

激光熔覆镍基合金温度场和应力场数值模拟

李美艳¹, 韩彬¹, 蔡春波¹, 王勇¹, 宋立新²

(1. 中国石油大学(华东)机电工程学院, 青岛 266580; 2. 海洋石油工程(青岛)有限公司, 青岛 266520)

摘要:文中采用SYSWELD软件分别对激光单道和搭接熔覆过程进行模拟分析. 结果表明,激光熔覆处理时经历了快速加热、快速冷却的过程,具有较高的过热度,单道处理时熔覆层表面中心点峰值温度最高,可达2 589 ℃;随着远离熔池中心,各点峰值温度逐渐降低. 激光单道处理后,熔覆层内受拉应力,最大值出现熔覆层与基体交界处,热影响区受压应力. 搭接处理后第一道熔覆层仍受拉应力,但拉应力值明显降低,最大值在热影响区. 由于第一道熔覆的预热作用,第二道各点峰值温度均高于单道处理,应力最大值出现在靠近熔覆层底部位置,而热影响区受压应力.

关键词:激光熔覆; 镍基涂层; 数值模拟; 温度场; 应力场

中图分类号: TG 178 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2015)05-0025-04

0 序 言

激光熔覆处理是一个具有复杂物理、化学变化的、动态的表面热处理过程^[1]. 激光作用过程中,加热速度和凝固速度都极快,所产生的温度场和应力场与熔覆组织及性能有着密切联系^[2,3]. 如果通过试验方法来检测激光熔覆层的温度场和应力场数值模拟分析分布非常困难,且成本较高. 因此,开展激光熔覆过程的温度场与应力场模拟是一项非常有意义的工作,采用数值模拟的方法可以分析出激光熔覆过程中的温度变化规律和应力分布情况,从而预测熔覆层裂纹敏感性,有利于改善熔覆层组织和性能.

镍基合金在磨损、腐蚀以及高温等苛刻条件下具有良好的综合性能,应用于航天、航海、汽车及石油钻采等领域^[4]. 近年来,采用激光熔覆技术在低成本材料表面制备镍基合金涂层受到了广泛关注^[5]. 然而,由于镍基合金在冷却过程中不发生马氏体转变,且热物性能与基体存在较大差异,因此,镍基熔覆层裂纹敏感性较高. 采用SYSWELD热处理软件对激光熔覆处理的温度场和应力场进行数值模拟,分析了单道和搭接熔覆时温度和应力分布规律,以便更好地为试验及实际生产提供理论指导.

1 有限元模型

1.1 热模型

激光束照射到工件表面,会在试样表面和内部产生随时间变化的温度场. 依据傅里叶定律和能量守恒定律推导出导热微分方程,考虑材料内部的相变潜热,对三维导热微分方程进行求解,便可获得温度场的分布情况,如式(1)所示.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\Phi}{\rho c} \quad (1)$$

式中: Φ 表示相变潜热; ρ, c 和 λ 分别表示材料的密度、比热和热传导系数,它们是温度的函数; x, y, z 是笛卡尔坐标系.

1.2 应力计算

激光熔覆过程的弹塑性力学行为计算的过程中,考虑 Von-Mises 屈服准则、等向硬化及 Prandtl-Reuss 流动定律,应力-应变本构方程为^[6]

$$\{d\sigma\} = [D^{ep}] \{d\varepsilon\} - [C^h][M][\Delta T] \quad (2)$$

式中: $[D^{ep}]$ 为弹塑性刚度矩阵; $[D^h]$ 为热刚度矩阵; $[M]$ 为温度形函数; $[\Delta T]$ 为温度变化量; $d\sigma$ 为应力增量; $d\varepsilon$ 为应变增量.

