

文章编号:1001-4888(2020)02-234-09

热障涂层弹性模量和残余应力测试研究^{*}

曾宇春, 朱奇, 杨栋, 杨子尧, 朱建国

(江苏大学力学与工程科学系, 镇江 212013)

摘要: 采用数字图像相关法实验研究了热喷涂制作的热障涂层的弹性模量和残余应力。首先, 采用三点弯测试方法对热障涂层试件进行加载, 并利用二维数字图像相关方法对热障涂层试件加装过程中的弯曲变形进行了精确的测量, 进而获得了热障涂层在受拉和受压两种状态下的弹性模量, 结果表明, 受拉时热障涂层试件陶瓷层的弹性模量为 31GPa, 而受压时其弹性模量为 34GPa。其次, 基于内力平衡, 推导了考虑曲率变化的涂层残余应力计算公式; 利用三维数字图像相关法测量了喷涂前后基体曲率的变化, 进而获得了涂层残余应力的大小, 结果表明, 热喷涂后的热障涂层残余应力为压应力, 大小为 $-86 \sim -70$ MPa。

关键词: 热障涂层; 弹性模量; 残余应力; 数字图像相关方法

中图分类号: O341; O348

文献标识码: A

DOI: 10.7520/1001-4888-18-272

0 引言

热障涂层(Thermal Barrier Coating, 简称 TBC)是一种被广泛应用于航空航天、能源、汽车等领域热端部件上的陶瓷材料, 其优秀的热防护性和化学稳定性可有效地提高发动机及燃气轮机的性能并延长了其使用寿命。TBC 的制备方法主要有 APS(Air Plasma Spraying, 大气等离子喷涂)和 EB-PVD(Electron Beam-Physical Vapor Deposition, 电子束物理气相沉积)两种。APS 制备热障涂层的原理是将陶瓷粉末加热到熔融或半熔融状态, 再高速喷向经过预处理的金属基体表面, 熔融状态的陶瓷粉末经过飞溅、扩散、凝结等过程, 在基体表面形成附着牢固的表面层^[1]。与 EB-PVD 相比, APS 具有成本低、效率高等优点, 是常用的涂层制备方法。由于喷涂过程中存在半熔融状态的粉末、高速冷凝和飞溅等现象, 使得涂层内部存在大量的孔隙和裂缝^[2]。在不同的工艺参数和环境条件下, 涂层内部的孔隙率和裂缝数将会不同, 涂层微结构的差异将对陶瓷层的弹性模量产生不可忽视的影响。同时, 热障涂层在热喷涂的过程中, 涂层和基体会经历剧烈的温差变化; 由于涂层和基体材料热物性的差异, 温度的骤然变化会引起涂层内部产生一定的残余应力, 导致喷涂后的 TBC 试件出现一定程度的弯曲变形。

文献调研表明, 热障涂层的弹性模量测量已有相关的研究。Ma 等^[2]采用酸性溶液将陶瓷层从金属基体上剥离下来, 对陶瓷薄层(厚度为 0.2~0.4mm)进行类似于单一材料的拉伸、弯曲等测试获取其弹性模量。Choi 等^[3]采用石墨作为基体材料, 将 TBC 试件置于高温大气环境去除石墨基体以获得块状陶瓷层, 对陶瓷层(厚度为 6mm)进行拉伸、压缩等实验获取其弹性模量。由于热障涂层为脆性多孔状材料, 变形小, 对测量仪器设备灵敏度的要求较高, 试件容易断裂, 实验不易实施。Malzbender 等^[4]采用压痕法, 分别使用锥形和球形压头, 采取从平行于喷涂方向和垂直于喷涂方向的两种压痕方式, 对 TBC 陶瓷层弹性模量进行了测量。由于压痕法压头只接触到陶瓷层的局部区域, 所测得的结果并不能

^{*} 收稿日期: 2018-12-18; 修回日期: 2019-02-09

基金项目: 国家自然科学基金(11672345, 11972014)

通讯作者: 朱建国(1973-), 男, 教授/博士生导师。主要从事固体实验力学研究。Email: zhujg@ujs.edu.cn

代表 TBC 整体的弹性模量。Wakui 等^[5,6]采用复合材料力学,对 TBC 复合结构进行拉伸、弯曲等加载,进而计算出涂层的弹性模量,实验易实施。由于陶瓷层的厚度与刚度都远小于金属基体材料,若基体层较厚,则对涂层模量测量的灵敏度较低;若基体层较薄,则在 TBC 制备的过程中容易受到残余应力作用的影响使 TBC 试件产生弯曲,而初始曲率的存在,往往造成较大的涂层弹性模量测量误差。

