

特约专栏

基于力热能量密度等效原理的 热障涂层损伤数值研究

李定玉^{1,2}, 王树彬², 徐念东², 李卫国²

(1. 重庆科技学院建筑工程学院, 重庆 401331)

(2. 重庆大学航空航天学院, 重庆 400030)

摘要: 热障涂层是保障燃气轮机涡轮叶片、火箭发动机在极端高温有氧环境服役的核心技术之一, 其损伤失效机理仍然是目前该领域的难点。基于力热能量密度等效原理并考虑塑性变形能, 推导了一个适用于热障涂层在循环热载荷下的温度相关性损伤失效判据, 并结合有限元方法分析了循环热载荷下热障涂层的失效能密度的分布情况, 重点讨论了陶瓷层(TC)表面升温、保温和降温 3 个典型阶段考虑塑性变形能的失效能密度分布与单纯考虑拉伸效应弹性应变能的失效能密度分布的差异, 并对循环热载荷条件下热障涂层的损伤失效行为进行了模拟。结果表明, 造成热障涂层损伤失效的裂纹并非一直沿着 TC/TGO 往波谷扩展, 并且热生长氧化层(TGO)波峰顶部不容易产生裂纹, 这两个关键现象与实验所得结果吻合, 验证了推导的温度相关性损伤失效判据的准确性, 并克服了基于传统断裂力学的 VCCT 技术、Cohesive 单元法和扩展有限元法等局限性, 为热障涂层的强度评估与安全性评价提供了科学依据。

关键词: 热障涂层; 失效能密度; 有限元; 损伤; 塑性; 蠕变

中图分类号: TG174.44 **文献标识码:** A **文章编号:** 1674-3962(2020)11-0871-07

Numerical Simulation of Thermal Barrier Coating Damage Failure Based on the Force-Heat Equivalence Energy Density Principle

LI Dingyu^{1,2}, WANG Shubin², XU Niandong², LI Weiguo²

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Chongqing University of Science and Technology, Chongqing 401331, China)

(2. College of Aerospace Engineering, Chongqing University, Chongqing 400030, China)

Abstract: Thermal barrier coating (TBC) is one of the essential technologies to ensure the safety of gas turbine blades and rocket engines under the service condition of extremely high temperature and oxidation atmosphere. However, the damage failure mechanism of TBCs is still a challenge in this field. In this paper, a temperature-dependent damage failure criterion for TBCs considering the plastic deformation energy under thermal cycling was proposed based on the force-heat equivalence energy density principle. Meanwhile, combined with the finite element method, the failure energy density distribution in TBCs under thermal cycling was analyzed. The differences of the failure energy density distribution in ceramic top coat (TC) layer during three typical stages as heating, holding and cooling between two different simulations, one considering the plastic deformation energy and the other only with the tensile elastic strain energy were discussed, respectively. Moreover, the

damage failure behaviors of TBCs under thermal cycling were simulated. The results showed that the cracks which caused the damage failure of TBCs did not always propagate along the boundary of TC / TGO to the trough, and it was not easy for cracks to appear on the top of the wave crest of TGO layer. These two key phenomena were consistent with the experimental results, which verified the accuracy of the temperature dependent damage failure criterion derived in this paper. The deduced criterion could overcome the limitations involved in VCCT technology, cohesive element method and extended finite element method based on traditional fracture mechanics, and provide a scientific basis for strength and safety evaluation of TBC.

收稿日期: 2020-06-29

基金项目: 国家自然科学基金项目(11727802, 11672050, 11602043); 重庆市基础科学与前沿技术研究项目(cstc2017jcyjAX0240)

第一作者: 李定玉, 男, 1987 年生, 讲师, 硕士生导师,
Email: ldy0322@cqust.edu.cn

通讯作者: 李卫国, 男, 1976 年生, 教授, 博士生导师,
Email: wgli@cqu.edu.cn

DOI: 10.7502/j.issn.1674-3962.202006035

Key words: thermal barrier coating; failure energy density; finite element method; damage; plastic; creep

1 前言

热障涂层(thermal barrier coating, TBC)是目前提高燃气轮机涡轮叶片及火箭发动机耐高温、抗腐蚀性能的关键核心技术^[1]。众所周知,热障涂层是典型的多层结构,一般由镍基高温合金基体(substrate)、粘结层(bond coat, BC)、热生长氧化层(thermally growth oxide, TGO)以及陶瓷层(ceramic top coat, TC)组成^[1-3]。因各层材料的热物理性能差异,在服役过程中的循环升降温热载荷作用下,导致热障涂层产生了复杂的热失配应力以及蠕变、塑性变形和氧化等现象,使得人们至今仍未完全揭示造成热障涂层失效的原因^[1,3]。因此,深入研究热障涂层的循环热载荷下的损伤失效行为及其控制机理,对其设计、制备及强度评价具有重要意义以及工程应用价值^[2]。

