

# 干式低 NO<sub>x</sub> 燃气轮机燃烧室的燃料/空气预混均匀性问题分析

冯冲, 祁海鹰, 谢刚, 陈晓丽

(清华大学热科学与动力工程教育部重点实验室, 北京市 海淀区 100084)

## Analysis on the Issue of Fuel/Air Premixing Uniformity of the Dry Low NO<sub>x</sub> Gas Turbine Combustor

FENG Chong, QI Haiying, XIE Gang, CHEN Xiaoli

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

**ABSTRACT:** The key of the dry low NO<sub>x</sub> (DLN) combustion technology is to achieve uniform fuel/air premixing under the premise of controlling the overall fuel/air equivalence ratio in the primary combustion zone. International advanced researches and developments of the DLN gas turbine combustor all spent a great effort on the issue of premixing uniformity; however, the emphasis on this issue is still not enough in China. Therefore, this article summed up the basic principles and methods to achieve uniform fuel/air premixing through summarizing the fuel/air premixing modes of typical DLN combustors. For example, gas fuel should be supplied through ducts with a lot of holes inserted into the air flow passage to provide more fuel injection points. The general locations of the fuel ducts are dependent on the position of the air cyclone, and long enough premixing segment should be set. Fuel injections should be perpendicular to the direction of the air flow, and have a high enough jet momentum and appropriate penetration depth. And then, based on the summary, the DLN combustor of R0110, the first self-developed heavy duty gas turbine of China was analyzed on the problem of fuel/air premixing uniformity and the direction of improvement was pointed out.

**KEY WORDS:** fuel/air premixing uniformity; dry low NO<sub>x</sub> combustor; NO<sub>x</sub> emission reduction; gas turbine

**摘要:** 干式低 NO<sub>x</sub>(dry low NO<sub>x</sub>, DLN)燃烧技术的关键是在控制燃烧室主燃区总燃料/空气当量比的前提下, 实现燃料/

空气的均匀预混。国际上先进 DLN 燃烧室的研发都在预混均匀性问题上花费了很大精力, 而我国对此问题的重视程度还不够。因此该文通过总结典型 DLN 燃烧室燃料/空气的预混方式, 归纳出了在燃烧室中实现均匀预混的基本原则和方法。如气体燃料供应应采用将燃料导管伸入空气流道中, 并通过小孔提供较多燃料喷射点的方式。燃料导管的位置一般视空气旋流器的位置而定, 并应留有足够长的预混段。燃料应按与空气流动垂直的方向喷射, 并要有较高的射流动量和适当的穿透深度。进而以此为依据分析了我国首台自主研发的重型燃气轮机 R0110 的 DLN 燃烧室在燃料/空气预混均匀性方面存在的问题并指出了改进的方向。

**关键词:** 燃料/空气预混均匀性; 干式低 NO<sub>x</sub> 燃烧室; NO<sub>x</sub> 减排; 燃气轮机

## 0 引言

干式低 NO<sub>x</sub>(dry low NO<sub>x</sub>, DLN)燃烧技术是根据热力型 NO<sub>x</sub> 的 Zeldovich 生成原理, 将燃烧室主燃区温度约束在 1670~1900K 的狭窄范围内以减排 NO<sub>x</sub>, 因此必须采用预混燃烧方式, 通过调节主燃区的燃料/空气当量比来控制火焰温度。但仅控制平均当量比还不能满足要求, 所有 DLN 燃烧室都要求燃料/空气均匀预混<sup>[1]</sup>, 如图 1 所示。

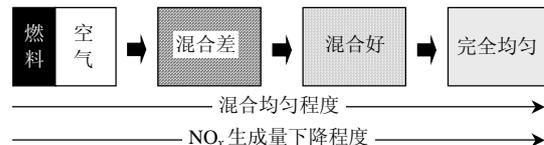


图 1 NO<sub>x</sub> 生成量与燃料/空气混合均匀度的关系  
Fig. 1 Relationship between NO<sub>x</sub> formation and fuel/air premixing uniformity

基金项目: 国家 863 高技术基金项目(2002AA503010/2003372)。

The National High Technology Research and Development of China 863 Program(2002AA503010/2003372).

国际上先进 DLN 燃烧室的研发都在燃料/空气预混均匀性问题上花费了很大精力,而我国对此问题的重视程度还不够。因此,本文在总结了典型 DLN 燃烧室燃料/空气预混方式的基础上,归纳出了在燃烧室中实现均匀预混的基本原则和方法,以期为我国发展先进的 DLN 燃烧室提供技术支持。

## 1 预混均匀性是 DLN 燃烧技术的关键

在空间上可燃混合物不应存在局部的高燃料浓度区或点,局部的燃料/空气当量比十分接近平均值。一般平均空间非均匀度  $N_s$  定义为

$$\begin{cases} N_s = \frac{\sigma_f}{\bar{C}_f} \\ \sigma_f = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (C_{f,i} - \bar{C}_f)^2} \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $\bar{C}_f$  为某平面内燃料浓度的空间平均值;  $\sigma_f$  为相应的浓度标准偏差<sup>[2]</sup>。将二者在不同时刻的比值再做时间平均,即计算出  $N_s$ 。

而在时间上,任何空间的燃料浓度或当量比不应发生大的波动。一般时间非均匀度  $N_t$  定义为

$$N_t = \frac{C_{f,RMS}^2}{\bar{C}_f(1-\bar{C}_f)} = \left(\frac{C_{f,RMS}}{\bar{C}_f}\right)^2 \frac{\bar{C}_f}{(1-\bar{C}_f)} = R^2 \frac{\bar{C}_f}{(1-\bar{C}_f)} \quad (2)$$

$$C_{f,RMS} = \sqrt{\frac{1}{M-1} \sum_{i=1}^M (C'_{f,i} - \bar{C}_f)^2} \quad (3)$$

式中:  $\bar{C}_f$  为某处燃料浓度的时间平均值;  $C_{f,RMS}$  为相应的均方根浓度;  $C'_f$  为浓度随时间的脉动值<sup>[3]</sup>。 $N_s$  和  $N_t$  越小,表明预混均匀性越好。一般要求二者均不得超过 5%。

空间或时间上的预混均匀性变差,都表明局部出现了扩散燃烧和高温炽热点,不可避免地导致  $\text{NO}_x$  生成量的上升<sup>[4]</sup>。这是因为  $\text{NO}_x$  生成量与燃料/空气当量比之间是非线性关系,局部的稀区和浓区分别导致  $\text{NO}_x$  的减少和增加程度是不平衡的,如图 2<sup>[3]</sup>所示。这些现象已经为大量的试验结果所证实。

例如,在一个燃烧管的横截面上采用多点燃料喷射,人为造成直径方向上不同的当量比分布,结果当平均当量比  $\bar{\phi} < 0.7$  时,  $\text{NO}_x$  生成量上升,而当  $\bar{\phi}$  接近 1 时,  $\text{NO}_x$  则减少<sup>[5]</sup>。

当采用简单混合管,并在出口处设置不良流线体稳定火焰,仅改变天然气沿管长方向的喷射点位置来调节预混均匀性时,发现在  $\bar{\phi} = 0.66$  时,预混的好坏可以使  $\text{NO}_x$  的生成量相差 5 倍。如果当量比随时间波动 10%,则  $\text{NO}_x$  将增加 2 倍<sup>[6-7]</sup>。

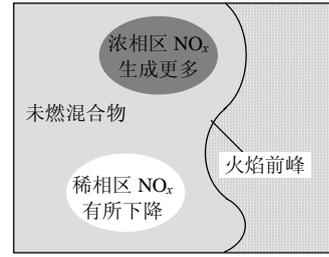


图 2 燃料/空气比的时空波动对  $\text{NO}_x$  生成量的影响  
Fig. 2 Influence of space and time fluctuations of fuel/air ratio on  $\text{NO}_x$  formation

