

# 材料特性对热障涂层合理压入深度的影响

钱秀清, 张建宇, 费斌军

(北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100083)

**摘要:** 基于有限元计算方法和量纲分析原理提出了热障涂层合理压入深度的确定方法, 并研究了涂层及基体材料特性对合理压入深度的影响。首先, 根据量纲分析原理提出了合理压入深度的无量纲表达式; 其次基于锥形压头识别理想弹塑性材料的材料特性的方法, 提出合理压入深度的确定方法; 最后研究了各无量纲因素对合理压入深度的影响。研究发现基体的弹性模量对合理压入深度的影响最大, 粘结层材料特性的影响较大, 热氧化生成层的材料特性及基体的屈服极限对合理压入深度的影响不大。

**关键词:** 热障涂层; 材料特性; 压入深度; 量纲分析; 有限元法

中图分类号: O343.3

文献标识码: A

文章编号: 1005-5053(2008)05-0045-05

近年来, 随着航空发动机向高流量比、高推重比、高进口温度的方向发展, 热障涂层 (TBC) 作为一种有效的热防护技术, 已在国内外先进发动机涡轮部件得到广泛的使用<sup>[1-2]</sup>, 其材料特性是衡量热端部件性能的重要参数。测量涂层力学性能的方法有许多, 其中压入法通过连续记录压入过程中位移和载荷变化的数值, 大大提高了材料参数的测试精度<sup>[3]</sup>。用纳米压入法提取涂层的材料特性时, 压头的压入响应与涂层和基体的应力与应变场有关。当压入深度超过某一值后, 随着压入深度的增加, 基体材料特性的对涂层材料特性提取的影响增加, 使得涂层材料特性的测量不准确甚至错误。通常情况下, 认为压入深度取涂层厚度的十分之一可以避免基体塑性变形的影响<sup>[4]</sup>, 但是这种理论在涂层材料特性的提取中并没有得到验证<sup>[5]</sup>。本工作主要针对热障涂层, 对多层涂层结构的合理压入深度进行研究。

## 1 材料模型和量纲分析

用于发动机的典型的热障涂层是一个多层结构, 包括合金基体、金属粘结层、热氧化生成层和陶瓷涂层<sup>[2,6,7]</sup>, 如图 1 所示。其中, 陶瓷涂层的厚度约为 100~200 $\mu\text{m}$ , 热氧化生成层是热障涂层在加工和受热过程中产生的, 层厚随使用时间而增加, 在

0~8 $\mu\text{m}$  之间变化, 粘结层的厚度约为 50~100 $\mu\text{m}$ 。

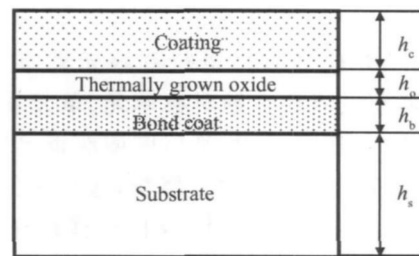


图 1 热障涂层结构示意图

Fig 1 Structure sketch of the thermal barrier coatings

### 1.1 材料模型

考虑半锥角为 70.3° 的刚性压头压入弹塑性涂层的情况。根据 Ganonpilas 和 Busso<sup>[5]</sup> 的研究, 材料的应变硬化指数对合理压入深度的影响不大, 因此本文仅考虑理想弹塑性材料, 材料模型为:

$$\sigma = E\varepsilon \quad (\sigma \leq \sigma_y) \quad (1)$$

$$\sigma = E\varepsilon_y = \sigma_y \quad (\sigma > \sigma_y) \quad (2)$$

其中,  $E$  为材料的弹性模量,  $\sigma$ ,  $\varepsilon$  分别为应力和应变,  $\sigma_y$ ,  $\varepsilon_y$  分别为屈服应力和屈服应变。

### 1.2 量纲分析

对于弹塑性材料的锥形压头压入, 在压入过程中, 合理压入深度  $h$  是下列独立参数的函数: 涂层的弹性模量  $E_c$ , 泊松比  $\nu_c$ , 屈服强度  $\sigma_{yc}$ , 厚度  $h_c$ ; 热氧化生成层的弹性模量  $E_o$ , 泊松比  $\nu_o$ , 屈服强度  $\sigma_{yo}$ , 厚度  $h_o$ ; 粘结层的弹性模量  $E_b$ , 泊松比  $\nu_b$ , 屈服强度  $\sigma_{yb}$ , 厚度  $h_b$ ; 基体的弹性模量  $E_s$ , 泊松比  $\nu_s$ , 屈服强度  $\sigma_{ys}$ , 刚性压头的半锥角  $\theta$  即

$$h_1 = f_h(E_c, \sigma_{yc}, \nu_c, h_c, E_o, \sigma_{yo}, \nu_o, h_o, E_b, \sigma_{yb},$$

