

## 基于 MSC.Marc 软件的电磁感应复合激光淬火相变研究

张群莉<sup>1,2,3</sup>, 林坚<sup>1,2,3</sup>, 陈智君<sup>1,2,3\*</sup>, 唐泽浩<sup>1,2,3</sup>, 黄华<sup>1,2,3</sup>, 高元安<sup>4</sup>, 姚建华<sup>1,2,3</sup>

<sup>1</sup>浙江工业大学激光先进制造研究院, 浙江 杭州 310023;

<sup>2</sup>浙江省高端激光制造装备协同创新中心, 浙江 杭州 310023;

<sup>3</sup>浙江工业大学机械工程学院, 浙江 杭州 310023;

<sup>4</sup>洛阳轴承研究所有限公司, 河南 洛阳 471039

**摘要** 通过电磁感应器加热耦合,提高了 42CrMo 钢在激光淬火后淬硬层的深度和均匀性。利用 MSC. Marc 软件对 42CrMo 钢电磁感应复合激光淬火过程的温度场演变和相变过程进行研究。通过实测温度和淬火后淬硬层的深度,对数值模型进行验证,结果表明模型准确度高。采用数值模型指导工艺实验,在优化工艺下电磁感应复合激光淬硬层深度达 5.9 mm。通过电磁感应复合激光淬火,工件表层更深处组织达到奥氏体化温度,扩大了马氏体相变区域,显著提高了淬硬层的深度和均匀性,突破了单一激光淬火淬硬层深度较浅的局限性。

**关键词** 激光技术; 激光淬火; 电磁感应; 42CrMo 钢; 数值模拟; 温度场; 相变

中图分类号 O436

文献标志码 A

doi: 10.3788/CJL202148.1103002

### 1 引言

重载轴承是重载机械设备中的重要零部件,起到了支撑旋转体的作用,在石油、煤矿、大型车辆、工程机械等重载设备中得到了广泛应用<sup>[1]</sup>。近年来,我国风力发电设备制造行业发展迅猛,2021 年新增风电装机量预计达到 30 GW<sup>[2]</sup>。风电轴承由于长期处于大载荷和复杂恶劣工况下运行,其疲劳破坏导致风力发电机组发生故障的比例较高<sup>[3]</sup>。为了获得综合性能优良、使用寿命长的风电轴承,维持大功率风电机组的稳定性,对主轴轴承滚道的淬硬层深度和均匀性提出了更高的要求。

电磁感应淬火在金属表面热处理中得到广泛的应用<sup>[4]</sup>,是一种常用的重载轴承强化方式,其通过涡流将电能转换为热能,从而将工件的表层迅速加热。其优势在于可根据淬火深度的要求调节电磁感应频率,得到较深的淬硬层,在 8 kHz 下淬硬层深度可

以达到 3~6 mm<sup>[5]</sup>,但是其加热范围大,容易产生开裂和变形,并存在软带。激光淬火是一种高效的表面热处理方法,具有变形小、精度高及绿色环保等优点<sup>[6-7]</sup>,通过高能量密度激光束扫描工件表面,可使工件表面快速升温至奥氏体化温度以上。由于温度梯度大,冷却速度快,表面可以得到细小的马氏体,从而提高硬度。国内外已有大量关于激光淬火工艺、组织的数值模拟研究,如 Liu 等<sup>[8]</sup>通过对 40CrNiMoA 钢激光淬火,研究了换热条件、激光功率、扫描速度等对淬火后淬硬层的影响,杨振等<sup>[9]</sup>对同种钢激光淬火后的硬化层组织及耐磨耐蚀性能进行了研究。李昌等<sup>[10]</sup>通过 COMSOL 建立了 45 钢激光淬火模型,得出温度场瞬变规律和组织相变规律。张哲等<sup>[11]</sup>通过 Sysweld 软件研究了不同形状工件激光淬火过程的温度场和残余应力变化规律。为了解钢在淬火后的硬度分布, Li 等<sup>[12]</sup>基于 Kirkaldy 建立的模型进行改进,研究了奥氏体分解

收稿日期: 2020-12-28; 修回日期: 2021-01-14; 录用日期: 2021-01-25

基金项目: 国家重点研发计划(2018YFB0407301)、国家自然科学基金(52035014)、浙江省属高校基本科研业务费项目(RF-C2019003)

\*E-mail: laser@zjut.edu.cn

反应动力学模型,模拟了钢在连续冷却条件下的相变过程。但是,通过激光淬火得到的工件的淬硬层深度普遍较浅,通常在 2 mm 以内<sup>[13-16]</sup>,存在局限性,因此单一激光作为热源不能满足重载工况下风电主轴轴承深层淬火的需求。

目前,有学者将感应和激光两种热源复合用于焊接<sup>[17]</sup>、熔覆<sup>[18]</sup>、制备粉体<sup>[19]</sup>,但将复合技术用于淬火的研究相对较少。本文通过外加电磁感应辅助加热的方法提高激光淬火后工件的淬硬层深度和均匀性,调整加热、冷却速度,让更多热量传递到材料深处,以达到实现深层强化的目的。双热源在淬火过程中不仅仅是简单叠加,两者对材料的作用还会相互影响。利用 MSC. Marc 软件建立数学模型,对双热源作用下复合淬火过程中的温度场演变、相变过程和淬硬层均匀性进行了研

究,分析了复合淬火后淬硬层深度加深、均匀性增强的机理,为重载工况下高端装备零部件高质量深层强化提供参考。

## 2 复合淬火过程模型建立

感应淬火和激光淬火都是通过对表层加热后冷却,使奥氏体化的组织发生相变产生马氏体,来达到强化表面的作用。MSC. Marc 软件是一款高级非线性有限元分析软件,具有模拟磁-热耦合的分析能力,并可以通过 Fortran 软件进行二次开发。本文利用其相变模块对淬火过程的温度场和组织转变进行模拟计算。

### 2.1 物理模型

以风电轴承的常用材料 42CrMo 钢为研究对象,其化学成分见表 1,其物性参数见图 1。

表 1 42CrMo 钢的化学成分(质量分数)

Table 1 Chemical composition of 42CrMo steel (mass fraction)									unit: %
C	Si	Mn	Cr	Mo	S	P	Ni	Fe	
0.42	0.2	0.5-0.8	0.9-1.2	0.2	≤0.035	≤0.035	0.03	Bal.	

