DOI: 10.11883/1001-1455(2016)05-0688-07

油气爆炸过程火焰燃烧模式的实验估计*

张培理,杜 扬
(后勤工程学院军事供油工程系,重庆 401311)

摘要: 首先分析讨论了油气爆炸过程中火焰燃烧模式的估计方法,然后在激波管内进行了低、中、高 3 次不同初始油气浓度条件下的油气爆炸实验,通过实验数据分别计算出了低、中、高初始油气浓度条件下油气爆炸在初期、中期和后期的丹姆克尔数和湍流雷诺数,最后依靠丹姆克尔数-湍流雷诺数图对低、中、高初始油气浓度条件下油气爆炸初期、中期和后期的火焰燃烧模式进行了定量估计。结果表明:低、中、高初始油气浓度条件下激波管油气爆炸过程初期、中期和后期的火焰燃烧模式均为漩涡内小火焰模式。

关键词: 爆炸力学;燃烧模式;丹姆克尔数;湍流雷诺数;油气爆炸;层流火焰厚度;漩涡内小火焰模式
中图分类号: O389 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

油气(包括天然气、瓦斯和原油、成品油挥发物等)属于典型的易燃易爆气体,稍有不慎就可能引发火灾爆炸安全事故,造成重大人员伤亡和巨额经济损失。近年来,随着国民经济与社会生产的快速发展,受限空间油气火灾爆炸事故时有发生,如 2007 年我国西南某油库发生的油库爆炸事故;2013 年 11 月,山东青岛原油输油管线发生爆炸事故;2014 年 7 月,台湾高雄发生燃气爆炸事故,以上事故均带来严重的人员伤亡和财产损失。为了避免此类事故的发生,减少人员伤亡与财产损失,尚需加强对油气爆炸机理的研究,从而提出有效的油气爆炸防治措施。

受限空间油气爆炸火焰属于典型的湍流预混火焰,湍流火焰的燃烧模式与油气爆炸过程的化学反应过程、湍流流动以及传热传质过程密切相关。一般来说,不同的油气爆炸火焰燃烧模式会导致不同的油气爆炸特性,如爆炸超压、超压上升速率、火焰速度等,究其内在的原因之一就是湍流会使火焰前锋面发生褶皱和扭曲[1],进而对油气爆炸过程的传热传质[2-3],甚至化学反应历程[4-5]产生影响。因此,研究受限空间油气爆炸火焰的燃烧模式对于进一步认识油气爆炸过程的机理和规律、构建油气爆炸过程数学模型具有十分重要的意义。

1 油气爆炸火焰燃烧模式的估计方法

对湍流火焰燃烧模式的研究一直是可燃气体燃烧和爆炸领域的热点和难点[6]。F. A. Williams[7]和 J. Abraham 等[8]根据湍流柯尔莫格洛夫微尺度 l_k、湍流积分尺度 l_0 和层流火焰厚度 δ_L 等参数构成的判据,将湍流预混火焰分为 3 种模式:褶皱层流火焰模式、漩涡内小火焰模式和分布反应模式。具体方法是先计算湍流预混火焰的丹姆克尔数 Da 和湍流雷诺数 Re_{l_0},然后根据反映湍流预混火焰 3 种模式的湍流雷诺数-丹姆克尔数图(如图 1 所示),来确定湍流火焰的燃烧模式。

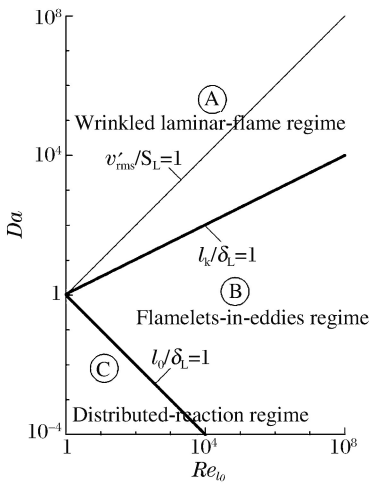


图 1 湍流预混火焰的 3 种模式随 Da 和 Re_{l_0} 的分布

Fig. 1 Distribution of the three turbulence premixed flame models based on values of Da and Re_{l_0}

