

## 典型富氢燃料气预混火焰的熄灭特性

邹俊, 李昭兴, 张海, 吕俊复, 张扬

(清华大学 能源与动力工程系, 热科学与动力工程教育部重点实验室, 北京 100084)

**摘要:** 宽燃料适应性是先进燃气轮机的重要设计要求之一, 燃用来源广泛的富氢燃料气是燃气轮机未来发展的重要方向, 因此富氢燃料气的湍流火焰熄灭特性应成为燃气轮机燃烧室设计过程中重点关注的问题。该文通过使用优化的对冲火焰实验方法和数值模拟计算方法, 比较了2种典型的富氢燃料气在层流和湍流燃烧状态下的熄灭拉伸率, 并分析了贫燃侧2种燃料预混火焰熄灭拉伸率差异的主要原因。结果表明: 在该文研究的工况范围内, 采用数值模拟方法可较好地预测层流和湍流火焰的熄灭拉伸率。在层流燃烧状态下, 火焰锋面内活性自由基 H、O 和 OH 的物质的量浓度相对更高的富氢燃料气, 其火焰锋面内部的关键化学反应速率和释放热量的速度更高, 因此能抵抗更程度的火焰拉伸形变。湍流作用加快了火焰锋面内部的反应速率, 但同时会使热量更快地从火焰锋面内部向外输运, 相比于层流火焰, 湍流火焰熄灭拉伸率降低。

**关键词:** 富氢燃烧; 预混火焰; 对冲火焰; 熄灭拉伸率

中图分类号: TK16 文献标志码: A 文章编号: 1000-0054(2023)04-585-00

DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2023.25.009

中国拥有来源广泛、总量可观的富氢燃料气, 例如煤制合成气、工业富氢副产气、生物质热解气等<sup>[1-2]</sup>。这些燃料气的热值较低, 主要可燃成分为氢气(H<sub>2</sub>)和一氧化碳(CO), 且包含一定量的惰性稀释气体, 如二氧化碳(CO<sub>2</sub>)、氮气(N<sub>2</sub>)等。利用燃气轮机技术燃用上述富氢燃料气发电, 是能源高效利用的重要途径, 对中国的能源安全和工业节能具有重要意义。

先进燃气轮机的技术发展呈高参数、低排放和宽工况的趋势<sup>[3-4]</sup>。近年来, 针对富氢燃料气, 燃气轮机燃烧室领域发展了微混燃烧和柔和燃烧等技术, 既保证了稳定燃烧, 也满足了更加严格的环保要求。燃烧室内的火焰处在强湍流燃烧条件下, 部分燃烧技术为了满足更低的污染物排放和更宽的工况范围, 甚至将火焰控制在近燃烧极限的状态下<sup>[5]</sup>。在近极限状态下火焰受到拉伸作用, 火焰面内部化学反应放热和热损失平衡改变, 当火焰拉伸到极限状态平衡无法维持时, 就会发生熄火现象, 熄火时对应的火焰拉伸率称为熄灭拉伸率, 也称熄灭极限<sup>[6]</sup>。熄灭极限是衡量燃烧稳定性, 指导燃料燃烧工况调节的重要参数。湍流-化学反应耦合作

用下的熄灭极限与层流状态下有较大的差异。

熄灭极限不仅与流动状态关联, 还与富氢燃料本身的特性相关。由于来源不同, 富氢燃料气的成分差异较大, 仅以煤气化富氢合成气<sup>[7]</sup>为例, 其主要成分的体积分数变化范围如下: H<sub>2</sub> 为 19%~40%、CO 为 18%~65%、CO<sub>2</sub> 为 8%~19%、CH<sub>4</sub> 为 1%~5%、N<sub>2</sub> 为 15%~50%, 标准工况下, 低位热值为 5~11 MJ/m<sup>3</sup>。不同富氢燃料气, 由于组分差异显著, 熄灭拉伸率也会产生较大差异。

在大多数燃烧设备中燃烧过程的特征停留时间(residence time)  $\tau_r$  大于化学反应时间(chemical reaction time)  $\tau_c$ , 在这种情况下, 预混湍流燃烧处在小火焰(flamelet)模式<sup>[8]</sup>。Flamelet 模式下, 湍流涡团仅改变火焰形状, 火焰结构和特性仍与层流预混火焰相同。这种工况下一般采用对冲火焰的实验方法测量燃料的熄灭拉伸率。利用对冲火焰实验方法测量富氢燃料气层流火焰熄灭拉伸率的研究已有很多, 如 Maruta 等<sup>[9]</sup>测量了 Lewis 数小于 1 的燃料熄灭拉伸率, 揭示了不同熄灭机制, 但所用燃料掺氢比较低, 组分单一, 与典型富氢燃料的组分差异较大; Yang 等<sup>[10]</sup>采用优化后的对冲火焰实验方

收稿日期: 2022-10-31

基金项目: 国家科技重大专项项目(2019-III-0018-0062); 国家自然科学基金项目(52176116)

作者简介: 邹俊(1997-), 男, 博士研究生。

通信作者: 张扬, 副教授, E-mail: yang-zhang@tsinghua.edu.cn

法测量了考虑喷嘴出口二维效应后,掺氢天然气的层流火焰熄灭拉伸率,提高了对冲火焰方法测量的准确度;Vagelopoulos等<sup>[11]</sup>测量了氢气体积分数为10%~30%的富氢燃料、当量比约为0.3的熄灭拉伸率,证实了氢气对熄灭极限的重要影响,但是研究仅关注掺氢对层流火焰燃烧特性的影响,没有考虑先进燃气轮机的湍流工况范围。

随着先进燃气轮机工作接近极限燃烧状态,预混湍流火焰处在薄反应区(thin reaction zone, TRZ),此时Kolmogorov涡可以进入火焰封面内部影响化学反应区,火焰结构和特性产生较大的差异<sup>[12]</sup>。Ren等<sup>[13]</sup>通过数值模拟方法,研究了预混火焰面结构和污染物生成特性受到湍流的传热传质增强作用影响的变化规律,发现小尺度涡作用会减少NO生成。Kitajima等<sup>[14]</sup>研究了湍流强度对熄灭拉伸率的影响,为湍流火焰的熄灭特性提供了实验数据。Coriton等<sup>[15]</sup>在湍流对冲火焰实验中,对预混火焰受到拉伸、涡团、传热和混合作用影响下的熄灭特性进行了研究。上述研究主要集中在传统天然气的燃烧特性分析上,对富氢燃料气的熄灭拉伸率尚缺乏准确的实验结果。