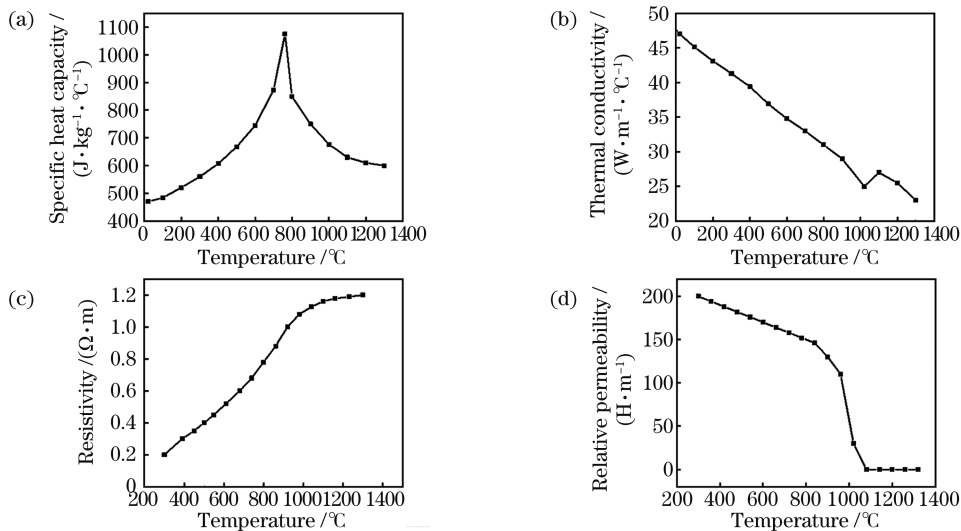


图 1 42CrMo 钢热物性参数。(a)比热容;(b)导热系数;(c)电阻率;(d)相对磁导率

Fig. 1 Thermophysical parameters of 42CrMo steel. (a) Specific heat capacity; (b) thermal conductivity; (c) resistivity; (d) relative permeability

在电磁感应复合激光淬火的过程中,感应热源和激光热源同时对材料表面进行加热,加热后对表面用冷却液强制冷却,直至整个工件完全冷却至室温,整个淬火过程需确保工件的最高温度低于熔点,淬火过程中各个区域的相对位置如图 2 所示。为了与单一激光淬火的淬硬层温度场、组织演变进行对比分析,本文同时模拟了单一激光淬火过程,在该过程中,需移除电磁感应器和冷却模块,仅保留激光加热模块。

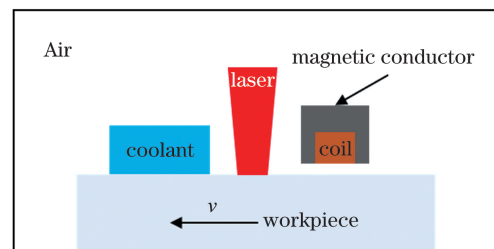


图 2 42CrMo 钢复合淬火示意图

Fig. 2 Schematic diagram of hybrid quenching for 42CrMo steel

### 2.2 仿真模型建立

工件的热输入有两个部分:一部分是电磁感应器加热产生的体热源<sup>[20]</sup>,设定其电磁感应频率为 24 kHz,线圈电流大小为 35 A;另一部分是激光加热产生的面热源<sup>[21-23]</sup>,设定其热流密度为  $\varphi$ ,使用矩形光斑,激光辐照范围的热流密度均相等。工件表面涂有黑色吸光涂料,对激光的吸收率为  $\epsilon$ ,根据实验验证,设定该值为 0.85。激光的热流密度  $\varphi$  被定义为

$$\varphi = \frac{\epsilon P}{m \times n},$$

$$\text{if} \left\{ \text{abs}(x - vt) \leq \frac{m}{2} \right\} \text{ and } \left\{ \text{abs}(y) \leq \frac{n}{2} \right\}, \quad (1)$$

式中: $P$  为激光功率; $t$  为时间; $m$  为光斑长度; $n$  为光斑宽度; $v$  为热流速度,  $\text{abs}(\cdot)$  为取绝对值。

由于模型中含有工件、线圈、导磁体、近场及远场空气域,需要对不同区域进行不同程度的加密处理,故通过 Hypermesh 软件对模型进行网格划分。为了提高模拟的准确性并减少计算量,将工件用 8 节点 6 面体网格进行划分,其余区域用 4 节点 4 面体网格进行划分,其中工件的几何尺寸为 110 mm × 55 mm × 50 mm,并对其上表面 10 mm 处的网格进行加密处理。

### 2.3 传热模型与相变模型

工件内部传热模型的瞬态三维傅里叶导热方程为

$$\lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q_L + q_I = c_p \rho \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (2)$$

式中: $\lambda$  为 42CrMo 钢的导热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$ ;  $T$  为温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $q_L$  为 42CrMo 钢的相变潜热,  $\text{W} \cdot \text{mm}^{-3}$ ;  $q_I$  是内热源的强度,  $\text{W} \cdot \text{mm}^{-3}$ ;  $c_p$  为 42CrMo 钢的比热容,  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{C}^{-1}$ ;  $\rho$  为 42CrMo 钢的密度  $7850 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $t$  为时间,  $\text{s}$ 。

工件在淬火过程中经历了加热和冷却两个阶段,在加热阶段会发生奥氏体相变,42CrMo 钢的奥氏体转变开始温度  $T_{Ac_1}$  为  $730^{\circ}\text{C}$ ,奥氏体转变终止温度  $T_{Ac_3}$  为  $800^{\circ}\text{C}$ ,以此计算工件的奥氏体转变。在冷却阶段,工件可能发生的组织转变有铁素体相变、珠光体相变、贝氏体相变和马氏体相变,在不同的冷却速度下,42CrMo 钢相变产生的组织不同<sup>[24-26]</sup>。

马氏体的无扩散相变过程受 Koistinen-Marburger 方程控制,马氏体的转化量可表示为

$$\xi_M = 1 - \exp[(T_{Ms} - T)/K], \quad (3)$$

式中: $T_{Ms}$  为马氏体相变起始温度; $K$  为常数。

根据软件中的材料库,可知计算过冷奥氏体相变时需要的 42CrMo 钢等温转变曲线(TTT 曲线),如图 3 所示;根据文献<sup>[27]</sup>的 42CrMo 钢连续冷却转变曲线(CCT 曲线),如图 4 所示,可知奥氏体在不同冷却速度下的转变产物。当温度降至马氏体相变起始温度以下时,所有其他转变都停止,在数值模拟中可以得到组织的演变过程。

