

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0481

不同当量比下喷管对旋转爆震特性的影响研究*

王顺利¹, 吴云^{1,2}, 金迪¹, 郭善广¹, 钟也磐¹, 杨兴魁¹

(1. 空军工程大学航空等离子体动力学重点实验室, 陕西 西安 710038;

2. 西安交通大学机械工程学院航空发动机研究所, 陕西 西安 710049)

摘要: 为研究不同当量比下喷管构型对旋转爆震特性的影响, 以煤油预燃裂解气为燃料, 氧气体积分数为 30% 的富氧空气为氧化剂, 开展了无喷管、收敛喷管、扩张喷管和收敛扩张喷管等工况下旋转爆震特性实验研究。实验发现, 当量比为 0.73~1.30 时旋转爆震可稳定工作。随着当量比和喷管构型的变化, 爆震波出现了单波、不稳定的对撞双波和稳定的对撞双波等 3 种传播模式。喷管构型对模式转换和旋转爆震波速有重要影响, 收敛和收敛扩张喷管会促使新波头的产生, 导致爆震波主要以双波对撞模式传播; 而扩张喷管工况下, 爆震波主要以单波模式传播。收敛喷管和收敛扩张喷管会使得波速最大值偏离化学恰当比, 收敛扩张喷管可以提升爆震波速。

关键词: 旋转爆震; 煤油预燃裂解; 喷管; 模式转换; 波速

中图分类号: O381; V231.22

国标学科代码: 13035; 4701030

文献标志码: A

Effects of nozzles on performance of rotating detonation at different equivalence ratios

WANG Shunli¹, WU Yun^{1,2}, JIN Di¹, GUO Shanguang¹, ZHONG Yepan¹, YANG Xingkui¹

(1. Key Laboratory of Airborne Plasma Dynamics, Air Force Engineering University,

Xi'an 710038, Shaanxi, China;

2. Institute of Aero-Engine, School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University,

Xi'an 710049, Shaanxi, China)

Abstract: The impact of nozzle configuration on the performance of rotating detonation with different equivalence ratios was studied through tests on rotating detonating engines (RDEs) without a nozzle and with a convergent nozzle, a divergent nozzle and a convergent-divergent nozzle, respectively. Pre-combustion cracked kerosene and 30% oxygen-enriched air were used as the fuel and oxidizer, respectively. The results show that the rotating detonation engines can operate smoothly with the equivalence ratio ranging from 0.73 to 1.30. Three operating modes including single wave, unstable two counter-rotating waves and stable two counter-rotating waves were found in the experiments. The nozzle configurations strongly affect the mode transition and the detonation wave velocity. The convergent nozzle and the convergent-divergent nozzle can promote the generation of new detonation waves, making the working modes mainly to be two counter-rotating waves, while the detonation mainly operates in the single wave mode with a divergent nozzle installed. The results further show that the maximum propagating velocity deviates from the stoichiometric ratio when the convergent or convergent-divergent nozzles are installed, and the convergent-divergent nozzle can increase the detonation wave velocity.

Keywords: rotating detonation; kerosene pre-combustion cracking; nozzle; mode transition; wave velocity

爆震燃烧是一种近似于等容燃烧的高效燃烧放热方式。相同初始条件下, 采用爆震燃烧的发动机相比传统采用等压燃烧的发动机具有更高的热循环效率。旋转爆震发动机 (rotating detonation engine, RDE) 作为爆震发动机的一种, 具有工作频率高、只需一次点火和结构简单等优点。20 世纪 60 年代,

* 收稿日期: 2019-12-27; 修回日期: 2020-06-11

基金项目: 国家自然科学基金(91641204, 51907205, 51790511); 陕西省自然科学基金(2018JQ1011)

第一作者: 王顺利(1993—), 男, 硕士研究生, 874370792@qq.com

通信作者: 吴云(1983—), 男, 博士, 教授, wuyun1223@126.com

Voitsckhovskii 等^[1]最早进行了旋转爆震实验,获得了连续的旋转爆震波。Bykovskii 等^[2-6]开展了多种燃料下的旋转爆震实验,为后续的旋转爆震机理研究提供了有效参考。目前,随着日益增长的高性能发动机研制需求,旋转爆震发动机已经成为国际研究的热点^[7-8]。喷管是发动机的重要增推装置,学者们相继开展了喷管与旋转爆震燃烧室的匹配和喷管对推力性能影响的研究。

仿真方面,Shao 等^[9]利用数值模拟研究了拉瓦尔喷管、收敛喷管、扩张喷管和平直喷管对发动机推进性能的影响,发现喷管能够很大程度上提高发动机的推进性能,其中拉瓦尔喷管对性能的提升最明显。Yi 等^[10]针对加装不同喷管的氢气-空气 RDE 推力性能进行了仿真研究,认为扩张喷管对 RDE 提高推力、比冲以及降低总压损失效果较好。Jourdain 等^[11]建立了 H_2/O_2 和 H_2/air 等 2 种爆震波三维详细化学反应模型,通过对流场结构的分析,发现加装塞式喷管有助于提高旋转爆震发动机燃烧室压力、比冲和燃烧效率。

实验方面,Kato 等^[12]以氧气和乙烯为氧化剂和燃料,研究了不同喷管对旋转爆震特性和 RDE 推力性能的影响。实验结果表明,收敛喷管和收敛扩张喷管都有助于增加 RDE 推力,其中收敛扩张喷管效果最好。高剑等^[13]的喷管实验结果表明,收敛喷管对 RDE 推力的提升效果最明显,拉瓦尔喷管对推力提升也有一定作用,但加装扩张喷管会降低 RDE 推力。Fotia 等^[14]研究了塞式喷管的轴向安装高度、中心锥体半角和中心锥体截断对于质量流量和推力效率的影响,发现塞式喷管的质量流量和推力效率对中心锥体半角不敏感,截断塞式喷管的中心锥体会降低推力效率。Rankin 等^[15]采用实验测量和数值模拟 2 种方法,证明了圆锥形中心体与 RDE 下游的收敛扩张喷管的组合可以作为一种有效的无源流动控制技术,用来减弱爆震波对下游流场的周期性影响。综上所述,喷管对于提升 RDE 的推力性能有重要作用。但要使喷管更好地与爆震燃烧室匹配从而获得更佳的总体性能,还需要研究喷管对于爆震燃烧室内爆震波特性的影响。

