13]。同时, 也有研究将理论分析与试验技术结合, 以深化对雾化机制的理解。例如, 刘海峰等^[14]提出的有限随机破碎模型 (FSBM) 为雾化机制的研究提供了新的视角。Senecal 等^[15]、苏克等^[15]以及 Reitz 等^[15]的研究, 通过将雾化过程简化为二维平面问题, 并基于流动不稳定性理论构建理论模型, 再通过实验数据进行验证, 为科研人员提供了坚实的数学框架, 提升了深入分析雾化机制及开发雾化模型的能力^[18-21]。尽管 Rizkalla 等^[5]和陈龙飞等^[22]基于丰富实验数据所开发的多因素预测模型在简便性和精度方面表现出色, 但它们缺乏物理过程的解析和对雾化机制支撑。

航空发动机燃烧室真实工作环境为封闭的加压空间, 其流动特性与常压条件存在显著差异。然而, 由于加压下喷雾测试存在较大困

难, 长期以来, 加压环境中液雾粒径的试验研究十分缺乏, 加压条件下粒径数据相对稀缺。从可查阅的文献来看, 只有 Rizkalla 等^[5]和郑柯等^[23]的研究有所涉及。这种数据的稀缺性凸显了进行预测模型构建的必要性, 使得可以深入探讨在加温和加压条件下工作的空气雾化喷嘴的液滴尺寸问题, 并同时考虑各种因素的影响规律。

预膜空气雾化喷嘴是一种常见的空气雾化喷嘴, 它在燃油周向分布上表现出优异的均匀性。本文的主要目标是建立一个基于物理的预测模型, 用于预测在加压条件下预膜空气雾化喷嘴的雾化粒径。本研究采用理论分析与雾化实验相结合的方法, 探讨预膜空气雾化喷嘴燃油粒径的预测模型。本文综合研究空气压力、温度、压降比、燃料性质和燃油空气比等各种因素对煤油雾化粒子尺寸的影响。值得注意的是, 本文雾化试验中最大空气压力达到了 0.8 MPa。此外, 本文还对所建预测模型的合理性和适用性进行评估。

2 试验设置

2.1 试验系统

粒径测试的试验系统如图 1 所示。空气由可调式螺杆空气压缩机提供, 其流量 m_a 通过涡街流量计测量, 测量的精度为 1%。空气在流量计下游的电加热器中被加热, 前测量段中布置了 K 型热电偶来测量空气温度 T_a , 温度测量的误差为 1 °C。同时, 在前测量段安装了总压受感部来测量空气压力 p_a , 压力测量误差为 1%。前测量段和后测量段压力受感部的差压, 即为空气雾化喷嘴的旋流器压力降 Δp_a , $\Delta p/p_a$ 则用来表示旋流器的压降比。后测量段的喷水嘴向主流喷注冷却水, 对主流进行降温, 以促进其中燃油组分的沉降。混合气在排泄之前, 通过旋风分离器将液相成分分离出来进行收集。

试验中采用的是 RP-3 航空煤油, 燃油由柱塞泵供给, 通过缓冲罐稳定油压。燃油质量流量由科里奥利流量计测量, 测量误差为 0.5%。根据空气和燃油的误差, 可计算出油气比

(FAR) 的误差为 1.12%。试验前，一个能够容纳 8 L 燃油的温控柜被预设至所需温度。启动燃油柱塞泵后，温控柜中预热（或预冷）后的燃油被平稳地推入喷嘴。为了有效减少试验段来流热空气与燃油管线之间的热交换，燃油

