

间接起爆对脉冲爆震发动机热效率影响

邱 华¹, 王 玮², 熊 姹¹

(1. 西北工业大学 动力与能源学院, 西安 710072;

2. 中国华能集团 西安热工研究院有限公司, 西安 710032)

摘 要: 建立了基于整个燃烧室内经历不同燃烧方式下所有工质来评估脉冲爆震发动机平均循环热效率的方法,通过二维数值方法对两种采用不同数目障碍物的爆震管模型的起爆特性及循环热效率进行了研究,并分析了燃烧波传播的距离与 DDT 距离之比(定义为 ξ)对模型热效率的影响。结果表明:①间接起爆方式及不同 DDT 强化装置都会影响系统的循环热效率;②就计算模型,当 ξ 接近 1 时,其系统平均循环热效率仅为理想爆震循环热效率的 60%左右;③随着 ξ 的增加,间接起爆方式的影响迅速减弱;④当 ξ 为 1.5 时,系统平均循环热效率可达爆震燃烧热效率的 93%。

关 键 词: 脉冲爆震发动机; 间接起爆; 爆燃向爆震转变; 循环热效率; 爆震室

中图分类号: V231.2

文献标志码: A

Influence of indirect initiation on the thermal efficiency of pulsed detonation engine

QIU Hua¹, WANG Wei², XIONG Cha¹

(1. School of Power and Energy,

Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;

2. Xi'an Thermal Power Research Institute Company Limited,
China Huaneng Group, Xi'an 710032, China)

Abstract: To analyze the influence of indirect initiation, a method was first established to evaluate the average cycle thermal efficiency of the system whose working fluid experienced different combustion processes in combustion chamber. Then, the thermal efficiency and deflagration to detonation transition (DDT) characteristics of two detonation tube models with different obstacles were investigated by the 2-D numerical simulations. The ratio of combustion wave run-up distance to DDT distance (defined as ξ) was also studied. The results show that: (1) the thermal efficiency of the pulsed detonation engine (PDE) model can be both influenced by the indirect initiation and different obstacles; (2) when ξ approaches to 1, the average thermal efficiency of the system is only 60% of ideal detonation cycle; (3) the effects of indirect initiation are weakened with the increase of ξ ; (4) when ξ approaches to 1.5, the average thermal efficiency will reach 93% of ideal detonation cycle.

Key words: pulsed detonation engine; indirect initiation;
deflagration to detonation transition; cycle thermal efficiency;
pulse detonation chamber

收稿日期:2014-11-12

基金项目:国家自然科学基金(50906072,51306154);中央高校基本科研业务费专项资金(3102014JCY01003);
陕西省自然科学基金基础研究计划(2015JM5221)

作者简介:邱华(1978—),男,江西丰城人,副教授,博士,研究领域为爆震推进的应用基础研究。

根据传统 CJ (Chapman-Jouguet) 理论, CJ 爆震对应 Hugoniot 曲线上的熵增最小点^[1-2], 这意味着以爆震燃烧为基础的推进系统在循环热效率上将非常具有优势。Heiser 和 Pratt^[3], Kentfield^[4], Wu 和 Ma 等^[5], Wintenberger 和 Shepherd^[6], 严传俊等^[7]、邱华等^[8]、Nechaev^[9] 均对爆震循环热效率进行了分析。在研究过程中, 他们均假设推进剂热量释放方式为爆震形式。也就是说, 在研究过程中他们假设脉冲爆震推进系统均以直接起爆方式起爆。

在工程实际应用过程中, 由于直接起爆需要的点火能量较大^[10-13], 且其点火设备笨重, 一般不被研究人员采用。目前脉冲爆震发动机 (pulse detonation engine, PDE) 主要起爆方式是采用间接起爆方法, 即采用较低的点火能量先产生爆燃, 再通过爆燃向爆震转变 (deflagration to detonation transition, DDT), 最终在爆震室 (pulse detonation chamber, PDC) 内形成充分发展的爆震燃烧波, 即 PDC 中部分混合物通过爆震燃烧方式释放热量, 另外一部分混合物则通过爆燃燃烧方式释放热量。

