

# 直流自击式喷嘴雾化特性研究

刘孝弟<sup>1,2</sup>, 顾学颖<sup>2</sup>, 弭 艳<sup>2</sup>

(1.清华大学, 北京 100084; 2.北京航天动力研究所, 北京 100076)

**摘 要:** 直流自击式喷嘴广泛应用于液体火箭发动机喷注器, 但对于其雾化机理及特性的研究基本上都是建立在冷态试验和发动机热试车的基础之上。从喷嘴射流的受力分析着手, 建立了射流破碎的物理模型, 计算中考虑了影响该型喷嘴雾化特性的主要因素, 并与相关实验结果进行了对比分析, 说明了该物理模型具有一定的参考价值。该模型可以在燃烧流场计算时作为雾化初始条件使用。

**关键词:** 直流自击式喷嘴; 表面张力; 射流速度; 射流自击角

**中图分类号:** V434-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2016) 01-0013-07

## Research on atomization performance of jet impinging nozzle

LIU Xiaodi<sup>1,2</sup>, GU Xueying<sup>2</sup>, MI Yan<sup>2</sup>

(1. Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Beijing Aerospace Propulsion Institute, Beijing 100076, China)

**Abstract:** Jet impinging nozzle is widely used in the injector of liquid rocket engine. The study for its atomization mechanism and performance is mainly based on cool-state experiment and hot test of engine. Proceeding from the force analysis on the nozzle jet, the physical model for jet break is established in this paper. The main factors to affect atomization characteristics of the nozzle were taken into account in calculation. By comparison of the results from the related tests, the conclusion that the model is valid for conference was obtained. The model can be used as a initial condition for calculation of the atomization flow-field.

**Keywords:** jet impinging nozzle; surface tension; jet velocity; jet impinging angle

## 0 引言

雾化是液体燃烧装置非常重要的子过程, 直接影响到后续的蒸发和燃烧过程。直流式喷嘴是

结构最简单的喷嘴, 也是研究其他组合式喷嘴的重要基础<sup>[1]</sup>。

在液体火箭发动机中, 需要将液体推进剂(燃料和氧化剂)的化学能转变成为动能而产生

收稿日期: 2015-08-13; 修回日期: 2015-11-29

作者简介: 刘孝弟 (1958—), 男, 博士, 研究员, 研究领域为流体力学及喷嘴

推力。燃烧过程主要包括液体推进剂的雾化、蒸发、混合及化学反应过程,生成的高温、高压燃气通过喷管后转变成高速的流动。雾化是后续各子过程重要的准备过程,因此,液体推进剂的雾化特性对发动机工作性能具有重要的影响。由于液体火箭发动机性能要求和燃烧室结构、喷嘴布局等条件的限制,喷注器喷嘴的可选择形式往往比较有限,其中,直流自击式喷嘴得到了普遍的应用<sup>[2]</sup>。在燃料及氧化剂的动量相差不多时,可以采用燃料与氧化剂互击式方案,这时的混合效果与鲁泊数及燃料/氧化剂孔径比密切相关,刘晓伟等对此进行了有关冷态试验研究,并利用有关的模拟发动机进行了热试车,得到了具有说服力的结果<sup>[3]</sup>。而当燃料及氧化剂的动量相差较大时,采用推进剂自击式喷嘴及合理的分区布置则成为常用的喷注器方案<sup>[4]</sup>。

本文通过分析直流自击式喷嘴射流的受力情况,得出能够描述改型喷嘴雾化机理的物理模型,从理论上比较了影响射流破碎的各种因素,并与有关实验结果进行了比较。本文所进行的研究结果具有较可靠的应用价值,可以在使用改型喷嘴的有关数值计算中作为初始条件使用。

## 1 直流自击式喷嘴的雾化研究

直流自击式喷嘴的结构相对来说比较简单,尤其在液体火箭发动机燃料和氧化剂的雾化过程中得到了广泛应用。对此许多研究者进行了一系列的试验研究和数值模拟分析,所得的研究结果对雾化性能的认识及提高都产生了积极的作用。

