

文章编号: 1000-4750(2014)01-0229-07

文氏管对气液两相脉冲爆轰发动机 工作过程影响的数值模拟

蒋 弢, 翁春生

(南京理工大学瞬态物理国家重点实验室, 南京 210094)

摘 要: 为研究文氏管对脉冲爆轰发动机内雾化混合和爆轰过程的影响, 建立了气液两相爆轰的欧拉-拉格朗日模型, 其中气相采用时空守恒元与求解元方法求解, 液相采用四阶龙格库塔法求解。计算结果表明: 文氏管能加快液滴雾化、两相混合, 缩短点火起爆距离和时间; 并且喷嘴安装在文氏管喉部时点火起爆距离和时间最短。研究结果可为脉冲爆轰发动机的优化设计提供参考。

关键词: 脉冲爆轰发动机; 文氏管; 时空守恒元与求解元方法; 雾化混合; 两相爆轰

中图分类号: V233.3 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.08.0579

SIMULATION OF THE EFFECTS OF VENTURI ON GAS-DROPLETS TWO PHASE PULSE DETONATION ENGINE

JIANG Tao, WENG Chun-sheng

(National Key Laboratory of Transient Physics, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: To investigate the effects of venturi on the atomization, mixing and detonation process in pulse detonation engine(PDE), the Euler-Lagrange model for gas-droplets two phase detonation is built, while the gas and liquid equations are respectively calculated by the conservation element and solution element(CE/SE) method and fourth-order Runge-Kutta method. Numerical results show that the venturi can accelerate the liquid atomization, improve the gasoline-air distribution performance and shorten the deflagration to detonation transition (DDT) distance and time. When the injector is installed at the throat of venturi, PDE has the shortest DDT distance and time. The results can provide reference for the improvement of PDE.

Key words: pulse detonation engine; venturi; CE/SE method; atomization and mixing; two-phase detonation

脉冲爆轰发动机(pulse detonation engine, PDE)是一种利用脉冲式爆轰波产生高温高压燃气来获得推力的新概念发动机。它结构简单, 推重比大, 热循环效率高, 应用前景广阔。而液体燃料高速喷射、雾化和两相混合对脉冲爆轰发动机的燃烧转爆轰过程有重要的影响。

Venkat^[1]等分别对 JP10/空气和 JP10/氧气两种工况进行模拟, 分析了初始液滴粒径、初始液滴蒸发率和初始液滴温度对爆轰参数的影响。Schauer等^[2]应用闪蒸系统来提高无预爆管和非富氧的条件

下 PDE 内液态燃油的雾化。Varathalrajan 等^[3]研究了加快来流速度对 PDE 内液态燃油雾化的影响。马丹花和彭振^[4-5]使用 CE/SE 方法模拟预混均匀的汽油与空气混合物点火起爆过程, 分析了爆轰管内扰流片和等离子体点火对两相爆轰参数的影响。范育新等^[6]数值模拟了双旋流气动阀和锥形体气动阀对冷态流场中燃油雾化、掺混的影响。王治武等^[7]利用激光粒度分析仪研究直射式喷嘴和气动雾化喷嘴在脉冲爆轰发动机混合室中雾化和混合特性。

国内外学者采用多种方式对气液两相爆轰发

收稿日期: 2012-08-08; 修改日期: 2013-01-25

基金项目: 高等学校博士学科点专项科研基金项目(20093219110037); 南京理工大学自主科研专项计划项目(2011XQTR05)

通讯作者: 翁春生(1964—), 男, 福建莆田人, 教授, 博士, 博导, 从事爆轰推进研究(E-mail: wengcs@126.com).

作者简介: 蒋 弢(1985—), 男, 江苏南通人, 博士生, 从事爆轰推进研究(E-mail: martiai@126.com).

动机内燃油雾化和两相混合做了大量的研究,但是有关文氏管对脉冲爆轰发动机内燃油喷射、雾化方面的研究较少。本文建立了气液两相爆轰的欧拉-拉格朗日模型,其中气相采用时空守恒元与求解元方法求解,液相采用四阶龙格库塔法求解,编写程序分析了文氏管和喷嘴与文氏管的配合对脉冲爆轰发动机工作过程的影响。

