

液体推进燃料着火特性影响因子与活化能分析

马洪安¹, 解茂昭², 曾文¹, 陈保东¹

(1. 沈阳航空航天大学 航空航天工程学部(院)

辽宁省航空推进系统先进测试技术重点实验室, 沈阳 110136;

2. 大连理工大学 能源与动力学院, 辽宁 大连 116024)

摘 要: 采用反射激波管实验台,对液体推进燃料 RP-3 着火特性进行了实验研究,并分析了燃料的表观活化能。采用了最大 OH^- 光谱斜率倒推法确定着火终点,判定得到了液体推进燃料的着火特性,并对不同燃料体积分数下的着火延迟进行了归一化处理。结果表明:推进燃料的表观活化能差异不大,约为 154~171 kJ/mol;对各参数影响因子进行分析,着火延迟时间与当量比成正比关系,与燃料体积分数和混合气压力成反比关系;与 JP-10 比较发现,着火特性数据受燃料体积分数、当量比的影响因子几乎相等。

关键词: 液体推进燃料;激波管;当量比;燃料体积分数;表观活化能

中图分类号: V231.2; TK401

文献标志码: A

Analysis of impact factor of ignition characteristics and activation energies about liquid propulsion fuel

MA Hongan¹, XIE Maozhao², ZENG Wen¹, CHEN Baodong¹

(1. Key Laboratory of Advanced Measurement and Test Technique for Aviation Propulsion System, Liaoning Province, Faculty of Aerospace Engineering, Shenyang Aerospace University, Shenyang 110136, China;

2. School of Energy and Power Engineering, Dalian University of Technology, Dalian Liaoning 116024, China)

Abstract: The combustion efficiency and pollution emission of real fuel were improved by studying the ignition delay time of fuel. The ignition characteristics of RP-3 were accomplished by applying reflected shock wave in the shock tube and the apparent activation energies were analyzed. The endpoints of ignition were judged by means of retrodicting the maximum OH^- spectrum curves to the basic values. The normalizations of auto ignition characteristics about different volume fractions were conducted. Result showed that, the normalizing data appeared good concentration in the chart. The apparent activation energies of RP-3 varied little about 154—171 kJ/mol in different operating conditions. There was a positive correlation between the ignition delay time and the equivalence ratio or fuel volume fraction

收稿日期: 2017-04-01

基金项目: 国家自然科学基金(51506132, 51376133, 51606129, 1008103)

作者简介: 马洪安(1980—),男,讲师,博士,研究领域为航空发动机燃料着火与燃烧特性实验与数值仿真计算。

E-mail: mahongan_sy@163.com

通讯作者: 曾文(1977—),男,教授,博士,研究领域为燃料的反应动力学、发动机燃烧与排放先进测试与数值模拟。

E-mail: zengwen928@sohu.com

引用格式: 马洪安,解茂昭,曾文,等.液体推进燃料着火特性影响因子与活化能分析[J].航空动力学报,2018,33(10):2385-2391.
MA Hongan, XIE Maozhao, ZENG Wen, et al. Analysis of impact factor of ignition characteristics and activation energies about liquid propulsion fuel[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(10): 2385-2391.

in the mixture, but there was a negative correlation between it and the pressure of mixture. The index impact factors about fuel volume fraction and pressure between RP-3 and JP-10 were roughly equal.

Key words: liquid propulsion fuel; shock tube; equivalence ratio; fuel volume fraction; apparent activation energy

着火延迟时间是表征混合气着火特性的重要参数,对改善燃料的燃烧效率、提高燃料热效率和减少污染物排放有重要影响。同时,着火延迟时间还是燃料燃烧机理的研究和化学动力学模型构建重要的参考依据,是判定和验证模拟替代燃料合适与否的基础。着火特性还对理解推进燃料和模拟替代燃料着火特性、燃烧反应机理、污染物生成和构建合理的燃烧模型提供实验数据支撑。

