

# 多股射流瓦斯燃烧器湍流扩散火焰尺度的实验研究

段希利, 王宗明, 王丽娟, 仇性启

(石油大学(华东)机电工程学院, 山东 东营 257061)

**摘 要:** 用火焰图像分析方法, 对一种多股射流燃烧器燃烧富含氢气的瓦斯产生的湍流扩散火焰的尺度进行了实验研究, 研究了燃烧器结构参数和操作参数对火焰长度和长宽比等尺度特性的影响规律。结果表明, 火焰长度随燃烧器喷孔总面积的增大和燃气流量的增大而增大, 随助燃空气过剩系数的增大而减小; 火焰长度和长宽比随上层喷孔位置角的增大而减小。同时发现, 瓦斯中氢气含量对火焰尺度影响较大, 随着氢气含量增大, 火焰长度和长宽比都明显减小。

**关 键 词:** 多股射流; 瓦斯; 湍流扩散火焰; 尺度

中图分类号: O358 文献标识码: A

## 1 前 言

工业加热炉中一般采用湍流扩散燃烧以获得较高的燃烧效率, 火焰的长度和宽度等尺度特征是其最基本的特征, 决定了炉膛内辐射区域温度的分布。郑占利<sup>[1]</sup>对多家炼油厂焦化炉的火焰长度和辐射室温度分布进行的测量发现, 火焰高度对辐射室温度分布有显著影响。

许多学者对湍流扩散火焰的尺度进行了理论和实验研究。Burke 和 Schumann 是最早对扩散燃烧进行研究的学者<sup>[2]</sup>, 他们提出了燃料气体和空气分别在同心的管道内流动燃烧的基本模型, 可以比较理想地描述火焰的形状。GUTAM 和 KALGHATGI<sup>[3]</sup>对静止空气中垂直湍流射流扩散火焰的举升高度和可见长度进行了实验研究。Morcos<sup>[4]</sup>等人则对直流和旋流轻油燃烧器的火焰长度参数进行了研究。Blake<sup>[5]</sup>采用无量纲分析的方法研究了处于浮力控制区域和动量控制区域的湍流扩散火焰的火焰宽度和长度, 发现无量纲火焰长度与密度加权 Froude 数之间的函数关系。袁理明<sup>[6]</sup>等对二维线性湍流浮力扩散火焰的高度进行了理论分析, 并用摄像的方法实际测量了火焰高度, 得出火焰高度与火源功率的关系。矢木<sup>[7]</sup>等人假定火焰为圆柱形, 根据 Tollmien

的射流理论导出了火焰长度公式。Bagster 和 Schubach<sup>[8]</sup>也根据射流动量对燃烧状态做了浮力控制区和动量控制区的划分, 提出了处于浮力控制区气体射流火焰尺度的预测方法和用一个配比系数来预测不同燃料的火焰长度。

需要指出的是, 已经报道的火焰长度研究多数是以单喷孔喷嘴和单一组分燃料燃烧的火焰为对象的。GUTAM 研究了不同直径的喷嘴燃烧氢气时的火焰长度。H. C. Hottel<sup>[7]</sup>对氢、一氧化碳、乙炔和丙烷的湍流火焰长度进行了实验测量, 并与火焰长度预测值进行了对比。Osami Sugawa 和 Kikuko Akai<sup>[9]</sup>对丙烷燃料射流举升火焰的长度和宽度进行了研究, 得到了二者与无量纲热流率的指数关系。学者们研究的其它气体还包括氢气、乙烷、乙烯、一氧化碳、乙炔等。但各文献的说法并不一致, 某些数据相差甚远。

单一组分气体燃烧和单喷孔射流火焰研究与燃烧器在工业应用中的情形有比较大的差别。所以有学者对多喷孔射流燃烧进行研究, 如 B. Fleck<sup>[10]</sup>等人对其开发的多股射流超低 NO<sub>x</sub> 天然气燃烧器的流型和性能进行了初步研究, 但未涉及多股射流燃烧火焰的尺度特性。本文研究了一种多喷孔燃烧器的湍流扩散火焰, 燃料为富含氢气的瓦斯气, 对这类复杂燃料的多股射流扩散火焰进行研究, 对其工业应用具有指导作用。另外, 研究采用了火焰图像的处理和分析技术, 克服了人工测量火焰尺寸不精确和肉眼判断火焰颜色非定量的缺点。

