

高强度柴油机气门座激光相变硬化温度场的数值模拟

谭雯丹^{1**}, 庞铭^{1*}, 江国业¹, 付威¹, 张啸寒¹, 胡定云², 崔静¹, 杨广峰¹

¹中国民航大学机场学院, 天津 300300;

²中国北方发动机研究所, 天津 300400

摘要 通过建立高强度柴油机气门座激光相变硬化温度场的数值模拟模型,分析了激光相变硬化过程中工艺参数对气门座温度场的影响。结果表明,随着激光功率的增大,气门座相变硬化的峰值温度升高,温度场呈拖尾的彗星状,硬化层的深度和宽度增大;随着扫描速度的增大,气门座相变硬化的峰值温度降低,温度场拖尾的彗星形状减小,硬化层的深度和宽度减小;随着光斑半径的增大,气门座相变硬化的峰值温度降低且位置发生偏移,温度场拖尾的彗星形状增大,硬化层的深度减小。

关键词 激光技术; 气门座; 相变硬化; 温度场

中图分类号 TG156.33 文献标识码 A

doi: 10.3788/LOP55.111601

Numerical Simulation of Temperature Field in Laser Phase-Transformation Hardening of Highly-Enhanced Diesel Engine Valve Seats

Tan Wendan^{1**}, Pang Ming^{1*}, Jiang Guoye¹, Fu Wei¹,

Zhang Xiaohan¹, Hu Dingyun², Cui Jing¹, Yang Guangfeng¹

¹Airport College, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China;

²China North Engine Research Institute, Tianjin 300400, China

Abstract A numerical simulation model of the temperature field in the laser phase-transformation hardening of the highly-enhanced diesel engine valve seats is established and the influences of different process parameters on this temperature field are investigated in the laser phase-transformation hardening process. The results show that, with the increase of the laser power, the peak temperature of the phase-transformation hardening of the valve seats increases, the temperature field presents a cometary shape with a tail, and the depth and the width of the hardened layer increase synchronously. In contrast, with the increase of the scanning speed, the peak temperature of the phase-transformation hardening of the valve seats decreases, the cometary tail of the temperature field gets smaller, and the depth and the width of the hardened layer decrease synchronously. Moreover, with the increase of the laser spot radius, the peak temperature of the phase-transformation hardening of the valve seats decreases and its corresponding position shifts, the cometary tail of the temperature field gets larger, the depth of the hardened layer decreases.

Key words laser technique; valve seat; phase-transformation hardening; temperature field

OCIS codes 140.3460; 160.3900; 140.3390

1 引言

高强度柴油机气门座采用与气缸盖整体成型的技术来提高结构的紧凑性,气门座承受了高温、高压

燃气作用以及气门周期性的冲击,其工作环境非常恶劣^[1]。因此,气门座表面需要采用硬化工艺以提高其表面硬度和耐磨性,现有的相变硬化工艺主要有高频感应硬化、电子束硬化和激光硬化等。高频

收稿日期: 2018-04-18; 修回日期: 2018-04-27; 录用日期: 2018-05-25

基金项目: 国家自然科学基金(U1633111,51206179)、中国民航大学蓝天青年科研资金

* E-mail: mingpang1980@126.com; ** E-mail: 747074365@qq.com

感应硬化工艺可对材料局部硬化,但难以实现准确控制^[2];电子束硬化工艺复杂^[3];激光硬化工艺的冷却速度快、可控性好、生产效率高,易于实现自动化,能实现对材料局部区域的精确硬化^[4-6]。因此,激光相变硬化工艺成形高强度柴油机气门座具有明显优势。

何强等^[7]研究发现了适用于高速主轴用 40Cr 钢的激光相变硬化的方法。吴东亭等^[8]利用有限元软件,对 30CrMnSi 钢轴件的温度场进行了数值模拟,并预测了其相变硬化层的深度和宽度。刘继常等^[9]通过建立球墨铸铁 QT600-3 激光相变硬化温度场的三维数值模拟模型,计算出了工件的温度场。Tobar 等^[10]对 AISI H13 工具钢进行了激光相变硬化实验和数值模拟研究,预测的材料硬度值与实验结果具有良好的一致性。然而,关于蠕墨铸铁及气门座激光相变硬化数值模拟方面的研究鲜有报道。

本文以高强度柴油机气门座为研究对象,通过建立气门座相变硬化温度场仿真物理模型,分析了工艺参数对气门座温度分布、硬化层深度和宽度的影响,该研究为气门座激光相变硬化工艺在工程上的应用提供了实验依据。

