



# 带障碍物圆管内煤气爆燃峰值超压和火焰传播速度研究

罗家松, 魏小林\*, 李森, 余立新, 张宇, 李腾, 李博

中国科学院力学研究所, 北京 100190

\* E-mail: xlwei@imech.ac.cn

收稿日期: 2010-01-02; 接受日期: 2010-02-21

国家自然科学基金项目(批准号: 50976122)和国家高技术研究发展计划(“863”计划)(批准号: 2006AA05Z253)资助

**摘要** 带障碍物圆管内爆燃的沿程峰值超压和火焰传播速度值是关系到安全生产的重要数据. 本文在一氧化碳爆燃实验的基础上, 提出了多级分区模型来计算沿程峰值超压, 模型将带障碍物管看成由障碍物隔开的首尾相接的一系列的泄爆腔体. 基于数据分析, 得到了利用一氧化碳氧化反应当量比、膨胀比、开口面积比等已知参数来计算沿程峰值超压的经验公式, 研究发现沿程峰值超压与爆燃过程中的气流湍流因子具有近似线性关系, 提出了火焰传播速度的经验公式.

**关键词**

峰值超压  
火焰传播速度  
障碍物  
多级分区模型

炼钢转炉炉气的主要成分是 CO 和少量的 CO<sub>2</sub>, O<sub>2</sub>, N<sub>2</sub><sup>[1]</sup>, 具有易燃易爆的特点. 在炼钢过程中, 若控制不好, 炉气与漏入的空气预混, 在管道中输运时, 一旦预混气被点燃, 燃烧波往往会加速向前传播, 如管内存在障碍物, 则可以达上百米每秒的爆燃状态. 爆燃过程伴随着峰值超压和火焰传播速度的急剧增长, 最终可能造成管道的严重破坏. 如能找出管道中的火焰传播速度和峰值超压发展的规律, 就能够为爆炸抑制提供理论帮助.

爆燃涉及化学反应、传热传质、湍流流动等诸多过程, 现在还没有成熟的理论能够给出实用有效的沿程峰值超压( $p$ )或火焰传播速度( $S_f$ )的解析表达式. 大量的学者通过实验<sup>[2-4]</sup>或数值模拟<sup>[5]</sup>给出了以化学反应当量比( $\Phi$ )、初始温度( $T_0$ )和初始压力( $p_0$ )等为自变量的单因素曲线. Silvestrini 等人<sup>[6]</sup>尝试着从理论上给出峰值超压和火焰传播速度的表达式, 但其形式较复

杂, 且需给出湍流的脉动速度值, 其表达式并不实用.

单个腔体的爆炸泄放有一些比较成熟的理论, 能够由已知几何条件、气体基本燃烧速度等因素直接计算出爆炸过程中的峰值超压<sup>[7]</sup>, 例如 Cubbage 和 Simmonds<sup>[8]</sup>给出了一种简单的泄爆模型:

$$p_{red} = 0.365 \left( \bar{A} / \bar{S}_0 \right)^{-1}, \quad \text{其中 } \bar{A} = C_d A_v / A_s, \quad C_d \text{ 为流量}$$

系数,  $A_v(\text{m}^2)$ 为腔体开口面积,  $A_s(\text{m}^2)$ 为腔体总面积,

$$\bar{S}_0 = \frac{S_{u0}}{c_0} \left( \frac{\rho_{u0}}{\rho_{b0}} - 1 \right) = \frac{S_{u0}}{c_0} (E_0 - 1), \quad S_{u0}(\text{m/s}) \text{ 为基本燃烧}$$

速度,  $c_0(\text{m/s})$ 为声速,  $E_0 = \rho_u / \rho_b$ 为膨胀比, 和初始温度密切相关, 初始温度越高,  $E_0$  越小,  $\rho_u(\text{kg/m}^3)$ 为未燃气的密度,  $\rho_b(\text{kg/m}^3)$ 为已燃气的密度.

Park 等人<sup>[9]</sup>将泄爆模型推广应用到了由障碍物隔开成两腔体的情况, 用障碍物下界面所在面将该腔体分为点火点腔体和障碍物后腔体两部分, 可各自

计算基本泄爆超压. 点火腔体的基本泄爆峰值超压为  $p_{red1}$ , 障碍物后腔体泄爆峰值超压即是整个系统的泄爆峰值超压, 它由三部分组成: 障碍物后腔体的基本泄爆峰值超压 ( $p_{red2}$ ), 点火点所在腔体的基本泄爆峰值超压传入障碍物后腔体的压力传导项 ( $(p_{red1} + p_a) / p_a$ ), 以及与几何条件、湍流情况相关的压力修正项 ( $C = \exp[a(VBR \times L_f / D_0) + b(A_x^{0.5} \times L / D) + c(C_D \times \overline{S_F} / S_L) + d]$ ), 即障碍物后腔体峰值超压可以表达为  $p_{red} = p_{red2} \times (p_{red1} + p_a) / p_a \times C$ .