基于煤油和空气在常温条件下的爆震较难实现,本实验通过煤油预燃裂解产生高活性分子提高煤油活性,并采取氧含量与空气较接近的氧气体积分数为 30% 的富氧空气作为氧化剂,实现旋转爆震并开展 3 种典型喷管(收敛、扩张和收敛扩张型)对旋转爆震波模态转换和波速特性的影响研究。

1 实验系统

实验系统主要由 7 部分组成,即供油系统、供气系统、点火系统、时序控制系统、RDE、喷管和测量与数据采集系统,如图 1 所示。

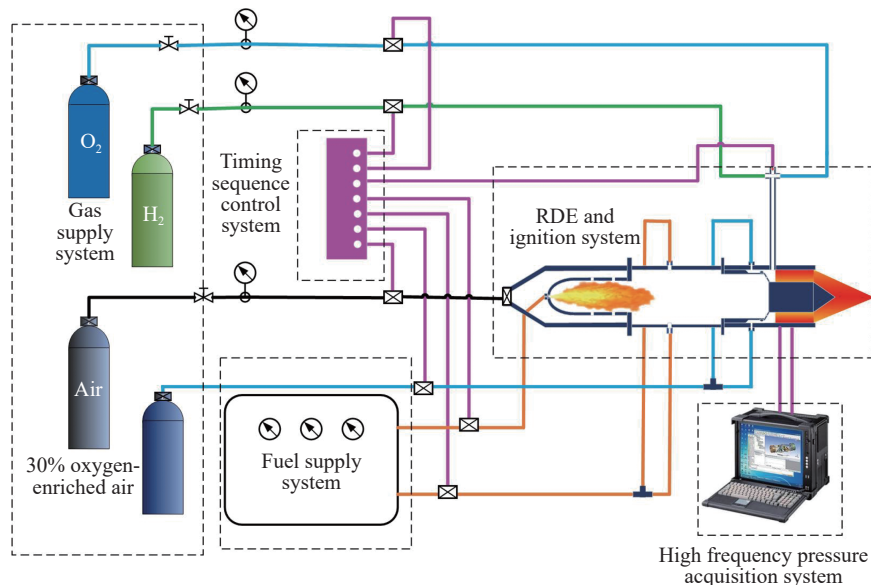


图1 实验系统

Fig. 1 Experimental system

1.1 供油系统

供油控制台(见图 2)通过内部变频器控制油泵压力(预设为 1.25 MPa),为 RDE 提供稳定压力的煤油。在一定的供油压力下,煤油流量通过喷嘴大小和数量来控制,由流量计标定,实验中采用的喷嘴均为丹佛斯喷嘴。

1.2 供气系统

供气系统(见图 3)主要用于为点火系统(预爆管)提供预爆所需的氢气和氧气,为预燃室提供空气以及向 RDE 提供爆震所需的 30% 富氧空气。RDE 所需气体均由高压气源供应,流量大小由音速喷嘴和调节节流总压控制并用流量计标定。



图 2 供油平台

Fig. 2 Fuel supply system



图 3 供气平台

Fig. 3 Gas supply system

1.3 点火系统

RDE 的点火由与燃烧室外壁连接的预爆管实现。氢气和氧气通过预爆管顶端两侧接口进入预爆管,然后由火花塞(点火能量 50 mJ)点燃,在预爆管内完成爆燃转变为爆震的过程,于出口处形成初始爆震波用于旋转爆震燃烧室点火。

1.4 时序控制系统

所有系统时序均由计算机集成控制,实验过程时序如图 4 所示,先对煤油进行预燃裂解产生裂解气,裂解气随后与氧化剂掺混,由预爆管点火起爆。

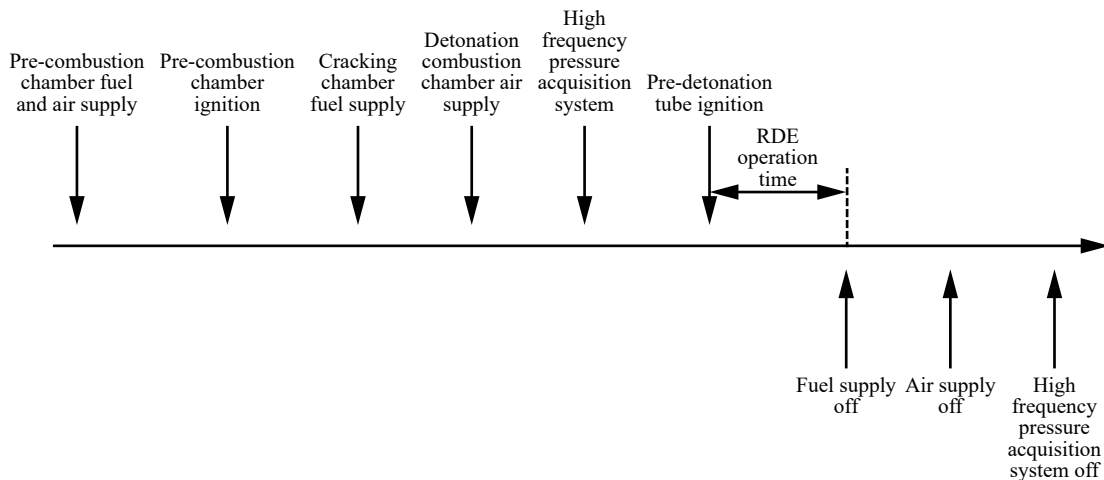


图 4 实验时序

Fig. 4 Time sequence of the experiments

1.5 旋转爆轰发动机

RDE部分(见图5)由4段组成:预燃室、裂解室、集气腔和爆震燃烧室。预燃室在最前端,其作用是少量煤油(预燃煤油)的完全燃烧(当量比为1),为裂解室中的煤油(裂解煤油)提供高温裂解环境,促进裂解过程的进行。裂解室内喷入的煤油吸收预燃室煤油燃烧所产生的热量,裂解成活性更高的气态混合物,即裂解气。爆震燃烧室喷注结构采用喷孔-环缝型(见图6),裂解气集气腔上周向布有180个直径为1 mm的圆形喷注孔与爆震燃烧室相连。氧化剂(30%富氧空气)则通过集气腔出口宽度为0.4 mm的环缝进入爆震燃烧室。爆震燃烧室采用的是环形燃烧室结构,其中,内筒直径为120 mm,外筒直径为150 mm,内外筒同心安装,环形燃烧室宽度为15 mm,轴向长度为170 mm。

