

燃烧室预混段燃料/空气混合规律的数值研究

李宇红, 孙宝成, 祁海鹰

(清华大学热能工程系, 北京 100084)

摘 要: 燃料与空气的均匀混合是稀态均相预混燃烧技术的关键。采用数值模拟方法, 研究了多种工况条件下一个圆柱形射流预混段内燃料与空气的混合过程。结果显示, 增加预混段长度, 减小燃料喷嘴直径, 降低燃气平均速度和提高燃气湍流度, 都能提高预混段的混合能力。研究获得了所有主要参数的统一定量关系, 可用它通过内插或外推来预测其它条件下燃料和空气的混合情况。研究结果对于认识预混过程的机理和燃烧室的设计有重要的参考价值。

关 键 词: 燃气轮机; 燃烧室; 燃料/空气; 混合不均匀度; 数值模拟

中图分类号: TK473.2 文献标识码: A

引 言

当代先进燃气轮机普遍采用干式低 NO_x 燃烧技术(DLN)来降低 NO_x 的排放, 这项技术的基本原理是稀态均相预混燃烧。实现这个燃烧过程的两个关键, 一是控制燃烧火焰温度; 二是保证燃料与空气的均匀混合。特别是后者, 涉及到更多结构和流动参数的控制, 对燃烧室的设计十分重要。因此, 掌握控制燃料与空气混合质量的关键因素和量化的影响规律, 具有重要意义。

燃料与空气混合的均匀程度通常用混合不均匀度 S 来表示。 S 是指燃料浓度的变化量占其平均量的百分比, 有时间和空间不均匀度之分^[1]。研究的主要结论包括: (1) 燃料和空气平均当量比 $\varphi < 0.7$ 时, 增大 S 将增加 NO_x 的生成量; 当 φ 接近 1 时, 增大 S 将减小 NO_x 的生成量^[2]; (2) S 随着预混段长度的增加而减小。适当简化某燃烧室预混段发现, 预混段长度由入口直径的 4 倍增加到 10 倍时, 出口处的混合不均匀度和 NO_x 的生成量分别只有前者的 1/20 和 1/6^[3]。研究轴对称湍流喷射条件下, 3 种气体与空气在方管内的混合情况的实验表明, 只要混合段足够长, 3 种气体与空气的混合不均匀度下降到 23% 后都

不再改变; Re 数越高, 达到这个数值所需的混合距离越长^[4]。这说明, 在特定的混合方式下, 单纯靠增加混合长度所取得的效果是有限的; (3) 旋流能够促进燃料与空气的混合, 因为旋流增加了燃料与空气在预混器中的停留时间, 同时旋流增大了燃料和空气的湍流度, 增强了湍流扩散作用^[5]; (4) 欲达到某一确定的混合不均匀度 (< 0.05), 增加燃料与空气的动量比可缩短预混长度, 而且这种变化几乎是线性的。这是在研究燃料和空气流动方向相垂直的混合过程时发现的^[6]。

总之, 从发表的文献看, 前人的工作以基础研究居多, 以定性的结论为主, 对各种影响因素及其作用规律的机理研究和定量描述还比较欠缺, 各个影响因素之间的相互关系也不甚明确。为此, 本文采用数值模拟的方法, 参考文献^[3]的实验装置和工况条件, 对燃料/空气混合过程进行了三维计算, 在获得流场和燃料浓度场, 并用实验结果检验计算准确性的基础上, 进一步研究了燃料/空气混合不均匀度随各种影响因素的变化规律。

1 预混段的几何结构和计算条件

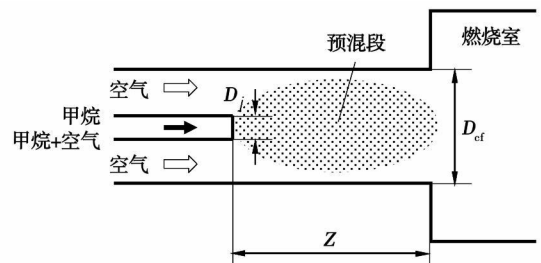


图 1 预混段计算域示意图

图 1 为计算用燃烧室预混段结构示意图。燃料与空气经由不同管路进入长度为 Z 的预混段混合, 然后进入燃烧室内。预混段直径 $D_d = 40 \text{ mm}$, 长度

