

气相速度脉动对 JP-10 液滴破碎的影响

于 亮, 袁书生, 王允良

(海军航空工程学院, 山东 烟台 264001)

摘 要: 在不同时均气相速度、初始液滴尺寸和速度脉动频率条件下, 研究了气相速度脉动对 JP-10 液滴破碎速率的影响。计算结果表明, 低时均气相速度时, 小尺寸液滴较难破碎; 达到破碎条件的情况下, 随着脉动强度的增大液滴破碎所用时间缩短, 而气相速度脉动频率对 JP-10 液滴破碎的影响不明显。

关键词: 气相速度脉动; JP-10 液滴; 液滴破碎速率

中图分类号: V312-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2012) 03-0054-05

Effect of gas phase velocity fluctuation on breakup of JP-10 droplets

YU Liang, YUAN Shu-sheng, WANG Yun-liang

(Naval Aeronautical and Astronautical University, Yantai 264001, China)

Abstract: The effects of the gas phase velocity fluctuation on breakup of JP-10 droplets were investigated under different time-averaged gas phase velocity, initial droplet size and pulsation frequency. The calculated results show that the small droplet is difficult to break up when the time-averaged velocity is slow, the amount of time required to break up droplets cuts down with increase of the fluctuation intensity in the context of that the droplets can break up, and the effect of the pulsation frequency of gas phase velocity on the breakup of JP-10 droplets is not obvious.

Keywords: gas phase velocity fluctuation; JP-10 droplet; droplet breakup rate

0 引言

JP-10 燃料是由煤焦油和石油裂解 C₃ 馏分中分离出的环戊二烯二聚体 (DCPD) 经加氢、异

构化合成的纯化合物, 化学结构为挂式四氢双环戊二烯二聚体 (THDCPD)^[1]。目前它是各种导弹特别是巡航导弹中最为成功的高密度烃燃料之一。因此对 JP-10 燃料液滴在发动机燃烧室内行为的正确描述和预测, 对提高发动机推进性能将起到

收稿日期: 2011-10-26; 修回日期: 2012-01-19

作者简介: 于亮 (1982—), 男, 博士研究生, 研究领域为航空发动机推进剂

一定的指导作用。

JP-10 液滴在燃烧室内的破碎雾化过程始终是在湍流速度脉动场中进行的, 其在燃烧室内的破碎雾化受到多种因素的影响, 致使基于不同的理论和假设, 形成了各种不同的破碎雾化模型。目前比较常用的液滴破碎模型, 例如: O'Rourke 等人将液滴的振动与变形和弹簧质量系统相类比建立的 TAB 模型^[2]; 基于气液界面扰动波的不稳定理论发展起来的 KH-RT 模型^[3]; 基于 Reitz 和 Bracco 的圆柱射流 Kelvin-Helmholtz 不稳定性理论发展起来的 WAVE 模型^[4]等。本文主要研究单液滴的破碎, 因此选择更能体现单液滴振动与变形的 TAB 破碎模型。

TAB 破碎模型的主要影响参数为雷诺数 Re 与韦伯数 We , 对于固定介质的单液滴破碎, 除了两相材料性质参数, 气相速度对液滴破碎影响最大。目前 TAB 模型的使用中, 往往将气相速度直接用时均速度代替, 忽略了燃烧室复杂环境引起的时间速度脉动。本文旨在通过引入气相速度的时间脉动, 分析气相速度脉动对 JP-10 液滴破碎的影响。

1 液滴破碎控制方程

TAB 模型是计算液滴破碎的经典方法, 它被应用于多种工程射流计算中。这种方法来源于弹簧质量系统与液滴振荡、变形之间进行的泰勒类比。表 1 列出了两者各个属性的类比。

表 1 弹簧质量系统与液滴变形之间的类比
Tab. 1 Comparison between spring-mass system and droplet deformation

弹簧质量系统	液滴变形与振荡
弹簧恢复力	表面力
外力	液滴所受曳力
阻尼力	液滴粘性力

根据上述类比关系, 液滴变形类比于受迫有阻尼振动的控制方程为

$$F-kx-d\frac{dx}{dt}=m\frac{d^2x}{dt^2}$$
 (1)

式中: x 为实际液滴的赤道与当其为球形时的赤道二者之间的位移量。方程系数来源于泰勒类比

$$\frac{F}{m}=C_F\frac{\rho_g u^2}{\rho_l r}$$
 (2)

$$\frac{k}{m}=C_k\frac{\sigma}{\rho_l r}$$
 (3)

$$\frac{d}{m}=C_d\frac{\mu_l}{\rho_l r}$$
 (4)

式中: ρ_l, ρ_g 分别为分散相与连续相的密度; u 为液滴的所处气相速度; r 为未发生变形前的液滴半径; σ 为液滴表面张力; μ_l 为液滴粘度; C_F, C_k, C_d 为无量纲常数, 由实验数据及理论推导得到。

