# 光斑尺寸对 42CrMo 钢激光深层淬火硬化层几何特征的影响

张群莉[1,2]，童文华[1,2]，陈智君[1,2]，姚建华[1,2]，李铸国[3]，冯凯[3]，Volodymyr S. Kovalenko[1,2,4]

（1.浙江工业大学 a.激光先进制造研究院 b.机械工程学院，杭州 310023；2.特种装备制造与先进加工技术教育部/浙江省重点实验室，杭州 310023； 3.上海交通大学 材料科学与工程学院，上海 200240；4.乌克兰国立科技大学 激光技术研究所，乌克兰 基辅 03056）

**摘 要：目的** 提高 42CrMo 钢激光淬火后硬化层的深度和分布均匀性。**方法** 利用 COMSOL Multiphysics 软件对 42CrMo 钢激光淬火过程中温度场的演变进行分析，且考虑材料的热物性参数随温度变化。通过设定激光工艺参数模拟试样的温度场分布，利用马氏体转变条件得到硬化层形貌尺寸。参照模拟结果，利用连续输出的光纤耦合半导体激光器对 42CrMo 钢进行激光淬火实验，用热电偶测温仪对试样测温并与模拟的温度历史曲线进行对比，用光学显微镜对试样横截面处硬化层形貌进行分析，将实验所得硬化层形貌与模拟结果进行比较。并在相同的功率密度下，改变光斑的几何尺寸进行模拟，分析并比较硬化层的几何特征。**结果** 实验所测某点的温度历史曲线与模拟结果一致性较高，硬化层实际形貌与模拟结果基本吻合。在激光功率密度不变时，随着垂直于扫描方向上的光斑宽度增加，硬化层宽度呈正比例增加，硬化层深度则先增后减，距离硬化层中心最深处相同距离点的曲率则逐渐减少。**结论** 通过优化激光淬火工艺参数，控制激光淬火的热传导时间和深度方向的温度梯度分布，可以在表面不熔化的前提下，获得较深的硬化层。光斑尺寸对 42CrMo 钢激光深层淬火硬化层深度和硬化层均匀性有较大影响，选择较大的光斑宽度可以得到更为均匀的硬化层。

**关键词：**激光深层淬火；42CrMo 钢；数值模拟；几何特征；均匀性；马氏体转变

**中图分类号：**TG156；TN249 **文献标识码：**A **文章编号：**1001-3660(2020)01-0254-08

**DOI：**10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.01.030

# Effect of Spot Size on Geometrical Characteristics of Laser Deep Quenching Hardened Layer of 42CrMo Steel

*ZHANG Qun-li*[1,2], *TONG Wen-hua*[1,2], *CHEN Zhi-jun*[1,2], *YAO Jian-hua*[1,2], *LI Zhu-guo*[3], *FENG Kai*[3], *Volodymyr S. Kovalenko*[1,2,4]

(1.a. Institute of Laser Advanced Manufacturing, b. School of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology,

**收稿日期：**2019-06-29；**修订日期：**2019-11-27

**Received：**2019-06-29；**Revised：**2019-11-27

**基金项目：**国家重点研发计划课题(2018YFB0407301)；国家自然科学基金(51605441)；浙江省属高校基本科研业务费项目(RF-C2019003)

**Fund：**National Key R&D Program of China (2018YFB0407301), National Natural Science Foundation of China (51605441), Fundamental Research Funds for the Provincial Universities of Zhejiang (RF-C2019003)

**作者简介：**张群莉（1979—），女，博士，副教授，主要研究方向为激光表面改性技术及应用。

**Biography：**ZHANG Qun-li (1979—), Female, Doctor, Associate professor, Research focus: laser surface modification technology and applications.

**通讯作者：**姚建华（1965—），男，博士，教授，主要研究方向为激光制造工艺技术及应用。邮箱：laser@zjut.edu.cn

**Corresponding author：**YAO Jian-hua (1965—), Male, Doctor, Professor, Research focus: laser manufacturing technology and applications. E-mail: laser@zjut.edu.cn

Hangzhou 310023, China; 2.Key Laboratory of E & M Ministry of Education & Zhejiang Province, Hangzhou 310023, China; 3.School of Materials Science and Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China; 4.Laser Technology Research Institute, National Technical University of Ukraine “Kiev Polytechnic Institute”, Kiev 03056, Ukraine)

**ABSTRACT:** The work aims to improve the depth and uniformity of the hardened layer of 42CrMo steel after laser quenching. The temperature field evolution of 42CrMo steel during laser quenching was analyzed by COMSOL Multiphysics software, and the variation of thermal properties of the material along with temperature was considered. The temperature field distribution of the sample was simulated by setting the laser processing parameters, and the morphology size of the hardened layer was obtained under the martensitic transformation conditions. According to the simulation results, the laser quenching experiment was carried out to 42CrMo steel by fiber-coupled diode laser with continuous wave. The temperature of the sample was measured by a thermocouple thermometer and compared with the simulated temperature history curve. The morphology of the hardened layer at the cross section of the sample was analyzed by optical microscopy and the morphology of the hardened layer obtained by the experiment was compared with the simulation results. The laser quenching process was simulated by changing the spot size under the same laser power density and the geometrical characteristics of hardened layer were analyzed and compared. The temperature history curve of a certain point measured by the experiment was consistent with the simulation result, and the morphology of the hardened layer obtained by the experiment was basically consistent with the simulation results. When the laser power density was constant, the width of the hardened layer increased proportionally with increase of the width of the spot perpendicular to the scanning direction, and the depth increased first and then decreased. The curvature of the point with the same distance from the deepest point in the center of the hardened layer gradually reduced. By optimizing the processing parameters of laser quenching and controlling the heat conduction time and temperature gradient distribution in depth direction of laser quenching, a deeper hardened layer can be obtained without surface melting. Spot size has a great influence on the depth and uniformity of laser hardened layer of 42CrMo steel and a larger spot width can be selected to obtain a more evenly distributed hardened layer.