但 Park 等人<sup>[9]</sup>的方法不能计算带障碍物管道的峰值超压: 首先, 它只讨论了两个相连腔体的情况, 长管道爆燃的沿程峰值超压无法给出; 其次, 表达式中有关湍流影响的项  $\overline{S_F} / S_L$  并非自变量, 不能直接给出, 平均湍流燃烧速度  $\overline{S_F}$  需要通过实验确定.

本文将这种思路进一步扩展, 提出多级分区模型, 将带障碍物管看成由障碍物隔开的首尾相接的一系列泄爆腔体, 只考虑预混气体当量比、初始温度和管道几何条件等基本因素. 最终给出实验范围内的沿程爆燃峰值超压表达式. 在此基础上, 还给出了实验范围内的沿程火焰传播速度 ( $S_F$ ) 的关系式. 这些表达式仅采用了已知的自变量, 不包含湍流速度等未知变量, 可以直接计算出管内 CO 爆燃时沿程峰值超压和火焰传播速度.

## 1 实验系统和实验过程

为研究管内爆燃时沿程各测点峰值超压和火焰传播速度的相互关系以及各自的影响因素, 搭建了相关的实验台. 实验系统见图 1, 主要包括实验台主体、数据采集和处理系统两个部分.

### 1.1 实验台主体

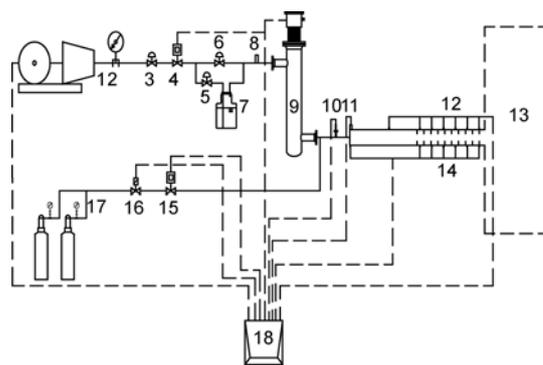
空气由变频罗茨风机送入, 经过质量流量计(热式)计量后分为两路, 其中一个支路通过水槽装置增湿. 两路气量的配比由球阀控制, 充分混合后的增湿空气状态由温湿度计测量. 实验中混合气体相对湿度为 62%. 电加热器的加热温度由控制台设定, 使空气和 CO 混合前被加热到一定的温度. CO 由气瓶提供, 气瓶设置一定的出口压力以保证气流量, 电磁阀控制 CO 管道的开启和闭合, 其流量使用热式质量流

量计计量和控制. CO 和空气经过一段管道后充分混合, 由热电偶测量混合后的温度, 稳定后即可打开点火器点燃气体, 同时记录点燃时的温度数据. 点火器额定点火能量为 20 J. 爆燃管道从点火处到出口全长 5.26 m, 内径 0.08 m, 分为两个部分, 其中光管段长 2.76 m, 障碍物段长 2.5 m. 障碍物由 10 个同样大小的圆环构成, 圆环阻塞比  $BR=1-(d/D)^2=0.4375$  (外径  $D=0.08$  m, 内径  $d=0.06$  m), 各圆环之间相距 0.2 m. 由于实验过程中的爆炸噪音较大, 可达 125 dB, 同时 CO 毒性对实验人员有人身危害, 为此安装了一套消音和尾气排放装置.

### 1.2 数据采集和处理系统

爆燃管道上共布置了 7 个压力测量点和 7 个火焰测量点, 具体布置见图 2. 在图 2 中, 1~7 号是压力测量点, 1 号压力测点布置在光管段, 距离点火点 177 cm 处, 其余压力测点均匀地布置在障碍物段, 8~14 号是火焰测量点, 8 号火焰测量点位于点火处以确定点火的时刻, 2~7 号压力测量点和 9~14 号火焰测量点所处位置分别相同, 以研究火焰光信号和压力信号之间的关联. 测点处传感器输出的电信号, 经过放大器放大, 进入 DHDAS\_5939 动态信号采集分析器, 采集频率为 500 kHz, 变成数字信号之后, 由 1394 线输入计算机.