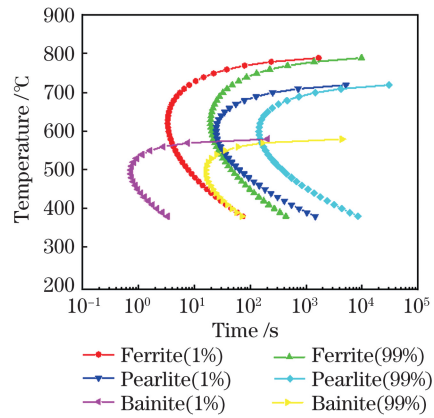


图 3 42CrMo 钢 TTT 曲线

Fig. 3 TTT diagram of 42CrMo steel

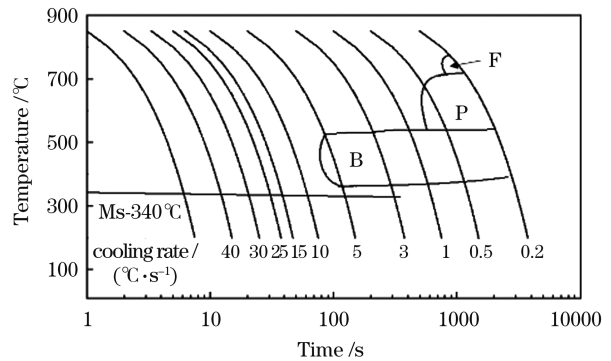


图 4 42CrMo 钢 CCT 曲线<sup>[27]</sup>

Fig. 4 CCT diagram of 42CrMo steel<sup>[27]</sup>

淬火的冷却阶段是一个连续冷却的过程,工件的冷却速度是非恒定的,叠加法则可以解决梯度等温转变的叠加问题<sup>[28-29]</sup>,如图 5 所示。

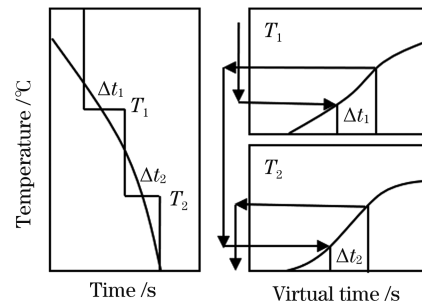


图 5 叠加原理

Fig. 5 Additivity rule

将冷却过程的一段极短时间视为等温冷却,再将不同冷却速度下的产物相加,最终得到工件在某一位置时不同组织所占比例,计算公式为

$$t_{i+1}^* = \left[ \frac{-\ln(1-V_i)}{b_{i+1}} \right]^{\frac{1}{n_{i+1}}}, \quad (4)$$

$$V_{i+1} = V_{\max} \{1 - \exp[-b_{i+1}(t_{i+1}^* + \Delta t)^{n_{i+1}}]\}, \quad (5)$$

式中: $V_i$  为在  $T_i$  温度下保持  $\Delta t$  时间后的转变量,在计算  $T_{i+1}$  温度下的转变时,需先将  $T_i$  温度下的转变量  $V_i$ ,按(5)式折算为  $T_{i+1}$  温度下所需的时间,称为虚拟时间  $t_{i+1}^*$ 。

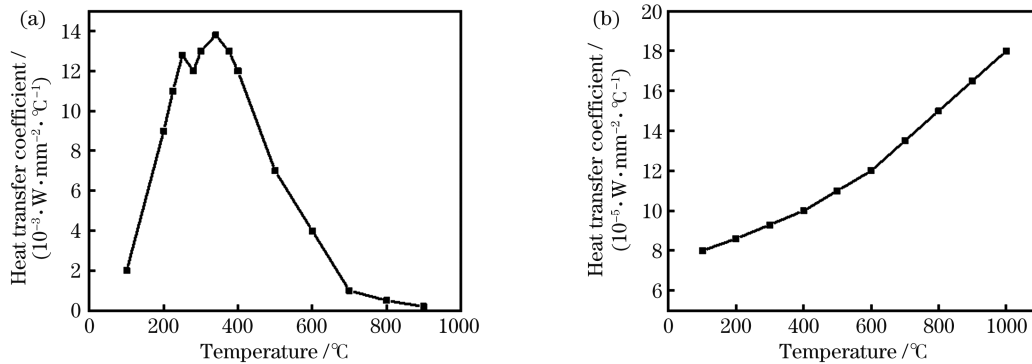


图 6 42CrMo 钢换热系数。(a)冷却液;(b)空气

Fig. 6 Heat transfer coefficient of 42CrMo steel. (a) Coolant; (b) air

对于工件与冷却液和空气接触面的控制方程分别为

$$\Delta \cdot (-\lambda \Delta T) = h_1 (T - T_\infty), \quad (6)$$

$$\Delta \cdot (-\lambda \Delta T) = h_2 (T - T_\infty), \quad (7)$$

式中: $h_1$  为 42CrMo 与冷却液的换热系数,  $W \cdot mm^{-2} \cdot ^\circ C^{-1}$ ;  $h_2$  为 42CrMo 与空气的换热系数,  $W \cdot mm^{-2} \cdot ^\circ C^{-1}$ ;  $T_\infty$  为环境温度,  $^\circ C$ 。

## 2.5 相变潜热处理

42CrMo 钢在淬火过程中存在大量的组织转变,相变的同时会伴随有热量的吸收或释放,即相变潜热。该热量会对数值模拟中的温度场的计算产生一定的影响,故数值模拟需将其考虑在内,以提高模型的准确性。不同的组织转变产生的相变潜热是不同的,42CrMo 钢奥氏体相变潜热如表 2 所示<sup>[31]</sup>。

表 3 淬火工艺参数

Table 3 Quenching processing parameters

Quenching process	Frequency / Hz	Electric current / A	Speed / (mm · s <sup>-1</sup> )	Laser power density / (W · mm <sup>-2</sup> )
Single laser quenching	—	—	2.5	8.3
Hybrid quenching	24	35	2.5	5.5

## 2.4 初始条件及边界条件

模型中所有节点的初始温度设为室温 20 °C,工件与感应线圈存在相对移动,模拟采用了固定线圈、移动工件的方式,对工件的所有节点设定工艺所需的位移长度及速度。

工件与不同介质接触时,边界条件是不同的,即换热系数不同。换热系数是指单位时间通过单位面积传递的热量,其反映了换热过程的强弱,在数值模拟计算中是非常重要的边界条件之一,其值的设定直接影响数值模拟计算结果的准确性。在不同温度下 42CrMo 钢与冷却液和空气的换热系数如图 6 所示<sup>[30]</sup>。

表 2 42CrMo 钢奥氏体相变潜热

Table 2 Latent heat of austenite phase transformation of 42CrMo steel

Phase transformation	Ferrite	Pearlite	Bainite	Martensite
Latent heat / (J · g <sup>-1</sup> )	141.0	145.6	145.6	122.6

## 2.6 模型验证

为了分析电磁感应加热对 42CrMo 钢淬火的影响,选取单一激光淬火和电磁感应复合激光淬火两种工艺进行模拟,保证光斑尺寸和移动速度相同,单一激光淬火和复合淬火时的激光功率密度分别为  $8.3 W \cdot mm^{-2}$  和  $5.5 W \cdot mm^{-2}$ ,使工件表面都达到接近且未熔化的极限温度,淬火工艺参数如表 3 所示。根据工件加热和冷却过程的时间和边界条件,设定合理的步数和步长,对 42CrMo 钢淬火过程

的温度场和马氏体组织进行模拟。

为了验证模型的准确性,工件在上述两种方式下进行淬火实验。实验采用经过调质处理的 42CrMo 钢,使用的激光器是光纤耦合半导体激光器,最大输出功率为 6000 W,波长范围为 940~1060 nm。电磁感应实验采用的加热电源的最大输出功率为 80 kW,振荡频率可调范围为 3~40 kHz,感应线圈由铜管和导磁体组成。

通过数值模拟,在单一激光淬火过程中选取特征点  $M$ ,复合淬火过程中选取特征点  $N$ ,如图 7 所示。淬火实验过程中,采用测温仪每秒对工件测温 10 次,将 1 s 内测定的 10 个温度数据取平均值作为该秒的温度,记录  $M$ 、 $N$  两点实际温度历史曲线,将实验结果与模拟结果进行对比,如图 8 所示。计算