1 物理模型及基本方程

1.1 物理模型

由于气液两相脉冲爆轰过程非常复杂,为了简化,提出以下假设:脉冲爆轰发动机内的流动为轴对称流动;喷射入脉冲爆轰发动机内的汽油雾化成球形液滴,分组考虑液滴群;液滴在脉冲爆轰发动机内流动时,它们保持在各自最初的液滴组内,且液滴组之间不存在质量、动量和能量传递;爆轰波扫过后,液滴不破碎并保持球形,仅在激波的气流作用下发生剥离,剥离蒸发后成为气体,与空气瞬间均匀混合。

1.2 二维/轴对称气相控制方程

根据上面的假设,得到了气液两相爆轰的二维/轴对称控制方程:

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial y} = \mathbf{R} - \alpha \frac{\mathbf{H}}{y} \quad (1)$$

$$\text{式中: } \mathbf{U} = \begin{bmatrix} \phi_g \rho_g \\ \phi_g \rho_g u_g \\ \phi_g \rho_g v_g \\ \phi_g \rho_g E_g \end{bmatrix}; \quad \mathbf{F} = \begin{bmatrix} \phi_g \rho_g u_g \\ \phi_g (\rho_g u_g^2 + p) \\ \phi_g \rho_g u_g v_g \\ \phi_g (\rho_g E_g + p) u_g \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \phi_g \rho_g v_g \\ \phi_g \rho_g u_g v_g \\ \phi_g (\rho_g v_g^2 + p) \\ \phi_g v_g (\rho_g E_g + p) \end{bmatrix}; \quad \mathbf{H} = \begin{bmatrix} \phi_g \rho_g v_g \\ \phi_g \rho_g u_g v_g \\ \phi_g \rho_g v_g^2 \\ \phi_g v_g (\rho_g E_g + p) \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} \sum_i I_{di} \\ \sum_i (I_{di} u_{li} - F_{xi}) \\ \sum_i (I_{di} v_{li} - F_{yi}) \\ \sum_i \left[-Q_{di} + Q_{ci} - F_{xi} u_{li} - F_{yi} v_{li} + I_{di} \left(E_{li} + \frac{p}{\rho_l} \right) \right] \end{bmatrix};$$

$\alpha = 0$ 为二维流动, $\alpha = 1$ 为轴对称流动。式中:下标 g, l 表示气相和液相; ϕ_g, ϕ_l 表示气相和液相

的体积分数比,满足 $\phi_g + \phi_l = 1$; ρ, u, p, T 分别表示密度、速度、压力和温度; e_g, e_{li} 分别是气相和第 i 组液滴的内能; I_{di} 是由于液滴剥离引起的单位体积内第 i 组液滴的质量变化率,剥离的液滴蒸发成气体的表达式如下^[8]:

$$I_{di} = -n_i \rho_l 4\pi R_i^2 \frac{dR_i}{dt} \quad (2)$$

$$\frac{dR_i}{dt} = -\frac{1}{2} \sqrt{3\pi} \left(\frac{\rho_g \mu_g}{\rho_l \mu_l} \right)^{1/6} \left(\frac{\mu_l}{\rho_l} \right)^{1/2} |V_1 - V_2|^{1/2} R_i^{-0.5} - \frac{3\lambda Nu (T_g - T_{li})}{\pi R_i \rho_l L} \quad (3)$$

式(3)中: R_i 是第 i 组液滴的半径; μ_g, μ_l 分别是气相和液相黏性系数; λ_g 是气体的热传导系数; n_i 是单位体积中第 i 组液滴的颗粒数; L 是液体燃料的蒸发热; C_v 是液相的比热容; Nu 为 Nusselt 数; Q_{ci} 为化学反应热^[8]:

$$Q_{ci} = I_{di} q_f \quad (4)$$

其他参数见文献[4]。

1.3 坐标变换后的气相控制方程

由于 PDE 内流场是轴对称的,故只需计算 1/2 区域即可。对于带文氏管的 PDE,由于文氏管截面积发生变化,不同轴向位置上文氏管内径是变化的,为了便于用等间距矩形网格的 CE/SE 方法数值求解控制方程式(1),采用坐标变换把物理平面上非矩形域转换成计算平面上的矩形域,实现计算平面上的计算网格是等间距的。进行简单的坐标变换^[9]后,控制方程式(1)变为新坐标系下的控制方程:

$$\frac{\partial \mathbf{JU}}{\partial \tau} + \frac{\partial J(\xi_x \mathbf{F} + \xi_y \mathbf{G})}{\partial \xi} + \frac{\partial J(\eta_x \mathbf{F} + \eta_y \mathbf{G})}{\partial \eta} = \mathbf{JR} - \alpha \frac{J\eta_y \mathbf{H}}{\eta} \quad (5)$$

