doi: 10.11933/j.issn.1007-9289.2016.01.004

热生长下热障涂层残余应力及失效分析 *

孙 戬,徐颖强,李万钟,陈亚亚,吕 凯 (西北工业大学 机电学院,西安 710072)

摘 要:针对典型热障涂层结构以界面开裂和涂层剥落为主要失效模式,考虑界面凹凸微观形貌特征,借助材料转换的 方法实现氧化生长,利用粘弹塑性有限元法,研究了氧化层热生长和蠕变等因素对热障涂层残余应力的影响,并从应力应 变循环演化的角度对热障涂层系统中微裂纹的萌生位置进行了预测。结果表明,随着氧化层厚度的增大,垂直于界面方向 的残余应力迅速增大;材料蠕变对热障涂层系统应力释放作用显著;从残余应力和应变演化的角度进行评价,结构中的微 裂纹会率先出现在粘接层凸峰以及陶瓷层/氧化层/黏结层界面的中间位置,仿真分析结果与试验结果一致。 关键词:热障涂层;热生长;蠕变;应力;应变

中图分类号: TG174.442; TG113.25 **文献标志码:** A **文章编号:** 1007-9289(2016)01-0025-07

Residual Stress and Failure Analysis of Thermal Barrier Coatings with Thermal Growth

SUN Jian, XU Ying-qiang, LI Wan-zhong, CHEN Ya-ya, LV Kai

(School of Mechanical Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072)

Abstract: In view of the interfacial cracking and spallation as primary failure modes in typical thermal barrier coatings (TBCs), considering the convex/concave microscopic characteristics and the thermal growth with material property change method, the influence of thermal growth and material creep on residual stress of TBCs was studied using an elastic – plastic finite element method. Then, the micro-crack initiation location was forecasted with the estimation of the stress – strain evolution behavior. It is concluded that the residual stress in vertical interface direction rapidly increases with thickening thermal growth oxides (TGO). The material creep significantly affects stress relief on TBCs. The micro-crack will appear in the bond-coat (BC) convex and top-coat (TC)/TGO/BC interface intermediate positions from the point of view of residual stress and strain evolution behavior, which is consistent with the experimental results.

Keywords: thermal barrier coating; thermal growth; creep; stress; strain

0 引 言

将热障涂层(TBCs)技术应用于热端部件上,基体合金材料温度可以降低 180 ℃,可有效提高发动机的功率,延长使用寿命,减少燃料损耗^[1-2]。对于目前使用最广泛的热障涂层材料7%~8% Y_2O_3 -Zr O_2 (简称 7-8YSZ),其长期服役的表面最高耐热温度在 1 200 ℃左右,循环热载荷作用下会出现热生长氧化层(TGO),并在其

界面附近萌生微裂纹最终导致涂层剥落失效^[3]。 因此,在热循环载荷下,对 TGO 附近界面应力应 变状态进行分析是进一步研究热障涂层失效机 制并最终实现对其寿命预测的基础之一。

国外热障涂层技术发展较早,关于热障涂层 剥落失效机理方面的研究比较多,目前多数研究 者将热障涂层开裂和剥落原因归为两类:一方 面,在热障涂层的制备过程中黏接层(BC)表面的

收稿日期: 2015-10-23; 修回日期: 2016-01-05; 基金项目: *国家自然科学基金(11072196, 5875214, 10672134); 陕西省自然科学基金(2015JM1009)

通讯作者:孙戬(1984-),男(汉),博士生;研究方向:结构疲劳及安定性分析;Tel:(029)88493928;E-mail:sunjian024@163.com

网络出版日期: 2016-01-30 17: 27; 网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11. 3905. tg. 20160130. 1727. 008. html

引文格式:孙戬,徐颖强,李万钟,等. 热生长下热障涂层残余应力及失效分析[J]. 中国表面工程,2016,29(1):25-31. SUN J, XU Y Q, LI W Z, et al. Residual stress and failure analysis of thermal barrier coatings with thermal growth[J]. China Surface Engineering, 2016, 29(1): 25-31.