收稿日期: 2007-09-07; 修订日期: 2008-01-16

作者简介: 钱秀清 (1971-), 女, 博士后, (E-mail) qianxq@buaa.edu.cn

$$v_b, h_b, E_s, \sigma_{ys}, v_s, \theta) \quad (3)$$

利用复合模量的概念<sup>[8]</sup>, 令

$$\frac{1}{E_i^*} = \frac{1 - v_i^2}{E_i} \quad (4)$$

则 (3) 式可写为

$$h_l = f_h(E_c^*, \sigma_{yc}, h_c, E_o^*, \sigma_{yo}, h_o, E_b^*, \sigma_{yb}, h_b, E_s^*, \sigma_{ys}, \theta) \quad (5)$$

根据 II 定理, 可以将一个包括  $k$  个变量的有物理意义的方程等效地写成包括  $k-m$  个无量纲参数的方程, 其中  $m$  是所用基本量纲的数目。即使方程的形式未知, 也可以根据已知的变量计算这些无量纲参数。因此, (5) 式可写为

$$\frac{h_l}{h_c} = \prod_h \left( \frac{E_c^*}{E_s^*}, \frac{E_o^*}{E_s^*}, \frac{E_b^*}{E_s^*}, \frac{\sigma_{yc}}{E_s^*}, \frac{\sigma_{yo}}{E_s^*}, \frac{\sigma_{yb}}{E_s^*}, \frac{\sigma_{ys}}{E_s^*}, \frac{h_o}{h_c}, \frac{h_b}{h_c}, \theta \right) \quad (6)$$

## 2 有限元计算

采用 ABAQUS 软件进行有限元模拟计算, 取 20020 个四节点双线性轴对称单元, 单元在接触区域网格划分较细, 见图 2 基体厚度取得足够大, 使得边界条件对计算结果没有影响; 边界条件选取外表面无面力, 下表面节点固定  $z$  向位移和转动; 材料假设为各向同性幂强化材料, 屈服准则选取 Mises 准则, 包含大变形; 假设压头为刚体,  $\theta$  取  $70.3^\circ$ ; 压头与涂层之间的摩擦系数取 0.15。

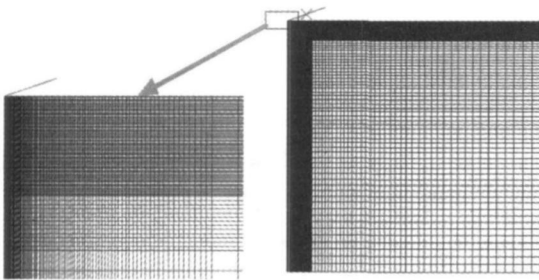


图 2 有限元网格

Fig. 2 Mesh of the finite element

用于发动机的热障涂层多为含  $Y_2O_3$  稳定的  $ZrO_2$  陶瓷涂层, 由于受涂层加工过程的影响, 材料特性测量数值变化较大<sup>[10]</sup>。热氧化生成层成分基本为  $Al_2O_3$ 。粘结层的材料多为 MCrAlY。基体多为耐热合金<sup>[3 6 9 10]</sup>。考虑到热障涂层的特点, 为了简化计算, 本文不研究涂层中各层厚度及泊松比变化对合理压入深度的影响, 取  $h_o/h_c = 1/25$ ,  $h_b/h_c = 1/2$  各层材料的泊松比为<sup>[7]</sup>: 涂层取为 0.1, 热氧化

生成层 0.23 粘结层 0.3 基体 0.33。材料参数取值范围如下<sup>[3 7 10-12]</sup>:  $E_c^*/E_s^* = 0.09 \sim 4.5$ ,  $E_o^*/E_s^* = 0.94 \sim 9.4$ ,  $E_b^*/E_s^* = 0.245 \sim 9.8$ ,  $\sigma_{yc}/E_s^* = 0.00223 \sim 0.0668$ ,  $\sigma_{yo}/E_s^* = 0.00022 \sim 0.045$ ,  $\sigma_{yb}/E_s^* = 0.0022 \sim 0.0066$ ,  $\sigma_{ys}/E_s^* = 0.0011 \sim 0.0066$ , 为方便计算, 假设基体的材料特性不变, 取为  $E_s = 200GPa$ 。

