

文章编号: 1001-3806(2006)03-0262-03

## 多道搭接激光熔覆层残余应力测试方法研究

胡木林, 谢长生, 黄开金

(华中科技大学 材料科学与工程学院 模具技术国家重点实验室, 武汉 430074)

**摘要:** 为了克服多道搭接激光熔覆层的开裂问题, 分析了熔覆层与基体材料之间的力学关系, 建立了激光熔覆层残余应力测试方法, 推导了残余应力的计算公式。利用该方法对多道搭接激光熔覆层的残余应力分布进行了实验测定。测试结果表明, 熔覆层的表层残余应力为拉应力, 在过渡区出现残余压应力。此方法有助于准确测定熔覆层的残余应力分布。

**关键词:** 激光技术; 激光熔覆; 多道搭接; 残余应力;  $\sin^2\Psi$  法

**中图分类号:** TG156.99; TG665 **文献标识码:** A

### Measurement of residual stress in multitrack laser-clad coating

HU Mu-lin, XIE Chang-sheng, HUANG Kai-jin

(National Laboratory of Plastic Forming Simulation and Mould Technology, Department of Materials Science and Engineering, HUST, Wuhan 430074, China)

**Abstract:** In order to study cracking problem in multitrack laser-clad coating, model and method to measure the residual stress distributed along depth of laser-clad coating are established. Residual stress in the upper layer of multitrack overlapping laser-clad WF218 Nickel-based coating presents as tensile stress, while in the transition zone between coating and substrate, the residual stress presents as compressive stress. Test results show that this technique is helpful to characterize the residual stress distribution in laser-clad coating.

**Key words:** laser technique; laser-cladding; multitrack overlapping; residual stress;  $\sin^2\Psi$  method

### 引 言

激光熔覆中的变形和开裂问题, 其直接原因在于熔覆层的内应力及残余应力。影响激光熔覆层残余应力的因素很多, 其分布状态很复杂。熔覆层残余应力的研究可以从两方面着手: 一是利用力学方法计算激光熔覆过程中材料被加热熔化、随后又冷却凝固时的热弹塑性力学行为, 进而分析熔覆层中残余应力的产生机制, 在这方面焊接过程的热应力模拟取得了令人满意的进展<sup>[1~3]</sup>; 二是通过实验方法研究熔覆层中残余应力的分布特点<sup>[4~8]</sup>, 目前, 大多数残余应力研究结果均是实验测定的。

熔覆层的组织具有快速凝固、定向生长特点, 为典型的织构组织。关于织构材料残余应力的测量, 目前, 已有高指数晶面法、多晶面法、晶面群法和晶体取向分布函数法等<sup>[9, 10]</sup>多种方法问世, 但还没有一种方法能够普遍解决这个问题。

作者建立了一种简便、有效的测量含织构组织如激光熔覆层的残余应力 X 射线衍射方法。利用该方

法对多道搭接激光熔覆层的残余应力分布进行了实验测定。

### 1 试验材料、设备及方法

将 A3 钢截成 70mm × 50mm × 10mm 的试块, 并在 500 °C 进行去应力退火, 然后去除上下表面的氧化皮。采用送粉法在 5kW CO<sub>2</sub> 激光加工系统上进行多道搭接激光熔覆 WF218 镍基合金<sup>[11]</sup>。所用的功率为 3kW, 光斑直径为 4mm, 扫描速度为 6mm/s, 绝对送粉量为 25mg/mm。

应力测试在 RIGIKU 型 X 射线衍射仪上进行。应力的测量采用  $\sin^2\Psi$  法, 结合弹性力学原理测定熔覆层的残余应力分布。通过化学腐蚀对熔覆层进行剥离, 实现残余应力沿熔覆层厚度方向分布的测量。