整个实验过程在控制台上操作, 通过控制台控制空气和 CO 流量配比、加热器温度、预混燃气温度和点火器点火等, 保证点火和计时的同步性. 图 3 是典型的动态超压信号和火焰光学信号随时间变化图, 图 3(a)为超压-时间图( $p-t$  图), 每条曲线记录一个压



1, 变频罗茨风机; 2, 气压计; 3, 球阀; 4, 质量流量计; 5, 球阀; 6, 球阀; 7, 水槽; 8, 温湿度计测口; 9, 电加热器; 10, 热电偶; 11, 点火器; 12, 压力传感器; 13, 消音器; 14, 火焰传感器; 15, 质量流量计; 16, 电磁阀; 17, 气瓶; 18, 控制和信号采集台

图 1 实验系统图

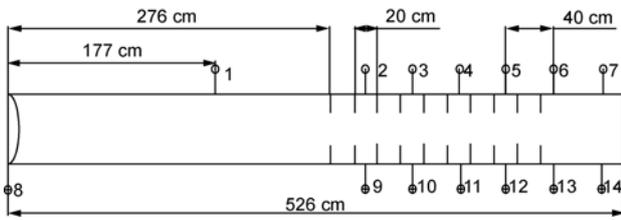


图2 管道测量点布置图

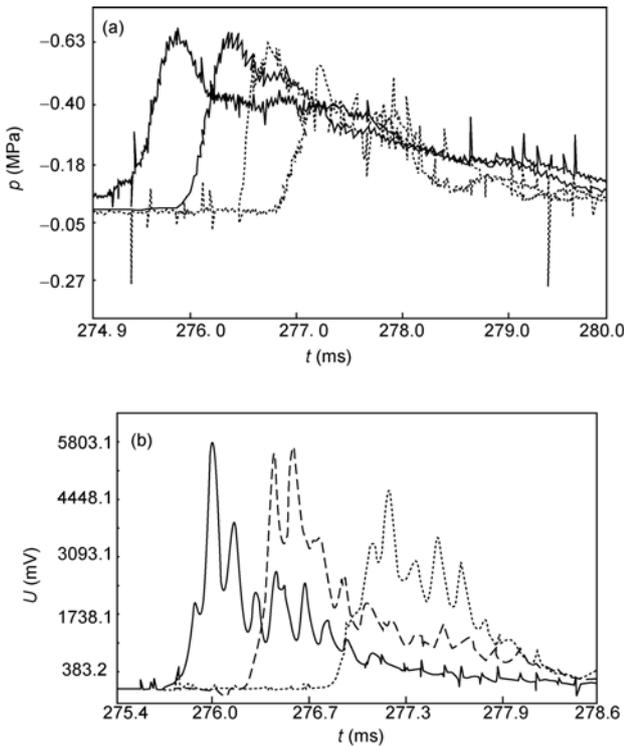


图3 超压信号图和火焰光学信号-时间图  
(a)  $p-t$  图; (b)  $U-t$  图

力测点超压随时间的变化; 图 3(b)为火焰光电电压-时间图( $U-t$  图), 每条曲线记录一个光测点电信号随时间的变化。

沿程各测点的峰值超压可直接读出, 测出光学信号到来的时刻  $t_i$  和两个相邻测点间的距离  $L$ , 就可以用表达式  $S_{Fi} = L / (t_i - t_{i-1})$  得到两个测点间的平均火焰传播速度。通过插值可以给出测点处的火焰传播速度值。

实验中控制 CO 当量比  $\phi$  和反应初温  $T_0$ , 共进行了 44 组有效的实验, 每个工况得到 7 个压力测点值和 7 个光学信号测点值, 能够计算出 6 个沿程的火焰传播速度值。因为 1 号和 7 号压力测点处于无障碍物的光管段, 所以数据处理重点关注 2, 3, 4, 5, 6 五个测点。

## 2 多级分区模型与数据处理方法

本文提出多级分区模型, 将带障碍物管看成由障碍物隔开的首尾相接的一系列泄爆腔体, 第一级峰值超压( $p_1$ )采用单腔体泄爆峰值超压, 以后各级峰值超压( $p_i$ )将前一级的计算峰值超压( $p_{i-1}$ )作为一个重要的因式或一个重要的线性项, 不断累积计算, 最终给出沿程爆燃峰值超压表达式。

如图 4 所示, 将管道进行分区处理, 每级单腔体的峰值超压由前一级的峰值超压, 预混气当量比、温度和管道长度等因素决定。多级分区模型将泄爆理论和长管道的峰值超压计算联系起来, 仅考虑管道几何因素和燃气条件等简单因素, 就可以得到爆燃峰值超压表达式, 大大简化了峰值超压的表达形式。具体地, 是将上一级峰值超压( $p_{i-1}$ )和其他项(例如当量比  $\phi$  或火焰传播速度  $S_{Fi}$  等)进行组合起来, 即得到一个基本的峰值超压计算表达形式。增减一些项或者做其它变形得到一系列变形形式, 基于此变形形式对部分框架性数据进行拟合, 就能确定表达式的待定系数和误差, 初步选取误差较小的几个表达式, 加入其他数据, 即可确定总体误差, 最终选出最优表达式。详细流程如图 5 所示。