由图 3<sup>[8]</sup>所示的 GE LM6000 的试验结果可见,在同样的火焰温度下,预混越差,  $\text{NO}_x$  生成量越高。这是因为在局部存在扩散燃烧的炽热点,温度可达 2000K 以上;此外,随着预混均匀性变差,压力的负面影响也越来越大。

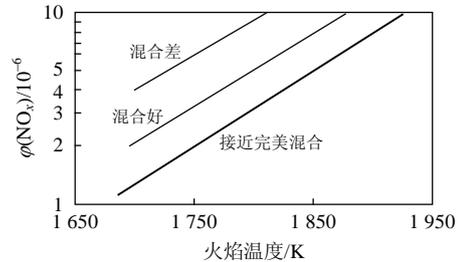


图 3  $\text{NO}_x$  生成量 ( $\phi(\text{O}_2)=15\%$ ) 随燃料/空气混合均匀度的变化  
Fig. 3  $\text{NO}_x$  formation ( $\phi(\text{O}_2)=15\%$ ) with fuel/air premixing uniformity

采用固定旋流混合器可以获得优良的均匀预混效果。当由此引起的总压损为 2% 时,可以使燃料浓度的空间不均匀度小于 5%。如果可燃混合物以 20m/s 以上的速度通过混合器,则既不会产生回火,也消除了可能引起回火的边界层<sup>[1]</sup>。

由此可见,当燃料/空气均匀预混时,燃烧温度场比较均匀,通过控制平均当量比即可实现对  $\text{NO}_x$  的有效减排。另外,均匀预混还可大大减少自燃的可能性。一般情况下可燃混合物自燃的着火延迟时间较长,但如果预混不均匀,会使局部当量比超过平均值,从而大大缩短着火延迟时间。

总之,燃料/空气的均匀预混是实现低  $\text{NO}_x$  排放的关键步骤和策略。不仅对 DLN 燃烧室是如此,对其他类型的  $\text{NO}_x$  控制技术也一样。对于浓/速淬/稀 (rich-burn/quick-quench/Lean-burn, RQL) 燃烧方式,可降低浓区富燃料程度和过于靠近理论当量比的缺陷,从而减少炽热点;对于催化燃烧,温度均匀可避免催化剂局部发生过热,造成损坏和失效;对于液体燃料的稀相预混预蒸发 (lean premix prevaporize, LPP) 燃烧技术来说,由于其平均当量

比  $\bar{\phi}$  十分接近稀态熄火极限，而放热对  $\bar{\phi}$  很敏感，因此任何的非均匀波动都可能导致熄火。即混合物的均匀性对燃烧稳定性特别重要，如图 4<sup>[2-3]</sup>所示。

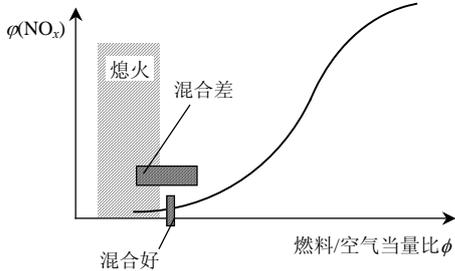


图 4 NO<sub>x</sub> 排放量与当量比和 LPP 混合好坏的关系  
Fig. 4 Relationship among NO<sub>x</sub> formation, equivalent ratio and mixing quality of LPP

一般而言，在 DLN 燃烧室中，主导燃料/空气预混均匀性的关键因素有：燃料的供应方式和供应位置，混合距离和来流空气的湍流度。现有的 DLN 燃烧室一般都采用空气旋流作为稳定火焰的措施。

## 2 实现均匀预混的基本原则和方法

### 2.1 燃料供应方式和位置

气体燃料的供应大都是通过伸入空气流道的带有许多小孔的燃料导管直接喷入，并经过一个预混段形成稀相可燃混合物，再进入主燃区燃烧。小孔的作用是提供较多的燃料喷射点，预先将燃料加以分散，将有利于它更迅速地在空气中分散和与其均匀预混。

气体燃料导管的位置一般视空气旋流器的位置而定。如果预混段在旋流器之后，则导管一般安装在旋流器进出口处，如图 5—9<sup>[1, 9-22]</sup>所示。如果预混段在旋流器之前，则导管一般安装在远离旋流器的上游处，如图 10<sup>[23]</sup>所示。

ABB 公司的 EV 燃烧器(图 11<sup>[1, 24-27]</sup>)情况有所不同，它是将 2 个半锥体沿直径方向错开，形成含有 2 条狭缝的锥形混合管，空气由狭缝进入。燃料经由 2 根多孔的分布导管沿狭缝供入，预混效果很

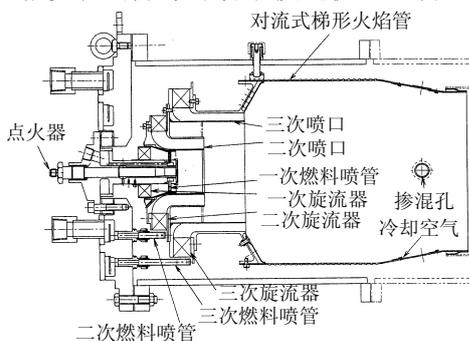


图 5 日本 IHI 的 DLN 燃烧室  
Fig. 5 DLN combustor of IHI of Japan

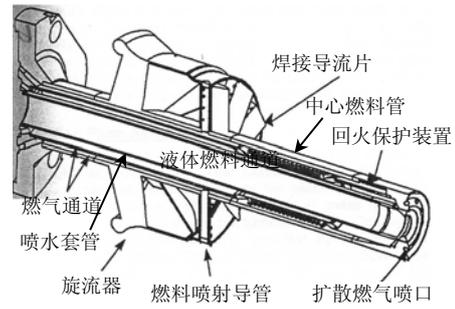


图 6 GE DLN-2.6 燃烧器  
Fig. 6 GE DLN-2.6 burner

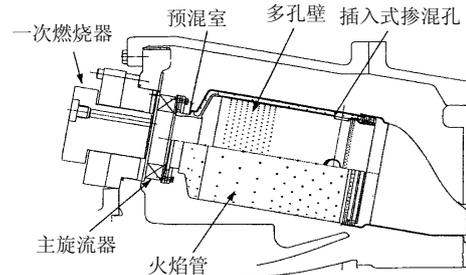


图 7 欧洲燃气轮机公司 G30 燃烧室  
Fig. 7 G30 combustor of european gas turbine company

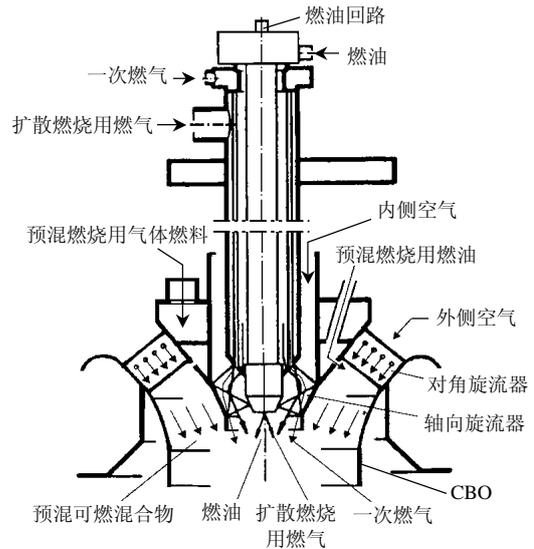


图 8 西门子 HR3 燃烧器  
Fig. 8 HR3 burner of Siemens

好。无论燃料的供应位置如何，都要留有足够长的预混段。来流空气的湍流度也要足够强，以加强预混。

燃料导管的直径、长短、上面小孔的尺寸、间距、分布和相对气流的角度都是经过大量试验研究确定的，并无通用数据。但很多研究给出的参数变化趋势对混合均匀性的影响，值得参考。

