

文章编号: 1671-6612 (2026) 02-185-09

基于真实结构信息建模的热障涂层热力仿真研究

陈度舟 黄梓源 张楠

(西南交通大学机械工程学院 成都 610031)

【摘要】 提出了一种基于 CT 扫描真实结构信息进行建模的热障涂层热应力仿真计算方案, 以解决传统方案通过二维模型及三维简化模型进行计算, 忽略了实际涂层复杂几何特征所带来的问题。通过数值模拟, 研究了不同结构参数的双层热障涂层系统在高热流加载下温度及应力响应特点。研究表明, 真实界面的微观形貌显著扩展有效传热面积, 提供了更多热流通道, 在力学方面表现出更大变形量和更高应力水平, 更易诱发不协调变形与应力集中。斜面和正弦曲面模型在一定程度上削弱了几何不连续性, 平面界面模型的各应力水平最低, 但难以代表实际工况。与真实结构模型相比, 各类简化模型难以完整反映真实界面多尺度不规则性与随机缺陷群对温度响应应力集中的决定性影响, 这导致简化模型显著低估各应力水平, 使得后续工艺指导与寿命评估产生较大偏差。

【关键词】 热障涂层; 有限元模拟; 应力分布; 三维重构

中图分类号 TK124 文献标志码 A

Thermal Simulation of Thermal Barrier Coatings Based on Real Structural Data

Chen Duzhou Huang Ziyuan Zhang Nan

(School of Mechanical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu, 610031)

【Abstract】 This paper proposes a thermal stress simulation scheme for thermal barrier coatings based on modeling using actual structural information from CT scans. This addresses the limitations of traditional approaches that rely on two-dimensional models or simplified three-dimensional models, which overlook the complex geometric features of actual coatings. Through numerical simulations, the temperature and stress response characteristics of a double-layer thermal barrier coating system with varying structural parameters under high heat flux loading were investigated. Results indicate that the micro-topography of the actual interface significantly expands the effective heat transfer area, providing more thermal flow pathways. Mechanically, it exhibits greater deformation and higher stress levels, making it more prone to inducing inconsistent deformation and stress concentration. While inclined and sinusoidal surface models mitigate geometric discontinuities to some extent, the planar interface model yields the lowest stress levels across all parameters but fails to represent actual operating conditions. Compared to the actual structure model, simplified models struggle to fully capture the decisive influence of multi-scale irregularities at real interfaces and randomly distributed defect clusters on temperature-response stress concentration. This leads to significant underestimation of stress levels in simplified models, causing substantial deviations in subsequent process guidance and life assessment.

【Keywords】 Thermal barrier coating; Finite element simulation; Stress distribution; Three-dimensional reconstruction

0 引言

随着航空工业的发展, 现如今的飞行器向高推

重比、高燃烧效率以及高超音速方向发展, 其服役环境向更高温度、更大热流密度和更复杂的工况演

作者简介: 陈度舟 (2002-), 男, 硕士研究生, E-mail: ferrydz@126.com

通讯作者: 张楠 (1988-), 女, 博士, 副研究员, E-mail: zhangn09@swjtu.edu.cn

收稿日期: 2025-09-19

化,传统高温合金的耐温能力已逐渐逼近极限,无法满足使用要求,需迫切提高其耐高温性^[1-3]。

热障涂层(TBC)是一种在高温环境下保护金属基底的多层涂层材料系统^[4],其主要功能是提高基材的耐热性能,减少高温氧化和腐蚀的影响,延长设备使用寿命^[5,6]。通常,传统的TBC由两层组成:陶瓷顶层与金属底层^[7]。陶瓷顶层常用部分钇稳定氧化锆,其具有低导热率、高熔点、高热膨胀系数等特点,是热障涂层发挥隔热能力的核心材料^[8,9]。然而在极端高温条件下,材料间热物理性能差异会产生复杂的热失配应力致使TBC系统结构失效^[10,11]。因此,深入研究TBC在高温载荷作用下应力分布对其设计与制备有着重要意义。

有限元分析是研究热障涂层热力性能的重要手段。近年来,国内外学者广泛采用有限元方法研究热障涂层的隔热性能。陆天龙等^[12]通过二维模型考察了热导率、基底对流传热系数、孔隙率和厚度等因素,结果表明:降低热导率能显著提升隔热效果,增大对流传热系数和孔隙率也有助于改善隔热性能,其中 $YTaO_4$ 涂层优于YSZ,更适合高温环境。吴硕等^[13]利用有限元模拟与热震实验,发现涂层能有效提升燃气轮机和柴油机部件的隔热和寿命,但在热循环中界面和边缘易出现应力集中,成为裂纹源。Wang等^[14]通过二维和三维模型指出界面会增加热流路径曲折度并降低热导率,孔隙和裂纹进一步强化这一作用。Zhang等^[15]利用X射线CT构建真实微观结构模型,发现孔隙、裂纹和界面均能降低热导率,但数值预测普遍高估约50%,其差异源于裂纹在高温下烧结,使实测热导率上升并接近预测值。