作为两种不同的燃烧方式, 爆燃和爆震对应 Hugoniot 曲线不同的分支^[2], CJ 爆震点对应于爆震分支的熵增最小点, 而 CJ 爆燃点对应于爆燃分支的熵增最大点, 燃烧熵增的不同将进而影响化学能转变为推进系统可用能的效率。

因此, 不同的起爆方式将影响脉冲爆震推进系统的循环热效率, 而目前未见有关 DDT 起爆对热效率影响的相关研究。故本文针对此, 通过理论分析和数值模拟, 研究了间接起爆对脉冲爆震发动机热循环性能的影响程度及影响因素。

1 间接起爆下循环热效率定义

对于任一理想循环, 如图 1 温熵图所示, 其由

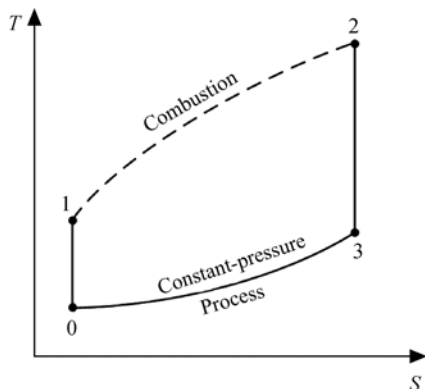


图1 理想循环温熵示意图

Fig. 1 T-S diagram of ideal cycle

等熵压缩(0-1)、燃烧加热(1-2)、等熵膨胀(2-3)及等压放热过程(3-0)组成。

由于 0-1 和 2-3 为等熵过程, 当比热容为定值时, 根据循环热效率的定义, 可以推导出^[3]:

$$\eta_h = 1 - \frac{c_p T_3 - c_p T_0}{q} = 1 - \frac{c_p T_0}{q} \left[\exp \left(\frac{s_2 - s_1}{c_p} \right) - 1 \right] \quad (1)$$

即理想循环热效率仅仅取决于燃烧过程引起的熵增, 其中, q 为单位质量循环加热量, 熵增 $s_2 - s_1 = c_p \ln(T_2/T_1) - R \ln(p_2/p_1)$ 。

式(1)为单 γ 模型, 即循环工质热物特性参数保持不变, 当考虑燃烧放热对工质热物性参数的影响时

$$\eta_h = 1 - \frac{c_{pb} T_3 - c_{pa} T_0}{q} = 1 - \frac{c_{pa} T_0}{q} \left[\frac{c_{pb}}{c_{pa}} \cdot \frac{T_1}{T_0} \cdot \frac{T_2}{T_1} \cdot \frac{T_3}{T_2} - 1 \right]$$

进一步可以得到双 γ 模型热效率表达式

$$\eta_h = 1 - \frac{c_{pa} T_0}{q} \cdot \left[\frac{c_{pb}}{c_{pa}} \left(\frac{T_1}{T_0} \right)^{\frac{\gamma_b - 1}{\gamma_a}} \cdot \left(\frac{T_2}{T_1} \right) \left(\frac{p_1}{p_2} \right)^{\frac{\gamma_b - 1}{\gamma_b}} - 1 \right] = 1 - \frac{c_{pa} T_0}{q} \left[A \cdot \exp \left(\frac{s_2 - s_1}{c_{pb}} \right) - 1 \right] \quad (2)$$

其中 c_{pa} , γ_a 及 c_{pb} , γ_b 分别为燃烧前后工质比定压热容及绝热指数, 指数项中的熵增是以燃烧产物来计算, A 为由工质热物特性变化及 0-1 压缩过程所引起的系数。从式(2)看到, 双 γ 模型的热效率仍由燃烧过程引起的熵增所决定。

式(1)和式(2)仅适用于所有循环工质经历同一燃烧放热过程, 对于采用 DDT 起爆的 PDE, 由于其爆震室内各位置处工质将经历不同的燃烧放热过程, 式(1)、式(2)仅适用于各个微元, 如图 2 所示。