## 2.2 典型燃烧室试验结果与分析

### 2.2.1 GE LM6000 燃烧室

这种燃烧室(图 12<sup>[4]</sup>)的喷嘴先后试验过 3 种燃料供应模式(图 12(c)、(d)、(e))，以确定能产生均匀

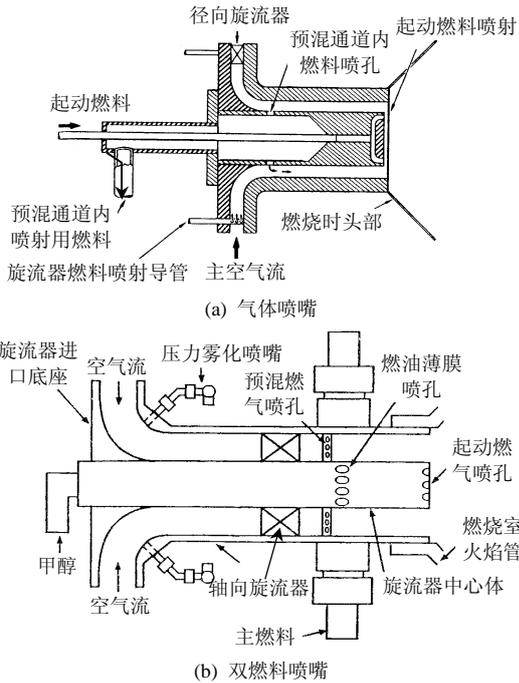


图9 Solar公司DLN燃烧器  
Fig.9 DLN burner of solar company

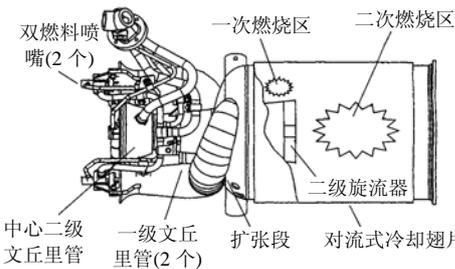


图10 P & W公司E-Kits燃烧室  
Fig.10 E-Kits combustor of P & W Company

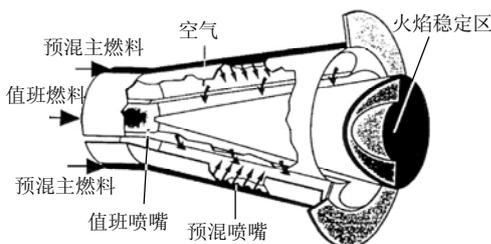


图11 ABB公司EV燃烧器  
Fig.11 EV burner of ABB Company

预混可燃混合物的最佳结构<sup>[4]</sup>。其特点是采用了双环反向旋流器(double annular counter rotating swirler, DACRS), 双旋流引起的强烈剪切强化了混合过程, 内旋流有助于使出口轴向速度分布更均匀, 满足对自燃和尺寸上限制的要求。外旋流器叶片数10, 叶片角45°, 顺时针旋转。内旋流器叶片数5, 叶片角55°, 逆时针旋转。预混通道长76 mm, 直径渐缩, 坡度2:1, 用于加速气流, 抑制边界层生长, 使之尽可能薄, 以防止自燃和回火。中心锥形体用

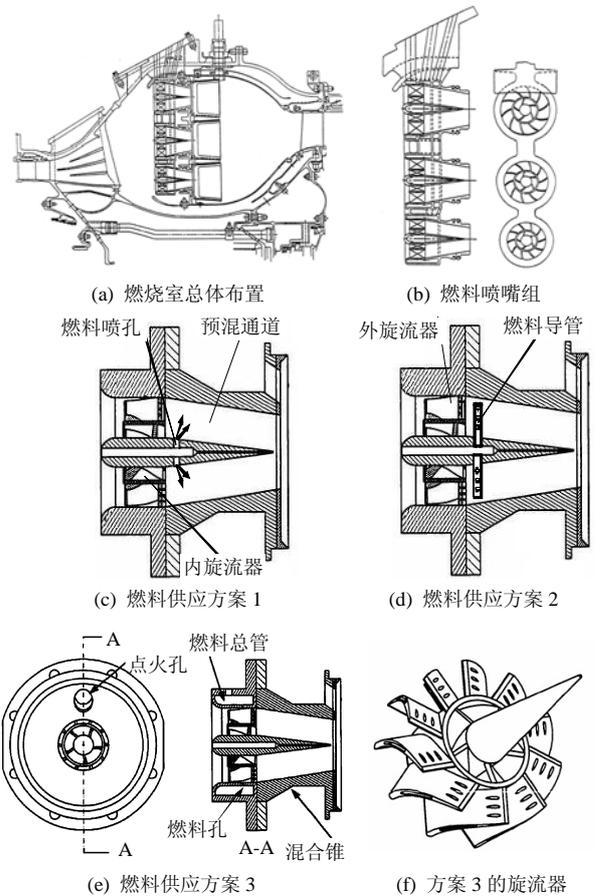


图12 GE LM6000的DLN燃烧室  
Fig.12 DLN combustor of GE LM6000

于输送液体燃料到顶部的雾化喷嘴, 或是供应气体燃料作为低负荷时的值班燃料使用。它还消除了通道内的回流结构, 并在轴线处引有一小股空气, 以防止火焰附体。此外, 在喷嘴后方接有一段圆管段。

当根据燃料流量和喷射压力确定了燃料喷孔的总面积后, 设计的关键是从如下3种方案中在小孔数量(尽可能提供更多的喷射点)和直径(获取必要的燃料射流深度)之间寻求最佳组合。

方案1: 在旋流器出口侧的中心体上开孔。但穿透深度不足, 预混效果不佳(图12(c))。方案2: 在原开孔位置装设8根径向导管, 上面各开有3个小孔, 沿垂直于气流的方向喷射燃料。用这种方式有可能达到 $1 \times 10^{-6}$ (体积分数)数量级的 $NO_x$ 排放(图12(d))。方案3: 燃料从外旋流器叶片出气边上的3个小孔顺气流方向喷入, 并从叶片通道中部外环上的一个孔径向喷入(图12(e)、(f))。这个方案的总效果与方案2相同, 但显然结构要复杂一些, 因为外环叶片必须做成中空。而且试验表明, 其喷嘴出口处可燃混合物的均匀性相当差<sup>[4]</sup>。

针对方案3的试验结果表明, 沿半径方向的气

流速度分布是合理的,也比较均匀。重要的是不存在回流。在边壁上因为边界层和回流的掺混作用,使速度降低。由图 13<sup>[4]</sup>可见(试验参数:常压;进口气速  $u_0 = 17.3\text{m/s}$ , 平均当量比  $\bar{\phi} = 0.7$ ), 在喷嘴出口处 6mm 的截面上, 相对于平均当量比  $\bar{\phi}$ , 射流中部的当量比要低得多, 而在外围存在富燃料峰, 外围的空间和时间当量比脉动都达到了 24%~40%。值得注意的是, 当混合物到达喷嘴外的直管段出口时, 已经变得相当均匀了, 这说明直管段对燃料/空气的均匀预混有促进作用。类似的结构可以在西门子的 HR3 和 ABB 的 EV 燃烧器上看到。