Z 在 160~400 mm 的范围内变化; 燃料喷嘴的直径 D_j 在 2.8~4.2 mm 范围内变化; 燃料和空气的进口速度分别为 v_j 和 v_{cf} 。混合气流的平均速度可表示为: $v = \int_0^{D_d/2} \rho_j r dr / \int_0^{D_d/2} \rho r dr$ 。

从前人的研究可知, 影响混合效果的几个主要因素包括: (1) 预混段长度和混合气流的平均速度决定了燃料在预混段内的混合和停留时间。预混段越长, 平均流速越低, 混合效果必然越好; (2) 燃料与空气在进口处的射流相对速度越大, 也就是初始速度场不均匀程度越高, 动量交换越强, 对混合过程越有利, 这可通过改变喷嘴直径来实现; (3) 提高燃料和空气的湍流度, 也能增强预混段内的动量交换, 起到强化混合的效果。因此, 在计算中, 把预混段的无量纲长度 Z/D_{cf} 、喷嘴的无量纲直径 D_j/D_{cf} 、混合气体的平均速度 v 、燃料和空气的湍流度 Tu 作为主要参数加以变动, 观察出口处混合不均匀度的变化规律。

这些参数的具体变化情况如表 1 所示。

表 1 计算中主要参数的取值情况

Z/D_{cf}	D_j/D_{cf}	$v/m \cdot s^{-1}$	$Tu/\%$
4*	0.07	2.54	5*
5	0.075	2.86	10
6	0.08*	3.18*	15
7	0.085	3.49	20
8	0.09	3.81	
⋮	⋮	⋮	⋮

(*表示该值与文献 [3] 实验时的取值相同)

每次计算只改变一个参数, 其它参数保持不变。为此, 共计算了 $7 \times 5 \times 5 \times 4 = 700$ 种工况的混合不均匀度。

其它进口条件包括甲烷与空气的进口速度按同样的比例变化, 以保证二者的化学当量比 φ 稳定在 0.5, 甲烷与空气的湍流度保持一致, 所有工况下温度均为 273 K, 压力为一个大气压。

2 数学模型

2.1 流动控制方程和数学模型

本文研究的是常温常压下多组分气体在预混段内的流动及混合情况, 不涉及燃烧和化学反应。计算区域内气体的流速较低, $Ma < 0.015$, Re 数的取值在 4 080~10 200 之间, 故流动为三维不可压的湍流流动。主要的流动控制方程连续方程、动量方程和组分方程如下

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + S_{ui} \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\rho m_a)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j m_a) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_a \frac{\partial m_a}{\partial x_j} \right) + R_a \quad (3)$$

式中: $m_a = \rho_a / \rho$, m_a 、 ρ_a 和 Γ_a —组分 a 在混合物中的质量分数、质量平均密度和交换系数。湍流模型采用标准 $k-\epsilon$ 双方程模型, 混合模型采用输运方程模型。

2.2 计算域与边界条件

计算区域长度为 Z 一段圆柱体空间, 因为轴对称, 只需计算圆柱的 1/4 区域即可。在入口处, 给定预混气体的温度、压力、入口速度、湍流度和各组分的质量分数; 在出口处, 给定出口静压, 同时满足流量和化学组分守恒; 壁面为无滑移、无渗透的固体壁面; 计算区域周向的两个边界是对称性边界, 所有的变量数学对称, 除了垂直于边界的速度分量和雷诺切应力分量以及包含法向的雷诺通量以外, 没有穿过边界的扩散。

2.3 混合不均匀度和相关参数的定义

燃料和空气的混合不均匀度 S 指某一横截面上, 燃料的当地摩尔分数 c_r 相对于截面的平均摩尔分数 \bar{c} 的偏离程度用式 (4) 表示:

$$S = \frac{\sqrt{\int_0^{D_d/2} (c_r - \bar{c})^2 \rho r dr}}{\sqrt{\int_0^{D_d/2} \rho r dr}} \quad (4)$$

式中: \bar{c} —截面上的平均摩尔分数:

$$\bar{c} = \frac{\int_0^{D_d/2} c_r \rho r dr}{\int_0^{D_d/2} \rho r dr} \quad (5)$$