## 2 试 验 装 置

实验流程如图 1 所示, 瓦斯与氢气在混合罐内按一定比例混合, 配制成一定氢气含量的瓦斯气, 经

收稿日期: 2003-06-17; 修订日期: 2003-09-22

基金项目: 中国石油化工总公司资助项目(397040)

作者简介: 段希利(1976-)男, 山东德州人, 石油大学(华东)机电学院助教, 硕士

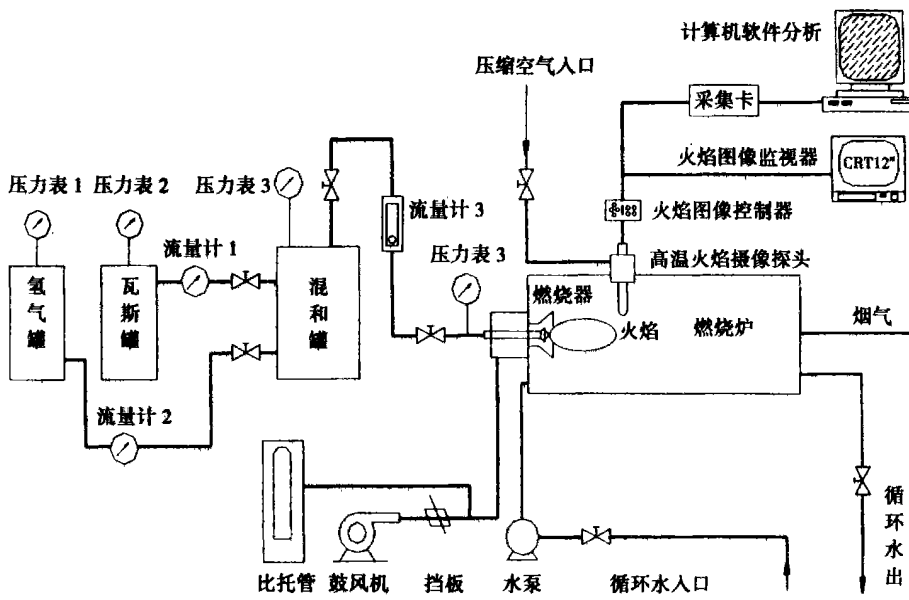


图 1 火焰特性实验流程图

火焰信号经特制的图像采集卡和处理软件 Studio DC10 Plus 转变为数字信号, 在计算机中利用软件对火焰进行处理和分析。

燃烧器整体结构以及火嘴和稳焰器的结构如图 2 和图 3 所示。

实验使用的火嘴是一种外混式多喷孔射流燃气喷嘴, 喷嘴顶端和底部分别有若干个尺寸不同的喷孔。其中, 顶端喷孔为燃气射流主喷孔, 它的直径大小  $d$  和位置角  $\beta$  决定了燃烧器火焰的长度、宽度和射流流量, 从而也决定了燃烧器的热负荷。底部喷孔很小, 主要起到防止脱火、稳定

燃烧的作用。为保证燃烧火焰的稳定性, 本文选用倾角  $60^\circ$ 、开孔率  $10\%$  的 V 型多孔板稳焰器。研究证明<sup>[1]</sup>, 该稳焰器可在流场内形成双回流区, 从而比较理想地稳定火焰。

### 3 火焰尺度的图像测量方法

层流区的火焰形状恒定, 便于测量, 而在湍流区, 火焰轮廓不明显, 形状也不规则, 火焰不稳定, 测量火焰的长度和宽度很不容易。学者们对火焰尺度的定义也因不同的测量方法而有所不同。如根据火焰的光学特性, 定义火焰的可见末端为火焰末端; 根据火焰末端的温度特性, 定义火焰起点和末端为一定的温度点; 根据燃烧的完全性定义火焰边缘等。在早期文献中大多数的火焰长度是靠肉眼估计, 其精度很低。

本文采用火焰图像处理的方法, 是以亮度定义为基础, 结合图像的分析技术, 定义火焰图像某一个灰度处为火焰的端点(实际上这一点对应火焰的某一温度)。考虑到燃烧火焰形状的脉动特点, 采用图像平均的方法, 以同结构和操作参数下火焰的平均尺度作为该条件下的火焰尺度。具体做法为, 读取同一操作参数下的 10 个火焰图像 ( $f_i, i = 1, 10$ ) 相加并求取其平均值得到该条件下的“平均火焰” $f$ 。将  $f$  转化为灰度图像  $f_i$ , 认定一个灰度值  $G$  (一般为 60) 作为火焰边界, 求得火焰图像的长度  $L'_f$  和宽度  $D'_f$ 。