许多学者开展了热障涂层残余应力的测试研究。Levit 等^[7]采用 X 射线衍射法,对不同基体温度下热喷涂制作的 TBC 陶瓷层残余应力进行了测量。X 射线衍射法只能应用于一定结构晶体材料的表面测量^[8],难以测量到陶瓷层较深内部的残余应力。Khan 等^[9]采用钻孔法研究了热喷涂时基体表面粗糙度对 TBC 陶瓷层残余应力的影响。钻孔法会对试样造成不可逆的破坏,且测量区域要求具有均匀的力学参数,才能得到更加准确的测量结果^[10]。王峰会等^[11]采用荧光光谱法,测试了 TBC 残余应力随着氧化时间而发生变化的演化过程。荧光光谱法对测试材料的要求较高,在热障涂层残余应力的检测中,荧光光谱法一般适用于对 TGO(Thermal Grown Oxide,氧化层)的检测,而不太适用于对 TC(Top Coat,陶瓷层)的检测。Limarga 等^[12]采用拉曼光谱法研究了不同循环热梯度对 TBC 残余应力的影响。然而,拉曼光谱法测试范围较小,其测试结果仅为涂层小部分区域内的残余应力,不能代表 TBC 的整体残余应力。Yang 等^[13]利用 TBC 喷涂前后的曲率变化结合相应解析式计算了陶瓷层内部残余应力。曲率法也称作衬底曲率法,相较于以上其他测量方法,曲率法更加直接、方便,且可根据曲率的变化计算出陶瓷层内部整体残余应力大小^[14]。

本文针对较薄基体上热喷涂后的弯曲 TBC 试件,采用三点弯测试方法对 TBC 试件进行加载,并利用二维数字图像相关(Digital Image Correlation,简称 DIC)方法对 TBC 试件加载过程中弯曲变形进行了精确的测量,进而获得了 APS 热障涂层在受拉和受压两种状态下的弹性模量。同时,基于内力平衡,推导了考虑曲率变化的涂层残余应力计算公式;利用三维 DIC 测量喷涂前后基体曲率的变化^[15],进而获得了涂层残余应力的大小,并分析了残余应力的影响因素。

1 实验过程

1.1 试件的制备和加工

基体材料(Substrate)为 GH4169 高温合金,采用电火花线切割技术切割制备成梳状,以便于后期的喷涂加工;长条形基体尺寸为 100mm×3mm×1mm(厚度为 1mm)。BC(Bond Coat,粘接层)材料是由粒径为 15~45μm 的 CoNiCrAlY 粉末,采用 HVOF(High Velocity Oxygen Fuel,超音速火焰喷涂)方法,将其喷涂于基体表面,喷涂厚度为 0.15mm。TC(Top Coat,陶瓷顶层)材料是由粒径为 40~80μm 的 8wt.% Y₂O₃-ZrO₂ 粉末,采用大气等离子喷涂方法,将其喷涂于已形成的粘接层表面,喷涂厚度为 0.33mm。具体喷涂参数如表 1 所示。喷涂制备后的 TBC 试件有三层:高温合金基体层、粘接层和陶瓷层。喷涂产生的残余应力使得 TBC 试件发生了明显的弯曲变形,如图 1 所示。再经过线切割,可以得到具有一定初始曲率的三点弯试件。

1.2 曲率测量

曲率测试装置如图 2 所示,采用 3D-DIC 测试技术,对 TBC 试件陶瓷层喷涂前后的形貌进行测试^[16]。测试前,分别在未喷涂陶瓷层和已喷涂陶瓷层的试件凸起表面用哑光漆喷涂上散斑,并呈拱形放置在水平载物台上;在试样正上方以试样长度中线为对称轴的左右对称处,设置两台同样规格的 CCD(Schneider 1.4/23-0902),其分辨率为 1600pixel×1200pixel;同时,为准确测量出试样距载物台水平面的离面位移,调整两台 CCD 之间的平面夹角约为 45°(如图 2 所示)。测试时,用 4mm(12×9)标定板进行标定,建立全场三维坐标系,两台 CCD 同时拍摄试件。计算采用 VIC-3D 软件(CSI 公司,美国),选择子区大小为 21pixel,对整个试样长度方向的离面位移进行计算,获得全场坐标系下试样的三维形貌图,对三维图侧面利用最小二乘法拟合得到一条曲线,即可得到试样在 TC 喷涂前后曲率的大小。



图 1 喷涂后的 TBC 试件

Fig. 1 TBC specimens after APS deposition

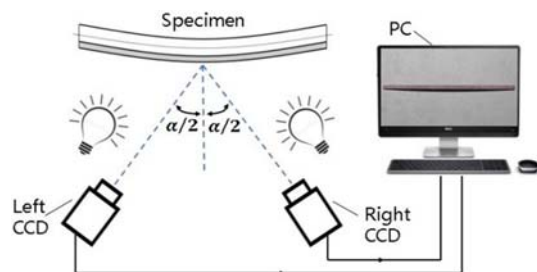


图 2 3D-DIC 测试装置示意图

Fig. 2 Schematic of 3D-DIC setup

表 1 大气等离子喷涂参数

Tab. 1 Parameters used in APS processing

参数	粘接层	陶瓷层
喷涂工艺	超音速火焰(HVOF)	大气等离子(APS)
煤油量/GPh	5.9	—
氧气流量(SCFH)	2000	—
主气流量(SCFH)	—	70 (Ar)
辅气流量(SCFH)	—	2.5 (H ₂)
功率/kW	—	30
送粉率/(g/min)	45	50
喷涂距离/(mm)	380	60
喷枪移动速率/(mm/s)	500	500