本文旨在研究富氢燃料气在层流和湍流燃烧状态下的熄灭拉伸率,比较预混火焰熄灭拉伸率差异的主要原因。采用对冲火焰实验方法,可以通过调节火焰的拉伸率来调节火焰区反应物气流的停留时间,在着火、熄火等极限现象的研究中得到广泛应用<sup>[16-18]</sup>。对冲火焰可视为准一维,这种一维火焰问题在数值模拟中相对容易实现,可以求解详细的化学反应动力学过程。因此本文采用对冲火焰方法开展研究,将考虑喷嘴的出口二维效应,采用优化的对冲火焰实验方法与相同工况的数值模拟进行比照,在数值模拟方法中同样采用设置喷嘴出口速度梯度边界条件的方法改进模型。使用优化后的方法测量2种典型的富氢燃料气在不同当量比、流动状态下的熄灭拉伸率,并结合火焰的内部结构进行分析,解释造成熄灭拉伸率差异的主要原因。本文研究可对进一步理解富氢燃料气的熄灭现象提供借鉴。

## 1 研究方法

### 1.1 实验方法

图1为对冲火焰实验系统和湍流发生装置。实验主要由供气系统、对冲火焰系统和粒子图像测速(particle image velocimetry, PIV)系统3部分组成,如图1a所示。实验时,根据选定的当量比和喷嘴出口速度设定燃料和空气的流量,分别使用供气

系统中的质量流量计独立控制。燃料和空气预先混合均匀,将二甲基硅油以恒定的流量( $5\mu\text{L}/\text{min}$ )注射至雾化器,使用雾化器将硅油雾化为示踪粒子,直径为 $3\sim 5\mu\text{m}$ ,示踪粒子与管道中的预混燃料混合均匀,进入对冲燃烧器,并从对冲喷嘴的下喷嘴喷出。示踪粒子浓度和粒度均匀稳定,具有很强的散射强度,流场跟随性较好,且经过高温区挥发,不会产生危害颗粒。尽管无法反映高温区流场,但本文研究关注喷嘴出口处和火焰上游低温区流动特性,不影响实验结果。氮气由质量流量计控制,以一定的流量从对冲喷嘴的上喷嘴喷出,上下喷嘴对冲气流在喷嘴中间点燃后形成稳定的对冲火焰,上下喷嘴的间距 $L=1.85\text{cm}$ 。对冲喷嘴采用水冷方式进行冷却,在喷嘴的外周使用氮气作为伴流气流,保持火焰面的平整,而且可以将环境空气和预混气体隔开,防止外部环境中的氧气参与燃烧导致的测量误差。如图1b所示,在来流上游安装湍流发生器(turbulence generator plate, TGP)控制气流来流,从而形成湍流脉动。



图1 对冲火焰实验系统与湍流发生装置

流场测量采用PIV测量系统分析速度场,通过

处理速度场矢量图得到火焰中心轴线的轴向速度变化。采用火焰熄灭时的总包拉伸率表征熄灭拉伸率  $k_{\text{ext}}$ 。测量  $k_{\text{ext}}$  时,首先需要增加流速或降低当量比得到临近熄灭的火焰,然后测量上下喷嘴出口处的平均速度  $U_{\text{上}}$  和  $U_{\text{下}}$ ,  $k_{\text{ext}}$  可计算如下:

$$k_{\text{ext}} = \frac{U_{\text{上}}}{L} \left[ 1 + \frac{U_{\text{下}} \sqrt{\rho_{\text{下}}}}{U_{\text{上}} \sqrt{\rho_{\text{上}}}} \right]. \quad (1)$$

其中,  $\rho_{\text{上}}$  和  $\rho_{\text{下}}$  分别表示上喷嘴和下喷嘴出口处的常温气体的密度。

本文的燃料为 2 种典型的富氢燃料气,称为 FA(气流床气化)和 FB(流化床气化),成分如表 1 所示。其中,FA 燃料的 CO 体积分数高,且稀释比例低,FA 的热值明显更高。FA 可以看作是气流床煤气化得到的典型富氢合成气,FB 可以看作是流化床煤气化得到的典型富氢合成气,两者具有一定的代表意义。

表 1 实验气体组分及热值

燃料	气体组分/%					热值/(MJ·(Nm <sup>3</sup> ) <sup>-1</sup> )
	H <sub>2</sub>	CO	CH <sub>4</sub>	N <sub>2</sub>	CO <sub>2</sub>	
FA	24	66	0	4	6	10.9
FB	20	24	3	44	9	6.3

### 1.2 数值模拟方法

图 2 是本文数值模拟中采用的对冲火焰模型结构图。数值计算模型的边界条件与实验中的边界条件保持一致。上下喷嘴气流分别为 N<sub>2</sub> 和预混燃料,  $L=1.85\text{ cm}$ , 上下喷嘴气流初温  $T_{\text{上}}$  和  $T_{\text{下}}$  均为 300 K。本文基于 Sandia 实验室的 OPPDIF 代码<sup>[19]</sup> 开展计算,该代码可以模拟计算层流火焰和 Flamelet 模式下的湍流火焰的熄灭拉伸率,但不适用于小尺度涡团作用下的湍流火焰。在本文研究团队的前期研究<sup>[20]</sup> 中,为了在对冲火焰模型中考虑湍流作用对火焰特性的影响,采用传热学中常见的比拟理论(analogy theory)<sup>[14, 21-22]</sup> 将小尺度湍流引发的传热传质增强作用等效为湍流输运过程<sup>[23]</sup>,将对冲火焰模型拓展到小尺度湍流燃烧条件下。基于前期研究,针对性地加入湍流输运模型,该模型的核心计算部分可表示如下:

$$\lambda' = \lambda + \delta\lambda_{\text{turb}}, \quad (2)$$

$$\mu' = \mu + \delta\mu_{\text{turb}}, \quad (3)$$

$$V'_i = -\frac{1}{\chi_i} (D_{\text{im}} + \delta D_{\text{turb}}) \frac{d\chi_i}{dx} - \frac{D_{T,i}}{\rho Y_i} \frac{1}{T} \frac{dT}{dx} + V_c, \quad (4)$$

$$D_{\text{im}} = \frac{1 - Y_i}{\sum_{j \neq i}^N \frac{\chi_j}{D_{ji}}}, \quad (5)$$

