

文章编号: 0258-7025(2007)Supplement-0091-07

用激光热应力法评估薄膜蠕变性能

李 粤^{1,2}, 张永康², 郭华锋²

(¹华南热带农业大学机电与信息工程学院, 海南 儋州 571737
²江苏大学机械工程学院, 江苏 镇江 212013)

摘要 对变温条件下薄膜的蠕变性能进行了理论分析, 基于 ANSYS 平台建立了连续移动激光诱导下, 以 WC-6% Co 为基体的 (Ti, Al)N 薄膜的有限元模型, 分析了薄膜在升温 and 降温时温度场及应力场随时间变化的规律。分析与计算结果表明: 变温状态薄膜的应力蠕变函数可以由沿任一组温度历史条件下的恒温状态的应力蠕变曲线来确定; 升温时, 薄膜压应力增大, 拉应力是由温度下降时产生的; 垂直于光轴方向的拉应力是光轴方向的 3 倍; 薄膜断裂比层裂的可能性要大。

关键词 薄膜; 蠕变性能; 温度场; 应力场; 评估

中图分类号 TN247; O484 **文献标识码** A

Analysis of Creep Property of Film Using Laser Thermal Stress Evaluation

LI Yue^{1,2}, ZHANG Yong-kang², GUO Hua-feng²

(¹ School of Mechanical, Electrical & Information Engineering, South China University of Tropical Agriculture, Danzhou, Hainan 571737, China
² School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China)

Abstract Theory analyze the creep property of film in fluctuating temperature conditions. A numeric model is established basing on ANSYS software with taking WC-6% Co as substrate and (Ti, Al)N as film. The degradation rule of temperature field and stress field with the increasing and decreasing film's temperature are analyzed. The calculated results show that: in the fluctuating temperature conditions, the function of stress creep can be derivated by the one of stress creep curve under the history temperature of constant temperature. And the compress stress increases with the increasing of temperature, the tensile stress is produced with the decreasing of temperature. The size of tensile stress in the direction of normal axis is three times as big as optical axis. The fracture of film probably happens more than that of spall.

Key words thin film; creep property; temperature field; stress field; evaluation

1 引 言

近年来, 工程材料的高温蠕变研究是材料研究领域中最具吸引力的一个方面^[1~5]。在膜/基材料研究方面, 由于薄膜的高温蠕变性能与单一材料的不同, 受膜/基材料界面结合形式和形态影响, 因此, 薄膜的蠕变性能不仅反映膜/基界面层裂和薄膜断裂前的一种热弹塑性行为, 而且还是界面结合强度的一个重要表征。

众多学者用实验对涂层材料的结合强度进行了

研究^[6~10], 已经提出检测界面结合强度的方法有直接剥离法^[6]、压痕法^[7,8]、划痕法^[9~11]、弯曲法^[9]、冲击法^[12]、激光层裂法和界面压入法^[13]等。但对连续移动激光热源作用下, 膜/基材料中薄膜的蠕变性能的研究很少。上述方法测量的结果, 与基体和涂层的复杂弹塑性行为有关, 可重复性差, 所测得的结合强度并不能代表涂层的附着力, 只是基体和涂层弹塑性行为的综合结果, 而且这些方法在测量技术及力学计算中均存在很多问题^[6~10]。薄膜比涂层要

基金项目: 华南热带农业大学科技基金项目 (Rnd0504, Rnd0624) 资助课题。

作者简介: 李 粤 (1965—), 男, 广西北流人, 副教授, 硕士研究生, 主要从事激光动态检测的研究。

E-mail: liyue_888888@163.com

导师简介: 张永康 (1964—), 男, 江苏大学机械工程学院院长、教授, 博士生导师, 主要从事激光加工与检测、特种加工方面的研究。E-mail: ykzhang@ujs.edu.cn

