

热障涂层活塞热应力高阶控制体有限元法研究

刘琦<sup>1,2</sup>, 杜雁霞<sup>1</sup>, 齐文亮<sup>3</sup>, 刘磊<sup>1</sup>, 肖光明<sup>1</sup>

- (1. 中国空气动力研究与发展中心空气动力学国家重点实验室, 绵阳 621000;
2. 哈尔滨工程大学动力与能源工程学院, 哈尔滨 150001;
3. 中国航空工业集团公司西安航空计算技术研究所, 西安 710065)

**摘要:** 为研究热障涂层(thermal barrier coating, TBC)活塞热应力问题,本文发展了一种针对复合材料热力问题的三维高阶控制体有限元法(CV-FEM). 我们基于 10 点高阶四面体单元,对控制方程数值离散过程做了详细推导;利用交错网格技术,将待解变量及材料物性参数分别存储在单元节点以及单元中心;采用高阶 CV-FEM 对圆环热应力问题进行了数值验证,计算结果与 ANSYS 吻合良好;数值模拟了层和型及功能梯度型(functional graded material, FGM)活塞热应力问题. 结果表明:活塞的最大温度位于燃烧室与活塞顶面的交界区域;最大应力位于粘结层附近,改变层和型 TBC 活塞材料组分、材料分布或改变 FGM TBC 活塞的材料梯度系数,均不能有效降低最大应力幅值;通过在粘结层内引入材料属性由金属基体材料到粘结剂材料过渡的 FGM,可以有效降低层合型及功能型 TBC 活塞涂层内应力幅值,使应力幅值下降 20%~30%,改善了应力集中问题.

**关键词:** 有限体积法; 高阶单元; 热应力; 功能梯度材料; 活塞

**中图分类号:** TK422      **文献标识码:** A      **DOI:** 10.19907/j.0490-6756.2021.064004

High-order control volume finite element method for thermal stress analysis of the piston with thermal barrier coating

LIU Qi<sup>1,2</sup>, DU Yan-Xia<sup>1</sup>, QI Wen-Liang<sup>3</sup>, LIU Lei<sup>1</sup>, XIAO Guang-Ming<sup>1</sup>

- (1. State Key Laboratory of Aerodynamics, China Aerodynamics
- Research and Development Center, Mianyang 621000, China;
2. College of Power and Energy Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China;
3. Xi'an Aeronautics Computing Technique Research Institute, AVIC, Xi'an 710065, China)

**Abstract:** To study the thermal stress of thermal barrier coating (TBC) piston, a new three-dimensional control volume finite volume method (CV-FEM) has been developed for thermal stress problem with composite material. The numerical discrete process of the governing equation is given in detail with 10-node high-order tetrahedral grid. Using the staggered grid technique, the unknown variables are defined at the cell vertex, while the physical parameters of material are defined at the cell center. The developed high-order CV-FEM was used to simulate the thermoelastic fields of annulus, the predicted results show good agreement with the ANSYS results. Then, the developed CV-FEM was used to simulate the thermoelastic field of the piston with laminated material and functional graded material (FGM). The results show that the maximum temperature is located in the boundary area between the combustion chamber

收稿日期: 2021-05-12

基金项目: 国家自然科学基金(11972359, 11972361); 国家数值风洞工程

作者简介: 刘琦(1989—), 男, 内蒙古赤峰人, 博士, 研究方向为热冲击、多尺度热弹耦合和热粘弹耦合.

通讯作者: 肖光明. E-mail: gmxiao@skla.cardc.cn

and the top surface, and the maximum stress is around the cohesive layer, the maximum stress amplitude cannot be effectively reduced by changing the composition and distribution of the laminated TBC piston, or by changing the material gradient coefficient of FGM TBC piston, the maximum stress in the laminated and FGM pistons can be reduced effectively by introducing FGM which material properties gradually change from metal matrix to adhesive into the cohesive layer, the maximum stress can be decreased about 20%~30%, and the stress concentration problem can be improved significantly.

**Keywords:** Finite volume method; High-order element; Thermal stress; Functional graded material; Piston

## 1 引言

热障涂层(thermal barrier coating, TBC)活塞是在传统活塞顶端涂覆陶瓷等离子体的一种新型活塞。陶瓷材料导热系数小,可有效减少活塞顶端热量向活塞内部的传递,降低活塞基体温度的同时提高活塞工作温度,改善内燃机燃烧性能、燃油消耗和排放。TBC 热力失效问题是 TBC 活塞研究中的一个重要问题。TBC 材料的组成形式以及 TBC 与基体材料热匹配特性研究已成为 TBC 活塞设计评估阶段的一个重要方面<sup>[1-2]</sup>。建立适用于 TBC 活塞热学及力学特性研究的数值方法,掌握 TBC 活塞服役过程中的热力分布规律,对实现 TBC 活塞结构优化设计具有重要意义。

目前,针对 TBC 活塞热力特性的数值研究还相对较少,主要是借助商业 FEM 软件进行开展。王素等<sup>[3]</sup>基于 ADINA 有限元分析软件对陶瓷纤维梯度增强活塞的热力分布进行了计算,发现陶瓷纤维梯度层可以有效改善纤维与基体层间因热匹配而产生的应力集中问题,但未考虑粘结层对热力分布的影响。牛小强等<sup>[4]</sup>基于 ANSYS 分析了层和型 TBC 对活塞的温度、应力场的影响,指出 TBC 可以有效降低活塞头部和环槽区域的工作温度,活塞基体顶面、喉口区域及边缘棱角处热应力集中明显。Buyukkaya 等<sup>[5-6]</sup>采用 ANASYS 研究了 TBC 对铝合金活塞和钢制活塞温度场的影响,结果表明普通活塞最大温度出现在燃烧室中心,而 TBC 活塞的最大温度出现在燃烧室与活塞顶面交界处,TBC 可使铝合金活塞温度下降 48%,使钢制活塞温度下降 35%。Hejwowski<sup>[7]</sup>采用试验方法对比研究了不同厚度的 TBC 对柴油机活塞传热、疲劳性能的影响,指出黏结层厚度为 0.15 mm、陶瓷层厚度为 0.35 mm 时较为合适。龚京风等<sup>[8-9]</sup>基于低阶四面体及三棱柱单元发展了一种适用于 TBC 活塞热应力计算的三维控制体有限元法

(Control volume finite element method, CV-FEM),该方法可以有效避免物性参数引起的数值不连续问题。基于 CV-FEM,龚京风<sup>[8]</sup>对比研究了层和型和功能型 TBC 活塞热应力问题,发现相比于层和型 TBC 活塞,应用功能型 TBC 后粘结层附近应力集中问题并未得到明显改善。