**KEY WORDS:** laser deep quenching; 42CrMo steel; numerical simulation; geometrical features; uniformity; martensite transformation

由于煤、石油等传统能源日益衰减以及环境愈加恶化，风能作为一种随时可获取的清洁能源越来越得到大家的重视。为满足使用需求，目前风电机组的单位时间发电量可达 5~8 mW，其体积、载荷都越来越大，与之配套使用的主轴轴承直径达 3 m 以上。目前约 80%的风力发电机采用主轴轴承支承原理[1]，所以对主轴轴承的使用寿命有很高的要求。主轴轴承的主要失效形式为疲劳点蚀、磨损、压痕、腐蚀、断裂、装配不当、润滑不足等[2-3]，其中最常见的疲劳点蚀是由滚动体与内（外）圈转动摩擦，套圈各滚动体表面在循环接触应力作用下产生的，其影响因素有轴承的最大滚动体动载荷、转速、内外圈与滚动体接触而产生的温升以及轴承的材料、表面粗糙度等[4]，所以要选用淬火热处理增强表面硬度、耐磨性，减少维护，提高使用寿命。激光淬火以其加热速度快、工件热影响区小、热变形小、表面光洁度好、批量处理成本低、质量稳定、对环境无污染、通用性强、易实现自动化控制等特点，逐渐从多种热处理技术中脱颖而出[5-6]。

激光淬火通过快速加热、冷却工件，在不影响基体组织和性能的前提下，提高工件表面的耐磨、抗冲击、抗疲劳等表面性能[7-10]，但大量的实验表明，激光淬火后，硬化层深度在 1 mm 以内[11-14]。大型轴承需配套使用大直径滚动体，这就要求套圈滚道具有一定深度的硬化层，且表面各处的硬化层深度大致相等，即均匀的硬化层分布。42CrMo 钢是风电机组主轴轴承滚道常用的材料。

本文利用 COMSOL Multiphysics 软件对 42CrMo 钢激光淬火过程中的温度场演变进行分析，通过工艺参数优化，控制淬火过程的热传导时间和温度梯度，在表面不熔化的前提下使得更多的热量传递到试样深处，以获得较深的硬化层，并探究光斑尺寸对 42CrMo 钢激光深层淬火硬化层深度等几何特征的影响，为提高激光淬火硬化层深度且实现均匀的硬化层分布夯实基础。

## 1　激光淬火瞬态温度场数值模拟

### 1.1　建立仿真模型

使用的基材为经过调质处理的 42CrMo 钢，使用的激光器为 Laserline 公司的 LDF 系列连续输出的光纤耦合半导体激光器，最大功率 4000 W，功率稳定性为±2%，波长范围 980~1020 nm。

激光淬火主要是一个固体热传导过程，不考虑流动产热、粘性发热、压力产热等，且热源以边界形式

加入，故其热传导控制方程如（1）式所示，其中 $\rho$、$C_p$、$K$ 分别为材料的密度、比热容、导热系数。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}+\nabla\cdot(-k\nabla T)=0 \tag{1}$$

激光对试样的作用层包括直接吸收激光的加热层和传热引起的加热层[15]。假定激光能量全都从板材上表面光斑照射区域传入，设定激光热流密度为 Flux，设光斑面积为 $D$，长和宽分别为 $a$、$b$，采用平顶型矩形光斑，故可认为激光辐照处热流密度均相等。材料对激光的吸收率为 $e$，通过模拟不同吸收率下的激光淬火硬化层深度并与实验结果进行对比，最后通过测温验证，设定其值为 0.85。由于试样表面均打磨抛光，且试样上表面预置有吸光涂层，故假设只有上表面存在辐射散热，辐射系数为 $\varepsilon$=0.8，对于板材内部而言，认为只存在热传导。考虑到试样底面在实验过程中将与大尺寸工作台接触，故板材底面设定为恒温（$T$=293.15 K）。实验过程中，采用氩气保护激光镜头和避免淬火区域发生氧化。

设定由于保护气而存在的强制对流换热系数为 $h_0$，空气自然对流换热系数为 $h_1$，待激光器停止工作后，试样上表面空气对流换热系数从 $h_0$ 变为 $h_1$。

综上分析，试样上表面边界控制条件如式（2）所示，其中 $\sigma$ 为玻尔兹曼常数，$t_1$ 为从激光器开始工作到停止的工作时间，$T_{ext}$ 为外界温度（293.15 K），$T$ 为试样温度，$t<t_1$ 代表时间从 0 到 $t_1$ 的这段时间。

$$\begin{aligned}\nabla\cdot(-k\nabla T)=&e\cdot\mathrm{Flux}+h_0(T_{ext}-T)*(t<t_1)+\\&h_1(T_{ext}-T)*(t\geqslant t_1)+\varepsilon\sigma(T_{ext}^4-T^4)\end{aligned} \tag{2}$$

其中激光的热流密度 Flux 定义为：

$$\mathrm{Flux}=\frac{P}{D}\ \text{if}\left(\mathrm{abs}(x\text{-}vt)\leqslant\frac{a}{2}\right)\text{and}\left(\mathrm{abs}(y)\leqslant\frac{b}{2}\right) \tag{3}$$

