

# 网状结构热障涂层的激光快速成型及抗热震性

周逸波, 秦渊, 杨森

南京理工大学材料科学与工程学院, 江苏 南京 210094

**摘要** 为了提高航空发动机热端部件的热障涂层(TBCs)与基体的结合强度、延长涂层使用寿命,利用激光快速成型技术在高温合金基体上制备了网状结构的衬垫,用等离子喷涂法制备了陶瓷涂层,并通过实验比较该陶瓷涂层与传统两层结构涂层的抗热震性能。基于热弹塑性力学理论,建立了二维有限元数值模型,分析了热震中网状衬垫对热障涂层应力分布的影响。结果表明,传统两层结构与具有网状衬垫的热障涂层分别在经历45和111次热震后失效,且由于陶瓷层和粘结层之间生长的热氧化层(TGO),边缘位置的陶瓷层均发生剥落。数值分析结果表明,网状衬垫的加入使得涂层边界区域的应力集中得到改善,涂层剥落被有效抑制,从而使得热障涂层抗热震性能提高。

**关键词** 激光技术; 热障涂层; 网状结构; 激光快速成型; 抗热震性; 失效机理

**中图分类号** TN29 **文献标识码** A

**doi:** 10.3788/LOP55.021412

## Thermal Shock Resistance and Laser Rapid Prototyping of Thermal Barrier Coatings with Network Structures

Zhou Yibo, Qin Yuan, Yang Sen

*School of Materials Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology,  
Nanjing, Jiangsu, 210094, China*

**Abstract** In order to improve the bonding strength between substrates and thermal barrier coatings (TBCs) of hot components of aircraft engines and prolong service life of coatings, the laser rapid prototyping technology is applied to fabricate a network structure on a superalloy substrate, and the plasma spraying method is for ceramic coatings. The thermal shock resistance of these TBCs is studied experimentally and compared with that of traditional coatings with a two-layer structure. To further analyze the effect of the network structure on the stress distribution of TBCs, a two-dimensional finite element numerical model is established based on the thermo-elastic-plastic theory. The results show that the TBCs with a traditional two-layer structure and a network structure fail after 45 and 111 thermal shocks, respectively. Due to the thermally grown oxide layer (TGO) along the interface between the layers of ceramic and bond coating, a spalling of the ceramic layer near the edge is observed for both kinds of TBCs. Further numerical analysis results show that the concentration of stress on the boundary region is relatively released with the help of the network structure. Accordingly, the cracks originated on the boundary are effectively suppressed, which reasonably makes the thermal shock resistance improvement of TBCs.

**Key words** laser technique; thermal barrier coatings; network structure; laser rapid prototyping; thermal shock resistance; failure mechanism

**OCIS codes** 140.3390; 350.3390; 350.3850

**收稿日期:** 2017-08-16; **收到修改稿日期:** 2017-09-05

**基金项目:** 中央高校基本科研业务费专项资金(30920130112010)

**作者简介:** 周逸波(1993—),男,硕士研究生,主要从事激光加工方面的研究。E-mail: 447476402@qq.com

**导师简介:** 秦渊(1984—),女,博士,副教授,主要从事激光加工方面的研究。

E-mail: qinyuan@njust.edu.cn(通信联系人)

## 1 引言

航空发动机中常采用镍基高温合金作为涡轮叶片材料,以满足叶片的工作温度要求。虽然镍基高温合金已经能够承受 1000 °C 左右的温度,但为了增大发动机的工作效率,仍希望能够持续提高叶片的工作温度。可采用的方法是在镍基合金上沉积一层对表面起到抗腐蚀、耐高温、隔热等保护作用的热障涂层(TBC)。目前,这种涂层已被广泛应用于航空发动机热端部件,在航空航天领域起着十分重要的作用<sup>[1-3]</sup>。

通常,热障涂层系统为双层系统,即在金属基底上先后沉积金属粘结层和陶瓷层。起到隔热作用的为陶瓷层,厚度一般在 0.1~0.4 mm 之间,粘结层的厚度一般在 0.075~0.2 mm 之间<sup>[4]</sup>。金属粘结层用于缓解陶瓷层与金属基体间的热膨胀系数不匹配,增大涂层之间的结合强度。常用的陶瓷层材料是含有质量分数为 7%~8%  $Y_2O_3$  的稳定  $ZrO_2$ 。在氧化锆(YSZ)材料中添加适量的  $Y_2O_3$ ,既可使 YSZ 材料的热导率更小,从而拥有更好的隔热作用,也可以有效地抑制氧化锆在高温下的相变,有利于热障涂层的热稳定性的提高,提高抗热流冲击的能力<sup>[5]</sup>。粘结层的材料通常为 MCrAlY,其中 M 可以是 Co、Ni 或 Co 与 Ni 的混合<sup>[6-7]</sup>。