自 20 世纪 50 年代以来,诸多学者在热障涂层损伤破坏方面开展大量的实验、理论与数值模拟研究。Tolpygo 等^[4]通过实验方法研究了电子束物理气相沉积(EB-PVD)热障涂层在循环热载荷下 TGO 层的生长以及 TC/TGO 界面裂纹的萌生与发展,并且发现该类型热障涂层 TGO/BC 界面不易形成裂纹。Trunova 等^[5]通过分析大气等离子喷涂(APS)热障涂层经过不同循环热载荷后的一系列 SEM 照片,同样发现在服役过程中,热障涂层的 TC/TGO 界面比 TGO/BC 界面更容易萌生裂纹从而导致涂层的损伤失效。Beck 等^[6]通过对实验结果的统计分析,根据氧化时间、升降温循环次数与裂纹长度的关系,建立了热障涂层剥落失效的寿命预测模型。然而,仅仅通过对实验现象的观察与分析不足以揭示导致热障涂层失效的控制机理,因此,不少学者对此展开了大量理论研究。Song 等^[7]建立了一个新的理论模型,在冷却过程中将热障涂层在空间和时间上分别离散,从而得到了整个冷却过程中热应力的演化。Evans 等^[8]针对实际热障涂层界面不平整的情况,提出了 TC/TGO/BC 三层组成的球壳理论模型,并用该模型分析了热障涂层局部热失配应力与常见失效模式的联系。研究表明,存在一个临界 TGO 层厚度使得热障涂层在相同的热载荷情况下发生破坏,但是该模型是将整个热障涂层理想化地视为完整的球壳,与实际情况的应力状态有明显差别^[3]。Mao 等^[9]建立了循环热载荷下热障涂层热应力场的理论模型,并在模型中考虑了 TC 层的蠕变、TGO 层增厚等因素的影响,分析了各层应力与热循环次数的关系。研究表明,热循环过程中热障涂层系统发生了不可逆的变形,并且陶瓷涂层内的残余应力场会逐渐增大从而导致界面裂纹萌生与材料失效。Hsueh 等^[10]和 Limarga

等^[11]等根据热障涂层 TGO 层的几何形貌进行简化,建立了凹、凸的两种圆筒模型,研究所得应力场较好地解释了 TC/TGO 界面的波谷处与 TGO/BC 界面的波峰处容易产生裂纹的原因。

在热障涂层失效的有限元研究方面, Ranjbar-Far 等^[12]利用有限元方法研究了循环热载荷下 TGO 层为半球形的热障涂层热应力场,分析了界面形态、塑性变形、高温蠕变、氧化等因素对热障涂层应力场分布以及裂纹形核、扩展的影响。Jiang 等^[13]和 Bialas 等^[14]研究了不同 TGO 厚度的热障涂层的开裂行为。Song 等^[15]考虑了高温蠕变与 TGO 层生长的影响,利用 Cohesive 单元法模拟了不同循环热载荷波形下热障涂层的开裂行为。结果表明,在三角形循环热载荷下,裂纹在 TC 层中扩展,但在梯形载荷波形下,裂纹可能会在 TC/TGO 界面波谷附近萌生并沿着界面扩展,从而导致 TC 层完全剥落。Fan 等^[16]研究了表面裂纹密度、裂纹深度、各层弹性模量等因素对涂层断裂驱动力的影响,分析表明,高密度表面裂纹可显著降低材料内存储的弹性能,增加应变容许度,有助于涂层稳定服役。Baker 等^[17]使用 VCCT 有限元技术模拟了热障涂层 TC/TGO 为正弦界面时裂纹的扩展过程。结果表明,裂纹主要以 II 型裂纹模式为主,并从波谷处开始向波峰扩展。Wang 等^[18]推导了热障涂层的热-化学-力耦合模型,利用有限元软件 COMSOL 多物理场模拟的优势,研究了 TGO 层生长对热障涂层热应力场的影响,分析了热障涂层 TGO 生长造成的失效原因。Maurel 等^[19]利用傅里叶函数与实验所得热障涂层 SEM 照片,拟合得到了真实的 TGO 层几何形貌,并结合有限元方法计算了 2D、3D 热障涂层的热应力场。张治彪^[20]同样基于真实的 TGO 层几何形貌,利用有限元方法研究了热障涂层的热应力分布,模拟了热障涂层的裂纹扩展与失效形式。