刘琦等<sup>[10-13]</sup>基于高阶二维及三维单元建立了高阶 CV-FEM,结果表明高阶 CV-FEM 既可以有效避免物性参数引起的数值不连续问题,又能在不增加求解自由度下提高计算精度。本文将该方法应用到 TBC 活塞的热应力问题分析中,研究不同材料排列形式下的 TBC 对活塞热力特性的影响。

## 2 控制方程

本文基于任意控制体  $\Omega$  建立热传导方程和平衡方程,研究稳态下各向同性线弹性复合材料热应力问题。其中,控制体  $\Omega$  的体积为  $V$ ,控制体的边界为  $S$ 。

### 2.1 热传导方程

无内热源积分格式稳态热传导方程为:

$$\oint_S k \frac{\partial T}{\partial x_a} \cdot n_a dS = 0 \quad (1)$$

其中, $\mathbf{n}$  为界面外法矢量; $k$  为热传导系数; $T$  为待解温度。

考虑三种换热边界条件:

$$T = T_B, \text{ 边界 } S_D \quad (2)$$

$$k \frac{\partial T}{\partial x_a} n_a = -q_B, \text{ 边界 } S_N \quad (3)$$

$$k \frac{\partial T}{\partial x_a} n_a = -h_B(T - T_\infty), \text{ 边界 } S_R \quad (4)$$

其中, $\alpha(=x, y, z)$  为边界  $S$  的单位外法矢量  $\mathbf{n}$  的分量;Dirichlet 边界  $S_D$  上的给定温度; $q_B$  为 Neumann 边界  $S_N$  上的给定的流进或流出的法向热流; $h_B$  及  $T_\infty$  分别为 Robin 边界  $S_R$  上的对流换热系数及环境温度。

## 2.2 热弹性方程

无体积力稳态热弹性方程为:

$$\oint_S \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} dS = 0 \quad (5)$$

其中  $\boldsymbol{\sigma}$  为 Cauchy 应力张量, 对于各向同性线弹性体, 其本构关系为:

$$\boldsymbol{\sigma} = 2\mu \boldsymbol{\varepsilon} + \lambda \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \mathbf{I} - \Gamma(T - T_r) \mathbf{I} \quad (6)$$

其中,  $\boldsymbol{\varepsilon}$  表示 Cauchy 应变张量;  $T_r$  表示参考温度;  $\mathbf{I}$  为单位张量;  $\Gamma$  为热弹性系数;  $\mu, \lambda$  表示拉梅系数.

平面应变假设下,  $\Gamma, \mu, \lambda$  的表达式为:

$$\Gamma = \frac{E\alpha}{1-\nu}, \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}, \lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (7)$$

其中,  $E$  表示杨氏模量;  $\nu$  表示泊松比;  $\alpha$  表示热膨胀系数.

Cauchy 应变张量表达式为:

$$\varepsilon_{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_\alpha}{\partial x_\beta} + \frac{\partial u_\beta}{\partial x_\alpha} \right), \alpha, \beta = x, y, z \quad (8)$$

考虑两种力学边界条件:

$$u_\alpha = u_{\alpha B}, \text{ 边界 } S_D \quad (9)$$

$$\sigma_{\alpha\beta} n_\beta = \sigma_{\alpha B}, \text{ 边界 } S_N \quad (10)$$

其中,  $u_{\alpha B}$  为 Dirichlet 边界上给定的位移;  $\sigma_{\alpha B}$  为 Neumann 边界上给定的力载荷.

## 3 数值方法

采用高阶 10 点四面体单元划分计算域. 依次连接大四面体 1-2-3-4, 小四面体 1-5-8-7、2-5-9-6、3-6-7-10、4-10-8-9 单元中心和面中点, 形成以单元角点 ( $n1-n4$ ) 和单元边中点 ( $n5-n6$ ) 共 10 个子控制体 (见图 1). 利用交错网格技术, 将材料属性及待解温度  $T$ 、待解位移  $u_\alpha$  分别存储在单元中心及单元节点.

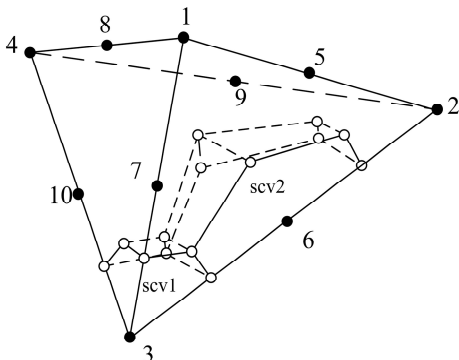


图 1 10 点四面体单元子控制

Fig. 1 The efficient sub-control volumes in a general 10-node tetrahedral grid

### 3.1 热传导方程离散

借鉴 FEM, 单元内任意变量  $\varphi$  采用形函数进

行插值近似

$$\varphi = \sum_{i=1}^{ns} N_i \varphi_i \quad (11)$$

其中,  $N_i$  为形函数;  $ns$  为单元内的节点数. 对于 10 点四面体单元  $ns=10$ . 10 点四面体单元的形函数表达式可见文献[10].

将式(11)引入式(1), 对其进行离散得

$$\oint_S k \frac{\partial T}{\partial x_\alpha} \cdot n_\alpha dS = \sum_{i=1}^{ns} k_i \sum_{j=1}^{10} T_{ij} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\alpha} n_\alpha dS \quad (12)$$

其中, 下角标  $i$  表示第  $i$  个单元,  $ij$  表示第  $i$  个单元的第  $j$  个节点. 式(12)中形函数  $N_{ij}$  对全局坐标系  $x_\alpha$  的导数将其映射到标准单元进行计算, 对其面积分采用中点积分公式进行近似计算, 具体计算流程可见文献[10].

引入边界条件式(12)~式(4), 得热传导方程最终离散格式:

$$\sum_{i=1}^{ns} \sum_{j=1}^{10} T_{ij} \int_{S_i} k_\alpha \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\alpha} n_\alpha dS - \sum_{i=1}^n q_B |A_{Bi}| - \sum_{i=1}^{n_R} h_B (T - T_\infty) |A_{Bi}| = 0 \quad (13)$$

其中,  $A_{Bi}$  为与节点相邻的第  $i$  个单元的边界面面积矢量;  $n_N$  为与节点相邻的位于  $S_N$  上的边界面个数;  $n_R$  为与节点相邻的位于  $S_R$  上的边界面个数.