* **收稿日期**: 2014-11-10; **修回日期**: 2015-03-15
基金项目: 国家自然科学基金项目(51276195);后勤工程学院青年基金项目(YQ16-420802)
第一作者: 张培理(1985—),男,博士研究生,zpl612323@163.com。

图 1 中，粗实线（$l_k/\delta_L=1$）上方是满足威廉斯-克里莫夫判据的褶皱层流火焰存在的条件，粗实线（$l_0/\delta_L=1$）下方是满足丹姆克尔判据的分布反应模式存在的条件，两条粗实线之间是满足漩涡内小火焰模式的分布条件。因此只要计算出油气爆炸过程的丹姆克尔数 Da 和湍流雷诺数 Re_{l_0}，根据图 1 就可以判断油气爆炸火焰燃烧的模式。

丹姆克尔数 Da 在燃烧中是一个很重要的量纲一参数，定义为：

$$Da=\frac{\tau_{\text{flow}}}{\tau_{\text{chem}}}=\frac{l_0/v^*_{\text{rms}}}{\delta_L/S_L}=\left(\frac{l_0}{\delta_L}\right)\left(\frac{S_L}{v^*_{\text{rms}}}\right) \tag{1}$$

式中：τ_{flow}为流动特征时间，τ_{chem}为化学特征时间，v^*_{rms}为湍流脉动速度，S_L 为层流火焰速度。l_0/S_L 为火焰几何尺度比，S_L/v^*_{rms}为火焰相对湍流强度。

湍流雷诺数 Re_{l_0} 的定义为：

$$Re_{l_0}=\frac{\rho v^*_{\text{rms}} l_0}{\mu} \tag{2}$$

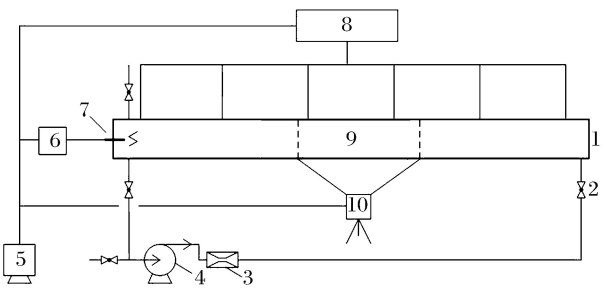
式中：ρ 为燃烧火焰的密度，μ 可燃气体的为动力粘度。

从上面的分析可以看出，要想判断油气爆炸火焰的模式，必须得到油气爆炸过程的湍流脉动速度 v^*_{rms}，湍流积分尺度 l_0，层流火焰厚度 δ_L 和层流火焰速度 S_L 等参数，显然在实验室要想直接获得这些参数是非常困难的。

本文拟通过激波管中的油气爆炸实验，测量油气爆炸过程中已燃气体和未燃气体的温度、平均流速、爆炸压力等数据来估计油气爆炸过得的丹姆克尔数 Da 和湍流雷诺数 Re_{l_0}，进而估计油气爆炸过程的火焰模式。

2　实验装置和实验方法

本文中的实验装置主要包括激波管、真空循环泵、油气雾化装置、数据采集系统、点火系统、高速摄影仪、电脑等。数据采集系统，主要包括压力采集系统、浓度采集仪、温度采集设备和流场速度设备。实验装置布置示意图如图 2 所示。



1. Test tunnel; 2. Valve; 3. Gasoline evaporation apparatus;
4. Vacuum circulating pump; 5. Computer; 6. Ignition system;
7. Spark plug; 8. Data acquisition system; 9. Observation section;
10. High speed camera.

图 2 实验装置布置示意图

Fig. 2 Arrangement of the experimental equipments

激波管尺寸为 200 mm×200 mm×6 100 mm，其中包括一段长 300 mm 的玻璃观察段。油气雾化装置的结构和工作原理见参考文献[9-10]。

压力采集系统主要由压力传感器、采集卡和电脑组成。沿激波管共布置了 3 个压力传感器，实验中以这 3 个压力传感器采集到数据的平均值作为激波管内的压力值。浓度采集系统主要由 GXH-1050 型红外分析仪和 NHA-502 型汽车尾气分析仪组成。实验中油气浓度由 GXH-1050 型红外分析仪测试，而其他气体组分，如 O_2、CO、CO_2 等，均由 NHA-502 型汽车尾气分析仪测量。