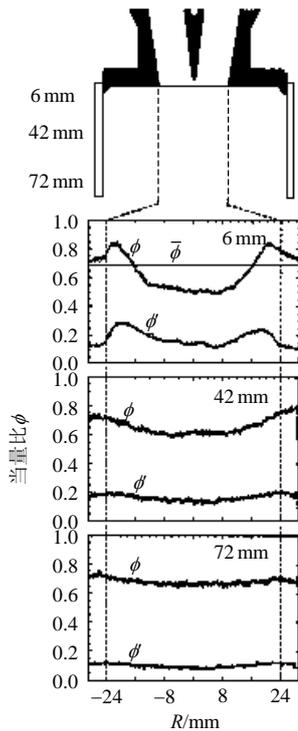


图 13 当量比的径向分布

Fig. 13 Radial distribution of equivalent ratio

试验中还发现: 提高平均当量比, 会加剧其脉动并增加预混非均匀度。据分析是由于提高了燃料射流压力, 强化了轴向穿透深度, 缩短了混合通道内的混合时间所致。实际上这是因为方案 3 的燃料喷射方向与气流速度一致的缘故。提高空气的初始气流速度可以降低当量比的脉动, 这显然是因为强化了混合。

热态试验测得的  $\text{NO}_x$  排放量与图 13 当量比的变化趋势完全一致, 而且当总的当量比在 0.6~0.7 之间变动时,  $\text{NO}_x$  排放量在  $(30\sim 40)\times 10^{-6}$  和  $(100\sim 110)\times 10^{-6}$  (体积分数) 之间变动,  $\text{CO}$  排放量也在  $(40\sim 80)\times 10^{-6}$  和  $(80\sim 140)\times 10^{-6}$  之间变动。基本结论是: 当  $\bar{\phi} < 0.6$  时,  $\text{NO}_x$  增加缓慢; 在常压下, 提高气流

速度,  $\text{NO}_x$  变化不大; 但提高运行压力后, 气流速度就具有了决定性影响; 反过来, 在高流速条件下, 预混更加均匀后, 进口压力的影响减弱。这与前述文献中关于压力影响的结论一致<sup>[8]</sup>。

总的评价是, 当预混流程较短时, 内外反向双旋流器对于实现燃料/空气均匀预混的作用不能很快发挥出来。而燃料只通过外旋流器供入本身就使得径向燃料分布先天不均匀。显然提高燃料流量后会使预混非均匀度更加恶化。这就是  $\bar{\phi} > 0.6$  后,  $\text{NO}_x$  排放量上升快的缘故。尽管如此, 在实际应用中, 这种燃烧器的  $\text{NO}_x$  水平还是很低的。估计与前述喷嘴外接的直管段有关, 这等于延长了预混段。单纯考察喷嘴出口处的情况, 可以预计方案 2 的预混均匀性要优于方案 3。

其他的试验研究还表明<sup>[2]</sup>, 在燃料/空气动量比、旋流数、旋流方式、燃料喷射点数和运行温度这 5 个影响预混均匀性的因素中, 作用由大到小的参数顺序为燃料/空气动量比、燃料喷射点数和旋流数。这与前述 GE LM6000 燃烧器的 3 种方案所追求的目标一致。燃料/空气动量比(一般在 0.02~0.1 之间变动)实际上是通过改变燃料的射流孔径来调节的, 该孔径一般介于 0.6~1.0mm 之间。在一定条件下, 适当提高燃料的射流强度, 不仅可以加大穿透深度, 而且也对局部的湍流强化做出了贡献。但要注意避免采用上面方案 3 中与空气流动方向一致的燃料供应方式, 否则会适得其反(仅考虑喷嘴出口处的预混均匀性, 不考虑圆管段的作用)。

此外, 燃料/空气动量比与燃料喷射点数是相关的。喷射点数少时, 动量比对降低非均匀度的作用要强, 而在低动量比时, 喷射点数则显得更重要。旋流数适当提高会强化湍流效应, 同时对应着较大的叶片角, 延长了旋流流程, 对完善预混过程也是有利的。但如果旋流数过大, 可能导致预混通道内出现回流, 从而有引发回火的危险。高湍流速度固然使燃料的空间浓度分布趋于均匀, 但是否会同时强化浓度的瞬时脉动需要进一步研究。值得注意的是, 预混非均匀度沿喷嘴轴向呈指数形式下降, 在大约 2 倍于旋流器外径处基本趋于恒定。这对设计预混段长度是一个重要的参考依据。

### 2.2.2 西门子 HR3 燃烧器

该燃烧器的结构参见图 8。全尺寸冷热态试验研究了 5 种情形下的燃料/空气预混均匀性问题: 标准结构、外侧燃料喷射孔堵塞、喷射孔孔径减小 20%、外侧对角旋流器进口加装混合器和多孔板<sup>[3]</sup>。

气体燃料是从对角旋流器进口端的叶片上均匀开设的一排小孔喷入(图 14<sup>[3]</sup>)。

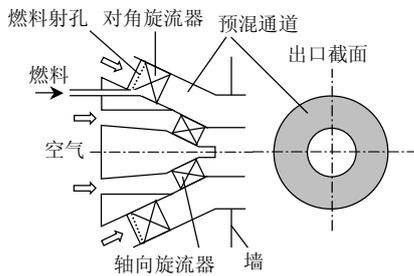


图 14 HR3 喷嘴结构和试验测量平面示意图

Fig. 14 Nozzle structure of HR3 burner and schematic diagram of experimental measurement plane

试验结果如下：原标准结构设计不能形成完全均匀的混合物，在环形流道内侧比外侧要好。估计是旋流流道径向湍流速度不同所致。同时发现燃料浓度左上侧高，表明存在空气或者燃料流动的不对称问题。

针对上述问题，采取了堵塞部分外侧燃料喷射孔的措施。但发现流道外侧的浓度脉动水平反而上升，均匀性更差。原因是预先加大了内外侧燃料浓度差异。这种情况与 GE LM6000 燃烧器只通过外旋流器供入燃料的情形相似，结果也一致。尽管如此，却发现内侧预混质量更加改善。因为在燃料流量不变的情况下，堵塞部分喷射孔也就提高了剩余喷射孔的射流动量。这进一步证实了前述文献中提高燃料射流动量对提高预混均匀性有利的结论<sup>[2]</sup>。当把燃料喷射孔孔径减小 20% 以后，也得到了同样的结果，整个流道的均匀性明显改善，同时原来燃料浓度分布不对称的情况也被大大补偿了。

在对角旋流器进口加装混合器的效果最好，相反，加装多孔板不仅没有改善，反而削弱了预混均匀度。这就是说，在不改变旋流数的前提下，设法提高湍流强度，最为有利。图 15<sup>[3]</sup>所示的常压热态试验表明了加装混合器比不加装时  $\text{NO}_x$  的相对减

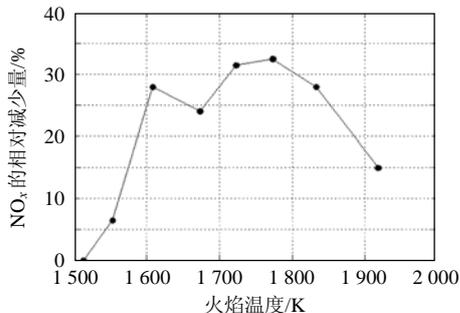


图 15  $\text{NO}_x$  的相对减少量随火焰温度的变化

Fig. 15 Relative reduction of  $\text{NO}_x$  with the flame temperature

少量随火焰温度的变化，与不加装混合器相比，加装混合器后，在火焰温度 1800 K 附近的相对  $\text{NO}_x$  减小程度高达 30%。在 1500K 时的改善程度不大，因为那时  $\text{NO}_x$  的生成量本来就很低；而在 1900K，改善程度再度降低，这是因为那时的  $\text{NO}_x$  生成量过高，与较低温度相比，混合器的作用所占的相对比例较小。