### 3.2 热弹性方程离散

将式(6)和式(8)带入式(5), 采用与式(12)相同的离散方法, 式(5)可离散为:

$$\sum_{i=1}^{ns} \mu_i \sum_{j=1}^{10} \left( u_{\alpha j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\beta} n_\beta dS + u_{\beta j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\alpha} n_\beta dS \right) + \sum_{i=1}^{ns} \lambda_i \sum_{j=1}^{10} \left( u_{\gamma j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\gamma} n_\alpha dS \right) - \sum_{i=1}^{ns} \left[ \Gamma_i \alpha_i \sum_{j=1}^{10} \left( \frac{T_{ij}}{10} - T_r \right) A_{\alpha i} \right] = 0 \quad (14)$$

引入边界条件式(9)和式(10), 得热弹性方程最终离散格式:

$$\sum_{i=1}^{ns} \mu_i \sum_{j=1}^{10} \left( u_{\alpha j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\beta} n_\beta dS + u_{\beta j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\alpha} n_\beta dS \right) + \sum_{i=1}^{ns} \lambda_i \sum_{j=1}^{10} \left( u_{\gamma j} \int_{S_i} \frac{\partial N_{ij}}{\partial x_\gamma} n_\alpha dS \right) - \sum_{i=1}^{ns} \left[ \Gamma_i \alpha_i \sum_{j=1}^{10} \left( \frac{T_{ij}}{10} - T_r \right) A_{\alpha i} \right] + \sum_{i=1}^{n_N} \sigma_{\alpha B} A_{Bi} = 0 \quad (15)$$

## 4 数值求解

采用 Fortran 语言实现本文计算方法, 开始计

算之前,我们将与网格信息相关的形函数导数、积分点位置、形函数导数积分作为几何常数进行一次性存储,减少计算量. 对与临近单元存在 Dirichlet 边界的节点,我们采用置大数法将其导热系数矩阵或刚度矩阵相应的行进行处理. 离散后的热传导及热弹性方程,我们采用直接求解法进行求解.

5 数值算例

5.1 圆环热应力问题算例验证

为验证发展高阶 CV-FEM 对复杂换热边界条件下热应力问题求解的正确性,我们首先验证受非均匀热流加热的圆筒热应力问题(见图 2(a)),并将计算结果与 ANSYS 结果进行对比. 计算模型和网格模型如图 2(b)所示. 圆筒采用 10 068 个 10

点四面体单元进行划分,包含 16 478 个节点. CV-FEM 与 ANSYS 采用相同的网格进行数值模拟. 圆筒的上表面受不均匀热源加热,热源强度沿径向的变化规律如式(16)所示. 圆筒外表面( $R_{out}=0.5\text{ m}$ )、圆筒内表面( $R_{in}=0.1\text{ m}$ )以及圆筒底面( $z=0$ )施加对流换热边界条件. 对流换热系数分别为  $h_{out}=h_{in}=530\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ ,  $h_{down}=180\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ , 环境温度  $T_{out}=T_{in}=30\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $T_{down}=60\text{ }^{\circ}\text{C}$ . 圆筒下表面施加绝热边界. 材料的弹性模量  $E=70\text{ GPa}$ ,泊松比  $\nu=0.33$ ,导热系数  $k=156\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$ ,线性膨胀系数  $\alpha=2.3\times10^{-5}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ .

$$q_u=10^5\left(\frac{\sqrt{x^2+y^2}}{R}-1\right)^2$$

(16)

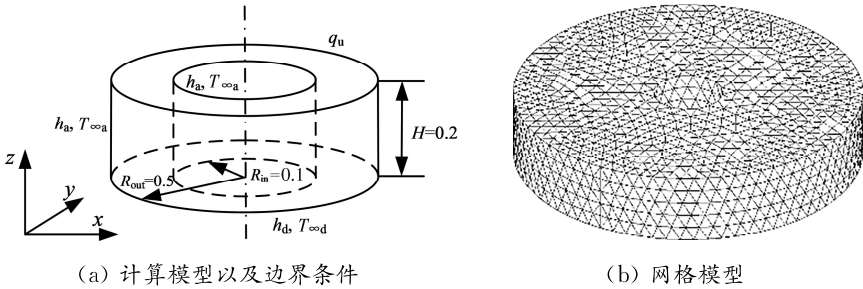


图 2 圆筒示意图  
Fig. 2 Sketch map of the hollow cylinder

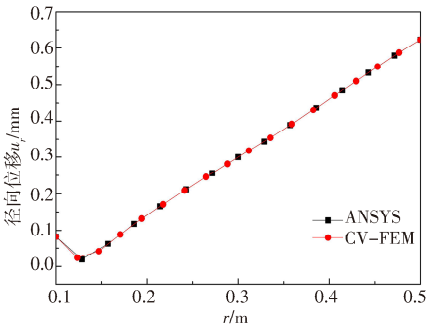


图 3 位移  $u_r$  沿圆筒径向分布规律  
Fig. 3 Displacement distributions along the radical direction for the hollow cylinder

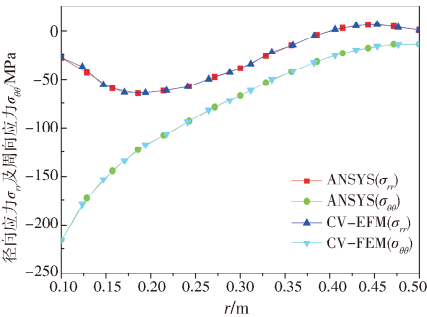


图 4 应力  $\sigma_r$  沿圆筒径向分布规律  
Fig. 4 Stress distributions along the radical direction for the hollow cylinder

图 3 和图 4 为圆筒中面径向位移和径向应力沿  $r$  方向变化曲线. 从图 3 和图 4 可以看出,基于相同高阶单元网格模型, CV-FEM 计算结果与 FEM 计算结果吻合良好. 该算例验证了高阶 CV-FEM 对三维复杂换热下热应力问题求解的正确性.

5.2 TBC 活塞热应力问题研究

文献[8]研究了层合型和功能型 TBC 活塞热应力问题,对比研究了不同分布形式下涂层界面处应力分布,发现相比于层合型 TBC 活塞,功能梯度型 TBC 活塞热应力集中现象并未得到改善,各涂层界面处仍存在较大的应力集中问题. 本节对该问题做进一步研究,优化功能型 TBC 活塞涂层内应力集中问题. TBC 活塞计算模型如图 5(a)所示,活塞直径为 170 mm,采用 1/4 模型进行分析,见图 5(b). 活塞上表面铺设 5 层涂层,每层厚度为 0.2 mm. 考虑层合型涂层和功能梯度型涂层两种情况(见图 6),采用六种排布形式进行数值模拟(见表 1). 几何模型采用 66 935 个 10 点四面体单元进行网格划分(见图 7). 活塞基体材料为铝硅合金,陶瓷材料为  $\text{MgZrO}_3$ ,粘结材料为  $\text{NiCrAl}$ ,材料



的物性参数见表 2. 活塞  $x=0$  和  $y=0$  平面施加对称边界和绝热边界条件,底部施加简支边界条件,活塞其他位置换热边界如表 3 所示,参考温度  $T_0=27\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