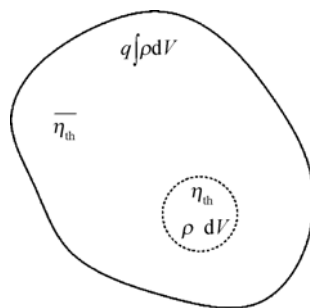


图2 体系和微元示意图

Fig. 2 Schematic of the system and element

对于爆震室内所有循环工质,基于循环可用能等价原则,可以推得基于所有循环工质的平均循环热效率

$$\overline{\eta_{th}} = \frac{\int q \cdot \eta_{th} \rho dV}{\int q \cdot \rho dV} \quad (3)$$

若循环工质混气当量比相同,即循环加热量 q 相等,则式(3)变为

$$\overline{\eta_{th}} = \frac{\int \eta_{th} \rho dV}{\int \rho dV} \quad (4)$$

式(4)说明整个体系的平均循环热效率为各微元热效率的质量加权平均.需指出的是,由于燃烧波是以有限波速传播,因此爆震室内各位置处工质并不是同时进行燃烧放热的,为应用式(2)和式(4),定义燃烧波传播到爆震室出口时(即所有工质完成燃烧放热过程)爆震室内各位置处工质所处的状态为图1中的2状态.

2 间接起爆对循环热效率的影响

2.1 物理模型和计算方法

图3是简化的爆震管模型示意图,主要由爆震管和外流场组成.其中爆震管直径 $D=0.03\text{ m}$, 长度 $L=0.88\text{ m}$,左端为壁面(推力壁),右端是出口.爆震管尾部由 $6D \times 9D$ 的数值外场包围,其作用是提供一个模拟爆震管的工作环境和一个研究发动机出口流场的计算域.在爆震管内的正方形凸起,是简化的爆震增强装置,其作用是加速DDT过程,缩短DDT距离,规格为 $0.003\text{ m} \times 0.003\text{ m}$,间距 0.03 m ,总长为 0.3 m ,最后一组距离推力壁 0.33 m 处.

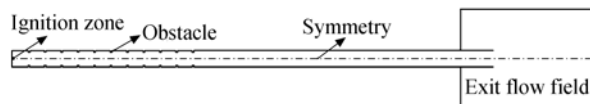


图3 爆震管模型I示意图

Fig.3 Schematic of model I

DDT过程涉及火焰、激波、边界层及湍流的相互作用,通过数值仿真方法研究其机制和机理,对数值计算方法和计算资源提出了很高的要求^[14-15].但另一方面,式(1)从研究此过程能量的宏观转化程度角度;式(2)黏性、湍流、热传导和热辐射都将增加体系的熵,为具体分析燃烧模式(放

热)本身对发动机循环热效率的影响,故在数值计算过程忽略气体黏性的影响,同时不考虑热损失、热交换和热辐射,应用FLUENT商用软件中非稳态二维轴对称欧拉方程模块进行求解, x 和 y 方向网格大小为 0.5 mm .爆震管内部预填充化学恰当比的丙烷和空气的混合物,其压力以及温度分别为 101325 Pa 和 300 K ,化学反应采用5组分单步不可逆有限速率模型;外场内完全填充一个标准大气压的空气.为计算间接起爆中爆燃向爆震的转变过程,采用小能量点火方法点燃可燃混合物,在推力壁轴线处设置点火直径为 4 mm 的圆形点火区域,点火能量为 3 J .

2.2 间接起爆循环热效率

图4是间接起爆过程中不同时刻下爆震管轴线上的压力分布曲线,可以看到在采用小能量点火后,初始($t < 1.5\text{ ms}$)爆震管头部的压力是比较低的.随着燃烧过程的继续,向出口传播的压缩波的传播速度和压力峰值逐渐增大,在 $t = 2.02\text{ ms}$ 时,压力峰值达到最大,随后很快衰减并稳定,同时压力波以恒定 2420 m/s 速度向出口传播,此波速与基于热力学方法^[5]所计算的波速 2394 m/s 相当.进一步结合温度及化学反应速率沿轴线的分布曲线,本算例的爆燃向爆震转变距离(L_{ddt})为 0.24 m .

