

文章编号: 1000-8055(2008)05-0946-06

换热系数对热机耦合作用下热障涂层性能的影响

李志永, 鲍蕊, 张建宇, 胡浩炬, 费斌军
(北京航空航天大学 航空科学与工程学院, 北京 100083)

摘 要: 通过有限元计算分析了热机耦合作用下的热障涂层不同的内壁换热系数对涂层系统隔热效果和应力分布的影响, 为选择合适的内壁换热系数提供了参考作用. 计算结果表明: 随着内壁换热系数的增加模型中的温度随之降低, 内外壁的温差以非线性曲线的形式增加; 在热氧化生成层附近产生了较大的应力, 并且主应力值随着换热系数的增加而增大.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 热障涂层 (TBCs); 热氧化生成层 (TGO); 换热系数; 有限元方法 (FEM)
中图分类号: V214.4 **文献标识码:** A

Effect of different heat transfer coefficients on the performance of thermal barrier coatings under thermo-mechanical couple process

LI Zhi-yong, BAO Rui, ZHANG Jian-yu, HU Hao-ju, FEI Bin-jun
(School of Aeronautic Science and Engineering,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

Abstract: The heat insulation and stress distribution in thermal barrier coatings (TBCs) with different inner wall heat transfer coefficients were studied via finite element method (FEM), laying a foundation for the selection of heat transfer coefficients. The results show that, the temperature of model decreases with the increase of the inner wall heat transfer coefficients, meanwhile, the temperature difference between inner and outer walls increases non-linearly. The maximum stress occurs near the thermally grown oxide (TGO) layer, and its value increases with the increase of heat transfer coefficients.

Key words: aerospace propulsion system; thermal barrier coatings (TBCs); thermally grown oxide (TGO); heat transfer coefficient; finite element method (FEM)

热障涂层是目前应用于航空发动机的一种很有发展前景的防护技术, 通过利用热障涂层的低热传导性能来降低发动机热端部件的工作温度, 从而能提高热端部件的环境工作温度, 提高发动机的推重比和效率, 同时也可以减轻冷却系统的负担从而实现简化发动机结构和减轻发动机的重

量的目的^[1-3].

热障涂层系统是一种多层结构, 一般包括基体、粘结层和陶瓷层, 而且在制备涂层的过程与涂层的使用过程中, 在粘结层与陶瓷层之间会产生一定厚度的热氧化生成层(TGO). 基体的材料一般是镍基或钴基的高温合金, 粘结层(BC)的材料

收稿日期: 2007-05-23; 修订日期: 2007-09-28

作者简介: 李志永(1979-), 男, 河北唐山人, 博士生, 主要从事结构疲劳可靠性的研究.

是 MCrAlY (M: Ni 或/和 Co), 陶瓷层材料一般是 6~8 wt. % Y_2O_3 稳定的 ZrO_2 (YSZ), TGO 层的主要成分是 Al_2O_3 ^[4].

国内外的试验和数值分析研究表明, 涂层的失效很大程度上都与 TGO 有关, 涂层的失效一般发生在 TGO 内或是发生在靠近 TGO 的 YSZ 和粘结层内^[5]. 针对根据发动机涡轮转子叶片的结构和受力情况而设计的试件, 利用有限元计算分析了当模型从室温 25 °C 加热到稳定状态时, 热障涂层在承受热机耦合载荷的作用下, 不同的基体冷却换热系数对涂层性能的影响.

1 热障涂层模型的有限元分析

1.1 试件结构的建立

发动机涡轮转子叶片上不光承受了很高的温度, 而且由于其高速旋转而同时承受了离心力的作用, 在这种热机耦合作用下, 对热障涂层的性能是一个严峻的考验. 在转子叶片的实际工作中, 其内部要通一定的冷却气流来对基体进行冷却, 气流的流速不同可产生不同的换热系数. 根据转子叶片的工作特点, 建立的试件模型如图 1. 试件外表面工作段喷有热障涂层, 外表面工作段处作用有热冲击, 试件的内部通有一定流量的冷却空气, 试件的端部螺纹是用来施加机械载荷.