### 2.2.3 燃料喷射系统改造

为了改造老一代机组 GE MS5001，降低  $\text{NO}_x$  排放，同时维持原有的 CO 水平和燃烧稳定性，从尽可能降低改造费用和减小对机组性能影响的角度出发，将原来扩散燃烧的天然气直喷方式改造成了带预混通道的结构，把主燃区的平均当量比从 0.9 降到了 0.8<sup>[28-29]</sup>。

改造要求是燃料与空气混合率高，无回火，燃烧稳定。从流动角度，就是要求预混通道内流场均匀，无回流区和低速区。为此，先后试验了 4 种方案，从左至右依次如图 16<sup>[28]</sup>所示。燃料通过周向均布的 12 个孔由旋流器出口处的壁面喷入。

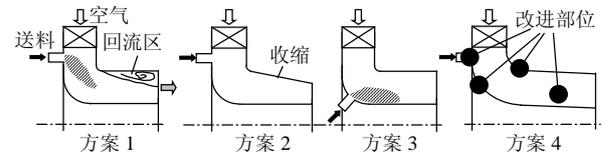


图 16 燃料喷射系统的改造方案

Fig. 16 Reform plans of fuel injection system

方案 1 的  $\text{NO}_x$  排放量已经明显下降，但有火焰和压力脉动，原因是燃料射流集中于中心部位，混合效果差，且在流道出口附近存在回流区，将可能导致回火。

方案 2 为了抑制回流区，将流道收缩，那里的边界层厚度明显减小，但回流现象并未完全消除。

方案 3 试图在拐弯处剪切效应最强的地方喷入，以强化混合。但由于那里是高压区，燃料进入后被迫贴近壁面流动，混合效果反而更差。但同时带来的效果是回流现象基本消除。

最后在方案 1 的基础上，方案 4 做了 4 部分改进：1) 根据射流理论，优化了燃料喷口直径，加深了射流深度；2) 将内外弯道的型线进一步光滑；3) 流道渐缩形成流动加速效应，横截面积连续稳定减小；4) 整个混合通道适当加长。改进的结果是：边界层的发展受到了有效抑制，弯道处形成分离流泡的可能性很小，低速区进一步减小。

试验证实，优化设计后喷射系统的  $\text{NO}_x$  排放量比改造前降低了至少 50%，并且其随负荷增加的变

化率降低了 50%，如图 17<sup>[28]</sup>所示。如果按照水/燃料比例 18% 喷水，则  $\text{NO}_x$  排放量可降低 65%。压力脉动幅度比优化前小得多，达到了预定目标。但是 CO 排放量升高(图 17(b))，原因是仅仅将燃料喷射系统改成了预混燃烧方式，但燃烧室的其他结构没有做相应改动。这就证明了任何单纯降低  $\text{NO}_x$  的方法，都会引起 CO 升高的结论<sup>[1]</sup>。

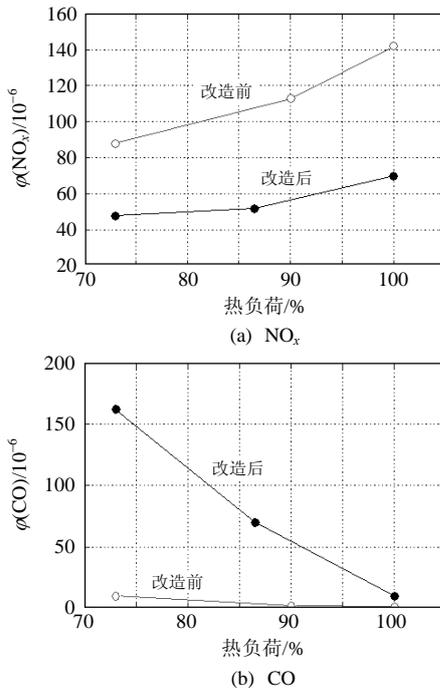


图 17 燃料喷射系统改造前后的污染排放情况( $\phi(\text{O}_2)=15\%$ )

Fig. 17 Pollution emissions before and after the reconstruction of the fuel injection system ( $\phi(\text{O}_2)=15\%$ )

从以上研究可以看出，要获得均匀混合的可燃混合物，燃料喷射和空气组织都十分重要，还要兼顾回火问题。此外，要达到与燃料导管多点喷射方式同样的预混效果，燃料从壁面喷射的方式需要更仔细的设计。

#### 2.2.4 微型燃机燃料喷射系统

微型燃机燃烧室的污染控制也存在可燃混合物的预混均匀性问题。其结构固然要求简单，但性能与大型燃烧室一样，也要求燃烧稳定、高效和低  $\text{NO}_x$  排放<sup>[29-31]</sup>。本文中所采用的燃料喷射系统实际上与大型燃烧室并无本质区别，因此其研究结果极有参考价值。

图 18<sup>[32]</sup>从左至右依次是某微型燃机燃料喷射系统的 3 种方案。其中旋流器叶片数 12，叶片角  $45^\circ$ 。最初的方案 1 类似于 GE LM6000 燃烧器试验的方案 1，也是从中心导管壁面开设 12 个直径 1mm

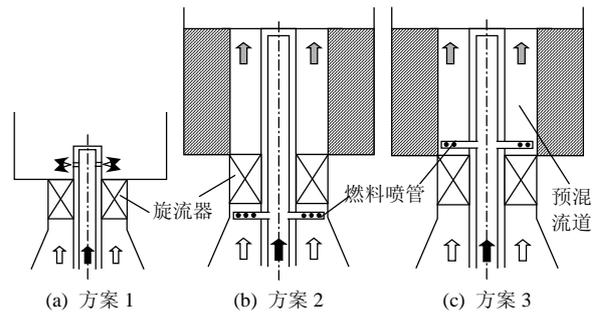


图 18 微型燃机燃料喷射系统方案

Fig. 18 Fuel injection system plans of micro gas turbine

的径向喷射小孔，按照稀相条件供应燃料，但没有预混通道，燃料与空气的混合发生在燃烧室内。这与一般常规扩散燃烧从燃料导管端部按一定角度喷射燃料的情形有所不同。燃料流量为  $Q_f=5\sim 20\text{L}/\text{min}$ ，故每个小孔的燃料喷射速度是  $8\sim 32\text{m}/\text{s}$ 。

方案 1 的试验结果显示对  $\text{NO}_x$  的控制已经相当有效。当过量空气系数  $\alpha$  从 1.5 提高到 2.5 直到熄火时， $\text{NO}_x$  从  $50\times 10^{-6}$  最低降到了  $20\times 10^{-6}$  (体积分数， $\phi(\text{O}_2)=0$ )。不仅绝对数值很低，而且随着燃料流量的增加(意味着负荷增加，燃料喷射速度增加)， $\text{NO}_x$  的生成量下降很快。这说明提高燃料喷射速度强化了其与空气的混合效应，更好地满足了稀相燃烧的要求，这是预混燃烧特性的体现。但不同燃料流量对应的  $\phi(\text{NO}_x)\sim\alpha$  曲线之间相互比较离散。而另一方面，CO 在  $\alpha>2.0$  以后从几乎为零迅速上升，当  $\alpha=2.5$  时，已经达到了  $(6\sim 8)\times 10^{-3}$  ( $\phi(\text{O}_2)=0$ )，且随着燃料流量的增加而增加。当  $\alpha=2.6$  时熄火。