Heidmann 等(1957 年)对于直流自击式喷嘴的雾化性能进行了一系列实验研究<sup>[5]</sup>。研究中利用不同比例的甘油配比出具有不同粘性和表面张力的液体,喷孔选择了 0.025, 0.04 和 0.051 英寸 3 种直径,研究了雾化液体流量(液体雾化供应压力)、射流自击角度、射流直径(喷孔直径)、射流自由长度等对于液体雾化效果的影响。

Ibrahim 等人(1991 年)利用数学模型分析了双股射流自击后形成的液膜厚度及形状对雾化的影响机理,得出液体射流的 Weber 数是产生雾化的关键影响因素,结论与典型情况下的实验结

果(喷孔直径 1 mm,雾化液体为水)非常吻合<sup>[6]</sup>。

Ryan 等(1993 年)从理论上分析得出,双股射流自击的雾化液滴直径与液体射流的 Weber 数、气液密度比( $S$ -考虑环境压力因素)、喷孔直径( $d_0$ )、自击角度( $\theta$ )等具有如下关系<sup>[7]</sup>:

$$\frac{d_d}{d_0} = \frac{2.62}{(12)^{\frac{1}{3}}} s^{-\frac{1}{6}} [We f(\theta)]^{-\frac{1}{3}} \quad (12)$$

刘昌波等利用开发的多尺度仿真算法对双股射流自击雾化过程进行了数值研究<sup>[8]</sup>,并对不同自击角度和动量比的双股射流对雾化过程的影响进行了模拟,结果和实验数据有较好的一致性。

尽管直流自击式雾化喷嘴已经得到广泛应用,但是对其雾化的机理及雾化特性的研究一直在进行中。费俊等利用 PDPA 和动态分析系统对于该型喷嘴的雾化流场结构进行了试验研究<sup>[9]</sup>,获得了雾化后液滴的速度分布及液滴大小分布的实验参数。以上所述的所有研究中,对于液滴的成型机理均没有给出足够具有说服力的分析。

## 2 直流自击式喷嘴雾化的物理机理描述

综合上述的研究工作,无论是对雾化现象的实验观察及数据整理,还是对液体雾化后液滴大小和分布及运动轨迹的数值分析,得出的结论对于工程应用及结构性能改进均产生了一定的成效。本文试图从液体射流产生断裂的受力分析入手,得出双股射流自击雾化产生的内在原因。典型的直流自击式雾化喷嘴的结构形式见图 1。

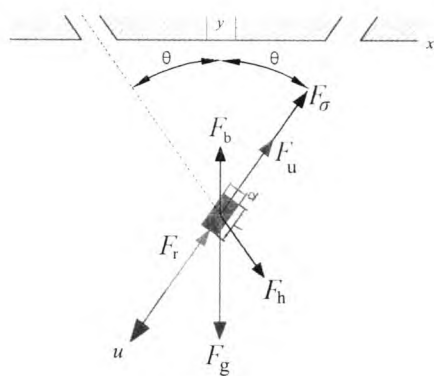


图 1 直流自击式雾化

Fig. 1 Sketch of jet impinging atomization

为了讨论问题方便,将双股射流自击式雾化喷嘴安排成垂直向下的流动方式,来分析直径为  $d$  的液体射流,沿  $\theta$  方向以速度  $u$  从喷孔中流进静止气体中的液柱所受的各种力,从受力的分析中得出液柱断裂的基本条件,得出该液柱断裂形成液滴的物理机理。

首先假定,液柱的直径  $d$  与喷孔直径相同,液柱流速即为喷孔出口的液体流速,发生断裂时的液柱长度为  $l$ ,断口与液柱轴线垂直,则液柱的受力情况可以逐一描述如下<sup>[10]</sup>:

