

烧蚀反应动力学参数的确定

冯乐健 吴心平

摘 要

本文提出了一种理论模型与实验相结合确定碳基材料烧蚀反应动力学参数(活化能和指前因子)的方法。首先建立了碳基材料热化学烧蚀的湍流边界层模型,运用数值方法对边界层守恒方程组、表面烧蚀和固相热传导进行耦合求解,计算过程中不需要事先假设烧蚀的控制类型。其次,在电弧加热器中模拟火箭发动机喷喉的烧蚀环境进行烧蚀材料与氧化性气体反应的烧蚀实验。最后,运用所建立的模型和在电弧加热器上的实验结果进行预测比较,确定烧蚀反应的动力学参数。作为实例,确定了石墨与 CO_2 的烧蚀反应的动力学参数。

主题词: 喷管烧蚀计算, 固体火箭发动机, 复合材料, 反应动力化学, 参数估计,

符 号 表

A	指前因子($\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{atm}$)	t	时间(s)
C	比热($\text{kJ}/\text{kg} \cdot \text{K}$)	u	沿 x 方向气流速度(m/s)
C_p	定压比热($\text{kJ}/\text{kg} \cdot \text{K}$)	v	沿 y 方向气流速度(m/s)
D	气体有效相等双扩散系数 (m^2/s)	x	沿烧蚀壁面的坐标
E	活化能(kJ/kmol)	y	垂直于烧蚀壁面的坐标
H	气流总焓(kJ/kg)	Y_i	组分 i 的质量分数
K	湍动能(m^2/s^2)	ρ	密度(kg/m^3)
M	气体平均分子量(kg/kmol)	ε	湍流耗散(m^2/s^2)
p	气体压力(N/m^2)	μ	层流粘性系数($\text{kg}/\text{m} \cdot \text{s}$)
P_r	普朗特数	μ_t	湍流粘性系数($\text{kg}/\text{m} \cdot \text{s}$)
$P_{r,t}$	湍流普朗特数	λ	导热系数($\text{kJ}/\text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$)
R_u	普适气体常数($\text{kJ}/\text{kmol} \cdot \text{K}$)	$(\bar{\quad})$	表示湍流的时间平均量
r_c	线烧蚀速率(m/s)	$(\sim)$	表示湍流的Favre平均量
S_c	施米特数	$(\quad)_e$	表示自由边界
$S_{c,i}$	湍流施米特数	$(\quad)_i$	表示组分 i
T	温度(K)	$(\quad)_c$	表示碳
		$(\quad)_w$	表示壁面处

一、引言

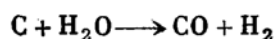
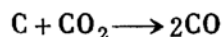
烧蚀问题在火箭发动机喷管、航天飞机和重返大气层导弹头部等热防护设计中非常受人重视。国内外从六十年代中期开始了对碳基类烧蚀材料烧蚀机理的研究,但到目前为止还远不能适应工程应用的需要。用现有的烧蚀计算模型进行固体发动机喷喉烧蚀预测时会出现这样的情况:一个模型对于某一个或某一类发动机进行烧蚀预测时可能与实验结果符合得较好,而对其它发动机则预测误差很大^[5]。这是因为现有国内外学者提出的热化学烧蚀模型,对异相反应的活化能和指前因子这两个重要的动力学参数都未作仔细的研究,而是借用煤粉燃烧研究所得出的动力学参数,或用根据发动机实验结果试凑的办法得出的参数^[4,5,6]。烧蚀的动力学参数问题不解决,也就不可能完善的解决热化学烧蚀问题。化学烧蚀预示的不准确性,使得实际喷管烧蚀过程中机械剥蚀和粒子侵蚀的影响不能明确划分出来,从而阻碍对这些问题的深入研究。因而,探讨热防护中广泛应用的碳基材料的化学烧蚀动力学特性就显得十分必要。

