

# 等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层 结构优化与热力耦合模拟计算

刘光<sup>1</sup>, 张啸寒<sup>2</sup>, 贾利<sup>1</sup>, 王亮<sup>3</sup>, 庞铭<sup>2</sup>, 安宇龙<sup>4</sup>

(1.中国兵器科学研究院宁波分院,浙江 宁波 315103;2.中国民航大学 机场学院,天津 300300;  
3.中国科学院上海硅酸盐研究所 特种无机涂层重点实验室,上海 200050;  
4.中国科学院兰州化学物理研究所 固体润滑国家重点实验室,兰州 730000)

**摘要:** **目的** 研究不同结构参数对 Mo/8YSZ 热障涂层系统残余应力的影响因素。**方法** 设计 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层,并利用 ANSYS 有限元软件建立了等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层的数值模型,模型中考虑了材料热物理性能参数随温度变化,研究粘结层、过渡层及陶瓷层厚度对 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层残余应力的影响规律。**结果** 随着径向距离的增大,粘结层与陶瓷层界面的残余应力逐渐由压应力变为拉应力,并且在涂层边缘位置,径向残余拉应力达到最大值。在 0~12 mm 路径范围内的同一位置,伴随着陶瓷层厚度的增加,粘结层与陶瓷层界面位置的轴向残余应力无明显变化,且轴向残余应力的数值几乎为 0;在 6~12.5 mm 路径范围内的同一位置,伴随着陶瓷层厚度的增加,其剪切残余应力逐渐增大。在基体与粘结层界面边缘 0.5 mm 处存在着与其他位置相比更大的应力突变。粘结层与陶瓷层的厚度参数比控制在 4:10~4:13 时,涂层具有最低的热失配。过渡层与陶瓷层的厚度参数比控制在 1:4 时,涂层具有最低的热失配。当功能梯度热障涂层的过渡层采用 50%Mo 与 50%8YSZ 复合而成时,将粘结层、过渡层及陶瓷层三者的厚度比值控制在 16:10:40~16:13:52,涂层具有最低的热失配。**结论** 通过设计功能梯度热障涂层,并合理调控热障涂层系统的结构参数,可进一步减小喷涂构件的残余应力和应力突变情况,提升基体与涂层的结合强度。

**关键词:** 等离子喷涂;功能梯度热障涂层;结构参数;热力耦合;数值模拟

**中图分类号:** TG174.442 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)03-0213-11

**DOI:** 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.03.027

## Structural Optimization and Thermo-mechanical Coupling Simulation of Plasma Sprayed Mo/8YSZ Functionally Graded Thermal Barrier Coating

LIU Guang<sup>1</sup>, ZHANG Xiao-han<sup>2</sup>, JIA Li<sup>1</sup>, WANG Liang<sup>3</sup>, PANG Ming<sup>2</sup>, AN Yu-long<sup>4</sup>

(1.Ningbo Branch of Chinese Academy of Ordnance Science, Ningbo 315103, China;

收稿日期: 2019-07-31; 修订日期: 2019-08-16

Received: 2019-07-31; Revised: 2019-08-16

基金项目: 国家重点研发计划 (2018YFB1105800); 国家自然科学基金 (51705481); 中央高校基本科研业务费资助项目 (201909)

Fund: National Key Research and Development Program (2018YFB1105800); National Natural Science Foundation of China (51705481); Basic Scientific Research Operating Expenses of Central Universities (201909)

作者简介: 刘光 (1985—), 男, 博士, 副研究员, 主要研究方向为材料表面改性与再制造技术。邮箱: lg-2159@163.com

Biography: LIU Guang (1985—), Male, Doctor, Associate researcher, Research focus: material surface modification and remanufacturing technology. E-mail: lg-2159@163.com

引文格式: 刘光, 张啸寒, 贾利, 等. 等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层结构优化与热力耦合模拟计算[J]. 表面技术, 2020, 49(3): 213-223.

LIU Guang, ZHANG Xiao-han, JIA Li, et al. Structural optimization and thermo-mechanical coupling simulation of plasma sprayed Mo/8YSZ functionally graded thermal barrier coating[J]. Surface technology, 2020, 49(3): 213-223.

2. Airport College, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China;

3. Key Laboratory of Special Inorganic Coatings, Shanghai Institute of Ceramics, Chinese Academy of Sciences, Shanghai 200050, China; 4. State Key Laboratory of Solid Lubrication, Lanzhou Institute of Chemical Physics,

Chinese Academy of Sciences, Lanzhou 730000, China)

**ABSTRACT:** The work aims to research the influence factors of different structural parameters on residual stress of Mo/8YSZ thermal barrier coating system, the functional gradient thermal barrier coating of Mo/8YSZ was designed, and the numerical model of Mo/8YSZ functional gradient thermal barrier coating with plasma spraying was established by using ANSYS finite element software, in which the variation of thermal and physical properties of materials with temperature was considered, and the influence of the thickness of bonding layer, transition layer and ceramic layer on the residual stress of Mo/8YSZ functionally graded thermal barrier coating was studied. The results show that with the increase of radial distance, the residual stress at the interface between the bonding layer and the ceramic layer gradually changes from compressive stress to tensile stress, and at the edge of the coating, the radial residual tensile stress reaches the maximum value. At the same position within the path range of 0~12 mm, with the increase of ceramic layer thickness, the axial residual stress at the interface position of bonding layer and ceramic layer has no obvious change, and the value of axial residual stress is almost 0. At the same position within the path range of 6~12.5 mm, the shear residual stress gradually increases with the increase of ceramic layer thickness. At the interface edge of the substrate and bonding layer, there is a greater stress mutation at 0.5 mm than at other positions. When the ratio of thickness parameters between bond layer and ceramic layer is controlled at 4 : 10~4 : 13, the coating has the lowest thermal mismatch. When the thickness ratio of transition layer to ceramic layer is controlled at 1 : 4, the coating has the lowest thermal mismatch. When the transition layer of functionally gradient thermal barrier coating is composed of 50%Mo and 50%8YSZ, the thickness ratio of bonding layer, transition layer and ceramic layer is controlled at 16 : 10 : 40~16 : 13 : 52, and the coating has the lowest thermal mismatch. By designing the functional gradient thermal barrier coating and reasonably regulating the structural parameters of the thermal barrier coating system, the residual stress and stress mutation of spraying components can be further reduced and the bonding strength between the substrate and the coating can be improved.

**KEY WORDS:** plasma spray; functionally gradient thermal barrier coating; structural parameter; thermal coupling; numerical simulation

伴随着新型航天动力轻量化的发展趋势,需对航天动力发动机热端部件的制备材料进行优选,7A04轻质超高强铝合金因其塑性好、比强度高及耐蚀性能佳而成为制备新型航天动力发动机壳体的优选材料<sup>[1-2]</sup>。但该材料熔点低,不耐高温,抗氧化效果差,在发动机燃烧室长周期的烧蚀冲刷作用下,易发生鼓包变形,从而影响发动机工作的可靠性,故需对铝合金壳体采取有效的热防护措施。通过压缩空气、干冰等方式对材料进行冷却处理的热防护域度有限,而采用增大材料表面热阻的方式,可大幅度提升材料的热防护性能。为了更好地保留铝合金材料的优良性能,不采用粉末与基材冶金结合的激光熔覆工艺方法,而采用粉末与基材机械结合的等离子喷涂工艺。采用等离子喷涂技术在动力铝合金发动机壳体内表面制备的热障涂层,可有效提高壳体内表面的隔热、抗烧蚀以及抗冲刷等防护效果,现阶段的热障涂层材料主要有氧化钇部分氧化锆(YSZ)、氧化钛/氧化铝(AT40)、稀土锆酸盐( $\text{RE}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$ , RE=稀土元素)、稀土钽酸盐( $\text{RETaO}_4$ )、镧铈氧化物( $\text{La}_2\text{Ce}_2\text{O}_7$ )及新型的固体反应合成陶瓷( $(\text{La}_{1-x}\text{Eu}_x)_3\text{TaO}_7$ )等<sup>[3-5]</sup>。常见的热障涂层结构由基材、粘结层和陶瓷层三部分组成,然