### 2 残余应力的测试原理

X 射线对金属材料的穿透能力非常有限, 通常深度一般为几十微米, 因此, 只能作为平面应力的 X 射线测定。在 X 射线残余应力测定中, 要求试样在 X 射线有效穿透深度内满足各向 (或伪各向) 同性和一维或二维应力状态这两个条件。此时, 应力值为<sup>[11]</sup>:

$$\sigma_{\phi} = \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{\partial d}{\partial(\sin^2\Psi)} = K \frac{\partial(2\theta)}{\partial(\sin^2\Psi)} \quad (1)$$

作者简介: 胡木林 (1969-), 男, 博士, 主要从事激光材料加工、激光制备新材料研究。

E-mail: humulin@163.com

收稿日期: 2005-05-19; 收到修改稿日期: 2005-11-25

式中,  $K$  为 X 射线应力常数, 可通过查表或标定来确定,  $E$  为弹性模量,  $\nu$  为泊松比,  $d$  为晶面间距,  $2\theta$  为 X 射线衍射角; 测量方位角  $\phi, \Psi$  分别如图 1 坐标所示。

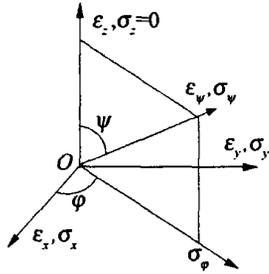


Fig 1 Illustration of residual stress measurement by XRD

对于平面应力情况, 图中  $\sigma_z = 0$ 。根据  $d$  或  $2\theta$  对  $\sin^2\Psi$  的回归直线斜率, 就可以求得应力值。

为了测定物体内部较深部位的应力, 还须将欲测的部位剥露到表面, 然后进行测定。由于待测试样外部的材料被剥除, 应力释放, 残余应力发生重新分布, 所以在剥露出来的部位上测定的应力值并非该处原来的真实应力值。最表面逐层剥除前, 最表层的初始残余应力值为已知的, 然后逐层剥除, 逐层用弹性力学方法计算剥除后测得的应力值的校正量, 从而得到未剥除时的内部各点的应力值。即剥除前的真实应力  $\sigma_r$ :

$$\sigma_r = \sigma_r' + \Delta\sigma_r \quad (2)$$

式中,  $\sigma_r$  为剥除后测得的应力值,  $\Delta\sigma_r$  为弹性力学修正值。但是如前面所述, 激光熔覆层的组织为定向快速凝固组织, 具有织构特征。含织构材料不满足弹性各向同性的条件,  $2\theta$  值与  $\sin^2\Psi$  之间呈振荡曲线关系, 无法采用常规方法进行测量。

作者采用反推法来确定熔覆层的残余应力值, 其依据为材料力学和弹性力学的叠加原理。如图 2 所示, 选取基材的底面  $ABCD$  面为测试面, 通过测量  $ABCD$  面上的残余应力值随着熔覆层的逐步剥除过程中的变化, 反推熔覆层的残余应力分布。

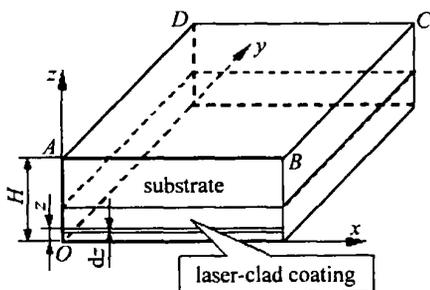


Fig 2 Residual stress calculating model with stepped removing coating

多道搭接激光熔覆试样的几何形状为长方形平板。在推导熔覆层残余应力校正前作如下假设: 在平行于中性面的任一平面内是均匀分布的; 残余应力分布仅随板的厚度而变化; 平行于板的中性面的任一平面, 在剥除前后保持不变。