## 3 合理压入深度的确定

### 3.1 材料参数识别方法

根据 Cao 等<sup>[13]</sup>利用球形压头识别的材料弹性模量的方法, 对于理想弹塑性材料, 采用半锥角为  $70.3^\circ$  的刚性锥形压头, 选择比较宽的材料参数范围:  $4 < E/\sigma_y < 6667$ , 通过有限元计算得到压入的载荷位移曲线, 求得  $w$ , 经研究发现压入曲线的斜率  $C$  与复合弹性模量  $E^*$  的比值  $C/E^*$  与压入曲线弹性功与总功的比值  $w$  之间存在一一对应的关系, 如图 3 所示。

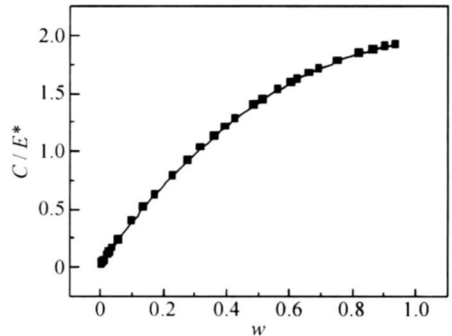


图 3  $C/E^*$  与  $w$  之间的关系

Fig. 3 Relationship of  $C/E^*$  and  $w$

用下列函数拟合上述关系得到:

$$\frac{C}{E^*} = 4.5409w - 7.8750w^2 + 19.5358w^3 - 32.3246w^4 + 26.4483w^5 - 8.3919w^6 \quad (7)$$

其中:  $w = W_e/W$ 。

同样, 对于理想弹塑性材料, 当锥形压头压入时, 屈服应力与压入曲线的斜率  $C$  之比值  $\sigma_y/C$  与  $w$  之间也存在一一对应的关系, 如图 4 所示。

用指数函数拟合上述关系得到:

$$\frac{\sigma_y}{C} = 7.1812e^{\left(\frac{w}{0.04856 - 25.3284}\right)} + 0.00022e^{\left(\frac{w}{0.17803}\right)} + 0.03421e^{\left(\frac{w}{0.93185}\right)} - 0.02575 \quad (8)$$

由压入实验得到的载荷位移曲线直接测量得到  $w$  和  $C$  后, 就可识别出材料的复合弹性模量  $E^*$  和屈

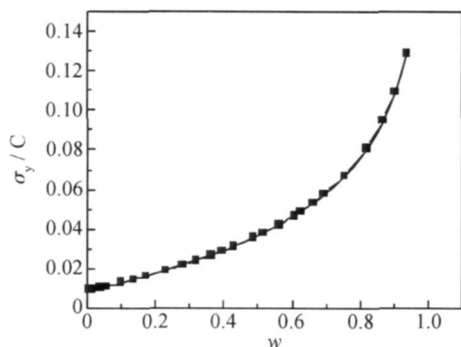


图 4  $\sigma_y/C$  与  $w$  之间的关系  
Fig. 4 Relationship of  $\sigma_y/C$  and  $w$

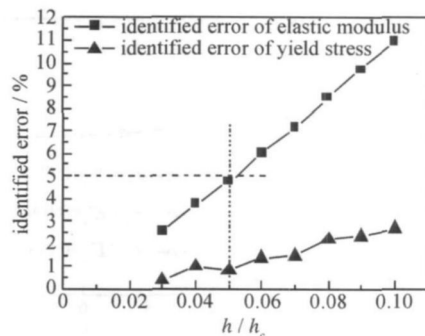


图 5 识别材料参数的误差随压入深度的变化  
Fig. 5 Variation of the identified errors of materials properties with the indentation depth

