

灰铸铁表面激光热修复过程建模及热响应分析

伊 鹏 许鹏云 殷克平 李成凯 刘衍聪

(中国石油大学(华东)机电工程学院, 山东 青岛 266580)

摘要 目前灰铸铁表面缺陷的激光热修复成为铸件装备循环再制造的重要途径,针对该修复过程建立可靠的数值模型,在热源表达和边界条件等方面对模型进行细化,经实验验证达到了较高的求解精度。计算结果表明,二次修复是在预热状态下进行的,与单层修复相比,多层修复能够更好地控制温度循环曲线;随着基体表面材料的熔凝循环,长、宽方向先压缩后拉伸,修复阶段以压应力为主,厚度方向则承受交变的拉-压应力循环并以受拉为主,U槽底部应力较侧面更为集中。

关键词 激光技术;热修复;灰铸铁;数值模型;热响应

中图分类号 TG146.2 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL201340.0303007

Laser Thermo-Repairing Process Modeling and Thermal Response Analysis on Gray Cast Iron Surface

Yi Peng Xu Pengyun Yin Keping Li Chengkai Liu Yancong

(College of Mechanical and Electronic Engineering, China University of Petroleum, Qingdao, Shandong 266580, China)

Abstract At present laser thermo-repairing for the defects on gray cast iron surface is becoming an important way of casting equipment cycle remanufacturing. A reliable numerical model for the repair process is established, where the heat source expression and boundary conditions are refined. Then the model is verified by experimental results to achieve higher precision. The calculation results show that the secondary repair is processed in a warm-up state. Compared to single repair, multilayer repair can provide more methods to control temperature cycle curve. In the material fused circulation on matrix surface, the materials are compressed at first and stretched then in length and width direction. Compression stress is given priority in the repair stage, and when materials in thickness direction are under alternating tensile-pressure stress cycle, tension is given priority. Stress becomes more focused in the U trough bottom than its sides.

Key words laser technique; thermo-repairing; gray cast iron; numerical model; thermal response

OCIS codes 140.3390; 140.6810; 140.3580

1 引 言

目前机械工程领域重型装备种类繁多,其承重支撑部分如箱体、缸体、底座等部件要求有良好的减振和导热性能,因此多由灰铸铁类材料铸造而成,然而由于长期工作于重载和振动等恶劣工况,铸件表面易产生微裂纹并不断扩展造成其破坏失效^[1~3],若直接报废将造成巨大经济损失和环境压力。激光热修复以高能激光束为能量输入形式,随着光束的

移动,添加的合金粉末和基体材料一起吸收激光能量并转化为热能,通过热传导使被加热材料温度快速升高并达到熔融状态,形成具有特殊成分和性能的合金修复区^[4~6],与传统修复方式相比具有较大技术优势^[7~10]。

针对这一修复技术国内外已开展了一定的研究工作,取得了许多研究成果,然而目前修复对象以各种钢及合金材料为主^[11~13],对于灰铸铁件表面激光

收稿日期: 2012-09-24; **收到修改稿日期**: 2012-11-12

基金项目: 国家自然科学基金(51175515)、山东省科技发展计划(2011GGX10329)和中央高校基本科研业务费专项基金资助课题。

作者简介: 伊 鹏(1983—),男,博士,讲师,主要从事激光热修复、激光辅助加工等方面的研究。

E-mail: yipupc@163.com

热修复的研究目前还十分缺乏,数量庞大的失效铸件修复问题仍亟待解决;同时,激光热修复是一个非常复杂的瞬态热-结构耦合作用过程,由于检测手段缺失和实验偶然性以及受成本控制等因素的制约,基体内部关键位置的热响应数据无法准确通过实验获得,因此众多学者在数值计算方面进行研究,然而现有模型的计算对象以激光与材料的直接作用为主,针对材料表面缺陷激光修复的数值研究鲜见报道,此外数值模型的关键输入要素如激光热源和边界条件等的表达仍有待优化和提高。

因此,本文在已有模型的基础上,深入分析激光热作用机理,采用间接耦合的非线性有限元分析方法,改进激光热源和材料边界条件的数学表达,建立优化的激光热修复过程三维有限元模型,对连续激光作用下灰铸铁材料表面热修复过程及规律进行较为可靠的定性、定量描述,为灰铸铁装备激光热修复的进一步研究和应用提供理论基础和技术支持。

2 激光热修复过程边界优化

激光热修复过程基体表面接受激光束照射,热输入能量瞬间局部集中,同时热传导在基体内部进行,并伴随与外部介质的对流和辐射,可以采用间接耦合的非线性有限元方法进行求解。激光热修复过程基体仅受温度载荷的作用,由能量守恒可建立其热平衡方程^[14,15]。基体表面为自然对流,对流换热变化与温度 T 呈一阶线性关系,辐射换热则变化较为剧烈,与温度 T 呈高阶非线性关系^[16],将材料理想化为均匀各向同性后,可以分别给定空间域热流密度和对流、辐射换热的边界表达式为

$$S_1 : \lambda \frac{\partial T}{\partial z} + \theta = 0, \quad (1)$$

$$S_2 : \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) + H(T - T_0) = 0, \quad (2)$$

$$S_3 : \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) + c_0 \sigma (T^4 - T_0^4) = 0, \quad (3)$$

式中 S_1 为热流量 θ 的边界; S_2 为对流换热 $H(T - T_0)$ 的边界; S_3 为辐射换热 $c_0 \sigma (T^4 - T_0^4)$ 的边界; λ 为热传导系数,单位为 $W/(m \cdot ^\circ C)$; H 为材料外表面与环境间的对流换热系数,单位为 $W/(m^2 \cdot ^\circ C)$; c_0 为表面热辐射系数; k_0 为 Stefan-Boltzmann 常量,取值为 $5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 \cdot ^\circ C^4)$ 。根据实验所用激光器特性,(1)式中 θ 采用修正的高斯热源模型,原始高斯分布表达式为

$$\theta = \frac{2AP}{\pi r^2} \exp[-2(x^2 + y^2)/r^2], \quad (4)$$

式中 P 为激光输出功率,单位为 W ; r 为能量密度减小到光斑中心能量密度的 $1/e^2$ 时的光束半径,单位为 m ; A 为材料表面激光能量吸收率。(4)式中令 $x^2 + y^2 = r^2$ 则可以得到激光的平均能量密度 q_m 为

$$q_m = \frac{2}{\pi r^2} \int_0^r \frac{2AP}{\pi r^2} \exp(-2r_i^2/r^2) \cdot r dr = \frac{0.865AP}{\pi r^2}. \quad (5)$$