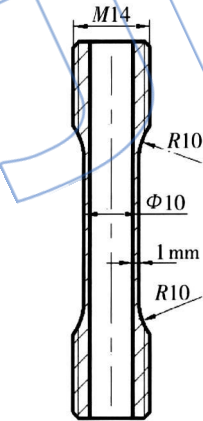


图 1 试件结构图
Fig. 1 Geometry model of specimen

1.2 有限元模型的建立

根据试件的结构和所受的载荷特点, 在有限元分析中采用轴对称模型进行分析. 氧化层的形态为正弦函数形式^[6,7], 周期为 50 μm , 幅值为 7.5 μm , 研究部位是工作段, 具体的几何形状如图 2 (AB 线是有限元分析结果的取值路径). 基体厚 1 mm, 粘结层厚 125 μm , 氧化层厚 10 μm , 陶瓷层

厚 250 μm , 划分完网格后的模型如图 3(模型的局部).

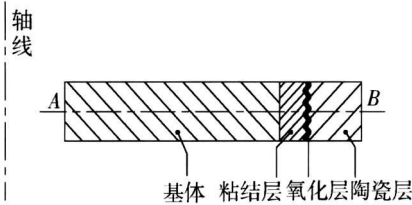


图 2 有限元分析模型的几何形状
Fig. 2 Figure of FEA model

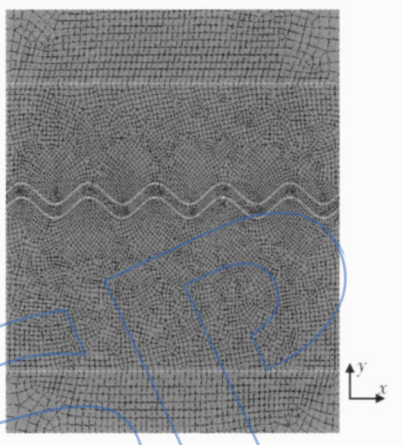


图 3 模型的网格划分图
Fig. 3 Mesh model

在本次分析中基体材料为 DZ125, 粘结层材料为 NiCrAlY, 氧化层材料认为是 Al_2O_3 , 陶瓷层材料为 8 wt. % Y_2O_3 稳定的 ZrO_2 (PYSZ). 各层的材料参数在表 1 中给出^[7], 对于涂层分析中各层的材料行为, 各个研究人员采用了不同的方法^[7,8], 本研究中采用各层为弹性模型来进行分析.

1.3 有限元模型的边界条件

根据发动机叶片的工作环境和基体材料的承载温度, 规定试件的边界条件如下:

- 1) 试件在仅承受热载荷时, 施加的边界条件是: 试件外部环境温度为 1323 K, 试件在室温状态存在残余应力, 从室温 298 K 加热到稳定状态, 内部冷却空气温度为 873 K, 外表面换热系数选为^[9] 8 000 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, 内表面换热系数选为^[9] 600~5 000 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 变化, 增量为 200 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;
- 2) 试件在热机耦合作用下的边界条件除了热载荷边界条件之外还要施加沿轴线方向 50 MPa 的拉应力.