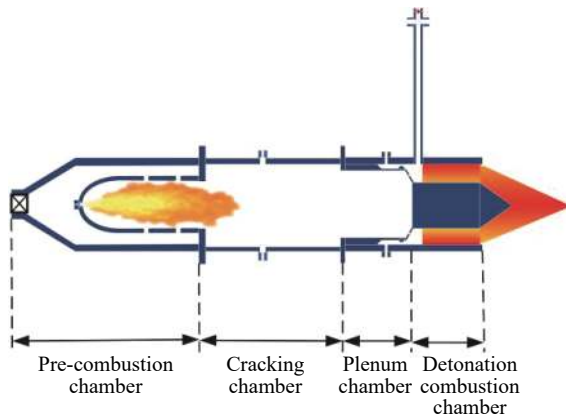


图5 旋转爆轰发动机简图

Fig. 5 Schematic diagram of the RDE

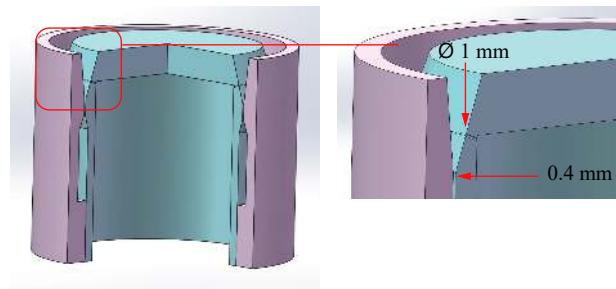


图6 集气腔剖面图

Fig. 6 The profile of the plenum chamber

1.6 喷管

实验中使用了3种类型的喷管:收敛喷管、扩张喷管和收敛扩张喷管,其中收敛和收敛扩张型喷管的出口和喉道与燃烧室环形通道的出口面积比分别为0.415和0.151。而扩张喷管的出口与燃烧室环形通道面积比为2.46。中心锥体半角为 30° ,收敛和收敛扩张型喷管收敛段收敛半角均为 21° ,收敛扩张喷管扩张段扩张半角为 10° 。收敛喷管与扩张喷管与中心锥体轴向长度相等,收敛扩张喷管的收敛、扩张段轴向长度均为150 mm。各喷管的具体结构如图7所示,其中紫色部分为燃烧室以及喷管流,喷管通过法兰盘与燃烧室外筒后端由螺栓连接,喷管进口与中心锥体底面平齐。

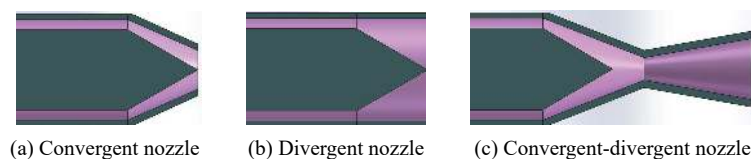


图7 喷管侧剖面图

Fig. 7 Side profiles of the nozzles

1.7 测量与数据采集系统

测量与数据采集系统主要由高频压力传感器(型号为PCB 113B24)和NI-X系列数据采集设备组成。2个压力传感器嵌入式安装在燃烧室外壁同一轴向位置,且周向呈 90° ,用来测量燃烧室中的动态压力信号,2组信号分别记为通道1(PCB1)、通道2(PCB2),安装位置如图8所示。本文实验中,压力信号频率定义为单位时间内爆震波沿环形燃烧室传播一周的次数。鉴于本实验测量中,单波模态下爆震波频率在2 kHz左右,对压力信号的测量主要针对其频率特征,因此NI系统每个数据通道采样频率设置为200 kHz,完全满足旋转爆震压力信号数据采集的要求。

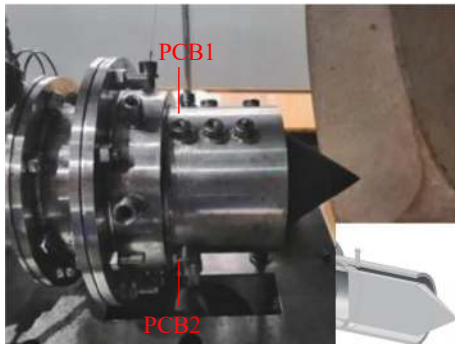


图 8 燃烧室

Fig. 8 The detonation combustion chamber

2 实验结果与分析

实验工况如表 1 所示, F_1 、 F_2 、 F_3 、 F_4 分别为预燃室空气流量、预燃煤油流量、裂解室补油流量和爆震燃烧室 30% 富氧空气流量, γ 为当量比, 即裂解室补油流量完全燃烧所需富氧空气流量与实际富氧空气流量之比。通过改变裂解室补油流量改变当量比, 研究了加装不同喷管后的裂解气旋转爆震特性。实验中, 预燃空气和煤油分别以流量 F_1 和 F_2 进入预燃室燃烧, 产生的热量对于在裂解室喷入的流量为 F_3 的煤油进行裂解产生裂解气, 裂解气和富氧空气通过喷孔环缝

结构注入爆震燃烧室而后由预爆管点火。其中富氧空气喷注压力为 1.2 MPa, 裂解气喷注压力约为 0.45 MPa, 温度约为 500 K, 具体裂解气参数以及成分的详细描述见文献 [16-17]。

表 1 实验工况

Table 1 Experimental conditions

$F_1/(g \cdot s^{-1})$	$F_2/(g \cdot s^{-1})$	$F_3/(g \cdot s^{-1})$	$F_4/(g \cdot s^{-1})$	γ
40.0	3.5	7.6	95.0	0.73
40.0	3.5	8.8	95.0	0.85
40.0	3.5	10.5	95.0	1.02
40.0	3.5	13.5	95.0	1.30