通过使实验值和理论值的差值平方和误差( $e_{squ}$ )(见(1)式)或差值绝对值和误差( $e_{abs}$ )(见(2)式)最小来确定待定的参数。

$$e_{squ} = \frac{\sum(p_{cal} - p_{exp})^2}{\sum p_{exp}^2}, \quad e_{abs} = \frac{\sum |p_{cal} - p_{exp}|}{\sum |p_{exp}|} \quad (1), (2)$$

通过数学软件 MATLAB 可以找到优化函数  $e_{squ}$ (或  $e_{abs}$ )的最小值(即最小误差), 同时给出相应的待定系数。计算过程中一般采用差值平方和误差的

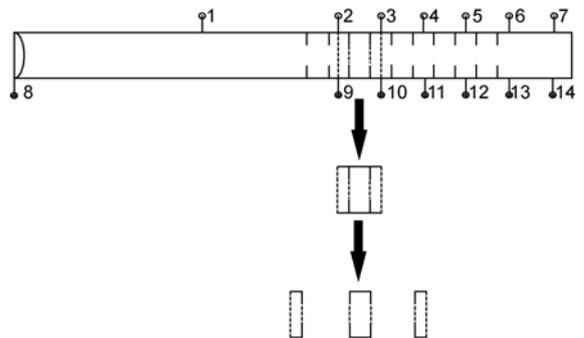


图4 对带障碍物管道的多级分区

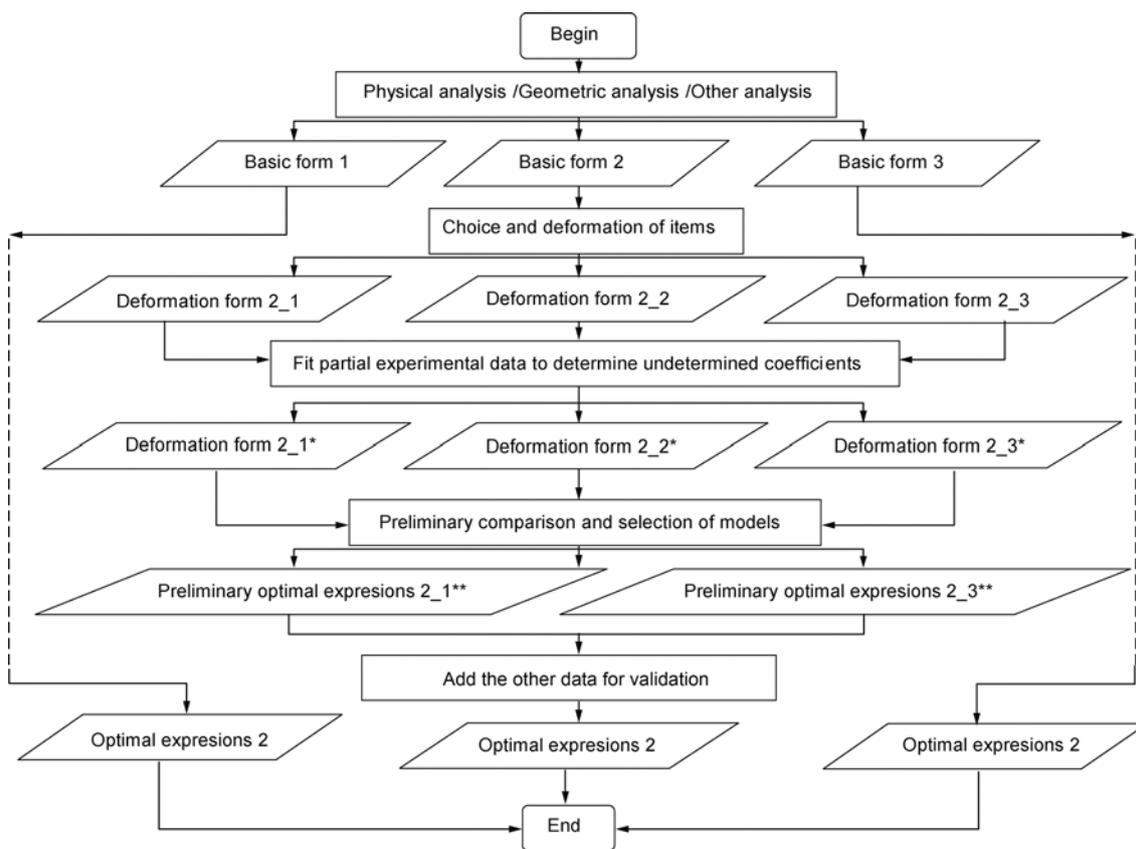


图5 数据分析流程图

方法, 因为求解差值平方和误差过程比求差值绝对值和误差最小值过程稳定, 更容易得到较好的待定系数值. 在各待定系数确定之后, 再将其绝对值误差计算出来, 作为一种参考.