表 1 涂层各层材料参数
Table 1 Parameters of the coatings

	温度/ K	弹性模量/ 10 ⁹ Pa	热膨胀系数/ 10 ⁻⁶ K ⁻¹	导热系数/ (W/m • K)	比热容/ (J/kg • K)	泊松 比
DZ125	293	211	14. 8	8	350	0. 33
	473	197	15. 2	9. 67	385	0. 33
	673	188	15. 6	13. 44	456	0. 33
	873	176	16. 2	16. 79	498	0. 33
	1 073	157	16. 9	19. 63	506	0. 34
	1 273	120	17. 5	19. 43	473	0. 35
	1 373	118	18	19	443	0. 35
NiCrAlY	293	200	13. 6	5. 8	400	0. 3
	473	190	14. 2	7. 5	400	0. 3
	673	175	14. 6	9. 5	400	0. 31
	873	160	15. 2	12	400	0. 31
	1 073	145	16. 1	14. 5	400	0. 32
	1 273	120	17. 2	16. 2	400	0. 33
	1 373	110	17. 6	17	400	0. 33
Al ₂ O ₃	293	400		10	1 000	0. 23
	473	390	88. 2	7. 794	1 000	0. 23
	673	380	8. 4	6. 029	1 000	0. 24
	873	370	8. 7	5. 074	1 000	0. 24
	1 073	355	9	4. 412	1 000	0. 25
	1 273	325	9. 3	4. 412	1 000	0. 25
	1 373	320	9. 6	4	1 000	0. 25
ZrO ₂ + Y ₂ O ₃	293	48	9	1. 20	450	0. 1
	473	47	9. 2	1. 19	450	0. 1
	673	44	9. 6	1. 18	450	0. 1
	873	40	10. 1	1. 15	450	0. 11
	1 073	34	10. 8	1. 16	450	0. 11
	1 273	26	11. 7	1. 14	450	0. 12
	1 373	22	12. 2	1. 12	450	0. 12

假设试件在 1 323 K 环境下不存在残余应力^[4]. 利用有限元软件 MSC. Marc 对涂层系统进行稳态分析, 研究不同的换热系数对热障涂层性能的影响.

2 分析结果与讨论

2.1 温度的分布

当试件的温度达到热平衡时, 温度按图 2 中的 AB 路径的温度分布情况如图 4. 不同的换热系数下, 模型中的温度分布规律相同(从上到下依次表示换热系数 600~ 5 000 W/(m² • K) 的温度曲线), 换热系数较大的模型整体温度较低. 从图中可以看出在距模型内表面一定距离处温度梯度突然增大, 通过查看模型中对应的节点可以知道

这个转折点是在 TGO 和 PYSZ 层的界面处, 这是由于陶瓷层的导热系数相对于热障涂层中的其他层要低很多, 这使得在陶瓷层中的温度梯度远远大于其他层.

从图 5 可以观察不同的换热系数下, 试件内外表面的温度差值. 内外表面温度差值和换热系数之间是一种非线性关系, 使用 Origin 软件拟合的 3 次多项式能够很好的符合这条关系曲线(拟合的标准偏差为 0. 54, R-Square 为 0. 999 86), 其拟合的表达式为: $y = 12. 5 + 89. 3(x/1\,000) - 16. 2(x/1\,000)^2 + 1. 2(x/1\,000)^3$. 在换热系数从 600 W/(m² • K) 增加到 800 W/(m² • K) 时, 内外壁的温差的变化是 287. 8 K, 而从 4 800 W/(m² • K) 增加到 5 000 W/(m² • K) 时, 温差的变

化只有 275.9 K. 所以在满足带涂层的叶片温差要求方面, 不能只靠提高内壁换热系数的方法, 应该综合考虑温差与换热系数的这种非线性规律, 在一定的换热系数下采用其他的工艺方法来实现, 从而来获得较好的综合性能.