$$\delta(x) = \frac{\arctan(T^0 - T(x))}{\pi} + 0.5. \quad (6)$$

其中:  $\chi_i$  和  $\chi_j$  分别为第  $i$  和  $j$  个组分的物质的量浓度;  $\rho$  为密度;  $Y_i$  为第  $i$  个组分的质量分数;  $\lambda'$  为等效导热系数;  $\mu'$  为等效动力黏度; 考虑分子输运( $\lambda$  和  $\mu$ )和湍流输运( $\lambda_{\text{turb}}$  和  $\mu_{\text{turb}}$ )的共同作用,  $\lambda$  和  $\lambda_{\text{turb}}$  分别表示层流和湍流导热系数,  $\mu$  和  $\mu_{\text{turb}}$  分别表示层流和湍流动力黏度;  $V_i$  为第  $i$  个组分的扩散速度,  $V'_i$  为湍流扩散速度项,由组分的浓度梯度、温度梯度引发的扩散速度和修正扩散速度  $V_c$  共同构成,  $V_c$  满足  $\sum_{i=1}^N Y_i V'_i = 0$ ;  $D_{\text{im}}$  为分子扩散系数,受湍流效应影响,组分浓度梯度引发的扩散速度项加上了湍流扩散系数  $D_{\text{turb}}$ ;  $N$  代表组种类总数;  $D_{ji}$  代表第  $j$  种组分与第  $i$  种组分之间的混合扩散系数;  $D_{T,i}$  表示热扩散系数;  $\delta$  表示湍流修正系数,表征湍流效应随湍流 Reynolds 数  $Re_t$  的变化而产生不同程度的影响,在燃烧火焰的高温区温度上升,流体黏性增大、 $Re_t$  减小,小尺度湍流效应引发的传质传热的增强作用在燃烧高温区减小,  $T^0$  取值为最高温度的 80%, 该位置温度变化梯度大,流体黏性变化大;  $\delta(x)$  和  $T(x)$  分别表示沿中轴线湍流效应的修正系数分布和温度分布。

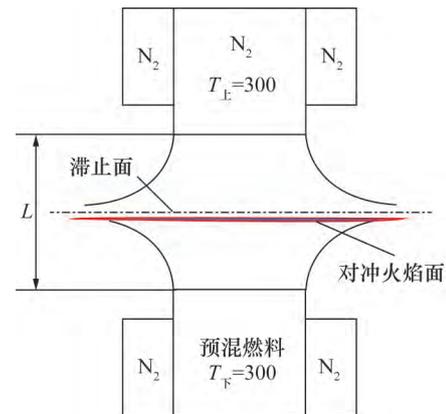


图 2 对冲火焰结构图(单位: K)

$\lambda_{\text{turb}}$ 、 $\mu_{\text{turb}}$  和  $D_{\text{turb}}$  的封闭方法可表示如下:

$$\mu_{\text{turb}} = \rho C_{\mu} \frac{k^2}{\epsilon}, \quad (7)$$

$$D_{\text{turb}} = \frac{\mu_{\text{turb}}}{\rho S c_{\text{turb}}}, \quad (8)$$

$$\lambda_{\text{turb}} = Le_{\text{turb}} \rho c_p D_{\text{turb}}, \quad (9)$$

$$k = 3u'^2/2, \quad (10)$$

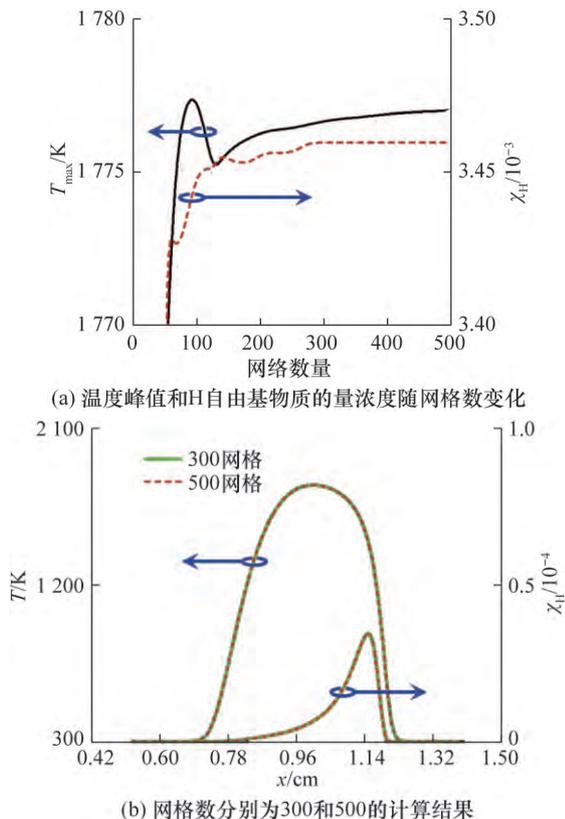
$$\epsilon = k^{3/2}/l_0. \quad (11)$$

其中:  $k$  和  $\epsilon$  分别为湍动能和湍流耗散率;  $S c_{\text{turb}}$  和

$Le_{\text{turb}}$  分别为湍流运输的 Schmidt 数和 Lewis 数,在本文计算中,  $Sc_{\text{turb}} = Le_{\text{turb}} = 1$ ;  $C_{\mu}$  为模型常数,参考文[8]模型常数取值,  $C_{\mu} = 0.5$ ;  $c_p$  为比定压热容;  $u'$  为湍流脉动速度;  $l_0$  为积分尺度。

结合 CHEMKIN II 程序包<sup>[24]</sup>和 TRANSPORT 程序包<sup>[25]</sup>,本文详细计算了化学反应和分子输运过程,为了考虑气体分子辐射再吸收的影响,对 OPPDIF 模型代码进行修改,结合统计窄带辐射模型考虑了  $\text{CH}_4$ 、 $\text{CO}$ 、 $\text{CO}_2$  和  $\text{H}_2\text{O}$  这 4 种组分热辐射损失<sup>[26]</sup>。计算中,化学反应动力学模型采用了 FFCM (foundational fuel chemistry model) 机理<sup>[27]</sup>。该反应动力学模型包含 38 个组分和 291 个基元反应。计算分子扩散采用 Mixture-average 模型,同时考虑了 Soret 扩散效应。 $L = 1.85 \text{ cm}$ ,上喷嘴气流为空气,下喷嘴气流为使用氮气稀释的甲烷燃气,上下喷嘴的流速保持一致。在本文数值模拟方法中,考虑了喷嘴出口速度分布偏离理想速度分布而产生的速度二维效应,在喷嘴出口处设计轴向出口速度梯度用以衡量速度二维效应,计算得到的熄灭拉伸率更加准确。

