文章编号: 1008-8857(2011)01-0038-08

冲击射流预混火焰的数值模拟

张建辉, 戴 韧, 陈永辰,尹 航

(上海理工大学 能源与动力工程学院, 上海 200093)

摘 要: 采用 FLUENT 软件,选择标准 k-ε模型、RNG k-ε模型、低雷诺 k-ε模型(Abe-Kondoh-Nagan)对停滞板燃烧器内冷态流场进行数值模拟,然后将模拟结果和实验结果进行比较。结果表明,RNG k-ε模型和 AKN(Abe-Kondoh-Nagan)模型得到的结果与实验结果比较接近。用 RNG k-ε模型和 Abe-Kondoh-Nagan 模型对停滞板燃烧器的预混燃烧进行数值模拟,通过与实验结果的比较,评价了两种湍流模型对停滞板预混燃烧的数值预测能力。

关键词: 停滞板燃烧器; 预混燃烧; RNG k-ε模型; AKN 模型

中图分类号: TQ038.4 **文献标识码:** A

湍流预混燃烧广泛应用于汽车发动机、燃气轮机和锅炉。工业上为了设计燃烧室和优化燃烧器效率,需要依靠实际的火焰条件准确地预测湍流燃烧的燃烧状况。因此,湍流预混火焰的研究具有很大的实际意义。

Ashforth 等[1]采用标准 k-ε模型对轴对称冲击射流场进行数值计算,通过与实验结果的比较发现,标准 k-ε模型对冲击射流场射流中心线和射流边界上的湍动能分布的数值预测结果很差,数值预测结果远高于实验值。陈庆光等[2]采用 RNG k-ε模型对轴对称冲击射流进行了数值计算,发现 RNG k-ε模型的预测结果远好于标准 k-ε模型,但是仍然高于实验结果。Aldo[3]采用低雷诺 k-ε模型(Abe-Kondoh-Nagan)并增加了一个阻尼函数(Damping function)以减少近壁面区射流撞击壁面的影响,发现对轴对称冲击射流的冷态流场的预测结果非常接近实验结果。Xi Jiang 等[4]应用直接数值模拟方法(DNS)对非预混冲击射流火焰进行了研究,发现外部扰动几乎不影响近壁面区的燃烧,冲击射流火焰的近壁面边界层位于粘性底层,揭示了低雷诺数冲击射流火焰的基本特征。Yung-Cheng Chen 等[5, 6]运用相关 PIV 技术对贫氢/空气(HL)、贫丙烷/空气(PL)、富氢/空气(HR)三种预混火焰进行了详细的实验研究,提出了湍流消耗速度的概念,它能够直接用于预混火焰的实际化学过程中而不涉及薄火焰假设,本文的物理模型和实验数据均来自于此。

本文在 Fluent 6.36 平台上,分别采用不同的湍流模型对停滞板燃烧器冷态流场进行数值模拟并加以分析,通过对停滞板燃烧器冷态流场的计算结果和实验结果的比较,选取合适的湍流模型对 HR 火焰进行研究,以考察该湍流模型对 HR 火焰的预测能力。

收稿日期: 2010-09-20

作者简介: 张建辉(1984-),男(汉),硕士研究生,jianhuizhang@126.com

1　停滞板燃烧器的冷态流场模拟

1.1　算例描述及湍流模型

本文对文献[5、6]中的实验进行计算，计算模型如图 1 所示，从一根内径为 20 mm 的长圆管喷出的湍流空气射流通过旋流器垂直喷射到底部足够大的停滞板上。燃烧器出口到停滞板的距离 L 为 33 mm，旋流器厚度为 10 mm，中心孔直径为 5 mm，12 个叶片均匀分布在中心孔附近且每个叶片与轴线方向的倾斜角 θ=30°。本文中旋流数 S 定义为[5]

$$S=\frac{2\tan\theta}{3\left[1-\left(D'/D\right)^3\right]} \tag{1}$$

式中，D'、D 分别是旋流器中心孔与燃烧器出口的直径。

由式(1)确定旋流器旋流数 S 为 0.38。

又有

$$Re=\frac{U_{\mathrm{b}}D}{\nu} \tag{2}$$

$$U_{\mathrm{b}}=\frac{\int U\mathrm{d}A}{A} \tag{3}$$

式中，U 和 U_{b} 分别是燃烧器出口的轴向速度与体均速度，$\mathrm{m\cdot s^{-1}}$；ν 是空气运动粘性系数，$\mathrm{m^2\cdot s^{-1}}$。