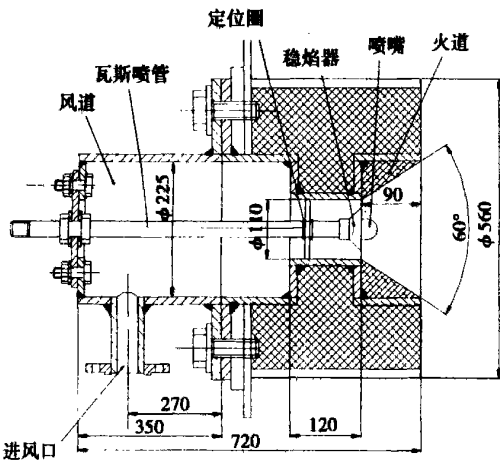


图 2 燃烧器结构示意图

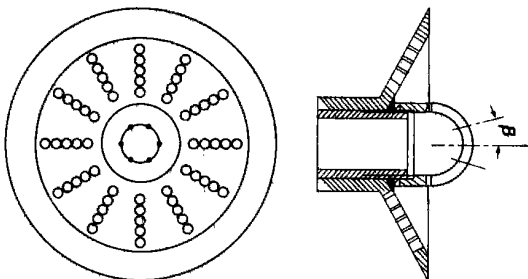


图 3 多喷孔射流喷嘴和稳焰器

阀门调节到合适的压力和流量, 进入炉内燃烧。高温火焰图像采集系统的探头摄取燃烧火焰图像, 该

同样方法,求得炉内标尺的图像长度  $L'_b$ 。根据标尺的实际长度  $L_b$ ,可以求得图像采集系统的尺度比例  $\sigma = L_b/L'_b$ 。这样,就可以求得火焰的实际长度和宽度:

$$L_f = \sigma L'_f = L'_f \frac{L_b}{L'_b} \quad (1)$$

$$D_f = \sigma D'_f = D'_f \frac{L_b}{L'_b} \quad (2)$$

## 4 实验结果及分析

### 4.1 火焰长度和宽度的脉动规律

燃烧稳定后,保持操作参数不变,采集火焰图像,通过处理间隔为 1 s 的时间序列上的火焰图像,得到如图 4 所示火焰外形的脉动规律。不难发现,虽然火焰的长度和宽度都有明显的脉动规律,但它们基本上是各自围绕着一个准线变化的。因此,对数据进行平均处理得到火焰平均长度和宽度,作为该条件下的火焰形状尺寸更为合理。

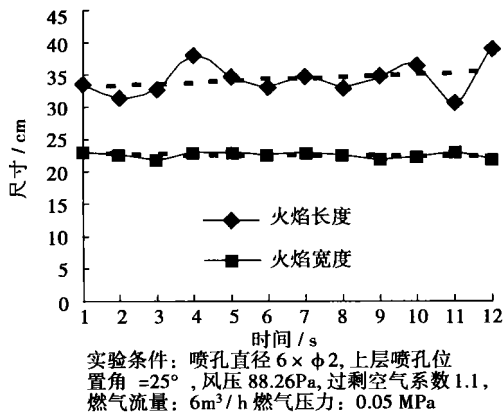


图 4 火焰尺寸的脉动特性

另外,在多组实验中还发现,瓦斯燃烧器湍流扩散火焰长度的脉动比较剧烈,而火焰宽度的脉动幅度要相对小得多。

### 4.2 火焰形状随喷孔面积和燃气流量的变化

保持助燃风压 (88.26 Pa)、空气过剩系数 1.1、燃气组分等参数不变,燃气总流量分别为  $6\text{ m}^3/\text{h}$ 、 $4.5\text{ m}^3/\text{h}$  和  $3\text{ m}^3/\text{h}$  的条件下,在喷管上安装不同结构的火嘴,按照前面所述的方法,进行燃烧实验,采集火焰图像,对不同条件下的图像序列进行平均处理,得到不同条件下的火焰长度和宽度,如图 5 所示。

可以看到,随着喷孔总面积的增大,火焰长度明显地呈现出增加的趋势。虽然由实验数据无法确定

火焰长度与喷孔面积之间具体的关系,但实验数据的分布基本上给出了前者受后者影响的规律,并呈现出一定的线性关系,在实验范围内,喷孔面积增大一倍,火焰长度也大约增加了一倍。