激光束照射金属表面时,金属粉末的铺设相当于材料表面黑化的处理,且在局部形成稳定熔池之后,熔融态金属提高了对激光能量的吸收能力,综合影响因素和实验结果取激光吸收系数为 0.7 ^[14]。

为方便有限元求解,考虑对流和辐射边界区域相同,即 $S_2 = S_3$,作如下简化

$$H(T - T_0) + c_0 k_0 (T^4 - T_0^4) = [H + c_0 k_0 \sigma (T^2 + T_0^2)(T + T_0)](T - T_0). \quad (6)$$

由(6)式可以看出,可对空气介质中的对流辐射项进行修正,综合表达对流和辐射换热,以方便下一步边界条件的引入,由于温度变量为离散输入,可以令 $H^* = H + c_0 k_0 \sigma (T^2 + T_0^2)(T + T_0)$ 为修正换热系数,因此合并(2),(3)式可表示为

$$S_2 : \lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial T}{\partial z} \right) + H^*(T - T_0) = 0. \quad (7)$$

另一方面,激光热修复过程基体不受外力作用,仅受温度载荷的作用,对于体积为 V ,边界为 S 的连续介质,由虚功原理, $t + \Delta t$ 时刻的虚功积分表达式为^[15]

$$\int_V \boldsymbol{\sigma} \cdot \boldsymbol{\delta \epsilon} dv = \int_V \boldsymbol{q} \cdot \boldsymbol{\delta u} dv + \int_S \boldsymbol{p} \cdot \boldsymbol{\delta u} ds, \quad (8)$$

式中 $\boldsymbol{\sigma}$ 和 $\boldsymbol{\epsilon}$ 分别为修正的拉格朗日应力和应变张量; \boldsymbol{q} 和 \boldsymbol{p} 分别为体积力和面积力矢量; $\boldsymbol{\delta u}$ 表示虚位移。考虑符合 Mises 屈服准则的热弹塑性材料本构模型可表示为

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} - \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, T) = 0, \quad (9)$$

式中 σ' 为应力偏移量分量; $\bar{\sigma}$ 为等效应力; $\bar{\epsilon}^p$ 为材料等效塑性应变。

热-结构分析中如何处理温度载荷是耦合两种分析的关键,主要是将温度载荷转化为内部作用力,温度载荷对各向同性材料相应的节点力为

$$\{F^{th}\} = \sum_V \int_V [B]^T \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta T}{1 - 2\mu} \{\delta\} dv, \quad (10)$$

式中 V 为体积域; $[B]$ 为应变位移关系矩阵; E 为杨氏模量; α 为材料线膨胀系数, ΔT 为温度差; μ 为泊松比; $\{\delta\} = [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T$ 。

3 激光热修复有限元模型

激光热修复过程的数值建模以有限元分析软件 ANSYS 为平台,采用热-结构间接耦合非线性有限元法,为便于分析计算,作如下假设:1) 环境状态稳定,忽略基体与环境的耦合,认为材料各向同性,热物性参数只与温度有关;2) 添加的粉末材料与基体表面薄层形成的熔池极小,且内部的高速对流使得熔合充分,认为添加材料与基体具有相同的热物性参数;3) 熔池形成后随光束同步移动且相对稳定,忽略熔化对流和传质,考虑为简化的体热源,同时采用温度场模型进行一级近似。

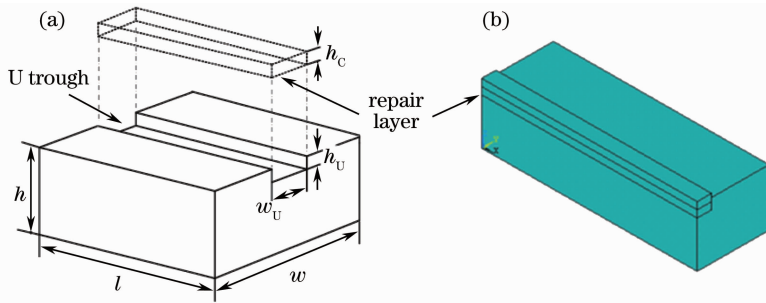


图1 激光热修复模型示意图。(a)模型主要尺寸;(b) ANSYS 中的 1/2 基体

Fig. 1 Model schematic diagram of laser thermo-repairing. (a) Main dimensions of the model; (b) 1/2 substrate in ANSYS

由图 1(a)可知涉及到的主要尺寸有基体的长 l 、宽 w 和高 h , U 槽的宽 w_U 和深 h_U 以及单层熔覆厚度 h_c , 其中基体的三维尺寸可以给定,槽宽、深和单层熔覆层厚度则根据具体情况确定,由激光熔覆的特点取较经典工况进行计算分析,有限元模拟中采用两层熔覆层进行修复,为使材料表面达到完整修复,第二层粉末材料表面应略高于基体表面,修复完成后将多余部分去除,各尺寸参数列于表 1 中,生成 1/2 基体模型如图 1(b)所示。

表 1 模型主要尺寸参数

Table 1 Main dimensions of the model

Unit: mm					
l	w	h	w_U	h_U	h_c
30	20	8	4	1.5	1

有限元网格密度方面,由于激光热修复加热区域附近温度、应力和应变在时间、空间上的剧烈变化,为了保证计算精度,该区域附近的网格密度较大,对不同单元总数模型的计算结果进行对比,如图 2 所示。

随着单元数量的增加,计算所得的最大温度和收敛时间不断上升,当单元总数增加至 42750 个时,再增加单元数目对计算结果基本不产生影响,但仍

3.1 模型的有限元离散

激光热修复过程被加热区域存在极大的温度和应力梯度,温度计算中基体和修复层均采用八节点六面体三维实体单元 SOLID70,力学分析时将热单元 SOLID70 转换为结构单元 SOLID45,同时在修复层上表面覆盖一层表面效应单元 SURF152,实现表面热流输入和对流、辐射输出的综合作用。根据激光热修复任务,针对材料表面的微裂纹窄槽修复,因此采用单道多层的非搭接熔覆修复工艺,在 ANSYS 中建立如图 1 所示的实体模型。