从分子运动论的角度来看活化能和指前因子都有其明确的物理意义,但由于理论确定的困难,工程上都采用理论与实验相结合的办法来确定。因而,我们首先建立了碳基材料热化学烧蚀的湍流边界层模型,详细考虑了边界层内的传热传质问题,运用数值方法对边界层守恒方程组、表面烧蚀和固相热传导进行耦合求解。计算过程中不需要事先假设烧蚀的控制类型。其次,在电弧加热器上模拟发动机喷喉的烧蚀环境进行烧蚀实验。然后进行比较,确定烧蚀动力学参数。

二、碳基材料湍流边界层热化学烧蚀模型

1. 物理现象描述

CO_2 和 H_2O 是发动机燃气中对烧蚀起主要作用的成份,针对实验气体仅含 CO_2 和 H_2O 两种氧化成份,其余为惰性气体 N_2 ,试件为平板的情形来建立烧蚀模型。考虑喷管流动的主要状况,设燃气流过烧蚀表面时形成湍流边界层,由于热传递的作用使得固相温度迅速升高,壁面处碳的活性增强与来流中的 CO_2 、 H_2O 发生如下异相热化学反应:



从而使得壁面处 CO_2 、 H_2O 等氧化组分的浓度减少,在边界层内形成这些组分的浓度梯度。因此热化学烧蚀是由壁面的异相热化学反应和边界层内氧化组分向壁面扩散共同作用的结果。

2. 基本假设

- (1) 边界层假设成立。
- (2) 烧蚀过程中边界层为准定态的。
- (3) 表面机械剥蚀不影响边界层特性。
- (4) 所有化学反应只发生在表面上,且均为一级反应。
- (5) 扩散的Fick定律成立,且具有有效相等双扩散系数。
- (6) 忽略Soret和Dufour效应。
- (7) 忽略边界层内气体辐射的影响。

(8) 忽略体积力的影响。

(9) 所有气相组分均为完全气体，处于热力平衡状态，气体状态方程和Dalton定律成立。

(10) 边界层为平壁边界层，边界层内压力处处相等，无压力梯度扩散。

3. 边界层气相守恒方程组

边界层内传热传质传动量过程遵循边界层守恒方程组，以 K - ε 两方程湍流模式封闭的，按照Favre平均以后的稳态湍流边界层守恒方程组和气体状态方程如下：

$$\frac{\partial}{\partial x}(\bar{\rho} \tilde{u}) + \frac{\partial}{\partial y}(\bar{\rho} \tilde{v}) = 0$$

$$\bar{\rho} \tilde{u} \frac{\partial \tilde{u}}{\partial x} + \bar{\rho} \tilde{v} \frac{\partial \tilde{u}}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{eff} \frac{\partial \tilde{u}}{\partial y} \right) - \frac{d\bar{p}}{dx}$$

$$\bar{\rho} \tilde{u} \frac{\partial Y_i}{\partial x} + \bar{\rho} \tilde{v} \frac{\partial Y_i}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\frac{\mu}{Sc} \right)_{eff} \frac{\partial Y_i}{\partial y} \right]$$

$$\bar{\rho} \tilde{u} \frac{\partial \tilde{H}}{\partial x} + \bar{\rho} \tilde{v} \frac{\partial \tilde{H}}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \left(\frac{\mu}{Pr} \right)_{eff} \frac{\partial \tilde{H}}{\partial y} + \left[\mu_{eff} - \left(\frac{\mu}{Pr} \right)_{eff} \right] \frac{2\tilde{u}^2/2}{\partial y} \right\}$$

$$\bar{\rho} \tilde{u} \frac{\partial K}{\partial x} + \bar{\rho} \tilde{v} \frac{\partial K}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{c_1} \right) \frac{\partial K}{\partial y} \right] + \mu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial y} \right)^2 - \bar{\rho} \varepsilon$$

$$\bar{\rho} \tilde{u} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + \bar{\rho} \tilde{v} \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{c_2} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right] + c_3 \mu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}}{\partial y} \right)^2 \frac{\varepsilon}{K} - c_4 \bar{\rho} \frac{\varepsilon^2}{K}$$

$$p = \bar{\rho} R_u \tilde{T} / M$$

其中 $\mu_t = c_5 \bar{\rho} K^2 / \varepsilon$, $\mu_{eff} = \mu + \mu_t$,

$$\left(\frac{\mu}{Sc} \right)_{eff} = \frac{\mu}{Sc} + \left(\frac{\mu}{Sc} \right)_t, \quad \left(\frac{\mu}{Pr} \right)_{eff} = \frac{\mu}{Pr} + \left(\frac{\mu}{Pr} \right)_t$$