计算采用一维自适应网格,为保证计算结果的准确性,进行网格无关性检验,检验结果如图 3 所



注: FA,  $\phi = 0.6$ ,  $U_{\text{T}} = 100 \text{ cm/s}$ 。

图3 网格无关性检验

示。图 3 中,  $T_{\text{max}}$  表示温度峰值,  $\chi_{\text{H}}$  表示 H 自由基物质的量浓度,  $x$  代表沿中轴线方向的位置坐标。分别采用 300 和 500 网格计算层流时下喷嘴 FA, 当量比  $\phi$  为 0.6, 上下喷嘴气流流速为 100 cm/s 时的火焰最高温度, 计算结果分别为 1776.7 和 1777.1 K, 相差 0.4 K, 为保证计算精度和网格无关性, 网格数选择 500。

## 2 结果与讨论

### 2.1 实验湍流边界条件验证

图 4a 为层流对冲火焰和湍流对冲火焰的实验图片。相比于层流对冲火焰, 湍流对冲火焰的火焰面呈现复杂的褶皱和弯曲变形, 湍流涡团的扰动对火焰面的局部拉伸率产生了较大的影响, 大尺度的涡团主要通过扭曲火焰锋面结构、增大火焰传播面积影响燃烧状态, 小尺度的涡团主要通过渗透进入火焰锋面的内部改变火焰面的内部结构影响燃烧过程。

对于湍流对冲火焰的实验研究, 首先需要确定实验采用的湍流发生装置, 能够产生影响火焰燃烧状态的不同尺度的湍流涡团, 验证实验达到了完全发展的湍流边界条件。为得到湍流条件下的速度能量谱分布, 采用式(12)–(14)计算速度相关性系数  $R(\tau)$  和能量谱密度  $\text{Eu}(\omega)$ <sup>[28]</sup>, 具体表示如下:

$$R(\tau) = \langle u(t)u(t+\tau) \rangle, \quad (12)$$

$$\text{Eu}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} R(\tau) e^{-j\omega\tau} d\tau, \quad (13)$$

$$R(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} \text{Eu}(\omega) e^{j\omega\tau} d\omega. \quad (14)$$

其中:  $\tau$  为滞后时间; 尖括号表示时间平均函数;  $u$  为  $t$  时刻的瞬时速度;  $\text{Eu}(\omega)$  表示  $R(\tau)$  的 Fourier 变换, 表征了频率的动能波动能量;  $\omega$  为角频率。

图 4b 为计算得到的湍流条件下的速度能量谱, 不同出口速度下, 惯性区的斜率  $K$  约为  $-5/3$ , 与文[8]湍流理论一致, 验证了采用 TGP 方式能够产生以黏性耗散为主的湍流出口边界条件。湍流能谱分析的结果支持了本文模拟中所采用的旺盛发展湍流假设。图 4b 中  $f$  代表频率。

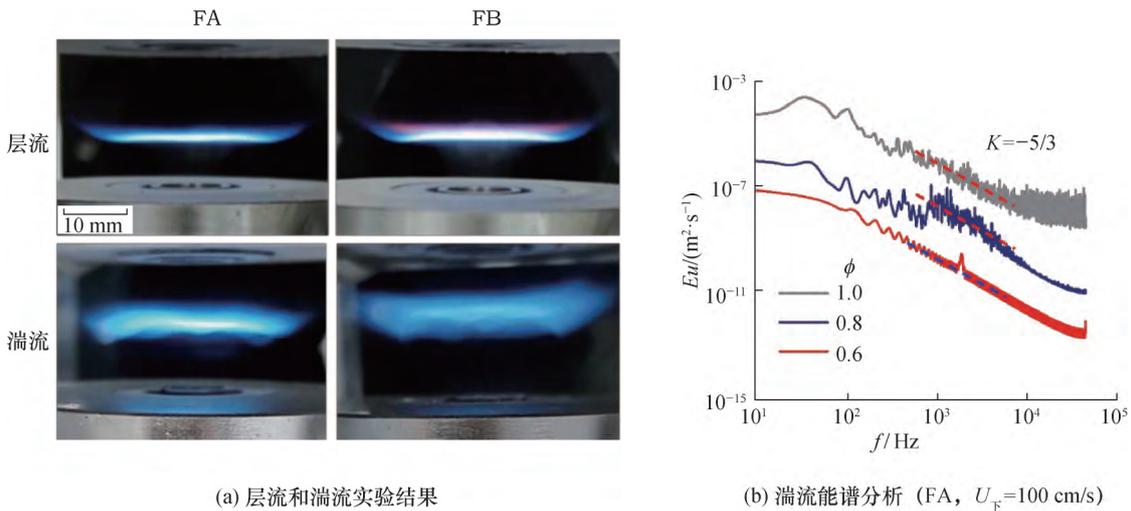
### 2.2 实验数据与模拟结果

如图 5 所示, 将实验测量与计算模拟的层流/湍流熄灭拉伸率进行对比, 其中,  $k_{\text{ext, exp}}$  为实验熄灭拉伸率,  $k_{\text{ext, cal}}$  为模拟熄灭拉伸率, 图 5a–5c 为层流对冲火焰实验数据, 图 5d–5f 为湍流对冲火焰实验数据。在贫燃侧, 2 种燃料熄灭拉伸率随当量比的增加而升高, 相同当量比下, FA 熄灭拉伸

率明显较高,随着贫燃侧当量比接近化学反应当量比,2种气体熄灭拉伸率的结果差异变大,说明FA抵抗火焰形变的能力更强(图5a)。FA的熄灭拉伸率实验结果与模拟结果进行对比可以发现,误差均在±10%范围内(图5b)。