燃料喷嘴处 $c_r = 1$, 空气进口处的 $c_r = 0$, 进口截面的混合不均匀度可表示为:

$$S_{in} = \sqrt{\frac{(1-\bar{c})^2 \rho_j D_j^2 + (0-\bar{c})^2 \rho_{cf} v_{cf} (D_{cf}^2 - D_j^2)}{\rho_j D_j^2 + \rho_{cf} v_{cf} (D_{cf}^2 - D_j^2)}} \quad (6)$$

只要燃料与空气的流量不变, 入口处的混合不均匀度也不会改变。

除了混合不均匀度外, 本文还用混合效率 η 表征预混段的混合能力:

$$\eta = 1 - S_{out} / S_{in} \quad (7)$$

式 (7) 说明了在入口混合不均匀度相同的条件下, 混合效率越高, 出口处的混合不均匀度越低, 混合的效果越好。

3 计算结果与分析

3.1 数值计算的准确性检验

用于检验计算结果的实验条件如表2所示。其中,工况2的燃料喷嘴内通入的是已经预混均匀的甲烷与空气的混合气体(其中甲烷的质量分数为0.446),但流速与工况1相同(见*号注)。

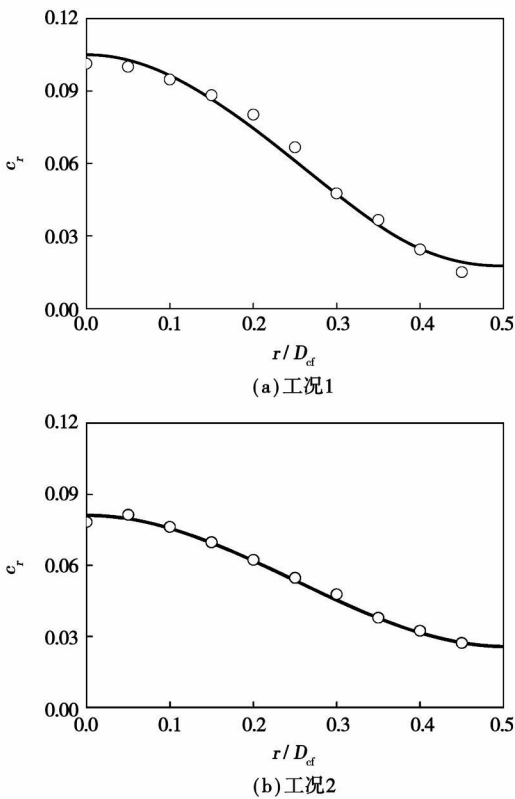


图2 预混段出口燃料摩尔分数 c_r 计算值与实验值对比

表2 用于检验计算结果的实验工况和进口条件

	工况1	工况2
Z/D_{cf}	4	4
D_j/D_{cf}	0.08	0.105
$v_j/m^{\circ}s^{-1}$	24.4	24.4*
Re_j	5100	7800
$v_{cf}/m^{\circ}s^{-1}$	3.1	3.0
Re_{cf}	8500	8100
$v/m^{\circ}s^{-1}$		3.18
$T_{cf}/\%$		5
φ		0.5

图2给出了在表2的条件下,预混段出口截面上燃料摩尔分数 c_r 计算值与实验值的对比,可见两者十分吻合。工况1的最大偏差为5.6%;平均偏差 $\leq 2.8\%$ 。工况2的情形更好,最大偏差为5.0%,平均偏差1.3%。这表明,在计算条件范围内,数值方法预测燃料/空气混合不均匀度是可行和准确的。

由于工况2那部分预混的情形在实际应用中并不多见,因此,本文的后续模拟中只考虑燃料与空气分别进入预混段的情形。

3.2 预混段长度对混合效率的影响

图3给出了在 $D_j/D_{cf}=0.08$ 时,不同的进口湍流度 Tu 及平均流速 v 条件下,混合效率 η 随预混段长度 Z/D_{cf} 的变化情况。随着预混段的延长, η 不断增加,但其增加速率在 $(4\sim 6)D_{cf}$ 时很快,随后愈来愈慢。显然,单靠不断延长预混段来达到高混合效率的效果是有限的。由于绝大部分的混合过程在 $(4\sim 8)D_{cf}$ 内已经完成,故燃烧室预混段长度的合理取值范围应为进口直径的4~8倍,继续增加预混段长度,所得的效果有限,反而加大了燃烧室的轴向距离。若预混段长度超过进口直径的8倍,混合效果仍不理想,应考虑采用其它措施来强化混合过程,如减小燃气的平均速度,进口加装漩流器提高混合物的湍流度等。