另外,对于结构相同的火嘴,火焰长度随着燃气总流量(即燃烧器的负荷)的增加也略有增加,这说明在实际的加热炉中,即使流动处于湍流状态,增大燃气流量仍可能在一定程度上增加火焰长度。

### 4.3 上层喷孔位置角对火焰形状的影响

实验中固定风压 88.26 Pa、空气过剩系数 1.2 不变,使用上层喷孔为  $6 \times \phi 1.5$  的喷嘴,研究了不同位置角度对火焰长度和火焰长宽比的影响,其结果如图 6 所示。

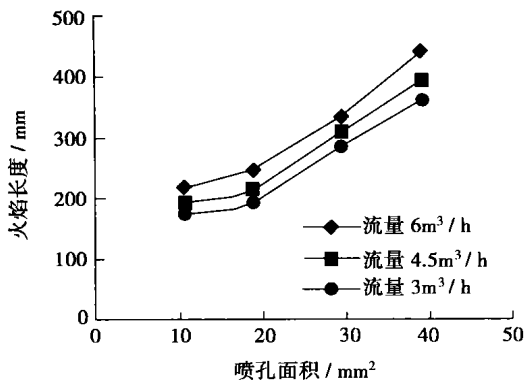


图 5 火焰长度与喷孔面积和燃气流量的关系

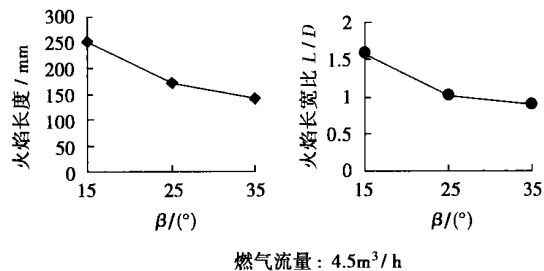


图 6 火焰长度和长宽比与上层喷孔位置角  $\beta$  的关系

可见,火焰的长宽比受上层喷孔位置角的影响较大,随着火嘴上层喷孔的位置角的增大,火焰长宽比随之降低。在实验条件下,喷孔位置角为  $15^\circ$  的火嘴燃烧产生的扩散火焰的长度一般为 30 cm,火焰的长宽比为 1.6 左右,而喷孔位置角为  $35^\circ$  的火嘴燃烧产生的火焰长度约为 20 cm,火焰长宽比在 0.8 以下,即成为高度小于直径的扁平火焰。

火焰在形状方面的这一特性可以从射流原理得

到解释。如果是单一喷孔, 则火焰长度随着喷孔面积和射流量、射流强度的增大而增大。而对于图 3 这种多喷孔射流火嘴, 来自燃烧器喷管的燃料流经倾斜的喷孔流道时发生速度转折, 从而形成沿喷孔轴线方向的射流。这样, 喷孔位置角越大, 则射流在燃烧器轴向的分量就越小, 从而形成短而宽的火焰。

#### 4.4 火焰长度与空气过剩系数的关系

试验考察了空气过剩系数对火焰形状的影响。选用  $6 \times \phi 2$  的喷嘴, 保持燃气流量  $4.5 \text{ m}^3/\text{h}$ , 压力  $0.15 \text{ MPa}$ , 其它参数亦保持不变, 风压取  $88.26 \text{ Pa}$ , 只改变助燃风量, 分别选取不同的过剩空气系数, 得到如图 7 所示的关系。

由上图可见, 随着空气过剩系数的增大, 火焰长度有所降低。所以, 在保证充分燃烧的条件下, 为获得合理的火焰长度, 应控制空气过剩系数在合适的范围内。

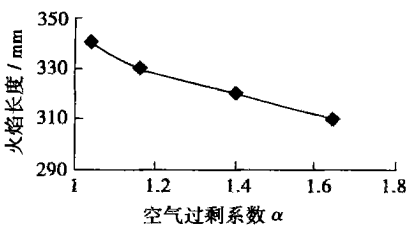


图 7 空气过剩系数  $\alpha$  与火焰长度的关系

#### 4.5 火焰形状与燃气中氢气含量的关系

瓦斯气中氢气的含量往往波动很大, 导致燃烧器的燃烧性能不稳定, 直接影响到生产过程。所以实验研究了瓦斯气中氢气含量对火焰尺度特性的影响。

实验使用的瓦斯气由  $\text{H}_2$  和  $\text{C}_1 \sim \text{C}_6$  的各种烃类和少量惰性气体组成。为了读数方便, 实验中用氢气分压力表示燃气中氢气的含量, 即在储气罐中燃气总压力为定值的情况下, 加入不同量的氢气, 使氢气所占的分压力不同, 从而配比出氢气含量不同的燃气。实验中取燃气总压力  $0.8 \text{ MPa}$  左右, 而氢气分压力在  $0 \sim 0.4 \text{ MPa}$  之间。