方案 2 和 3 是许多大型燃烧室通常采用的典型燃料喷射方案。在旋流器下游设计有预混通道，6 根燃料导管长度基本接近空气流道宽度，每根导管沿长度方向基本等距地开有 3 个直径为 0.6mm 的穿孔(图 18(b、c))。由于总开孔面积是方案(1)的 1.08 倍，燃料射流速度也就相应减小到原来的 1/1.08。

方案 3 的预混均匀性比方案 1 大大改善，显示出一系列优良效果： $\text{NO}_x/\text{CO}$  生成量的绝对值大大降低，达到了小于  $15/60\times 10^{-6}$  ( $\phi(\text{O}_2)=0$ )，折算到 15%  $\text{O}_2$  时  $\text{NO}_x$  排放量就低达  $1\times 10^{-6}$  数量级了，表明稀相预混燃烧的效果非常好。对应于不同燃料流量的  $\phi(\text{NO}_x)\sim\alpha$  曲线几乎重合，说明  $\text{NO}_x$  排放量对负荷变化已经变得很不敏感(图 19<sup>[32]</sup>)。在图 17(a)中也给出了同样的结果，可见这是均匀预混的另一个优越性。在  $\alpha$  较小时，曲线有所离散，而且  $\text{NO}_x$  随燃料流量的增加而增加。CO 的排放量随  $\alpha$  的变化与方案 1 的结果完全颠倒过来，即随着  $\alpha$  的增大而减小，变

化也比较平缓,这与  $\text{NO}_x$  的情况类似。在同样的  $\alpha$  时,  $\text{CO}$  依然随燃料流量的增加而增加。熄火时的  $\alpha$  略高于 2.0, 证明了预混燃烧的稳定范围变窄的特点。

仔细考虑  $\text{CO}$  排放规律在以上 2 个方案中的差异, 可以发现, 方案 1 的  $\text{CO}$  排放量随燃料流量的增加而剧烈增加, 在很大程度上与燃料射流的穿透性有关。因为是径向喷射, 一部分燃料完全可能进入外围温度较低的区域中去, 而且燃料流量越大, 进入得也就越多, 从而导致不完全燃烧和  $\text{CO}$  排放量的增加。简而言之, 就是因为燃料在温度不均匀的环境中燃烧所致。而  $\text{CO}$  恰恰对低温很敏感, 因此凡是有助于使整个平均温度降低的, 或者使局部出现低温区的因素, 都会使  $\text{CO}$  大大升高。这与  $\text{NO}_x$  与平均和局部当量比的关系类似(参见图 2)。而在方案 2 中, 更加均匀的可燃混合物燃烧时, 整个温度场也比较均匀, 不存在燃料喷入低温区的问题, 所以  $\text{CO}$  的生成量降低很多。可见, 在控制总的过量空气系数的前提下, 燃料/空气的均匀预混对于  $\text{CO}$  的减排也是有利的, 避免空间中出现局部的低温区或点, 或者某点时间上向低温方向的瞬时脉动是关键。

方案 3 是针对方案 2 一旦发生回火将损坏旋流器的缺点而做的改进。将燃料喷管移至旋流器下游后, 考虑到预混距离缩短, 将喷管上最内圈的 6 个通孔堵塞, 以加大其他孔的燃料喷射速度, 强化混合。此外, 不仅像前 2 个方案一样测量了燃烧室出口轴线上的污染物浓度值, 还沿半径方向进行了测量, 结果是,  $\text{NO}_x$  和  $\text{CO}$  排放量的绝对值都接近方案 2, 但近壁面处的  $\text{CO}$  排放量却达到了  $10^{-3}$  的数量级。这显然与壁面冷却有关。两种污染物随燃料流量和  $\alpha$  增加的变化趋势与方案 1 相同, 不同半径方向上的数据比较离散, 熄火时  $\alpha$  略低于 2.0。可见这个方案的污染物控制效果介于前 2 个方案之间。

进一步比较图 19 和图 17 这 2 个不同的研究可以发现, 它们的  $\text{CO}$  排放情况在改善了预混均匀性、降低了  $\text{NO}_x$  生成量的同时, 呈现出了截然相反的变化趋势。估计有几种可能性: 1) 两者的可燃混合物的预混程度不同, 这可以根据改进后  $\text{NO}_x$  的不同下降程度来判定; 2) 两者的尺度不同, 前者是实际尺寸的燃烧室, 而后者是微型燃机的尺度。在同样条件下, 在小尺度装置上有可能获得更低的  $\text{NO}_x$  和  $\text{CO}$  排放; 3) 两者的流动参数和流场结构不同,

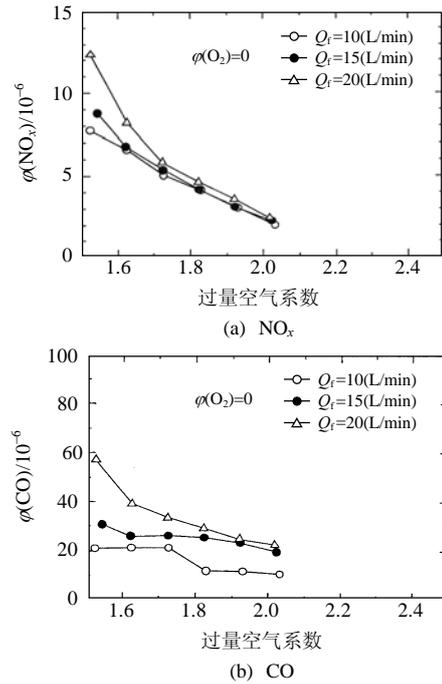


图 19 燃料喷射系统方案 2 的试验结果

Fig. 19 Test results of the fuel injection system plan 2

即使预混均匀性一样, 燃烧的情形也可能有差异。

### 3 R0110 燃烧室燃料/空气预混均匀性分析

R0110 是我国自主研发的首台 110MW 重型燃气轮机。结合前面的分析, 为了对其 DLN 燃烧室燃料/空气预混均匀性进行评价, 进行了模型喷嘴的试验研究(试验系统图见图 20)<sup>[33]</sup>和原型喷嘴的数值模拟研究(计算域见图 21)<sup>[34]</sup>。之前发表的文

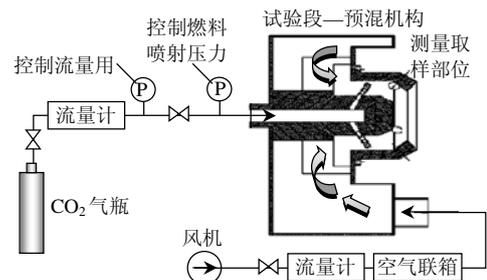


图 20 试验系统图

Fig. 20 Experimental system diagram

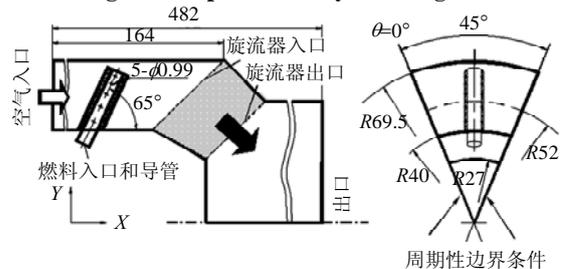
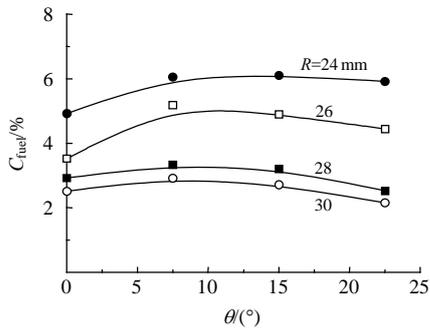