湍流对冲火焰在贫燃侧呈现与层流对冲火焰相同的趋势,但熄灭拉伸率的数值远低于层流火焰,2种燃料在相同当量比下的熄灭拉伸率的相对大小

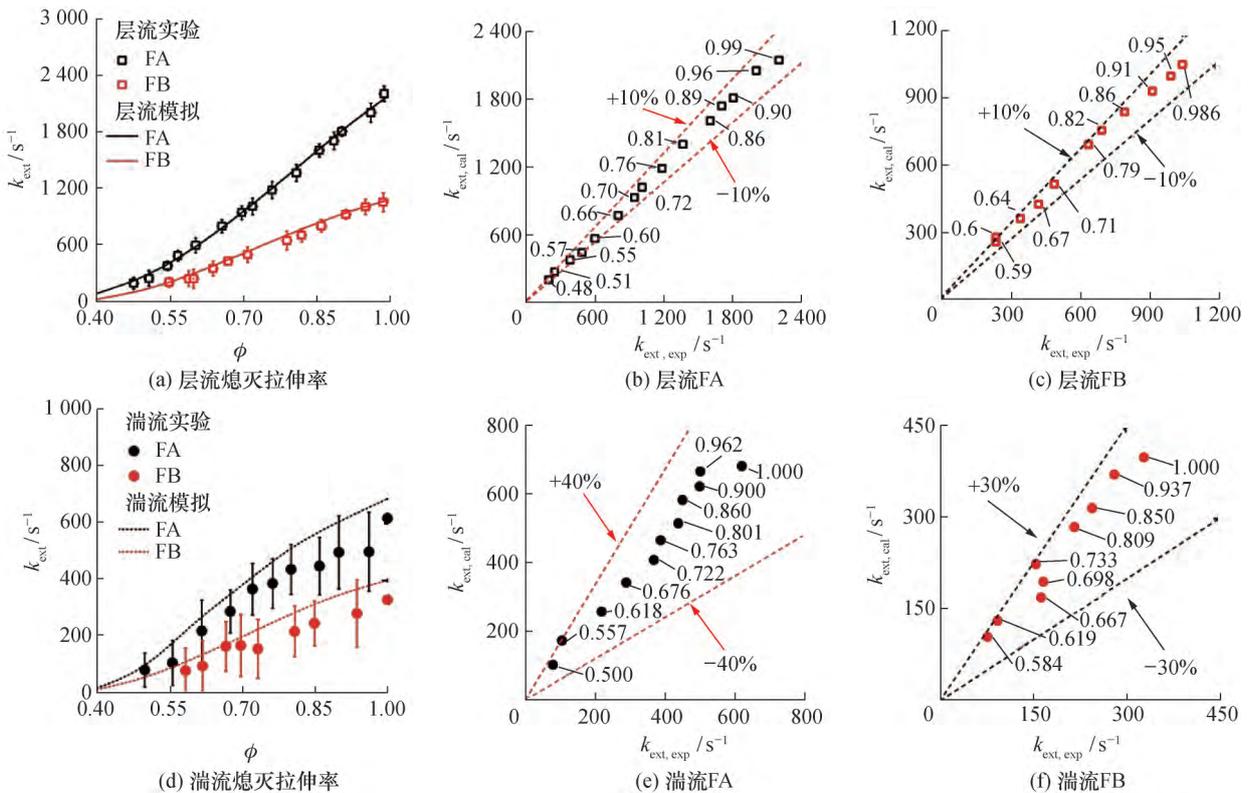
与层流保持一致(图5d)。湍流实验结果与模拟结果的误差保持在40%以内(图5e和5f)。湍流流场的不稳定性导致在湍流燃烧实验过程中熄灭拉伸率的测量波动较大,因此误差大于层流燃烧状态下的实验结果。对比图5实验结果和模拟结果可以发现,模拟采用的模型和算法能够较为准确地预测合成气的熄灭拉伸率,FA更难熄灭。



(a) 层流和湍流实验结果

(b) 湍流能谱分析 (FA,  $U_T=100$  cm/s)

图4 层流和湍流对冲火焰实验结果



(a) 层流熄灭拉伸率

(b) 层流FA

(c) 层流FB

(d) 湍流熄灭拉伸率

(e) 湍流FA

(f) 湍流FB

注:  $\phi=0.5\sim 1.0, L=1.85$  cm。

图5 熄灭拉伸率实验结果与模拟结果

### 2.3 计算结果分析

通过实验发现 2 种燃料的熄灭拉伸率存在较大差异, 需要进一步分析 FA 和 FB 的对冲火焰结构。沿着中心轴线, 2 种燃料对冲火焰的温度分布和轴向速度  $v$  分布在趋势上呈现相似的规律, 但在具体数值上存在较大差异, 如图 6 所示。层流燃烧状态下, 在相等拉伸率下, FB 对冲火焰厚度较小, 温度峰值更低, 反应区流速也更低。温度场和流场分布的差异会导致对冲火焰锋面内部结构出现差异, 火焰锋面内部的化学反应也会因此产生明显差异。相对于层流, 湍流火焰的温度分布向两侧延伸, 温度峰值降低, 向燃料侧略微移动, 湍流火焰在反应区流速更高。湍流的脉动作用使湍流预混火焰高温区的厚度(定义为对冲火焰达到温度峰值 50% 的两点间的距离)比层流更厚。层流和湍流燃烧状态下, 2 种典型富氢燃料气的温度相对大小与反应区流速的相对大小保持一致。

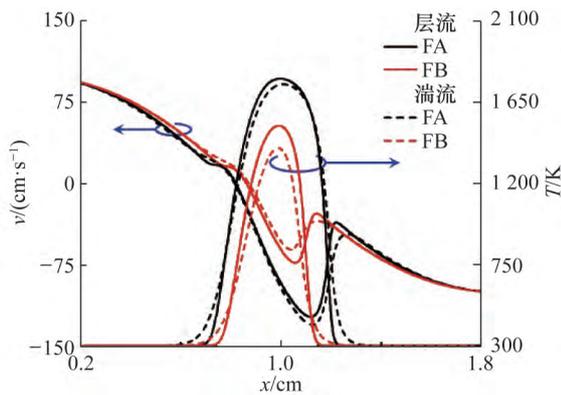


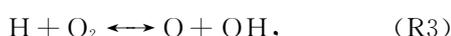
图 6 层流/湍流下对冲火焰中轴线温度和速度分布

图 7 为 2 种燃料在当量比为 0.6 时对冲预混火焰熄灭拉伸率的敏感性分析。为了探究 2 种燃料熄灭拉伸率差异较大的原因, 本文从熄灭拉伸率对化学反应的敏感性分析出发, 寻找关键反应对熄灭拉伸率的影响规律。对数敏感性系数可计算如下,

$$S_{k_{\text{ext}}} = \frac{\partial \ln k_{\text{ext}}}{\partial \ln A}. \quad (13)$$