粗糙不平,或在其后的热循环过程中氧化层的局 部优先生长,使微裂纹在氧化层凸起部位出现, 当这些裂纹合并长大从而贯穿整个界面时,热障 涂层剥落失效[4-5];另一方面,在热循环的冷却过 程中形成的涂层面内压应力导致黏结层表面起 皱,使氧化层界面两侧出现局部的微裂纹,由于 微裂纹的扩展,当涂层再次受载时将发生屈曲失 稳而剥落^[6-8]。虽然国内热障涂层研究起步较晚, 但同样针对热障涂层剥落失效展开了大量的试 验、理论和数值计算研究,得到的一些结论也基 本与同类的国外文献吻合[9-11]。然而,由于热障 涂层剥落失效涉及几何结构、材料性能、高温氧 化、热循环、初始缺陷演化和稳定性研究等多方 面因素,使得人们对热障涂层的失效机理认识还 不够充分[9,12]。在完成圆筒模型涂层稳定性分析 的基础上[13],文中以航空热端部件表面的热障涂 层(7-8YSZ)为背景,考虑实际模型界面、材料和 工况特征,通过建立二维平面数值计算模型,分 析材料非线性因素和 TGO 热生长对 TBCs 中与 界面垂直方向残余应力应变的影响,并结合安定 思想,从应力应变大小及演化规律分析微裂纹萌 生的位置,为后续深入探索热障涂层界面开裂和 剥落机理及寿命预测提供研究基础。

1 热-弹塑性-蠕变增量分析

在常规弹塑性分析的基础上,同时考虑温度 变形和蠕变变形的情况,其应变增量可以表 示为:

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl} = d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{e} + d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{p} + d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{T} + d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{c} \qquad (1)$$

式中右端各项分别是弹性、塑性、温度和蠕 变应变增量。又弹性应力应变关系为:

$$\boldsymbol{\sigma}_{ij} = \boldsymbol{D}_{ijkl}^{e} \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{e}$$
(2)

其中, σ_{ij} 为应力张量,MPa; ε_{kl} 为弹性应变; D_{ijkl} 为弹性张量,MPa。考虑弹性应力应变关系 中材料常数弹性模量 E(MPa)和泊松比v随温度 变化的情形,可以得到:

$$d\boldsymbol{\sigma}_{ij} = {}^{t}\boldsymbol{D}_{ijkl}^{e} d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{e} + d\boldsymbol{D}_{ijkl}^{e} \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{e}$$
(3)

式中, D_{ijkl}^{e} (MPa) 为时刻 t(s) 的弹性张量, 将 式(1) 代入式(3), 则得到以 D_{ijkl}^{e} 表示的增量应力 应变关系, 即:

$$d\boldsymbol{\sigma}_{ij} = {}^{t}\boldsymbol{D}_{ijkl}^{e} (d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl} - d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{p} - d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{T} - d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{c}) + d\boldsymbol{D}_{ijkl}^{e} \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{e}$$

$$\tag{4}$$

与不考虑温度影响时的弹塑性增量应力应 变关系相比较,式(4)增加了以初应变项出现的 $d\epsilon_{M}^{T}$ 和 $d\epsilon_{M}^{c}$ 以及以初应力项出现的 $dD_{ijkl}^{c}\epsilon_{M}^{c}$ 。由 此可导出以t时刻弹塑性张量^{*} D_{ikl}^{c} (MPa)表示的 增量应力应变关系,即:

$$d\boldsymbol{\sigma}_{ij} = {}^{t}\boldsymbol{D}_{ijkl}^{ep} (d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl} - d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{T} - d\boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^{c}) + d\boldsymbol{\sigma}_{ij}^{0}$$
(5)