1.4 液滴控制方程

1.4.1 液滴运动和位置方程

液滴在脉冲爆轰发动机中运动主要受气动力影响,忽略重力等影响。本文分组考虑液滴群,第 i 组液滴运动方程可写成^[10]:

$$\frac{du_{li}}{dt} = \frac{u_g - u_{li}}{\tau} \quad (6)$$

$$\frac{dv_{li}}{dt} = \frac{v_g - v_{li}}{\tau} \quad (7)$$

上式中, τ 为液滴速度弛豫时间:

$$\tau = \frac{2\rho_l R_i^2}{9\mu_g f} \quad (8)$$

其中, 阻力系数 $f = \text{Re} C_D / 24$ 。

液滴位置方程为:

$$\frac{dx_i}{dt} = u_{li} \quad (9)$$

$$\frac{dy_i}{dt} = v_{li} \quad (10)$$

1.4.2 液滴能量方程

根据能量守恒定律, 液滴从气体吸收的能量等于液滴温升所需的能量和克服液体蒸发所需的蒸发潜热。第 i 组液滴能量方程可写成^[10]:

$$\frac{dT_{li}}{dt} = \frac{2\pi R_i \lambda_g \text{Nu} (T_g - T_{li}) - 4\pi R_i^2 \rho_l L \frac{dR_i}{dt}}{4/3\pi R_i^3 \rho_l C_v} \quad (11)$$

1.4.3 液滴雾化模型

根据脉冲爆轰发动机的工作特点, 本文应用的是 Fipa 模型^[11]。该模型的基本思想是把液滴的分裂时间 τ 作为分裂过程的基本控制参数, 而该时间 τ 是作为液滴韦伯数的函数。

Fipa 模型的液滴半径变化率:

$$\frac{dR_i}{dt} = (R_c - R_i) / \tau \quad (12)$$

式(24)中, $\tau = C_1 T_b \varepsilon^{-0.5} (2R_i / |V_g - V_{li}|)$,

$$T_b = \begin{cases} 6(We_{li} - 12)^{-0.25}, & 12 < We_{li} \leq 18 \\ 2.45(We_{li} - 12)^{0.25}, & 18 < We_{li} \leq 45 \\ 14.1(We_{li} - 12)^{-0.25}, & 45 < We_{li} \leq 351 \\ 0.766(We_{li} - 12)^{0.25}, & 351 < We_{li} \leq 2670 \\ 5.5, & We_{li} > 2670 \end{cases}$$

临界韦伯数对应的半径 $R_c = 6\sigma / (\rho_g |V_1 - V_2|^2)$, 其中 $\varepsilon = \rho_g / \rho_l$, C_1 常取 1。

1.4.4 液滴碰壁模型

根据脉冲爆轰发动工作时湿壁面, 低速液滴居多的特点, 为减少计算量, 本文应用的是 Tabakoff^[12] 碰壁模型。

$$\frac{v_{n2}}{v_{n1}} = 1.0 - 0.4159\beta_1 - 0.4994\beta_1^2 + 0.292\beta_1^3 \quad (13)$$

$$\frac{v_{t2}}{v_{t1}} = 1.0 - 2.12\beta_1 + 3.0775\beta_1^2 - 1.1\beta_1^3 \quad (14)$$

式(13)、式(14)中: v_{n1} 、 v_{t1} 分别为液滴碰壁前的法向和切向速度; v_{n2} 、 v_{t2} 分别为液滴碰壁后的法向和切向速度; β_1 为液滴碰壁前速度和壁面切向之间的夹角, β_2 为液滴碰壁前速度和壁面切向之间的夹角, 如图 1 所示。

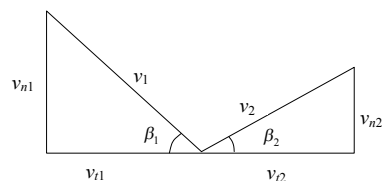


图 1 液滴与壁面碰撞的示意图

Fig.1 Sketch of droplet and wall collision

2 计算方法

2.1 气相方程求解方法

采用 CE/SE 方法(the conservation element and solution element method)来求解气相方程, 该方法是近年来求解守恒律方程的一种新的数值计算方法。CE/SE 方法在构造思想上与其他传统的数值方法不同, 它把空间和时间完全统一起来同等对待, 从守恒律积分方程出发, 通过设立守恒元和求解元, 使计算格式在局部和全部计算区域内严格保证其物理意义上的守恒律。它精度高、捕捉间断能力强, 无需黎曼分解, 是真正的多维格式。二维 CE/SE 方法的具体推导见文献[9]。

