

# 航空发动机钛合金在微尺度下摩擦着火特性数值计算分析\*

弭光宝<sup>1,2</sup>, 梁贤焯<sup>1,3</sup>, 李培杰<sup>3</sup>, 曹京霞<sup>1,2</sup>, 黄旭<sup>1,2</sup>

(1. 中国航发北京航空材料研究院钛合金研究所, 北京 100095;

2. 中国航发先进钛合金重点实验室, 北京 100095;

3. 清华大学新材料国际研发中心, 北京 100084)

**[摘要]** 叶片与机匣的异常摩擦是航空发动机钛合金着火发生的主要热源。将航空发动机钛合金摩擦着火过程的微凸起/微碎片作为研究对象, 建立考虑摩擦热源的微尺度着火模型, 计算分析了粒径、摩擦系数、氧浓度和流速等因素的影响规律, 并与经典模型进行比较。结果表明: 临界着火温度及延迟时间随着粒径的减小不断降低, 随着摩擦系数下降不断增大, 随着氧浓度增加不断降低, 随着流速的提高而呈上升趋势; 当粒径为 82.5 $\mu\text{m}$  时, 经典模型与摩擦模型的临界着火温度分别为 825K 和 677K, 着火延迟时间分别为 0.035s 和 0.032s; 当摩擦系数减小 0.2 时, 其临界着火温度提高约 20K, 而着火延迟时间提高约 10s; 当氧浓度为 50% 时, 经典模型与摩擦模型的着火温度分别为 826K 和 782K; 当流速为 310m/s 时, 经典模型与摩擦模型的着火温度分别为 966K 和 964K, 着火延迟时间分别为 0.54s 和 0.43s。

**关键词:** 钛合金; 摩擦着火模型; 着火温度及延迟时间; 阻燃性能; 数值计算

**DOI:**10.16080/j.issn1671-833x.2020.16.068



弭光宝

博士, 中国航发先进钛合金重点实验室优秀中青年, 航空发动机钛合金防火基础与前沿技术研究方向学术带头人。负责和参与完成科研项目 10 余项, 获得部级科技进步二等奖、三等奖各 1 项, 授权发明专利 10 余项, 在国内外期刊发表学术论文 60 余篇。

随着先进航空发动机设计中轻量化程度的日益提升, 高温钛合金因其优异的比强度、耐腐蚀等性能而被越来越广泛的应用。然而, 在高压压气机苛刻的运行工况下由于振动、喘振等因素导致叶片与机匣之间产生异常摩擦, 进而大大增加了钛合金着火发生的概率。在微观上, 摩擦磨损过程新鲜钛合金表面不断产生微米级的凸起/碎片(统称微凸体)<sup>[1]</sup>, 并暴露在高温、高压和高速的环境中闪燃, 因此微观尺度下对临界着火参数的研究对于深入认识钛合金着火本质尤为重要。

早期国内外学者开展的金属着火理论研究为钛在微观尺度下的着火模型计算提供了思路。比如, Khaikin 等<sup>[2]</sup>提出金属的氧化反应速率与氧化层厚度的变化有关, 并结合热自燃理论<sup>[3]</sup>建立了相应的计算公式; Friedman 等<sup>[4]</sup>通过试验观测发现铝颗粒的着火温度接近其熔点; Aldushin 等<sup>[5]</sup>认为随着颗粒粒径的减小, 着火机制由氧化膜消耗机制变为破碎机制; Merzhanov 等<sup>[6]</sup>认为金属颗粒的着火温度与环境中的能量平衡方程有关; Rozenband 等<sup>[7]</sup>认为氧化膜与金属基体的热膨胀系数的

\* 基金项目: 国家科技重大专项(2017-VII-0012-0109); 国家自然科学基金(51471155); 中国航发创新基金(CXPT-2018-36)。

差异导致其氧化膜界面上产生机械应力,该应力破坏了氧化膜并最终导致燃烧的产生;Elsayed等<sup>[8]</sup>认为谢苗诺夫数的改变对着火边界有重要的影响;弭光宝等<sup>[9]</sup>研究了钛颗粒氧化膜在应力作用下破裂对着火过程的影响,指出外层氧化膜的破裂不是造成微凸体着火温度随粒径变化的决定因素;Yuan等<sup>[10-11]</sup>通过计算发现微米级金属粉尘的着火温度随着粒径的增大而增加,并做了相应的试验验证。

然而,以上研究均是在恒温加热条件下进行的,并没有考虑到外部热源的影响,譬如在高温环境下摩擦系数随着温度的升高而降低等。因此,本文考虑摩擦热源对着火过程影响,并通过建立模型对微尺度下着火特性进行数值计算分析,旨在为钛合金阻燃性能评估提供参考。