薄,一般为几个到几十微米,而基体材料一般为毫米级^[14]。用实验定量地评估薄膜的蠕变性能是一项非常重要却又相当困难的工作,主要原因是:1) 薄膜的蠕变行为是在层裂或断裂之前发生的,因此,必须准确判定界面层裂或断裂的时间、应力及其性质和发生部位,对此目前还没有一种公认的测定方法;2) 由于薄膜的材料种类、属性不同,每种种类的层裂或断裂的突变信号不同其蠕变行为也不同,不可能对每种薄膜都进行实验研究,因为无论从经济上还是从可行性上来讲都是不现实的。

通过薄膜的温度场和应力场的有限元模拟,可以弥补用实验方法难以获得的薄膜在热源区域内温度场及应力场的分布情况,掌握薄膜裂纹萌生前的应力和应变的动态变化,分析薄膜的蠕变行为。将模拟结果与一定条件下相应的实验结果互为印证,不失为研究薄膜蠕变性能的一种合理而且可行的方法,这对长期高温环境下的膜基零件的设计、工艺参数的研究具有重要意义。基于上述考虑,本文利用 ANSYS 软件,建立了连续移动高斯激光热源^[15] 辐照下的 (Ti, Al)N 薄膜蠕变的三维有限元模型,通过合理设定边界条件、匹配时间步长与网格尺寸进行温度场、应力场分析。用这种方式确定薄膜的热弹塑性机制,并实现对薄膜热力学效应的评估。

2 薄膜蠕变性能的理论分析

以往材料蠕变分析的方法,只限于恒温或恒外力的条件下研究其应力、应变随时间变化而变化的情况^[16],这显然是不够全面的。因为,膜基零件在加温(如回火)或降温(如淬火)过程中,由于温度变化大,薄膜材料的松弛及蠕变模量变化也较大。其应力及应变已不是恒温条件的曲线(即仅为时间的函数),而是时间和温度的函数曲线。另一方面,在加温及降温过程中,热量在薄膜和基体两层介质之间传导时,由于薄膜及基体材料的热物理属性不同,松弛及蠕变模量也不相同,基体和薄膜之间互相制约,因此,其界面的热力学响应及应力分布显得更为复杂。

在非恒温的情况下,薄膜的应力、应变变化曲线可以根据变温黏弹性理论,对薄膜在非恒温过程中的松弛和蠕变模量用转换方法获得,即可用一组恒温下的应力、蠕变曲线确定沿任一温度历史条件下的变温应力、蠕变应变函数。

膜/基零件恒温条件下的应力公式为^[17]

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma &= \frac{Y_{Es} h_s^2}{6(1-\nu_s)h} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{R_i} \right), & (1a) \\ \sigma_s &= -\frac{2}{3} \frac{Y_{Es} h_s}{1-\nu_s} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{R_i} \right), & (1b) \end{aligned} \right.$$

式中下标 s 指基体, R_i, R 分别为界面上基体和薄膜的曲率半径, h 和 h_s 分别为薄膜和基体的厚度 ($h \ll h_s$), ν 为泊松比, Y_E 为杨氏模量, σ 为界面的应力分量。

薄膜蠕变应变可由公式得出^[17]

$$f(\tau) = \epsilon(t) \exp \left[-\frac{U}{kT} \left(1 - \frac{\tau}{\tau_0} \right) \right], \quad (2)$$

式中 U 是活化能, k 是斯特藩-玻尔兹曼 (Stefan-Boltzmann) 常数, 约为 $5.67 \times 10^8 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$, T 是薄膜温度, τ 是流动速度, τ_0 是 0 K 时的流动强度, $\epsilon(t)$ 是薄膜蠕变模量, 可表示为

$$\epsilon(t) = K_c \sigma^n t, \quad (3)$$

其中 K_c, n 为材料常数, 在恒温下 $\epsilon(t)$ 是只与时间 t 有关的函数。式(1a), (1b)中, 令:

$$E = \frac{Y_{Es}}{1-\nu_s} \left(\frac{1}{R} - \frac{1}{R_i} \right). \quad (4)$$