同时涂层在极端环境的力学性能也引发了广泛关注。Wang等^[16]构建了二维有限元模型,分析发现热障涂层在升温和冷却阶段分别存在较大的拉应力和压应力,失效倾向于发生在热循环升温阶段的涂层边缘。Gupta等^[17]通过构建二维截面及三维曲面模型探讨了热障涂层中面涂-粘合层界面粗糙度对应力和寿命的影响。结果显示,适度的界面粗糙度能够有效分散应力、延缓裂纹贯穿,而过大粗糙度则可能导致局部应力集中并加速失效。Nayebpashace等^[11]利用有限元法预测了含有金属结合层和陶瓷面层的热障涂层的残余应力和失效模式,研究发现,隔热涂层会出现剪切和法向两种

失效模式。

上述对于热障涂层热力性能的研究,多是使用二维或三维简化模型,而忽略了真实涂层的复杂几何特征、界面粗糙度等特性,导致仿真结果与真实工况存在一定的偏差。本文利用一种基于CT扫描三维重建建立热障涂层仿真模型的方法,其优势在于能够真实捕捉涂层的复杂微结构特征,如孔隙分布及界面粗糙度,从而避免几何理想化带来的计算偏差,更加准确揭示微结构对传热与力学行为的影响,为涂层性能及寿命预测提供更可靠的依据。

1 模型建立

1.1 物理模型

本文所研究对象为镍基高温合金表面喷涂 $HfO_2-Al_2O_3$ 涂层。将样品切割成 $1mm \times 0.8mm \times 0.5mm$ 左右的长方体,利用CT扫描仪(MultiscaleVoxel-2000,分辨率 $0.5\mu m$)及滤波反投影等算法将二维投影图还原为三维断层图像如图1所示。

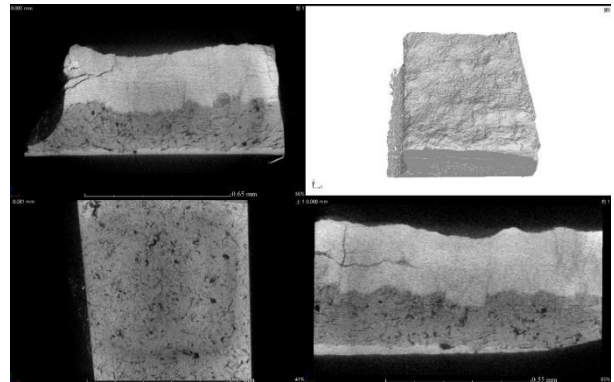


图1 CT扫描三视图与三维重建

Fig.1 Three orthogonal CT views and 3D reconstruction

利用三维可视化平台提取感兴趣部分材料交界面及孔隙信息。使用分水岭算法提取交界面信息、使用阈值分割提取总体孔隙,去除孔隙群中的极小孔隙及强连通性的大型孔隙。将提取出孔隙及包含交界面信息模型生成面片结构,对面片进行平滑处理同时尽量保持原有信息完整。将数据导入建模软件Spaceclaim中进行修复面片、规范化面片以及修复尖角自相交等操作。对交界面模型使用Autoskip创建实体,对孔隙模型直接合并面生成实体,创建一长方体模型,将三者进行布尔运算,得出具备真实形貌特征热障涂层仿真计算模型,如图2

所示。

该模型精确表征了热障涂层中孔隙分布以及材料界面等关键微观结构特征, 真实反映了热障涂层隔热系统的物理构型。其几何尺寸为: 长度 3.3mm (其中镍基高温合金基底 3mm, $\text{HfO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 涂层 0.3mm), 横截面尺寸为 0.1mm×0.1mm。

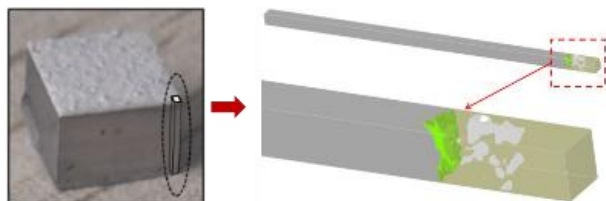


图 2 具备真实形貌特征热障涂层仿真计算模型

Fig.2 Simulation model of thermal barrier coating with real morphological features

模型所涉及的材料物性参数如表 1 所示。

表 1 材料物性参数

Table 1 Material properties

材料属性	材料名称	
	镍基高温合金	$\text{HfO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 涂层
密度/(kg/m^3)	8190	5800
比热容/[$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]	435	450
热导率/[$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]	11.4	1.2
热膨胀系数/ K^{-1}	1.3E-07	6.5E-06
弹性模量/GPa	200	120
杨氏模量/Pa	2E+11	1.2E+10
泊松比	0.29	0.22