## 模型

### 1 物理模型

研究钛合金着火的方法包括非等温氧化法、激光法和摩擦法等试验技术<sup>[12]</sup>,其中摩擦法最接近真实的航空发动机钛火发生机制,其物理模型描述如下:试验中通过转子试件与静子试件在环形区域接触后通过转子件的旋转产生摩擦热模拟实际工况下叶片与机匣的异常摩擦,根据微凸体理论,假设在摩擦过程中微凸体出现在摩擦接触区表面上,这些微凸体以星型的形式碎裂<sup>[13-14]</sup>,在摩擦热的作用下微凸体发生燃烧。模型假设如下:

(1)如图1所示,为了计算最低着火温度,假设微凸体几何形状为面容比最大的理想球体,氧化层为TiO<sub>2</sub>,其厚度 $h$ 随着温度的升高而增加,微凸体内各点温度一致;

(2)气流流向与静子试件平行,且流速不变,反应区的散热通过与气流之间对流换热形式实现,忽略热辐射的影响;

(3)忽略颗粒在燃烧过程中的挥发以及热解<sup>[15]</sup>;

(4)反应区表面满足单分子吸附模型;

(5)放热反应为理想状态下钛与氧气充分燃烧产生TiO<sub>2</sub>的单步反应;

(6)摩擦系数为温度的函数,随着温度的升高呈线性下降。

### 2 计算模型

通过阿累尼乌斯公式计算摩擦过程中的热值变化,从而得出相应的着火参数。首先根据氧化层生长理论<sup>[16]</sup>,计算相应的氧化层厚度,如式(1)所示。

$$\frac{dh}{dt} = \frac{Kc_i}{h} \exp\left(-\frac{E}{R_g T}\right) \quad (1)$$

式中, $h$ 为微凸体的氧化膜厚度, $\mu\text{m}$ ,在初始条件下 $h=h_{\text{ini}}$ ;  $K$ 为指前因子; $c_i$ 为气相中氧气体积浓度,%; $E$ 微凸体的激活能, $\text{J/mol}$ ;  $R_g$ 为普适气体常数, $\text{J}/(\text{mol}\cdot\text{K})$ ;  $T$ 为微凸体瞬时温度, $\text{K}$ 。

初始氧化层 $h_{\text{ini}}$ 可通过式(2)计算:

$$h_{\text{ini}} = r \left( 1 - \sqrt{\frac{\phi \rho_{\text{TiO}_2} / \rho_{\text{Ti}}}{\phi \rho_{\text{TiO}_2} / \rho_{\text{Ti}} + 1 - \phi}} \right) \quad (2)$$

式中, $r$ 为微凸体半径, $\mu\text{m}$ ;  $\phi$ 为微凸体纯度,根据文献[11]所述,为90%;  $\rho_{\text{Ti}}$ 为Ti密度, $\rho_{\text{TiO}_2}$ 为TiO<sub>2</sub>密度, $\text{kg}/\text{m}^3$ 。

氧化速率 $Q_H$ 采用式(3)计算:

$$Q_H = S q \rho_{\text{TiO}_2} \frac{dh}{dt} \quad (3)$$

式中, $q$ 为单位质量反应热, $\text{MJ}/\text{kg}$ 。

考虑摩擦热源的影响,微凸体能量守恒方程如下:

$$m c_p \frac{dT}{dt} = S q \rho \frac{dh}{dt} - \frac{\lambda N u S}{2r} (T - T_1) + (B T + F) N \omega R_1 \quad (4)$$

式中, $Nu$ 为努塞尔数; $\lambda$ 为导热系数, $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ;  $B$ 和 $F$ 为摩擦系数; $N$ 为接触应力, $\text{kPa}$ ;  $\omega$ 为转子转速, $\text{r/min}$ ;  $R_1$ 为旋转半径, $\mu\text{m}$ 。

将上述方程进行离散化,从而得到如下离散方程组

$$h^i = h^{i-1} + \Delta t \frac{K c_i}{h^{i-1}} \exp\left(-\frac{E}{R T^{i-1}}\right) \quad (5)$$

$$r_p^i = r_p^{i-1} - h^{i-1} \quad (6)$$

$$S^i = 4\pi (r_p^i)^2 \quad (7)$$

$$T^i = T^{i-1} + \frac{\Delta t}{m c_p} \left[ S q \rho \frac{\Delta h}{\Delta t} - \frac{\lambda N u S}{2r} (T^{i-1} - T_1^{i-1}) \right] \quad (8)$$