不同时刻的相对误差,并取平均值,得到  $M$ 、 $N$  两个点的平均相对误差分别为 8.18%、13.26%,故可认为实验结果与模拟结果的一致性较高。

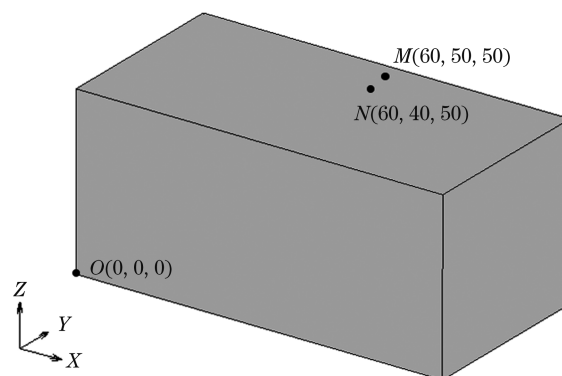


图 7 特征点位置

Fig. 7 Location of feature points

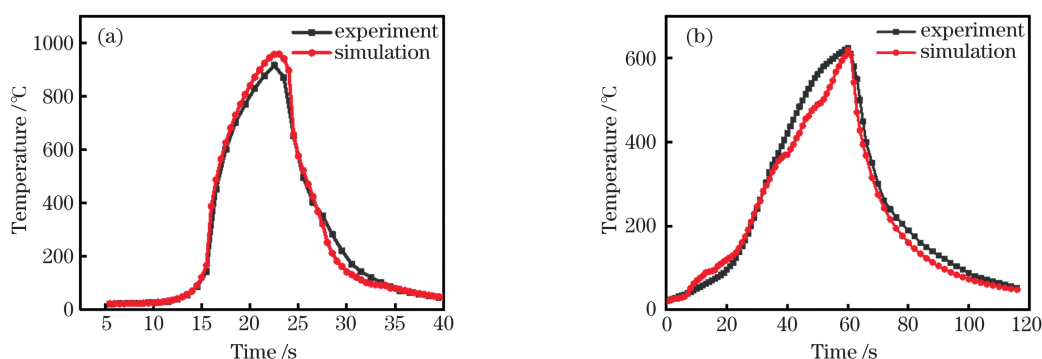


图 8 特征点的温度历史曲线。(a)点  $M$ ; (b)点  $N$

Fig. 8 Temperature history curves of characteristic points. (a) Point  $M$ ; (b) point  $N$

将体积分数为 50% 的马氏体组织的位置定义为淬硬层的边界,单一激光淬火后工件  $X$  轴方向 60 mm 处截面马氏体分布见图 9(a),可得淬硬层深度模拟结果为 3.4 mm,宽度为 29.0 mm,淬硬层呈典型的“月牙形”。电磁感应复合激光淬火后工件  $X$  轴方向 60 mm 处截面马氏体分布见图 9(b),可得淬硬层深度模拟结果为 6.0 mm,宽度为 35.0 mm,淬硬

层形貌与单一激光淬火不一样,呈“椭球形”。

通过线切割设备取出两种方式淬火后对应位置的工件试样,并对其横截面进行磨抛处理制备金相试样,使用质量分数为 4% 的硝酸乙醇溶液腐蚀。采用型号为 HMV-2 的维氏硬度仪沿工件横截面的深度方向以及距表层 0.1 mm 处的水平方向测量维氏硬度,施加载荷为 300 g,加载时间为 10 s,得到硬度变化曲线如图 10 所示。单一激光淬火淬硬层在垂直方向上的有效深度为 3.5 mm,与模拟结果相比误差率为 2.9%,平均硬度为 751  $HV_{0.3}$ ;在水平方向上淬硬层的有效宽度为 29.6 mm,与模拟结果相比误差率为 2.1%,平均硬度为 712  $HV_{0.3}$ 。电磁感应复合激光淬火淬硬层在垂直方向上的有效深度为 5.9 mm,与模拟结果相比误差率为 1.7%,平均硬度为 731  $HV_{0.3}$ ;在水平方向上的淬硬层有效宽度为 34.7 mm,与模拟结果相比误差率为 0.9%,平均硬度为 709  $HV_{0.3}$ 。综合温度曲线和淬硬层形貌的对比,可以判定数值模型较为准确。

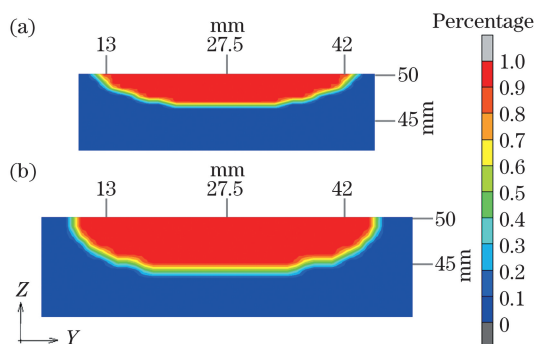


图 9 马氏体云图。(a)单一激光淬火;(b)复合淬火  
Fig. 9 Cloud charts of martensite. (a) Single laser quenching; (b) hybrid quenching

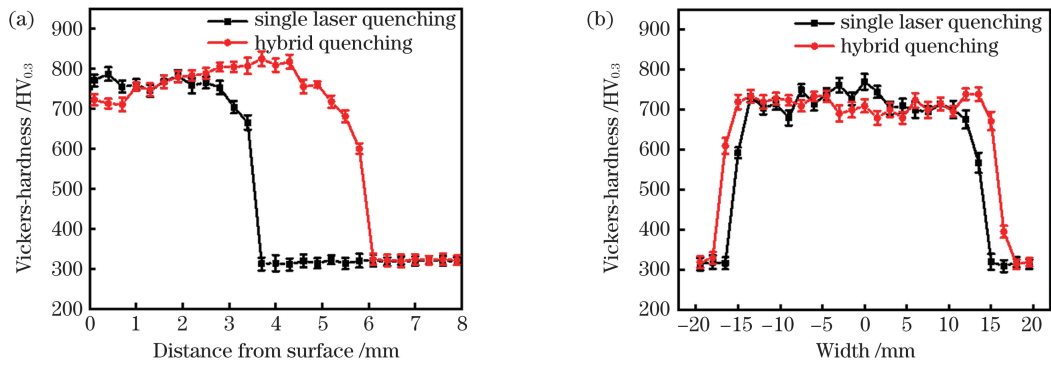


图 10 淬火后淬硬层截面硬度曲线图。(a)深度方向;(b)水平方向

Fig. 10 Cross-sectional hardness curves of hardened layer by quenching. (a) Depth direction; (b) horizontal direction

### 3 复合淬火相变过程分析

首先,对复合淬火过程的温度场进行模拟,工件保持固定,感应线圈和激光光斑从左向右移动,在 52 s

时工件的三维温度场分布如图 11(a)所示,此时工件温度最高值为 1322 °C,位于 X 轴方向 60 mm 处的 Y-Z 平面的温度分布如图 11(b)所示。同时也对单一激光淬火过程进行数值模拟,其过程已在前文阐述。