由式(2)、(3)可得射流雷诺数 Re=4 054。

整个计算区域是轴对称的，故取流场的一半作为计算区域。为方便计算，取停滞板半径 R 为 30 mm。同时为了简化问题，在计算中假设流动为定常、不可压缩，且不计重力的影响。

在指定的计算区域，本文不考虑旋流器内部的流场状况，而是根据实验测得旋流器出口处的流场特性，通过自定义函数来确定燃烧器出口轴向速度 U 和旋流速度 ω 沿径向分布[7]，见图 2，其中，r 为流场中任意一点到中心轴线的距离。

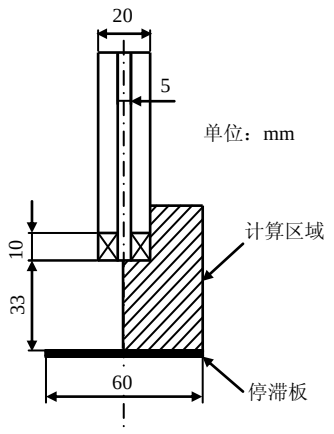

图 1　燃烧器结构与计算区域

Fig. 1　Burner structure and calculation domain

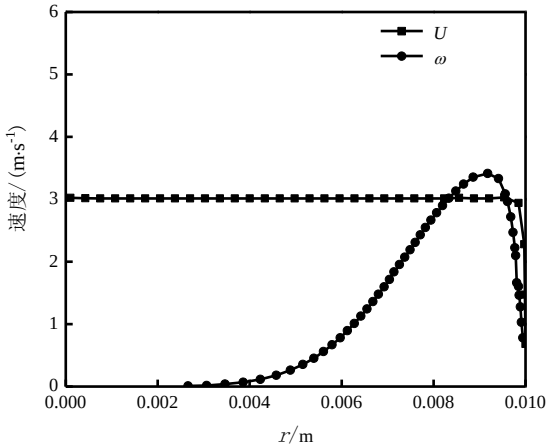

图 2　燃烧器轴向速度和旋流速度径向分布

Fig. 2　Radial velocity and swirl speed at the nozzle exit

在对停滞板燃烧器的冷态流场模拟中，本文采用了三种湍流模型，分别是标准 k-ε 模型、重正化群 RNG k-ε 模型、低雷诺 k-ε 模型(Abe-Kondoh-Nagan)，其中低雷诺 k-ε 模型能够准确

地预测近壁面的流场状况，三种模型的稳态时均连续性方程和动量方程和 k 方程完全相同，而 AKN 模型的 ε 方程可表示为

$$U_j\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}=\frac{\partial}{\partial x_j}[(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon})\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}]+\frac{1}{T}(C_{\varepsilon1}P_k-C_{\varepsilon2}f_\varepsilon\varepsilon) \quad (4)$$

式中，y 是到壁面的距离，mm；f_ε是近壁面影响下的阻尼函数；T 是定义涡粘性系数的时间标量，s；μ_t 为涡粘性系数，Pa·s [8]。

模型常数：$C_{\varepsilon1}$ = 1.5，$C_{\varepsilon2}$ = 1.9，C_μ = 0.09，σ_k =1.4，σ_ε=1.4。

1.2 边界条件

环境压力 P_a=101 325 Pa 保持恒定，燃烧器出口的体均速度 U_b=3 m·s^{-1}，旋流速度根据旋流数计算为ω = 1.61 m·s^{-1}，出口压力为环境压力 P_a 保持不变，固壁条件为绝热与无滑移条件。近壁面采用标准壁面函数法处理，射流中心线为对称轴。

1.3 计算结果与分析

三种湍流模型对冷态流场的模拟结果和实验结果的比较见图 3、4。图 3 是射流中心线上无量纲轴向速度 U/U_b 沿轴向分布，图 4 是无量纲湍动能 K/U_b^2 沿轴向的分布，其中，X 是中心轴上任意一点到燃烧器出口的距离。