通过该方程组即可得到相应的临界着火参数,其数值计算流程图如图2所示。

### 3 边界条件

边界条件的设置包括试件着火反应区的几何尺寸参数、环境条件以及材料的热物性参数(表1)等。试

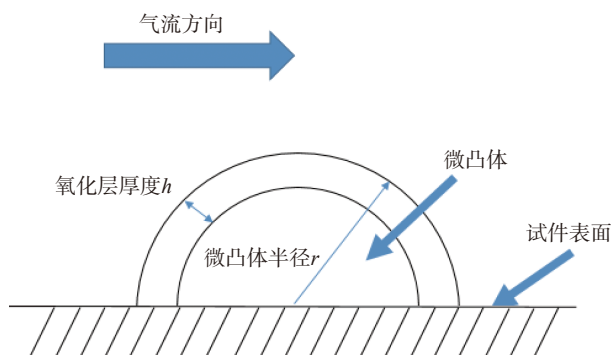


图1 微凸体模型示意图

Fig.1 Schematic diagram of titanium particle model

件材料选用 TF550 阻燃钛合金,其高温摩擦系数  $F^{[17]}$  的值为 0.977,  $B$  的值为  $-0.66 \times 10^{-3}$ 。模型初始边界条件如表 2 所示。

### 分析与讨论

#### 1 着火过程的温度历史

从图 3 中可以看出,微凸体在摩擦过程中经历了缓慢氧化以及快速燃烧两个阶段。当其他初始条件相同时,在 26.5kPa 接触应力的作用下摩擦模型与经典模型临界着火温度分别为 855K 和 813K,在前期的缓慢氧化阶段由于氧化反应生热很小,两个模型变化差别不大,摩擦模型在 15s 时化学反应产生的热值迅速升高,试件进入快速燃烧阶段,在 1s 内从 965K 上升至 3000K;经典模型则从 16s 开始,在 1s 内从 977K 上升至 3000K。经典模型与摩擦模型的差异主要产生在到达着火温度的临界时间上,说明提高对流散热和试件导热以及减小摩擦生热等阻燃方法在前期的缓慢氧化阶段比较有效。

#### 2 环境温度的影响

从图 4 可以看出,随着环境温度的增加,着火延迟时间呈指数下降,摩擦模型在 813K 时着火延迟时间为 16.51s,经典模型在 855K 时的延迟时间为 15.75s,在 930K 左右经典模型与摩擦模型的着火延迟时间趋于一致,分别为 0.34s 和 0.38s。由此可见,环境温度的改变对于着火延迟时间的变化起着重要的作用,只需提

高大约 30K 就能令着火延迟时间下降至毫秒级别,因此环境温度的扰动也有可能是导致航空发动机机轴火事故的原因之一。

#### 3 摩擦热占比变化

为了分析摩擦热在摩擦过程中的变化以及对着火参数的影响,定义摩擦热占比  $\eta$  为摩擦热 / 总生热,如图 5 所示,在前 15s 内,摩擦热占比以每秒 4% 的速率缓慢下降,在 15s 时其占比为 56% 左右,此时由于氧化速率的迅速提升,摩擦占比急剧下降,

在 16.5s 时下降到 0。与图 3 对比可知,在缓慢氧化阶段,摩擦热占主导作用;然而在快速燃烧阶段,燃烧产生的反应热占主导作用,摩擦热的作用可以忽略。因此摩擦模型主要是研究摩擦系数的材料以及在摩擦过程中不同摩擦力在缓慢氧化阶段产生的影响,弥补了经典模型的不足。

#### 4 接触应力的影响

如图 6 所示,临界着火温度随着接触应力的增加呈线性下降,着火延迟时间随着接触应力的增加呈指数

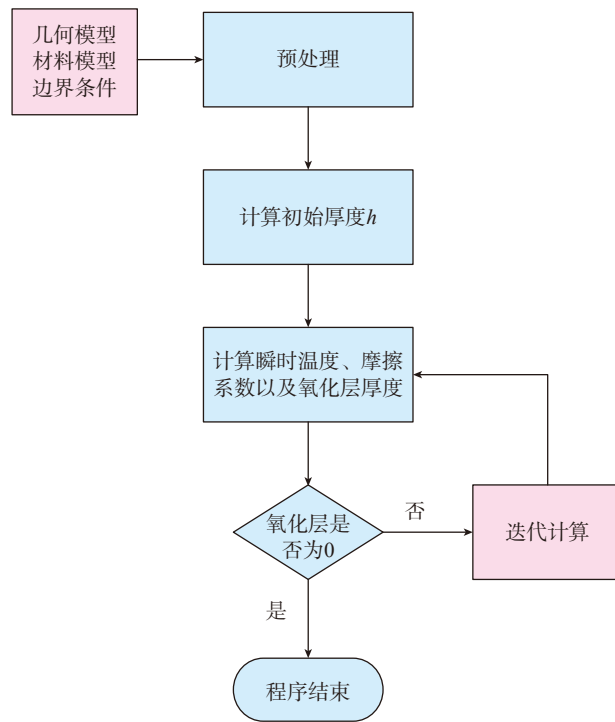


图2 程序流程图

Fig.2 Flow chart of program

表1 材料热物性参数

Table 1 Thermal property parameters of materials

材料	密度 $\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	比热容 $c_p / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	反应热 $q / (\text{MJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	指前因子 $k / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$	激活能 $E / (\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1})$	导热系数 $\lambda / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
微凸体	4500	520.8	24.7	0.15	190	17.8