然而,现有的有限元数值模拟研究常注重于 TGO 层的几何形貌对涂层热应力场的影响,对于裂纹的形核、扩展与涂层失效判据依然是基于传统的拉应力分析与断裂力学判据,并且多数情况下都预设了裂纹位置。但是,实际热障涂层因为 TGO 层的不规则导致热应力场复杂,并且从实验结果可以发现,在循环热载荷下涂层的塑性累积效应明显,单纯从最大拉应力方向与经典断裂力学判据不足以判断裂纹萌生位置与扩展路径。而且,从实验所得 SEM 照片可知,循环热载荷下裂纹并非完全沿着 TC/TGO 界面或者 TGO/BC 界面扩展。因此,目前已有的实验、理论与有限元方法难以很好地揭示热障涂层失效过程中裂纹的形核与扩展。本文基于力热能量密度等效原理,考虑循环热载荷下各层材料的塑性累积做功,建立了

热障涂层的温度相关性损伤失效判据。进一步结合有限元方法，考虑高温蠕变的影响，研究了 TGO 层圆弧形凸起与凹陷共存时，热障涂层在循环热载荷下的损伤行为，为热障涂层的设计与应用、安全性评价提供科学依据。

2 基于力热能量密度等效原理并考虑累积塑性变形能的温度相关性损伤失效判据

根据作者提出的力热能量密度等效原理^[21]，可以得到以下两个观点：① 对于一种特定材料，其存在一个储能极限，即材料发生破坏时对应一个固定不变的能量最大值，这个最大值可以用应变能表征，也可以用热能进行表征；② 从对材料的破坏效果讲，材料储存的能量与应变能之间存在一种定量的等效关系。因此，不同温度下，当材料内部的能量密度（即应变能密度以及等效的热能密度之和）达到了临界值时，材料发生断裂^[22]。因此有式(1)：

$$W_{total} = KW_T(T) + W_{\sigma}(T) \quad (1)$$

式中： W_{total} 为单位体积材料的储存能量极限，即临界失效能密度； T 为当前温度； $W_T(T)$ 为当前温度下的热能密度； $W_{\sigma}(T)$ 为当前温度下材料破坏时的应变能密度； K 为热能和应变能之间的能量转换系数^[22]。

基于以上思想可以得到线弹性材料的温度相关性临界失效能密度，如式(2)所示^[22]：

$$W_{total} = W_{\sigma}(T_0) \frac{\int_{T_0}^T C_p(T) dT}{\int_{T_0}^{T_m} C_p(T) dT} + W_{\sigma}(T) \quad (2)$$

式中： T_m 为材料的熔点， $C_p(T)$ 为材料对应温度下的定压热容， $W_{\sigma}(T_0)$ 为参考温度 T_0 下的临界应变能密度， $W_{\sigma}(T)$ 为当下应变能密度。根据断裂力学观念，造成材料发生破坏的是拉伸效应的应变能，因此，本文参考 Mische 等^[23] 提出的弹性应变能拉压分解方法可以得到拉伸效应的应变能密度 $W_{\sigma+}(T)$ 表达式如式(3)：

$$W_{\sigma+}(T) = \frac{\lambda(T)}{2} \langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \rangle_+^2 + \mu(T) \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_+^2) \quad (3)$$

式中： $\lambda(T)$ 和 $\mu(T)$ 为材料温度相关性拉梅常数； $\text{tr}(\cdot)$ 为求迹；麦考利括号定义为 $\langle \cdot \rangle_+ = (\cdot + |\cdot|)/2$ ， $\langle \cdot \rangle_- = (\cdot - |\cdot|)/2$ ；而应变为 $\boldsymbol{\varepsilon}_{\pm} = \sum_{i=1}^d \langle \boldsymbol{\varepsilon}^i \rangle_{\pm} \mathbf{n}^i \otimes \mathbf{n}^i$ ，其中 $\boldsymbol{\varepsilon}^i$ 和 \mathbf{n}^i 分别为第 i 个主应变值及其方向， d 为空间维数，二维 $d=2$ ，三维 $d=3$ 。

然而，实验结果表明热障涂层在循环热载荷作用下有明显塑性累积变形，仅考虑线弹性的应变能显然无法准确判断，因此必须考虑累积塑性变形做功的影响。而考虑到材料储存能量存在极限，因此我们认为当拉伸效应的应变能密度与累积塑性变形能密度达到一定值时材