其中  $A$  为基元反应速率常数的指前因子。

针对每一个基元反应开展计算, 选取其中敏感性系数绝对值较大的基元反应, 如图 7 所示。结果表明无论是 FA, 还是 FB 预混火焰, 对其拉伸率影响较大的反应为 R1—R2, 即



5 个关键基元反应均与 H、O 和 OH 自由基相关。因此, 本文将着重针对上述 5 个反应和 3 个关键自由基展开分析。

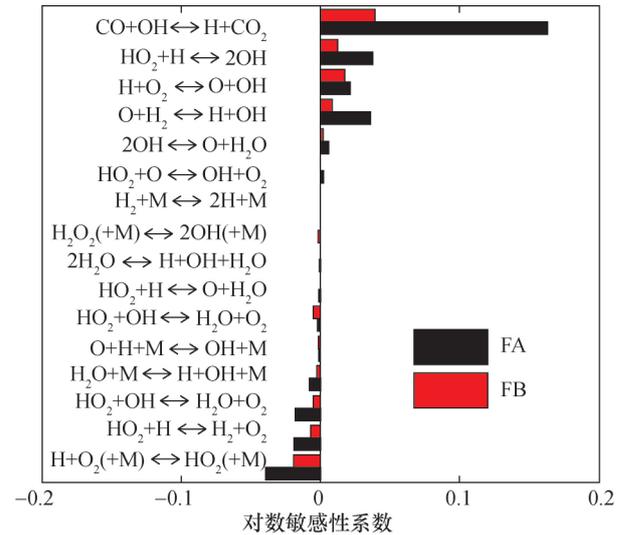


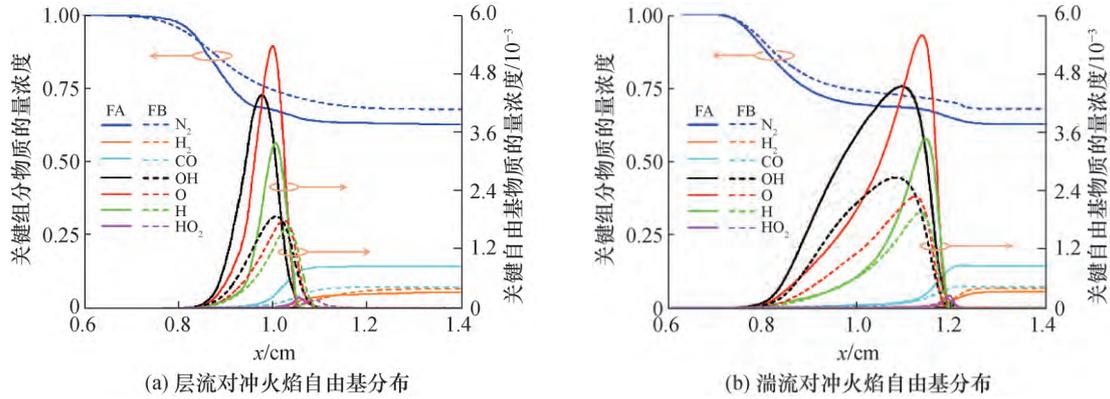
图 7 对冲预混火焰熄灭拉伸率的敏感性分析

在当量比为 0.6, 上喷嘴出口速度为 100 cm/s 时, 2 种燃料的对冲预混火焰中轴线上各组分的物质的量浓度的分布趋势类似, 但在具体数值和峰值相对大小上存在较大的差异, 如图 8a 所示。在对冲火焰的反应区内部, FA 对冲火焰内部  $\text{N}_2$  的物质的量浓度更小,  $\text{CO}$  的物质的量浓度更大,  $\text{H}_2$  的物质的量浓度更小, 火焰内部的 O、H 和 OH 自由基浓度的峰值较高, 这说明相同当量比下, FA 对冲火焰内部发生化学反应的强度更高。相对于层流对冲火焰, 2 种燃料在湍流作用下各自由基的物质的量浓度分布及峰值大小相对关系未发生明显变化, 但是湍流作用会使反应区厚度(定义 H 自由基的物质的量浓度达到峰值 50% 的两点之间的距离)明显变厚, 如图 8b 所示。

为了对比 2 种燃料对冲火焰内部的化学反应强度, 针对敏感性系数较高的关键化学反应释热速率  $q$  进行分析。如图 9 所示, 对比了当量比为 0.6 时, 2 种燃料对冲火焰内部化学反应的强弱。图 9a 和 9b 分别是层流燃烧状态下, 关键化学反应释放热量(heat release rate, HRR)的速率和关键化学反应速率(reaction rate, RR)沿轴线的分布情况。FA 燃烧时, 关键化学反应速度和释放热量的速度较高,