管线的外部包裹了多层隔热材料。燃油温度测量点设置于燃油管线的末端，并尽可能接近喷嘴出口，从而使得测点可以更真实代表的燃油温度 T_1 。

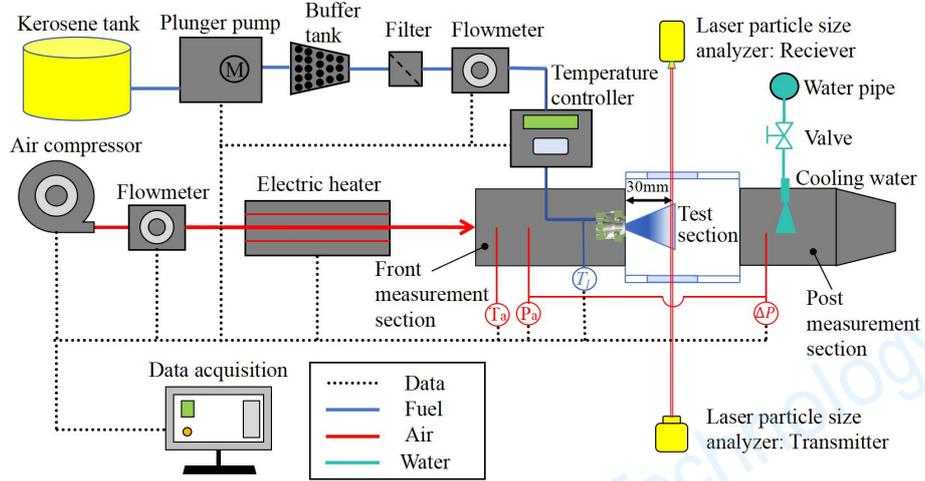


Fig. 1 Schematic of the experimental system

Journal of Propulsion Technology

雾化粒径采用激光粒度分析仪 (Spraylink) 测量。激光粒度仪能客观地反映雾化质量变化的趋势和程度, 在面临大样本测量需求时, 该方法在效率和便利性方面有较大优势。激光粒度仪的原理基于激光光束散射原理。激光光束经过准直镜后形成平行光束, 并通过傅里叶透镜聚焦到主探测器的中心。雾滴通过光束时, 部分光被散射, 并照射到不同的探测单元上。主探测器由 34 个探测单元组成, 分别接收不同散射角的光, 散射角从中心向外逐渐增大。辅助探测器接收大角度散射光。根据散射光的强度和角度分布, 可以分析粒度分布。粒度仪的发射端发射波长 638 nm、直径 15 mm 的光束, 水平穿过试验段两侧的石英玻璃窗口。文献[24]的研究已经表明, 在距离空气雾化喷嘴出口端面 30 mm 处燃油已经充分完成雾化过程。因而选择该距离作为光束中心通过的位置, 且与喷嘴中心轴在同一水平面上。粒度分析仪的接收端在试验段的另一侧, 用于接收喷雾的散射光。该粒度仪可以测量从 0.1~2080 μm 内的喷雾颗粒直径。试验之前, 对粒度仪进行了严格的校准, 采用标定粒子进行湿法标定, 以确保颗粒大小测量误差保持在 1% 以下。试验过程中, 对每个工况开展多次测试, 最终粒径结果为多次测试的平均值, 这样可以减小随机误差的影响。本研究讨论的雾化粒径用 SMD 来衡量, 它是基于液滴尺寸概率密度函数 $f(D)$ 计算得出的, 如式 (1) 所示。

$$SMD = \frac{\int [D^3 f(D)] dD}{\int [D^2 f(D)] dD} \quad (1)$$

本文所研究的预膜空气雾化喷嘴的结构如图 2 所示, 其由内、外两级旋流器及介于两者之间的预膜喷嘴构成。燃油进入喷嘴流道后, 通过旋流槽道产生旋转, 并在流道外壁面形成液膜。预膜通道出口处的槽道高度为 0.5 mm, 环形槽的内径为 9.4 mm。燃油在槽道出口以环形液膜形式喷出, 在内外两股旋流气作用下破碎成液滴。

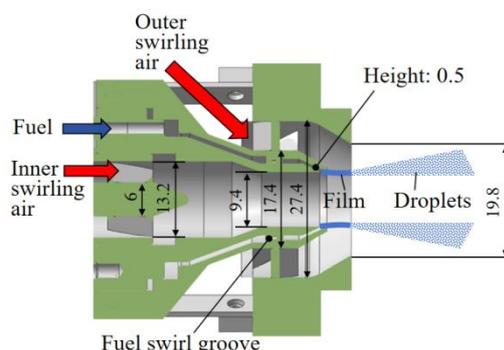


Fig. 2 Schematic of experiment system (mm).

内层空气从内旋流器进气, 内旋流器为单级轴向旋流器, 由 6 个倾斜角为 20° 的直叶片构成, 叶片内径为 6 mm, 外径为 13.2 mm。外层空气从外旋流器进气, 外旋流器也是单级轴向旋流器, 叶片数为 8, 内径为 17.4 mm, 外径为 27.4 mm。外旋流器叶片倾斜角是 40° 。旋流数 (SN) 是衡量旋流器产生旋流强度的定量指标, 参考 Beer 等^[25]提出的计算方法, 可算得内旋流器旋流强度为 0.226, 外旋流器为 0.695, 即中心采用弱旋, 外侧采用强旋。

2.2 实验条件

本文研究的物理量包括 5 个, 即空气压力 p_a 、空气温度 T_a 、旋流器压降比 $\Delta p/p_a$ 、燃油温度 T_1 、油气比 FAR。物理量变化范围相对宽泛, 其中 p_a 为 0.1~0.8 MPa, T_a 为 300~550 K, $\Delta p/p_a$ 为 2%~6%, T_1 为 286~346 K, FAR 为 0.02~0.06。为高效达到试验目的, 依据试验设计 (DOE) 理论[26]来设计工况矩阵。DOE 能够在尽可能少的试验次数前提下对大量因子进行对比, 发现相关性高的因子, 并找到对试验目标影响最大的因子。DOE 考察的是宽范围内多变量的交叉影响, 相比于单变量研究更具有可信度。

本研究采用 DOE 理论中响应曲面法的中心复合设计, 中心点选取为 $p_a=0.3$ MPa, $T_a=450$ K, $\Delta p/p_a=4\%$, $T_1=316$ K, FAR=0.04。 p_a 设置 8 个水平度 (0.1 MPa、0.2 MPa、0.3 MPa、0.4 MPa、0.45 MPa、0.5 MPa、0.8 MPa), T_a 设置 8 个水平度 (303 K、340 K、350 K、410 K、450 K、490 K、500 K、550 K), $\Delta p/p_a$ 设置 3 个水平度 (2%、4%、6%), T_1 设置 5 个水平度 (286 K、301 K、316 K、331 K、346

