

摘要

我国工业锅炉有 50 多万台，主要采用层燃方式，且多为链条炉，普遍存在燃烧效率低、污染物排放量高等问题。其中，造成大气污染重要来源之一的氮氧化物(NO_x)的排放约占我国 NO_x 排放总量的 15%~20%。因此，研发工业锅炉低 NO_x 燃烧技术对于减排燃煤 NO_x 、保护大气环境具有十分重要的现实意义。

热解燃烧链条炉是根据中国科学院过程工程研究所提出的层燃链条炉热解燃烧技术原理设计出的新型层燃炉。与普通层燃链条炉相比，热解燃烧链条炉融合了燃料再燃技术可以有效抑制炉内 NO_x 的生成。其实现方式如下：将链条炉分解为前段热解和部分气化区以及后段半焦和可燃气燃烧区。前段热解气化区产生的对 NO_x 具有还原作用的可燃气被导入后段燃烧炉膛后，形成了燃料再燃，可对链条炉排半焦燃烧生成的 NO_x 起到很好的抑制效果，从而达到降低 NO_x 排放的目的。

本文采用流体力学软件 FLUENT，模拟揭示热解燃烧链条炉降低 NO_x 的排放特性，并考察炉膛结构参数对降低 NO_x 排放的影响，为热解燃烧链条炉的开发设计提供理论指导。模拟过程中，选取后段燃烧炉膛作为计算物理模型，将前段流化床气化产生的可燃气简化为甲烷，采用添加元素 N 的乙烯-空气混合物燃烧模拟炉排半焦层燃烧及其生成的 NO，建立了炉膛燃烧的数学模型及 NO 生成与还原模型。模拟结果表明，传统燃烧时，炉膛出口 NO 浓度为 178ppm。而在同等燃烧条件下，热解燃烧链条炉由于在炉膛中形成一局部还原燃烧区，炉膛出口 NO 排放量降为 152ppm，NO 还原率为 14.6%。这说明该技术相对于传统燃烧，具有一定的 NO_x 减排作用。对于热解燃烧链条炉，计算结果表明，减小过量空气系数、增大再燃比和减弱炉排前段风室配风量有利于提高出口 NO 还原率；增大前拱长度、减小前拱角度、增大前后拱间距会减弱 NO 减排效果，而后拱角度的改变对出口 NO 还原率没有影响。

关键词：链条炉，再燃，热解燃烧， NO_x ，数值模拟

Abstract

In China, the existing problems of industrial boilers which are about more than 500 thousand units and mainly adopt the grate-fired manner are general low combustion efficiency and high emission of pollutant. Among them, an important source of atmospheric pollution caused by nitrogen oxides (NO_x) emission accounts for about 15%~20% of amounting to NO_x emission in China. Therefore, it is very important in view of the environment protection of China to develop new combustion technology of industrial boiler for low NO_x emission.

Pyrolysis-combustion chain grate boiler invented by the Institute of Process Engineering, Chinese Academy of Sciences, is a new-style stoker boiler. In comparison with traditional chain grate boiler, pyrolysis-combustion chain grate boiler combined with fuel reburning can be effectively suppressed the generation of NO_x . The pyrolysis-combustion chain grate boiler is composed of two sections including front section of pyrolysis and partial gasification, and back section of semicoke combustion. The flammable gas produced by coal pyrolysis and partial gasification in front section can be imported into the back furnace, which form fuel reburning which can reduce NO_x emission from semicoke combustion on the chain grate.

In this paper, fluid dynamics software FLUENT was used to simulate NO_x emission characteristics of pyrolysis-combustion chain grate boiler in order to provide theoretical guidance of design. Meanwhile, the effects of parameters of furnace structure on NO_x emission were investigated. During the simulation process, back combustion furnace is selected as the calculating physical model. Methane is adopted as reburning fuel, while the combustion of air-ethylene mixture added with N element which formed NO in combustion process is employed to simulate the combustion of semicoke on the grate. On the other hand, the mathematical models about furnace combustion , NO formation and reduction, are established. Numerical simulation results show that NO concentration of furnace outlet is 178 ppm in the traditional combustion, whereas on the same combustion conditions, NO emission of furnace outlet can be decreased to 152 ppm with reduction efficiency being 14.6%. Forming a partial reduction zone in the furnace by pyrolysis gas reburnig is the major

contribution for the reduction of NO_x. This shows that pyrolysis-combustion technology has a certain effect on the NO_x reduction compared with the traditional combustion. For the pyrolysis-combustion chain grate boiler, the calculation results demonstrate that improving NO reduction efficiency by decreasing excess air ratio, increasing reburn fuel fraction and decreasing air volume in the air plenum underneath forepart of the traveling grate. Varying the configuration of boiler furnace clarified that NO reduction efficiency declined with increasing the front arch length, decreasing the front arch angle and extending the width of the fore-and-aft arch. Nonetheless, changing the back arch angle has little effect on the NO reduction efficiency.

Key words : chain grate boiler, fuel reburning, pyrolysis-combustion, NO_x, numerical simulation

西北大学学位论文知识产权声明书

本人完全了解西北大学关于收集、保存、使用学位论文的规定。学校有权保留并向国家有关部门或机构递交论文的复印件和电子版。本人允许论文被查阅和借阅。本人授权西北大学可以将本学位论文的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用影印、缩印或扫描等复制手段保存和汇编本学位论文。同时授权中国科学技术信息研究所等机构将本学位论文收录到《中国学位论文全文数据库》或其它相关数据库。

保密论文待解密后适用本声明。

学位论文作者签名: 贾清华 指导教师签名: 马晓印

2009年6月9日 年 月 日



西北大学学位论文独创性声明

本人声明: 所呈交的学位论文是本人在导师指导下进行的研究工作及取得的研究成果。据我所知, 除了文中特别加以标注和致谢的地方外, 本论文不包含其他人已经发表或撰写过的研究成果, 也不包含为获得西北大学或其它教育机构的学位或证书而使用过的材料。与我一同工作的同志对本研究所做的任何贡献均已在论文中作了明确的说明并表示谢意。

学位论文作者签名: 贾清华
2009年6月9日

第一章 绪论

1.1 我国工业锅炉概况

工业锅炉是工业生产和人民生活中广泛应用的一种热能动力设备，在国民经济中占有重要地位。具有使用量大、需求面广的特点，主要包括工业蒸汽锅炉、采暖热水锅炉、民用生活锅炉等。目前，我国工业锅炉有 50 多万台，总容量在 121.1 万吨^[1]，主要采用层燃方式。其中，链条炉排占主导地位，产量占工业锅炉总台数的 52.7%，占总容量的 59%；其次为往复炉排，分别占总台数的 21% 和总容量的 17%；再次为固定炉排，约占总台数的 17%，总容量的 4% 左右^[2]。我国工业锅炉主要以燃煤为主，年耗煤量在 4 亿多吨，约占全国原煤产量的三分之一^[1]。下图 1-1 为一普通层燃链条炉示意图，其燃烧方式为传统的固定床燃烧：由煤斗加入的煤直接在炉膛内链条炉排上燃烧，产生的烟气在前后拱的作用下折流进入炉膛上部空间，燃烧所需的空气由炉排下方的风室提供。

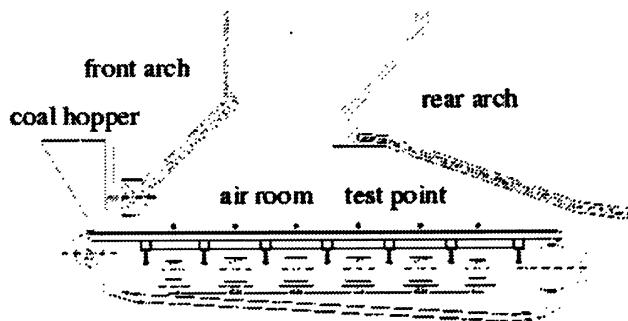


图 1-1 普通层燃链条炉示意图
Fig 1-1 Schematic diagram of traditional chain grate boiler

我国工业锅炉的设计效率普遍为 72%~80%，但实际运行时大部分都在 60%~65% 之间，形成了低效率、高耗能的现状。与国外先进水平相比，能源浪费十分严重。造成这一问题的主要原因是：锅炉使用时间过长，设备陈旧，自动化程度不高，锅炉操作人员缺乏必备的技术素质，燃用的煤种多、煤质差，燃烧不完全和过大的过量空气系数(>2.0) 等。除此以外，锅炉燃烧排放的黑烟造成严重的“煤烟型”大气污染，包括烟尘、SO₂ 和 NO_x 的污染。对于 SO₂ 的排放已经有了相对较好的控制措施，但 NO_x 排放控制的工作才刚刚起步，而且主要集中在电站锅炉上，工业锅炉特别是层燃炉由于其本身 NO_x 的排放值较低，还没有引起足够的重视。但是因为工业锅炉数量多、耗煤量大，NO_x 排放总量占我国大气污染物氮氧化物(NO_x)排放的 15%~20%，所以，工业锅炉 NO_x 污染

问题不容忽视^[3,4]。

综上所述，提高工业锅炉效率和降低污染物排放是我国洁净煤技术发展的关键内容和重要环节。如果我国工业锅炉能达到发达国家同类产品的同等效率，则每年可节省约1亿吨原煤，节约开支约300亿元，相对于目前的总污染排放量，可减少烟尘、SO₂、CO₂和NO_x排放量5%~10%。因此，开发高效、低污染的新型层燃技术符合我国国情，具有十分重要的现实意义和社会意义。

1.2 NO_x的危害

氮氧化物(NO_x)是一氧化氮(NO)、二氧化氮(NO₂)及其它氮和氧的化合物的总称，其中造成大气污染的NO_x主要是NO和NO₂。煤燃烧过程中产生的NO进入大气后，逐渐与大气中的氧气或臭氧结合生成NO₂，而NO₂的毒性更大，约为NO的4~5倍。NO₂很容易和动物血液中的血红素相结合，使血液缺氧，引起中枢神经麻痹症。NO₂还对呼吸器官粘膜有强烈的刺激作用，引起肺气肿和肺癌，其毒性较SO₂和NO更强。人在含NO为100ppm的大气中停留1小时，或在含NO₂为400ppm的大气下停留5分钟就会死亡。此外NO₂对心脏、肝脏、肾脏和造血组织都有损害^[5]。

氮氧化物形成光化学烟雾，其毒性更强。NO₂在阳光的照射下分解为NO和O，O与碳氢化合物作用生成有机过氧化合物RO₂(过氧烷基)，O与O₂反应生成O₃，O₃将丁烯氧化为丙烯醛和甲醛等。这些反应生成一系列有毒的光化学氧化物。这种以O₃、PAN(过氧基硝酸酯)和H₂SO₄(如果有SO₂存在)为主要成分的光化学烟雾不仅降低能见度，而且对人的眼睛与呼吸道有强烈的刺激性，使眼睛红肿，肺功能发生变化，且PAN有致癌作用，对人体危害极大。

NO会破坏平流层中的臭氧层，使其失去了对紫外光辐射的屏蔽作用，对地面生物造成危害。

NO_x与SO₂和粉尘共存，可生成毒性更大的硝酸或硝酸盐气溶胶形成酸雨，对农作物、森林、土地和建筑物等都能造成严重损害。

煤在低温下燃烧能生成大量的N₂O，N₂O吸收红外线能力较CO₂要大200倍，因此N₂O是一种温室效应很强的气体。N₂O同样能破坏臭氧层，对人类造成危害^[6]。

1.3 课题的提出和研究内容

1.3.1 课题的提出

为降低工业锅炉污染物的排放,中国科学院过程工程研究所提出了层燃链条炉热解燃烧技术^[7, 8],并根据该原理设计出一种新型的工业锅炉:热解燃烧链条炉,旨在同时实现高效燃烧、抑制 NO_x 的生成和炉内固硫。热解燃烧技术(PCT: Pyrolysis-Combustion Technology)原理如图 1-2 所示将煤的燃烧依次分两步进行:煤首先在流化床内进行热解和部分氧化气化,所生成半焦和可燃气在层燃炉中燃烧,从而将层燃炉分解为前段热解气化区和后段半焦和热解气燃烧区。煤首先被送入上游的流化床热解气化炉内的燃料颗粒床层上,被空气流化的同时与空气中的氧气相互作用,在 800℃左右发生热解和部分气化,生成的半焦及可燃气于高温状态下进入下游的层燃炉进一步燃烧。半焦在炉排上堆积并燃烧,而可燃气在下游层燃炉炉膛内部结构如前、后拱的引导下在半焦层的表面附近燃烧。半焦和可燃气燃烧释放的热量通过对流、传导以及辐射换热的方式加热锅炉换热面内的工质,生成热水或蒸汽。

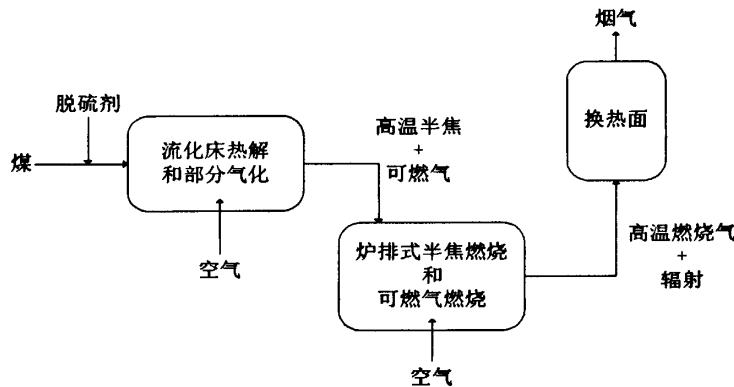


图 1-2 层燃炉热解燃烧技术原理图

Fig 1-2 Schematic diagram of pyrolysis-combustion technology of stoker boiler

与普通层燃链条炉相比,热解燃烧链条炉融合了燃料再燃技术可以有效抑制炉内 NO_x 的生成。这是因为煤在流化床热解和部分气化过程中所生成的可燃气从流化床上方的连通口进入下游燃烧炉膛时,在前拱的作用下绕流与炉排上燃料燃烧产生的烟气强烈混合,在炉排上方形成一局部还原燃烧区。该燃烧区域含有大量可将 NO_x 还原为 N₂ 的可燃性气体如 CO、H₂ 等。对于炉排上的燃料燃烧来说,还原燃烧区的形成实质上实现了使用燃料热解和部分气化气作为再燃燃料的“再燃”技术,从而可以有效降低层燃炉

NO_x的排放量。

1.3.2 研究内容

本文作为国家自然科学基金项目(20606034)和国家863计划资助项目(2007AA05Z304)内容的一部分,其研究主要包括以下两点:

(1) 通过流体力学软件FLUENT,对采用层燃炉热解燃烧技术原理所设计的热解燃烧链条炉降低NO_x的排放特性进行数值模拟。一方面,从流场、温度场和浓度场角度阐述热解燃烧链条炉抑制NO_x生成的机理;另一方面,模拟揭示锅炉实际运行操作参数对再燃降低NO_x的影响;

(2) 适当改变炉膛结构参数,分析其对还原性可燃气再燃降低NO_x的影响,以便用于炉膛结构的优化,为热解燃烧链条炉的开发设计提供理论指导。

第二章 NO_x控制技术

2.1 NO_x的种类

煤燃烧过程中产生的氮氧化物主要是 NO 和 NO₂, 此外, 还含有少量的氧化二氮(N₂O)。和 SO₂ 的生成机理不同, 煤燃烧过程中, 氮氧化物的生成量和排放量与煤燃烧方式, 特别是燃烧温度和过量空气系数等燃烧条件关系密切。在通常的煤燃烧温度下, 生成的 NO_x 中, NO 占 90%以上, NO₂ 占 5%~10%, 而 N₂O 只占 1%左右。其生成的 NO_x 可分为三类:

- (1) 热力型 NO_x(Thermal NO_x), 它是空气中的氮气在高温氧化下生成的;
- (2) 燃料型 NO_x(Fuel NO_x), 它是燃料中含有的氮化合物在燃烧过程中热分解而又接着氧化而生成的;
- (3) 快速型 NO_x(Prompt NO_x), 它是燃烧时空气中的氮和燃料中的碳氢离子团如 CH 等反应生成的 NO_x。

一般情况下, 三种 NO_x 在煤燃烧过程中情况很不相同。快速型 NO_x 所占比例不到 5%; 在温度小于 1350℃时, 几乎没有热力型 NO_x, 只有当温度超过 1600℃, 才可能占到 25%~30%; 而燃料型 NO_x 是最主要的, 占到 60%~80%。对于层燃炉中更是有 90% 以上的 NO_x 属于燃料型 NO_x^[9]。

2.2 不同类型 NO_x的生成机理与控制措施

2.2.1 热力型 NO_x

热力型 NO_x 是空气中的氮气和氧气在高温条件下生成的, 其反应机理可用扩展的 Zeldovich^[10, 11]机理来描述。主要的反应如下:



对于热力型 NO_x, 其生成速率和温度的关系符合阿累尼乌兹定律, 随着温度的升高, NO_x 的生成速度按指数规律迅速增加。在上述三个反应式中, 第一个反应的速率较慢, 决定了整个反应的速率。燃烧过程中, 这一反应比主燃烧反应慢好几个数量级, 所以在火焰中只有少量的 NO_x 生成。影响热力型 NO_x 生成的决定性因素是燃烧温度, 当温

度低于1500℃时，NO_x生成量很小，超过1500℃，温度每增加100℃，反应速率可增加6~7倍。除此以外，锅炉的过量空气系数和烟气在炉内的停留时间对热力型NO_x的生成也有一定影响。研究表明，当过量空气系数为1.1，烟气在炉内的停留时间为0.1s时，NO浓度约为500ppm，但停留时间为1s，则浓度达到1300ppm，若过量空气系数为1.4，停留时间为1s时，NO浓度仅为500ppm^[12, 13]。

抑制热力型NO_x的生成可用下列方法：

- (1) 降低燃烧温度，并防止产生局部高温区；
- (2) 降低氧气浓度，使燃烧在偏离空气量下进行；
- (3) 缩短烟气在高温区内的停留时间。

2.2.2 快速型NO_x

快速型NO_x最早是Fenimore^[14]通过实验发现的。一般在燃烧温度较低、停留时间较短的富燃料燃烧条件下，才会生成较多的快速型NO_x，例如在平焰燃烧器、分段燃烧和燃气轮机中^[15]。

快速型NO_x主要是碳氢化合物和空气中的氮作用生成的^[16]。碳氢燃料在过浓的条件下燃烧时，会产生CH、CH₂和C₂等基团，它们与空气中的氮反应生成HCN、H₂CN和CN等中间产物，然后这些中间产物与火焰中生成的自由基如O、OH等进一步反应生成NO_x。由于其反应在火焰面上，所以生成速度非常快。快速型NO_x的生成机理比较复杂，图2-1是快速型NO的生成步骤^[10]：

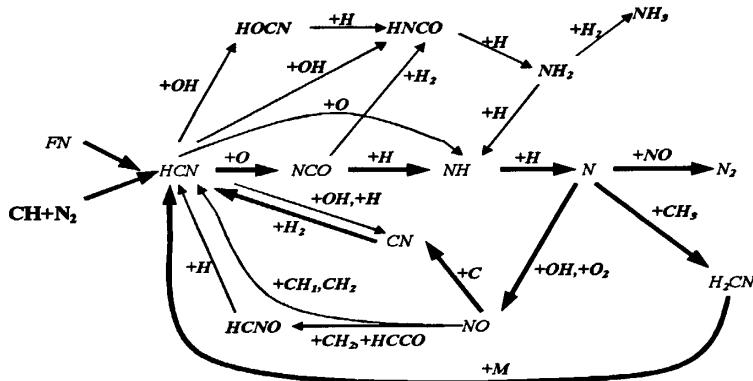


图2-1 快速型NO转化途径

Fig 2-1 Reaction path diagram illustrating the major steps in prompt NO formation

快速型NO_x对温度的依赖性很弱，一般情况下，对于燃煤设备，与热力型和燃料型NO_x相比，其生成量非常小，可忽略不计。只有不含氮的碳氢化合物在低温燃烧时，

才重点考虑快速型 NO_x 。

2.2.3 燃料型 NO_x

前面已经介绍过，在煤的燃烧过程中，燃料型 NO_x 是最主要的一种 NO_x 生成物，占到 60%~80%，所以研究燃料型 NO_x 的生成途径和破坏机理对于减排 NO_x 至关重要。煤中的氮主要来源于成煤植物和菌种的蛋白质、氨基酸、生物碱等^[17]，一般含量在 0.5%~2.5% 左右，主要是以吡咯型氮、吡啶型氮和季氮的形态存在于煤中。

煤在燃烧过程中，首先被加热发生脱挥发份反应，一部分氮随挥发份一起析出，这部分氮称之为挥发份 N，剩余的 N 留在焦炭中，称为焦炭 N。挥发份 N 主要以焦油 N、HCN 和 NH_3 的形式存在，在焦油发生二次裂解时，焦油 N 进一步转化为 HCN 和 NH_3 等形式。挥发份中 HCN 和 NH_3 转化为 NO_x 的机理比较复杂，图 2-2 和图 2-3 简要的说明了它们向 NO_x 的转化^[18]。研究表明^[19]，影响挥发份 N 转化为 NO 的主要因素是过量空气系数，过量空气系数越小，则向 NO 的转化率就越低。因此控制挥发份 N 转化为 NO 最有效的方法就是降低过量空气系数。

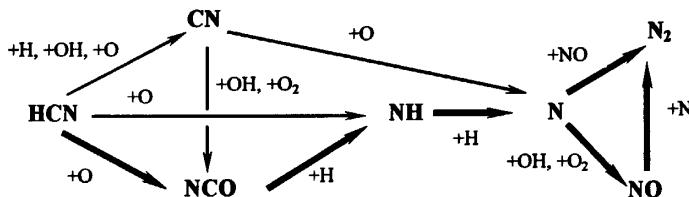


图 2-2 HCN 的转化途径

Fig 2-2 Reaction path diagram illustrating the reaction mechanism by which HCN is converted to NO and N_2 in the low-pressure flames