右端前一项表示的是由应变引起的应力变 化,第二项则是因材料参数随温度变化而引起的 应力变化,并以初应力形式表示。

2 有限元模型

2.1 几何模型及网格模型

几何模型共4层,见图1。其中,基体(SUB) 厚度为1.6 mm,BC与陶瓷层(TC)厚度分别为 100 μm 与 200 μm^[14]。根据试件的结构和所受 载荷特点,将初始的热生长氧化层简化为半径为 15 μm 半圆形凹凸交替形状,这种简化主要是基 于 SEM 涂层微观形貌图^[15],从实际的界面形状 中演化出来,既体现了界面之间的不平整,又考 虑了计算与分析的简化,同时,根据模型和工况 特点,考虑计算代价,建立含 TGO 半个周期的模 型计算。试验中发现 TGO 厚度一般都会达到 3~4 μm左右^[16],最大不超过 10 μm。计算时取 BC 与陶瓷层之间的 TGO 初始厚度为1 μm。



图 1 几何模型及局部网格模型 Fig. 1 Geometric model and local mesh

有限元模型利用 ABAQUS 软件进行求解, 在网格模型中,对 TGO 附近区域进行局部细化 以满足求解精度要求,选用轴对称四边形单元, 并进行了网格无关解测试。

27

2.2 材料参数

材料的性能对热障涂层的性能有很大的影响。考虑到材料参数的温度相关性,因而陶瓷层 考虑为粘弹性,基体为弹性,粘结层和热生长氧 化层为粘塑性材料,其温度相关材料参数见文献 [17-19]。

高温下材料的蠕变直接影响着残余应力的 分布及结构变形。根据文献[20]涂层材料选用 被研究者广泛使用的 Norton 幂指蠕变行为 描述:

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^{cr} = B\bar{\boldsymbol{\sigma}}^n \tag{6}$$

 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{\sigma}$ 为单轴当量蠕变应变率 $\sqrt{\frac{2}{3\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{\sigma}}}; \dot{\boldsymbol{\sigma}}$ 为

单轴当量偏应力, MPa; $B(MPa^{-n} \cdot s^{-1})$ 和 n 是温 度的函数, 蠕变参数具体取值见表 $1^{[19,21]}$ 。

表1 温度相关的蠕变参数

Table 1 Temperature dependent parameters of the creep

Layer	$B/(MPa^{-n} \cdot s^{-1})$	п	$T/\degree C$
BC	6.54E-19	4.57	≪600
	2.2E-12	2.99	700
	1.84E-7	1.55	800
	2.15E-8	2.45	≥850
TGO	7.3E-10	1	1 000
TC	1.8E-8	1	1 000

2.3 载荷及边界条件

模型中不考虑涂层制备过程产生的制备应 力,且认为整个 TBCs 为统一均匀的温度状态,结 构内部不存在温度梯度,其单次热循环条件如图 2 所示。在 300 s内,均匀地从室温 25 ℃升高到工 作温度 1 000 ℃,随后保温 2 h,最后,在 300 s内 均匀地从 1 000 ℃降低到室温 25 ℃,对于多次热 循环则是单次热循环过程的累积。

模型(图 1)左边界设置为轴对称边界,模型 右边界用多点约束(Multi-point constraints)技 术中的 SLIDER 进行约束,该方法能保证在热循 环中右边界所有节点的 X 方向位移协调变形。 为消除刚体位移,将模型底部左侧端点约束 Y 方 向自由度。

此外,有限元模型中做如下假设:整个涂层 系统没有初始缺陷;TBC/BC/SUB界面均为完





全粘结;涂层系统中,每层材料为均质各向同性; 结构不考虑制备预应力影响。

2.4 TGO 沿厚度方向生长的模拟

热生长氧化层 TGO 主要是空气中的氧在高 温状态下穿过柱状结构的 TC 层,而与 BC 层中 富含的铝发生化学反应生成的。对于 TGO 沿厚 度方向生长,文中采用文献[22]中等温条件下的 热氧化生长曲线,利用 USDFLD 子程序在保温 阶段将 BC 层逐层转化为 TGO 层材料,实现氧化 层厚度的不断增长。