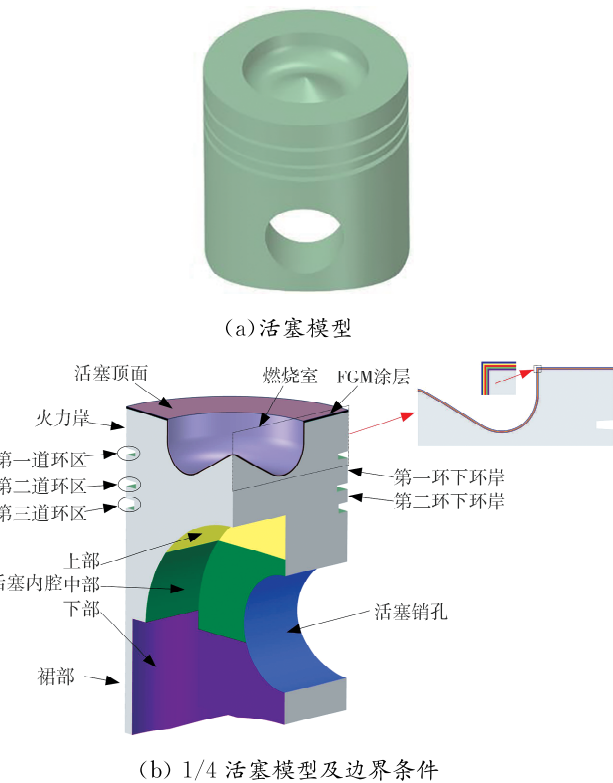


图 5 活塞计算模型  
Fig. 5 Geometry of the piston

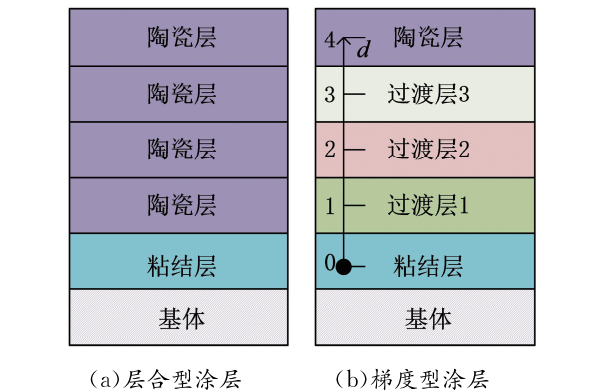


图 6 活塞热障涂层示意图  
Fig. 6 Sketch map of the thermal barrier coating of the piston

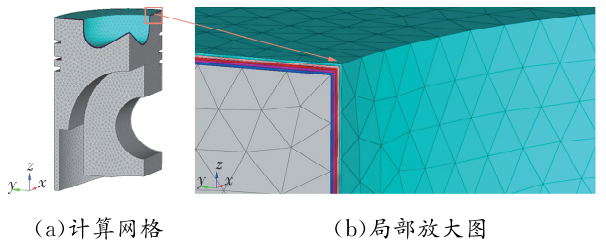


图 7 网格模型  
Fig. 7 Mesh model

表 1 TBC 活塞材料分布

Tab. 1 Material distributions of the TBC pistons			
涂层/Case	1	2	3
第 1 层 (粘结层)	NiCrAl	NiCrAl	NiCrAl
第 2 层	MgZrO <sub>3</sub>	NiCrAl	NiCrAl
第 3 层	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>	NiCrAl
第 4 层	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>
第 5 层 (陶瓷层)	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>
涂层/Case	4	5	6
第 1 层	NiCrAl	NiCrAl	NiCrAl+硅铝合金
第 2 层	NiCrAl	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>
第 3 层	NiCrAl	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>
第 4 层	NiCrAl	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>	NiCrAl+MgZrO <sub>3</sub>
第 5 层	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>	MgZrO <sub>3</sub>

表 2 活塞物性参数

Tab. 2 Material properties of the pistons				
材料	$k/(W\cdot m^{-1}\cdot ^{\circ}C^{-1})$	$E/GPa$	$\nu$	$\alpha/10^{-6}\text{ }^{\circ}C^{-1}$
基体 (铝硅合金)	155	69	0.33	21
粘结剂 (NiCrAl)	16.1	90	0.27	12
陶瓷 (MgZrO <sub>3</sub> )	0.8	46	0.20	8

表 3 边界条件<sup>[8]</sup>

Tab. 3 Boundary conditions <sup>[8]</sup>		
活塞区域	环境温度 $T_{\infty}/^{\circ}C$	换热系数 $h/(W\cdot m^{-2}\cdot ^{\circ}C^{-1})$
活塞上表面(顶面及燃烧室)	687	600
火力岸	427	50
活塞第一道环区	上沿	1 400
	内沿	80
	下沿	450
第一环下环岸	127	100
活塞第二道环区	上沿	1 985
	内沿	100
	下沿	3 400
第二环下环岸	127	200
活塞第三道环区	上沿	1 435
	内沿	200
	下沿	1 435
活塞销孔	76.8	500
裙部	76.8	800
活塞内腔	上部	600
	中部	500
	下部	400

梯度型涂层物性参数采用 Mori-Tanaka 方法计算<sup>[14]</sup>:

$$\frac{K-K_B}{K_C-K_B}=\frac{V_C}{1+3(1-V_C)(K_C-K_B)/(3K_B+4G_B)}$$
$$\frac{\mu-\mu_B}{\mu_C-\mu_B}=\frac{V_C}{1+3(1-V_C)(\mu_C-\mu_B)/(\mu_B+G_B)}$$
$$\frac{a-a_B}{a_C-a_B}=\left(\frac{1}{K}-\frac{1}{K_B}\right)/\left(\frac{1}{K_C}-\frac{1}{K_B}\right)$$
$$\frac{k-k_B}{k_C-k_B}=\frac{V_C}{1+(1-V_C)(k_C-k_B)/3k_B}$$

(17)

式中,下角标 C 表示陶瓷 MgZrO<sub>3</sub>;下角标 B 表示粘结剂 NiCrAl; V<sub>C</sub>表示过渡层内陶瓷体积分数.指数型表示为 V<sub>C</sub>=(d/4)<sup>m</sup>,其中 m 表示材料参数,d 表示无量纲距离,其定义见图 6(b). 杨氏模量 E 和泊松比 ν 可采用弹性系数关系式计算. 计算结果取值位置如图 8 所示.

$$E=9K\mu/(3K+\mu)$$
$$\nu=(3K-2\mu)/(6K+2\mu)$$

(19)