料失效破坏，所以结合式(2)和(3)，可以得到基于力热能量密度等效原理并考虑累积塑性变形能的温度相关性损伤失效判据，如式(4)：

$$W_{total} = \frac{\lambda(T)}{2} \langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \rangle_+^2 + \mu(T) \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_+^2) + W_p(T) \quad (4)$$

其中 $W_p(T)$ 为塑性变形能密度，假设材料为线性强化材料，其具体形式如(5)所示^[24]：

$$W_p(T) = \sigma_y(T)\gamma + \frac{1}{2}H(T)\gamma^2 \quad (5)$$

其中 $\sigma_y(T)$ ， γ 和 $H(T)$ 分别是材料的温度相关性屈服强度、累积塑性应变以及温度相关性有效硬化模量。代入式(4)可以得到热障涂层基于力热能量密度等效原理并考虑累积塑性变形能的温度相关性损伤失效判据最终表达式，如式(6)所示：

$$W_{total} = \frac{\lambda(T)}{2} \langle \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \rangle_+^2 + \mu(T) \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_+^2) + \sigma_y(T)\gamma + \frac{1}{2}H(T)\gamma^2 \quad (6)$$

因此，当材料的失效能密度达到临界值 W_{total} 时即发生破坏，该临界值可由参考温度下的单向拉伸试验确定。

3 有限元建模

本文建立了如图 1 所示的 TGO 层为圆弧形凸起与凹陷共存的有限元模型，圆弧半径为 18 μm ，模型的左边和

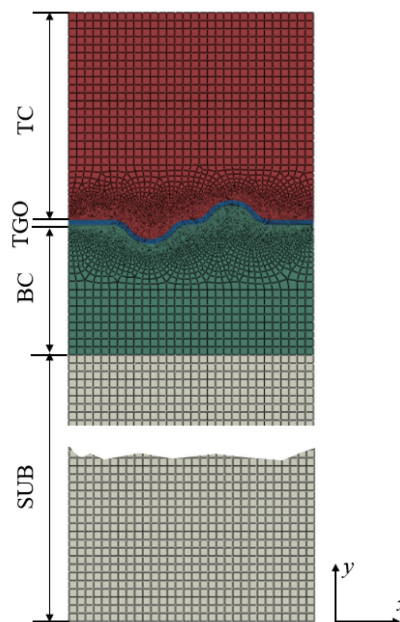


图 1 热障涂层有限元模型及网格 (左边对称约束，底部约束 y 方向位移，右边为方程约束)

Fig. 1 Finite element model and mesh of thermal barrier coating (symmetric constraint on the left, y -direction displacement constraint at the bottom, and equation constraint on the right)

底部使用有限元软件 ABAQUS 中的对称约束, 右边为方程约束, 计算所需的材料参数见表 1^[18, 20, 25]。计算时热障涂层系统的初始温度为 25 °C, 循环热载荷为 TC 层表面 10 min 匀速升温至 1100 °C, 保温 30 min, 而后 10 min 匀速降温回到 25 °C。同时利用有限元软件 ABAQUS 提供的子程序接口 UVARM 和 USDFLD, 可以将上述热障涂层温度相关性失效判据嵌入程序中, 对其在循环热载荷下的损伤失效行为进行模拟。计算过程中, 当 TC 层、BC 层以及 TGO 层温度达到 1100 °C 时, 材料发生高温蠕变, 其蠕变规律如式(7)所示:

$$\frac{d\varepsilon_{\sigma}}{dt} = A\sigma^n \quad (7)$$

其中 A 为蠕变常数, σ 为产生蠕变的等效应力, n 为蠕变指数^[25]。本文计算中 TC 层取: $A = 1.8 \times 10^{-8}$, $n = 1$ ^[15]; BC 层取: $A = 3.9 \times 10^{-8}$, $n = 2.5$ ^[26]; TGO 层取: $A = 7.3 \times 10^{-8}$, $n = 1$ ^[27]。计算过程中不考虑累积渐进损伤效应, 即: 当材料内的能量密度达到如式(6)所示的临界值便发生破坏。因此, 计算过程中单元只有两种状态: 破坏前和破坏后, 通过 USDFLD 子程序可以将破坏后的单元积分点的弹性模量设置为 $0.001E_0$, E_0 为完好材料的弹性模量, 因而既可以描述裂纹的形核、扩展, 同时也能尽可能避免计算无法收敛。同时考虑了涂层材料损伤后对传热的影响, 对于破坏后的单元积分点的热导率设置为 $0.1k_0$, k_0 为完好材料的热导率。

表 1 各层材料热物理性能参数^[18, 20, 25]

Table 1 Thermo-physical properties of each thermal barrier coating layer^[18, 20, 25]