表2 模型初始边界条件

Table 2 Initial boundary conditions of model

摩擦正应力 $N/\text{kPa}$	静子厚度 $\phi/\text{m}$	微凸体半径 $r/\mu\text{m}$	旋转半径 $R_i/\mu\text{m}$	角速度 $\omega/(r \cdot \text{min}^{-1})$	氧浓度 $c_i/\%$	流速 $v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$
2.65	0.002	165	4000	5000	21	10

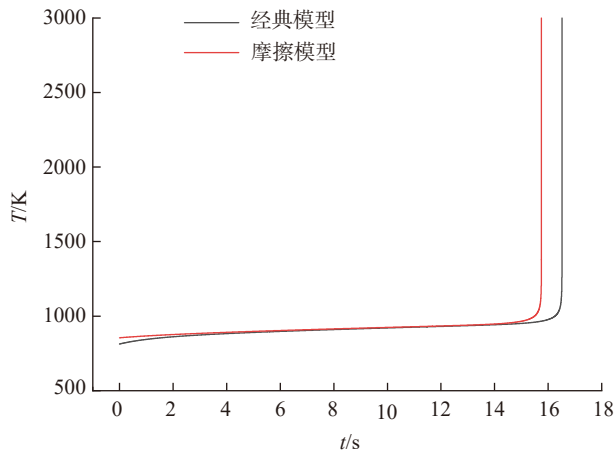


图3 微凸体着火温度历史

Fig.3 Critical temperature history of titanium particle

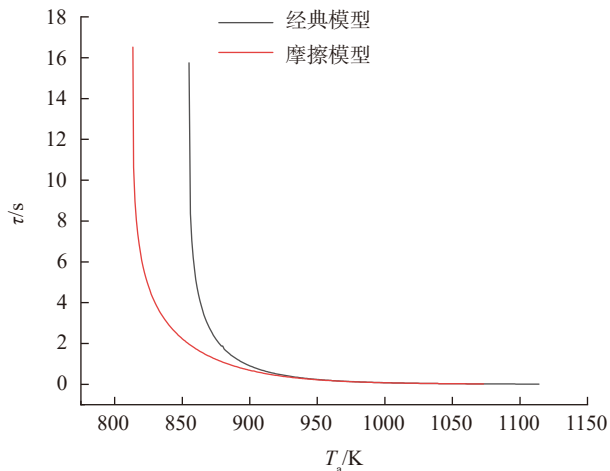


图4 环境温度对着火延迟时间的影响

Fig.4 Effect of ambient temperature on ignition delay time

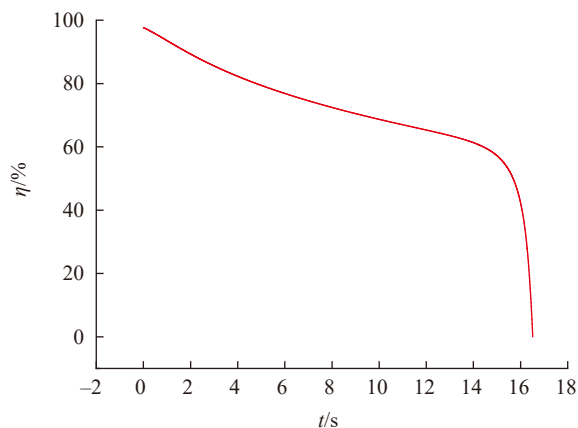


图5 摩擦热占比变化

Fig.5 Variation of friction heat ratio

下降,当接触应力为 26.52kPa 时临界着火温度为 813K,着火延迟时间为 16.51s,而当接触应力提升 6 倍,达到 159.15kPa 时其临界着火温度下降至 604K,着火延迟时间下降为 0.86s。可见接触应力的改变会显著影响对临界着火温度,在航空发动机的设计过程中应考虑尽量减小转子叶片与机匣之间的接触应力从而提高其阻燃性能。

