

EB-PVD 热障涂层系统界面应力的理论分析

周思博¹, 吴敬涛¹, 邓文亮¹, 岳珠峰²

(1. 中国飞机强度研究所, 西安 710068; 2. 西北工业大学, 西安 710129)

摘要: **目的** 获得热障涂层系统危险界面应力解析解及其变化规律。**方法** 基于弹性理论, 推导出能同时考虑氧化物热生长及其形貌、CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ (CMAS) 沉积、温度变化、材料参数不匹配的界面应力分布的解析解。分别研究热循环中氧化层热生长和 CMAS 沉积对热障涂层界面应力的影响, 并从应力演化的角度对危险界面微裂纹的萌生和扩展进行预测。**结果** 理论分析显示, 当系统经历 24 个热循环后, 陶瓷层/氧化物层界面波谷应力 σ_v 从最初的 0 增加到 301.44 MPa。氧化物层/粘结层界面波峰应力 σ_p 从最初的 617 MPa 增加到 1189.89 MPa。当 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 从 0 增加到 150 μm 时, 应力 σ_v 从 170.26 MPa 增加到 443.37 MPa, 应力 σ_p 从 1317.83 MPa 减小到 1050.17 MPa。**结论** 氧化物热生长可以促使陶瓷层/氧化物层界面波谷和氧化物层/粘结层界面波峰裂纹的萌生和扩展。CMAS 沉积将进一步促使陶瓷层/氧化物层界面开裂, 然而对氧化物层/粘结层界面的开裂有抑制作用。解析解的计算结果与先前的有限元分析结果和模型试验结果相近, 证明了该理论方法计算界面应力的准确性。

关键词: 热障涂层; TGO 生长; CMAS 沉积; 界面应力; 弹性理论

中图分类号: TG174.4 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)03-0189-10

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.03.024

Analytic Research on Interface Stress of EB-PVD Thermal Barrier Coatings

ZHOU Si-bo¹, WU Jing-tao¹, DENG Wen-liang¹, YUE Zhu-feng²

(1. AVIC Aircraft Strength Research Institute, Xi'an 710068, China;

2. Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710129, China)

ABSTRACT: The paper aims to obtain the analytic solutions of distribution of stress in critical interfaces and their change laws. The analytic solutions of distribution of stresses in critical interfaces were obtained based on theories of elastic mechanic, which could take into account the growth of thermally grown oxide (TGO), TGO morphology, CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ (CMAS) deposition, change of temperature and the misfit of material parameters. The effects of thermal growth of oxide layer and CMAS deposition on the evolution of interface stress in thermal barrier coatings during thermal cycles were researched, and the initiation and propagation of cracks at critical interfaces were predicted from the stress evolution. After TBCs experienced 24

收稿日期: 2019-05-05; 修订日期: 2019-07-18

Received: 2019-05-05; Revised: 2019-07-18

基金项目: 国家自然科学基金青年项目 (51405291)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51405291)

作者简介: 周思博 (1992—), 男, 硕士研究生, 主要研究方向为表面工程。

Biography: ZHOU Si-bo (1992—), Male, Master, Research focus: surface engineering.

通讯作者: 岳珠峰 (1963—), 男, 教授, 主要研究方向为表面工程、结构疲劳强度与可靠性。邮箱: zfyue@nwpu.edu.cn

Corresponding author: YUE Zhu-feng (1963—), Male, Professor, Research focus: surface engineering, structure fatigue strength and reliability. E-mail: zfyue@nwpu.edu.cn

引文格式: 周思博, 吴敬涛, 邓文亮, 等. EB-PVD 热障涂层系统界面应力的理论分析[J]. 表面技术, 2020, 49(3): 189-198.

ZHOU Si-bo, WU Jing-tao, DENG Wen-liang, et al. Analytic research on interface stress of EB-PVD thermal barrier coatings[J]. Surface technology, 2020, 49(3): 189-198.

thermal cycles, the stress σ_v at the valley of top coating (TC)/TGO interface increased from 0 to 301.44 MPa. The stress σ_p at the peak of TGO/ bond-coat (BC) interface increased from 617 MPa to 1189.89 MPa. When the h_{CMAS} of CMAS deposition increased from 0 to 150 μm , the stress σ_v increased from 170.26 MPa to 443.37 MPa, and the stress σ_p was reduced from 1317.83 MPa to 1050.17 MPa. The TGO growth would promote crack initiation and propagation at the valley of TC/TGO and at the peak of TGO/BC interface. The CMAS deposition would further promote crack initiation and propagation at the valley of TC/TGO interface but suppress crack initiation at the peak of TGO/BC interface. The calculated results of the method proposed were observed to mutually agree with the previous research results obtained by finite element method and model test results. It is proved of accuracy to calculate the interface stress with this theoretical method.

KEY WORDS: thermal barrier coatings system; TGO growth; CMAS deposition; interface stress; elastic theory

热障涂层 (Thermal barrier coatings, 简称 TBCs) 材料广泛运用于航空发动机涡轮叶片等热端部件, 其优异的隔热性能提高了涡轮叶片的工作温度, 延长了发动机的服役寿命。然而, 热障涂层系统材料参数不匹配、氧化物 (TGO) 热生长以及熔盐 (CMAS) 沉积, 会导致热障涂层系统失效^[1-10]。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。许多文献报道^[2,3,5-7,11-15], 循环热载荷作用下, 热生长氧化层的生长是迄今为止科学家发现的第一大关键失效因素, 热障涂层的陶瓷层/氧化物层 (TC/TGO) 和氧化物层/粘结层 (TGO/BC) 界面是结合最薄弱的地方。分析热障涂层系统 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力最大值随热循环的变化规律及其影响因素, 对于涂层裂纹萌生及扩展的预测具有十分重要的意义, 并可为热障涂层的制备提供理论指导。

相关学者主要通过试验和仿真的方法对热障涂层失效的关键因素进行研究, 并取得了一定的成果。Rabiei 等人^[16]通过试验研究了热障涂层系统的失效机理, 他们发现涂层界面有三处裂纹萌生位置, 分别是 TGO/BC 界面的波峰、TC/TGO 界面的波谷及其波峰与波谷之间的位置。Bialas 等人^[17]对热障涂层系统 TGO/BC 界面上的裂纹在热循环过程中的扩展过程进行了有限元模拟, 研究发现 TGO 厚度的增加导致 TGO/BC 界面上的正应力 σ_{22} 不断增大, 微裂纹在 TGO/BC 界面的波峰位置萌生, 并沿着界面扩展。经过多个热循环之后, 裂纹扩展到波峰与波谷的中间位置, 模拟结果与实验结果较为吻合。相关学者采用有限元的方法对热障涂层系统失效机理进行了研究, 并取得了大量的研究成果, 然而利用理论方法获得热障涂层系统应力分布的研究工作还很少。文中以航空热端部件表面物理气相沉积工艺 (EB-PVD) 制备的热障涂层为背景, 运用理论方法推导出能同时考虑 TGO 热生长及其形貌、CMAS 沉积、材料参数不匹配的界面应力分布的解析解, 研究了 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力最大值随热循环的变化, 同时分析了 CMAS 沉积对 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力最大值的影响, 为揭示热障涂层系统失效机理提供理论依据。