然而,经过长期服役的热障涂层往往会出现剥落的情况,失去对基体的保护作用。影响热障涂层剥落的因素很多,热生长氧化层(TGO 层)及材料性质的热不匹配等因素都可能导致涂层失效<sup>[8]</sup>。由于陶瓷层中存在大量的孔隙,在高温环境中时,O 元素会通过陶瓷层渗透到粘结层的表面,与粘结层中的 Al、Cr、Ni 等元素反应生成氧化物,这些氧化物聚集在一起,在粘结层与陶瓷层之间形成了不平坦的 TGO 层。TGO 层不断生长,导致应力和变形集中,进而产生裂纹,缩短了涂层的使用寿命。陶瓷层与粘结层、基体材料的热膨胀系数不匹配引起的残余应力是陶瓷层剥落的另一重要因素<sup>[9-11]</sup>。这种热不匹配的现象可以采用梯度涂层方法缓解,即令中间层材料  $ZrO_2$  和 MCrAlY 的成分含量由底面向顶面呈连续梯度变化。但是这种涂层制备工艺尚不成熟,还没有得到广泛应用。在陶瓷层和金属基底之间采用网状结构的粘结层也是一种缓解热障涂层热应力不匹配的方法<sup>[12-14]</sup>。Merrill 等<sup>[12]</sup>以预制的蜂窝结构为粘结层,采用焊接的方法将其固定在基体材料上,再用等离子喷涂方法喷涂陶瓷粉末,这种方

法可以将陶瓷层分隔开,增加了变形能力。Wallace 等<sup>[13]</sup>采用钎焊的方法,在金属基体上焊接了一定厚度的 FeCrAl 金属纤维。李鑫等<sup>[14]</sup>则采用电沉积的方法,在合金基体上制备了网状粘结层。然而,采用这些方法通常需要预制网格或模板,曲面的涡轮叶片使得制备过程较困难。此外,还存在网格结构与基体结合强度低及网格的结构和尺寸难以精确控制等问题,限制了有网格衬垫的热障涂层的进一步研究及应用。关于网状衬垫在热震实验<sup>[15]</sup>中改善热障涂层性能的研究未见报道。激光快速成型法不仅工艺简单,而且涂层与基底的结合强度高,为网状衬垫结构的制备提供了新的方法<sup>[16]</sup>。

本文在高温镍基合金基体上,用激光快速光成型的方法分别制备了网状结构及平面结构的粘结层,然后用等离子喷涂法喷涂陶瓷层,得到有网状结构衬垫和传统两层结构的热障涂层。通过热震实验的方法对两种热障涂层进行了抗热震性能检测,结合有限元方法模拟分析了网状结构对热障涂层在热震中的应力分布的影响,探究了网状结构热障涂层在热震中的失效机理。

## 2 热障涂层的制备及其抗热震性能检测

### 2.1 激光快速成型制备热障涂层

制备了传统两层结构和有网状衬垫的热障涂层试样,进而比较其抗热震性能。图 1 给出了制备的两种涂层的截面结构以及有网状衬垫热障涂层的网格平面结构。对于传统两层结构的热障涂层,如图 1(a)所示,涂层由下而上依次为基体、粘结层和陶瓷层,其中粘结层的厚度  $H_B$  为 0.2 mm,陶瓷层厚度  $H_T$  为 0.3 mm。对于有网状衬垫的热障涂层,如图 1(b)左图所示,在粘结层上再制备一层网状衬垫,网格衬垫的厚度  $H_S$  为 0.2 mm,其他部分厚度与传统结构保持一致。在平面上,如图 1(b)右图所示,网状结构为由棱构成的正方形,棱中心间距  $L$  为 2 mm,棱宽度  $W$  由激光加工参数决定,这里为 0.6 mm。在材料方面,GH4169 是铌强化的沉淀硬化型铁镍基高温合金,强度高,耐腐蚀性好,常被用来制备叶片等关键部位,这里作为基体材料。同时,以 NiCrAlY 为粘结层,含有质量分数为 7%~8%  $Y_2O_3$  的部分稳定  $ZrO_2$  为陶瓷层。

将 NiCrAlY 粉末铺在高温合金基体上,利用德国 IPG 公司的 YLR1000 激光器(中心波长为 1070 nm),以激光快速成型法在基体上制备一层平面的粘结层。采用的激光功率为 400 W,扫描速度

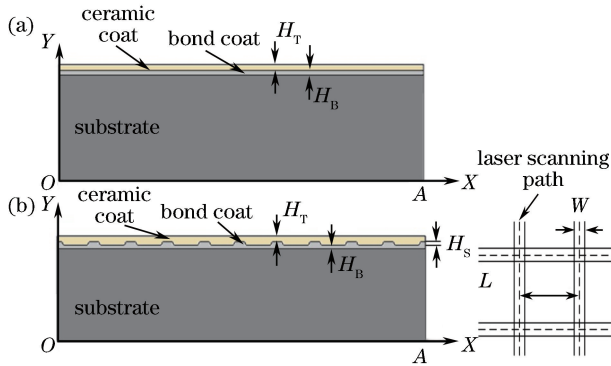


图1 (a)传统两层热障涂层的截面结构;

(b)有网状衬垫热障涂层的截面(左)和平面结构(右)

Fig. 1 (a) Cross-section of TBC with traditional two-layer structure; (b) cross section (left) and planar structure (right) of TBC with network structure

为 15 mm/s, 离焦量为 30 mm, 搭接率为 0.3。然后将试样切割成  $2\text{ cm} \times 2\text{ cm}$  的试样, 将粘结层磨平, 并保证其厚度为  $200\ \mu\text{m}$ 。图 2 给出了抛光后试样粘结层表面的宏观图和截面图, 粘结层的厚度控制为 0.2 mm。