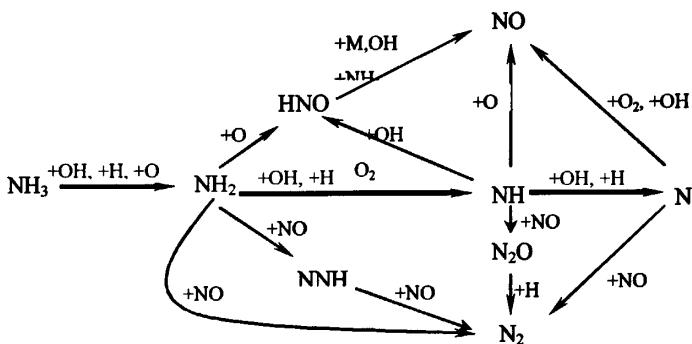


图 2-3 NH_3 的转化途径

Fig 2-3 Reaction path diagram for the oxidation of ammonia in flames

焦炭燃烧过程中焦炭 N 主要以 NO、 N_2O 和 N_2 的形式释放出来，也可能释放出前

驱物 HCN 和 NH₃^[20]。对于焦炭 N 向 NO_x 的转化目前有两种不同的观点：一种认为焦炭 N 是通过焦炭表面多相反应直接生成 NO_x；一种认为焦炭 N 同挥发份 N 一样，先析出前驱体 HCN 和 NH₃，然后前驱体进一步被氧化生成 NO_x。影响焦炭燃烧生成 NO_x 的主要因素有焦炭含氮量及焦炭的生成条件。二者对焦炭 NO_x 的生成影响非常复杂。在这方面，已经进行过大量的研究。Shimizu 等^[21]利用流化床研究发现焦炭的表面积对 NO 的产生量有一定影响，焦炭的表面积越大，NO 的产率越小。Tullin 等^[22]研究了流化床中燃烧氮氧化物排放与碳转化关系情况，研究发现焦炭燃烧过程中燃料 N 向 NO 转化率随 C 转化而不断提高。

综上所述，抑制燃料型 NO_x 可采用以下的措施：

- (1) 选用含氮量较少的燃料；
- (2) 降低过量空气系数；
- (3) 当火焰为扩散燃烧时，推迟燃料与氧化剂的混合。

2.3 再燃原理

1973 年，Wendt^[23]在试验中发现将甲烷喷入燃烧器下游附近后，锅炉 NO 排放量可降低 50%，随即提出“再燃”概念并开始相应的研究。再燃技术发展至今，如图 2-4 所示，其主要形式是：在沿锅炉炉膛高度方向，将燃烧区域分为三部分，第一区域为主燃区，将 75%~90% 的燃料投入到锅炉内在过量空气系数大于 1 的条件下进行燃烧。该区域是 NO_x 主要的生成区。第二区域也即再燃区域，在过量空气系数小于 1 的情况下，通入 10%~25% 的再燃燃料进行燃烧，在该区域，由于再燃燃料与主燃区燃烧生成的 NO_x 发生还原反应生成 N₂，导致 NO_x 水平降低。炉膛最上部的区域为燃尽区，主要的作用是在过量空气系数大于 1 的条件下，使没有完全燃烧的燃料充分燃尽。

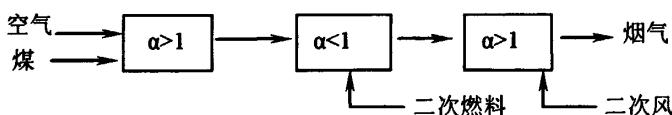


图 2-4 再燃原理示意图

Fig 2-4 Schematic diagram of reburning combustion technology

再燃区的 NO_x 还原反应包括均相反应机理和非均相反应机理，均相还原反应主要包括 CH_i、C_nH_m、HCN、NH_i、CO、H₂ 与 NO_x 之间的反应。非均相还原反应则是依靠焦炭的吸附作用，在焦炭表面发生反应将 NO_x 还原。这些反应的总反应式如下：



关于 NO_x 还原机制侧重点目前还没有统一的观点。大部分研究者认为均相还原反应是主要的机制，尤其是碳氢化合物的还原作用， HCN 和 NH_3 也不能忽视^[23, 24-25]。其它一些研究者则侧重非均相还原作用，认为低阶煤的异相还原效果更为重要，占到 90% 以上^[26]。

再燃技术又称之为燃料分级燃烧技术，对于普通的再燃工艺可降低 NO_x 50% 以上，如果使用先进再燃技术，那么 NO_x 的排放量将会减少 85%。使用再燃技术，常用的再燃燃料有煤、天然气和油。其中由于天然气不含氮，具有较高的 NO_x 脱除率，所以是一种最理想的再燃燃料^[27]。除此以外，为了节省能源，现在正开发一些可替代的新型再燃燃料如生物质、含碳氢化合物较高的废旧物等。目前，关于再燃技术的研究已进行了大量的工作。Casaca 等^[28]利用实验装置考察了生物质作为再燃燃料时，颗粒尺寸影响 NO_x 还原率的规律，实验结果表明，存在一个最佳的粒径分布，低于或高于这个粒径分布， NO_x 的还原率都减小。Nimmo 等^[29]对废旧轮胎作为一种新型的再燃燃料进行了深入研究，研究表明，再燃区使用废旧轮胎和煤的混合物，主燃区不论是煤还是丙烷，还原效果都非常接近，在 19%~81% 之间。Hampartsoumian 等^[30]考察了煤种特性、再燃比、停留时间等因素对先进再燃技术的影响，并与普通再燃技术做了比较。实验结果表明，使用先进再燃技术可降低 NO_x 85%。Vitali 等^[31]利用 5 种生物质气化生成气作为再燃燃料，考察了再燃比对 NO_x 的影响。最后的实验结果表明，再燃比从 0 增大到 20% 时， NO_x 还原率与再燃比的变化趋势一致，继续增大再燃比， NO_x 还原率基本不变或略有下降。

2.4 低 NO_x 排放技术

对燃烧过程中生成的 NO_x 实施控制是一项较为复杂的的技术，由于 NO_x 生成机理不同，影响其生成量因素也各不相同，同一控制因素对它们的影响程度也各有差异，甚至一项控制因素对一类的 NO_x 可以起到有效控制，但是对另外一种类型却完全无效。例如，降低燃烧温度对热力型 NO_x 非常有效，对于燃料型 NO_x 则没有显著影响。此外，所采用的措施还必须考虑是否会影响到锅炉的效率。因此，采用 NO_x 控制措施时，需要

综合考虑各项因素。目前，关于低 NO_x 排放技术可分为三大类：使用低氮燃料；基于改变燃烧条件控制 NO_x 生成的低 NO_x 燃烧技术；对燃烧产生的烟气进行尾处理的烟气脱硝技术。其中，低 NO_x 燃烧技术包括低氧燃烧、空气分级、燃料分级、烟气再循环、浓淡偏差燃烧、低 NO_x 燃烧器和炉内喷射脱硝；烟气脱硝技术包括干法和湿法脱硝两大类。

在各类燃料中，固体燃料的含氮量最高(0.5%~2.5%)，原油次之(1%左右)，气体燃料最低(天然气中几乎不含氮)。因此，采用天然气等气体燃料是最好的选择。

低氧燃烧就是使燃烧过程尽量在接近理论空气量的条件下进行。使烟气中的过剩氧量减少，从而降低燃烧生成的 NO_x 量，这种方法简单经济，可使 NO_x 排放量降低 15%~20%。但同时也存在不利因素，采用较低的过量空气系数会导致锅炉化学不完全燃烧损失和机械不完全燃烧损失增大，降低了锅炉燃烧效率。也容易导致炉壁结渣和腐蚀。

浓淡偏差燃烧技术依据 NO_x 对过量空气系数的依赖关系，使部分燃料在空气不足的条件下燃烧，即燃料过浓燃烧；另一部分燃料在空气过剩下燃烧也即燃料过淡燃烧。燃烧过程中，过量空气系数都不等于 1。这种方法又被称为偏差燃烧或化学计量数配比燃烧。对于燃料过浓燃烧，由于氧量不足，燃烧温度不高，所以燃料型 NO_x 和热力型 NO_x 都很不高。燃料过淡部分，因空气量很大，燃烧温度降低，使热力型 NO_x 降低。使用这种燃烧技术可减少 NO_x 排放量近 30%，通常多用于燃烧器多层布置的电站锅炉。

空气分级燃烧又称为二级燃烧，如图 2-5^[32]所示：一般将助燃风(二次风)单独引入

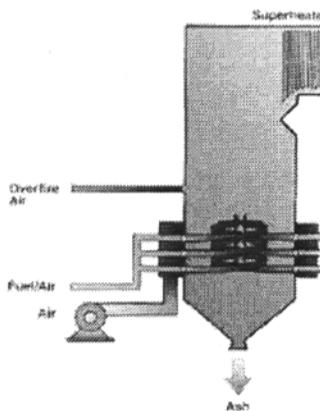


图 2-5 空气分级燃烧示意图

Fig 2-5 Schematic diagram of air staged combustion technology

炉内或燃烧器内，引入炉内的助燃风称为燃尽风，它是指从原来的二次风分出一股，在主燃烧区的下游引入，从而使原来单一的二次风变成了燃烧器的二次风和炉膛燃尽风两部分。在主燃区内，燃料燃烧的空气量占总空气量的 70%~90%，使燃料在缺氧的条件

下燃烧。由于过量空气系数小于 1，导致主燃区的燃烧速度和温度都降低，从而抑制了燃料型 NO_x 的生成量。通入的燃尽风约占 10%~30%，从主燃烧器的下游喷入，在空气过量的情况下完成燃烧过程。这一阶段的燃烧温度也较低，阻碍了热力型 NO_x 的生成。空气分级燃烧技术是目前使用最为普遍的低 NO_x 燃烧技术之一。

常规的燃烧器易于产生较多的 NO_x。从燃烧角度和 NO_x 生成机理看，不同结构和形式的燃烧器将形成不同的燃烧工况和 NO_x 生成特性。因此，通过特殊设计的燃烧器结构及改变其运行方式，并结合空气分级、燃料再燃等低 NO_x 燃烧技术原理，从而设计出低 NO_x 燃烧器。它可以用来控制燃料与空气的混合特性，改善火焰结构，降低燃烧温度火焰峰值，实现低 NO_x 排放。现在，有许多公司致力于开发低 NO_x 燃烧器如英国的 Mitsui Babcock Energy 公司、美国 BW 公司、ABB-CE 公司等。在降低 NO_x 排放上，也取得了不错效果。如 ABB 公司开发的分离式燃烧器能达到 30%~60% 的 NO_x 还原率^[33]。图 2-6 是一个空气分级型低 NO_x 燃烧器示意图。

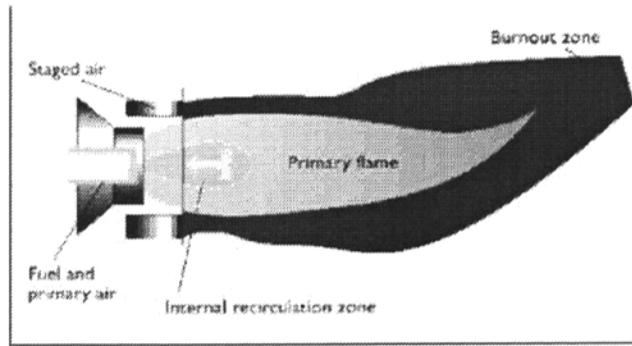


图 2-6 空气分级型低 NO_x 燃烧器示意图
Fig 2-6 Schematic diagram of low NO_x burner of air staged

烟气再循环技术是将部分低温烟气直接送入炉内，或与空气(一次风或二次风)混合后送入炉内，这样使炉内温度和氧含量降低，导致燃烧速度也随之降低，因此抑制了炉内热力型 NO_x 的生成。这种方法对于燃气锅炉，NO_x 的减排效果最为显著，可减少 20%~70%；对于燃用重油的锅炉也具有一定的效果，可降低 NO_x 含量 10%~50%；但对于煤粉炉而言，由于燃烧生成的主要燃料型 NO_x，所以采用这种方式降低 NO_x 作用有限，NO_x 降低量在 15% 以下。在燃用着火困难的煤时，受到炉温和燃烧稳定性降低的限制，故不宜采用。烟气再循环方法可以在一台锅炉上单独使用，也可以和其它低 NO_x 燃烧方法配合使用。

炉内喷射脱硝是在炉膛上方喷入某种物质，能够在一定条件下将主燃区燃烧生成的

NO_x 还原，以降低 NO_x 排放量。喷入的物质可以是二次燃料也可以是氨或尿素等还原剂。如果喷入的是二次燃料就是燃料分级燃烧。这样由于二次燃料与氧气的反应，使得二次燃料的消耗量增加，同时二次燃料的燃烧也使烟气温度上升，所以这种方法在实际应用中受到限制。如果喷入氨、尿素等还原剂，那么炉内喷射脱硝又称为选择性非催化还原法(SNCR: Selective Non-Catalytic Reduction)。采用这种方法具有投资少、运行费用较低和 NO_x 还原率较高等优点。但是由于氨还原 NO_x 的反应只能在一个狭窄的温度范围(950℃~1050℃)内进行，所以必须有良好的混合和反应时间。同时，炉内喷氨存在 NH₃ 泄漏量过大等问题，应用也受到一定限制。

干法烟气脱硝技术包括采用催化剂促进 NO_x 还原的选择性催化还原法(SCR: Selective Catalytic Reduction)、电子束照射法、脉冲电晕等离子体法等。SCR 技术就是将氨气作为还原剂喷入烟道气流中，混合后的气体通过催化剂层时，在催化剂的作用下，NO_x 与氨气发生还原反应生成氮气和水，从而降低 NO_x 排放量。该法所用催化剂主要有钛、铁的氧化物或活性焦炭。前者的反应温度在 300℃~400℃，后者在 100℃~150℃。使用该法程序简单，可减少 NO_x 80%~90%，并适合较大容量的烟气处理，所以目前得到广泛应用。电子束和脉冲电晕等离子体法是近年发展起来的新型干法烟气同时脱硫脱硝工艺。二者的脱硝脱硫原理相近，都是通过特殊装置产生的电子将烟气中的氧、水蒸气等分子激发转化为氧化能力很强的 OH、O 和 HO₂ 等游离基，这些游离基团使烟气中的硫氧化物和氮氧化物很快被氧化，产生中间产物硫酸和硝酸，再与预先加入反应器中的氨气反应生成硫酸铵和硝酸铵。

湿法烟气脱硝技术主要是利用强氧化剂将烟气中的 NO 氧化成为 NO₂，然后再用水吸收，生成硝酸溶液。该法脱硝率比较高达到 90% 以上，但整个系统复杂，存在二次污染，现在已经很少被采用。

第三章 炉内燃烧降低 NO_x 的数学模型

3.1 引言

锅炉燃烧是一个非常复杂的物理化学过程，包含湍流流动、传热、传质及湍流燃烧等。其燃烧方式可分为固定床、流化床和气流床。随着计算流体力学(CFD: Computational Fluid Dynamics)的出现与发展、燃烧理论和数值方法的结合，对于炉内燃烧过程的预测逐步从可能变成现实，尤其是关于气流床的燃烧模拟已经日趋成熟。Smoot^[34]对煤粉锅炉燃烧过程的全模拟发展过程作了较为全面的综述，概括起来主要有三个阶段：

模型的发展与完善阶段：主要集中在七十年代。代表性的有 Gibson 的化学动力学模型；Spalding 的湍流燃烧模型以及 Grow 的气固两相流模型。

初步尝试阶段：七十年代末至九十年代初。模型开始应用于炉内模拟，各种模型和计算方法进一步完善。炉内模拟经历了采用较粗糙的网格计算冷态情况下的炉内情况、计算气相燃烧的热态情况、计算气固两相燃烧的热态情况等阶段，选用模型逐步复杂，计算结果开始与实验数据进行对比。

全过程模拟阶段：九十年代至今。这一阶段的锅炉燃烧数值模拟走向成熟，计算与实际情况相近，并且实现了炉内三维模拟。对于炉内污染物、结渣及炭黑的生成也较为准确的进行了预测。

如上所述，由于气流床燃烧模拟技术的成熟、电站锅炉的重要性，目前，关于锅炉燃烧及炉内降低 NO_x 的数值模拟主要集中在煤粉锅炉和循环流化床锅炉^[35, 36-44]。而工业锅炉特别是层燃炉，由于其燃烧方式为固定床，且流体在床层中的流动、传质、传热比较复杂，数值模拟技术发展相对滞后，特别是关于炉内降低 NO_x 的数值模拟，现在还没有相关文献报道。对于固定床燃烧数值模拟，国外一些研究者建立了不同模型进行了计算，并取得了一定成果。Thunman 等采用四层模型模拟固定床燃烧，床层上部空间使用 CFD 商业软件进行模拟，并与实验结果进行了对比。Shin 和 Choi 模拟了移动床燃烧，床层内部的辐射换热利用热流法进行了计算。Johansson 等^[45]建立多孔介质与二维粒子的联合模型考察了颗粒内部梯度对燃烧的影响，并与颗粒无内部梯度的多孔模型进行了比较。计算结果表明，颗粒无内部梯度对床层干燥速率和挥发份析出速率影响显著。Yang 等^[46, 47-55]经过长期对固定床燃烧的研究，第一次完整的、系统的建立了描述固定床燃烧的气固两相的守恒方程，并提出了类似于分子扩散的颗粒扩散模型。在此基础上，开发

了计算固定床燃烧的 FLIC 程序。利用该程序模拟了移动炉排床层的燃烧特性。将床层上界面的气体浓度、速度、温度等作为边界值，结合商业软件 FLUENT，实现了整个燃烧室的模拟，模拟结果与实验吻合的较好。此外，还有一些学者对固定床燃烧数值模拟作了深入研究^[56, 57-58]。Peters 在总结了这些固定床燃烧模型后，将其分为四类：固定床床层处理为连续介质的连续介质模型；床层被分为燃料、干燥、热解和灰层区的邻近层模型；良好搅拌反应器模型；流经床层的气相和球形坐标下的床层瞬时态单颗粒简化为一维的 1d+1d 模型。相比而言，国内研究固定床燃烧数值模拟尚处于起步阶段，文献报道十分有限。柏静儒等^[59]对一种新型的煤无烟燃烧锅炉炉内燃烧特性进行了数值模拟，床层反应使用了基于热力学平衡的“黑箱模型”处理，利用 CFD 模拟了床层上方的炉膛空间。徐有宁等^[60]采用多孔介质模型计算了解耦燃煤锅炉气化室的流场、温度场和浓度场。通过在气相守恒方程中加入床层阻力、气固间的质量、能量交换源项，考虑了煤层燃烧的影响。对于挥发份的模拟计算同样使用了“黑箱模型”。

一些学者^[61]认为，在分级燃烧情况下，适当的均相反应模型就可对 NO_x 的生成与分解进行很好的描述。因此，本文研究避开了炉排半焦层的非均相反应，而仅从均相反应的角度来模拟 NO_x 的生成与还原规律。考虑到煤燃烧时释放的碳氢化合物主要是甲烷和乙烯，而乙烯火焰更接近一般煤的燃烧温度，因此采用乙烯与空气的火焰模拟炉排半焦层的燃烧。同时，通过在混合气体中添加 N 元素，计算燃烧生成的燃料 NO_x，并且认为燃料 N 全部是 HCN，对于烟煤，这一假设是可以接受的^[62]。由热解燃烧链条炉前段热解和部分气化产生的可燃气也适当简化为甲烷气体。这样后段燃烧炉膛包括炉排半焦层的燃烧实质上就简化成均相反应。

3.2 模型综述与选择

3.2.1 气相控制方程组

燃烧过程虽然复杂，但其变化规律仍然遵循质量守恒、动量守恒和能量守恒定律。由这三大定律所推导出的偏微分方程组就构成了基本求解控制方程组。对于气相燃烧反应，守恒方程组包括连续性方程、动量方程、能量方程和组分输运方程。稳态时，不可压缩流体输运方程通用表达式如下：

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j \phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} (\Gamma_j \frac{\partial \phi}{\partial x_j}) + S_j \quad (3.1)$$

式中：方程左边为对流项，右边第一项为扩散项，第二项为源项。 ϕ 代表求解变量如速度、温度、浓度等， Γ_ϕ 为各变量方程的有效扩散系数。对于(3.1)式的求解方法，实质上就是构建不同的模型加以封闭，包括湍流流动模型、气相燃烧模型和辐射换热模型。

3.2.2 湍流模型

湍流模拟可分为“微观”和“统观”两大类。微观模拟包括直接模拟(DNS: Direct Simulation of Turbulence)、离散涡模拟和大涡模拟(LES: Large Eddy Simulation)。统观模拟也即雷诺(Reynolds)时均方程法，基于对雷诺应力的处理，可划分为雷诺应力方程(RSM: Reynolds Stress Equation Model)模型及湍流粘性系数模型。

直接模拟由瞬态运动方程出发，在湍流小尺度网格内模拟时均流场和湍流特性。这种方法对计算机的要求极高，因此目前尚无法用于实际工程装置尺寸内复杂湍流问题。离散涡模拟将湍流场分成一系列大尺度涡元，用涡元的随机运动来模拟湍流。该方法有助于从湍流结构的角度揭示湍流机理，但计算耗时很长。再者，离散涡法不能模拟小尺度湍流，所以有待于进一步发展和完善。大涡模拟是介于直接模拟和离散涡模拟之间的一种模拟方法。即用 Navier-Stokes 方程直接求解大尺度涡运动，对小尺度涡用模拟封闭。该法已在弯道流动上得到应用。大涡模拟比离散涡模拟要求有更大的计算容量和时间，在我国处于启蒙阶段。