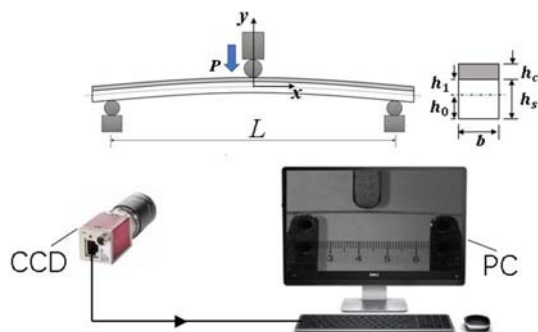


图 3 三点弯实验装置示意图

Fig. 3 Schematic of three-point bending setup

1.3 三点弯实验测量试件变形

三点弯实验测试装置如图 3 所示。实验采用伺服式万能材料试验机(TH-8201S)作为加载装置,试验机的力传感器测量精度为 0.2N。加载过程中,采用二维 DIC 系统实时获取试件的弯曲变形;DIC 系统的图像采集 CCD(Schneider 2.8/50-0902)分辨率为 1600pixel×1200pixel。实验开始前,对 TBC 试件的一个侧面用哑光漆喷涂上散斑,同时,调整 CCD 使得其光轴垂直于试件侧面。DIC 变形计算采用 VIC-2D 软件(CSI 公司,美国),计算时子区大小为 15pixel,经过标定 1pixel=0.032mm。三点弯的跨度 L 为 50mm,加载速率为 0.1mm/min。对试件从凸往凹侧加载,陶瓷层受压(如图 3 所示);对试件从凹往凸侧加载,陶瓷层受拉,由此可对比陶瓷材料在拉压两种状态下的弹性模量。图 3 为从凸往凹侧加载示意图。

2 理论分析

2.1 弹性模量

因为基体与粘接层弹性模量数值相当,可将基体与粘接层等效为一层,因而 TBC 试件可简化为双层复合梁。对于图 2 所示的双层复合材料结构,考虑到加工导致的曲率为 κ_0 (假设从凸往凹侧加载时为负,从凹往凸侧加载时为正),在弯曲载荷 P 的作用下,试件的曲率将发生变化,其加载后的曲率为关于 x (坐标原点在梁中点处)的函数:

$$\kappa(x) = \kappa_0 - \frac{P|x|}{2E_{bi}I_y} + \frac{PL}{4E_{bi}I_y} \quad (1)$$

其中, E_{bi} 为复合弹性模量; P 为所施加的载荷; L 为跨度; $I_y = bh^3/12$ 为试件相应的惯性矩。由于 $\kappa =$

$\frac{d^2 y}{dx^2}$, 式(1)经过二次积分, 并代入边界条件($x=0, \frac{dy}{dx}=0; |x|=L/2, y=0$)后可得:

$$y = \left(\frac{\kappa_0}{2} + \frac{PL}{8E_{bi}I_y} \right) x^2 - \left(\frac{P}{12E_{bi}I_y} \left| \frac{x}{2} \right|^3 - \frac{\kappa_0 L^2}{8} - \frac{PL^3}{48E_{bi}I_y} \right) \quad (2)$$

因此, 根据载荷 P 作用下梁上各点的变形可以确定 E_{bi} 。对于双层复合梁材料, 如果已知该材料的复合弹性模量 E_{bi} 及其中一层材料的弹性模量 E_s , 就可求得另一层材料的弹性模量 E_c , 其表达式为^[17]:

$$E_c = \frac{[E_{bi}(h_c + h_s)^3/4] - E_s[(h_c + h_s - h_0)^3 - (h_s - h_0)^3]}{h_0^3 + (h_s - h_0)^3} \quad (3)$$

其中, 陶瓷顶层和基体材料的弹性模量分别为 E_c 和 E_s , 对应厚度分别为 h_c 和 h_s ; h_0 为该双层复合梁在弯曲加载时的中性层高度, h_0 的表达式如下:

$$h_0 = \frac{E_c h_c^2 + E_s h_s^2 + 2E_c h_c h_s}{2E_c h_c + 2E_s h_s} \quad (4)$$

2.2 残余应力

考虑热喷涂后冷却过程中的失配变形是残余应力的主要来源。图4为热喷涂过程中TBC曲率变化示意图。由于金属基体的热膨胀系数大于陶瓷层, 在喷涂后的冷却阶段基体的收缩量将比陶瓷层大, 产生失配变形 ΔL , 如图4(a)所示。实际上, 基体与陶瓷层为一体, 根据变形的几何关系, 基体与陶瓷层变形应协调, 其内部应力状态如图4(b)所示。在该应力状态的作用下, TBC将出现曲率的变化以“释放”一部分应力, 如图4(c)所示。若陶瓷层喷涂前的试件曲率为 κ_1 , 喷涂陶瓷层后的试件曲率为 κ_0 , 它们之间的曲率差为 $\Delta\kappa = \kappa_0 - \kappa_1$ 。将TBC试件简化为双层复合梁, 在没有外力的作用下, 残余应力在物体内部自相平衡, 因此, 满足轴力和弯矩在任一截面上为零。