侧面边界控制条件为：

$$\nabla\cdot(-k\nabla T)=h_1(T_{ext}-T) \tag{4}$$

## 1.2 对流换热系数计算

对试样边界控制条件分析结束后，计算所对应的 $h_0$、$h_1$ 的值。对于水平面及竖直壁的自然对流换热系数 $h_1$，本文以瑞利数（$Ra$）判断不同流动形态下的传热规律的转变。将自然对流的能量方程作推导，可以得到式（5）。

$$Ra=GrPr=\frac{g\beta L^3\Delta T}{\alpha v} \tag{5}$$

式中，$Gr$ 为格拉晓夫数；$Pr$ 为普朗特数；$\beta$ 为体胀系数，表示温度变化 1 ℃时，其体积变化与该物质在 0 ℃的体积之比；$\alpha$ 为热扩散系数，其值等于导热系数与密度和比热容乘积的比值；$v$ 为运动黏度，表示流体的动力黏度与同温度下的密度之比；$L$ 为试样的特征长度，对于本文而言，上表面的特征长度为 $L=\frac{A}{p}$，$A$ 为上表面面积，$p$ 为其周长，试样的侧面特征长度取其厚度。

不同的 $Ra$ 值决定了自然对流时的流体流动形态，根据文献[16]可知，通过计算不同情况下的努塞尔数 $Nu$，对流换热系数 $h$ 有如下两种情况：

1）水平板的情况如式（6）所示，其中 $T>T_{ext}$ 表示试样温度大于外界温度，即热面向上。

$$h=\begin{cases}0.54Ra^{1/4}\dfrac{k}{L},10^4\leqslant Ra\leqslant10^7\cup T>T_{ext}\\0.15Ra^{1/4}\dfrac{k}{L},10^7\leqslant Ra\leqslant10^{11}\cup T>T_{ext}\\0.27Ra^{1/4}\dfrac{k}{L},10^5\leqslant Ra\leqslant10^{10}\cup T\leqslant T_{ext}\end{cases} \tag{6}$$

2）垂直壁的自然对流，对流换热系数如式（7）所示。

$$h=\begin{cases}\dfrac{k}{L}\left(0.68+\dfrac{0.67Ra^{1/4}}{\left(1+\left(\dfrac{0.492k}{\mu C_p}\right)^{9/16}\right)^{4/9}}\right),Ra\leqslant10^9\\\dfrac{k}{L}\left(0.825+\dfrac{0.387Ra^{1/6}}{\left(1+\left(\dfrac{0.492k}{\mu C_p}\right)^{9/16}\right)^{8/27}}\right),Ra>10^9\end{cases} \tag{7}$$

## 1.3 材料特性及网格划分

试样材料为 42CrMo，假设材料组织均匀，各向同性。值得一提的是，在实际激光加热过程中，板材温度可达 1000 ℃以上，此时材料物理性能早已发生改变，为获得更加精确的模型，则需考虑其物理参数随温度的变化情况。由于密度等参数随温度变化不大且对温度场分布影响较小，假设气压不变，因此仅考虑导热系数和比热容随温度发生变化[17]，如图 1 所示，热物理参数在居里点温度处发生突变。

采用六面体单元进行扫掠网格划分，由于激光淬火得到的硬化层深度相对于板材尺寸较小，故为了得到精确的温度场分布，且减少不必要的计算量，选择板材表面一定深度进行精细网格划分，其余部分则选择较粗网格划分。另外，由于激光加热所形成的温度场是对称的，且整个试样为矩形，为减少模型运算量，以矩形激光沿扫描方向所在的对称面将整个模型分为两部分，只需对其中一半进行计算即可。根据上述建模方法，在软件中建立了几何尺寸为 100 mm×27 mm×24 mm 的矩形块。

## 1.4 硬化层判断条件

根据金属的热处理相关知识，金属材料发生马氏体转变有两个基本条件[18]：1）加热时，材料温度达到奥氏体相变临界温度以上；2）冷却时，材料以大于马氏体转变的临界冷却速度冷却到马氏体开始转变温度 $M_s$ 以下。

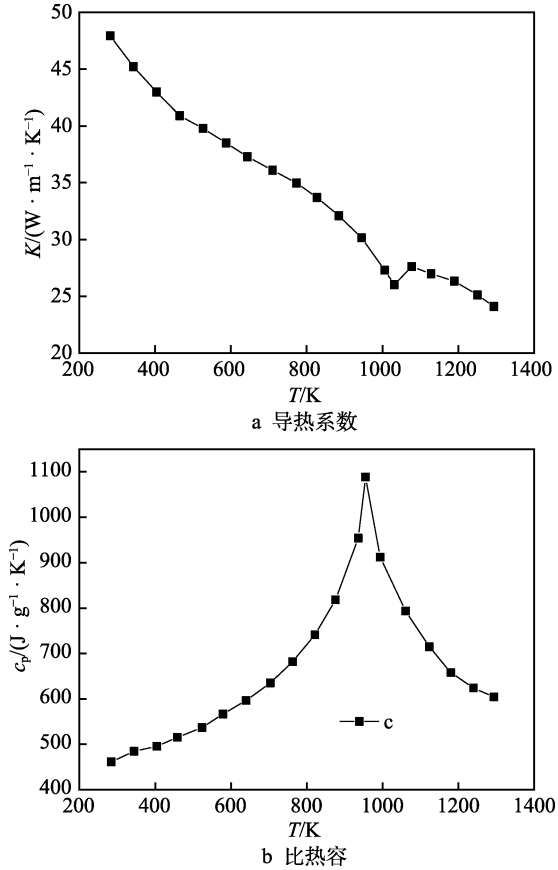



图 1　42CrMo 热物理参数曲线

Fig.1 Thermophysical parameters of 42CrMo steel: a) thermal conductivity; b) specific heat capacity

