

热载荷下热障涂层表面裂纹－界面裂纹的相互作用

赵 凯¹, 陈 智¹, 贾文斌¹, 黄红梅¹, 方 磊¹, 周柏卓²

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016; 2. 中国航发沈阳发动机研究所, 沈阳 110015)

摘要: 针对热障涂层在热循环载荷下陶瓷层表面和氧化层 / 黏结层界面形成裂纹而导致涂层失效的问题, 采用扩展有限元和内聚力单元建立陶瓷层表面裂纹与氧化层 / 黏结层界面裂纹相互作用的有限元模型, 得到不同裂纹附近应力分布和开裂程度, 分析了这 2 种裂纹之间的相互影响, 结果表明: 表面裂纹对界面裂纹影响较大, 而界面裂纹对表面裂纹影响较小; 氧化层几何参数以及材料参数对 2 种裂纹演变的影响研究表明: 氧化层正弦幅值和厚度主要影响界面裂纹, 在热载荷下, 氧化层越粗糙, 界面裂纹扩展速度越快。黏结层弹性模量主要影响界面裂纹扩展程度, 而陶瓷层弹性模量主要影响表面裂纹扩展程度, 对界面裂纹间接地产生较大影响。

关键词: 热障涂层; 裂纹扩展; 内聚力单元; 扩展有限元; 航空发动机

中图分类号: V231.91

文献标识码: A

doi: 10.13477/j.cnki.aeroengine.2021.01.017

Interaction between Surface Crack and Interface Crack in Thermal Barrier Coatings under Thermal Load

ZHAO Kai¹, CHEN Zhi¹, JIA Wen-bin¹, HUANG Hong-mei¹, FANG Lei¹, ZHOU Bai-zhuo²

(1. College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China; 2. AECC Shenyang Engine Research Institute, Shenyang 110015, China)

Abstract: The cracks occurred in the surface of Top ceramic Coating (TC) and the interface of Thermally Grown Oxide (TGO)/ Bond Coating (BC) can bring out cracks under thermal cycle load. To fix the failure the finite element model of the interaction between the surface crack of ceramic layer and the interface crack of TGO/BC was established using extended finite element and cohesive element. The stress distribution and cracking degree near different cracks were obtained, and the interaction between the two kinds of cracks was analyzed. The results show that the surface crack has great influence on the interface crack, while the interface crack has little influence on the surface crack. The influence result of the geometrical parameters and the material parameters of TGO on the two kinds of cracks evolution show that the sinusoidal amplitude and thickness of TGO mainly affect the interface crack. Under thermal load, the rougher the TGO is, the faster the interface crack propagation speed is. The elastic modulus of BC mainly affects the degree of interface crack propagation, while the elastic modulus of TC mainly affects the degree of surface crack propagation, which has a great influence on the interface crack indirectly.

Key words: thermal barrier coating; crack propagation; cohesive element; extended finite element; aeroengine

0 引言

热障涂层作为 1 种有效的高温防护手段被广泛应用于航空发动机热端部件的防护, 从而提高发动机热端部件工作温度, 进而提高发动机效率, 延长发动机使用寿命^[1-2]。典型的热障涂层系统由陶瓷层 (Top ceramic Coating, TC)、黏结层 (Bond Coating, BC)、超合金基底 (Superalloy Substrate, SUB)、热生长氧化层

(Thermally Grown Oxide, TGO)^[3] 4 部分组成。热障涂层结构复杂, 服役环境恶劣, 其失效的影响机制和因素复杂多样。

热障涂层系统在服役过程中, 在热膨胀失配应力、高温氧化生长应力等驱动下, 各层内部和不同层界面会形成裂纹导致涂层失效。近年来, 学者们关于热障涂层裂纹和失效机制开展了很多试验和仿真研

收稿日期: 2019-08-28

作者简介: 赵凯 (1994), 男, 在读硕士研究生, 研究方向为航空发动机结构强度; E-mail: zhaokai3014@nuaa.edu.cn。

引用格式: 赵凯, 陈智, 贾文斌, 等. 热载荷下热障涂层表面裂纹－界面裂纹的相互作用[J]. 航空发动机, 2021, 47(1): 96-102. ZHAO Kai, CHEN Zhi, JIA Wenbin, et al. Interaction between surface crack and interface crack in thermal barrier coatings under thermal load[J]. Aeroengine, 2021, 47(1): 96-102.