假定液滴破碎时, 其变形增长到液滴半径的某个临界值, 即液滴发生破碎时有 $x>C_b r$, 其中 C_b 为等于 0.5 的常数, 即假定变形达到液滴半径时发生破碎。

设 $y=x/C_b r$, 并将式 (2), (3), (4) 代入方程 (1), 可转化为无量纲形式

$$\frac{d^2y}{dt^2}=\frac{C_F}{C_b}\frac{\rho_g}{\rho_l}\frac{u^2}{r^2}-\frac{C_k\sigma}{\rho_l r^3}y-\frac{C_d\mu_l}{\rho_l r^2}\frac{dy}{dt}$$
 (5)

根据假设, 当 $y>1$ 时, 液滴发生破碎。

气相速度脉动对液滴破碎的影响体现在控制方程中液滴所受曳力项中, 对该项中涉及的气液气相速度, 可简单的假设为空间分布均匀, 但随时间按以下脉动方式变化, 即

$$u=\bar{u}[1+A_1\sin(\omega t)]$$
 (6)

式中: \bar{u} 为时均气相速度; A_1 为气相速度脉动的强度; ω 为气相速度脉动的角频率, 可由气相速度脉动频率 f 或湍流脉动时间尺度 τ_T 确定, 即 $\omega=2\pi f=2\pi/\tau_T$ 。

2 数值求解方法与工况参数

求解液滴破碎控制方程, 可得到在有气相速度脉动情况下液滴变形与破碎随时间的变化。本

文对控制方程采用改进的欧拉法（也称 Henu 法）进行求解。计算过程简单归纳为，首先用显性公式算出初始值，再用隐式公式进行修正，即所谓的预估-校正过程。在保证计算精度的前提下，为避免过大的计算量，采用较小的时间步长，对时间导数项的离散使用一阶显式格式。

本文的计算工况为：在一个液滴破碎过程中，假设 JP-10 液滴为球体，其液滴密度、动力粘度和表面张力均取常数^[5]，分别为 $\rho_l=940 \text{ kg/m}^3$ 、 $\mu_l=37 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ 和 $\sigma=31.2 \text{ mN/m}$ ，气相密度 $\rho_g=1.225 \text{ kg/m}^3$ 。无量纲常数 C_k 、 C_d 、 C_F 由实验数据及理论推导得到： $C_k=8$ ， $C_d=5$ ， $C_F=1/3$ 。

JP-10 液滴未发生变形前的半径分别为 $100 \mu\text{m}$ 、 $200 \mu\text{m}$ 和 $500 \mu\text{m}$ ，计算了时均气相速度分别为 1 m/s 、 20 m/s 、 100 m/s 情况下，脉动频率 50 Hz 、 100 Hz 、 200 Hz ，脉动强度分别为 0 、 0.2 、 0.5 时液滴破碎随时间的变化。计算工况参数设置如表 2 所示。

表 2 工况参数设置情况表

Tab. 2 Parameter setting under different calculation conditions

$r/\mu\text{m}$	$\bar{u}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	A_t	f/Hz
100	1	0	50
200	20	0.2	100
500	100	0.5	200

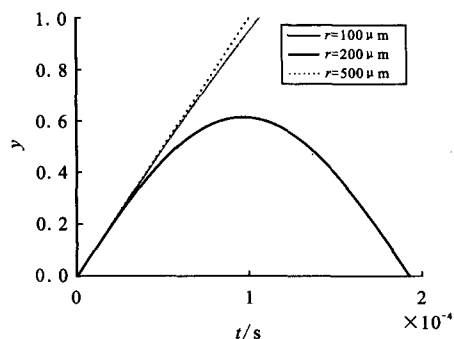
3 结果与讨论

对各工况分别进行了计算，结果发现：脉动频率在各工况参数中对液滴破碎的影响很小，本文不作深入分析。以下重点对液滴初始尺寸、时均气相速度及气相速度脉动强度对 JP-10 液滴破碎的影响进行分析。

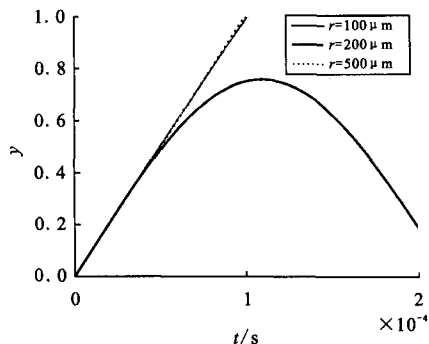
图 1 (a) ~ (c) 给出了没有速度脉动强度，时均气相速度分别为 1 m/s 、 20 m/s 和 100 m/s 时，不同初始液滴尺寸在破碎过程中变形随时间的变化。如图 1 (a) 和 (b) 所示，初始滴径为 $100 \mu\text{m}$ 的液滴，在相对速度较小 (1 m/s 或 20 m/s)