2.2 液滴方程求解方法

液滴控制方程都是常微分方程。考虑稳定性、计算精度和计算效率之间的最佳效果, 本文采用变步长的四阶龙格库塔法来求解液滴方程。

2.3 源项处理

二维 CE/SE 方法的计算格式中存在源项 R 。由液滴蒸发剥离引起的化学反应的特征时间远小于对流的特征时间, 因此源项 R 是刚性的。本文应用四阶龙格库塔法处理刚性源项。四阶龙格库塔法求解气相方程中源项的思路是: 先不考虑源项 R 的影响, 用 CE/SE 方法求解 $(U)_j^n$, 再将 $(U)_j^n$ 作为初值, 求解常微分方程组 $dU/dt = R$ 。四阶龙格库塔法中时间步长可取: $\Delta t_{R-K} = \Delta t_{\text{CE/SE}} / (2N)$, 其中 Δt_{R-K} 为四阶龙格库塔法的时间步长, $\Delta t_{\text{CE/SE}}$ 为 CE/SE 方法计算的时间步长, 一般取 $N = 5 \sim 20$ 。

3 计算结果及讨论

3.1 初始条件和边界条件

本文在数值模拟中的研究对象是我们试验用的 PDE 实验装置^[13], 如图 2 的所示。该 PDE 管长 1.2m, 内径 0.08m, 由于 PDE 管内流场是轴对称的, 所以计算区域只需取 1/2, 坐标变换后的矩形计算网格划分为 1200×40 个。文氏管安装在距推力壁 0.2m 处, 其收敛段长 0.1m, 扩张段长 0.2m, 喉部

尺寸 0.04m。

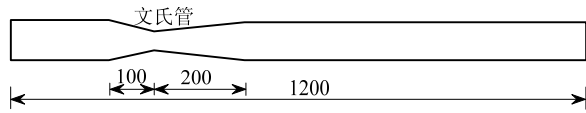
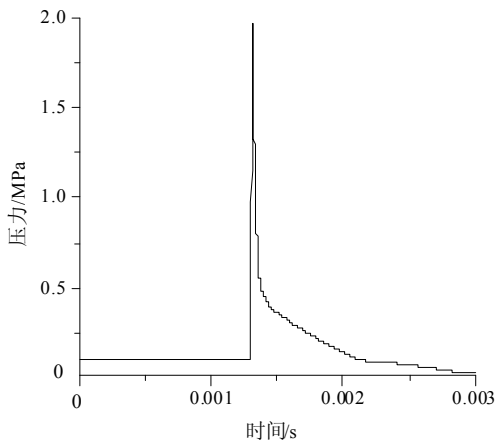


图2 安装文氏管的PDE示意图
Fig.2 Sketch of PDE with venturi

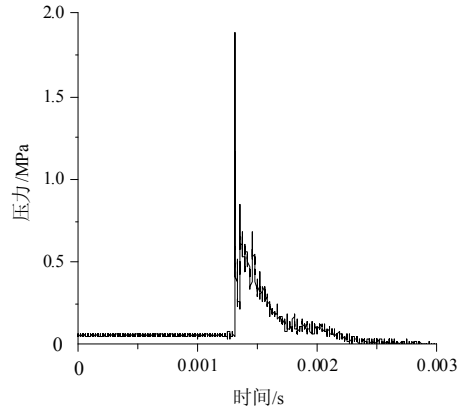
初始条件：空气初始温度 293K，初始压力 0.1MPa；汽油被分为几十万个液滴组，由于实验测得喷嘴出口液滴的分布和 Rosin-Rammler^[14]分布相似，为便于计算，离开喷嘴后的液滴尺寸按 Rosin-Rammler 分布给定，索泰尔平均半径 100 μm ，液滴初始温度 293K。空气的进气量和汽油的喷射量保持化学当量比为 1 : 1。轴向进气时整个推力壁打开进气。点火时在文氏管后设一高温区，温度为 2500K，区域为靠近文氏管出口壁面的 50 \times 25 个网格，点火能量为 0.8J。