2 有限元仿真模型

2.1 物理模型

气门座三维有限元网格模型如图 1 所示。为了提高仿真精度,对气门座网格进行整体加密。

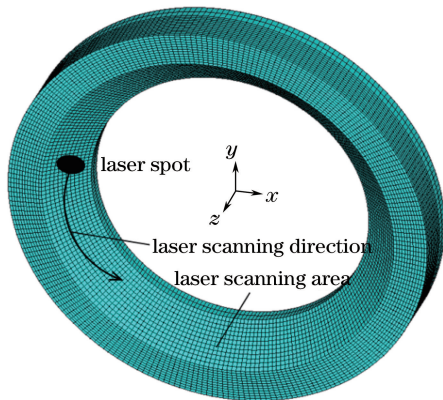


图 1 气门座三维有限元网格模型

Fig. 1 Three-dimensional finite element mesh model of valve seat

在 ANSYS 有限元分析中,选用八节点六面体单元 solid 70 以及表面效应单元 surface 152。由于利用 ANSYS 进行温度仿真时,热流密度和对流换热系数不能施加在同一个单元上的同一位置,因此在 solid 70 单元上施加热流密度,在 surface 152 单元上施加对流换热系数。

2.2 热边界条件

激光相变硬化温度场数值模拟的初始温度取环境温度 25 °C,此时,零件具有均匀的初始温度。

根据傅里叶定律和能量守恒原则可得,直角坐标系中激光相变硬化的三维导热微分方程^[11]为

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

式中 ϕ 为相变潜热; λ 、 ρ 和 c 分别为材料的导热系数、密度和比热容; T 为气门座表面温度; t 为时间; x 、 y 、 z 为三维坐标。

ANSYS 有限元分析通过定义材料的焓随温度的变化来考虑相变潜热,焓的变化公式^[12]为

$$H = \int \rho c(T) dT, \quad (2)$$

式中 H 为焓。

由于在激光硬化过程中,气门座底面与耐火砖接触,因此,在数值模拟中气门座底面作绝热处理。而气门座外表面的非激光扫描区域与周围空气接触,满足第三类边界条件^[8],即

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \lambda \frac{\partial T}{\partial z} n_z = h(T - T_0), \quad (3)$$

式中 n_x 、 n_y 、 n_z 分别为边界 x 、 y 、 z 方向上的余弦; h 为对流换热系数; T_0 为周围介质的温度。

气门座在激光扫描区域满足第二类边界条件^[8],即

$$\begin{aligned} \lambda \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \lambda \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial z} n_z = q(x, y, z, t), \end{aligned} \quad (4)$$

式中 q 为激光功率密度。

激光热源为平顶热源,可以将激光能量很好地分散在整个激光光斑中^[13],光斑内的功率密度均匀分布。基于有限元的离散思想,在有限元分析中采用小步间距跳跃式移动热源模型模拟激光的连续扫描^[8]。在整个瞬态非线性分析过程中,通过 ANSYS 有限元软件加载自定义激光功率密度函数,通过编写激光热源函数程序实现热源的加载和移动。激光功率密度的表达式为

$$q = \frac{PA}{\pi R^2}, \quad (5)$$

式中 P 为激光功率; A 为材料表面激光能量吸收率,取 24%; R 为光斑半径。

2.3 材料热物性参数与主要化学成分

选用蠕墨铸铁 RuT300 作为实验材料,RuT300 的密度为 7086 kg · m⁻³,相变温度为 800 °C 左

右^[14],熔点为 1200 °C 左右,其热物性参数见表 1,化学成分见表 2。

表 1 RuT300 的热物性参数

Table 1 Thermophysical parameters of RuT300

Temperature T / °C	Thermal diffusion coefficient / (mm ² · s ⁻¹)	Heat conductivity coefficient λ / (W · m ⁻¹ · K ⁻¹)	Specific heat capacity c / (J · g ⁻¹ · K ⁻¹)
25	12.859	42.370	0.465
200	11.020	43.339	0.555
400	8.976	41.025	0.645
500	7.975	39.332	0.696
600	6.818	38.022	0.787

表 2 RuT300 的化学成分(质量分数,%)

Table 2 Chemical compositions of RuT300 (mass fraction, %)

Element	C	Si	Mn	P	S	Fe
Content	3.5-3.9	2.2-2.8	0.4-0.8	<0.06	<0.04	Bal.

3 结果与分析

3.1 激光功率对温度场的影响

当激光功率为 900 W、扫描速度 (V) 为 10 mm · s⁻¹、光斑半径为 1 mm 时,气门座激光相硬化温度场随时间的变化如图 2 所示。可以看出,激光技术能实现气门座的精确位置硬化,且光斑中心附近的温度最高,随着激光硬化过程的进行,气门座温度场的峰值温度升高,这是因为在气门座激光相硬化过程中,前面的温度对后面有

预热作用。在激光向前移动扫描的过程中,光斑前沿的温度梯度大于光斑后沿的,温度场呈拖尾的彗星状,这是因为光斑前沿的温度低,与光斑中心的温差大,而光斑后沿已经被激光扫描过并保留了较高的温度,与光斑中心的温差小,温度梯度小^[8,15]。