时达不到破碎条件，处于振荡状态，此时初始滴径为 $100 \mu\text{m}$ 和 $200 \mu\text{m}$ 的液滴在低时均气相速度情况下，变形与破碎的时间差异小于 10^{-5} 量级。从图 1 (c) 中可以看到，当气相时均速度达到 100 m/s 时，随着液滴初始尺寸的增大，液滴破碎所需时间明显增长（破碎时间差达到 0.05 ms ）。

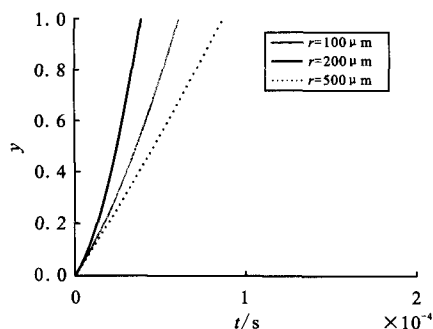
由图 1 可以看出，液滴初始尺寸对液滴破碎时间的影响较为复杂。低相对速度时，小尺寸液滴较难破碎，而相对速度较高时，小尺寸液滴破碎所用时间却相对较短。



(a) $\bar{u}=1 \text{ m/s}$



(b) $\bar{u}=20 \text{ m/s}$



(c) $\bar{u}=100 \text{ m/s}$

图 1 液滴初始尺寸对液滴破碎的影响 ($A_t=0$)

Fig. 1 Effect of initial droplet sizes on droplet breakup ($A_t=0$)

综合分析图 1, 可得到三种液滴初始尺寸下, 不同时均气相速度对破碎过程中变形随时间变化的影响。总体来看, 随着时均气相速度的增大, 液滴破碎时间将缩短。液滴初始粒径为 $100\text{ }\mu\text{m}$ 时, 时均气相速度的大小直接决定了液滴是否能够破碎, 而时均速度达到 100 m/s 时, 所需破碎时间不足 0.05 ms ; 液滴初始粒径为 $200\text{ }\mu\text{m}$ 时, 时均速度为 100 m/s 时, 所需破碎时间约为 0.05 ms ; 时均速度为 1 m/s 和 20 m/s 时, 所需破碎时间达到 0.1 ms ; 液滴初始粒径为 $500\text{ }\mu\text{m}$ 时, 时均气相速度对液滴破碎时间影响不明显, 均在 0.1 ms 附近, 尤其速度为 20 m/s 和 100 m/s 时, 液滴破碎过程及破碎时间基本相同。综上分析, 时均气相速度对液滴破碎的影响比较复杂, 其破碎时间受时均气相速度与液滴初始尺寸共同的影响, 达到破碎条件的情况下, 破碎过程受时均气相速度的影响趋势相同。

图 2 (a) ~ (c) 分别给出了时均速度为 100 m/s 时, 气相速度脉动强度对初始滴径分别为 $100\text{ }\mu\text{m}$, $200\text{ }\mu\text{m}$ 和 $500\text{ }\mu\text{m}$ 的 JP-10 液滴破碎过程的影响。通观图 2 (a) ~ (c) 可以发现, 时均气相速度为 100 m/s 时, 各种工况均能达到破碎条件, 而且液滴破碎时间随着气相速度脉动强度的增大而逐渐缩短。另外, 从图 2 (a) 和 (b) 中可以看出, 引入气相速度脉动之后, 液滴变形先是较慢, 然后逐渐加快, 图 2 (c) 显示, 初始滴径达到 $500\text{ }\mu\text{m}$ 时, 液滴破碎时间受气相速度脉动强度影响并不明显。