分析不同氢气分压力的瓦斯火焰长度及长宽比, 得到氢气含量对火焰几何特性的影响如图 8 所示。

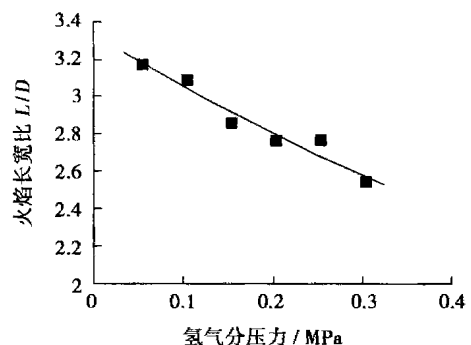
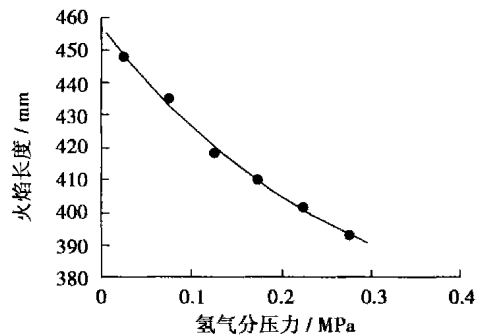
可见, 在瓦斯气流量、风压和喷嘴结构不变的情况下, 随着瓦斯气中氢气含量的增加, 火焰长度大约线性地减小, 并且火焰长宽比也相应变小, 即火焰本身更加短小。

氢气对瓦斯火焰特性的影响是由氢气本身的性质决定的。氢气在空气中的扩散系数为  $0.61$

$\text{cm}^2/\text{s}$ , 扩散速度为  $2.00 \text{ cm}^2/\text{s}$ , 这远远高于瓦斯中甲烷等其它组分。另外, 氢气在空气中燃烧时火焰传播速度为  $265 \sim 325 \text{ cm/s}$ <sup>[13]</sup>, 比甲烷火焰传播速度  $37 \sim 45 \text{ cm/s}$  高近 8 倍。氢燃烧反应进行的速度非常快, 这是由于氢气点燃后容易形成大量燃料链式反应所必需的自由基 (如  $\text{H}$ ,  $\text{OH}$ ,  $\text{O}$  等), 从而启动甲烷等烃类气体的链式反应, 使其燃烧速率大大加快。最后, 氢气最小点火能量仅为  $0.02 \text{ MJ}$ , 而甲烷为  $0.29 \text{ MJ}$ , 这使高氢燃料很容易着火, 射流喷出喷嘴后就开始燃烧。

综上所述, 由于氢分子体积较小, 且扩散速度快, 点火能小, 容易着火, 而氢气燃烧火焰的传播速度又很快, 这样燃料就容易与助燃空气混合并迅速发生反应, 按照扩散燃烧机理, 高氢燃料气燃烧就必然形成较短小的火焰。

在实际工业炉的操作运行中, 根据图 8 结论, 燃料气中氢气含量升高会造成火焰变短, 而根据图 5 给出的结论, 湍流扩散火焰长度与随喷孔直径增大而增大, 所以可以选用较大的喷孔直径, 增加火焰长度, 满足加热炉的需要。也可以根据图 6 的结论, 减小喷孔的角度, 从而减小燃料气流与空气流的夹角, 减弱两者的混合, 增加火焰长度。



燃气总压力  $0.7 \text{ MPa}$ ; 流量  $6 \text{ m}^3/\text{h}$ ; 风压  $88.26 \text{ Pa}$

图 8 火焰长度和长宽比与氢组分的关系

(下转第 156 页)