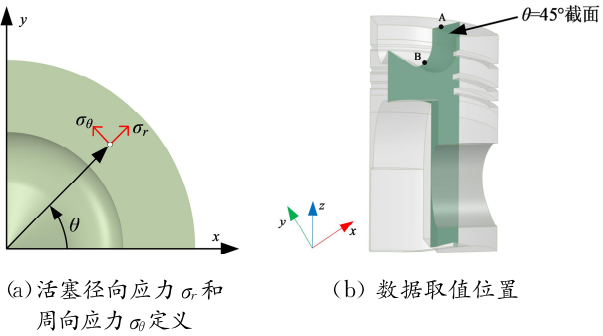


图 8 计算结果后处理说明  
Fig. 8 Illustration for the post-processing of calculation results

图 9 给出了无涂层活塞、TBC 活塞 4 和 TBC 活塞 5 的结果对比. 从图 9(a)可以看出,涂覆热障涂层后的活塞表面温度明显增大,相比于无涂层活塞最高温度,活塞 4 最高温度增加了 130.57℃,提升 39.32%,活塞 5 最高温度增加了 81.21℃,提升 14.8%. 活塞 4 最高温度高于活塞 5 是因为陶瓷的导热系数要明显小于粘结剂,由此导致其隔热效果更好. 活塞 4 和活塞 5 活塞头表面温度的提高增加了活塞的工作温度,降低了燃烧室内热量向活塞的传递. 从图 9(b~c)可以看出,涂覆热障涂层后的活塞最大径向位移减小,同时涂层内出现了明显的应力集中现象. 为了更加清晰地描述活塞内应力分布情况,图 10~图 14 给出了无涂层活塞、活

塞 4 和活塞 5 在 θ=45°平面内计算结果. 从中可以看出,无论是层合型 TBC 亦或功能型 TBC,粘结层附近均出现明显应力集中现象,在过渡层(第 2 层~第 4 层)内引入功能型 TBC 并未改善应力集中问题. 此外,我们尝试改变层合型 TBC 陶瓷/粘结剂组合份数和功能型 TBC 过渡层内材料的指数系数 m<sub>T</sub>,虽然应力幅值有所改变,但对应力集中问题的改善不大,在粘结层附近仍存在较明显的应力集中. 层合型 TBC 和功能型 TBC 活塞内应力幅值见图 15(a~b).

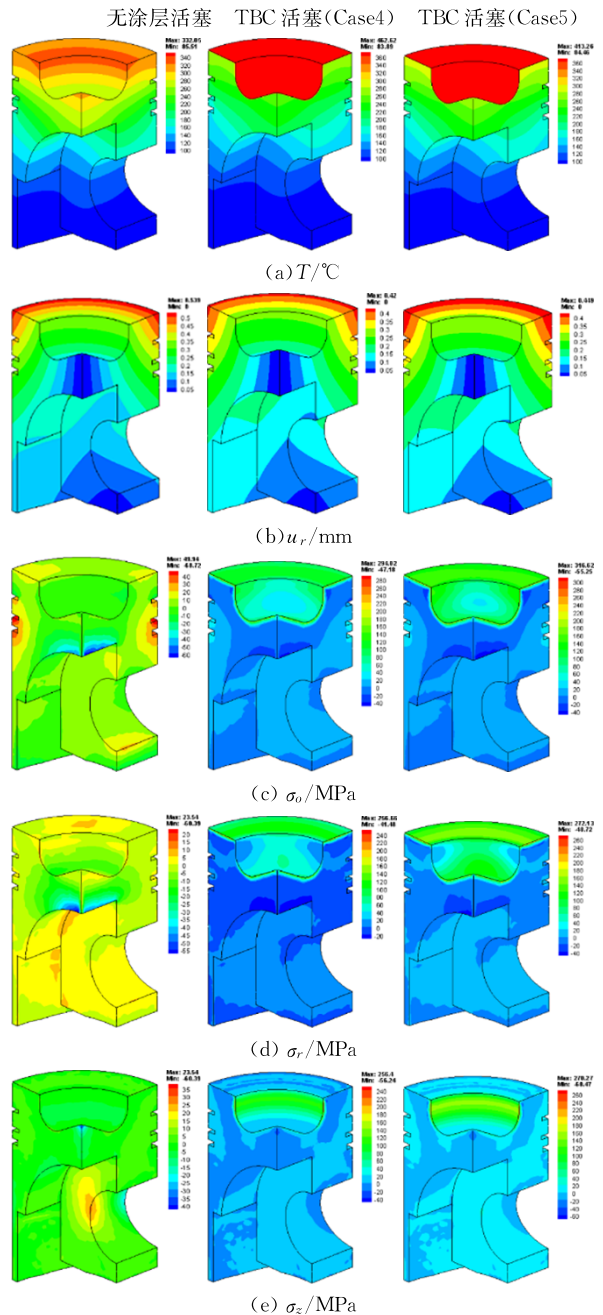


图 9 无涂层活塞、活塞 4 和活塞 5(m=0.2)计算结果  
Fig. 9 Results of the uncoated piston, piston 4 and piston 5 (m=0.2)

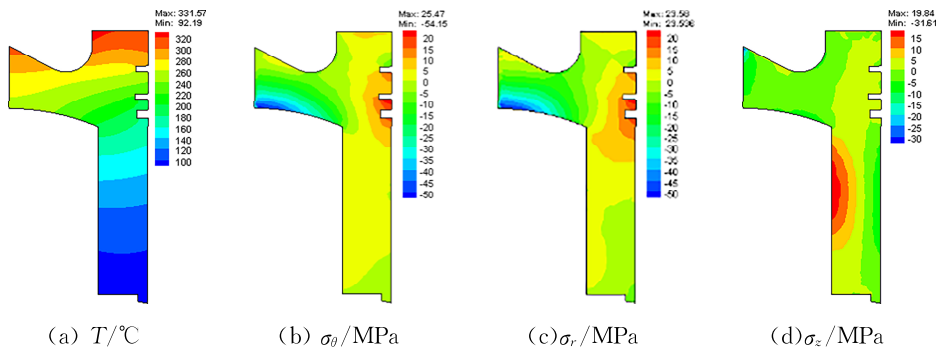


图 10 无涂层活塞  $\theta=45^{\circ}$  平面内计算结果  
Fig. 10 Results of the uncoated piston in plane  $\theta=45^{\circ}$