实验中未燃气体和已燃气体的温度由热电偶、采集卡和电脑组成的温度采集设备测量。根据实验需要，沿激波管共设置了 3 组热电偶，分别布置在激波管 50、305 和 560 cm 处。

油气爆炸过程中湍流的脉动速度的测量较为困难，本文中拟先用 6162 型高温热线风速仪来记录油气爆炸过程中的瞬时气体流速，并根据整个油气爆炸持续的时间得到平均流速，然后根据任一时刻的瞬时速度和平均流速得到湍流脉动速度。该热线风速仪探头设置在激波管中间位置，可以每隔 5～10 ms 测一次气体的瞬时流速，并储存在计算机内。

不同的初始条件会导致不同的实验结果。为了使实验结果具有代表性，选取低（1.20%）、中

(1.65%)、高(2.10%)3 种初始油气体积分数进行实验,经计算,其油气当量比 ϕ(按异辛烷计算)分别为 0.72、1.00 和 1.28。其他初始条件设置如下:初始温度为常温,压力为常压,点火能设为 5 J。

本文先以 $\phi=1.00$(即油气初始体积分数为 1.65%)时的实验结果为例,给出火焰燃烧模式估计的详细步骤与结果;然后再列出初始油气体积分数分别为 1.20%和 2.10%时的实验数据,并分别估计其燃烧模式;最后根据 3 次燃烧模式计算的结果,分析和讨论激波管内油气爆炸火焰的燃烧模式。

3 实验结果与火焰燃烧模式计算

3.1 实验结果与分析

图 3 为初始油气体积分数为 1.65%时($\phi=1$),流场速度 v 和爆炸超压 p 随时间变化的曲线。由图 3 可以看出整个油气爆炸持续了约 288 ms,在此过程中激波管内部的气体速度在 −60～100 m/s 之间不断振荡波动,其平均流速 $\bar{v}\approx21.20$ m/s。激波管内气体流速任一时刻的脉动量 v^*_{rms} 可以由瞬时流速 $v(t)$ 和平均流速 $\bar{v}$ 计算:

$$v^*_{rms}=|\ v(t)-\bar{v}\ | \tag{3}$$

图 4 为初始油气体积分数为 1.65%时($\phi=1$),3 组热电偶采集到的流场温度 T 随时间的变化曲线。从图 4 可以看出,未燃气体的温度 T_u 约为 300 K,1#、2#和 3#热电偶采集到的已燃气体的最大温度 T_{max} 分别约为 1127.39、1203.62 和 1324.05 K。已燃气体的最大温度正是火焰经过热电偶时的燃烧气体的温度,火焰离开热电偶后,热电偶处的气体温度由于剧烈的热损失开始下降,之后温度趋于平稳,此时的温度即为燃烧后的气体温度为 T_b。可以认为热电偶采集到的最大温度 T_{max} 即为油气爆炸已燃气体的瞬时温度。由于 1#、2#和 3#热电偶分别设置在激波管的前端、中部和尾部,因此其各自采集到的最大温度代表了油气爆炸初期、充分发展和后期的燃烧气体的温度。