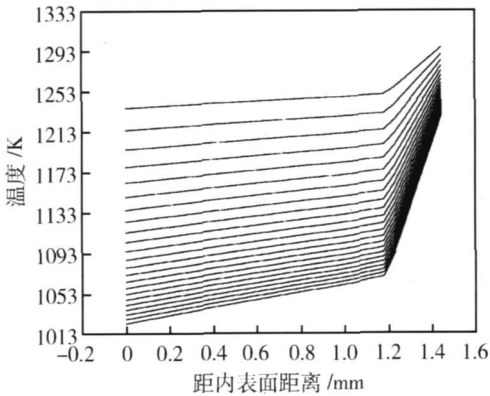


图 4 不同换热系数下的温度分布

Fig. 4 Temperature distributions under different heat coefficients

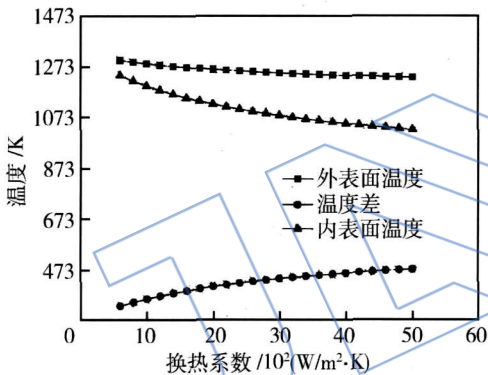


图 5 不同换热系数下的温度差

Fig. 5 Temperature difference under different heat coefficients

2.2 热应力的分布

试件在只承受温度作用的情况下, 由于各层热膨胀系数的不同而引起的热不匹配应力(热应力)在 TGO 层附近产生了比较大的值, 其分布情况如图 6(取了应力明显的 TGO 层附近区域). 通过分析计算, 不同的内壁换热系数对在各层中产生的热应力分布规律没有什么影响, 但使产生的应力大小不同, 这里选取了换热系数为 3 000 W/(m²·K) 条件下的三个主应力的分布情况. 从图 6(单位: MPa) 中可以看出: 第一主应力的最大值出现在 TGO 层的波谷和 BC 层中主要靠近 TGO 波峰处; 第二主应力的最大值出现在 TGO 波峰附近和 BC 层中靠近 TGO 波峰处; 第三主应力的

数值从 TGO 到粘结层和陶瓷层逐渐减小. 所以分别把这些区域的应力作为研究的对象.

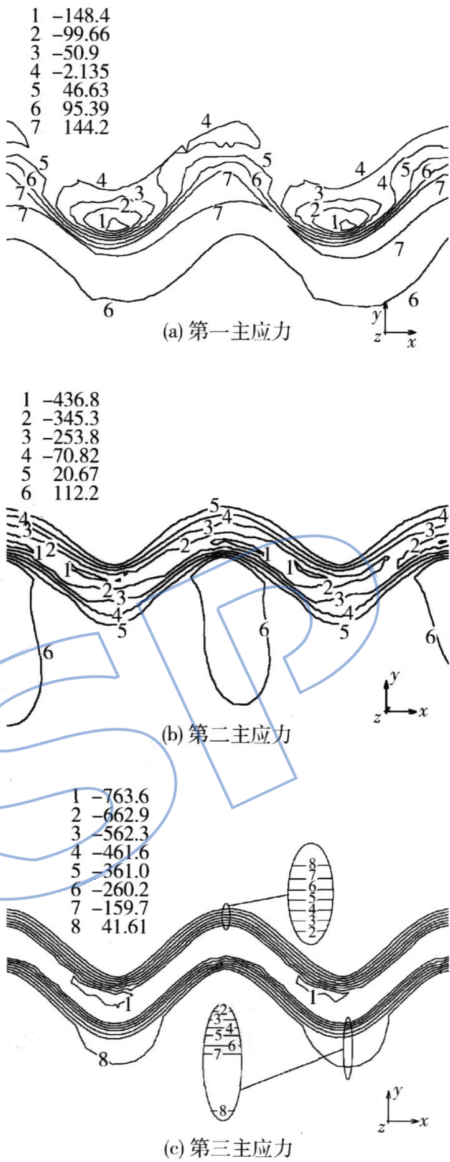


图 6 热应力分布云图 (单位: MPa)

Fig. 6 Contour bands of thermal stress distribution (Unit: MPa)

图 7 是试件在承受热载荷的作用下, 所研究区域的三个主应力极值与内壁换热系数的关系曲线. 在 TGO 层中的三个主应力都是压缩应力, 而 BC 层中的三个主应力都是拉伸应力. 随着换热系数的逐渐增加, TGO 和 BC 层中的三个主应力都逐渐变大. TGO 层的第三主应力出现了较大的压缩应力.