实际的湍流流动大多是各向异性的，这时湍流粘性系数是一个张量，而不是标量。从而反映出湍流粘性系数模型本质上的不足，故必须摒弃湍流粘性的概念。雷诺应力方程模型直接建立求解雷诺应力的输运方程，不需要湍流粘性假定，因而可以很好的描述湍流的各向异性。根据求解雷诺应力输运方程的方法，又可分为微分方程模型(DSM: Differential Stress Model)和代数方程模型(ASM: Algebraic Stress Model)。DSM 模型使用二阶矩关联量来模拟未知的三阶关联量，考虑了旋转、浮力、近壁等各向异性效应。所以适用于旋流及浮力流。但该模型计算量大，且边界条件不易确定。使用受到一定限制。ASM 模型将各应力输运方程简化为代数式，比较 DSM 模型，代数应力模型即节省了计算容量和时间，又保持了各向异性的基本特点。使用较为广泛^[63]。

湍流粘性系数法不直接处理雷诺应力项，而是引入雷诺应力与平均速度梯度成正比的 Boussinesq 湍流粘度假设，其表达式见式(3.2)。这样关于雷诺应力的求解，就转化为

$$-\rho \overline{u_i u_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \delta_{ij} \quad (3.2)$$

计算湍动粘度 μ_t 。根据不同的计算方法，可分为零方程模型、单方程模型及双方程模型。

前两种模型目前工程上已经很少使用，双方程模型则是应用最广泛的一种。在双方程模型中，有两个很重要的参数：湍动能 k 和耗散率 ϵ ，它们的定义如下：

$$\kappa = \frac{\overline{u'_j u'_i}}{2} = \frac{1}{2} \left(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2} \right) \quad (3.3)$$

$$\epsilon = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right) \quad (3.4)$$

湍动粘度 μ_t 可表示成 k 和 ϵ 的函数，即：

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (3.5)$$

由上述公式可以看出，在双方程模型中，通过建立 k 和 ϵ 的输运方程来确定 μ_t 。根据模化的方法，双方程模型有三种：标准 $k-\epsilon$ 方程、RNG $k-\epsilon$ 方程、Realizable $k-\epsilon$ 方程。标准 $k-\epsilon$ 方程在科学的研究及实际工程中得到了最为广泛的检验和成功应用。但用于强旋流、弯曲壁面流动、弯曲流线流动时，会产生一定的失真。RNG $k-\epsilon$ 方程和 Realizable $k-\epsilon$ 方程是标准 $k-\epsilon$ 方程的改进模型。RNG $k-\epsilon$ 模型与标准 $k-\epsilon$ 比较，发生的主要变化是修正了湍流粘度，考虑了旋流流动，因此可以更好的处理高应变率及流线弯曲程度较大的流动。Realizable $k-\epsilon$ 模型在湍流粘度的计算中引入了与旋转和曲率有关的内容，并且 ϵ 方程发生了很大变化，即使 k 值很小或为零，方程中分母也不会为零。这与另外两种模型有很大区别。Realizable $k-\epsilon$ 模型已被有效地用于各种不同类型的流动模拟，包括旋转均匀剪切流、带有分离的流动等。

本文根据计算物理模型的几何特征及流动特性，选取了 Realizable $k-\epsilon$ 模型^[64]。模型具体描述如下：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \kappa) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \kappa u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \kappa}{\partial x_j} \right] + G_\kappa + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_\kappa \quad (3.6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \epsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \epsilon - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{\kappa + \sqrt{\nu \epsilon}} + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{\kappa} C_{3\epsilon} G_b + S_\epsilon \quad (3.7)$$

式中: $C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta+5} \right]$, $\eta = S \frac{\kappa}{\varepsilon}$, $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ 。在上述方程中, (3.6)式和(3.7)式分别为 k 和 ε 的输运方程。 G_k 表示由于平均速度梯度引起的湍动能产生; Y_M 表示可压缩湍流脉动膨胀对总的耗散率的影响; C_2 和 $C_{1\varepsilon}$ 是常数; σ_κ 和 σ_ε 分别是湍动能及其耗散率的湍流普朗特数; 这些常数的值为: $C_{1\varepsilon}=1.44$, $C_2=1.9$, $\sigma_\kappa=1.0$, $\sigma_\varepsilon=1.2$ 。

对于(3.5)式中 C_μ , 不同于标准 $k-\varepsilon$ 方程中为常数, 它是通过下述公式进行计算:

$$C_\mu = \frac{1}{A_o + A_s \frac{\kappa U^*}{\varepsilon}} \quad (3.8)$$

式中, $U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \Omega_{ij}\Omega_{ij}}$, $\bar{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k$, $\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} + 2\varepsilon_{ijk}\omega_k$, Ω_{ij} 表示在角速度 ω_k 旋转参考系下的平均旋转张量率。模型常数 $A_0=4.04$, $A_s=\sqrt{6} \cos \phi$, $\phi = \frac{1}{3} \arccos(\sqrt{6}W)$ 。

3.2.3 湍流燃烧模型

湍流燃烧模型包括扩散火焰的 $k-\varepsilon-g$ 模型, 预混火焰的旋涡破碎模型(EBU: Eddy-Break-up)、拉切滑模型, 概率密度输运方程模型, 二阶矩模型等。

$k-\varepsilon-g$ 模型模拟方法主要是用 $k-\varepsilon$ 模型模拟湍流输运作用, 假设反应为快速反应模型, 建立混合分数的控制方程, 不用求解组分方程, 能量方程由计算温度变为求解焓方程。该模型的关键是确定概率密度函数, 目前大体上有三种方法: 从对湍流脉动的认识出发指定; 建立概率密度函数输运方程; 根据 ESCIMO 理论算出概率密度函数。 $k-\varepsilon-g$ 模型目前已经得到广泛的应用, 尤其是电站锅炉的模拟。

旋涡破碎模型是 Spalding 在 1971 年提出的。基本思想是把湍流燃烧区考虑成未燃气微团和已燃气微团的混合物; 化学反应在这两种微团的界面上发生; 认为化学反应速率取决于未燃气微团在湍流作用下破碎成更小微团的速率; 认为破碎速率与湍流脉动能衰变的速率成正比。EBU 模型可表示成下式:

$$R_{fu,T} = -C_R \rho \sqrt{g_f} \frac{\varepsilon}{\kappa} \quad (3.9)$$

式中, C_R 为模型常数在 0.35-0.4 之间, g_f 是燃料质量分数脉动均方值。鉴于可能存在某一区域化学反应动力学起决定作用, 又引入了另一个以平均参数表示的阿累尼乌兹(Arrhenius)燃烧速率:

$$R_{fu,A} = -Z\rho^2 m_{fu} m_{ox} \exp(-E/RT) \quad (3.10)$$

这样实际中的燃烧速率取决于二者之间绝对值较小的一个也即：

$$R_{fu} = -\min(|R_{fu,A}|, |R_{fu,T}|) \quad (3.11)$$

Spalding 应用修正的 EBU-Arrhenius 模型，计算了平面管道内火焰稳定器后面的燃烧场，结果与实验数据符合较好。旋涡破碎模型突出了湍流混合对燃烧速率的控制作用，但它的不足之处是未能考虑分子输运和化学动力学的因素，所以只适合于高雷诺数的燃烧过程。

概率密度输运方程模型就是不用对概率密度函数进行简化假定，而是直接计算其输运方程。Khalil 利用该方法对二维管道火焰进行了计算，结果与实验值接近。目前，概率密度输运方程模型仅在简单的湍流火焰的计算中获得与实验基本符合的结果，由于输运方程的模化存在一定困难且计算量大对计算机要求比较高，所以模型仍需改进和完善。

二阶矩模型是对层流反应速率(Arrhenius)进行雷诺时均处理，并且略去三阶关联量，得到湍流场中的燃烧速率。对于时均反应速率中的未知二阶关联量的封闭，主要有两种方法：采用简化的代数式表征；直接建立二阶关联矩的输运方程。该模型的物理思想和推理较清楚，但是由于需要模化的量的数量比较多、完全忽略了温度脉动对燃烧速率的影响，所以没有达到提高计算精度的目的^[65]。

本文在模拟气相湍流燃烧时，选择了上述通用有限速率 EBU- Arrhenius 模型。

3.2.4 辐射换热模型

燃烧辐射换热数值模拟就是要解决连续介质能量方程中的辐射换热源项的多重积分表达式及其数值，从而完成对燃烧温度场数值计算方程的封闭。常用的燃烧辐射换热模拟主要有以下几种方法：热流法、区域法、Monte Carlo 法和 P-1 法等。

热流法是将微元体界面上，复杂的半球空间热辐射简化为垂直于此界面的均匀辐射热流，在此基础上推导出简化的辐射微分方程，然后离散化，计算各辐射微元体的换热率。该法简单易掌握，所需计算时间少。由于实际上介质各微元体界面上不仅有垂直于界面的辐射，其它方向也有热辐射。所以，该法所做的简化存在严重缺陷。

区域法计算辐射换热是按照各区域直接与周围进行空间辐射换热的原理来计算的，该法是把燃烧室分成若干个体积区，把壁面分成若干个面积区，假设每一个体积区和面积区内部的温度和物性参数都是均匀的，然后对每一个子区域写出能量平衡方程式，得

到热流或温度为未知量的一组联立方程，进行数值求解。利用区域法有很好的计算精度。存在的问题主要是需要极大的计算内存和时间，目前还没有被广泛应用。

Monte Carlo 法也称为概率模拟法，它是针对上述两种方法各自的缺陷，为了既能反映微元体和周围各方向进行辐射换热的实质，又不必做复杂的多重积分运算，将每个微元体向周围发射的热辐射按空间角度分为若干个等份，每个等份的空间发射一个能束，然后跟踪燃烧室内所有微元体发射的能束，用各微元体吸收辐射能的概率最终决定各微元体的辐射换热率大小，从而避免了直接用多重求和法计算多重积分，同时又考虑了热辐射在半球空间的分布及相互联系。该法的缺点是由于所发射能束的方向是用计算机产生的随机数做概率计算，因此存在统计误差^[66]。

P-1 模型^[67, 68]是球谐函数法中最简单的一种。它假定介质中的辐射强度沿空间角度呈正交球谐函数分布，并将含有微分、积分的辐射能量传递方程转化为一组偏微分方程，联立能量方程和相应的边界条件便可求出辐射强度和温度的空间分布。P-1 模型假设所有的表面都是灰体扩散辐射，当光学厚度较小时，对于复杂几何体可能计算精度较差，同时，对来自内部热源的辐射热通量有过高估计的趋势。

本文选取了 P-1 模型计算炉膛火焰的辐射，下面是关于该模型的详细介绍。

P-1 模型计算辐射热流量 q_r 的公式为：

$$q_r = -\frac{1}{3(\alpha + \sigma_s) - C\sigma_s} \nabla G \quad (3.12)$$

式中， α 为介质的吸收系数， σ_s 为介质散射系数， G 为入射辐射强度， C 为光谱散射相函数系数。为了简化上述方程，提出以下参数：

$$\Gamma = \frac{1}{(3(\alpha + \sigma_s) - C\sigma_s)} \quad (3.13)$$

这样辐射热流量 q_r 的方程就简化为：

$$q_r = -\Gamma \nabla G \quad (3.14)$$

求解入射辐射强度 G 的输运方程为：

$$\nabla \cdot (\Gamma \nabla G) - \alpha G + 4\alpha\sigma T^4 = S_G \quad (3.15)$$

该式中 σ 是斯蒂芬-玻尔兹曼常数， S_G 是用户自定义辐射源项。联合(3.14)和(3.15)就得到了能量方程中由于辐射换热引起的源项：

$$-\nabla \cdot q_r = \alpha G - 4\alpha\sigma T^4 \quad (3.16)$$

3.2.5 NO_x生成及还原模型

关于 NO_x生成及还原模型，按照反应机理的处理方法，可分为两大类：基元反应模型和使用 CFD 计算的总体反应模型。

鉴于 NO_x在燃烧过程中生成、还原的复杂性，有的研究者忽略实际燃烧过程的特征，强调 NO_x生成的平衡反应，考虑体系内所有可能的基元反应和反应物质，按平衡方程求解。基元反应模型一般都假定反应器为平推流，反应速率为层流反应机制(Arrehnius)，描述 NO_x的生成与破坏机理的基元反应多达上百个。使用基元反应模型可以很好的描述 NO_x的生成、破坏机理，但是因为忽略实际的湍流燃烧过程，未能让众多的燃烧工作者所接受。关于基元反应模型的模拟可参考文献^[69, 70]。

燃烧过程中 NO_x的生成与还原，不仅和本身的详细化学反应机理有关，而且和湍流流场及其之间的相互作用有关。因此一些学者将 NO_x生成与还原的详细动力学模型作了适当简化处理，包括 NO_x的前驱物假设为 HCN、NH₃或二者的结合；只考虑对整个反应体系起控制作用的关键步骤等。并使用计算流体力学联合湍流燃烧综合考察对 NO_x生成与还原的影响。采用 CFD 计算的总体反应模型可分为：EBU-Arrehnius 模型、概率密度函数(PDF: Probability Density Function)模型、关联矩模型等。其中，PDF 模型包括采用有限反应速率的设定 PDF 模型、局部瞬时平衡模型和 PDF 输运方程模型等。

目前，关于炉内降低 NO_x的数值模拟主要利用 PDF 模型。有限反应速率的设定 PDF 模型和局部瞬时平衡模型将概率密度函数假定为 β 函数，描述湍流燃烧对平均反应速率的影响多采用温度脉动和浓度或混合分数脉动的乘积。二者不同之处，前者认为反应速率不是无限大而是有限的，反应过程是不平衡的；后者认为化学反应速率较快，达到了局部化学平衡。PDF 输运方程模型直接建立概率密度函数的输运方程，可以把湍流输运及化学反应速率有关的项都加以封闭。任何复杂的化学反应机理都可精确的计算。在污染物生成模拟中得到越来越多重视和应用。

工业锅炉由于炉膛温度较低和过量空气系数较大，生成的主要燃料型 NO_x。所以，本文计算中只考虑再燃燃料 CH₄ 对添加 N 元素的乙烯-空气混合物燃烧生成的燃料型 NO_x的还原，并且燃料型 NO_x只计算 NO；同时，认为燃料 N 的前驱物只有 HCN，这样必须建立 NO 和 HCN 的输运方程：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_{NO}) + \nabla \cdot (\rho v Y_{NO}) = \nabla \cdot (\rho D \nabla Y_{NO}) + S_{NO} \quad (3.17)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_{HCN}) + \nabla \cdot (\rho v Y_{HCN}) = \nabla \cdot (\rho D \nabla Y_{HCN}) + S_{HCN} \quad (3.18)$$

式中, Y_{NO} 、 Y_{HCN} 分别为 NO 和 HCN 的质量分数, S_{NO} 、 S_{HCN} 是方程的源项, 取决于 NO 的生成机理。对于气相燃料 NO 生成途径, 本文采用了扩展的 Desoete 总体反应模型^[71], 如下图所示:

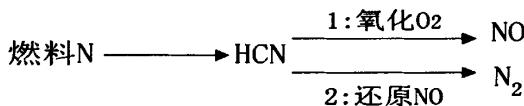


图 3-1 扩展的 Desoete 总体反应模型示意图

Fig 3-1 Schematic diagram of extended Desoete's global reaction model

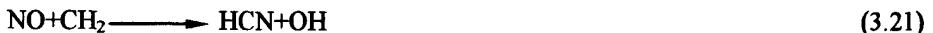
上述模型中, 方程(3.17)、(3.18)的源项分别为:

$$S_{HCN} = S_{Pl, HCN} + S_{HCN-1} + S_{HCN-2} \quad (3.19)$$

$$S_{NO} = S_{NO-1} + S_{NO-2} \quad (3.20)$$

其中, $S_{Pl, HCN}$ 为 HCN 的生成率, S_{HCN-1} 、 S_{HCN-2} 是 HCN 的消耗率, S_{NO-1} 、 S_{NO-2} 分别是 NO 的生成率和消耗率。

碳氢燃料对 NO 的还原作用, 主要依靠燃烧过程中分解释放出大量的碳氢基团与 NO 发生一系列复杂的化学反应。描述其转化途径的反应多达上百个。其中关键的反应主要有:



当甲烷作为再燃燃料时, NO 还原反应的总体速率可表示为:

$$R_1 = (k_a x_1 + k_b x_1^2)[CH_4][NO] \quad (3.24)$$

$$R_2 = k_c x_1^3 x_2 [CH_4][NO] \quad (3.25)$$

式(3.24)、(3.25)中, k_a 、 k_b 为反应速率常数, x_1 为氢原子与氢分子的浓度比, x_2 为羟基和水分子的浓度比。由于再燃反应的发生, 源项(3.19)、(3.20)又附加了两项分别为:

$$\frac{d[HCN]}{dt} = 4 \times 10^{-4} R_1 \quad (3.26)$$

$$\frac{d[NO]}{dt} = -4 \times 10^{-4} (R_1 + R_2) \quad (3.27)$$

湍流燃烧对 NO 生成与还原的影响, 采用有限反应速率的设定 PDF 模型计算, 在湍

流场中，考虑双参数影响 NO 的平均湍流速率的表达式如下：

$$\bar{S}_{NO} = \iint S_{NO}(V_1, V_2) P(V_1, V_2) dV_1 dV_2 \quad (3.28)$$

该式中， \bar{S}_{NO} 为 NO 的湍流平均反应速率， S_{NO} 为 NO 的瞬时反应速率(Arrehnius)， $P(V_1, V_2)$ 是双变量概率密度函数。在本文的计算中， V_1 、 V_2 代表氧浓度和温度。HCN 的平均湍流反应速率表达式与此类似。

3.3 数值计算方法

本文模拟所用软件 FLUENT 是基于有限容积法进行数值计算。有限容积法的实施过程分为以下几步：

- (1) 计算区域的离散化，即网格化；
- (2) 控制方程的离散化，即将偏微分方程转化为差分方程；
- (3) 代数方程的迭代求解，计算过程中要考虑变量之间的相互关联，选择最佳的循环迭代方式。

由于模拟的燃烧炉膛几何结构较为复杂，所以在本文中，选择了对复杂物理模型适应性更强的非结构三角形网格进行计算域的离散；守恒方程中的扩散项使用中心差分格式离散化，对流项使用一阶迎风格式离散；代数方程组的求解使用 TDMA 解法；整个控制方程组的计算程序采用压力修正的 SIMPLE 算法^[72]，其计算步骤如下：

- (1) 假定一个速度分布，记为 u^o, v^o ，以此计算动量离散方程中的系数及常数项；
- (2) 假定一个压力场 p^* ；
- (3) 依次求解两个动量方程，得 u^*, v^* ；
- (4) 求解压力修正值方程，得 \hat{p} ；
- (5) 根据 \hat{p} 改进速度值；
- (6) 利用改进后的速度场求解那些通过源项物性等与速度场耦合的 ϕ 变量，如果 ϕ 并不影响流场，则应在速度场收敛后再求解；
- (7) 利用改进后的速度场重新计算动量离散方程的系数，并用改进后的压力场作为下一次迭代计算的初值，重复上述步骤，直到收敛。

第四章 热解燃烧链条炉低 NO_x排放特性的数值模拟

4.1 计算锅炉介绍

本文所计算的热解燃烧链条炉设计原型如图 4-1 所示，包括：层燃炉炉体 3，炉体 3 内部被隔墙 2 分为上游的气化热解室 4 和下游的层燃室 14，气化热解室 4 位于机械炉排 11 前段的上方，与层燃室 14 通过上连通口 15 和下连通口 16 相通，气化热解室 4 下部设有双面墙内布置的送风装置 5，送风装置 5 由分别布置在层燃炉前墙 17 和隔墙 2 中的两个墙内风室组成。层燃室 14 炉膛内还设有前拱 7 和后拱 8，前拱 7 与水平面呈 90°，炉排后拱 8 位于机械炉排 11 后段的上方，与水平面呈 12° 布置，炉排 11 的下部设有风室 12，末端设有灰渣室 13，起换热作用的的锅筒 6 设置在所述层燃室上方。锅炉的设计功率为 1.4MW，过量空气系数为 1.2，燃煤量为 336 kg/h，理论总空气量为 2199 m³/h。

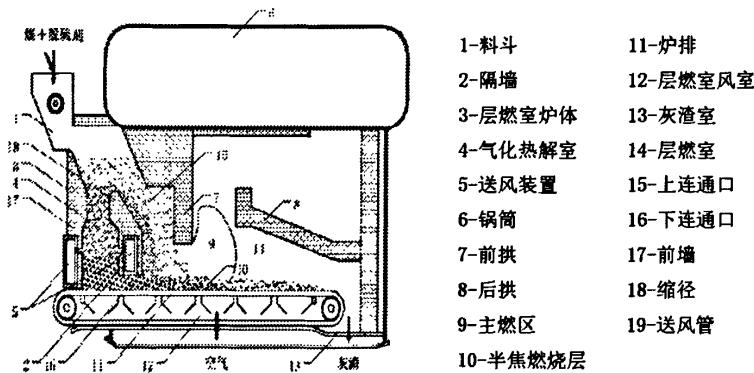


图 4-1 热解燃烧链条炉示意图
Fig 4-1 Schematic diagram of pyrolysis-combustion chain grate boiler

对于模拟计算，选取了包括上连通口在内的层燃室作为计算区域，采用添加 N 元素的乙烯-空气混合物燃烧模拟床层半焦燃烧及其生成的 NO，将流化床部分气化热解产生的还原性可燃气简化为甲烷气体。

4.2 计算方法和边界条件

4.2.1 计算方法

如图 4-2 所示，整个计算区域划分为两部分：层燃室和附加的乙烯-空气混合物燃烧段。对于乙烯-空气混合物燃烧段，为了保证上方层燃室流场与原始结构具有一定的相

似性，并且产生均匀烟气浓度，故将下部燃烧段延长 1.5m。燃烧段乙烯-空气混合物进口共有三个，宽度分别为 0.725m、0.9m、0.9m。甲烷再燃进口宽 0.31m，前、后拱角度如前所述，两拱之间的宽度为 1.029m，整个上部层燃室长、宽分别为 3.809m、1.574m。针对层燃室结构特点，采用了对复杂空间适应性强的非结构化三角形网格，生成网格数为 11178 个；在控制方程的离散操作中，扩散项采用中心差分格式，对流项采用一阶迎风格式，对压力速度耦合问题采用 SIMPLE 算法；对 NO_x 生成与还原模拟，采用后处理方法进行计算。计算网格划分见下图 4-3。