3.2 部分计算结果的实验验证

为了验证计算结果的正确性，首先将部分计算结果与我们课题组试验所得的结果进行比较。图 3(a)为轴向进气时带文氏管的PDE内计算得到的爆轰波压力-时间图。图 3(b)为在试验中测得的汽油/空气混合物的单个爆轰波压力-时间图。从图 3 中可见，计算的波阵面很陡，一般只有 2~4 个网格点，计算的峰值为 1.95MPa，略高于实验中测得的压力峰值 1.89MPa，两者的爆轰波波形波阵面基本一致，在排气过程中略有不同。图 4 为文氏管稳定工作后出口截面上的液滴尺寸概率分布曲线，由于 Malven 粒度仪测量范围为 0~100 μm ，计算值也只取 0~100 μm 。从图 4 中可见，计算值和实验值的变化趋势基本一致，这证明坐标变换后气液两相爆轰的欧拉-拉格朗日模型应用到文氏管对脉冲爆轰发动机工作过程影响的计算中是可信的。



(a) 计算



(b) 实验

图3 爆轰波压力曲线

Fig.3 The pressure history of detonation wave

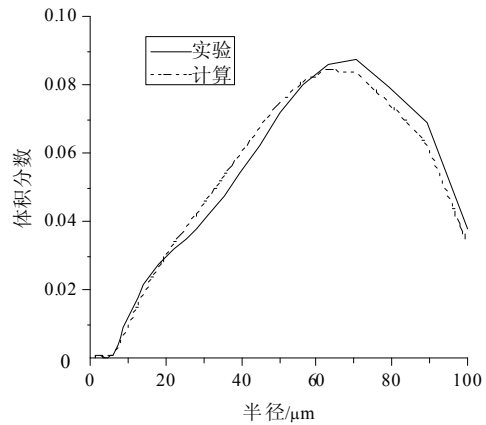


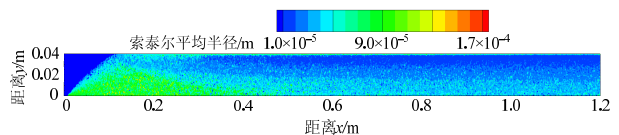
图4 文氏管后液滴尺寸概率分布曲线

Fig.4 Probability distribution curve of the droplet size

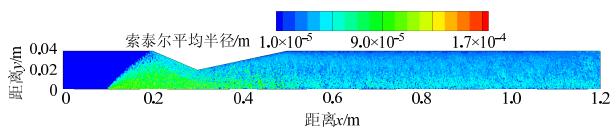
3.3 文氏管的影响

本节将分析有无文氏管对脉冲爆轰发动机工作过程的影响，图 5~图 7 都是进气量为 0.7037 m^3/s ，喷油量为 8.14 $\times 10^{-5}\text{m}^3/\text{s}$ 时的计算结果。

图 5 为 PDE 管内充满后的汽油索泰尔平均半径分布图。从图 5 可以看出：在 PDE 头部，从喷嘴一次雾化后的液滴索泰尔平均半径在径向上由轴线向壁面是减少的，由于没有文氏管的 PDE 管内的气流径向速度较小，液滴在径向上无法快速混合，所以 PDE 管的中后部液滴混合的不均匀，始终是轴线附近的液滴索泰尔平均半径比壁面附近的要大；而装有文氏管的 PDE 管内，由于文氏管先收敛后扩张而具有较大的径向速度，液滴在径向气流的带动下快速混合，出了文氏管后，在径向上液滴已经混合得很均匀了。



(a) 无文氏管



(b) 有文氏管

图 5 PDE 管内填满后的汽油索泰尔平均半径分布图

Fig.5 The distribution map of gasoline sauter mean radius in PDE

图 6 为 PDE 管内横截面上汽油索泰尔平均半径随轴线的变化曲线。从喷嘴射流分裂产生的大尺寸液滴和气流之间有很大的速度差, 韦伯数大于 350, 处于突变式分裂阶段, 此时大尺寸液滴会迅速分裂雾化成大量细小的液滴, 在距离推力壁 0.2m 处没有和装有文氏管的 PDE 管内横截面上汽油液滴的索泰尔平均半径分别为 66.9 μm 和 53.7 μm 。在没有文氏管的 PDE 管内, 由于气液两相间的相对速度变小, PDE 管内的汽油液滴雾化变慢, 索泰尔平均半径也缓慢变小, 直至出口的 31.9 μm ; 而装有文氏管的 PDE 管内, 由于文氏管先收敛后扩张, 气相速度先变大后变小, 这使得气液两相间还具有较大的速度差, 液滴在文氏管内快速雾化, 在文氏管的出口时液滴的索泰尔平均半径为 28.2 μm , 文氏管后气液两相间的相对速度很小, 液滴的索泰尔平均半径也缓慢减小并趋于稳定, 直至出口时液滴的索泰尔平均半径为 25.8 μm 。