K), FAR 设置 3 个水平度 (0.02、0.04、0.06)。Case I 完整的试验工况矩阵如表 1 所示, 一共包含 47 组工况。

Table 1 Operating conditions designed by DOE

No.	p_a /MPa	T_a /K	$\Delta p/p_a$ %	T_i /K	FAR
1	0.3	450	4	316	0.04
2	0.3	450	4	346	0.04
3	0.3	450	6	316	0.04
4	0.3	350	4	316	0.04
5	0.3	450	2	316	0.04
6	0.3	550	4	316	0.04
7	0.3	450	4	286	0.04
8	0.3	450	4	316	0.02
9	0.3	450	4	316	0.06
10	0.5	450	4	316	0.04
11	0.1	450	4	316	0.04
12	0.4	490	6	331	0.02
13	0.4	490	6	331	0.06
14	0.2	490	6	331	0.06
15	0.4	410	6	331	0.06
16	0.4	490	2	301	0.02
17	0.4	410	6	301	0.02
18	0.2	410	2	301	0.06
19	0.4	490	2	301	0.06
20	0.2	410	2	301	0.02
21	0.2	410	6	301	0.02
22	0.4	410	2	331	0.06
23	0.4	410	2	301	0.06
24	0.2	490	2	301	0.06
25	0.2	490	6	301	0.06
26	0.4	490	2	331	0.02
27	0.4	410	2	331	0.02
28	0.2	410	6	301	0.06
29	0.4	410	6	301	0.06
30	0.4	410	6	331	0.02

31	0.2	410	6	331	0.02
32	0.4	490	6	301	0.02
33	0.2	490	2	331	0.02
34	0.2	490	6	331	0.02
35	0.2	410	2	331	0.06
36	0.2	490	6	301	0.02
37	0.4	490	6	301	0.06
38	0.2	410	6	331	0.06
39	0.4	490	2	331	0.06
40	0.2	410	2	331	0.02
41	0.2	490	2	301	0.02
42	0.4	410	2	301	0.02
43	0.2	490	2	331	0.06
44	0.1	303	4	316	0.04
45	0.8	550	4	316	0.04
46	0.2	340	4	316	0.04
47	0.45	500	4	316	0.04

3 结果与讨论

3.1 预测模型构建

预膜空气雾化喷嘴的雾化过程中, 燃油在槽道出口以环形液膜形式喷出, 在表面不稳定性效应和气动剪切的共同作用下, 最终裂解为液带。液带在气动力的进一步作用下破碎融合完成二次雾化。该模型的构建将从燃油流动和气动剪切两个方面研究分析雾化的影响参数。

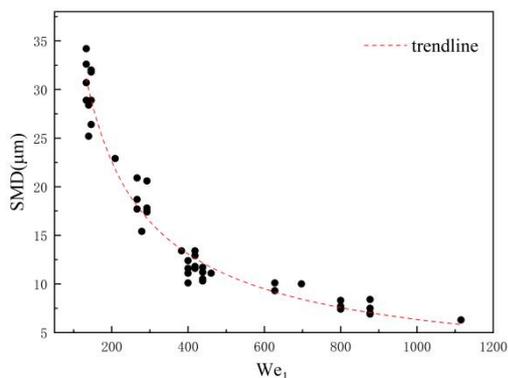
要在高速旋流空气冲击作用下解析分析气动作用是困难且复杂的, 故从宏观角度分析气动剪切的影响。根据图 3 (a) 的分析表明, 气动韦伯数 We_1 与 SMD 高度相关。并取对数线性化图 3 (b), 其 Pearson 系数 $r=-0.9803$ 。因而选取 We_1 作为衡量气动作用的变量是合理的。

故有 (2) 式:

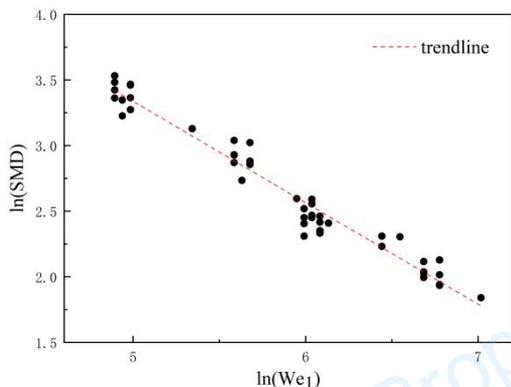
$$We_1 = \frac{\rho_g u_g^2 d_0}{\sigma} \quad (2)$$

式中, ρ_g 为气相密度, u_g 为气相速度, σ 为表面张力系数, 特征尺寸 d_0 取预膜通道出口处的槽

道高度，其值为 500 μm。



(a)



(b)

Fig. 3 (a) Scatter plot SMD- We_1 ; (b) Scatter plot after linearization $\ln(SMD) - \ln(We_1)$

在燃油流动破碎方面，黏性环形液膜的流动控制方程较为复杂，不便于从推导分析中提取较为显著的影响参数。因而考虑从经典的二维平面分析入手进行定性分析。二维平面分析中，液带的尺寸主要受破裂处表面波的波长（如 Senecal 等^[15]人所述）和液膜厚度（如 Carvalho 等^[27]所定义）的影响。最大不稳定波数与波长的关系是量化的，因此从破裂处的最大不稳定波数和液膜厚度两个维度出发，分析并提取无量纲参数。