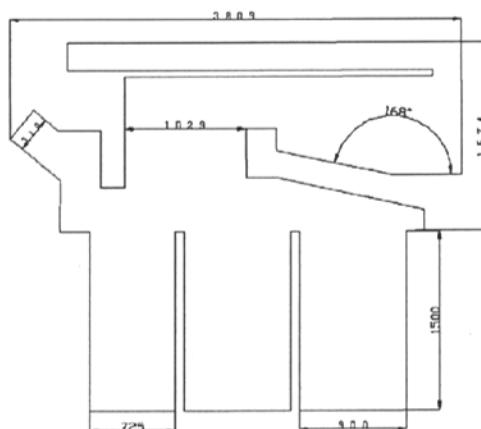


图 4-2 炉膛几何结构及尺寸

Fig 4-2 The geometrical configuration of the furnace

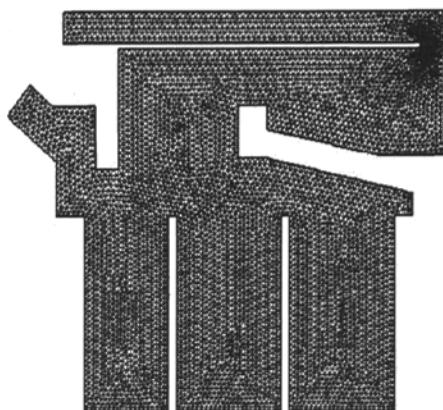


图 4-3 计算网格划分

Fig 4-3 The computational grids of the furnace

4.2.2 计算边界条件

计算过程中，甲烷再燃进口和燃烧段乙烯-空气混合物三个进口都设定为速度进口，

出口边界条件使用压力出口，并且假定出口的压力为标准大气压；近壁面气体流动采用标准壁面函数^[73]处理，壁面处气流按无滑移条件且无湍流运动处理；壁面除下部乙烯-空气混合物燃烧段使用绝热条件外，其它都采用固定壁温条件，各壁面的发射率均为0.6；对于甲烷和乙烯质量的确定，根据与烟煤等热值的方法换算，近似为92kg/h，再燃比假定为30%；层燃室内过量空气系数为1.2，计算工况见表1。这样根据上述条件计算可得再燃进口CH₄含量为2.3%，底部各进口乙烯浓度均为3%、氧气浓度均为18.5%。计算收敛标准：温度和NO小于等于10⁻⁶，其它变量小于等于10⁻³。

表1 计算工况
Table 1 Calculation conditions

	再燃进口	底部进口1(前拱侧)	底部进口2	底部进口3
速度(m/s)	3.2	0.355	0.366	0.055
温度(K)	1000	373	373	373

4.3 计算结果与分析

4.3.1 炉膛内流场、流速、温度、浓度及反应速率分布

由于计算考察的主要对象是再燃区炉膛(也即层燃室)内降低NO的排放特性及炉膛结构参数的改变对降低NO排放的影响，附加的乙烯-空气燃烧段只是为了产生均匀的烟气浓度和NO，故在以下章节处理计算结果时，将模拟炉排半焦燃烧的乙烯-空气燃烧段截除。此外，本节内容主要是对图4-2所示的设计原型在再燃条件下，采用上述边界值模拟结果的分析。

同时，本文中NO的还原率被定义为：传统燃烧与再燃条件下出口NO排放量之差相对于传统燃烧出口NO排放量的百分比。其中，模拟传统链条炉炉排煤层燃烧的乙烯-空气混合物质量是根据与再燃条件下氧量、气相总质量相等，并且过量空气系数为1.2时计算得到的。通过计算可得：传统燃烧出口NO浓度为178 ppm。

除此以外，本章的一些计算结果分析采用了炉膛内不同截面的分布对比图表示。在数据处理过程中，分别截取了前、后拱之间的水平截面(y=0.4 m、y=0.8 m、y=1.2 m)和竖直截面(x=0.6 m、x=0.9 m、x=1.2 m)。其中，水平截面是指前后拱之间的距离，竖直截面对应的是前后拱之间由炉排到炉膛顶壁的一段距离，这些截面及坐标原点在炉膛中的位置如下图4-4(a)和图4-4(b)所示：

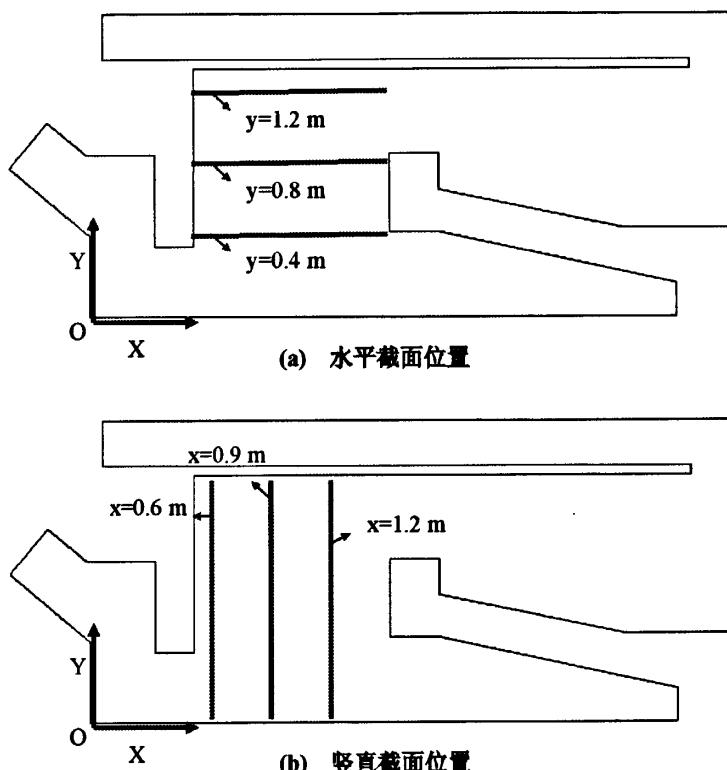


图 4-4 前后拱之间不同截面位置示意图

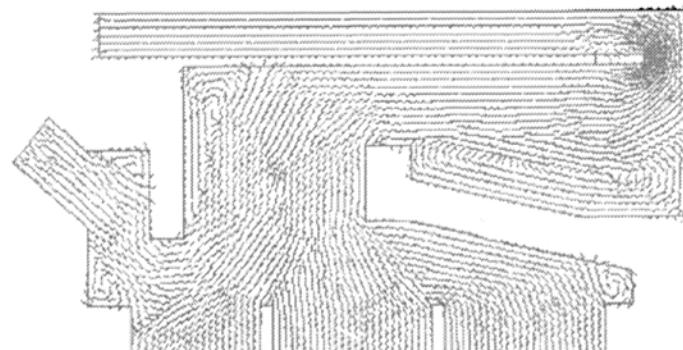
Fig 4-4 Schematic diagram of positions of the different sections
between fore and back arch

图 4-5(a)为炉膛内速度矢量分布图。从图中可以看出, CH₄ 和烟气进入炉膛后, 在前、后拱作用下, 发生了折流。这样可以有效的延长混合气体在炉膛内的停留时间, 并且加强了再燃燃料与烟气的混合、充分燃烧。同时, 由于折流的作用, 在前拱的后壁和后拱的上壁之间形成了一个回流区, 使得流入该区域的组分混合更均匀。另一方面, 再燃燃料进入炉膛, 与下部上流的烟气发生交叉碰撞, 一部分直接与烟气混合后燃烧, 一部分进入回流区, 形成了燃料富集区。

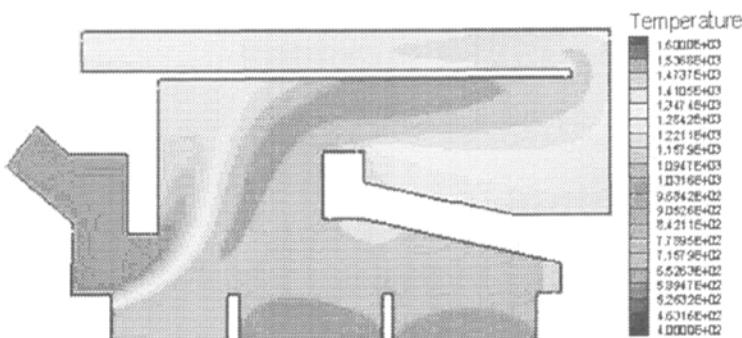
从图 4-5(b)的温度分布可以看出整个炉膛温度分布较均匀。其中, 在前后拱之间形成了一条狭长的高温燃烧带, 这是由于甲烷与烟气强烈混合燃烧所致。在回流区内, 由于温度较低的再燃燃料的流入, 所以温度水平低于炉膛其它区域。对比传统链条炉燃烧, 热解燃烧链条炉将煤的挥发分燃烧和半焦燃烧分开, 使得炉排半焦燃烧层的温度降低, 从而可以有效降低炉内 NO_x 的生成。

图 4-5(c)显示了甲烷在炉膛内的浓度分布。由图可知, 甲烷作为再燃燃料在炉膛内

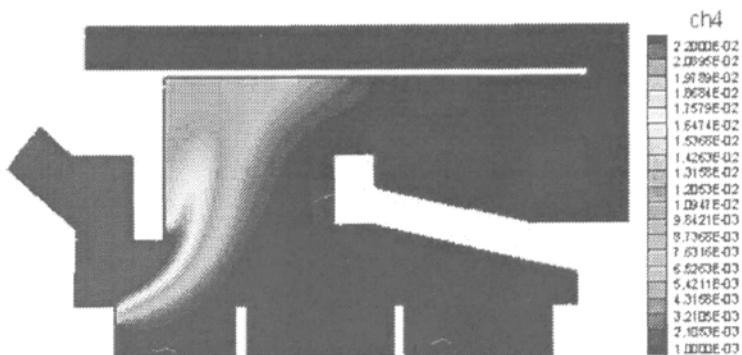
形成了近似扇形的分布区。在混合燃烧区内，由于甲烷与烟气的燃烧属于扩散火焰，所以在燃烧剧烈的区域形成了较大的浓度梯度。而另一部分燃料没参与混合燃烧，直接沿前拱流入回流区。在靠近后拱的一侧因为是富氧区，故扩散进去的甲烷完全被烧掉。在后拱的上方，甲烷基本燃尽。



(a) 速度矢量



(b) 温度分布

(c) CH₄浓度分布

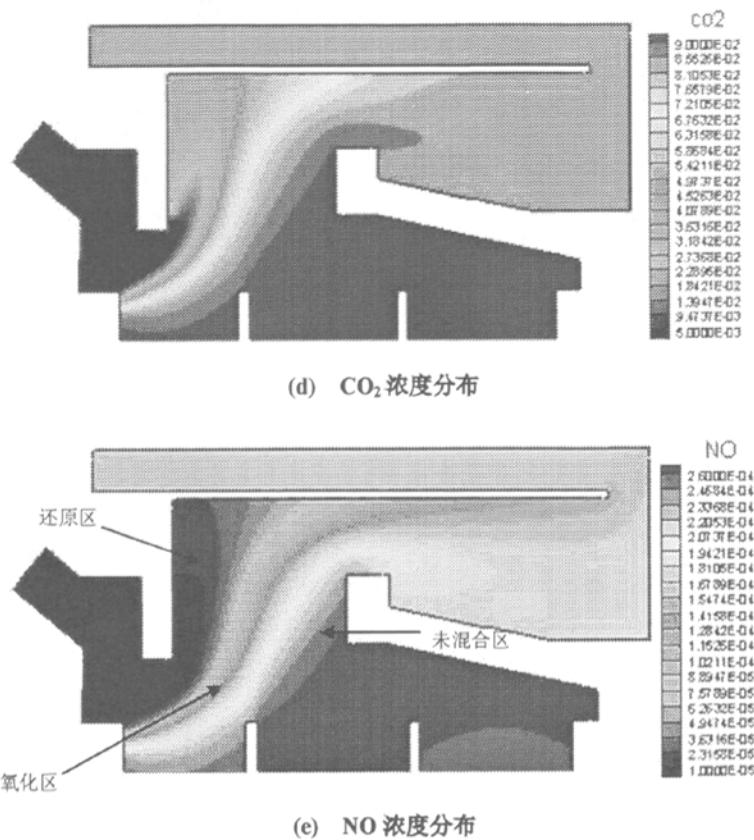


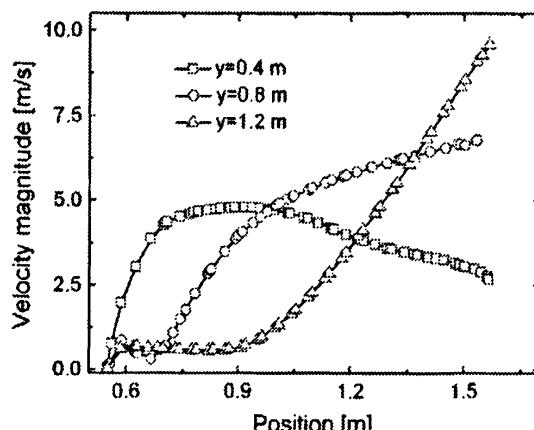
图 4-5 炉膛内速度矢量、温度和组分浓度分布

Fig 4-5 Distributions of velocity vector, temperature and component concentration in the furnace

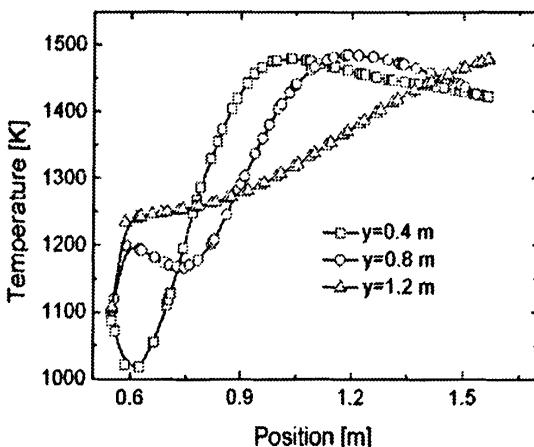
图 4-5(d)显示了 CO_2 在炉膛内的质量分数分布。可以看出，其浓度分布类似于 CH_4 ，在燃烧剧烈的区域有明显的浓度梯度，且低于下部炉排燃烧生成的 CO_2 浓度。从再燃进口到前拱后方一段范围内，因为有一部分 CH_4 没有参加反应直接流入回流区，所以该区域 CO_2 浓度几乎为零。而在燃烧火焰甲烷一侧，燃烧速率较慢，生成的 CO_2 较少，和下部烟气中少量的 CO_2 混合后，在回流的作用下，形成一个浓度较低、分布均匀的区域。在靠近后拱的一侧，炉排半焦层燃烧生成的 CO_2 基本上没有参与混合，就直接沿后拱进入炉膛后部空间的回流区。由于回流区的作用和流速的增大，加强了混合效果，所以，在燃烧炉膛的后部及烟道内 CO_2 浓度分布均匀。再加上混合后气体质量流量增大，所以浓度低于底部炉排半焦层燃烧生成的 CO_2 含量。

图 4-5(e)为炉膛内 NO 浓度分布。模拟结果表明：再燃条件下，炉膛出口 NO 浓度为 152ppm，还原率为 14.6%。这说明相对于传统燃烧，PCT 技术具有一定的 NO_x 减排

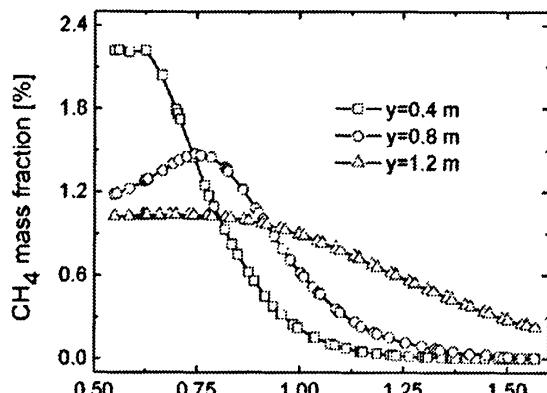
效果，并且该计算值与何京东^[74]所做的实验，在不考虑热解气自身燃烧产生 NO_x 的条件下，对燃烧气氛中 NO 的最大还原率为 18.5% 的测定值较为接近。分析其降低原因可从 NO 浓度分布图中看出，由于再燃燃料的喷入，炉排半焦层燃烧生成的 NO 经过再燃区后浓度下降。在前后拱之间的范围内，NO 浓度分布呈三个不同区域：还原区、氧化区、未混合区。通过对上述流场、温度场和组分浓度分布讨论可知，还原区内，热解燃烧链条炉降低 NO_x、发挥对 NO_x 的还原作用主要是依靠富燃料回流区卷吸炉排燃烧产生的部分含 NO_x 的烟气，和再燃燃料与烟气的扩散燃烧在甲烷侧形成的局部还原气氛。在氧化区，氧气过量，所以没有还原效果，其浓度降低主要是因为可燃气与烟气的强烈混合使氧化区内的质量流量增大所致。未混合区域内，由于上流的烟气很少参与混合和反应，所以，NO 浓度与炉排床层燃烧产生的 NO 浓度相比，变化不是很明显。



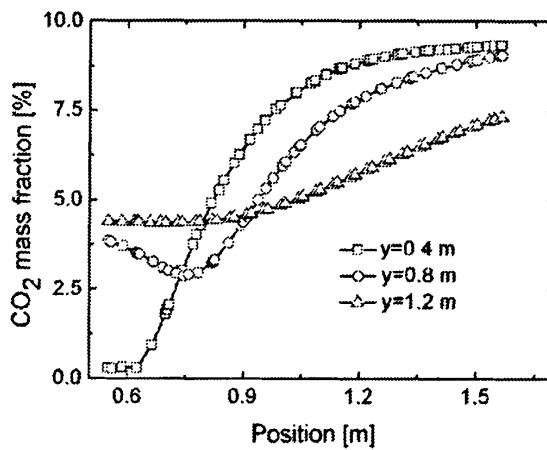
(a) 速度分布



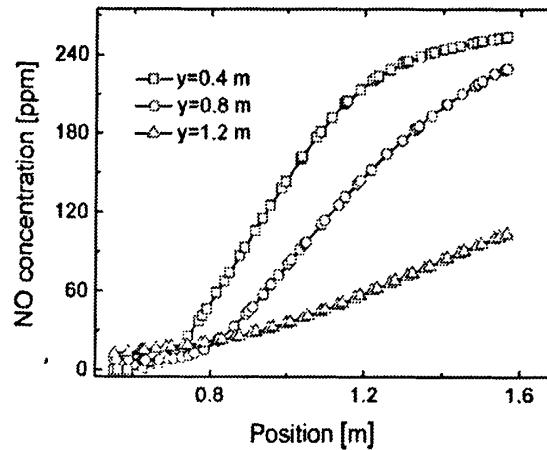
(b) 温度分布



(c) CH_4 浓度分布



(d) CO_2 浓度分布



(e) NO 浓度分布

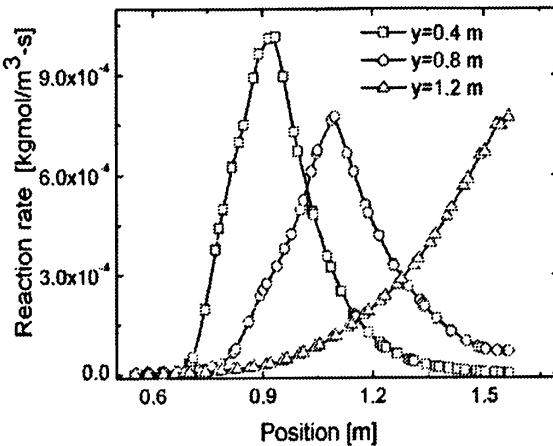
(f) CH_4 与 O_2 的反应速率分布

图 4-6 前后拱之间不同水平截面的速度、温度、浓度及反应速率分布

Fig 4-6 Distributions of velocity magnitude, temperature, component concentration and reaction rate on the different horizontal sections between fore and back arch

由图 4-6(a)可以看出, $y=0.4\text{m}$ 的截面处, 速度先突跃增大, 后缓慢减小到某一值。这主要是因为再燃燃料沿前拱绕流, 直接贴着壁面进入回流区, 在靠近前拱后壁处形成了一个边界层, 层内有一个较大的速度梯度, 再加上沿壁面上流的 CH_4 没有与下方的烟气混合, 温度基本不变, 仍保持来流较大的速度, 所以造成速度骤然增大。随后由于和下部的烟气充分混合燃烧, 气体温度升高, 速度继续增大到某一值后, 在一小段距离内, 大小基本维持不变。靠近后拱的一段范围内, 主要是上流速度较小的烟气, 且烟气温度较低, 所以速度有所减小。对于 $y=0.8\text{m}$ 的截面, 因为回流区面积的增大, 且回流区的流速较小, 所以, 起始的一段距离内, 速度增幅不大, 但由于燃烧火焰沿炉膛高度向两侧逐渐扩散, 火焰面积不断增大, 烟道对火焰引流造成的火焰向后拱侧的偏转, 使得非回流区气体间的混合加强, 故速度缓慢增加。在 $y=1.2\text{m}$ 处的截面上, 回流区的面积比较大, 速度较小且分布均匀, 因此起始的一段距离, 速度基本维持不变, 只是在近壁区的边界层有一个速度梯度。而剩下的一段距离内, 由于气体的温度不断升高, 混合得到加强, 流通截面的减小, 造成速度随着距离的增大而增加。