	Temperature /K	Elastic modulus /GPa	Poisson ratio	Yield strength /MPa	Thermal expansion /($\times 10^{-6}$ K ⁻¹)	Thermal conduction /(W · m ⁻¹ · K ⁻¹)	Specific heat /(J · kg ⁻¹ · K ⁻¹)	Thickness /μm
TC	293	48	0.1	70	9.0	2.0	505	125
	493	47	0.1	65	9.2			
	693	44	0.1	60	9.6			
	893	40	0.11	55	10.1			
	1093	34	0.11	50	10.8			
	1293	26	0.12	40	11.7			
	1393	22	0.12	35	12.2	1.7		
TGO	293	375	0.28	10 000	5.5	10	755	3
	493	360	0.28	10 000	7.3			
	693	350	0.28	10 000	8.1			
	893	345	0.3	10 000	8.7			
	1093	340	0.32	10 000	9.3			
	1293	330	0.37	1000	9.6			
	1393	320	0.37	800	9.8	4		
BC	293	220	0.28	310	10	5.8	450	80
	493	205		240	11.1			
	693	190		170	12			
	893	170		120	13.5			
	1093	150		35	14			
	1293	150		35	15			
	1393	120				17		
SUB	293	220	0.31		14.8	88	440	500
	493	210	0.32		15.2			
	693	190	0.33		15.6			
	893	170	0.33		16.2			
	1093	155	0.34		16.9			
	1293	130	0.35		17.5			
	1393	120	0.35		18.0	69		

4 结果与讨论

4.1 循环热载荷过程中失效能密度在 TC 层和 BC 层的分布

从图 2 可知，热障涂层的 TC 层在升温、保温和降温 3 个阶段的失效能密度的分布在考虑塑性变形能与不考虑塑性变形能时存在显著差异。在升温阶段，从图 2a 和 2d 可以看出，两者最大值分布位置明显不同，将塑性变形能计入失效能密度时，最大值出现在波谷的左上沿倒角处；而不考虑塑性变形能的最大值则位于波谷处。图 2b 和 2e 也同样表明，在保温且发生高温蠕变变形的过程，考虑塑性变形能与不考虑塑性变形能的情况，失效能密度分布明显不同。图 2a 和 2b 中考虑了塑性变形能的升温阶段，失效能密度最大值的位置没有发生明显变化。但是只考虑弹性应变能的图 2e 中，相对于图 2d 显示涂层失效能密度最大值的位置发生了显著改

变。在降温过程中，图 2c 的失效能密度最大值出现在了波谷的左上方，而只考虑弹性应变能的图 2f 失效能密度最大值位于波峰处左右两边。因此，如果使用考虑塑性变形能与不考虑塑性变形能的失效能密度作为 TC 层损伤失效判据时，会得到截然不同的两种结果。考虑塑性变形能的模型的失效能密度最大值出现在了波谷的左上方，此处为最危险的位置，这与图 3 所示实验结果吻合较好，充分说明了作者的模型考虑塑性变形能的合理性。

从图 4 可以看出，BC 层考虑累积塑性变形能的失效能密度在 TC 层表面温度升温、保温与降温 3 个阶段，其最大值始终出现波峰与波谷的两侧。因此，可以判断在循环热载荷下 TGO/BC 层发生脱层开裂的起始位置即是波峰与波谷的两侧。然而，已有的实验结果证实 TGO/BC 界面发生脱层的损伤失效相对于 TC/TGO 界面更为困难^[4, 8]，因此本文在模拟热障涂层失效时，不对 TGO/BC 界面失效作进一步讨论。