### 3 实验结果分析

#### 3.1 峰值超压表达式

图6为CO当量比、初始温度、火焰路径长度等3个单因素对沿程峰值超压影响的实验结果. 图6(a)是沿程峰值超压( $p_i/p_a$ )与CO当量比( $\Phi$ )的函数关系图, NO.1~NO.7代表1号到7号压力传感器在不同当量比下的超压峰值测量值, 可见 $p_i/p_a$ 是 $\Phi$ 的近似二次函数, 大约在 $\Phi=2$ 处峰值超压达到最大; 图6(b)是沿程峰值超压( $p_i/p_a$ )与膨胀比 $E_0$ 的函数关系图, 可见 $p_i/p_a$ 是 $E_0$ 的近似线性增函数; 图6(c)是沿程峰值超压( $p_i/p_a$ )与火焰路径长度 $L_f/D$ 的函数关系图, 每条曲线上的点是 $\Phi=1.1$ 时某个特定温度条件下1号到7号压力传感器的超压峰值测量值, 1号和7号压力测点处

于无障碍物的光管段, 所以数据处理重点关注2, 3, 4, 5, 6五个测点, 则 $p_i/p_a$ 也是 $L_f/D$ 的近似线性增函数. 所以, 初步以 $(\Phi - f)^2$ ,  $E_0$ ,  $L_f/D$ 的线性组合来表达 $p_i/p_a$ .

在此线性组合表达式的基础上, 可增加或者舍弃一些线性项, 如果增加一项, 拟合误差减小, 说明这一项是必要的, 不能舍弃, 如果增加后误差上升, 则说明这一项是多余的. 也可消去线性组合表达式的某项进行拟合, 这相当于以常数项代替之, 如取消之后增加的误差较小, 则它是影响的显著性较小的项. 在线性组合的基础上, 还可以乘一些项, 或者不用线性组合形式, 而采用其他常用的形式, 例如, 采用幂次项相乘的形式进行拟合. 通过这些处理, 可以得到十多个具体的表达式形式.

经过一番选择, 确定峰值超压的最优表达式为

$$p_i/p_a = a \times p_{i-1}/p_a + b(\Phi - f)^2 + cE_0 + d \times L_f/D + e, \quad (3)$$

其中 $p_i$ 为待求的第 $i$ 个测点的沿程峰值超压( $i=2, 3, 4, 5, 6$ ),  $p_a$ 为大气压,  $p_{i-1}$ 为已经计算出来的第 $i-1$ 个测

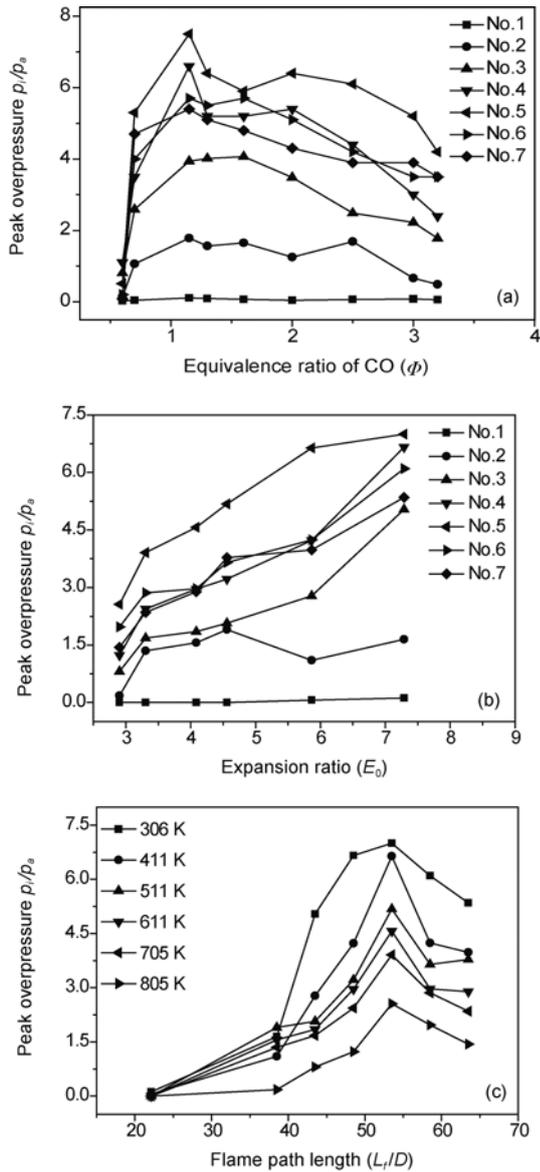


图6 当量比、膨胀比和火焰路径长度对沿程峰值超压的影响  
(a)  $p_i/p_a-\Phi$  图; (b)  $p_i/p_a-E_0$  图; (c)  $p_i/p_a-L_j/D$  图

