

基于真实 TGO 三维结构的热障涂层热应力分析

钟建兰, 敖波, 古玉祺

(南昌航空大学 无损检测技术教育部重点实验室, 江西 南昌 330063)

摘要: 采用三维 X 射线显微镜对高温热循环后的双层结构热障涂层样品进行了分辨率 0.5 μm 的高分辨率 CT (Computed Tomography)重建, 实现了热生长氧化物 (Thermally Grown Oxide, TGO)三维结构分割与可视化, 建立了基于真实 TGO 微结构的热障涂层三维有限元模型, 研究了蠕变及热循环次数对热障涂层热应力的影响。有限元分析结果表明: 恒温阶段受蠕变的影响, 应力大幅度减小, 高温蠕变对热障涂层热应力具有释放作用。三维热应力分布结果表明, 粘结层与 TGO 界面处应力最大。热障涂层的应力随着热循环次数的增加而增大, 但在 15 次循环之后, 应力趋于稳定。

关键词: 热障涂层; X 射线显微镜; 有限元模型; 热应力分析

中图分类号: TG174.453

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2018)07-2100-07

热障涂层(Thermal Barrier Coatings, TBCs)是涡轮叶片高温防护关键技术之一^[1], 由陶瓷隔热面层和金属粘结底层组成, 具有典型的层状结构特征。

热生长氧化物 (Thermally Grown Oxide, TGO)是介于陶瓷层与粘结层间厚度 1~10 μm 的薄层氧化物, 主要成分为 $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$, 是热障涂层在热循环过程中金属粘结层发生氧化生成的。在高温氧化环境下, 由于热生长氧化物的出现, 导致热障涂层由典型的双层结构变为三层结构。TGO 的结构、组成、形态及生长速率会显著影响热障涂层的使用寿命, 是导致热障涂层失效剥落的重要原因。

国内外研究人员对 TGO 的结构、组成、生长行为以及 TGO 对热障涂层使用性能的影响等进行了大量研究。扫描电镜是 TGO 微观结构分析的主要手段。A. Rabiei^[2] 利用扫描电镜 (Scanning electron microscopy, SEM)对热喷涂法制备热障涂层的 TGO 微观结构和耐久性进行了表征, 发现 TGO 厚度小于 5.5 μm 时, TGO 的生长不影响热障涂层中分层裂纹的形成, 随着 TGO 厚度的增加, 热障涂层的分层裂纹在 TGO 界面附近的缺陷处形成。由于 X 射线显微镜强大的三维成像功能, 被用于 TGO 的高分辨率三维成像研究^[3]。Y. Zhao^[4]采用 Xradia 公司的三维 X 射线显微镜研究了大气等离子喷涂涂层样品(样品尺寸为 0.8 mm \times 1 mm \times 6 mm)在不同热处理时间后微结构的变化, 重建得到了 TGO 形态, 得到了热障涂层双层结构

形貌。S. Ahmadian^[5,6]采用 X 射线显微镜观察到了热障涂层高温氧化后的热生长氧化物和裂纹。聚焦离子束-扫描电镜是另一种三维微观成像的方法, 但该方法具有破坏性。X. M. Song^[7]利用聚焦离子束-扫描电镜 (Focused ion beam-scanning electron microscopy, FIB-SEM)三维成像技术得到了三维 TGO 的结构、组成及形态, 与传统 SEM 法测量 TGO 的厚度相比, 三维结构测量的结果更为准确。TGO 厚度通常被认为是预测热障涂层失效的重要参数, F. M. Ranjbar^[8]模拟了不同氧化物层厚度对热障涂层残余应力分布的影响。J. G. Zhu^[9]和 L. Wang^[10]等考虑了 TGO 形貌对应力的影响, 基于样品 SEM 形貌图获取了真实的 TGO 形貌, 分析了 TGO 形貌对应力的影响。S. Kyaw^[11]根据 TGO 表面的形态及粗糙度等特征进行三维仿真建模, 研究正弦、半圆的 TGO 形貌对热障涂层应力的影响。王琳琳^[12]结合陶瓷层与粘结层界面真实的形貌特征模拟了 TGO 生长, 并建立三维有限元模型, 计算发现陶瓷层界面波峰为拉应力状态, 波谷为压应力状态, 裂纹开始在波峰附近萌生并将波峰处的应力释放, 新的应力集中出现在裂纹的尖端。C. Li^[13]研究了应力分布不连续性和褶皱界面对应力的影响, 通过 X 射线显微镜图像仿真来描述 TBCs 微结构的应力分布, 研究发现孔隙对总残余应力分布没有明显的影响, 但褶皱的 TGO 界面对应力的影响大。