由图 3 可以看出，三种模型得到的轴向速度分布与实验结果基本吻合。从图 4 可以看出，在中心线上，标准 k-ε 湍流模型对湍动能的预测结果很差，所有轴向位置处的计算值都高于实验结果；重正化群 RNG k-ε 湍流模型除了滞止点附近近壁面区的计算值高于实验值，在其它位置的预测结果都与实验值比较一致；与以上两种模型相比，AKN 湍流模型的计算结果与实验值吻合得最好，整条曲线都与实验值具有很好的一致性，虽然在 X/D=0.2~0.9 的区域内，计算值与实验值仍然有一定的偏差，但与前两种模型相比，在滞止点附近的近壁面区湍动能峰值得到成功的预测，这是 AKN 湍流模型最成功之处。

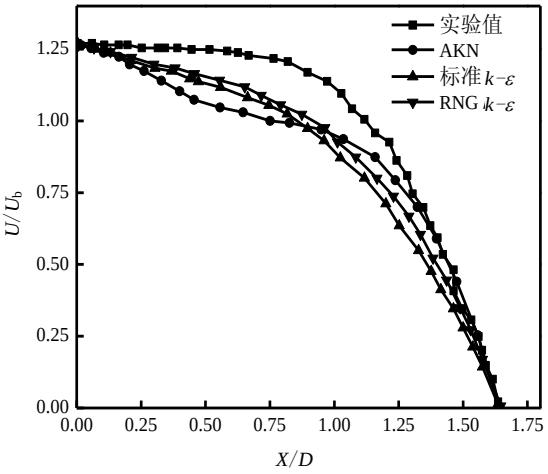

图 3 中心线上轴向速度分布

Fig. 3 Normalized axial speed along centerline

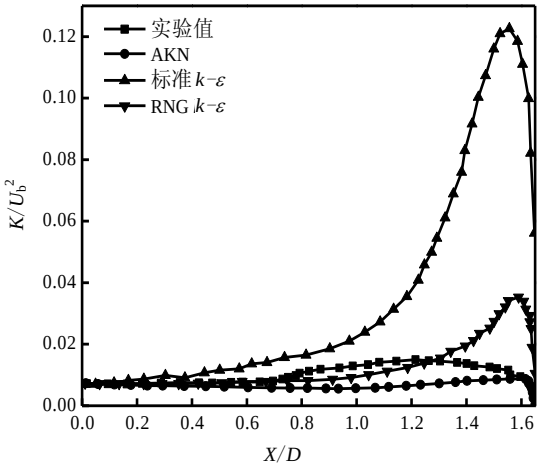

图 4 中心轴湍动能分布

Fig. 4 Normalized turbulent kinetic energy along centerline

通过以上的分析可以得知：标准 k-ε 湍流模型不能对冲击射流场的参数进行很好的预测，其原因文献[11]已进行讨论，这里不再赘述。RNG k-ε 模型对近壁面滞止区冲击射流场湍动能

的预测高于实验值 2~3 倍，而 AKN 模型对滞止区湍动能的预测与实验值最为吻合，故在下文计算中将选取 RNG k-ε模型和 AKN 模型对停滞板燃烧器的热态流场进行模拟。

2　冲击射流火焰预混燃烧的数值模拟

2.1　火焰特性

本文所涉及的物理模型在前文已有详述，现在分析本文涉及到的一种预混火焰——富氢/空气(HR)火焰，文献[5、6]已经对该火焰进行了研究。一维未拉伸层流火焰的参数已通过氢[9]和碳氢化合物[10]的动力学机制计算出，如表 1 所示。本文研究的 HR 火焰的平均出口速度(取决于体均速度 U_b) U_j 控制在 3 m·s^{-1}。

表 1　火焰特性

Table 1　Flame characteristics

火焰	燃料和空气当量比 Φ	热传导率 τ/(w.m^{-1}.K^{-1})	火焰厚度 τ_p/mm	火焰特征长度 δ_{th}/mm	层流火焰速度 U_L/(m·s^{-1})	临界拉伸率 α_{ext}/s^{-1}
HR	1.33	3.57	3.26	0.53	0.406	1258
火焰	Lewis 数 Le	Markstein 数 Ma	Damkother 数 Da	Karlovitz 数 Ka	湍流雷诺数 Re	–
HR	1.7	1.5	14	0.12	45	–