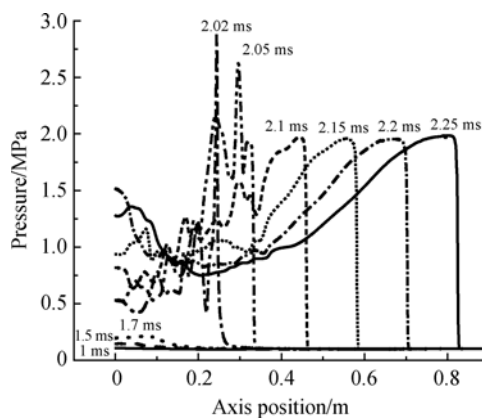


图4 爆震工作过程中各个阶段压力分布曲线

Fig.4 Pressure histories at different times

图5是间接起爆过程中各个阶段爆震管轴线上的熵增分布曲线.由图5可见,在阶段1中,即爆震管内混合物未燃烧前,爆震管轴线上熵增为0;在阶段2,即爆震形成时刻(2.02 ms)之前,燃烧释热引起熵的增加,此阶段管内燃烧波和压缩波的传播速度逐渐增加,相应的燃气燃烧前后的熵增也不同,靠近推力壁处的产物熵增高,燃烧波后

产物熵增低,此阶段反应物主要以爆燃方式释放能量;在阶段 3 中,即在爆震波传播出爆震管时刻之前,爆震管内爆震已经形成,未燃混合物采用爆震形式释放能量,根据经典 CJ 理论,对于单端封闭管内直接形成的爆震波,波后紧跟 Taylor 等熵膨胀波,故图 5 中爆震波后爆震管轴线上的熵增值基本维持在定值附近,同时注意到此值并不是熵增沿中轴线分布的最低值,熵增最低点位于爆震波初始形成位置附近。

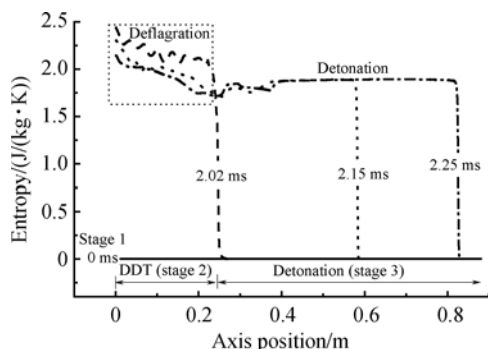


图 5 燃烧过程中各个阶段熵增分布曲线

Fig. 5 Entropy increases at different times

基于图 5 中熵增沿轴线分布,应用热效率计算式(2)及放热量 $q=2971600\text{ J/kg}$,可以计算出不同时刻下热效率的分布曲线,如图 6 所示。对于图中任一时刻曲线,由于压缩波前未反应物的熵增为零,故按前所述方法计算的热效率为 1;随着压缩波及燃烧波对反应物的影响,热效率逐渐降低。当反应物经爆震燃烧后(如图 6 中 2.25 ms 时 0.4~0.8 m 区间),其热效率稳定在 0.47 附近,由于此时充分发展的爆震波已形成,反应物所经历的燃烧方式与直接起爆爆震室内工质所经历的燃烧方式相同,故此热效率值对应的就是爆震室直接起爆时燃烧产物热效率。

图 6 曲线中燃烧产物热效率最大值为 0.57,高于爆震燃烧热效率,这是因为在爆震波初始形成阶段,前导压缩波对未反应物进行了预压缩,正在追赶该压缩波的爆震波随后进行燃烧增压,相应的燃烧产物热效率较高,此时压力峰值也高于 CJ 压力(图 4 中 2.02 ms),随着燃烧波与前导压缩波的逐渐耦合,压力峰值降低,稳定传播的爆震波开始形成,燃烧产物热效率趋于正常值。同时注意到,对于靠近爆震室头部的燃烧产物:在同一时刻,燃烧产物热效率沿管长逐渐抬升,这是由 DDT 转变过程中不同位置反应物所经历的不同燃烧过程决定的;在同一位置,爆震室起爆后,已