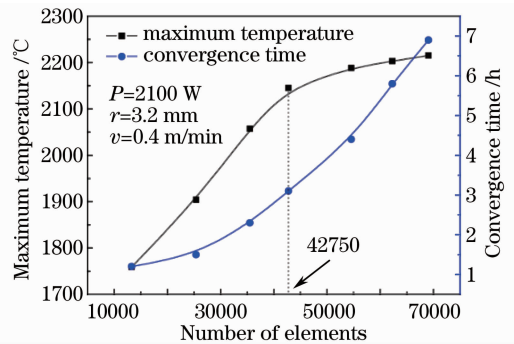


图 2 模型单元总数的影响

Fig. 2 Influence of model number of elements

会持续增大计算耗时,因此确定单元总数为 42750,离散后的有限元模型如图 3 所示。另一方面,时间步长的确定也需要同时考虑计算精度和效率,在加热阶段,局部温度与应力变化剧烈,而且材料的热物性能是温度的函数,并采用插值法求解,因此应选择较小步长进行计算;在修复完成之后,激光能量移除,基体进入冷却阶段,温度与应力的变化率较低,此时为提高效率而采用较大时间步长。

热作用过程中材料的热物性能参数随温度表现出高度的非线性,是影响热传导方程求解精度的重要参数,计算中采用如图 4 所示的不同温度下材

料热物性参数^[17,18]:比热容 c 、热传导系数 λ 、空气对流换热系数 H 以及杨氏模量 E 、热膨胀系数 α ,其他

参数如密度 ρ 和泊松比 ν 分别取定值 7250 kg/m^3 和 0.21 。

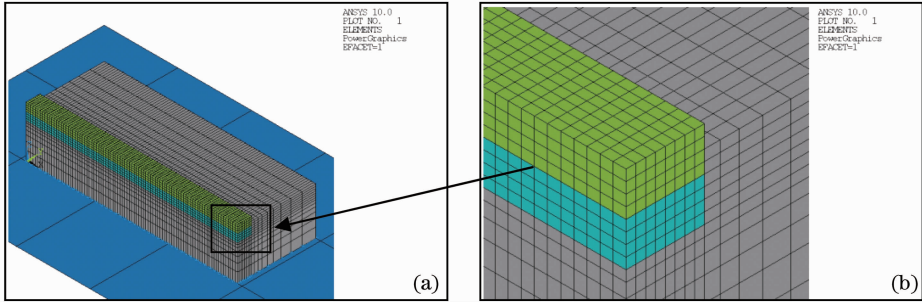


图 3 有限元模型及网格划分。(a) 1/2 有限单元体;(b) 两层粉末单元

Fig. 3 Finite element model and meshing. (a) 1/2 finite elements; (b) two-layer powder elements

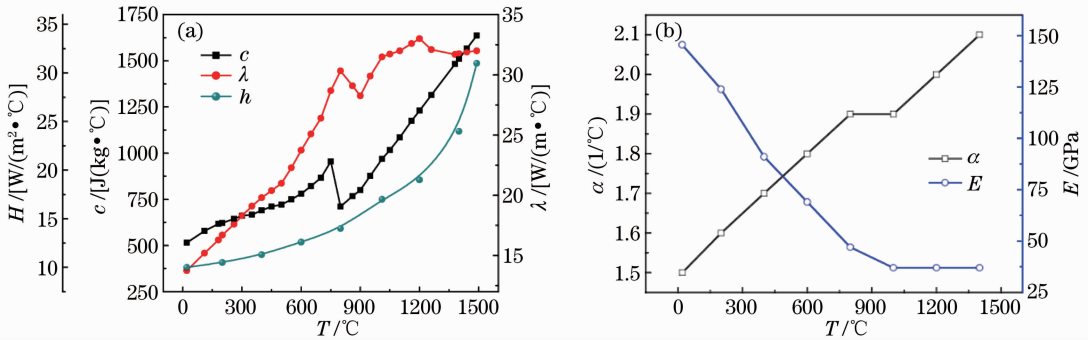


图 4 材料热物性参数

Fig. 4 Material thermal parameters

修复粉末的动态添加通过“生、死”单元来实现,如图 5 所示,将两层粉末单元设定为“死”,每一步计算首先判断是否有“死”单元进入光斑范围内,若有则将其激活为“生”并参与求解,其前端设置为半圆

弧状,激活方向与激光移动方向一致;当激光束扫描完第一层后,求解域扩大到第二层,实现所有粉末单元逐层、动态添加。

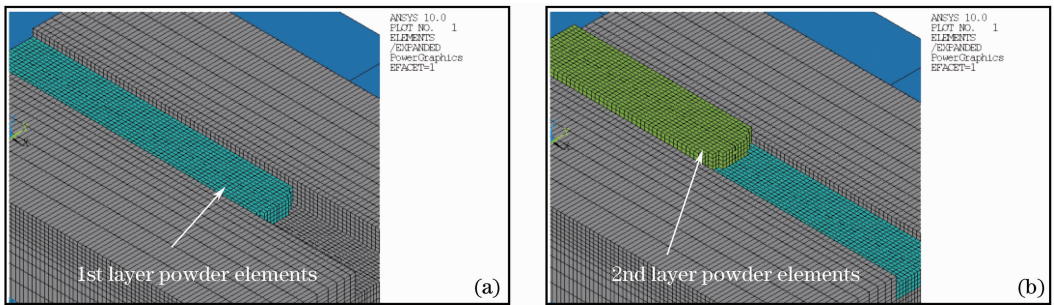


图 5 粉末单元的激活

Fig. 5 Activation of powder elements

3.2 激光热源及底面约束的描述

现有研究表明采用 Gauss 热源模型能够较理想地模拟激光光斑的能量分布,当不考虑其熔池作用时多采用二维平面热源,该热输入模型描述方法较简便,但对于激光热修复过程,可以认为添加的合金粉末熔融后形成一种局部热源,相对于无粉末添加的熔凝过程,三维体热源较二维面热源更能真实地反映实际加热过程。