本研究针对热障涂层样品在 1050 $^{\circ}\text{C}$ 下恒温氧化 24 h,

收稿日期: 2017-07-08

基金项目: 国家自然科学基金 (51561025)

作者简介: 钟建兰, 女, 1991 年生, 硕士生, 南昌航空大学无损检测技术教育部重点实验室, 江西 南昌 330063, 电话: 0791-83953483, E-mail: 150808040102@stu.nchu.edu.cn

采用亚微米级 X 射线显微镜 (Xradia 520 Versa) 进行 CT 扫描获取 TGO 形态, 根据三维 X 射线显微镜成像结果建立基于真实 TGO 三维结构的三维数值计算模型, 分析蠕变及热循环次数对热障涂层热应力的影响。

1 热障涂层三维模型的构建

1.1 样品的高温氧化与 CT 扫描

实验样品为大气等离子喷涂的双层结构热障涂层, 其中陶瓷隔热层以 ZrO_2 为主, 厚度约为 $120\ \mu\text{m}$, 粘结层为 NiCrAlY, 厚度约为 $100\ \mu\text{m}$, 基体为铁。样品尺寸为 $20\ \text{mm} \times 10\ \text{mm} \times 3\ \text{mm}$, 置于箱式气氛炉中, 随炉升温至 $1050\ ^\circ\text{C}$, 保温 24 h 后水炉冷却, 取出试样。用砂纸进行逐级打磨处理至 $10\ \text{mm} \times 0.4\ \text{mm} \times 0.3\ \text{mm}$, 然后用丙酮清洗、抛光、乙醇超声清洗、烘干。

为了观察热障涂层的三维微结构, 采用 X 射线显微镜 Xradia 520 Versa (Carl Zeiss) 进行 CT 扫描与重建, CT 扫描参数如表 1 所示, 在 360° 方向总共得到 3200 幅投影图像。

1.2 热障涂层三维成像与分割

共重建了 969 幅 CT 图像, 图像矩阵大小为 960×995 , 图 1 为 X 射线显微镜 CT 重建得到的切片图像(图像处理窗宽: 43585, 窗位: 22596)。从图中可以看到陶瓷层、孔隙、TGO、粘结层和基体等微结构, 可以区分并提取 TGO。为了便于分割提取 TGO 和减少有限元计算量, 将重建三维模型裁剪为 $191 \times 301 \times 481$, 以下的分析均采用该裁剪后的三维模型。

采用 Avizo 三维可视化软件, 通过图像处理方法首先将陶瓷层、粘结层、TGO 分割出来。图 2 为对热障涂层进行三维分割提取得到的 TGO 三维结构。由于陶瓷层与粘结层界面不平整, 且 TGO 分布于陶瓷层和粘结层之间, 因此 TGO 表面粗糙, 呈褶皱状或波浪状分布, 厚度小且厚度分布不均匀, 统计得到 TGO 的最小厚度为 $0.5\ \mu\text{m}$, 最大厚度为 $8.68\ \mu\text{m}$, 平均厚度为 $2.22\ \mu\text{m}$, 标准差为 $0.86\ \mu\text{m}$ 。

表 1 CT 扫描参数

Table 1 CT scanning parameters

Scanning parameters	Small FOV
FOV/mm	0.5
Optical magnification	20
Geometry magnification	3
Voltage/kV	70
Current/ μA	86
Power setting/ $\text{kV} \cdot \text{W}^{-1}$	70/6
Exposure time/s	17
Resolution/ μm	0.5
Total time/h	17
Image size	995 \times 995

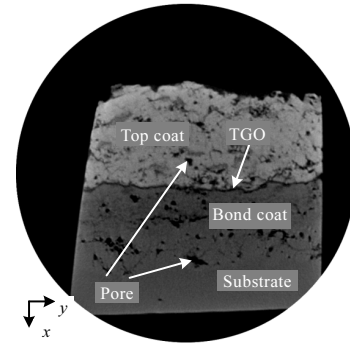


图 1 热障涂层 X 射线显微镜重建 CT 图像

Fig.1 CT image of TBCs reconstructed by X-ray microscope

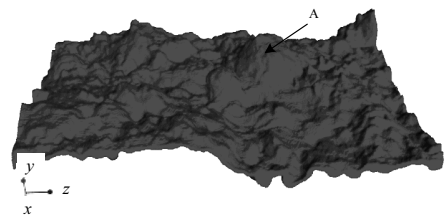


图 2 TGO 三维结构

Fig.2 3D morphology of TGO

1.3 热障涂层有限元模型

图 3 为热障涂层三维分割后采用不同颜色标记的三维结构模型分布图, 忽略了热障涂层中的孔隙, 其中蓝色为陶瓷隔热层, 红色为 TGO, 黄色为粘结层, 对该三维模型进行划分网格, 进行数值仿真计算。由于基体的厚度尺寸远远大于陶瓷层和粘结层的厚度尺寸, 分界面褶皱不平, 热应力最大值出现在粘结层与 TGO 界面上, 故不考虑基体^[14]。

