

引用格式: 邱越海, 弭光宝, 李培杰, 等. 航空发动机高温钛铝合金起燃温度的计算模型研究[J]. 航空材料学报, 2025, 45(4): 116-123.

QIU Yuehai, MI Guangbao, LI Peijie, et al. Calculation model of ignition temperature of high temperature titanium-aluminum alloy for aeroengine[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2025, 45(4): 116-123.

航空发动机高温钛铝合金起燃温度的 计算模型研究

邱越海^{1,2}, 弭光宝^{2*}, 李培杰¹, 孙若晨², 董富礼²

(1. 清华大学新材料国际研发中心, 北京 100084; 2. 中国航发北京航空材料研究院 先进钛合金航空科技重点实验室, 北京 100095)

摘要: 起燃温度是衡量高温钛铝合金(TiAl合金)阻燃性能的关键参数之一, 然而目前准确计算TiAl合金的起燃温度仍然是一个挑战。本工作基于Frank-Kamenetskii和库仑摩擦模型, 建立TiAl合金的临界起燃温度计算模型, 并分析流速、摩擦接触压力和氧分压对TiAl合金临界起燃温度的影响。结果表明, 当流速从140 m/s增大到340 m/s时, 临界起燃温度从1699.0 K逐渐增大到1751.6 K。当摩擦接触压力从1.0 MPa增大到3.9 MPa时, 临界起燃温度保持在1710.2 K, 但合金发生燃烧所需的临界环境温度从1363.0 K线性降低到537.5 K。当氧分压从21.3 kPa增大到96.3 kPa时, 临界起燃温度从1719.7 K降低到1665.8 K。在气流温度298 K、气流进气量为4.1 g/s的条件下, 利用有限体积方法计算得到燃烧舱内试片近表面的最高流速为155.1 m/s, 对应的发生起燃所需的临界氧分压的计算值与实验值分别为93.8 kPa和88.2 kPa, 相对误差为6.3%。

关键词: TiAl合金; 起燃温度; 摩擦法; 数值计算; 钛火

doi: 10.11868/j.issn.1005-5053.2024.000131

中图分类号: V252.2; TG146.2

文献标识码: A

文章编号: 1005-5053(2025)04-0116-08

Calculation model of ignition temperature of high temperature titanium-aluminum alloy for aeroengine

QIU Yuehai^{1,2}, MI Guangbao^{2*}, LI Peijie¹, SUN Ruochen², DONG Fuli²

(1. National Center of Novel Materials for International Research, Tsinghua University, Beijing 100084, China; 2. Aviation Key Laboratory of Science and Technology on Advanced Titanium Alloys, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China)

Abstract: The ignition temperature serves as a pivotal parameter for assessing the flame retardancy of high-temperature titanium aluminum alloys (TiAl alloys). Nevertheless, accurately predicting the ignition temperature of TiAl alloys remains a formidable challenge. Leveraging the Frank-Kamenetskii and Coulomb friction models, this paper develops a computational framework to determine the critical ignition temperature of TiAl alloy. It further investigates the influences of flow velocity, friction contact pressure, and oxygen partial pressure on this critical temperature. The findings reveal that as the flow velocity escalates from 140 m/s to 340 m/s, the critical ignition temperature incrementally rises from 1699.0 K to 1751.6 K. Intriguingly, while friction contact pressure increases from 1.0 MPa to 3.9 MPa, the critical ignition temperature stabilizes at 1710.2 K; however, the threshold ambient temperature necessary for alloy combustion decreases linearly, spanning from 1363.0 K to 537.5 K. Conversely, as the oxygen partial pressure climbs from 21.3 kPa to 96.3 kPa, the critical ignition temperature diminishes from 1719.7 K to 1665.8 K. Under specific conditions of an air flow temperature of 298 K and an air flow rate of 4.1 g/s, the finite volume method calculates a maximum flow velocity of 155.1 m/s near the specimen surface within the combustion chamber. Notably, the computed and

experimental values for the critical oxygen partial pressure required for ignition are 93.8 kPa and 88.2 kPa, respectively, exhibiting a relative error of 6.3%.

Key words: TiAl alloy; ignition temperature; friction method; numerical calculation; titanium fire

高温钛铝合金(TiAl合金)在700~900℃的工作温度下具有优异的抗氧化性能和综合力学性能,在未来先进航空发动机中极具应用潜力^[1-3]。然而,TiAl合金具有热导率较低、氧化热高等特点,当合金部件间出现极端工况摩擦时,部件局部迅速升温,存在发生钛火的潜在风险^[4-6]。随着航空发动机工况向更高温高压高速的方向发展,对TiAl合金阻燃性能的要求日益提高,其起燃条件的研究越发受到关注。

