

文章编号: 100028055(2010) 062135206

稳态热载荷作用下热障涂层结构界面断裂研究

胡浩炬¹, 张建宇¹, 杨晓光², 齐红宇², 费斌军¹

(11 北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100191;

21 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 针对陶瓷层与黏结层构成的双层热障涂层结构存在单边界面裂纹的情况, 利用虚拟裂纹闭合技术(VCCT)计算了稳态热载荷作用下结构的能量释放率, 根据计算结果研究了单边界面裂纹的扩展行为. 给定结构的温度边界条件求解得到稳定温度场, 并以此作为结构的热载荷, 计算能量释放率时采用随温度变化的材料参数. 计算结果显示, 在给定条件下, 界面裂纹起裂后结构总的能量释放率大于界面断裂韧度, 裂纹将进行失稳扩展; 在裂纹扩展至接近自由端面时总能量释放率迅速减小并降到界面断裂韧度以下, 裂纹不扩展. 分析表明, 处于高温稳态热载荷条件下的热障涂层系统, 不会发生陶瓷层彻底剥落的失效现象.

关 键 词: 热障涂层 (TBC); 裂纹扩展; 能量释放率; 断裂韧度; 有限元法

中图分类号: V231.95

文献标识码: A

Fracture analysis of thermal barrier coating structure with interfacial crack under steady2state thermal loading

HU Ha2ju¹, ZHANG Jian2yu¹, YANG Xiao2guang²,
QI Hong2yu², FEI Bin2jun¹

(11 School of Aeronautic Science and Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

21 School of Jet Propulsion,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: Considering unilateral interfacial crack in thermal barrier coating (TBC), virtual crack closure technique (VCCT) was used to calculate strain energy release rate of the structure under thermal loading, and unilateral interfacial crack propagation behavior was studied according to the results. During calculation, the stable temperature field was obtained by the given temperature boundary conditions, and taken as the thermal loading in the structure. The temperature2dependent material parameters were adopted. The results show that, in the given conditions, the total energy release rate is greater than interfacial fracture toughness during crack initiation stage, indicating that once the unilateral interfacial crack appears, the unstable propagation will occur subsequently under thermal loading. When the crack extends close to the free end, the total energy release rate decreases rapidly and drops below the interface fracture toughness, leading to stop of crack propagation. The analysis shows that, for the structure of TBC with unilateral interface crack under high thermal loading, the ceramic coat won't flake2off completely.

Key words: thermal barrier coating (TBC); crack propagation; energy release rate; fracture toughness; finite element method

收稿日期: 20090513; 修订日期: 20090211

作者简介: 胡浩炬(1981-), 男, 湖南常德人, 博士生, 主要从事结构疲劳可靠性方面研究.

热障涂层 (thermal barrier coating, 简称 TBC) 广泛应用于航空涡轮发动机的燃烧室和涡轮叶片等多种热端部件, 其隔热效果显著, 可在厚度方向上形成高达 150 e 的温度降^[1]. 热障涂层的厚度通常不超过 0.5 mm, 主要是指黏结层与陶瓷层组成的双层结构. 热障涂层通常容易发生陶瓷层剥落的失效现象^[2]. Evans 等^[3]认为黏结层表面的粗糙不平导致热障涂层在服役过程中产生界面微裂纹, 当热障涂层试样冷却时陶瓷层中经受压应力作用, 微裂纹扩展并逐渐合并贯穿整个界面最终导致陶瓷层的剥落, 而 Nusier 等^[4]和 Wang 等^[5]认为陶瓷层的最终剥落是界面微裂纹扩展到一定长度后使得陶瓷层发生屈曲失稳的结果, 这些失效模式都没有考虑热障涂层中出现表面垂直裂纹对陶瓷层剥落的影响, 实际上, 陶瓷层还存在另一类剥落失效模式. 垂直裂纹 (龟裂裂纹) 首先出现在 TBC 表面, 使陶瓷层中产生自由端面, 自由端面带来的边缘效应使陶瓷层/黏结层界面开裂形成宏观的界面边裂纹, 边裂纹扩展最终致使陶瓷层剥落, 文献[6213]对此类失效模式进行了阐述.