1.3 热源校正

热源的选择直接影响到激光熔覆温度场的计算精度,特别是对熔池热源附近的高温区域的温度场. 文中采用高斯分布热源模型,分布函数为

$$q(x, y, z, t) = \frac{3Q}{\rho c^2} e^{\left(\frac{-3x^2}{c^2} - \frac{3|z+r(\tau-t)|^2}{c^2} \right)} \quad (3)$$

式中: Q 为能量输入率; $q(x, y, z, t)$ 是 t 时刻在 $(x, y,$

收稿日期: 2013-11-25

基金项目: 石油天然气装备教育部重点实验室(西南石油大学)资助项目(OGE201403-04); 国家自然科学基金(51179202); 山东省自然科学基金(ZR2014EEQ037); 山东省自主创新计划(2012CX80101)

z) 位置的热流量; c 为热源的集中系数; v 为熔覆速度; τ 为热源位置滞后的时间因素。

为提高模拟与试验结果的接近程度, 计算前调用软件中的热源校正工具, 设定以下工艺参数: $P = 3500 \text{ W}$, $v = 200 \text{ mm/min}$, $\Phi = 3.5 \text{ mm}$, 得到了图 1 中考察截面上的熔池截面形貌。由图 1 可知, 熔池形貌与实际光斑尺寸相近, 降低了计算值与实际值之间的误差, 保证了模拟的可靠性。

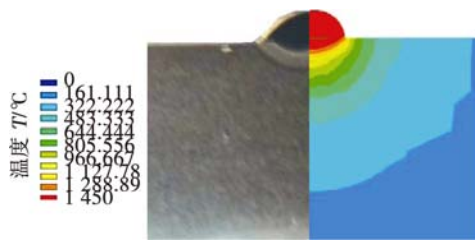


图 1 熔池形貌与热源形貌对比图

Fig. 1 Comparison between molten pool and heat source

1.4 边界条件

试样与周围空气接触表面, 其边界条件如式(4)所示。

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \frac{\partial T}{\partial z} n_z \right) = \alpha (T - T_0) \quad (4)$$

式中: n_x, n_y, n_z 分别是 x, y, z 方向上的方向余弦; T_0 为周围介质温度; T 为工件表面温度, α 为复合换热系数; 包括对流和辐射^[7]。

$$\alpha = \begin{cases} 0.0668T & \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C}) & T_0 < T < 500 \text{ C} \\ 0.231T - 82.1 & \text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C}) & T \geq 500 \text{ C} \end{cases} \quad (5)$$

在试样上表面接受激光照射的部分, 可以将激光看作一种外加的热流密度项, 如式(6)所示。

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \frac{\partial T}{\partial z} n_z \right) = q_s(x, y, z, t) \quad (6)$$

式中: q_s 为单位面积外部输入热流。

2 数值模拟结果及分析

2.1 单道激光熔覆数值模拟

2.1.1 几何模型

根据实验得到的熔覆层实际形貌, 用 Visual-Environment 软件建立几何模型, 尺寸为 $50 \text{ mm} \times 40 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$, 熔覆层余高为 1.33 mm , 熔宽为 3.5 mm , 模型为对称结构, 如图 2 所示。图 2a 为所建几何模型的 1/2。由于主要研究对象是熔覆层, 因此熔覆层网格划分最细密, 热影响区次之, 基体网格比较稀疏(图 2b), 既保证计算结果的精确程度, 又节省

计算时间。

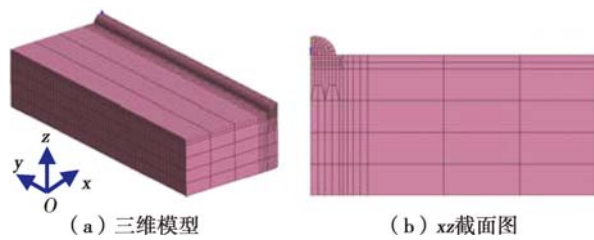


图 2 几何模型

Fig. 2 Geometric model

2.1.2 单道激光熔覆温度场和应力场分析

(1) 温度场分析。将校正后的热源模型、边界条件及材料库等施加到模型上, 对上述试样的连续激光熔覆过程的三维瞬态温度场进行计算。图 3 为离熔池中心点水平方向和垂直方向上各点的温度分布。由图 3 可知, 熔池内经历了快速加热、快速冷却的过程, 且随着远离熔池中心, 峰值温度逐渐降低; 熔池表层中心点峰值温度最高, 可达 2589 C , 随着距表层距离增大, 峰值温度逐渐降低。根据文献[8], 镍基合金的熔点约为 1020 C , 基体熔点约为 1400 C , 由此可见, 激光加热熔池具有足够高的温度以保证熔覆粉末与基体之间的高强度冶金结合。