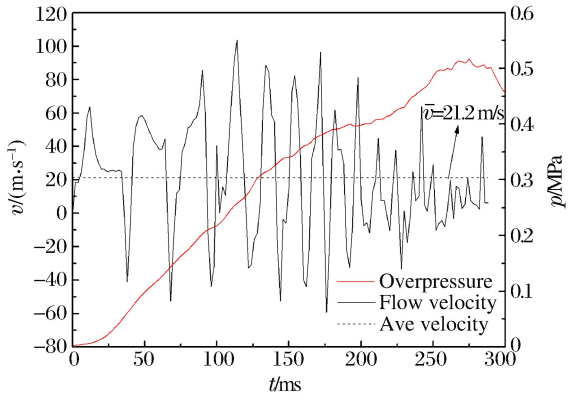


图 3 流场速度和爆炸超压随时间的变化曲线

Fig. 3 Variation curves of gas velocity and pressure vs. time

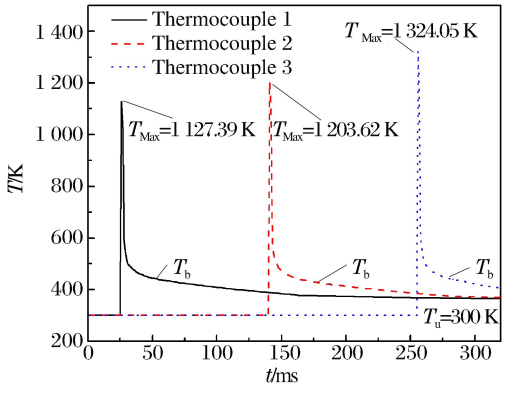


图 4 3 组电偶采集到的流场温度随时间的变化曲线

Fig. 4 Temperature vs. time curves acquired by the three thermocouples

本文中拟分别对油气爆炸初期(50 ms)、充分发展(150 ms)和后期(250 ms)的火焰燃烧模式进行估计。从图 3 和图 4 可以得到 $\phi=1$,$t=50$、150 和 250 ms 时激波管内气体流速、压力和已燃气体温度等数据,如表 1 所示。

表 1 各时刻激波管内气体流速、压力和已燃气体温度实验数据($\phi=1$)

Table 1 Flow velocity, pressure and burned gas temperature in the shock tube at different times ($\phi=1$)

t/ms	$\bar{v}$/(m·s^{-1})	v^*_{rms}	p/Pa	T_{max}/K
50	55.82	34.62	98 530	1 127.39
150	72.76	51.56	340 800	1 203.62
250	29.14	7.94	486 190	1 324.05

3.2　油气爆炸火焰燃烧模式计算

湍流积分尺度代表了湍流涡的平均尺度，根据杨辉等[11]和 C. Sak 等[11]的研究，管道或坑道内湍流的平均积分尺度约为管道或坑道横截面积的 1/20～1/5。为了便于估算，设积分尺度为激波管横截面尺寸的 1/10，即 $l_0=0.02$ m。根据式(1)，先计算 50 ms 时的丹姆克尔数。

其中流动特征时间为 $\tau_{\text{flow}}=l_0/v^*_{\text{rms}}=0.0006$ s。

化学特征时间 $\tau_{\text{chem}}=\delta_{\text{L}}/S_{\text{L}}$，根据文献[13]：

$$S_L=S_{\text{L,ref}}\left(\frac{T_{\text{u}}}{T_{\text{u,ref}}}\right)^{\gamma}\left(\frac{p}{p_{\text{ref}}}\right)^{\beta} \tag{5a}$$

$$S_{\text{L,ref}}=B_{\text{M}}+B_2\ (\phi-\phi_{\text{M}})^2 \tag{5b}$$

式中：$T_{\text{u,ref}}=298$ K；p_{ref} 为标准大气压；B_{M}，B_2 和 ϕ_{M} 是由燃料类型确定的常数，由表 2 给出；温度指数 γ 和压力指数 β 是当量比 ϕ 的函数，其经验公式如下[13]：

$$\begin{cases}\gamma=2.18-0.8(\phi-1)\\ \beta=-0.16+0.22(\phi-1)\end{cases} \tag{6}$$

根据表 2，选异辛烷的 B_{M}，B_2 和 ϕ_{M} 参考值来估算 S_{L}。根据式 5(b)，$S_{\text{L,ref}}=24.89$ cm/s；油气体积分数为 1.65%时当量比 $\phi=1$，则根据式(6)，γ 和 β 为 2.18 和－0.16。因此根据表 1，$S_{\text{L}}=0.2537$ m/s。

表 2　参数 B_{M}，B_2 和 ϕ_{M} 取值

Table 2　Value of B_{M}，B_2 and ϕ_{M}

燃料	ϕ_{M}	B_{M}/(cm·s^{-1})	B_2/(cm·s^{-1})	燃料	ϕ_{M}	B_{M}/(cm·s^{-1})	B_2/(cm·s^{-1})
甲醇	1.11	36.92	－140.51	异辛烷	1.13	26.32	－84.72
丙烷	1.08	34.22	－138.65	RMFD-303	1.13	27.58	－78.34

层流火焰厚度的计算采用 D. B. Spalding 的计算式[14]：

$$\delta_{\text{L}}=\frac{2\alpha}{S_{\text{L}}} \tag{7}$$

式中：α 为热扩散率，用油气爆炸 50 ms 时平均温度 $0.5(T_{\text{b}}+T_{\text{u}})=713.7$ K 下空气的物性[15]来近似，并进行压力修正，得 $\alpha=\alpha_0(p_{\text{ref}}/p)=1.04\times10^{-4}$ m^2/s，α_0 为空气的热扩散率。因此，$\delta_{\text{L}}=8.20\times10^{-4}$ m。由此可得，$\tau_{\text{chem}}=3.23\times10^{-3}$ s。根据式(1)，$Da=0.19$。