目前常用的体热源在 x 、 y 、 z 三个方向均有描述,这并不利于在有限元模型中进行表达^[11,19],考虑到熔池尺寸极小,其内部的放热效果在 z 方向变化不大,因此采用另外一种组合面热源来近似描述体热源,即在单层粉末单元的上、下表面各加载一个不同表达的二维 Gauss 面热源 q_1 和 q_2 ,如图 6 所示,两层热源在修复过程中同时发生作用,从而组合成为一个体热源,由(4)式给出上、下表面热源的待

定系数表达式为

$$\begin{cases} q_1 = \alpha \cdot \frac{2AP}{\pi r^2} \exp[-2(x^2 + y^2)/r^2], \\ q_2 = \beta \cdot \frac{2AP}{\pi(k \cdot r)^2} \exp[-2(x^2 + y^2)/(k \cdot r)^2], \end{cases} \quad (8)$$

式中 α 和 β 为无量纲组合热源的功率系数, k 为无量纲组合热源的半径系数, $0 \leq \alpha, \beta, k \leq 1$, 且 $\alpha + \beta = 1$ 。

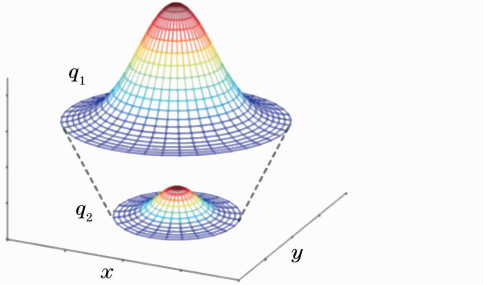


图 6 组合 Gauss 体热源模型

Fig. 6 Solid heat model of combination Gauss

激光能量以边界热流条件输入且热源相对于工件不断移动,为坐标与时间的连续函数,每个时间段 Δt 内光斑移动一个单元长度的距离 Δl ,扫描速度 $v = \Delta l / \Delta t$,边界上的热流连续函数就离散为多个对应不同位置和时间的分段函数,在模型中以二维表载荷的形式定义两个随时间同步移动的热源 $f_i(x, y, t) |_{i=1,2}$, $(x, y, t) |_{i=1,2}$, 伴随所在修复区单元的激活,这种移动热源的加载方式更为便捷、易于

实现。

根据对模型边界条件的分析,由于基体为自由放置于加工平台上,其侧面和上表面分别主要为环境热对流和激光能量热输入边界,实验中加工台材料为 45 钢,因此基体底面与支撑面之间同时存在热交换和位移约束两种边界条件,前者可以通过给定对流换热系数实现,给定金属间接触换热系数为 $1800 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{C})$ ^[20];后者则通过设定接触实现其自由支撑的真实约束,支撑面和基体底面分别为目标面和接触面,选择 TARGE170 和 CONTA174 接触单元分别进行离散,接触面设定摩擦系数 0.3,而将支撑面完全约束,基体则只受竖直向上的接触反力和静摩擦力作用,这更符合实际情况,因此采用接触约束可以较真实地模拟基体在支撑面上进行热修复的应力应变过程。

3.3 热修复模型的实验验证

为确保该有限元模型的模拟精度以及热源组合方式的可靠性,需对所建模型进行验证,将求解得到的节点温度曲线与实验测量结果进行对比,确定其吻合程度;然后将激光热修复的模拟温度场与实验得到的修复试样的实际截面区域进行比较,观察熔凝区边界形状。实验采用国产 DL-HL-T5000 型横流 CO_2 激光器,搭配 DL-LPM-IV 型多功能激光数控加工机床,激发气体为 CO_2 、 N_2 、 Ar ,最高输出功率 5 kW,激光热修复实验系统及设备如图 7 所示。

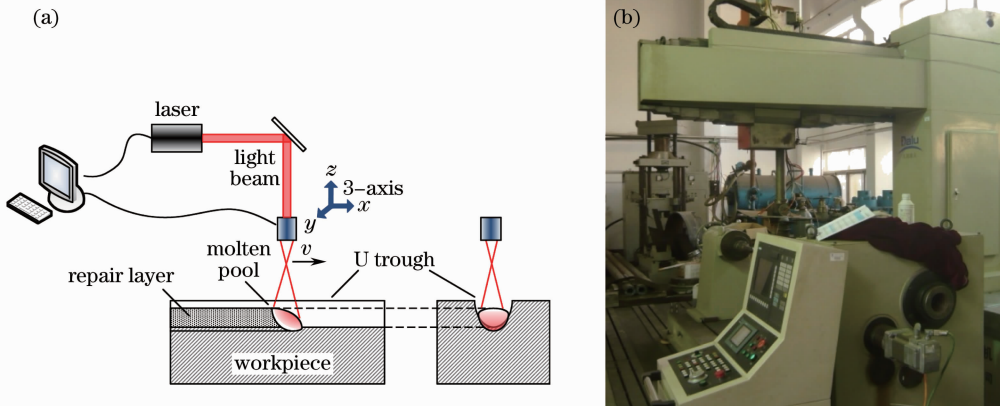


图 7 激光热修复系统及设备。(a)系统示意图;(b)热修复设备

Fig. 7 Laser thermo-repairing system and equipments. (a) System diagram; (b) thermo-repairing equipments

待修复基体选用齿轮箱体常用牌号为 HT250 型的普通灰铸铁,其原始组织主要由铁素体 F、珠光体 P 和片状石墨 G 等组成,制取的试样尺寸为 $40 \text{ mm} \times 30 \text{ mm} \times 8 \text{ mm}$ 。热修复过程利用镍镉-镍硅热电偶和温度采集模块进行温度数据的测量和采

集,将热电偶焊接于试样上表面的中部并距离激光修复路径为 8 mm,热电偶点焊及温度采集模块如图 8 所示。

对采用不同热源参数的温度结果进行对比,如图 9 所示,激光热修复参数的选取如图 9(a)中所

示,分别提取各组合情况的热循环温度曲线和截面区域形貌。可以看到这种两层热源组合成为体热源的表达形式可以用于激光热修复的有限元分析,通过调整三个热源系数(当 $\alpha=0.7, \beta=0.3, k=0.6$ 时)达到了较理想的模拟精度, $t=1.1$ s前后热源移动至该处,节点温度迅速升高并达到最高值,随热源远离该节点,热传导和热交换作用更为显著,进入迅速冷却阶段;图 9(b)中对比发现模拟结果和实验值基本吻合,最大相对误差约为 6.9%,可以认为模型较好地预测了激光热修复的热响应过程。