如图 2 所示, 熔覆层的残余应力为待测应力, 熔覆

层的最初表面为  $x$ - $y$  坐标平面, 基体的  $ABCD$  面为 X 射线的实际测试面。

设熔覆层中厚度  $z$  处  $x, y$  方向的真实应力分别为  $\sigma_x(z), \sigma_y(z)$ ; 熔覆层剥去厚度  $z$  时, 实验测得  $ABCD$  面上的应力为  $\sigma_x^0(z), \sigma_y^0(z)$  (上标 0 表示实验测得的应力值)。则当  $z=0$  时,  $ABCD$  面上的应力为最初测量结果:  $\sigma_x^0(0), \sigma_y^0(0)$ 。

设剥层厚度为  $z$  时,  $\sigma_x^0(z), \sigma_y^0(z)$  与最初测量值的偏差为  $\Delta\sigma_x^0(z), \Delta\sigma_y^0(z)$ , 其大小为:

$$\Delta\sigma_i^0(z) = \frac{1}{H-z} \int_0^z \sigma_i(\xi) d\xi \quad (i = x, y, \text{下同}) \quad (3)$$

式中,  $\xi$  为积分变量。由于熔覆层剥除是单边进行的, 这将给试样带来附加的弯矩  $M_x(z), M_y(z)$  以及由此引起的附加应力  $\Delta\sigma_{M_x}^0(z), \Delta\sigma_{M_y}^0(z)$ :

$$M_i(z) = \int_0^z (H-\xi) \sigma_i(\xi) d\xi \quad (4)$$

$$\Delta\sigma_{M_i}^0 = \frac{6}{(H-z)^2} \int_0^z (H-z) \sigma_i(\xi) d\xi \quad (5)$$

根据 (2) 式, 可得  $\sigma_x^0(z), \sigma_y^0(z)$ :

$$\sigma_i^0(z) = \sigma_i^0(0) + \Delta\sigma_i^0(z) + \Delta\sigma_{M_i}^0(z) \quad (6)$$

将 (3) 式 ~ (5) 式分别代入 (6) 式中可得:

$$\sigma_i^0(z) = \sigma_i^0(0) + \frac{1}{H-z} \int_0^z \sigma_i(\xi) d\xi + \frac{6}{(H-z)^2} \int_0^z (H-\xi) \sigma_i(\xi) d\xi \quad (7)$$

(7) 式中等式右侧的两项积分为变上限积分,  $\sigma_x^0(0), \sigma_y^0(0)$  为常数。对  $z$  求导, 可得:

$$\frac{d\sigma_i^0(z)}{dz} = \frac{7\sigma_i(z)}{H-z} + \frac{1}{(H-z)^2} \int_0^z \sigma_i(\xi) d\xi + \frac{12}{(H-z)^3} \times \int_0^z (H-\xi) \sigma_i(\xi) d\xi \quad (8)$$

等式后两项为残余应力的校正量的  $1/(H-z)$  倍, 相对应力值而言为一高阶微量, 可以忽略。对上式整理后有:

$$\sigma_i(z) = \frac{(H-z)}{7} \frac{d\sigma_i^0(z)}{dz} \quad (9)$$

(9) 式中,  $\sigma_x^0(z), \sigma_y^0(z)$  的值为实验测量数据,  $\frac{d\sigma_x^0(z)}{dz}, \frac{d\sigma_y^0(z)}{dz}$  可以通过测量结果对  $z$  的数值微分求得。因此, 熔覆层的任意深度  $z$  处的应力值  $\sigma_x(z), \sigma_y(z)$  可以由基体  $ABCD$  面的实测应力值随熔覆层剥除的厚度  $z$  的变化来确定。

### 3 残余应力测试结果及分析

多道搭接镍基合金 WF218 激光熔覆层中表层的残余应力的 X 射线衍射法测量结果如图 3 所示, 其中, 纵向残余应力  $\sigma_1$  为平行于激光扫描方向的残余应