### 5 粒径的影响

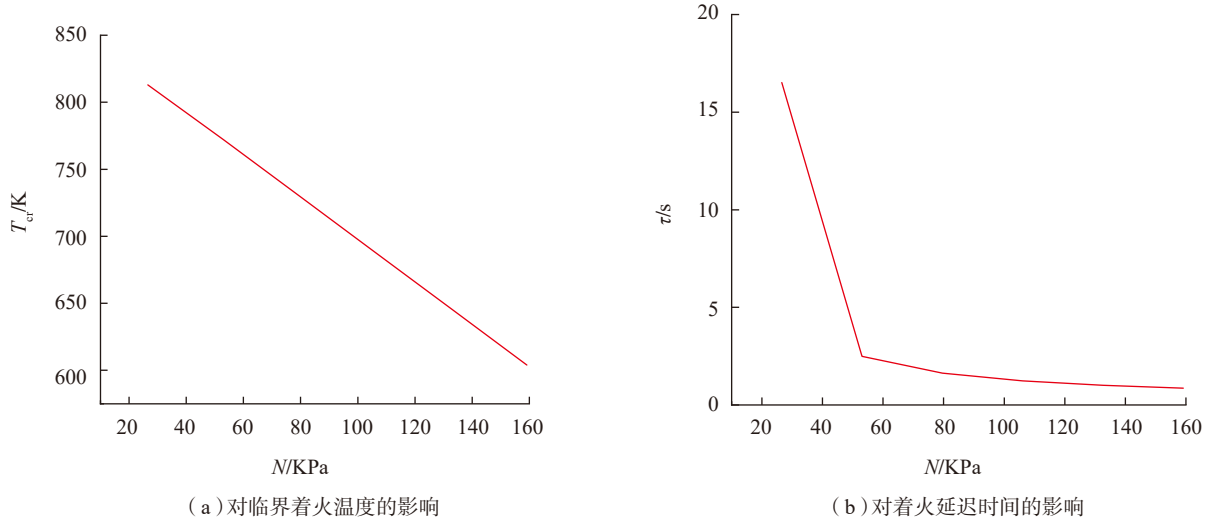
如图 7 所示,临界着火温度及着火延迟时间随着微凸体粒径的减小而下降。当粒径为 1000 $\mu\text{m}$  时,经典模型与摩擦模型的临界着火温度达到 934K,着火延迟时间分别为 6.04s 和 5.87s;当粒径为 82.5 $\mu\text{m}$  时,经典模型与摩擦模型的临界着火温度分别达到 825K 和 677K,着火延迟时间分别为 0.035s 和 0.032s。可见粒径的减小会显著提高着火概率。

### 6 摩擦系数的影响

如图 8.9 所示,临界着火温度及着火延迟时间随着摩擦系数  $F$  和  $B$  的下降而上升。当  $F$  和  $B$  分别为 0.957 和 -0.456 时,其临界着火温度分别为 816K 和 795K,着火延迟时间分别为 3.57s 和 4.23s;当  $F$  和  $B$  分别为 0.777 和 -0.636 时,其临界着火温度分别为 835K 和 812K,着火延迟时间分别为 13.01s 和 11.03s。可见,当摩擦系数减小 0.2 时,其临界着火温度提高约 20K,而着火延迟时间提高约 10s。由此可以得出,减小材料的摩擦系数能够有效提高其阻燃性能。

### 7 流速的影响

如图 10 所示,临界着火温度及着火延迟时间随着流速的提高而呈上升趋势。当流速为 310m/s 时,经典模型与摩擦模型的临界着火温度分别达到 966K 和 964K,着火延迟时间分别为 0.54s 和 0.43s。因此相较于跨音速阶段,钛火更易于发生在低速飞行阶段,譬如爬升过程。