1 基本假设和理论模型

1.1 基本假设

由于涡轮叶片结构的复杂性、热障涂层系统结构的多层性、TGO 形貌的复杂性, 想完全模拟热障涂层系统的失效情况是十分困难的。在本文的研究中, 为了方便模型的建立与求解的可行性, 作了以下几个合理的假设:

- 1) 假设 BC、TGO 材料均匀且各向同性, 由于 EB-PVD 热障涂层特殊的柱状晶结构, 将 TC 层假设为横观各向同性。
- 2) 假设各层材料变形为小变形、二维平面应变。
- 3) 假设无界面裂纹时, 各层材料的界面完好连续。
- 4) 假设热障涂层系统各层材料为理想的弹性材料。

1.2 求解的力学模型

先前研究结果表明, TC/TGO 界面的波谷和 TGO/BC 界面的波峰是应力集中区, 裂纹容易在这些区域萌生^[16,18-21]。本节提出三同心圆模型, 推导出 TC/TGO 界面的波谷 (valley) 和 TGO/BC 界面的波峰 (peak) 应力的解析解, 对热障涂层系统服役过程中的涂层横截面 SEM 图进行分析。从图 1^[22]中可以看出, TGO 不规则生长形成上下起伏的形态, 为了计算的方便, 将热循环过程中的 TGO 形貌简化为周期性的正弦函数^[13], 正弦函数设为:

$$y = A \sin \frac{2\pi x}{L} \quad (1)$$

式中: A 为正弦函数的幅值; L 为波长。

波谷和波峰的曲率半径为:

$$\rho = \left| \frac{(1 + y'^2)^{\frac{3}{2}}}{y''} \right| \quad (2)$$

由式(1)得正弦函数 y 的一阶导数:

$$y' = \frac{2A\pi}{L} \cos \frac{2\pi x}{L} \quad (3)$$

正弦函数 y 的二阶导数为:

$$y'' = -\frac{4A\pi^2}{L^2} \sin \frac{2\pi x}{L} \quad (4)$$

由式(2)、式(3)和式(4)及波谷和波峰的位置坐标, 可以求得 TC/TGO 界面的波谷和 TGO/BC 界面的波峰的曲率半径 $\rho = L^2 / (4A\pi^2)$ 。当求解 TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰应力的解析解时, 三同心圆模型中的内圆半径 $\rho = L^2 / (4A\pi^2)$ 。求解 TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰应力分布的简化模型如图 2 所示。三同心圆模型如图 3 所示。当求 TC/TGO 界面波谷应力分布时, 区域 1、区域 2 和区域 3 材料依次为陶瓷层 (TC)、热生长氧化物层 (TGO) 和金属粘结层 (BC)。当求 TGO/BC 界面的波峰的应力分布时, 区域 1、区域 2 和区域 3 材料依次为金属粘结层 (BC)、热生长氧化物层 (TGO) 和陶瓷层 (TC)。热障涂层系统各层的材料参数见表 1^[19], E 表示弹性模量, ν 表示泊松比, f 表示热膨胀系数, H 表示各层材料的厚度。

表 1 热障涂层系统各层的材料参数^[19]
Tab.1 The material parameters of each layer of thermal barrier coatings

	E/GPa	ν	$f/(\times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1})$	$H/\mu\text{m}$
TC		0.1	9.7	150
TGO (Al_2O_3)	400	0.24	8.0	3
BC (MCrAlY)	117	0.3	12.3	80

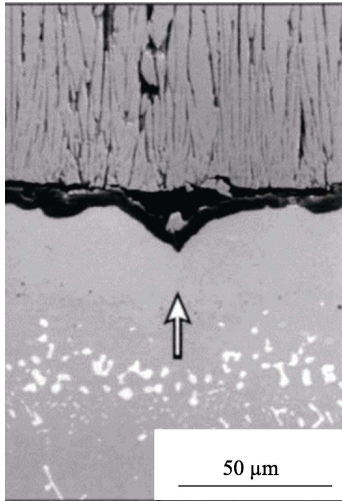


图 1 TGO 层生长的 SEM 形貌
Fig.1 SEM image of morphology of TGO layer

1.3 TGO 热生长规律

热障涂层系统在服役期间, 高温阶段由于 BC 层的氧化, 热生长氧化物层会不断生长变厚, TGO 的厚度增长率满足如下关系^[23]:

$$h^2 = k_p t \quad (5)$$

式中: h 为热生长氧化物层的厚度; k_p 为常数; t 为保温时间。TGO 层的厚度在 24 个热循环过程中

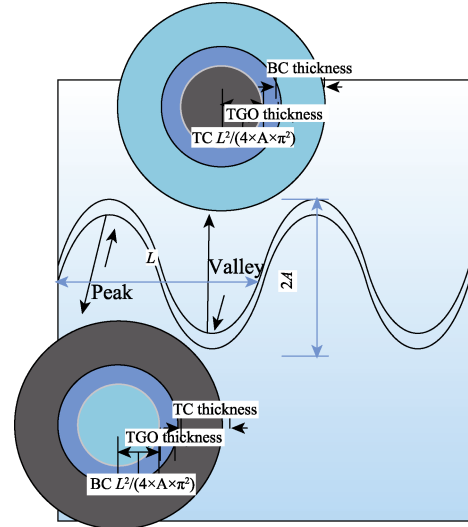


图 2 计算界面应力的几何模型
Fig.2 Geometric model for calculating interface stress

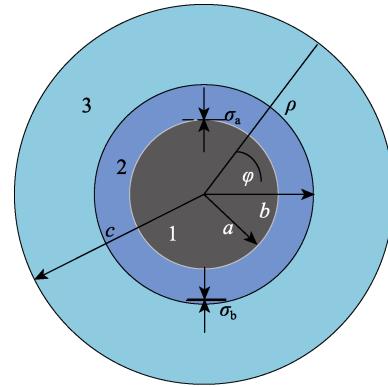


图 3 三同心圆模型
Fig.3 Model of three concentric circles

从 $0.5 \mu\text{m}$ 增长到 $3 \mu\text{m}$ ^[20]。伴随着 TGO 的增厚, TGO 层中会产生热生长应变, 生长应变包括沿 TGO/BC 界面的横向生长应变 ε_g 和垂直于 TGO/BC 界面的纵向生长应变 ε_t 。TGO 的横向热生长应变 ε_g 与热循环数 N 有关。横向应变增长率满足如下关系^[23]:

$$\dot{\varepsilon}_g = \frac{\dot{h}}{d} \quad (6)$$

式中: $\dot{\varepsilon}$ 为横向生长应变率; \dot{h} 为热生长氧化物层的厚度变化率。

由式(5)和式(6)得:

$$\varepsilon_g = \frac{\sqrt{k_p t}}{2d} + \gamma \quad (7)$$

式中: γ 和 d 为常数。由于 $t = 0$, $\varepsilon_g = 0$, 则 $\gamma = 0$ 。TGO 层的横向应变在 24 个热循环过程中从 0 增长到 0.012 ^[13], 可得:

$$\varepsilon_g = 2.449 \times 10^{-3} \sqrt{N} \quad (8)$$

在每个热循环过程中, 横向生长应变和纵向生长应变满足式 (9) 的关系^[20]。

$$\varepsilon_g / \varepsilon_t = 0.5 \quad (9)$$

本文在每个热循环施加相应的热生长应变。

1.4 CMAS 沉积的力学模型

当熔融状态的 CMAS 渗入涂层, 填充了涂层中的柱状间隙, 会形成一层致密层, 使 TC 的刚度变大。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} + f \Delta T \quad (10)$$