起燃条件研究的关键之一是对起燃温度(或着火温度)的计算。Semenov首先建立热自燃理论^[7],理论假定材料内部无温度梯度,并且当氧化热等于散热项,及其对温度的导数相等时,材料刚好发生起燃,并重点分析气流条件对起燃温度的影响。Frank-Kamenetskii^[8]在热自燃理论的基础上,考虑材料内部导热的影响,建立了非均相着火理论。Bolobov等^[9-10]对钛合金的断裂诱导起燃现象进行研究,并基于热自燃理论建立了纯钛的着火理论模型,得到无氧化膜保护表面合金的氧化速率与氧分压的平方根成正比。Merzhanov^[11]建立了金属颗粒的着火理论模型,并探讨外热源和气氛条件对起燃参数的影响。梁贤焯等^[12]在Semenov理论的基础上,考虑摩擦外热源输入,分析摩擦因数、氧浓度、流速对TC11合金起燃温度的影响。Wang等^[13]在Frank-Kamenetskii理论基础上,假定外加热源强度为零,考虑氧化热和对流散热间的热平衡,分析试片尺寸、氧浓度和氧压对起燃温度的影响,并得到起燃时的活化能为99.23 kJ/mol。

由于起燃与表面氧化层的失效相关,因此部分研究者在考虑氧化层的基础上建立钛合金的起燃模型。Khaikin等^[14]和Aldushin等^[15]研究氧化反应级数、粒径和起燃温度的关系,当氧化反应为线性反应规律时,起燃温度与粒径负相关;当反应为抛物线反应规律时,起燃温度与粒径无关;当反应级数为三次及更高时,起燃温度与粒径正相关。Chernenko等^[16]在此基础上,研究钛颗粒的起燃边界。Glotov等^[17]考虑钛燃烧过程中存在不同价态的氧化物,假定燃烧过程为稳定的Ti/Ti₂O₃/TiO₂壳层结构,以及Ti₂O₃在应力破裂时发生起燃,以此建立钛粉的自燃温度计算模型。吴明宇等^[18]发现

TiO气相形成的空隙缺陷是导致近 α 型高温钛合金表面氧化层失效的重要因素,认为氧化层热应力失效时发生起燃,并以此建立起燃温度计算模型。

然而,由于TiAl合金的热导率与普通钛合金存在差异,目前尚未见同时考虑内部导热以及外界高额热源输入的摩擦起燃温度计算模型的报道。因此,本工作在Frank-Kamenetskii理论基础上,考虑内部导热以及高额摩擦热输入,建立TiAl合金临界起燃温度的数学与仿真模型,分析气流速度、摩擦接触压力和氧分压对临界起燃温度的影响。

1 物理模型

地面实验中,常采用摩擦点燃法评价钛合金及TiAl合金的阻燃性能(HB 20541—2018)。在摩擦点燃法中,摩擦在一定的气流条件下持续进行,转子与静子在压力的作用下发生接触并产生相对旋转,在环形摩擦面上产生高额的摩擦热,摩擦面和对流面的温度急剧升高,对流面的氧化层快速生长,此时氧化反应的控制步骤是O、Ti、Al元素在氧化层内的扩散。一方面,氧化层由于TiO₂、Al₂O₃层和基体的热膨胀系数不匹配,氧化层内存在热应力^[19];另一方面,摩擦面接触区的转子与静子的相互作用使得氧化层内产生机械应力。当温度上升到临界值时(即起燃温度),氧化层在热应力和机械应力的作用下发生失效,导致氧化层对基体的保护作用骤降,氧化反应的控制步骤转变为氧分子O₂在无氧化膜保护表面的解离化学吸附^[9-10],氧化速率剧增引发起燃。对摩擦工况下的TiAl合金的临界起燃温度进行计算时,考虑如图1所示的传热模型图,静子试片在外加摩擦热源的作用下升温,在内部导热、氧化热、对流热损的综合作用下建立

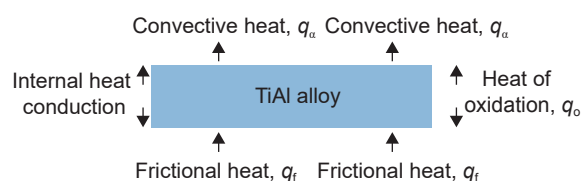


图1 传热模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of heat transfer model

热平衡,并考虑如下假设:

(1)摩擦区域的直径大于15 mm,远大于静子试片的厚度2 mm,因此将系统简化为一维的产热-传热问题。

(2)起燃时表面保护性氧化膜往往需要先发生失效,因此氧化反应的控制步骤是氧的吸附,反应速率与氧分压的平方根成正比^[12]。

(3)假设合金元素一步氧化形成终态氧化物,氧化放热反应一步完成。

(4)气流流向与静子试片的表面平行,流速保持不变,并且静子试片与气流间仅存在强烈的对流散热,忽略热辐射。

(5)TiAl合金的密度、热导率、比热容等物性参数保持恒定。

2 数学模型

静子内部的热传导方程如式(1)所示:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = QA_0 \left(\frac{P_0}{P_a} \right)^{\frac{1}{2}} \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) + \lambda \nabla^2 T \quad (1)$$

式中: ρ 是TiAl合金的密度, kg/m^3 ; c 是TiAl合金的比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$; T 是合金的温度, K ; t 是时间, s ; Q 是反应单位摩尔合金所放出的热量, J/mol ; A_0 是氧化反应的指前因子, $\text{mol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$; P_0 是气流中的氧分压, Pa ; P_a 是大气压,为101325 Pa; E 是起燃过程的活化能, J/mol ; R 是理想气体常数,为8.314 $\text{J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$; λ 是合金的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 。