而由于粘结层与陶瓷层材料的热膨胀系数差异过大,在喷涂过程、冷却过程及涂层的实际服役过程中易诱发较大的热失配应力,从而造成了涂层的开裂、剥离等现象,严重影响动力构件的服役寿命及工作可靠性。采用梯度结构的热障涂层,可实现金属和陶瓷组元在涂层厚度方向热力学性能参数的连续平滑过渡,缓和了由于热失配诱发的残余应力,提升了涂层与基材的结合强度,延长了涂层的服役周期,从而提高了动力系统的工作可靠性<sup>[6]</sup>。

残余应力是影响涂层与基材结合强度的重要因素之一,在涂层内部残余应力的作用下,易在涂层与基体界面的边缘及内部区域产生微裂纹,伴随着裂纹的扩展,易造成涂层的剥离失效。热障涂层系统的结构参数对整个喷涂构件残余应力的分布有着显著影响,不同的涂层厚度,将导致喷涂构件内部产生不同的残余应力分布。通过实验分析的手段开展热障涂层残余应力的研究方法有着周期长、成本高及诸多不可控的人为因素,故现阶段通过实验手段对热障涂层残余应力研究的文献报道较少<sup>[7-8]</sup>。基于有限元的思想,开展对涂层残余应力的分析研究,可弥补实验研究的不足,近年来被国内外学者广泛采用。文政颖等人<sup>[9]</sup>

通过 ANSYS 有限元模拟软件研究了 YSZ 层厚度对  $\text{Sm}_2\text{Ce}_2\text{O}_7/8\text{YSZ}$  热障涂层残余应力的影响规律,发现当 YSZ 层厚度为 0.3 mm 时,涂层具有最小的残余应力,从涂层表面至 YSZ/粘结层界面处的残余应力逐渐降低。王鲁等人<sup>[10]</sup>基于有限元思想研究了金属基体表层等离子喷涂  $\text{ZrO}_2$  涂层,不同陶瓷层对喷涂构件残余应力的影响。田甜等人<sup>[11]</sup>利用 ANSYS 有限元软件研究了陶瓷层厚度对试样残余应力的影响因素,研究发现,随着陶瓷层厚度的增加,试样最大轴向压应力先增大后减小,径向拉应力与剪切应力均增大。赵让乾等人<sup>[12]</sup>模拟分析了涂层结构对  $\text{Sm}_2\text{Ce}_2\text{O}_7\text{-YSZ}$  热障涂层残余应力的影响,发现涂层层数的增加有利于降低涂层的残余应力和冲击应力。罗瑞强等人<sup>[13]</sup>基于有限元思想研究了不同  $\text{ZrO}_2$  陶瓷层厚度对试样残余应力的影响因素,研究发现随着涂层厚度的增大,径向压应力减小,边缘处的剪切拉应力和边缘处轴向压应力增大。Abbas 等人<sup>[14]</sup>采用有限元数值模拟方法,研究了 YSZ/ $\text{LaTi}_2\text{Al}_9\text{O}_{19}$  双陶瓷层 TBC 体系的残余应力分布情况,并与传统的氧化钇稳定氧化锆 (YSZ) 涂层体系进行了比较,发现双层陶瓷 TBC 体系的残余应力比单一  $\text{LaTi}_2\text{Al}_9\text{O}_{19}$  涂层下降了近 120 MPa。K. A. Khor 等人<sup>[15]</sup>基于有限元思想研究了涂层厚度对  $\text{ZrO}_2/\text{NiCoCrAlY}$  功能梯度涂层热冲击应力和残余应力的影响,发现增加功能梯度涂层厚度可以显著降低涂层残余应力。目前,关于结构参数对热障涂层残余应力的公开文献报道多针对传统双层热障涂层陶瓷层的优化设计计算,相比于传统的双层热障涂层,具有梯度结构的热障涂层的制备工艺更加繁琐,热障涂层结构的层间应力分布更加复杂,结构参数对整个热障涂层系统的残余应力影响更为显著,仿真难度更大,故现阶段仍未见针对于铝合金基材表面等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层系统结构参数的优化设计的仿真研究报道。本文基于热弹塑性

有限元理论,借助 ANSYS 有限元仿真模拟软件,建立铝合金基材表面等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层的有限元模型,揭示了不同结构参数,即不同粘结层、过渡层和陶瓷层厚度对喷涂构件残余应力的影响规律,并优化设计出最优的涂层厚度参数比,研究结果可为工程上铝合金表面等离子喷涂 Mo/8YSZ 功能梯度热障涂层的设计优化提供数据支撑。

# 1 等离子喷涂数值模型的建立

## 1.1 等离子喷涂物理模型

图 1 为等离子喷涂的物理模型,等离子喷涂的试样模型选用高度为 8 mm、直径为 12.5 mm 的圆柱体,在圆柱体上表面喷涂热障涂层,由于涂层的形貌周期及基体尺寸远大于涂层的厚度,故将等离子喷涂的问题简化为平面应变问题<sup>[16]</sup>,如图 1 所示,选取圆柱体中轴线和圆柱底面圆直径两者所在平面的 1/2 进行建模分析。基体材料为 7A04 铝合金,其主要元素成分如表 1 所示。基体上方喷涂功能梯度热障涂层:陶瓷面层材料选用 8%氧化钇部分稳定氧化锆 (8YSZ),该材料具备熔点高、热导率低以及硬度高的特性,可实现涂层优异的隔热性、耐烧蚀性及抗冲刷性能<sup>[17]</sup>。为了实现更优异的热防护效果,在粘结底层的选择上不倾向于使用 MCrAlY 材料 (熔点  $\leq 1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ , M 为 Ni、Co),而选用熔点高达  $2620\text{ }^{\circ}\text{C}$  的纯钼金属 (Mo),该金属还具备弹性模量高、膨胀系数低和自粘结性能强等诸多优良性能<sup>[18]</sup>,采用 Rigaku D/max-3c 型 X 射线衍射仪 (X-ray diffraction, XRD) 对 Mo 涂层的物相结构进行分析,如图 2 所示,Mo 涂层未出现明显氧化情况。过渡层材料选用 50%Mo 与 50%8YSZ 的混合材料。定义涂层单层沉积的厚度为  $20\text{ }\mu\text{m}$ ,粘结层喷涂  $n_1$  层,陶瓷层喷涂  $n_2$  层,过渡层喷涂  $n_3$  层。

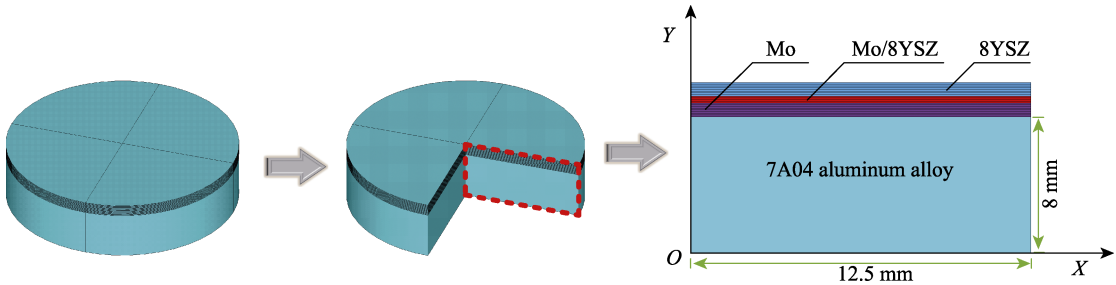


图 1 等离子喷涂物理模型  
Fig.1 Physical model of plasma spraying

表 1 7A04 铝合金的元素成分<sup>[19]</sup>  
Tab.1 Element composition list of 7A04 aluminum alloy<sup>[19]</sup>

wt%								
Zn	Mg	Cu	Fe	Si	Mn	Cr	Ti	Al
5.1~6.1	2.1~2.9	1.2~2.0	0.5	0.4	0.3	0.18~0.28	0.2	Bal.