为了考察热障涂层的使用性能, 评估其使用寿命, 有必要对涂层中的界面裂纹扩展行为展开研究. 本文基于虚拟裂纹闭合技术 (VCCT)^[14215], 利用有限元软件 Abaqus 计算稳态热载荷作用下含单边界面裂纹 TBC 系统的能量释放率分量, 研究了 TBC 的界面断裂过程.

1 界面断裂基本理论与 VCCT 介绍

平面问题中, 界面裂纹尖端应力强度因子采用如下复数形式定义 (为区别于均匀材料, 界面断裂参量分量采用下标 1, 2 表示)^[16]

$$K = K_1 + iK_2 \tag{1}$$

相位角 $W = \arctan(K_2/K_1)$ 表示界面断裂的混合度. 界面断裂韧性与该混合度密切相关, 其唯象学表达式如下^[16]:

$$\#(W) = G_i^0 [1 + (1 - K)\tan^2 W] \tag{2}$$

G_i^0 为界面纯 1 型断裂韧度, K 为拟合参数, 根据实验测得^[16]. 结合结构的总能量释放率可以判断裂纹的扩展情况, 当

$$G_t > \#(W) \tag{3}$$

时, 裂纹沿界面扩展, 反之不扩展.

从上面的介绍可知, 进行界面裂纹扩展分析不仅需要得到总能量释放率, 而且还需要得到相应的界面断裂混合度.

作近似分析时, 混合度 W 与能量释放率分量 G_1, G_2 的关系如下^[16]:

$$W = \arctan\left[\sqrt{G_2/G_1}\right] \tag{4}$$

虚拟裂纹闭合技术求解结构的能量释放率时直接给出 1 型、2 型分量, 进而得到混合度 W .

虚拟裂纹闭合技术 (VCCT) 最先由 Rybick 和 Kanninen 提出, 该方法基于假设: 裂纹从 a 扩展到 $a + \Delta a$ 系统所释放的能量 ΔE 等于将该段增量裂纹 Δa 闭合所需要的能量, 由此计算含裂纹构件的能量释放率. 虚拟裂纹闭合技术对系统中应力与位移形式未作任何假设, 因此有限元法计算模型中不必要引入奇异性单元^[15]. 对于平面裂纹问题, 用四节点平面单元建立求解模型, 如图 1 所示. 含裂纹体的 1 型和 2 型能量释放率分量与总能量释放率 G_t 的计算形式如下:

$$G_1 = \frac{1}{2\Delta a} \sum_i Z_i \Delta w_i \tag{5}$$

$$G_2 = \frac{1}{2\Delta a} \sum_i X_i \Delta u_i \tag{6}$$

$$G_t = G_1 + G_2 \tag{7}$$

式中 Z_i, X_i 为节点 i 处的张开与剪切力, Δw_i 与 Δu_i 分别为节点 i 的张开与剪切位移差值. Δa 为裂纹扩展增量, 实际计算中该值通常固定, 等同于一个单元的长度, Δa 表示裂纹扩展的面积.

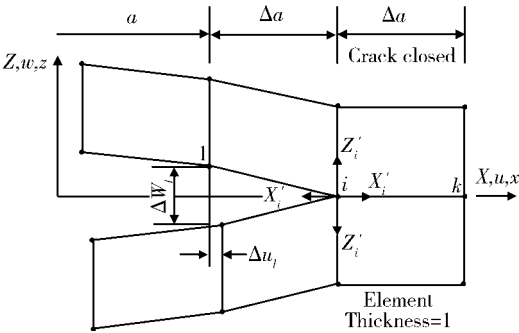


图 1 四节点四边形单元模型 VCCT 的应用^[16]

Fig. 1 VCCT for four-noded Quad elements^[16]

2 界面开裂 TBC 断裂参量计算

2.1 力学分析模型

热障涂层的陶瓷层和黏结层采用等离子喷涂工艺于 200 e 左右喷涂, 厚度分别为 0.1 和 0.2 mm, 基体材料为 K423A 高温合金, 厚度为 2 mm. 经历一定的加载历程之后热障涂层中萌生的宏观垂直裂纹以及界面裂纹形貌示意图如图 2 所示.