42CrMo 等温转变时的 $A_{c1}$ 温度约为 730 ℃，$A_{c3}$ 温度约为 800 ℃。李俊昌等[19]认为温度达到 $A_{c1}$ 的区域即为相变硬化区，而文献[20]将 42CrMo 的相变温度设为 1042 K，与实验结果一致性高。由于激光快速加热会使得奥氏体相变温度向高温区移动，综合相关文献，本文以 800 ℃为相变温度，且温度不能超过材料熔点 1400 ℃。文献[21]计算出 42CrMo 的临界冷却速度大约为−10 ℃/s，文献[22]根据大量钢的 CCT 曲线，考虑各元素对临界冷却速度的影响以及各元素之间的相互作用，建立了试样临界冷却速度的线性回归方程，如式（8）所示。其中，$w$(C)、$w$(Mn)等分别对应各元素的百分比含量，通过计算可得 42CrMo 的临界冷却速度约为−28 ℃/s，本文取该值为材料的临界冷却速度。

$$\begin{aligned}\log v = {} & 4.5-2.7w(\mathrm{C})-0.95w(\mathrm{Mn})-0.18w(\mathrm{Si})- \\ & 0.43w(\mathrm{Ni})+0.38w(\mathrm{Cr})-1.17w(\mathrm{Mo})- \\ & 1.29w(\mathrm{C})w(\mathrm{Cr})+0.33w(\mathrm{Mo})w(\mathrm{Cr})\end{aligned} \tag{8}$$

材料的 $M_s$ 通常通过式(9)的经验公式计算。

$$\begin{aligned}M_s = {} & 512-453w(\mathrm{C})-16.9w(\mathrm{Ni})+15w(\mathrm{Mo})+ \\ & 217w(\mathrm{C})^2-71.5w(\mathrm{C})w(\mathrm{Mn})-67.6w(\mathrm{C})w(\mathrm{Cr})\end{aligned} \tag{9}$$

通过计算得到 42CrMo 的 $M_s$ 约为 313 ℃，故将上述条件在软件中表示为：

$$\left(1400[℃]>T\geqslant 800[℃]\right)\cup\left(\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}t}\leqslant -28[℃/\mathrm{s}]*(T\leqslant 313[℃])\right) \tag{10}$$

## 1.5　模拟结果

选择激光功率密度为 4~7 W/mm$^2$，扫描速度为 1~3 mm/s，进行激光淬火温度场的模拟。所获得硬化层深度最大时，激光淬火三维温度场分布如图 2 所示，光斑从左向右运动，此时光斑位置如图 2 中黑色矩形框所示。从图中可以看出，此时温度最高值为 1323.34 ℃，位于光斑中心偏左位置。这是由于光斑向右扫描时，该区域由于热积累，故温度比右侧高，而左侧因试样热传导散热，故温度迅速下降。还可以看到高温区域温度分布存在“拖尾现象”。这是因为光斑右侧为冷态基体，故光斑扫描到该部分时才升温，所以该区域温度场形状呈“尖状”分布。而光斑左侧是光斑已经扫过的区域，因基体快速热传导，热量向四周散开，所以呈“圆形拖尾”分布。

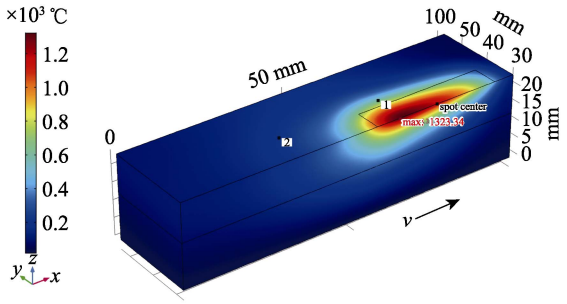



图 2　激光淬火三维温度场分布

Fig.2 Three-dimensional temperature field distribution of laser quenching

为评价该时刻的硬化层深度，将所得的三维温度场分布进行后处理：选取该时刻最高温度点所在 $y$-$z$ 平面，即选取了垂直于激光扫描方向的横截面，根据已知的硬化层判断条件，筛选出此时的硬化层分布，如图 3 所示，红色箭头表示该点的热量传递方向。从

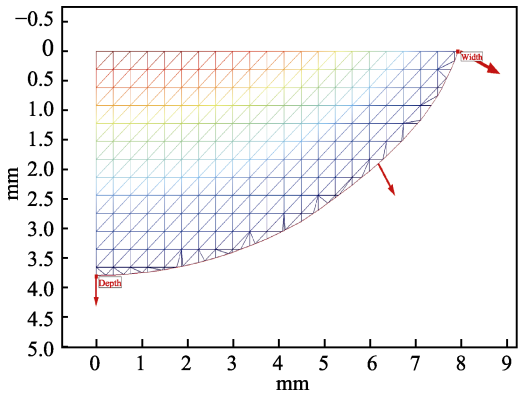



图 3　激光淬火横截面的硬化层形貌

Fig.3 Hardened layer morphology of cross section by laser quenching

图中可以看出，硬化层深度为 3.8 mm，硬化层宽度约为 15.9 mm。

## 1.6　实验验证

### 1.6.1　温度历史曲线验证

选取试样表面特定的点 1、点 2（如图 2 所示），两点距光斑扫描路径一定距离，防止焊点因高温而熔化。利用热电偶测温计测定两个点位置的温度，所用热电偶每秒记录 10 个数值，将每秒测得的 10 个数据取平均值作为该时刻的测温点温度，将实验测量结果与模拟结果进行对比，如图 4 所示。通过计算不同时刻下的相对误差，并求得平均相对误差，测量得到的点 2、点 1 的平均相对误差分别为 13.04%、12.62%，说明测温数据与模拟结果一致性较高。