加大后使入口截面有较大的收缩,引起分离器入口阻力激增。同时,由于此处正处于进口位置,分离器内流通截面的减少使入口气流对分离器内部漩涡场的影响更大,这在一定程度上也加大了阻力损失。由于这些因素影响,使整个分离器阻力急剧升高。

因此,排气管偏置后,除入口 $0^\circ$ 外,其他方向上的偏置均减小了阻力。

## 4 结 论

(1) 旋风分离器排气管偏置对分离器主要性能(分离效率、分离器阻力)都有显著影响。相对排气管不偏置,偏置以后分离效率有了 $5.1\% \sim 10.8\%$ 的明显提高,而阻力(能耗)总体也有明显下降,最大下降幅度达到 $8.5\%$ 。

(2) 不同偏置方向的试验结果表明,  $180^\circ$ 附近的排气管偏置设计,是改善旋风分离器性能较为经济有效的方法。

(3) 超过一定的范围后,偏置距离的增大对分离效率影响将不大明显,但对分离器阻力仍有一定

影响。

由于关于旋风分离器排气管偏置的研究工作在国内外进行还较少,因此对排气管偏置更深入的机理和最佳结构等方面还有很多需要进一步深入研究的问题。本试验作为此领域的探索性研究,希望能对这方面的工作有所帮助。

## 参考文献:

[1] MUSCHELKAUTZ U, MUSCHELKAUTZ E. Special design of inserts and short entrance ducts to recirculating cyclones[ A] . **circulating fluidized bed technology V** [ C] , Beijing P R China: Science Press, 1997, 597—602.

[2] 李之光. 相似与模化(理论与应用)[ M] . 北京: 国防工业出版社, 1982.

[3] 岑可法, 倪明江, 骆仲泱, 等. 循环流化床锅炉理论设计与运行[ M] . 北京: 中国电力出版社, 1998.

[4] JOHN ABRAHAMSON, ROGER JONES, ANDY LAU, et al. Influence of entry duct bends on the performance of return-flow cyclone dust collectors[ J] . **Powder Technology**, 2002, **123**: 126—137.

[5] AVCI A, KARAGOZ I. Theoretical investigation of pressure losses in cyclone separators[ J] . **Int Comm Heat Mass Transfer**, 2001, **28** (1): 107—117. (渠 源 编 辑)

(上接第 147 页)

## 5 结 论

应用火焰图像的处理和分析技术,对瓦斯湍流扩散火焰几何尺寸进行了详细研究,得到了多喷孔外混式烧嘴的结构和燃气中氢气含量对火焰尺度的影响规律。

随着喷孔总面积的增大,火焰长度明显增大,并变得更加细长;随着上层喷孔位置角的增大,火焰长度有所降低,同时火焰长宽比也随之降低。对于相同的火嘴结构,火焰长度随着燃气流量的增大而增加,随燃气中氢气含量增大而减小,并且火焰长宽比也变小。随过剩空气系数增大,火焰长度减小。

## 参考文献:

[1] 郑战利. 石油化工管式炉“扩能”技术的研究与应用[ J] . 石油化工设备技术, 1999, **20**(6): 23—24.

[2] V. N. KRZYZHANOVSKIY, Improvement of combustion of gaseous and liquid fuels [ J] . **Heat Transfer Research**, 1992, **24**(5): 235—242.

[3] GUTAM T. KAIGHATGI, Lift heights and visible lengths of vertical turbulent jet diffusion flames in still air[ J] . **Combustion Science and Technology**, 1984, **41**(1): 17—29.

[4] MORCOS V H, ABDEL-RAHIM Y M. Parametric study of flame length characteristics in straight and swirl light-fuel oil burners[ J] . **Fuel**, 1999, **78**(8): 979—985.

[5] BLAKE T R, MCDONALD M. An examination of flame length data from vertical turbulent diffusion flames[ J] . **Combustion and Flame**, 1993, **94**(4): 426—432.

[6] 袁理明. 二维线性湍流浮力扩散火焰高度[ J] . 中国科学技术大学学报, 1997, **27**(1): 80—83.

[7] 陈树义, 章丽玲. 燃料燃烧及燃烧装置[ M] . 北京: 冶金工业出版社, 1985.

[8] BAGSTER D F, SCHUBACH S A. The prediction of jet-fire dimensions[ J] . **Journal of Loss Prevention in the Process Industries**, 1996, **9**(3): 241—245.