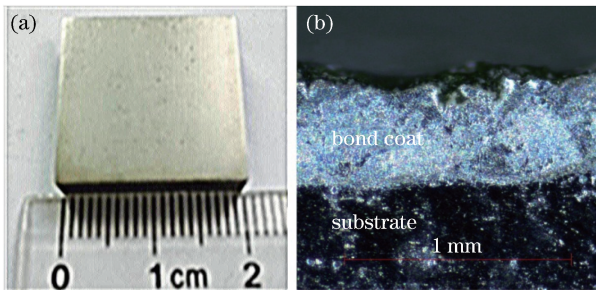


图2 利用激光快速成型方法制备的粘结层。

(a)宏观图;(b)微观截面图

Fig. 2 Bond coating layer fabricated by laser rapid prototyping. (a) Superficial photo; (b) cross sectional structure

对于传统结构, 试样已经做好了制备陶瓷层的准备, 而对于具有网状衬垫的热障涂层, 还需进行网格制备这一关键步骤。将粉末铺在有粘结层的试样上, 利用激光快速成型方法进行选区烧结, 图 1(b)右图中虚线给出了激光扫描的路径。采用的激光功率仍为 400 W, 扫描速度为 20 mm/s, 离焦量为 5 mm。此后, 再将制备得到的网格厚度  $H_S$  磨至 0.2 mm。图 3 给出了制备的正方形网格的宏观形貌图和截面形貌图, 粘结层与棱之间结合良好, 棱宽约为 0.6 mm, 其余尺寸也与设计情况基本一致。

分别对具有平面粘结层及有网状衬垫的试样进行喷砂处理, 采用大气等离子喷涂的方法进行陶瓷层的制备。喷涂中采用的电弧电流为 550 A, 电弧

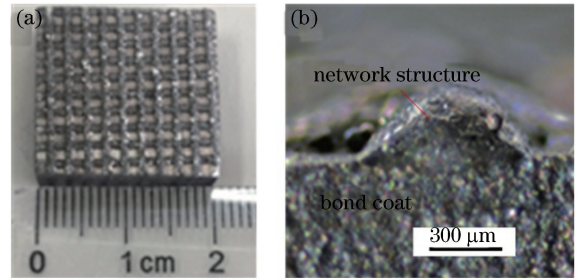


图3 利用激光快速成型法制备的网状结构。

(a)宏观图;(b)单个棱的横截面微观图

Fig. 3 Network structure fabricated by laser rapid prototyping. (a) Superficial photo; (b) cross sectional structure of single edge

电压为 65 V, 喷涂距离为 100 mm, 送粉速度为 38 g/min, 并且通过控制喷涂的时间, 使得陶瓷层厚度  $H_T$  约为 0.3 mm。图 4 给出了制备的传统两层结构和有网状衬垫的热障涂层的宏观图及截面结构图, 可以看出, 喷涂的陶瓷涂层孔隙较少, 与粘结层及网格间的结合良好, 为下一步抗热震性能实验打下了基础。

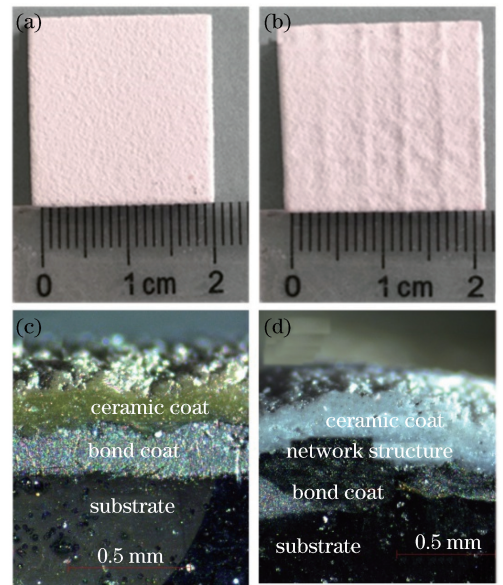


图4 传统结构(左)和有网状衬垫(右)热障涂层。

(a)(b)宏观图;(c)(d)截面图

Fig. 4 TBCs with traditional structure (left) and network structure (right). (a)(b) Superficial photo; (c)(d) cross sectional structure

## 2.2 热障涂层的抗热震性能检测

通过热震实验比较两种热障涂层的抗热震性能, 以研究网格衬垫结构对热障涂层服役寿命的影响。在实验中, 对试样进行了多次热震处理, 直到涂层失效。每次热震是指将试样放入  $1050\ ^\circ\text{C}$  的管式

炉中 5 min, 然后迅速取出放入 20 °C 的水中冷却 5 min。当涂层脱落面积分数超过 5% 时, 视涂层失效<sup>[17]</sup>。

图 5 所示为传统两层结构和有网状衬垫的热障涂层经历不同次数热震后的表面形貌图。对于传统两层结构热障涂层, 如图 5(b) 所示, 经过 35 次的热震, 试样尚未失效, 仅在上方两侧的边界处出现少许涂层的剥落; 甚至在第 44 次热震后, 涂层表面情况仍与之前保持一致; 在第 45 次热震后, 涂层右下角

突然发生大面积剥落, 剥落面积分数达到了 14%, 判定涂层失效。对于有网状衬垫的热障涂层, 如图 5(e) 所示, 试样在 90 次热震后边界发生剥落, 剥落面积分数约为 4%; 此后, 边界剥落情况进一步加剧, 在经过 111 次热震后, 如图 5(f) 所示, 剥落面积分数达到 12%, 涂层失效。两种涂层均是位于边界处的涂层发生剥落。在网状结构衬垫作用下, 涂层热震寿命提高了约两倍, 且即使在失效时, 仍未出现整块剥落的情况。