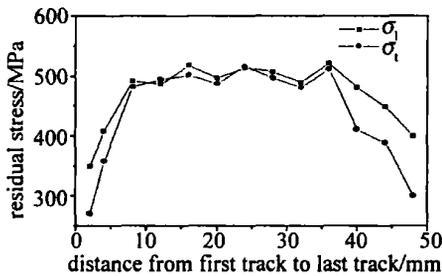


Fig 3 Residual stress distribution along the depth of WF218 alby laser clad coating

力, 横向残余应力  $\sigma_t$  为垂直于激光扫描方向的残余应力。结果表明, 熔覆层表层的残余应力  $\sigma_1$ ,  $\sigma_t$  均为拉应力。从图中可以看出, 纵向残余应力与横向残余应力的分布相似, 在数值上纵向残余应力  $\sigma_1$  略大于横向残余应力  $\sigma_t$ 。在试样的中间部位,  $\sigma_1$ ,  $\sigma_t$  的值大于试样两侧处的相应值, 且分布较为均匀, 测量结果比较稳定。因此, 可以通过对试样中间部位的残余应力的测量结果的比较, 考察激光熔覆工艺参数等对熔覆层的残余应力分布的影响。

图 4 为镍基合金 WF218 熔覆层残余应力沿层深

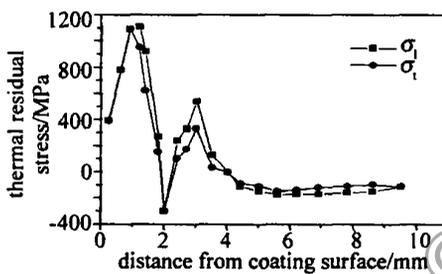


Fig 4 Residual stress distribution along the depth of WF218 alby laser clad coating

的分布曲线。测量结果表明, 熔覆层的残余应力  $\sigma_1$ ,  $\sigma_t$  均为拉应力。从图中可以看出, 纵向残余应力与横向残余应力的分布相似, 在数值上纵向残余应力  $\sigma_1$  略大于横向残余应力  $\sigma_t$ 。

涂层中的残余应力分布特征可以通过图 5 的模型作定性的解释。如图 5a 所示, 熔覆层在温度  $T_s$  下凝

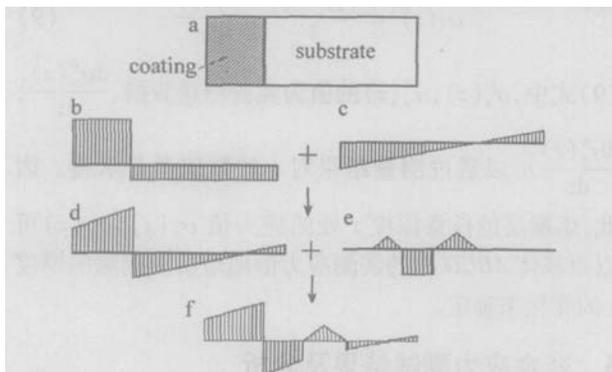


Fig 5 Illustration of the distribution of residual stress in laser-clad coating a—illustration of sample geometry b—stress introduced by dimensions' change c—stress introduced by geometry factor d—stress integration for dimensions change and geometry factor e—stress introduced by microstructure change of materials f—residual stress