粘性力为:

$$F_{\mu} = \pi d \mu_1 u \quad (1)$$

式中  $\mu_1$  为液体粘性,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

表面张力为:

$$F_{\sigma} = \pi d \sigma_1 \quad (2)$$

式中  $\sigma_1$  为液体表面张力,  $\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$ 。

气流曳力为:

$$F_r = C_d \cdot l \pi d \cdot \frac{1}{2} \rho_g u^2 \quad (3)$$

式中:  $C_d$  为阻力系数;  $\rho_g$  为气体密度,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。

重力:

$$F_g = \frac{\pi}{4} d^2 l \rho_1 \quad (4)$$

式中  $\rho_1$  为液体密度,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。

浮力:

$$F_b = \frac{\pi}{4} d^2 l \rho_g \quad (5)$$

另一股液体射流(以下称之为冲击流,沿另一个  $\theta$  方向流出)对液柱产生的冲击力(方向见图1):

$$F_h = m a = \frac{\pi}{4} d^2 l \rho_1 a \quad (6)$$

在双股射流自击式喷嘴中,由于冲击流对液体射流进行冲击雾化,反过来液体射流对于冲击流也同样产生冲击雾化,由于液体射流和冲击流处于对等地位,因此计算冲击力时选取同样长度的冲击流从物理概念上是合理的。 $a$  为冲击流在穿过液体射流过程中的加速度(绝对值)。为了计算得到  $a$  的大小,假定冲击流和液体射流接触前和射流液体的速度  $u$  大小相同,穿过液体射流

后的速度衰减为  $\varphi a$  (其中  $\varphi$  定义为速度残留系数—可以通过实验进行测定),如果认为穿过液体射流过程中的冲击流体的平均速度为  $\frac{1}{2}(1+\varphi)u$ , 则  $a$  可以表达为:

$$a = \frac{\frac{u - \varphi u}{d}}{\frac{\sin(2\theta)}{\frac{1}{2}(1+\varphi)u}} = \frac{\sin(2\theta)(1-\varphi^2)u^2}{2d} \cdot \frac{1}{\frac{\sin(2\theta)}{\frac{1}{2}(1+\varphi)u}} = \frac{\cos(\theta)\sin(\theta)(1-\varphi^2)u^2}{d} \quad (7)$$

这样,就可以将式(6)改写为

$$F_h = \frac{\pi \cos(\theta)\sin(\theta)}{4} (1-\varphi^2) d l \rho_1 u^2 \quad (8)$$

对有关喷嘴结构及工作参数范围的实验测量结果表明,速度残留系数  $\varphi \approx 0.9$ 。

假设液体射流单元的直径  $d$  和喷口直径相同,液体射流单元的长度  $l$  是液体单元维持原有形状的基准长度。液体射流单元改变原有形状的条件是:

$$\vec{F}_g + \vec{F}_b + \vec{F}_r \geq \vec{F}_{\mu} + \vec{F}_{\sigma} + \vec{F}_r \quad (9)$$

经过量级分析可知,对于雾化过程,浮力  $F_b$  和重力  $F_g$  比其他力低数个量级,对于该型喷嘴结构,冲击流体作用在射流上的力  $F_h$  将是液体射流断裂的最主要因素,实验结果(后面介绍)充分表明了这一点。为了能从物理分析的观点得出液滴的产生机理,再次做出进一步的假设,即考虑液柱断裂发生的力,在喷嘴的轴线方向( $y$  方向)上达到平衡,液柱断裂的临界条件为:

$$F_h \cos(\theta) + F_b + F_g = (F_{\mu} + F_{\sigma} + F_r) \cos(\theta) \quad (10)$$

通过后面所述力的大小量级分析,液柱发生断裂的方向假设几乎没有太大的实际意义,则液柱断裂的临界长度为

$$l_c = \frac{8\mu_1 u + 8\sigma_1}{2\sin(\theta)\cos(\theta)(1-\varphi^2)\rho_1 u^2 + \frac{2d\rho_g}{\cos(\theta)} + \frac{2d\rho_1}{\cos(\theta)} - 4C_d\rho_g u^2} \quad (11)$$