1.2 数学模型

为分析热障涂层在服役过程中内部的温度场分布。将热障涂层作为研究系统, 抽象并提取其中一个导热微元体如图 3 所示。

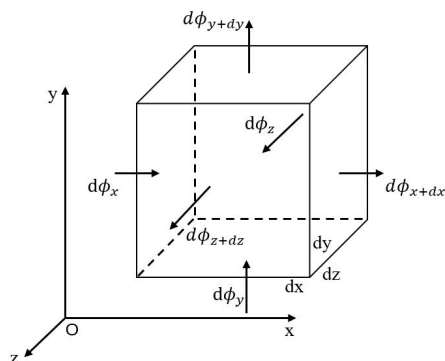


图 3 直角坐标系中微元体热分析

Fig.3 Heat transfer analysis of a differential element in cartesian coordinates

其中导入微元体的热流量可以分解到 x 、 y 、 z

三个方向。假设微元体材料各向同性, 工况设定为含有内热源的非稳态热传导。则 x 方向导入的热流量 $d\phi_x$ 为:

$$d\phi_x = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} dydz \quad (1)$$

式中: λ 为导热系数, $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$; T 为温度, K 。

$x+dx$ 方向导出微元体的热流量 $d\phi_{x+dx}$ 为:

$$d\phi_{x+dx} = \phi_x + \frac{\partial \phi_x}{\partial x} dx = \phi_x + \frac{\partial}{\partial x} \left(-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} dydz \right) dx \quad (2)$$

同理可以得出 y 、 z 方向导入导出热量。

根据热力学第一定律, 导入微元体总热流量加微元体内生成热等于导出微元体总热流量加上微元体内能增加。其中内能增加 dU 可以表示为:

$$dU = \rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} dx dy dz \quad (3)$$

微元体内生成热 γ 为:

$$\gamma = \dot{\gamma} dx dy dz \quad (4)$$

式中: $\dot{\gamma}$ 为单位时间、单位体积之中内热源生成热, W/m^3 。

通过整理可以得出微元体的热平衡方程^[18]为:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right] + \dot{\gamma} \quad (5)$$

式中: ρ 为密度, kg/m^3 ; c 为比热容, $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 。

同理, 对微元体作受力分析, 取各向量应力分量 σ_i 及单位体积力 b_i 。令力矩与合力为零可得:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} + b_x = 0 \\ \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} + b_y = 0 \\ \frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + b_z = 0 \end{cases} \quad (6)$$

对于整个系统而言, 忽略小变形假设, 应变张量 ε_{ij} 可以表示为^[19]:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (7)$$

式中: u_i 为位移分量; x_i 为空间坐标。

在热障涂层服役过程之中, 传热与变形是相互耦合的过程, 故应变张量可以分为弹性应变与热应变, 根据线弹性本构理论^[20], 应力张量 σ_{ij} 可以写

作:

$$\sigma_{ij} = \lambda(\epsilon_{kk} - 3\alpha\Delta T)\delta_{ij} + 2\mu\epsilon_{ij} \quad (8)$$

式中: λ 为 lame 常数; ϵ_{kk} 为体积应变; α 为线膨胀系数; μ 为剪切模量。

三维平衡方程、结合应变-位移关系及含热膨胀的线弹性本构, 即可得到热弹性位移控制方程^[21]:

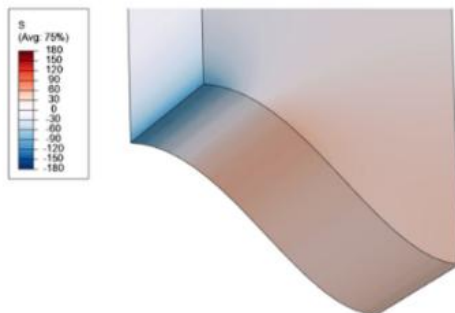
$$\mu\nabla^2\mathbf{u} + (\lambda + \mu)\nabla(\nabla \cdot \mathbf{u}) = (3\lambda + 2\mu)\alpha\nabla(\Delta T) + \mathbf{b} \quad (9)$$

该方程与热传导方程联立, 构成热力耦合问题的数学基础。

2 模型验证

为验证数值模拟方法的准确性, 将数值模拟的边界条件设置与热障涂层隔热系统样件的加热实验保持一致。初始温度设定为室温 22℃。上表面温度按实验实测的升温曲线施加边界条件。考虑到实验过程中样件模型四周及底部均安装有隔热装置, 该部分边界在数值模拟中设定为绝热边界条件。

此外, 为准确考虑热障涂层在高温条件下的辐射传热效应, 利用 PerkinElmer Lambda 900 光谱仪测得热障涂层在波长范围为 2.5-25μm 内的光谱发射率。根据普朗克定律与维恩位移定律, 在最高加热温度约为 678℃ 的工况下, 热辐射能量主要集中于波长约为 3.5μm 的区间。对应该波段, 热障涂层表面的发射率约为 0.9。因此, 在数值模拟中涂层表面发射率设定为 0.9, 以更真实地反映其高温热辐射特性。