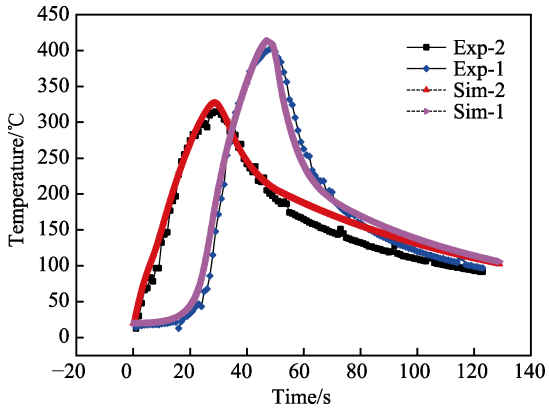



图 4　实验测温曲线与模拟结果对比

Fig.4 Comparison of experimental temperature measurement curve and simulation results

### 1.6.2　硬化层尺寸验证

在模型的指导下，选取与模型相同的工艺参数（激光功率密度 5.2 W/mm$^2$、激光扫描速度 1.5 mm/s）进行激光淬火实验，得到的试样横截面形貌和硬度分别如图 5、图 6 所示。根据热量逆着温度梯度最大的方向传递原则，两侧光斑边界处热量向试样边缘传递，而光斑中心处热量向下传递，所以得到的硬化层为“月牙形”。淬火层有效硬化层深度为 3.7 mm，淬火层平均硬度为 774HV$_{0.3}$。为验证模型，通过截取板材上与激光扫描方向垂直的横截面作为研究平面，根据硬化层判定条件得到瞬时硬化层形貌曲线，并选用硬化层深度最大（3.64 mm）时的曲线与金相观察到的硬化层整体形貌进行对比。为具体分析两种方式得到的硬化层曲线拟合程度，以硬化层深度为主要标准，试样表面硬化层中心为原点，向右、向下分别为横、纵坐标轴正方向建立坐标系，将金相图所得硬化层曲线和模拟所得曲线在 Origin 中进行对比，如图 7 所示。在相同宽度下比较模拟结果和实验结果的硬化层深度差值，根据式（11）计算相对误差 $\delta$，并求得平均相对误差 ave_$\delta$。

$$\delta=\frac{|y-\hat{y}|}{y}\times 100\% \tag{11}$$

式中，$y$ 为实验值，$\hat{y}$ 为模拟值。通过统计学分析可得，模拟曲线与实验曲线的最大相对误差为 11.6%，平均相对误差为 6.5%，均在实验误差范围内。