自20世纪50年代,国外学者已开展推进燃料着火延迟时间的研究。在燃烧实验台上,燃烧管内体积分数为0.12~0.16的高温氧气环境,利用喷嘴注入雾化的航空煤油蒸气,Mullins^[1]测量了在压力为 1.01×10^5 Pa、着火温度为1079~1271 K下燃料的着火延迟时间,为1~20 ms。分析指出,着火延迟时间 τ_{ign} 与混合气的压力 p 呈现出反比线性关系($\tau_{\text{ign}} \sim 1/p$)。在当量比为0.3~0.7、压力为 $5.454 \times 10^5 \sim 25.25 \times 10^5$ Pa、着火温度为550~700 K工况下,Mestre等^[2]测得Jet-A/air混合气着火延迟时间。测得的着火延迟时间介于15~100 ms,也得出了着火延迟与压力成反比的关系,与文献[1]研究结论和趋势一致。在 $3.03 \times 10^5 \sim 8.08 \times 10^5$ Pa力条件下,Spadaccini等^[3]对低当量比下的十六烷、Jet-A和JP-4等3种航空燃料着火延迟时间进行了实验研究。实验工况压力分别为 $10.1 \times 10^5 \sim 30.3 \times 10^5$ Pa、当量比分别为0.3~1.0、燃料着火温度为667~1000 K。实验测得的3种燃料着火延迟时间差异不大,着火延迟时间同样显示出与压力的反比关系。在2.2 m长的测试段(内径为30 mm)预先确定速度和混合气当量比,然后逐步增加混合气的温度直到着火发生以获得混合气的着火延迟时间,Freeman等^[4]完成了不同当量比、压力为 1.01×10^5 Pa、着火温度范围为930~1020 K时煤油Jet-A/空气混合物的着火特性。Freeman等认为,燃料体积分数对着火延迟时间的影响较小。利用多相不均匀技术,在燃气涡轮工况下,将燃料直接喷入激波管中,Vasu等^[5]在加热激波管中利用反射激波研究了气相推进燃料Jet-A和JP-8着火延

迟时间。实验工况压力范围为 $17.17 \times 10^5 \sim 51.51 \times 10^5$ Pa、当量比为0.5~1.0、氧气体积分数为0.10和0.21、着火温度介于715~1229 K。两种燃料着火延迟时间较为集中,离散度很小,尽管两种燃料组成不同,但着火延迟时间几乎一致。Jet-A和JP-8在着火温度874~1220 K之间的着火延迟时间与 p^{-1} 呈现出了线性关系(p 表示混合气压力)。

Vasu、Davidson等^[6-7]测量了Jet-A和JP-8煤油/空气混合物着火延迟时间,当量比为0.5~2.0、压力为 30.3×10^5 Pa、着火温度为900~1100 K。并且结合Dean等^[8]和Starikovskii等^[9]研究结果,推导出了着火延迟时间与主要相关参数(压力、当量比和氧化剂体积分数等)的关系式。鉴于常温下推进燃料JP-10饱和蒸气压较低,Colket等^[10]利用测量JP-10平衡分压的方式,配制了JP-10/O₂/Ar混合气,并静止2 h得以充分均匀混合,并拟合了JP-10着火延迟时间与JP-10和O₂体积分数的关系式: $\tau \propto \varphi_{\text{JP-10}}^{100.53} \cdot \varphi_{\text{O}_2}^{-1.2}$ 。在压力分别为 10.1×10^5 Pa和 20.2×10^5 Pa、当量比分别为0.5~2.0、着火温度介于1040~1380 K时,Zhukov等^[11]实验研究了Jet-A的着火延迟特性。着火起始点以OH⁻峰值和波长 $\lambda = 3.3922 \mu\text{m}$ 吸收峰的急剧下降结合判断。分析得到了着火延迟时间与压力 p 和当量比 ϕ 的关系为 $\tau_{\text{ign}} \propto p^{1.428 \times 10^{-4}} \cdot \phi^{-0.6}$,Jet-A的活化能为127 kJ/mol,并分析了Jet-A着火延迟时间的总误差(约为20%)。所有研究表明,着火延迟时间对实验初始条件(压力、当量比)和着火温度有很强的依赖性。