2.2　预混燃烧模型

在预混燃烧中，燃料和氧化剂在点火之前进行充分混合，然后未燃烧的反应物流经旋流器，在出口处点火进行燃烧。湍流预混燃烧模型基于Zimont等人的工作，涉及求解一个关于反应进程变量(Progress variable)的输运方程。这一方程的封闭基于湍流火焰速度的定义。根据此理论，Fluent 将求解关于反应进程变量 c 的输送方程和计算源项ρS_c[11]，即

$$\begin{aligned}\rho S_c &= AG\rho_u I^{3/4}[U_l(\lambda_{lp})]^{1/2}[a(\lambda_{lp})]^{-1/4} l_l^{1/4}\,|\nabla c| \\ &= AG\rho_u I[\frac{\tau_t}{\tau_c(\lambda_{lp})}]\,|\nabla c|\end{aligned} \tag{5}$$

式中，A为模型常数；G为拉伸因子；ρ_μ为未燃混合物密度；U_l为层流火焰速度，m·s^{-1}；a为未燃混合物的摩尔传热系数(热扩散系数)；l_l为湍流长度尺度；τ_t为湍流时间尺度；τ_c为化学反应时间尺度；I 为湍动能；$|\nabla c|$为平均反应进程变量梯度的模。

反应进程变量c的定义如下

$$c = \frac{\sum_{i=1}^{np} Y_i}{\sum_{i=1}^{np} Y_{i,ad}} \tag{6}$$

式中，np为燃烧产物的数量；Y_i为第i种物质的质量分数；$Y_{i,ad}$为第i种物质绝热燃烧后的质量分数。在完全燃烧的产物中，c=1；在未燃混合物中，c=0。

2.3　计算结果与分析

前文就冷态流场的问题已对三种湍流模型进行了验证比较，热态流场中中心轴轴向无量

纲速度分布见图 5。图 6 是 HR 火焰进程变量沿中心线的分布图，l 是中心线上任意一点到停滞板的距离。

从图 5 可以看出，相对于冷态流场，在燃烧状态下，火焰刷区域(即进程变量从 0 到 1 的区域)轴向速度有一个很明显的衰减，这是因为在热态流场中比在冷态流场中有一个更强的径向速度分量，见图 7；两种模型对热态流场中轴向速度的计算值与实验值都比较接近，但 AKN 模型对轴向速度的计算值在衰减段有一个向左的偏移且衰减速率也大于实验值。

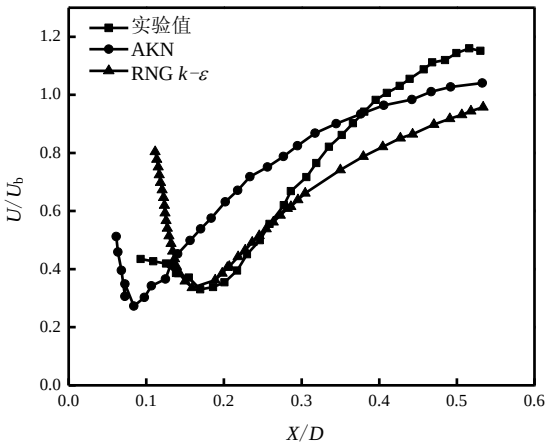

图 5 HR 火焰中心线上无量纲轴向平均速度分布

Fig. 5 Normalized axial speed along centerline with HR flame

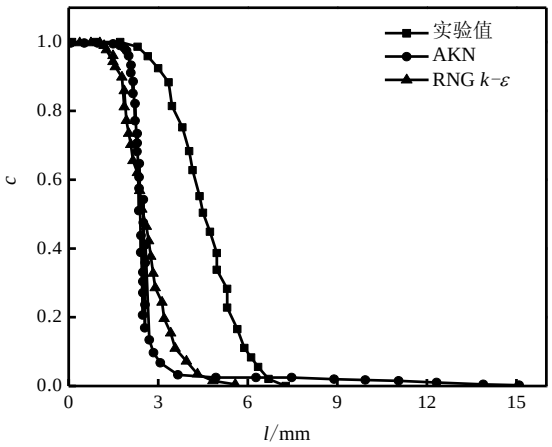

图 6 HR 火焰中心线上平均进程变量分布

Fig. 6 Progress variable of HR flame at centerline

从图 6 可以看出，而对于 HR 火焰，RNG k-ε模型对进程变量的计算值与实验值非常吻合，能够很好地预测火焰刷的厚度与化学反应区间；而 AKN 模型的计算值与实验值相比较，火焰刷厚度差距较大，不利于对温度场和火焰特性的分析。