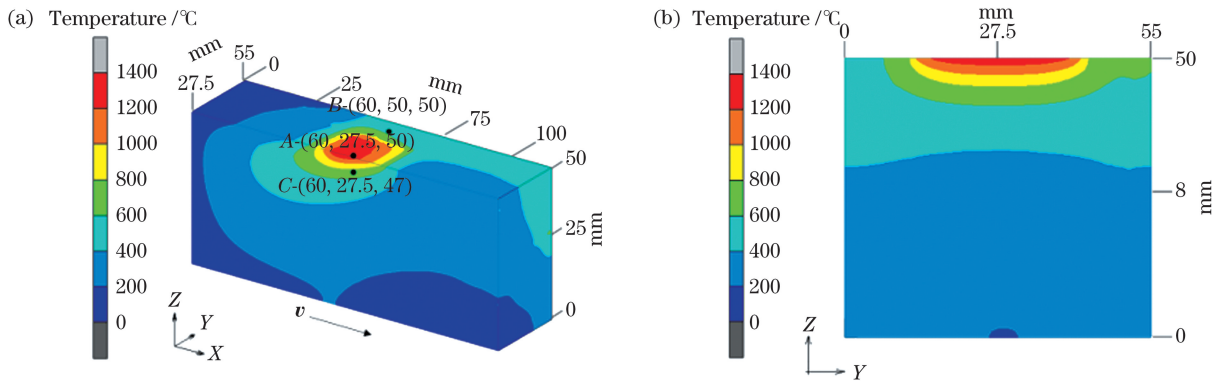


图 11 复合淬火过程温度场云图。(a)三维剖视图;(b)Y-Z 平面

Fig. 11 Cloud charts of temperature field in hybrid quenching process. (a) 3D section view; (b) Y-Z plane

在复合淬火工件上选取三个特征节点分别为 A、B、C,示意图如图 11(a),其温度历史曲线如图 12 所示。在单一激光淬火过程中也提取特征点 A 的温度历史曲线,与复合淬火进行比较,如图 13 所示。

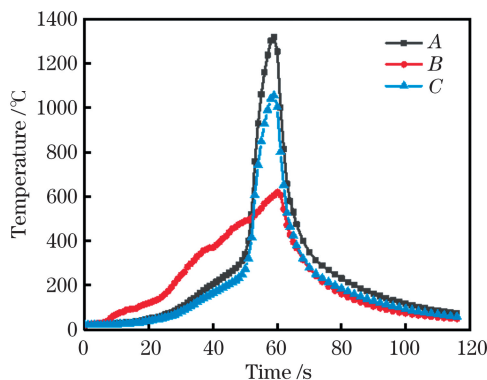


图 12 复合淬火特征点温度历史曲线

Fig. 12 Temperature history curves of characteristic points for hybrid quenching

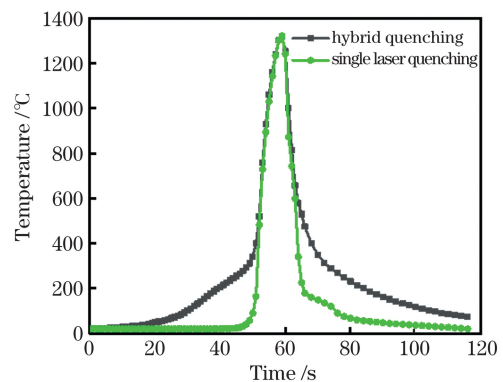


图 13 不同淬火方式下点 A 的温度历史曲线

Fig. 13 Temperature history curve of point A under different quenching methods

由图 13 可知,电磁感应复合激光淬火的升温阶段开始时,在电磁感应作用下,工件表层得以加热,工件外侧温度上升速度快于工件中心。激光开始辐照后,工件中心温度迅速上升,且快于两侧。经过电磁感应加热后,工件表层温度没有直接上升到奥氏

体化温度即 730 °C 以上,而是横截面的整体温度几乎达到了 200 °C 以上,这弥补了部分组织达到奥氏体化温度的能量,使得奥氏体化区域的范围扩大。电磁感应使得 A 点温度达到 300 °C,而升温的主要能量仍由激光提供,因此在复合淬火中,激光加热仍占主导作用。冷却阶段开始时,节点温度发生骤降,随着温度的下降,冷却速度逐渐放缓,直至冷却至室

温。在相同温度下,虽然复合淬火的冷却速度低于单一激光淬火,但是仍然达到了 10 °C/s 以上,满足马氏体转变条件。

为了研究电磁感应复合激光淬火过程的相变情况,在温度场模拟的基础上对工件的奥氏体和马氏体组织分布进行模拟,得到了工件在不同时刻不同位置处的组织分布,如图 14 所示。

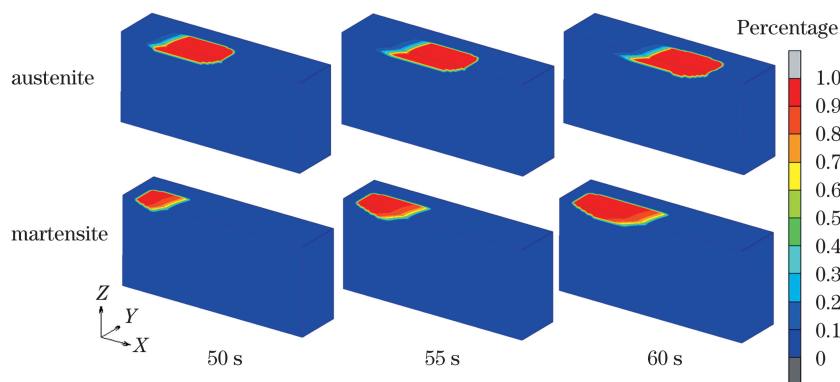


图 14 复合淬火不同时刻组织分布

Fig. 14 Microstructure distribution by hybrid quenching at different time

淬火过程中,工件在电磁感应和激光加热下,表面铁素体和珠光体组织向奥氏体转变,冷却过程中,大部分奥氏体发生相变转化为马氏体。在淬火过程的稳定阶段,加热生成的奥氏体组织在纵截面呈“平行四边形”,这是由于端部热量逐渐向下传导,而尾部热量由表面开始散发。马氏体相变紧随奥氏体组织后方,两种组织的接触位置处于“互补”状态,马氏体相变在开始阶段深度较浅,一段时间后达到稳定。

淬火完成后,淬硬层的主体组织为马氏体,如图 15 所示,大部分位置的马氏体组织体积分数在 90% 以上,其中含量最高处体积分数达 98% 以上。除了马氏体外,表层还含有极少量未来得及转变的残余奥氏体。马氏体组织体积分数从 90% 降到 0% 的区域范围较窄,马氏体含量下降非常显著,这是因为其未能完全奥氏体化,在淬火过程中的最高温度

介于  $T_{Ac_1}$  和  $T_{Ac_3}$  之间,处于临界状态。而基体组织的最高温度未能达到奥氏体转变温度,只发生了不同程度的回火,并不能发生马氏体相变。在电磁感应复合激光淬火过程中,工件在得到一定程度加热后,有助于表层温度缓慢上升,减小了工件表层的温度梯度,这虽然使得热传导速度下降,但是更大区域的基体组织达到奥氏体转变温度,有利于冷却阶段时发生更多的马氏体相变。

综合分析温度场和相变的过程,在电磁感应复合激光淬火过程中,根据 A 点的温度曲线,可知从最高温度开始下降时,工件表面冷却速度  $> 30$  °C/s,随着温度下降,冷却速度逐渐变小,在达到 280 °C 时,冷却速度降至约 10 °C/s。由于冷却的速度较快,奥氏体不会向贝氏体转变,而是转化为马氏体。根据 B 点的温度曲线,可知该点所达到的最高温度为 619 °C,未开始奥氏体转变,因此不存在奥氏体向马氏体转变的过程,在达到 215 °C 时,冷却速度降至约 10 °C/s。根据 C 点的温度曲线,可知在达到 250 °C 时,冷却速度降至约 10 °C/s,发生了马氏体转变。