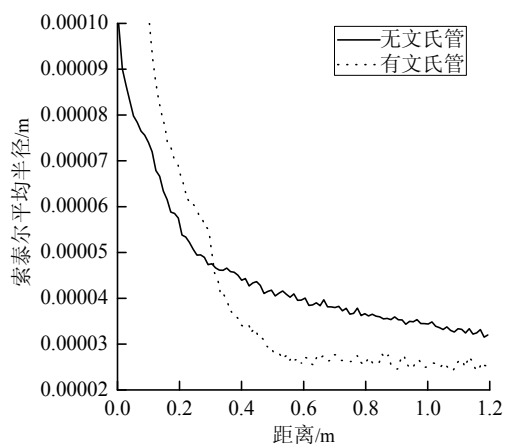


图 6 PDE 管内汽油索泰尔平均半径随轴线的变化曲线

Fig.6 Comparison of gasoline sauter mean radius along the axis

图 7 为距推力壁位置 0.5m 的截面上(文氏管出口)的液滴尺寸概率分布曲线。从图 7 可以看出: 安装了文氏管的 PDE 管的液滴尺寸分布向小尺寸方向偏移, 这说明了安装文氏管比没有文氏管的 PDE 管雾化效果要小。

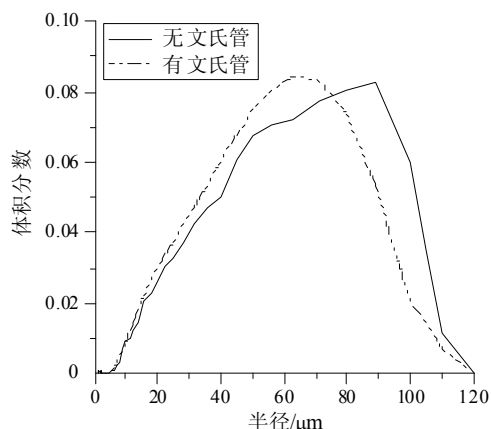


图 7 液滴尺寸概率分布曲线

Fig.7 Probability distribution curve of the droplet size

表 1 有无文氏管对爆轰参数的影响

Table 1 Effect of venturi on detonation

| 分组 | 初次形成横向充满整个爆轰管的爆轰波时位置/m | 爆轰波的峰值压力/MPa | 爆轰波传播速度/(m/s) | DDT 时间/ms |
|------|------------------------|--------------|---------------|-----------|
| 无文氏管 | 1.09 | 1.82 | 1428 | 1.115 |
| 有文氏管 | 0.98 | 1.93 | 1551 | 0.306 |

图 5~图 7 和表 1 说明: 安装了文氏管后 PDE 管内液滴雾化效果更好, 点火时液滴的索泰尔平均半径更小, 燃烧速度更快, 能大大缩短 DDT 距离和时间, 而安装文氏管后气液两相混合得更均匀, 燃烧得更充分, 爆轰波的峰值压力和传播速度自然得到提高。

计算结果表明: 安装文氏管能促进 PDE 液滴雾化、两相混合过程, 能减少燃烧转爆轰距离和时间, 进而能缩短 PDE 管的长度。

3.4 喷嘴和文氏管的组合对 PDE 性能的影响

本节将分析喷嘴和文氏管的组合对脉冲爆轰发动机工作过程的影响, 其中进气量为 0.6025 m^3/s , 喷油量为 6.96 $\times 10^{-5}\text{m}^3/\text{s}$, 喷嘴分别安装在距推力壁 0.1m、0.2m、0.3m 和 0.4m 处, 文氏管喉部距推力壁 0.3m。

图 8 为在不同位置安装喷嘴时 PDE 管内横截面上汽油索泰尔平均半径随轴线的变化曲线。从图 8 可以看出: 安装在喉部的喷嘴喷射出来的液滴雾化得最快, 不同位置安装的喷嘴在文氏管出口截面上的液滴索泰尔平均半径分别为 41.5 μm 、34.1 μm 、27.7 μm 和 50.2 μm , 在 PDE 出口截面上的液滴索泰尔平均半径分别为 37.5 μm 、31.1 μm 、26.2 μm 和 32.9 μm 。这是由于气液两相相对速度越大, 液滴韦伯数越大, 液滴的分裂时间越短, 液滴分裂速度