热障涂层在升温降温过程中, 由于热障涂层各层材料之间的热膨胀系数不匹配, 热障涂层产生热应力, 最终导致涂层开裂和剥落。由于缺少真实的 TGO 信息, 前期研究人员大多通过模拟简单的、二维的 TGO

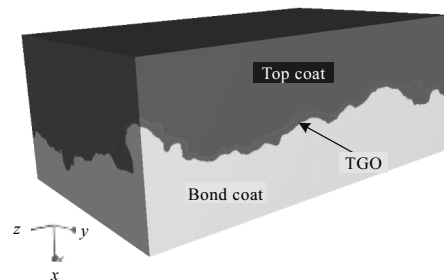


图 3 用于有限元分析的热障涂层三维分割模型

Fig.3 3D segmentation model of TBCs for finite element analysis

界面进行有限元计算,对于真实 TGO 界面形貌模拟仿真较少。本研究基于图 3 的三维热障涂层模型进行热应力计算。

2 热障涂层有限元分析

为了简化计算量,有限元计算中采用了以下假设:

- (1) 从早期的研究中可以发现,热障涂层剥落主要发生在粘结层与 TGO 界面,所以整个模型中不考虑基体;
- (2) 不考虑 TGO 的动态生长;
- (3) 不考虑制备过程中的初始应力;
- (4) 计算时不考虑材料相变而引起的问题;
- (5) 计算过程中各层之间的界面完全粘结,不存在相对运动。

热障涂层内部的热应力是由于结构内部热膨胀系数不匹配和温度梯度分布引起的,属于热-结构耦合场问题。在 Ansys 中,求解耦合场问题,有 2 种方式,一种是直接耦合,使用直接热-结构耦合单元,热与结构耦合方程同时求解。另一种是间接求解方式,求解分 2 步,第 1 步求解节点温度场,第 2 步在求解温度场的基础上根据热膨胀系数等参数求解应力场,分别使用热单元和结构单元。本研究采用间接求解的方式。通过 Ansys 分析三维热障涂层的温度场,求解得到温度场分布之后,利用转换命令将 Ansys 热分析转换为结构求解,通过热单元转换为结构单元,同时读入温度场分析的结果,直接加载到热障涂层模型上,作为应力求解的体载荷条件,添加位移约束条件后求解得到热障涂层的应力场分布。

2.1 有限元模型网格划分

基于 1.3 节中提取的热障涂层三维结构模型,首先采用 Avizo 软件的网格划分功能对该模型进行网格划分,然后采用 Hypermesh 软件对陶瓷层、粘结层网格进行粗糙优化处理,最大网格单元尺寸为 6 μm,采用四面体单元 SOLID70,该单元拥有 8 个节点且每个节点上只有 1 个温度自由度,可以用于三维静态或瞬态热分析。热障涂层各层界面之间的单元通过 VGLUE 命令粘在一起。对 TGO 以及 TGO 附近区域的网格细化处理以满足求解精度要求,TGO 的网格单元尺寸约为 1.5 μm,最终得到 288 937 个三维实体网格,460 758 个节点,最后导入 Ansys 中进行热-结构耦合计算。

2.2 材料参数

热障涂层各层材料与温度相关的性能参数如表 2 所示^[15-17]。从表中参数可以看出,TGO 和粘结层在高温下,屈服强度下降。由于陶瓷层材料较硬,不容易发生屈服,所以不考虑屈服。考虑到 TGO 和粘结层的塑性影响,粘结层和 TGO 层采用双线性随动强化材料模型。

表 2 热障涂层与温度相关的材料参数

Table 2 Material parameters of TBCs related to temperature^[15-17]

Parameter	Top coat	TGO	Bond coat
Temperature range/°C	20~1100	20~1100	20~1100
Young's modulus/GPa	48~22	400~325	200~110
Poisson's ratio	0.1~0.12	0.23~0.25	0.3~0.33
Thermal expansion coefficient/ $\times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$	9.0~12.2	8.0~9.3	13.6~17.6
Thermal conductivity/ $\text{W}\cdot(\text{m}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$	2.0~1.7	10~4	2.0~0.17
Yield strength/GPa	-	10~1	0.426~0.114
Creep exponent, n	1	1	3
Creep prefactor/ $\text{MPa}^{-n}\cdot\text{s}^{-1}$	1.8×10^{-11}	7.3×10^{-12}	1.39×10^{-7}

在热循环过程中,假设热障涂层系统中陶瓷层、TGO 和粘结层都发生蠕变,在高温环境下蠕变的本构方程式为:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A\sigma^n \tag{1}$$