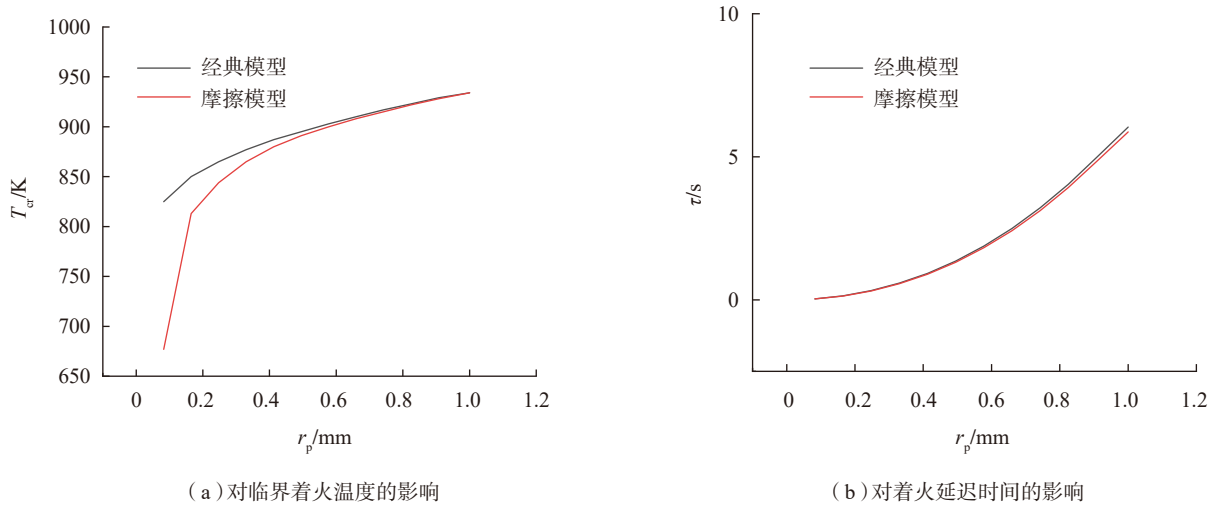


(a) 对临界着火温度的影响

(b) 对着火延迟时间的影响

图6 接触应力对临界着火温度和延迟时间的影响

Fig.6 Effect of contact stress on critical ignition temperature and delay time

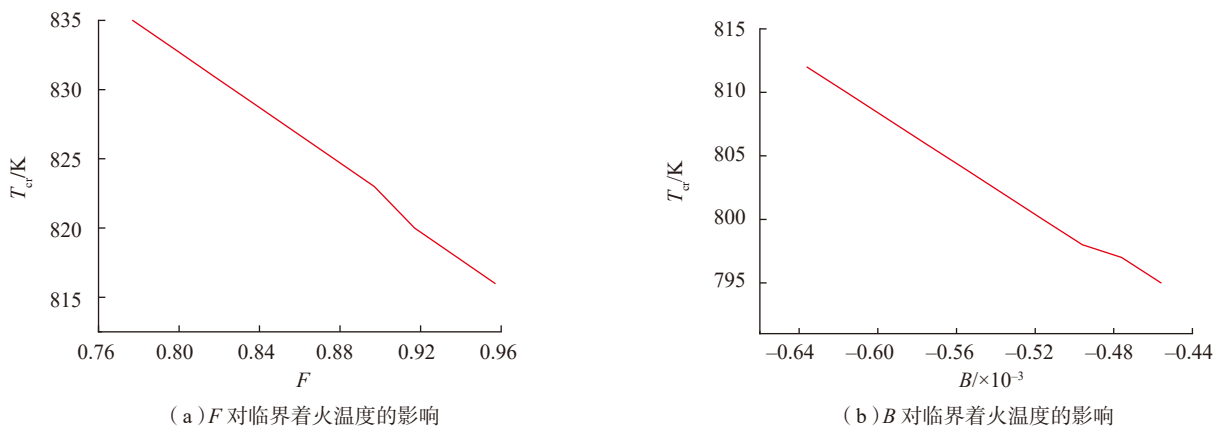


(a) 对临界着火温度的影响

(b) 对着火延迟时间的影响

图7 粒径对临界着火温度和延迟时间的影响

Fig.7 Effect of particle radius on critical ignition temperature and delay time



(a)  $F$ 对临界着火温度的影响

(b)  $B$ 对临界着火温度的影响

图8 摩擦系数对临界着火温度的影响

Fig.8 Effect of friction coefficient on critical temperature

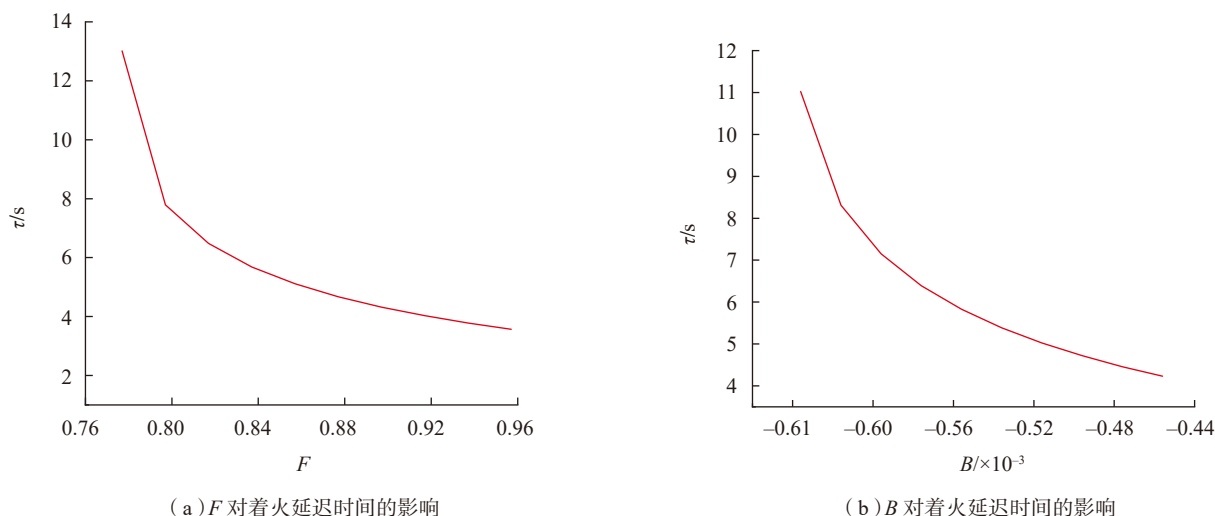


图9 摩擦系数对着火延迟时间的影响  
Fig.9 Effect of friction coefficient on ignition delay time

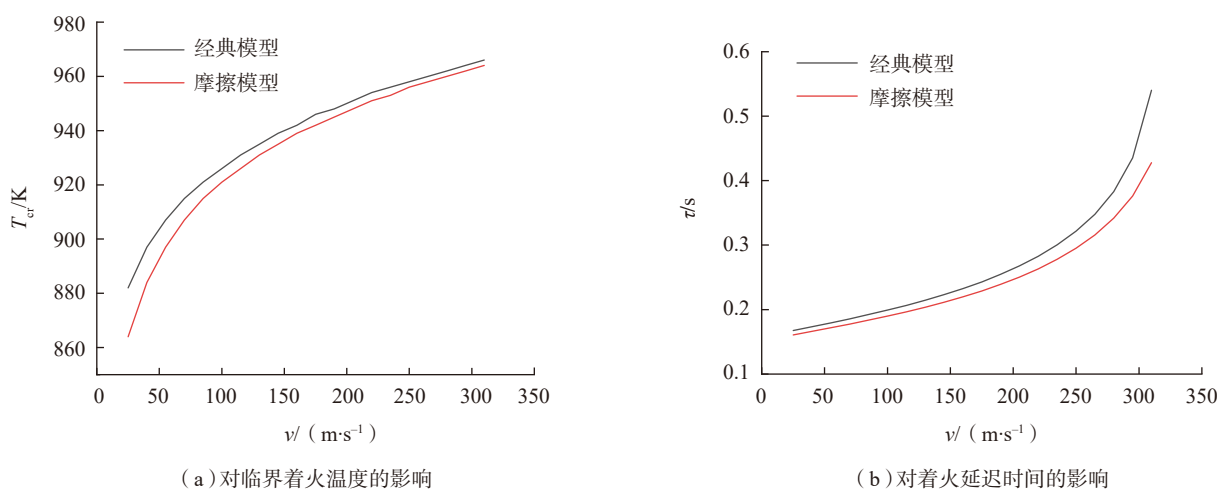


图10 流速对临界着火温度和延迟时间的影响  
Fig.10 Effect of flow velocity on critical ignition temperature and delay time