同理, (4)式也是在恒温条件下, 只与时间 t 有关的薄膜松弛模量。

在某恒定温度 T_i 下, 薄膜的松弛模量和蠕变模量的时间函数分别为 $E(T_i, t)$ 和 $\epsilon(T_i, t)$ 。若需求得薄膜在变温条件下的应力、蠕变应变曲线, 则需要对一组已知的不同恒温温度下的应力、应变曲线中的松弛模量 $E(T_i, t)$ 和蠕变模量 $\epsilon(T_i, t)$, 分别进行数值转换。

首先将图 1 所示中的二维状态下的薄膜温度历史曲线 $T(t)$ 离散为若干时间段下的温度 T_0, T_1, \dots, T_i , 用阶梯折线 $T^*(t)$ 近似代替 $T(t)$ 。阶梯水平线表示不同温度下的恒温松弛, 阶梯竖线表示从一个恒温状态突变到下一个恒温状态; 然后, 将各恒温状态下松弛模量 $E(T_i, t)$ 和蠕变模量 $\epsilon(T_i, t)$ (仅为时间 t 的函数) 分别与 $T^*(t)$ 合成后, 即可得出图 2 所示的变温条件下的松弛模量 $E(T, t)$ 和蠕变模量

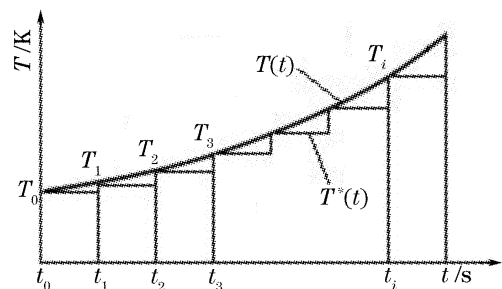


图 1 温度历史的逼近

Fig. 1 Approach of history temperature

薄膜层

$$-k_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} = \xi(T - T_E) + k\mu(T^4 - T_E^4), \quad (8a)$$

基体层

$$-k_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} = \xi_s(T_s - T_E) + k\mu_s(T_s^4 - T_E^4), \quad (8b)$$

选用薄膜材料(Ti,Al)N 和基体材料 WC-6%Co 作有限元模拟,其热物性参数见表 1^[17]。

表 1 薄膜基体的热物性参数

Table 1 Thermal-physical properties of film and substrate

Parameter	(Ti,Al)N	WC-6%Co
Young's modulus Y /GPa	$305 - 0.05 / (T/K)$	620
Poisson's ratio ν	0.25	0.22
Coefficient of linear expansive α /K ⁻¹	$8.335 \times 10^{-6} + 1.71 \times 10^{-9} / (T/K)$	5.5×10^{-6}
Thermal conductivity K /[W/(m · K)]	$12.35 + 5294 / (T/K)$	
Density D /(kg/m ³)	TiN: 5.21×10^3	14.9×10^3

4 计算结果与讨论

4.1 热分析

采用激光功率为 10 W,光斑直径为 0.4 mm,扫描速度为 50 mm/s,激光束垂直薄膜上表面,并且从左端中央开始,自左至右直线扫描。从图 4 激光扫描 0.09 s 时薄膜上表面温度分布云图可直观看到移动激光热源为拖着尾巴的彗星状分布而非圆形分布。