2.1 爆震波模态

实验中共出现了 3 种典型爆震波模态, 即单波模态、对撞点不稳定的双波对撞模态和对撞点稳定的双波对撞模态, 下面主要对这 3 种模态进行分析。

2.1.1 单波模态

图 9 中给出了当量比为 0.85 时, 无喷管、扩张喷管、收敛喷管和收敛扩张喷管下的爆震波压力信号及其频谱。从频谱中可以看出, 无喷管、扩张喷管和收敛喷管下的压力信号频率成分主要包括一个单一主频和若干个能量较低的倍频, 这是单波模态的典型频谱特征。结合时域信号的结果, 可以推断此时 3 种条件下的爆震波均处于稳定的单波模态。而加装收敛扩张喷管时, 主频约为单波模态下的 2 倍, 结合时域信号判断此时为双波模态, 双波方向将在下文讨论。单波模态下, 爆震波经过新鲜反应物后, 波后反应物高度降低, 难以满足新波头产生的条件, 而由于给定实验工况下波前的新鲜反应物内反应物活性和斜激波反传强度没有达到形成自持传播的新爆震波头的条件, 因此新的爆震波头在传播过程中逐渐减弱消失或以远小于主爆震波的强度传播^[18], 这在频谱上表现为能量较低的倍频。

2.1.2 对撞点不稳定的双波对撞模态

对安装收敛喷管、当量比为 0.73 实验条件下的压力信号进行处理, 得到时域图(见图 10)并进行放大(见图 11), 而后进行傅里叶变换(见图 12)和短时傅里叶变换(见图 13)得到压力信号主频及其变化趋势, 图 13 中 PSD 为功率谱密度(power spectral density)。此时爆震波均处于对撞点不稳定的双波对撞传播模态。Bluemner 等^[18]认为这一模态的形成主要与 2 个爆震波的速度差有关。此模态下, 反应物的低活性不能满足 2 个爆震波充分发展, 从而形成 2 个强度不同的爆震波, 强度的不同表现为 2 个爆震波传播速度的不同, 由于 2 个爆震波强度相差不大, 较弱爆震波并不会逐渐衰减甚至消失, 因此不会形成像单波模态的类似频率特征, 而呈现出对撞点向强度较大爆震波周向移动的特性。对时域图进行放大(见图 11)可以看到, 虚框内压力信号表现为单波模态的相似特征, 这是由于对撞点移动至传感器 PCB1 位

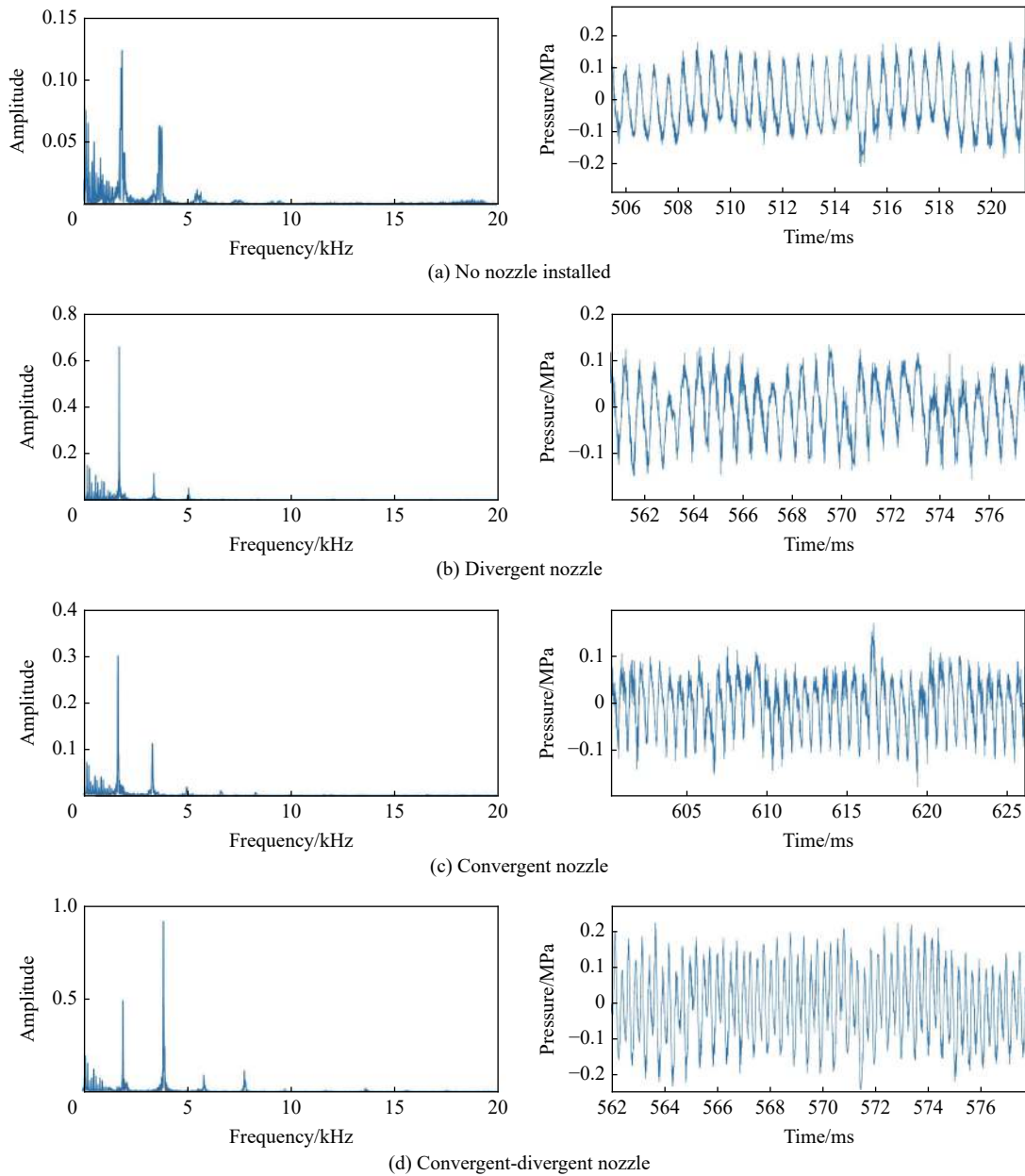


图 9 PCB1 快速傅里叶变换结果及压力信号放大图(当量比为 0.85)

Fig. 9 FFT results of PCB1 pressure signals and close-ups of PCB1 distribution at the equivalence ratio of 0.85