究。Zhou 等^[4]研究发现不同的表面裂纹形貌(例如:裂纹长度和密度)对界面裂纹有很大的影响;Wang 等^[5]分析了陶瓷层内单一垂直或水平裂纹位置对应力分布的影响,并结合试验讨论了陶瓷层内裂纹与界面裂纹的聚合机制;Wei 等^[6]综合 TGO 生长与热失配应力,分析热循环下 TC 层内近 TC/TGO 界面与 TGO 内裂纹的相互作用,并总结了 3 种失效机制;Song 等^[7]研究 TC 层内裂纹与 BC/TGO 界面裂纹的竞争行为,以及保温时间、TGO 初始厚度的影响;吕凯等^[8]结合围线积分和内聚力单元,分别以裂纹断裂参数和开裂状态表征表、界面裂纹状态,分析了热载荷下陶瓷层不同长度和位置的表面裂纹和 BC/TGO 界面裂纹的相互影响。

目前对表面裂纹与界面裂纹相互作用的研究大多集中在应力分布和静态断裂参数的变化方面^[4-6],而在实际过程中表面裂纹与界面裂纹相互作用并扩展演化^[7-8]。本文结合扩展有限元法和内聚力单元,建立陶瓷层表面裂纹与 BC/TGO 界面裂纹相互作用的演变模型,主要以裂纹开裂程度表征表、界面裂纹状态并讨论了 2 种裂纹之间的相互作用,以及不同几何参数和材料参数对 2 种裂纹的影响。

1 模型和参数

分别采用扩展有限元法和内聚力单元法模拟 TC 层表面裂纹和 TGO/BC 界面裂纹。表、界面裂纹同时存在的情况^[9]如图 1 所示。

1.1 有限元模型

热障涂层有限元模型如图 2 所示。模型包括 4 层:SUB、BC、TGO、TC,厚度分别为 1.6 mm、0.1 mm、1 μm、0.25 mm。其中,采用正弦曲线来简化 TGO 与 TC、BC 之间的界面,其正弦幅值 $A=10\sim 20\text{ }\mu\text{m}$,波长为 $80\text{ }\mu\text{m}$ 。TC 表面预制 $10\text{ }\mu\text{m}$ 的垂直裂纹,且周围网格加密(如图 2 右上方所示)。TGO 两侧界面起伏,

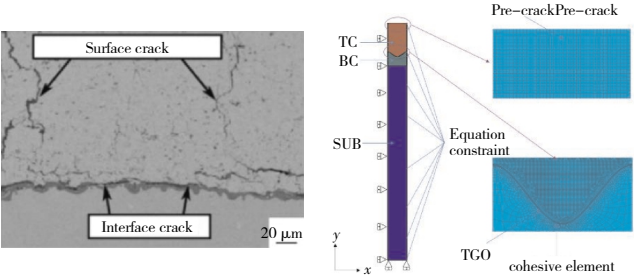


图 1 TBC 热循环试验后扫描电镜形貌^[9]

图 2 热障涂层有限元模型

是研究重点,网格加密,同时 TGO/BC 界面采用网格编辑技术 Insert Cohesive Seam 嵌入 1 层零厚度内聚力单元 COH2D4,初始界面无裂纹(如图 2 右下方所示)。选择平面应变单元 CPE4,共计 20230 个单元。

1.2 材料参数

TC 层和 SUB 层采用线弹性材料假设,TGO 层和 BC 层看作弹塑性材料,各层材料均视为各向同性,且参数均与温度有关,在 $t=900、1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,TGO 层屈服强度 $\sigma_y=10、1\text{ GPa}$ ^[10],其余相关参数(弹性模量 E ,热膨胀系数 α ,泊松比 ν)见表 1、2。同时,对于 BC 层还需考虑高温条件下的蠕变,采用 Norton 幂律来描述其蠕变行为

$$\dot{\epsilon}_{cr}=B\sigma^n \tag{1}$$

式中: B 和 n 是与温度相关的经验常数,见表 3。

表 1 BC 层塑性参数^[9]

塑性参数	$t/^{\circ}\text{C}$									
	400		600		800		900		1000	
σ/MPa	1100	2500	1100	2200	300	380	45	60	10	15
ϵ_p	0	0.24	0	0.30	0	0.02	0	0.02	0	0.01

表 2 不同层材料参数^[11]

$t/^{\circ}\text{C}$	SUB (DZ125)			BC(NiCrAlY)		
	$E /$	$\alpha \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{-1}$	ν	$E /$	$\alpha \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{-1}$	ν
	GPa			GPa		
20	211	14.8	0.33	200	14.13.6	0.33
200	197	15.2	0.33	190	14.2	0.33
400	188	15.6	0.33	175	14.6	0.33
600	176	16.2	0.33	160	15.2	0.33
800	157	16.9	0.34	145	16.1	0.34
1000	120	17.5	0.35	120	17.2	0.35
1100	118	18	0.35	110	17.6	0.35