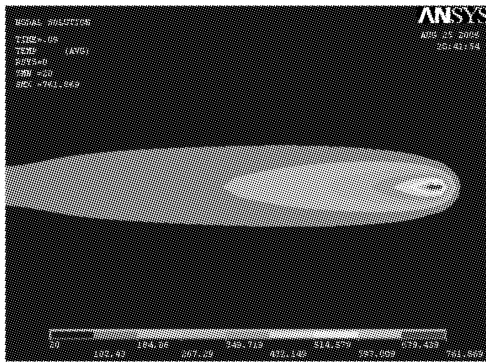


图 4 0.09 s 时薄膜上表面的温度场云图

Fig. 4 Nephogram of temperature distribution in the film upper face at 0.09 s

图 5 和图 6 为在激光光束方向上,光斑中心点在薄膜上表面至基体厚度方向(z 轴反方向)的温度

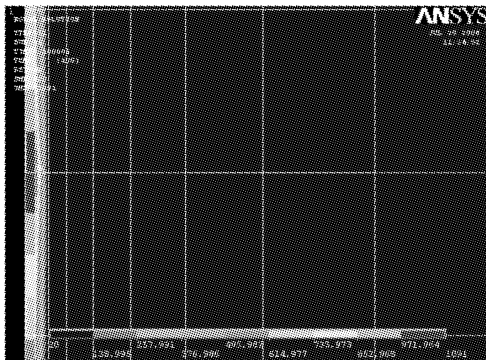


图 5 纵截面温度云图

Fig. 5 Nephogram of temperature distribution in the longitudinal section of film

变化云及分布曲线,图中可见在 0~0.006 mm 范围内(即薄膜厚度)温度的变化远远大于基体的变化。图 7 为界面温度随激光辐照时间的变化而变化的曲线,图中由常温状态(20 °C)升至 1030 °C 所用时间约为 0.008 s。

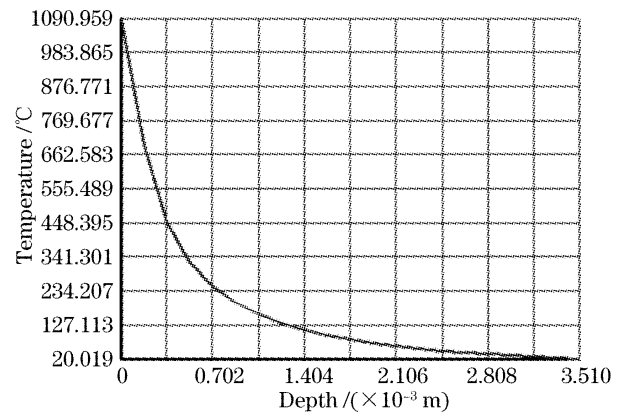


图 6 沿光束方向的温度分布曲线

Fig. 6 Temperature distribution curve in optical axis

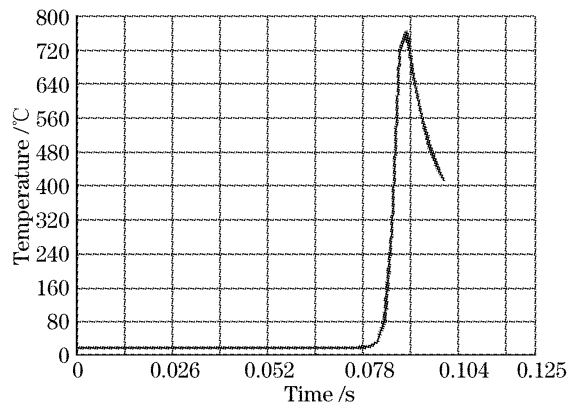


图 7 界面温度随时间的变化曲线

Fig. 7 Temperature versus time at interface

可以得出激光辐照下峰值温升及其出现位置,从而可通过温度场的设计使薄膜内部及其界面获得合理的分布^[18]。

重复不同激光功率的辐照,可计算出其积累温

升^[19]和温升所用时间,这为薄膜的层裂及断裂的研究提供定量的依据。

由热分析结果,可进一步得到薄膜热应力分布及其热变形量,从而与薄膜层裂及断裂建立直接联系。

4.2 热应力分析

图 8 为移动激光热源辐照下,扫描时间为 0.01 s 时的薄膜和基体的温度场及应力场的分布云图。由于温度较低(最高温度为 462 °C),薄膜处在热弹或热塑机制状态,而非熔融机制,因此不存在薄膜的相变潜热问题。从图 8(a),(b)两图可以看出,