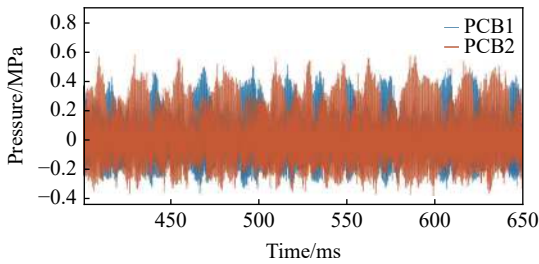


图 10 压力信号时域(当量比为 0.73, 收敛喷管)

Fig. 10 Overview of the PCB distribution (equivalence ratio 0.73, convergent nozzle)

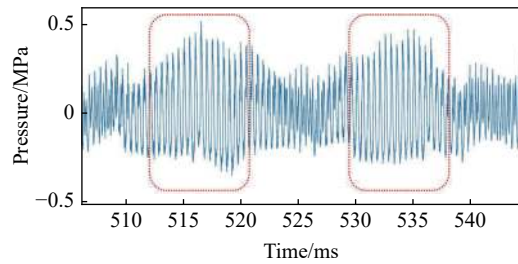


图 11 PCB1 时域信号放大图(当量比为 0.73, 收敛喷管)

Fig. 11 Close-up of PCB1 distribution (equivalence ratio 0.73, convergent nozzle)

置附近, PCB1 位于对撞点的压力影响区内, 在此区域内, 传感器测得压力信号频率为双波对撞的发生频率。因为对撞点移动速度远小于爆震波传播速度, 因此在对撞点逐渐远离 PCB1 安装位置时, 双波已经在 PCB1 附近发生了多次对撞。虚框内压力信号峰值先增大, 后减小, 也说明了对撞点先向 PCB1 靠近, 然后远离 PCB1 的过程。其中, 压力峰值最大时, 对撞点正处于 PCB1 安装位置。当对撞点远离传感器位置时, 2 个传播速度不同的爆震波相继经过传感器, 爆震波压力表现为双波传播模态。压力信号在时域图(见图 11)中表现为单波与双波交替出现的现象, 时频图(见图 13)呈现为主频和 2 倍主频的间断亮线, 频率在 2 kHz 左右的亮点说明此时对撞点移动至 PCB1 附近。此外可以在时频图中看到, 频率亮线间断并不均匀, 这是由于爆震波在传播过程中的传播速度差不断变化, 从而导致在此状态下的双波对撞模态更复杂。对无喷管、扩张喷管和收敛扩张喷管的压力信号进行短时傅里叶变换得到 2 种实验条件下的时频图(见图 14), 发现爆震波同样以不稳定的双波对撞模态进行传播。

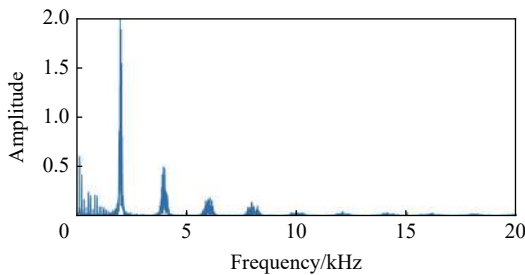


图 12 PCB1 压力信号傅里叶变换结果
(当量比为 0.73, 收敛喷管)

Fig. 12 FFT results of PCB1
(equivalence ratio 0.73, convergent nozzle)

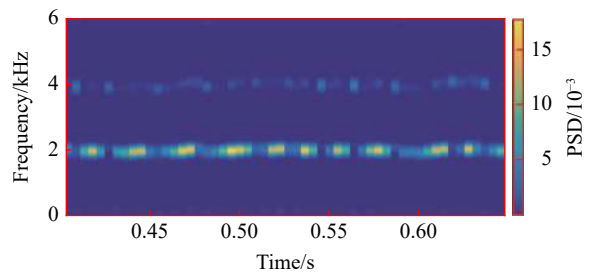
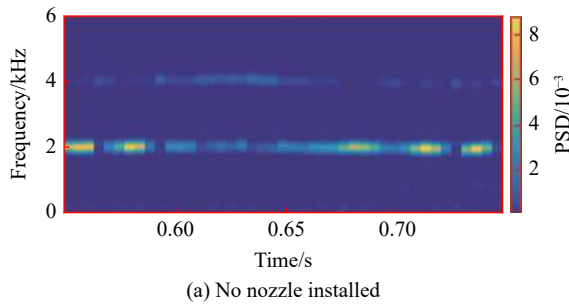
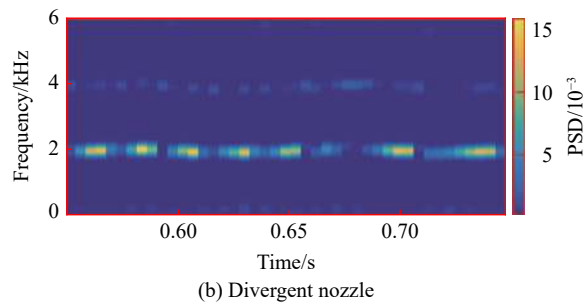


图 13 PCB1 压力信号的短时傅里叶变换结果
(当量比为 0.73, 收敛喷管)

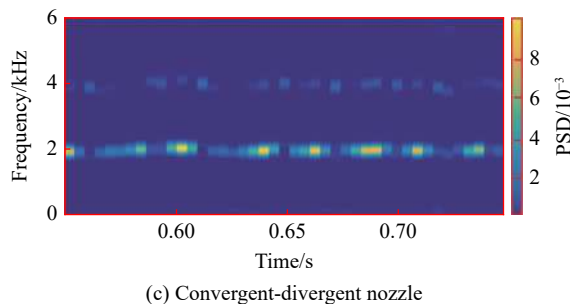
Fig. 13 STFT results of PCB1
(equivalence ratio 0.73, convergent nozzle)



(a) No nozzle installed



(b) Divergent nozzle



(c) Convergent-divergent nozzle

图 14 PCB1 压力信号的短时傅里叶变换结果(当量比为 0.73)

Fig. 14 The STFT results of PCB1 (equivalence ratio 0.73)

2.1.3 对撞点稳定的双波对撞传播模态

如图 15 所示, 当量比为 1.02 时, 扩张喷管条件下, 爆震波仍保持单波模态; 无喷管、加装收敛喷管和收敛扩张喷管实验条件下, 爆震波主频在 4 kHz 左右, 约为单波模态下的 2 倍, 结合压力信号时域图分