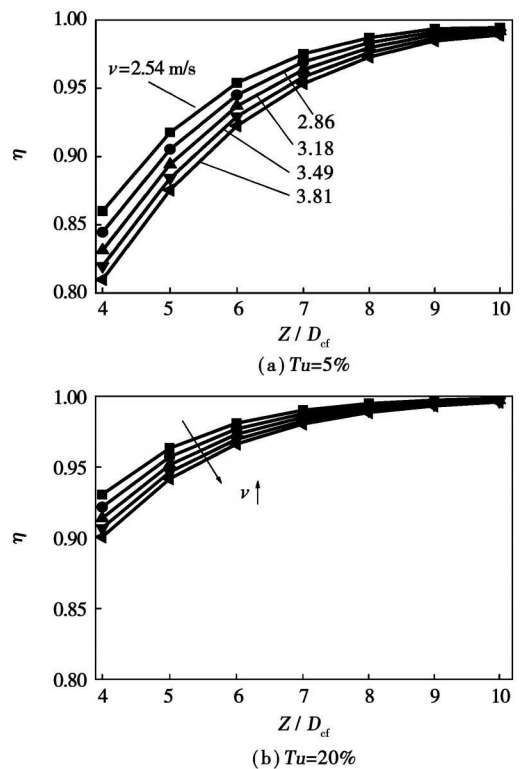


图3 不同的进口湍流度和平均气流速度条件下,混合效率随预混段长度的变化
(条件: $D_j/D_{cf}=0.08$)

3.3 气流速度和湍流度对混合效率的影响

由图3还可看出,在同一预混段长度中,气流流速 v 越慢,越有利于混合。分别以流速的倒数 $1/v$ 和混合效率 η 为横纵坐标画图时即可发现,二者呈明显的线性关系,如图4所示。在其它湍流度条件

下,也存在这种线性关系(图略)。因为 $1/v$ 表征了混合气体在预混段内的停留时间,所以图4意味着,混合效率与停留时间成正比,并可式(8)表示:

$$\eta = k_1/v + b_1 \tag{8}$$

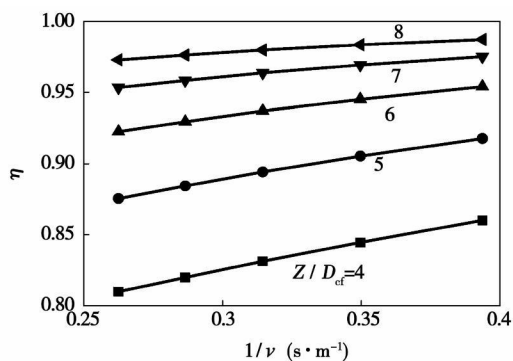


图4 混合效率与气流平均速度的关系
(条件: $D_j/D_{cf} = 0.08, Tu = 5\%$)

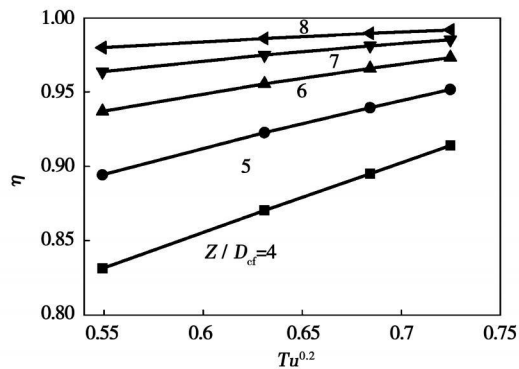


图5 混合效率和湍流度之间的关系
(条件: $D_j/D_{cf} = 0.08, v = 3.18 \text{ m/s}$)