由图 2 可以看出, 气相速度脉动强度对液滴破碎存在较为明显的影响, 而且其影响程度与液滴初始尺寸相关。

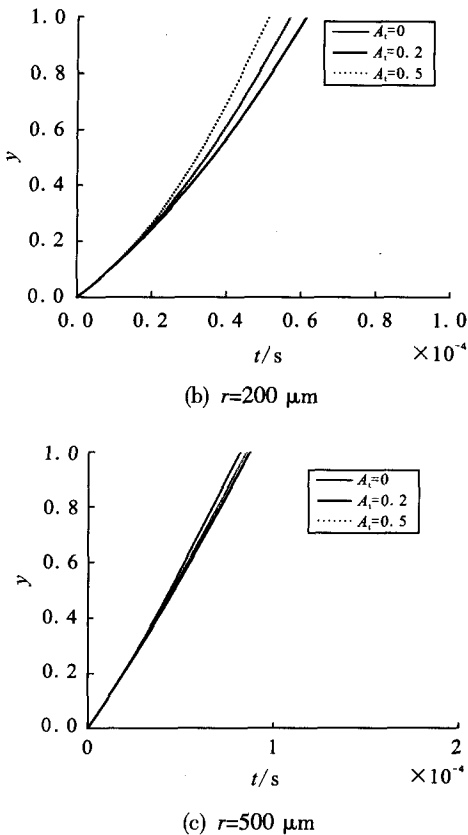
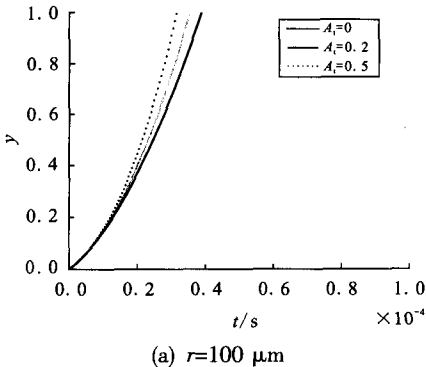


图 2 气相速度脉动强度对液滴破碎的影响 ($\bar{u}=100\text{ m/s}$)
Fig. 2 Effect of fluctuation intensity of gas phase velocity on droplet breakup ($\bar{u}=100\text{ m/s}$)

4 结论

在不同初始粒径、不同时均气相速度、不同速度脉动强度及不同速度脉动频率情况下, 对 JP-10 液滴破碎过程进行了计算, 分析结果表明:

- 1) 液滴初始尺寸与时均气相速度对 JP-10 液滴破碎的影响较为复杂。液滴破碎时间受时均气相速度与液滴初始尺寸的共同影响: 低时均气相速度时, 小尺寸液滴较难破碎, 而气相速度较高时, 小尺寸液滴破碎所用时间气相比较短; 达到破碎条件的情况下, 破碎过程受时均气相速度的影响趋势基本相同。
- 2) 在液滴所处环境达到破碎条件的情况下, 气相速度脉动强度对液滴破碎存在较为明显的影响, 大体趋势为, 随着脉动强度的增大液滴破碎

所用时间缩短。此外,其影响程度又受液滴初始尺寸影响。

3) 气相速度脉动频率对 JP-10 液滴破碎影响不明显。液滴相同初始尺寸,等脉动强度情况下,改变气相速度的脉动频率对液滴破碎时间的影响相比于液滴破碎经历时间可以忽略。

参考文献:

[1] BRUNO T J, HUBER M L. Thermochemical and thermo-

physical properties of JP-10, NIST 6640[R]. USA: NIST, 2006.

[2] O'ROURKE P J, AMSDEN A A, The TAB method for numerical calculation of spray droplet breakup[R]. New York: SAE, 1987.

[3] REITZ R D, DIWAKAR R. Structure of high-pressure fuel sprays[R]. New York: SAE, 1987.

[4] Larimi M, Tiainen J. Diesel spray simulation and KH-RT WAVE model[R]. USA: SAE, 2003.

[5] Anon. Handbook of aviation fuel properties[M]. Alpharetta, GA: CRC, 2004.

(编辑:王建喜)

(上接第 48 页)

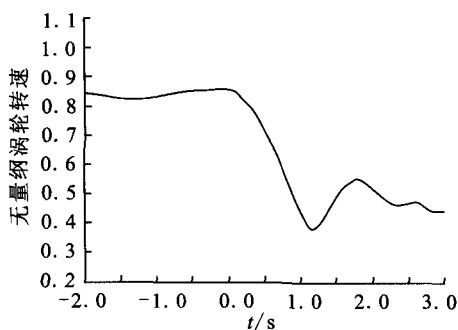


图 6 工作中涡轮转速曲线

Fig. 6 Curve of turbine rotating speed at working

此外,计算中建立模型时做了较多假设,发生器氧化剂汽蚀管在堵塞时将导致混合比非常低,目前对低混合比下发生器的性能未专门进行研究,燃烧效率主要根据以往计算经验确定,因此,计算存在一定的偏差。

4 结论

对某发动机系统发动机工作过程中发生器氧化剂汽蚀管堵塞模式进行了仿真计算,从计算结果看,堵塞初始涡轮转速下降较快,之后逐渐变缓。

参考文献:

[1] 刘国球. 火箭发动机原理[M]. 北京: 宇航出版社, 1993.

[2] 刘卫国. MATLAB 程序设计与应用[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.

[3] 周剑平. 精通 Origin7.0[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2003.

[4] 朱宁昌. 液体火箭发动机设计[M]. 北京: 宇航出版社, 1994.

[5] 李琪琪, 叶斌, 陈锋, 等. 液体火箭发动机试验频率量信号的处理与仿真[J]. 火箭推进, 2008, 34(5): 39-42.

(编辑: 陈红霞)