在边界上与外界存在热交换:存在摩擦热 q_f 输入,单位为 J/m^2 ,以及对流散热,对流散热系数 α ,单位 $\text{J}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

根据库仑摩擦定律,摩擦热的大小如式(2)所示,式中: μ 为摩擦因数,无量纲数; F 是摩擦接触压力, Pa ; ω 是旋转角速度, rad/s ; r 是摩擦位置距离旋转轴的距离, m 。由于转子是方形试片,而非圆柱形,故在旋转一周的时间 t_0 内,仅 $ht_0/2\pi r$ 时间发生接触,其中 h 是试片的厚度。因此,在考虑摩擦时间的修正后,等效的摩擦热 q_f 如式(3)所示。

$$q = \mu F \omega r \quad (2)$$

$$q_f = q \frac{ht_0}{2\pi r t_0} = \frac{\mu F \omega h}{2\pi} \quad (3)$$

对流散热系数 α 计算如式(4)所示:

$$\alpha = \frac{Nu \lambda_g}{D_s} \quad (4)$$

式中: Nu 为努塞尔数,无量纲参数; λ_g 是气体的导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$; D_s 为试验舱直径, m 。

强迫对流热交换系数按照经验公式计算^[20],如式(5)所示:

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (5)$$

式中: Re 为雷诺数, Pr 为普朗特数,均为无量纲参数。雷诺数如式(6)所示:

$$Re = \frac{\rho_g v D_s}{\eta_g} \quad (6)$$

式中: ρ_g 为气体密度, kg/m^3 ; v 为气体流速, m/s ; η_g 为气体黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

对式(1)进一步计算时,需要先对式(1)进行无量纲化。相应的无量纲数定义为:

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{a_0^2 E Q A_0 (P_0/P_a)^{0.5} \exp(-E/RT_b)}{\lambda R T_b^2}, \\ t_{ad} &= \frac{\rho c R T_b^2}{E Q A_0 (P_0/P_a)^{0.5} \exp(-E/RT_b)}, \\ \theta &= \frac{E(T - T_b)}{R T_b^2}, \\ \varepsilon &= \frac{RT_b}{E}, \\ \tau &= \frac{t}{t_{ad}}, \\ z &= \frac{l}{a_0} \end{aligned} \quad (7)$$

式中: a_0 是静子的特征尺寸,等于静子的半厚长, m ; l 为反应部位距离静子厚度方向的对称面的距离, m ; $T_b = T_a + q_f/\alpha$, T_a 为气流环境温度, K 。对于TiAl合金,高温下当氧化层发生失效进而引发起燃时,无氧化膜保护的合金表面与氧反应迅速,并且Al与O在 Al_2O_3 中的扩散活化能分别为700 kJ/mol ^[21]和360 kJ/mol ^[22],因此,在氧吸附机制下,Al元素的外扩散是氧化反应的主导因素^[23],TiAl合金在摩擦起燃过程的活化能应接近Al的扩散活化能,即360 kJ/mol 。在临界起燃条件下, $T_b < 1480$ $^\circ\text{C}$ (约为TiAl合金的熔点),故 $\varepsilon < 5\%$,因此可利用指数近似,得到 $\exp[\theta/(1+\varepsilon\theta)] \approx \exp(\theta)$ 。对式(1)~(6)进行无量纲化处理后,得到式(8)~(10),式中,毕渥数 $Bi = \alpha a_0/\lambda$ 。

$$\nabla^2 \theta + \delta \exp(\theta) = 0 \quad (8)$$

$$\frac{d\theta}{dz} = 0, \quad z = 0 \quad (9)$$

$$\frac{d\theta}{dz} + Bi\theta = 0, \quad z = 1 \quad (10)$$

由式(8)和式(9)可得静子上温度分布满足式(11)。

$$\theta = \theta_0 - 2 \ln \cosh \left\{ \left[\frac{1}{2} \delta \exp(\theta_0) \right]^{\frac{1}{2}} z \right\} \quad (11)$$

式中 θ_0 是 $z=0$ 时的温度。由式(10)和式(11)得到 $z=1$ 的边界上满足式(12), 式中 $G = \left[\frac{\delta \exp(\theta_0)}{2} \right]^{0.5}$ 。

$$\ln \delta = \ln 2G^2 - 2 \ln \cosh G - \frac{2G \tanh G}{Bi} \quad (12)$$

当环境条件满足 TiAl 合金发生起燃时, 合金温度将迅速升高, 此时无量纲参数 δ 取极大值 ($\delta = \delta_{cr}$), 即令 $d(\ln \delta)/dG=0$, 则得到式(13)所示的结果, Bi 与 G 满足式(13)的关系。无量纲数 δ 的物理意义如图 2 所示, 当 $\delta < \delta_{cr}$ 时, 合金处于亚临界状态, 随着无量纲时间 τ 增加, 中心无量纲温度 θ_0 趋于一定值, 不发生燃烧; 当 $\delta \geq \delta_{cr}$ 时, 合金处于超临界状态, 一定时间后, θ_0 快速增大, 发生燃烧; 当 $\delta = \delta_{cr}$ 时, 合金处于临界状态, 此时合金刚好发生燃烧。

$$Bi = \frac{G \sinh G \cosh G + G^2}{\cosh^2 G (1 - G \tanh G)} \quad (13)$$

在已知气流工况、摩擦参数、TiAl 的热物性参数的情况下, 可由下列过程计算得到发生临界起燃时的 TiAl 合金的临界起燃温度 T_{cr} , 以及此时环境对应的临界环境温度 $T_{a, cr}$: ①由式(4)~(6)计算得到对流散热系数 α , 以及 $Bi = \alpha a_0 / \lambda$; ②由式(13)得到