由图3还可看出,在相同的预混段长度和燃气平均速度下,湍流度越大,混合效率越高。整理二者之间的关系发现, η 与 $Tu^{0.2}$ 有近似线性的变化规律,如图5所示。在其它平均流速条件下,也存在这种线性关系(图略)。 η 与 $Tu^{0.2}$ 的关系,可以用式(9)表示:

$$\eta = k_2 Tu^{0.2} + b_2 \tag{9}$$

混合效率 η 与 $1/v$ 和 $Tu^{0.2}$ 的线性规律,为得到 η 与上述几个参数之间总的函数关系提供了可能。按照这个思路整理上述实验数据,以气流马赫数 Ma 代替燃气平均速度,得到式(10)的函数关系和图6。按式(10)线性拟合所有计算点,其线性相关度为 0.998 8,得:

$$\eta = k_3 X + b_3 = k_3 (X_1 X_2 + X_3) + b_3 \tag{10}$$

$$X_1 = [10 - 1.1(Z/D_{cf})] \tag{11}$$

$$X_2 = (1 - Tu^{0.2})/Ma + 340 \times [1.05 - 0.05(Z/D_{cf})] Tu^{0.2} \tag{12}$$

$$X_3 = 340 \times [1.91 - 0.08(Z/D_{cf})] (Z/D_{cf}) \tag{13}$$

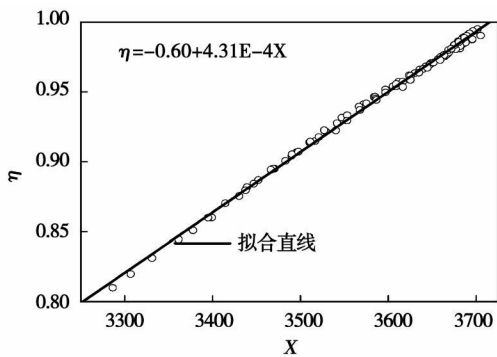


图6 按式(10)坐标整理后的计算结果
(条件: $D_j/D_{cf} = 0.08$)

3.4 燃料和空气动量比对混合效率的影响

当喷嘴直径减小到 2.8 mm 或取其它值时,都未从本质上改变混合效率与流动速度和湍流度之间的线性变化规律(图略)。这表明,在本文的研究范围内,这一规律具有普遍性。

喷嘴直径的变化,主要导致射流动量比的变化。

定义 m_k 为入口处燃料和空气的动量比,得:

$$m_k = \rho_j S v_j^2 / \rho_{cf} S_{cf} v_{cf}^2 \tag{14}$$

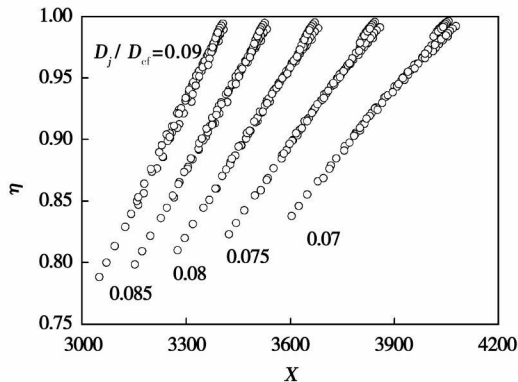


图7 喷嘴直径对混合效率的影响
(横坐标按式(10)整理)

仍按式(10)整理计算数据,并考虑 m_k 的变化对式(10)中 X_3 的定义进行修正:

$$X_3 = 340 \times \left\{ 0.8 + [5 - 0.366(Z/D_{cf})] m_k \right\} \times (Z/D_{cf}) \tag{15}$$

式(15),所得结果如图7所示。

对应每一个喷嘴直径,都可以用一个类似式(10)的函数将 η 与 $Z/D_{cf}, Ma, Tu$ 的关系统一起来。不同的喷嘴直径,对应着不同的 k_3 和 b_3 的值。将 k_3 和 b_3 与燃气的动量比 m_k 联系起来,则 η 与上述4个变量的关系可以统一表达为:

$$\eta = k_4 X + b_4$$

$$= k_4 [(1 - 2.28m_k)(X_1 X_2 + X_3) + X_4] + b_4 \quad (16)$$

$$X_4 = 340(-4.18 + 0.854m_k + 35.14m_k^2) \quad (17)$$

坐标整理后的结果如图8所示。

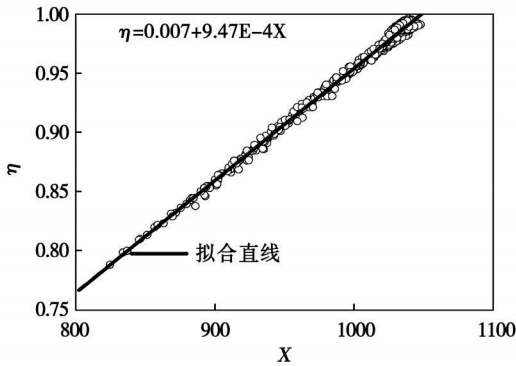


图8 按式(16)坐标整理后的结果

在本文研究的范围内,按式(16)拟合所有的计算点,其线性相关度为0.9973。证明用该函数预测预混段的混合能力和出口不均匀度是可行和准确的。

式(16)与式(10)相比,函数的基本结构并没有太大变化。新增因素对影响混合效率的影响规律,以新增变量的形式得到了体现。这样归一化处理的好处在于:(1)可用它通过外推来预测其它条件下的混合不均匀度,对于认识预混过程的机理和燃烧室的设计有重要的参考价值;(2)可以得到多种因素对混合效率的影响规律及其定量描述,几个因素之间的相互关系也进一步明确;(3)其它因素的混合效率的影响,可以通过对现有函数进行适当修正来实现,扩大了公式的应用范围;(4)参照这种方法整理实验数据,有可能得到线性的结果。

上述4个影响因素中,以预混段长度和湍流度对混合效率的影响最大。预混段过短则混合不够充分,过长对提高混合能力的作用有限,还会增加预混段的轴向长度,存在一个预混段长度合理的取值范围。提高湍流度可以有效地提高预混段的混合能力,这种提升效果在预混段较短时尤其明显。湍流度较大($> 20\%$)时,混合效率对燃气平均速度、喷嘴直径等参数都不再敏感。降低燃气的平均速度和提高燃料和空气的动量比也能够提高混合效率。燃气的平均速度受到流量和进口面积的限制,且为防止回火现象的发生,燃气平均速度必须保持一定的水平。相比之下,缩小燃料喷嘴直径来提高燃料和空气动量比的方法简单而高效,可以方便地实现对现

有燃气轮机的改造,有很大的应用价值。

4 结 论

(1) 获得了所有主要参数的统一定量关系,可用它通过外推来预测其它条件下的混合不均匀度,对于认识预混过程的机理和燃烧室的设计有重要的参考价值。

(2) 在所研究的范围内,增加预混段长度,减小燃料喷嘴直径,降低燃气平均速度和提高燃气湍流度,都能提高预混段的混合能力,存在一个预混段长度合理的取值范围。其它条件相同时,预混段的混合效率 η 与 $1/v$ 、 $Tu^{0.2}$ 分别有很好的线性变化规律。上述因素中,又以预混段长度和湍流度对 η 的影响最大。

(3) 提高湍流度能够有效地提高预混段的混合效率,预混段较短时效果更加显著。湍流度较大时($> 20\%$),混合效率对燃气平均速度、喷嘴直径等参数都不再敏感。

(4) 缩小燃料喷嘴直径,能够有效地降低燃料/空气混合不均匀程度,且不需对预混段现有的几何结构做大幅度调整,是提高预混段混合能力的简单且行之有效的办法。现代燃烧室大多采用多孔式燃料喷射结构型式的依据就在于此。

参考文献:

- [1] 祁海鹰,李宇红.干低 NO_x 燃烧室的结构性能演化和关键技术分析[R].863重大燃机专项项目——燃烧室研究报告,2004.
- [2] LTONS V. Fuel/air nonuniformity-effect on nitric oxide emissions[J]. AIAA Journal, 1982, 20(5): 660-665.
- [3] FRIC F. Effects of fuel-air unmixedness on NO_x emissions[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 9(5): 708-713.
- [4] PITTS M. Effects of global density and Reynolds number variations on mixing in turbulent axisymmetric jets implications for turbulent jet diffusion flames[R]. Proceedings of the 1987 ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference 1987.
- [5] GUPTA A, RAMAVAJJALA M, TAHA M. The effect of swirl and nozzle geometry on the structure of flames and NO_x emission[R]. AIAA Paper No. 92-0766, 1992.
- [6] LAKSHMI S, MURUGANANDAM M. Mixing of transversely injected jets into a crossflow under low-density conditions[J]. AIAA Journal, 2002, 40(7): 1388-1394.
- [7] BOGDAN G, ROBERT ZOLTAN S, LASZLO F. LES of swirling flows in gas turbine combustion chambers[R]. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2004 Volume 1: Combustion and Fuels, 2004.
- [8] BARNES C, MELLOR M. Effects of unmixedness in piloted-lean premixed gas turbine combustors[J]. Journal of Propulsion and Power, 1998, 14(6): 967-973.