$t/^{\circ}\text{C}$	TGO(Al_2O_3)			TC($\text{ZrO}_2+\text{Y}_2\text{O}_3$)		
	$E /$	$\alpha \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{-1}$	ν	$E /$	$\alpha \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}^{-1}$	ν
	GPa			GPa		
20	400	8	0.23	48	9	0.1
200	390	8.2	0.23	47	9.2	0.1
400	380	8.4	0.24	44	9.6	0.1
600	370	8.7	0.24	40	10.1	0.11
800	355	9	0.25	34	10.8	0.11
1000	325	9.3	0.25	26	11.7	0.12
1100	320	9.6	0.25	22	12.2	0.12

表 3 BC 层与温度相关的 Norton 蠕变参数^[12-13]

$t/^\circ\text{C}$	$B/(\frac{1}{\text{sMPa}^n})$	n
≤ 600	6.54×10^{-19}	4.57
700	2.20×10^{-12}	2.99
800	1.84×10^{-7}	1.55
≥ 850	2.15×10^{-8}	2.45

1.3 载荷和边界条件

从图 2 中可见,在热障涂层左右两侧分别施加对称边界条件和周期性边界条件。左侧边界约束 x 方向位移,右侧边界约束所有结点与参考点在 x 方向上有相同的位移,底部边界约束 y 方向的位移。

有限元模型中单个循环热载荷谱如图 3 所示。考虑单次热循环,包含 300 s 升温、3600 s 保温、300 s 降温过程。各层温度分布均匀,不考虑氧化层高温生长应力,蠕变仅发生在保温阶段,对裂纹演化影响较小^[14]。

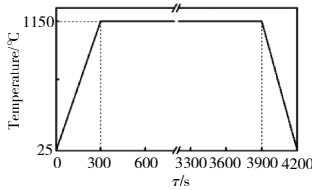


图 3 有限元模型中单个循环热载荷谱

1.4 BC/TGO 界面裂纹模型

在 BC/TGO 界面采用内聚力单元来模拟界面裂纹的萌生与扩展。内聚力单元力学行为由双线性牵引-分离法则表征,如图 4 所示。对于平面问题,主要包含 6 个参数:法向、切向的最大牵引力和临界位移 σ_n^0, σ_s^0 和 δ_n^0, δ_s^0 , 以及临界断裂能 G_{nc}, G_{sc} , 根据文献[15] 设置相关参数,取 $\delta_{ratio} = \delta_n^0 / \delta_s^0 = 0.25$ ^[6]。

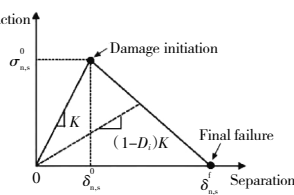


图 4 双线性牵引-分离法则

内聚力单元损伤起始是指单元刚度开始退化的时刻,对应图 4 中的顶点,采用二次名义应力准则来表征界面初始损伤^[16],即

$$\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^0} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_s^0} \right)^2 = 1 \quad (2)$$

界面裂纹行为由混合模式主导,内聚力单元损伤演化满足幂法则

$$\frac{G}{G_c} = \left(\frac{G_n}{G_{nc}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_s}{G_{sc}} \right)^\alpha = 1 \quad (3)$$

式中: G_n, G_s 为由牵引力引起的法向、切向的断裂能; G_{nc}, G_{sc} 为单元完全失效,即界面断裂所要求的临界断

裂能。

当等式右边幂方之和等于 1 时,内聚力单元完全失效并删除,裂纹扩展,本文将指数设为 1。

1.5 TC 层表面裂纹模型

采用扩展有限元法 (Extended Finite Element Method, EFEM) 模拟陶瓷层表面垂直裂纹在 TC 层内的扩展。

忽略新裂纹的萌生,裂纹扩展基于虚拟裂纹闭合技术 (Virtual Crack Closure-integral Technique, VCCT) 准则^[16],扩展方向垂直于最大切向应力方向,假设由混合模式主导,同样采用幂法则控制裂纹扩展

$$\frac{G_{equiv}}{G_{equivC}} = \left(\frac{G_I}{G_{IC}} \right)^{\alpha_m} + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right)^{\alpha_n} + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}} \right)^{\alpha_o} \quad (4)$$

式中: G_I, G_{II}, G_{III} 分别为模式 I、II、III 的实际能量释放率; $G_{IC}, G_{IIC}, G_{IIIC}$ 分别为模式 I、II、III 的临界能量释放率; $\alpha_m, \alpha_n, \alpha_o$ 均取为 1。

当等式右边幂方之和等于 1 时裂纹扩展。TC 层的断裂韧性在一定范围内^[17],此处取为 50 J/m²,由于缺少与断裂模式相关的试验数据,本文假设不同断裂模式的临界能量释放率相等^[6]。