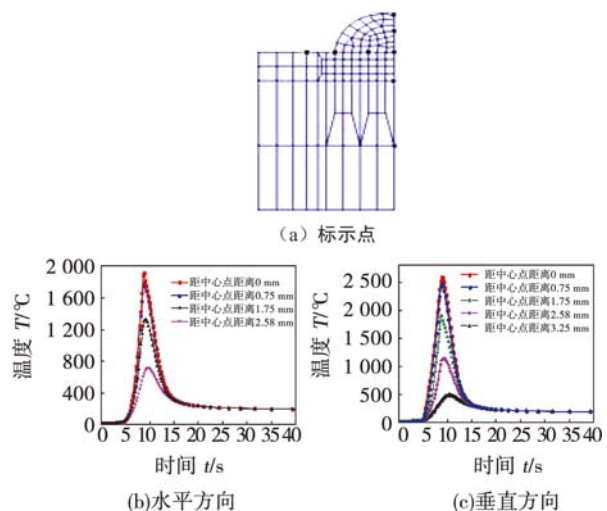


图 3 单道激光熔覆热循环曲线

Fig. 3 Thermal cycling curves of single laser cladding

(2) 应力场分析。由图 4a 单道熔覆处理后熔覆层内应力分布可知, 熔覆层内水平方向上各点在 x 轴和 z 轴方向上应力变化不大, 仅在热影响区产生较小的拉应力, 而在 y 轴方向上产生较高的残余拉应力, 高达 600 MPa , 最大值出现在熔覆层与基体交界处, 且热影响区受压应力。

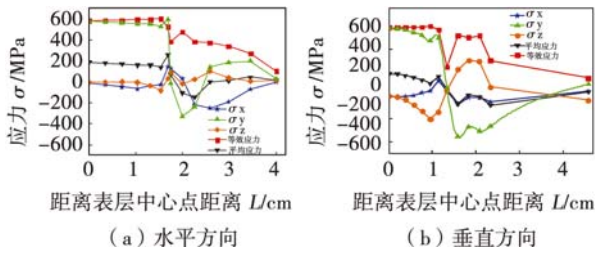


图 4 单道熔覆后应力分布
Fig. 4 Stress distribution of single laser cladding

由图 4b 可知,深度方向上随着距表面距离的增大, x 轴方向应力值较小,基本趋近于零, z 轴方向应力逐渐降低,呈压应力状态,而 y 轴方向熔覆层承受较大的拉应力,热影响区受压. 由此可见,激光熔覆镍基合金时,熔覆层/基体界面处残余拉应力最大,且 y 向应力是各项应力中最大的,表明熔覆层极易沿垂直激光扫描方向发生开裂.

2.2 激光搭接熔覆数值模拟

2.2.1 几何模型

结合单道激光熔覆处理几何模型,建立激光搭接熔覆的模型,搭接率为 30%,模型尺寸为 $50\text{ mm} \times 38\text{ mm} \times 6\text{ mm}$,如图 5a 所示. 在搭接熔覆数值模拟过程中,采用预置粉末的方式进行,需要采用 SY-SWELD 软件中的生死单元技术. 单元的“生”或“死”是指如果模型中加入或删除材料,模型中相应的单元就“存在”或“消亡”,单元生死选项就用于在这种情况下杀死或重新激活选择的单元.

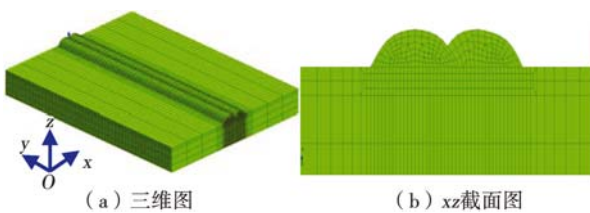


图 5 激光搭接熔覆几何模型
Fig. 5 Geometric model of laser overlapped cladding

2.2.2 激光搭接熔覆温度场和应力场分析

(1)温度场分析. 图 6 为激光搭接熔覆时第一道、第二道和搭接区中心线垂直方向上各点的热循环曲线. 由图 6c 可知,第一道激光处理对第二道熔覆起到预热作用,预热温度 ($950\text{ }^{\circ}\text{C}$) 低于镍基合金熔点,第二道表层点峰值温度最高 ($2\ 871.6\text{ }^{\circ}\text{C}$),且高于单道处理时的峰值温度 ($2\ 589\text{ }^{\circ}\text{C}$). 此外,第二道熔覆对第一道有明显的后热作用(图 6b). 由图 6d 可知,搭接区经历二次重熔,且由于第一道预热作用,二次重熔后搭接区峰值温度更高,高达 $2\ 500\text{ }^{\circ}\text{C}$.