2.3 热机耦合作用下的应力分布

试件在热机耦合载荷的作用下涂层中应力的分布云图如图 8(单位: MPa), 应力的分布规律除

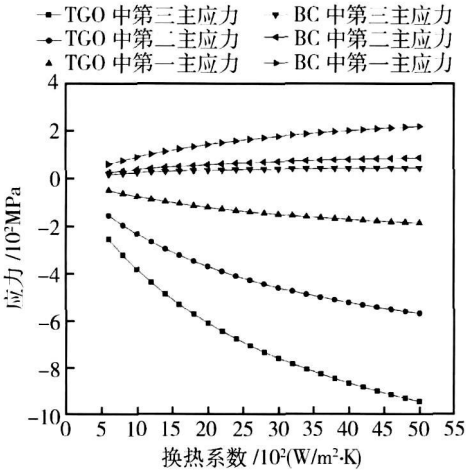


图 7 不同换热系数下的热应力

Fig. 7 Thermal stress with different heat transfer coefficients

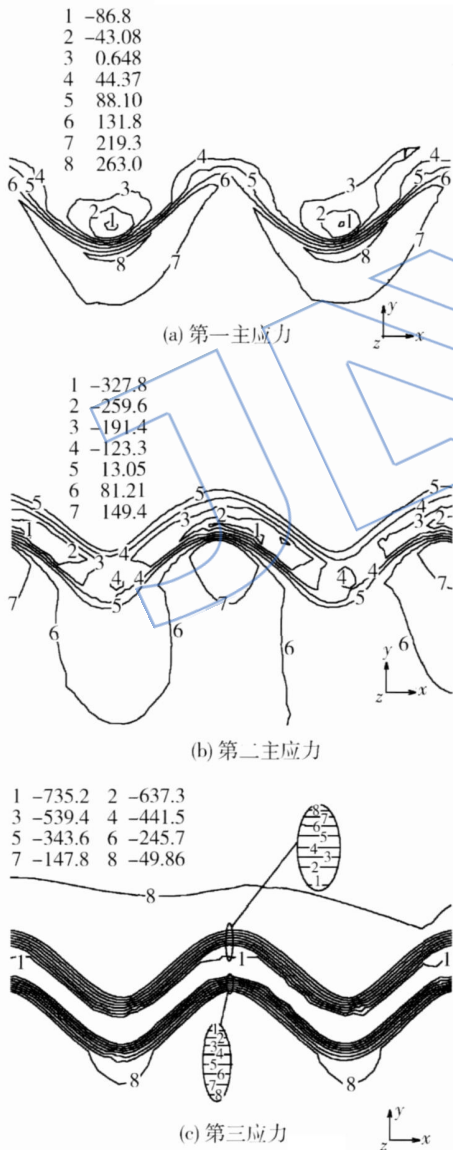


图 8 热机耦合作用下的应力分布云图 (单位: MPa)

Fig. 8 Contour bands of stress distribution under thermo mechanical loading (Unit: MPa)

了 BC 层中的第一主应力极值出现在靠近 TGO 波谷处外, 其他的主应力分布规律与模型在只受热载荷作用时相似, TGO 层中的第一主应力极值出现在波谷, 第二主应力极值出现在靠近波峰附近, 第三主应力数值从 TGO 层向两边减小; BC 层中主应力是靠近 TGO 波峰处附近。

在不同的换热系数作用下, 所研究部位主应力的极值如图 9 所示. 换热系数的变化对 TGO 层、BC 层中的各主应力同样是随着换热系数的增加而增加, 在 TGO 层中除了第一主应力在低换热系数下是拉应力外, 其余的主应力与模型承受热载荷情况下受力相似, 都是处于压应力的状态, 而且 TGO 层中的第三主应力是一个比较大的压应力。