(a) Bäker^[22]等人模型



(b) 本文模型

图 5 正弦界面 z 轴法向应力结果对比

Fig.5 Comparison of z-directional normal stress at the sinusoidal interface

3 结果与讨论

为节省计算资源提高计算效率, 控制金属基底

在上述边界条件下, 计算了该模型的温度场动态响应。在模型的上、下表面, 分别设置了与实验装置测温点位置相对应的监测点。获得的数值模拟测温点温升曲线如图 4 所示, 图 4 中同时展示了加热实验中热障涂层隔热系统对应位置的实测温升曲线。

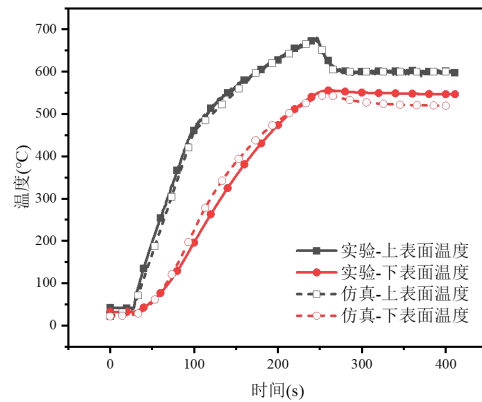


图 4 数值模拟与加热实验的上下表面温度对比

Fig.4 Comparison of upper and lower surface temperatures between numerical simulation and heating experiment

在力学验证方面, 本文参考了 Bäker 等人^[22]模型计算, 采用相同思路与数值方法的计算结果。在相同边界条件和载荷形式下, 本文所得的应力分布规律、应力集中位置以及整体水平与前人研究结果具有较好的一致性, 结果如图 5 所示, 表明所构建的模型及计算方法在力学响应预测上是可靠的。因此, 本文力学部分的数值模拟结果可作为后续热力耦合分析和寿命评估的有效基础。

厚度与涂层厚度相等并构建了四种典型界面模型: 平面界面、正弦界面、斜面界面以及基于 CT 重构

的真实界面如图 6 所示。

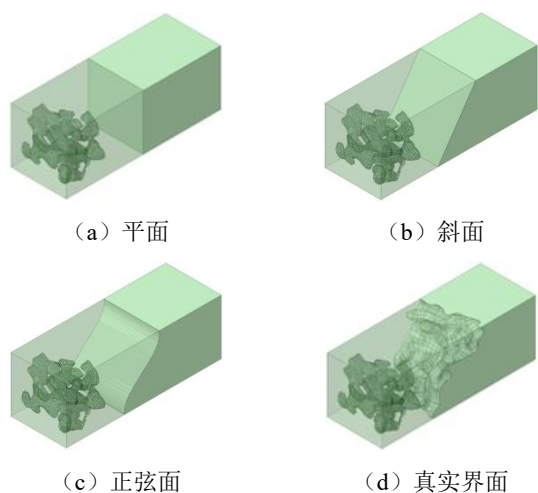


图 6 不同交界面模型示意图

Fig.6 Schematic diagrams of different interface models

对其进行网格划分, 设置初始环境温度为 20℃, 设置模型顶面为加热面, 温度为 1000℃持续 1s。将顶面设置辐射热边界, 辐射发射率为 0.9。求解计算出模型温度场。

3.1 温度云图分析

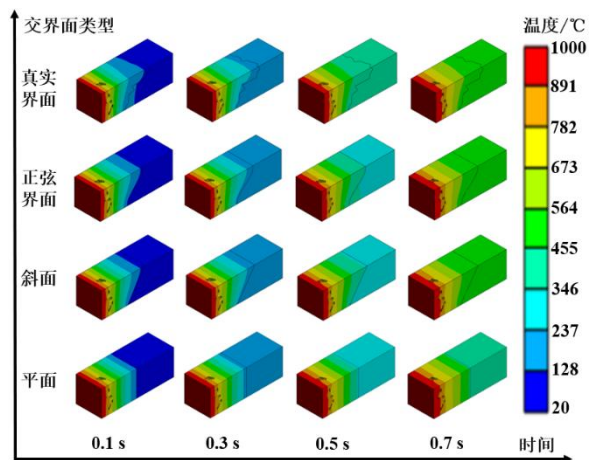


图 7 不同交界面模型温度分布云图

Fig.7 Temperature contours of different interface models

四种界面模型温度分布云图如图 7 所示。平面界面温度分布呈典型一维导热特征, 等温线平直、传热路径单一。斜面界面热流路径因倾斜界面而拉长, 温度分层更加平滑, 热量传输更均匀。正弦界面温度等值线呈现出与界面几何形状一致的波动性, 表现出热流的方向性与重构特征。真实界面形貌复杂、轮廓不规则, 表现出明显的热流多路径扩散特征, 温度梯度沿界面分布更为平缓。这种结构扰动了热流路径, 降低了界面热阻, 提升了有效热