图 3 为氧化生长模型图。初始状态由于制备等因素,在 TC 层和 BC 层已经存在一层初始氧化层,随着热循环的进行,每进行一次热循环BC 最上层的一层材料将转变为 TGO 材料。建立模型时先根据氧化生长曲线确定每次热循环下氧化层生长量,将生长层模型分割为不同层(h1~h10),生长层初始状态为 BC 层材料,当循环热载荷作用时,在 USDFLD 子程序内通过编制 Fortran 代码控制状态变量(SDV)来实现氧化生长层单元逐层从粘结层转化为氧化层。材料转化过程为:在第一次热循环后将 TGO 生长氧化层(初始为 BC 层材料,即厚度 h1 的单元为新产生的生长层 TGO,第二次循环后,厚度 h2 的单元





属性转化为 TGO 层材料,当循环 10 次后,厚度 h1~h10 的单元属性逐次转化为 TGO 层材料, 从而实现 TGO 氧化生长的模拟,第 11 次循环仅 计算热应力,不再考虑热生长。

3 结果与讨论

热障涂层应用中以界面开裂和涂层剥落为 主要失效模式,在服役过程中热障涂层的过早剥 落失效会使合金基体暴露在高温燃气中,而这可 能引起灾难性的后果^[9]。已有研究表明^[23-24],垂 直于界面应力 S₂₂对涂层开裂和剥落失效起主要 作用,结果讨论将以 BC 层和 TC 层中导致界面 开裂起主导因素的应力分量 S₂₂ 为主要研究对 象,分析 TGO 生长、材料塑性和蠕变对 S₂₂ 的影 响。同时,对整个循环过程中的应力应变演化进 行研究,分析循环过程中其变化规律,探索裂纹 的萌生位置和结构稳定性。

3.1 生长模拟方法的有效性验证

从初始 TGO 层和"生长层"界面处的相邻区 域分别选取一个单元来进行 Mises 等效应力结 果对比分析,以验证文中 TGO 生长的模拟方法 有效性。生长层中所选取的单元位于第 1 层单 元(h1 层中的单元),该单元会在第 1 次热循环后 由 BC 材料转化为 TGO 材料。如图 4 所示,在第 1 次热循环中,生长层的第 1 层单元应力要比 TGO 中的应力低,当第 1 次热循环结束时,该层 单元已转化为 TGO 材料,从而在第 2 次热循环 中表现出了初始 TGO 单元在第 1 次氧化中的类 似规律,说明材料已转化为 TGO,从而验证了 生长模拟方法的有效性。在随后的热循环中,所





考察的两个单元应力状态很接近,但并不是完 全一致,这主要是由于界面附近应力梯度大,而 且热生长的厚度增量逐步减小以及蠕变和塑性 等多方面因素综合影响,当热循环进行 6 次之 后,所考察的两个单元表现出完全一致的应力 状态。

3.2 TGO 生长对残余应力 S22 的影响

热循环过程中,热障涂层分层开裂和早期裂 纹萌生主要发生在 TGO/BC 层界面以及 TGO/ TC界面区域,不同氧化时间(热循环次数)对应 不同 TGO 厚度,其厚度的变化也影响着 TC 和 BC 层中 S22 应力的演化。图 5 给出了不同氧化 时间下 TC 和 BC 层 S22应力分布。由于 BC 层比 TC 层的热膨胀系数大,在初始阶段会引起 TC 凸峰区(凸峰和凹谷均参照 BC 界面形貌而言)呈 现拉应力,凹谷区呈现压应力,但随着氧化生长 的进行,TC凸峰拉应力和凹谷区压应力均逐渐 减小,拉应力最大值向凸峰和凹谷中间的过渡区 域移动,且最终演化为凸峰区呈现压应力,中间 过渡区和凹谷区呈现拉应力的分布,这一规律与 文献[20]所得结论是一致的,也验证了文中采用 的仿真模型对应力计算的有效性。BC 层的残余 应力分布规律初始阶段亦表现为凸峰区呈现拉 应力,凹谷区域呈现压应力,在循环过程中应力 拉压状态不变,且经过10h高温氧化后,拉应力 峰值从 503.1 MPa 增大到 792.9 MPa,表现出不 断累积增大的趋势。