油气混合物的动力粘度 μ 仍以空气在 T_{b} 下的动力粘度 μ_{b} 来近似，根据文献[15]，$\mu_{\text{b}}=4.56\times10^{-5}$ N·s/m^2，则湍流雷诺数

$$Re_{l_0}=\frac{\rho v^*_{\text{rms}}l_0}{\mu}=\frac{(p/RT_{\text{b}})\,v^*_{\text{rms}}l_0}{\mu_b}=4\,603 \tag{8}$$

式中：R 为理想气体常数。

同理，计算出油气爆炸 150 和 250 ms 时的丹姆克尔数 Da 和湍流雷诺数 Re_{l_0}，如表 3 所示。

表 3　各时刻的 Da 和 Re_{l_0} 计算值($\phi=1$)

Table 3　Calculated values of Da & Re_{l_0} at different times ($\phi=1$)

t/ms	Da	Re_{l_0}
50	0.19	4603
150	0.26	31366
250	21	4012

表 4～5 分别是油气当量比为 0.72 和 1.28 时激波管内 50、150 和 250 ms 时刻气体流速、压力和已燃气体温度的实验数据。根据上文的方法和步骤，当油气当量比分别为 0.72 和 1.28 时 50、150 和 250 ms 时刻的丹姆克尔数 Da 和湍流雷诺数 Re_{l_0} 计算结果如表 6 所示。

将表 3 和表 6 中的数据，绘入丹姆克尔数-湍流雷诺数图中，如图 5 所示。由图 5 可以看出，油气当量比分别为 0.72，1.00 和 1.28 时，油气爆炸 50、150 和 250 ms 时的火焰燃烧模式均落入了漩涡内小火焰模式区域。也就是说，低中高初始油气浓度下，油气爆炸初期、充分发展和后期的火焰燃烧模式均为

漩涡小火焰模式。这一结论与 D. R. Ballal 等[16-17]对预混丙烷火焰燃烧模式的实验研究结论一致，他们通过实验发现大部分受限流动中的预混丙烷火焰燃烧模式与漩涡内小火焰模式相关。

表 4 各时刻激波管内气体流速、压力和已燃气体温度实验数据(ϕ=0.72)

Table 4 Flow velocity, pressure and burned gas temperature in the shock tube at different times (ϕ=0.72)

t/ms	$\bar{v}$/(m·s^{-1})	v^*_{rms}	p/Pa	T_{max}/K
50	65.13	45.45	115 120	1 158.42
150	−5.74	25.42	322 410	1 201.77
250	11.04	8.64	357 380	1 238.51

表 5 各时刻激波管内气体流速、压力和已燃气体温度实验数据(ϕ=1.28)

Table 5 Flow velocity, pressure and burned gas temperature in the shock tube at different times (ϕ=1.28)

t/ms	$\bar{v}$/(m·s^{-1})	v^*_{rms}	p/Pa	T_{max}/K
50	29.69	7.10	11 510	1 251.63
150	86.91	64.32	227 780	1 296.15
250	12.64	9.95	504 310	1 357.36

表 6 各时刻的 Da 和 Re_{l_0} 计算值

Table 6 Calculated values of Da & Re_{l_0} at different times

t/ms	Da		Re_{l_0}	
	ϕ=0.72	ϕ=1.28	ϕ=0.72	ϕ=1.28
50	0.03	1.31	6 767	93
150	0.10	0.15	9 993	15 838
250	0.31	1.76	3 589	4 970

图 6 是当初始油气体积分数为 1.65%时油气爆炸在 148、152 和 156 ms 时刻火焰的高速摄影照片。由图 6 可以清楚地看出油气爆炸火焰前锋产生了明显的褶皱，并且随着油气爆炸的发展，火焰前锋后生成了许多小火焰点。这些小火焰点很可能与火焰前锋褶皱的不断加强破碎过程有关。