导率。

3.2 隔热性能分析

不同交界面模型底面温度随时间变化图如图 8 所示。

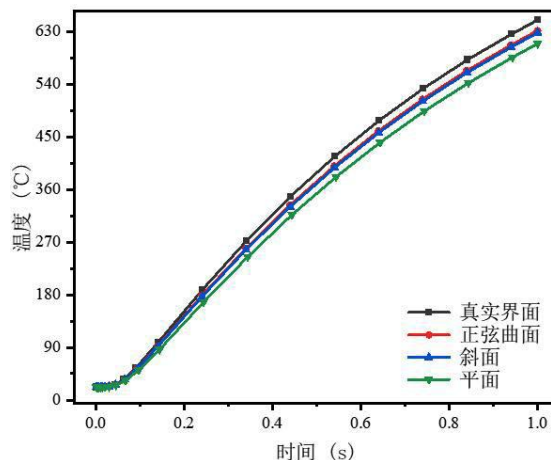


图 8 不同交界面模型底面温度随时间变化图

Fig.8 Bottom surface temperature evolution over time for different interface models

由图 8 可得, 真实界面模型的底部升温最为迅速, 其次为具有周期性起伏的正弦面模型, 而斜面模型和平面模型分别位居第三和第四。这说明随着界面粗糙度的增加, 热量传输的效率出现了显著提升, 主要归因于以下两个方面: 界面形貌的复杂化显著增大了有效接触面积, 为热流提供了更多传导通道; 非平面界面会改变热流的传播方向, 诱导横向热扩散, 从而优化热流分布。

综上, 与传统的等效简化模型相比, 真实界面模型能够更准确地表征实际传热行为。主要表现在: 界面微观形貌通过显著扩展有效传热面积, 提供了更多热流通道; 复杂的界面结构能够主动调控热流路径, 促进多维热扩散。

3.3 总变形量分析

对热障涂层中的应力场开展系统分析, 对于其服役性能评估与结构优化具有基础性意义。以 0.7s 时刻温度场为导入热载, 采用最小约束法设置模型力学边界, 旨在减少人为约束导致应力虚高, 着重分析材料间热失配应力, 同时为揭示其力学响应特征, 重点分析了总变形量、等效应力、剪切应力等因素以评估涂层的整体稳定性及界面失效风险。

不同交界面模型总变形云图如图 9 所示, 总体来看, 四模型云图分布整体相似, 为防止刚体平移, 底部左侧设置为固定点, 故此处皆为未变形点, 随

随着高度增加变形量逐步增大，最大点位于右侧顶 点。

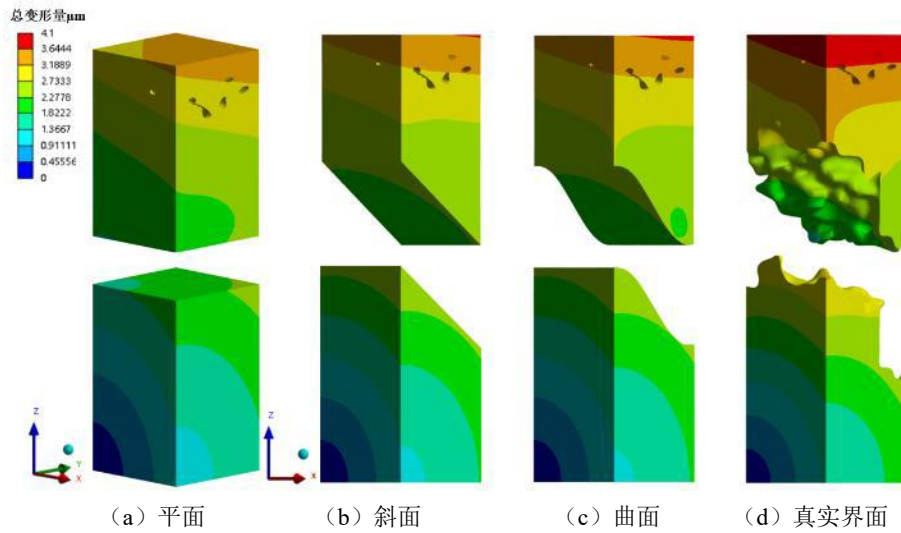


图 9 不同交界面模型总变形云图

Fig.9 Total deformation contours of different interface models

平面界面变形量整体最低，最大变形量为 3.56 μm ；斜面界面与正弦界面云图基本一致，两者通过几何过渡一定程度缓解集中，最大变形量分别为 3.681 μm 与 3.721 μm 。真实界面因几何起伏与孔隙的不规则性，热应力释放受限、局部应力集中更显著，总变形最大可达 4.04 μm 。变形分布与温度场呈近似线性相关，说明这是温度场与力学边界共同作用所致结果，而界面几何通过改变局部温度梯度间接影响变形。几何复杂度越高，越易诱发不协调变形与应力集中，简化模型显然低估了这一表