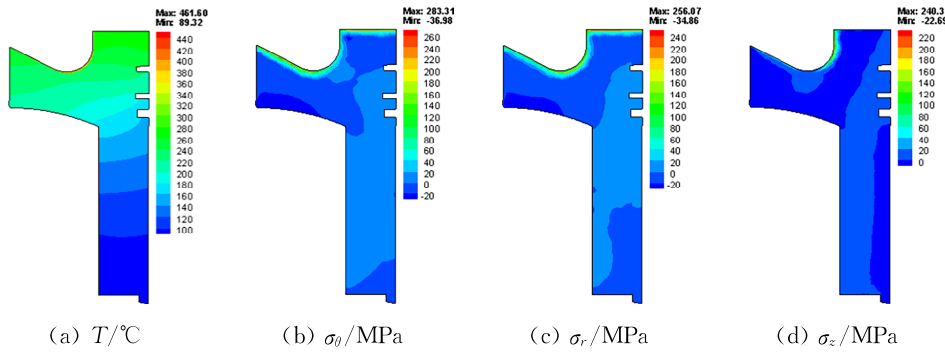


图 11 活塞 4  $\theta=45^{\circ}$  平面内计算结果  
Fig. 11 Results of the piston 4 in plane  $\theta=45^{\circ}$

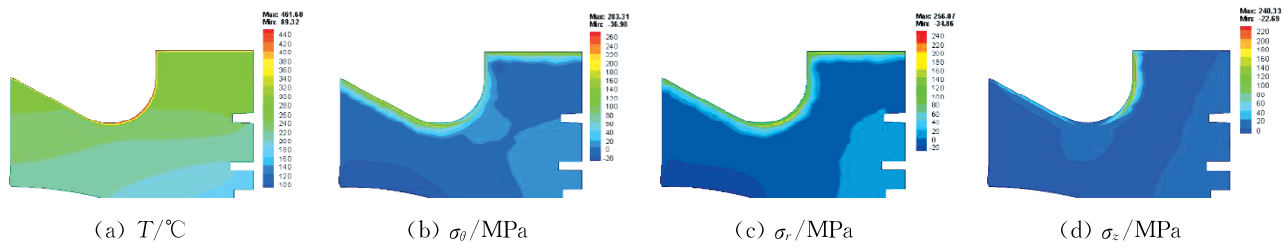


图 12 活塞 4  $\theta=45^{\circ}$  平面内局部放大结果  
Fig. 12 Local amplification results of the piston 4 in plane  $\theta=45^{\circ}$

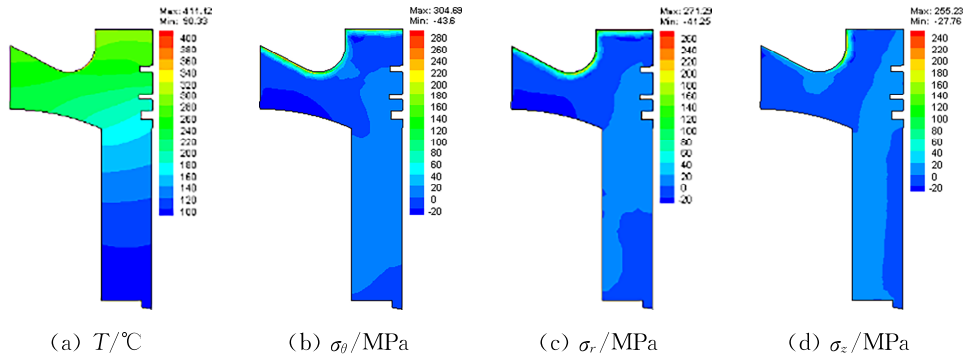


图 13 活塞 5 ( $m_{\text{T}}=0.2$ )  $\theta=45^{\circ}$  平面内计算结果  
Fig. 13 Results of the piston 5 ( $m_{\text{T}}=0.2$ ) in plane  $\theta=45^{\circ}$

考虑到活塞 4 和活塞 5 的应力集中出现在粘结层内,该问题应是由粘结层与基体材料参数不匹配所致。因此,在层合型 TBC 及功能型 TBC 的粘结层(第 5 层)内引入 FGM,采用材料属性由基体材料到粘结剂材料过渡的方式缓解粘结层附近应力集中问题。功能型 TBC 粘结层内基体体积分数  $V_{\text{T}}$  和粘结剂体积分数  $V_{\text{B}}$  一致,  $V_{\text{T}}=V_{\text{B}}=0.5$ , 粘结层内材料系数  $m_{\text{B}}=0.3$ 。图 15(c)给出了不同过渡

层材料系数  $m_T$  活塞 6 的最大应力分布. 从图中明显看出, 相比于仅在过渡层(第 2 层~第 4 层)内引入 FGM 计算结果(见图 15(b)), 不同系数  $m_T$  下粘结层(第 5 层)在引入 FGM 后的应力幅值明显降低, 最大应力  $\sigma_\theta$ 、 $\sigma_r$  和  $\sigma_z$  分别下降了 22.9%(316.62→243.93)、24.13%(272.13→206.45)和 24.8%(270.27→203.17). 过渡层内 FGM 系数  $m_T$  对应力幅值影响明显, 随着  $m_T$  的增加, 应力幅值增大. 同时, 在层合型 TBC 活塞 3 和活塞 4 中的粘结层引入 FGM 后应力幅值降低, 应力集中问题明显改善. 相比于粘结层不引入 FGM, 活塞 3 应力  $\sigma_\theta$ 、 $\sigma_r$  和  $\sigma_z$  分别下降了 32.83%(303.39→203.77)和

32.31%(261.04→176.7)、30.62%(259.07→179.72); 活塞 4 应力  $\sigma_\theta$ 、 $\sigma_r$  和  $\sigma_z$  下降了 21.34%(294.02→231.27)、22.68%(256.66→198.43)和 23.61%(256.4→195.85)(见图 15(d)). 粘结层引入 FGM 活塞 3 应力分布见图 15. 图 15(d)给出了活塞 6 过渡层内材料系数  $m_T=0.1$ , 粘结层材料系数  $m_B=0.3, 0.5$  和  $0.7$  时的最大应力计算结果. 从中可以看出,  $m_B=0.3$  时最大应力幅值最小. 图 17 给出了位置 A 和位置 B 处 TBC 活塞沿涂层厚度方向的应力分布. 从中可以看出, 在层合型及功能型 TBC 的粘结层内引入 FGM 后, 涂层内粘结层交界面处应力幅值降低, 应力集中问题得到明显改善.