首先考虑在静态空气环境下的二维黏性不可压射流液膜。主要根据 Senecal 等^[25]对高速黏性射流的表面波色散方程的研究：

$$\omega^2[\tanh(kh) + q] + \omega[4v_1k^2\tanh(kh) + 2iqkU_1] + 4v_1^2k^4\tanh(kh) - 4v_1^2k^3\varphi\tanh(\varphi h) - qu_1^2k^2 + \frac{\sigma k^3}{\rho_1} = 0 \quad (3)$$

其中厚度为 $2h$ ，以速度 u_1 射入静止无黏不可压空气介质中。液相密度为 ρ_1 ，液体的黏度为 μ_1 ，复增长率 $\omega = \omega_r + i\omega_i$ ，波数 $k = 2\pi/\lambda$ ， λ 表示表面波波长， $\varphi^2 = k^2 + \frac{\omega}{v_1}$ ， $q = \rho_g/\rho_1$ ($q \ll 1$) 表示气液密度之比。高速射流条件下表面波会以短波为主导，即 $q \ll kh$ ，故可以得到 (3) 式的化简后的解：

$$\omega_r = -2v_1k^2 + \sqrt{4v_1^2k^4 + qu_1^2k^2 - \frac{\sigma k^3}{\rho_1}} \quad (4)$$

当 ω_r 有最大值时，液膜发生破裂。此时有相应的最大不稳定波数 k_s 和最大不稳定波长 λ_s ，满足 $k_s = \frac{2\pi}{\lambda_s}$ 。

无黏条件下 (4) 式解的形式是确定的：

$$k_{s,0} = \frac{\rho_g u_1^2}{\sigma} \quad (5)$$

令 $\frac{\partial \omega_r}{\partial k} = 0$ 可得：

$$-8v_1\sqrt{4v_1^2k^4 + qu_1^2k^2 - \frac{\sigma k^3}{\rho_1}} + 16v_1^2k^2 + 2qu_1^2 - \frac{3\sigma k}{\rho_1} = 0 \quad (6)$$

由于 (6) 式的解析解过于复杂，不适合用来建立模型。本文在 (5) (6) 基础上，基于量纲分析添加粘性修正项，构建有黏条件下的 K_s 模型：

$$K_s \propto \left(\frac{\rho_g u_1^2}{\sigma}\right)^\alpha \left(\frac{\rho_1 \rho_g u_1^2}{\mu_1^2}\right)^{\frac{1-\alpha}{2}} \quad (7)$$

考虑在液膜破碎处的厚度 h_s ，选取 Xiao 的质量守恒模型^[28]：

$$h_s = \frac{d_0 t}{2L_b \sin\theta} \quad (8)$$

t 为文氏管出口处的油膜厚度，根据 Kim 的公式可以得到关系^[29]：

$$\frac{t}{d_0} \propto \left(\frac{m_1 \mu_1}{\rho_1 \Delta p d_0^3}\right)^{0.25} \quad (9)$$

Δp 为燃油压力， $\Delta p \approx \frac{1}{2}\rho_1 u_1^2$ 。 d_0 为预膜通道出口处的槽道高度。半液雾锥角 θ 可以参照 Lefebvre 的结果^[30]：

$$\theta \propto \left(\frac{\Delta p \rho_1 d_0^2}{\mu_1^2}\right)^{0.11} \quad (10)$$

Han 的研究中有^[20]:

$$L_b \propto \left(\frac{\rho_l \sigma t \cos \theta}{\rho_g^2 u_1^2}\right)^{0.5} \quad (11)$$

半锥角 $\theta \leq \pi/2$ 时, $\sin \theta$ 与 θ 正相关, $\cos \theta$ 与 $1/\theta$ 正相关, 为了简化 (8)、(11) 式, 可以粗略地做如下处理:

$$\sin \theta \sim \theta \quad (12)$$

$$\cos \theta \sim 1/\theta \quad (13)$$

令 $m_1 = \rho_l u_1 S_e$, S_e 表示喷口燃油实际流动的有效面积, 可得:

$$\frac{h_s}{d_0} \propto \left(\frac{\rho_g u_1^2 d_0}{\sigma}\right)^{-0.5} q^{-0.5} \left(\frac{\rho_l u_1 d_0}{\mu_1}\right)^{-0.94} d_0^{0.5} S_e^{0.25} \quad (14)$$

综上所述, 由液膜破碎而成的液带的尺寸 d_1 模型:

$$d_1 \propto \sqrt{\frac{h_s}{k_s}} \quad (15)$$

可得到:

$$d_1 \propto \sqrt{\frac{\left(\frac{\rho_g u_1^2 d_0}{\sigma}\right)^{-0.5} q^{-0.5} \left(\frac{\rho_l u_1 d_0}{\mu_1}\right)^{-0.94} d_0^{1.5} S_e^{0.25}}{\left(\frac{\rho_g u_1^2}{\sigma}\right)^\alpha \left(\frac{\rho_l u_1^2}{\mu_1^2}\right)^{\frac{1-\alpha}{2}}} \quad (16)$$