现。

3.4 等效应力分析

不同界面模型的等效应力云图如图 10 所示。总体来看，四种模型均以大面积低应力区为主，平均应力水平约为 10MPa。涂层整体应力低于基底，较高应力主要分布在材料界面处，但集中趋势不显著。其原因可能包括：陶瓷涂层弹性模量显著低于金属基底，在相同热应变下应力受限；涂层的多孔结构具备一定的应变容纳与应力释放能力，因而总体等效应力偏低。

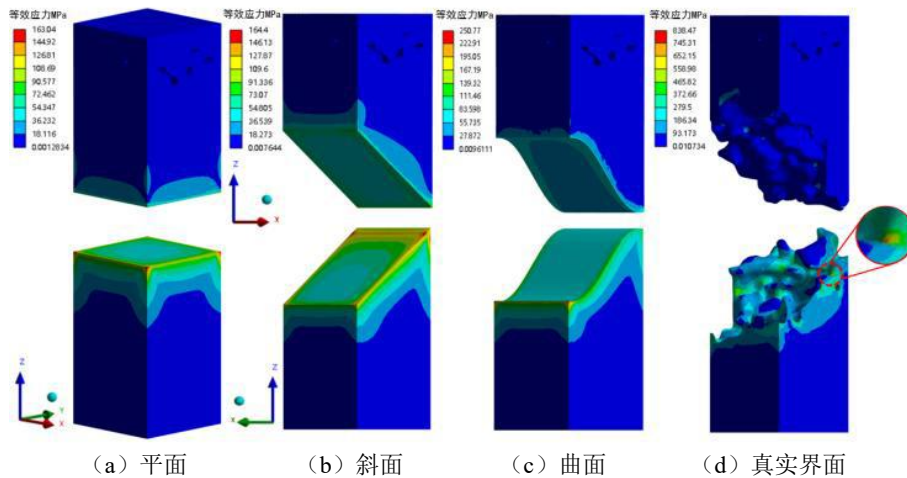


图 10 不同交界面模型等效应力云图

Fig.10 Equivalent stress contours of different interface models

基底部分相较涂层应力更高、分布更为复杂。典型表现为材料界面处存在显著的应力集中，源于

两者热膨胀性能差异。平面模型 (a) 整体均匀性最佳、应力水平最低，应力集中出现在边界角。

在斜面模型 (b) 中, 斜面高处出现浅色高应力带, 主要由于该区域温度更高。曲面模型 (c) 中高处未出现对应的高应力带, 说明过渡光滑性能在一定程度上缓解应力集中; 其主要集中点位于边界角处, 属于人为构造角导致的应力集中。

真实界面模型 (d) 中, 由于不规则几何会放大应力传递路径的弯折与不连续性, 界面及边界附近出现多处集中; 虚线圈处达到最大值, 该处应力过渡不够平滑, 可能与真实结构中的微缺陷有关。同时界面与边界附近可见大量浅色高应力区与深色低应力区交替分布, 失效起始点较可能由此产生。四者在边界处普遍出现高应力条带, 符合几何不连续与边界约束引起的集中特征。

3.5 剪切应力分析

不同界面模型的剪切应力云图如图 11 所示: 平面 (a) 剪切应力水平最低; 斜面 (b) 与曲面 (c) 呈现相近的应力范围; 真实界面 (d) 整体最高。对于真实界面 (d), 最大值仍位于虚线圈处, 界面上存在负向剪切应力区, 呈交替分布。斜面与曲面模型在界面处沿 x 轴方向形成较为有序的剪切梯度。这是因为采用最小约束法仅限制刚体运动, 保留了整体结构的自由变形, 使热膨胀不匹配主要通过界面传递。相对单调的过渡界面将基体与涂层的热膨胀差异沿斜面方向分解为切向错动, 因而形成连续的剪切应力梯度。平面模型 (a) 亦表现出类似特征, 但人为尖角使应力集中转移至边界处。