同时认为,长度为  $l_c$  的圆柱体射流是液体雾化形成液滴的基本单元,由于液体的粘性和表面张力作用形成液滴,则形成液滴的最大直径可以表

达为

$$d_{\max} = \left\{ 1.5d^2 \frac{8\mu_1 u + 8\sigma_1}{\sin(2\theta)(1-\varphi^2)\rho_1 u^2 + \frac{2d\rho_g}{\cos(\theta)} + \frac{2d\rho_l}{\cos(\theta)} - 4C_d\rho_g u^2} \right\} \quad (12)$$

尽管液滴的形成过程非常复杂,可能的形成过程会经历液膜或液丝的过程,这些液膜或液丝也可能发生非常复杂的聚合或分裂,但是,无论如何可以认为,上述计算所得的长度为 $l_c$ 的液柱将是液体射流产生雾化后形成液滴的最原始和最基本的液体单元。式(11)还有一个隐含的物理含义是,当忽略重力和浮力的影响时,液柱发生断裂时的长度会和液柱直径(喷孔直径)无关,同时也说明了液柱发生断裂的力是否需要假设在喷嘴轴线上达到平衡并不重要,仅仅取决于各个力的大小。

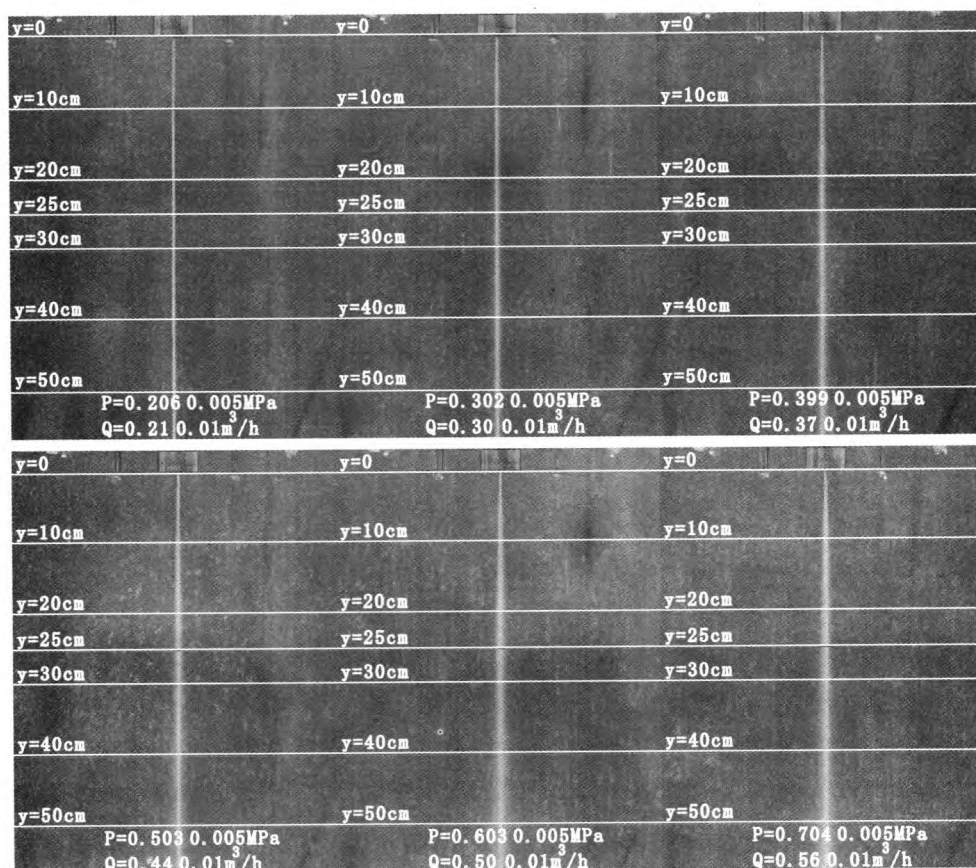
### 3 双股射流自击喷嘴雾化的实验研究

为了对上述物理机理的分析中所做的各种基

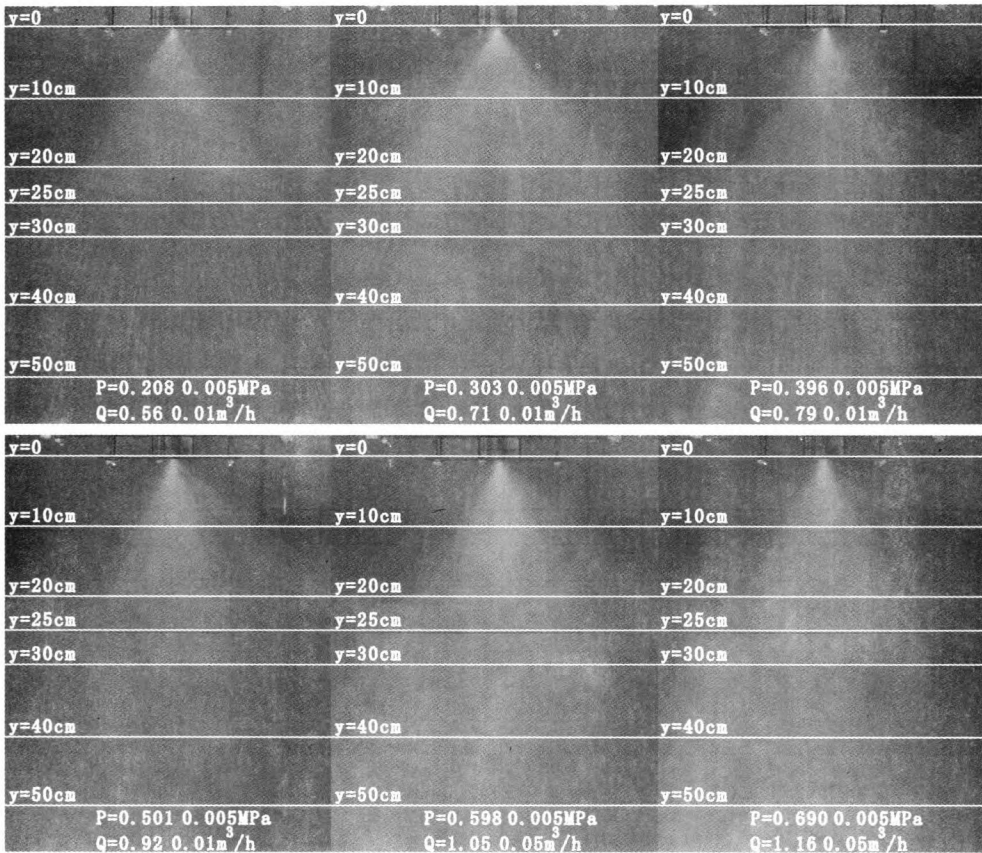
本假设进行评估,进行了该型喷嘴的最基本的实验(实验介质为水,常压环境)来说明问题。实验中选用了2种基本喷嘴的结构形式:①喷孔直径为3 mm的直流喷嘴;②喷孔直径为3 mm的双股射流自击式喷嘴(自击角度为 $90^\circ$ )。实验情况如图2所示。

图2(b)的实验结果与文献[9]十分相似。从图2中可以看出,冲击流体作用在射流上的力的确是液体射流断裂的决定性因素。对于直流式喷嘴,当雾化压力从0.2 MPa到0.7 MPa的变化范围内,液体射流基本上一直保持着出口的圆柱形状,几乎没有出现任何雾化的迹象;而对于同样孔径的双股射流自击式喷嘴,即使在雾化压力为0.2 MPa时,就已经出现了明显的雾化迹象。