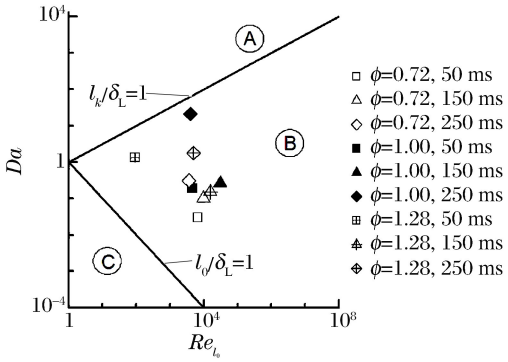


图 5 油气爆炸过程火焰燃烧模式分布

Fig. 5 Distribution of the flame regimes of oil-gas explosion process

在漩涡内小火焰模式下，油气爆炸火焰的燃烧支持漩涡破碎模型的理论[18]，即认为燃烧速度取决于未燃气体破碎成更小微团的速度，由于不断地破碎，使得未燃混合物与已燃热烟气之间有足够的界面进行反应[4]，这表明，并不是化学反应的速率决定着燃烧速度，而是湍流混合速度控制着燃烧过程。这一点在对受限空间油气爆炸火焰燃烧的数值分析模型进行选择时至关重要，该结果为受限空间油气爆炸火焰燃烧的数值分析模型的选择提供了依据。

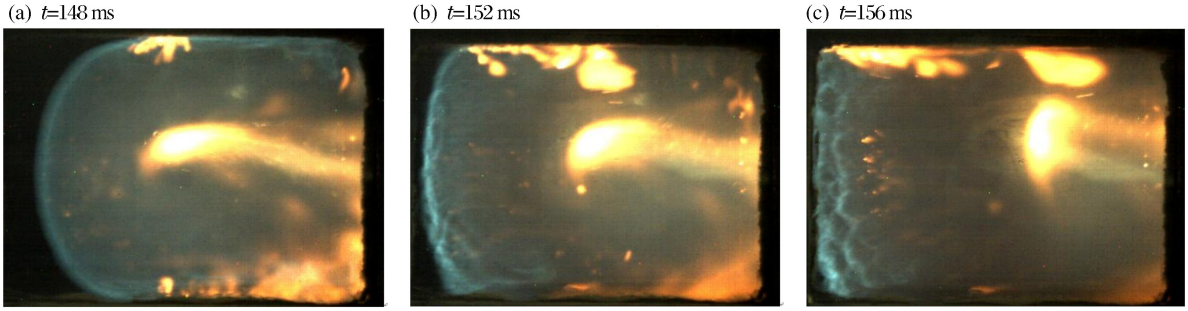


图 6 油气爆炸在 148、152 和 156 ms 时的火焰高速摄影照片

Fig. 6 High speed photos of the flame when the time was 148, 152 and 156 ms

3 结　论

本文首先根据实验先得到了低、中、高 3 种初始油气浓度条件下油气爆炸过程的气体流速、压力以及火焰温度。通过对实验数据的分析和处理，分别确定了低、中、高 3 种初始油气浓度条件下油气爆炸过程初期(50 ms)、中期(150 ms)和后期(250 ms)时的气体脉动速度、压力、已燃气体温度和未燃气体温度，最后根据丹姆克尔数和湍流雷诺数对低、中、高 3 种初始油气浓度条件下油气爆炸过程中的初期、中期和后期火焰燃烧模型分别进行了定量估计。结果表明，低、中、高 3 种初始油气浓度条件下，激波管油气爆炸过程初期、中期和后期的火焰燃烧模式均为漩涡内小火焰模式；在漩涡内小火焰模式下，油气爆炸过程中火焰的燃烧支持漩涡破碎模型理论，即燃烧速度取决于未燃气体破碎成更小微团的速度，这也表明并不是化学反应的速率决定着燃烧速度，而是湍流混合速度控制着燃烧过程。本文的研究方法和结论可为进一步研究油气爆炸火焰燃烧模式及其数值分析模型的选择提供的参考。

参考文献：

[1] Steinberg A M, Driscoll J F. Straining and wrinkling processes during turbulence-premixed flame interaction measured using temporally-resolved diagnostics[J]. Combustion and Flame, 2009,156(12):2285-2306.

[2] Shin D H, Lieuwen T. Flame wrinkle destruction processes in harmonically forced, laminar premixed flames[J]. Combustion and Flame, 2012,159(11):3312-3322.