总体来讲,无论加热过程中的最高温度大还是小,整个冷却过程的冷却速度都达到了较高水平,在最高温度超过 730 °C 时,满足马氏体相变的条件,因此通过双热源的加热,可以扩大工件表层奥氏体化的范围,从而增加发生马氏体相变的区域,使得淬硬层的深度和宽度大于单一激光淬火。

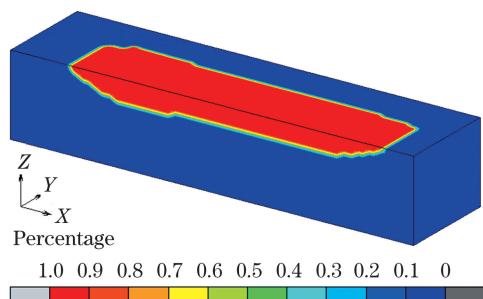


图 15 复合淬火后马氏体分布云图

Fig. 15 Cloud diagram of martensite distribution after hybrid quenching

#### 4 复合淬火淬硬层均匀性研究

通过型号为 NIKON-SMZ745T 的体式显微镜观测其淬硬层形貌特征,得到的试样横截面形貌如图 16 所示。对比单一激光淬火和复合淬火可以发现,复合淬火显著提高了淬硬层的宽度和深度,改善

了单一激光淬火能量无法向更深处传导的不足,是一种深层淬火的有效方法。结合图 10,通过硬度曲线上的点计算水平方向上的方差,得到复合淬火后硬度的方差为 29.1,其值小于单一激光淬火后的 38.7,因此复合淬火后淬硬层在水平方向上的硬度波动更小,淬硬层均匀性更好。

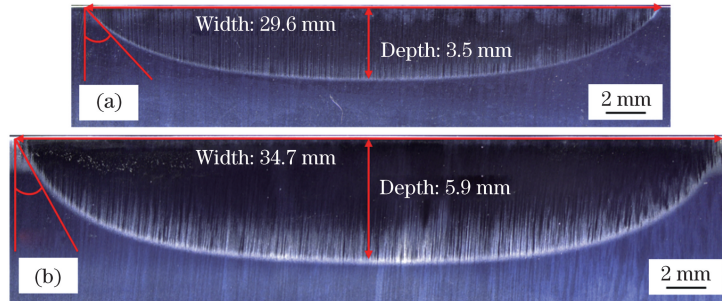


图 16 淬火后淬硬层横截面形貌图。(a)单一激光淬火;(b)复合淬火

Fig. 16 Cross-sectional morphology of hardened layer by quenching. (a) Single laser quenching; (b) hybrid quenching

为了进一步衡量淬硬层的均匀性,以淬硬层宽度为宽,深度为高,做出一个矩形,根据淬硬层的面积占矩形面积的比例说明淬硬层的均匀性,淬硬层的面积占比越大,均匀性越好,如图 17 所示。马氏体所占比例的表达式为

$$p = S_1 / S, \quad (8)$$

式中: $S_1$  为淬硬层面积; $S$  为矩形面积。

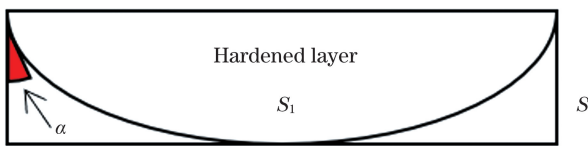


图 17 马氏体占比计算

Fig. 17 Calculation of martensite proportion

根据计算结果,可得单一激光淬火后  $p$  值为 70.3%,电磁感应复合激光淬火后  $p$  值为 83.4%,后者明显大于前者。此外,月牙形淬硬层的两边边界与垂直方向形成月牙形侧边夹角 $\alpha$ ,该夹角可以

对淬硬层的均匀性进行判定,其角度越小,说明淬硬层形状越趋近于矩形,即均匀性越好。经过测量可得复合淬火后的  $\alpha$  为 29.4°,小于单一激光淬火后的 46.8°,因此电磁感应复合激光淬火相比单一激光淬火提高了淬硬层的均匀性。

数值模拟只能对组织占比进行预测,不同位置处的组织形态差异需要用横截面的显微组织来说明(图 18)。采用型号为 EVO-18 的扫描电子显微镜对淬硬层显微组织进行观察,发现复合淬火后淬硬层的主体组织为板条马氏体,由于工件的整体温度高,其冷却速度比单一激光淬火时低,导致工件保温时间增加,奥氏体组织变粗,在淬硬层的相同深度处,产生的马氏体板条更为粗大,硬度略低于单一激光淬火。热影响区的组织奥氏体化不完全,部分组织奥氏体化,部分组织发生高温回火,主体组织为马氏体与回火索氏体组织的混合物。基体组织为回火索氏体。

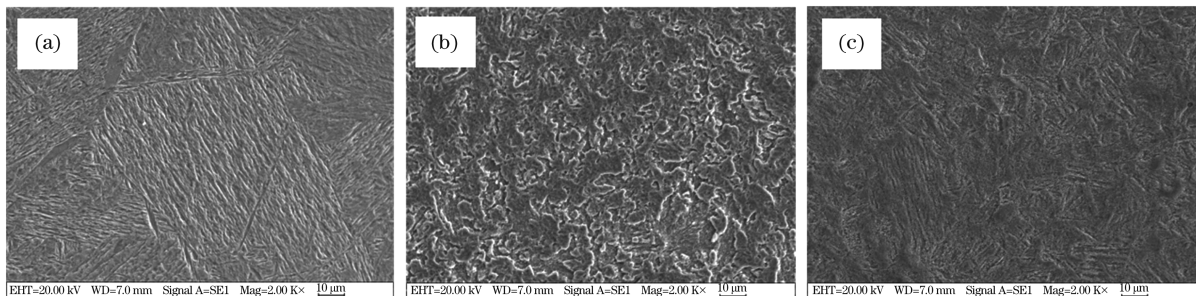


图 18 复合淬火后不同位置的显微组织形貌。(a)淬硬层;(b)热影响区;(c)基体

Fig. 18 Microstructure of different positions after hybrid quenching. (a) Hardened layer; (b) heat affected zone; (c) base metal



## 5 结 论

利用 MSC. Marc 软件建立了电磁感应-激光耦合淬火模型,对 42CrMo 钢电磁感应复合激光淬火相变过程进行模拟研究,获得了工件的温度场和组织场分布,模拟所得的特征点温度变化历史和淬硬层深度、宽度与实验结果相吻合,验证了该模型的可靠性。相比于单一激光淬火,复合淬火可使得工件表层奥氏体化的区域增加,扩大了马氏体相变范围,淬硬层深度达到 5.9 mm;复合淬火后淬硬层在水平方向上硬度波动减小,淬硬层面积占比增加,月牙形侧边夹角减小,淬硬层的均匀性得以提升。电磁感应复合激光淬火可突破单一激光淬火的极限深度,获得均匀性良好的淬硬层,可为重载工况高端装备零部件的深层淬火提供指导。