从图 5、6 的比较结果来看，RNG k-ε模型对预混火焰的预测要好于 AKN 模型，故下文如无特别说明，所用数据均来自 RNG k-ε模型对预混火焰的计算结果。

图 7 是 X/D=0.18 截面上冷、热态流场径向速度 V 对比。由图可知，热态流场中的径向速度远大于冷态流场中的径向速度，因此该处轴向速度沿中心线的衰减比冷态流场更快。

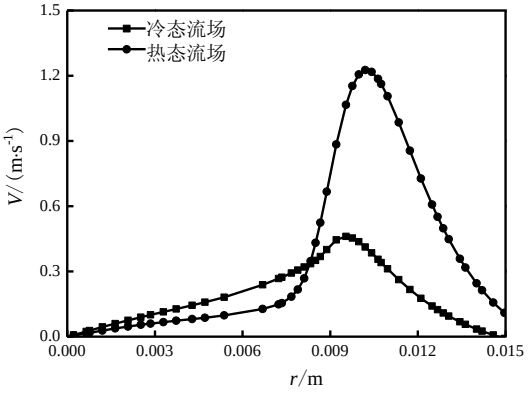

图 7 X/D=0.18 处冷、热态流场径向速度对比

Fig. 7 Comparison between the reacting and non-reacting flows of the radial mean velocity at X/D=0.18

图 8、9 分别为燃烧器冷态流场和热态流场的流线图。由于流场是轴对称的，因此本文仅计算一个二维轴对称平面。由模拟的流线图可以分析出燃烧器内流体的流动情况：射流经过旋流器和中心喷口后，在充分发展之前就冲击到壁面上，停滞板使流动急剧减速并转向，从而在冲击区内形成了复杂的流动结构。从图 8 可以看到：由于停滞板的作用，在冲击射流场中形成了一个环形的回流区，回流区的中心在射流的下游大约距离射流中心线 1.5*D*、距离停滞板 0.55*D* 的位置上；而在图 9 热态流场中，回流区的中心移到距离射流中心线 1.6*D*、距离停滞板 0.85*D* 的位置上。由上文分析已知，相较于冷态流场，在热态流场中有一个更强的径向速度分量，从图 9 也可以看到，流线图有一个沿径向的偏离，文献[5、6]已经通过实验证明了此结论的正确性。

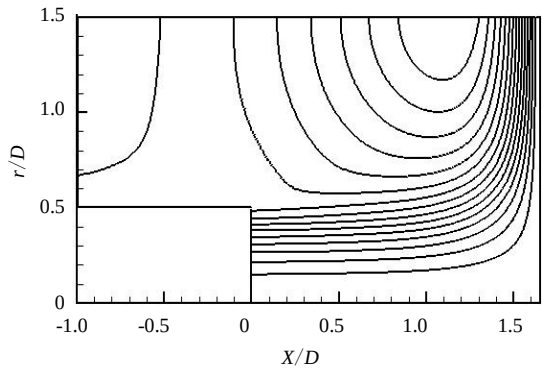

图 8　燃烧器冷态模拟流线图

Fig. 8　Streamline from burner cold flow field

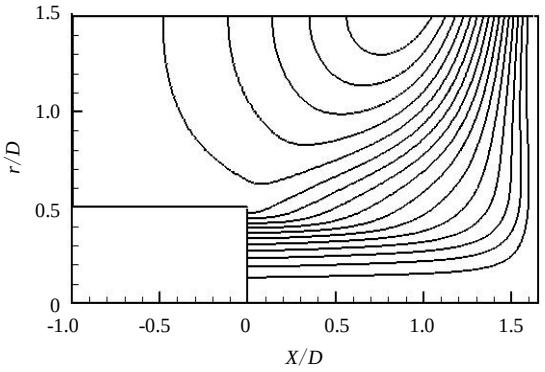

图 9　HR 火焰流线图

Fig. 9　Streamline from HR

图 10 为火焰内部温度场。从中可以看出火焰内部温度最高 1 422 K，而火焰前端温度相对较低。从图 11 可以看出，燃烧时发生化学反应的区域(即图中圈中进程变量剧烈变化的区域)，火焰的温度最高，这一点是符合实际情况的。同时也可以看出，在整个燃烧区域，温度分布是很不均匀的，一方面由于没有考虑辐射传热，另外由于从燃烧器出口到火焰位置前端，扩散能力比较弱，对流占主要地位，因此该段温度比较低。在火焰面的后端温度分布比较均匀，由于对流占主，上游对下游影响比较大，能量容易传递。