本文利用反射激波管实验系统开展了在温度为1100~1600 K、压力为 1.01×10^5 、 2.02×10^5 与 3.03×10^5 Pa、当量比为0.5、1.0与1.5、燃料体积分数为0.0025、0.005与0.0075时,RP-3/O₂/Ar混合气着火特性的实验研究,并拟合得到含有压力、当量比以及燃料体积分数等参数的着火时间关系式;并分析了液体推进燃料的活化能;同时,对比分析了RP-3与JP-10着火特性受上述参数的影响大小。

1 实验设备与方法

当前实验测量燃料着火特性的主要设备为激波管(shock tube,ST)和快速压缩机(rapid compressible machine,RCM)。在激波管和快速压力机构中,通过端壁或侧壁获得 CH^- 或 OH^- 曲线作为着火终点判定,并与反射激波压力之间的时间差得以判读。通过燃料着火生成的 CH^- 和 OH^- 判定方法,具有精度更高、着火判定简单、实验可重复性强等优势。

本文 RP-3 着火特性在 $130\text{ mm}\times 80\text{ mm}$ 的横截面大小、 10 mm 壁厚的反射激波管实验台上开

展。激波管管体由矩形不锈钢钢管焊接而成,破膜机构将其分成长为 4 m 的高压驱动部分和长为 5.3 m 的低压被驱动部分两段。由于低压部分的混合气着火主要发生在低压端面附近,这部分实验段将承受最高的实验压力。因而,在保证实验段内部截面一致时,将 1.3 m 长的实验段壁增厚至 20 mm 以保证高压实验条件下激波管的强度,保证实验安全。通过选择不同厚度的聚对苯二甲酸乙二酯膜片作为破膜材料,来实现不同实验压力的需求。实验中选择 Ar 为稀释气体, He 与 N_2 的混合气为高压驱动气,为满足激波管缝合条件运行配置不同比例的 He 与 N_2 驱动混合气。实验装置如图 1 所示。