式中, $\dot{\varepsilon}_{cr}$ 为蠕变应变率, A 为材料蠕变系数, σ 为 Mises 等效应力, n 为材料蠕变指数。

在瞬态分析的时候,除了需要考虑材料的导热系数之外,还需要考虑材料的密度和比热容。表 3 为与温度无关的其他属性参数^[18]。

2.3 载荷及边界条件

将温度边界条件作为第 1 类边界条件,即在粘结层表面直接施加随时间变化的温度载荷,并忽略热传导的时间。由于模型不对称,不采用对称性约束条件。模型的力学边界条件为对模型 4 个侧面施加位移约束边界条件,即在 $y=0 \text{ } \mu\text{m}$ 和 $y=150.5 \text{ } \mu\text{m}$ 边界位置上的节点进行 y 方向上的位移约束,并对 $z=0 \text{ } \mu\text{m}$ 和 $z=240.5 \text{ } \mu\text{m}$ 边界位置上的节点进行 z 方向上的位移约束,以确保计算时 y 、 z 方向上的位移保持一致,从而保证边界位移的连续性。

3 结果与分析

3.1 热障涂层瞬态温度场分析

温度边界条件作为第一边界条件,即在陶瓷层表面直接施加温度载荷,并忽略传导的时间,在 1 个热循环内热障涂层热循环温度与时间的历程关系如图 4 所示。在 300 s 内从室温 20 °C 升到 1050 °C 后保温 600 s,

表 3 热障涂层与温度无关的其他参数

Table 3 Other parameters of TBCs independent of temperature

Parameter	Top coat	TGO	Bond coat
Density/ $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	3610	3984	7380
Specific heat/ $\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$	505	755	450

在 300 s 内下降到室温 20 °C，热循环计算为该温度载荷反复循环加载。

3.2 热障涂层瞬态应力分析

热障涂层失效的主要原因是层间开裂。已有研究表明^[19,20]，垂直于界面方向的法向应力 σ_x 对热障涂层层间开裂和剥落失效起主导作用。因此，结果分析将导致界面开裂起主导因素的应力 σ_x 为主要研究对象。

3.2.1 蠕变对热应力的影响

在高温环境下，由于蠕变的作用可以使热障涂应力松弛，释放热障涂层各层界面之间的热应力。热障涂层各层材料考虑蠕变时，温度冷却至室温，TGO 的三维应力分布云图如图 5a 所示，图中 σ_x 表示为 x 方向的节点应力； σ_{max} 表示为 x 方向上节点应力的最大值； σ_{min} 表示为 x 方向上节点应力的最小值；应力值有负号表示压应力，反之为拉应力。此外，图中的颜色条表示不同的应力值用不同的颜色表示出来。TGO 内 x 方向的最大拉应力为 348 MPa，最大压应力为 -329 MPa。当不考虑蠕变时，TGO 在 x 方向节点的三维应力分布云图如图 5b 所示，TGO 内的最大拉应力为 1860 MPa，最大压应力为 -2530 MPa。从图 5 可以看出，当加入蠕变分析时，TGO 内的应力出现大幅度减小的现象。结果表明，高温蠕变对热障涂层热应力具有释放作用。

图 6 为考虑蠕变时一个热循环内应力 σ_x 与距离(从陶瓷层表面节点 68 485 到粘结底面节点 98 042 之间的距离)的关系曲线。不同颜色的曲线表示不同时刻的应力随距离变化的关系。从 150 和 300 s 升温阶段的曲线图可以看出，随着温度的升高，300 s 时刻的应力大于 150 s 时刻的应力。在 55~60 μm 处，应力变化梯度很大，该位置正好为 TGO，正是由于 TGO 界面褶皱严重，引起应力突变。300~900 s 时刻是恒温阶段，由于蠕变的影响，应力在释放，所以应力都要小于 300 s 时刻的应力。1050~1200 s 是降温时刻，应力呈压缩状态。