3.3 材料塑性和蠕变对残余应力 S22 的影响

材料塑性和蠕变对 BC 层拉应力的影响如 图 6所示,图中给出了热循环下,同时考虑材料塑 性和蠕变、仅考虑塑性以及仅考虑蠕变时 BC 层 Y 向应力的演化情况。由图可知,在同时考虑蠕 变和热生长的情况下,BC 层应力峰值会持续增 大,10 次热循环后为 792.9 MPa。在仅考虑蠕变 (不考虑热生长)的情况下,整体应力维持在较低 的水平,而且从第 4 次热循环开始,最大应力趋 于稳定。在仅考虑塑性(不考虑蠕变)的情况下, 整体应力较高,达到 GPa 级别,而且随着氧化层 的不断增厚,应力值持续增大,因此,热生长对 TBCs 应力的影响和蠕变对 BC 层的应力释放作 用在热障涂层分析中不容忽视。



图 5 不同氧化时间下 TC 和 BC 层残余应力 S₂₂分布 Fig. 5 Residual stresses in TC and BC with different oxidation time





Fig. 6 Effects of the material plasticity and creep on S_{22} stress in BC

3.4 裂纹萌生位置初探

在 TBCs 的层裂和剥落失效中,主要受 TGO 界面附近应力方向和大小影响,结合 TBCs 各层 材料的屈服强度以及界面结合强度,可以对裂纹 萌生位置的预测提供有益探索。分析表明,考虑 材料非线性及热生长的情况下,随热循环的持续,TBCs 应力不断演化,TC 层最大应力位置从 波峰演化至 TC/TGO 界面的凸峰凹谷中间过渡 区,BC 层最大应力呈现累积趋势,从应力的角度 进行分析,热障涂层系统开裂和剥落失效取决于 各层的应力大小和方向以及其屈服强度。以材 料的屈服强度为微裂纹萌生的判定门槛,在循环 热载荷下,失效会率先在 TC/TGO 界面中间区 域以及 BC 层凸峰区域出现,因为这两个区域在 热循环后均呈现较大的残余拉应力。该结论与 文献[20,25]得到的第一和第二种涂层失效位置 是一致的。同时,由于两种模式下微裂纹的连 通,可能导致最终的热障涂层系统发生分层破坏 和剥落。

从应变演化的角度进行分析,经过 11 次热 循环后,BC 层最大 S₂₂ 应力为 800.7 MPa,位置 位于 BC/TGO 界面的凸峰凹谷中间过渡区,可利 用该位置应力应变在不同氧化时间内的变化来 考察 BC 层局部稳定性。图 7 为应力最大的节点 在 11 次循环氧化内 Y 向应力应变演化规律,初 始状态时,系统处于无应力状态,第一次热循环 下的 Y 向应力应变演化也显得比较复杂,由于残 余应力应变的存在,随后的热循环中应力应变演 化规律不再像第一次热循环复杂,应力表现出减 小一保持一增大一保持一增大的规律,应变则表 现为升温保温阶段增大,随后减小的规律。随着 热循环的持续,经过11次热循环,残余Y向拉应 力由459 MPa增大到800.7 MPa,残余Y向应变 则由0.00392增大到0.00595。显然,热循环 下,BC层考察点处的应力应变表现出不断累积 增大的趋势,结合安定性分析的思想可知,随着 TGO厚度的增大,局部稳定性变差,BC/TGO界 面中间位置也是微裂纹可能的萌生位置。