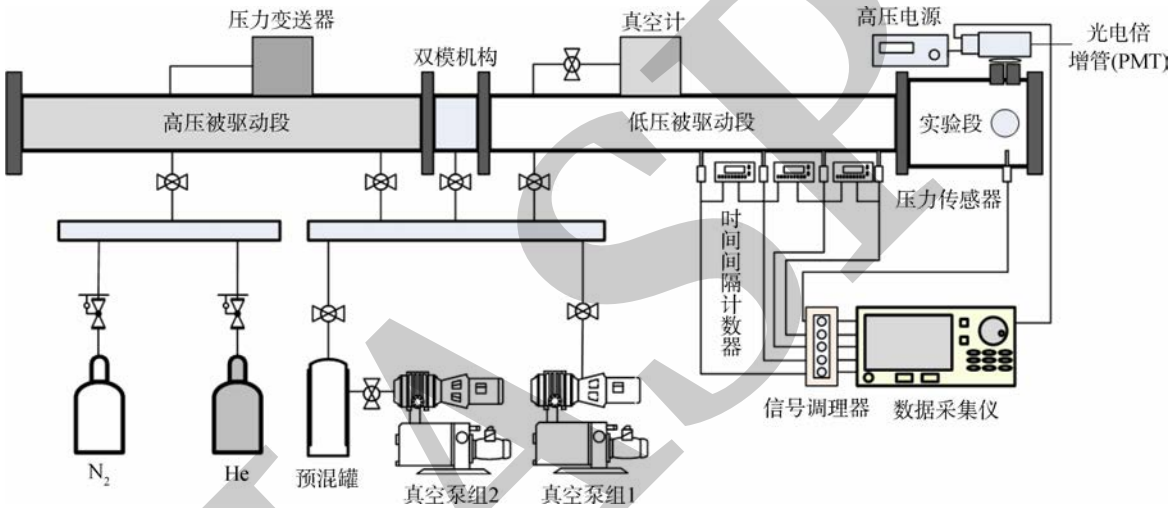


图 1 化学激波管实验装置
Fig. 1 Experimental setup of the chemical shock tube

在激波管低压实验段侧壁沿轴线方向布置了 4 个压力传感器,各传感器之间的间隔均为 $(50\pm 0.2)\text{ mm}$ 。利用获得的 3 个时间间隔 Δt 和一定的传感器之间的距离,通过最小二乘法线性反推至低压实验段端面处计算出入射激波速度,进而求得入射激波的马赫数。利用薄膜式真空计监测低压实验段混合气压力,在距离低压段端面 20 mm 处的位置配置一个带补偿的电荷型式传感器,以监测反射激波后的混和气压力。在传感器正对面位置处由一个光电倍增管来获取混合气发生着火时的微弱光信号。在光电倍增管前安置一块波长为 307 nm 的窄带通滤波片用于滤掉 OH^- 以外所有光,特别制作了宽为 $600\text{ }\mu\text{m}$ 的狭缝以保证 OH^- 自发光信号与测量的反射激波压力信号相对应。数据采集系统记录测得的压力信号和 OH^- 自发光信号。

在实验前,通过饱和蒸气压的方式将液体推

进燃料进行气化,然后将气化燃料与 O_2 及稀释气体在预混罐中进行混合放置 12 h ,以保证多种气体的充分混合,然后将混合良好的气体充入激波管低压段开展实验。本文完成的推进燃料着火特性实验工况如表 1 所示,表中 p 为混合气压力, ϕ 为混合气的当量比, φ_{f} 为燃料体积分数。

表 1 液体推进燃料实验工况
Table 1 Experimental conditions of liquid propulsion fuel

ϕ	$p/10^5\text{ Pa}$	φ_{f}
0.5	1.01	0.0025,0.005,0.0075
0.5	2.02	0.005
1.0	1.01	0.0025,0.005,0.0075
1.0	2.02,3.03	0.005
1.5	1.01,2.02	0.005

2 典型着火特性分析

众所周知,在一定的初始条件下,不同类别的碳氢燃料燃烧反应的发生,导致 OH⁻ 的自发光曲线和压力曲线不完全相同,也就是说,着火特性有很大差异。因而,在着火特性分析中,燃料燃烧分为强着火与弱着火两大类。强着火主要表现为,在数个微秒时间内,或者数十个微秒,燃料燃烧急速发生,燃料释放的 OH⁻ 浓度呈直线上升,着火起始点与着火终点较易确定。然而,对 RP-3/O₂/Ar 混合气来说,OH⁻ 光谱信号并非急剧增加,如图 2 所示。因此可以断定,RP-3 为弱着火形式。针对弱着火完成,有几种定义方式。最初认为,在 OH⁻ 光谱最强时燃料着火完成,并以此判定^[7,12-13];有学者认为 OH⁻ 光谱最大时燃料着火已形成一段时间,而非着火形成时刻,且某些工况时,OH⁻ 光谱信号没有明显的峰值,于是提出以最大 OH⁻ 光谱上升率时刻认为着火形成^[14];随后有学者大多采用以最大 OH⁻ 光谱斜率反推至 OH⁻ 基准浓度为判定依据^[15-16],认为在此刻燃料已着火,并在后续时间(微秒级别)OH⁻ 光谱迅速增强。综合以上分析,本文认为混合气着火完成第 3 种判定方式更为合理和准确。本文定义燃料到达着火条件为压力曲线的第 2 次阶跃,与采用最大 OH⁻ 光谱斜率并反推至 OH⁻ 光谱初始浓度交叉点之间的时间间隔^[16-17]。

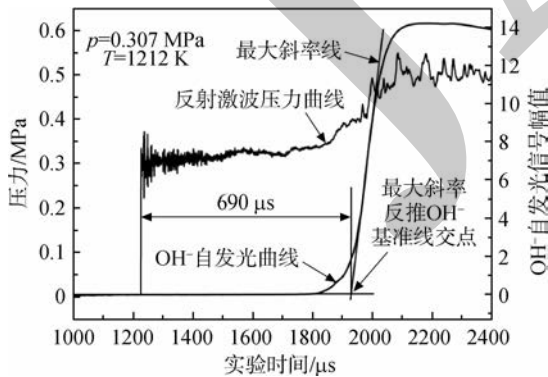


图 2 RP-3 航煤/O₂/Ar 混合气着火延迟时间的定义
Fig. 2 Definition of ignition delay time of RP-3 kerosene/O₂/Ar mixture