越快,液滴临界韦伯数所对应的半径越小。文氏管里收敛段气相速度增加,扩张段气相速度减小,喉部气相速度最大,安装在喉部的喷嘴喷射出来的液滴和气体的相对速度最大,分裂速度最快,随着液滴的半径快速减小,液滴韦伯数也在迅速减小,在文氏管出口时,安装在文氏管喉部前(包括喉部)喷嘴喷出的液滴经过较长时间地雾化,其韦伯数都接近于临界值,离文氏管喉部越近的喷嘴喷出的液滴运动距离越短,两相间的相对速度自然越大,二次雾化后得到的半径也更小,出文氏管后,气液两相的相对速度变得更小,液滴的韦伯数在临界值附近变化,液滴的索泰尔平均半径也变化很小并趋于稳定;安装在文氏管收敛段的喷嘴喷出的液滴虽然分裂速度仅次于喉部的喷嘴,但是在文氏管出口时,虽然液滴尺寸最大,但是雾化时间较短,液滴的韦伯数远大于临界值,出了文氏管后会继续雾化直至趋于稳定。

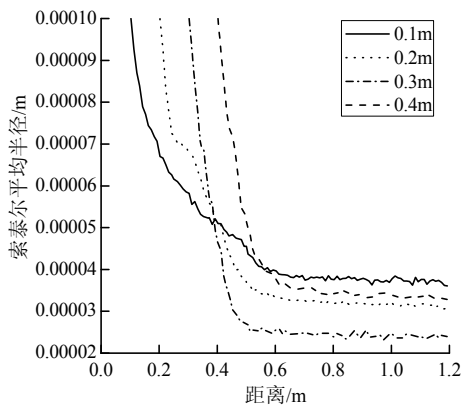


图8 PDE管内汽油索泰尔平均半径随轴线的变化曲线
Fig.8 Comparison of gasoline sauter mean radius along the axis

图9为文氏管出口的液滴尺寸概率分布曲线。从图9可以看出:安装在文氏管喉部的喷嘴在文氏管出口处的雾化效果最好,尺寸小于 $80\mu\text{m}$ 的液滴占总体积的91%,安装在文氏管收敛段的喷嘴虽然在文氏管出口处的雾化效果最差,尺寸小于 $80\mu\text{m}$ 的液滴占总体积的不到60%,但是出了文氏管后由于韦伯数远大于临界值,其液滴尺寸继续快速减小,最终在PDE管0.8m后其雾化效果略差于安装在收敛段的喷嘴。

从表2可以看出:文氏管喉部安装喷嘴的PDE的爆轰波峰值压力最大,爆轰波传播速度最快,燃烧转爆轰的时间和距离最短,文氏管前安装喷嘴的PDE的爆轰波峰值压力最小,爆轰波传播速度最慢,燃烧转爆轰的时间和距离最长。

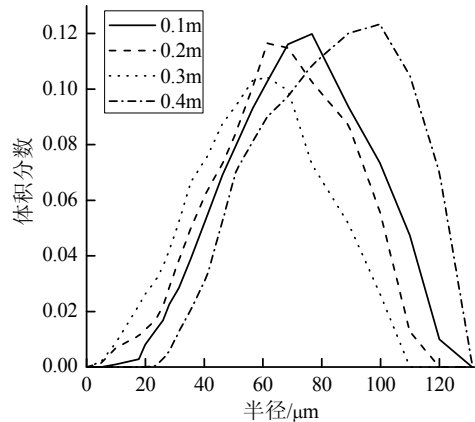


图9 文氏管出口后液滴尺寸概率分布曲线
Fig.9 Probability distribution curve of the droplet size

表2 不同位置的喷嘴对爆轰参数的影响
Table 2 Effect of different position of the nozzle on detonation

| 喷嘴位置 | 爆轰波的峰值压力/MPa | 爆轰波传播速度/(m/s) | DDT距离/m | DDT时间/ms |
|------|--------------|---------------|---------|----------|
| 0.1m | 1.81 | 1398 | 0.67 | 0.411 |
| 0.2m | 1.98 | 1461 | 0.56 | 0.344 |
| 0.3m | 2.12 | 1512 | 0.45 | 0.295 |
| 0.4m | 1.92 | 1444 | 0.58 | 0.349 |

计算结果表明:在文氏管喉部安装喷嘴的PDE的雾化混合效果最好,爆轰波峰值压力最大,爆轰波传播速度最快,燃烧转爆轰的时间和距离最短。

4 结论

本文通过对文氏管对脉冲爆轰发动机工作过程影响的模拟分析,计算结果表明:

- (1) 与试验结果符合良好,说明将气液两相爆轰的欧拉-拉格朗日模型应用到文氏管对脉冲爆轰发动机工作过程影响的计算中是可信的。
- (2) 安装文氏管能促进PDE液滴雾化、两相混合过程,能减少燃烧转爆轰距离和时间,进而能缩短PDE管的长度。
- (3) 在文氏管喉部安装喷嘴的PDE内的雾化混合效果最好,爆轰波峰值压力最大,爆轰波传播速度最快,燃烧转爆轰的时间和距离最短。

参考文献:

[1] Venkat E. Investigations of two-phase detonations for performance estimations of a pulse detonation engine [R]. AIAA Paper, 2007-1173.
[2] Lasheras J, Varatharajan B, Varga C, et al. Studies of fuel distribution and detonation chemistry for pulse detonation engines [R]. ISABE, 2001-1174.
[3] Christen L, Miser, Paul I King. PDE flash vaporization

- system for hydrocarbon fuel using thrust tube waste heat [R]. AIAA Paper, 2005—3511.
- [4] 马丹花, 翁春生. 爆震管内扰流片对爆震波影响的数值分析[J]. 推进技术, 2011, 32(3): 425—430.
Ma Danhua, Weng Chunsheng. Numerical investigation of two-phase detonation with the obstacles [J]. Journal of Propulsion Technology, 2011, 32(3): 425—430. (in Chinese)
- [5] 彭振, 翁春生. 脉冲爆轰发动机中等离子体点火的数值计算[J]. 工程力学, 2012, 29(5): 242—250.
Peng Zhen, Weng Chunsheng. Numerical calculation of plasma ignition on pulse detonation engine [J]. Engineering Mechanics, 2011, 32(3): 425—430. (in Chinese)
- [6] 范育新, 王家骅, 李建中, 张义宁. 脉冲爆轰发动机气动阀性能分析[J]. 航空动力学报, 2007, 22(1): 142—149.
Fan Yuxin, Wang Jiahua, Li Jianzhong, Zhang Yining. Performance analysis of aero-valve in pulse detonation engine [J]. Journal of Aerospace Power, 2007, 22(1): 142—149. (in Chinese)
- [7] 王治武, 严传俊, 李牧, 等. 两相脉冲爆轰发动机混合流动特性的数值模拟[J]. 机械设计与制造, 2006, 10(10): 103—105.
Wang Zhiwu, Yan Chuanjun, Li Mu, et al. Numerical simulation of mixing on two-phase pulse detonation engine [J]. Machinery Design & Manufacture, 2006, 10(10): 103—105. (in Chinese)
- [8] 洪滔. 两相爆轰的理论和数值研究[D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 2004: 38—39.
Hong Tao. Theoretical and numerical study of detonation in two-Phase systems [D]. Mianyang: China Academy of Engineering Physics, 2004: 38—39. (in Chinese)
- [9] 翁春生, 王浩. 计算内弹道[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006: 188—189.
Weng Chungsheng, Wang Hao. Computational interior ballistics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2006: 188—189. (in Chinese)
- [10] 刘宁, 张相炎. 再生式液体发射药火炮喷雾燃烧理论及数值仿真[J]. 工程力学, 2009, 26(3): 224—228.
Liu Ning, Zhang Xiangyan. Theory and numerical simulation of spray combustion process in regenerative liquid propellant guns [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(3): 224—228. (in Chinese)
- [11] Habchi C, Verhoeven D, Huu C H, et al. Modeling atomization and breakup in high-pressure diesel fuel sprays [C]. SAE Paper, 1997—0881.
- [12] 聂万胜, 丰松江. 液体火箭发动机燃烧动力学模型与数值计算[M]. 北京: 国防工业出版社, 2011: 70.
Nie Wansheng, Feng Songjiang. Liquid rocket engine combustion kinetics model and numerical calculation [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2011: 70. (in Chinese)
- [13] 翁春生, 王杰, 白桥栋, 等. 脉冲爆轰发动机进气压力对爆轰影响的实验研究[J]. 弹道学报, 2008, 20(3): 1—4.
Weng Chunsheng, Wang Jie, Bai Qiaodong, et al. Experimental study on effect of inlet pressure on detonation in pulse detonation engine [J]. Journal of Ballistics, 2008, 20(3): 1—4. (in Chinese)
- [14] Delagerammatikas G, Tina S. Grinding process simulation based on rosin-rammler equation [J]. Chemical Engineering Communication, 2004, 191(10): 1362—1378.