在热源区域内,应力的变化随温度的变化而变化。

图 9(a)为激光扫描时间 0.01 s 时,光轴方向上自薄膜上表面到基体方向变化的光斑中心温度分布图,图 9(b)是应力分布图。由两图可见,温度升高时,压应力增加,温度下降(冷却)时,压应力减少,直到出现较大的拉应力,其变化范围为 -127 ~ 170MPa,变化值约为 297 MPa,通过改变不同的温度值反复实验表明,随着薄膜温度升高,该应力的变化值也将随着增加。

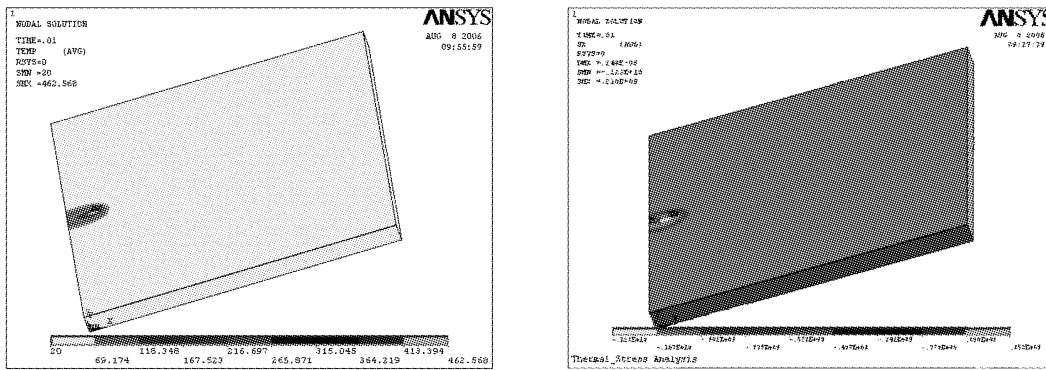


图 8 0.01 s 分布云图。(a) 温度云; (b) 应力云

Fig. 8 Nephogram of distribution at 0.01s. (a) nephogram of temperature; (b) nephogram of stress

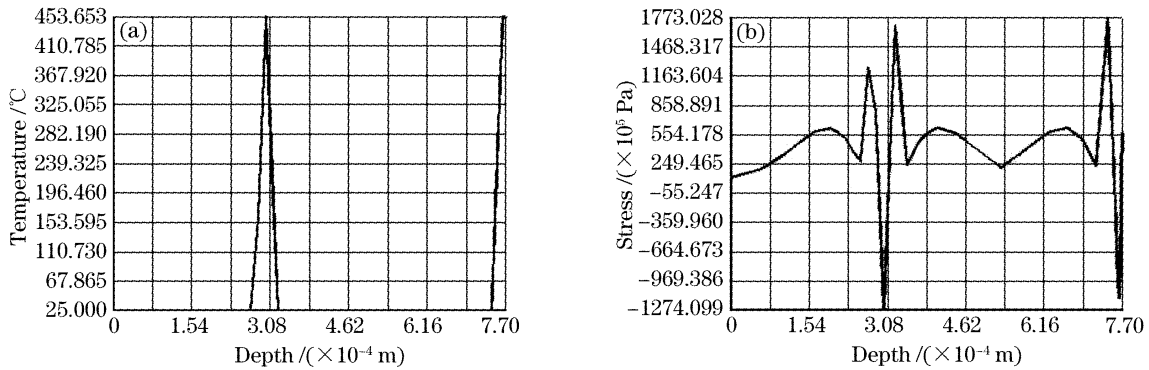


图 9 光轴方向上光斑中心分布曲线。(a) 温度分布; (b) 应力分布

Fig. 9 Distribution curves of laser spot along direction of ray axis. (a) temperature distribution curve; (b) stress distribution curve