对图 2 所示的界面裂纹采用有限元软件

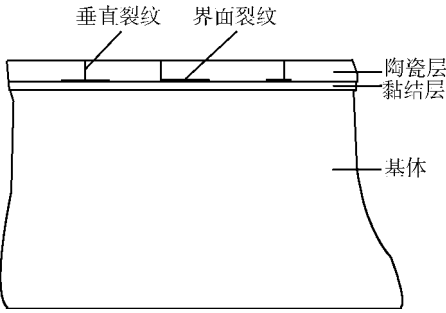


图 2 TBC 界面裂纹形貌示意图

Fig. 2 Schematic of interfacial crack of TBC

Abaqus 进行平面应变问题分析,几何模型选取两条垂直裂纹之间的部分,沿水平方向长度为 10 mm,界面裂纹取为几何模型左端的单边裂纹,初始长度 0.2 mm.为考察能量释放率随界面裂纹长度变化的趋势,分别对表 1 所示 16 种裂纹长度的情况进行计算.此外,对其中裂纹长度为 1 mm 的情况进行了 J 积分计算,以验证 VCCT 计算结果的准确性.

表 1 计算时采用的裂纹长度

Table 1 Crack lengths for calculating SERR

序号	裂纹长度/mm	序号	裂纹长度/mm
1	0.2	9	4
2	0.4	10	5
3	0.6	11	6
4	0.8	12	7
5	1	13	8
6	1.2	14	8.5
7	2	15	9
8	3	16	9.5

由于考虑材料参数的温度相关性时计算能量释放率与不考虑温度相关性结果差别较大^[17],本计算中使用与温度相关的材料参数,见表 2^[18].

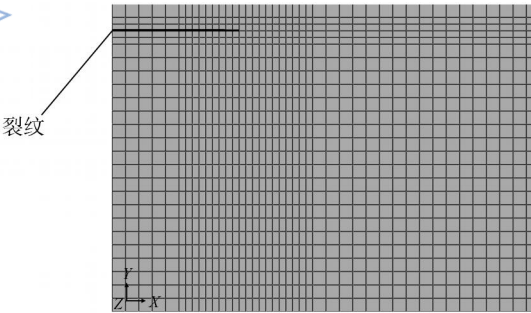
2.2 有限元建模

利用 VCCT 计算能量释放率时采用热力耦合的四边形平面应变单元,由于 VCCT 的计算结果对界面裂纹尖端附近单元尺寸敏感^[15],根据文献[15]的建议,将裂纹尖端附近局部细化,单元长度取二分之一黏结层厚度,对不同的裂纹长度建模时,每个模型单元数为 2 500 个,裂纹附近有限元网格如图 3(a)所示.进行 J 积分计算时,采用八节点四边形等参平面应变单元,裂纹尖端单元垮塌为三角形单元,并采用四分之一节点法,以模拟裂纹尖端的应力奇异性状况,具体如图 3(b)所示.

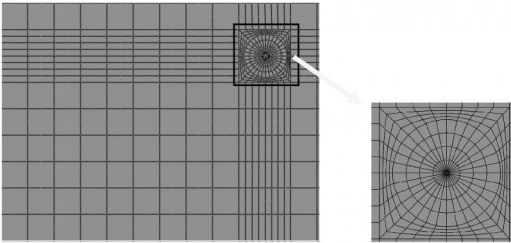
表 2 材料参数

Table 2 Material properties at 293, 473, 673, 873, 1073, 1273 K

	弹性模量 E/GPa	泊松比 L	线膨胀系数 α ($10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$)	热导率 K (W/(m $\cdot$ K))
基体 Substrate	211	0.33	1.48	
	197	0.33	1.52	11.6
	188	0.33	1.56	15.5
	176	0.33	1.62	19.6
	157	0.34	1.69	23.7
	120	0.35	1.75	27.5
黏结层 Bond coat	200	0.3	1.36	5.8
	190	0.3	1.42	7.5
	175	0.31	1.46	9.5
	160	0.31	1.52	12
	145	0.32	1.61	14.5
	120	0.33	1.72	16.2
陶瓷层 Ceramic	48	0.1	0.9	1.2
	47	0.1	0.92	1.19
	44	0.1	0.96	1.18
	40	0.11	1.01	1.15
	34	0.11	1.08	1.16
	26	0.12	1.17	1.14



(a) VCCT 计算网格



(b) J 积分计算

图 3 有限元网格

Fig. 3 Mesh of the finite element

2.3 边界条件及载荷

根据热障涂层的实际使用环境,取模型上表

面温度为 1 000 e , 下表面温度为 800 e 作稳态传热分析. 考虑到裂纹上下表面传热时热阻比较大, 作为近似计算, 认为裂纹上下表面与模型左右端面热边界条件一样, 同为绝热边界条件. 整个系统的无应力温度取为涂层喷涂温度 200 e .