点的峰值超压, 第一个环节的峰值超压  $p_1$  采用常用的泄爆表达式  $p_{red1} = (\bar{A}_1/S_0)^{-1}$  计算.  $\Phi$  为 CO 的化学反应当量比,  $E_0 = T_{max}/T_0 = \rho_u/\rho_b$  为膨胀比,  $L_j/D$  为无量纲火焰路径长度,  $D$  为管径,  $a, b, c, d, e, f$  为待定系数, 经计算得到

$a=0.8275; b=-0.1324; c=0.168; d=-4.186;$   
 $e = 1.6936; f=1.60,$   
 其中自变量的取值范围为  $\Phi=0.7\sim 3.2, E_0=2.9\sim 7.5,$   
 $L_j/D=42.9\sim 57.9.$

实验值和模型计算值的对比如图7所示, 可以看出两者的符合程度较好.

在选取最优表达式的过程中, 还得到以下结论.

借鉴 Park 等人的方法<sup>[9]</sup>, 在线性组合项前增加项  $(p_{i-1} + p_a)/p_a$ , 并未明显减少误差, 且明显增加了表达式的复杂性; 增加其他因子, 如  $E_0$  的指数项, 只会增加表达式的误差; 采用其他形式组合各项得到的表达式拟合误差也较大, 所以(3)式的线性组合表达式是较好的形式; 线性组合项中, 影响的显著性排序为  $p_{i-1}/p_a > (\Phi-f)^2 > (L_j/D) > E_0$ ; 对于误差较小的变形表达式, 计算得到的  $f$  值都比较稳定,  $f=1.5\sim 1.9$ , 即在其他因素不变的情况下,  $\Phi=f$  时峰值超压较高, 这和 Frassoldati 等人<sup>[10]</sup>的基础燃烧实验结果吻合.

### 3.2 峰值超压和火焰传播速度值的关系

由(3)式可以预测出爆燃峰值超压, 而火焰传播速度还难以得到. 借鉴 Park 的模型<sup>[9]</sup>, 设定峰值超压和火焰传播速度值的基本关系为

$$\frac{p_i}{p_a} = \left( \frac{p_{red-i}}{p_a} \right) \left( \frac{p_{i-1} + p_a}{p_a} \right) \left( a \frac{S_{Fi}}{S_L \cdot E} + b \right), \quad (4)$$

其中  $p_i$  为  $i$  环节测点的峰值超压,  $p_{red-i}$  是  $i$  环节基本泄爆峰值超压,  $p_{i-1}$  为  $i-1$  环节测点峰值超压,  $p_a$  为大气压力.

(4)式右侧第一项为基本泄爆项, 泄爆模型的不同产生出的模型不同. 第二项为压力递进项, 和前一个腔体的计算峰值超压有关. 第三项是湍流修正项, 项  $S_{Fi}/(S_L \cdot E)$  代表湍流因子, 其中  $E = (E_0 - 1)(p/p_0)^{-(1-1/\gamma)} + 1$ <sup>[6]</sup>. Silvestrini 等人<sup>[6]</sup>指出, 在满足一

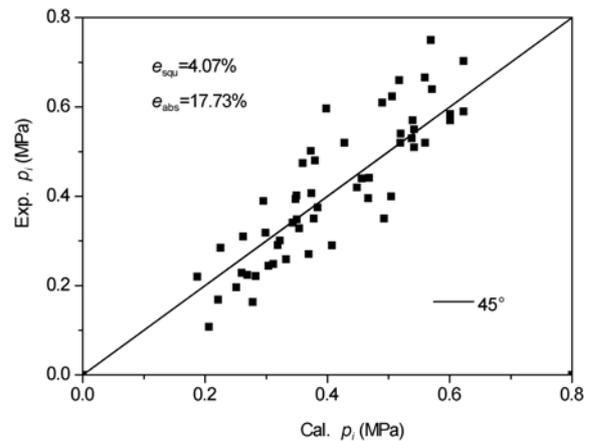


图7 采用(3)式得到的爆燃超压计算值和实验值对比

定条件,  $S_F = S_T E$ . 而湍流因子  $\beta = S_T / S_L$ , 所以项  $S_{Fi} / (S_L \cdot E)$  即  $\beta$ , 可以代表湍流的影响.

通过取舍和变形处理, 可以得到十多个具体的变形表达式形式, 相互比较可以得到以下结论.

各种形式的泄爆峰值超压项加入均增加了误差, 泄爆项可消去; 项  $(p_{i-1} + p_a) / p_a$  增加了表达式的复杂性, 同时增加了误差, 可消去; 添加新的因子, 例如  $E_0$  的指数项, 只会增加误差.