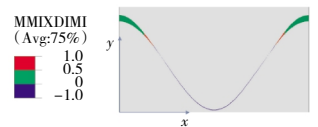
2 模拟结果和讨论

模拟结果显示表面裂纹主要在升温阶段扩展,且扩展方向基本垂直向下,而界面裂纹在降温阶段萌生和扩展,在两侧波峰区域萌生裂纹,并沿界面向波谷扩展,符合文献[18]涂层失效前的裂纹演化试验结果。根据文献[8,19]的结论,位于波谷上方的表面裂纹扩展最长,而越靠近正弦界面,对界面裂纹的萌生与扩展影响也就越大。因此,下文主要讨论位于波谷上方的表面裂纹与界面裂纹之间的相互作用。

2.1 表面裂纹对界面裂纹的影响

2.1.1 无表面裂纹时界面裂纹状态分析

为了对比分析表面裂纹对界面裂纹的影响,需要了解不含表面裂纹时界面裂纹的变化情况。不含表面裂纹时界面裂纹的主要断裂形式如图 5 所示。图中 x 轴表示热障涂层模型的横向,即长度方向; y 轴表示

图 5 BC/TGO 界面裂纹的断裂形式 ($A=20 \mu\text{m}$)

所有 S_{22} 和 S_{12} 分别表示沿 y 轴的正应力和作用在 yz 平面沿 y 轴的剪力。参数 MMIXDMI 表示初始损伤时

内聚力单元的混合断裂模式比,0~0.5以拉伸为主,0.5~1.0以剪切为主,-1.0表示未发生损伤。从图中可见,界面裂纹的主要断裂形式初始是以拉伸为主,随后在向波谷扩展的过程中逐渐以剪切为主。

BC/TGO 界面在降温阶段的 S_{22} 和 S_{12} 随时间变化的应力分布如图6所示。图中,横坐标 x 为上文所述的界面节点到模型左边界的距离,虚线 $C_{T1}(t=4102\text{ s})$ 、 $C_{T2}(t=4152\text{ s})$ 、 $C_{T3}(t=4200\text{ s})$ 表示不同时刻裂纹尖端随时间逐渐向波谷靠近。图中显示裂纹尖端拉应力在尖端附近出现局部最大值,随着时间变化,其幅值逐渐减小;相反,裂纹尖端附近剪切应力局部最大值随时间逐渐增大。 S_{12} 和 S_{22} 局部应力幅值都随裂纹扩展逐渐向波谷移动。

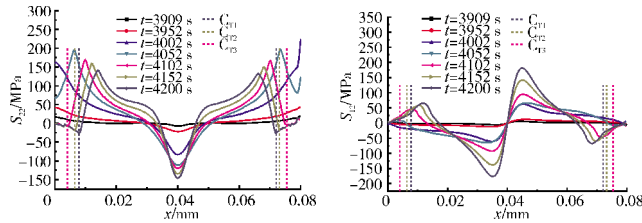


图6 降温阶段 BC/TGO 界面应力 S_{22} 和 S_{12} 随时间变化的分布 ($A=20\text{ }\mu\text{m}$)

2.1.2 表面裂纹对界面裂纹的影响

引入表面裂纹后的应力分布如图7所示。从图中可见, S_{22} 最大拉应力在界面裂纹尖端未脱粘的一侧界面,最大压应力在 TGO/BC 脱黏界面,这是由于裂纹张开后,界面之间失去约束,在降温阶段温度载荷的作用下,失去约束部分的 TGO 界面产生较大收缩,同时 TGO 弹性模量相对较大,产生较大的负应变和负应力。表面裂纹对界面裂纹应力场和裂纹长度的影响如图8~9所示。得到以下规律:(1)表面裂纹使得 BC/TGO 界面的应力幅值减小;(2)表面裂纹使界面裂纹扩展长度有所增加,但表面裂纹还未扩展到界面较深处,影响程度有限(如图7所示)。