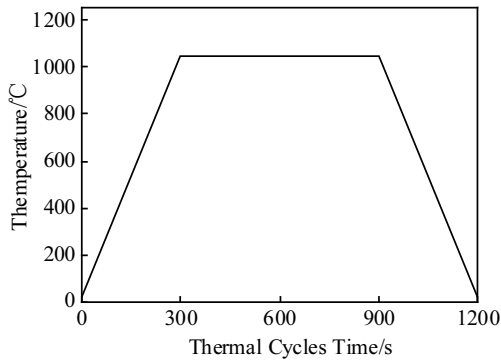


图 4 热循环温度与时间的历程关系

Fig.4 Relationship between temperature of thermal cycles and time

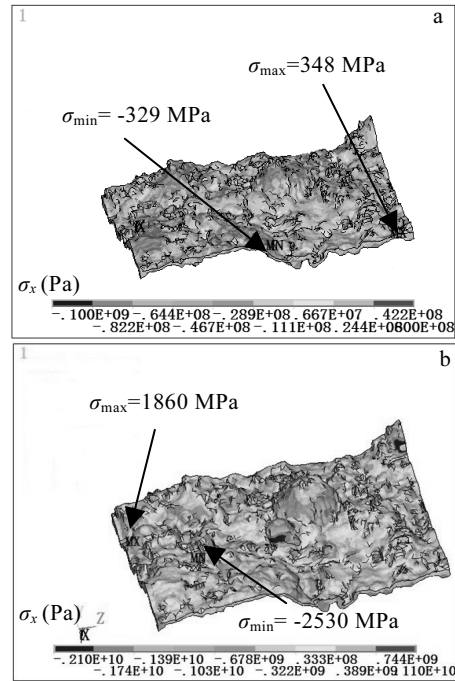


图 5 TGO 三维热应力分布云图

Fig.5 3D thermal stress distribution nephograms of TGO: (a) with creep and (b) without creep

图 7 为没有考虑蠕变时一个热循环内应力 σ_x 与距离(与图 6 中的距离相同)的关系曲线。从图中可以看出，300、600 和 900 s 时刻的应力曲线图重合，说明在恒温阶段，没有高温蠕变的影响，应力值不发生改变。从图 5、图 6 和图 7 可以看出，蠕变对热障涂层热应力演化影响效果显著。

3.2.2 热循环次数对热应力的影响

热循环分析时，由于模型过于大，网格单元数和节点数非常大，在多次的循环计算中，需要巨大的存储空间。为了减小分析结果文件的大小，选取包含图 2 中 A 区域的热障涂层三维模型进行热循环应力计

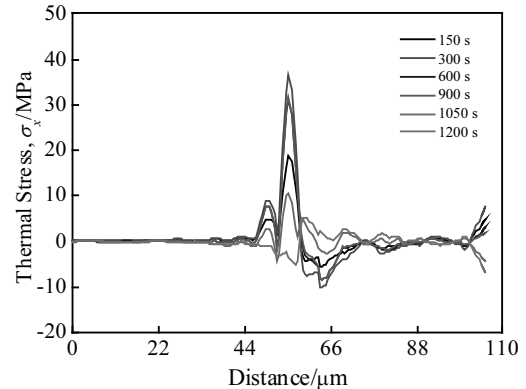


图 6 考虑蠕变时热障涂层的热应力分布

Fig.6 Thermal stress distributions of TBCs with creep

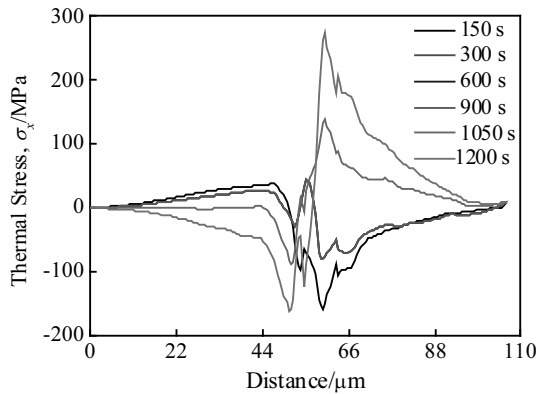


图 7 不考虑蠕变时热障涂层的热应力分布

Fig.7 Thermal stress distributions of TBCs without creep

算,该区域的 TGO 界面向上凸起最严重,模型大小约占图 3 模型的 1/5。模型大小为 $95\ \mu\text{m} \times 80\ \mu\text{m} \times 80\ \mu\text{m}$, 网格单元个数为 36 210, 节点数为 206 035。有限元仿真时温度载荷为 $1050\ ^\circ\text{C}$, 保温时间为 600 s, 随后冷却至室温, 周期 T_0 为 1200 s。热循环反复进行, 每次热循环结束, 观察有限元仿真试验结果, 共研究了 63 次热循环。

图 8 是不同热循环后热障涂层的三维应力分布云图。其中图 8a 是经过 1 次热循环后热障涂层三维应力云图, 当冷却至室温时, 此时模型最大拉应力为 209 MPa, 最大压应力为 $-238\ \text{MPa}$ 。图 8b 是经过 10 次热循环后热障涂层三维应力云图, 此时模型最大拉应力为 464 MPa, 最大压应力为 $-345\ \text{MPa}$ 。图 8c 是经过 63 次热循环后热障涂层三维应力云图, 此时模型最大拉应力为 469 MPa, 最大压应力为 $-347\ \text{MPa}$ 。从图 8 可以看出, 最大拉应力和最大压应力出现在 TGO 和粘结层界面处, 陶瓷层和 TGO 界面处的应力普遍小于 TGO 和粘结层界面处的应力。仅考虑应力方面, 与陶