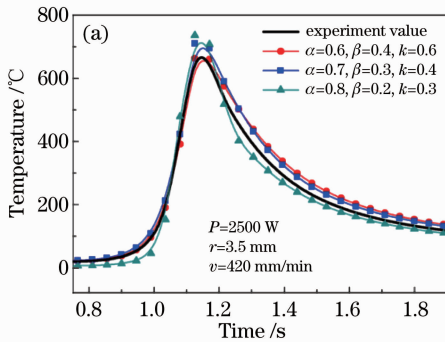


图 9 热修复有限元模型的对比验证。(a)温度时程曲线;(b)重熔区边界

Fig. 9 Comparison and verify of the thermo-repairing finite element (FE) model.

(a) Temperature curves versus time; (b) boundary of the remelting zone

4 修复过程热响应规律分析

在 ANSYS 环境中对所建模型进行求解,主要修复参数为激光功率 $P=2700$ W、扫描速度 $v=480$ mm/min 和光斑半径 $r'=4$ mm,两层修复间隔为 3 s,数据提取位置及路径如图 10 所示。

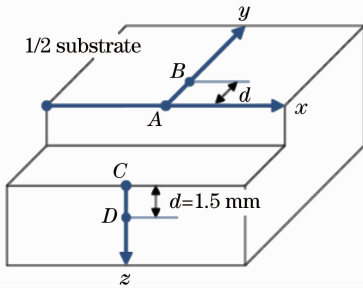


图 10 1/2 基体上数据提取位置及路径

Fig. 10 Location and path for data deriving on 1/2 substrate

4.1 热修复温度场

激光热修复 1/2 基体模型瞬时温度分布如图 11 所示,光斑附近区域的熔池迅速形成匙状并逐渐达到稳态,修复粉末随熔池移动同步添加,材料的

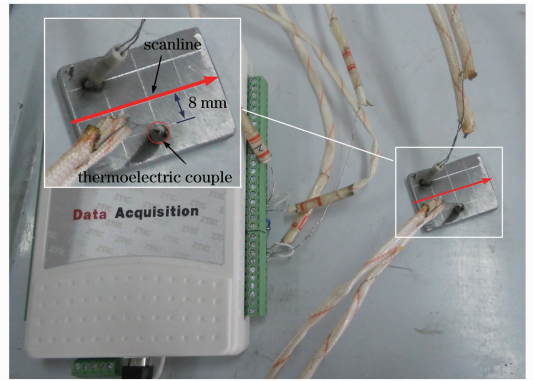
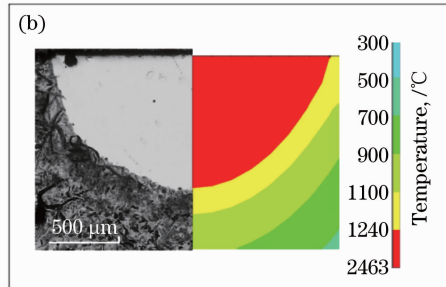


图 8 热电偶和温度采集模块

Fig. 8 Thermoelectric couples and temperature collect module



迅速熔凝在试样表面造成巨大的温度梯度和冷却速度。图 11(a)中 2.325 s 时激光扫描至第一层中间位置,熔池中心达到最高温度 2554 °C;图 11(b)中第一层扫描完成后进入短暂冷却阶段,4.5 s 时最高温度降至 437.8 °C;图 11(c)中激光修复至第二层,由于前层修复的预热作用,整体温度较第一层高,7.538 s 时最高和最低温度分别达到 2691 °C 和 91 °C,同时由温度场云图可以看出熔池和热影响区域均有所扩大;图 11(d)为基体自然冷却 300 s 后温度分布,最高温度降至约 38 °C,位于修复层的扫描结束端。

提取修复后 1/2 基体对称模型的截面处的 A、B、C、D 点热循环温度如图 12 所示,激光扫描至该截面时温度迅速升高,约 0.3 s 内 C 点即达到峰值温度 2295 °C,基体 U 槽壁面与粉末单元的结合处 A 点在第二层扫描时峰值温度达到熔点 1670 °C 以上。