关于力的边界条件, 取模型下表面各节点竖直方向上位移固定, 其中最左端节点水平方向上位移也固定. 该边界条件的选取隐含假定模型沿水平方向自由变形, 因为基体厚度相对比较大, 认为选取该边界条件的计算结果不会与实际情况产生较大偏差.

2.4 计算结果与分析

通过计算, 得到能量释放率的两个分量 G_1 , G_2 , 其随裂纹长度变化的趋势如图 4 所示. 界面开裂后, G_1 , G_2 迅速增大, 裂纹长度为 0.6 mm 与 0.8 mm 时, G_1 , G_2 分别达到最大值; 此后, G_1 , G_2 随着裂纹长度的增长呈现出微幅下降然后缓慢上升的趋势, 在裂纹长度约为 8 mm 时出现极大值; 裂纹长度继续增长, 陶瓷层右端边界翘曲对裂纹尖端附近应力场的影响越来越显著, 导致能量释放率各个分量急剧下降, 1 型分量的下降幅度较 2 型分量很大. 整个过程中 2 型分量始终大于 1 型分量, 但 1 型分量不可忽略, 这说明纯热载荷作用下 TBC 界面断裂属于混合模式的断裂.

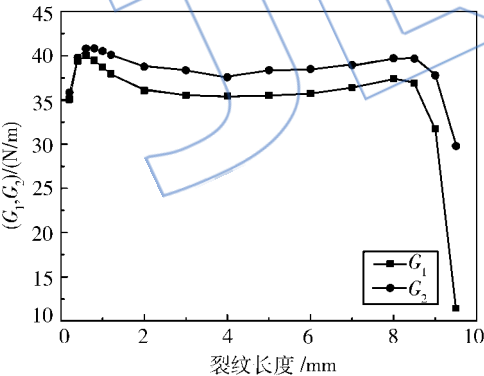


图 4 G_1 , G_2 随裂纹长度变化的曲线
Fig. 4 Curves for variation of G_1 , G_2 vs crack length

根据 G_1 , G_2 的计算结果, 利用公式(4)得到界面裂纹扩展过程中混合度 W 随裂纹增长的变化情况, 如图 5 所示.

因为 G_2 始终大于 G_1 , 反映在图 5 中, 混合度 W 始终大于 45. 整体来看, 在裂纹长度从初始长度增长到 8.5 mm 的过程中, W 值变化比较平缓, 保持在 47 附近波动. 裂纹长度超过 8.5 mm, W 值随裂纹长度增长而显著增大, 图中结果显示, W

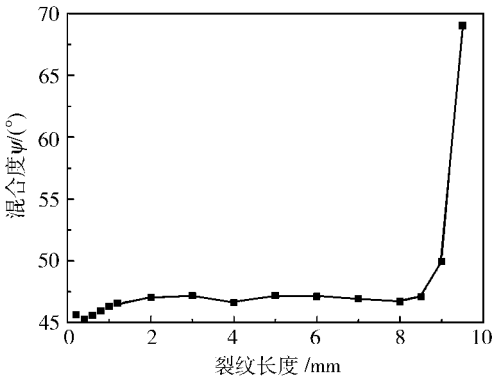


图 5 W 随裂纹长度变化的曲线
Fig. 5 Curve for variation of phase angle W vs crack length

的最大值 64. 03 出现在计算时所选取的最大裂纹长度值 9.5 mm 处, 根据其变化趋势可以作出推断: 裂纹尖端越接近模型的右端边界, 能量释放率的 2 型分量将越占优, W 值随之将越大.