## 8 氧浓度的影响

临界着火温度随着氧浓度  $c_i$  的提高而不断降低,如图 11 所示。当  $c_i$  为 50% 时,经典模型与摩擦模型的临界着火温度分别为 826K 和 782K,着火延迟时间分别为 0.26s 和 0.24s; 当  $c_i$  为 100% 时,经典模型与摩擦模型的临界着火温度分别为 804K 和 758K,着火延迟时间均下降到 0.12s。计算结果中临界着火温度的变化规律与文献 [1, 11] 中相一致。说明通过增加环境中惰性气体的比

例可以提高钛合金的阻燃性能,即在含氧量较低的环境中钛火发生风险大幅度减小。

## 结论

(1) 着火延迟时间随着环境温度的增加呈指数下降; 摩擦热占比在 15s 内以每秒 4% 的速率缓慢下降, 在 15s 之后急剧下降至 0; 临界着火温度及延迟时间随着粒径的减小而下降, 当粒径为  $82.5\mu\text{m}$  时, 经典模型与摩擦模型的临界着火温度分

别达到 825K 和 677K, 着火延迟时间分别为 0.035s 和 0.032s。

(2) 临界着火温度及延迟时间随着摩擦系数的上升而下降, 当摩擦系数减小 0.2 时, 临界着火温度提高约 20K, 着火延迟时间提高约 10s; 着火温度随着氧浓度的提高而不断降低, 当氧浓度为 50% 时, 经典模型与摩擦模型的着火温度分别为 826K 和 782K; 着火温度随着流速的提高而呈上升趋势, 当流速为 310m/s 时, 经典模型与摩擦模型的着火温度分

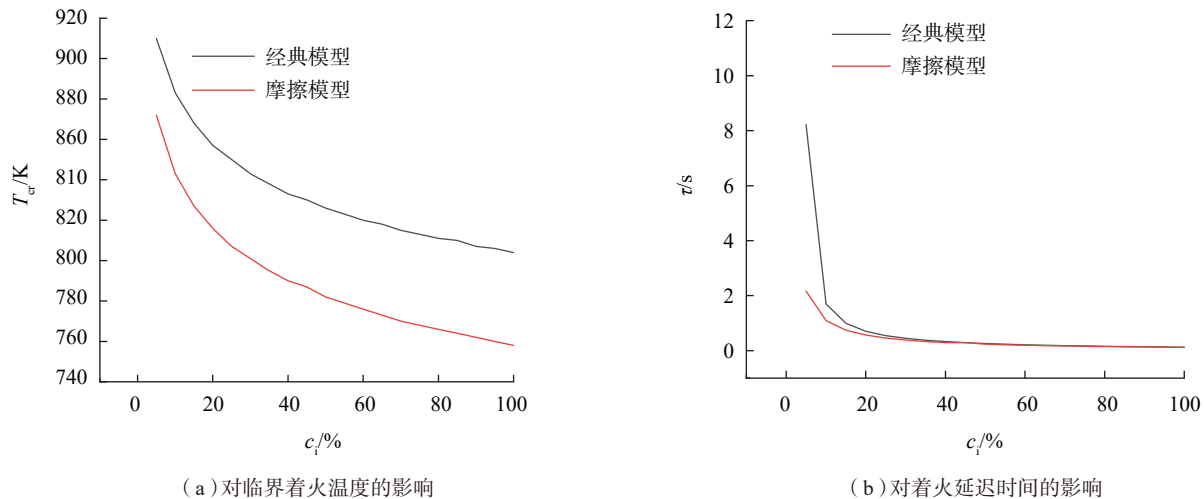


图11 氧浓度对临界着火温度和延迟时间的影响  
Fig.11 Effect of oxygen concentration on critical ignition temperature and delay time