所用湍流常数见表1[4]。

表1 湍流模式常数表

常数	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	Pr_t	Sc_t
取值	1.0	1.3	1.57	2.0	0.09	0.9	0.9

4. 边界条件

边界层守恒方程组必须对应一定的边界条件问题的解才能确定。对于烧蚀边界层，下边界是烧蚀壁面，上边界是自由边界。

(1) 自由边界条件

根据边界层定义，在自由边界上变量沿法线的变化为零，速度、焓、组分、湍动能和湍流耗散的自由边界条件分别为：

$$\tilde{u} = \tilde{u}_e, \quad \tilde{H} = \tilde{H}_e, \quad \bar{Y}_i = \bar{Y}_{i,e}$$

$$\partial K / \partial y = 0, \quad \partial \varepsilon / \partial y = 0$$

(2) 烧蚀边界条件

根据切向速度在固体壁面无滑移的原则，切向速度的烧蚀边界条件为： $\tilde{u}_w = 0$

法向速度的烧蚀边界条件为： $\tilde{v}_w = \dot{\omega}_c / \bar{\rho}_w$

根据质量守恒原理, 在烧蚀过程中随总体运动离开烧蚀界面的组分量与扩散到界面的组分量的代数和应等于由于界面热化学反应组分*i*在界面的消耗量或生成量, 组分的边界条件为:

$$(\bar{\rho} \tilde{v} Y_i)_w - \left(\bar{\rho} D \frac{\partial \tilde{Y}_i}{\partial y} \right)_w = \dot{\omega}_i$$

对应于壁面温度, 焓的边界条件为:

$$\tilde{H}_w = C_p T_w$$

在固体壁面附近由于壁面的阻尼作用, 湍动能方程和湍流耗散方程是不适用的, 湍动能和湍流耗散的边界条件是给定离开壁面一定距离处的 $K \cdot \varepsilon$ 值, 处理方法参照文献^[3]。

5. 烧蚀速率的确定

方便起见, $i = 1, 2, 3, 4$ 分别代表组分 H_2O , CO_2 , H_2 , CO , $j = 1, 2$ 分别代表反应 1 和反应 2。根据一级不可逆反应的 Arrhenius 公式, 在壁面异相热化学反应中碳的消耗率为:

$$\dot{\omega}_c = \sum_{j=1}^2 \dot{\omega}_{c,j} = \sum_{j=1}^2 A_j p_{j,w} \exp(-E_j/R_u T_w)$$

当计算到氧化组分在壁面处的浓度小于某一小量时, 为保证计算的稳定性, 就取氧化组分在壁面处浓度为零, 由组分的边界条件知此时氧化组分在壁面的消耗率为:

$$\dot{\omega}_i = \bar{\rho} D \frac{\partial Y_i}{\partial y} \Big|_w \quad i = 1, 2$$

根据化学计量关系, 碳的消耗率为:

$$\dot{\omega}_c = \sum_{j=1}^2 \dot{\omega}_{c,j} = \frac{M_c}{M_1} \bar{\rho} D \frac{\partial Y_1}{\partial y} \Big|_w + \frac{M_c}{M_2} \bar{\rho} D \frac{\partial Y_2}{\partial y} \Big|_w$$