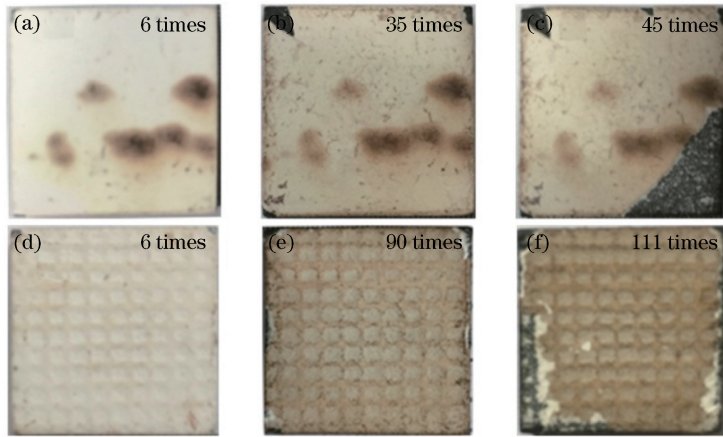


图 5 热震后的(a)(b)(c)传统两层结构热障涂层和(d)(e)(f)具有网状衬垫的热障涂层

Fig. 5 (a)(b)(c) TBCs with traditional two-layer-structure and (d)(e)(f) TBCs with network structure after thermal shocks

图 6 给出了失效后的两种结构热障涂层的截面结构图。对于传统两层结构的热障涂层, 在粘结层与陶瓷层的界面间形成了一层 TGO 层, 如图 6(a) 所示。TGO 层局部区域呈波浪起伏状。冷却后, 波峰沿 Y 方向出现残余拉应力集中, 波谷承受压应力<sup>[12]</sup>, 导致陶瓷层和粘结层间出现裂纹, 裂纹不断扩展, 进而陶瓷层发生剥落。激光快速成型法制备

的粘结层与基体为冶金结合, 未出现剥落, 但在基体部分出现了沿 Y 方向的裂纹。对于有网状衬垫的热障涂层, 也观察到了沿着粘结层及网格衬垫表面生长的 TGO 层以及陶瓷层的剥落。可见, 两种结构的热障涂层的主要失效机理一致, 均是由 TGO 层的生长和应力集中而导致的。然而, 这无法解释两种涂层结构具有不同的热震寿命。

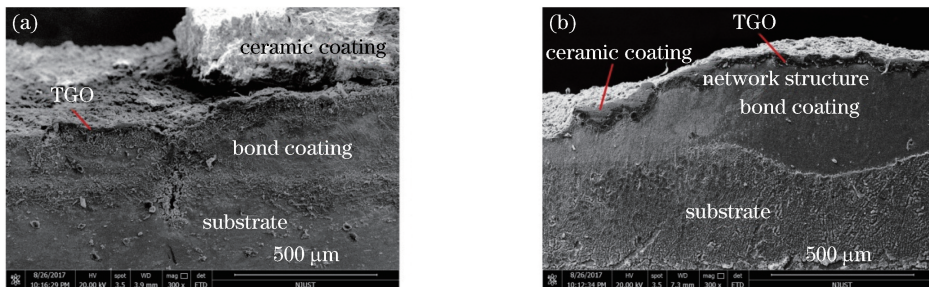


图 6 经过热震实验后失效的热障涂层侧面图。(a)传统两层结构;(b)有网状衬垫

Fig. 6 Side views of TBCs after failure in thermal shock test.

(a) Traditional two-layer structure; (b) network structure

除了 TGO 层生长原因之外, 涂层的剥落和失效还包含多种复杂因素, 如涂层的高温蠕变、屈曲及热不匹配等, 需要进行综合考虑。根据文献<sup>[18]</sup>可知, 边界处的涂层剥落可能是由层间材料性质的热

不匹配导致的。据此分析, 网状衬垫的加入可以改善热不匹配导致的涂层内应力分布情况。另一方面, 网格衬垫增大了陶瓷层与粘结层的咬合面积, 也是涂层加固的潜在因素。

### 3 热障涂层在热震下的应力分布数值模型

热障涂层的制备较为繁琐,其抗热震性能的检测周期较长,下面将通过数值模型进一步讨论两种结构热障涂层的应力分布,以研究网状结构衬垫对涂层抗热震寿命的影响。

#### 3.1 热障涂层模型

基于有限元法及弹塑性力学理论,依据实验建立数值模型,模拟热障涂层在热震中的应力分布与演变。传统两层结构热障涂层模型基体长 20 mm,高 5 mm,有网状衬垫的热障涂层模型的陶瓷层、粘结层及网格的参数与实验中一致。研究者对 TGO 层带来的涂层失效进行了大量的实验和数值分析,实验中也观察到了 TGO 层对两种结构涂层失效的作用,但无法解释网格的作用。此外,考虑到 TGO 层厚度一般不超过 10  $\mu\text{m}$ ,波峰与波谷的间隔也在几个微米范围内,而这里主要关注棱宽为 0.6 mm、棱间距为 1.4 mm 的网格对应力分布的影响,因此模拟中未引入 TGO 层的生长。