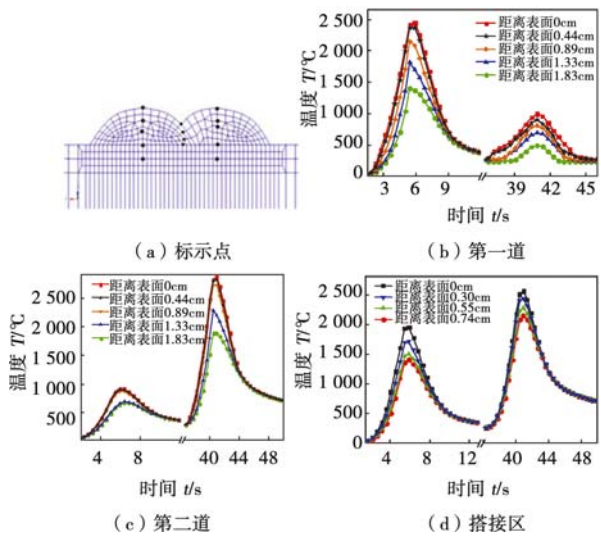


图 6 激光搭接熔覆温度分布
Fig. 6 Thermal cycling curves of laser overlapped cladding

(2)应力场分析. 图 7 为激光搭接处理不同位置各点的应力分布曲线. 由图 7a 可知,第一道熔覆层内受拉应力, y 向应力最大,其峰值可达 390 MPa ,明显低于单道熔覆层内的拉应力值(图 4b),热影响区出现拉应力最大值. 第二道处理后,熔覆层内沿垂直方向上平均应力呈先增大后降低的趋势,应力最大值出现在靠近熔覆层底部位置,而热影响区受压应力(图 7b). 此外激光搭接区受残余拉应力,应力值大小与第二道中心线附近基本一致(图 7c).

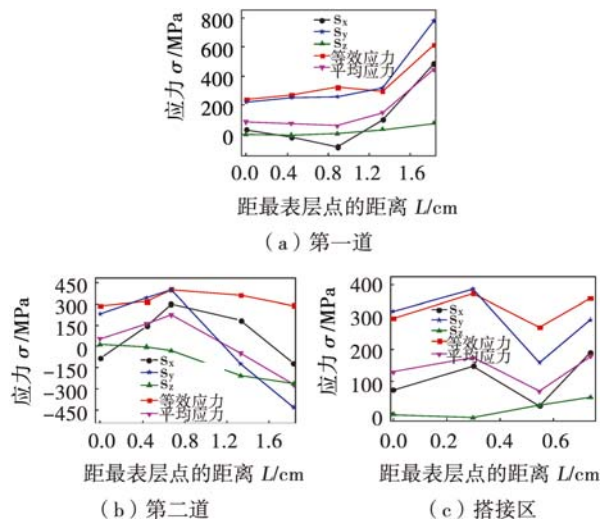


图 7 激光搭接熔覆应力分布
Fig. 7 Stress distribution of laser overlapped cladding

图 8 为界面上各点残余应力分布. 由图 8b 可知,单道熔覆时应力最大值在熔覆层与基体交界处. 对比可见,由于二次重熔作用,搭接处理能明显降低

前一道熔覆层边缘点的应力集中(图8b)。

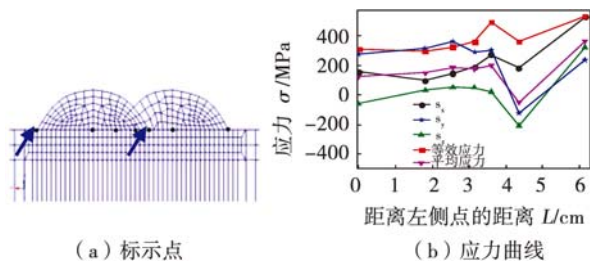


图8 熔覆层/基体界面应力分布

Fig. 8 Stress distribution

3 讨 论

激光熔覆处理后涂层内部存在较大的残余应力,主要包括热应力、组织应力和拘束应力。其中,根据图3和图6中的温度场分析可知,激光熔覆处理经历了快速加热、快速冷却的过程,在熔覆层与基体间形成较高的温度梯度,因此热应力是主要影响因素。其计算公式^[9]为