引入以下无量纲参数:

$$We_2 = \frac{\rho_g u_1^2 d_0}{\sigma} \quad (17)$$

$$Re_1 = \frac{\rho_g u_1 d_0}{\mu_1} \quad (18)$$

$$Re_2 = \frac{\rho_l u_1 d_0}{\mu_1} \quad (19)$$

对式 (16) 化简并结合 (2), 无量纲参数以幂函数的乘积形式构成式 (20) 预测模型。因为有 $q = Re_1/Re_2$, 故不将 q 作为一项因子纳入模型。

$$\frac{d_1}{d_0} = a(We_1)^b(We_2)^c(Re_1)^d(Re_2)^e \quad (20)$$

Dombrowski 的研究有^[31]:

$$d_1 = 1.88d_1(1 + 3Oh)^{1/6} \quad (21)$$

式中 Oh 为奥内左格数:

$$Oh = \mu_1/(\rho_l \sigma d_1)^{1/2} \quad (22)$$

因 SMD 与液带破碎形成液滴的初始尺寸 d_1 有显著的正相关性, 将式 (21) 改写为:

$$SMD = 1.88D_1(1 + 3Oh)^{1/6} \quad (23)$$

类似地, 可以将式 (20) 进行改写:

$$\frac{D_1}{d_0} = A(We_1)^B(We_2)^C(Re_1)^D(Re_2)^E \quad (24)$$

式 (22) ~ (24) 组合构成本文的粒径预测模型, 其中 A, B, C, D, E 为待定系数。

3.2 预测模型的验证

图 4 以试验工况的编号为横坐标, 展示了 47 组工况下测得的 SMD 数据。总体上, SMD 分布在 6.9~34.2 μm 。根据测得的 SMD 数据来确定预测模型的待定系数 A, B, C, D, E。本文采用粒子群优化 (Particle Swarm Optimization, PSO) 算法进行求解, PSO 算法是一种基于群体智能的优化算法, 通过模拟鸟群觅食行为来寻找问题的最优解。在 PSO 算法中, 每个潜在解都被视为搜索空间中的一个粒子, 每个粒子都有自己的位置和速度, 并通过迭代过程不断更新自己的位置和速度, 以逼近最优解。

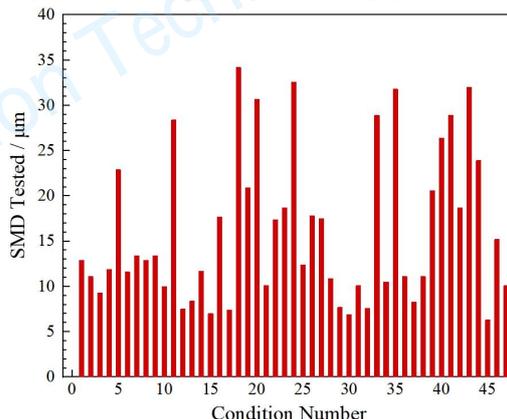


Fig. 4 Experimental data of SMD

预测模型中六个待定系数求解结果如表 2 所示, 确定 A, B, C, D, E 的取值后, 可以反算各工况下 SMD 的预测值。由 SMD 的试验值和预测值, 由此可以进一步计算预测值对试验值预测的决定系数 $R^2 = 0.984$, 预测的平均误差为 5.2%。这两个值反映了预测模型对粒径的试验数据具有较高的预测精度。

Table 2. Coefficients and the variance R^2

Coefficients	Value
A	5.6144
B	-0.9219
C	0.0315
D	-0.2897

E	0.1638
R ²	0.984
Average error	5.2%

图 5 展示了 SMD 预测值相对于试验值的分布情况, 对角线的实线表示预测值与试验值相等, 预测值不在对角线上则表示与试验值有偏差。可以看到, 预测值均分布在对角线两侧附近, 没有偏离大的点。用两条过零点的蓝色斜线可以将所有点都覆盖住, 意味着预测值相对于试验值的偏差在-11.5%~14.1%内, 即本文构件的预测模型的最大预测误差不超过 14.1%。SMD 试验及预测的具体数值如表 3 所示。

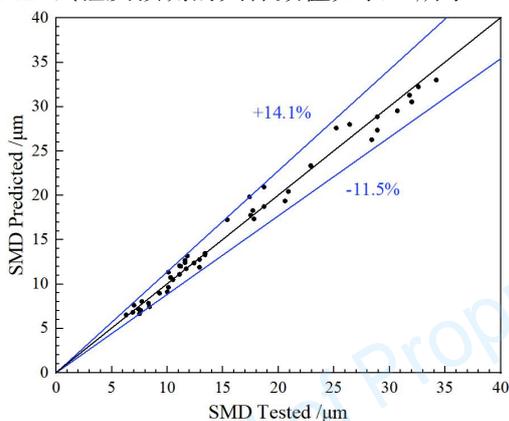


Fig. 5 Distribution of predicted SMD

Table 3 SMD comparison between experimental values and predicted values (μm)

No.	Test	Pre.	No.	Test	Pre.
1	12.87	12.77	25	12.41	12.38
2	11.12	12.07	26	17.84	17.34
3	9.32	8.97	27	17.51	17.76
4	11.80	13.18	28	11.60	12.68
5	22.86	23.35	29	7.67	8.04
6	11.60	12.42	30	6.92	6.82
7	13.42	13.46	31	10.30	10.75
8	12.90	11.90	32	7.60	7.03
9	13.35	13.30	33	28.93	27.35
10	10.02	9.13	34	10.50	10.50
11	28.43	26.28	35	31.84	31.29
12	7.50	6.66	36	11.08	11.08