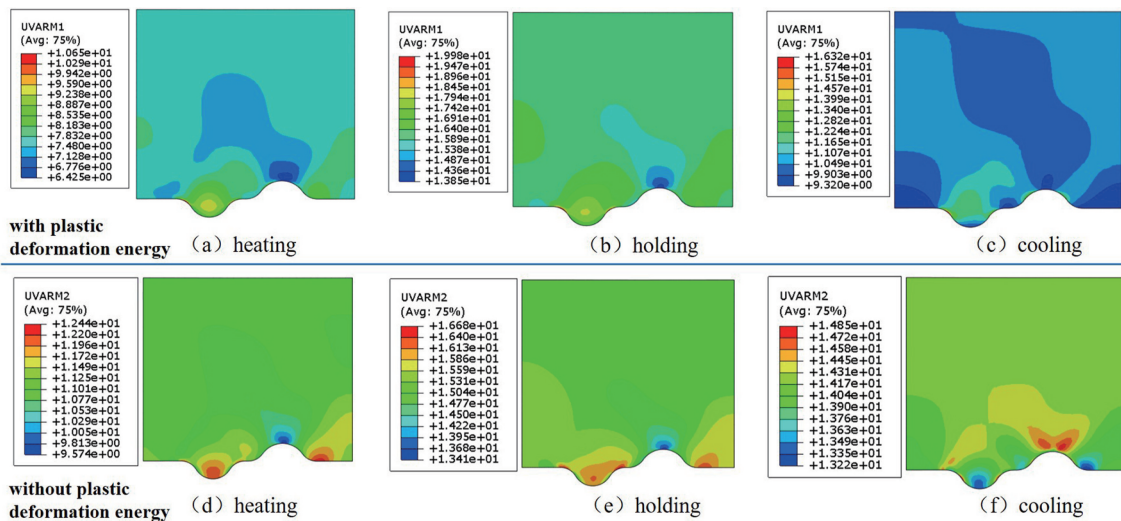


图 2 TC 层在升温、保温和降温 3 个阶段考虑塑性变性能 (a, b, c) 与不考虑塑性变性能 (d, e, f) 的失效能密度云图
 Fig. 2 Failure energy density distribution in TC layer with (a, b, c) and without (d, e, f) considering the plastic deformation energy during the three stages of heating, dwelling and cooling

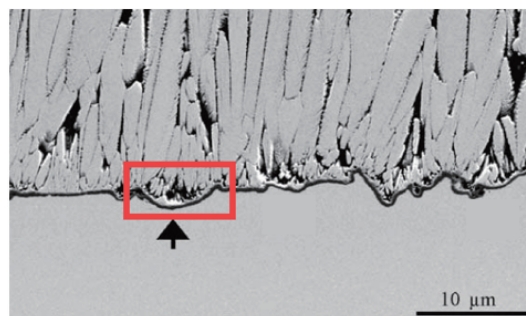


图 3 循环热载荷下 TC 层损伤失效实验结果^[4]
 Fig. 3 Experimental result of damage failure in TC layer under thermal cycling^[4]

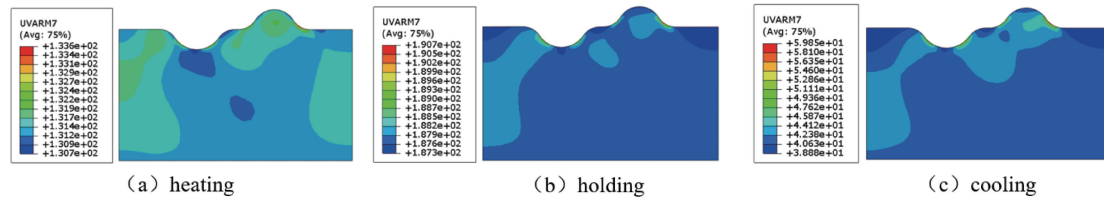


图 4 在 TC 表面升温、保温和降温 3 个阶段 BC 层的失效能密度分布云图

Fig. 4 Failure energy density distributions in the BC layer during the stages of heating, dwelling and cooling of TC layer

4.2 循环热载荷下损伤失效分析

因为缺乏热障涂层各层材料强度极限与塑性极限的相关数据, 本文在计算时假设 TC 层考虑塑性变形能的临界失效能密度 $W_{total} = 35 \text{ N/mm}^2$, 从而对热障涂层在循环热载荷的损伤失效过程进行定性的模拟分析。从图 5 可以看出, 在循环热载荷下热障涂层 TC 层在波谷左上沿与 TGO 层界面首先出现损伤失效, 进一步沿着 TC/TGO 界面附近扩展。随着循环热载荷继续进行, 波谷的右上沿也出现了损伤裂纹。左上沿裂纹扩展至接近波谷区域时发生了偏折, 往 TC 层内部发展, 并非一直沿着 TC/TGO 界面往波谷扩展。当达到 6 个热载荷循环时, 波谷左右两边的裂纹在波谷的上方发生汇合使得波谷处完全脱层, 此现象与图 6 所示的实验结果中标记的位置相似, 印证了往波谷扩展的裂纹并非完全沿着 TC/TGO 界面扩展, 也证明了使用基于力热能量密度等效原理并考虑累积塑性变形能的温度相关性损伤失效判据模拟热障涂层材料在循环热载荷下损伤破坏的准确性。与此同时, 波峰左边的 TC/TGO 界面处也出现了裂纹, 并沿着界面处同时向波谷与波峰扩展, 而波峰顶部并没有裂纹产生, 这也和图 6 所示的实验结果吻合, 在 TGO 层凸起处顶部并没有发现明显裂纹, 再次验证了本文所推导的损伤失效判