图 4-6(b)显示了不同截面的温度分布。从图中可以看出, $y=0.4\text{m}$ 和 $y=0.8\text{m}$ 的截面上, 在燃烧区域内, 火焰和气流向着后拱侧偏移, 造成温度随着前后拱距离的增加逐渐升高。而后, 未混合区域内, 主要是下方炉排产生的温度较低的烟气, 所以温度略有下降。靠近前拱的一段距离内, 参考图 4-5(b)温度场分布可知, 回流区内沿着前拱的高度, 卷吸高温烟气使对流辐射换热不断加强, 温度自下而上略有增加且高于喷入的再燃燃料

的温度。回流区的下方，一部分 CH_4 直接贴壁上流，温度呈“峰状”分布，中间低两侧较高。因此还原区内， $y=0.8\text{m}$ 的截面处温度先减小后增大。由于前拱后壁的温度高于再燃进口温度，所以在还原区内， $y=0.4\text{m}$ 的截面温度减小到再燃燃料的喷入温度后又开始增大。 $y=1.2\text{m}$ 截面上，通过温度场的分析可知，其温度沿着前后拱间距的增加而不断升高。壁面附近，因为存在一个热边界层，且回流区的温度高于壁面的温度，故温度增加的非常快。

从图 4-6(c)中可以看出，三个不同的截面上， CH_4 浓度随前后拱距离的增加都减小，并且随着再燃区域燃烧火焰的偏转，浓度减小的位置逐步后移。由于 CH_4 质量分数在炉膛内呈“扇形”分布，下部的浓度区域较窄。所以在 $y=0.4\text{m}$ 的截面上，从入口起始浓度较快的降低至零。回流区的下方，甲烷沿壁面上流，其浓度形成“峰状”分布，两侧较低，中间因为混入回流卷吸的烟气，低于喷入的浓度但较两侧高，因此，在 $y=0.8\text{m}$ 的截面还原区内，浓度先增大后减小。对于 $y=1.2\text{m}$ 截面浓度分布，因为还原区的面积较大，浓度分布较均匀且因为烟气的“稀释”作用，回流区内浓度基本保持不变。并且燃烧区域的反应速率较低，故其浓度降低趋势平缓。

图 4-6(d)中， CO_2 的浓度变化趋势恰好与 CH_4 的相反，随着前后拱间距的增大而增加。其中， $y=0.4\text{m}$ 的截面上，靠近壁面的一小段距离因为几乎都是 CH_4 ，浓度几乎趋于零。随后，由于燃烧区域生成的 CO_2 、下部炉排燃烧产生的 CO_2 的混入、未混合区域 CO_2 浓度较大，所以， CO_2 浓度增加很快，在后拱前壁的一段范围内，接近下方炉排燃烧生成的烟气中 CO_2 的浓度。 $y=0.8\text{m}$ 的截面上，甲烷呈两侧稀中间浓的分布，所以图中 CO_2 先减小后增加，并且初始浓度水平高于下方的截面。而后其浓度增加也是主要因为燃烧产生的 CO_2 、混入下方烟气中的 CO_2 和未混合区域 CO_2 浓度较大造成的。由于气流发生偏转使未混合区域的面积减小，而且有少量气体扩散进去，质量流量增大，导致 CO_2 浓度降低。故浓度增加水平低于 $y=0.4\text{m}$ 的截面。观察 $y=1.2\text{m}$ 截面浓度分布，其增加趋势平缓。在还原区，回流卷吸烟气量大、分布均匀且该处甲烷浓度较低，所以起始浓度高于上两个截面；另一方面，还原区面积较大，氧化区的燃烧反应速率较低，造成 CO_2 浓度增加趋势低于下方的截面。

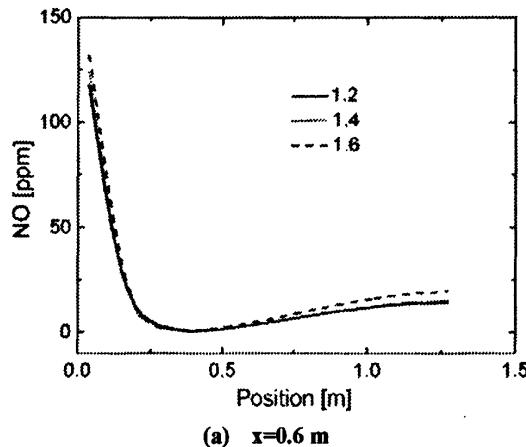
对比图 4-6(e)中的 NO 浓度分布曲线，可以看出，一方面， NO 浓度随着前后拱距离的增加而增加。还原区内，由于 CH_4 的还原作用， NO 含量非常低；氧化区和未混合区域内，没有还原效果，且氧化区内因为混合作用，其浓度低于未混合区域，最终导致水平方向 NO 浓度逐渐增大。另一方面，沿炉膛高度方向，除回流区外， NO 浓度越来

越低。这主要是因为燃烧区域甲烷侧的局部还原气氛扩散造成面积增大，未混合区域的面积沿炉膛高度逐渐缩小，尤其是前后拱之间的炉膛顶部截面上，几乎都是还原区。所以，NO 浓度水平沿炉膛高度减小。而在回流区内，回流区的面积自下而上不断增大，上部卷吸的烟气浓度大，下部的 CH_4 含量较高，故回流区内 NO 浓度分布略有不同。

由图 4-6(f)可以看出 $y=0.4\text{m}$ 和 $y=0.8\text{m}$ 的截面处， CH_4 与 O_2 的燃烧速率呈“抛物线”分布。在燃烧区域内，反应速率先增大后减小，火焰中心速率达到最大。 $y=1.2\text{m}$ 的截面上，燃烧火焰扩散范围的增加，未反应区域的消失，再加上上部湍流混合由于炉膛顶壁的阻挡、流道面积的减小而加强，所以反应速率逐渐增大。另外，通过截面燃烧速率分布曲线可知，回流区内基本没有发生反应，再燃火焰向着后拱侧偏移，致使燃烧区域也相应地发生偏转。

4.3.2 过量空气系数对再燃降低 NO 的影响

本节模拟结果分析中，过量空气系数对再燃降低 NO 的影响主要是依靠改变底部进口乙烯-空气混合物氧气浓度来实现。由 4.2.2 节可知，过量空气系数为 1.2 时，氧气含量为 18.5%。为了比较过量空气系数造成的影响，又分别选取了 1.4 和 1.6。通过计算可得：过量空气系数为 1.4 和 1.6 时，氧气浓度分别为 21.5%、24.6%。此外，在下述三节内容中，NO 浓度分布曲线所取的竖直截面($x=0.6\text{ m}$ 、 $x=0.9\text{ m}$ 和 $x=1.2\text{ m}$)是指前后拱之间由炉排到炉膛顶壁的一段距离，在炉膛中的具体位置可参考图 4-4(b)。



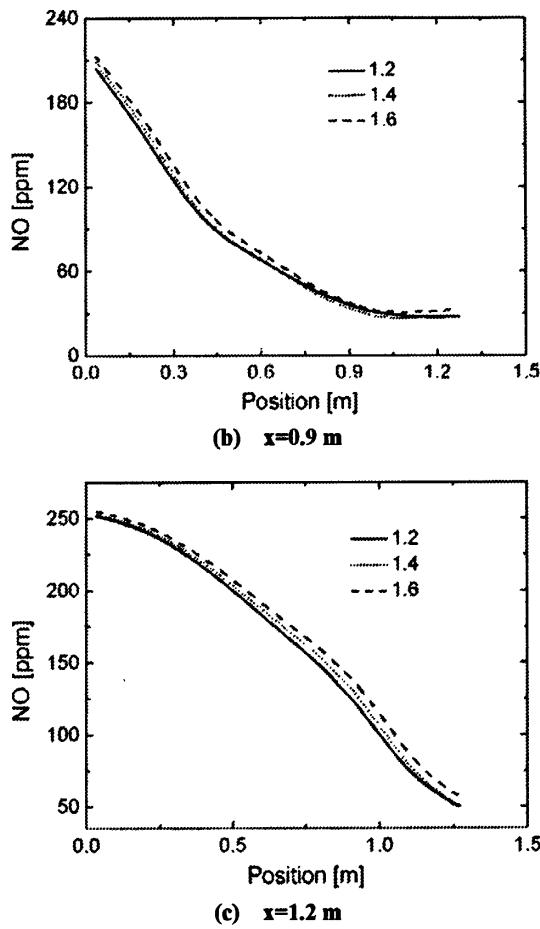


图 4-7 不同过量空气系数下前后拱之间竖直截面的 NO 浓度分布对比图

Fig 4-7 Comparisons of NO concentration distribution with different excess air ratios on the vertical sections between fore and back arch

图 4-7 显示了不同过量空气系数对三个竖直截面的 NO 浓度分布影响。从图中可以看出三个截面上，炉排半焦层燃烧生成的 NO 浓度由于混合和还原作用，沿炉膛高度方向逐渐降低。水平方向上，NO 起始浓度因为混合效果的削弱而相对增大。还原区内，截面的后移导致还原气氛减弱和还原面积缩减，所以 NO 浓度依次升高。并且从图中看出过量空气系数为 1.6 时，NO 浓度水平最高。而另外两种工况下的截面 NO 浓度较为接近，这说明过量空气系数与 NO 浓度之间存在着强烈的非线性耦合关系。此外，(a) 中 NO 浓度在还原区内先减小后增大主要是因为甲烷自下而上浓度降低，对 NO 还原能力下降所造成的结果。

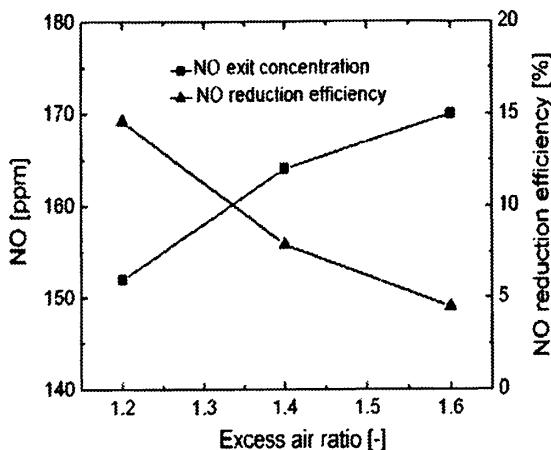


图 4-8 再燃条件下过量空气系数对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 4-8 Effects of excess air ratio on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

由图 4-8 可以看出, 过量空气系数的增大, 使炉膛内参与再燃燃烧反应的氧浓度增加。氧气含量的增大, 一方面导致炉排前段的燃烧更剧烈, 流入还原区的甲烷量减少; 另一方面, 过多的氧量也抑制了 NO 的还原反应。所以, 出口 NO 排放量随过量空气系数的增大而增加, 还原率逐渐减小。根据以上分析, 对于热解燃烧链条炉的实际运行, 适当的减小过量空气系数有助于降低 NO_x 的排放, 但是, 过度减少燃烧所需空气量会造成锅炉的化学不完全热损失和机械不完全热损失的增大。因此, 必须根据实际情况确定最佳的过量空气系数, 使之既能保证较高热效率, 又可以达到 NO_x 减排的目的。

4.3.3 再燃比对降低 NO 的影响

本文再燃比的定义是指再燃燃料占总燃料的质量分数。这样在燃料总质量、热值和过量空气系数不变的情况下, 通过改变再燃进口甲烷浓度和底部乙烯-空气混合物中乙烯浓度来模拟再燃比对降低 NO 的影响。除了上述假定的 30% 外, 还计算了 25% 和 35% 两种不同再燃比工况。

分析图 4-9 可以看出, 再燃比对截面 NO 浓度分布影响显著。一方面, 由于混合和还原作用, NO 浓度沿炉膛高度方向逐渐降低。另一方面, 三个不同截面的 NO 浓度水平随着再燃比的增大呈减小趋势。尤其是再燃比为 35% 时变化最为明显。其原因主要是再燃比的增大不仅加强了还原气氛, 而且使得乙烯燃烧生成的燃料型 NO 相对减小, 故每个截面上再燃比的增大造成 NO 浓度下降。通过对截面 NO 浓度分布分析, 也反映出再燃比的增大有助于降低 NO 排放量。

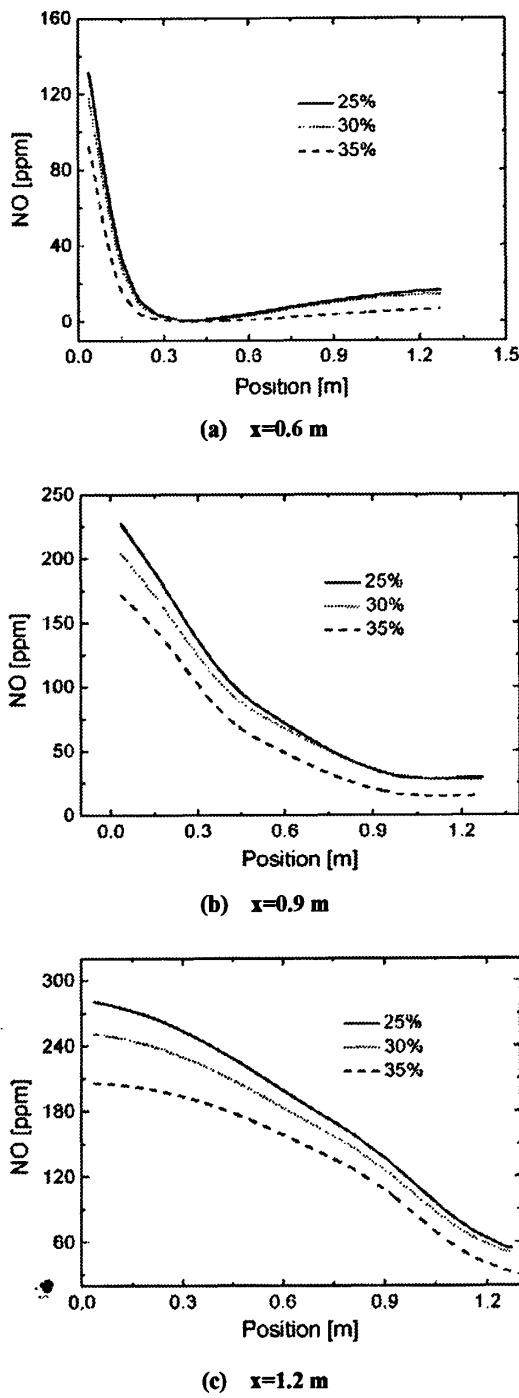


图 4-9 不同再燃比下前后拱之间竖直截面的 NO 浓度分布对比图

Fig 4-9 Comparisons of NO concentration distribution with different reburn fuel fractions on the vertical sections between fore and back arch

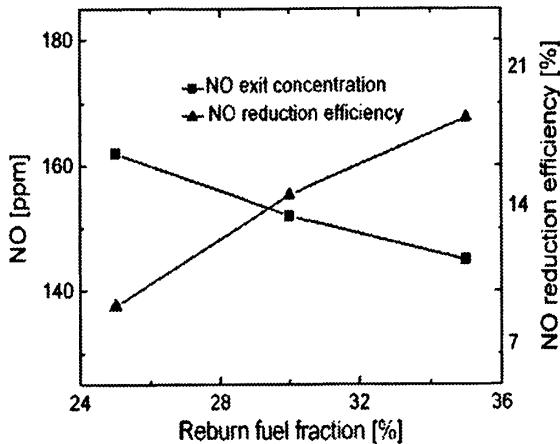


图 4-10 再燃比对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 4-10 Effects of reburn fuel fraction on NO concentration and reduction efficiency at furnace exit

通过图 4-10 可以看出，随着再燃燃料量的增加，出口 NO 的浓度逐渐降低，还原率相对增大。造成这种变化趋势的原因主要是再燃比的增大，使进入炉膛上方还原区的甲烷量有所提高，还原气氛中碳氢还原基团浓度增加。从而有更多的 NO 被还原。另一方面，再燃比的提高，也使得乙烯量减少，燃烧生成的燃料型 NO 量下降。所以，出口 NO 排放量会出现上述变化情况。该模拟结果表明，热解燃烧链条炉在实际运行中，提高前段流化床气化生成的可燃性还原气体的气量，可以有效的控制 NO_x 的排放。

4.3.4 不同配风方式对再燃降低 NO 的影响

由于采用气相燃烧反应模拟炉排半焦层燃烧，所以炉排下方配风方式对降低 NO 的影响主要通过改变三个进口乙烯-空气混合物氧含量来实现。为了保证炉膛过量空气系数为 1.2，第三个进口(后拱侧)氧浓度不变，只改变第一、二进口的氧浓度。在下面图 4-11 中 NO 浓度分布曲线注解和图 4-12 中的横坐标，同为第一个进口氧的质量分数。

不同配风方式下的截面 NO 浓度分布如图 4-11 所示。可以看出底部炉排前段氧量的增加，导致混合燃烧速率相对增大，从而减少了进入还原区域的甲烷量，使得还原区域内被还原 NO 量减少。其次，氧量的减少，引起炉排前段燃烧生成的 NO 量降低，再加上烟气与再燃燃料的混合效果变差，致使三个截面的 NO 起始浓度依次下降。所以会出现图中每个截面上随着氧量的减小，NO 浓度水平呈相应下降的趋势。同时也说明了第一进口氧量的降低利于 NO 的减排。由图 4-11 还可以发现，炉排前段氧含量的降低相对于前段氧含量的增加，前者对截面 NO 浓度分布造成的影响明显要强于后者。

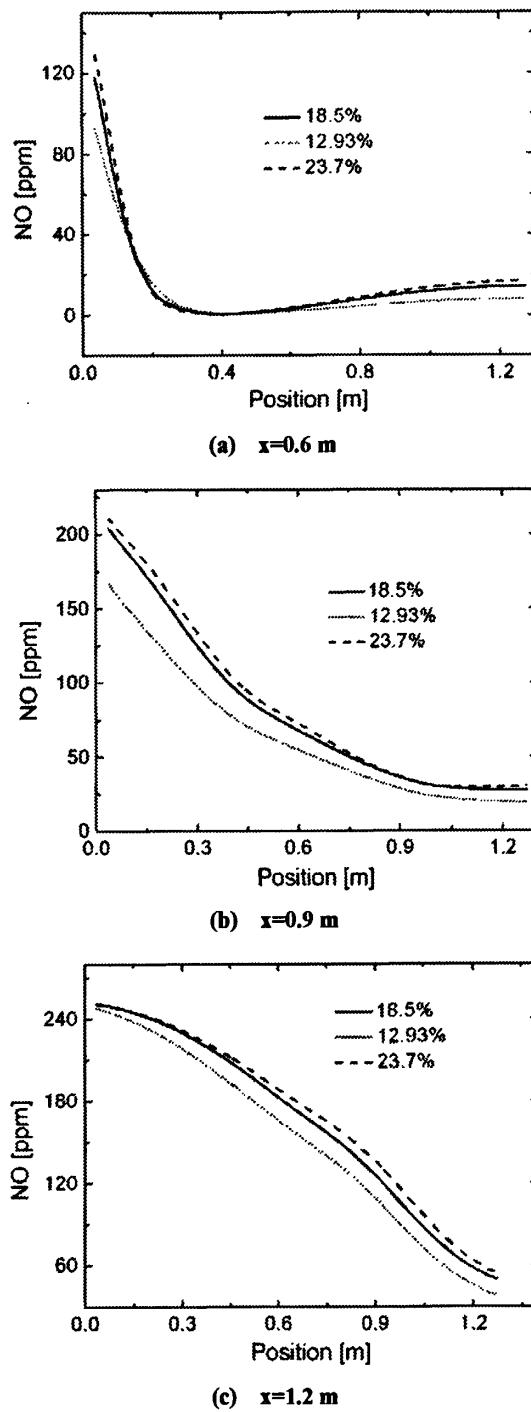


图 4-11 不同配风方式下前后拱之间竖直截面的 NO 浓度分布对比图

Fig 4-11 Comparisons of NO concentration distribution with different air distributions on the vertical sections between fore and back arch

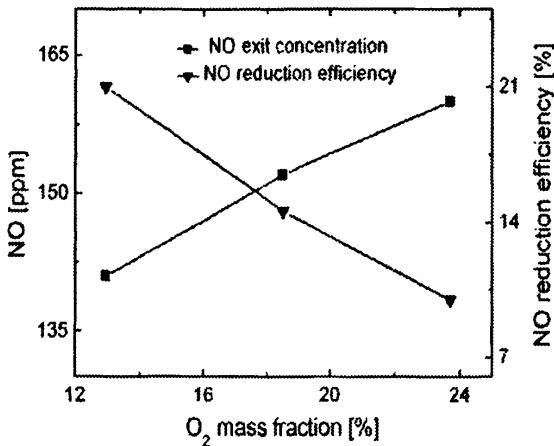


图 4-12 再燃条件下不同配风方式对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 4-12 Effects of air distribution on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

如图 4-12 所示，随着第一个进口氧气浓度的增加，出口 NO 的排放量也随之增加，还原率呈相反趋势减小。出现这种变化主要是由于第一进口氧量的增加，甲烷在第一进口上方的燃烧速率增大，使得上部还原区的再燃燃料的量减少，还原区域面积减小，并且，导致了氧化区上移和未混合区面积增加，更多含 NO 烟气没有参与还原反应就直接排出，最终导致出口 NO 含量增加。在锅炉的实际操作中，配风方式主要是由供风量来决定。减小第一个进口氧气浓度就意味着减少了炉排前段风室的风量，这样就在炉排上方形成了一个弱风区，当可燃性还原气体喷入后，由于该区域的混合效果差，燃烧速率低，使得前后拱之间的还原气氛得到加强，从而可以更加有效的降低 NO_x 排放量。