在液体雾化过程中,液体的重力往往被忽略,有时将空气阻力的影响考虑的也不够充分<sup>[9]</sup>,在此,对于式(10)中的各项力的数值大小进行特定条件下的计算,说明这些考虑在大多数情况下是可以容许的。



(a) 直流喷嘴 (孔径 3 mm)



(b) 双股射流自击式喷嘴（孔径 3 mm、射流自击角度 90°）

图 2 直流喷嘴和双股射流自击式喷嘴实验结果

Fig. 2 Experiment results of single jet nozzle and double-jet impinging nozzle

计算所用的基本参数见表 1。

假定雾化后的最大液滴直径为 0.4 mm，通过式(11)和(12)可以得出直径为 3 mm 的液柱断裂的长度为  $4.74 \times 10^{-3}$  mm。根据我们的实验测量数据记录，选取雾化压力为 0.4 MPa 下的流量结

果，可得射流速度的计算值为 15.5 m/s。

根据上述物性参数及液滴直径对应的实际情况，可以计算出特定条件下式 (10) 中各个力的大小，结果见表 2。

表 2 的计算结果充分说明以下几点：

表 1 计算使用物性参数

Tab. 1 Physical parameters for calculation

空气密度 $\rho_g/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	水密度 $\rho_l/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	水粘度 $\mu/(\text{Pa} \cdot \text{s})$	水表面张力 $\sigma/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	流阻系数 $C_d$
1.2	998	$1.3 \times 10^{-3}$	$74 \times 10^{-3}$	1.05

表 2 特定条件下射流液柱单元受力值

Tab. 2 Force values of jet column under under specified conditions

$10^{-6}$  kgf

$F_b$	$F_g$	$F_\mu$	$F_\sigma$	$F_r$	$F_h$
$642.97 \times 10^{-6}$	0.536	18.6	71.13	6.76	254.7



1) 在液体雾化研究中, 忽略重力和浮力的影响是可以接受的。

2) 在研究射流自击式喷嘴的雾化时, 射流之间的冲击力是液体雾化的最关键因素。

3) 忽略气动阻力对雾化结果研究的影响不大。

由式 (12) 计算的液滴最大直径结果见图 3~5。从图 3 可以看出, 喷嘴直径越大, 雾化颗粒直径越大。从式 (12) 中可以得出  $d_{\max} \propto d^{2/3}$ 。这与文献 [1] 中介绍的前人关于直流式喷嘴在静止气流中雾化时所得的质量中间直径  $d_m$  与喷嘴直径 ( $d$ ) 的关系式几乎完全形同 (式 13)。即:

$$\frac{d_m}{d} = \frac{3.31}{M^{0.266} Re^{0.1466} We^{0.1927}} = \frac{3.31 \rho_L^{0.0733} V_L^{0.1466} \sigma_L^{0.1927}}{\rho_a^{0.266} d^{0.34} u_L^{0.53}} \quad (13)$$

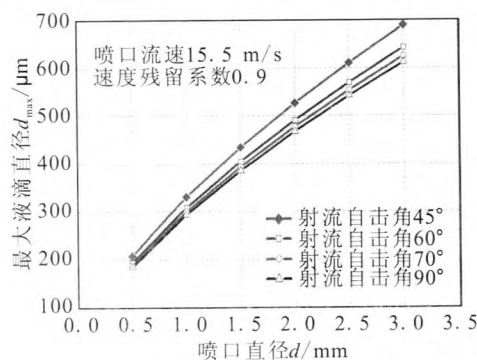


图 3 最大液滴直径和喷嘴直径的关系

Fig. 3 Relation between maximum diameter of droplets and diameter of nozzle

从图 3 还可以看出, 双股射流自击雾化的自击角度大小对于雾化效果有直接影响, 因为射流夹角直接决定了两股流体之间作用力的大小。极限情况下可以理解为: 当射流夹角为  $0^\circ$  时, 即射流成为平行流, 两者之间的作用力消失, 雾化效果也会同时消失; 当忽略重力和浮力时, 式 (11) 显示出射流断裂长度与  $\sin(2\theta)$  成近似的反比关系。