经过一番选择可以初步确定最优表达式为

$$p_i / p_a = a \times S_{Fi} / (S_L \cdot E) + b, \quad (5)$$

其中  $a=0.008245$ ;  $b=1.478$ ; 自变量的取值范围为  $S_{Fi} / (S_L \cdot E) = 45.0 \sim 71.9$ . 实验值和表达式计算值的对比如图 8 所示.

由此可知, 在实验范围内, 峰值超压和湍流强度呈近似线性关系, 峰值超压随着湍流强度的加强而增长.

### 3.3 火焰传播速度表达式

采用(3)式可以利用已知自变量预测出爆燃过程中的沿程峰值超压, 而(5)式给出了峰值超压与火焰传播速度的关系, 如果将(3)式代入(5)式, 就能够用已知的  $\Phi, E_0$  等因素将  $S_F$  表达出来, 即

$$\frac{S_{Fi}}{S_L} = \frac{E}{a'} \left( \frac{p_i}{p_a} - b' \right) = \frac{E}{a'} \left[ \left( a \frac{p_{i-1}}{p_a} + b(\Phi - f)^2 + cE_0 + d \frac{L_f}{D} + e \right) - b' \right], \quad (6)$$

其中  $a, b, c, d, e, f$  取值与 3.1 中相同,  $a' = 0.008245$ ,  $b' = 1.478$ .

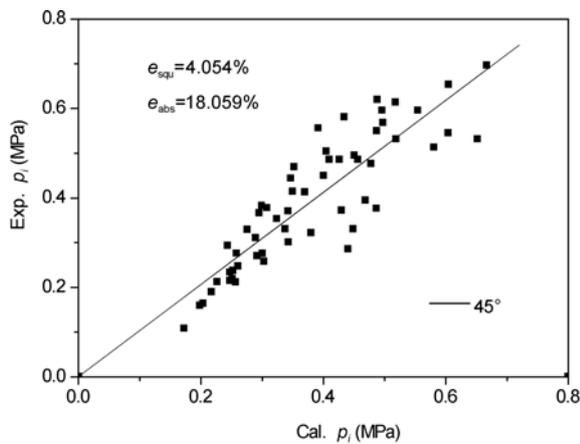


图 8 采用(5)式得到的爆燃峰值超压计算值和实验值对比

自变量的取值范围为  $E=2.38 \sim 6.65$ ,  $\Phi=0.7 \sim 3.2$ ,  $E_0=2.9 \sim 7.5$ ,  $L_f/D=42.9 \sim 57.9$ .

图 9 为(6)式计算结果与实验结果的比较, 可见两者吻合较好.

## 4 表达式适用性的讨论

余立新等人<sup>[11, 12]</sup>做了大量的气体爆燃实验, 管径为  $D=0.08$  m, 管长  $L=5$  m, 阻塞比  $BR=0.438$ , 化学反应当量比为  $\Phi=0.58$ , 涉及  $H_2, C_2H_2, CH_4$ , 水煤气, 将相关的数据整理出来, 用(3)式表达得到的计算值和实验值符合得较好, 计算值和实验值的比较如图 10 所示.

当然, 针对不同的气体, (3)式前面的系数值是不同的, 但是(3)式这种线性形式确实能够很好地拟合实验数据.

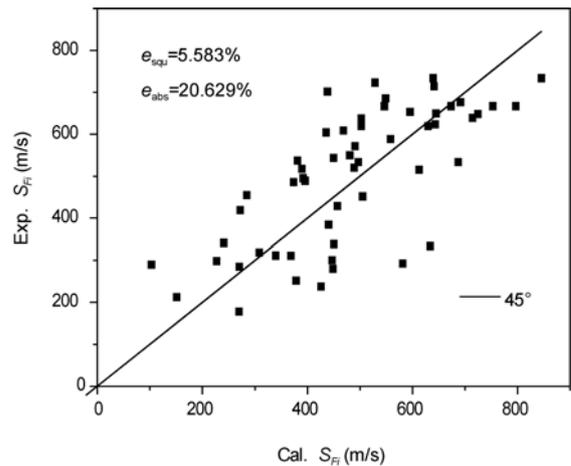


图 9  $S_F$  的表达式计算值和实验值比较

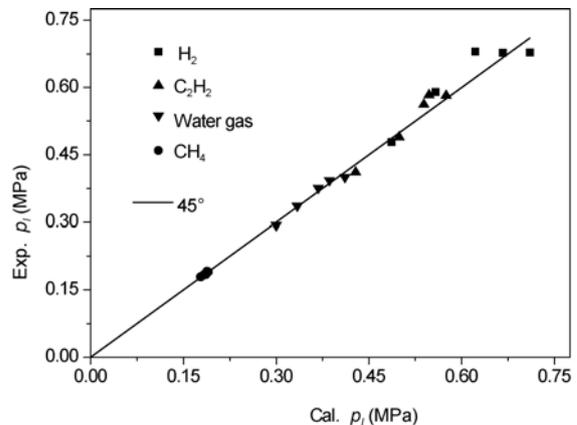


图 10 余立新等实验数据用(3)式的计算值和实验值比较

同样, 采用(6)式预测火焰传播速度的结果与实验值的对比如图 11 所示.