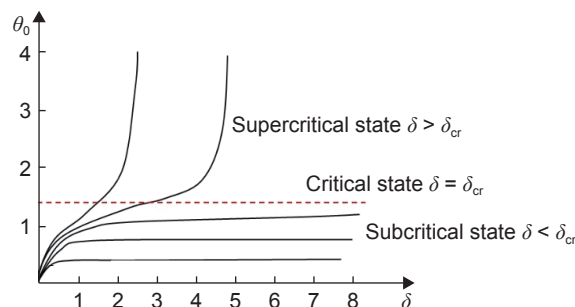


图 2 中心无量纲温度 θ_0 随无量纲参数 δ 的变化示意图
Fig. 2 Schematic diagram of the change of the central dimensionless temperature θ_0 with the dimensionless parameter δ

临界状态下的 G_{cr} ; ③由式(12)得到 δ_{cr} , 以及 TiAl 合金的最高温度 $\theta_{0, cr} = \ln(2G_{cr}^2 / \delta_{cr})$; ④由无量纲数 δ 的定义式得到发生临界燃烧时的 $T_{b, cr}$ 值; ⑤由 θ 的定义式以及 $T_{b, cr}$ 得到 TiAl 合金的临界起燃温度 T_{cr} ; ⑥由 $T_{b, cr} = T_{a, cr} + q_f / \alpha$, 得到此时环境对应的临界环境温度 $T_{a, cr}$ 。

临界环境温度 $T_{a, cr}$ 和临界起燃温度 T_{cr} 的物理意义是: 当环境温度 $T_a \geq T_{a, cr}$ 时, 合金将发生起燃; 特别是在临界状态 ($\delta = \delta_{cr}$) 下, 当合金的温度由初始温度 $T_{a, cr}$ 缓慢上升到 T_{cr} 时, 合金的氧化产热速率将急剧增加, 升温速率急剧增大, 引发起燃。

TiAl 合金的物性参数以及气流环境的参数如表 1^[24-25] 所示。

表 1 物性参数和边界条件^[24-25]
Table 1 Physical parameters and boundary conditions^[24-25]

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$E / (\text{J} \cdot \text{mol}^{-1})$	$Q / (\text{J} \cdot \text{mol}^{-1})$	$A_0 / (\text{mol} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1})$	F / MPa	$c / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	ω	μ
4000	360×10^3	1.33×10^6	2.87×10^{13}	3.80	792	523.6	0.5
$\eta_g / (\text{Pa} \cdot \text{s})$	$\rho_g / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$\lambda_g / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$\lambda / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	Pr	$R / (\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	h / mm	D_g / m
1.81×10^{-5}	1.205	0.025	20	0.724	8.314	2	0.25

3 计算分析和讨论

根据上述推导, 气流流速 v 、摩擦接触压力 F 以及气流氧分压 P_0 的变化会对临界起燃温度产生影响。下面将讨论这些因素对 TiAl 合金的临界起燃温度 T_{cr} 以及此时环境对应的临界环境温度 $T_{a, cr}$ 的影响。

3.1 流速的影响

由前述推导可得到流速 v 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响曲线, 如图 3 所示。由图 3 可知, 当流速 v 从 140 m/s 增大到 340 m/s 时, T_{cr} 从 1699.0 K 增大到 1751.6 K, $T_{a, cr}$ 从 374.9 K 增大到 1065.1 K, 即流速

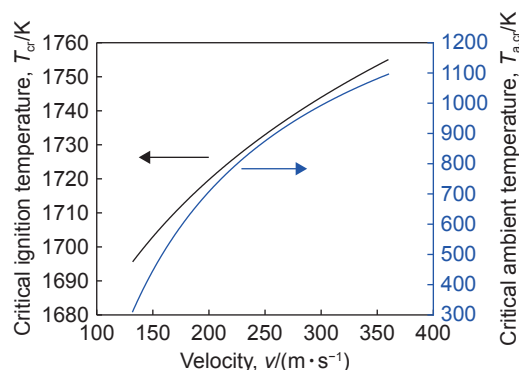


图 3 流速 v 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响
Fig. 3 Effect of airflow velocities v on T_{cr} and $T_{a, cr}$

增大, T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 均增大, 但增大速率逐渐变缓。流速 v 对摩擦起燃过程的影响体现在对散热项的影响, 如式(4)~(6)所示, 当 v 增大时, 对流散热作用增强, 而氧化产热项与流速 v 无关。因此, 当流速增大时, 在原先临界起燃温度下散热作用强于产热作用, 热失衡条件不再成立, 合金不再发生起燃。另一方面, 氧化产热项随温度升高呈指数增大, 对流散热项随温度升高呈线性增大, 此时需要发生临界起燃时, 临界起燃温度也需要相应增大才能使得热失衡条件重新建立, 即临界起燃温度需要增大。