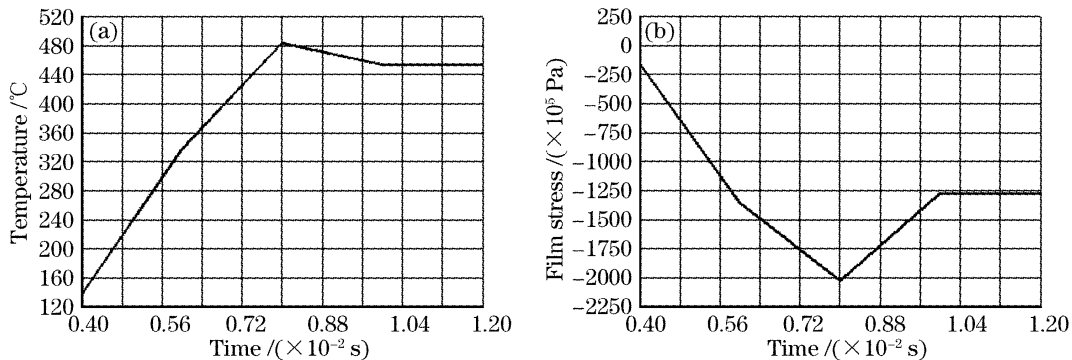


图 10 历史变化曲线。(a) 温度; (b) 应力

Fig. 10 Historical varied curves. (a) temperature; (b) stress

图 10(a),(b)分别是激光扫描时间0.01 s时薄膜界面温度和应力历史变化曲线,温度从常温状态

升至 488 ℃ 时,所用的时间为 0.008 s。从图 9 和图 10 可见,如果在界面形成的应力变化值达到或超过了界面的结合强度的临界值后,薄膜就会在拉应力的作用下产生脱黏,形成层裂,而且是在很短的时间内发生。

热源区域对冷区域的影响如图 11 所示,(a),(b)分别为界面上以热源中心为起点的纵向和横向方向上的温度分布曲线,(c)、(d)分别为应力分布曲

线。由图可见,冷、热区域的温差为 450 ℃ 时,两个方向上的应力变化范围均达约 1.0 GPa 以上,是厚度方向的应力变化值的 3 倍。冷、热区域的应力变化值达到或者超过了薄膜许用应力后,薄膜将会出现断裂。比较厚度方向的应力变化值可知,长、宽方向的蠕变行为要比厚度方向上的强得多,相应的在同样温度条件下,薄膜断裂概率要比层裂大得多。