6. 气相组分在边界的消耗率或生成率的确定

在烧蚀过程中, 气相组分在壁面的消耗率和生成率根据化学计量关系可由碳的消耗率得出:

$$\begin{aligned} \dot{\omega}_1 &= -\frac{M_1}{M_c} A_1 p_1 \exp\left(-\frac{E_1}{R_u T_w}\right) \\ \dot{\omega}_2 &= -\frac{M_2}{M_c} A_2 p_2 \exp\left(-\frac{E_2}{R_u T_w}\right) \\ \dot{\omega}_3 &= \frac{M_3}{M_c} A_1 p_1 \exp\left(-\frac{E_1}{R_u T_w}\right) \\ \dot{\omega}_4 &= \frac{M_4}{M_c} \left[A_1 p_1 \exp\left(-\frac{E_1}{R_u T_w}\right) + 2 A_2 p_2 \exp\left(-\frac{E_2}{R_u T_w}\right) \right] \end{aligned}$$

当从计算的角度考虑取氧化组分在壁面处浓度为零以后, 氧化组分的边界条件可表示为:

$$\tilde{Y}_1 = 0, \quad \tilde{Y}_2 = 0$$

反应生成组分的生成率按化学计量关系由氧化组分的消耗率得到:

$$\dot{\omega}_3 = \frac{M_3}{M_1} \bar{\rho} D \frac{\partial \tilde{Y}_1}{\partial y} \Big|_w$$

$$\dot{\omega}_4 = \frac{M_4}{M_1} \bar{\rho} D \frac{\partial \tilde{Y}_1}{\partial y} \Big|_w + \frac{2M_4}{M_2} \bar{\rho} D \frac{\partial \tilde{Y}_2}{\partial y} \Big|_w$$

7. 固相瞬态热传导问题

在求解边界层守恒方程组时我们要用到壁面温度 T_w ，这就必须与固相热传导问题联立求解。由于我们的实验加热条件在试件表面是比较均匀的，相对来说试件的长与宽比厚度要大得多，因此可以作为一个一维瞬态热传导问题来求解。试件的背面垫的是石棉板，因此可以作为绝热边界处理。一维瞬态热传导方程为：

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$$

其中 $\alpha = \lambda_c / \rho_c c_c$

初始条件： $t = 0, T = T_0$

背边界条件： $\frac{\partial T}{\partial y} = 0$

在烧蚀边界上根据能量守恒原理，导入固相内的热流应等于壁面对流热流减去由于壁面异相反应吸收的热流：

$$\lambda_c \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{w_c} = \dot{q}_w - \dot{q}_r$$

其中 $\dot{q}_w = \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \Big|_{w_g} = \left(\frac{\mu}{Pr} \right)_{eff} \frac{\partial \tilde{H}}{\partial y} \Big|_{w_g}$

$$\dot{q}_r = \dot{\omega}_c \Delta H_r$$

$\dot{\omega}_c$ 为碳的质量烧蚀率， ΔH_r 为单位质量碳的反应热(吸热为正)。

8. 数值计算

烧蚀过程是受边界层内传热传质、界面异相反应和固相瞬态热传导共同作用的结果，必须将三者联立起来才能进行求解。按照准定态边界层假设，在任一时刻计算稳态湍流边界层守恒方程之后，将得到的对流传热率、氧化组分在壁面的分压或向壁面的扩散速率等作为计算烧蚀速率与固相热传导的输入条件，待计算完后再将计算得的表面温度、烧蚀率等作为计算边界层气相守恒方程组的边界条件，如此迭代，直到前后两次求得的表面温度相差很小时认为得到的解为该时刻烧蚀问题的解，再进入下一时刻的计算。稳态湍流边界层守恒方程组属于非线性抛物型偏微分方程组，本文采用Patankar-Spalding方法^[1]进行数值求解。对于边界烧蚀的一维瞬态热传导问题本文采用向后隐式差分方法求解。

三、实验简介

1. 实验装置 (图1)

烧蚀实验在电弧加热器中进行，实验装置主要由管状电弧加热器、实验段、气源系统、冷却系统等几部分组成。实验采用的管状电弧加热器电源由2台7000V×1400A的硅整流器、两台改装的ZSJK-6000/10整流变压器及6台3300kVA的单相饱和电抗器等组成，能提供总功率约为14MW的直流电。实验段由矩形导管和前后喷管组成，矩形导管位于两个喷管之间，前喷管喉径为10mm，后喷管喉径为15mm，矩形导管截面高10mm，宽20mm，模型压放在一个矩形导管的侧面上。