### 参 考 文 献

- [1] Wu Z. Test analysis and research on fatigue life of heavy-duty bearing[J]. Coal Mine Machinery, 2020, 41(10): 57-59.  
吴宗. 重载轴承疲劳寿命的测试分析与研究[J]. 煤矿机械, 2020, 41(10): 57-59.
- [2] Li S F. Development status and development trend of China's wind power equipment industry[J]. Value Engineering, 2019, 38(33): 37-38.  
李松峰. 我国风电设备行业发展现状及发展趋势[J]. 价值工程, 2019, 38(33): 37-38.
- [3] Zhou Z Q. Fracture failure analysis on pitch bearing of wind turbine [J]. Equipment Manufacturing Technology, 2019(8): 99-103.  
周正强. 风力发电机组变桨轴承断裂失效分析[J]. 装备制造技术, 2019(8): 99-103.
- [4] Han Y, Xiao Y, Yu E L, et al. Research status and development trend of precision and targeting electromagnetic induction heating technology in iron and steel industry[J]. Iron & Steel, 2019, 54(12): 1-9.  
韩毅, 肖瑶, 于恩林, 等. 钢铁精准化电磁加热技术研究现状和发展趋势[J]. 钢铁, 2019, 54(12): 1-9.
- [5] He L F, Li H P, Gai K, et al. Technological parameters optimization and numerical simulation of induction hardening for 55CrMo steel [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2015, 36(1): 199-204.  
贺连芳, 李辉平, 盖康, 等. 55CrMo 钢感应淬火工艺的数值模拟及工艺优化[J]. 材料热处理学报, 2015, 36(1): 199-204.
- [6] Liu H Y, Zhang L, Huang X R, et al. Laser surface modification technology and its application to bearing [J]. Heat Treatment, 2018, 33(3): 40-43.  
刘红宇, 张雷, 黄雄荣, 等. 激光表面改性技术及其在轴承上的应用[J]. 热处理, 2018, 33(3): 40-43.
- [7] Huang J Y, Shen Z J, Zhang L X, et al. Applications of laser surface treatment technologies in petroleum machinery [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2019, 56(6): 060005.  
黄俊媛, 沈泽俊, 张立新, 等. 激光表面处理技术在石油机械中的应用[J]. 激光与光电子学进展, 2019, 56(6): 060005.
- [8] Liu Q B, Liu H. Experimental study of the laser quenching of 40CrNiMoA steel [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 88(1/2/3): 77-82.
- [9] Yang Z, Fan X F, Qiu C J, et al. Microstructure and properties of 40CrNiMoA steel surface after laser quenching [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2020, 57(1): 011405.  
杨振, 樊湘芳, 邱长军, 等. 40CrNiMoA 钢表面激光淬火后的组织和性能[J]. 激光与光电子学进展, 2020, 57(1): 011405.
- [10] Li C, Yu Z B, Zhao J Y, et al. Numerical simulation and experimental study on laser quenching process of disk laser [J]. Surface Technology, 2019, 48(6): 203-211.  
李昌, 于志斌, 赵金月, 等. 碟片激光器激光淬火过程数值模拟与试验研究[J]. 表面技术, 2019, 48(6): 203-211.
- [11] Zhang Z, Han B, Wang Y, et al. Effects of the shape of workpiece on temperature and stress field distribution during laser transformation hardening [J]. Chinese Journal of Lasers, 2012, 39(8): 0803001.  
张哲, 韩彬, 王勇, 等. 工件形状对激光相变硬化温度场和应力场的影响[J]. 中国激光, 2012, 39(8): 0803001.
- [12] Li M V, Niebuhr D V, Meekisho L L, et al. A computational model for the prediction of steel hardenability [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1998, 29(3): 661-672.
- [13] Mackerle J. Finite element analysis and simulation of quenching and other heat treatment processes: a bibliography (1976—2001) [J]. Computational Materials Science, 2003, 27(3): 313-332.
- [14] Luo X, Chen P F, Wang Y, et al. Novel kind of wide-band shaping parabolic mirror for high power laser processing [J]. Chinese Journal of Lasers, 2008, 35(11): 1853-1856.  
罗曦, 陈培锋, 王英, 等. 一种大功率激光加工用新型宽带光斑成形抛物面镜[J]. 中国激光, 2008, 35

- (11): 1853-1856.
- [15] He Q, Su H L, Liu H Z, et al. Research on 40Cr steel for high-speed spindle laser transformation hardening technics [J]. Chinese Journal of Lasers, 2009, 36(8): 2192-2196.  
何强, 苏华礼, 刘宏昭, 等. 高速主轴用40Cr钢的激光相变硬化工艺[J]. 中国激光, 2009, 36(8): 2192-2196.
- [16] Tan W D, Pang M, Jiang G Y, et al. Numerical simulation of temperature field in laser phase-transformation hardening of highly-enhanced diesel engine valve seats [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2018, 55(11): 111601.  
谭雯丹, 庞铭, 江国业, 等. 高强度柴油机气门座激光相变硬化温度场的数值模拟[J]. 激光与光电子学进展, 2018, 55(11): 111601.
- [17] Li L. Research of laser-induction hybrid welding processing on S690QL steel [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2019: 2-10.  
李立. S690QL钢激光-感应复合焊工艺研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2019: 2-10.
- [18] Liang Z Y, Zhang A F, Li L J, et al. Induction heating assisted modifier boron refining of TC4 grains by laser cladding deposition [J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(7): 0702001.  
梁朝阳, 张安峰, 李丽君, 等. 感应加热辅助变质剂硼细化激光熔覆沉积 TC4 晶粒的研究 [J]. 中国激光, 2018, 45(7): 0702001.
- [19] Huang K J, Xie C S, Song W L, et al. Preparation and application of (nano) powders by Laser-Induction heating [J]. China Powder Industry, 2008(2): 35-39.  
黄开金, 谢长生, 宋武林, 等. 激光-感应复合加热法制备(纳米)粉体技术及其应用 [J]. 中国粉体工业, 2008(2): 35-39.
- [20] Zhong H L, Wang Z, Gan J, et al. Numerical simulation of martensitic transformation plasticity of 42CrMo steel based on spot continual induction hardening model [J]. Surface and Coatings Technology, 2020, 385: 125428.
- [21] Zhang Q L, Tong W H, Chen Z J, et al. Effect of spot size on geometrical characteristics of laser deep quenching hardened layer of 42CrMo steel [J]. Surface Technology, 2020, 49(1): 254-261.  
张群莉, 童文华, 陈智君, 等. 光斑尺寸对42CrMo钢激光深层淬火硬化层几何特征的影响 [J]. 表面技术, 2020, 49(1): 254-261.
- [22] He W, Hao G H, Wei Q W, et al. Numerical simulation of laser hardening of 42CrMo steel spherical fixed set bearing in roller bit [J]. Heat Treatment of Metals, 2015, 40(8): 149-153.  
何畏, 郝广辉, 魏秦文, 等. 42CrMo钢牙轮钻头球面固定套轴承激光淬火数值模拟 [J]. 金属热处理, 2015, 40(8): 149-153.
- [23] Leung M K H, Man H C, Yu J K, et al. Theoretical and experimental studies on laser transformation hardening of steel by customized beam [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2007, 50(23/24): 4600-4606.
- [24] Gao Y, Chen W L, Wang L, et al. Microstructure transformation in quenching process of 42CrMo heavy commercial vehicle front axle [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2016, 23(5): 179-184.  
高妍, 陈文琳, 王梁, 等. 42CrMo钢重型商用车前轴淬火过程中组织转变 [J]. 塑性工程学报, 2016, 23(5): 179-184.
- [25] Reti T, Fried Z, Felde I, et al. Computer simulation of steel quenching process using a multi-phase transformation model [J]. Computational Materials Science, 2001, 22(3/4): 261-278.
- [26] Su H, Ma B, Yi Y H, et al. Microstructure and properties of 42CrMo after laser surface melting and quenching [J]. Ordnance Material Science and Engineering, 2011, 34(2): 84-86.  
苏辉, 马冰, 依颖辉, 等. 42CrMo钢激光淬火组织和硬度的研究 [J]. 兵器材料科学与工程, 2011, 34(2): 84-86.
- [27] Zhang Y, Liu R D, Wang K Q, et al. Dynamic continuous cooling transformation curves and microstructure evolution of 42CrMo steel [J]. Heat Treatment of Metals, 2012, 37(12): 37-40.  
张宇, 刘仁东, 王科强, 等. 42CrMo钢动态 CCT 曲线及组织转变 [J]. 金属热处理, 2012, 37(12): 37-40.
- [28] Liu J, Li M N, Li S H, et al. Numerical simulation of heating and quenching process of 42CrMo steel crankshaft [J]. Heat Treatment of Metals, 2019, 44(11): 188-195.  
刘杰, 李萌蘖, 李绍宏, 等. 42CrMo钢船用曲拐加热和淬火过程数值模拟 [J]. 金属热处理, 2019, 44(11): 188-195.
- [29] Lusk M, Jou H J. On the rule of additivity in phase transformation kinetics [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 1997, 28(2): 287-291.
- [30] Chen H M, Zhang S H, Wang H G, et al. Finite element analysis of temperature field with phase transformation and non-linear surface heat-transfer coefficient during quenching [J]. Applied Mathematics and Mechanics, 1998, 19(1): 3-5.  
程赫明, 张曙红, 王洪纲, 等. 淬火过程中具有非线性表面系数考虑相变时温度场的有限元分析 [J]. 应用数学和力学, 1998, 19(1): 3-5.