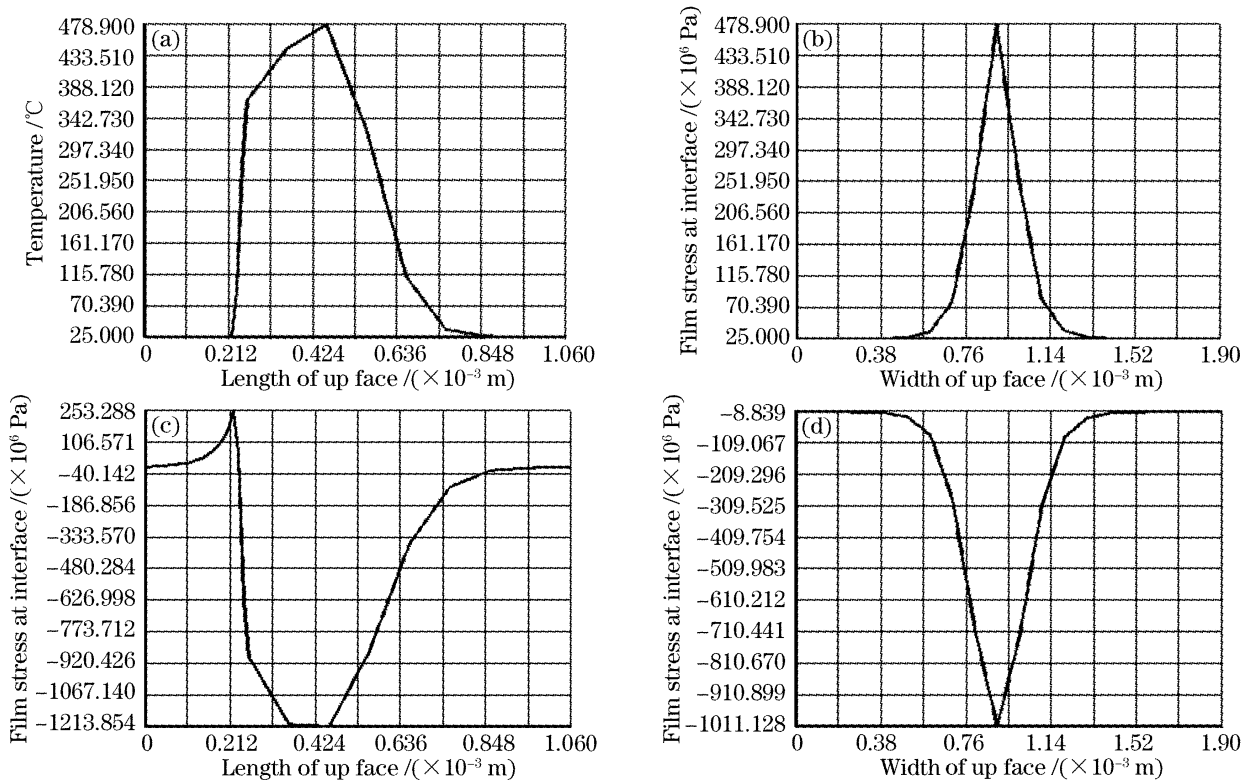


图 11 界面上各种分布图线。(a) 纵向温度分布; (b) 横向温度分布; (c) 纵向应力分布; (d) 横向应力分布

Fig. 12 Different distribution curves at the interface film/substrate. (a) temperature distribution of lengthwise; (b) temperature distribution of crosswise; (c) stress distribution of lengthwise; (d) stress distribution of crosswise

5 结 论

通过激光加载和薄膜的应力测量可以确定薄膜的热力学响应,激光热源区域的蠕变行为是由于薄膜内的应力变化引起的;在进行非恒温状态下薄膜的蠕变性能分析时,可以用一组恒温状态下的应力、蠕变曲线确定沿任一温度历史条件下的变温应力、蠕变函数。以 WC-6%Co 为基体的 (Ti, Al)N 薄膜的蠕变性能,利用 ANSYS 软件,建立连续移动激光热源辐照下的温度场及应力场的计算模型进行热分析和热应力分析。分析结果表明,升温过程中,薄膜的压应力增大,降温(冷却)过程压应力减少,直至产生较大的拉应力;在热源区域内,在光轴方向上,当冷、热区域产生的热应力达到界面的临界值时,将有可能产生层裂;在垂直于光轴长度和宽度方向上,薄

膜产生的应力变化值是光轴方向的 3 倍,该值超过薄膜的强度时,将引起薄膜断裂,因此,在相同温度条件下,若膜/基结合强度与薄膜的机械性能强度相当,那么,薄膜断裂要比层裂的可能性也要大得多。

参 考 文 献

- 1 W. Pompe, H.-A. Bahr, I. Pflugbeil *et al.*. Laser induced creep and fracture in ceramics[J]. *Materials Science and Engineering*, 1997, **A233**: 167~175
- 2 Dong-Joo Lee. Estimating tensile creep rate of ceramics from flexure data [J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 1996, (16): 1377~1383
- 3 J. Xu, R. M. Mcmeeking. Finite element simulation of powder consolidation in the formation of fiber reinforced composite materials[J]. *Int. Mech. Sci.*, 1995, **37**(8): 883~897
- 4 Min Lu, K. J. Hemke. Intermediate temperature creep properties of gamma TiAl[J]. *Acta Mater*, 1997, **45**(9): 3573~3585
- 5 Cheng Liu, Ping Liu, Zhenbo Zhao *et al.*. Room temperature