[3] Yi Y, Geng L, Jing G. Experimental study on the fractal characteristic of methane explosion flame[J]. Safety Science, 2012,50(4):679-683.

[4] Won S H, Windom B, Jiang B, et al. The role of low temperature fuel chemistry on turbulent flame propagation [J]. Combustion and Flame, 2014,161(2):475-483.

[5] Zhang M, Wang J, Wu J, et al. Flame front structure of turbulent premixed flames of syngas oxyfuel mixtures[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014,39(10):5176-5185.

[6] Mukaiyama K, Shibayama S, Kuwana K. Fractal structures of hydrodynamically unstable and diffusive-thermally unstable flames[J]. Combustion and Flame, 2013,160(11):2471-2475.

[7] Williams F A. Asymptotic methods in turbulent combustions[J]. AIAA Journal, 1986,24:867-875.

[8] Abraham J, Williams F A, Bracco F V. A discussion of turbulent flame structure in premixed charges[R]. Warrendale, Pennsylvania, USA: Society of automotive engineers,1985.

[9] Zhang P, Du Y, Zhou Y, et al. Explosions of gasoline-air mixture in the tunnels containing branch configuration [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2013,26(6):1279-1284.

[10] Yang D, Li Z P, Hong O Y. Effects of humidity, temperature and slow oxidation reactions on the occurrence of gasoline-air explosions[J]. Journal of Fire Protection Engineering, 2013,23(3):226-238.

[11] 杨辉，崔鑫，郑昕等. 管道中湍流强度及湍流积分尺度随时间的变化研究[J]. 安全与环境工程，2013,20(4):102-104.

Yang H, Cui X, Zheng X, et al. Investigation of variation of turbulence intensity and turbulent integral scale with time in tube[J]. Safety and Environmental Engineering, 2013,20(4):102-104.

[12] Sak C, Liu R, Ting D S-K, et al. The role of turbulence length scale and turbulence intensity on forced convection from a heated horizontal circular cylinder[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2007,31(4):279-289.

[13] Metghalchi M, Keck J C. Burning velocities of mixtures of air with methanol, isooctane, and indolene at high pressure and temperature[J]. Combustion and Flame, 1982,48:191-210.

[14] Spadling D B. Combustion and Mass Transfer[M]. New York: Pergamon, 1979:59.

[15] Stephen R T. An introduction to combustion: concepts and application [M]. New York: The McGraw-Hill Companies, 2000:appendix C.

[16] Ballal D R, Lefebvre A H. The structure and propagation of turbulent flames[J]. Proceedings of the Royoal Society of London, 1979,344(1637):217-234.

[17] Ballal D R, Lefebvre A H. The structure of a premixed turbulent flame[J]. Proceedings of the Royoal Society of

London, 1979,367(1730):253-280.

[18] Poinsot T, Candel S, Trouvé A. Applications of direct numerical simulation to premixed turbulent combustion [J]. Progress in Energy and Combustion Science, 1995,21(6):531-576.

Experimental estimation of the combustion regime in the oil-gas explosion process

Zhang Peili, Du Yang

(*Department of Military Petroleum Supply Engineering, Logistical Engineering University, Chongqing* 401311, *China*)

Abstract: In this artical, firstly, estimation method of flame combustion regime of the oil-gas explosion was discussed and three oil-gas explosion experiments under the conditions of low, middle and high initial gas vapor concentration were carried out, and then the Damköhler number and the turbulent Reynolds number for the early, interim and late stage of the oil-gas explosion at low, middle and high initial gas vapor concentration conditions were calculated according to the experimental data. Finally, through the Damköhler number vs. Reynolds number diagram, the combustion regimes for each stage of the oil-gas explosion at low, middle and high initial gas vapor concentration conditions were quantitative estimated. Results show that the combustions at early, interim and late stage of the gas-air explosion under the conditions of low, middle and high initial gas vapor concentration in the tube have the same regime of flamelets-in-eddies. The conclusions of this paper can provide some useful reference for the further study of combustion regime and the numerical analysis model selection of the gas-oil explosion.

Key words: mechanics of explosion; combustion regime; Damköhler number; turbulent Reynolds number; oil-gas explosion; laminar flame speed; flamelets-in-eddies regime

(责任编辑 王小飞)