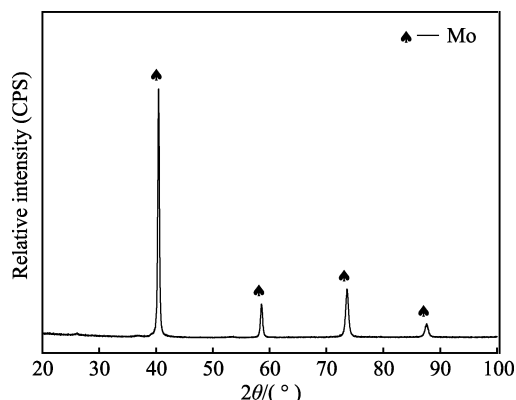


图2 Mo涂层的XRD图谱  
Fig.2 XRD pattern of Mo coating

## 1.2 等离子喷涂有限元模型

图3为等离子喷涂的有限元模型,不同颜色表示不同种类的材料。在ANSYS模拟软件中,选用二维平面 PLANE13 四边形四节点热-力耦合单元,建立等离子喷涂有限元模型,单元尺寸为 0.05 mm。为了提高仿真精度,相临涂层及与涂层相邻的基体区域网格精细划分,相异材料间的网格采用 1:3 过渡网格进行局部加密处理,加密深度为 2 个单位。基于 ANSYS 软件“生死单元”的方法,并利用 APDL 语言将涂层单元全部“杀死”,然后逐层激活涂层单元,最终完成整个等离子喷涂作业过程。在进行有限元仿真计算时,为了便于分析,对模型作出以下假设:(1)涂层固化沉积速率高于涂层的喷涂速率;(2)基体与各沉积涂层表面平滑、无起伏,各涂层间结合紧密;(3)相邻界面处不产生相对滑移;(4)忽略涂层内部热氧化层的影响;(5)基体及涂层系统无裂纹、气孔等影响涂层性能的各类缺陷。

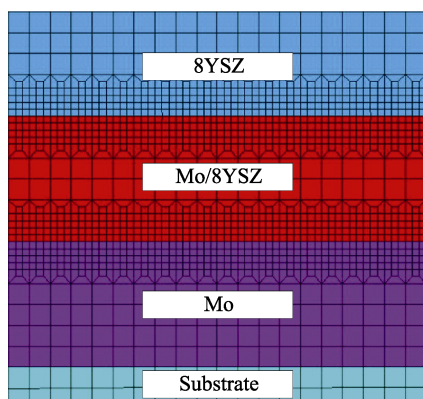


图3 等离子喷涂有限元模型  
Fig.3 Finite element model of plasma spraying

## 1.3 热障涂层残余应力的构成

涂层内部的残余应力对涂层的失效影响作用显著,在等离子喷涂过程中,由于铝合金基体与涂层材

料热物理性能参数的不匹配,故在喷涂过程中以及冷却过程中势必会存在着不同程度的残余应力。一般来说,涂层内部的残余应力由以下几部分构成<sup>[20]</sup>。

1) 热失配应力。其由涂层与铝合金基体热膨胀系数不匹配引起的应力,该应力可表示为:

$$\sigma_{tm} = \frac{E_c}{1-\nu} \Delta\alpha \Delta T \quad (1)$$

式中:  $\sigma_{tm}$  为热失配应力 (MPa);  $E_c$  为涂层的弹性模量 (MPa);  $\nu$  为涂层的泊松比;  $\Delta\alpha$  为基体与涂层的热膨胀系数之差 ( $10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ );  $\Delta T$  为从喷涂的高温冷却到室温的温度差 (K)。

2) 淬火应力。经等离子焰流加热至熔融或半熔融状态的高温融滴粒子,从高温状态喷涂到室温状态的基体上时产生了淬火效应引起的淬火应力,该应力可表示为:

$$\sigma_q = \alpha_c (T_m - T_s) E_c \quad (2)$$

式中:  $\sigma_q$  为淬火应力 (MPa);  $\alpha_c$  为涂层的热膨胀系数 ( $10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ );  $T_m$  为高温融滴温度 (K);  $T_s$  为基体温度 (K)。

3) 相变应力。ZrO<sub>2</sub> 陶瓷粉末在等离子喷涂过程中会发生相变而产生相变应力,但是在 8YSZ 涂层中,添加的 Y<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 稳定剂能够对 ZrO<sub>2</sub> 的相变起到一定的抑制作用,因此其相变应力可以忽略。

因此 Mo/8YSZ 热障涂层的总残余应力可表示为:

$$\sigma = \sigma_q + \sigma_{tm} \quad (3)$$

## 1.4 仿真计算的边界条件及初始条件

1) 热边界条件。试样模型的右端面及上、下端面与空气进行对流换热,对流换热系数为  $100 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ,模型左端面作绝热处理,仿真过程中,每激活一层涂层,删除激活涂层底面的对流换热,并在涂层的右端面及上表面添加对流换热。为了更加真实地模拟停止送粉后喷枪等离子热源对涂层的热辐射作用,在喷涂结束时刻,陶瓷层受高温气体 7 s 的热冲击,高温气体热流密度大小为  $5 \times 10^5 \text{ W}/\text{m}^2$ 。

2) 力边界条件。由于与喷涂构件相比试样模型的宽度较小,在这种情况下试样两侧边界对整个应力场的影响很大。根据真实情况,将模型一侧的节点位移固定,另一侧通过采用多点自由约束技术,保证边界节点轴向位移协调变形。

3) 初始条件。在等离子喷涂作业开始前,试样的初始温度与环境温度一致,为  $27 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,整个试样处于无应力的初始状态。

## 1.5 材料的热物理性能参数

等离子喷涂功能梯度热障涂层考虑了材料的热物理性能参数随温度的变化,基体材料的热物理性能参数见表 2,粘结层材料的热物理性能参数见表 3,陶瓷层材料的热物理性能参数见表 4,通过差值及外推的方法获取基体及涂层材料未知温度下的热物理



表 2 7A04 铝合金的热物理性能参数<sup>[22-23]</sup>  
Tab.2 Thermal physical properties of 7A04 aluminum alloy<sup>[22-23]</sup>

Temperature/℃	Thermal conductivity/ (W·m <sup>-2</sup> ·℃ <sup>-2</sup> )	Specific heat capacity/ (J·kg <sup>-1</sup> ·℃ <sup>-1</sup> )	Density/ (kg·m <sup>-3</sup> )	Elasticity modulus/GPa	Poisson ratio	Thermal coefficient of expansion/ (10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> )
0	155	830	2800	71	0.34	22.6
25	156	860	2788	71	0.34	23.5
50	158.3	870	2781	71	0.34	24
100	161	900	2775	71	0.34	24.9
200	175	970	2750	71	0.34	28.4
300	185	1020	2725	71	0.34	29.9
400	193	1120	2700	71	0.34	31.4
500	197	1320	2675	71	0.34	31.7

表 3 Mo 的热物理性能参数<sup>[24-25]</sup>  
Tab.3 Thermal physical properties of Mo<sup>[24-25]</sup>

Temperature/℃	Thermal conductivity /(W·m <sup>-2</sup> ·℃ <sup>-2</sup> )	Specific heat capacity /(J·kg <sup>-1</sup> ·℃ <sup>-1</sup> )	Density /(kg·m <sup>-3</sup> )	Elasticity modulus/GPa	Poisson ratio	Thermal coefficient of expansion /(10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> )
20	142	250	10 200	32	0.2	
25	135.29	287.66	10 200	32	0.2	
27			10 200	32	0.2	5.1
200	116.27		10 200	30	0.2	
400	114.95		10 200	29	0.2	
600	106.69		10 200	28	0.2	
800	110.43		10 200	28	0.2	
1000			10 200	27	0.2	5.5
2000			10 200	22	0.2	7.2

表 4 8YSZ 的热物理性能参数<sup>[26-28]</sup>  
Tab.4 Thermal physical properties parameters of 8YSZ<sup>[26-28]</sup>

Temperature/℃	Thermal conductivity /(W·m <sup>-2</sup> ·℃ <sup>-2</sup> )	Specific heat capacity /(J·kg <sup>-1</sup> ·℃ <sup>-1</sup> )	Density /(kg·m <sup>-3</sup> )	Elasticity modulus/GPa	Poisson ratio	Thermal coefficient of expansion /(10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> )
20	1.80	640	5280	48	0.1	10.4
200	1.76	640	5280	47	0.1	10.5
500	1.75	640	5280	43	0.1	10.7
700	1.72	640	5280	39	0.11	10.8
1100	1.69	640	5280	25	0.12	10.9
1200	1.67	640	5280	22	0.12	11
1400	1.62	640	5280	15	0.12	11.3