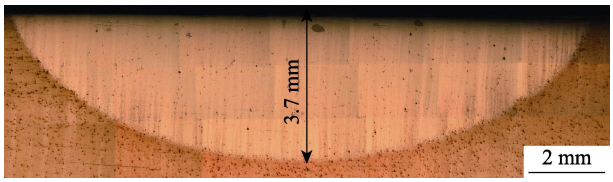



图 5　激光深层淬火硬化层横截面形貌图

Fig.5 Cross-sectional morphology of deep hardened layer by laser quenching

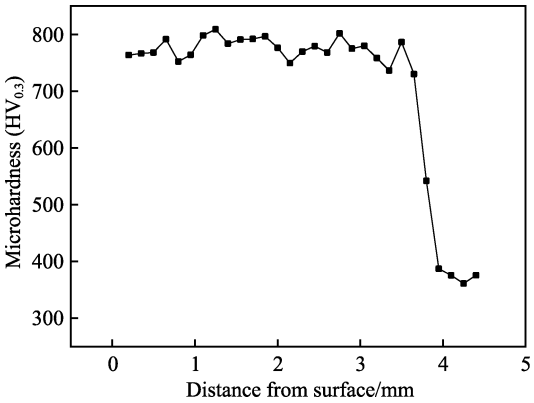



图 6　激光深层淬火硬化层硬度曲线

Fig.6 Hardness curve of deep hardened layer by laser quenching

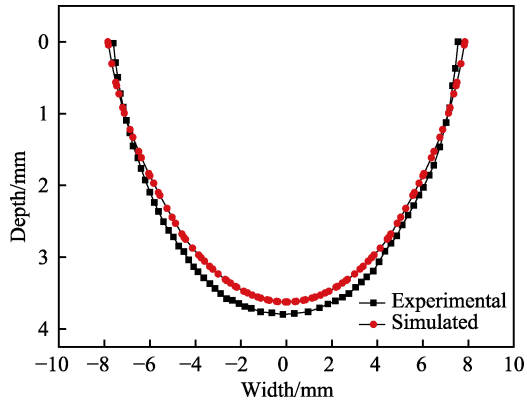



图 7　实验与模拟硬化层拟合曲线

Fig.7 Fitting curve of the hardened layer in experiment and simulation

# 2　结果及分析

## 2.1　不同尺寸光斑对硬化层深度、宽度的影响

设定光斑沿激光扫描方向上的长度为 $a$，垂直于激光扫描方向上的宽度为 $b$，保持光斑面积不变。为方便比较，以光斑宽度 $b$ 作为变量，改变其值进行模

拟，将得到的硬化层形貌进行绘制，如图 8 所示。

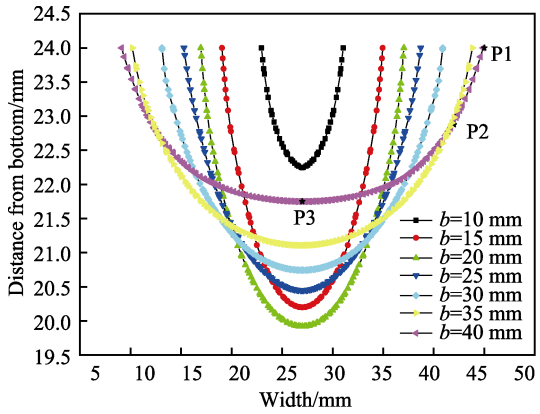



图 8　不同光斑宽度下的硬化层形貌图

Fig.8 Hardened layer morphology under different spot width

为具体比较硬化层的深度、宽度与光斑尺寸的关系，绘制图 8 中不同光斑尺寸下的硬化层深度、宽度以及深宽比，如图 9 所示。

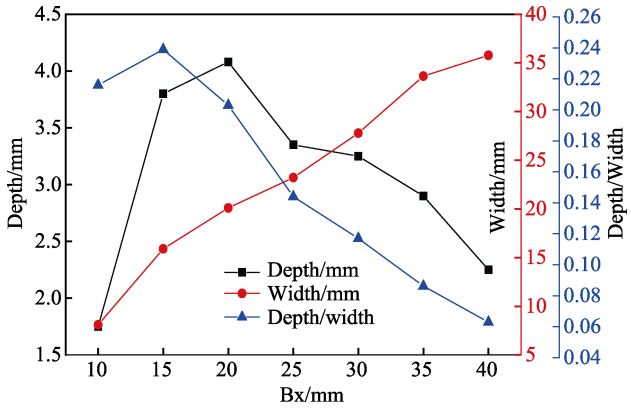



图 9　硬化层几何特征与光斑宽度的关系

Fig.9 Relationship between geometric characteristics of hardened layer and spot width

从图 9 可以看出，在相同的激光功率密度和扫描速度下，随着光斑垂直于激光扫描方向上的宽度 $b$ 增加，硬化层的宽度持续增加，近似呈正比例关系，深度则先增加后减少，深度和宽度的比值同样先增加后减少，且深度曲线与深宽比曲线的变化趋势一致。为解释该现象，作出如下假设：以试样横截面为分析对象，从试样表面各点受激光辐照过程分析可知，光斑的宽度 $b$ 决定了该截面的表面受激光辐照而变为高温区域的宽度，由于热量更容易向温度梯度大的反方向传递，较大的高温区域宽度可以让更多的热量向试样深处传递，故可以得到更深的硬化层；光斑的长度 $a$ 决定了纵截面的表面各点受激光辐照的时间，对于相同面积的区域，更长的激光辐照时间可以吸收激光更多的能量，故可以将热量传递得更深，从而得到更深的硬化层。综上分析，存在一个合适的光斑可以得到最深的硬化层深度，且从硬化层深度与光斑宽度的关系曲线可知，该光斑的宽度 $b$ 位于 15~25 mm 之间。通过后续计算可知，当光斑宽度 $b$ 为 17 mm 和 20 mm 时，可以分别得到 4.06 mm 和 4.08 mm 的硬化层深度。

为验证光斑宽度 $b$ 与硬化层深度关系的假设，需分析硬化层表面各点的温度梯度方向，并以此得出各点的热量传递方向。以光斑宽度 $b$ 为 40 mm 为例，选取图 8 所示的三个特征点 P1、P2、P3，计算 $y$ 方向、$z$ 方向的温度梯度，其中 P1 为硬化层表面边界点，P2 为硬化层 1/2 深的边界点，P3 为硬化层最深点。将结果绘制成图，如图 10 所示，其中 $y$ 方向为硬化层的宽度方向（向右为正），$z$ 方向为硬化层的深度方向（向上为正）。从图 10a 中可以看出，P2、P3 点的 $y$ 方向温度梯度都为负值，这是因为温度沿 $y$ 正向降低，而 P1 点 $y$ 向温度梯度为 0，说明该点没有 $y$ 向的热量传递；图 10b 表明 P1、P2、P3 沿 $z$ 正向的温度梯度依次减少。

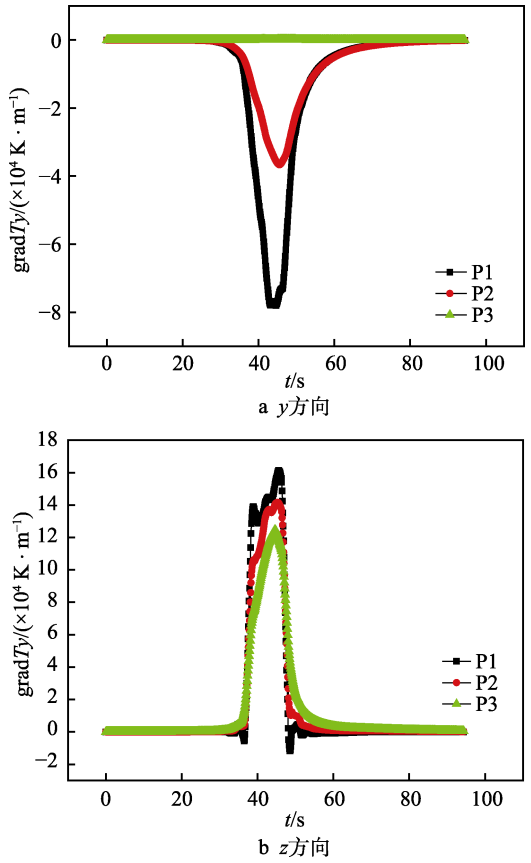



图 10　P1、P2、P3 的温度梯度历史曲线

Fig.10 Temperature gradient history curve of P1, P2, P3: a) $y$ direction; b) $z$ direction