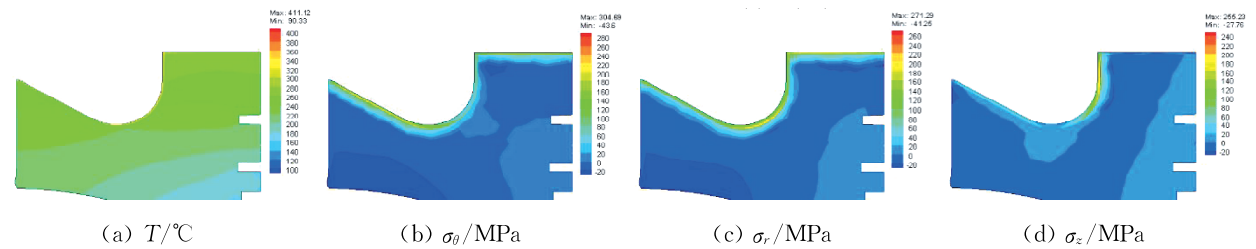


图 14 活塞 5( $m_T=0.2$ )  $\theta=45^\circ$  平面内局部放大结果

Fig. 14 Local amplification results of the piston 5 ( $m_T=0.2$ ) in plane  $\theta=45^\circ$

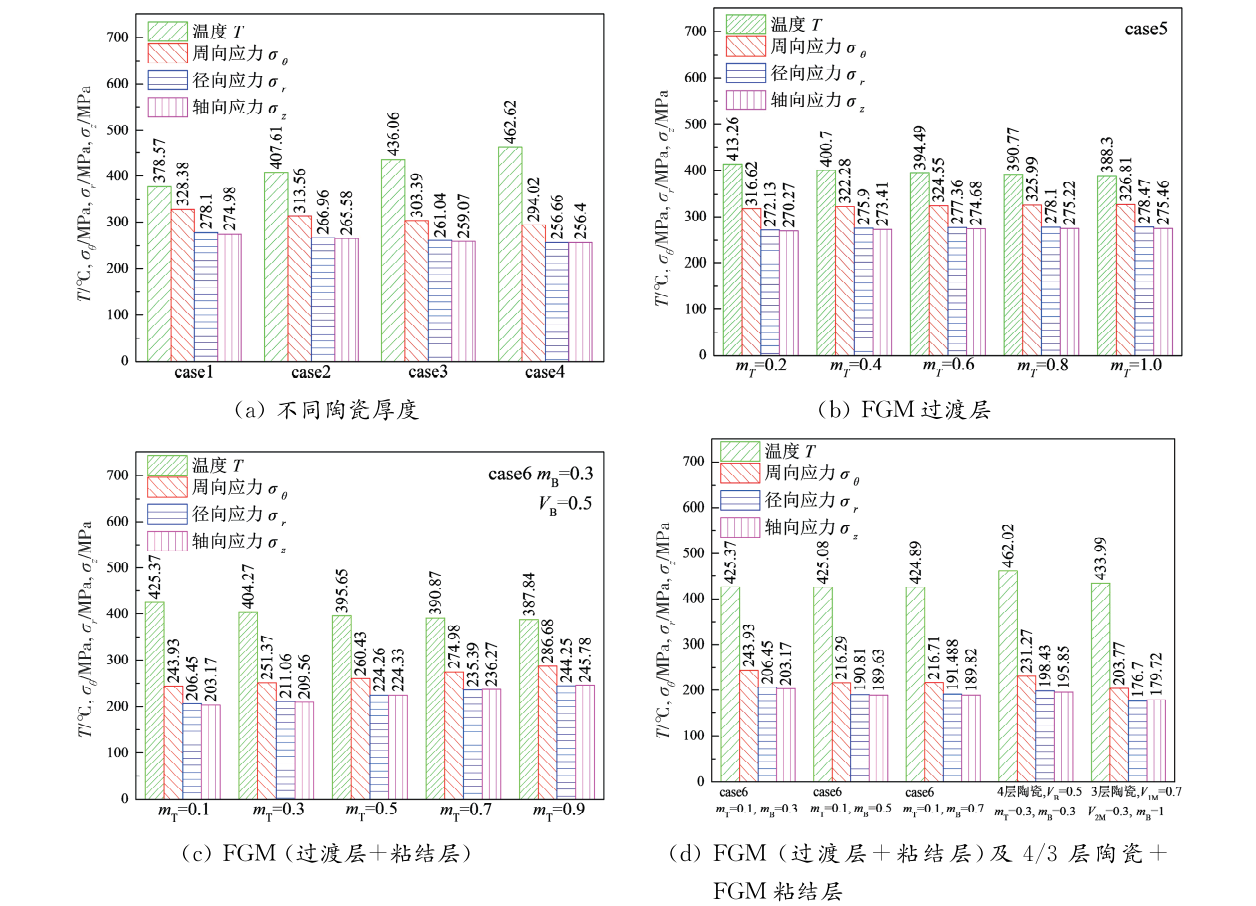


图 15 TBC 活塞最大温度  $T$ , 周向应力  $\sigma_\theta$ , 径向应力  $\sigma_r$  及轴向应力  $\sigma_z$

Fig. 15 Maximum temperatures  $T$ , circumferential stresses  $\sigma_\theta$ , radial stresses  $\sigma_r$  and axial stresses  $\sigma_z$  of TBC pistons



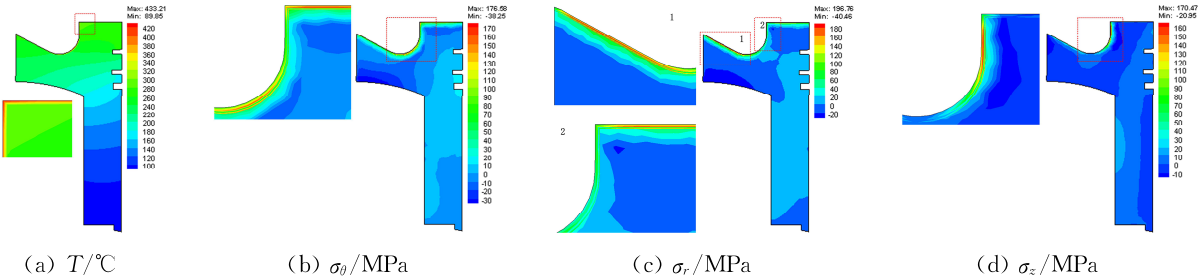


图 16 TBC 活塞(3 层陶瓷+FGM 粘结层) $\theta=45^\circ$ 平面内结果  
Fig. 16 Results of the TBC piston (three layers ceramic+FGM bonding layer) in plane  $\theta=45^\circ$