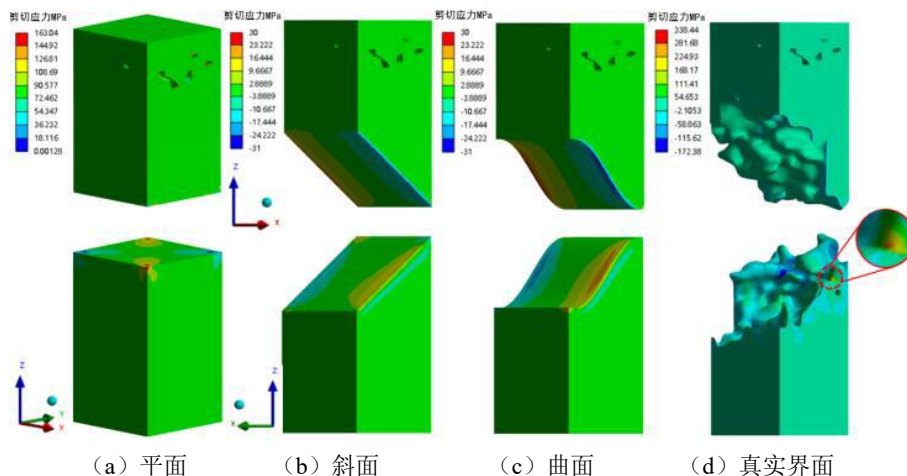


图 11 不同交界面模型剪切应力云图

Fig.11 Von mises stress contours of different interface models

3.6 法向应力分析

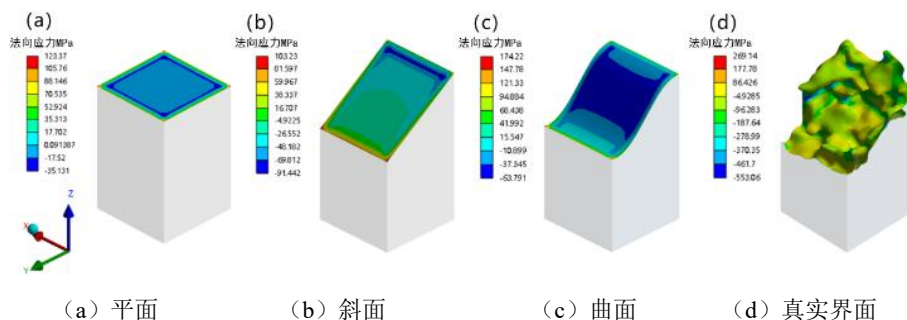


图 12 不同交界面模型 z 方向法向应力云图

Fig.12 z-Directional normal stress contours of different interface models

不同交界面基底部分法向应力 z 轴云图如图 12 所示。平面界面 (a) 的法向应力幅值最小, 约为 -35.131~123.37MPa, 分布呈相对规律的环状。斜面界面 (b) 应力沿斜面方向形成有序梯度, 自

高逐步过渡至低。正弦曲面界面 (c) 的拉应力主要集中于边缘, 内部以压应力为主, 对界面结合具有一定积极作用。真实界面 (d) 的法向应力幅值显著, 拉应力峰值约为 269.14MPa, 压应力峰值约

为-553.06MPa, 呈强烈集中且分布不均。凸起区更易出现拉应力, 凹陷区则多见压应力。其成因主要包括: 表面起伏与几何不连续、涂层与基底热膨胀系数失配以及非均匀温度场。

综上, 真实粗糙界面更贴近工程实态。尽管其会引入局部高应力点, 但通过齿合与拉锚效应可增强机械锁固; 同时, 裂纹在粗糙界面更易发生偏转、分叉与钝化, 从而在一定条件下提升抗剥离韧性并延缓扩展。斜面与正弦曲面相较真实界面降低了几何不连续程度, 其中曲面在应力扩散与几何缓冲方面尤为突出; 然而, 两者仍难完整反映真实界面多尺度不规则性与随机缺陷群对应力集中的决定性影响。平面界面在数值上往往表现为最低应力、最小变形与最均匀分布, 但因缺乏机械嵌固与耗散机制, 其抗剥离裕度未必最佳, 工程代表性亦有限。最终, 与真实结构模型相比, 各类简化模型均显著低估各应力水平, 这将导致后续工艺指导与寿命评估产生较大偏差。

4 结论

本文提出了一种基于 CT 扫描真实结构信息进行建模的热障涂层热应力仿真计算方案, 通过与传统简化方案对比得出以下主要结论:

(1) 真实界面更准确地表征实际传热行为。其微观形貌通过显著扩展有效传热面积, 提供了更多热流通道, 对比简化界面复杂的界面结构能够主动调控热流路径, 促进多维热扩散。

(2) 相同边界条件下, 真实界面模型表现出更大变形量和更高应力水平, 更易诱发不协调变形与应力集中。相比之下, 斜面和正弦曲面模型在一定程度上削弱了几何不连续性, 其中曲面在应力扩散与几何缓冲方面作用更为显著。平面界面模型各应力水平最低, 但难以代表实际工况。

总体而言, 与真实结构模型相比, 各类简化界面无法全面反映真实界面所具有的多尺度不规则性及随机缺陷群对局部应力集中的决定性影响, 均显著低估了应力水平, 这种差异可能导致后续工艺优化和寿命评估出现较大偏差。

参考文献:

[1] 陈炫午, 曾青华, 甘晓华. 航空发动机高温升燃烧室技术分析[J]. 推进技术, 2023, 44(2): 8-22.
[2] 孙明霞, 梁春华, 索德军, 等. 美国第 6 代战斗机发动机进

展分析[J]. 航空发动机, 2021, 47(3): 1-7.