析,得到此时爆震波以对撞点稳定的双波对撞模态传播。此模态下,随着当量比的提高,反应物活性提高,2个反向传播的爆震波得以充分发展,形成2个强度相近的可自持传播的爆震波,从而在燃烧室内产生周期性对撞,形成稳定的双波对撞模态。以收敛扩张喷管条件下为例,如图15(d)以及图16所示,PCB1处的压力信号频率约为单波模态下传播频率的2倍(4 kHz),PCB2处的频率则与单波模态下的传播频率相近。时域图(见图17)中可以看到一个周期内存在有2个爆震波。其中, Δt_1 、 Δt_2 分别为两波传播一周所用的时间,此模态下, $\Delta t_1=\Delta t_2$ 即两波传播速度相等但爆震波传播方向相反,因此爆震波必然会在燃烧室的某一点处形成周期性的稳定对撞。PCB测量到的压力信号振荡特征和PCB测压点与对撞点的夹角有关^[19]。从图16可以看出,位于该对撞点附近的PCB2测得的压力信号表现出与单波模态相似的特征,4 kHz左右的能量较低的能量说明PCB2与对撞点处并不完全重合,而是存在较小夹角。与PCB2成90°角安装的PCB1表现为稳定的双波模态。时域上,PCB2处的压力信号一个周期内只观察到了一个压力峰值,频域上,该处的压力信号主频与单波模态时的类似,只有一个2 kHz左右的主频。爆震波压力方面,可以看到PCB2处的压力峰值略大于PCB1的峰值。这是因为2道爆震波的对撞瞬间释放了大量能量,使得对撞点处的压力有所提升,对撞后爆震波强度需要重新经历一个由弱到强的发展过程,压力相对对撞时会降低,这一结论也与刘世杰等^[19]的实验结果相符。

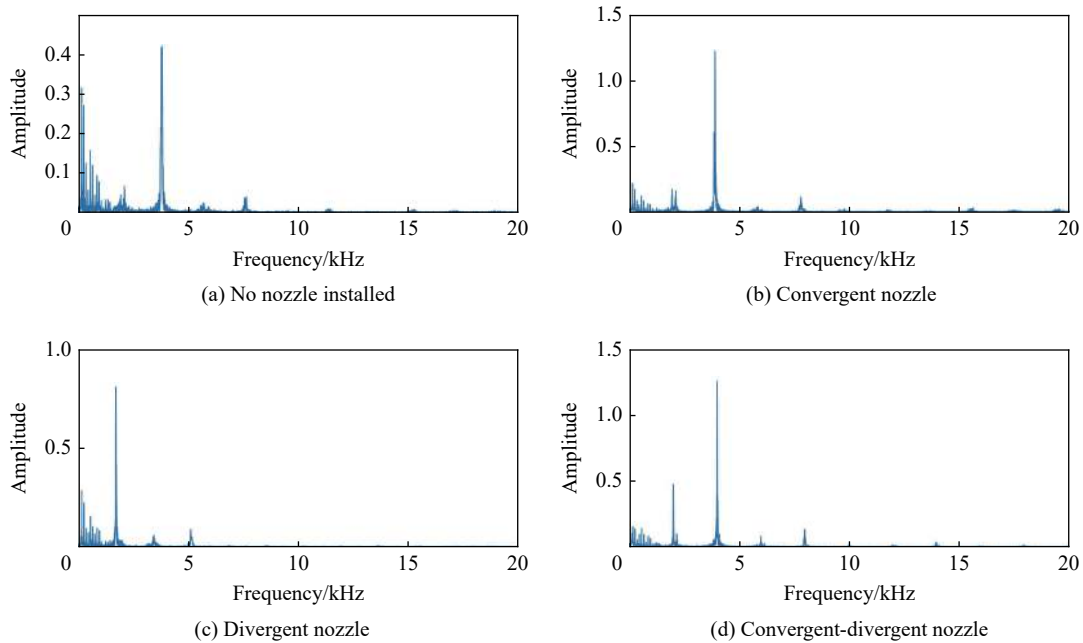


图 15 PCB1 压力信号的傅里叶变换结果(当量比为 1.02)

Fig. 15 FFT results of PCB1 (equivalence ratio 1.02)

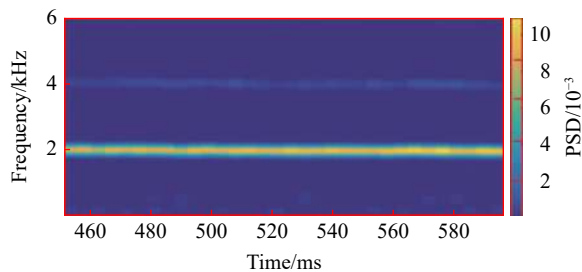


图 16 PCB2 信号的短时傅里叶变换结果
(当量比为 1.02, 收敛扩张喷管)

Fig. 16 STFT results of PCB2
(equivalence ratio 1.02, convergent-divergent nozzle)

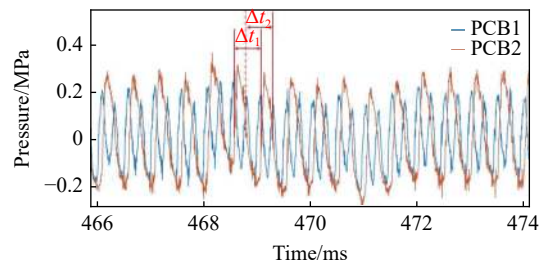


图 17 PCB1 压力信号放大图
(当量比为 1.02, 收敛扩张喷管)

Fig. 17 Close-up of PCB distribution
(equivalence ratio 1.02, convergent-divergent nozzle)

2.1.4 不同喷管结构下的模态转换分析

对不同喷管结构下的爆震波压力信号进行对比分析,发现当量比为 0.73 时,无喷管和加装喷管条件下爆震波均以对撞点不稳定的双波对撞模态传播。随着当量比的提升,不同喷管结构下的模态转换有显著差异。当量比提高至 0.85,加装收敛扩张喷管条件下的传播模态转变为对撞点稳定的双波对撞模态;无喷管、加装扩张喷管以及加装收敛喷管条件下的爆震波模态转变为单波模态。当量比继续提升至 1.02 及以上时,无喷管、加装收敛喷管以及加装收敛扩张喷管条件下的爆震波模态均为对撞点稳定的双波对撞模态;加装扩张喷管条件下,爆震波继续保持单波模态。可以发现,加装收敛喷管和收敛扩张喷管后,旋转爆震波在实验条件下基本以对撞点稳定的双波对撞模态传播,这种现象的出现与收敛喷管和收敛扩张喷管对燃烧室流场的作用有关^[20]。