为明确三点的热量传递方向，需知道各点不同方向温度梯度的矢量和方向，选取硬化层最深时刻的温度梯度，并计算温度梯度矢量和的方向与垂线的夹角 $\alpha$。为统一热量传递方向和温度梯度矢量和方向，将各方向的温度梯度方向取反，数值取正，其中 $\alpha$ 的计算方式如式（12）所示。

$$\alpha=\tan^{-1}\left(\frac{\mathrm{grad}Ty}{\mathrm{grad}Tz}\right) \tag{12}$$

计算可得 P1、P2、P3 的 $\alpha$ 分别为 26.1°、14.3°、0°，所以表面点 P1 的热量沿与垂线 26.1°方向斜向右下传递，硬化层中间点 P2 的热量沿与垂线 14.3°方向斜向右下传递，说明点 P2 比点 P1 有更大比例的热量向试样更深处传递，而硬化层最深处的点 P3 热量则竖直向下传递。所以光斑宽度 $b$ 增加，使得更多点和点 P3 一样，各方向的温度梯度矢量和方向为竖直向上，即热量竖直向下传递，所以就形成更深的硬化层。

## 2.2　不同尺寸光斑对硬化层形貌均匀性的影响

在实际应用过程中，激光淬火后的硬化层除了大深度以外，也要分布均匀、平坦，即硬化层“月牙形”形貌曲率尽量小。硬化层形貌某点的曲率越大，则说明硬化层分布越不均匀。文献[23]指出不同的光斑面积会影响单道激光熔覆宽度和高度，为探究不同光斑面积对激光淬火硬化层分布均匀性的影响，将各硬化层形貌曲线用多项式拟合，以光斑宽度 $b$ 为 40 mm 时的硬化层形貌为例，其形貌拟合曲线如式(13)所示，拟合度为 99.903%，符合精度要求。

$$y=31.500\,79-1.354\,44x+0.072\,01x^2-0.001\,74x^3+1.609\,23\times10^{-5}x^4 \tag{13}$$

则该硬化层形貌不同位置的曲率如式（14）所示。

$$K=\frac{|y''|}{(1+(y')^2)^{3/2}}=0.0121\times((0.0121x-0.326)^2+1)^{-1.5} \tag{14}$$

根据式（14）可计算硬化层形貌从硬化层中心最深处到最宽处的各点曲率，并将不同光斑宽度下硬化层形貌外轮廓各点曲率绘制成图，如图 11 所示。

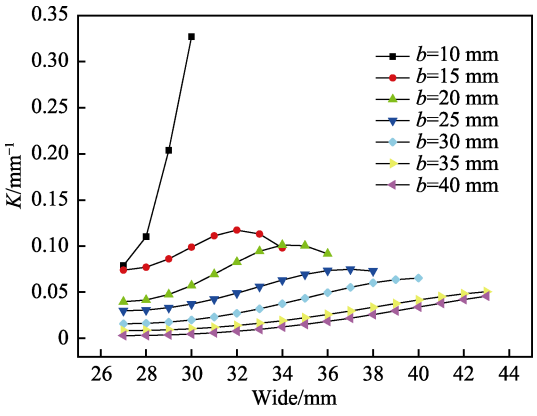



图 11　不同光斑宽度下的硬化层轮廓各点曲率

Fig.11 Curvature of each point in hardened layer under different spot widths

从图 11 中可以发现，当光斑宽度为 10 mm 时，由于光斑宽度过小，导致试样表面处的硬化层轮廓与轮廓切线偏离程度较大，所以其曲率与其他光斑宽度的硬化层曲率相差较大。继续分析可知，从硬化层轮廓中心的最深处到表面最宽处，各点的曲率逐渐增大。相同宽度下的各点曲率随着光斑宽度 $b$ 的增大而增大，选择较宽的光斑可以得到分布更为均匀的硬化层。

# 3　结论

1）利用 COMSOL Multiphysics 软件对 42CrMo 钢激光淬火过程中的温度场进行模拟，可获得淬火区域各点温度历史和硬化层的几何特征，模拟所得的温度曲线和硬化层几何特征与实验结果一致性较高，所建立的模型准确可靠。

2）在相同激光功率密度和扫描速度下，随着光斑宽度增加，激光淬火硬化层的宽度近似呈正比例增加，硬化层深度则先增加后减少。在本实验条件下，当光斑宽度为 20 mm 时，可以得到最大硬化层深度（4.08 mm）。

3）不同的光斑尺寸对硬化层分布均匀性影响较大，选择较宽的光斑可以得到分布更加均匀的硬化层。本文研究可为激光淬火工艺中选择合适的光斑尺寸提供指导。

**参考文献：**

[1] RETTINGE Manuel. 风力发电机主轴承配置[J]. 电气制造, 2009(2): 34-36.
RETTINGE Manuel. Main bearing configuration of wind turbines[J]. Electrical manufacturing, 2009(2): 34-36

[2] 屈跃灵, 张雁, 李会轩. 转盘轴承常见故障分析及改进措施[J]. 轴承, 2000(9): 16-18.
QU Yue-ling, ZHANG Yan, LI Hui-xuan. Analysis of common faults of turntable bearings and improvement measures[J]. Bearing, 2000(9): 16-18.