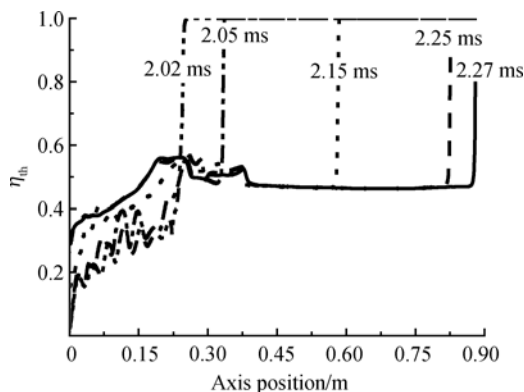


图 6 模型 I 中各个阶段热效率分布曲线

Fig. 6 Thermal efficiency increases at different times of model I

完成燃烧过程的燃烧产物热效率逐渐升高,这由于起爆后引起的压力回传和对流换热引起的(图 4 中头部压力逐渐升高)。

当爆震管内可燃混合物燃烧完全后(2.27 ms),由于管内不同位置处的反应物所经历的燃烧方式是不同的,故最终管内各位置处燃烧引起的熵增也不同。对于推进系统,随后燃烧产物要经排气装置或功率提取装置排出发动机,在这个过程中由于流动损失等因素将引起额外熵增,因此,爆震室内反应物被完全燃烧时还未排出燃烧室时,工质具有最大的做功能力,同时也能反映燃烧本身对推进系统循环性能的影响。对于图 3 所示的爆震管模型,根据爆震波刚传出模型出口时管内各位置瞬时熵增,采用式(2)和式(4)计算得间接起爆爆震循环热效率为 46.7%,略低于直接起爆爆震循环热效率(47%)。注意到式(4)的平均循环热效率为各微元热效率的质量加权平均,根据管内工质密度分布,爆震燃烧产物密度要高于爆燃产物密度,这弱化了间接起爆对推进系统循环性能的影响;另一方面,压力回传及爆震初始形成时更高的热效率也起到了弱化作用。

2.3 间接起爆热效率影响因素

当前碳氢燃料和空气混合物的 DDT 距离较长^[16-18],为缩短转变距离,各种爆震增强装置被采用,爆震增强装置的采用一方面有利于爆震波的快速形成,另一方面必然会对爆震室内的气流产生影响,引起额外的流动损失。

图 7 给出了另一种爆震管模型 II,相比于图 3 爆震管模型 I,爆震管模型 II 去除了模型 I 中最后 4 组障碍物,最后一组距离推力壁 0.21 m 处,其余几何参数保持不变。另外,在数值模拟过

程中保持两组算例中的数值方法一致。

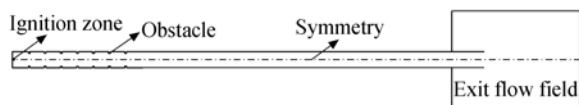


图7 爆震管模型II示意图

Fig. 7 Schematic of model II

图8给出了爆震管模型II不同时刻下中轴线上热效率沿管长的分布曲线。对于本算例,其爆燃向爆震转变距离为0.31 m,转变位置位于障碍物后光滑段处,转变时刻为图8中的3.1 ms;相比之下,爆震管模型I中DDT转变位置位于障碍物中,减少其障碍物后,DDT转变时间延长了1 ms;稳定爆震波形成后,爆震波传播速度为2 425 m/s,与模型I结果基本一致。与图6结果类似,爆震初始形成时存在热效率的最大值(约为0.6),该峰值高于图6中的结果,由于爆震波形成于光滑位置处,峰值附近曲线比较光滑。与图6中结果类似,同一时刻下,峰值上游的燃气热效率分布仍表现为沿轴向出口方向逐渐升高,同时头部热效率随时间也逐渐抬升,稳定爆震波形成后,经爆震燃烧的产物热效率仍在0.47附近。

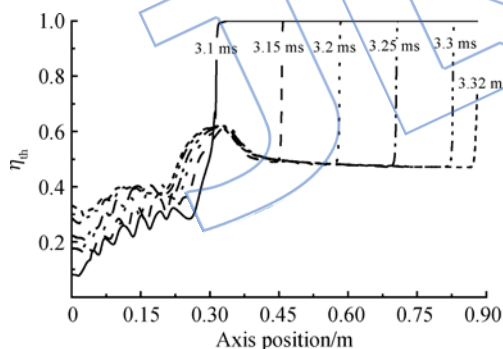


图8 模型II各个阶段热效率分布曲线

Fig. 8 Thermal efficiency increases at different times of model II

前述分析表明,当脉冲爆震发动机采用间接起爆方式,由于爆震管内不同位置处反应物所经历的燃烧方式的差异,最终引起热效率的不同。针对图3和图7给出的两种爆震模型,定义 ξ 为燃烧波传播的距离 L_{dc} 与DDT距离 L_{ddt} 之比(即 $\xi = L_{dc}/L_{ddt}$)。基于模型I和模型II不同时刻下管内的热效率分布,图9给出了所有已燃燃烧产物的平均热效率与 ξ 的变化数据。