基于 Arai M 等^[19] 测得的断裂混合度 W 为 50~90 时热障涂层界面断裂韧度的变化曲线, 选取公式(2)中的 G_c 为 25 N/m, K 为 0.3 对界面断裂韧度进行描述, 结合总的能量释放率 G_t 分析纯热载荷作用下单边界面裂纹的扩展行为.

图 6 中给出总的能量释放率 G_t 与界面断裂韧度 $\#$ 随裂纹长度增长的变化趋势. 从图 6 中可以看出, G_t 随裂纹长度的变化趋势与其分量相似, 界面开裂后 G_t 迅速增长并保持在比较高的水平直到裂纹尖端接近模型的右端边界才开始显著下降, $\#$ 的变化趋势则与混合度 W 一致.

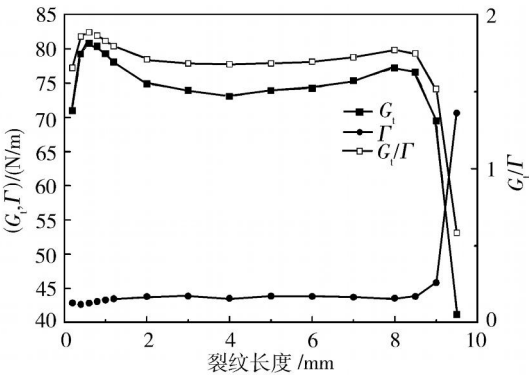


图 6 G_t 随裂纹长度变化的曲线
Fig. 6 Curve for variation of G_t vs crack length

图 6 中还给出 $G_t/\#$ 随裂纹长度增长的变化趋势, 在裂纹长度达到约为 9.2 mm 之前, $G_t/\#$ 大于 1, 裂纹长度超过 9.2 mm, $G_t/\#$ 小于 1, 根据该结果可知, 稳态热载荷条件下, 热障涂层中的单边界面裂纹起裂后将开始失稳扩展, 当裂纹扩展

至接近另一端边界时停止,这说明,在高温稳定工作状态之下,热障涂层中单边界面裂纹的存在不会导致陶瓷层的突然剥落失效.

更加细致的界面裂纹扩展过程分析必须通过试验准确测得式(2)的相关参数,从而得到 TBC 界面断裂韧度随混合度的具体变化形式之后给出.

在界面裂纹为 1 mm 时进行 J 积分计算,计算过程中选取 5 个积分路径,得到沿这些路径上的 J 积分如表 3 所示,取它们的算术平均值作为最终的 J 积分结果,其值为 78.32N/m,而对应的 G_r 值为 79.26 N/m, VCCT 的计算结果与 J 积分结果一致.

表 3 沿 5 条积分路径的 J 积分结果
Table 3 J integrals along the five paths

积分路径	1	2	3	4	5
J/(N/m)	76.72	77.50	78.24	79.21	79.93

3 结 论

利用虚拟裂纹闭合技术求解含裂结构的能量释放率能够区分其各个分量,从而使研究界面裂纹的扩展问题变得可能.本文用虚拟裂纹闭合技术计算了稳态热载荷作用下含不同长度单边界面裂纹的 TBC/基体结构的能量释放率.结果显示, TBC 界面的断裂属于混合断裂模式,整个过程中,能量释放率 2 型分量始终大于 1 型分量,而且越来越占优.总的能量释放率随裂纹长度的变化趋势与其各个分量相似,在裂纹很短时迅速增大至最大值,随着裂纹长度的继续增长,该值先微幅下降然后缓慢上升,当裂纹扩展至接近模型的右端边界时,该值迅速减小.通过对比总的能量释放率与界面断裂韧度发现,热障涂层的单边界面裂纹起裂后便开始失稳扩展,但是当裂纹扩展至接近模型的另一边界时,由于边界翘曲对裂尖应力场的影响严重,系统不足以提供裂纹继续扩展的能量,裂纹将停止扩展,该结果表明,对于存在单边界面裂纹的情况,热障涂层在高温稳定载荷状况下工作时,陶瓷层不会发生突然剥落失效的现象.

参考文献:

[1] 刘刘,杨晓光,耿瑞. TBC 界面裂纹 K 因子的有限元求解方法[J]. 航空动力学报, 2000, 15(2): 172174.
LIU Liu, YANG Xiaoguang, GENG Rui. The finite element for solving K factor of TBC interfacial crack [J].