[3] 刘桂丽, 刘秋菊. 滚动轴承失效形式及其维护[J]. 科技咨询导报, 2007(19): 34.
LIU Gui-li, LIU Qiu-ju. Failure forms and maintenance of rolling bearings[J]. Science and technology consulting herald, 2007(19): 34.

[4] 翟保超. 大型风电机组主轴轴承故障分析及疲劳寿命数值模拟[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2011.
ZHAI Bao-chao. Fault analysis and fatigue life numerical simulation of spindle bearings of large wind turbines[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2011.

[5] 姚建华. 激光表面改性技术及其应用[M]. 北京: 国防工业出版社, 2012.
YAO Jian-hua. Laser surface modification technology and its application[M]. Beijing: National Defence Industry Press, 2012.

[6] 何柏林, 江明明. 激光淬火技术在模具表面处理中的应用与展望[J]. 表面技术, 2016, 45(11): 180-186.

HE Bo-lin, JIANG Ming-ming. Application and prospect of laser quenching technology in mold surface treatment[J]. Surface technology, 2016, 45(11): 180-186.

[7] SELVAN J S, SUBRAMANIAN K, NATH A K. Effect of laser surface hardening on En18 (AISI 5135) steel[J]. Journal of materials processing technology, 1999, 91(1/3): 29-36.

[8] CHEN Zhi-kai, ZHU Qing-hai, WANG Jing, et al. Behaviors of 40Cr steel treated by laser quenching on impact abrasive wear[J]. Optics & laser technology, 2018, 103: 118-125.

[9] MIOKOVIĆ T, SCHULZE V, VÖHRINGER O, et al. Influence of cyclic temperature changes on the microstructure of AISI 4140 after laser surface hardening[J]. Acta materialia, 2006, 55(2): 589-599.

[10] 苏超然, 吕长乐, 师陆冰, 等. 激光离散淬火对球墨铸铁磨损与损伤性能的影响[J]. 表面技术, 2018, 47(11): 85-90.
SU Chao-ran, LV Chang-le, SHI Lu-bing, et al. Effect of laser dispersed quenching on wear and damage property of ductile iron[J]. Surface technology, 2018, 47(11): 85-90.

[11] 王玉玲, 惠英龙, 姚翠翠. 齿轮激光淬火研究进展[J]. 表面技术, 2014, 43(5): 109-117.
WANG Yu-ling, HUI Ying-long, YAO Cui-cui. Research progress of gear laser quenching[J]. Surface technology, 2014, 43(5): 109-117.

[12] MORADI Mahmoud, FALLAH Mohammad-meghdad, NASAB Saied-jamshidi. Experimental study of surface hardening of AISI 420 martensitic stainless steel using high power diode laser[J]. Springer india, 2018, 71(8): 2043-2050.

[13] CHEN Z, ZHU Q, WANG J, et al. Behaviors of 40Cr steel treated by laser quenching on impact abrasive wear[J]. Optics & laser technology, 2018, 103: 118-125.

[14] KOSTOV Vladimir, GIBMEIER Jens, WANNER Alexander. Local residual stress distributions induced by repeated austenite-martensite transformation via laser surface hardening of steel AISI 4140[J]. Materials science forum, 2011, 681: 321-326.

[15] 刘江龙. 激光表面淬火强化技术的工艺基础[J]. 表面技术, 1994, 23(5): 213-218.
LIU Jiang-long. Study of the fundamental technology of laser quench-hardening[J]. Surface technology, 1994, 23(5): 213-218.

[16] INCROPERA F P. Fundamentals of heat and mass transfer[M]. sixth ed, New Jersey: John Wiley & Sons, 2006.

[17] 徐祖耀. 相变原理[M]. 北京: 科学出版社, 1988: 290-427.
XU Zu-yao. Phase transformation principle[M]. Beijing: Science Press, 1988: 290-427.

[18] READ R C. Laser transformation hardening of steel effects of beam mode, beam size, and composition[J]. Maney publishing, 1999, 15(1): 109-118.

[19] 李俊昌, 谢瓦利埃 R, 兰热 J M. 激光热处理温度场及相变硬化带的快速计算[J]. 中国激光, 1997, 24(7): 665-672.
LI Jun-chang, CHEVALIER R, LANGE Jean Marc. Rapid determination of the temperature field and of the geometry of the hardened zone in the heat treatment by a powerful laser beam[J]. Chinese journal of lasers, 1997, 24(7): 665-672.

[20] 魏利霞. 轴对称体激光相变硬化过程温度场和应力场的数值模拟[D]. 大连: 大连理工大学, 2000.
WEI Li-xia. Numerical simulation of temperature field and stress field in axial phase symmetry laser phase transformation hardening process[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2000.

[21] 龙松朋. 结构钢的 CCT 曲线与 TTT 曲线的关系[D]. 洛阳: 河南科技大学, 2013.
LONG Song-peng. Relationship between CCT curve and TTT curve of structural steel[D]. Luoyang: Henan University of Science and Technology, 2013.

[22] 曾其英, 徐康元. 用临界冷却速度预测钢的淬透性[J]. 机械工程材料, 1989(2): 12-14.
ZENG Qi-ying, XU Kang-yuan. Prediction of hardenability of steel by critical cooling rate[J]. Mechanical engineering materials, 1989(2): 12-14.

[23] 崔权维, 孙文磊, 黄勇. 曲面光斑面积变化模型及其对熔覆质量的影响[J]. 表面技术, 2018, 47(11): 225-232.
CUI Quan-wei, SUN Wen-lei, HUANG Yong. Surface facula area changing model and its effect on quality of laser cladding[J]. Surface technology, 2018, 47(11): 225-232.