$$\sigma_{th} = E\Delta\alpha\Delta T / (1 - \nu)$$

式中: E 、 ν 分别是熔覆层的弹性模量和泊松比; $\Delta\alpha$ 是熔覆层与基体间热膨胀系数之差; ΔT 是熔覆温度与室温之差。由此式可知,温度梯度和熔覆层与基体的热膨胀系数之差是产生热应力的主要原因。而镍基熔覆材料与45钢基体间的熔点、热膨胀系数、弹性模量以及导热系数等物理性能参数相差较大,故产生了较大的热应力。其次,激光加热冷却过程中,熔覆层及热影响区发生不同程度的组织转变,导致组织应力的产生。此外,熔池内金属材料的体积膨胀及收缩还受到周围基体的限制,表现为拘束应力。

由图4可知,单道熔覆处理时,残余拉应力是一个三维应力场,峰值出现在熔覆层与基体的交界处,其中沿激光扫描方向(y 轴方向)的残余拉应力最大,因此单道激光熔覆时裂纹多为垂直于激光扫描方向,且裂纹间成平行分布,如图9所示。

激光搭接处理后,搭接区受残余拉应力,且由于二次重熔作用,搭接处理能够明显降低前一道熔覆层边缘点的应力集中(图8)。由于第二道对第一道的后热处理作用,与单道处理相比(图4a),第一道熔覆层的拉应力值明显降低(图7a)。此外,由于第一道熔覆时对第二道的预热作用,显著降低其冷却速度,导致第二道熔覆层内拉应力值显著降低,且第二道激光熔覆层内沿垂直方向上平均拉应力值呈先增大后降低的趋势,应力最大值出现在靠近熔覆层底部位置,而热影响区受压应力。

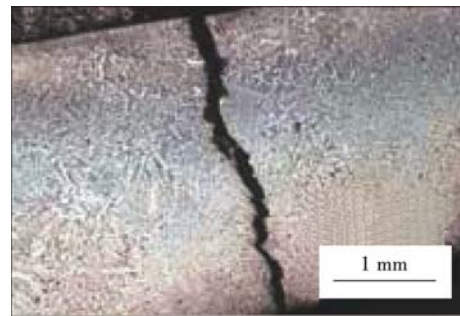


图9 激光单道熔覆裂纹形貌

Fig. 9 Crack morphology of single laser cladding

4 结 论

(1) 激光单道熔覆处理时,熔池表层中心点峰值温度最高,可达2 589 °C,且随着远离熔池中心,峰值温度逐渐降低。

(2) 单道处理后,激光熔覆层内的平均应力呈拉应力状态,应力最大值出现熔覆层与基体交界处,而热影响区呈压应力。

(3) 激光搭接处理时,受第一道的预热作用,第二道各点峰值温度高于单道处理时的峰值温度,搭接区经历二次重熔,且由于第一道预热作用,激光第二道加热时峰值温度升高。

(4) 激光搭接熔覆后,第一道熔覆层仍受拉应力,但拉应力值明显降低,最大值位于热影响区;第二道熔覆层应力最大值出现在靠近熔覆层底部位置,而热影响区受压应力。

参考文献:

- [1] 陈 列, 谢沛霖. 双向扫描激光熔覆止裂机理及试验分析[J]. 焊接学报, 2011, 32(2): 65-68.
Chen Lie, Xie Peilin. Theory and experimental research on controlling crack in double scanning laser cladding process[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(2): 65-68.
- [2] 钟志勇, 傅 卫, 顾轶蓉, 等. 大型框架结构堆焊过程的动态应力及残余应力分析[J]. 焊接学报, 2010, 31(6): 93-96.
Zhong Zhiyong, Fu Wei, Gu Yirong, et al. Analysis of dynamic and residual stresses in overlaying process of large frame construction[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(6): 93-96.
- [3] Hofman J T, de Lange D F, Pathiraj B, et al. FEM modeling and experimental verification for dilution control in laser cladding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211: 187-196.
- [4] Ezugwu E O, Wang Z M, Machado A R. The machinability of nickel-based alloys: a review[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1998, 86(1/3): 1-16. [下转第32页]