3 实验结果分析与讨论

3.1 实验数据的拟合及归一化处理

通常情况下,着火延时与初始温度、初始压力、当量比、燃料或氧化剂体积分数等参数满足 Arrhenius 形式的关系^[16]

$$\tau_{\text{ign}} = A p^{\alpha} \phi^{\beta} \varphi_f^{\gamma} \exp\left(\frac{E}{RT}\right) \tag{1}$$

其中 A 为指前因子, α、β、γ 为相应参数的影响因子, E 为活化能, T 为初始温度, R 为普适气体常数。

结合式(1),拟合得到 1.01×10⁵ Pa 压力下着火延迟时间随燃料体积分数与当量比公式(式(2))^[18],综合本文完成的所有工况下的实验数据,拟合得到了式(3)

$$\tau_{\text{ign}} = 1.0161 \times 10^{-6} \cdot \phi_f^{6.685 \times 10^{-6}} \cdot \phi^{1.3575} \cdot \exp\left(\frac{157673}{RT}\right) \tag{2}$$

$$\tau_{\text{ign}} = 3.4588 \times 10^{-7} \cdot \phi_f^{-1.0018} \cdot p^{5.049 \times 10^{-4}} \cdot \phi^{1.3018} \cdot \exp\left(\frac{155837}{RT}\right) \tag{3}$$

此处 τ_{ign} 为着火延迟时间,单位为 μs。

在式(2)的基础上,以 RP-3 煤油占混合气体积分数 φ_f=0.005 为基准,将 1.01×10⁵ Pa 时的不同体积分数的着火延迟时间进行归一化处理,得到如下公式,并将数据绘制成图 3。

$$\tau_{\text{ign},0.5} = \tau_{\text{ign}} \left(\frac{0.5}{\phi_f}\right)^{-1.0338} \tag{4}$$

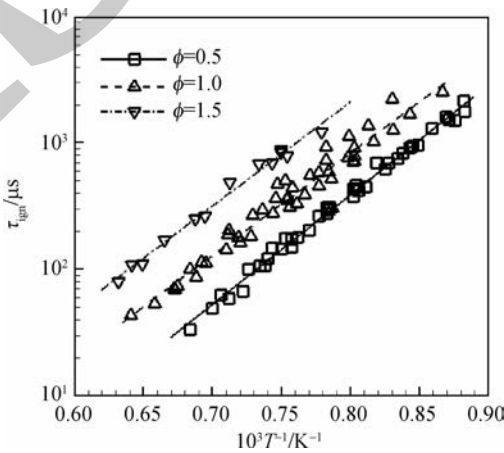


图 3 压力为 1.01×10⁵ Pa、RP-3 着火延迟时间归一化结果

Fig. 3 Normalizing ignition delay time of RP-3 at different equivalence ratios and 1.01×10⁵ Pa pressure

从图 3 看出,混合气中的 RP-3 航空煤油归一化后的着火延迟也呈现出了较好的线性分布,与拟合曲线吻合很好。同时,在混合气当量比为 0.5 与 1.5 时,归一化后的实验数据非常集中;在当量比为 1.0 时,实验数据有一定程度的离散。从图中还能得到,在当量比介于 0.5~1.5 之间时,3 条曲线斜率基本保持一致,可以得出航空煤

油活化能相差不大。

3.2 推进燃料着火特性分析与对比

Davidson 等^[7,19]进行了 JP-10 等燃料的着火特性实验,并拟合得到 JP-10/O₂/Ar 着火延迟时间的关系式为

$$\tau_{\text{JP-10}} = 3.06 \times 10^{-13} p^{1.573 \times 10^{-3}} \phi_{\text{O}_2}^{-1.00} \varphi^{-0.29} \exp\left(\frac{218091}{RT}\right) \quad (5)$$

此处 $\tau_{\text{JP-10}}$ 为 JP-10 的着火延迟时间,单位为 s; φ_{O_2} 为 O₂ 体积分数。

应用当量比关系式, $\phi = \varphi_{\text{f}} A / \varphi_{\text{O}_2}$ 得到 $\varphi_{\text{O}_2} = \varphi_{\text{f}} A / \phi$,并将该式代入式(5),并将时间转换为 μs ,得到

$$\tau_{\text{ign}} = 3.06 \times 10^{-7} \cdot \varphi_{\text{f}}^{-1.00} \cdot p^{1.573 \times 10^{-3}} \cdot \phi^{-0.29} \cdot \exp\left(\frac{218091}{RT}\right) \quad (6)$$