A 点位于第二层粉末一侧,7.6 s 左右温度迅速升高并超过熔点,0.9 s 后凝固,因此热修复熔池在 U 槽侧壁上熔长约为 7.2 mm,结合 B 点时程温度

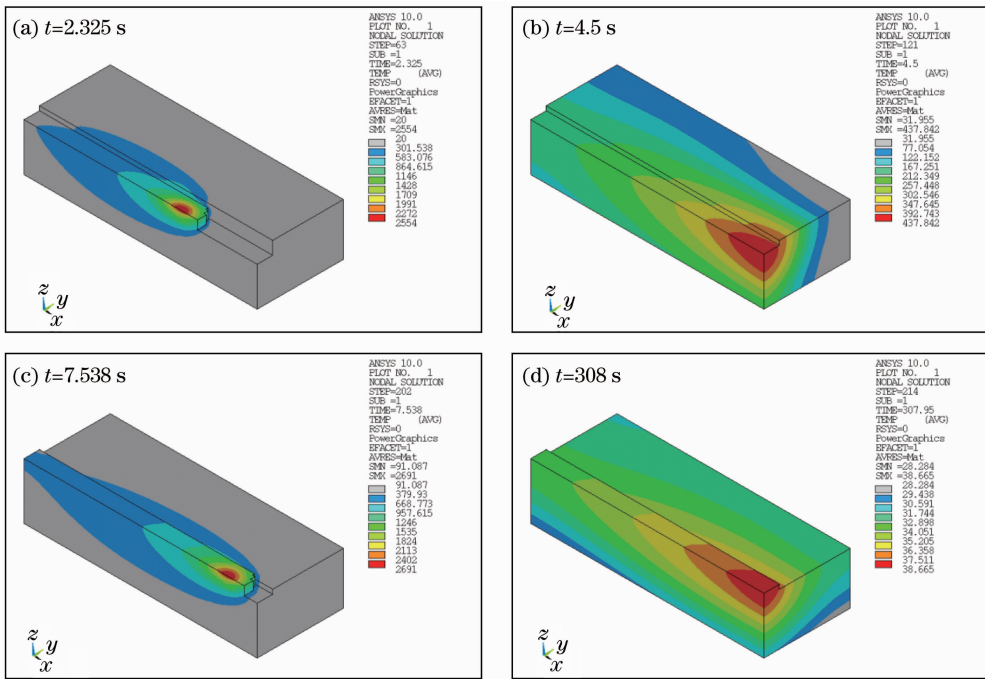


图 11 激光热修复瞬时温度场

Fig. 11 Transient temperature field during laser repairing

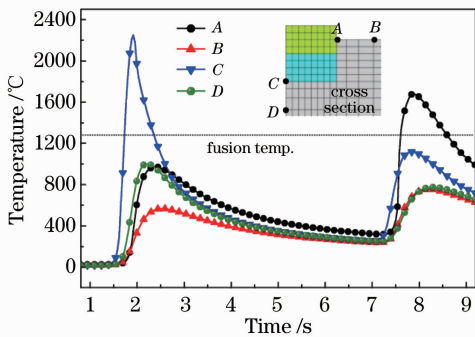


图 12 测温点温度时程曲线

Fig. 12 Temperature curve versus time of the measurement points

可以看出,修复轨迹附近的冷却速度和温度梯度均较低;C点位于粉床底部,首层修复时迅速达到熔融状态,熔融时间约为 0.68 s,因此粉末熔池在 U 槽底部的熔长约为 5.44 mm,冶金结合充分。当激光修复第二层时该点温度快速升高至 1035 °C,为非熔融态,D点的第一阶段的温度变化趋势与 A 处类似,极短时间内超过奥氏体化温度后缓慢下降,第二阶段则与 B 点基本相同,未有再结晶情况发生。

由以上温度场基本规律可以看出,各阶段温度变化迅速完成,熔池附近尤其是纵深方向温度变化率及温度梯度巨大,驱动熔池内粉末合金及基体材料充分熔融并形成强冶金结合状态。整体来看,图 12 得到的温度循环为锯齿形,在靠近熔合区界面的每点只有一次机会达到高于奥氏体化的温度,若

产生了针片状马氏体组织,将被第二层修复退火,退火后的马氏体硬度下降,使其强化行为更为有利,而且第二层修复在前一层的预热状态下进行,初始温度可高于马氏体转变温度,有利于减少马氏体组织的形成,因此与单层修复相比,多层修复使得通过工艺参数控制温度循环成为可能。

4.2 热修复应力场

热循环温度场一定程度上反映了修复过程各阶段、各部位温度变化及组织转变规律,而随之产生的应力-应变分布则决定了修复区的性能表现。有研究测量了灰铸铁激光熔凝区的残余应力,指出在熔凝层表面存在着残余拉应力,而最大残余压应力位于相变区中部^[19],残余压应力提高了对材料的抗裂性能,而残余拉应力会增加裂纹萌生与扩展的驱动力,因此有必要对这一特性进行分析。

图 13 给出了激光热修复过程 1/2 基体上的瞬时 Mises 热应力分布状态,如图 13(a)所示,2.65 s 时激光修复至第一层中部,熔池前部出现最大应力 332 MPa,由于热膨胀作用,此处应为受压状态,而在熔池离开后修复层表面出现了应力集中,因冷却收缩作用,此处应为受拉状态,达到 295 MPa 以上;首层修复完成后,如图 13(b)中开始短暂冷却,因熔池开始参与冷却收缩,且变形和应力向基体内部扩展,整体应力水平有所上升,5.14 s 时最大应力升至 395 MPa,与桌面接触的基体底部也出现了应力集

中;而在图 13(c)中第二层修复中,由于熔池的再次熔凝,其热影响区相当于进行了去应力退火,同时高应力区进一步向内部扩展,因此应力集中得到释放,7.41 s时应力极值降低至 340 MPa,主要集中于熔

池前方的修复层表面;第二层热修复完成后基体在空气中自然冷却,与图 13(b)类似应力水平再次提高并最终形成最大残余应力 480 MPa,仍集中于修复层表面以及修复层与基体的结合处。