- [3] 刘勤, 周人治, 王占学. 军用航空发动机特征分析[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2014, 27(2): 59-62.
[4] Wang L, Li D C, Yang J S, et al. Modeling of thermal properties and failure of thermal barrier coatings with the use of finite element methods: A review[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2016, 36(6): 1313-1331.
[5] 刘雨薇, 李淳, 冯世钊, 等. 长寿命热障涂层失效机制、材料选择及结构设计研究进展[J]. 中国表面工程, 2024, 37(5): 220-237.
[6] 高玲玲, 李瑞勤. 航空发动机涡轮叶片热障涂层的现状与发展[J]. 兵器材料科学与工程, 2024, 47(4): 121-129.
[7] Ashofteh A, Rajabzadeh M. Advances in thermal barrier coatings modeling, simulation, and analysis: A review[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2024, 44(14): 116693.
[8] 李秋华. 基于格林函数的热障涂层结构热力耦合场分析[J]. 航空学报, 2025, 46(22): 307-317.
[9] 潘伟, 刘广华, 王炫力, 等. 热障涂层材料与技术发展综述[J]. 热喷涂技术, 2025, 17(1): 1-17.
[10] Blanchard F, Kadi M J, Bousser E, et al. Effect of thermal ageing on the optical properties and pore structure of thermal barrier coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2023, 452: 129080.
[11] Nayeypashae N, Seyedein S H, Aboutaleb M R, et al. Finite element simulation of residual stress and failure mechanism in plasma sprayed thermal barrier coatings using actual microstructure as the representative volume[J]. Surface and Coatings Technology, 2016, 291: 103-114.
[12] 陆天龙, 冯晶, 种晓宇. 基于有限元模拟的 RETaO₄ 热障涂层隔热性能研究[J]. 稀有金属, 2024, 48(1): 50-59.
[13] 吴硕, 赵远涛, 王亮, 等. 等离子喷涂 8YSZ 热障涂层隔热效果及内应力演变有限元模拟[J]. 机械工程材料, 2023, 47(9): 94-100, 105.
[14] Wang L, Zhong X H, Zhao Y X, et al. Effect of interface on the thermal conductivity of thermal barrier coatings: A numerical simulation study[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, 79: 954-967.
[15] Zhang X, Kulczyk-Malecka J, Carr J, et al. 3D

- characterization of porosity in an air plasma-sprayed thermal barrier coating and its effect on thermal conductivity[J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 2018,101(6):2482-2492.
- [16] Wang L, Ming C, Zhong X H, et al. Prediction of critical rupture of plasma-sprayed yttria stabilized zirconia thermal barrier coatings under burner rig test via finite element simulation and in-situ acoustic emission technique[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2019,367:58-74.
- [17] Gupta M, Skogsberg K, Nylén P. Influence of Topcoat-Bondcoat Interface Roughness on Stresses and Lifetime in Thermal Barrier Coatings[J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2014,23(1-2):170-181.
- [18] 胡忠超. 等离子喷涂热障涂层残余应力的计算研究[D]. 天津:河北工业大学,2023.
- [19] Cao N Y, Kagawa Y, Liu Y F. Stress analysis of a barb test for thermal barrier coatings[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2008,202(14):3413-3418.
- [20] Jinnestrand M, Brodin H. Crack initiation and propagation in air plasma sprayed thermal barrier coatings, testing and mathematical modelling of low cycle fatigue behaviour[J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2004,379(1-2):45-57.
- [21] Białas M. Finite element analysis of stress distribution in thermal barrier coatings[J]. *Surface and Coatings Technology*, 2008,202(24):6002-6010.
- [22] Bäker M, Seiler P. A Guide to Finite Element Simulations of Thermal Barrier Coatings[J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2017,26(6):1146-1160.

(上接第 184 页)

- [19] Gusew S, Stuke R. Pressure Drop in Plate Heat Exchangers for Single-Phase Convection in Turbulent Flow Regime: Experiment and Theory[J]. *International Journal of Chemical Engineering*, 2019,2019:1-11.
- [20] 魏文建,徐国梁,张志锋,等.板式换热器板内两相流动分配特性分析及优化[J].*制冷学报*,2024,45(1):46-54.
- [21] Gürel B, Akkaya V R, Göltaş M, et al. Investigation on flow and heat transfer of compact brazed plate heat exchanger with lung pattern[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020,175:115309.
- [22] Lao W chao, Fang Y dong, Chen Q hu, et al. Experimental investigation on the flow boiling of R134a in a plate heat exchanger with mini-wavy corrugations[J]. *International Journal of Refrigeration*, 2024,162:53-63.