固完毕, 此时熔覆层与基体的长度均为  $L_0$ , 假设熔覆层和基体中的温度分布均匀, 分别为:  $T_s$ ,  $T_0$ 。熔覆层在随后的冷却过程中发生收缩, 长度变为  $L'$ , 小于初始长度  $L_0$ 。由于熔覆层与基体之间为冶金结合, 熔覆层的收缩受到基体的抑制, 而产生一张力在熔覆层上形成拉应力。由作用力与反作用力原理, 相应的在基体上也形成了一均布的压应力, 如图 5b 所示。由于熔覆层与基体所构成的结构不对称, 熔覆层的收缩将使试样上产生一附加力偶, 而发生弯曲, 并在试样的截面上形成弯曲应力, 如图 5c 所示, 熔覆层截面上的弯曲应力为压应力, 基体截面上的弯曲应力为拉应力。图 5b 和图 5c 两部分的叠加所得的结果为试样由于几何尺寸的变化所引起的应力, 如图 5d 所示。此外, 在实际的激光熔覆过程中, 基体材料中紧靠熔覆层的区域由于受到热作用, 为热影响区, 其组织将不可避免地发生变化。在一定的工艺条件下甚至出现马氏体组织, 体积也因而发生膨胀, 并在热影响区中产生压应力, 同时在热影响区两侧的熔覆层和基体中的局部区域相应地形成拉应力, 如图 5e 所示。综合试样中有几何尺寸变化和热影响区所引起的应力, 便可得到试样的截面上的实际应力分布, 即图 5f 中所给出的应力。可以看出, 图 5f 中定性分析得到的应力分布与实际测得的试样中的残余应力分布能够比较好地对应起来。

## 4 结论

依据弹性力学的叠加原理, 提出了确定含织构组织的熔覆层残余应力的反推法。通过剥层法测定基体表层的应力的变化间接测定熔覆层的残余应力, 并导出了计算残余应力的公式; X 射线残余应力测试结果表明, 熔覆层表层的残余应力  $\sigma_1$ ,  $\sigma_t$  均为拉应力, 热影响区的残余应力为压应力。

## 参考文献

- [1] DURANTON P, DEVAUX J, ROBN V *et al* 3-D modeling of multi-pass welding of a 316L stainless steel pipe [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 153~154: 457~463.
- [2] YA M, MARQUETTE P, BELAHCENE F *et al* Residual stresses in laser welded aluminum plate by use of ultrasonic and optical methods [J]. Materials Science and Engineering, 2004, 382A (1~2): 257~264.
- [3] FRICKE S, KEM E, SCHMIDT J. Numerical weld modeling—a method for calculating weld-induced residual stresses [J]. Nuclear Engineering and Design, 2001, 206 (2~3): 139~150.
- [4] GANNAKOPOULOS S S A new method for estimating residual stresses by instrumented sharp indentation [J]. Acta Materialia, 1998, 46 (16): 5755~5767.
- [5] LI H, SUN L Z, LI J B *et al* X-ray stress measurement and FEM analysis of residual stress distribution near interface in bonded ceramic/metal compounds [J]. Scripta Materialia, 1996, 34 (9): 1503~1508.

率也各为 250W。

图 5 为双端抽运时的温度分布,可以看出,光纤两端的温度最高,轴线上为 562K,中间的温度最低,轴线上为 389K。图 6 为双端抽运加上一个侧向抽运时

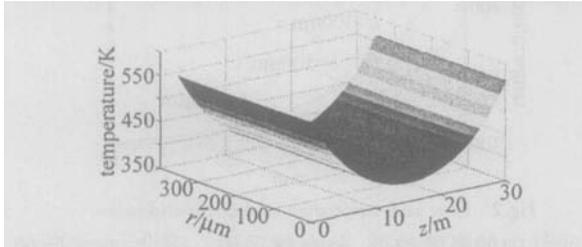


Fig 5 Temperature for two end pumping

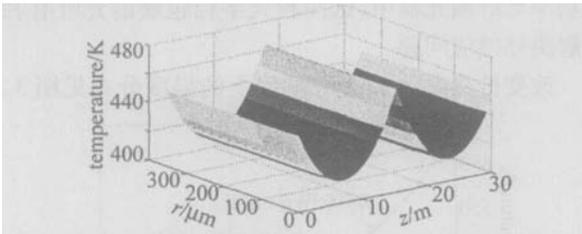


Fig 6 Temperature for two end pumping and side pumping

的温度分布,可以看出,光纤中间的温度最高,两端其次,轴线上的温度分别为 472K和 453K;温度最低点出现在距离两端的 1/4处,轴线上的温度为 415K。与图 2 相比可以发现,采用这两种方式可以降低注入区域的温度,温度分布较为平坦。因此,在高功率光纤激光器中,采用空间多点抽运的方式能够降低注入区域的温度,使光纤内的温度分布较平坦。