EB-PVD 热障涂层柱状晶如图 4 所示^[19]。柱状晶尺寸 $D=9 \mu\text{m}$, 柱状晶间隙 $d=1 \mu\text{m}$, 柱状晶弹性模量 $E_{\text{YSZ}}=150 \text{ GPa}$, CMAS 弹性模量 $E_{\text{CMAS}}=100 \text{ GPa}$, 柱状晶间隙弹性模量 $E_{\text{GAP}}=5 \text{ GPa}$ ^[4,18-19]。陶瓷层为横观同性材料, 根据图 4 所建坐标系, 则 1-3 平面近似为各向同性平面。由弹性力学的知识可得:

$$\begin{cases} E_1 = E_3 \\ \nu_{13} = \nu_{31} \\ \nu_{12} = \nu_{32} \\ \nu_{21} = \nu_{23} \\ G_{12} = G_{23} \\ G_{13} = \frac{E_1}{2(1+\nu_{13})} \end{cases} \quad (11)$$

柔度矩阵为对称矩阵, 则:

$$\begin{cases} \frac{\nu_{12}}{E_1} = \frac{\nu_{21}}{E_2} \\ \frac{\nu_{32}}{E_3} = \frac{\nu_{23}}{E_2} \end{cases} \quad (12)$$

可以得到陶瓷层只有五个独立的弹性常数 E_1 、

E_2 、 ν_{12} 、 ν_{13} 、 G_{12} 。假设 $G_{13} = G_{12} \left(\frac{E_1}{E_2} \right)$ 。在服役的

过程中, 热障涂层系统由于 CMAS 的沉积, 导致陶瓷层的刚度发生变化。求解服役中的热障涂层弹性模量力学模型, 如图 5 所示, TC 层 A 部分的陶瓷层柱状晶充满 CMAS。当求 A 部分平面内等效弹性模量时, 柱状晶和充满 CMAS 的柱状间隙 GAP 可以等效为串联的弹簧, 如图 5a 所示, 则 A 部分平面内等效的弹性模量为:

$$E_{\phi, A}^{\text{eq}} = \frac{E_{\text{CMAS}} E_{\text{YSZ}}}{E_{\text{CMAS}} V_{\text{YSZ}} + E_{\text{YSZ}} V_{\text{CMAS}}} \quad (13)$$

当求 A 部分平面外弹性模量时, 可以将柱状晶 YSZ 和充满 CMAS 的柱状间隙等效为并联的弹簧, 如图 5b 所示, 则 A 部分平面外弹性模量为:

$$E_{\rho, A}^{\text{eq}} = E_{\text{YSZ}} V_{\text{YSZ}} + E_{\text{CMAS}} V_{\text{CMAS}} \quad (14)$$

TC 层 B 部分的陶瓷层柱状晶间隙未填充 CMAS, 当求 B 部分陶瓷层平面内的等效弹性模量时, 柱状晶

和柱状间隙可以等效为串联的弹簧, 如图 5a 所示, 则 B 部分平面内弹性模量为:

$$E_{\phi, B}^{\text{eq}} = \frac{E_{\text{GAP}} E_{\text{YSZ}}}{E_{\text{GAP}} V_{\text{YSZ}} + E_{\text{YSZ}} V_{\text{GAP}}} \quad (15)$$

当求 B 部分陶瓷层平面外弹性模量时, 可以将柱状晶和柱状间隙等效为并联的弹簧, 如图 5b 所示, 则 B 部分平面外弹性模量为:

$$E_{\rho, B}^{\text{eq}} = E_{\text{YSZ}} V_{\text{YSZ}} + E_{\text{GAP}} V_{\text{GAP}} \quad (16)$$

式中: V_{YSZ} 、 V_{CMAS} 和 V_{GAP} 分别为陶瓷层柱状晶、CMAS 和柱状晶间隙的体积百分数, $V_{\text{YSZ}} = D/(D+d)$, $V_{\text{CMAS}} = V_{\text{GAP}} = d/(D+d)$ 。

当求 TC 层平面内等效的弹性模量时, 可以将 A 部分和 B 部分等效为并联的弹簧, 如图 5b 所示, TC 层平面内等效弹性模量为:

$$E_{\phi}^{\text{eq}} = E_{\phi, A}^{\text{eq}} V_A + E_{\phi, B}^{\text{eq}} V_B \quad (17)$$

当求 TC 层平面外等效的弹性模量时, 可以将 A 部分和 B 部分等效为串联的弹簧, 如图 5a 所示, TC 层平面外等效的弹性模量为:

$$E_{\rho}^{\text{eq}} = \frac{E_{\rho, A}^{\text{eq}} E_{\rho, B}^{\text{eq}}}{E_{\rho, A}^{\text{eq}} V_B + E_{\rho, B}^{\text{eq}} V_A} \quad (18)$$

式中 $V_A = h_{\text{CMAS}}/h_{\text{YSZ}}$, $V_B = 1 - h_{\text{CMAS}}/h_{\text{YSZ}}$, h_{YSZ} 和 h_{CMAS} 分别代表陶瓷层厚度和 CMAS 沉积深度。将式(13)和式(15)代入式(17)可得 TC 层平面内等效弹性模量为:

$$E_{\phi}^{\text{eq}} = \frac{(D+d)E_{\text{YSZ}}}{h_{\text{YSZ}}} \left[\frac{E_{\text{CMAS}} h_{\text{CMAS}}}{DE_{\text{CMAS}} + dE_{\text{YSZ}}} + \frac{E_{\text{GAP}} (h_{\text{YSZ}} - h_{\text{CMAS}})}{DE_{\text{GAP}} + dE_{\text{YSZ}}} \right] \quad (19)$$

将式(14)和式(16)代入式(18)可得 TC 层平面外等效弹性模量为:

$$E_{\rho}^{\text{eq}} = \frac{h_{\text{YSZ}} (DE_{\text{YSZ}} + dE_{\text{CMAS}}) (DE_{\text{YSZ}} + dE_{\text{GAP}})}{(D+d) (Dh_{\text{YSZ}} E_{\text{YSZ}} + dh_{\text{YSZ}} E_{\text{CMAS}} - dh_{\text{CMAS}} E_{\text{CMAS}} + dh_{\text{CMAS}} E_{\text{GAP}})} \quad (20)$$

由于 1-3 平面为各向同性平面, 则:

$$E_z^{\text{eq}} = \frac{(D+d)E_{\text{YSZ}}}{h_{\text{YSZ}}} \left[\frac{E_{\text{CMAS}}h_{\text{CMAS}}}{DE_{\text{CMAS}} + dE_{\text{YSZ}}} + \frac{E_{\text{GAP}}(h_{\text{YSZ}} - h_{\text{CMAS}})}{DE_{\text{GAP}} + dE_{\text{YSZ}}} \right] \quad (21)$$

平面内等效弹性模量 E_{ϕ}^{eq} 和平面外等效弹性模量 E_z^{eq} 随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的变化如图 6 所示。 E_{ϕ}^{eq} 和 E_z^{eq} 随沉积深度 h_{CMAS} 的增加而变大, 平面内等效弹