第五章 炉膛结构参数对再燃降低 NO_x 的影响

5.1 引言

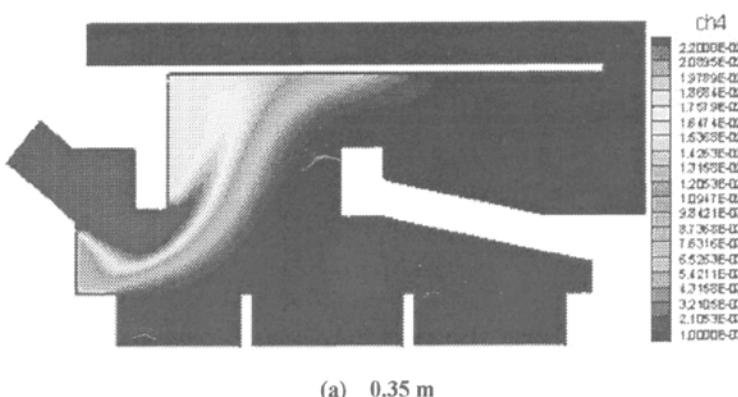
本章主要以降低 NO 出口排放量为标准, 进行热解燃烧链条炉炉膛结构参数对再燃降低 NO_x 影响的数值模拟。炉膛结构改变依据图 4-2 所示的设计原型。计算过程中, 分别改变原设计结构的前拱长度、前拱角度、后拱角度和前后拱间距, 考察其变化对再燃降低 NO 的影响。具体变化参数如下表 2 所示:

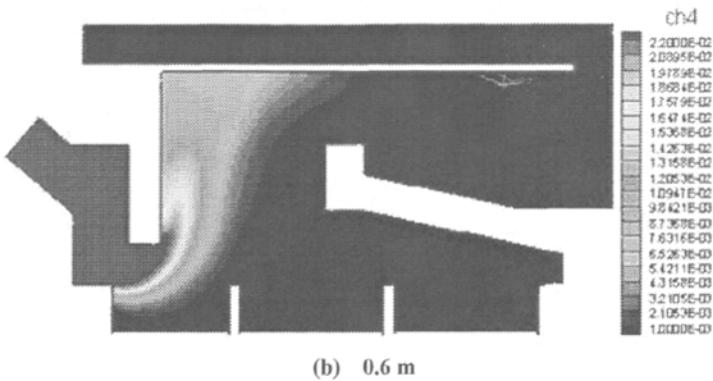
表 2 结构改变参数
Table 2 Varying parameters of the furnace structure

	1	2	3
前拱长度(m)	0.35	0.478	0.6
前拱角度(°)	110	90	145
后拱角度(°)	16	12	20
前后拱间距(m)	0.564	1.029	0.729

表中, 2 号序列的数值为原设计结构的参数。该参数下的计算结果上一章节已经列出, 故在下面的对比分析中略去。对于上述各种改变后的结构, 为了比较同一条件下结构变化对再燃降低 NO 的影响, 边界条件都一样仍按照 4.2.2 节所述设置。由于结构变化对降低 NO 的影响较为复杂, 包括还原区内再燃燃料的浓度、还原区温度分布、CH₄与烟气的混合效果等因素, 所以必须加以综合考虑。

5.2 前拱长度对再燃降低 NO 的影响



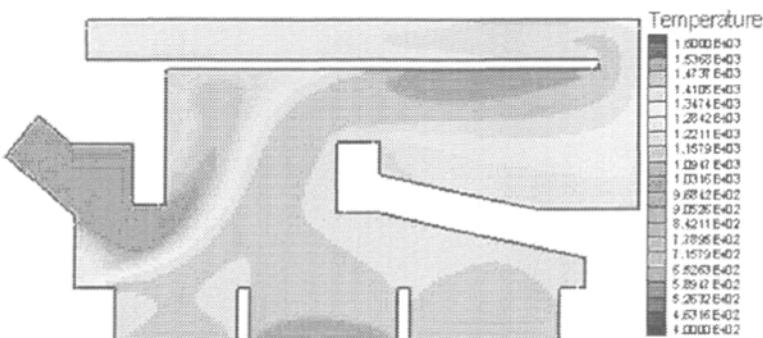


(b) 0.6 m

图 5-1 CH₄浓度分布对比图Fig 5-1 Comparisons of CH₄ concentration distribution at the reburning condition

分析图 5-1 及原结构的 CH₄ 浓度分布图, 可以看出, 随着前拱长度的增加, 甲烷的浓度分布区域有所减小, 还原区内 CH₄ 含量降低。造成这一变化趋势主要是因为前拱长度的增加, 使前拱下方的流通截面减小, 流速增大, 湍流混合作用加强。有更多的再燃燃料进入炉膛后, 在炉排前段燃烧, 相应的下部燃烧速率增强导致流入上方还原区和氧化区的 CH₄ 量减少。另外, 当再燃燃料喷入炉膛后, 由于前拱长度的减小, 在炉排前端产生了一个弱的回旋区卷吸了少量的烟气, 使再燃燃烧反应得以提前进行。但是该区的混合效果较差, 致使燃烧速率比较小, 故对进入还原区的 CH₄ 量影响不大。

对比不同前拱长度下的温度分布图 5-2, 从中可以发现, 由于前拱长度的减小, 致使更多的再燃燃料进入炉膛的上部燃烧, 这样再燃燃烧反应形成的狭长高温燃烧带随着前拱长度的减小而上移。并且因为有更多温度较低的 CH₄ 进入炉膛的上部参与混合, 加上火焰的上移造成对还原区的辐射能力降低。所以, 高温燃烧区的面积和还原区的温度都有一定程度减弱。



(a) 0.35 m

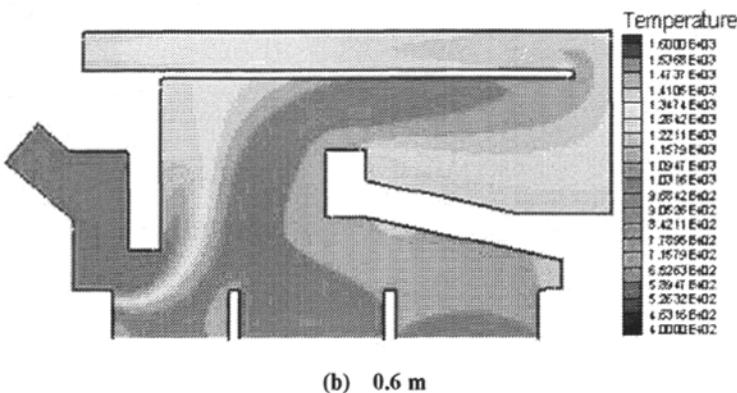
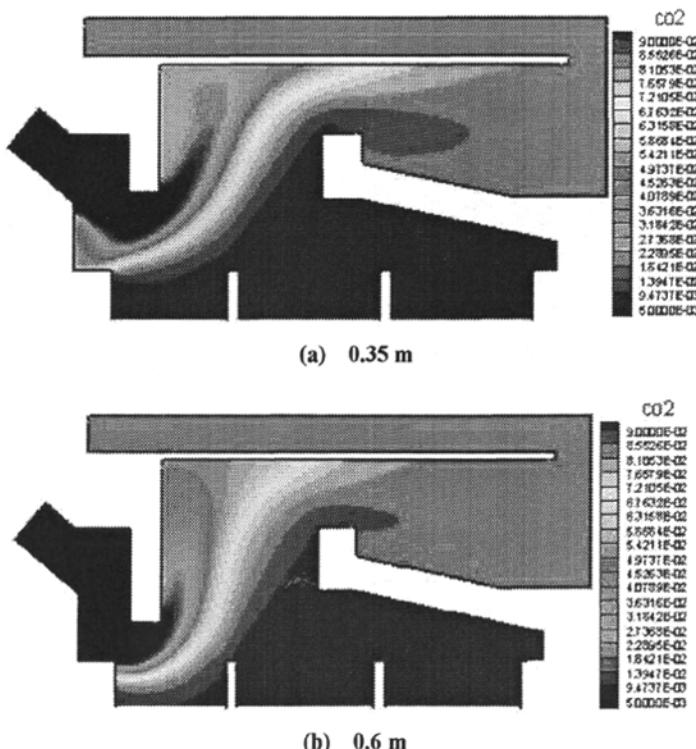


图 5-2 温度分布对比图

Fig 5-2 Comparisons of temperature distribution at the reburning condition

图 5-3 显示了不同前拱长度下的 CO_2 浓度分布。由图可知，因为前拱长度的减小，导致更多的再燃燃料进入回流区和扩散火焰甲烷侧(也即还原区)，所以还原区的 CO_2 浓度被“稀释”。此外，从图中还可以看出，前拱长度的缩减，致使炉膛的混合效果降低，有更多下部炉排燃烧产生的烟气直接沿后拱流入炉膛后部空间。

图 5-3 CO_2 浓度分布对比图Fig 5-3 Comparisons of CO_2 concentration distribution at the reburning condition

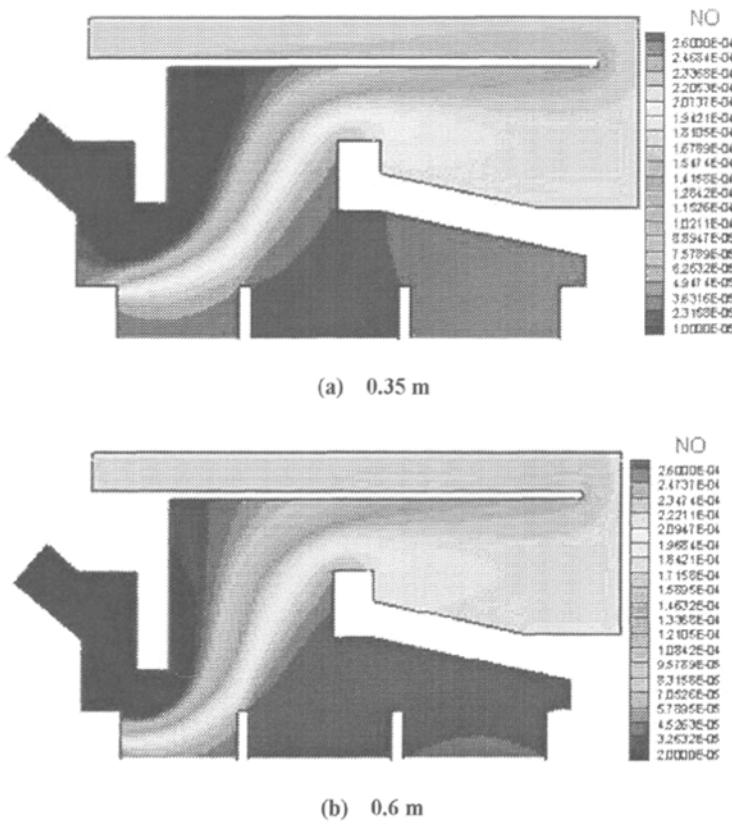


图 5-4 NO 浓度分布对比图

Fig 5-4 Comparisons of NO concentration distribution at the reburning condition

结合原设计结构的 NO 浓度场，从图 5-4 可以看出，前拱长度的减小，使还原区内 NO 浓度相对较低的区域面积扩大。通过前面的对比分析可知，造成该变化趋势主要是因为前拱长度减小，降低了炉排上方 CH_4 与 O_2 的燃烧速率，大部分甲烷直接沿壁面进入上方的回流区及再燃火焰 CH_4 侧。

再燃条件下，前拱长度的变化对出口 NO 排放量及还原率的影响如图 5-5 所示。从图中得知：前拱长度的减小，使出口 NO 排放量降低，还原率呈相反增加趋势。虽然前拱长度减小后，NO 还原区内温度水平下降，对 NO 的还原反应造成不利影响。但是，因为有更多的再燃燃料可以进入还原区参与 NO 的还原，相比较而言，后者对出口 NO 的排放更具有决定意义。所以会出现下述变化趋势。

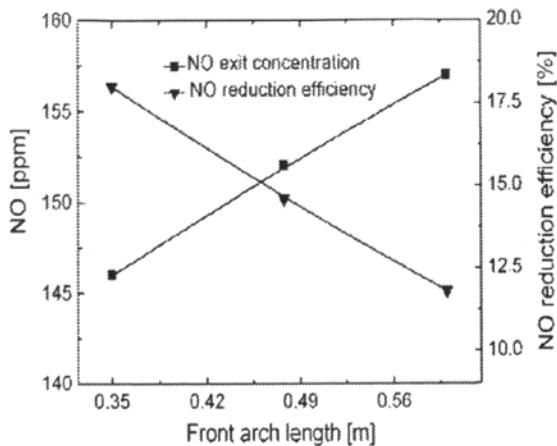


图 5-5 再燃条件下前拱长度对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 5-5 Effects of the front arch length on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

5.3 前拱角度对再燃降低 NO 的影响

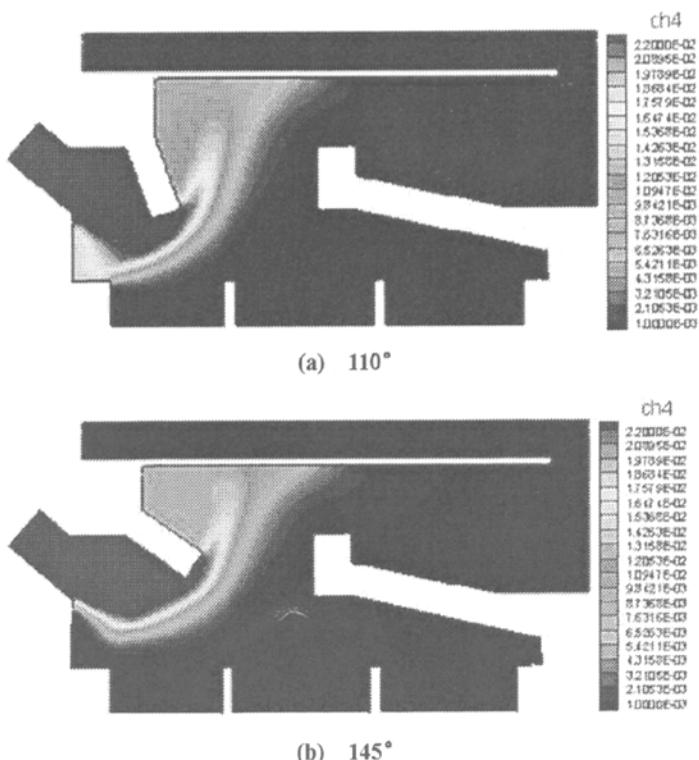


图 5-6 CH₄ 浓度分布对比图

Fig 5-6 Comparisons of CH₄ concentration distribution at the reburning condition

由图 5-6 可以看出, 前拱角度的增大, 不仅使炉膛上部 CH_4 浓度区域扩大, 而且, 还原区内再燃燃料含量也略有增大。究其原因, 角度的增加引起前拱下方炉膛前段的流通截面增大, 截面流速降低, 减弱了该区域的湍流混合。从而导致更多的再燃燃料进入炉膛上部空间。此外, 截面的增大也造成再燃燃料喷入炉膛时, 在炉膛的最前端产生了较弱的涡流区, 故 CH_4 进入炉膛后, 在前端就开始缓慢燃烧。

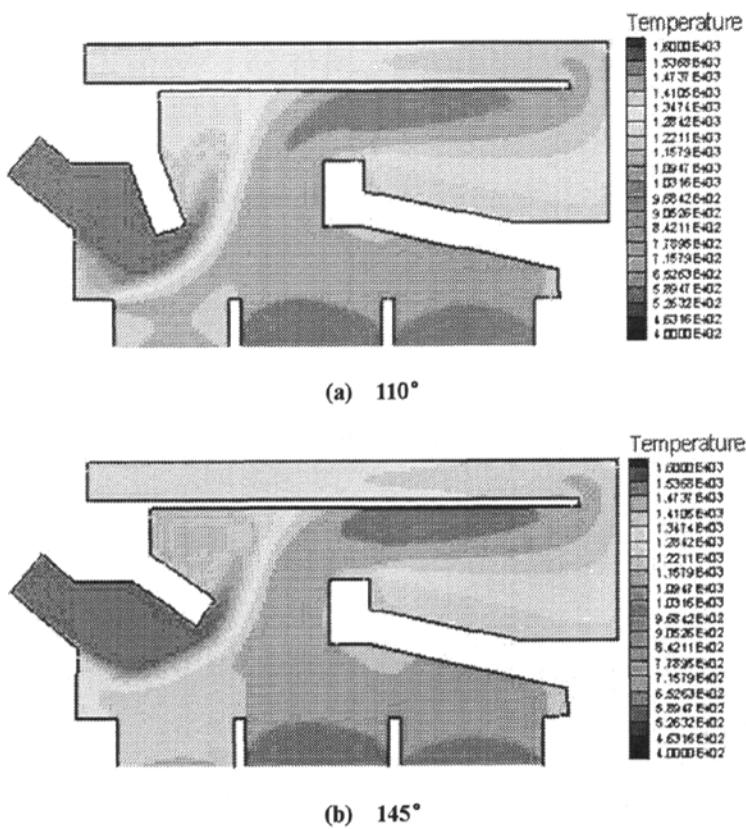
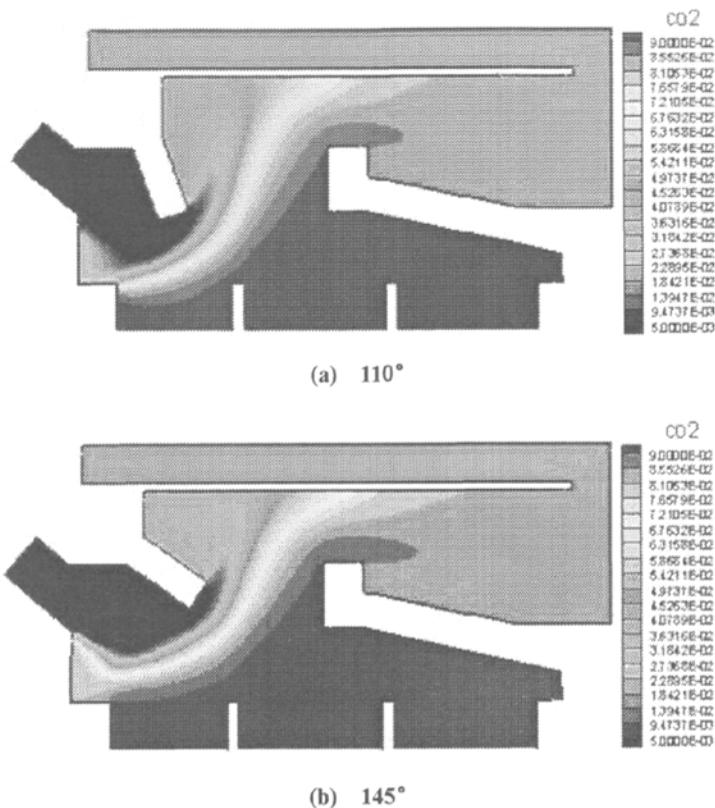


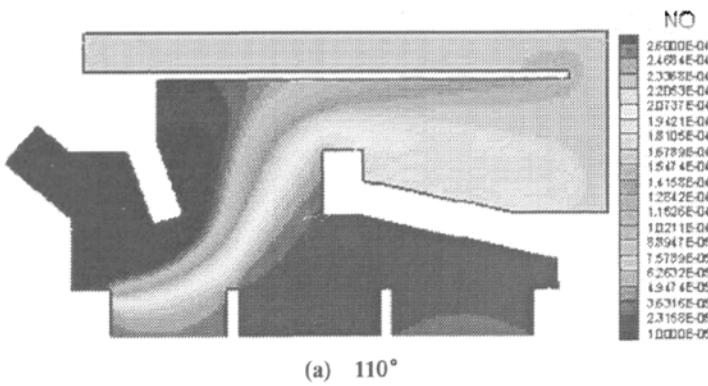
图 5-7 温度分布对比图

Fig 5-7 Comparisons of temperature distribution at the reburning condition

分析三种不同前拱角度的温度场对比图 5-7, 可以看出: 因为角度增大后, 引起再燃燃烧火焰中心上移; 另外, 前拱角度增大减小了前后拱间距, 这样混合气体在上流过程中, 速度增大, 所以导致再燃高温区向着炉膛后部区域移动。同时, 温度较低的 CH_4 进入还原区的量随着前拱角度的增大而增加, 一方面减小了炉膛上部高温燃烧区的面积。另一方面, 也使得还原区的温度水平降低。

图 5-8 CO₂ 浓度分布对比图Fig 5-8 Comparisons of CO₂ concentration distribution at the reburning condition

前拱角度变化对炉膛内 CO₂ 浓度分布的影响如图 5-8 所示。可以看出，由于角度的增加降低了前拱下方再燃燃烧反应速率，更多的甲烷没有参与反应，就直接绕流进入炉膛上部区域。这样炉膛上部 CO₂ 的浓度梯度面积有所扩大。而还原区内，再燃燃料浓度的增加导致了 CO₂ 含量随角度增大呈减弱趋势。



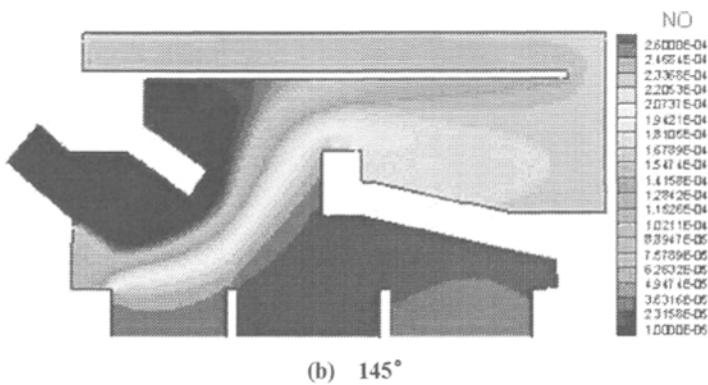


图 5-9 NO 浓度分布对比图

Fig 5-9 Comparisons of NO concentration distribution at the reburning condition

再燃条件下，炉膛内 NO 浓度分布受前拱角度变化的影响如图 5-9 所示。从中可以看出，前拱角度增大至 145° 时，还原区内 NO 浓度水平有所降低。虽然角度的增大导致还原区内的温度略有下降，但是因为有更多的 CH_4 流入炉膛上部还原区参与 NO 的还原反应。所以还原区内 NO 含量随角度的增大而减小。