根据轴力平衡条件:

$$\int \sigma_c dA_c + \int \sigma_s dA_s = 0 \quad (5)$$

其中, A_c 、 A_s 分别为薄膜和基体的梁截面面积; σ_c 、 σ_s 分别为薄膜和基体中的残余应力。因为薄膜内存在失配应变, 故有如下表达式:

$$\sigma_c = -\bar{E}_c \Delta\kappa y + \sigma_{mis} \quad (6)$$

$$\sigma_s = -\bar{E}_s \Delta\kappa y \quad (7)$$

其中, $\bar{E}_i = E_i/(1-\nu)$, E_i 和 ν_i 分别为对应材料的弹性模量和泊松比; σ_{mis} 为薄膜内部的失配应力, 将公式(6)、(7)代入公式(5)有:

$$\bar{E}_c \int_{h_1}^{h_1+h_c} (-\Delta\kappa y + \frac{\sigma_{mis}}{\bar{E}_c}) dy - \bar{E}_s \int_{-h_0}^{h_1} \Delta\kappa y dy = 0 \quad (8)$$

其中, h_1 为梁中性层到陶瓷层与基体之间界面的距离。

根据弯矩平衡条件:

$$\int_{h_1}^{h_1+h_c} \sigma_c y dy + \int_{-h_0}^{h_1} \sigma_s y dy = 0 \quad (9)$$

将公式(6)、(7)代入公式(9)可得热喷涂前后梁弯矩平衡方程:

$$\bar{E}_c \int_{h_1}^{h_1+h_c} (-\Delta\kappa y + \frac{\sigma_{mis}}{\bar{E}_c}) y dy - \bar{E}_s \int_{-h_0}^{h_1} \Delta\kappa y^2 dy = 0 \quad (10)$$

联立公式(8)、(10), 即可得到关于薄膜内失配应力的计算表达式^[18]:

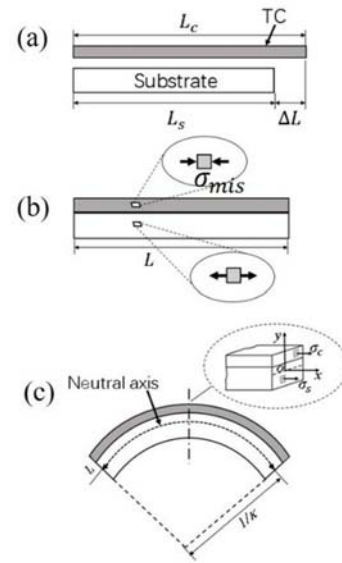


图4 热喷涂过程中TBC曲率变化示意图

Fig. 4 Schematic of TBC curvature change during thermal spraying

$$\sigma_{mis} = \frac{\Delta \kappa (\bar{E}_c^2 h_c^4 + 4 \bar{E}_c h_c^3 \bar{E}_s h_s + 6 \bar{E}_c h_c^2 \bar{E}_s h_s^2 + 4 \bar{E}_c h_c \bar{E}_s h_s^3 + \bar{E}_s^2 h_s^4)}{6 h_c h_s \bar{E}_s (h_c + h_s)} \quad (11)$$

3 实验结果

3.1 弹性模量

以 $P=0\text{N}$ 时的散斑图作为参考图像,各级载荷作用下的散斑图作为变形图,计算得到的弯曲变形图如图 5 所示。图 5(a)、(b)为凸向凹加载方式,此时,压头作用在 TC 层上,TC 受压应力作用;图 5(c)、(d)为凹向凸加载方式,此时,压头作用在基体层上,TC 受拉应力作用。随着载荷 P 的增大,TBC 试件的弯曲变形越来越大;左右两侧的弯曲变形呈对称分布。根据试件的初始曲率和通过 DIC 测量的弯曲变形值叠加,得到在各级载荷作用下试件的侧面轮廓,如图 6 所示。

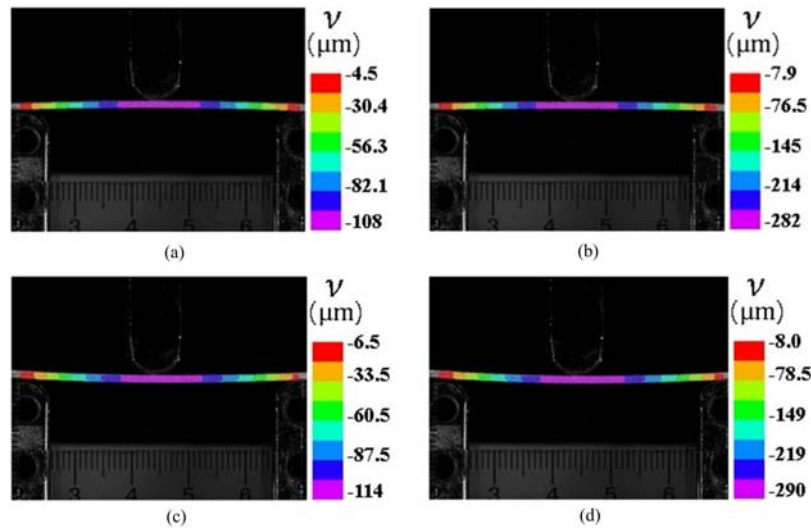


图 5 DIC 测得试件弯曲变形图:(a) $P=3\text{N}$, (b) $P=5\text{N}$, (c) $P=3\text{N}$ 和 (d) $P=5\text{N}$,

其中(a)和(b)为试件凸向凹加载,(c)和(d)为试件凹向凸加载

Fig. 5 Bending deformation using DIC measurement: (a) $P=3\text{N}$, (b) $P=5\text{N}$, (c) $P=3\text{N}$ and (d) $P=5\text{N}$.