瓷层和 TGO 界面处应力相比, 涂层剥落发生在粘结层和 TGO 界面的可能性更大。

图 9 是第 63 次热循环结束后 TGO 的三维应力分布云图。当冷却至室温时, TGO 的最大拉应力为 365 MPa, 最大压应力为 $-347\ \text{MPa}$, 且最大拉压应力出现在粘结层与 TGO 界面。在 TGO 界面褶皱严重的区域, 如凸起、凹陷及表面尖锐的区域出现应力集中的现象, 在 TGO 界面向陶瓷层凸起的区域拉应力集中, 而在凹陷区域出现压应力集中现象。

图 10 是第 63 次热循环结束后陶瓷层的三维应力分布云图。当冷却至室温的时候, 陶瓷层的最大拉应力为 80.2 MPa, 最大压应力为 $-101\ \text{MPa}$ 。

图 11 是第 63 次热循环结束后粘结层的三维应力分布云图。当冷却至室温时, 粘结层的最大拉应力为 469 MPa, 最大压应力为 $-261\ \text{MPa}$ 。

根据陶瓷层、粘结层以及 TGO 在热循环 63 次后的应力 σ_x 分析, 可以看出 TGO 和粘结层内的应力比陶瓷层中的要大, 其中粘结层和 TGO 界面的应力最大。在冷却到室温时, 粘结层内的最大拉应力达到了 469 MPa, 最大压应力达到了 $-261\ \text{MPa}$ 。TGO 内的最大拉应力达到了 365 MPa, 最大压应力达到了 $-347\ \text{MPa}$ 。

图 12 是冷却至室温后热障涂层节点的 σ_x 应力与不同循环次数的关系, 其中节点 4352 和 616、节点 13 691 和 14 157、节点 13 714 和 17 534 分别是第 1 次热循环结束时, 陶瓷层、粘结层以及 TGO 最大拉应力和最大压应力所对应的节点号。从图 12 可以看出, 最大应力值的变化大致可以分为 3 个阶段: 热循环初期, 也就是第 5 次热循环之前, 最大应力值 σ_x 的增加速度较快。热循环中期, 热循环次数达到 15 次时, 应力增加速度变缓。最后热循环次数大于 15 次后, 应力值基本趋于稳定状态。不管是拉应力还是压应力, TGO

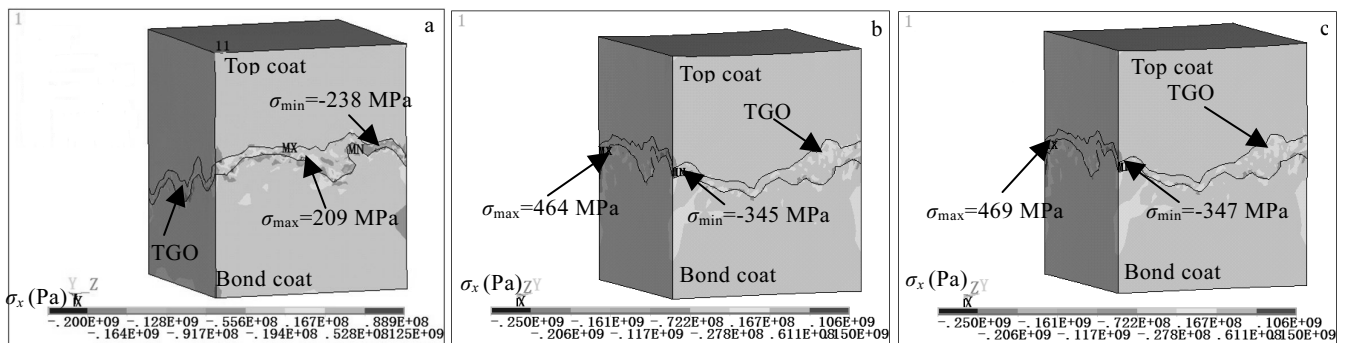


图 8 不同热循环后热障涂层的三维热应力分布云图

Fig.8 3D thermal stress distribution nephograms of TBCs after different thermal cycles: (a) 1 cycle, (b) 10 cycles, and (c) 63 cycles

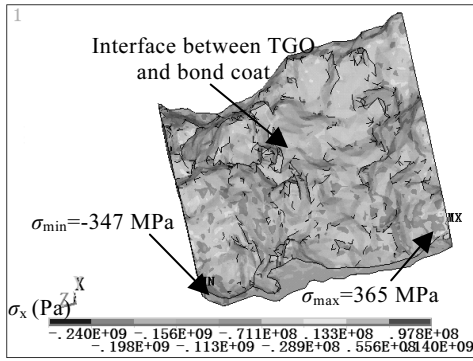


图 9 第 63 次热循环结束后 TGO 的三维热应力分布云图
Fig.9 3D thermal stress distribution nephogram of TGO after 63 thermal cycles