相对于高温钛合金和镍基高温合金, TiAl 合金在 973~1173 K 的工作温度下具有更优异的综合性能。当工况温度为 1023 K 时, 对应的临界流速为 315 m/s。该临界流速表明: 当工况流速 < 315 m/s 时, 若 TiAl 合金部件发生意外相碰摩擦, 则在摩擦热的作用下, 合金部件终将发生起燃。另一方面, 当流速超过 320 m/s 时, 即使局部发生起燃, 强气流作用使得着火源瞬间熄灭^[26], 即发生闪燃, 不影响部件的正常使用。因此, 在 140~340 m/s 的流速区间段, v 越大, TiAl 合金发生起燃越难; 当流速增大到 320 m/s 时, 出现钛火的可能性骤降。

3.2 摩擦接触压力的影响

摩擦接触压力 F 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响见图 4。当压力 F 从 1.0 MPa 增大到 3.9 MPa 时, T_{cr} 均保持 1710.2 K, 而 $T_{a, cr}$ 从 1363.0 K 线性降低到 537.5 K, 即随着压力 F 增大, T_{cr} 保持不变, $T_{a, cr}$ 线性下降。摩擦接触压力增大, 但对流散热条件不变, 故而发生临界起燃时的 G_{cr} 、 δ_{cr} 、 $\theta_{0, cr}$ 、 $T_{b, cr}$ 均不变, 则 T_{cr} 不变, 保持为 1710.2 K。但由于摩擦接触压力增大, 摩擦产热强度增大, 此时 $T_{b, cr}$ 不变, 而摩擦热 q_f 增大, 引起 $T_{a, cr}$ 线性下降, 起燃风险增加。

考虑到实际航空发动机中叶尖与机匣极端工况相碰摩擦时的摩擦接触压力, 估算其产生的热流

密度在 1~10 MW/m² 之间^[27-28], 而在此理论计算中, 方形试片在旋转一周过程中仅摩擦部分时间等效的热流密度仅为 0.1~0.39 MW/m²。因此, 当 TiAl 合金部件发生剧烈摩擦时, 在摩擦面上存在 MW/m² 级别的摩擦热输入, 此时存在较大的钛火风险。

3.3 氧分压的影响

氧分压 P_0 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响曲线如图 5 所示。当 P_0/P_a 从 0.21 增大到 0.95 时, 即氧分压从 21.3 kPa 增大到 96.3 kPa 时, T_{cr} 从 1719.7 K 减至 1665.8 K, $T_{a, cr}$ 从 707.4 K 减至 657.3 K, 即氧分压增大, T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 均减小, 但减小速率逐渐变缓。氧分压 P_0 对摩擦起燃过程的影响体现在对氧化产热项的影响, 如式(1)所示, 当 P_0 增大时, 氧分子在合金表面的吸附速率增大, 导致氧化产热速率增大, 而对流散热速率不变, 因此当发生临界起燃时, 在更低的温度下即可建立热失衡条件, 即临界起燃温度降低。

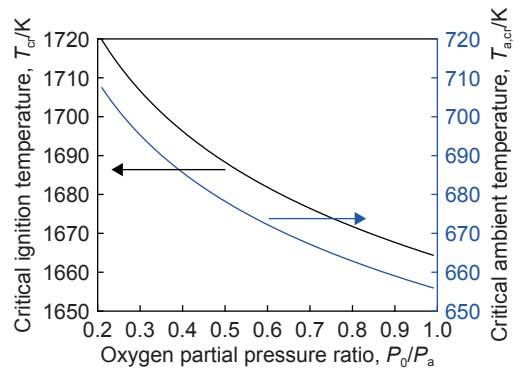


图 5 氧分压比 P_0/P_a 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响
Fig. 5 Effect of oxygen partial pressure ratios P_0/P_a on T_{cr} and $T_{a, cr}$

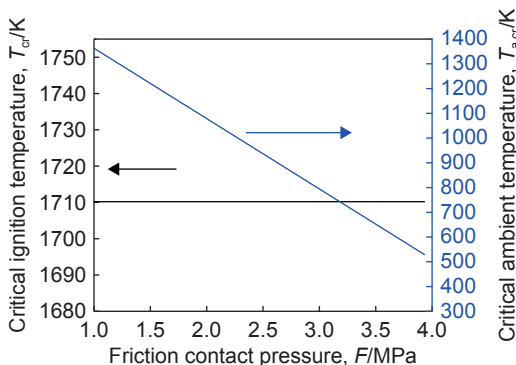


图 4 摩擦接触压力 F 对 T_{cr} 和 $T_{a, cr}$ 的影响

Fig. 4 Effect of friction contact pressure F on T_{cr} and $T_{a, cr}$

HB 20541—2018 《钛合金抗摩擦点燃性能试验方法》中的燃烧舱的模型如图 6 所示, 坐标轴原点位于 TiAl 合金静子试片的对流面中心, x 、 y 、 z 方向分别对应对流面的法向、长度方向、宽度方