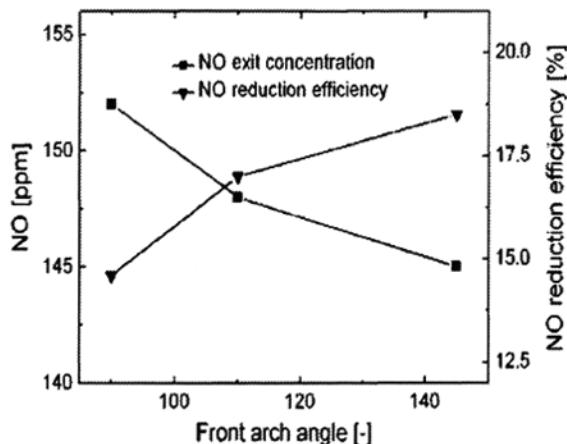


图 5-10 再燃条件下前拱角度对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 5-10 Effects of the front arch angle on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

图 5-10 表示前拱角度的变化对出口 NO 排放量及还原率的影响。从图中可以看出，角度的增加使出口处 NO 排放量逐渐减小，还原率由 14.6% 增加到 18.5%。通过上述分析可知，NO 排放量随角度的增加而减小，一方面是因为角度的增加使再燃燃料进入炉膛下部前段的流通截面扩大、流速减小，导致在第一进口上方处再燃燃烧反应速率减小，反应剧烈区域上移，有更多的再燃燃料进入上部还原区。另一方面，角度的增大加强了

前、后拱之间的甲烷与烟气的混合，形成的绕流可能使回流区的面积增加。从而有更多含 NO 的烟气进入还原区。

5.4 后拱角度对再燃降低 NO 的影响

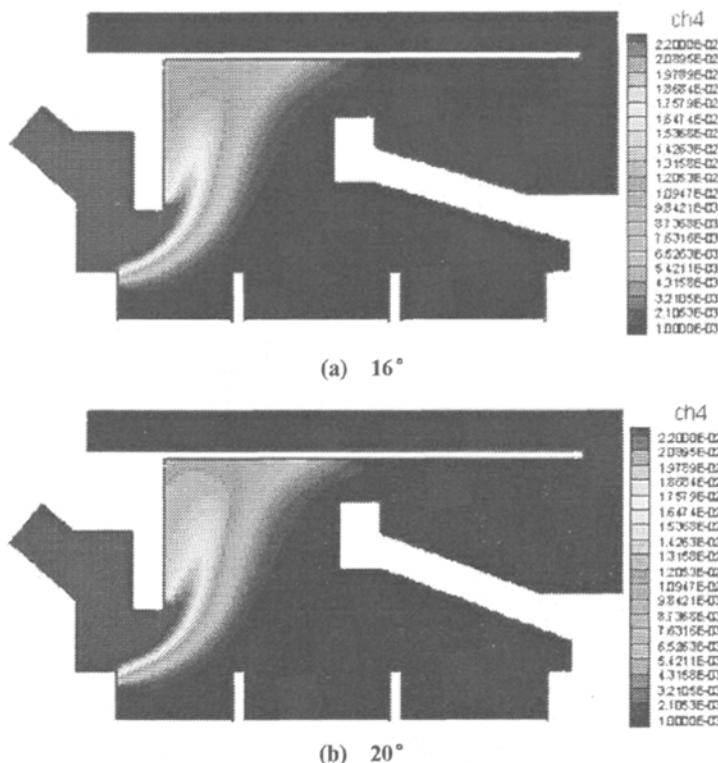


图 5-11 CH_4 浓度分布对比图

Fig 5-11 Comparisons of CH_4 concentration distribution at the reburning condition

不同后拱角度的炉膛内， CH_4 浓度分布计算结果如图 5-11 所示。可以看出，随着角度的增加，流入还原区的再燃燃料量略有增加； CH_4 浓度分布区域的面积基本保持不变。这主要是因为后拱角度的增大，对前拱下方再燃燃料与烟气的混合燃烧速率影响十分有限。虽然流入还原区的 CH_4 量略有增加，但是角度的增大使后拱与炉膛顶壁之间的流通截面缩减，从而在该区域内的燃烧速率增大，所以 CH_4 浓度分布区域基本上与原设计结构接近。

分析三种不同角度所对应的炉膛温度分布图 5-12，从中可以发现，角度的增大使再燃燃烧反应所形成的狭长高温燃烧区的面积减小，同时高温区也相应的向炉膛后部空间略有移动。其中，高温区域的减小主要是因为角度的增大导致前后拱间距扩大，从而减

弱了前后拱之间的再燃燃烧反应速率；向炉膛后部空间移动则是由于炉膛顶壁与后拱之间的距离缩短，烟气流速增大所致。此外，还原区内的温度分布也受后拱角度的影响。角度的增大造成高温燃烧区的移动和面积减小，还原区所受的热辐射降低，因此温度较高的区域相对减少。

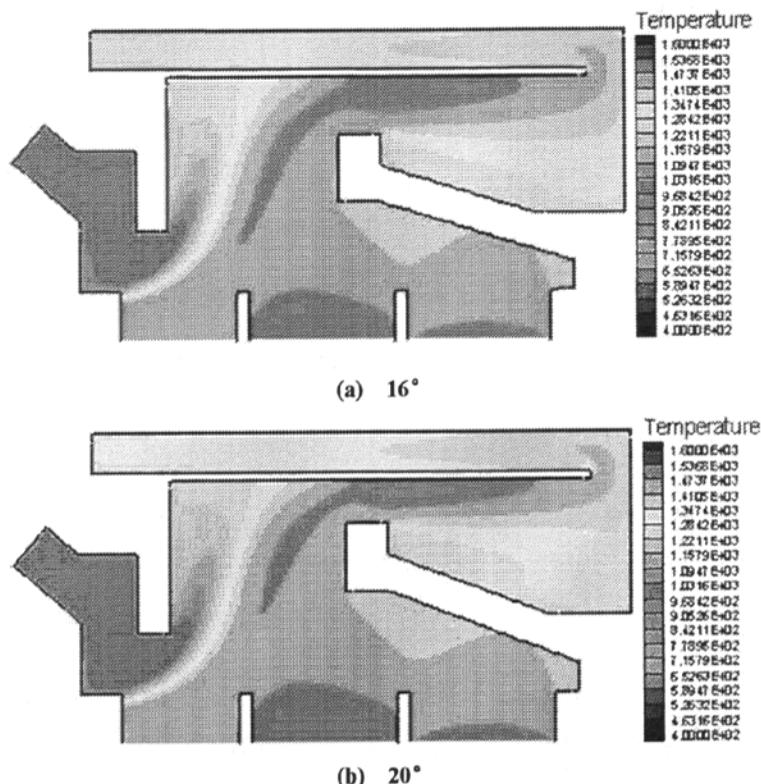
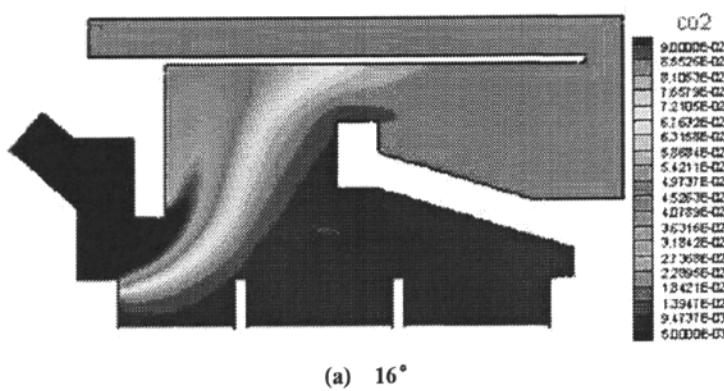


图 5-12 温度分布对比图

Fig 5-12 Comparisons of temperature distribution at the reburning condition



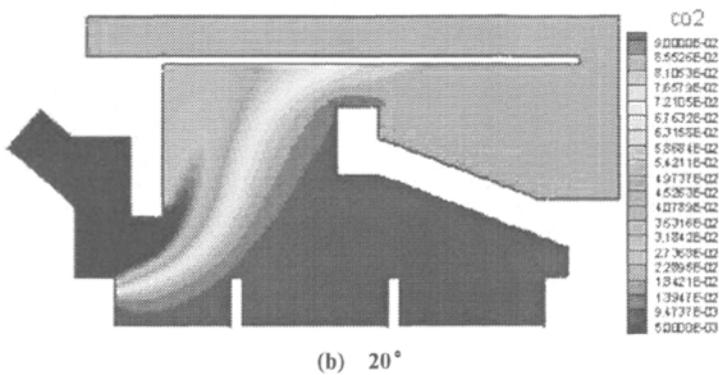
图 5-13 CO_2 浓度分布对比图Fig 5-13 Comparisons of CO_2 concentration distribution at the reburning condition

图 5-13 显示了 CO_2 浓度分布对比图, 结合原设计结构的浓度场, 可以看出, 三种结构中, CO_2 浓度分布变化不是很明显。这主要是因为后拱角度的改变对炉膛下部前段的燃烧速率影响甚微, 进入炉膛上部燃烧的再燃燃料含量没有发生明显的改变。

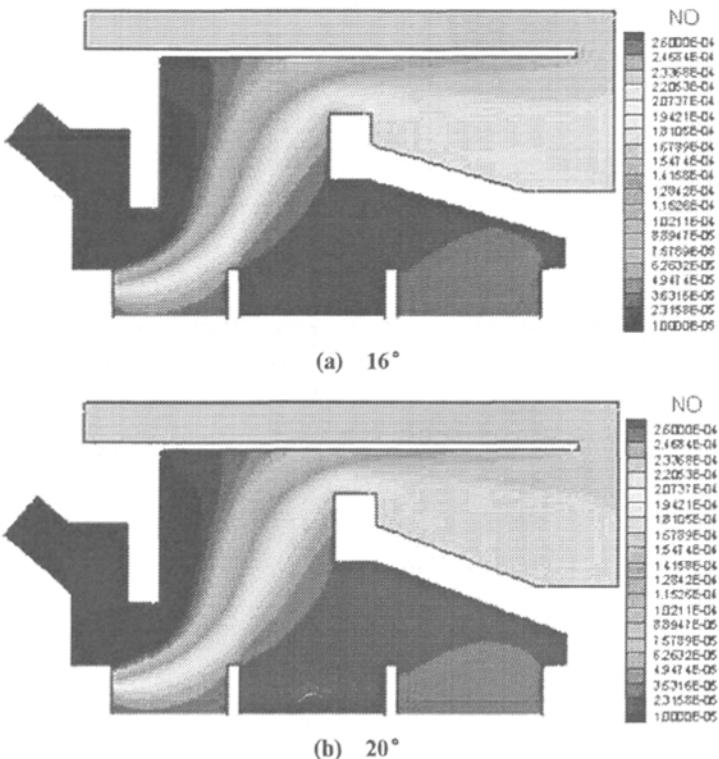


图 5-14 NO 浓度分布对比图

Fig 5-14 Comparisons of NO concentration distribution at the reburning condition

图 5-14 显示了后拱角度变化对再燃降低 NO 的影响。对比三种结构的 NO 浓度场。

当后拱角度增大时,由前面的 CH_4 浓度场可知,进入还原区的再燃燃料量略有增加,所以还原区内 NO 含量相应有下降的趋势。另一方面,后拱与炉膛顶壁之间的间距随角度的增大而减小,使该区域的混合加强,燃烧速率提高,因此角度的增加减少了靠近炉膛顶壁的还原区域面积。

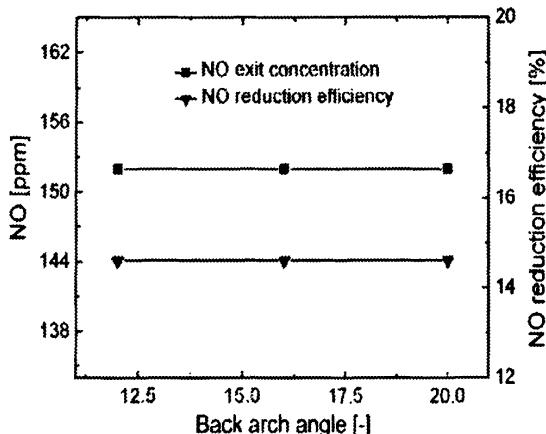


图 5-15 再燃条件下后拱角度对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 5-15 Effects of the back arch angle on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

图 5-15 表明:改变炉膛后拱角度对于出口 NO 排放量和还原率均没有影响。其原因是由于增大后拱角度,流场、温度场和 CH_4 浓度分布与原结构相比较,没有发生明显变化,特别是前拱下方甲烷与炉排半焦层燃烧产生的烟气混合反应速率所受影响十分有限。另一方面,虽然角度的增大,使还原区 NO 浓度略有下降,但还原区的温度却较原结构降低,使得 NO 的还原速率降低。再者,角度的增加减少了靠近炉膛顶壁的还原区域面积,因而造成出口 NO 浓度没有发生变化。

5.5 前后拱间距对再燃降低 NO 的影响

对比三种不同前后拱间距的炉膛内 CH_4 浓度分布图 5-16 可知:再燃燃料在炉膛中的浓度分布受宽度变化影响非常显著。前后拱间距的减小使得甲烷浓度区域和 NO 还原区面积逐渐缩小,从而再燃燃料在炉膛内可以在较短的距离内基本燃尽。这主要是因为宽度的减小,造成前后拱之间区域的气流通道截面缩减,混合气流速度增加,湍流混合效果加强,燃烧速率明显提高。另一方面,再燃燃料喷入燃烧炉膛后,一部分 CH_4 沿前拱绕流所形成的回流区由于前后拱间距的减小而受挤压逐渐消失。当宽度减小到 0.564

m 时，基本上不存在回流区。这样有更多的 CH₄ 进入炉膛上部参与燃烧反应。与此相反，宽度的增大，导致流入炉膛上部再燃燃料分为两股：一部分进入回流区不参加燃烧，一部分直接与烟气形成扩散燃烧火焰，致使燃烧效率降低。故通过分析可知，在锅炉设计中，适当减小前后拱宽度有利于再燃燃料的充分燃烧。

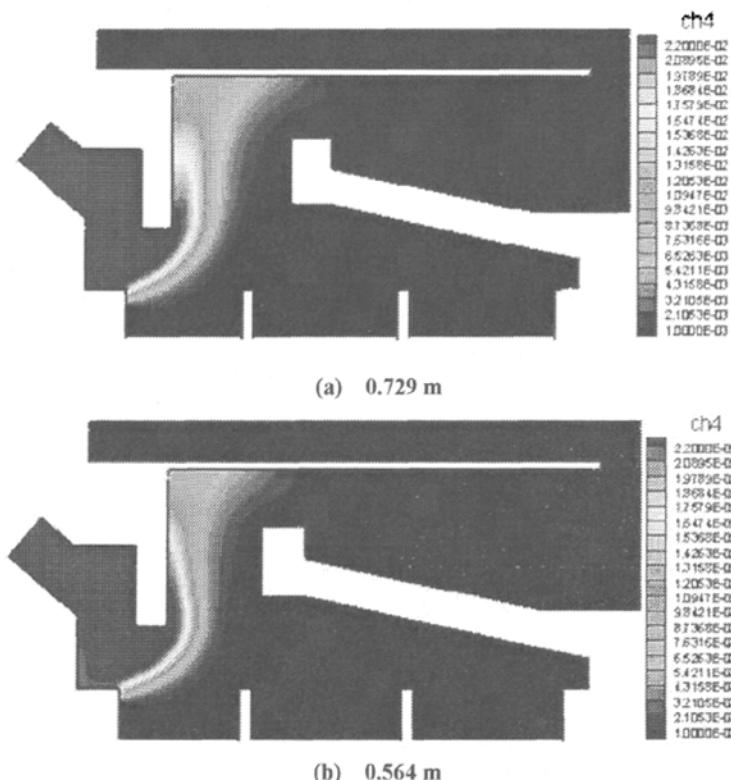


图 5-16 CH₄ 浓度分布对比图

Fig 5-16 Comparisons of CH₄ concentration distribution at the reburning condition

下图 5-17 显示了前后拱宽度变化对炉膛内温度分布的影响。由图可知：宽度的不断减小，使得 CH₄ 与下方烟气扩散燃烧所形成的高温燃烧区域面积缩减，并且该高温带沿着炉膛上壁略有前移。从上面 CH₄ 浓度分布对比图分析可以看到，前后拱间距的缩减，加强了前后拱之间的再燃燃料与烟气的混合，这样由于烟气中含有更多温度较低的 CH₄，造成了整个燃烧区域温度的下降。所以高温燃烧区域面积缩减。其次，前后拱间距的减小使再燃燃料在炉膛内可以在较短的距离内基本燃尽，因此相对应形成的高温带沿着炉膛上壁略有前移。此外，从图中还可以看到，宽度的缩减导致了 NO 还原区内温度总体水平的提高，有利于 NO 的还原反应。

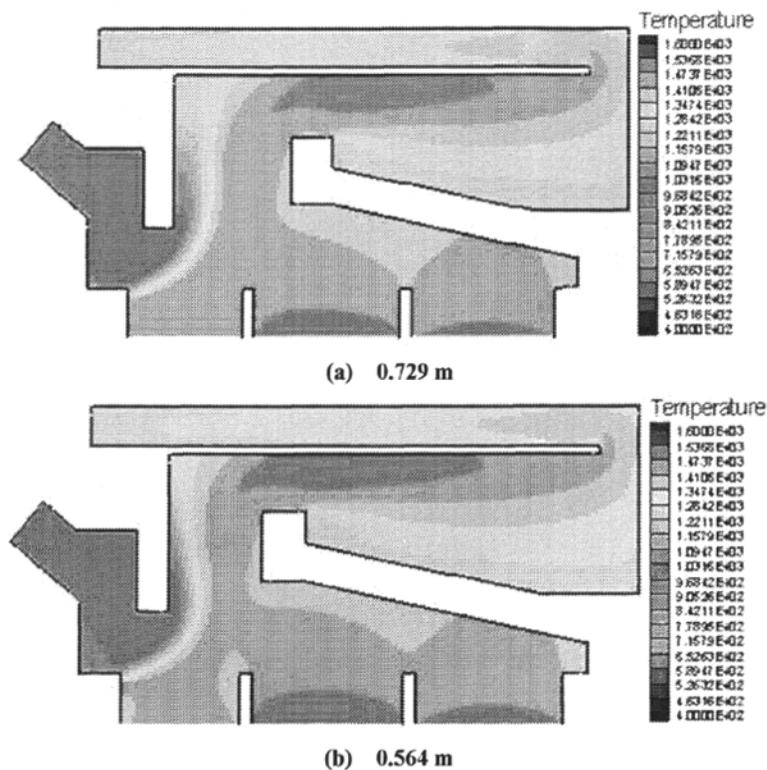
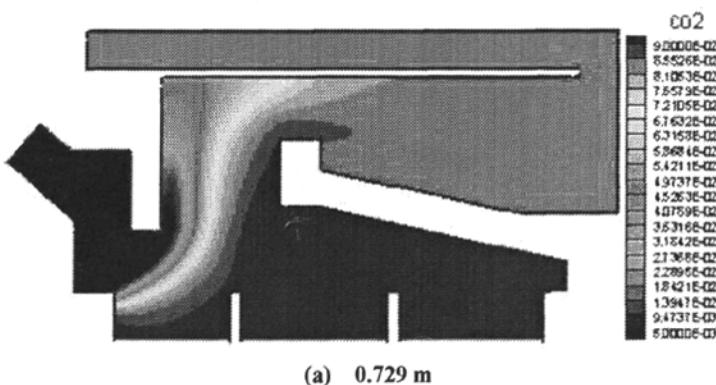


图 5-17 温度分布对比图

Fig 5-17 Comparisons of temperature distribution at the reburning condition

从图 5-18 中可以看出：由于前后拱宽度的减小导致该区域内混合效果加强，扩散燃烧速率增大，使再燃燃料在较窄的范围内就能够基本燃尽。所以再燃区内 CO_2 浓度区域也逐渐减小。其中，靠近前拱后壁下方 CO_2 浓度较低的区域随着 CH_4 量的减小呈相反趋势增大。此外，前后拱间距的减小，也使得下部炉排半焦层燃烧产生的含 NO 的烟气与再燃燃料可以更好的混合，从而还原区内，可以有更多的 NO 参与还原反应。



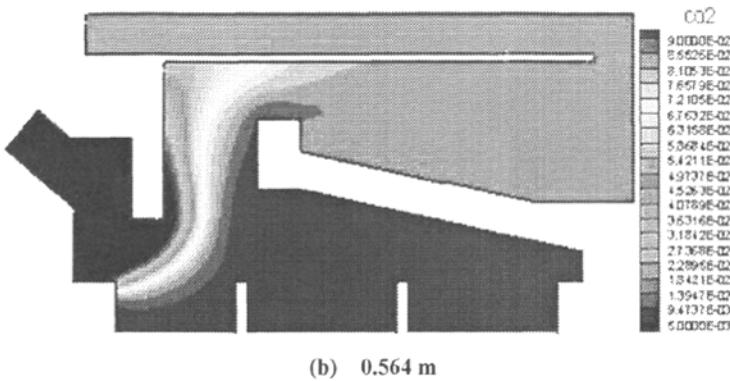
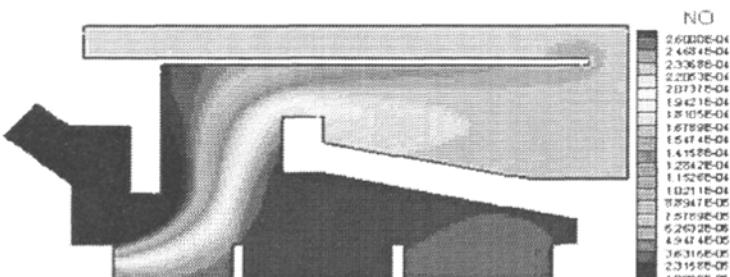
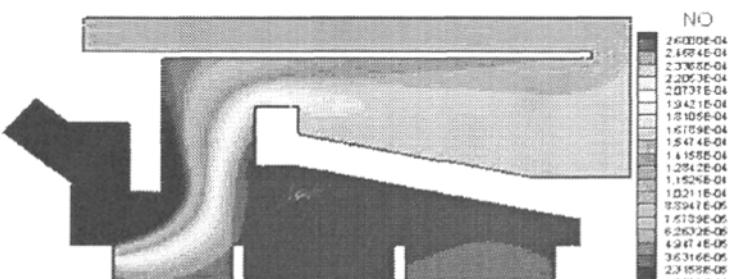
图 5-18 CO₂ 浓度分布对比图Fig 5-18 Comparisons of CO₂ concentration distribution at the reburning condition