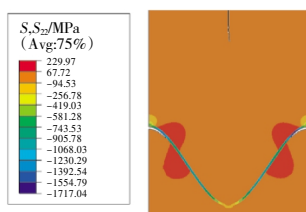


图7 表、界面裂纹相互作用的应力

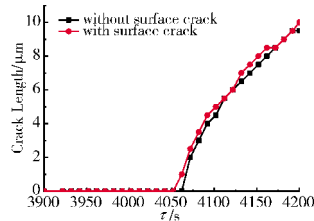


图8 表面裂纹对界面裂纹长度变化的影响

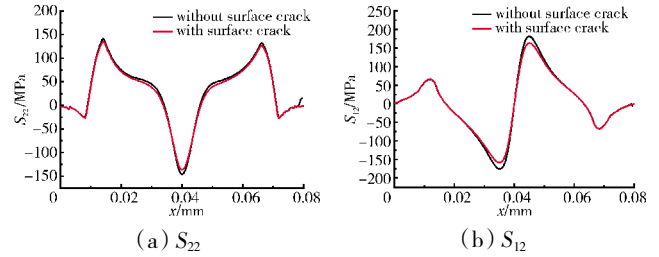


图9 表面裂纹对 BC/TGO 界面 S_{22} 和 S_{12} 应力的影响

2.2 界面裂纹对表面裂纹的影响

2.2.1 无界面裂纹演化时表面裂纹状态分析

界面远离 TC 层表面,对其应力分布基本无影响。Abaqus 中扩展有限元与内聚力单元联用时,无法计算表面裂纹动态变化的断裂参数,采用围道积分计算静态表面裂纹的应力强度因子,如图10所示。从图中可见,表面裂纹扩展主要受 I 型裂纹主导,即横向应力诱导陶瓷层内表面裂纹在垂直方向扩展,与文献[20]中试验结论相吻合。

2.2.2 界面裂纹对表面裂纹的影响

界面裂纹对表面裂纹长度变化的影响如图11所示。从图中可见,表面裂纹在升温阶段的扩展基本不受界面裂纹的影响。

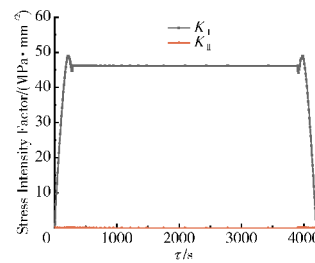


图10 静态表面裂纹应力强度因子

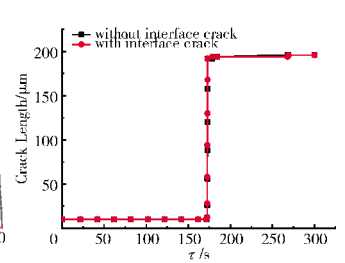


图11 界面裂纹对表面裂纹长度变化的影响

2.3 影响表、界面裂纹相互作用的因素

2.3.1 界面形貌

热障涂层实际结构的界面形貌更为复杂,为了研究界面形貌对表、界面裂纹的相互作用,将界面形貌简化为不同幅值 ($A_{10}=10\text{ }\mu\text{m}$; $A_{15}=15\text{ }\mu\text{m}$; $A_{20}=20\text{ }\mu\text{m}$) 的正弦曲线,分析结果如图12~13所示。总结出规律如下:(1)界面正弦幅值越大,界面裂纹萌生时间越早,扩展程度也越大。结合2.2.2,界面形貌虽然影响界面裂纹扩展长度和萌生时间,但对表面裂纹影响很小。界面正弦幅值为 $20\text{ }\mu\text{m}$ 的表面裂纹最终扩展长度小于 $15\text{ }\mu\text{m}$ 的,可能与扩展有限元只能扩展到单元边界,而不同形貌网格尺寸不一致有关;(2)随着

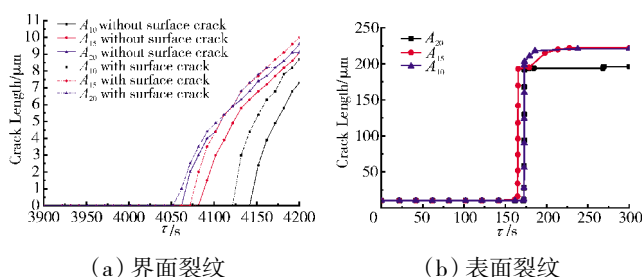
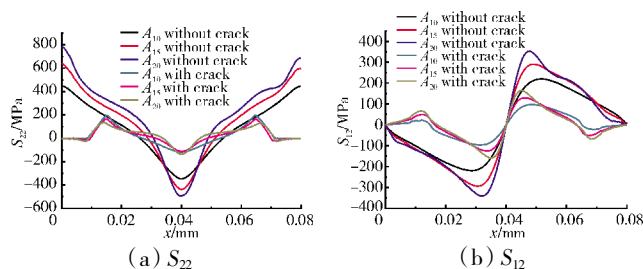


图 12 不同幅值对界面裂纹和表面裂纹扩展长度的影响

图 13 室温下不同幅值 BC/TGO 界面 S_{22} 和 S_{12} 应力分布

界面正弦幅值的增大, 裂纹附近正应力幅值逐渐减小, 而剪切应力幅值逐渐增大, 即界面裂纹对产生裂纹的界面应力影响程度随界面正弦幅值增大而增加。

2.3.2 氧化层厚度

热障涂层在热循环过程中, 氧化层会在热生长应力的作用下逐渐增厚, 对表、界面裂纹的演化产生影响, 本文通过改变氧化层厚度研究氧化层增厚的影响。分析结果如图 14~15 所示。总结出的规律如下: (1) 氧化层逐渐增厚 ($1\sim 7\ \mu\text{m}$), 扩展程度加剧, 同时表面裂纹的影响减小。界面形貌对表面裂纹影响很小, 长度不同的原因与第 2.3.1 节中的分析一致, 也导