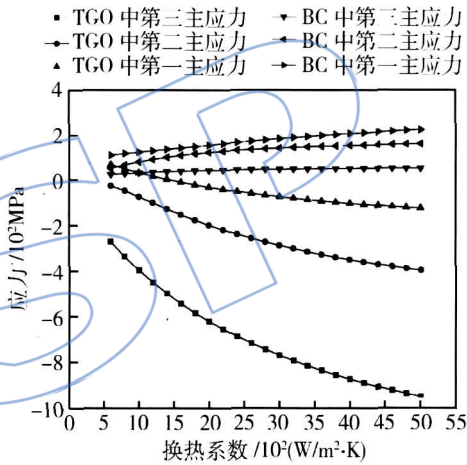


图 9 不同换热系数下涂层中热机耦合应力

Fig. 9 Stress under thermo mechanical loading with different heat transfer coefficients

3 结 论

利用有限元软件 MSC. Marc, 计算模型在给定的边界条件下, 不同的内壁换热系数对承受热载荷和热机耦合作用时的应力分布可以看出:

1) 在 1 323 K 处于无残余应力的模型在采用不同的内壁换热系数的从室温加热到稳定情况下, 可以获得不同的内外壁温差, 温差的大小与换热系数成三次曲线的非线性关系;

2) 在模型分别承受热载荷和热机耦合载荷作用下, 涂层的 TGO 层的第一主应力最大值出现在 TGO 层的波谷, 第二、三主应力最大值出现在 TGO 波峰的附近; 涂层的 BC 层的三个主应力极值除了第一主应力出现的位置略有不同外, 其他都出现在靠近 TGO 层波峰附近的位置;

3) 分别承受热载荷和热机耦合载荷作用下

的模型, 涂层中的三个主应力随着内壁换热系数的增加而增加.

综合考虑换热系数对试件内外表面温降和 TGO 层与 BC 层应力的影响, 应该采用适当的内壁换热系数来获得较优的涂层综合性能.

参考文献:

[1] Siegmann S D, Brown C A. Scale sensitive fractal analysis for understanding the influence of substrate roughness in thermal spraying[C]//In: Berndt C C. Proceedings of the First United Thermal Spray Conference. Materials Park, OH-U SA: ASM International, 1998: 149-158.

[2] Dayanda M A, Sohn Y H. Interdiffusion between MCrAlY coatings and selected Ni base alloys[C]//In: Narendra B D, Janet M H, Jacob J, et al. Proceedings of the Symposium on High Temperature Coatings I, Warrendale, Pennsylvania: Minerals, Metals & Materials Society, 1995: 107-120.

[3] Kulkarni A, Goland A, Herman H, et al. Advanced neutron and X-ray techniques for insights into the microstruc-

ture of EB-PVD thermal barrier coatings[J]. Materials Science and Engineering, 2006, A426: 43-52.

[4] LIU Aiguo, WEI Yanhong. Finite element analysis of attrition thermal barrier coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2003, 165: 154-162.

[5] Busso E P, Wright L, Evans H E, et al. A physics-based life prediction methodology for thermal barrier coating systems[J]. Acta Material, 2007(55): 1491-1503.

[6] Chang G C, Phucharoen W. Finite element thermal stress solutions for thermal barrier coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 1987(32): 307-325.

[7] ZHOU Chungen, WANG Na, XU Huibin. Comparison of thermal cycling behavior of plasma-sprayed nanostructured and traditional thermal barrier coatings[J]. Materials Science and Engineering, 2007: 569-574.

[8] Tzimas E, Müllejans H, Petevs S D, et al. Failure of thermal barrier coating systems under cycle thermomechanical loading[J]. Acta Mater, 2000(48): 4699-4707.

[9] 曹玉璋, 陶智, 徐国强, 等. 航空发动机传热学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2005.