从式(5)可以看出,JP-10 的燃料体积分数影响因子为-1.00,当量比影响因子为 1.29;相比于式(3),RP-3 为-1.0018 和 1.3018,拟合得到的着火延迟受体积分数和当量比的影响差异几乎一致。而且,JP-10 的压力影响因子为 1.573×10^{-3} ,本文为 4.969×10^{-4} ,与文献[1-5]所论述的 9.869×10^{-6} 相差较多。因此,本文认为,燃料着火延迟特性与压力的关系并非 $p^{9.869 \times 10^{-6}}$ 关系,而是介于 $p^{4.969 \times 10^{-4}} \sim p^{1.574 \times 10^{-3}}$ 之间,即可燃混合气着火延迟时间受压力影响更大。随着混合气压力的增加,燃料的着火延迟时间趋于更短。

利用加热激波管设备,梁金虎等^[20]完成了当量比为 0.2、1.0 和 2.0 等几个工况下的 RP-3 着火特性实验,并拟合了着火延迟的公式为

$$\tau_{\text{ign}} = 4.72 \times 10^{-7} p^{3.935 \times 10^{-5}} \cdot \phi^{0.23} \cdot \exp\left(\frac{259669}{RT}\right) \quad (7)$$

文献[19]整合得到了正庚烷与异辛烷各自的着火延迟拟合关系式。

正庚烷

$$\tau_{\text{ign}} \propto p^{8.841 \times 10^{-4}} \varphi_{\text{O}_2}^{-0.68} \phi^{0.96} \exp\left(\frac{186517}{RT}\right) \quad (8)$$

异辛烷

$$\tau_{\text{ign}} \propto p^{4.969 \times 10^{-4}} \varphi_{\text{O}_2}^{-0.34} \phi^{1.13} \exp\left(\frac{180035}{RT}\right) \quad (9)$$

上述拟合公式(式(6)~式(9))中,几种燃料着火延迟特性与相应的压力、燃料体积分数和当量比等影响因子如表 2 所示。可以明显看出,对于各个燃料,混合气压力越高,着火延迟时间越短,受压力的影响因子多介于 $4.428 \times 10^{-4} \sim$

1.573×10^{-3} 之间。这可以解释为,从宏观角度看:混合气压力的变化,直接受制于燃料,特别是气体燃料分子数量的多少变化;从微观角度分析,分子间距变大,混合气压力降低,分子间距减小,混合气压力增大。当压力升高时,近距离的燃料分子与氧化剂更易接触并发生着火与燃烧,而且着火成功后容易形成稳定的火焰锋面,更加促进了后续燃料持续燃烧,着火真正发生。而对于不同燃料来说,其实压力对着火特性的影响几乎是一致的。

与着火延迟受压力的影响相似,随着燃料体积分数的增大,燃料的着火延迟时间越短,几种燃料相应的影响因子有较大差异,正庚烷、RP-3 与 JP-10 影响因子分别为-0.68、-1 与-1,而异辛烷为-0.34。可以理解为,正庚烷、RP-3 与 JP-10 大多数为正的链烷烃,而且为多碳数碳氢燃料直链烷烃,分子结构较不稳定,因为更易发生裂解与氧化反应,促进了反应的进一步发生,因而对着火延迟时间影响更大;相比于直链烷烃,异辛烷结构更为稳定与牢固,只有在温度和压力达到一定程度下才能发生后续反应(氧化和裂解反应),燃料体积分数的影响因子因而最小。

与受压力与燃料体积分数影响不同,着火延迟与燃料的当量比成正比关系,4 种燃料的当量比影响因子分别为 1.29、1.30、1.64 和 1.47,均大于 1,见表 2,可见当量比增大将增加着火延迟时间,即将对燃料混合气的着火起到阻止或是放缓作用。这可以理解为,在其他条件一致的情况下,燃料当量比增大在混合气着火初期抑制了反应的发生与发展。结合文献[21],以当前研究的 RP-3 燃料为例,低当量比时混合气 $\text{H} + \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{OH} + \text{O}$ 占据主要地位,反应向右侧发生,更多的活性分子 OH 和 O 促进了反应的进一步发生,因而对着火形成抑制稍弱;随着当量比的增加,链终止反应 $2\text{CH}_3 \rightleftharpoons \text{C}_2\text{H}_6 (+\text{M})$ 则逐渐占据主导地位,更多的 CH₃ 阻止了燃料的继续裂解与氧化,进而控制了整个反应的进程。