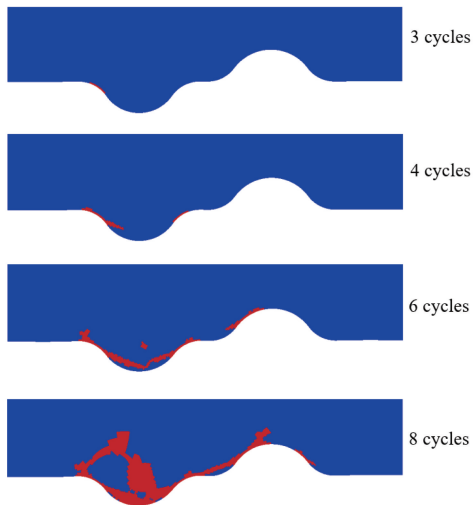


图 5 循环热载荷下 TC 层损伤失效过程

Fig. 5 Damage failure process of TC layer under thermal cycling

据的准确性。并且现有文献使用的 VCCT 技术、Cohesive 单元法和扩展有限元法都无法在模拟结果中准确反映出以上两个实验现象, 因此本文所用的温度相关性判据与计算方法克服了现有文献中方法的局限性, 可以比较准确地描述热障涂层的损伤失效行为。8 个热载荷循环时, 波峰左右两边均出现裂纹, 且左边的裂纹与波谷右边缘萌生发展的裂纹汇合, TC 层脱层区域扩展, 波谷处的损伤随着热循环的进行而继续发展, 形成向上扩展的损伤失效区域, 这与图 3 和图 6 所示实验结果吻合较好。

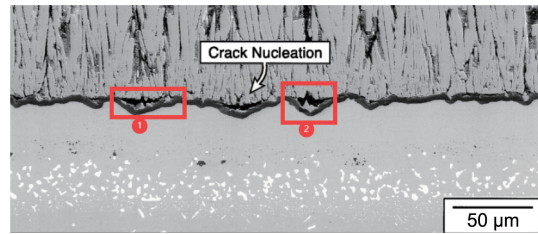


图 6 循环热载荷下 TC 层损伤失效实验结果^[8]

Fig. 6 Experimental result of damage failure in TC layer under thermal cycling^[8]

5 结论

本文基于力热能量密度等效原理并考虑塑性变形能, 推导了一个适用于热障涂层循环热载荷下的损伤失效的温度相关性判据, 并使用该判据结合 ABAQUS 有限元分析软件, 考虑高温蠕变和塑性变形的影响, 计算分析了循环热载荷下热障涂层中的 TC 层与 BC 的失效能密度的分布情况, 计算结果表明, 在 TC 层表面升温、保温和降温 3 个典型阶段, TC 层考虑塑性变形能的失效能密度分布与不考虑塑性变性能的失效能密度分布存在显著差异, 两者所预测的热障涂层损伤失效的起始位置在 3 个阶段均不相同。进一步, 利用该判据对循环热载荷条件下热障涂层的损伤失效行为进行了模拟, 结果表明, 裂纹首先出现的位置为 TC/TGO 界面波谷的左上缘处, 并且裂纹并非一直沿着 TC/TGO 界面往波谷扩展, 同时 TGO 层波峰顶部并不容易产生裂纹, 这两个关键现象与实验所得结果吻合。验证了使用基于力热能量密度等效原理并