Specimens are convex upward in (a) and (b), concave downward in (c) and (d)

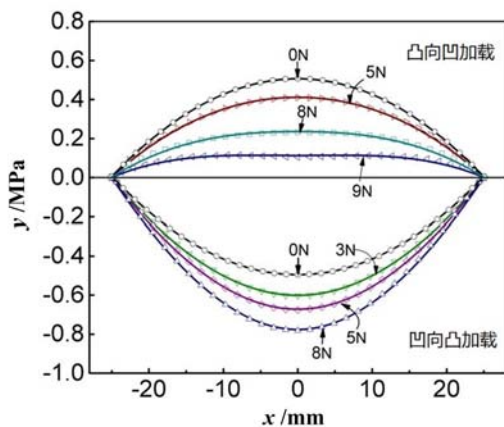


图 6 凸/凹向 TBC 试件加载后的侧面轮廓图

Fig. 6 Cross-sectional profiles of loaded TBC specimen when it is convex or concave

为了获取涂层试件的复合弹性模量,采用公式(2)拟合轮毂曲线。图 7 为凸向凹加载时,利用最小二乘法拟合的结果,其中图 7(a)为 $P=5\text{N}$ 时试件的侧面轮廓图,拟合 RSS(residual sum of squares,残差平方和)接近于零,图 7(b)为 $P=8\text{N}$ 时试件的侧面轮廓图,拟合 RSS 较小 (<0.01),但呈上升趋势;图 7(c)为 $P=9\text{N}$ 时试件的侧面轮廓图,明显可以看到,跨度中心区域轮廓向下弯曲,低于拟合曲线,而两边区域轮廓高于拟合曲线,拟合 RSS 大于 0.02。拟合结果不理想的主要原因可能是因为载荷较大时梁中点截面上出现塑性变形,公式(2)的弹性假设不再成立。

图 8 为 TBC 试件在各级载荷作用下的复合弹性模量和涂层弹性模量。需要说明的是,事先已测得基体的弹性模量为 150GPa ,基体和粘接层复合弹性模量为 $143 \pm 0.5\text{GPa}$,其测试方法与陶瓷层弹性模量的测试方法一致;由于基体与粘接层弹性模量数值相当,可将基体与粘接层等效为一层。图 8 为 5 组实验所测得的平均值,误差显示弹性模量的变化基本处于稳定状态。由图 8 可以看出,当凸向凹

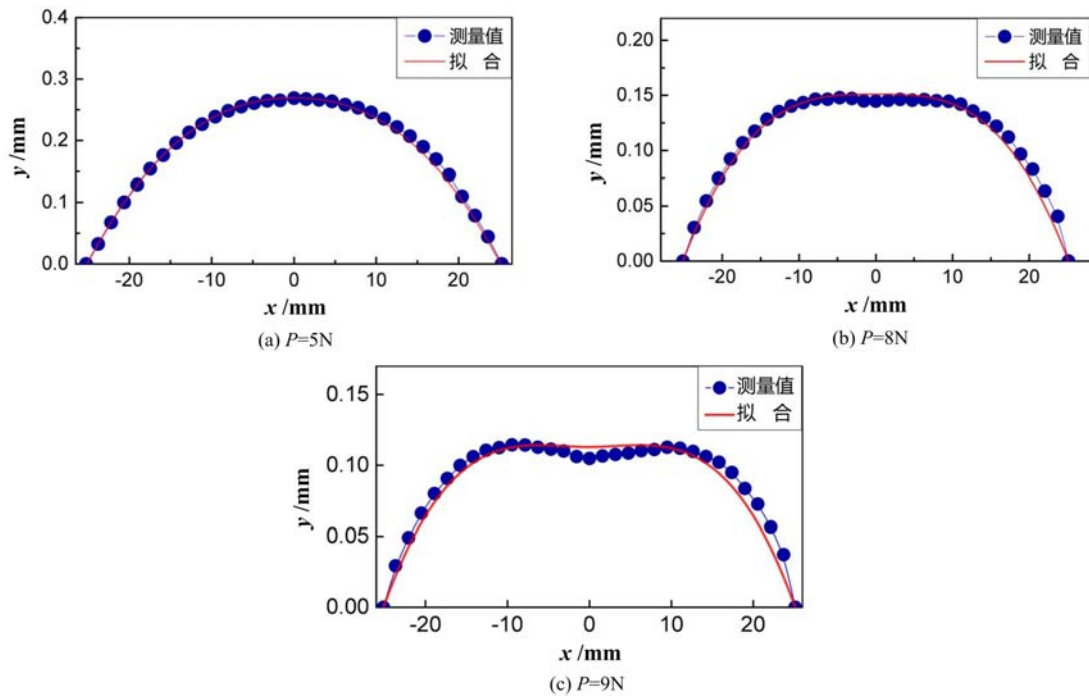
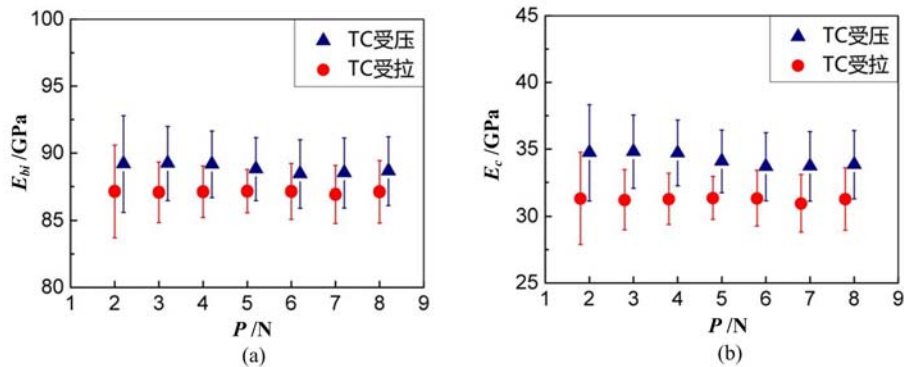