13	8.40	7.44	37	8.30	7.85
14	11.73	11.73	38	11.20	12.01
15	6.96	7.62	39	20.55	19.37
16	17.65	18.30	40	26.42	28.01
17	7.35	7.20	41	28.86	28.86
18	34.20	33.01	42	18.74	18.74
19	20.90	20.44	43	32.02	30.55
20	30.70	29.55	44	25.20	27.59
21	10.07	11.35	45	6.30	6.52
22	17.40	19.84	46	15.40	17.26
23	18.70	20.94	47	10.07	9.64
24	32.55	32.24			

值得注意的是, 上述预测误差范围的正 (+14.1%)、负 (-11.5%) 与对角线偏离值并不相同, 这是由于在 PSO 计算过程中, 选择了将平均误差作为优化目标, 而不是优化最大误差的绝对值。这种策略使得模型实际表现更出色, 这首先体现在残差 (预测值与试验值之差) 分布的合理性上。图 6 展示了预测残差的分布, 此图可以对模型的无偏性和对恒定系统误差假设的遵循程度进行视觉评估。残差相对于 SMD 试验值的分布大致随机, 没有明显的趋势或系统性偏离。红色虚线作为零残差线, 数据点围绕其上下分布。因此, 可以初步判断这个图符合恒定误差假设, 即误差与 SMD 试验值之间没有明显的相关性。

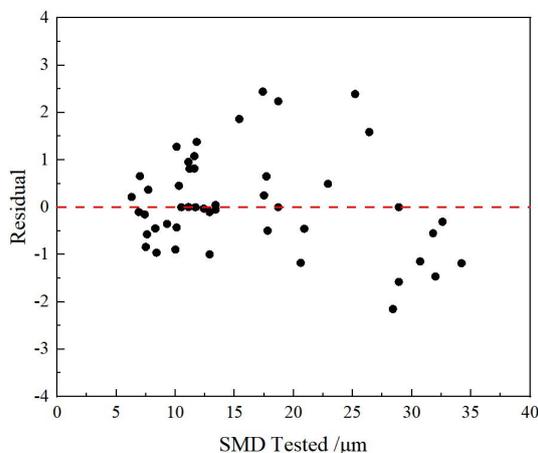


Fig. 6 Distribution of residuals relative to the SMD test values

此外, 在理想情况下, 预测模型的残差应

呈现随机变化的正态分布。图 7 给出了 SMD 残差的概率密度分布直方图，其大致符合正态分布的形态。红色曲线是对残差概率密度进行的拟合，可以较好地用正态曲线来模拟。为了进一步评估残差分布情况，开展了 Lilliefors 正态性检验。结果表明在显著性水平 0.048 下，残差服从正态分布，而通常显著水平不超过 0.05 即可认为是较好的正态分布。

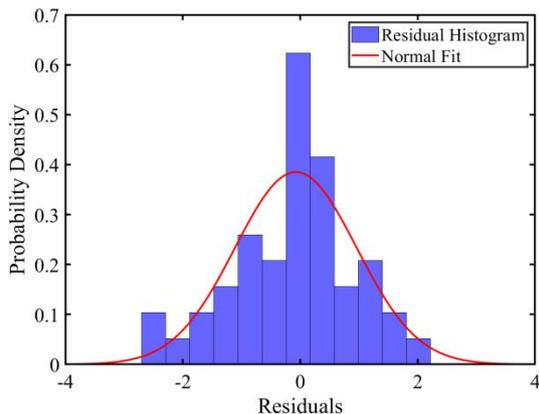


Fig. 7 Histogram and normal fit of residuals

为检验模型的外推能力，对常温常压下的工况点进行了检验。表 4 这些工况点是不在模型的训练集之内的，作为验证集以检验模型是否过拟合，是否可以适用于常温常压工况环境。

如图 8 所示，模型表现出较好的外推能力，没有出现拟合的现象，可以较好地适用于常温常压工况。

Table 4 External validation set

No.	p_a / MPa	T_a / K	$\Delta p / p_a$ / %	T_i / K	FAR
48	0.1	303	6	301	0.059
49	0.1	303	6	301	0.094
50	0.1	303	5	301	0.065
51	0.1	303	5	301	0.103
52	0.1	303	4	301	0.029
53	0.1	303	4	301	0.116

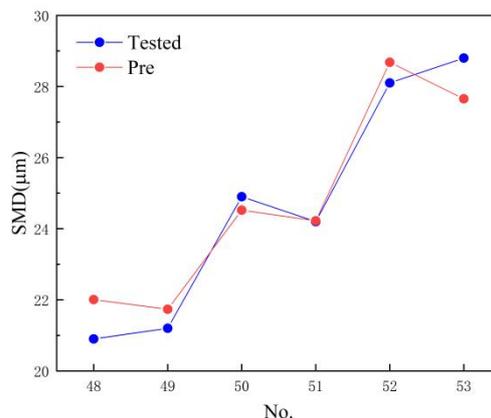


Fig. 8 Plot of external validation set

3.4 变量敏感性分析

对基于物理过程的预测模型，除了具备较好的预测精度及合理的残差分布外，更重要的是需准确捕获各物理变量对粒径的影响规律和程度，即变量敏感性。采用 Spearman 相关性来分析物理变量对粒径的敏感性，它是一种非参数统计方法，用相关系数来表征相关程度计算方法可参考 Piantadosi 等^[32]的研究。Spearman 系数达到+1 或-1，则意味着完美的正相关或负相关；而 Spearman 系数绝对值越接近 0，表示相关性越弱。