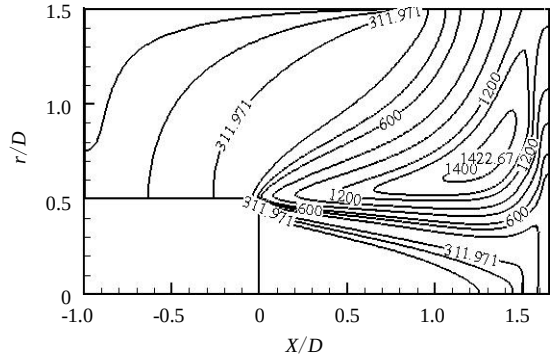

图 10　HR 火焰温度分布

Fig. 10　Contour of temperature with HR flame

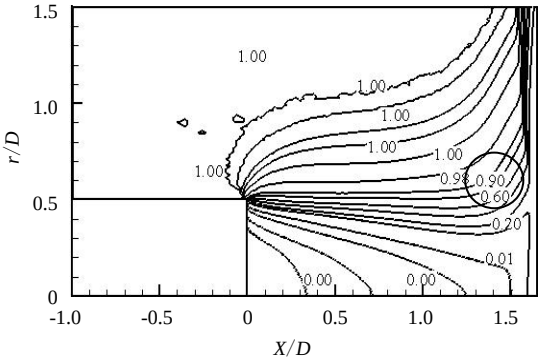

图 11　HR 火焰进程变量分布

Fig. 11　Contour of progress variable with HR flame

3 结论

停滞板燃烧器的湍流流场对湍流燃烧有很重要的影响，因此选择合适的湍流模型对湍流燃烧的数值模拟非常重要。本文通过分析不同湍流模型的流场和速度分布并对比实验和数值模拟结果发现：

（1）在冷态流场中，AKN 模型和 RNG k-ε模型比标准 k-ε模型能够更准确地模拟冲击射流场的速度场和湍动能分布。

（2）相较于 AKN 模型，RNG k-ε模型对停滞板火焰轴向平均速度和轴向平均进展变量的预测能力较好，能够比较准确地预测速度分布和火焰刷厚度，并且燃烧器内部流场和回流区结构与 PIV 实验结果非常接近，说明该湍流模型在冲击射流火焰的数值研究中有不错的应用前景。

（3）模型中没有考虑气体膨胀、辐射的影响，计算的温度比实际的低，有待进一步完善。

参考文献:

[1] ASHFORTH FROST S, JAMBUNATHAN K. Numerical prediction of semi-confined jet impingement and comparison with experimental data[J]. *Int J Numer Methods in Fluids*, 1996, **23**(3): 295−306.

[2] 陈庆光, 徐 忠, 张永建. RNG 湍流模型在冲击射流数值计算中的应用[J]. **力学与实践**, 2002, **24**(6): 21−24.

[3] ALDO GERM´A N BENAVIDES MOR´A N. *Prediction of the axisymmetric impinging jet with different k-ε turbulence models*[R]. Göteborg: Department of Thermo and Fluid Dynamics, Chalmers University of Technology, Sweden, 2004, 1−56.

[4] JIANG Xi, ZHAO Hua, LUO Kai H. Direct numerical simulation of a non-premixed impinging jet flame[J]. *Journal of Heat Transfer*, 2007, **129**(8): 951−957.

[5] CHEN Yung-Cheng, KIM Munki, HAN Jeongjae, et al. Measurements of the heat release rate integral in turbulent premixed stagnation flames with particle image velocimetry[J]. *Combustion and Flame*. 2008, **1549**(3): 434−447.

[6] CHEN Yung-Cheng, KIM Munki, HAN Jeongjae, et al. Analysis of flame surface normal and curvature measured in turbulent premixed stagnation-point flames with crossed-plane tomography[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*. 2007, **31**(1): 1327−1335.

[7] BELL J B, DAY M S, ALMGREN A S, et al. Numerical simulation of premixed turbulent methane combustion[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*. 2002, **29**(2): 1987−1993.