邓利等^[20]认为喷管对于爆震波模态的影响主要是阻塞比对燃烧室内反应物高度的影响以及反射激波在反应物中诱发局部热点,进而诱发爆震波传播模态转换,并通过仿真结果描述了爆震波由单波转换为双波的过程。本实验中,煤油预燃裂解气和 30% 富氧空气通过喷孔-环缝注入燃烧室,加装收敛喷管和收敛扩张喷管时,出口阻塞比增加造成了背压的提高,从而促进了出口反射激波的形成和爆震波拖尾斜激波的反传。从而激波的反传与前端的新鲜混合物作用诱导局部热点的形成,并出现新的爆震波头。由于 30% 富氧空气下的裂解气活性较低,波后混合物高度不足,因此热点在波后无法形成自持传播的新爆震波头,而波前反应物有足够的高度,使得波前热点逐步发展成与初始爆震波方向相反的新爆震波头,最终形成双波对撞模态。因此在本文实验条件下,爆震波在加装收敛和收敛扩张喷管后主要以双波对撞模态传播。此模态下,两爆震波发生对撞后形成与原传播方向相同的透射激波,透射激波在新鲜反应物中逐步发展为新的爆震波并再次发生对撞,循环往复。当量比为 0.73 时,由于当量比较低使得反应物活性进一步降低,不足以维持对撞点稳定的双波对撞模态,从而使得反向传播的双波出现了不同程度的减弱,形成了速度差,这就使得双波对撞点沿爆震波波速较高的方向周向旋转,表现为对撞点不稳定的双波对撞模态。加装扩张喷管后,燃烧室出口压力降低,流速增加,从而削弱了反传的斜激波,降低了由此诱导新的爆震波头的可能性,因此扩张喷管条件下爆震波主要以单波模态传播。

2.2 不同喷管下的波速特性

本文中,爆震波波速定义为爆震波沿环形燃烧室的周向传播速度。图 18 为单波模态下的压力信号,两相邻压力波峰值时间间隔为 Δt ,在 Δt 时间内,爆震波沿环形燃烧室旋转一周后再次到达 PCB1 的安装位置。由此可导出爆震波波速:

$$v = \pi D / \Delta t = \pi D f$$

式中: D 为燃烧室外径, f 为爆震波频率。

由上述方法计算了各工况下爆震波波速如图 19 所示。由上述分析可知,当量比为 0.73 时,爆震波处于对撞点不稳定的双波对撞传播模态。此时,由于同一位置爆震波状态的周期性变化会使得爆震波频率的计算值偏高,因此,本文中对不同喷管下的波速特性进行比较时,主要选取当量比 0.85、1.02 和 1.30 下的爆震波速进行分析。

从图 19 可以看出,当量比在 1.02 以上时,加装收敛喷管和收敛扩张喷管后的爆震波速要高于无喷管和加装扩张喷管时的波速。在无喷管和加装扩张喷管时,波速基本在化学恰当比附近(1.02)达到最大值,其原因是靠近化学恰当比时的反应物活性相对更高,更有利于波后化学反应的进行,为爆震波快速传播提供更多能量。但是,加装收敛和收敛扩张喷管后波速峰值点出现时对应的当量比要偏离于恰当比,这可能与出口阻塞比的增加导致局部当量比变化有关。相同实验条件下,加装收敛喷管和收敛扩张

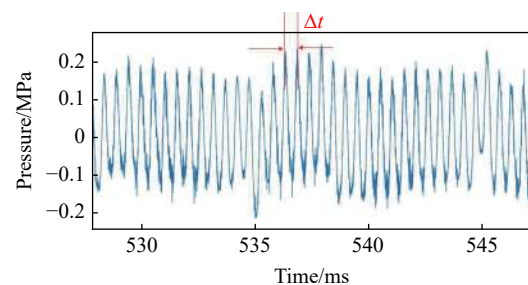


图 18 PCB1 压力信号放大图(当量比为 0.85,无喷管)

Fig. 18 Close-up of PCB distribution (equivalence ratio 0.85, no nozzle installed)

喷管后,燃烧室压力增加,从而减小了喷注与燃烧室的压力比值,影响了燃烧室内新鲜混合物的混合,使得燃烧室内局部当量比发生变化,从而导致波速最大值偏离化学恰当比。需要说明的是,虽然改变喷管类型没有对爆震波结构产生决定性影响,但是波速特性仍发生了上述变化,这可能与 30% 富氧空气下混合物的活性较低有关^[21],此时裂解气爆震波速对喷管结构的变化相比于高活性反应物要更加敏感。实验中波速始终保持在 1 000 m/s 以下,相比于其他气态碳氢燃料较低,这是由于裂解气成分较为复杂且煤油裂解气活性相对较低,实验中的旋转爆震效率有待进一步测量。

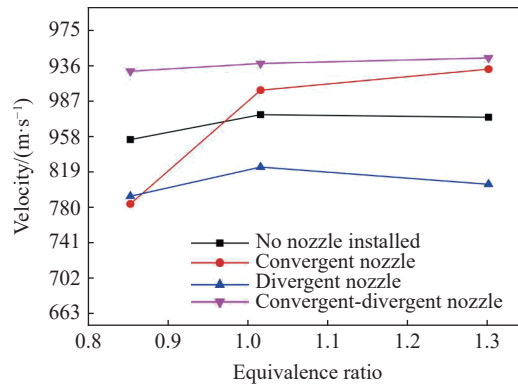


图 19 爆震波波速随当量比的变化

Fig. 19 Detonation wave velocity varied with equivalence ratio

3 结 论

(1) 实验成功实现了 30% 富氧空气为氧化剂条件下的无喷管和加装收敛喷管、收敛扩张喷管、扩张喷管下的煤油预燃裂解气旋转爆震连续自持传播。

(2) 在实验中发现了 3 种爆震波传播模态,即单波、对撞点不稳定的双波对撞和对撞点稳定的双波对撞模态。当量比在 0.73~1.30 变化时,受出口流场的影响,不同喷管下爆震波的模态转换有显著差异,加装收敛和收敛扩张喷管导致的阻塞比增加会促使新波头的产生,导致爆震波主要以双波对撞模态传播,而加装扩张喷管下爆震波主要以单波模态传播。