图7 凸向凹加载时 TBC 轮廓及拟合曲线图

Fig. 7 Cross-sectional profiles of loaded TBC specimen when it is convex

图8 (a) E_{bi} - P 关系图和(b) E_c - P 关系图Fig. 8 Relation curves of (a) E_{bi} - P and (b) E_c - P

加载, TC 层受压应力作用时, E_{bi} 的平均值为 89GPa, E_c 的平均值为 34GPa; 当凹向凸加载, TC 层受拉应力作用时, E_{bi} 平均值为 87GPa, E_c 平均值为 31GPa。由于涂层为脆性陶瓷材料, 受压时的弹性模量大于受拉时的弹性模量, 但是两者差别没有普通的块状脆性材料明显(受压弹性模量是受拉弹性模量的 3~4 倍)。实验所用 TBC 试件采用 APS 方法制备, 陶瓷层内部结构为“层铺”结构, 拉压应力作用下其内部的孔隙变化不如 EB-PVD 的柱状结构明显, 故而所测得的弹性模量数值可保持相对稳定。参考已发表的文献, 如 Choi 等^[3]对块状 TBC 试件进行拉伸、压缩实验, 得到陶瓷层弹性模量在拉伸时为 13GPa, 在压缩时为 25GPa; Malzbender 等^[4]使用锥形压痕法得到陶瓷层的弹性模量值介于 34~52GPa 之间; Wakui 等^[5]采用四点弯方法得到陶瓷层弹性模量在压缩状态时为 40GPa; 可知本文所测涂层弹性模量值在合理的范围。

公式(2)中, 令 $x=0$ 得

$$E_{bi} = \frac{PL^3}{48yI_y + 6\kappa_0 I_y L^2} \quad (12)$$

即根据跨度中点位移也可以求得复合梁的等效弹性模量。图 9 为全场位移法和中点位移法得到的 E_c 值相对误差。载荷较小时, 相对误差值小于 1.5%; 相对误差随着载荷的增大呈逐渐增大的趋势。对比

全场位移法,单点测量方法所获得的信息量较少,对于如图 7(c)所示 $P=9\text{N}$ 时的试件出现的塑性变形可能无法判断,因此,全场位移测量法较单点测量法具有更高的可靠性与准确度。

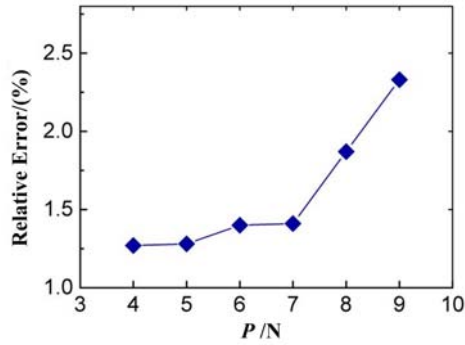


图 9 中点位移与全场位移获得的 E_c 值相对误差

Fig. 9 Relative errors of E_c determined from center-point and whole-field displacement

涂层中的残余应力分布如图 11 中实线所示,大小为 $-86 \sim -70\text{MPa}$ (负号为压应力)。由公式(6),最终的残余应力由两部分组成,一是陶瓷涂层和金属基体失配应变导致的失配应力,二是试件弯曲变形“释放”出的一部分应力,大小为 $20 \sim 35\text{MPa}$ 。一般地,较厚的基体易产生较小的弯曲变形,“释放”的应力较小,因而涂层中最终残余应力较大。