当 ξ 为1时,对于模型I和模型II,分别对应

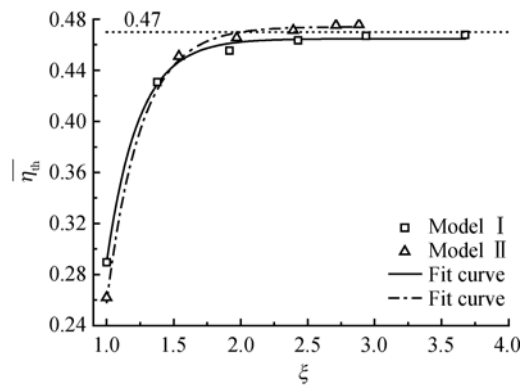


图9 平均热效率 η_{th} 随 ξ 的变化

Fig. 9 η_{th} as function of ξ

的就是图6中2.02 ms和图8中3.1 ms时刻,此时模型I中燃烧产物平均热效率为0.29,而模型II的燃烧产物平均热效率为0.26,若爆震室的长度刚好等于DDT转变距离,则此时其循环热效率仅为直接起爆热效率的60%左右;注意到此时两模型推力壁处和燃烧波后的热效率是相当的(对比图6和图8),虽然模型I的障碍物数多,由流动可能带来更多的损失,但由于能缩短DDT转变距离,这对提升此时的平均热效率是有利的。

随着 ξ 的增加,体系的平均热效率迅速提升,在 ξ 等于1.5时,其达到理论值的93%。此后平均热效率随 ξ 的变化趋于平缓,而障碍物引起额外流动损失的影响开始显现,障碍物数较少的模型II中燃烧产物平均热效率开始高于模型I的结果。当爆震波传到模型出口时,模型I平均热效率达到理论值的99.4%;模型II平均热效率略高于直接起爆值,为0.475。

由于爆震波的传播速度是超声速的,当爆震波形成后,爆震波下游管长的变化对爆震波形成过程影响甚微,故图9也间接反映了发动机热效率与爆震室长度的关系。为了提升发动机推进性能,应适当延长爆震室以减弱间接起爆的影响或优化障碍物结构缩短DDT距离;在结构质量上,一般是在满足DDT距离要求下尽可能选取更短的爆震室长度。因此对于爆震室长度与DDT距离比值的选择,需要在以上两因素下进行折中选择。

3 结 论

1) 当发动机燃烧室内工质经历不同的燃烧方式燃烧后,燃烧引起的工质熵增将会产生差异,进而影响基于各微元工质的循环热效率,基于整个燃烧室体系的发动机平均循环热效率为基于各微元工质热效率的质量加权平均。

2) 当脉冲爆震发动机采用间接起爆方式时, 由于燃烧室内存在爆燃向爆震转变过程, 管内不同位置的工质经燃烧引起的熵增将存在差异, 进而影响各微元工质的热效率。目前算例表明, 点火后初始经爆燃燃烧的工质热效率低; 随着爆燃向爆震转变的进行, 工质的热效率的逐渐升高; 经稳定传播爆震波燃烧的工质热效率并不是最高的, 其为 0.47; 热效率最高值发生在爆震波初始形成阶段, 对本文中模型 I 和模型 II, 该值分别高于理论爆震燃烧热效率的 21.2% 和 27.6%。

3) 爆震室内的强化装置在改善 DDT 转变特性的同时也会影响系统的循环热效率。当爆震室较短或接近 DDT 转变长度时 (ξ 接近 1), 就本文算例而言, 采用能实现更短距起爆的强化装置对改善循环热效率是有利的; 当爆震室长度相对 DDT 距离较长时 (ξ 大于 1.5), 强化装置引起的流动损失对系统循环热效率的影响开始显现。