(3) 在使用 30% 富氧空气作为氧化剂的条件下,裂解气旋转爆震波速对加装喷管和喷管类型比较敏感。加装收敛喷管和收敛扩张喷管会使得波速最大值偏离化学恰当比。相同条件下,加装收敛扩张喷管后的波速相对加装其他喷管和无喷管时的波速有一定提升。

参考文献:

- [1] VOITSEKHOVSK II B V. Maintained detonations [J]. *Soviet Physics Doklady*, 1960, 4(6): 1207–1209.
- [2] BYKOVSK II F A, MITROFANOV V V. Detonation combustion of a gas mixture in a cylindrical chamber [J]. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 1980, 16(5): 570–578. DOI: 10.1007/BF00794937.
- [3] BYKOVSK II F A, ZHDAN S A, VEDERNIKOV E F. Spin detonation of fuel-air mixtures in a cylindrical combustor [J]. *Doklady Physics*, 2005, 50(1): 56–58. DOI: 10.1134/1.1862376.
- [4] BYKOVSK II F A, ZHDAN S A, VEDERNIKOV E F. Continuous spin detonations [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2006, 22(6): 1204–1216. DOI: 10.2514/1.17656.
- [5] BYKOVSK II F A, ZHDAN S A, VEDERNIKOV E F. Continuous spin detonation of hydrogen-oxygen mixtures: 1: annular cylindrical combustors [J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2008, 44(2): 150–162. DOI: 10.1007/s10573-008-0021-1.
- [6] BYKOVSK II F A, ZHDAN S A, VEDERNIKOV E F. Continuous spin detonation of hydrogen-oxygen mixtures: 2: combustor with an expanding annular channel [J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2008, 44(3): 330–342. DOI: 10.1007/s10573-008-0041-x.

- [7] LU F K, BRAUN E M. Rotating detonation wave propulsion: experimental challenges, modeling, and engine concepts [J]. *Journal of Propulsion and Power*, 2014, 30(5): 1125–1142. DOI: 10.2514/1.B34802.
- [8] WOLAŃSKI P. Detonative propulsion [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2013, 34(1): 125–158. DOI: 10.1016/j.proci.2012.10.005.
- [9] SHAO Y T, LIU M, WANG J P. Continuous detonation engine and effects of different types of nozzle on its propulsion performance [J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2010, 23(6): 647–652. DOI: 10.1016/s1000-9361(09)60266-1.
- [10] YI T H, LOU J, TURANGAN C, et al. Effect of nozzle shapes on the performance of continuously-rotating detonation engine [C] // Proceedings of the 48th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. Orlando: AIAA, 2010. DOI: 10.2514/6.2010-152.
- [11] JOURDAINE N, TSUBOI N, OZAWA K, et al. Three-dimensional numerical thrust performance analysis of hydrogen fuel mixture rotating detonation engine with aerospike nozzle [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(3): 3443–3451. DOI: 10.1016/j.proci.2018.09.024.
- [12] KATO Y, ISHIHARA K, MATSUOKA K, et al. Study of combustion chamber characteristic length in rotating detonation engine with convergent-divergent nozzle [C] // Proceedings of the 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting. San Diego: AIAA, 2016. DOI: 10.2514/6.2016-1406.
- [13] 高剑, 马虎, 裴晨曦, 等. 喷管对旋转爆震发动机性能影响的实验 [J]. *航空动力学报*, 2016, 31(10): 2443–2453. DOI: 10.13224/j.cnki.jasp.2016.10.018.
- GAO J, MA H, PEI C X, et al. Experiment of effect of nozzle shapes on the performance of rotating detonation engine [J]. *Journal of Aerospace Power*, 2016, 31(10): 2443–2453. DOI: 10.13224/j.cnki.jasp.2016.10.018.
- [14] FOTIA M, KAEMMING T A, CODONI J R, et al. Experimental thrust sensitivity of a rotating detonation engine to various aerospike plug-nozzle configurations [C] // Proceedings of AIAA Scitech 2019 Forum. San Diego: AIAA, 2019. DOI: 10.2514/6.2019-1743.
- [15] RANKIN B A, HOKE J, SCHAUER F. Periodic exhaust flow through a converging-diverging nozzle downstream of a rotating detonation engine [C] // Proceedings of the 52nd Aerospace Sciences Meeting. National Harbor: AIAA, 2014. DOI: 10.2514/6.2014-1015.
- [16] SONG F L, WU Y, XU S D, et al. Pre-combustion cracking characteristics of kerosene [J]. *Chemical Physics Letters*, 2019, 737: 136812. DOI: 10.1016/j.cplett.2019.136812.
- [17] SONG F L, WU Y, XU S D, et al. Effects of refueling position and residence time on pre-combustion cracking characteristic of aviation kerosene RP-3 [J]. *Fuel*, 2020, 270: 117548. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.117548.
- [18] BLUEMNER R, BOHON M, PASCHEREIT C O, et al. Dynamics of counter-rotating wave modes in an RDC [C] // Proceedings of 2018 Joint Propulsion Conference. Cincinnati: AIAA, 2018. DOI: 10.2514/6.2018-4572.
- [19] 刘世杰, 林志勇, 刘卫东, 等. 连续旋转爆震波传播过程研究: II: 双波对撞传播模式 [J]. *推进技术*, 2014, 35(2): 269–275. DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.2014.02.031.
- LIU S J, LIN Z Y, LIU W D, et al. Research on continuous rotating detonation wave propagation process: II: two-wave collision propagation mode [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2014, 35(2): 269–275. DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.2014.02.031.
- [20] DENG L, MA H, XU C, et al. The feasibility of mode control in rotating detonation engine [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2018, 129: 1538–1550. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.10.146.
- [21] ZHONG Y P, WU Y, JIN D, et al. Investigation of rotating detonation fueled by the pre-combustion cracked kerosene [J]. *Aerospace Science and Technology*, 2019, 95: 105480. DOI: 10.1016/j.ast.2019.105480.

(责任编辑 张凌云)