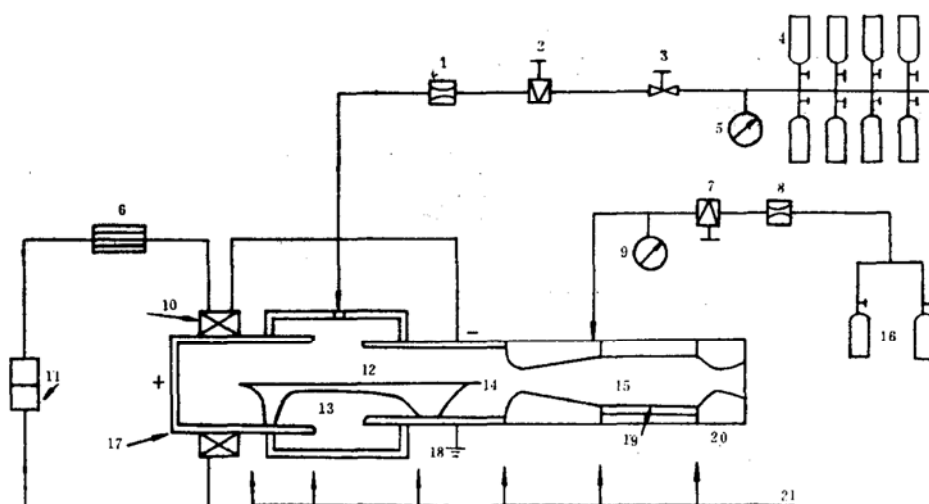


图1 实验装置示意图

1. 管喉流量计 2. 调压阀 3. 截止阀 4. N_2 气瓶 5. N_2 压力表 6. 钢管电阻 7. 调压阀 8. 管喉流量计 9. CO_2 压力表 10. 磁控线圈 11. 硅整流器 12. 旋气室 13. 电弧 14. 第一喉道 15. 实验段 16. CO_2 气瓶 17. 后电极 18. 前电极 19. 烧蚀模型 20. 第二喉道 21. 高压冷却水

2. 实验方案

为排除机械剥蚀的影响，单独加入氮气进行实验，由于在我们实验的壁温条件下碳的升华可以忽略不计，此时所得烧蚀率可以认为纯粹是由机械剥蚀所致。为确定 CO_2 与 KS-9 石墨烧蚀反应的动力学参数，选用两种 CO_2 浓度（约10%和15%左右）在三种热力状态下进行了实验，进行实验的热力状态见表2〔8〕，试件质量烧蚀率的确定是通过用电光分析天平称量试件实验前后的重量而推算得。我们仅对一种热力状态进行了纯氮气烧蚀实验，为排除其它烧蚀实验中的机械剥蚀影响，粗略地认为机械剥蚀率正比于实验段压力。

表2 实验状态参数表

参 数 状态序号	弧室压力	试验段气流总焓	试验段气流静压	气流速度	CO_2 质量分数
	N/m^2	J/kg	N/m^2	m/s	
状态 I	2.60857×10^6	4.91530×10^6	8.82599×10^5	731.949	0.111
状态 II	3.97169×10^6	6.81192×10^6	1.66713×10^6	709.506	0.098
状态 III	5.78592×10^6	6.61933×10^6	2.45166×10^6	755.965	0.113
状态 IV	2.68702×10^6	6.05411×10^6	8.82599×10^5	954.040	0.166
状态 V	4.55029×10^6	6.36394×10^6	1.76520×10^6	806.250	0.148
状态 VI	5.58979×10^6	6.79518×10^6	2.45166×10^6	791.326	0.156

四、动力学参数的确定

1. 计算结果与讨论

在无烧蚀情况下针对不可压湍流边界层与具有热传递的可压湍流边界层, 计算得的边界层内速度、温度、湍动能和雷诺应力分布与文献报道的实验数据符合良好。

图2表示状态Ⅲ时烧蚀边界层内 CO_2 浓度分布变化过程, 从图中可以清楚地看到随着烧蚀的进行在边界层内形成 CO_2 的浓度梯度、浓度梯度逐渐变大、在壁面处的 CO_2 浓度减少以至从计算的角度考虑取其为零的过程。