表 2 几种推进燃料影响因子

Table 2 Impact factor of several propulsion fuels

参数因子燃料	$\alpha/10^{-4}$	β	γ
JP-10 ^[19]	15.73	-1.00	1.29
RP-3(当前)	5.049	-1.0013	1.3018
正庚烷 ^[13]	8.840	-0.68	1.64
异辛烷 ^[16]	4.969	-0.34	1.47

3.3 推进燃料活化能的分析

结合上述的分析,促使燃料发生裂解与氧化的因素较多,主要包括温度、压力、当量比等,表观活化能是燃料发生反应的阈值。根据本文完成的实验,结合拟合得到的相应公式,得到了液体推进燃料 RP-3 的表观活化能,如表 3 所示。

表 3 液体推进燃料 RP-3 的表观活化能
Table 3 Apparent activation enegy of RP-3 liquid propulsion fuel

ϕ	$p/10^5\text{ Pa}$	φ_i	$E/(\text{kJ/mol})$	R^2
0.5		0.0025	157.21~168.59	0.995
	1.01	0.005	162.76~178.24	0.992
		0.0075	159.75~173.05	0.996
	2.02	0.005	161.33~170.87	0.991
1.0		0.0025	146.99~163.81	0.983
	1.01	0.005	166.79~183.01	0.982
		0.0075	152.89~163.51	0.969
	2.02	0.005	151.64~169.96	0.971
1.5		0.005	151.91~162.69	0.957
	1.01	0.005	154.45~169.75	0.976
	2.02	0.005	155.24~165.36	0.970

从表 3 可以看出,RP-3 燃料在当量比为 0.5、1.0 和 1.5,不同压力 and 不同燃料体积分数的表观活化能 E 介于 154~171 kJ /mol 之间,拟合度均较高,可见在当量比 ϕ 在 0.5~1.5 之间,RP-3 燃料的表观活化能变化不大。相同当量比、相等燃料体积分数条件下,随着压力的升高,燃料的表观活化能也有下降的趋势,与文献[19-20]中得到结论相同。在相等压力、相同燃料体积分数下,随着当量比的增大,混合气中氧气体积分数降低,使得 $\text{H}+\text{O}_2\rightleftharpoons\text{OH}+\text{O}$ 反应向左侧进行,燃料的表观活化能有一定的改变,具体受哪些因素影响更大,还有待学者们更深层研究与分析。

4 结 论

本文完成了完成了液体推进燃料着火特性的实验,并进行了分析,且对比了几种推进燃料的着火特性受压力、当量比和氧气体积分数的影响。共有以下结论:

1) 针对几种推进燃料的着火特性分析得出,压力、燃料体积分数和当量比对着火特性影响一致,特别是 RP-3 和 JP-10,关系式中的燃料体积

分数因子与当量比因子几乎相等。
2) 推进燃料着火延迟时间受压力影响很大,且与压力呈现出反比例关系,影响因子较 9.869×10^{-6} 要大,介于 $4.4276\times 10^{-4}\sim 1.573\times 10^{-3}$ 之间。
3) 混合气当量比对着火延迟时间起到正比例关系,影响因子均大约为 1。
4) 不同工况下液体推进燃料的表观活化能介于 154~171 kJ /mol 之间。

参考文献:

[1] MULLINS B P. Studies on the spontaneous ignition of fuel injected into a hot air stream: V ignition delay measurements on hydrocarbons[J]. Fuel,1953,32(1):363-379.
[2] MESTRE A, DUCOURNEAU F. Recent studies on the spontaneous ignition of rich air-kerosine mixtures[C] // Proceedings of combustion Institute Euopean symposium. London: Academic Press,1973;225-229.
[3] SPADACCINI L J, TE VELDE J A. Autoignition characteristic of aircraft-type fuels[J]. Combustion & Flame, 1982,46(82):283-300.
[4] FREEMAN G, LEFEBVRE A H. Spontaneous ignition characteristics of gaseous hydrocarbon-air mixtures[J]. Combustion & Flame,1984,58(2):153-162.
[5] VASU S S,DAVIDSON D F,HANSON R K. Jet fuel ignition delay times;shock tube experiments over wide conditions and surrogate model predictions[J]. Combustion & Flame,2008,152(1):125-143.
[6] VASU S S,DAVIDSON D F,HANSON R K. Shock tube ignition delay times and modeling of jet fuel mixtures[R]. AIAA-2006-4402,2006.
[7] DAVIDSON D F, HORNING D C. Shock tube measurement of JP-10 ignition[J]. Proceeding of the Combustion Institute,2000,28(2):1687-1692.
[8] DEAN A,PENYAZKOV O,SSVRUK K,et al. Autoignition of surrogate fuels at elevated temperatures and pressures[J]. Proceedings of the Combustion Institute,2007, 31(2):2481-2488.
[9] STARIKOVSKII A, ZHUKOV V, SSCHENOV V. Ignition delay times of jet-a/air mixtures[R]. AIAA-2012-0501,2012.
[10] COLKET M B,SPADACCINI L J. Scramjet fuels autoignition study[J]. Journal of Propulsion and Power,2001,17 (2):315-323.
[11] ZHUKOV V P, SECHENOV V A, STARIKOVSKIY A Y. Autoignition of kerosene (jet-A)/air mixtures behind reflected shock waves[J]. Fuel,2014,126(12):169-176.
[12] VSSU S S,DAVIDSON D F,HONG Z,et al. Shock tube study of methylcyclohexane ignition over a wide range of pressure and temperature[J]. Energy and Fuels,2008,23 (1):175-185.

[13] DAVIDSON D F, HORNING D C, HANSON R K. Shock tube ignition time measurements for *n*-heptane/O₂/Ar and JP-10/O₂/Ar mixtures[R]. AIAA 99-2216, 1999.

[14] NIE Xiaofeng, LI Ping, ZHANG Changhua, et al. Shock tube study of *n*-decane ignition at low pressures[J]. Acta Mechanica Sinica, 2012, 28(1): 79-82.

[15] VASU S S, DAVIDSON D F, HONG Z, et al. *N*-dodecane oxidation at high-pressures; measurements of ignition delay times and OH concentration time-histories[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2009, 32(1): 173-180.

[16] SHEN H P S, VANDEROVER J, OEHLSCHLAEGER M A. A shock tube study of iso-octane ignition at elevated pressures; the influence of diluent gases[J]. Combustion and Flame, 2008, 155(4): 739-755.

[17] ANTONOVSKI V, ROTAVERA B M, PETERSEN E L, et al. Combustion measurements of synthetic fuels at gas turbine conditions[J]. AIAA-2007-5667, 2007.

[18] 马洪安, 解茂昭, 曾文, 等. RP-3 煤油的着火特性与影响因素分析[J]. 推进技术, 2015, 36(2): 306-313.
MA Hongan, XIE Maozhao, ZENG Wen, et al. Influencing factor analysis for ignition characteristics of RP-3 kerosene [J]. Journal of Propulsion Technology, 2015, 36(2): 306-313. (in Chinese)

[19] DAVIDSON D F, HANSON R K. Interpreting shock tube ignition data[J]. International Journal of Chemical Kinetics, 2004, 36(9): 510-523.

[20] LIANG Jinhu, WANG Su, HU Honghao, et al. Shock tube study of kerosene ignition delay at high pressures[J]. Science China, 2012, 55(6): 947-954.

[21] 张英佳, 黄佐华, 王金华, 等. 激波管研究煤油/空气混合气的自着火特性[J]. 科学通报, 2011, 56(1): 88-96.
ZHANG Yingjia, HUANG Zuohua, WANG Jinhua, et al. Shock tube study on auto-ignition characteristics of kerosene/air mixtures[J]. Chinese Science Bulletin, 2011, 56(1): 88-96. (in Chinese)

(编辑:王碧琚)