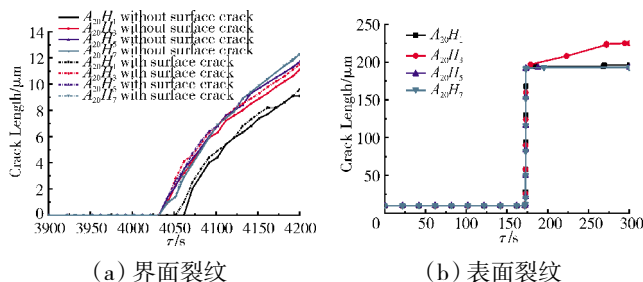
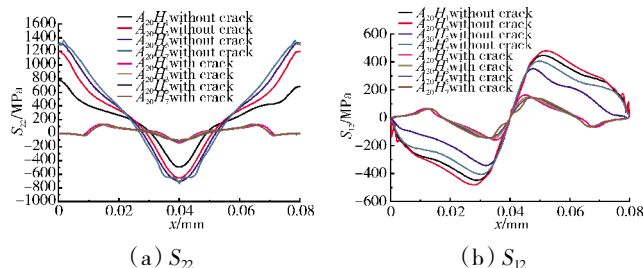


图 14 不同厚度对界面裂纹和表面裂纹扩展长度的影响

图 15 室温下不同厚度 BC/TGO 界面 S_{22} 和 S_{12} 应力分布

致 $A_{20}H_3$ (代表正弦幅值为 $20\ \mu\text{m}$, 厚度为 $3\ \mu\text{m}$, 其他类似) 裂纹扩展增幅相较于其他几个模型的更大; (2) 氧化层逐渐增厚, 裂纹尖端位置发生变化, BC/TGO 界面裂纹附近的应力幅值位置也发生变化, 但幅值大小变化很小。

综上可知, 氧化层界面幅值和厚度主要影响界面裂纹, 随着热循环的不断进行, 氧化层逐渐增厚, 界面形貌越不平整, 对界面裂纹演化的影响程度加剧, 导致界面更易失效。因此氧化层的热生长是一个需要高度重视的问题。

2.3.3 不同层的弹性模量

热障涂层服役环境复杂, 包含热、力、化学等多种耦合场, 材料参数易发生各种变化, 且变化空间较大, 不同结构之间的材料参数匹配对裂纹演化存在很大影响。为了研究这种影响, 将 TC、TGO、BC 层材料的弹性模量进行简化, 采用单一弹性模量, 其取值来自文献[21], 同样仅考虑 1 次热循环作用, 载荷谱与第 1.3 节的一致。

分析结果并见表 4, 如图 16~19 所示。从表 4 和图 16 中可见, BC 层弹性模量的变化对表面裂纹能量释放率和扩展程度影响很小, 而 TC 层的弹性模量则正好相反, 由前面的分析可知, 在研究不同层的弹性模量对界面裂纹的影响时, 需要考虑是否存在表面裂纹的影响。总结出的规律如下: (1) 分析图 17, 可忽略