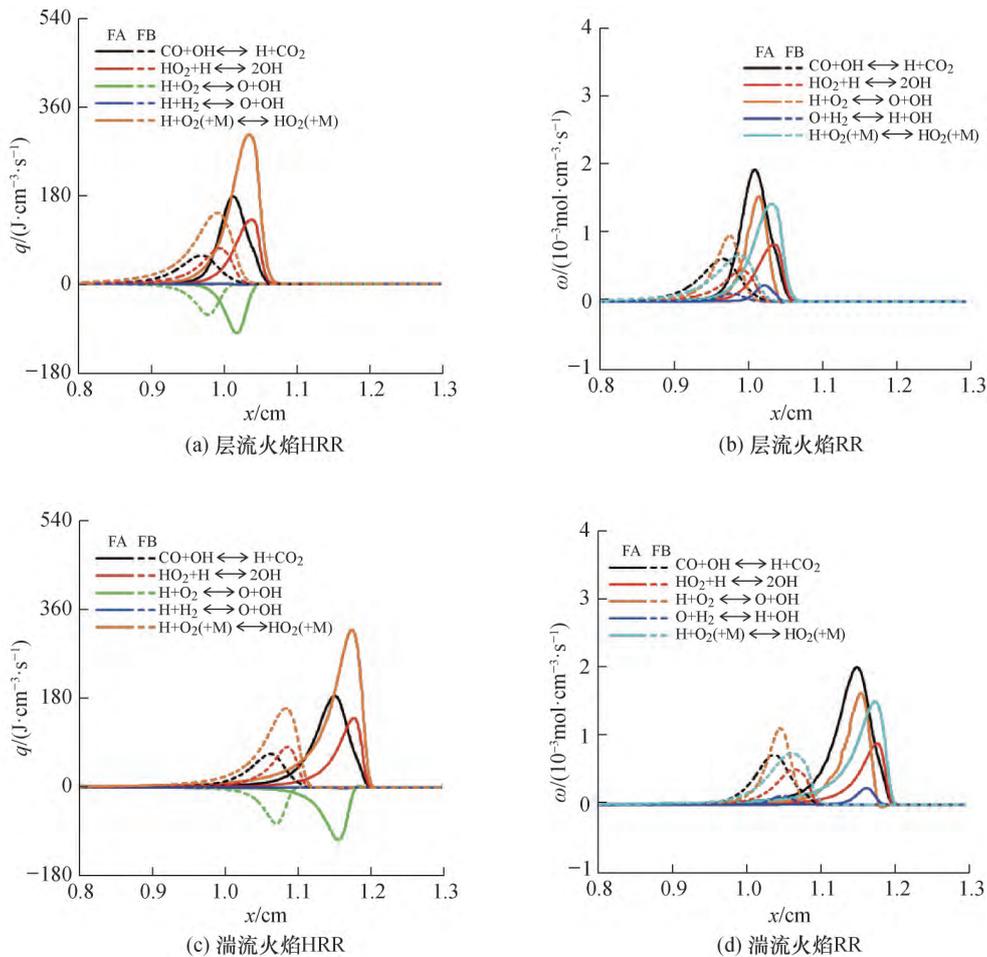
这说明在 FA 对冲火焰内部, 化学反应的活性相对更高, 抵抗外部拉伸和形变的能力更强。图 9c 和 9d 是湍流燃烧状态下的结果, 湍流作用下, 火焰内部关键化学反应的速率和释放热量的速率都增加, 火焰向喷嘴上游靠近。

但图 6 却表明湍流作用下反应区温度更低。这说明湍流脉动既增强了活性基团与反应物的混合, 增强了反应, 使反应区关键化学反应的速率和释热速率提高, 也增强了火焰热量从内向外的输运, 使火焰内部温度更低。



注:  $\phi = 0.6, U_T = 100 \text{ cm/s}, L = 1.85 \text{ cm}$ 。

图 8 对冲预混火焰活性自由基分布



注:  $\phi = 0.6, U_T = 100 \text{ cm/s}, L = 1.85 \text{ cm}$ 。

图 9 对冲预混火焰关键化学反应强度分布

### 3 结 论

本文通过实验测量和数值模拟比较了在层流燃烧和湍流燃烧状态下, 2种典型富氢燃料气的熄灭拉伸率, 并分析了2种富氢燃料气贫燃预混火焰熄灭拉伸率差异的主要原因。结果表明: 本文采用的数值模拟方法在研究的工况范围内, 能够较好预测火焰在层流和湍流燃烧状态下的熄灭拉伸率。层流燃烧状态下, 火焰锋面内 H、O 和 OH 活性自由基的物质的量浓度相对更高的富氢燃料气, 其火焰锋面内部的关键化学反应速率和释放热量的速率更高, 因此能抵抗更程度的火焰拉伸形变。湍流脉动作用下, 火焰锋面内部反应速率加快, 同时也使热量从火焰锋面内部向外输运得更快, 因而相比于层流燃烧状态, 湍流燃烧状态下火焰的熄灭拉伸率降低。

#### 参考文献 (References)

- [1] KOTHARI R, BUDDHI D, SAWHNEY R L. Comparison of environmental and economic aspects of various hydrogen production methods [J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2008, 12(2): 553–563.
- [2] 李克忠, 张荣, 毕继诚. 煤和生物质共气化制备富氢气体的实验研究 [J]. *燃料化学学报*, 2010, 38(6): 660–665.  
LI K Z, ZHANG R, BI J C. Experimental study on hydrogen-rich gas production by co-gasification of coal and biomass in a fluidized bed [J]. *Journal of Fuel Chemistry and Technology*, 2010, 38(6): 660–665. (in Chinese)
- [3] 李苏辉, 张归华, 吴玉新. 面向未来燃气轮机的先进燃烧技术综述 [J]. *清华大学学报(自然科学版)*, 2021, 61(12): 1423–1437.  
LI S H, ZHANG G H, WU Y X. Advanced combustion technologies for future gas turbines [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2021, 61(12): 1423–1437. (in Chinese)
- [4] LIU H Y, QIAN W K, ZHU M, et al. Kinetics modeling on NO<sub>x</sub> emissions of a syngas turbine combustor using rich-burn, quick-mix, lean-burn combustion method [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2020, 142(2): 021005.
- [5] GLARBORG P. Detailed kinetic mechanisms of pollutant formation in combustion processes [J]. *Computer Aided Chemical Engineering*, 2019, 45: 603–645.
- [6] WILLIAMS F A. *Combustion theory* [M]. Menlo Park, USA: Benjamin Cummings, 1985.
- [7] 高聚忠. 煤气化技术的应用与发展 [J]. *洁净煤技术*, 2013, 19(1): 65–71.
- [8] GAO J Z. Application and development of coal gasification technologies [J]. *Clean Coal Technology*, 2013, 19(1): 65–71. (in Chinese)
- [9] PETERS N. *Turbulent combustion* [M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2000.
- [10] MARUTA K, YOSHIDA M, JU Y G, et al. Experimental study on methane-air premixed flame extinction at small stretch rates in microgravity [J]. *Symposium (International) on Combustion*, 1996, 26(1): 1283–1289.
- [11] YANG X H, WU Y X, ZHANG Y, et al. Reassessing the 2-D velocity boundary effect on the determination of extinction stretch rate and laminar flame speed using the counterflow flame configuration [J]. *Combustion and Flame*, 2021, 234: 111630.
- [12] VAGELOPOULOS C M, EGOLFOPOULOS F N. Laminar flame speeds and extinction strain rates of mixtures of carbon monoxide with hydrogen, methane, and air [J]. *Symposium (International) on Combustion*, 1994, 25(1): 1317–1323.
- [13] SABELNIKOV V A, YU R, LIPATNIKOV A N. Thin reaction zones in highly turbulent medium [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 128: 1201–1205.
- [14] REN Z Y, YANG H T, LU T F. Effects of small-scale turbulence on NO<sub>x</sub> formation in premixed flame fronts [J]. *Fuel*, 2014, 115: 241–247.
- [15] KITAJIMA A, UEDA T, MATSUO A, et al. Experimental investigation of the flame structure and extinction of turbulent counterflow non-premixed flames [J]. *Symposium (International) on Combustion*, 1996, 26(1): 137–143.
- [16] CORITON B, FRANK J H, GOMEZ A. Effects of strain rate, turbulence, reactant stoichiometry and heat losses on the interaction of turbulent premixed flames with stoichiometric counterflowing combustion products [J]. *Combustion and Flame*, 2013, 160(11): 2442–2456.
- [17] MIZOBUCHI Y, HIRAKAWA K. One-dimensional H<sub>2</sub>/O<sub>2</sub> counterflow diffusion flame simulation for flamelet table construction at supercritical pressure [J]. *Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences*, 2013, 56(5): 239–252.
- [18] ZHANG H, FAN R, WANG S F, et al. Extinction of lean near-limit methane/air flames at elevated pressures under normal- and reduced-gravity [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2011, 33(1): 1171–1178.
- [19] LEE E, CHOI C, HUH K Y. Application of the coherent flamelet model to counterflow turbulent premixed combustion and extinction [J]. *Combustion Science and Technology*, 1998, 138(1–6): 1–25.
- [20] LUTZ A E, KEE R J, GRGAR J F, et al. OPPDIF: A Fortran program for computing opposed-flow diffusion flames [R]. Livermore, USA: Sandia National Laboratories, 1997.
- [21] 邹俊, 杨协和, 张扬, 等. 小尺度湍流对近极限非预混火焰熄灭极限的影响 [J]. *燃烧科学与技术*, 2022, 28(2): 190–197.