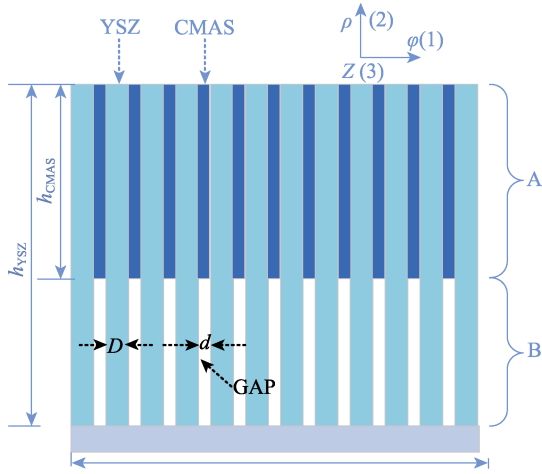


图 4 CMAS 渗透 EB-PVD 热障涂层示意
Fig.4 Schematic diagram of EB-PVD thermal barrier coating after CMAS penetration

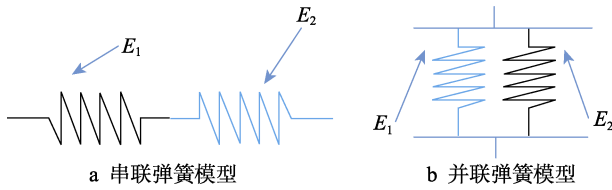


图 5 CMAS 在沉积过程中 TC 层弹性模量求解的力学模型
Fig.5 Mechanical model for calculating elastic modulus of TC layer during CMAS deposition process: a) the model of series spring; b) the model of parallel spring

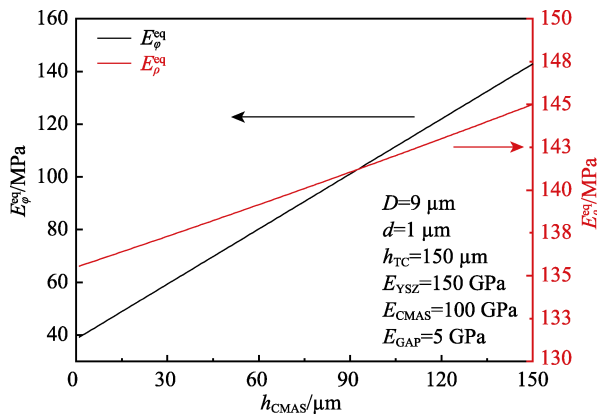


图 6 平面内等效弹性模量 E_{ϕ}^{eq} 和平面外等效弹性模量 E_z^{eq} 随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的变化图

Fig.6 Variation of in-plane equivalent elastic modulus (E_{ϕ}^{eq}) and out-of-plane equivalent elastic modulus (E_z^{eq}) as the CMAS deposition depth (h_{CMAS})

性模量 E_{ϕ}^{eq} 变化范围为 39.2~142.8 GPa, 平面外等效弹性模量 E_z^{eq} 变化的范围为 135.6~145 GPa。可见 CMAS 在沉积填充 TC 层的过程中, 对 TC 层平面内的刚度影响比较大。因此在研究 CMAS 沉积对热障涂层系统应力分布的影响时, 主要研究平面内刚度变化对 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力最大值的影响。

2 力学方程和求解过程

2.1 力学方程

将热障涂层系统模型简化为规则的轴对称三同心圆筒, 求解热障涂层系统界面应力分布问题可简化为平面应变问题, 从而三维模型简化为二维模型。圆筒模型简化为三同心圆模型, 所以相对直角坐标系, 采用极坐标系求解界面应力分布过程比较方便, 求解过程中不考虑体力。简化的三同心圆半径依次为 a 、 b 、 c , 标识如图 3 所示。区域 1 和区域 2 之间的界面应力为 σ_a , 区域 2 和区域 3 之间的界面应力为 σ_b 。当 σ_a 和 σ_b 为正值时, 界面应力为拉应力; σ_a 和 σ_b 为负值时, 界面应力为压应力。在这两个力的作用下, 求解热障涂层系统应力分布。

极坐标下体系的应变位移关系式为:

$$\begin{cases} \varepsilon_{\rho} = \frac{\partial u}{\partial \rho} \\ \varepsilon_{\phi} = \frac{\partial v_{\phi}}{\rho \partial \phi} + \frac{u}{\rho} \\ \gamma_{\rho\phi} = \frac{\partial v_{\phi}}{\partial \rho} - \frac{v_{\phi}}{\rho} + \frac{\partial u}{\rho \partial \phi} \\ \gamma_{\rho z} = \gamma_{\phi z} = 0 \\ \varepsilon_z = \frac{dw}{dz} \end{cases} \quad (22)$$

当体系温度变化, 以及对 TGO 施加生长应变 ε 时, 由对称性可知, 原来体系的任一横截面变形后仍保持为平面。因此垂直于 OZ 轴 (圆筒中心轴线为 OZ 轴) 平面的应力和应变沿 OZ 轴对称分布, ϕ 方向的位移 v_{ϕ} 为 0。平面内每一点的位移将只有 ρ 方向的分量 u 和 z 方向的分量 w , 即 u 、 w 均与 ϕ 无关。由于三同心圆筒模型中垂直于 OZ 轴的平面变形后仍将保持为平面, 故知径向位移 u 只依赖 ρ , z 方向的位移 w 只依赖于 z , 于是各应变分量为:

$$\begin{cases} \varepsilon_{\rho} = \frac{du}{d\rho} \\ \varepsilon_{\phi} = \frac{u}{\rho} \\ \gamma_{\rho\phi} = \gamma_{\rho z} = \gamma_{\phi z} = 0 \\ \varepsilon_z = \frac{dw}{dz} \end{cases} \quad (23)$$

相对体积变形为:

$$e = \varepsilon_\rho + \varepsilon_\varphi + \varepsilon_z = \frac{du}{d\rho} + \frac{u}{\rho} + \frac{dw}{dz} \quad (24)$$

将式(23)代入到弹性力学本构方程可得:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = 2G \left(\varepsilon_\rho + \frac{v}{1-2v} e \right) = \frac{2G(1-v)}{1-2v} \left(\frac{du}{d\rho} + \frac{v}{1+v} \frac{u}{\rho} + \frac{v}{1-v} \frac{dw}{dz} \right) \\ \sigma_\varphi = 2G \left(\varepsilon_\varphi + \frac{v}{1-2v} e \right) = \frac{2G(1-v)}{1-2v} \left(\frac{u}{\rho} + \frac{v}{1-v} \frac{du}{d\rho} + \frac{v}{1-v} \frac{dw}{dz} \right) \\ \sigma_z = 2G \left(\varepsilon_z + \frac{v}{1-2v} e \right) = \frac{2G(1-v)}{1-2v} \left(\frac{dw}{dz} + \frac{v}{1-v} \frac{u}{\rho} + \frac{v}{1-v} \frac{du}{d\rho} \right) \\ \tau_{\rho\varphi} = \tau_{\rho z} = \tau_{\varphi z} = 0 \end{cases} \quad (25)$$