由图 4 可以看出, 速度残留系数  $\varphi$  值越大, 说明冲击流穿过液体射流后的剩余速度越大, 也就是冲击能量消耗较小, 液滴直径越大, 这和实际的物理意义是一致的。

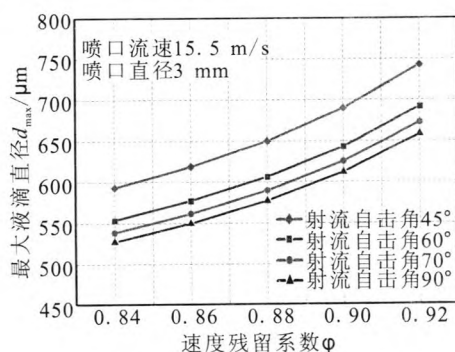


图 4 速度残留系数对最大液滴直径的影响

Fig. 4 Influence of velocity vestigial coefficient on maximum diameter of droplets

喷嘴液体流速对雾化液滴直径的影响见图 5, 可以看出, 喷嘴的流速越大 (雾化压力越大), 即消耗的整体能量越大, 雾化液滴直径越小。

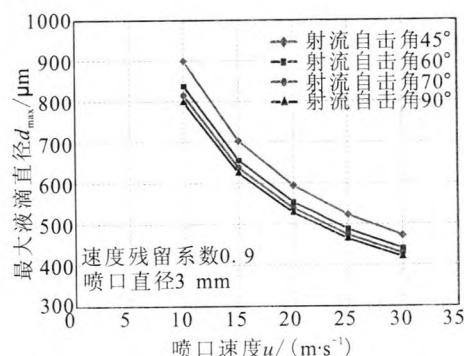


图 5 最大液滴直径和喷嘴流速的关系

Fig. 5 Relation between maximum diameter of droplets and flow velocity at nozzle outlet

以上各种参数对于液滴最大直径的计算中, 射流夹角的变化对其影响规律基本一致, 射流夹角越小, 液滴最大直径越大。

实际情况是, 受冲击变形, 液体射流会发生一定的蠕变, 不可能是完整地切成标准的圆柱体, 在圆柱体射流的蠕变处, 通常情况下会使液柱断裂处变细而提前产生部分剥离, 必然会导致形成的最大液体单元比计算结果小一些, 即实际上形成的最大液滴直径比理论计算值小。这些提前从整体液柱上剥离下来的不规则的液体单元会形成较小的液滴, 导致大量的小于上述理论计算最大液滴直径的液滴产生, 这就形成了真实的液滴分布。速度残留系数  $\varphi$  直接影响最大液滴直径

的计算值。所进行的基础实验中, 仅仅测量了喷嘴直径为 3 mm 的情况, 对于不同的液体射流直径, 其变化可能会有一定的变化规律, 这需要进行更多的试验研究才能得出。在双股射流的自击点附近区域, 形成的液体单元密度较大, 这些单元之间发生碰撞的几率也较大, 必然会出现液体单元的二次团聚或分裂, 实际形成的最大液滴直径和计算值会有一定的差别。