表 4 表、界面裂纹相互作用下 TC 层和 BC 层弹性模量对表面裂纹扩展长度的影响 μm

E_{TC}/GPa	E_{BC}/GPa			
	50	100	150	200
20	195	195	195	195
30	196	196	196	196
50	256	256	256	256
60	262	262	262	257

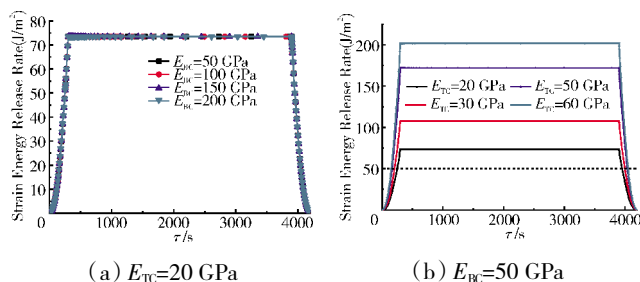


图 16 TC 层和 BC 层弹性模量对静态表面裂纹能量释放率的影响

表面裂纹的影响,发现 BC 层弹性模量的变化极大影响界面裂纹的演化,随着 BC 层弹性模量的增大,界面裂纹萌生时间提前,并且最终扩展程度也加剧,图

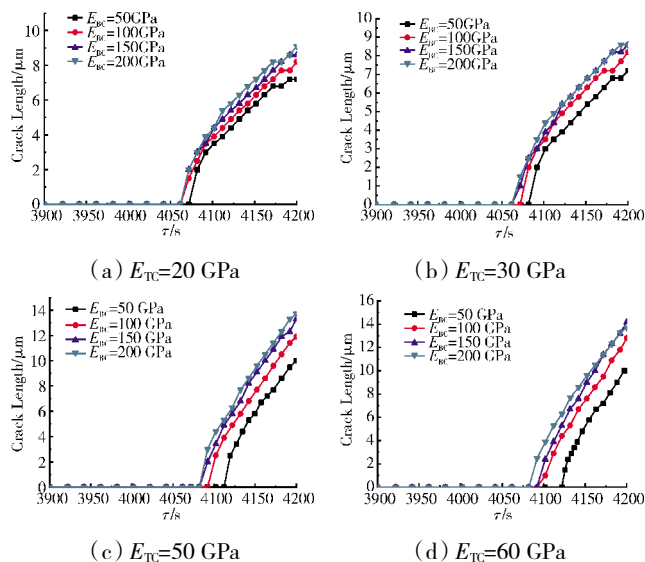


图 17 表、界面裂纹相互作用下 BC 层弹性模量对界面裂纹萌生与扩展的影响

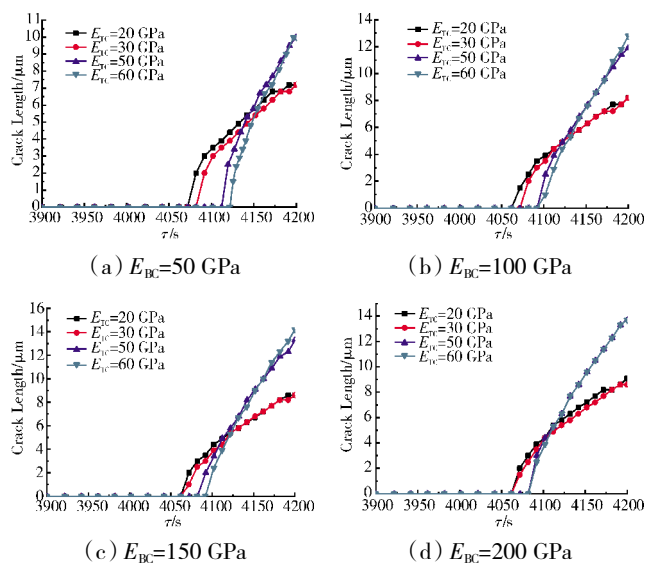


图 18 表、界面裂纹相互作用下 TC 层弹性模量对界面裂纹萌生与扩展的影响

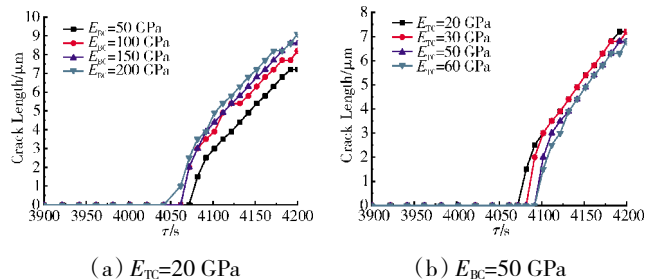


图 19 无表面裂纹时 BC 层和 TC 层弹性模量对界面裂纹萌生与扩展的影响

19(a)验证了这一结论;(2)分析图 18,随着 TC 层弹性模量的增大,表面裂纹扩展长度增加,对界面裂纹的影响程度加剧,使得界面裂纹最终扩展长度大幅增加,而观察 2 组表面裂纹相近的数据,可以发现在忽略表面裂纹的影响时,TC 层弹性模量对界面裂纹影响较小,使萌生时间小幅延迟,图 19(b)验证了这一结论。

综上可知,各层的弹性模量对表、界面裂纹存在较大影响,合理选择材料,控制热障涂层内不同裂纹的萌生与扩展。

3 结论

通过模型模拟结果对比,分析了热障涂层表面裂纹和 BC/TGO 界面裂纹之间的相互影响,以及几何参数和材料参数对其相互作用的影响,得出以下结论:

(1)表面裂纹主要在升温阶段扩展,以张开型裂纹为主,界面裂纹主要在降温阶段萌生与扩展,在波峰处以拉伸破坏为主,随着裂纹向波谷处扩展,逐渐转变为以剪切破坏为主。表面裂纹对界面裂纹演变影响较大,主要体现在表面裂纹改变界面附近应力场,促进表面裂纹两侧界面裂纹扩展,使界面裂纹最终扩展长度增加。而界面裂纹对表面裂纹的影响较小。

(2)氧化层界面形貌和厚度主要影响界面应力和界面裂纹演化,随着界面正弦幅值和氧化层厚度的增大,界面裂纹萌生时间提前,且最终扩展程度加剧;TC 层弹性模量主要影响表面裂纹,随着弹性模量的增大,表面裂纹扩展程度加剧,更靠近界面,使得表面裂纹对界面裂纹的影响加剧;BC 层弹性模量主要影响界面裂纹,随着弹性模量的增大,界面裂纹萌生时间提前,扩展程度加剧。