(编辑 伟)

太阳能热发电技术与系统= **Solar Energy-based Thermal Power Generation Technologies and their Systems** [刊, 汉] / YANG Min-lin (Education Ministry Key Laboratory on Intensified Heat Transfer and Process Energy Conservation, South China University of Technology, Guangzhou, China, Post Code: 510640), YANG Xiao-xi (Dongguan University of Technology, Dongguan, China, Post Code: 523808), LIN Ru-mou (Institute of Engineering Thermophysics under the Chinese Academy of Sciences, Beijing, China, Post Code: 100080), YUAN Jian-li (North China Electric Power Science Research Institute Co. Ltd., Beijing, China, Post Code: 100045) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(3). — 221 ~ 228

The research on large-scale solar energy-based thermal power generation technologies in China is still in its infancy but in foreign countries it has been going on for many years. The authors have described the technologies in question and their systems, summarizing the research achievements of some Chinese and foreign academics and comparing their advantages and disadvantages. The tower and trough type technologies are most suitable for large-scale solar energy thermal systems. Due to its relatively small power output, the dish type is applicable for distributed energy source systems. Other systems are still in their experimental and research stage. Among the above, the integrated technology of the tower type and the vacuum heat absorption tube technology of the trough type will be the focus for future research. **Key words:** solar energy, solar energy thermal power generation, solar energy thermal collector

离心压气机凹槽导流片式机匣处理失速控制研究= **A Study of the Stall Control Involved in the Casing Treatment of a Centrifugal Compressor with Recessed Guide Vanes** [刊, 汉] / GAO Peng, CHU Wu-li, WU Yan-hui (College of Power and Energy Source, Northwestern Polytechnical University, Xi'an, China, Post Code: 710072) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(3). — 229 ~ 234

The authors have conducted an accurate time-variant three-dimensional numerical simulation with respect to a new type casing treatment structure that can remarkably improve the stability margin of the original compressor. A detailed comparison and analysis was performed of the flow fields in the blade tip region of a centrifugal compressor with a solid-wall casing structure and recessed guide vane type casing treatment structure. The meridian speed distribution inside the blade passages in the radial direction is also analyzed, thus revealing the diffusion stabilization mechanism of the casing treatment structure with recessed guide vanes. An analysis of the calculation results of casing treatment with recessed guide vanes of different parameters shows that the increase in the axial overlapping amount is favorable for improving the stability margin of the compressor but unfavorable for enhancing its efficiency. The decrease of the groove depth will somehow improve the stability margin of the compressor. The total pressure ratios at both the peak and the stall point, however, will be somewhat reduced. **Key words:** centrifugal compressor, recessed guide vane type of compressor casing, axial overlapping amount

燃烧室预混段燃烧/空气混合规律的数值研究= **A Numerical Study of the Fuel/air Mixing Law Specific to the Premixing Section of a Gas Turbine Combustor** [刊, 汉] / LI Yu-hong, SUN Bao-cheng, QI Hai-ying (Department of Thermal Energy and Engineering, Education Ministry Key Laboratory on Thermal Sciences and Thermal Energy Power Engineering, Tsinghua University, Beijing, China, Post Code: 100084) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2008, 23(3). — 235 ~ 239

The uniform mixing of fuel and air plays a decisive role in the technology of dilute-state homogeneous-phase premixed combustion. By adopting a numerical simulation method, studied was the fuel and air mixing process under various operating conditions in a premixed section with a cylindrical jet flow. The research results show that the increase of the premixed section length, decrease of the fuel nozzle diameter as well as the reduction of gas average speed and the enhancement of gas turbulence can all improve the mixing ability of the premixing section. The unified quantitative relations of all the main parameters were obtained by a study and used to forecast the fuel and air mixing state under other conditions through extrapolation. The research results are of major reference value for the understanding of the mechanism governing the premixing process and the design of a gas turbine combustor. **Key words:** gas turbine, combustor, mixing non-uniformity, numerical simulation