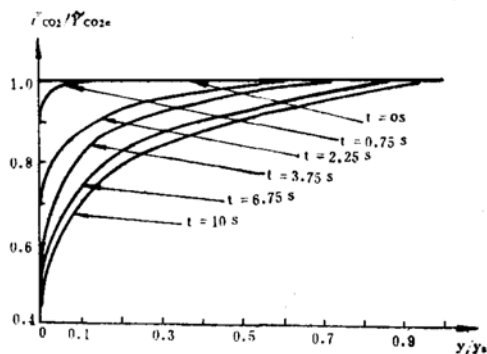


图2 烧蚀边界层内 CO_2 浓度分布变化过程
(状态Ⅲ)

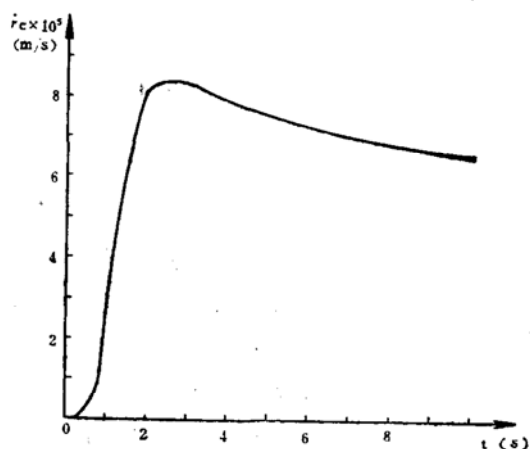
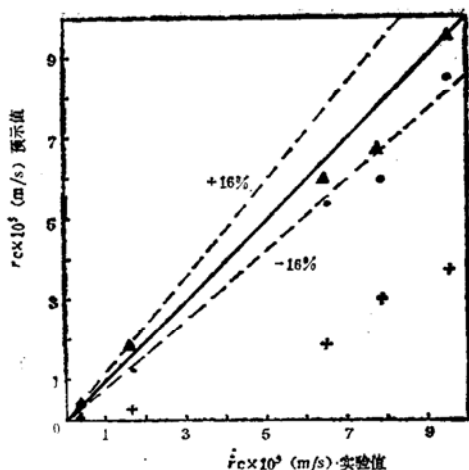


图3 线烧蚀率随时间变化曲线
(状态Ⅲ)

图3表示状态Ⅲ的烧蚀率随时间的变化过程, 在壁面氧化组分浓度大于零阶段烧蚀率随时间逐渐上升; 当壁面氧化组分浓度为零以后, 烧蚀率随时间的增长略有下降。这主要是由于我们从计算的角度考虑取氧化组分在壁面的浓度为零以后, 烧蚀率就由扩散到壁面的氧化组分量的多少来决定, 而传质与传热具有比拟的关系, 此时随时间增长壁温逐渐升高、向壁面的对流传热率逐渐减少, 氧化组分向壁面的扩散速率也要逐渐减少, 使得计算出的烧蚀率随时间增长略有下降。

2. 动力学参数的确定

选择一组动力学参数对实验的几种状态进行预测, 与实验结果比较后再确定另一组动力学参数进行预测, 逐次逼近, 从而得到了一组与实验值相符较好的动力学参数值。运用该组动力学参数的预示结果与实验结果的比较见图4。在预测与对比过程中发现状态Ⅰ的实验结果明显异常, 最后将该实验值作为坏点剔除。由于所得实验点不多, 没有运用参数优化方法来确定动力学参数, 而是简单地运用了试凑法。一般来讲活化能的值是相差不大的, 我们选用Glovina^[4]的活化能值, 调整指前因子, 当指前因子为 $3000\text{kg/m}^2\text{s atm}$ 时预示结果与实验结果相比较最大相对误差已小于15.58%, 且正负偏差分布基本一致, 我们认为这组动力学参数即为KS-9石墨与 CO_2 烧蚀反应的动力学参数。图4中加上了Glovina、Libby和Blake的两组动力学参数进行计算的结果。所得预示值都低于实验值, 尤以前者为甚。