服极限  $\sigma_y$ , 从而得到  $E$  和  $\sigma_y$ 。

### 3.2 合理压入深度的确定方法

保持涂层与基体各参数不变, 不断改变压头的压入深度, 通过大量的有限元模拟计算发现: 涂层弹性模量的识别误差随着压入深度的增加而呈线性增大, 如图 5 所示, 因此涂层材料参数的识别精度与压入深度有很大关系。可取识别材料弹性模量和屈服极限的最大误差在  $\varepsilon$  (本文取 5%) 以内的压入深度为合理压入深度。例如根据上述计算, 当  $h/h_c < 5\%$  时, 弹性模量的识别误差小于 5%, 屈服极限的识别误差小于 1%, 因此, 合理压入深度可取  $h_1/h_c = 5\%$ 。

## 4 影响合理压入深度的因素分析

### 4.1 $\sigma_{yo}/E_s^*$ 及 $E_o^*/E_s^*$ 的影响

取  $E_c^*/E_s^* = 0.225$ ,  $E_b^*/E_s^* = 0.98$ ,  $\sigma_{ys}/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yb}/E_s^* = \sigma_{ys}/E_s^* = 0.0044$  时, 研究参数  $\sigma_{yo}/E_s^*$  和  $E_o^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响。经计算发现, 当  $E_o^*/E_s^*$  从 0.94 变到 9.4 时,  $\sigma_{yo}/E_s^*$  从

0.00022 变到 0.044 时, 合理压入深度均为涂层厚度的 5.4% 变化到 5.3%, 变化很小, 如图 6a 所示。取  $E_c^*/E_s^* = 0.9$ , 其他参数不变, 研究参数  $\sigma_{yo}/E_s^*$  和  $E_o^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响。经计算发现, 合理压入深度在涂层厚度的 18% ~ 23% 之间, 变化也不大, 如图 6b 所示。

分析涂层系统各层厚度可知, 由于这两个参数都与热氧化生成层有关, 而该层的厚度仅为涂层厚度的 1/25 因此其材料特性对合理压入深度的影响不大。

### 4.2 $E_b^*/E_s^*$ 及 $\sigma_{yb}/E_s^*$ 的影响

取  $E_c^*/E_s^* = 0.225$ ,  $E_o^*/E_s^* = 1.88$ ,  $\sigma_{yc}/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yo}/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{ys}/E_s^* = 0.0044$  时, 研究  $E_b^*/E_s^*$  及  $\sigma_{yb}/E_s^*$  对合理压入深度的影响。研究结果显示粘结层的弹性模量对合理压入深度有较大的影响, 而屈服极限对于合理压入深度没有影响, 因为当  $h/h_c \leq 7.6\%$  时, 热氧化生成层、粘结层和基体都没有屈服, 因此屈服极限对于合理压入深度没有影响。如果参数  $E_c^*/E_s^*$  取为 0.9, 则情况如图 7b 所

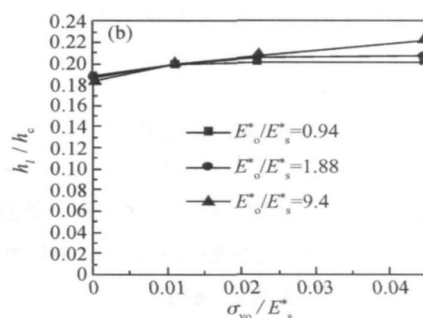
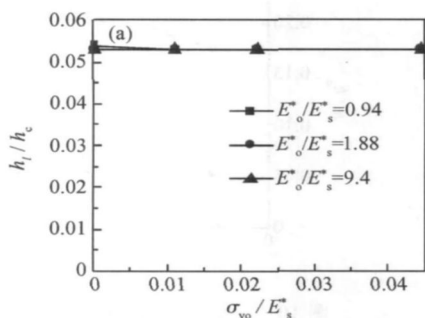


图 6  $\sigma_{yo}/E_s^*$  及  $E_o^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响  
Fig. 6 Effects of  $\sigma_{yo}/E_s^*$  and  $E_o^*/E_s^*$  on the reasonable indentation depth