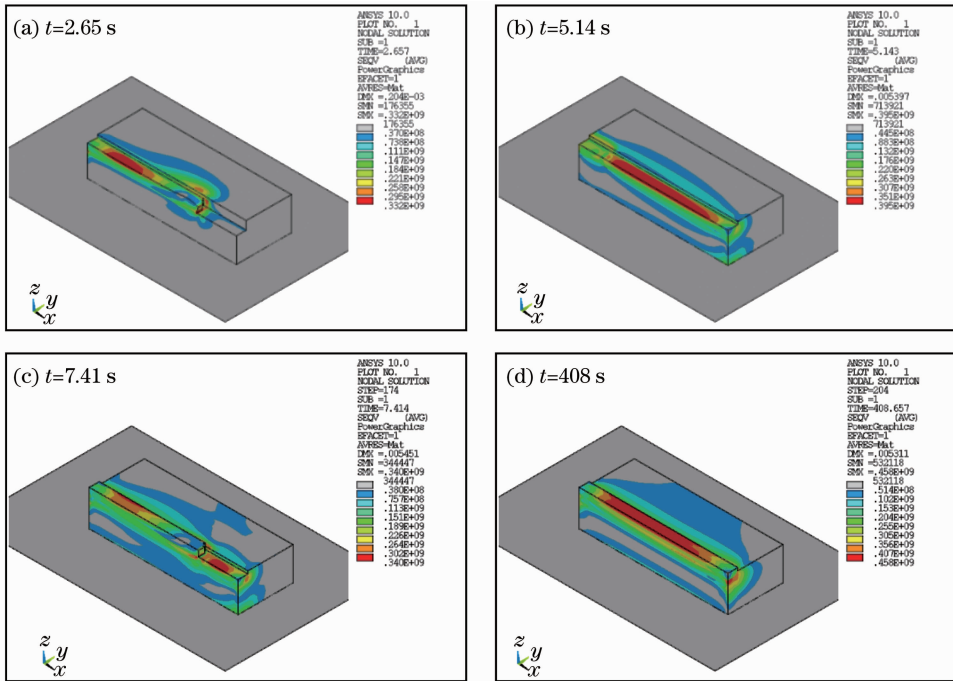


图 13 激光热修复瞬时 Mises 应力场

Fig. 13 Transient von Mises stress field during laser repairing

考察基体的瞬时应力变化,分别提取图 10 中的节点 A、C 的 x 、 y 和 z 向应力分量的变化曲线如图 14 所示,光斑在 1.9 s 左右移动至 C 点处,而在 1.6 s 该处各方向应力开始分化并迅速提高,主要由熔池前方的材料熔化挤压所导致,因此在 x 、 y 方向以持续的压应力为主,最大压应约为 792 MPa,受体积不变的限制, z 方向的分量波动剧烈并在极短的时间内出现了拉应力极大值 592 MPa,变化趋势为压-拉-压;2 s 开始熔池通过 C 点并逐渐远离,三个方向应力水平迅速降低,此时后续材料的熔凝使得 C 点处趋向于由受压过渡为受拉的应力状态,表现为 x 、 y 方向的压应力得到释放, z 向应力则降至零附近;3.75 s 第一层修复完成, x 、 y 向应力又下降约 60 MPa。第二层修复至 A 点时,与 C 点修复时类似, x 、 y 和 z 向均以拉应力为主,但变化平缓、整体应力水平较低且峰值较小,分别为 714、554、183 MPa;由于第二层的修复的热作用,C 处 x 、 y 向应力得到进一步释放,而 z 向则出现了较大的拉应力,峰值达到 150 MPa。因此,热修复使得 U 槽的底部较侧壁应力水平高,同时修复区与基体结合部分承受了较大的拉应力。

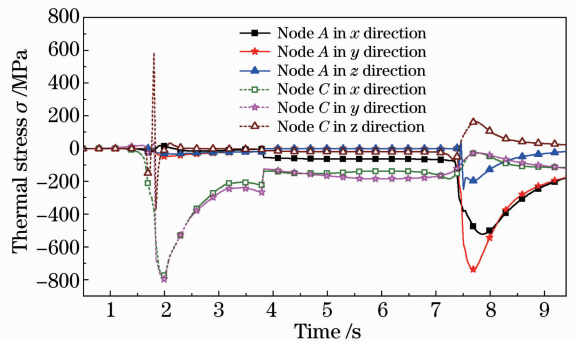


图 14 A、C 两节点瞬时热应力曲线

Fig. 14 Transient thermal stress curves of nodes A and C

已修复基体自然冷却 1200 s 之后,整体温度已接近室温,残余应力应变分布达到稳态,图 15 为此时的基体应力应变的分布云图。由于基体在冷却过程中材料收缩仍在进行,因此图中的应力集中在向周围释放的同时,最大应力值又有所上升,如图 15(a)中修复区近表层的最大应力达到了 492 MPa,与之相对应,图 15(b)中热应变也集中发生于该区域,由基体形变可知主要为收缩应变,方向则指向修复区的中部,这种不利的分布特性是造成

修复区开裂和使用性能降低的重要因素,因此改善这一区域的残余应力应变分布状态成为提高激光热

修复质量的重要手段。

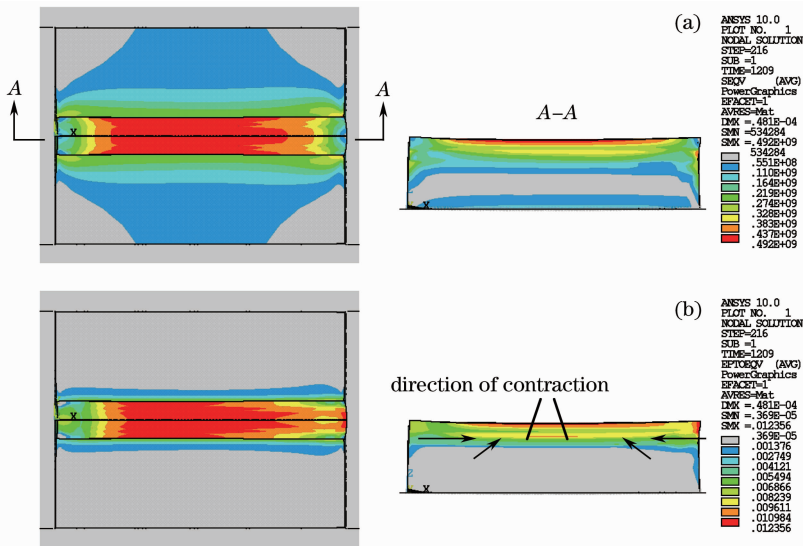


图 15 激光热修复基体的残余应力应变场。(a) Mises 平均应力;(b) Mises 平均应变

Fig. 15 Residual stress and strain fields in substrate after laser thermo-repairing.

(a) Mises mean stress; (b) Mises mean strain

5 结 论

为了降低实验成本、提高研究效率,以数值模拟为主要手段研究激光热修复的温度-应力循环规律,完善了数值研究方法,建立了激光热修复高精度有限元模型,得到了如下主要研究结论:1)建立了可靠的有限元模型,通过细化边界条件、建立底面接触的边界条件和修正热源组合方式,提高了计算精度,在明确激光热修复基本规律的同时为后续研究提供了高效可靠的计算模型。2)温度循环曲线整体呈锯齿形,靠近熔合区界面的奥氏体转化率较低,易产生针片状马氏体组织;二次修复是在预热状态下进行的,与单层修复相比,两层或多层修复则提供了通过工艺参数控制温度循环曲线的可能。3)温度的变化导致材料发生热膨胀和收缩,但在各个方向程度不同、应力应变数值和方向也不相同,随着基体表面材料的熔凝循环,长、宽度方向先压缩后拉伸,修复阶段以压应力为主,厚度方向则承受交变的拉-压应力循环并以受拉为主,U槽底部应力较侧面更为集中。

参 考 文 献

1 Dong Ling, Yang Xichen, Zhang Haiming *et al.*. Path generation for repairing damaged parts of free-form surfaces in laser remanufacturing[J]. *Chinese J. Lasers*, 2012, **39**(7): 0703007
董 玲, 杨洗陈, 张海明 等. 自由曲面破损零件激光再制造修复路径生成[J]. *中国激光*, 2012, **39**(7): 0703007