性能参数。其中过渡层梯度材料的热物理性能参数，采用混合定律进行计算<sup>[21]</sup>：

$$X_a = \sum_{i=1}^n K_i \cdot X_i$$

(4)

$$\ln(X_b) = \sum_{i=1}^n K_i \cdot \ln(X_i)$$

(5)

$$X = \sqrt{X_a + X_b}$$

(6)

式中： $i$  为材料编号； $n$  为材料的个数； $X_a$  为按

照混合定律计算获得的热物理性能参数； $X_b$  为按照对数定律计算获得的热物理性能参数； $X$  为性能的有效值； $K$  为材料在混合材料中所占的质量分数。

2 数值模拟结果分析与讨论

图 4 为粘结层厚度固定（ $n_1=0.02\text{ mm}$ ），不同陶瓷层厚度喷涂构件沿着粘结层与陶瓷层界面方向的残余应力分布（图中陶瓷层  $n_2$  厚度单位为 mm），规

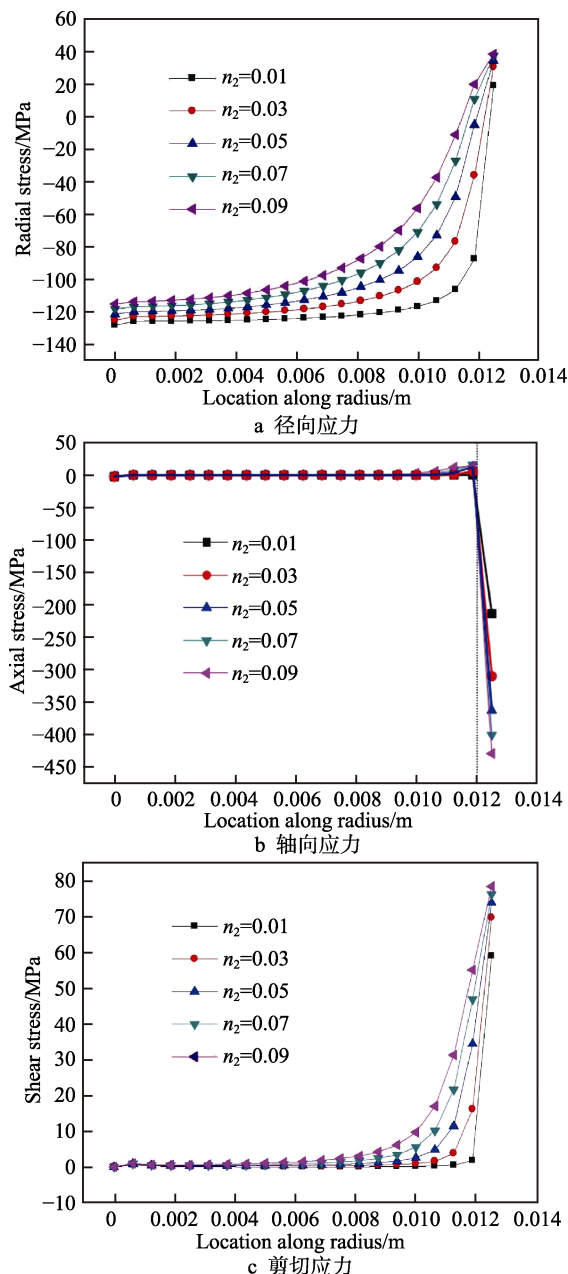


图4 不同陶瓷层厚度喷涂构件沿着粘结层与陶瓷层界面方向残余应力分布

Fig.4 The residual stress distribution of spraying components with different ceramic layer thickness along the interface direction of bonding layer and ceramic layer: a) radial stress, b) axial stress, c) shear stress

定正值为拉应力, 负值为压应力。观察图 4a 发现, 随着径向距离的增大, 粘结层与陶瓷层界面位置的残余应力逐渐由压应力变为拉应力, 并且在涂层边缘位置, 径向残余拉应力达到最大值。在 0~11.5 mm 区间内的同一位置, 随着涂层厚度的增加, 粘结层与陶瓷层界面处的径向残余压应力逐渐减小, 且在涂层的边缘位置处, 最大厚度的陶瓷层对应粘结层与陶瓷层界面位置的径向残余拉应力也最大。观察图 4b 发现, 粘结层与陶瓷层界面位置的轴向残余应力仅存在压应力这种单一形式的残余应力, 在 0~12 mm 路径范

围内的同一位置, 伴随着陶瓷层厚度的增加, 粘结层与陶瓷层界面位置的轴向残余应力无明显变化, 且轴向残余应力的数值几乎为 0; 在 12~12.5 mm 区间内的同一位置, 伴随着陶瓷层厚度的增加, 其轴向压应力逐渐增加, 且在涂层边缘位置的轴向残余压应力最大。观察图 4c 发现, 粘结层与陶瓷层界面位置的剪切残余应力仅存在拉应力这种单一形式的残余应力, 在 0~6 mm 区间内的同一位置, 伴随着陶瓷层厚度的增加, 粘结层与陶瓷层界面位置的剪切残余应力无明显变化, 且剪切残余应力的数值几乎为 0; 在 6~12.5 mm 路径范围内的同一位置, 伴随着陶瓷层厚度的增加, 其剪切残余应力逐渐增大, 在涂层的边缘位置, 对应粘结层与陶瓷层界面位置的剪残余拉应力最大, 且陶瓷层厚度越大, 其对应涂层边缘位置的最大剪残余拉应力也越大。

图 5 为陶瓷层厚度固定 ( $n_2=0.05$  mm), 不同粘结层厚度的喷涂构件最大残余应力 (图中粘结层  $n_1$  厚度单位为 mm), 规定正值为拉应力, 负值为压应力。观察图 5a 发现, 喷涂构件的最大径向残余拉应力分布在粘结层与陶瓷层的界面边缘位置, 当  $n_1=0.02$  mm 和 0.04 mm 时, 喷涂构件的最大径向残余拉应力较其他厚度参数小。观察图 5b 发现, 喷涂构件的最大轴向残余拉应力位于粘结层与陶瓷层界面的下方边缘位置, 当  $n_1=0.02$  mm 时, 喷涂构件的最大轴向残余压应力最小。由图 5c 不难看出, 喷涂构件的最大剪切残余应力位于粘结层与陶瓷层的界面边缘位置, 当  $n_1=0.02$  mm 时, 喷涂构件的最大剪切残余应力最小。结合图 5a—c 不难发现, 优化的粘结层厚度  $n_1$  为 0.02 mm。

图 6 为喷涂构件最大残余应力与粘结层、陶瓷层两者厚度参数的函数关系 (图中粘结层  $n_1$  与陶瓷层  $n_2$  厚度单位为 mm, 残余应力的单位为 MPa)。对比图 6a、图 6b 及图 6c 不难发现, 伴随着陶瓷层厚度的增大, 喷涂构件对应涂层的残余应力也随之增大, 再加上伴随着粘结层厚度的增大, 也将使得喷涂构件对应涂层的复合热导率增大, 因此需将喷涂构件粘结层和陶瓷层的厚度控制在一个合理范围内。结合优化后的粘结层厚度, 要想实现涂层有较低的热导率, 同时各层间有较好的热膨胀系数匹配, 可取  $n_1=0.02$  mm,  $n_2=0.05\sim0.065$  mm, 即粘结层与过渡层的厚度比值控制 4 : 10~4 : 13 时, 涂层具有较低的热失配。粘结层与陶瓷层厚度参数的优化结果是进行过渡层厚度优化的基础。图 7 为喷涂构件最大残余应力与过渡层、陶瓷层两者厚度参数的关系图 (图中过渡层与陶瓷层的厚度单位为 mm), 观察图 7 发现, 当陶瓷层  $n_1$  厚度为 0.04 mm、过渡层  $n_3$  厚度为 0.01 mm 时: 喷涂构件的最大径向残余应力最小, 仅为 230 MPa; 喷涂构件的最大轴向残余应力最小, 仅为 350 MPa; 喷涂构件的最大剪切残余应力最小, 仅为 80 MPa。经优化