如图 1 所示,设定模型左下角  $O$  点处为固定约

表 1 材料热物理性参数<sup>[19]</sup>

Table 1 Thermal physical parameters of materials<sup>[19]</sup>

Material	$T /$ $^{\circ}\text{C}$	$E /$ $\text{GPa}$	$\nu$	$k /$ $(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1})$	$C /$ $(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1})$	$\rho /$ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$\alpha \times 10^{-6} /$ $^{\circ}\text{C}^{-1}$	$\sigma_s$ $/\text{MPa}$	$H /$ $\text{GPa}$
Ceramic coating	25	40	0.2	1.53	483	5650	9.68	-	-
	800	-	-	-	-	-	9.88	-	-
	1000	20	-	-	-	-	10.34	-	-
Bonding coating	25	183	0.3	4.3	501	7320	-	270	5
	400	152	-	6.4	592	-	12.5	-	-
	800	109	-	10.2	781	-	14.3	-	-
	1000	-	-	16.1	764	-	16	-	-
Substrate	25	211	0.3	11.5	431	8220	12.6	355	20.6
	400	188	-	17.3	524	-	14	-	-
	800	157	-	23.8	627	-	15.4	-	-
	1000	139	-	-	-	-	16.3	-	-

#### 3.2 模拟结果与分析

在第四次热震周期中,传统两层结构热障涂层在第 35 min 后(保温后)和第 40 min 后(冷却后)沿  $X$  方向的应力分布图如图 8 所示。由于粘结层、基底层、陶瓷层的热膨胀系数依次减小,如图 8(a)所示,在保温过程中,基体的较大热膨胀变形对陶瓷层起到了拉动作用,因此陶瓷层整体处于拉应力状态,拉应力约为 67 MPa。作为过渡层的粘结层应力则转变为压应力,这个压应力值在基体处变得较小。在边界附近,由于边界的变形

束,右下角  $A$  点处  $Y$  方向位移限制为 0,以防止模型发生刚性位移。应力自由温度设为 25  $^{\circ}\text{C}$ 。在模型四条边界进行温度加载,模拟热震情况,如图 7 所示。设定一个热震周期中,温度在 1 min 内由 20  $^{\circ}\text{C}$  线性升温至 1050  $^{\circ}\text{C}$ ,保温 4 min,然后 1 min 内降回 20  $^{\circ}\text{C}$ ,持续冷却 4 min。如此重复,计算四个周期的应力变化情况。

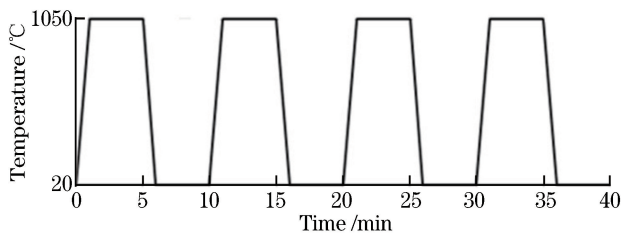


图 7 温度加载示意图

Fig. 7 Sketch of temperature loading

模拟中所用的涂层材料和基体属性参数如表 1 所示,其中  $T$  为温度, $E$  为弹性模量, $\nu$  为泊松比, $k$  为导热系数, $C$  是比热容, $\rho$  为密度, $\alpha$  为线膨胀系数, $\sigma_s$  为屈服强度, $H$  为切变模量。表 1 中未给出的对应温度下的参数将用线性插值的方法补充。

自由,应力将得到释放,则各层应力水平较低。但在边界的陶瓷层和粘结层界面上,材料性质的差异产生了压应力集中,最大值达到 120 MPa。压应力可能导致材料局部挤压并凸起,进而出现裂纹。冷却后,如图 8(b)所示,陶瓷层发生了较小体积收缩变化,而粘结层体积收缩变化较大。因此,可观察到陶瓷层受到压应力的作用,而粘结层和基体受到拉应力作用。在热障涂层边缘陶瓷层与粘结层的界面上,应力水平为 170 MPa 的拉应力集中将可能导致涂层失效。

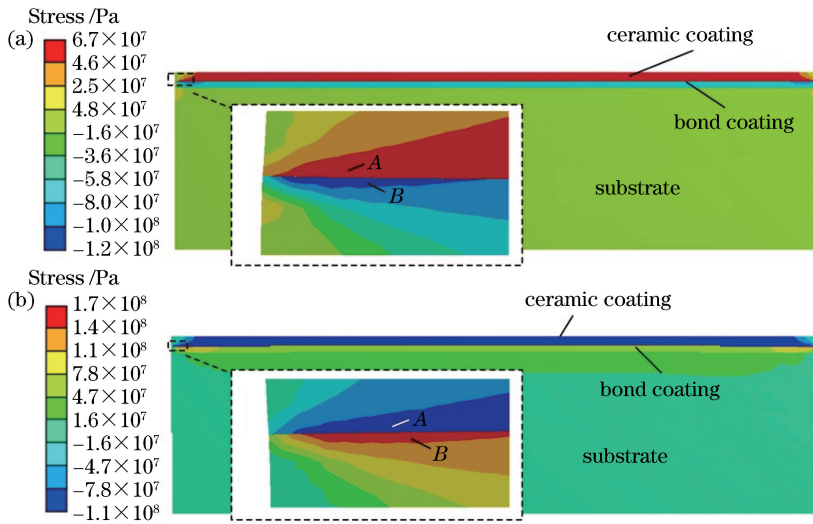


图 8 传统两层结构热障涂层在第四次热震周期(a)保温和(b)冷却阶段沿着 X 方向的应力分布图

Fig. 8 Distributions of stress along X direction in TBCs with traditional structure during (a) temperature holding and (b) cooling stages of the fourth thermal shock test