- creep of a high strength steel[J]. *Materials and Design*, 2001, (22): 325~328
- 6 M. Sexsmith, T. Troczynski. Development of peel adhesion test for thermal spray coatings[C]. *Proc. ITC '95*, 1995. 897~901
- 7 J. Lesage, P. Demarecaux, D. Chicat *et al.*. Adhesion of thermal sprayed coatings; A model for the interface indentation test[C]. *Proc. ITSC '95*, 1995. 891~896
- 8 B. Rother, L. A. Donohue, H. Kapple. Quantification of the interface strength between (Ti,Zr)N coatings a high speed steel [J]. *Surf. Coat. Technol.*, 1996, **82**: 214~217
- 9 Herrera-Franco P. J., Drzall L. T. Comparison of methods for the measurement of fibre/matrix adhesion in composites [J]. *Composites*, 1992, **23**(1): 2~27
- 10 Fouad Attar, Thomas Johannesson. Adhesion evaluation of thin ceramic coatings on tool using the scratch testing technique[J]. *Surf. Coat. Technol.*, 1996, **78**: 87~95
- 11 B. Rother, D. A. Dietrich. Evaluation of interface strength between TiN coatings and hardened high speed steel substrates [J]. *Thin Solid Films*, 1995, **625**: 74~75
- 12 H. Ollendorf, D. Schneider. A comparative study of adhesion test methods for hard coatings[J]. *Surf. Coat. Technol.*, 1999, **113**: 86~102
- 13 Zhou Ming. Study on the quantitative determination and diagnosis technique of the adhensive strength by laser spallation technique[D]. Jiangshu: Jiangsu University, 2002. 5~6
周 明. 激光层裂法定量测试界面结合强度与诊断技术研究 [D]. 江苏: 江苏大学, 2002. 5~6
- 14 Zhou Ming, Zhang Yongkang, Cai Lan. Detemination of the interfacial bonding strength of thin films by the laser spallation technique[J]. *Science in China, Ser. E*, 2002, **32**(1): 28~36
周 明, 张永康, 蔡 兰. 激光层裂法定量测定薄膜界面结合强度 [J]. 中国科学(E辑), 2002, **32**(1): 28~36
- 15 Xi Mingzhe, Yu Gang. Numerical simulation for the transient temperature field of 3D moving laser molten pool[J]. *Chinese J. Lasers*, 2004, **31**(12): 1527~1532
席明哲, 虞 钢. 连续移动三维激光熔池温度场数值模拟[J]. 中国激光, 2004, **31**(12): 1527~1532
- 16 Fan Muhui, Li Songnian. Finite element method for creep analysis[J]. *J. Hebei Institute of Technology*, 1995, **24**(4): 44~50
范慕辉, 李松年. 蠕变分析的有限元方法[J]. 河北工学院学报, 1995, **24**(4): 44~50
- 17 K. Klotz, H.-A. Bahr, H. Balke *et al.*. Creep analysis and laser-induced cracking of (Ti, Al)N coatings [J]. *Thin Solid Films*, 2002, **413**: 131~138
- 18 Zhao Qiang, Fan Zhengxiu, Zhou Dongping *et al.*. Improving the laser damage resistivity of aluminum mirrors and Si windows by depositing dielectric protection layers [J]. *Chinese J. Lasers*, 1996, **A23**(1): 85~90
赵 强, 范正修, 周冬平等. 利用电介质保护膜提高铝镜和硅窗口的抗激光强度[J]. 中国激光, 1996, **A23**(1): 85~90
- 19 Zhao Qiang, Fan Zhengxiu, Wang Zhijiang *et al.*. Digital analysis of laser induced thermal process in optical coatings[J]. *Acta Optica Sinica*, 1999, **19**(8): 1019~1023
赵 强, 范正修, 王之江等. 激光对光学薄膜加热过程的数值分析[J]. 光学学报, 1999, **19**(8): 1019~1023