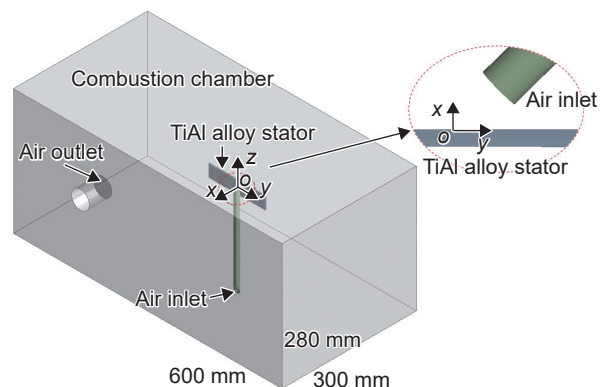


图 6 燃烧舱模型

Fig. 6 Combustion chamber model

向。气流由进气管引导至试样表面,入射气流方向与试片表面成 45° (见图6中的右上角放大图),燃烧舱出气口的开度可调,可使燃烧舱达到不同压力。为了应用前述的临界起燃理论对实际工况的起燃行为进行预测,采用有限体积法建立仿真模型,对TiAl合金表面的流速进行数值计算。

图7是网格化后的模型,在气固界面上进行网格加密处理:设置边界层网格,边界层总厚度为1 mm,共划分5层,共生成网格数约89万。由于燃烧舱内气体处于高速流动,马赫数 $Ma>0.3$,因此计算时需要考虑气体的可压缩性。选择质量流量进口和压力出口作为边界条件,入口的质量流量是4.1 g/s,出口压力为101325 Pa,介质为空气。

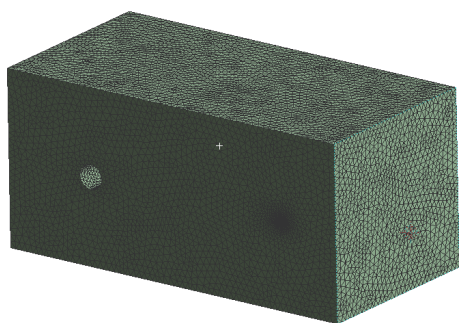


图7 网格划分图
Fig. 7 Grid division diagram

图8是达到稳态后的 xoy 截面的流速分布图。从图中可以看出,气流入射管道的轴线上的流速约为208 m/s,但当气流从管道入射到试片表面,流速会急剧发生衰减,试片表面的流速小于管内流速,并且 y 方向的流速分量远远大于 x 和 z 方向的流速分量。 x 轴上距离试片表面不同长度处的流速如图9所示。从图9中可以看出,随着距离试片表面的长度增加,流速先增加后减小,高速流动区为试片表面的 $0\sim 4$ mm。这是由于气流的黏滞性,当气流贴近试片表面时,流速衰减到0;另一方面,当气流从入射管道流进燃烧舱内时,气流会往周围空

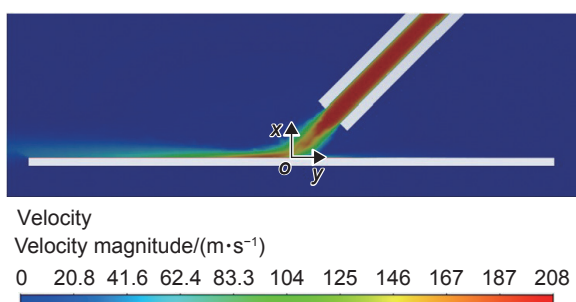


图8 xoy 截面的流速分布云图

Fig. 8 Airflow velocity distribution contour of xoy section

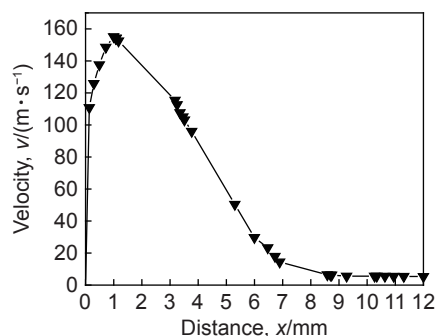


图9 x 轴上的流速大小分布

Fig. 9 Airflow velocity distribution on x -axis

间逸散,当距离试片表面足够远时,气流流动弱,流速低。在进行对流散热计算时,试片表面的流速取高速流动区的最大值,即155.1 m/s。应用表1的边界条件计算得到:当临界环境温度为298 K,进气量为4.1 g/s时,TiAl合金发生临界起燃的氧分压比 P_0/P_a 为0.926,即氧分压 P_0 为93.8 kPa,对应的临界起燃温度为1510.2 K。

3.4 实验验证

按照《钛合金抗摩擦点燃性能试验方法》测试与评价TiAl合金在常温、常流速、常总压、不同的氧分压气流下的起燃行为。测试中,通过传感器控制摩擦过程中静子试样与转子试样的摩擦接触压力为恒定值。通过流量控制器控制气流中空气和氧气的不同流量配比实现氧分压的调整。通过控制总的流量输入获得不同试样表面的流速,测试过程中控制总流量为4.1 g/s。向燃烧舱内通入已预混好的气流以获得所需气氛条件,1 min后启动旋转电机,静子试样与转子试样开始发生摩擦。每个氧分压条件下测试3次。