考虑累积塑性变形能的温度相关性损伤失效判据模拟热障涂层材料在循环热载荷下损伤破坏的准确性。

参考文献 References

- [1] 周益春, 刘奇星, 杨丽, 等. 固体力学学报[J], 2010, 31(5): 504-531.
ZHOU Y C, LIU Q X, YANG L, *et al.* Chinese Journal of Solid Mechanics [J], 2010, 31(5): 504-531.
- [2] 王铁军, 范学领, 孙永乐, 等. 固体力学学报[J], 2016, 37(6): 477-517.
WANG T J, FAN X L, SUN Y L, *et al.* Chinese Journal of Solid Mechanics [J], 2016, 37(6): 477-517.
- [3] PADTURE N P, GELL M, JORDAN E H. Science[J], 2002, 296(5566): 280-284.
- [4] TOLPYGO V K, CLARKE D R, MURPHY K S. Surface and Coatings Technology[J], 2004, 188-189: 62-70.
- [5] TRUNOVA O, BECK T, HERZOG R. Surface and Coatings Technology[J], 2008, 202: 5027-5032.
- [6] BECK T, HERZOG R, TRUNOVA O, *et al.* Surface and Coatings Technology[J], 2008, 202(24): 5901-5908.
- [7] SONG Y, ZHUAN X, WANG T G, *et al.* Mechanics of Materials[J], 2014, 74(5): 26-40.
- [8] EVANS A G, HE M Y, HUTCHINSON J W. Progress in Materials Science[J], 2001, 46(3): 249-271.
- [9] MAO W G, ZHOU Y C, YANG L, *et al.* Mechanics of Materials[J], 2006, 38: 1118-1127.
- [10] HSUEH C H, FULLER E R. Materials Science and Engineering: A [J], 2000, 283(1): 46-55.
- [11] LIMARGA A M, WIDJAJA S, YIP T H, *et al.* Surface and Coatings Technology[J], 2002, 153(1): 16-24.
- [12] RANJBAR-FAR M, ABSI J, MARIAUX G, *et al.* Materials and Design[J], 2010, 31(2): 772-781.
- [13] JIANG J, XU B, WANG W, *et al.* Journal of Engineering for Gas Turbines Power[J], 2017, 139(2): 022504.
- [14] BIAŁAS M. Surface and Coatings Technology[J], 2008, 202(24): 6002-6010.
- [15] SONG J N, LI S L, YANG X G. Surface and Coatings Technology [J], 2018, 349: 166-176.
- [16] FAN X L, ZHANG W X, WANG T J, *et al.* Applied Surface Science [J], 2011, 257(15): 6718-6724.
- [17] BÄKER M. Computational Materials Science[J], 2012, 64: 79-83.
- [18] WANG X K, FAN X L, SUN Y L, *et al.* Journal of Materials Science [J], 2019, 54: 10270-10283.
- [19] MAUREL V, BUSO E P, FRACHON J, *et al.* International Journal of Solids and Structures[J], 2014, 51(19): 3293-3302.
- [20] 张治彪. 基于真实 TGO 界面形貌的热障涂层热应力及界面失效有限元分析[D]. 湘潭: 湘潭大学, 2016.
ZHANG Z B. The Analysis of Thermal Stress and the Crack Propagation within Real TGO Interface in Thermal Barrier Coatings by Finite Element Modeling[D]. Xiangtan: Xiangtan University, 2016.
- [21] LI W, YANG F, FANG D. Acta Mechanica Sinica (English Series) [J], 2010, 26(2): 235-239.
- [22] 李定玉, 王如转, 李卫国, 等. 表面技术[J], 2019, 48(1): 56-61.
LI D Y, WANG R Z, LI W G, *et al.* Surface Technology[J], 2019, 48(1): 56-61.
- [23] MIEHE C, GÜRSES E, BIRKLE M. International Journal of Fracture [J], 2007, 145: 245-259.
- [24] FANG J G, WU C Q, RABCZUK T, *et al.* Theoretical and Applied Fracture Mechanics[J], 2019, 103: 102252.
- [25] SU L C, ZHANG W X, SUN Y L, *et al.* Surface and Coatings Technology[J], 2014, 254: 410-417.
- [26] FREBORG A, FERGUSON B, BRINDLEY W, *et al.* Materials Science and Engineering: A[J], 1998, 245: 182-190.
- [27] RANJBAR-FAR M, ABSI J, MARIAUX G, *et al.* Materials and Design[J], 2011, 32(10): 4961-4969.

(编辑 张雨明)



特约撰稿人李卫国

李卫国: 男, 1976 年生, 重庆大学教授、博士生导师, 入选中青年科技创新领军人才、教育部新世纪优秀人才支持计划。主要研究方向为材料的高温力学性能、强化理论、损伤与断裂力学及本构关系, 超高速飞行器热防护材

料及技术, 极端环境下材料力学行为测试技术、仪器设备研制及表征方法。作为项目负责人, 主持包括重大科研仪器研制项目、重大研究计划“近空间飞行器的关键基础科学问题”培育项目等在内的国家自然科学基金项目 6 项。以第一

作者/通讯作者在 *JMPS*, *IJSS*, *IJP*, *European Journal of Mechanics A: Solids* 等顶尖期刊发表 SCI 论文 110 余篇, 授权国家发明专利 10 余项。兼任中国力学学会固体力学专业委员会委员、中国力学学会力学名词审定工作委员会委员、中国

力学学会对外交流与合作工作委员会委员、国际应用力学协会 Fellow、航天五院院士工作站专家委员会及材料技术专家咨询委员会委员等, 担任期刊《固体力学学报》《力学进展》《表面技术》《应用数学和力学》等的编委。