在第四次热震周期中,传统两层结构热障涂层在第 35 min 后(保温后)和第 40 min 后(冷却后)沿 Y 方向的应力分布图如图 9 所示。如图 9(a)所示,保温阶段涂层整体呈压应力状态,且应力水平较低,约为 16 MPa。但在热障涂层边缘位置的陶瓷层和粘结层界面(A 区)上,出现了拉应力集中,应力值为 230 MPa。考虑到这个拉应力值超过了热障涂层的抗拉强度值(约 215 MPa)<sup>[19]</sup>,因此,在保温阶段,边缘两层界面处将产生裂纹。再结合 X 方向的应力分析,如图 8(a)所示,冷却后界面位置 X 方向的拉应力将导致裂纹的进一步扩展。在经历多次热震

周期后,扩展的裂纹将与 TGO 层形成的局部裂纹连通,最终导致陶瓷层的剥落。这就解释了实验中观察到的陶瓷涂层剥落的现象。冷却后的大部分涂层沿 Y 方向的应力转变为应力水平仍然较低的拉应力。最大压应力仍然集中在边缘处陶瓷层和粘结层界面上。

在第四次热震周期中,具有网状结构衬垫结构的热障涂层在第 35 min 后(保温后)和第 40 min 后(冷却后)沿 X 方向的应力分布图如图 10 所示。整体而言,涂层拉应力或压应力的分布与传统结构热障涂层情况(图 8 与图 9)基本一致,主要区别在于

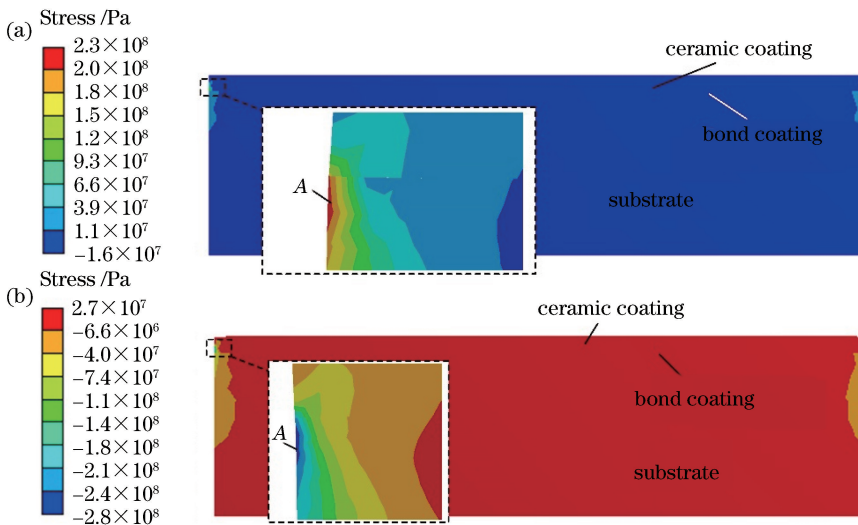


图 9 传统两层结构热障涂层在第四次热震周期(a)保温和(b)冷却阶段沿着 Y 方向的应力分布图

Fig. 9 Distributions of stress along Y direction in TBCs with traditional structure during (a) temperature holding and (b) cooling stages of the fourth thermal shock test

网格区域的应力分布及应力水平。如图 10(a) 所示,在保温阶段,由于网格的存在,陶瓷层和粘结层中间区域的应力分布呈现周期性,较薄陶瓷层部分的拉应力值为  $75\sim 87\text{ MPa}$ ,较厚部分应力略有下降,为  $55\sim 66\text{ MPa}$ 。边界陶瓷层和粘结层界面(A区)的压应力值约为  $100\text{ MPa}$ 。在冷却后,如图 10(b)所示,拉应力集中的位置由边界棱的顶端转变到了底部(A区),应力水平较高,为  $210\text{ MPa}$ 。

在第四次热震周期中,具有网状衬垫的热障涂层在第 35 min 后(保温后)和第 40 min 后(冷却后)

沿 Y 方向的应力分布图如图 11 所示。在保温阶段,如图 11(a)所示,涂层边缘区域的陶瓷层和粘结层界面(A区)存在拉应力集中,应力值约为  $168\text{ MPa}$ 。在陶瓷层和网格界面处(B区),网格内为压应力集中( $57\text{ MPa}$ ),陶瓷部分为拉应力集中( $70\text{ MPa}$ )。这样的应力在网格两侧呈现周期性的分布。在冷却后,如图 11(b)所示,边缘处应力集中现象更加明显,A处的压应力约为  $230\text{ MPa}$ ,B处的拉应力则达到了  $210\text{ MPa}$ 。中间区域网格和陶瓷界面位置的应力水平则在  $100\text{ MPa}$  左右。