图 9 展示了拟合的四个自变量 We_1 、 We_2 、 Re_1 、 Re_2 相对于 SMD 的 Spearman 系数。可以看到，拟合自变量相对于 SMD 预测值和试验值的 Spearman 系数非常接近。也就是说，预测模型精准地捕捉了无量纲参数对粒径的影响。另外，本文构建预测模型定义的四个无量纲参数，相对于 SMD 的 Spearman 系数均在 0.49 以上，即 We_1 、 We_2 、 Re_1 、 Re_2 对 SMD 都有不可忽视的影响，这反映了无量纲参数选取的合理性。其中，气动韦伯数 We_1 的 Spearman 系数达到了 0.964，表现出了极强负相关性，这与气动雾化喷嘴受气动力影响剧烈的基本认知相符。

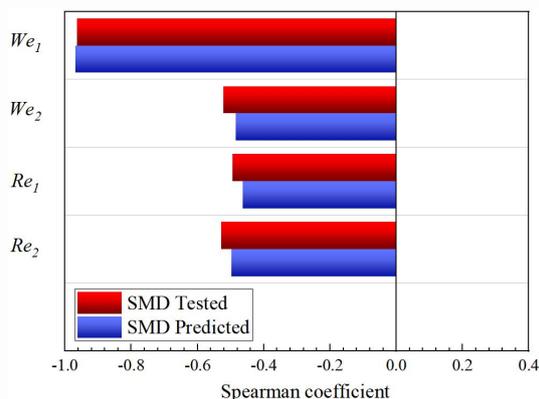


Fig. 9 Spearman coefficient of the independent variables of the prediction model

图 10 展示了试验工况参数相对于雾化粒径 SMD 的 Spearman 系数。除了 FAR 是正相关外，其余四个参数都是负相关，预测模型成功捕捉到了工况参数对 SMD 影响的方向。 $\Delta p/p_a$ 和 p_a 的相关性最高，与 SMD 试验值的相关系数分别为 -0.8318、-0.4988。 $\Delta p/p_a$ 、 p_a 增加，空气流速和空气密度增大，会直接导致 We_1 增加，从而使 SMD 减小，预测模型精准地捕捉了 $\Delta p/p_a$ 、 p_a 的影响。而 FAR、 T_a 、 T_i 相关性相对较低。

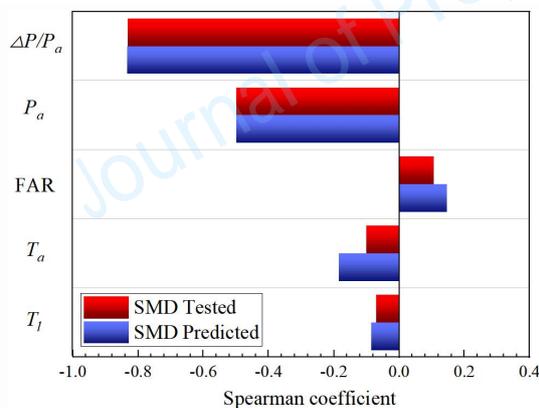


Fig. 10 Spearman coefficient of operating condition variables

4 结论

本文通过研究，得到如下结论：

(1) 通过试验数据的验证，表明预测模型最大误差为 14.1%，平均误差为 5.2%。

(2) 预测模型的残差，相对于 SMD 试验值的分布大致随机，没有明显的趋势或系统性偏离，且残差符合正态分布。

(3) 敏感性分析表明，预测模型准确捕

捉了无量纲参数以及试验工况参数对粒径的影响。

本文提供的加压条件下的雾化粒径数据及构建的预测模型，可为航发燃烧室预膜空气雾化喷嘴的设计提供支撑。

致 谢：感谢国家科技重大专项的资助。

参 考 文 献：

- [1] 甘晓华. 航空燃气轮机燃油喷嘴技术[M]. 北京：国防工业出版社，2006.
- [2] LEFEBVRE A H, BALLAL D R. Gas turbine combustion[M]. Boca Raton: CRC Press, 2010.
- [3] PATIL S, SAHU S. Air swirl effect on spray characteristics and droplet dispersion in a twin-jet crossflow airblast injector[J]. Physics of Fluids, 2021, 33(7): 073314.
- [4] BIROUK M, GOKALP I. Current status of droplet evaporation in turbulent flows[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2006, 32: 408-423.
- [5] RIZKALLA A A, LEFEBVRE A H. The influence of air and liquid properties on airblast atomization[J]. Journal of Fluids Engineering, 1975, 97(3): 316-320
- [6] URBÁN A, MILAN M, VIKTOR J. Effect of liquid preheating on high-velocity airblast atomization: from water to crude rapeseed oil[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2019 102: 137-151.
- [7] MOON S, CHOONGSIK B, ESSAM F. Internal and near-nozzle flow of a pressure-swirl atomizer under varied fuel temperature[J]. Atomization and Sprays, 2007, 17(6): 529-550.
- [8] DAVANLOU A, JOSHUA D L, SAPTARSHI B. Effect of viscosity and surface tension on breakup and coalescence of bicomponent sprays[J]. Chemical Engineering Science, 2015, 131: 243-255.
- [9] MIR M T, REZA A D, SEUNGCHAE J. Effect of the physical properties of liquid and