(a)  $E_c^*/E_s^* = 0.225$ ; (b)  $E_c^*/E_s^* = 0.9$

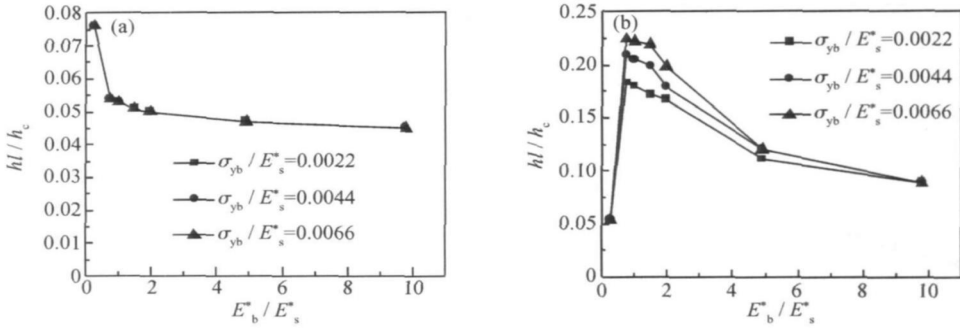


图 7  $E_b^*/E_s^*$  及  $\sigma_{yb}^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响  
 Fig. 7 Effects of  $E_b^*/E_s^*$  and  $\sigma_{yb}^*/E_s^*$  on the reasonable indentation depth  
 (a)  $E_c^*/E_s^* = 0.225$ ; (b)  $E_c^*/E_s^* = 0.9$

示。从图中可以看出,此时,粘结层弹性模量和屈服极限对合理压入深度的影响都比较大,其中弹性模量的影响更大。

### 4.3 $E_c^*/E_s^*$ 及 $\sigma_{yc}^*/E_s^*$ 的影响

#### 4.3.1 合理压入深度与 $\sigma_{yc}^*/E_s^*$ 的关系

取  $E_c^*/E_s^* = 0.225$ ,  $E_b^*/E_s^* = 1.88$ ,  $\sigma_{yo}^*/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yb}^*/E_s^* = \sigma_{ys}^*/E_s^* = 0.0044$ 。经过计算,得到合理压入深度与  $\sigma_{ys}^*/E_s^*$  的关系,如图 8 所示。由图可见,  $\sigma_{yc}^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响较大。

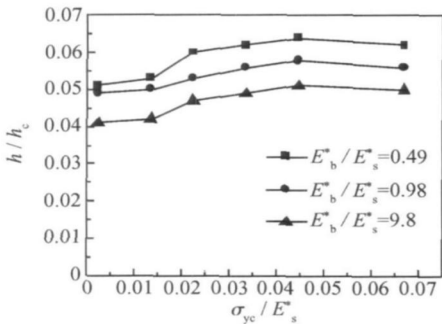


图 8  $\sigma_{yc}^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响  
 Fig. 8 Effects of  $\sigma_{yc}^*/E_s^*$  on the reasonable indentation depth

#### 4.3.2 合理压入深度与 $E_c^*/E_s^*$ 的关系

取  $E_b^*/E_s^* = 1.88$ ,  $\sigma_{yc}^*/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yo}^*/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yb}^*/E_s^* = \sigma_{ys}^*/E_s^* = 0.0044$ 。经过计算,得到合理压入深度与  $E_c^*/E_s^*$  的关系如图 9 所示,由图可知,  $E_c^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响很大。

$E_c^*/E_s^*$  只与涂层和基体的弹性模量有关,可以认为是基体弹性模量对合理压入深度的影响。

### 4.4 $\sigma_{ys}^*/E_s^*$ 的影响

取  $E_b^*/E_s^* = 1.88$ ,  $E_c^*/E_s^* = 0.98$ ,  $\sigma_{yc}^*/E_s^* =$

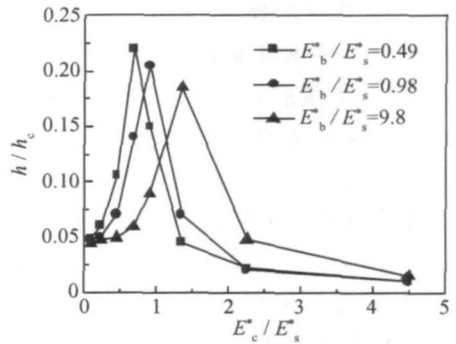


图 9  $E_c^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响  
 Fig. 9 Effects of  $E_c^*/E_s^*$  on the reasonable indentation depth

$0.022$ ,  $\sigma_{yo}^*/E_s^* = 0.022$ ,  $\sigma_{yb}^*/E_s^* = 0.0044$ ,  $E_c^*/E_s^*$  分别取为  $0.225$  和  $0.9$ 。经过计算,得到合理压入深度与  $\sigma_{ys}^*/E_s^*$  的关系如图 8 所示,由图可知,  $\sigma_{ys}^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响不大。因此,基体屈服极限对合理压入深度的影响不大。