Journal of Aerospace Power, 2000, 15(2): 1712174. (in Chinese)
[2] 马维,潘文霞,吴成康. 热障涂层材料性能和失效机理研究进展[J]. 力学进展, 2003, 33(4): 542559.
MA Wei, PAN Wenxia, WU Chengkang. Progress in research on the material properties and failure mechanisms of thermal barrier coating[J]. Advances in Mechanics, 2003, 33(4): 542559. (in Chinese)
[3] Evans A G, Mumm D R, Hutchinson J W, et al. Mechanisms controlling the durability of thermal barrier coating [J]. Progress in Materials Science A, 2001, 46(5): 502553.
[4] Nusier S Q, Newaz G M, Chaudhury Z A. Experimental and analytical evaluation of damage processes in thermal barrier coating [J]. International Journal of Solids and Structures, 2000, 37(18): 2492506.
[5] Wang J S, Evans A J. Effects of strain cycling on buckling cracking and spalling of a thermally grown alumina on a nickelbased bond coat [J]. Acta Materialia, 1999, 47(2): 6992710.
[6] ZHOU Bin, Kokinik K. Effect of preexisting surface crack morphology on the interfacial thermal fracture of thermal barrier coating: a numerical study[J]. Materials Science and Engineering A, 2003, 348(22): 2712279.
[7] Kokinik K, Takeuchi Y R, Choules B D. Surface thermal cracking of thermal barrier coating owing to stress relaxation: corundum vs mullite[J]. Surface and Coating Technology, 1996, 82(22): 77282.
[8] Tolpygo V K, Clarke D R. Tensile cracking during thermal cycling of alumina films formed by high-temperature oxidation [J]. Acta Materialia, 1999, 47(13): 35823605.
[9] Choules B D, Kokini K, Taylor T A. Thermal fracture of ceramic thermal barrier coating under high heat flux with time-dependent behavior: Part 1) Experimental results [J]. Materials Science and Engineering A, 2001, 299(22): 2962304.
[10] Madhwal M, Jordan E H, Gell M. Failure mechanisms of dense vertically-cracked thermal barrier coating [J]. Materials Science and Engineering A, 2004, 384(22): 152161.
[11] Begley M R, Evans A G. Progressive cracking of a multilayer system upon thermal cycling [J]. Journal of Applied Mechanics, 2001, 68(4): 512520.
[12] 陈立强, 官声凯, 徐惠彬. 垂直裂纹对 EB-PVD 热障涂层热循环失效模式的影响 [J]. 金属学报, 2005, 41(9): 972984.
CHEN Liqiang, GONG Shengkai, XU Huibin. Influence of vertical cracks on failure mechanism of EB-PVD thermal barrier coating during thermal cyclings [J]. Acta Metallurgica Sinica, 2005, 41(9): 972984. (in Chinese)
[13] 王勇军, 王峰会, 吴应喜. 圆筒基体热障涂层热冲击下失效的瞬时应力分析 [J]. 材料科学与工程学报, 2007, 25(3): 4222425.
WANG Yongjun, WANG Fenghui, WU Yingxi. Stress analysis of thermal barrier coating s failure under thermal shock [J]. Journal of Materials Science and Engineering,

2007, 25(3): 422-425. (in Chinese)

[14] Rybicki E F, Kanninen M F. A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1977, 9: 93-103.

[15] Krueger R. Virtual crack closure technique: history, approach and applications [R]. America: NASA, CR2002-211628, 2002.

[16] Hutchinson J W, Suo Z. Mixed mode cracking in layered materials [J]. Advances in Applied Mechanics, 1992, 29: 642-191.

[17] Nusier S Q, Newaz G M. Analysis of interfacial cracks in a TBC/superalloy system under thermal loading [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1998, 60(26): 577-581.

[18] ZHOU Chungen, WANG Na, XU Huibin. Comparison of thermal cycling behavior of plasma sprayed nanostructured and traditional thermal barrier coating [J]. Materials Science and Engineering A, 2007, 452-453: 562-574.

[19] Arai M, Okajima Y, Kishimoto K. Mixed mode interfacial fracture toughness for thermal barrier coating [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2007, 74: 2052-2069.