- ALR on the spray characteristics of a pre-filming airblast nozzle[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2020, 126: 103150.
- [10] ZHANG Q, WANG X, RUI K, et al. Numerical study on pre-film atomization mechanism and characteristics by a coaxial swirl injector[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*, 2019, 233(8): 1022-1038.
- [11] HOLZ S, SAMUEL B, GEOFFROY C. Close nozzle spray characteristics of a prefilming airblast atomizer[J]. *Energies*, 2019, 12(14), 2835.
- [12] 刘娟, 李清廉, 刘卫东. 离心式喷嘴液膜破碎过程实验 [J]. *推进技术*, 2011, 32(4):539-543.
- LIU J, LI Q L, LIU W D. Experiment on liquid sheet breakup process of pressure swirl injector[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2011, 32(4): 539-543.
- [13] FOKAIDES P, WEI M, KERN M. Experimental and numerical investigation of swirl induced self-excited instabilities at the vicinity of an airblast nozzle[J]. *Flow Turbulence Combustion*, 2009, 83 (4): 511–533.
- [14] LIU H F, GONG X, LI W F. Prediction of droplet size distribution in sprays of prefilming air-blast atomizers[J]. *Chemical Engineering Science*, 2006, 61(6): 1741 - 1747.
- [15] SENECA P K, NOUAR I, RUTLAND C J. Modeling high-speed viscous liquid sheet atomization[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 1999, 25(6):1073-1093.
- [16] 苏克, 诸惠民. 燃油喷雾粒度理论模型与计算方法的研究[J]. *航空发动机*, 1994, 20(4): 34-39.
- SU K, ZHU H M. Study on the theoretical model and calculation method of fuel spray droplet size[J]. *Aeroengine*, 1994,20 (4): 34-39.
- [17] REITZ R D, BRACCO F V. Mechanism of atomization of a liquid jet[J]. *Physics of Fluids* 1982, 25: 1730 - 1742.
- [18] HUI Z, WU Z W , LI W F. Nonmonotonic effects of aerodynamic force on droplet size of prefilming air-blast atomization[J]. *Industrial and Engineering Chemistry Research*, 2018, 57 (5): 1726-1732.
- [19] HAN Z Y, PARRISH S E, PATRICK V F. Modeling atomization processes of pressure swirl hollow cone fuel sprays[J]. *Atomization and Sprays*, 1997, 7(6): 663-684.
- [20] CUI Y, CHENG C, WANG P F. A mathematical model for predicting the droplet size of micro-fog nozzle with circular-hole rotating core based on orthogonal design[J]. *Applied Sciences*, 2023, 13(11): 6670-6670.
- [21] CHEN S Y, ASHGRIZ N. Droplet Size Distribution in Swirl Nozzles[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2022, 156: 104219-104219.
- [22] CHEN L F, LIU Z X, SUN P H. Formulation of a fuel spray SMD model at atmospheric pressure using design of experiments[J]. *Fuel* 2015, 153 (8): 355–360.
- [23] ZHENG K, GAN Z W, WANG X Y. Experimental study on spray characteristics of aviation kerosene from a pressure-swirl nozzle in high-speed airflow with elevated temperatures. *Physics of Fluids*, 2024,36, 023332.
- [24] FANG C Y, LIU Y S, WANG S L, et al. Aerodynamic effect on atomization characteristics in a swirl cup airblast fuel injector[J]. *Physics of Fluids*, 2023, 35(10): 103319.
- [25] BEER J M, CHIGIER N A. *Combustion aerodynamics*[M]. London: Applied Science Publishers LTD, 1972.
- [26] STEVEN R, RONG P, DOUGLAS M. *Design of experiments for reliability achievement*[M]. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2022.
- [27] CARVALHO I S, HEITOR M V. Liquid film break-up in a model of a prefilming airblast nozzle[J]. *Experiments in Fluids*, 1998, 24(5-6): 408-415.
- [28] XIAO W, HUANG Y. Improved

- 1
2
3
4 semiempirical correlation to predict Sauter mean
5 diameter for pressure-swirl atomizers[J]. Journal
6 of Propulsion and Power, 2014, 30(6):
7 1628-1635. doi: 10.2514/1.B35238.
8
9 [29] KIM S, KHIL T, KIM D, et al. Effect of
10 geometric parameters on the liquid film
11 thickness and air core formation in a swirl
12 injector[J]. Measurement Science and
13 Technology, 2010, 21(3): 035403.
14
15 [30] LEFEBVRE A H. Atomization and
16 Sprays[M]. London: Hemisphere, 1989.
17
18 [31] DOMBROWSKI N, JOHNS W R. The
19 aerodynamic instability and disintegration of
20 viscous liquid sheets[J]. Chemical Engineering
21 Science, 1963, 18(3): 203-214.
22
23 [32] PIANTADOSI J, HOWLETT P, BOLAND
24 J. Matching the grade correlation coefficient
25 using a copula with maximum disorder[J].
26 Journal of Industrial and Management
27 Optimization, 2007, 3 (2), 305-312.
28
29
30
31
32
33
34
35
36
37
38
39
40
41
42
43
44
45
46
47
48
49
50
51
52
53
54
55
56
57
58
59
60