别达到 966K 和 964K,着火延迟时间分别为 0.54s 和 0.43s。

参考文献

[1] 弭光宝, 黄旭, 曹京霞, 等. Ti-V-Cr 系阻燃钛合金的抗点燃性能及其理论分析[J]. 金属学报, 2014, 50(5): 575-586.

MI Guangbao, HUANG Xu, CAO Jingxia, et al. Ignition resistance performance and its theoretical analysis of Ti-V-Cr type fireproof titanium alloys[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2014, 50(5): 575-586.

[2] KHAIKIN B I, BLOSHENKO V N, MERZHANOV A G. On the ignition of metal particles[J]. Combustion, Explosion, and Shock Waves, 1973, 6(4): 412-422.

[3] FRANK-KAMENETSKII D A. Diffusion and heat-exchange in chemical kinetics[M]. Princeton: Princeton University Press, 1955.

[4] FRIEDMAN R, MACEK A. Ignition and combustion of aluminium particles in hot ambient gases[J]. Combustion and Flame, 1962, 6: 9-19.

[5] ALDUSHIN A P, BLOSHENKO V N, SEPLYARSKII B S. Ignition of metal particles with a logarithmic oxidation law[J]. Combustion, Explosion and Shock Waves, 1973, 9(4): 423-428.

[6] MERZHANOV A G. Thermal theory of metal particle ignition[J]. AIAA Journal,

1975, 13(2): 209-214.

[7] ROZENBAND V I, VAGANOVA N I. A strength model of heterogeneous ignition of metal particles[J]. Combustion, Explosion and Shock Waves, 1992, 28(1): 1-7.

[8] ELSAYED S A. Ignition characteristics of metal particles in thermal explosion theory[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 1996, 9(6): 393-400.

[9] 弭光宝, 黄旭, 曹京霞, 等. 钛颗粒着火过程氧化膜破裂行为的理论研究[J]. 航空材料学报, 2012, 32(6): 25-31.

MI Guangbao, HUANG Xu, CAO Jingxia, et al. Theoretical research on oxide film fracture behavior during titanium particle ignition[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2012, 32(6): 25-31.

[10] YUAN C M, HUANG D Z, LI C, et al. Ignition behavior of magnesium powder layers on a plate heated at constant temperature[J]. Journal of Hazardous Materials, 2013, 246-247: 283-290.

[11] YUAN C M, AMYOTTE P R, HOSSAIN M N, et al. Minimum ignition temperature of nano and micro Ti powder clouds in the presence of inert nano TiO<sub>2</sub> powder[J]. Journal of Hazardous Materials, 2014, 275: 1-9.

[12] 弭光宝, 欧阳佩旋, 陈航, 等. 航空发动机高温钛合金非等温氧化行为研究进展[J]. 航空制造技术, 2019, 62(15): 88-92.

MI Guangbao, OUYANG Peixuan, CHEN Hang, et al. Research progress of non-isothermal oxidation behavior of high

temperature titanium alloys for aero-engine[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2019, 62(15): 88-92.

[13] GLOTOV O G. Combustion of spherical agglomerates of titanium in air. I. Experimental approach[J]. Combustion, Explosion, and Shock Waves, 2013, 49(3): 299-306.

[14] GLOTOV O G, SURODIN G S, BAKLANOV A M. Combustion of spherical agglomerates of titanium in air. III. motion of agglomerates and the effect of blowing velocity on nanosized combustion products and burning time[J]. Combustion, Explosion, and Shock Waves, 2019, 55(1): 43-55.

[15] YUAN C M, YU L F, LI C, et al. Thermal analysis of magnesium reactions with nitrogen/oxygen gas mixtures[J]. Journal of Hazardous Materials, 2013, 260: 707-714.

[16] CHERNENKO E V, GRIVA V A, ROZENBAND V I. Investigation of the laws of ignition of titanium powders[J]. Combustion, Explosion and Shock Waves, 1982, 18(5): 513-518.

[17] LIANG X Y, MI G B, HE L J, et al. Numerical simulation of combustion resistant titanium alloy wear behavior at high temperature fields[J]. Materials Science Forum, 2018, 913: 168-175.

通讯作者: 弭光宝, E-mail: miguangbao@163.com.

(下转第 85 页)