参考文献:

- [1] 王力彬. 界面形貌以及 TGO 厚度对热障涂层失效机理的影响研究 [D]. 西安:西北工业大学,2015.
WANG Libin. Study on influence of morphology and thickness of TGO on failure mechanism of thermal barrier coatings [D]. Xi'an: Northwest Polytechnical University, 2015. (in Chinese)
- [2] 曹学强. 热障涂层新材料和新结构 [M]. 北京: 科学出版社,2016: 1-5.
CAO Xueqiang. Thermal barrier coating new materials and new structures [M]. Beijing: Science Press, 2016: 1-5. (in Chinese)
- [3] Padture N P, Gell M, Jordan E H. Thermal barrier coatings for gas turbine engine applications [J]. Science, 2002, 296: 280-284.

- [4] Zhou B, Kokini K. Effect of pre-existing surface crack on the interfacial thermal fracture of thermal barrier coatings: a experimental study [J]. Surface and Coatings Technology, 2004, 187(1): 17–25.
- [5] Wang L, Yang J S, Ni J X, et al. Influence of cracks in APS-TBCs on stress around TGO during thermal cycling: a numerical simulation study[J]. Surface and Coatings Technology, 2016, 285: 98–112.
- [6] Wei Z Y, Cai H N, Li C J. Comprehensive dynamic failure mechanism of thermal barrier coatings based on a novel crack propagation and TGO growth coupling model[J]. Ceramics International, 2018, 44(18): 22556–22566.
- [7] Song J N, Li S L, Yang X G, et al. Numerical study on the competitive cracking behavior in TC and interface for thermal barrier coatings under thermal cycle fatigue loading[J]. Surface & Coatings Technology, 2019, 358: 850–857.
- [8] 吕凯, 徐颖强, 孙戡, 等. 热载荷下热障涂层表界面裂纹间的相互作用[J]. 航空动力学报, 2019, 34(1): 126–134.
LYU Kai, XU Yingqiang, SUN Jian, et al. Interaction between surface and interface cracks in thermal barrier coatings under thermal load[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(1): 126–134. (in Chinese)
- [9] Philipp S, Martin B, Joachim R. Multi-scale failure mechanisms of thermal barrier coating systems[J]. Computational Materials Science, 2013, 80(12): 27–34.
- [10] Karlsson A M, Evans A G. A numerical model for the cyclic instability of thermally grown oxides in thermal barrier systems[J]. Acta Materialia, 2001, 49(10): 1793–1804.
- [11] Zhou C G, Wang N, Xu H B. Comparison of thermal cycling behavior of plasma-sprayed nanostructured and traditional thermal barrier coatings [J]. Materials Science and Engineering: A, 2007, 452–453(24): 569–574.
- [12] 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.
- [13] Chen Z, Huang H M, Zhao K, et al. Influence of inhomogeneous thermally grown oxide thickness on residual stress distribution in thermal barrier coating system [J]. Ceramics International, 2018, 44(14): 16937–16946.
- [14] Su L C, Zhang W X, Sun Y L, 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.
- [15] Bialas M. Finite element analysis of stress distribution in thermal barrier coatings [J]. Surface and Coatings Technology, 2008, 202(24): 6002–6010.
- [16] 王铁军, 范学领. 热障涂层强度理论与检测技术[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2016: 455–457.
WANG Tiejun, FAN Xueling. Strength theory and testing technology of thermal barrier coatings[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2016: 455–457. (in Chinese)
- [17] Evans A G, He M Y, Hutchinson J W. Mechanics-based scaling laws for the durability of thermal barrier coatings [J]. Progress in Materials Science, 2001, 46(3–4): 249–271.
- [18] Li G H, Yang G J, Li C X, et al. Strain-induced multiscale structural changes in lamellar thermal barrier coatings[J]. Ceramics International, 2017, 43(2): 2252–2266.
- [19] 于庆民, 石永志. 热失配下热障涂层表面裂纹扩展的数值模拟[J]. 稀有金属材料与工程, 2018, 47(10): 3053–3057.
YU Qingmin, SHI Yongzhi. Numerical simulation of surface crack propagation in thermal barrier coatings under thermal mismatch stress [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2018, 47(10): 3053–3057. (in Chinese)
- [20] Heeg B, Tolpygo V K, Clarke D R. Damage evolution in thermal barrier coatings with thermal cycling[J]. Journal of the American Ceramic Society, 2011, 94(S1): S112–S119.
- [21] Hui M T, Yu Q M, Shi Y Z. Influence of material parameters on the interfacial crack growth in thermal barrier coating system[J]. Ceramics International, 2019, 45(7): 8414–8427.

(编辑: 刘 静)