图 21 数值模拟计算域(单位: mm)

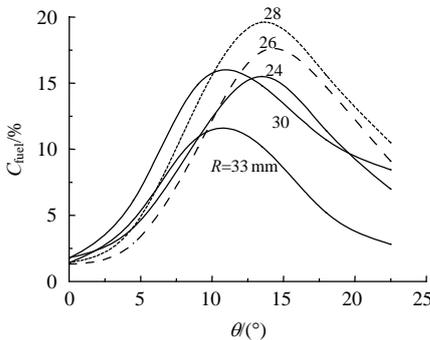
Fig. 21 Computational domain of numerical simulation (mm)

献[33-34]对此有详细说明。

图 22<sup>[34]</sup>所示为空气旋流器入口处的燃料浓度沿周向和径向的分布。可以看出，对模型喷嘴的试验研究和对原型喷嘴的数值模拟研究均表明，空气旋流器入口处的燃料浓度分布无论是沿周向还是径向都非常不均匀。据测算，总的空间不均匀度高达 31.6%。在周向角  $\theta=0^\circ$  的截面(即两个燃料导管之间的中分面)上的燃料浓度相当低，表明燃料射流的穿透性不足。燃料浓度沿周向在导管与中分面之间的地方达到最大值，燃料导管端部的燃料浓度比根部要低且分布更均匀。



(a) 模型喷嘴的试验结果



(b) 原型喷嘴的数值模拟结果

图 22 R0110 喷嘴的试验及数值模拟结果  
Fig. 22 Results of R0110 nozzle experiment and numerical simulation

对 R0110 燃烧室进行的热态单管试验也证明了其燃料/空气预混均匀性较差的特点。其 NO<sub>x</sub> 排放在整个负荷范围内都超出了 50mg/m<sup>3</sup> (15%O<sub>2</sub>) 的设计标准，在满负荷时更是达到了 193.3 mg/m<sup>3</sup> (15%O<sub>2</sub>) 的高值<sup>[33]</sup>。

经分析，R0110 燃烧室燃料/空气预混均匀性不佳的主要原因是：预混段长度不足；旋流器位于燃料导管下游，其湍流扰动强化混合的作用未得到利用；燃料/空气的射流动量比不够大；燃料导管的开孔间距偏小，使燃料射流过于集中，且相互影响，无法分布到更广阔的空间中去<sup>[35]</sup>。

针对以上问题，提出了一种改进措施，即将燃

料导管上的小孔由均匀分布改为大小孔交错分布(图 23)。计算结果表明(图 24、25)，旋流器入口和出口处的空间不均匀度均降低了 30% 以上。从燃料导管到旋流器出口之间的空间不均匀度也大大降低了<sup>[34]</sup>。

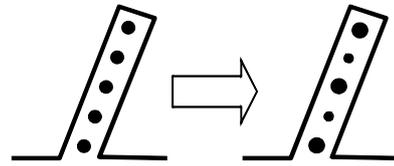


图 23 燃料导管改造方案

Fig. 23 Reform plan of fuel ducts

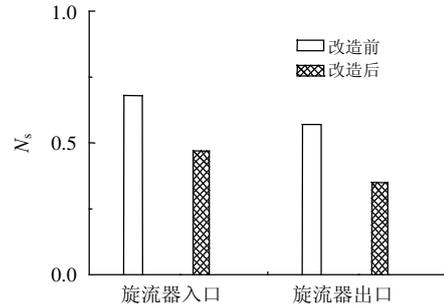


图 24 旋流器进出口截面上的空间不均匀度

Fig. 24 Spatial non-uniformity at swirler inlet and outlet cross-sections

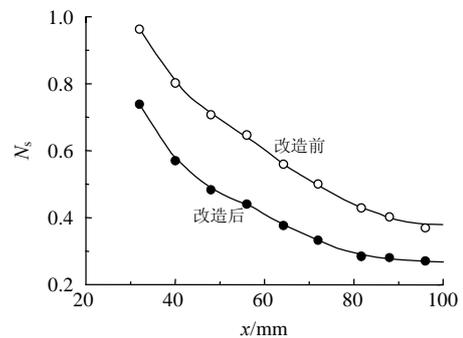


图 25 燃料导管到旋流器出口截面之间的空间不均匀度

Fig. 25 Spatial non-uniformity between fuel ducts and swirler outlet cross-section

#### 4 结论

1) 干式低 NO<sub>x</sub> 燃烧技术的关键是在控制总的燃料/空气当量比的前提下，实现燃料/空气的均匀预混。这不仅可以成功控制 NO<sub>x</sub> 和 CO 的排放，降低它们对负荷变化的敏感度，而且对熄火、自燃等燃烧稳定性问题和其他低 NO<sub>x</sub> 燃烧技术都具有重要意义。

2) 均匀预混的本质是消除空间中的高温炽热点和瞬时的高温剧烈脉动。要求喷嘴出口处的稀相预混可燃混合物在空间各点的燃料浓度分布尽可能接近平均值，同时随时间的脉动幅度要很小。一般而言，时空非均匀度均应控制在 5% 以下。

3) 参照典型 DLN 燃烧器的做法, 气体燃料供应要采用将燃料导管伸入空气流道中, 并通过小孔提供较多燃料喷射点的方式, 这样可以加速混合过程。燃料导管的位置一般视空气旋流器的位置而定, 如果预混段在旋流器之后, 则导管一般安装在旋流器进出口处; 如果预混段在旋流器之前, 则导管一般安装在远离旋流器的上游处。

4) 燃料在预混流道中的供应位置应考虑留有足够长的预混段, 这与旋流器特性和燃料喷射方式、方向、强度等设计直接相关, 需要试验确定最佳点。如旋流器安装在预混段的出口, 则预混段长度必须相应增加。

5) 燃料导管的布局应贯穿流道, 无论导管位置安排在何处, 燃料都应按与空气流动垂直的方向喷射。燃料射流要有较高的射流动量和适当的穿透深度。参与预混的空气必须具有足够高的湍流强度, 应通过旋流器或其他扰动装置实现。

6) 预混通道设计必须考虑回火问题, 原则是适当加大流速, 注意消除流道中的低速区, 可通过逐渐收缩流道面积实现。空气旋流强度不可过高, 避免形成低速区。

7) 西门子 HR3、ABB EV 和 GE LM6000 的燃烧器在喷嘴出口处加装一段圆管段有助于燃料/空气预混过程的完善, 并对回火和振荡燃烧产生抑制作用, 是一种值得借鉴的设计。