极坐标下平衡微分方程为:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\varphi}{\rho} + F_{b\rho} = 0 \quad (26)$$

体力忽略不计, 则平衡方程(26)变化为:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\varphi}{\rho} = 0 \quad (27)$$

将式(25)代入式(27), 化简得:

$$\frac{d^2 u}{d\rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{du}{d\rho} - \frac{u}{\rho^2} = 0 \quad (28)$$

式(28)为欧拉二阶线性齐次微分方程, 其特解为:

$$u = \rho^n \quad (29)$$

将式(29)代入式(28), 并除以 ρ^{n-2} 后, 其特征方程为:

$$n^2 - 1 = 0 \quad (30)$$

方程的根为 $n_1 = 1$, $n_2 = -1$, 其相应的特解为 ρ 和 $\frac{1}{\rho}$, 这两个特解的线性组合即为该二阶线性齐次微分方程的通解, 即:

$$u = C_1 \rho + C_2 \frac{1}{\rho} \quad (31)$$

将式(31)代入式(25), 得各应力分量为:

$$\begin{cases} \sigma_\rho = \frac{2G}{1-2v} (C_1 + v\varepsilon_z) - 2GC_2 \frac{1}{\rho^2} = A - B \frac{1}{\rho^2} \\ \sigma_\varphi = \frac{2G}{1-2v} (C_1 + v\varepsilon_z) + 2GC_2 \frac{1}{\rho^2} = A + B \frac{1}{\rho^2} \\ \sigma_z = \frac{4GvC_1}{1-2v} + \frac{2G(1-v)}{1-2v} \varepsilon_z = 2vA + D\varepsilon_z \end{cases} \quad (32)$$

式中: $A = \frac{2G}{1-2v} (C_1 + v\varepsilon_z)$, $B = 2GC_2$, $D = 2G(1+v)$, 均为常数, 由应力边界条件来确定未知数 A 和 B 的值。

2.2 区域 1 的应力和应变分布

由边界条件知, 当 $\rho = a$ 时, $\sigma_{1,\rho} = \sigma_a$; $\rho = 0$ 时, 如果 $\sigma_{1,\rho}$ 无穷大, 跟实际情况不符, 则 $B_1 = 0$, $A_1 = \sigma_a$ 。区域 1 中的应力状态确定其环向应力和径向应力可

表示为:

$$\sigma_{1,\rho} = \sigma_{1,\varphi} = \sigma_a \quad (33)$$

弹性平面应变本构方程:

$$\begin{cases} \varepsilon_\rho = \frac{1+v}{E} [(1-v)\sigma_\rho - v\sigma_\varphi] \\ \varepsilon_\varphi = \frac{1+v}{E} [(1-v)\sigma_\varphi - v\sigma_\rho] \\ \gamma_{\rho\varphi} = \frac{1}{G} \tau_{\rho\varphi} \end{cases} \quad (34)$$

将式(33)带入式(34)中, 求得区域 1 的弹性应变。加上温度引起的热应变可得区域 1 的环向应变和径向应变:

$$\varepsilon_{1,\rho} = \varepsilon_{1,\varphi} = \frac{(1+v_1)(1-2v_1)\sigma_a}{E_1} + (1+v_1)f_1\Delta T \quad (35)$$

式中: E_1 为区域 1 材料的杨氏模量; v_1 为区域 1 材料的泊松比; f_1 为区域 1 材料的热膨胀系数。

2.3 区域 2 的应力和应变分布

由边界条件知, 当 $\rho = a$ 时, $\sigma_{2,\rho} = \sigma_a$, 当 $\rho = b$ 时, $\sigma_{2,\rho} = \sigma_b$, 得到 $A_2 = \frac{\sigma_b b^2 - \sigma_a a^2}{b^2 - a^2}$, $B_2 = \frac{(\sigma_b - \sigma_a)a^2 b^2}{(b^2 - a^2)}$, 则 2 区域的应力分布为:

$$\sigma_{2,\rho} = \frac{\sigma_b b^2 - \sigma_a a^2}{b^2 - a^2} - \frac{(\sigma_b - \sigma_a)a^2 b^2}{(b^2 - a^2)\rho^2} \quad (a \leq \rho \leq b) \quad (36)$$

$$\sigma_{2,\varphi} = \frac{\sigma_b b^2 - \sigma_a a^2}{b^2 - a^2} + \frac{(\sigma_b - \sigma_a)a^2 b^2}{(b^2 - a^2)\rho^2} \quad (a \leq \rho \leq b) \quad (37)$$

由于在计算热障涂层系统界面应力过程中, 区域 2 材料为 TGO, 热障涂层系统区域 2 的总应变包含弹性应变、温度变化引起的热应变和 TGO 热生长应变。TGO 热生长应变分为垂直于 TC/TGO 界面的应变 ε_i 和沿 TGO/BC 界面的应变 ε_g 。将式(36)和式(37)代入式(34)中, 可以求得区域 2 的弹性应变, 再加上温度引起的热应变和 TGO 热生长应变, 可得区域 2 内每处的总应变为:

$$\varepsilon_{2,\rho} = \frac{(1+v_2)}{E_2} \left[A_2(1-2v_2) - \frac{B_2}{\rho^2} \right] + (1+v_2)f_2\Delta T + 4.898 \times 10^{-3} \sqrt{N} \quad (a \leq \rho \leq b) \quad (38)$$

$$\varepsilon_{2,\varphi} = \frac{(1+v_2)}{E_2} \left[A_2(1-2v_2) + \frac{B_2}{\rho^2} \right] + (1+v_2)f_2\Delta T + 2.449 \times 10^{-3} \sqrt{N} \quad (a \leq \rho \leq b) \quad (39)$$

式中: E_2 为区域 2 材料的弹性模量; v_2 为区域 2 材料的泊松比; f_2 为区域 2 材料的热膨胀系数; ΔT 是体系的温度变化。由此计算得到了区域 2 中每一点的应变大小。

2.4 区域 3 的应力和应变分布

区域 3 的应力分布求解过程与区域 1 和区域 2 的求解过程相同。

$$\sigma_{3,\rho} = \frac{(c^2 - \rho^2)b^2\sigma_b}{(c^2 - b^2)\rho^2} \quad (b \leq \rho \leq c) \quad (40)$$

$$\sigma_{3,\varphi} = \frac{-b^2(c^2 + \rho^2)\sigma_b}{\rho^2(c^2 - b^2)} \quad (b \leq \rho \leq c) \quad (41)$$

将式(40)和式(41)代入式(34),求得区域 3 的弹性应变,再加上体系温度变化引起的热应变,可得区域 3 每处应变为:

$$\varepsilon_{3,\rho} = \frac{(1+\nu_3)b^2\sigma_b(c^2 - \rho^2 + 2\nu_3\rho^2)}{E_3\rho^2(c^2 - b^2)} + (1+\nu_3)f_3\Delta T \quad (b \leq \rho \leq c) \quad (42)$$

$$\varepsilon_{3,\varphi} = \frac{(1+\nu_3)b^2\sigma_b(-c^2 - \rho^2 + 2\nu_3\rho^2)}{E_3\rho^2(c^2 - b^2)} + (1+\nu_3)f_3\Delta T \quad (b \leq \rho \leq c) \quad (43)$$