### 5 结论

本文作者进行了带障碍物圆管内爆燃实验, 实

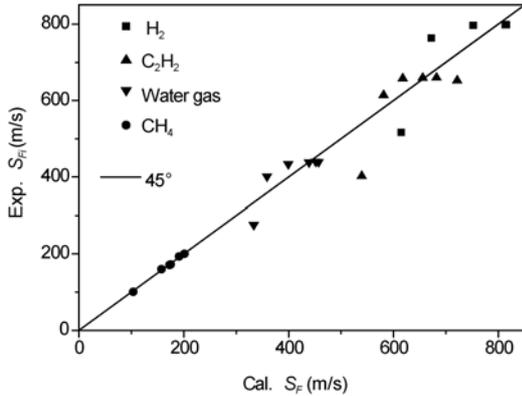


图 11 余立新等实验数据用(6)式的计算值和实验值比较

验能够控制反应混合气湿度、温度和当量比等参数. 通过特定的方法, 实现了实验数据的拟合, 给出了优选的模型. 分析过程中得出的主要结论如下.

(1) 由  $p_i / p_a$ ,  $(\Phi-f)^2$ ,  $(L_f/D)$ ,  $p_{red_i}$ ,  $E_0$  等已知的自变量的线性组合得到的  $p_i / p_a$  计算值, 和实验值吻合较好, 在实验中, 各项影响的显著性排序为  $p_{i-1} > (\Phi-f)^2 > (L_f/D) > p_{red_i} > E_0$ ,  $(\Phi-f)^2$  项中,  $f = 1.5 \sim 1.9$ , 即在其他因素不变的情况下,  $\Phi = 1.5 \sim 1.9$  时峰值超压较高.

(2) 在均布障碍物的条件下,  $S_{Fi} / (S_L \cdot E) = 4.5 \sim 71.9$  时,  $p_i / p_a$  和  $S_{Fi} / (S_L \cdot E)$  近似地呈现简单的线性关系, 即峰值超压随着湍流强度的加强线性地增长.

(3) 由  $p_{i-1} / p_a$ ,  $(\Phi-f)^2$ ,  $(L_f/D)$ ,  $E_0$  等已知自变量的线性组合得到火焰传播速度的计算值, 和实验值吻合较好.

致谢 作者对张良、黄学良、詹焕青在研究中的帮助表示感谢.

### 参考文献

- 1 高泽平. 炼钢工艺学. 北京: 冶金工业出版社, 2006
- 2 Oh K H, Kim H, Kim J B, et al. A study on the obstacle-induced variation of the gas explosion characteristics. J Loss Prev, 2001, 14: 597—602
- 3 Ibrahim S S, Hargrave G K, Williams T C. Experimental investigation of flame/solid interactions in turbulent premixed combustion. Exp Therm Fluid Sci, 2001, 24: 99—106
- 4 Ibrahim S S, Masri A R. The effects of obstructions on overpressure resulting from premixed flame deflagration. J Loss Prev, 2001, 14: 213—221
- 5 Salzano E, Marra F S, Russo G, et al. Numerical simulation of turbulent gas flames in tubes. J Hazard Mater, 2002, 95: 233—247
- 6 Silvestrini M, Genova B, Leon Trujillo F J. Correlations for flame speed and explosion overpressure of dust clouds inside industrial enclosures. J Loss Prev, 2008, 21: 374—392
- 7 Razus D M, Krause U. Comparison of empirical and semi-empirical calculation methods for venting of gas explosions. Fire Saf J, 2001, 36: 1—23
- 8 Cabbage P A, Simmonds W A. An investigation of explosion reliefs for industrial drying ovens. Trans Inst Gas Eng, 1955. 470—475
- 9 Park D J, Lee Y S, Green A R. Prediction for vented explosions in chambers with multiple obstacles. J Hazard Mater, 2008, 155: 183—192
- 10 Frassoldati A, Faravelli T, Ranzi E. The ignition, combustion and flame structure of carbon monoxide/hydrogen mixtures. Note 1: Detailed kinetic modeling of syngas combustion also in presence of nitrogen compounds. Int J Hydrog Energy, 2007, 32: 3471—3485
- 11 余立新, 孙文超, 吴承康. 障碍物扰动对预混火焰发展的影响. 中国科学 E 辑: 技术科学, 2002, 8: 483—486
- 12 Yu L X, Sun W C, Wu C K. Flame acceleration and overpressure development in a semiopen tube with repeated obstacles. Proc Combust Inst, 2002, 29: 321—327