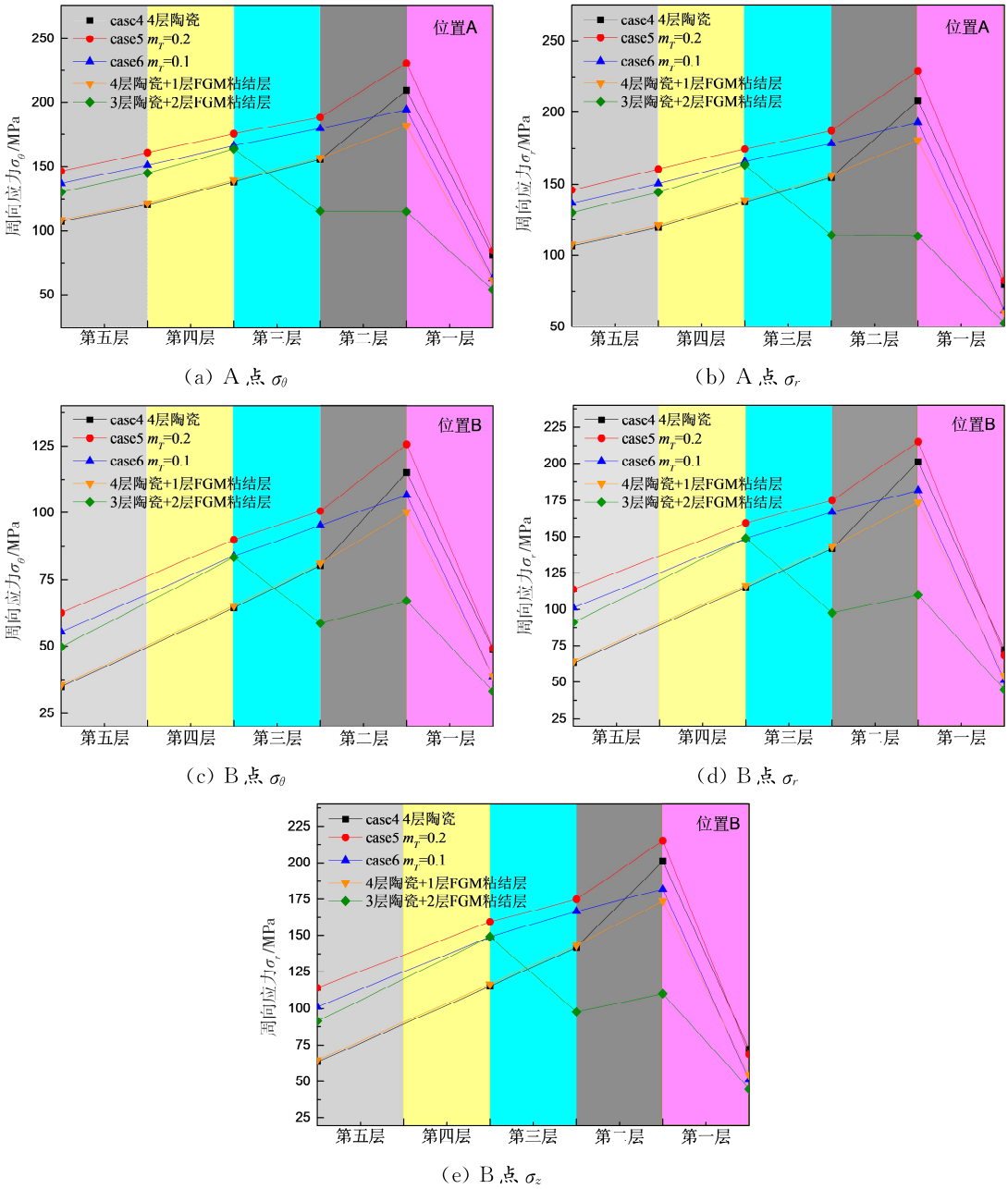


图 17 TBC 活塞沿厚度方向不同位置处涂层内应力分布  
Fig. 17 Stress distributions along the thickness direction in the coating of the TBC pistons at different positions

6 结 论

本文基于高阶 10 点四面体 CV-FEM 求解热传导和热弹性方程,将适用于三维复合材料传热问题的高阶 CV-FEM 推广到热弹性问题求解. 我们将 CV-FEM 计算结果与 ANSYS 结果进行了对比验证,对层合型 TBC 活塞、功能梯度型 TBC 活塞热应力集中问题进行研究,发现当粘结层为均匀材料时,改变功能型 TBC 材料系数或层合型 TBC 陶瓷/粘结剂的分布形式,并不能避免粘结层附近出现的应力集中现象,而在粘结层内引入材料属性由粘结剂到基体过渡的 FGM 可以有效改善应力集中问题,仅在 1 层或 2 层粘结层内引入 FGM 应力幅值即可下降 20%~30%.

参考文献:

[1] 纪小健,李辉,栗卓新,等. 热障涂层的研究进展及其在燃气轮机的应用[J]. 燃气轮机技术,2008, 21: 7.

[2] Wolfe D, Singh J. Functionally gradient ceramic/metallic coatings for gas turbine components by high-energy beams for high-temperature applications [J]. J Mater Sci, 1998, 33: 3677.

[3] 王素,倪春阳,朱心雄. 功能梯度材料活塞三维有限元分析[J]. 中国机械工程,2005, 16: 2027.

[4] 牛小强,雷基林,邓晰文,等. 活塞顶面热障涂层对活塞热负荷的影响[J]. 中国机械工程,2018, 29: 1499.

[5] Buyukkaya E, Cerit M. Thermal analysis of a ceramic coating diesel engine piston using 3-D finite element method [J]. Surf Coat Tech, 2007,

202: 398.

[6] Buyukkaya E. Thermal analysis of functionally graded coating AlSi alloy and steel pistons [J]. Surf Coat Tech, 2008, 202: 3856.

[7] Hejwowski T. Comparative study of thermal barrier coatings for internal combustion engine [J]. Vacuum, 2010,85: 610.

[8] 龚京风. 热障涂层活塞热应力的有限体积方法研究与应用[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2014.

[9] 龚京风,宣领宽,周少伟,等. 热障涂层活塞热应力分析的格点型有限体积法[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2016, 48: 76.

[10] Liu Q, Ming P J. A high-order control volume finite element method for 3-D transient heat conduction analysis of multilayer functionally graded materials [J]. Numer Heat Tr B: Fund, 2018, 73: 363.

[11] 刘琦,明平剑,张文平. 二维不可压材料线弹性有限体积法的研究[J]. 四川大学学报:自然科学版, 2018, 55: 795.

[12] Liu Q, Ming P J, Zhao H Y, *et al.* A high order control volume finite element method for transient heat conduction analysis of multilayer functionally graded materials with mixed grids [J]. J Therm Sci, 2020, 29: 144.

[13] Liu Q, Yu Y, Ming P J. A high order control volume finite element method for thermoelastic analysis of functionally graded solids with mixed grids [J]. P I Mech Eng C: J Mec, 2019, 233: 3994.

[14] Cheng Z Q, Batra R C. Three-dimensional thermoelastic deformations of a functionally graded elliptic plate [J]. Compos Part B: Eng, 2000, 31: 97.

引用本文格式:

中 文: 刘琦,杜雁霞,齐文亮,等. 热障涂层活塞热应力高阶控制体有限元法研究[J]. 四川大学学报: 自然科学版, 2021, 58: 064004.

英 文: Liu Q, Du Y X, Qi W L, *et al.* High-order control volume finite element method for thermal stress analysis of the piston with thermal barrier coating [J]. J Sichuan Univ: Nat Sci Ed, 2021, 58: 064004.