图 5-19 揭示了前后拱间距的改变对炉膛内 NO 浓度分布造成的影响。模拟结果表明：再燃所形成的 NO 还原区随着宽度的逐渐缩减，其面积也相应的不断减小。这从上面的分析不难看出，由于宽度的减小，使前后拱之间区域的混合加强，燃烧速率增大。其次，回流区因为宽度的减小受挤压逐渐消失，沿前拱上流的 CH₄ 进入炉膛上部时，将会有较多的 CH₄ 与烟气混合燃烧，所以 NO 还原区面积越来越小。这种变化结果导致扩散燃烧甲烷侧的局部还原气氛的还原效果得到加强，回流区的 NO 还原作用却相对减弱。



(a) 0.729 m



(b) 0.564 m

图 5-19 NO 浓度分布对比图

Fig 5-19 Comparisons of NO concentration distribution at the reburning condition

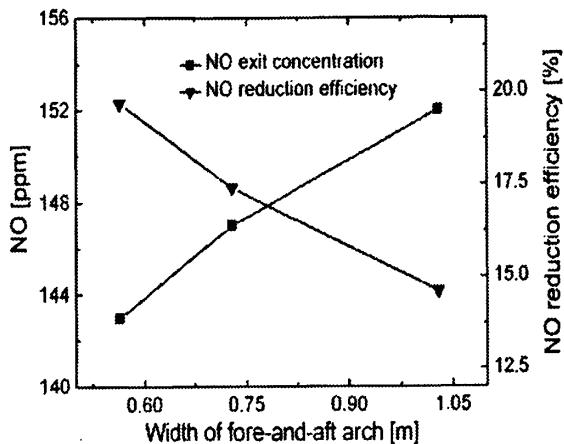


图 5-20 再燃条件下前、后拱间距对出口 NO 排放量及还原率的影响

Fig 5-20 Effects of width of fore-and-aft arch on NO concentration at furnace exit and the realized NO reduction efficiency due to reburning

再燃条件下，前、后拱间距对 NO 排放量及还原率的影响可从图 5-20 中看出：前、后拱间距的减小使 NO 排放量减小，还原率增大。其原因主要是前、后拱间距减小后，再燃燃烧区域的流速增大，湍动程度得到加强，甲烷与烟气的混合燃烧更加剧烈。由于宽度的减小，还原区折流所形成的回流区受挤压逐渐消失。这时，对 NO 的还原作用主要依靠甲烷侧的局部还原气氛。因为强烈的混合效果，还原区内的含 NO 的烟气浓度较高，并且还原气氛的温度水平也得到提高，这样不仅使 CH₄ 分解出更多的碳氢还原基团，而且 NO 的还原速率也相对增大。所以，还原区面积虽然减小，但是仍具有一定的降低 NO 排放效果。

结论

将再燃燃料简化为甲烷，用气相反应代替炉排半焦燃烧模拟其产生的烟气和 NO，湍流采用 realizable k- ϵ 模型，气相燃烧采用 EBU-Arhenius 模型，辐射换热采用 P-1 模型，燃料型 NO 的生成采用 DeSoete 提出的总体反应速率模型，再燃采用部分平衡法处理。对一种新型的热解燃烧链条炉降低 NO_x 排放特性进行了数值模拟。并以此为基础，考察了炉膛结构参数的变化对再燃降低 NO_x 的影响。

作为工作第一步，首先计算了热解燃烧链条炉在给定边界条件下降低 NO_x 的排放特性，并与传统燃烧进行了比较。模拟结果表明，传统燃烧时，炉膛出口 NO 浓度为 178ppm。而在同等燃烧条件下，热解燃烧链条炉炉膛出口 NO 排放量降为 152ppm，NO 还原率为 14.6%。这说明该技术相对于传统燃烧，具有一定的 NO_x 减排作用。通过对再燃条件下的流场、温度场和浓度场分析可知：再燃在炉膛上方的主燃区形成了一个较强的燃料富集区，对 NO 的还原具有一定的效果。该区的还原作用主要是依靠前拱折流引起的烟气回流卷吸、甲烷与烟气扩散燃烧在再燃燃料供给侧形成局部还原气氛而实现。

随后，本文重点计算了锅炉实际操作运行参数，包括不同过量空气系数、再燃比、配风方式等对再燃降低 NO 的影响。并以热解燃烧链条炉原设计结构为基础，适当改变前拱长度、前拱角度、后拱角度以及前后拱间距等炉膛结构参数，考察其对降低 NO 排放量的影响。通过对模拟结果的分析，可得出以下结论：

- (1) 增大炉膛过量空气系数，一方面强化了炉排前段再燃燃料与烟气的混合燃烧；另一方面，过多的氧量也抑制了 NO 的还原反应。所以，出口 NO 浓度增加，还原率下降；
- (2) 由于再燃比的增大，不仅使还原气氛得到加强，而且也降低了炉排半焦层燃烧生成的燃料型 NO 含量，故炉膛出口 NO 还原率增大；
- (3) 因为前段风室风量的减小，造成炉排上方形成一弱风区，这样，在前拱下方，喷入的再燃燃料和炉排半焦层燃烧生成的烟气混合后的燃烧速率降低，从而有更多的再燃燃料进入还原区，所以有利于 NO 的减排；
- (4) 前拱长度的增大，导致炉排前段再燃燃料与烟气的混合燃烧加强，减少了进入还原区的甲烷量，所以，出口 NO 排放量升高，还原率降低；
- (5) 增大前拱角度，有助于再燃降低 NO。这主要是因为：角度的增大，不但使进入上部还原区的再燃燃料量增加；而且，加强了前后拱之间甲烷与烟气的混合，同时，

也有可能使回流区的面积增大，可卷吸更多的含 NO 的烟气；

(6) 改变后拱角度的大小，对于炉膛内整个流场、温度场和浓度场的分布没有太大的影响，特别是前拱下方甲烷与烟气的混合燃烧强度基本上没有变化，所以造成出口 NO 的排放量和还原率均不变；

(7) 前、后拱间距的减小使 NO 排放量减小，还原率增大。分析其中原因，主要是由于宽度的减小，还原区折流所形成的回流区受挤压逐渐消失。这时，对 NO 的还原作用主要依靠甲烷侧的局部还原气氛。因为强烈的混合效果，还原区内的含 NO 的烟气浓度较高，并且还原气氛的温度水平也得到提高，这样不仅使 CH_4 分解出更多的碳氢还原基团，而且 NO 的还原速率也相对增大。所以，还原区面积虽然减小，但是仍具有一定的降低 NO 排放效果。

参考文献

- [1] 李亮. 工业锅炉 NO_x 排放和效率混合建模与预测优化研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2005: 2
- [2] 杨凤焕. 工业锅炉炉内空气动力场的研究[D]. 济南: 山东大学, 2006: 2
- [3] 张永照. 能源、环保方针和我国工业锅炉发展展望[J]. 工业锅炉, 1999, 57(1): 3-9
- [4] 赵钦新等. 工业锅炉安全经济运行[M]. 北京: 中国标准出版社, 2002
- [5] 曾汉才. 燃烧与污染[M]. 武汉: 华中理工大学出版社, 1992: 2-11
- [6] Pels J. R. Nitrous oxide in coal combustion. Delft: EburonP&L, 1995: 22-27
- [7] 许光文, 高士秋, 刘新华. 燃煤锅炉的低污染高效率燃烧方法及燃烧装置[P]. 申请号: 200610011353.7
- [8] 许光文, 郝江平, 高士秋, 董利, 刘新华. 煤热解层燃装置及其燃烧方法[P]. 申请号: 200710120221.2
- [9] 毛健雄等. 煤的清洁燃烧[M]. 北京: 科学出版社, 1998: 209-285
- [10] Miller J. A., Bowan C. T. Mechanism and Modeling of Nitrogen Chemistry in Combustion[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1989, 15: 287-338
- [11] Williams A., Pourkashanian M., Bysh P., et al. Modelling of Coal Combustion in low-NO_x p.f. Flames[J]. Fuel, 1994, 73(7): 1006-1026
- [12] 毛健雄等. 煤的清洁燃烧[M]. 北京: 科学出版社, 1998: 215-216
- [13] 崔军. 燃料分级低 NO_x 燃烧技术数值研究[D]. 南京: 东南大学, 2006: 5
- [14] Fenimore C. P. Formation of Nitric Oxide in Premixed Hydrocarbon Flames[A]. the Thirteenth Symposium(International) on Combustion[C]. The Combustion Institute, 1971, 373-380
- [15] Barnes F. J., Bromly J. H., Edwards T. J., Madngezewsky R. NO_x Emissions from Radiant Gas Burners[J]. Journal of the Institute of Energy, 1988, 155: 184-188
- [16] Derek G. G., et al. Factors in the Conversion of Fuel Nitrogen to Nitric and Nitrous Oxides during Fluidized Bed Combustion[J]. Fuel, 1993, 72: 381-388
- [17] Leppälähti J., Koljonen T. Nitrogen Evolution from Coal, Peat and Wood during Gasification: Literature Review[J]. Fuel Processing Technology, 1995, 43(1): 1-45
- [18] 何京东. 煤炭解耦燃烧 NO 抑制机理实验研究[D]. 北京: 中国科学院过程工程研究所, 2006: 14-18
- [19] Glarborg P., Jensen A. D., Johnsson J. E. Fuel Nitrogen Conversion in Solid Fuel Fired Systems[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2003, 29(2): 89-113
- [20] Johnsson J. E. Formation and Reduction of Nitrogen Oxides in Fluidized-bed Combustion[J]. Fuel, 1994, 73(9): 1398-1415
- [21] Shimizu T., Sazawa Y., Adscharit T., et al. Conversion of Char-bound Nitrogen to Nitric Oxide during Combustion[J]. Fuel, 1992, 71(4): 361-365
- [22] Tullin C. J., Goel S., Morihara A., Sarofim A. F., et al. NO and N₂O Formation for Coal Combustion in a Fluidized Bed: Effect of Carbon Conversion and Bed Temperature[J]. Energy and Fuels, 1993, 7(6): 796-802
- [23] Smoot L. D., Hill S. C., Xu H. NO_x Control through Reburning[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1998, 24(5): 385-408
- [24] Peter G., Maria U. A. Kinetic Modeling of Hydrocarbon/Nitric Oxide Interactions in a Flow Reactor[J]. Combustion and Flame, 1998, 115(1): 1-27

- [25]沈伯雄, 姚强. 再燃脱硝的动力学模拟和组分影响分析[J]. 环境科学学报, 2002, 22(5): 677-682
- [26]Zhong B. J., Shi W. W., Fu W. B. Effects of Fuel Characteristics on the NO Reduction during the Reburning with Coal[J]. Fuel Processing Technology, 2002, 79(2): 93-106
- [27]Li S., Xu T., Zhou Q., Tan H., Hui S., Hu H. L. Optimization of Coal Reburning in a 1MW Tangentially Fired Furnace[J]. Fuel, 2007, 86: 1169-1175
- [28]Casaca C., Costa M. NO_x Control through Reburning Using Biomass in a Laboratory Furnace[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2009, 32: 2641-2648
- [29]Nimmo W., Singh S., Gibbs B. M., Williams P. T. the Evaluation of Waste Tyre Pulverised Fuel for NO_x Reduction by Reburning[J]. Fuel, 2008, 87: 2893-2900
- [30]Hampartsoumian E., Folayan O. O., et al. Optimisation of NO_x Reduction in Advanced Coal Reburning Systems and the Effect of Coal Type[J]. Fuel, 2003, 82: 373-384
- [31]Vitali L., Zamansky V., Rizeq G. Integration of Direct Combustion with Gasification for Reduction of NO_x Emissions[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2002, 29: 2251-2258
- [32]the U.S. Department of Energy. Reducing Emissions of Nitrogen Oxides via Low-NO_x Burner Technologies. Clean Coal Technology. 1996(5)
- [33]英国贸工部报告. LOW-NO_x Combustion System. 2000, 3-4
- [34]Smoot L. D. International Research Centers' Activities in Coal Combustion[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1998, 24(5): 409-501
- [35]Eaton A. M., Smoot L. D., et al. Components, Formulations, Solutions, Evaluation, and Application of Comprehensive Combustion Models[J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1999, 25: 387-436
- [36]Thomas L. B., et al. Coal Combustion Modeling of Large Power Plant, for NO_x Abatement[J]. Fuel, 2007, 86: 2213-2220
- [37]Pallares J., Arauzo I., Luis I. D. Numerical Prediction of Unburned Carbon Levels in Large Pulverized Coal Utility Boilers[J]. Fuel, 2005, 84: 2364-2371
- [38]Asotani T., Yamashita T. Y., et al. Prediction of Ignition Behavior in a Tangentially Fired Pulverized Coal Boiler Using CFD[J]. Fuel, 2008, 87: 482-490
- [39]Backreedy R. I., Jones J. M., et al. Prediction of Unburned Carbon and NO_x in a Tangentially Fired Power Station Using Single Coals and Blends[J]. Fuel, 2005, 84: 2196-2203
- [40]Luis I. D., Cortes C., Pallares J. Numerical Investigation of NO_x Emissions from a Tangentially-fired Utility Boiler under Conventional and Overfire Air Operation[J]. Fuel, 2008, 87: 1259-1269
- [41]Wang W., Lu B., et al. A Review of Variational Multiscale CFD for Gas-solid CFB Modeling[J]. Internation Journal of Multiphase Flow, 2009
- [42]Gungor A. Two-dimensional Biomass Combustion Modeling of CFB[J]. Fuel, 2008, 87: 1453-1468
- [43]Gungor A., Eskin N. Two-dimensional Coal Combustion Modeling of CFB[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2008, 47: 157-174
- [44]Gungor A. Prediction of SO₂ and NO_x Emissions for Low-grade Turkish Lignites in CFB Combustors[J]. Chemical Engineering Journal , 2009, 146: 388-400
- [45]Johansson R., Thunman H., Leckner B. Influence of Intraparticle Gradients in Modeling

- of Fixed Bed Combustion[J]. Combustion and Flame, 2007, 149: 49-62
- [46]Yang Y. B., Swithenbank J. Mathematical Modeling of Particle Mixing Effect on the Combustion of Municipal Solid Wastes in a Packed-bed Furnace[J]. Waste Management, 2008, 28: 1290-1300
- [47]Ryu C., Phan A. N., Yang Y. B., et al. Ignition and Burning Rates of Segregated Waste Combustion in Packed Beds[J]. Waste Management, 2007, 27: 802-810
- [48]Yang Y. B., Sharifi V. N., Swithenbank J. Converting Moving-grate Incineration from Combustion to Gasification-Numerical Simulation of the Burning Characteristics[J]. Waste Management, 2007, 27: 645-655
- [49]Yang Y. B., Ryu C., Khor A., et al. Fuel Size Effect on Pinewood Combustion in a Packed Bed[J]. Fuel, 2005, 84: 2026-2038
- [50]Yang Y. B., Sharifi V. N., Swithenbank J. Numerical Simulation of the Burning Characteristics of Thermally-thick Biomass Fuels in Packed-beds[J]. Institution of Chemical Engineers, 2005, 83(B6): 549-558
- [51]Yang Y. B., Lim C. N., Goodfellow J., et al. A Diffusion Model for Particle Mixing in a Packed Bed of Burning Solids[J]. Fuel, 2005, 84: 213-225
- [52]Yang Y. B., Sharifi V. N., Swithenbank J. Effect of Air Flow Rate and Fuel Moisture on the Burning Behaviours of Biomass and Simulated Municipal Solid Wastes in Packed Beds[J]. Fuel, 2004, 83: 1553-1562
- [53]Yang Y. B., Ryu C., Goodfellow J., et al. Modelling Waste Combustion in Grate Furnaces[J]. Institution of Chemical Engineers, 2004, 82(B3): 208-222
- [54]Yang Y. B., Yamauchi H., Nasserzadeh V., Swithenbank J. Effects of Fuel Devolatilisation on the Combustion of Wood Chips and Incineration of Simulated Municipal Solid Waste in a Packed Bed[J]. Fuel, 2003, 82: 2205-2221
- [55]Yang Y. B., Goodfellow J., Goh Y. R., et al. Investigation of Channel Formation Due to Random Packing in a Burning Waste Bed[J]. Institution of Chemical Engineers, 2001, 79(B): 267-277
- [56]Bruch C., Peters B., Nussbaumer T. Modelling Wood Combustion under Fix Bed Conditions[J]. Fuel, 2003, 82: 729-738
- [57]Peters B. Measurements and Application of a Discrete Particle Model(DPM) to Simulate Combustion of a Packed Bed of Individual Fuel Particles[J]. Combustion and Flame, 2002, 131: 132-146
- [58]Cooper J., Hallett W. L. H., A Numerical Model for Packed-bed Combustion of Char Particles[J]. Chemical Engineering Science, 2000, 55: 4451-4460
- [59]柏静儒, 王擎, 孙佰仲, 刘向莉, 孙健. 煤无烟燃烧锅炉炉内燃烧特性分析[J]. 环境污染治理技术与设备, 2006, 7(8): 140-144
- [60]徐有宁, 李敬, 宋文立. 解耦燃煤工艺气化室流动模拟[J]. 沈阳工程学院学报[自然科学版], 2005, 1(1): 22-25
- [61]Bose A. C., Wendt J. O. L. Pulverized Coal Combustion :Fuel Nitrogen Mechanisms in the Rich Post-flame[A]. Symposium(International) on Combustion[C], 1989, 22(1): 1127-1134
- [62]Smoot L. D., Smith P. J. Coal Combustion and Gasification[M]. Plenum Press, ISBN7-03-002720-5, 1985
- [63]沈学会, 陈举华. 湍流流动及燃烧模拟研究进展[J]. 冶金能源, 2006, 25(3): 15-19

- [64]Shih T. H., Liou W. W., Shabbir A., Yang Z., Zhu J. A New $k-\varepsilon$ Eddy-viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows-Model Development and Validation[J]. Computers Fluids, 1995, 24(3): 227-238
- [65]范维澄, 万跃鹏. 流动及燃烧的模型与计算[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1992: 153-179
- [66]徐旭常, 周力行. 燃烧技术手册[M]. 北京: 化学工业出版社, 2007: 249-264
- [67]Cheng P. Two-dimensional Radiating Gas Flow by a Moment Method[J]. AIAA Journal, 1964, 2: 1662-1664
- [68]Siegel R., Howell J. R. Thermal Radiation Heat Transfer. Hemisphere Publishing Corporation, Washington DC, 1992
- [69]Han X. H., Wei X. L., Schnell U., et al. Detailed Modeling of Hybrid Reburn/SNCR Processes for NO_x Reduction in Coal-fired Furnaces[J]. Combustion and Flame, 2003, 132: 374-386
- [70]Faravelli T., Frassoldati A., Ranzi E. Kinetic Modeling of the Interaction between NO and Hydrocarbon in the Oxidation of Hydrocarbons at Low Temperatures[J]. Combustion and Flame, 2003, 132: 188-207
- [71]Desoete G. G. Overall Reaction Rates of NO and N_2 Formation from Fuel Nitrogen[A]. the Fifteenth Symposium(International) on Combustion[C]. the Combustion Institute, 1975: 1093-1102
- [72]陶文铨. 数值传热学[第2版][M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 203-207
- [73]Launder B. E., Spalding D. B. the Numerical Computation of Turbulent Flows[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3: 269-289
- [74]何京东. 煤炭解耦燃烧 NO 抑制机理实验研究[D]. 北京: 中国科学院过程工程研究所, 2006: 83-86

攻读硕士学位期间取得的学术成果

- [1] 贾靖华, 马晓迅, 董利, 高士秋, 许光文. 热解燃烧链条炉降低 NO_x 排放特性的数值模拟[A]. 第五届全国化学工程与生物化工年会[C]. 西安, 2008

致谢

首先，非常感谢导师马晓迅教授推荐我去中国科学院过程工程研究所先进能源课题组完成毕业论文研究。虽然我在西北大学学习、生活的时光短暂，但是马老师治学严谨的态度、深厚的学术底蕴、正直朴实的人品给我留下了难以磨灭的影响，使我终生受益。

特别感谢中科院过程工程研究所许光文研究员在我完成毕业论文期间给予的巨大帮助，尤其是在研究方法、过程分析以及论文写作等方面提出了许多宝贵意见。在同许老师交往的一年多时间里，使我强烈的感受到许老师是一位知识渊博、严谨治学、才思敏捷、具有很强创新意识的科研工作者。他忘我的工作态度也使我由衷的感到敬佩。

过程工程研究所高士秋研究员对于我的研究课题及论文写作倾注了大量心血和汗水，在此表示致谢；同时感谢郝江平工程师对于我的模拟工作提供的许多帮助。

感谢国家自然科学基金项目(20606034)和国家863计划资助项目(2007AA05Z304)提供的经费支持。

感谢过程工程研究所先进能源课题组、西北大学化工学院其它老师和同学们在这三年中，给予我学习和生活上的帮助。

感谢父母的养育之恩，对我无微不至的关怀和一如既往的支持我完成学业。