[9] OSAMI SUAGWA, KIKUKO SAKAI. Flame length and width produced by ejected propane gas fuel from a pipe [ J] . **Fire Science and Technology**, 1997, **17**(1): 55—63.

[10] FLECK B, BECKER H A, SOBIESIAK A. Ultra-low-NO<sub>x</sub> natural gas burner: development and performance [ A] . **5th European Conference on Industrial Furnaces and Boilers**[ C] . Porto Portugal: 2000. 11—14.

[11] 段希利, 仇性启, 王宗明. 瓦斯燃烧器回流区测试[ J] . 石油化工设备, 2002, **31**(6): 10—12.

[12] 《化工百科全书》编辑委员会编. 化工百科全书[ M] . 北京: 化学工业出版社, 1997.

(渠 源 编 辑)

channel with the use of PIV (particle image velocimetry) and PDA (Phase Doppler Anemometry). As a result, the turbulent-flow speed distribution of the drag reducing fluid was obtained. The results of the study indicate that in a fully drag-reducing zone the drag-reducing performance of the drag reducing fluid will increase with an increase in Reynolds number. In a transitional drag-reducing zone the friction factor of the drag-reducing fluid will gradually ascend with an increase in Reynolds number, and finally return to a level comparable to that of a solvent. The speed distribution curves of the drag reducing fluid at the near-wall surface will tend to approximate to the laminar speed curves of a Newtonian fluid, but there lacks a total congruence of these two curves. At the near-wall surface of the flow channel the intensive vortex fluctuations observable at the time of water turbulent flows will basically disappear in the drag reducing fluid. In the meantime the speed contour line of the drag reducing fluid in the above zone will be nearly parallel to the flow channel. In addition, the portion occupied by the parallel contour line is much greater than the corresponding portion taken up during the turbulent flow of the Newtonian fluid, thus drastically suppressing the turbulent flow intensity of the drag reducing fluid. **Key words:** drag reducing fluid, turbulence structure, surfactant solution, particle image velocimetry, phase Doppler anemometry

多股射流瓦斯燃烧器湍流扩散火焰尺度的实验研究 = **Experimental Study of the Turbulent/diffusion Flame Dimensions of a Multi-jet Gas Burner** [刊, 汉] / DUAN Xi-li, WANG Zong-ming, WANG Li-juan, CHOU Xing-qi (College of Mechanical and Electrical Engineering under the Petroleum University, Dongying, China, Post Code: 257061) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2004, 19(2). — 144 ~ 147, 156

With the help of a flame-image analytical method an experimental investigation was conducted of the turbulent/diffusion flame dimension of a multi-jet gas burner, fueled by a hydrogen-rich gas. The impact of burner structural and operating parameters on the length and length/width ratio of the flame has been studied. The results of the study indicate that the length of the flame will increase with an increase in burner-jet orifice total area and gas flow rate, and decrease with an increase in combustion-assisting excess air factor. The flame length and length/width ratio will decrease with an increase in the position angle of an upper layer sprayer-orifice. Meanwhile, it was detected that the gas hydrogen content would have a relatively great influence on the flame dimension. With an increase in the hydrogen content the flame length and length-width ratio will significantly decrease. **Key words:** multiple jets, gas, turbulent-diffusion flame, dimension

加压气固喷射器内静压分布特性的试验研究 = **Experimental Research on Static Pressure Distribution Characteristics in a Pressurized Gas-solid Injector** [刊, 汉] / XIONG Yuan-quan, ZHANG Ming-yao (Education Ministry Key Laboratory of Clean Coal Power Generation and Combustion Technology and Research Institute of Thermal Energy Engineering under the Southeastern University, Nanjing, China, Post Code: 210096) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2004, 19(2). — 148 ~ 152

On the test facility of a supercharged pneumatic conveying system an in-depth investigation was performed of the key factors, which have an impact on the static-pressure distribution characteristics in a convergent type of gas-solid injectors. The results of the investigation show that a drastic rise in static pressure occurs at the inlet of the convergent section of the gas-solid injector. The static pressure in the gas-solid injector will decrease with an increase in the gas nozzle distance  $S$  and increase with an increase in convergent angle  $\alpha$ . It is found that with an increase in the gas nozzle outlet speed the maximum static pressure in the gas-solid injector will shift from near the inlet of the injector convergent section to a location near the outlet of the injector convergent section. In addition, the impact of the gas nozzle location, the convergent angle of the convergent section and the conveying air on the static pressure distribution in the convergent type gas-solid