[31] Liu Y. Measurements and finite element simulation of quenching stress distribution in medium carbon steels[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University,

2017: 41-42.

刘玉. 中碳钢淬火应力分布的测定和有限元模拟[D]. 上海: 上海交通大学, 2017: 41-42.

## Phase Transformation Process of Electromagnetic Induction Assisted Laser Quenching Based on MSC. Marc Software

Zhang Qunli<sup>1,2,3</sup>, Lin Jian<sup>1,2,3</sup>, Chen Zhijun<sup>1,2,3\*</sup>, Tang Zehao<sup>1,2,3</sup>, Huang Hua<sup>1,2,3</sup>,  
Gao Yuan'an<sup>4</sup>, Yao Jianhua<sup>1,2,3</sup>

<sup>1</sup> Institute of Laser Advanced Manufacturing, Zhejiang University of Technology, Hangzhou, Zhejiang 310023, China;

<sup>2</sup> Zhejiang Provincial Collaborative Innovation Center of High-End Laser Manufacturing Equipment, Hangzhou, Zhejiang 310023, China;

<sup>3</sup> College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou, Zhejiang 310023, China;

<sup>4</sup> Luoyang Bearing Research Institute Co., Ltd., Luoyang, Henan 471039, China

### Abstract

**Objective** Heavy load bearing is an essential part of heavy load mechanical equipment, which plays the role of supporting a rotating body. Wind power bearing in wind power generation equipment is a typical heavy load bearing. To obtain wind power bearing with excellent comprehensive performance and high service life as well as maintain the stability of wind turbine, higher requirements are put forward for the depth and uniformity of hardened layer of main shaft bearing raceway. In this study, the depth and uniformity of the hardened layer of a workpiece after laser quenching are improved by adding electromagnetic induction auxiliary heating, and the heating and cooling rates are adjusted to transfer more heat to the depth of the material, so as to achieve deeper hardened layer. In the quenching process, the dual heat sources interact. Therefore, it is necessary to investigate the phase transformation process of electromagnetic induction-assisted laser quenching. This research will provide a reference for high-quality deep strengthening of high-end equipment parts under heavy load conditions.

**Methods** The MSC. Marc software is employed to establish the physical models of hybrid quenching and laser quenching processes, and the meshes in different areas of the models are densified in different degrees. Because the temperature of the workpiece changes markedly during quenching, the thermophysical parameters of the material at different temperatures are considered in the models. In addition, the initial and boundary conditions of the models are set according to the working conditions. The accuracy of the model is verified by the temperature curve of the characteristic points and morphology of the hardened layer. In the verified model, the evolution of the temperature field, phase transformation process, and uniformity of the hardened layer in the dual heat source hybrid quenching process are studied.

**Results and Discussions** The average relative error between the measured and simulated temperature curves is less than 15% (Fig. 8). Under the forced cooling of the coolant, the cooling rates of the hybrid quenching and laser quenching attain high levels in the whole cooling stage (Fig. 13), which meets the martensitic transformation conditions. The range of austenitizing and martensitic transformation on the surface of the workpiece can be enlarged by the secondary heat source heating. After the hybrid quenching, the depth of the hardened layer is small at the head and tail, and is large in the middle. The martensite formed in the stable stage is very flat (Fig. 14). From the cross-section of the hybrid quenching hardened layer, the width and depth is 34.7 mm and 5.9 mm, respectively; the area ratio of the hardened layer to the rectangle is 83.4%. The side angle between the boundary of the hardened layer and the vertical direction is 29.4°. After the laser quenching, the depth and width of the hardened layer are 3.5 and 29.6 mm (Fig. 16), the area ratio of the hardened layer to the rectangle is 70.3%, and the side angle is 46.8°.

**Conclusions** The phase transformation process of hybrid quenching is investigated, and an electromagnetic induction and laser coupling quenching model is established. The simulated temperature history of characteristic

points and the profile of the hardened layer agree well with the experiment results, which verify the reliability of the established model. Compared with single laser quenching, the hybrid quenching can increase the austenitizing area on the surface of the workpiece, expand the range of martensitic transformation, and improve the depth and width of the hardened layer. After the hybrid quenching, the hardness fluctuation of the hardened layer in the horizontal direction decreases, the proportion of the hardened layer area increases, the crescent side angle decreases, and the uniformity of the hardened layer is improved. The electromagnetic induction-assisted laser quenching can break through the limit depth of single laser quenching and obtain a well-balanced hardened layer, which can provide guidance for deep quenching of high-end equipment parts under heavy load conditions.

**Key words** laser technology; laser quenching; electromagnetic induction; 42CrMo steel; numerical simulation; temperature field; phase transformation

**OCIS codes** 140.3325; 140.3390