符号	A kg/m ² .s. atm	E kJ/kmol	注
•	2470	1.7539×10^5	Libby和Blake
+	158	1.6744×10^5	Glovina
▲	3000	1.6744×10^5	本文确定值

图4 预示烧蚀率与实验烧蚀率比较

五、结 论

1. 本文提出的一种确定热防护材料烧蚀反应动力学参数的方法,适用于确定碳基材料与固体火箭发动机燃气中氧化组分间的烧蚀反应动力学参数,作适当修改即可推广到确定其它热防护材料的烧蚀反应动力学参数。

2. 所建立的较为完善的热化学烧蚀湍流边界层模型,在计算过程中不需要事先假设烧蚀的控制类型,就可预示一些烧蚀特性,供以后烧蚀研究借鉴。

参 考 文 献

- (1) Spalding, D.B., A General Computer Program for Two-Dimensional Parabolic Phenomena, The Science & Applications & Computer Programs, vol.1, Pergamon Press, 1977.
- (2) Libby, P.A. and Blake, T.R., Theoretical Study of Burning Coal Particles, Combustion and Flame, vol.36, pp139—169, 1979.
- (3) Arora, R., Kuo, K.K. and Razdan, M.K., Turbulent Boundary-Layer Flow Computations, with Special Emphasis on the Near-Wall Region, AIAA-81-1001-CP, 1981.
- (4) Keswani, S.T. and Kuo, K.K., An Aerothermochemical Model of Carbon-Carbon Composite Nozzle Recession. Presented at the 24th AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Lake Tahoe, NV, May 2—4, 1983.
- (5) Keswani, S.T., Andiroglu, E., Campbell, J.D. and Kuo, K.K., Recession Behavior of Graphitic Nozzles in Simulated Rocket Motors, AIAA-83-1317, 1983.
- (6) 吴苏平: C/C喷管喉衬烧蚀计算与分析. 西北工业大学宇航工程系硕士论文, 1984.
- (7) 姜贵庆、王淑华: 固体火箭发动机喷管热结构计算, 宇航学会固体火箭发动机专业会议文集(青岛), 1984.
- (8) 樊文选: 固体发动机喉衬材料等离子电弧加热器烧蚀实验研究, 七〇一所科技报告, 1985.

DETERMINATION OF KINETIC DATA OF ABLATIVE REACTIONS

Feng Lejian Wu Xinping

Abstract

A method combining theoretical model with test results to determine kinetic parameters (activation energy and pre-exponential factor) of ablative reactions for carbon-base materials has been developed. The theoretical model is based on an analysis of a turbulent boundary layer over a carbon surface with thermo-chemical ablation. The boundary layer equations coupled with surface ablation equations and heat conduction equations are solved simultaneously and numerically and the ablative type needn't be pre-assumed in the calculation process. Ablation of material with oxido-gas has been tested in an arc-plasma jet which simulates the flow conditions at rocket nozzle throat. Compared computational results from the proposed model with experimental data, the chemical kinetic properties of the ablative reaction are obtained. The chemical kinetic properties of graphite reacting with CO_2 , as a practical example, was determined in the paper.

Keywords: Ablation, Nozzle throat, Solid rocket engine, Composite, Reaction kinetic chemistry, Parameter estimation

THEORETICAL SOLUTION OF THE CHANGE OF DEPOSIT THICKNESS OF ALUMINA WITH TIME

Gao Yie Zhang Jiabin

Abstract

Based on the heat transfer theory, a solution is obtained to predict the change of the deposit thickness of alumina with time on the nozzle wall of a solid rocket motor. The temperature distribution and the thickness of the deposit layer along the nozzle wall have been calculated. The deposition rate, which is not a constant at the initial period of the deposition process, can also be calculated. The trend of the theoretical results agree with the experiment data from the engine interrupted tests.

Keywords: Combustion deposit, Solid rocket engine, Rocket engine nozzle, Temperature distribution, Mathematical model