式中: E_3 分别为区域 3 材料的杨氏模量; ν_3 为区域 3 材料的泊松比; f_3 为区域 3 材料的热膨胀系数。

σ_a 和 σ_b 的大小与热障涂层系统材料参数、TGO 热生长应变、体系温度变化量有关,并由区域 1 和区域 2 界面、区域 2 和区域 3 界面的应变连续条件确定。当 $\rho = a$ 时,区域 1 界面处的环向应变和区域 2 界面处的环向应变相等。当 $\rho = b$ 时,区域 2 界面处的环向应变和区域 3 界面处的环向应变相等。

$$\sigma_v = \frac{3.894 \times 10^7 E_\varphi^{\text{eq}} \sqrt{N} + 1.443 \times 10^8 E_\varphi^{\text{eq}} \Delta T \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 + 51 \ 207.585 E_\varphi^{\text{eq}} \Delta T - 4.807 \times 10^{11} E_\varphi^{\text{eq}} \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 \sqrt{N}}{7.283 \times 10^8 \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 E_\varphi^{\text{eq}} - 1.904 \times 10^{14} \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 + 66 \ 160.316 E_\varphi^{\text{eq}} + 2.713 \times 10^{10}} \quad (46)$$

式中: ΔT 为体系温度变化量; E_φ^{eq} 为 TC 层平面内等效模量; N 为热循环数; L 、 A 分别为正弦函数的波长和幅值。由于最大拉应力 σ_v 位于 TC/TGO 界面的波谷,因此推导得到了热循环过程中 TC/TGO 界面最大拉应力 σ_v 的解析解。TC/TGO 界面最大拉应力 σ_v 表示为 ΔT 、 E_φ^{eq} 、 N 、 L 、 A 的函数。

当求 TGO/BC 界面波峰应力时,从图 2 可以看出,区域 1、区域 2 和区域 3 材料依次为金属粘结层 BC、热生长氧化物层 TGO 和陶瓷层 TC,则 σ_a 即为 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 。解方程(44)和(45)可得 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 。此时,式(44)中的 $\varepsilon_{1,\varphi}$ 由式(35)求得;式(44)和式(45)中的 $\varepsilon_{2,\varphi}$ 由式(39)求得;式(45)中 $\varepsilon_{3,\varphi}$ 由式(10)求得。波峰的曲率半径 $\rho = \frac{L^2}{4A\pi^2}$,则 $a = \rho = \frac{L^2}{4A\pi^2}$ 。将表 1 的材料参数、TGO 层和 BC 层的厚度参数代入式(44)和式(45),用 MATLAB 求解式(44)和式(45)可得 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p :

$$\varepsilon_{1,\varphi} = \varepsilon_{2,\varphi}, \quad \rho = a \quad (44)$$

$$\varepsilon_{2,\varphi} = \varepsilon_{3,\varphi}, \quad \rho = b \quad (45)$$

联立式(44)、(45),运用 MATLAB 求解上述带参数的二元一次方程。可求得区域 1 和区域 2 的界面应力 σ_a ,区域 2 和区域 3 的界面应力 σ_b 的解析解。

3 结果与讨论

3.1 TGO 热生长对系统界面应力的影响

当求 TC/TGO 界面波谷的应力时,从图 2 中可以看出,区域 1、区域 2 和区域 3 材料依次为陶瓷层 TC、热生长氧化物层 TGO 和金属粘结层 BC,则 σ_a 即为 TC/TGO 界面波谷的应力 σ_v 。解方程(44)和(45)可求得 TC/TGO 界面波谷应力 σ_v 。此时,式(44)中的 $\varepsilon_{1,\varphi}$ 由式(10)求得;式(44)和式(45)中的 $\varepsilon_{2,\varphi}$ 由式(39)求得;式(45)中的 $\varepsilon_{3,\varphi}$ 由式(43)求得。波谷的曲率半径 $\rho = \frac{L^2}{4A\pi^2}$,则 $a = \rho = \frac{L^2}{4A\pi^2}$ 。将表 1 的材料参数、TGO 层和 BC 层的厚度参数代入式(44)和式(45),用 MATLAB 解方程求解可得 TC/TGO 界面波谷应力 σ_v :

$$\begin{aligned} \sigma_p = & (-112 \ 342.816 \Delta T E_\varphi^{\text{eq}} - 1.109 \times \\ & 10^9 \Delta T \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 E_\varphi^{\text{eq}} + 4.576 \times 10^{14} \Delta T \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 + \\ & 4.474 \times 10^{11} \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 \sqrt{N} E_\varphi^{\text{eq}} + 1.496 \times 10^{13} \sqrt{N} - \\ & 3.624 \times 10^7 \sqrt{N} E_\varphi^{\text{eq}} - 1.846 \times 10^{17} \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 \sqrt{N} - \\ & 3.707 \times 10^{10} \Delta T / 175 \ 054.529 E_\varphi^{\text{eq}} + 4.607 \times 10^{10} + \\ & 2.456 \times 10^8 \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 E_\varphi^{\text{eq}} - 1.014 \times 10^{14} \left(\frac{L^2}{4A\pi^2} \right)^2 \end{aligned} \quad (47)$$

由于最大拉应力 σ_p 位于 TGO/BC 界面的波峰,因此推导得到了热循环过程中 TGO/BC 界面最大拉应力的解析解。TGO/BC 界面最大拉应力 σ_p 表示为 ΔT 、 E_φ^{eq} 、 N 、 L 、 A 的函数。

从式(46)和式(47)可以看出,当材料参数已经给定时,那么 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力主要由体

系温度变化量 ΔT 、热循环数 N 和正弦形貌 TGO 的波长 L 、幅值 A 决定。当给定典型的 TGO 形貌, $L=60 \mu\text{m}$, $A=15 \mu\text{m}$ ^[24], 进一步化简式(46)和式(47)得:

$$\sigma_v = 61.532\sqrt{N} + 0.164\Delta T \quad (48)$$

$$\sigma_p = 116.941\sqrt{N} - 0.574\Delta T \quad (49)$$

热障涂层系统在高温时刻制备, 假设系统在高温时刻为无应力状态, 热循环过程中温度变化范围为 $1200 \sim 25^\circ\text{C}$ ^[20]。可见同一个热循环中, 热障涂层系统 TC/TGO 界面波谷应力 σ_v 最大值出现在高温时刻, 而 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 最大值出现在室温时刻。高温时刻 TC/TGO 界面应力 σ_v 随热循环的变化如图 7a 所示, 可以看出, TC/TGO 界面波谷应力 σ_v 幅值随热循环的进行而逐渐增加。当系统经历 24 个热循环后, σ_v 幅值从最初的 0 增加到 301.44 MPa, 预示着裂纹将在 TC/TGO 界面波谷萌生和扩展。解析解推导获得的应力变化趋势和 Xu 和 Su 等人运用有限元模拟得到的结果一致^[13,20,25]。图 7b 给出了当系统温度降到