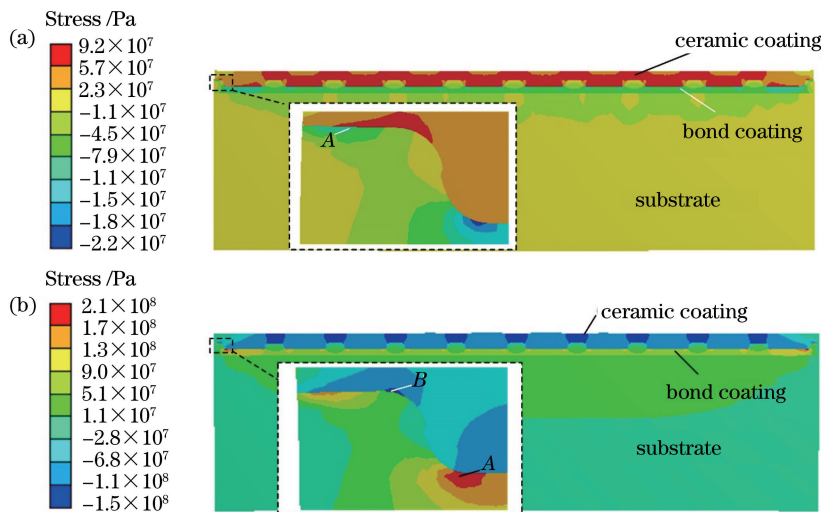


图 10 具有网状衬垫的热障涂层在第四次热震周期(a)保温和(b)冷却阶段沿着 X 方向的应力分布图

Fig. 10 Distributions of stress along X direction in TBCs with network structure during (a) temperature holding and (b) cooling stages of the fourth thermal shock test

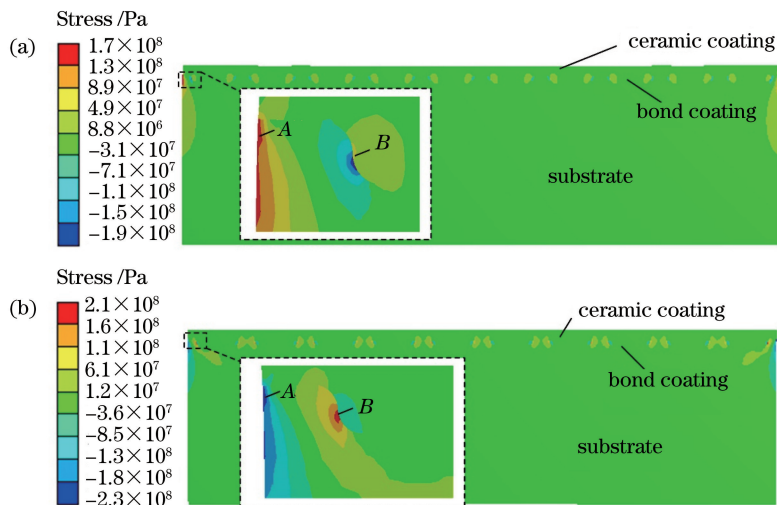


图 11 具有网状衬垫的热障涂层在第四次热震周期(a)保温和(b)冷却阶段沿着 Y 方向的应力分布图

Fig. 11 Distributions of stress along Y direction in TBCs with network structure during (a) temperature holding and (b) cooling stages of the fourth thermal shock test

根据上述分析,传统结构热障涂层边缘剥落的原因如下:1) 保温阶段陶瓷层与粘结层界面处沿 X 方向的压应力集中(120 MPa),这导致了涂层凸起并产生裂纹;2) 保温阶段边界陶瓷层与粘结层界面沿 Y 方向的应力集中,这可能导致平行于界面裂纹的产生,冷却阶段界面沿 X 方向的应力将导致裂纹进一步扩展。与之比较,对于具有网状衬垫的热障涂层,保温阶段界面处沿 X 方向压应力(100 MPa)减小了约 20%,由界面凸起而产生裂纹的可能性降低。另外,保温阶段界面边界位置沿 Y 方向的应力下降到 168 MPa,界面裂纹萌生的可能性降低。在冷却阶段,边界网格与陶瓷层界面沿 X 方向的拉应力增加到了 210 MPa,但由于保温阶段未产生界面裂纹,因此无扩展裂纹。此外,网格结构与陶瓷层相互咬合,冷却阶段沿 X 方向的拉应力抑制了界面错动,进而抑制了裂纹的扩展。然而,不可忽视的是,冷却后网格与陶瓷层界面沿 Y 方向的拉应力值较大,应力方向几乎与界面平行,则可能造成两层材料沿界面间的错动,导致涂层剥落。同时,由于这个应力仅集中在涂层边界的棱上,因此将主要表现为边界区域的涂层剥落,从而解释了实验结果。

## 4 结 论

结合激光快速成型方法和大气等离子喷涂法,制备了具有网状衬垫的热障涂层,比较了其与传统两层结构热障涂层的抗热震性能。基于热弹塑性理论,通过有限元数值模拟,分析了网状衬垫对热震中涂层应力分布的影响。实验结果表明,传统结构和有网状衬垫的热障涂层分别在经历了 45 次和 111 次热震周期后,出现了由陶瓷层剥落导致的涂层失效。对于两种结构的热障涂层,陶瓷层和粘结层界面间生长的 TGO 层是导致陶瓷层剥落的主要原因。进一步数值分析表明,对于传统结构热障涂层,应力主要集中在陶瓷层与粘结层界面边缘处,保温阶段沿 Y 方向的拉应力集中将导致裂纹萌生,而冷却后沿 X 方向的拉应力则使裂纹不断扩展,最终导致陶瓷层剥落。网状衬垫的加入缓解了保温阶段位于陶瓷层与粘结层界面边界处沿 X 方向的压应力集中(约减小 20%),降低了涂层凸起并产生裂纹的可能性;改善了保温阶段界面边缘处沿 Y 方向的拉应力集中(约减小了 1/3),从而不易萌生平行于界面的裂纹;冷却后,网格与陶瓷层的相互咬合抑制了由沿 X 方向拉应力引起的两层材料的错动。垂直