一步研究,将对线聚焦超声 TOFD 法声楔块设计及检测参数设定都有着重要的理论指导意义。

4 结 论

(1) 线聚焦超声 TOFD 法能够很大程度上克服常规模式下存在缺陷衍射信号能量水平低、检测结果中小目标不易识别的技术问题。和硬件及软件滤波技术相比较,该方法能更为直接地提高缺陷信号的辨识能力,并易于在实际检测中实现。

(2) 和超声点聚焦探头相比较,线聚焦超声探头辐射声场能够满足在被检测工件深度方向大范围覆盖的需求,在满足能量汇聚的同时,利于实现通过一次扫查覆盖较大焊缝空间。

参考文献:

[1] Chi Dazhao, Gang Tie, Yao Yingxue, *et al.* Weld crack testing method using ultrasonic TOFD technique [J]. *Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 2010, 52(4): 188 -

191.

- [2] Chi Dazhao, Gang Tie. Shallower buried defect testing method based on ultrasonic TOFD[J]. *Journal of Nondestructive Evaluation*, 2013, 32(2): 164 - 171.
- [3] 迟大钊, 刚 铁, 姚英学, 等. 一种基于超声 TOFD 法的近表面缺陷检测模式[J]. *焊接学报*, 2011, 32(2): 25 - 28.
Chi Dazhao, Gang Tie, Yao Yingxue, *et al.* A testing mode for near surface defect detection based on ultrasonic TOFD[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2011, 32(2): 25 - 28.
- [4] 迟大钊, 刚 铁, 高双胜. 超声 TOFD 法检测信号相位识别技术[J]. *焊接学报*, 2011, 32(9): 17 - 20.
Chi Dazhao, Gang Tie, Gao Shuangsheng. Research on phase recognition for ultrasonic TOFD tested signal[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2011, 32(9): 17 - 20.
- [5] 迟大钊, 刚 铁. 一种基于 WMM 的噪声抑制新方法[J]. *焊接学报*, 2011, 32(8): 9 - 12.
Chi Dazhao, Gang Tie. A novel WMM based de-noising method for ultrasonic tested signal[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2011, 32(8): 9 - 12.

作者简介: 迟大钊,男,1976 年生,博士,讲师. 主要从事焊接质量检测与评价方面的教学及科研工作. 发表论文 30 余篇. Email: dzchi@hit.edu.cn

[上接第 28 页]

- [5] Ming Q, Lim L C, Chen Z D. Laser cladding of nickel-based hard-facing alloys[J]. *Surface and Coatings Technology*, 1998, 106(2/3): 174 - 182.
- [6] 李亚娟, 李午申. X80 管线钢环焊缝接头残余应力的数值模拟[J]. *焊接学报*, 2010, 31(6): 97 - 100, 104.
Li Yajuan, Li Wushen. Numerical simulation on welding residual stresses of X80 pipeline girth weld joint[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2010, 31(6): 97 - 100, 104.
- [7] Chaowen Li, Yong Wang, Bin Han. Microstructure, hardness and stress in melted zone of 42CrMo steel by wide-band laser surface melting[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2011, 49(4):

530 - 535.

- [8] Janne Nurminen, Jonne Nakki, Petri Vuoristo. Microstructure and properties of hard and wear resistant MMC coatings deposited by laser cladding[J]. *Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, 2009, 27: 472 - 478.
- [9] McDonald G, Hpendricks R C. Effect of thermal cycling on ZrO₂-Y₂O₃ thermal barrier coatings[J]. *Thin Solid Films*, 1980, 73(10): 491 - 496.

作者简介: 李美艳,女,1982 年出生,博士,讲师. 主要从事焊接、激光强化等材料改性方面的研究. 发表论文 20 余篇. Email: limeiy-an@upc.edu.cn