图 7 考察点处 Y 向应力应变演化规律 Fig. 7 Stress strain evolution law of investigated point in Y direction

4 结 论

在考虑材料非线性及热生长的条件下,对热 障涂层在热循环作用下的残余应力演化以及失 效萌生位置进行了分析,得出以下结论:

(1) TGO 热生长对垂直于涂层界面的残余 应力 S₂₂影响十分明显,随着 TGO 厚度的增大, 残余应力迅速增大。

(2) 材料蠕变对 TBCs 系统有应力释放(应 力松弛)的作用,考虑 TC、BC 和 TGO 层的材料 蠕变时, TBCs 应力明显低于未考虑蠕变时的 应力。

(3) 微裂纹萌生位置率先出现在 BC 凸峰以及 TC/TGO/BC 界面的中间位置,BC 凸峰及 TC/TGO 界面中间位置残余应力较大,同时, BC/TGO 界面中间位置的应力应变累积演化规 律表现出明显的结构不安定。

参考文献

[1] AHRENS M, VABEN R, STÖVER D. Stress distribu-

tions in plasma-sprayed thermal barrier coatings as a function of interface roughness and oxide scale thickness[J]. Surface & Coatings Technology, 2002, 161(1); 26-35.

- [2] PANATR, ZHANG S , HSIA K J. Bond coat surface rumpling in thermal barrier coatings[J]. Acta Materialia, 2003, 51(1): 239-249.
- [3] HE M Y, HUTCHINSON J W, EVANS A G. Simulation of stresses and delamination in a plasma-sprayed thermal barrier system upon thermal cycling[J]. Materials Science & Engineering A, 2003, 345(1): 172-178.
- [4] KARLSSON A M, HUTCHINSON J W, EVANS A G. The displacement of the thermally grown oxide in thermal barrier systems upon temperature cycling [J]. Materials Science & Engineering A, 2003, 351(2): 244-257.
- [5] EVANS A G, MUMM D R, HUTCHINSON J W, et al. Mechanisms controlling the durability of thermal barrier coatings[J]. Progress in Materials Science, 2001, 46(5): 505-553.
- [6] HE M Y, EVANS A G, HUTCHINSON J W. The ratcheting of compressed thermally grown thin films on ductile substrates[J]. Acta Materialia, 2000, 48 (10): 2593 -2601.
- [7] NUSIER S Q, NEWAZ G M, CHAUDHURY Z A. Experimental and analytical evaluation of damage processes in thermal barrier coatings[J]. International Journal of Solids
 &. Structures, 2000, 37(18): 2495-2506.
- [8] ALI M Y, NUSIER S Q, NEWAZ G M. Mechanics of damage initiation and growth in a TBC/superalloysystem [J]. International Journal of Solids & Structures, 2001, 38(19): 3329-3340.
- [9] 周益春,刘奇星,杨丽,等. 热障涂层的破坏机理与寿命 预测[J]. 固体力学学报,2010,31(5):504-531.
 ZHOU Y C, LIU X Q, YANG L, et al. Failure mechanisms and life prediction of thermal barrier coatings[J].
 Acta Mechanica Solida Sinica, 2010, 31(5): 504-531 (in Chinese).
- [10] 温顺达,陈立强,宫声凯,等.高温拉压环境下 DZ125 高 温合金的热障涂层失效[J].稀有金属材料与工程,2007, 36(6):1012-1015.
 WEN S D, CHEN L Q, GONG S K, et al. Failure of TBCs on DZ125 alloy under tension-compression load and high temperature[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2007, 36(6): 1012-1015 (in Chinese).
- [11] 白玉梅,徐颖强,赖明荣,等. 热障涂层热不匹配残余应 力的分析研究[J]. 科学技术与工程,2011,11(14):3126 -3129.
 BAIYM,XUYQ,LAIMR, et al. Analysis of residual stresses in thermal barrier coatings due to thermal mismatch[J]. Science Technology and Engineering, 2011,11
- [12] KARLSSON A M, EVANS A G. A numerical model for the cyclic instability of thermally grown oxides in thermal

(14): 3126-3129 (in Chinese).

barrier systems[J]. Acta Materialia, 2001, 49(10): 1793 -1804.