### 3 结论

通过求解热传导方程,推导出掺  $\text{Yb}^{3+}$  双包层光纤

激光器中的温度分布表达式,并模拟计算了双包层光纤激光器中的温度分布特性。通过计算分析,可以得到以下结论:(1)包层半径越大,光纤中的温度越低,分布越平坦;(2)采用强迫冷却的方法,可以有效地降低光纤中的温度;(3)空间多点的抽运方式能够降低注入区域的温度,使温度分布较平坦。所得的结果对设计实现千瓦级的双包层光纤激光器提供了参考。

### 参考文献

- [1] LUIS Z. High-power double-clad fiber lasers [J]. *IEEE Journal of Lightwave Technology*, 1993, 11 (9): 1435~1446.
- [2] PATRICK E, DAVID P. High power double clad fiber lasers: a review [J]. *SPIE*, 2002, 4638: 1~12.
- [3] ZHANG J, PAN Y Zh, HU G J *et al* Output characteristics of  $\text{Yb}^{3+}$  doped double-clad fiber grating laser [J]. *Laser Technology*, 2004, 28 (2): 173~176 (in Chinese).
- [4] WEBER T, LOTHY W, WEBER H P *et al* Cladding-pumped fiber laser [J]. *IEEE J Q E*, 1995, 31 (2): 326~328.
- [5] JEONG Y, SAHU J K, PAYNE D N *et al* Ytterbium-doped large-core fiber laser with 1.36kW continuous-wave output power [J]. *Optics Express*, 2004, 12 (25): 6088~6092.
- [6] BROWN D C, HOFFMAN H J. Thermal, stress, and thermo-optic effects in high average power double-clad silica fiber lasers [J]. *IEEE J Q E*, 2001, 37 (2): 207~217.
- [7] COUSNS A K. Temperature and thermal stress scaling in finite-length end-pumped laser rods [J]. *IEEE J Q E*, 1992, 28 (4): 1057~1069.
- [8] DAVIS M K, DICONNET M J F, PANTELL R H. Thermal effects in doped fibers [J]. *IEEE Journal of Lightwave Technology*, 1998, 16 (6): 1013~1023.
- [9] DOMINIC V, MACCORMACK S, WAARTS R. 110W fiber laser [J]. *Electron Lett*, 1999, 35 (14): 1158~1160.
- [10] YAN P, GONG M L, LI Ch *et al* Distributed pumping multifiber series fiber laser [J]. *Optics Express*, 2005, 13 (7): 2699~2706.
- [9] DRDANNOVA I, FORCEY K S. Texture and residual stresses in thermally sprayed coatings [J]. *Surface and Coatings Technology*, 1997, 91 (3): 174~182.
- [10] FRANCO ISM, PANA J, DASA *et al* Residual stresses and crystallographic texture in hard-chromium electroplated coatings [J]. *Surface and Coatings Technology*, 1997, 96 (2~3): 148~162.
- [11] HU M L. Study on the theory of materials consistency for laser cladding design [D]. Wuhan: Huazhong University of Science & Technology, 2001. 21~24 (in Chinese).

(上接第 264页)

- [6] PERRY A J, SUE J A, MARTIN P J. Practical measurement of the residual stress in coatings [J]. *Surface and Coatings Technology*, 1996, 81 (1~2): 17~28.
- [7] LIU Sh H, ZHOU L Z, WAN P T. Investigation on laser induced thermal stress bending [J]. *Laser Technology*, 2001, 25 (4): 258~262 (in Chinese).
- [8] ZOU Sh K, WANG J, WANG H M *et al* Fatigue growth rate of laser shock processed metal sheet [J]. *Laser Technology*, 2002, 26 (3): 189~191 (in Chinese).