由于一般雾化试验中的测量结果均以液滴群的平均直径进行表述, 为了将以上的计算结果和实验数据进行比较, 在此假定液滴群中的最小液滴直径为 0 mm, 从正态分布规律可以得出, 液滴平均直径的最小值大约可以认为是  $d_{\max}/2$ 。而对于实际情况液滴的最小直径应该大于 0 mm, 尽管数值很小, 也应该具有一定的尺寸, 因此, 液滴群的平均直径应该比  $d_{\max}/2$  稍大一些, 即:  $d_{\max}/2 < d_{\text{mid}} < d_{\max}^{[11]}$ 。在此, 将计算数值与有关实验结果进行比较<sup>[9]</sup> (图 6)。从比较结果可以看出, 液滴直径的尺寸范围基本接近, 而且雾化产生的液滴平均直径随喷嘴流速 (喷嘴流量) 的变化趋势基本一致, 在所涉及的喷嘴结构参数和实验工况范围内具有较好的一致性, 提出的物理模型对于预测该型喷嘴雾化特性具有一定的参考价值。

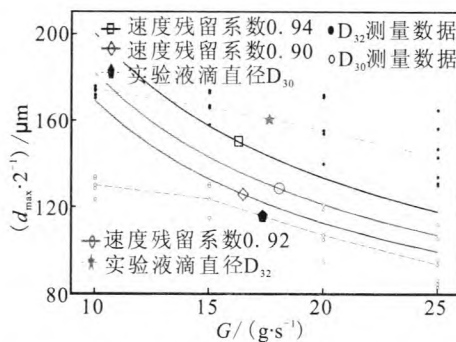


图 6 计算结论与有关实验结果的比较  
(喷嘴直径 1 mm, 射流自击角 70°)

Fig. 6 Comparison between calculate  
conclusion and related experiment results  
(nozzle diameter 1 mm, injecting angle 70°)

## 4 结论

从双股射流自击式喷嘴形成雾化的基本原理

出发, 对液体射流产生形变导致断裂的过程中所受的各种力的影响因素进行了分析, 得出液体射流断裂的基本条件, 建立了雾化物理模型, 计算预测结果与有关的实验数据具有较好的一致性, 利用该模型的计算结果及必要的修正, 可以作为有关后续混合流场及燃烧计算的边界条件。

### 参考文献:

- [1] 侯凌云, 侯晓春. 喷嘴技术手册[M]. 北京: 中国石化出版社, 2007.
- [2] 杨立军, 富庆飞. 液体火箭发动机推力室设计[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2013.
- [3] 刘晓伟, 胡伟, 曹晶, 等. 鲁泊数和孔径比对直流互击式喷注器性能的影响[J]. 火箭推进, 2010, 36(3): 24-27.  
LIU Xiaowei, HU Wei, CAO Jing, et al. Effects of Rupe number and ration of injection orifice diameter on unlike impinging injector performance [J]. Journal of rocket propulsion, 2010, 36(3): 24-27.
- [4] 黄立德. 发动机制造技术 [M]. 北京: 宇航出版社, 1990.
- [5] HEIDMANN M F, PRIEM R J, HUMPHREY J C. A study of sprays formed by two impinging jets, NACA TN 3835 [R]. USA: NACA, 1957.
- [6] IBRAHIM E A, PRZEKAS A J. Impinging jets atomization[J]. Physics of fluids A3, 1991 (3): 2981-2987.
- [7] RYAN H M, ANDERSON W. E, PAL S, et al. Atomization characteristics of impinging liquid jets [J]. Journal of propulsion and power, 1995, 11(1): 135-145.
- [8] 刘昌波, 雷凡培, 周立新. 两股湍流射流撞击雾化过程的数值研究[J]. 推进技术, 2014, 35(12): 1669-1678.
- [9] 费俊, 孙璠, 杨伟东, 等. 射流撞击式雾化液滴运动过程与粒径分布特性的试验研究 [J]. 火箭推进, 2015, 41(1): 10-14.  
Fei Jun, SUN Fan, YANG Weidong, et al. Experimenttal analysis on movement and size distribution of atomized droplets from impinging liquid jet[J]. Journal of rocket propulsion, 2015, 41(1): 10-14.
- [10] 刘孝弟, 褚晓斌, 蒋刚. 尿素造粒机理研究[J]. 化肥工业, 2015, 42(3): 21-28.
- [11] 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.

(编辑: 陈红霞)