8) R0110 燃烧室燃料/空气预混均匀性不佳, 可考虑采取将燃料导管上的大小孔交错排列的设计来获得更好的预混均匀性。

9) 未来 DLN 燃烧室必将朝着进一步提高燃料/空气预混均匀性的方向发展, 主要原则是在避免回火危险的前提下, 增加预混的强度和时间。

## 参考文献

- [1] Lefebvre A H . Gas turbine combustion(second edition) [M]. Philadelphia: Taylor & Francis Press, 1998: 344-359.
- [2] Yimer I, Campbell L. Parametric study to optimize air/fuel mixing for lean, premix combustion systems[C]//Proceedings of 2002 International Joint Power Generation Conference, Phoenix, Arizona, USA, 2002.
- [3] Krämer H, Dinkelacker F, Leipertz A, et al. Optimization of the mixing quality of a real size gas turbine burner with instantaneous planar laser-induced fluorescence imaging[C]//Proceedings of ASME Turbo Expo 1999, Indianapolis, Indiana, USA, 1999.
- [4] Frazier T R. Fuel/air mixing and NO<sub>x</sub> formation in a lean premixed gas turbine combustor[D]. Urbana: University of Illinois at Urbana-Champaign, 2001.
- [5] Lyons V J. Fuel-air non-uniformity effect on nitric oxide emissions [J]. AIAA Journal, 1982, 20(5): 660-665.
- [6] Flanagan P, Gretsingir K, Abbasi H A, et al. Factors influence low emissions combustion[C]//Energy Sources Technology Conference and Exhibition, Houston, Texas, USA, 1992.
- [7] Fric T F. Effects of fuel-air unmixedness on NO<sub>x</sub> emissions[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 9(5): 708-713.
- [8] Leonard G, Stegmaier J. Development of an aeroderivative gas turbine dry low emissions combustion system[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1994, 116(3): 542-546.
- [9] Ohkubo Y, Azegami O, Idota Y, et al. Development of dry low-NO<sub>x</sub> combustor for 300 kW class gas turbine applied to co-generation systems[C]//Proceedings of the International Gas Turbine & Aeroengine Congress & Exhibition, New Orleans, Louisiana, USA, 2001.
- [10] Hosoi J, Watanabe T, Toh H., et al. Development of a dry low NO<sub>x</sub> combustor for 2 MW class gas turbine[C]// Proceedings of ASME Turbo Expo 1996, Birmingham, England, 1996.
- [11] Vandervort C L. 9 ppm NO<sub>x</sub>/CO combustion system for "F" class industrial gas turbines[C]//Proceedings of ASME Turbo Expo 2000, Munich, Germany, 2000.
- [12] Matta R K, Mercer G D, Tuthill R S. Power systems for the 21st century—"H" gas turbine combined-cycles [R]. New York: GE Power Systems, 2000.
- [13] GE Power System. Products: Gas turbine and combined cycle-technology, experience, innovation[R]. New York: General Electric Company, 2001.
- [14] Rokke P E, Hustad J E, Rokke N A, et al. Technology update on dual fuel, dry low emission gas turbine combustion systems[C]// Proceedings of ASME Turbo Expo 2003, Atlanta, Georgia, USA, 2003.
- [15] Gallimore S, Vickers R M, Boyns M B. The design modifications of the EGT tornado industrial gas turbine to incorporate a dry low emissions combustion system[C]// Proceedings of ASME Turbo Expo 1997, Orlando, Florida, USA, 1997.
- [16] Jeffs E . Siemens completes testing of model V84.3 [J]. Turbomachinery International, 1993, 35(2): 36-39.
- [17] Bonzani F, Di Meglio A, Pallarolo G, et al. Test results of the V64.3A gas turbine premix burner[C]. Proceedings of Power-Gen Europe 1997, Madrid, Spain, 1997.
- [18] Meisl J, Lauer G, Hoffmann S. Low NO<sub>x</sub> emission technology for the VX4.3A gas turbine series in fuel oil operation[C]//Proceedings of ASME Turbo Expo 2002, Amsterdam, Netherlands, 2002.
- [19] Hermesmeyer H, Prade B, Gruschka U, et al. V64.3A gas turbine natural gas burner development[C]//Proceedings of ASME Turbo Expo 2002, Amsterdam, Netherlands, 2002.
- [20] Swanekamp P E. Raising the reliability of advanced gas turbines [J]. Power, 2002, 146(2): 24-34.
- [21] Karim H, Smith L, Etemad S, et al. Industrial gas turbine engine catalytic pilot combustor prototype testing [R]. Washington D. C.: United States Department of Energy, 2002.
- [22] Khanna V. Near-zero NO<sub>x</sub> gas turbine combustion[C]// Proceedings of the Distributed Energy Peer Review 2003, Washington D.C., USA, 2003.
- [23] DeBiasi V. PG&E retrofitting dry low NO<sub>x</sub> combustion kits for FT4A peakers[J]. Gas Turbine World, 2000, 18(6): 12-15.
- [24] 焦树建. 论在燃气轮机中使用的干式低污染(DLE)燃烧室[J]. 燃气

- 轮机技术, 1996, 9(3): 20-30.
- Jiao Shujian. Analysis on the application of dry low emission(DLE) combustor in the gas turbine[J]. Gas Turbine Technology, 1996, 9(3): 20-30(in Chinese).
- [25] 侯晓春. 燃气轮机燃烧技术的研究与应用[J]. 燃气轮机技术, 1998, 11(2): 8-21.
- Hou Xiaochun. Study of gas turbine combustion technology and its application[J]. Gas Turbine Technology, 1998, 11(2): 8-21(in Chinese).
- [26] Sattelmayer T, Felchin M P, Haumann J, et al. Second generation low emission combustors for ABB gas turbines: burner development and tests at atmospheric pressure [J]. Journal of Engineering or Gas Turbine and Power, 1992, 114(1): 118-125.
- [27] Aigner M, Muller G. Second generation low-emission combustors for ABB gas turbines: field measurements with GT11N-EV[J]. Journal of Engineering or Gas Turbine and Power, 1993, 115(3): 533-536.
- [28] Ricco G, Adami P, Martelli F, et al. Improvement of gas turbine injection systems by combined experimental/ numerical approach[C]// Proceedings of ASME Turbo Expo 2002, Amsterdam, Netherlands, 2002.
- [29] 赵巍, 杜建一, 徐建中. 微型燃气轮机与有机朗肯循环装置组成联合循环的设计与分析[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(29): 19-24.
- Zhao Wei, Du Jianyi, Xu Jianzhong. Design and analysis of the combined cycle with the micro gas turbine and organic rankine cycle settings[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(29): 19-24(in Chinese).
- [30] 和彬彬, 段立强, 杨勇平. 回注蒸汽微型燃气轮机系统研究[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(14): 1-5.
- He Binbin, Duan Liqiang, Yang Yongping. Study on steam injected micro gas turbine system[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(14): 1-5(in Chinese).
- [31] 张文普, 丰镇平. 微型燃气轮机环型燃烧室的设计研究[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(5): 150-153.
- Zhang Wenpu, Feng Zhenping. Design and study of annular combustor for micro turbine[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(5): 150-153(in Chinese).
- [32] Shiotani H, Takagi T, Okamoto T, et al. Construction of low NO<sub>x</sub> and high stability flames aiming at micro gas turbine combustion[C]// Proceedings of ASME Turbo Expo 2002, Amsterdam, Netherlands, 2002.
- [33] 谢刚. R0110 重型燃气轮机 DLN 燃烧室的性能试验与分析[D]. 北京: 清华大学, 2010.
- Xie Gang. Performance test and analysis on the DLN combustor of R0110 heavy duty gas turbine[D]. Beijing: Tsinghua University, 2010(in Chinese).
- [34] Lei Junyong, Li Yuhong, You Changfu, et al. Optimization of fuel-air premixing process[C]//Asian Congress on Gas Turbine 2005, Seoul, Korea, 2005.
- [35] 冯冲, 祁海鹰, 谢刚, 等. R0110 燃烧室预混均匀性与排放的研究[J]. 工程热物理学报, 2010, 31(8): 1431-1434.
- Feng Chong, Qi Haiying, Xie Gang, et al. Study on premixing uniformity and emission of R0110 combustor [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2010, 31(8): 1431-1434(in Chinese).



冯冲

收稿日期: 2010-08-09。

作者简介:

冯冲(1984), 男, 博士研究生, 课题方向为燃用中低热值燃料的重型燃气轮机燃烧室的研究, fengc07@mails.tsinghua.edu.cn;

祁海鹰(1960), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为燃煤污染控制, 多相流动, 燃烧。

(责任编辑 王庆霞)