- [13] 徐颖强,孙戬,李万钟,等. 基于圆筒模型的热障涂层安定分析[J]. 力学学报, 2015, 47(5): 779-788.
 XU Y Q, SUN J, LI W Z, et al. Shakedown analysis of thermal barrier coatings based on cylinder model[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2015, 47(5): 779-788 (in Chinese).
- [14] 李志永,张建宇,鲍蕊,等. 热障涂层热应力影响因素的 正交有限元分析[J]. 北京航空航天大学学报,2010,36 (11):1339-1342.

LI Z Y, ZHANG J Y, BAO R, et al. Finite element analysis of factors to thermal barrier coatings with orthogonal method[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2010, 36 (11): 1339 - 1342 (in Chinese).

- [15] 华丹,范群波,沈伟,等. 等离子喷涂热障涂层微裂纹模 拟研究[J]. 热加工工艺, 2010, 39(22): 87-89, 93.
 HUA D, FAN Q B, SHEN W, et al. Simulation on micro -crack in plasma sprayed thermal barrier coating[J]. Hot Working Technology, 2010, 39(22): 87-89, 93 (in Chinese).
- [16] 黄霞,丁军,周静,等. 热障涂层界面位移非稳定性的有限元模拟[J]. 表面技术,2011,40(2):97-100.
 HUANG X, DING J, ZHOU J, et al. Numerical simulation of interfacial displacement instability in TBC system[J]. Surface Technology,2011,40(2):97-100 (in Chinese).
- [17] SICOT O, GONG X L, CHEROUAT A, et al. Influence of experimental parameters on determination of residual Stress using the incremental hole-drilling method[J]. Composites Sci-

ence & Technology, 2004, 64(2): 171-180.

- [18] LIU A G, WEI Y H. Finite element analysis of anti-spallation thermal barrier coatings [J]. Surface & Coatings Technology, 2003, 165(2): 154-162.
- [19] AKTAA J, SFAR K, MUNZ D. Assessment of TBC systems failure mechanisms using a fracture mechanics approach[J]. Acta Materialia, 2005, 53(16): 4399-4413.
- [20] RANJBAR-FAR M, ABSI J, MARIAUX G, et al. Simulation of the effect of material properties and interface roughness on the stress distribution in thermal barrier coatings using finite element method[J]. Materials & Design, 2010, 31(2): 772-781.
- [21] RÖSLER J, BÄKER M, AUFZUG K. A parametric study of the stress state of thermal barrier coatings[J]. Acta Materialia, 2004, 52(16): 4809-4817.
- [22] LEE S S, SUN S K, KANG K J. In-situ measurement of the thickness of aluminum oxide scales athigh temperature [J]. Oxidation of Metals, 2005, 63(1/2): 73-85.
- [23] HSUEH C H, BECHER P F, FULLER E R, et al. Surface roughness induced residual stresses in thermal barrier coating[J]. Materials Science Forum, 1998, 308-311 (1): 442-449.
- [24] HAYNES J A, RIGNEY E D, FERBER M K, et al. Oxidation and degradation of a plasma-sprayed thermal barrier coating system [J]. Surface & Coatings Technology, 1996, 86-87(96): 102-108.
- [25] RABIEI A, EVANS A G. Failure mechanisms associated with the thermally grown oxide in plasma-sprayed thermal barrier coatings[J]. Acta Materialia, 2000, 48(15): 3963 - 3976.

(责任编辑:王文宇)