[8] ABE K, KONDOH T, NAGANO Y. A new turbulence model for predicting fluid flow and heat transfer in separating and reattaching flows−Ⅰ:Flow field calculations[J]. *Int J Heat Mass Transfer*, 1994, **37**(1): 139−151.

[9] LI J, ZHAO Z, KAZAKOV A, F. L. Dryer. An updated comprehensive kinetic model of hydrogen combustion[J]. *Int. J. Chem.Kinet*. 2004, 36: 566−575.

[10] DAVIS S G, LAW C K, WANG H. Propane pyrolysis and oxidation kinetics in flow reactor and in laminar premixed flames[J]. *Combustion and Flame*. 1999, 119: 375−399.

[11] 陈庆光, 徐 忠, 张永建. 轴对称湍流冲击射流场的数值预测[J]. **动力工程**, 2002, **22**(6): 2015−2019.

Numerical simulation of the impinging-jet premixed flame

ZHANG Jian-hui, DAI Ren, CHEN Yung-Chen, YIN Hang

（School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Sci. & Tech, Shanghai 200093, China）

Abstract: Using FLUENT, a numerical simulation of the cold flow in the stagnation-plate burner was carried out with the standard k–εmodel, RNG k-ε model and the model of Abe-Kondoh-Nagano (AKN model). The results were then compared with experimental data. It is indicated that the simulation results from RNG k-ε model and AKN model are in better agreement with the experimental data. Moreover, the RNG k-ε model and AKN model were used to simulate the premixed combustion of the stagnation-plate burner. By comparison with the experimental data, the numerical predictive abilities of the two turbulence models on premixed combustion of the stagnation-plate burner were assessed.

Key Words: stagnation-plate burner; premixed combustion; RNG k-ε model; AKN model

2011 年中国低碳经济发展报告发布

2011 年 3 月 22 日发布的《中国低碳经济发展报告(2011)》称，我国在提出减排目标，改善环境的同时应警惕出现产业空洞化、经济超低速增长问题，而且我国人均收入只有 4 000 美元，距离碳排放拐点还有 3 倍差距，应当保持清醒的头脑处理经济发展前提下的节能减排。

报告指出，从 1960~2004 年的 45 年间有相关数据的 38 个国家的经验统计分析来看，碳排放与经济增长是一种倒 U 形的关系，即高速增长必然带来高碳排放，而随着经济增长速度放慢，碳排放会逐步下降。碳排放从递增到递减的转折点即碳排放的拐点，发展中国家是人均收入到达 24 517 美元，发达国家的转折点是 31 235 美元。目前中国的人均收入按美元计算是 4 000 美元，按购买力平价计算是 7 000 美元，距一般国际转折点还有 3 倍以上的差距。

报告同时指出，从日本的经历来看，20 世纪 60 年代日本实现了高速增长，但也造成了严重的环境问题和公害，1970 年后日本制定了一系列法律和政策严格规范企业的污染排放，1973 年的石油危机迫使日本实行节能措施和发明节能产品，这使得日本从一个公害大国变为环境优美的国家，从一个高耗能的经济体成为一个节能减排的模范经济体，环境保护、环保与低碳技术、低碳社会成为日本的代名词。但是这一成就的背后是 20 世纪 70 年代以后日本经济的低速增长和 20 世纪 90 年代以后的产业空洞化、经济的超低增长或负增长。

报告认为，中国目前面临日本 20 世纪 60、70 年代的处境，如果过分强调减排而使经济增长急刹车，可能会重蹈日本的覆辙，甚至比日本更严重，因为日本的环境改善发生在人均收入达到 11 000 美元的 1970 年以后，而经济增长减速发生在人均收入达到 16 000 美元的 1985 年以后。因此，中国应当保持清醒的头脑，在发展经济的同时坚持节能减排的原则。

报告数据显示，如果按照美国的碳税方案，中国四大能源密集型出口部门每年最多需要支付 22.53 亿美元，如果按照欧洲方案，最多需要支付 76.75 亿美元。不同部门碳税额度占出口总额的比重差异较大，非金属矿物制造业、有色金属行业所受到的影响会比较大，在高碳税情景下，碳税最高可达出口总额的 32.8%，行业总的碳税成本可达总的主营业务成本的 13.4%。（尹 航）