不同氧分压条件下的静子试片的宏观形貌如图10所示,燃烧结果如表2所示。从图10可以发现,当氧分压比 P_0/P_a 分别为0.850、0.860、0.865时,烧蚀区域仅为初始中心孔的区域,烧蚀面积几乎不随氧分压的增大而增大,此时试片未发生燃烧。当 P_0/P_a 增大到0.870、0.900时,烧蚀面积剧增,燃烧边界到达静子试片的边界,表明此时合金发生燃烧。因此,当环境温度为298 K,并且发生临界起燃时,实验得到的氧分压比 $(P_0/P_a)_{\text{test}}$ 为0.870,即氧分压为88.2 kPa,而模拟计算得到的氧分压为93.8 kPa,误差为6.3%。

4 结论

(1)基于Frank-Kamenetskii和库仑摩擦模型,

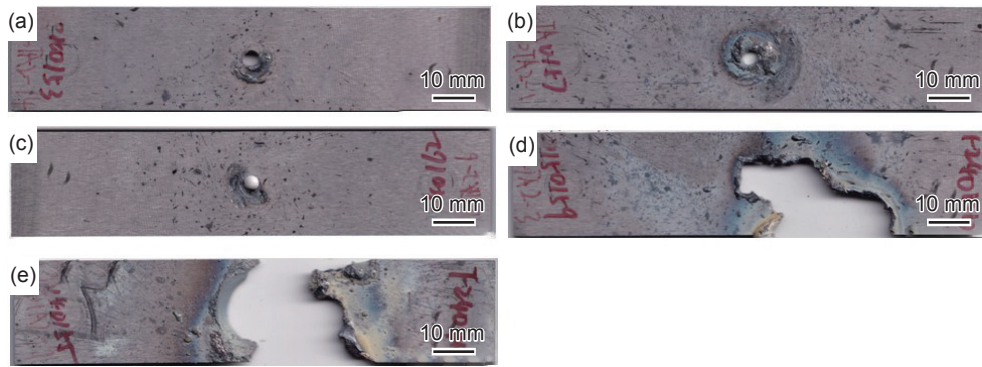


图 10 不同氧分压比 P_0/P_a 下的宏观形貌 (a) $P_0/P_a = 0.850$; (b) $P_0/P_a = 0.860$; (c) $P_0/P_a = 0.865$;
(d) $P_0/P_a = 0.870$; (e) $P_0/P_a = 0.900$

Fig. 10 Macroscopic morphology under different oxygen partial pressure ratios P_0/P_a (a) $P_0/P_a = 0.850$; (b) $P_0/P_a = 0.860$;
(c) $P_0/P_a = 0.865$; (d) $P_0/P_a = 0.870$; (e) $P_0/P_a = 0.900$

表 2 不同氧分压比 P_0/P_a 下的燃烧结果

Table 2 Combustion results under different oxygen partial pressure ratios P_0/P_a

Oxygen partial pressure ratio, P_0/P_a	Combustion result
0.850	No ignition
0.860	No ignition
0.865	No ignition
0.870	Ignition
0.900	Ignition

建立 TiAl 合金的临界起燃温度计算模型, 该合金在 298 K 下发生起燃所需的临界氧分压的计算值和实验值分别为 93.8 kPa 和 88.2 kPa, 误差为 6.3%。

(2) 采用有限体积方法建立燃烧舱内的流场计算模型, 当入口的质量流量是 4.1 g/s 时, TiAl 合金试片近表面的最高流速为 155.1 m/s。

(3) TiAl 合金的临界起燃温度与流速呈正相关, 与摩擦接触压力无关, 与氧分压呈负相关。当流速从 140 m/s 增至 340 m/s 时, 临界起燃温度从 1699.0 K 增至 1751.6 K; 当压力从 1.0 MPa 增至 3.9 MPa 时, 临界起燃温度不变, 但临界环境温度从 1363.0 K 降至 537.5 K, 当氧分压从 21.3 kPa 增至 96.3 kPa 时, 临界起燃温度从 1719.7 K 降至 1665.8 K。

参考文献:

[1] DAI J, ZHU J, CHEN C, et al. High temperature oxidation behavior and research status of modifications on improving high temperature oxidation resistance of titanium alloys and titanium aluminides: a review[J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2016, 685: 784-798.
[2] OUYANG P X, MI G B, CAO J X, et al. Microstructure

characteristics after combustion and fireproof mechanism of TiAl-based alloys[J]. *Materials Today Communication*, 2018, 16: 364-373.