室温状态, TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 随热循环 N 的演变, 可以看出, TGO/BC 界面波峰拉应力 σ_p 幅值随热循环的进行而增加。当系统经历 24 个热循环后, σ_p 幅值从最初的 617 MPa 增加到 1189.89 MPa, 预示着裂纹将在 TGO/BC 界面萌生和扩展。应力变化规律和 Busso 的有限元模拟结果相吻合^[19]。由于在求 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力的过程中没有考虑材料蠕变和材料屈服, 所以在应力幅值上有所差异。Padture 运用扫描电镜观察到的 EB-PVD 热障涂层失效模式如图 8 所示, 发现涂层 TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰区域的裂纹萌生和扩展导致涂层失效, 分别对应失效模式 I 和失效模式 II^[7]。说明 TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰是拉应力集中的位置。本文计算结果显示, TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰应力为拉应力, 随着热循环的进行, 应力逐渐积累, 导致裂纹将在这些区域萌生和扩展。这一结论和 Padture 等人观察到的失效模式 I 和失效模式 II 一致, 这证明了计算结果的可靠性。

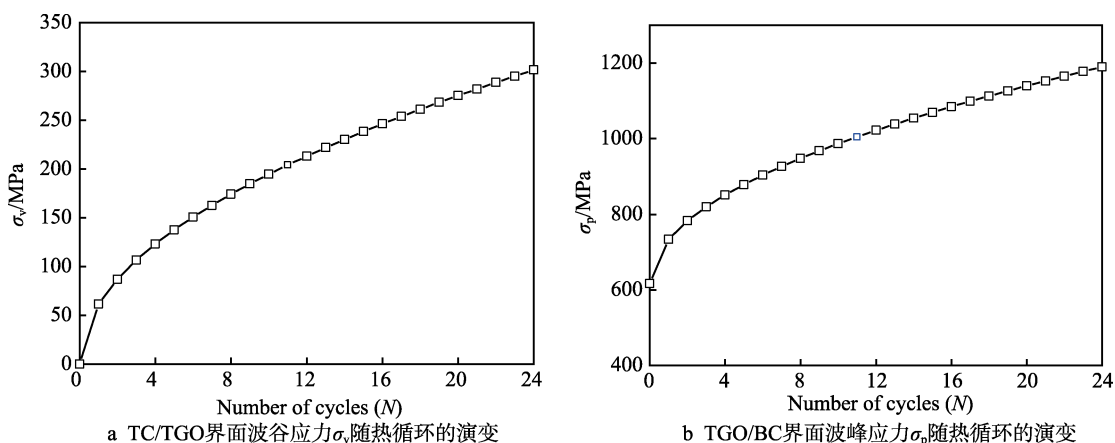


图 7 应力随热循环的变化

Fig.7 Evolution of stress as the thermal cycles: a) the evolution of stress at TC/TGO interface valley as the thermal cycles (σ_v); b) the evolution of stress at TGO/BC interface peak as the thermal cycles (σ_p)

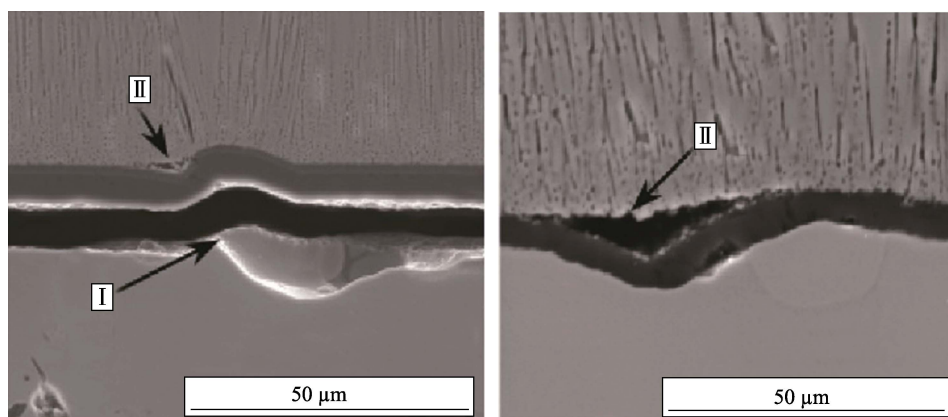


图 8 EB-PVD 热障涂层系统失效模式的 SEM 图

Fig.8 SEMs showing failure mechanisms I and II in EB-PVD TBC

3.2 CMAS 沉积对系统界面应力的影响

在热障涂层系统服役期间, CMAS 在沉积填充

TC 层的过程中, 对 TC 层平面内的刚度 E_ϕ^{eq} 影响比较大, 因此研究了 TC/TGO 和 TGO/BC 界面应力最大

值随 E_{ϕ}^{eq} 的变化。TC/TGO 界面应力最大值出现在 24 个热循环后的高温时刻, 因此取 $T=0\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $N=24$, 化简式(46)得:

$$\sigma_v = \frac{1.039 \times 10^4 E_{\phi}^{\text{eq}}}{9.238 E_{\phi}^{\text{eq}} + 2.027 \times 10^6} \quad (50)$$

高温时刻, 24 个热循环后, TC/TGO 界面波谷应力 σ_v 随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的变化趋势如图 9a 所示。当 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 从 0 增加到 $150\text{ }\mu\text{m}$ 时, 应力 σ_v 从 170.26 MPa 增加到 443.37 MPa , 可见 CMAS 的沉积促使 TC/TGO 界面开裂。高温时刻, 温度变化 $\Delta T=0$, 系统不产生由温度变化引起的热应变。TGO 热生长是产生界面应力的原因, TGO 热生长促使中间层 TGO 产生向外扩展的趋势, 而 TC 的刚度随着 CMAS 的沉积而增大, TC 对中间层 TGO 向外扩展的约束越来越强, 因此 TC/TGO 界面拉应力随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的增大而增大。

TGO/BC 界面应力最大值出现在 24 个热循环后的室温时刻, 因此取 $\Delta T=-1075\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $N=24$, 化简式(47)得:

$$\sigma_p = \frac{6.285 \times 10^8 + 6.504 \times 10^2 E_{\phi}^{\text{eq}}}{4.242 \times 10^5 + 1.839 E_{\phi}^{\text{eq}}} \quad (51)$$

室温时刻, 24 个热循环后, TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的变化趋势如图 9b 所示。可以看出, 当 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 从 0 增加到 $150\text{ }\mu\text{m}$ 时, 应力 σ_p 从 1317.83 MPa 减小到 1050.17 MPa , 说明 CMAS 的沉积可以抑制 TGO/BC 界面的裂纹产生。室温时刻, 系统温度变化 $\Delta T=-1075\text{ }^{\circ}\text{C}$, BC 层和 TGO 层材料收缩不匹配产生拉应力。TGO 热生长促使中间层 TGO 产生向外扩展的趋势, 而 TC 的刚度随着 CMAS 的沉积而增大, TC 对中间层 TGO 向外扩展的限制越来越强, 导致 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 有减小的趋势。