于网格与陶瓷层界面沿 Y 方向的拉应力则是引起边缘陶瓷层剥落的主要原因。研究结果为热障涂层寿命的提高、具有网状衬垫的热障涂层的快速制备及其进一步结构优化提供了一定的参考。

## 参 考 文 献

- [1] Zhang T Y, Wu C, Xiong Z, *et al.* Progress in research on thermal barrier coating materials and their preparation technology [J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2014, 51(3): 030004.  
张天佑, 吴超, 熊征, 等. 热障涂层材料及其制备技术的研究进展[J]. *激光与光电子学进展*, 2014, 51(3): 030004.
- [2] Dou J Y, Liu G H, Pang M, *et al.* Study on structural characteristics of semiconductor laser cladding CoCrTaAlY coating [J]. *Applied Laser*, 2017, 37(1): 32-37.  
窦俊雅, 刘光华, 庞铭, 等. 半导体激光熔覆 CoCrTaAlY 涂层结构特征的研究[J]. *应用激光*, 2017, 37(1): 32-37.
- [3] Taylor R, Brandon J R, Morrell P. Microstructure composition and property relationships of plasma sprayed thermal barrier coatings [J]. *Surface and Coatings Technology*, 1992, 50(2): 141-149.
- [4] Liu Q X. Finite element simulation of turbine blade failure in thermal barrier coating [D]. Xiangtan: Xiangtan University, 2012.  
刘奇星. 热障涂层涡轮叶片失效的有限元模拟[D]. 湘潭: 湘潭大学, 2012.
- [5] Zhang Q, Li C J, Li Y, *et al.* Thermal failure of nanostructured thermal barrier coatings with cold-sprayed nanostructured NiCrAlY bond coat [J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2008, 17(5/6): 838-845.
- [6] Zhou Y C, Liu Q X, Yang L, *et al.* Failure mechanism and life prediction of thermal barrier coatings[J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2010, 31(5): 504-531.  
周益春, 刘奇星, 杨丽, 等. 热障涂层的破坏机理与寿命预测[J]. *固体力学学报*, 2010, 31(5): 504-531.
- [7] Liu H F. Preparation and properties of two yuan rare earth oxide doped zirconia stabilized thermal barrier coating [D]. Changsha: Central South University, 2011.  
刘怀菲. 二元稀土氧化物掺杂稳定氧化锆热障涂层材料的制备及性能研究[D]. 长沙: 中南大学, 2011.
- [8] Pature N P, Gell M, Jordan E H. Thermal barrier



- coatings for gas-turbine engine applications [J]. Science, 2002, 296(5566): 280-284.
- [9] Gong S K, Deng L. Ceramic thermal barrier coating preparation technology and development trend [J]. Materials review, 1999, 13(6): 31-34.  
官声凯, 邓亮. 陶瓷热障涂层制备技术及发展趋势 [J]. 材料导报, 1999, 13(6): 31-34.
- [10] Li L Q, Yao C W, Huang J, *et al.* Characteristics of retained austenite in dendrites of laser cladding high hardness Fe based coating [J]. Chinese Journal of Lasers, 2017, 44(3): 0302011.  
李林起, 姚成武, 黄坚, 等. 激光熔覆高硬度铁基涂层枝晶间残余奥氏体相特征 [J]. 中国激光, 2017, 44(3): 0302011.
- [11] Wright P K, Evans A G. Mechanisms governing the performance of thermal barrier coatings [J]. Current Opinion in Solid State and Materials Science, 1999, 4(3): 255-265.
- [12] Merrill G B, Morrison J A. High temperature erosion resistant, abradable thermal barrier composite coating: US 6235370B1 [P]. 2001-05-22.
- [13] Wallace M J. Ceramic faced outer air seal for gas turbine engines: US4289446A [P]. 1983-12-27.
- [14] Li X, Liu H G, Zhang D H. High pressure turbine gas path seal coating technology research [C]. National Thermal Spraying Technology Seminar, 2000: 99-103.  
李鑫, 刘会刚, 张东辉. 航空发动机高压涡轮外气路封严涂层技术研究 [C]. 全国热喷涂技术交流研讨会, 2000: 99-103.
- [15] Liu S. Effect of preparation technology on the structure and performance of thermal barrier coatings [D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2015.  
刘爽. 热障涂层制备工艺对涂层组织结构与性能的影响 [D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2015.
- [16] Huang Y, Sun W L, Chen Y. Trajectory planning of complex shaft parts by laser cladding remanufacturing [J]. Infrared and laser engineering, 2017, 46(5): 45-51.  
黄勇, 孙文磊, 陈影. 激光熔覆再制造复杂轴类零件的轨迹规划 [J]. 红外与激光工程, 2017, 46(5): 45-51.
- [17] Ma W, Pan W X, Wu C K. Progress in research on properties and failure mechanism of thermal barrier coatings [J]. Advances in Mechanics, 2003, 33(4): 548-559.  
马维, 潘文霞, 吴承康. 热障涂层材料性能和失效机理研究进展 [J]. 力学进展, 2003, 33(4): 548-559.
- [18] Wang D. Preparation of thermal barrier coatings and their thermal shock by EB-PVD [D]. Shenyang: Northeastern University, 2014.  
王栋. EB-PVD 制备热障涂层及其热震性研究 [D]. 沈阳: 东北大学, 2014.
- [19] Wang L L. Performance prediction and failure mechanism analysis of thermal barrier coatings based on 3D microstructure model [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016.  
王琳琳. 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]. 北京: 北京理工大学, 2016.