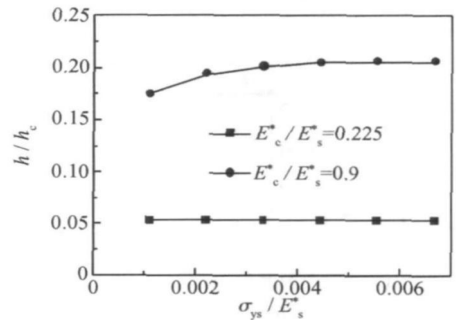


图 10  $\sigma_{ys}^*/E_s^*$  对合理压入深度的影响  
 Fig. 10 Effects of  $\sigma_{ys}^*/E_s^*$  on the reasonable indentation depth

## 5 结 论

基体弹性模量对合理压入深度的影响最大, 粘结层材料特性对合理压入深度影响较大, 热氧化生成层的材料特性及基体的屈服极限对合理压入深度的影响不大。

### 参考文献:

- [1] 周宏明, 易丹青, 余志明, 等. 热障涂层的研究现状与发展方向 [J]. 材料导报, 2006, 20(3): 4-8
- [2] 谢冬柏, 王福会. 热障涂层研究的历史与现状 [J]. 材料导报. 2002, 16(3): 7-10
- [3] MATS ESKNER, ROLF SANDSTROM. Measurement of the elastic modulus of a plasma-sprayed thermal barrier coating using spherical indentation [J]. Surface and Coatings Technology, 2004, 177~178: 165-171
- [4] BUSHAN B. Handbook of Micro/Nanotribology [M]. 2<sup>nd</sup> Boca Raton: CRC Press, 1999.
- [5] GAMONPILAS C, BUSSO EP. On the effect of substrate properties on the indentation behaviour of coated systems [J]. Materials Science and Engineering (A), 2004, 380: 52-61.
- [6] VASNONTA A, BEUTH J L. Measurement of interfacial toughness in thermal barrier coating systems by indentation [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2001, 68: 843-860
- [7] ZHOU Chun-gen, WANG Na, XU Hu+bin. Comparison of thermal cycling behavior of plasma-sprayed nanostructured and traditional thermal barrier coatings [J]. Materials Science and Engineering (A), 2007, 452~453: 569-574
- [8] JOHNSON K L. 接触力学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 1992: 103-149.
- [9] 曹学强. 热障涂层材料 [M]. 北京: 科学出版社, 2007: 165-168
- [10] ZENG Kai-yang, ROWCLIFFE DAVID. Analysis of penetration curves produced by sharp indentation on ceramic materials [J]. Philosophical Magazine (A), 1996, 74(5): 1107-1116
- [11] WELLMAN R G, DYER A, NICHOLLS J R. Nano and Micro indentation studies of bulk zirconia and EB-PVD TBCs [J]. Surface and Coatings Technology, 2004, 176: 253-260
- [12] SHUQIGUO, YUTAKA KAGAWA. Effect of loading rate and holding time on hardness and Young's modulus of EB-PVD thermal barrier coating [J]. Surface and Coatings Technology, 2004, 182: 92-100
- [13] CAO Yan-ping, QIAN Xi-qing, NORBERT HUBER. Spherical indentation into elastoplastic materials: Indentation-response based definitions of the representative strain [J]. Materials Science and Engineering (A), 2007, 454: 1-13

## Effect of Material Properties on Reasonable Indentation Depth of TBCs

QIAN Xi-qing, ZHANG Jian-yu, FEI Bin-jun

(School of Aeronautic Science and Engineering, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

**Abstract** The reasonable indentation depth of the thermal barrier coating system is investigated using a combination of dimensional analysis and finite element analysis. Scaling functions relating the reasonable indentation depth are given according to the dimensional analysis. Based on the method of exacting the material properties of elastic-perfectly plastic material using the sharp indenter, the method to determine the ratio of the reasonable indentation depth to coating thickness below which the substrate material has a negligible effect on the indentation response of the coated system is proposed. Finally, the effect factors of reasonable indentation depth to coating thickness ratio are studied. The results reveal that the effect of the elastic modulus of substrate on the reasonable indentation depth is biggest, and effect of thermal properties of bond coat is bigger, while the effects of material properties of the thermally grown oxide and the yield stress of substrate are small.

**Key words** thermal barrier coatings; material properties; indentation depth; dimensional analysis; finite element method