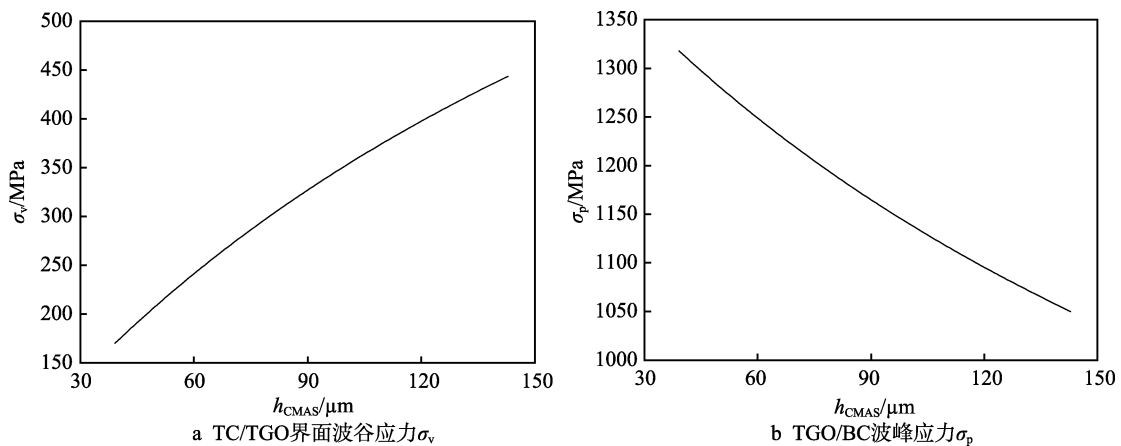


图 9 应力随 CMAS 沉积深度 h_{CMAS} 的变化

Fig.9 Evolution of stress as the CMAS deposition depth (h_{CMAS}): a) the evolution of stress in TC/TGO interface valley; b) the evolution of stress in TGO/BC interface peak

4 结论

1) 热循环过程中 CMAS 的沉积对 TC 层平面内的刚度影响比较大。

2) 推导出能同时考虑 TGO 热生长及其形貌、CMAS 沉积、材料参数不匹配的界面应力分布的解析解。理论结果显示, TC/TGO 界面波谷的应力 σ_v 和 TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 幅值随热循环的进行而增加, 裂纹易于在 TC/TGO 界面波谷和 TGO/BC 界面波峰萌生。

3) CMAS 的沉积使 TC/TGO 界面波谷应力 σ_v 增大, 促使 TC/TGO 界面开裂。TGO/BC 界面波峰应力 σ_p 随 CMAS 沉积而减小, 说明 CMAS 的沉积可以抑制 TGO/BC 界面的裂纹产生。

参考文献:

- [1] 曹学强. 热障涂层材料[M]. 北京: 科学出版社, 2007: 57-58.
CAO Xue-qiang. Thermal barrier coating material[M]. Beijing: Science Press, 2007: 57-58.
- [2] AFRASIABI A, SAREMI M, KOBAYASHI A. A comparative study on hot corrosion resistance of three types of thermal barrier coatings: YSZ, YSZ+ Al_2O_3 and YSZ/ Al_2O_3 [J]. Materials science and engineering: A, 2008, 478(1-2): 264-269.
- [3] AHRENS M, VABEN R, STÖVER D. Stress distributions in plasma-sprayed thermal barrier coatings as a function of interface roughness and oxide scale thickness[J]. Surface and coatings technology, 2002, 161(1): 26-35.

- [4] CHEN X. Calcium-magnesium-alumina-silicate (CMAS) delamination mechanisms in EB-PVD thermal barrier coatings[J]. Surface and coatings technology, 2006, 200(11): 3418-3427.
- [5] LI G R, YANG G J, LI C X, et al. A comprehensive mechanism for the sintering of plasma-sprayed nanostructured thermal barrier coatings[J]. Ceramics international, 2017, 43(13): 9600-9615.
- [6] MERCER C, FAULHABER S, EVANS A G, et al. A delamination mechanism for thermal barrier coatings subject to calcium-magnesium-alumino-silicate (CMAS) infiltration[J]. Acta materialia, 2005, 53(4): 1029-1039.
- [7] PADTURE N P, GELL M, JORDAN E H. Thermal barrier coatings for gas-turbine engine applications[J]. Science, 2002, 296(5566): 280-284.
- [8] SU L, YI C. Effects of CMAS penetration on the delamination cracks in EB-PVD thermal barrier coatings with curved interface[J]. Ceramics international, 2017, 43(12): 8893-8897.
- [9] YEVTUSHENKO A, KUCIEJ M, OCH E. Influence of thermal sensitivity of the materials on temperature and thermal stresses of the brake disc with thermal barrier coating[J]. International communications in heat and mass transfer, 2017, 87: 288-294.
- [10] VIDAL-SETIF M H, CHELLAH N, RIO C, et al. Calcium-magnesium-alumino-silicate (CMAS) degradation of EB-PVD thermal barrier coatings: Characterization of CMAS damage on ex-service high pressure blade TBCs[J]. Surface and Coatings Technology, 2012, 208: 39-45.
- [11] RAD M R, FARRAHI G H, AZADI M, et al. Stress analysis of thermal barrier coating system subjected to out-of-phase thermo-mechanical loadings considering roughness and porosity effect[J]. Surface and coatings technology, 2015, 262: 77-86.
- [12] SU L, ZHANG W, CHEN X, et al. Experimental investigation of the biaxial strength of thermal barrier coating system[J]. Ceramics international, 2015, 41(7): 8945-8955.
- [13] XU T, HE M Y, EVANS A G. A numerical assessment of the durability of thermal barrier systems that fail by ratcheting of the thermally grown oxide[J]. Acta materialia, 2003, 51(13): 3807-3820.
- [14] YU Q M, CEN L. Residual stress distribution along interfaces in thermal barrier coating system under thermal cycles[J]. Ceramics international, 2017, 43(3): 3089-3100.
- [15] JIANG P, FAN X, SUN Y, et al. Competition mechanism of interfacial cracks in thermal barrier coating system[J]. Materials & design, 2017, 132: 559-566.
- [16] 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.
- [17] BIAŁAS M. Finite element analysis of stress distribution in thermal barrier coatings[J]. Surface and coatings technology, 2008, 202(24): 6002-6010.
- [18] SU L, CHEN X, WANG T J. Numerical analysis of CMAS penetration induced interfacial delamination of transversely isotropic ceramic coat in thermal barrier coating system[J]. Surface and coatings technology, 2015, 280: 100-109.
- [19] BUSO E P, QIAN Z Q. A mechanistic study of micro-cracking in transversely isotropic ceramic-metal systems[J]. Acta materialia, 2006, 54(2): 325-338.
- [20] SU L, ZHANG W, SUN Y, et al. Effect of TGO creep on top-coat cracking induced by cyclic displacement instability in a thermal barrier coating system[J]. Surface and coatings technology, 2014, 254: 410-417.
- [21] TOLPYGO V K, CLARKE D R, MURPHY K S. Evaluation of interface degradation during cyclic oxidation of EB-PVD thermal barrier coatings and correlation with TGO luminescence[J]. Surface and coatings technology, 2004, 188: 62-70.
- [22] XU T, HE M Y, EVANS A G. A numerical assessment of the propagation and coalescence of delamination cracks in thermal barrier systems[J]. Interface science, 2003, 11(3): 349-358.
- [23] RÖSLER J, BÄKER M, AUFZUG K. A parametric study of the stress state of thermal barrier coatings: Part I: Creep relaxation[J]. Acta materialia, 2004, 52(16): 4809-4817.
- [24] RANJBAR-FAR M, ABSI J, MARIAUX G, et al. Crack propagation modeling on the interfaces of thermal barrier coating system with different thickness of the oxide layer and different interface morphologies[J]. Materials & design, 2011, 32(10): 4961-4969.
- [25] 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(1-2): 244-257.