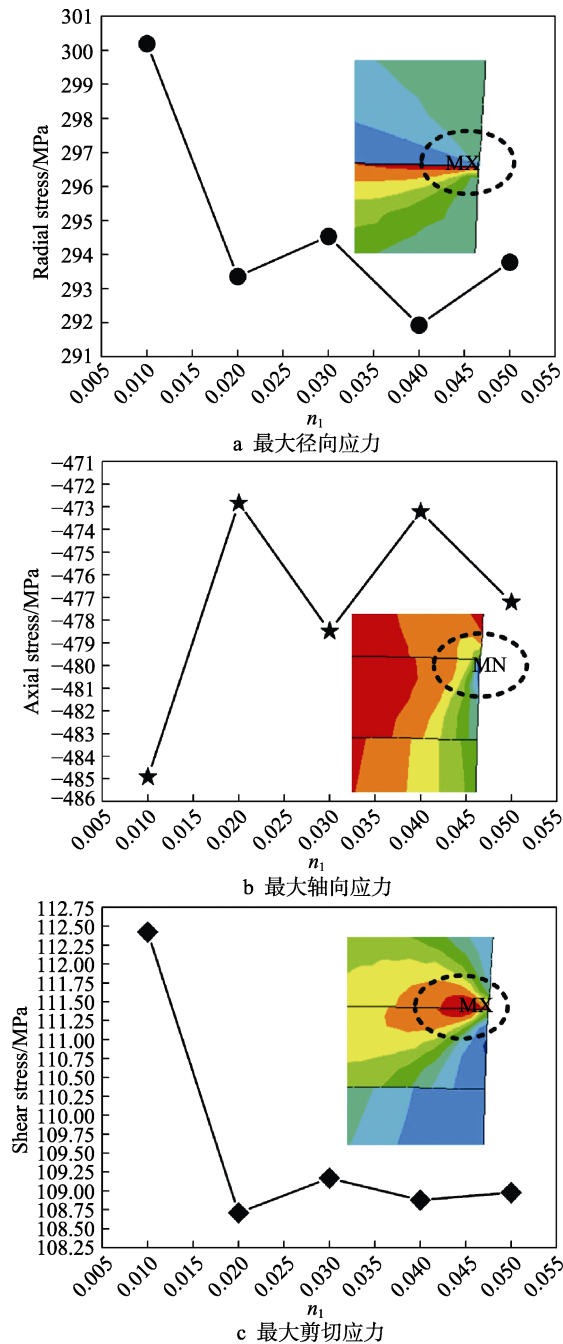


图 5 不同粘结层厚度的喷涂构件最大残余应力

Fig.5 The maximum residual stress of spraying components with different bond layer thickness: a) maximum radial stress, b) maximum axial stress, c) maximum shear stress

计算分析, 不难发现当陶瓷层  $n_2$  与过渡层  $n_3$  的厚度参数比值为 4 : 1 时, 喷涂构件的残余应力最小。图 8 为喷涂构件最大残余应力与过渡层、陶瓷层两者厚度参数的函数关系图(图中过渡层与陶瓷层的厚度单位为 mm), 观察图 8 发现, 陶瓷层  $n_2$  与过渡层  $n_3$  的厚度参数比值为 4 : 1 时, 为较优的涂层厚度优化结果, 涂层具有较低的热失配, 这也进一步证实了上述的模拟计算结果。综上所述, 粘结层、过渡层与陶瓷层三者比值控制在 16 : 10 : 40~16 : 13 : 52 时, 整个热障涂层系统具有最低的热失配。

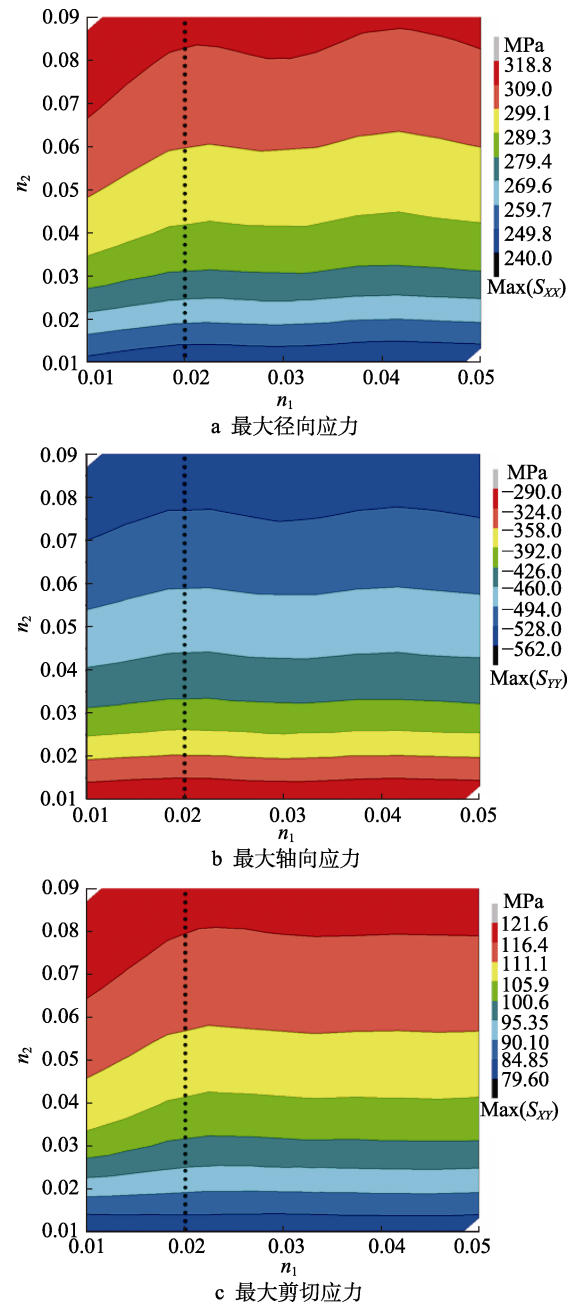


图 6 喷涂构件最大残余应力与粘结层、陶瓷层两者厚度参数的函数关系

Fig.6 The function relationship between the maximum residual stress of spraying components and the thickness parameters of bonding layer and ceramic layer: a) maximum radial stress, b) maximum axial stress, c) maximum shear stress

图 9 为结构参数优化后的热障涂层残余应力分布, 图 9 中喷涂构件的结构参数为: 基体厚度为 8 mm 时, 粘结层厚度为 160  $\mu\text{m}$ , 过渡层厚度为 100  $\mu\text{m}$ , 陶瓷层厚度为 400  $\mu\text{m}$ 。观察图 9 不难看出, 当喷涂作业结束并冷却至室温时, 喷涂构件基体发生了与涂层相比更大的形变, 这是由于铝合金基体的热膨胀系数较涂层材料大, 在等离子喷涂作业中将发生更大的形变, 当喷涂构件冷却至室温时, 基体材料遇冷, 收缩变形量大。喷涂构件的最大径向残余拉应力为