- ZOU J, YANG X H, ZHANG Y, et al. Effect of small-scale turbulence on extinction limit of near-limit non-premixed flames [J]. *Journal of Combustion Science and Technology*, 2022, 28(2): 190–197. (in Chinese)
- [21] POPE S B. *Turbulent flows* [M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2000.
- [22] KOLLA H, SWAMINATHAN N. Strained flamelets for turbulent premixed flames II: Laboratory flame results [J]. *Combustion and Flame*, 2010, 157(7): 1274–1289.
- [23] POPE S B. PDF methods for turbulent reactive flows [J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 1985, 11(2): 119–192.
- [24] KEE R J, RUPLY F M, MILLER J A. Chemkin-II: A Fortran chemical kinetics package for the analysis of gas-phase chemical kinetics [R]. Livermore, USA: Sandia National Laboratories, 1989.
- [25] KEE R J, DIXON-LEWIS G, WARNATZ J, et al. A Fortran computer code package for the evaluation of gas-phase, multicomponent transport properties [R]. Livermore, USA: Sandia National Laboratories, 1986.
- [26] EGOLFOPOULOS F N. Geometric and radiation effects on steady and unsteady strained laminar flames [J]. *Symposium (International) on Combustion*, 1994, 25(1): 1375–1381.
- [27] SMITH G P, TAO Y, WANG H. Foundational Fuel Chemistry Model Version 1.0 [DB/OL]. (2016-01-01) [2022-10-30]. <http://nanoenergy.Stanford.edu/ffcm1>.
- [28] TANG Y, ZHUO J K, CUI W, et al. Non-premixed flame dynamics excited by flow fluctuations generated from dielectric barrier discharge plasma [J]. *Combustion and Flame*, 2019, 204: 58–67.

## Extinction characteristics of premixed flames of typical hydrogen — rich fuel gas

ZOU Jun, LI Zhaoxing, ZHANG Hai, LÜ Junfu, ZHANG Yang

(Key Laboratory for Thermal Science and Power Engineering of Ministry of Education,  
Department of Energy and Power Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

**Abstract:** [Objective] Adaptability of fuel is an essential design requirement of advanced gas turbines. Hydrogen-rich fuel gas can be obtained from a variety of sources, and its use will be an important part of the future development of gas turbines. When using gas turbine combustion technology to burn hydrogen-rich fuel, if the flame goes out, it will lead to unsafe equipment. As a result, the extinction of turbulent hydrogen-rich fuel flame is the key problem when we design gas turbine combustors. [Methods] In this study, the optimized experimental approach and numerical simulation method of counterflow flame are used to compare the extinction strain rate of two typical hydrogen-rich fuel gases under laminar and turbulent combustion conditions, and the main reasons for the difference were examined. Two typical hydrogen-rich fuel gases used in this study are called FA and FB in this paper. As far as FA is concerned, the CO component ratio of fuel is higher, the dilution ratio is lower, and the calorific value is significantly higher. FA can be considered as the typical hydrogen-rich synthetic gas obtained from entrained flow coal gasification, and FB can be regarded as the typical hydrogen-rich synthetic gas obtained from fluidized bed coal gasification, both of which have certain representative significance. The upper nozzle of the counterflow flame produces nitrogen, while the lower nozzle produces premixed fuel with varying equivalence ratios. The equivalence ratio covers a range of 0.4–1.0. The gas temperature at the nozzle outlet is 300 K. The particle image velocimetry (PIV) system is used to obtain the velocity information of the flow field at the nozzle outlet. The turbulent transport model is added to the OPPDIF code for numerical simulation. [Results] The results demonstrated that, within the range of working conditions studied, the numerical simulation method used in this paper could well predict the extinction strain rate of laminar and turbulent flames. The difference between experimental and simulation results was less than  $\pm 10\%$  for a laminar counterflow flame and  $\pm 40\%$  for a turbulent counterflow flame. Due to the instability of the turbulent flow field, the measurement of the extinction strain rate fluctuated greatly during the turbulent combustion experiment, and the error bar was greater than that of the laminar combustion experiment. [Conclusions] Under laminar combustion conditions, hydrogen-rich fuel gas with a higher mole fraction of active radicals such as H, O, and OH in the flame front has a higher reaction rate and heat release rate of key chemical reactions, so it can resist higher flame stretching deformation. With the increase of the equivalence ratio, the extinction strain rate indicates an upward trend. Turbulence not only improves the mixing of active groups and reactants, thereby improving the reaction, which increases the rate of key chemical reactions and heat release in the reaction area, but it also improves heat transfer of the flame from inside to outside, resulting in a lower internal temperature of the flame.

**Key words:** hydrogen-rich combustion; premixed flame; counterflow flame; extinction strain rate

(责任编辑 汤梅)