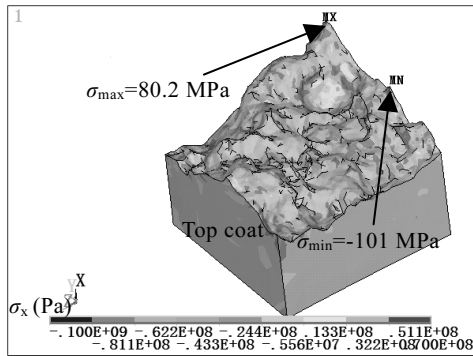


图 10 第 63 次热循环结束后陶瓷层的三维热应力分布云图
Fig.10 3D thermal stress distribution nephogram of top coat after 63 thermal cycles

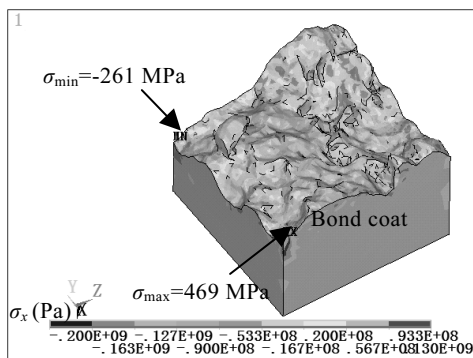


图 11 第 63 次热循环结束后粘结层的三维热应力分布云图
Fig.11 3D thermal stress distribution nephogram of bond coat after 63 thermal cycles

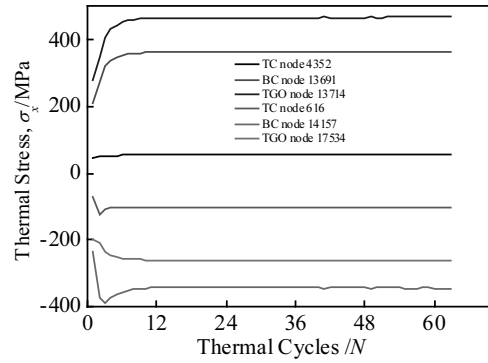


图 12 最大应力节点的应力值与热循环次数的关系
Fig.12 Relationships between the stress value of the maximum stress node and the number of thermal cycles

和粘结层处的节点应力要大于陶瓷层，其中陶瓷层的应力最小。根据大量数据分析，随着热循环次数的增加，可能存在最大应力节点位置发生变化的情况。

4 结 论

1) 基于 X 射线显微镜扫描重建数据，首先提取出 TGO 三维结构，构建了具有真实 TGO 形貌的热障涂层多层模型和有限元应力分析模型。采用热-结构耦合的分析方法，模拟了热障涂层服役过程中三维热应力分布，计算结果比简化模型结构计算的结果要更贴合实际情况。

2) 采用 X 射线显微镜对高温氧化 24 h 后的热障涂层试样进行高分辨率 CT 扫描与重建，获得了 TGO 结构分布图像，并实现了 TGO 的三维可视化，通过三维分割提取得到了热障涂层层状三维结构，并基于提取得到的三维热障涂层多层模型进行有限元计算。

3) TGO 内的应力在高温阶段受蠕变的影响。考虑蠕变时，当温度达到室温时 TGO 内的应力 σ_x 为 $-329\sim-348$ MPa；当不考虑蠕变时，TGO 内的应力 σ_x 为 $-2530\sim-1860$ MPa，高温蠕变对热障涂层热应力具有释放作用，延缓了涂层的失效。

4) 在 63 次热循环加载结束后，粘结层和 TGO 内的热应力比陶瓷层中的要大，其中最大应力出现在粘结层和 TGO 之间的界面处。在冷却到室温时，粘结层内的应力达到了 $-261\sim-469$ MPa，TGO 内的应力达到了 $-347\sim-365$ MPa。

5) 通过热障涂层热循环应力计算试验，热障涂层的应力随着循环次数的增加而增大，在前 15 次热循环，各层的应力增加的速度较快，但在 15 次循环之后，应力趋于稳定。

6) 热应力大小与 TGO 的形貌、厚度有关，建议

在制备长寿命热障涂层的过程中, 考虑以下因素: 根据有限元热应力仿真结果, TGO 的界面褶皱越严重, 越容易出现应力集中, 而 TGO 的界面形貌与陶瓷层、粘结层的交界面的粗糙度有关, 制备热障涂层时, 在保证粘结强度的前提下, 需降低陶瓷层与粘结层交界面的粗糙度; 基于 CT 重构分析结果, TGO 厚度分布很不均匀, 容易导致局部涂层剥落失效。为了保证 TGO 厚度分布的均匀性, 建议制备热障涂层时提高陶瓷层厚度和内部孔隙分布的均匀性。