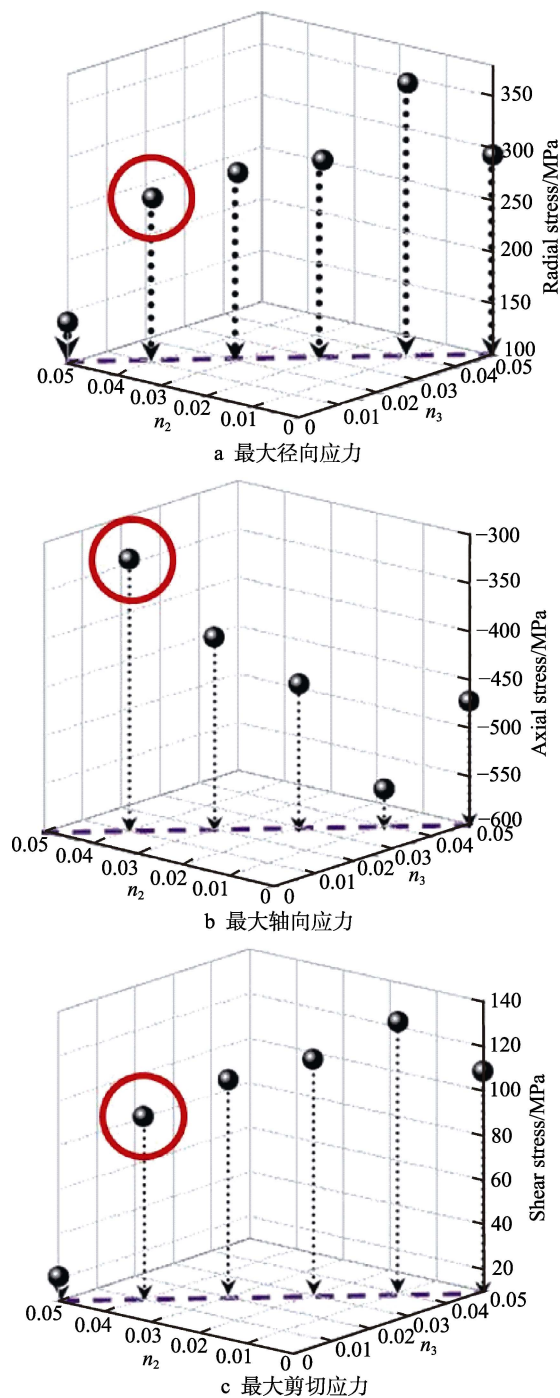


图7 喷涂构件最大残余应力与过渡层、陶瓷层两者厚度参数的函数关系

Fig.7 The relationship between the maximum residual stress of spraying components and the thickness parameters of transition layer and ceramic layer:  
a) maximum radial stress, b) maximum axial stress, c) maximum shear stress

279 MPa, 出现在基体与粘结层界面边缘位置; 最大径向残余压应力为 432 MPa, 出现在陶瓷层靠近涂层中间位置。喷涂构件的最大轴向残余拉应力为 63 MPa, 出现在陶瓷层与过渡层的界面且靠近边缘位置; 最大轴向残余压应力为 445 MPa, 出现在基体与粘结层界面靠近涂层边缘处; 喷涂构件的最大剪残余拉应力为

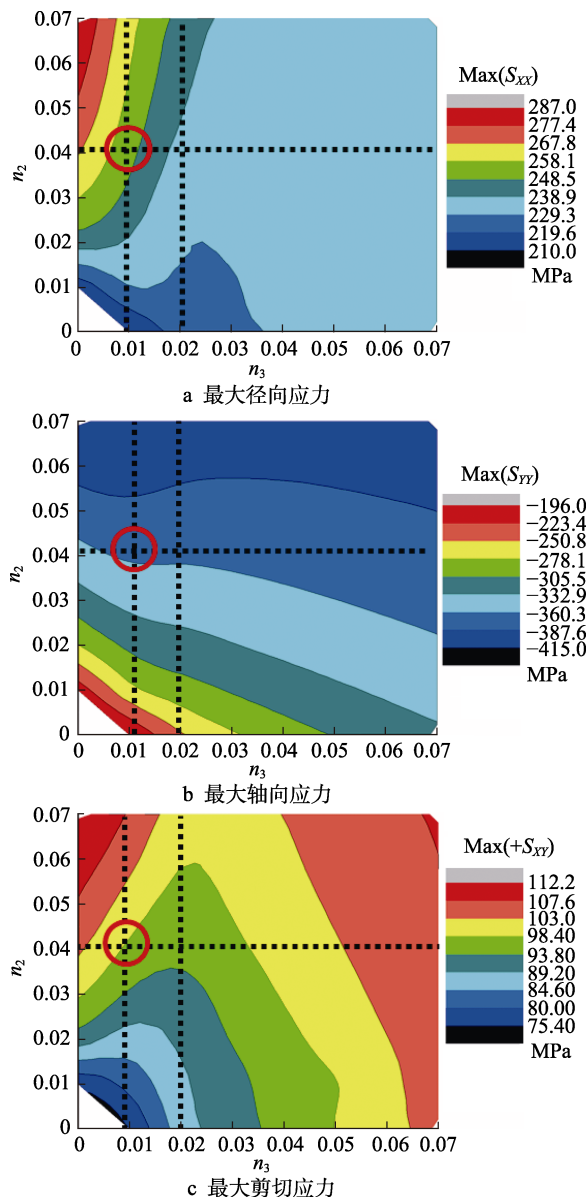


图8 喷涂构件最大残余应力与过渡层、陶瓷层两者厚度参数的函数关系

Fig.8 The function relationship between the maximum residual stress of spraying components and the thickness parameters of transition layer and ceramic layer:  
a) maximum radial stress, b) maximum axial stress, c) maximum shear stress

127 MPa, 出现在基材与粘结层界面且靠近边缘的位置。

图10为结构参数优化后的喷涂构件不同位置残余应力分布, 规定图中正值为拉应力, 负值为压应力, 图中  $S_{xx}$  为径向残余应力,  $S_{yy}$  为轴向残余应力,  $S_{xy}$  为剪切残余应力。观察图10a发现, 沿着基体/粘结层界面方向, 径向残余压应力逐渐变小, 在距离界面边缘 2 mm 处, 径向残余应力由压应力变为拉应力; 在 0~11.5 mm 的区间范围内, 基体与粘结层界面位置的轴向残余应力几乎为 0, 在距离界面边缘 0~1 mm 区间内, 存在较大的应力突变, 迅速变为残余压应力;



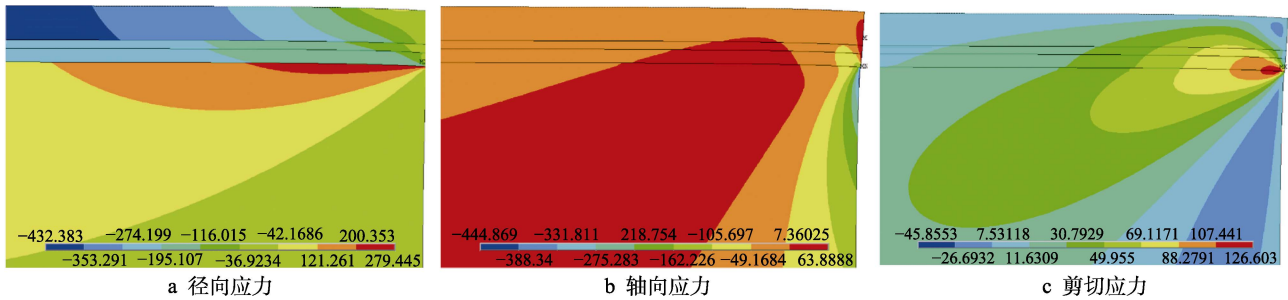


图 9 结构参数优化后的热障涂层残余应力分布 (单位: MPa)

Fig.9 Residual stress distribution of thermal barrier coating after structural parameter optimization (Unit: MPa): a) radial stress, b) axial stress, c) shear stress