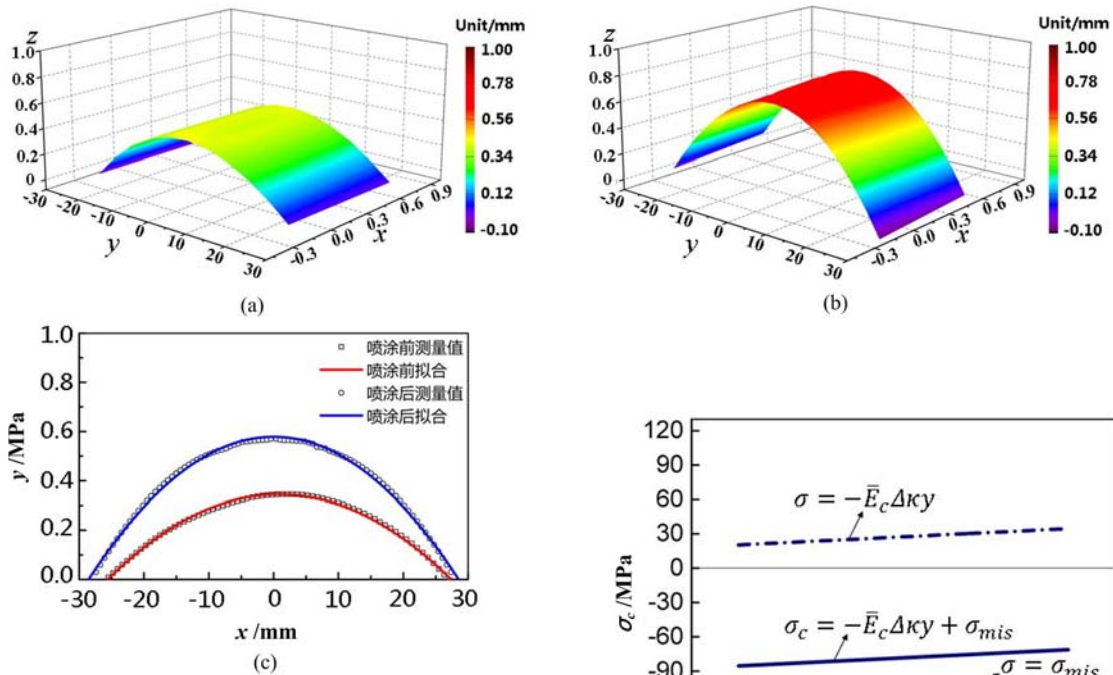


图 10 3D-DIC 测试得到的试件形貌图及拟合曲线:

(a)喷涂前形貌图; (b)喷涂后形貌图;
(c)喷涂前后拟合曲线

Fig. 10 Morphology and fitting curves of TBC specimens measured by 3D-DIC: (a)morphology before TC deposition; (b)morphology after TC deposition; (c)fitting curves before and after TC deposition

3.2 残余应力

图 10(a)、(b)分别为 3D-DIC 测试得到的试件在 TC 涂层喷涂前后的形貌图,提取中心线,经拟合后得到曲线如图 10(c)所示。TC 喷涂前曲率为 $\kappa_1 = -0.98 \pm 0.1\text{m}^{-1}$, TC 喷涂后曲率为 $\kappa_0 = -1.56 \pm 0.2\text{m}^{-1}$;取 $E_c = 34\text{GPa}$, $E_s = 143\text{GPa}$,由公式(11)计算得到陶瓷层内部失配应力大小为 -105.8MPa (负号代表压应力)。热障涂层的残余应力一般为压应力,在 $20 \sim 200\text{MPa}$ [7,9,12,13,16],主要是因为多孔的涂层热膨胀系数小于金属基体材料,同时加工工艺(如喷涂火焰的温度等)的改变导致了涂层残余应力数值的差异。

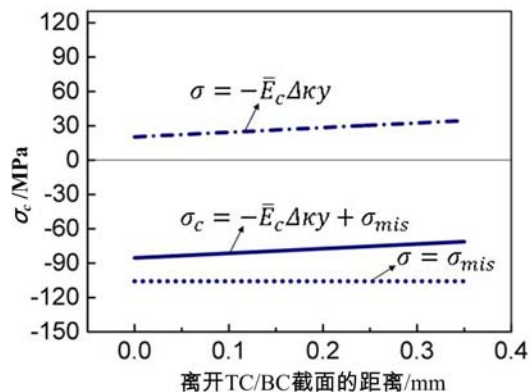


图 11 涂层中残余应力随 TC 厚度变化的分布

Fig. 11 Distribution of residual stress in coating with TC thickness

4 结论

针对热障涂层具有脆性、孔隙多、厚度薄等特点,基于 DIC 进行三点弯测试实验,得到在不同载荷作用下基体和热障涂层试件的全场位移场,通过相关理论公式分别计算得到基体和陶瓷层的弹性模量。受拉时,TBC 试件陶瓷层的弹性模量 E_c 为 31GPa,受压时,TBC 试件陶瓷层的弹性模量 E_c 为 34GPa。随后,比较了单点位移测量与全场位移测量的实验结果,结果表明,全场位移测量法较单点测量法具有更高的可靠性与准确度。

基于基体曲率变化,推导了考虑曲率变化的涂层残余应力计算公式;基于三维 DIC 形貌测量方法,获得了涂层喷涂前后基体曲率的变化,进而得到了热障涂层残余应力为压应力,大小为 $-86 \sim -70$ MPa。

参考文献:

- [1] 陈丽梅,李强.等离子喷涂技术现状及发展[J].热处理技术与装备,2006,27(1):1-5 (CHEN Limei, LI Qiang. The present status and development of plasma spraying technology[J]. Heat Treatment Technology and Equipment, 2006, 27(1):1-5 (in Chinese))
- [2] MA Kang, ZHU Jianguo, XIE Huimin, et al. Effect of porous microstructure on the elastic modulus of plasma-sprayed thermal barrier coatings: experiment and numerical analysis[J]. Surface & Coatings Technology, 2013, 235(12):589-595.
- [3] Choi S R, Zhu D, Miller R A. Mechanical properties/database of plasma-sprayed $ZrO_2-8wt\% Y_2O_3$ thermal barrier coatings[J]. International Journal of Applied Ceramic Technology, 2010, 1(4):330-342.
- [4] Malzbender J, Steinbrech R W. Determination of the stress-dependent stiffness of plasma-sprayed thermal barrier coatings using depth-sensitive indentation[J]. Journal of Materials Research, 2003, 18(8):1975-1984.
- [5] Wakui T, Malzbender J, Steinbrech R W. Strain dependent stiffness of plasma sprayed thermal barrier coatings [J]. Surface & Coatings Technology, 2006, 200(16-17):4995-5002.
- [6] Wakui T, Malzbender J, Steinbrech R W. Strain analysis of plasma sprayed thermal barrier coatings under mechanical stress[J]. Journal of Thermal Spray Technology, 2004, 13(3):390-395.
- [7] Levit M, Grimberg I, Weiss B Z. Residual stresses in ceramic plasma-sprayed thermal barrier coatings: measurement and calculation [J]. Materials Science & Engineering A (Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing), 1996, 206(1):30-38.
- [8] 金鹏,李喜德.残余应力分析方法比较:X射线衍射法与应力释放法[J].实验力学,2017,32(5):645-651 (JIN Peng, Li Xide. Comparison of residual stress analysis methods: X-ray diffraction method vs stress release method [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2017, 32(5):645-651 (in Chinese))
- [9] Khan A N, Lu J, Liao H. Effect of residual stresses on air plasma sprayed thermal barrier coatings[J]. Surface & Coatings Technology, 2003, 168(2):291-299.
- [10] 朱荣华,尹元杰,谢惠民,等.喷丸镍基合金材料微区残余应力的切槽法测量研究[J].实验力学,2017,32(2):145-151 (ZHU Ronghua, YIN Yuanjie, XIE Huimin, et al. On the micro-residual stress measurement of shot peened nickel-based alloy material by using slot-milling method[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2017, 32(2):145-151 (in Chinese))
- [11] 王峰会,张勇,王泓.热障涂层氧化残余应力大小与演化过程测试[J].实验力学,2006,21(5):607-610 (WANG Fenghui, ZHANG Yong, WANG Hong. Residual stress and damage evolution in TBCs by optical method[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2006, 21(5):607-610 (in Chinese))
- [12] Limarga A M, Vaßen R, Clarke D R. Stress distributions in plasma-sprayed thermal barrier coatings under thermal cycling in a temperature gradient[J]. Journal of Applied Mechanics, 2011, 78(1):1-26.
- [13] Yang L, Yang F, Long Y, et al. Evolution of residual stress in air plasma sprayed yttria stabilised zirconia thermal barrier coatings after isothermal treatment[J]. Surface & Coatings Technology, 2014, 251(29):98-105.
- [14] 苏才钧,吴昊,郭占社,等.微构件材料力学性能测试方法[J].实验力学,2005,20(3):441-447 (SU Caijun, WU Hao, GUO Zhanshe, et al. Mechanical testing methods of micro structures [J]. Journal of Experimental

- Mechanics, 2005, 20(3):441—447 (in Chinese))
- [15] 潘兵, 谢惠民, 李艳杰. 用于物体表面形貌和变形测量的三维数字图像相关方法[J]. 实验力学, 2007, 22(6): 555—567 (PAN Bing, XIE Huimin, LI Yanjie. Three-dimensional digital image correlation method for shape and deformation measurement of an object surface[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2007, 22(6):555—567 (in Chinese))
- [16] ZHU Jianguo, XIE Huimin, HU Zhenxing, et al. Residual stress in thermal spray coatings measured by curvature based on 3D digital image correlation technique[J]. Surface & Coatings Technology, 2011, 206(6):1396—1402.
- [17] Wang X, Tint S, Chiu M, et al. Stiffness of free-standing thermal barrier coating top coats measured by bending tests[J]. Acta Materialia, 2012, 60(8):3247—3258.
- [18] Forschelen P J, Suiker A S J, Sluis O V D. Effect of residual stress on the delamination response of film-substrate systems under bending[J]. International Journal of Solids & Structures, 2016, 97-98:284—299.

Experimental measurement of elastic modulus and residual stress of thermal barrier coatings

ZENG Yu-chun, ZHU Qi, YANG Dong, YANG Zi-yao, ZHU Jian-guo

(Department of Mechanics and Engineering Science, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, Jiangsu, China)

Abstract: The elastic modulus and residual stress of thermal-sprayed coating are experimentally measured by the digital image correlation method. Firstly, three-point bending testing method is used to measure the elastic modulus of thermal barrier coating specimens. Meanwhile, the 2D digital image correlation method is employed to measure the bending deformation of the specimens. The elastic moduli of the coating in tension and compression stresses states are obtained. The results indicate that the elastic modulus is 31 GPa when the ceramic layer is tensiled and 34 GPa when the ceramic layer is compressed, respectively. Secondly, a formula for calculating the residual stress of thermal barrier coating based on the internal force equilibrium and curvature change is deduced and the 3D digital image correlation method is used to obtain the curvature change of the substrate before and after thermal spraying. Then, the residual stress of the coating specimens is calculated. The results demonstrate that the residual stress of thermal-sprayed coating is compressive with magnitude of $-86 \sim -70$ MPa.

Keywords: thermal barrier coating; elastic modulus; residual stress; digital image correlation