- [3] CHEN Z, LIU J, WANG Y, et al. High-temperature oxidation behavior of ceramic particles-reinforced TiAl composites with multilayered structure[J]. *Ceramics International*, 2024, 50(1): 2233-2241.
[4] 弭光宝. “钛火技术”专栏序言[J]. *材料工程*, 2024, 52(5): 封2.
MI G B. Preface to the “Titanium Fire Technology” Column[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2024, 52(5): cover 2.
[5] OUYANG P X, MI G B, LI P J, et al. Non-isothermal oxidation behavior and mechanism of a high temperature near- α titanium alloy[J]. *Materials*, 2018, 11: 2141.
[6] 吴明宇, 弭光宝, 李培杰, 等. 600 °C 高温钛合金燃烧组织演变及机理[J]. *物理学报*, 2023, 72(16): 204-222.
WU M Y, MI G B, LI P J, et al. Evolution and mechanism of combustion microstructure of 600 °C high temperature titanium alloy[J]. *Acta Physica Sinica*, 2023, 72(16): 204-222.
[7] 冯长根. 热爆炸理论[M]. 北京: 科学出版社, 1988.
FENG C G. Thermal explosion theory[M]. Beijing: Science Press, 1988.
[8] FRANK-KAMENETSKII D A. Towards temperature distributions in a reaction vessel and the stationary theory of thermal explosion[J]. *Doklady Acad Nauk SSSR*, 1938, 18: 411-412.
[9] BOLOBOV B I. Ignition of titanium during fracture in oxygen[J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2017, 53(2): 165-170.
[10] BOLOBOV V I, PODLEVSKIKH N A. Mechanism of metal ignition due to fracture[J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2007, 43(4): 405-413.
[11] MERZHANOV A G. Thermal theory of metal particle

- ignition[J]. *AIAA Journal*, 1975, 13(2): 209-214.
- [12] 梁贤焯, 弭光宝, 李培杰, 等. 钛合金高温摩擦着火理论研究[J]. *物理学报*, 2020, 69(21): 343-355.
LIANG X Y, MI G B, LI P J, et al. Theoretical study on ignition of titanium alloy under high temperature friction condition[J]. *Acta Physica Sinica*, 2020, 69(21): 343-355.
- [13] WANG C, LI J, LI Y, et al. A comparative study on the mathematic models for the ignition of titanium alloy in oxygen-enriched environment[J]. *Metals*, 2022, 12(11): 1812.
- [14] KHAIKIN B I, BLOSHENKO V N, MERZHANOV A G. On the ignition of metal particles[J]. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 1970, 6(4): 412-422.
- [15] 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.
- [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] GLOTOV O G, BELYAEVA D Y, BELOUSOVA N S, et al. Combustion characteristics of large porous titanium particles falling freely in air[J]. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 2022, 58(6): 674-687.
- [18] 吴明宇, 弭光宝, 李培杰. 近 α 型高温钛合金起燃机理[J]. *物理学报*, 2024, 73(8): 233-249.
WU M Y, MI G B, LI P J. Ignition mechanism of near α high temperature titanium alloy[J]. *Acta Physica Sinica*, 2024, 73(8): 233-249.
- [19] 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 G B, HUANG X, CAO J X, et al. Theoretical research on oxide film fracture behavior during titanium particle ignition[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2012, 32(6): 25-31.
- [20] 张兆顺, 崔桂香. *流体力学*[M]. 北京: 清华大学出版社, 2015.
ZHANG Z S, CUI G X. *Fluid mechanics*[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2015.
- [21] VENKATU D A, POTEAT L E. Diffusion of titanium of single crystal rutile[J]. *Materials Science and Engineering*, 1970, 5(5): 258-262.
- [22] OISHI Y, ANDO K, SUGA N, et al. Effect of surface condition on oxygen self-diffusion coefficients for single-crystal Al_2O_3 [J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1983, 66(8): C-130-C-131.
- [23] 欧阳佩旋, 陈航, 孙若晨, 等. 钛铝系合金的非等温氧化特性[J]. *材料工程*, 2024, 52(5): 26-33.
OUYANG P X, CHEN H, SUN R C, et al. Non-isothermal oxidation characteristic of titanium-aluminium intermetallic alloys[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2024, 52(5): 26-33.
- [24] 韩松松. 热处理及预氧化对 TiAl 合金摩擦学行为的影响[D]. 西安: 陕西科技大学, 2024.
HAN S S. Effects of heat treatment and pre-oxidation on tribological behavior of TiAl alloys[D]. Xi'an: Shaanxi University of Science and Technology, 2024.
- [25] 罗圣峰, 王光健, 马小斌, 等. 钛液滴作用下钛合金薄片火蔓延的数值模拟[J]. *航空学报*, 2022, 43(9): 712-721.
LUO S F, WANG G J, MA X B, et al. Simulation of flame spread of titanium-alloy sheet under effect of titanium droplet[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2022, 43(9): 712-721.
- [26] SEWARD W A. Combustion of titanium laser-initiated in a controlled airstream[D]. Dayton: Air University, 1975.
- [27] PADOVA C, BARTON J, DUNN M G, et al. Development of an experimental capability to produce controlled blade tip/shroud rubs at engine speed[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2005, 127(4): 281-289.
- [28] PADOVA C, DUNN M G, BARTON J, et al. Casing treatment and blade-tip configuration effects on controlled gas turbine blade tip/shroud rubs at engine conditions[J]. *Journal of Turbomachinery*, 2011, 133(1): 011016.

收稿日期: 2024-08-23; 录用日期: 2024-11-02

基金项目: 国家自然科学基金“叶企孙”科学基金(U2141222); 国家科技重大专项(J2019-VIII-0003-0165); 中国航发自主创新专项(CXPT-2022-034)

通讯作者: 弭光宝(1981—), 男, 研究员, 博士生导师, 研究方向为发动机钛火防控及高温钛合金, 联系地址: 北京市81信箱15分箱(100095), E-mail: guangbao.mi@biam.ac.cn

(本文责编: 王俊丽)