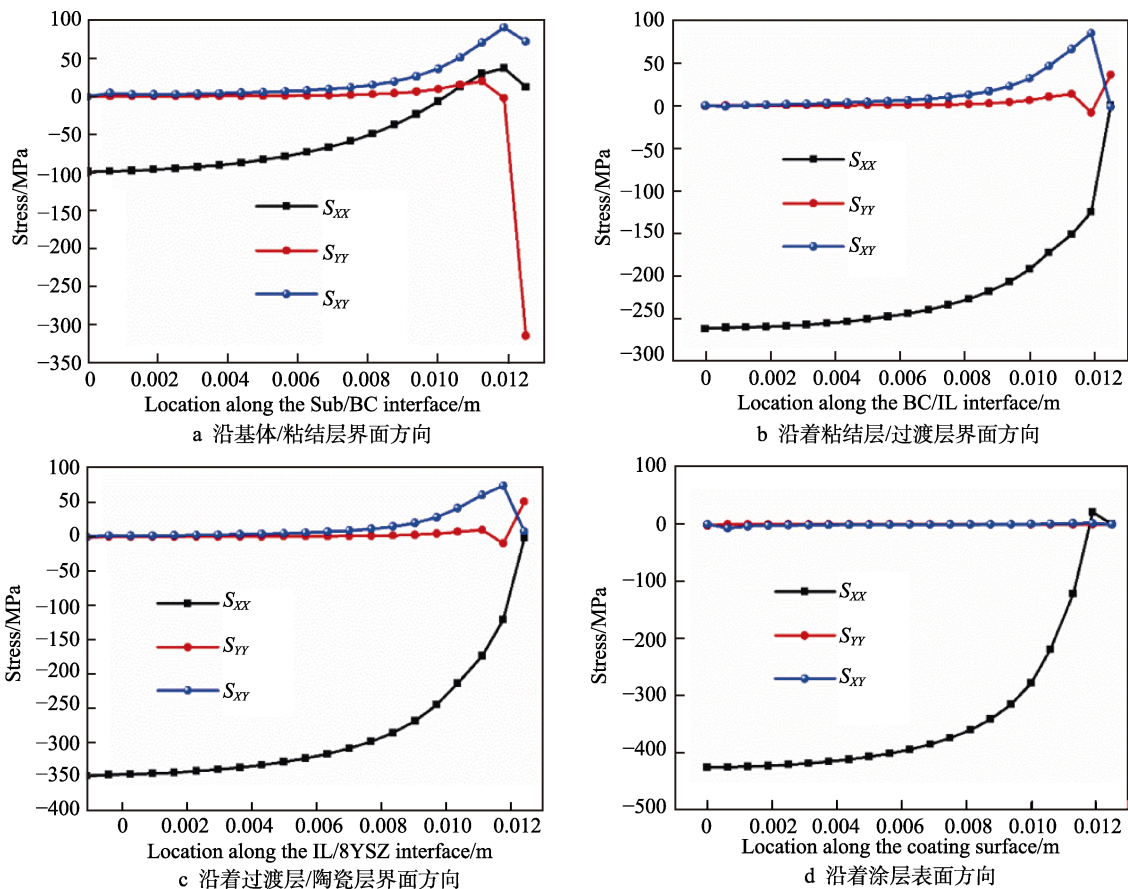


图 10 结构参数优化后的喷涂构件不同位置残余应力分布

Fig.10 The residual stress distribution at different positions of spraying components after optimization of structural parameters: a) along the direction of the matrix/bonding layer interface, b) along the bonding/transition layer interface, c) along the transition layer/ceramic layer interface, d) along the direction of the coating surface

基体与粘结层界面位置的剪切残余应力几乎为 0, 然后逐渐变为剪残余拉应力, 在距离基体与粘结层界面边缘 0.5 mm 处, 剪残余拉应力的数值出现小幅度下降。观察图 10b 发现, 沿着粘结层/过渡层界面方向, 径向残余应力由残余压应力逐渐变小, 在粘结层与过渡层界面边缘位置减小为 0; 粘结层与过渡层界面的轴向残余应力在 0~11.2 mm 的区间范围内几乎为 0, 在距离粘结层与过渡层界面边缘 0~1.3 mm 处存在明显的应力形式的转变; 粘结层与过渡层界面的剪切残余应力几乎为 0, 然后逐渐变为剪残余拉应力, 在距离基体与粘结层界面边缘 0.5 mm 处存在较大的应力

突变, 在界面边缘变为剪残余压应力。观察图 10c 发现, 沿着过渡层/陶瓷层界面方向的径向残余应力与轴向残余应力变化趋势和粘结层与过渡层界面的残余应力相似, 而过渡层/陶瓷层界面方向的剪残余应力变化趋势和基体与粘结层界面的剪切残余应力变化趋势相似, 但在达到过渡层与陶瓷层界面边缘处降低为 0。观察图 10d 发现, 沿着涂层表面方向, 径向残余压应力逐渐减小, 在距离涂层上表面边缘 0.6 mm 处由残余压应力变为拉残余应力, 且在距离界面边缘 0.5 mm 处存在应力突变情况; 涂层上表面的轴向残余应力和剪切残余应力几乎为 0。经上述分析发现,

通过调节功能梯度热障涂层的结构参数,使得整个喷涂构件达到了较佳的应力场分布状态,这将显著提升功能梯度热障涂层的结合强度。

### 3 结论

1) 在基体与粘结层界面边缘 0.5 mm 处存在着与其他位置相比更大的应力突变。

2) 粘结层与陶瓷层的厚度参数比控制在 4 : 10~4 : 13 时,涂层具有最低的热失配。

3) 过渡层与陶瓷层的厚度参数比控制在 1 : 4 时,涂层具有最低的热失配。

4) 当功能梯度热障涂层的过渡层采用 50%Mo 与 50%8YSZ 复合而成时,将粘结层、过渡层及陶瓷层三者的厚度比控制在 16 : 10 : 40~16 : 13 : 52 时,涂层具有最低的热失配。

#### 参考文献:

- [1] 吴大方,潘兵,王岳武,等.瞬态热冲击环境下超硬铝合金 7A04 的力学性能[J].金属学报,2011,47(6): 757-762.  
WU Da-fang, PAN Bing, WANG Yue-wu, et al. Mechanical properties of super-high strength Al alloy 7A04 at transient heating[J]. Acta metallurgica sinica, 2011, 47(6): 757-762.
- [2] 王文,李天麒,乔柯,等.转速对水下搅拌摩擦焊接 7A04-T6 铝合金组织与性能的影响[J].材料工程,2017,45(10): 32-38.  
WANG Wen, LI Tian-qi, QIAO Ke, et al. Effect of rotation rate on microstructure and properties of underwater friction stir welded 7A04-T6 aluminum alloy[J]. Journal of materials engineering, 2017, 45(10): 32-38.
- [3] CHEN L, SONG P, FENG J. Influence of ZrO<sub>2</sub> alloying effect on the thermophysical properties of fluorite-types Eu<sub>3</sub>TaO<sub>7</sub> ceramics[J]. Scripta materialia, 2018, 152: 117-121.
- [4] LUO H, SONG P, KHAN A, et al. Alternant phase distribution and wear mechanical properties of an Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-40wt%TiO<sub>2</sub> composite coating[J]. Ceramics international, 2017, 43(9): 7295-7304.
- [5] CHEN L, WU P, SONG P. Synthesis, crystal structure and thermophysical properties of (La<sub>1-x</sub>Eu<sub>x</sub>)<sub>3</sub>TaO<sub>7</sub> ceramics[J]. Ceramics international, 2018, 44 (14): 16273-16281.
- [6] HE X, YUAN X H, XU H, et al. Analysis of structure and microhardness of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-40wt% TiO<sub>2</sub>/NiCoCrAl gradient coating with in-situ needle-like phase reinforcement after high-temperature treatment[J]. Ceramics international, 2019, 45(12): 14546-14554.
- [7] 刘彻.热障涂层残余应力测定和预处理工艺对热生长氧化物的影响[D].天津:天津大学,2014.  
LIU Che. Measurement on residual stress of thermal barrier coatings and effect of pre-treatment on thermal grown oxides[D]. Tianjin: Tianjin University, 2014.
- [8] KHOR K A, GU Y W, DONG Z L. Mechanical behavior of plasma sprayed functionally graded YSZ/NiCoCrAlY composite coatings[J]. Surface & coatings technology, 2001, 139(2): 200-206.
- [9] 文政颖,时蕾,陈晓鸽,等. Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/8YSZ 热障涂层残余热应力及隔热性能计算机模拟[J].中国陶瓷,2015,51(8): 23-28.  
WEN Zheng-ying, SHI Lei, CHEN Xiao-ge, et al. Computer simulation of residual stresses and thermal insulation property of Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/8YSZ thermal barrier coatings[J]. Chinese ceramics, 2015, 51(8): 23-28.
- [10] 王鲁,吕广庶.功能梯度热障涂层热负荷下的有限元分析[J].兵工学报,1999,20(1): 51-54.  
WANG Lu, LYU Guang-shu. Finite element analysis for functionally gradient thermal barrier coatings under thermal loads[J]. Acta armamentarii, 1999, 20(1): 51-54.
- [11] 田甜.等离子喷涂 8YSZ 热障涂层沉积过程累积应力的数值模拟[D].福州:福州大学,2013.  
TIAN Tian. Simulation of stress accumulation in plasma sprayed 8YSZ TBCs during the deposition[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2013.
- [12] 赵让乾,赵永涛,张红松,等.结构对 Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>-YSZ 热障涂层残余应力及热冲击性能的影响[J].中国陶瓷,2018,54(5): 59-64.  
ZHAO Rang-qi, ZHAO Yong-tao, ZHANG Hong-song, et al. Influence of coating-structure on residual and shocking thermal-stress of Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>-YSZ thermal barrier coatings[J]. Chinese ceramics, 2008, 54(5): 59-64.
- [13] 罗瑞强.热喷涂涂层中应力研究与分析[D].武汉:武汉理工大学,2008.  
LUO Rui-qiang. Research and analysis of stress within thermal spray coating[D]. Wuhan: Wuhan University of Technology, 2008.
- [14] ABBAS M, GUO L, GUO H. Evaluation of stress distribution and failure mechanism in lanthanum-titanium-aluminum oxides thermal barrier coatings[J]. Ceramics international, 2013, 39(5): 5103-5111.
- [15] KHOR K A, GU Y W. Effects of residual stress on the performance of plasma sprayed functionally graded ZrO<sub>2</sub>/NiCoCrAlY coatings[J]. Materials science & engineering A (structural materials, properties, microstructure and processing), 2000, 277(1-2): 64-76.
- [16] 张昊明,李振军,桑玮玮,等. Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/YSZ 功能梯度热障涂层的残余热应力[J].表面技术,2017,46(9): 1-6.  
ZHANG Hao-ming, LI Zhen-jun, SANG Wei-wei, et al. Residual thermal stress of Sm<sub>2</sub>Ce<sub>2</sub>O<sub>7</sub>/YSZ functional graded thermal barrier coatings[J]. Surface technology, 2017, 46(9): 1-6.
- [17] 王腾.等离子喷涂 8YSZ 热障涂层力学性能与断裂行为研究[D].福州:福州大学,2016.  
WANG Teng. Investigation of the mechanical properties and fracture behavior of plasma-sprayed 8YSZ thermal barrier coatings[D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2016.
- [18] 赵秋颖,贺定勇,蒋建敏,等.微束等离子喷涂 Mo 涂层[J].中国表面工程,2009,22(6): 68-71.  
ZHAO Qiu-ying, HE Ding-yong, JIANG Jian-min, et al. Molybdenum coatings by microplasma spraying[J]. China