2 Cao Qingfeng, Wang Lizhi, Li Qi *et al.*. Crack failure analysis of gear box body[J]. *Hot Working Technology*, 2008, **37**(17): 134~136
曹庆峰, 王立志, 李 琪. 齿轮箱体裂纹失效分析[J]. *热加工工艺*, 2008, **37**(17): 134~136
3 Kou Shuqing, Wang Jinwei, Yang Shenhua *et al.*. Experimental study of pulse laser processing fracture notch of main bearing cap of crankcase bearing bracket [J]. *Chinese J. Lasers*, 2010, **37**(10): 2678~2683
寇淑清, 王金伟, 杨慎华 等. 箱体主轴轴承座脉冲激光加工裂解槽实验研究[J]. *中国激光*, 2010, **37**(10): 2678~2683
4 C. D. Cho, G. P. Zhao, S. Y. Kwak *et al.*. Computational mechanics of laser cladding process [J]. *J. Mater. Process. Technol.*, 2004, **153-154**(10): 494~500
5 V. R. Voller, C. Prakash. A fixed grid numerical modeling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems [J]. *Int. J. Heat Mass. Trans.*, 1987, **30**(8): 1709~1719
6 R. Jendrzewski, G. Sliwinski, M. Krawczuk *et al.*. Temperature and stress fields induced during laser cladding[J]. *Comput. Struct.*, 2004, **82**(7-8): 653~658
7 Tian Wei, Liao Wenhe, Liu Changyi *et al.*. Green remanufacture technology and mode of the key components of railway car[J]. *China Mechanical Engineering*, 2009, **20**(2): 186~190
田 威, 廖文和, 刘长毅 等. 轨道车辆关键零部件的绿色再制造技术及模式研究[J]. *中国机械工程*, 2009, **20**(2): 186~190
8 Xu Binshi, Liu Shican, Shi Peijing. Contribution of remanufacturing engineering and surface engineering to cycle economy[J]. *China Surface Engineering*, 2006, **19**(1): 1~6
徐滨士, 刘世参, 史佩京. 再制造工程和表面工程对循环经济贡献分析[J]. *中国表面工程*, 2006, **19**(1): 1~6
9 Zhong Minlin, Liu Wenjin. Leading areas and hot topics on global laser materials processing research[J]. *Chinese J. Lasers*, 2008, **35**(11): 1653~1659
钟敏霖, 刘文今. 国际激光材料加工研究的主导领域与热点[J]. *中国激光*, 2008, **35**(11): 1653~1659

- 10 R. Anandkumar, A. Almeida, R. Vilar *et al.*. Influence of powder particle injection velocity on the microstructure of Al-12Si/SiC_p coatings produced by laser cladding[J]. *Surf. Coat. Technol.*, 2009, **204**(3): 285~290
- 11 M. Brandt, S. Sun, A. Bishop. Laser repair of steam turbine blades (invited paper)[J]. *Chinese J. Lasers*, 2009, **36**(12): 3240~3244
- 12 Gong Xinyong, Liu Mingkun, Li Yan *et al.*. Research on repair of TC11 titanium alloy components by laser melting deposition process[J]. *Chinese J. Lasers*, 2012, **39**(2): 0203005
宫新勇, 刘铭坤, 李 岩 等. TC11 钛合金零件的激光熔化沉积修复研究[J]. *中国激光*, 2012, **39**(2): 0203005
- 13 Guo Yongli, Liang Gongying, Li Lu. Laser cladding reparation of aluminum alloy [J]. *Chinese J. Lasers*, 2008, **35**(2): 303~306
郭永利, 梁工英, 李 路. 铝合金的激光熔覆修复[J]. *中国激光*, 2008, **35**(2): 303~306
- 14 C. F. Hsu, E. M. Sparrow, S. V. Patankar. Numerical solution of moving boundary problems by boundary immobilization and a control-volume-based finite-difference scheme [J]. *Int. J. Heat Mass. Trans.*, 1981, **24**(8): 1335~1343
- 15 Shi Yongjun. Research on Laser Bending Mechanism and Forming Process Plan for 3D Crved Plates [D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2007
石永军. 激光热变形机理及复杂曲面板材热成形工艺规划研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2007
- 16 G. Palumbo, S. Pinto, L. Tricarico. Numerical finite element investigation on laser cladding treatment of ring geometries[J]. *J. Mater. Process. Technol.*, 2004, **155-156**: 1443~1450
- 17 Luan Jingfei, Yan Mi, Zhou Zhenfeng. Crack resistance and wear resistance of laser clad layer on the surface of cast iron[J]. *Chinese Journal of Materials Research*, 2003, **17**(2): 173~179
栾景飞, 严 密, 周振丰. 铸铁表面激光熔敷层的抗裂性和耐磨性[J]. *材料研究学报*, 2003, **17**(2): 173~179
- 18 Zhang Ning, Zheng Hongliang, Chen Kai *et al.*. Nucleation model for numerical simulation of solidification of gray iron[J]. *Foundry*, 2010, **59**(2): 165~168
张 宁, 郑洪亮, 陈 凯 等. 灰铸铁凝固数值模拟的形核率模型建立[J]. *铸造*, 2010, **59**(2): 165~168
- 19 Kong Dejun, Hua Tongshu, Ding Jianning *et al.*. Effects of laser quenching on residual stresses and wear resistance of grey cast iron[J]. *Lubr. Eng.*, 2009, **34**(4): 51~54
孔德军, 华同曙, 丁建宁 等. 激光淬火处理对灰铸铁残余应力与耐磨性能的影响[J]. *润滑与密封*, 2009, **34**(4): 51~54
- 20 Guo Guangwen, Ma Huixia, Zhang Jian. The measurement of thermophysical properties of cast iron and the relationship to its microstructure[J]. *Physical Testing and Chemical Analysis Part A Physical Testing*, 2005, **41**(1): 13~16
郭广文, 马惠霞, 张 健. 铸铁的热物性测定及其与显微组织的关系[J]. *理化检验(物理分册)*, 2005, **41**(1): 13~16

栏目编辑: 宋梅梅