致谢: 感谢中国科学院地质与地球物理研究所提供的 X 射线显微设备。

参考文献 References

- [1] Guo Hongbo(郭洪波), Gong Shengkai(宫声凯), Xu Huibin(徐惠彬). *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*(航空学报)[J], 2014, 35(10): 2722
- [2] Rabiei A, Evans A G. *Acta Materialia*[J], 2000, 48(15): 3963
- [3] Ao Bo(敖波), He Shenyan(何深远), Deng Cuizhen(邓翠贞). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2016, 45(12): 3306
- [4] Zhao Y, Shinmi A, Zhao X *et al.* *Surface & Coatings Technology*[J], 2012, 206(23): 4922
- [5] Ahmadian S, Jordan E H. *Surface & Coatings Technology*[J], 2014, 244(15): 109
- [6] Ahmadian S, Browning A, Jordan E H. *Scripta Materialia*[J], 2015, 97(1): 13
- [7] Song X M, Meng F L, Kong M G *et al.* *Materials Characterization* [J], 2016, 120(12): 244
- [8] Ranjbar F M, Absi J, Shahidi S *et al.* *Materials and Design*[J], 2011, 32(2): 728
- [9] Zhu J G, Chen W, Xie H M. *Science China Physics, Mechanics & Astronomy*[J], 2015, 58(3): 1
- [10] Wang L, Li D C, Yang J S *et al.* *Journal of the European Ceramic Society*[J], 2016, 36(6): 1313
- [11] Kyaw S, Jones A, Jepson M A *et al.* *Materials and Design*[J], 2017, 125(5): 189
- [12] Wang Linlin(王琳琳). *Microstructural Characterization and Failure Mechanism of Thermal Barrier Coatings Subjected to Thermal Cycling Based on a Three-Dimensional Model*(基于三维微观结构模型的热障涂层性能预测及失效机理分析)[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016
- [13] Li C, Zhang X, Chen Y *et al.* *Acta Materialia*[J], 2017, 132(15): 1
- [14] Wang Zhiping(王志平), Han Zhiyong(韩志勇), Chen Yajun(陈亚军). *Transactions of the China Welding Institution*(焊接学报)[J], 2011, 32(1): 21
- [15] Yu Q M, Zhou H L, Wang L B. *Ceramics International*[J], 2016, 42(7): 8338
- [16] Rösler J, Bäker M, Aufzug K. *Acta Materialia*[J], 2004, 52(16): 4809
- [17] Zhang Hongcai(张洪才). *ANSYS 14.0 Engineering case analysis and FAQs* (ANSYS 14.0 工程实例解析与常见问题解答)[M]. Beijing: China Machine Press, 2013
- [18] Tang W Z, Yang L, Zhu W *et al.* *Journal of Materials Science & Technology*[J], 2016, 32(5): 452
- [19] Haynes J A, Rigney E D, Ferber M K *et al.* *Surface and Coatings Technology*[J], 1996, 86-87(96): 102
- [20] Hsueh C H, Becher P F, Fuller E *et al.* *Materials Science Forum*[J], 1998, 308-311(1): 442

Thermal Stress Analysis on Thermal Barrier Coatings Based on Real Three-dimensional Structure of Thermally Grown Oxide

Zhong Jianlan, Ao Bo, Gu Yuqi

(Key Laboratory of Nondestructive Testing, Ministry of Education, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, China)

Abstract: Thermal barrier coatings (TBCs) after high temperature cycles were imaged with a high resolution of 0.5 μm by X-ray microscope. Three-dimensional (3D) segmentation and extraction of thermally grown oxide (TGO) were performed. A finite element analysis model of the TBCs was established based on real 3D structure of TGO, and the effects of creep and thermal cycles on the stress distribution of the TBCs were studied. The result of finite element analysis shows that the stress decreases greatly due to the influence of creep at the keeping stage. High temperature creep can release the thermal stress of TBCs. The result of 3D thermal stress distribution shows that the thermal stress at the interface between the bond coat and the TGO is the maximum. The stress of TBCs increases with the increase of thermal cycle number, but it tends to be stable after 15 thermal cycles.

Key words: thermal barrier coatings (TBCs); X-ray microscope; finite element model; thermal stress analysis

Corresponding author: Ao Bo, Ph. D., Key Laboratory of Nondestructive Testing, Ministry of Education, Nanchang Hangkong University, Nanchang 330063, P. R. China, Tel: 0086-791-83953483, E-mail: aobo0328@nchu.edu.cn