- surface engineering, 2009, 22(6): 68-71.
- [19] 杜娟, 田辉, 陈亚军, 等. 7A04 铝合金应力腐蚀敏感性  
及裂纹萌生与扩展行为[J]. 材料工程, 2018, 46(4):  
74-81.  
DU Juan, TIAN Hui, CHEN Ya-jun, et al. Susceptibility  
to stress corrosion and crack initiation and propagation of  
7A04 aluminum alloy[J]. Journal of materials enginee-  
ring, 2008, 46(4): 74-81.
- [20] 王亮. 等离子喷涂纳米结构热障涂层组织结构与残余  
应力分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2008.  
WANG Liang. Analysis of microstructure and residual str-  
ess of plasma sprayed nano-structured thermal barrier co-  
atings[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2008.
- [21] 赵运才, 张佳茹, 何文. 基于 ANSYS 生死单元法的多  
层等离子喷涂体系仿真[J]. 金属热处理, 2017, 42(12):  
225-231.  
ZHAO Yun-cai, ZHANG Jia-ru, HE Wen. Simulation of  
multi-layer plasma spraying system based on ANSYS ele-  
ment death and birth method[J]. Heat treatment of metals,  
2017, 42(12): 225-231.
- [22] 王秋成. 航空铝合金残余应力消除及评估技术研究[D].  
杭州: 浙江大学, 2003.  
WANG Qiu-cheng. Research on residual stress elimina-  
tion and evaluation technology of aviation aluminum all-  
oy[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2003.
- [23] 肖罡, 李落星, 叶拓. 6013 铝合金平面热压缩流变应力  
曲线修正与本构方程[J]. 中国有色金属学报, 2014,  
24(5): 1268-1274.  
XIAO Gang, LI Luo-xing, YE Tuo. Modification of flow  
stress curves and constitutive equations during hot plane  
compression deformation of 6013 aluminum alloy[J]. The  
Chinese journal of nonferrous metals, 2014, 24(5):  
1268-1274.
- [24] 鲁帅. 快速凝固技术中激冷辊材的热疲劳性能研究[D].  
北京: 北京有色金属研究总院, 2012.  
LU Shuai. Study on thermal fatigue of the chilling roll  
materials in rapid solidification techniques[D]. Beijing:  
General Research Institute for Nonferrous Metals, 2012.
- [25] 谢汉芳, 李付国, 王玉凤, 等. 粉冶金属钼的动态再结  
晶行为研究[J]. 稀有金属材料与工程, 2011, 40(4):  
669-672.  
XIE Han-fang, LI Fu-guo, WANG Yu-feng, et al. Study  
on dynamic recrystallization behavior of powder metall-  
urgy molybdenum[J]. Rare metal materials and enginee-  
ring, 2011, 40(4): 669-672.
- [26] 孙瑞敬. 氧化锆陶瓷室温压入力学行为研究[D]. 太原:  
太原理工大学, 2016.  
SUN Rui-jing. Indentation behavior of zirconia ceramics  
at room temperature[D]. Taiyuan: Taiyuan University of  
Technology, 2016.
- [27] 凌锡祥. 8YSZ 热障涂层隔热性能及热冲击性能的数值  
研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2015.  
LING Xi-xiang. Numerical study of the thermal insulation  
and thermal shock performance of 8YSZ thermal barrier  
coatings[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2015.
- [28] 谢义英, 李强. 等离子喷涂 8YSZ 涂层在铝熔体作用下  
热冲击行为的数值模拟[J]. 表面技术, 2018, 47(4):  
102-108.  
XIE Yi-ying, LI Qiang. Numerical simulation of thermal  
shock behavior of plasma sprayed 8YSZ thermal barrier  
coatings subjected to molten aluminum[J]. Surface techn-  
olog, 2018, 47(4): 102-108.

(上接第 204 页)

- [11] AL-OWAISI S S, BECKER A A, SUN W. Analysis of  
shape and location effects of closely spaced metal loss  
defects in pressurised pipes[J]. Engineering failure  
analysis, 2016, 68: 172-186.
- [12] HOSSEINI A, CRONIN D S, PLUMTREE A. Crack in  
corrosion defect assessment in transmission pipelines[J].  
Journal of pressure vessel technology, 2013, 135: 8.
- [13] KYU J Y, KIM W S, KYU H O. Integrity assessment of  
API X70 pipe with corroded girth and seam welds via num-  
erical simulation and burst test experiments[J]. Engineer-  
ing failure analysis, 2016, 70: 254.
- [14] FREIRE JOSÉ L F, VIEIRA RONALDO D, FONTES  
PABLO M, et al. The critical path method for assessment  
of pipelines with metal loss defects[J]. Journal of pipeline  
engineering, 2013, 14: 658.
- [15] LI X, BAI Y, SU C, et al. Effect of interaction between  
corrosion defects on failure pressure of thin wall steel pip-  
eline[J]. International journal of pressure vessels & piping,  
2016, 138: 8-18.
- [16] 邱昌盛. 超高压反应管的极限压力研究[D]. 广州: 华  
南理工大学, 2013.  
QIU Chang-sheng. Investigation on the ultimate pressure  
of ultrahigh pressure tubular reactor[D]. Guangzhou: South  
China University of Technology, 2013.
- [17] 徐学利, 严培林, 毕宗岳. X80 管线钢化学成分对焊缝  
韧性影响分析[J]. 热加工工艺, 2017, 46(3): 174-177.  
XU Xue-li, YAN Pei-lin, BI Zong-yue. Effect analysis of  
chemical composition of X80 pipeline steel on weld toug-  
hness[J]. Hot working technology, 2017, 46(3): 174-177.
- [18] 穆怀, 曾祥国, 李洋, 等. 多缺陷相互作用及对油气管  
道强度影响研究[J]. 四川理工学院学报(自科版), 2016,  
29(2): 46-50.  
MU Huai, ZENG Xiang-guo, LI Yang, et al. Interaction of  
multi defect and its influence study on the strength of oil  
and gas pipeline[J]. Journal of Sichuan University of Sci-  
ence & Engineering (natural science edition), 2016, 29(2):  
46-50.
- [19] 彭剑, 周昌玉, 薛吉林, 等. 含多局部减薄缺陷压力管  
道的安全评定方法讨论[J]. 压力容器, 2010, 27(5):  
21-25.  
PENG Jian, ZHOU Chang-yu, XUE Ji-lin, et al. Discussion  
on safety assessment of pressure pipe with multiple local  
wall thinning defects[J]. Pressure vessel technology, 2010,  
27(5): 21-25.