4) 对于采用间接起爆的脉冲爆震发动机, 当爆震室较短或接近 DDT 转变长度时 (ξ 接近 1), 就本文中模型 I 和模型 II, 其工质平均循环热效率仅为爆震燃烧热效率的 60% 左右, 随着 ξ 的增加, 间接起爆方式对系统平均循环热效率的影响迅速减弱, 当 ξ 为 1.5 时, 系统平均循环热效率可达理论爆震循环热效率的 93%。

参考文献:

- [1] Fickott W, Davis W. Detonation[M]. Berkeley, CA: University of California Press, 1979.
- [2] Kuo K. Principles of combustion[M]. New York: John Wiley and Sons, 1986: 231-284.
- [3] Heiser W H, Pratt D T. Thermodynamic cycle analysis of pulse detonation engines[J]. Journal of Propulsion and Power, 2002, 18(1): 68-76.
- [4] Kentfield J A C. Thermodynamics of air-breathing pulse-detonation engines[J]. Journal of Propulsion and Power, 2002, 18(6): 1170-1175.
- [5] Wu Y H, Ma F H, Yang V. System performance and thermodynamic cycle analysis of air-breathing pulse detonation engines[J]. Journal of Propulsion and Power, 2003, 19(4): 556-567.
- [6] Wintenberger E, Shepherd J E. Thermodynamic cycle analysis for propagating detonations[J]. Journal of Propulsion and Power, 2006, 22(3): 694-697.
- [7] 严传俊, 刘军, 范玮, 等. 脉冲爆震发动机工作原理与循环分析[J]. 推进技术, 1996, 17(3): 56-63.
YAN Chuanjun, LIU Jun, FAN Wei, et al. Principle and cycle analysis of pulsed detonation engines[J]. Journal of Propulsion Technology, 1996, 17(3): 56-63. (in Chinese)
- [8] 邱华, 严传俊, 范玮. 部分充填下脉冲爆震发动机的热力循环性能分析[J]. 航空动力学报, 2008, 23(4): 718-723.
QIU Hua, YAN Chuanjun, FAN Wei. Analysis on thermodynamic performance of partially-fueled pulsed detonation engine[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(4): 718-723. (in Chinese)
- [9] Nechaev Y N. An engineering method for calculating the parameters and characteristics of pulse detonation engines [J]. Russian Journal of Physical Chemistry B, 2009, 3(3): 469-482.
- [10] Kaneshige M, Shepherd J E. Detonation database [R]. GALCIT Technical Report FM97-8, 1997.
- [11] FAN Wei, YAN Chuanjun HUANG Xiqiao, et al. Experimental investigation on two-phase pulse detonation engine [J]. Combustion and Flame, 2003, 133(4): 441-450.
- [12] Roy G D, Frolov S M, Kailasanath K, et al. Gaseous and heterogeneous detonations: science to applications [M]. Moscow: ENAS Publ., 1999.
- [13] Roy G D, Frolov S M, Borisov A A, et al. Pulse detonation propulsion: challenges, current status, and future perspective [J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2004, 30(6): 545-672.
- [14] Oran E S, Gamezo V N. Origins of the deflagration-to-detonation transition in gas-phase combustion [J]. Combustion and Flame, 2007, 148(1/2): 4-47.
- [15] Kessler D A, Gamezo V N, Oran E S. Simulations of flame acceleration and deflagration-to-detonation transitions in methane-air systems [J]. Combustion and Flame, 2010, 157(11): 2063-2077.
- [16] Helfrich T M, Schauer F R. Ignition and detonation-initiation characteristics of hydrogen and hydrocarbon fuels in a PDE[R]. AIAA 2007-234, 2007.
- [17] Austin J M, Shepherd J E. Detonations in hydrocarbon fuel blends [J]. Combustion and Flame, 2003, 132(1/2): 73-90.
- [18] Brophy C M, Hanson R K. Fuel distribution effects on pulse detonation engine operation and performance [J]. Journal of Propulsion and Power, 2006, 22(6): 1155-1161.

(编辑: 秦理曼)