当 $t = 10.8$ s 时,气门座的截面温度场分布如图 3 所示。可以看出,气门座的截面形貌为典型的月牙形,光斑中心区域的温度高于两侧的,热量作用的深度较大,等温线密集,温度梯度较大。

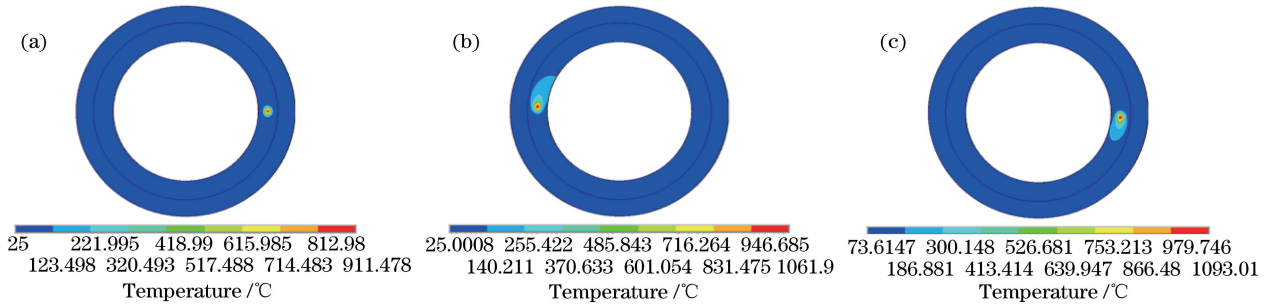


图 2 气门座激光相硬化温度场随时间的变化。(a) $t = 0.09$ s; (b) $t = 5.4$ s; (c) $t = 10.8$ s

Fig. 2 Temperature field of laser phase-transformation hardening of valve seat versus time.

(a) $t = 0.09$ s; (b) $t = 5.4$ s; (c) $t = 10.8$ s

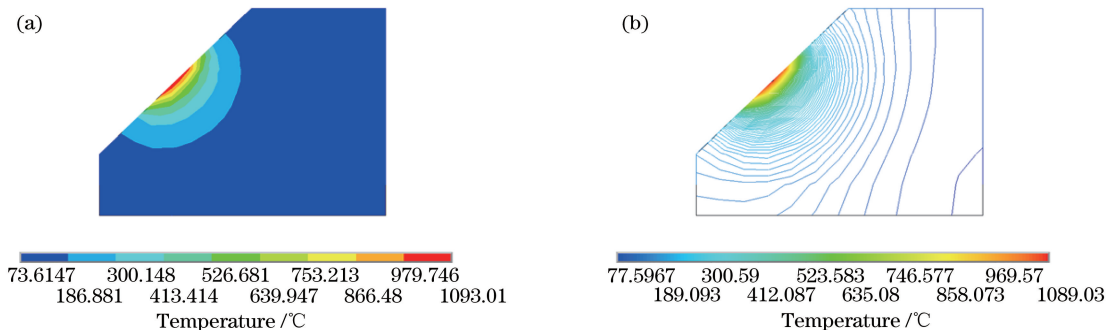


图 3 $t = 10.8$ s 时气门座的截面温度场分布。(a) 温度场分布图; (b) 温度等值线图

Fig. 3 Sectional temperature distribution of valve seat at $t = 10.8$ s. (a) Temperature field distribution; (b) temperature contour plot

当 $t=5.13$ s 时,气门座相变硬化区域不同节点的热循环曲线如图 4 所示,其中,node 32319 为该时刻峰值温度点;node 32321 和 node 32322 在气门座斜面上与峰值温度点的距离分别为 1.01 mm 和 1.52 mm;node 25295 为气门座底面在 z 方向上与峰值温度点相对应的节点。可以看出,气门座表面的升温速度高达 $3.7 \times 10^3 \text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$,降温速度可达 $1.7 \times 10^3 \text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$,这说明在气门座相变硬化的过程中,其表面的温度变化很大。当激光照射材料表面时,激光能量使得材料表面温度迅速升高,当激光离开该区域后,材料自冷作用和对流换热的影响使得

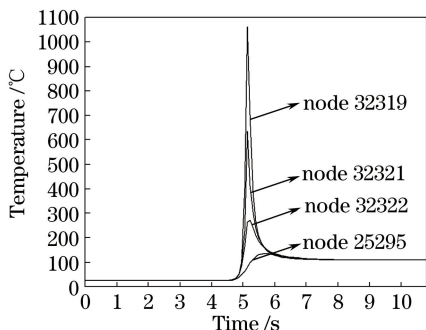


图 4 $t = 5.13$ s 时气门座相变硬化区域不同节点的热循环曲线

Fig. 4 Thermal cycle curves for different nodes in phase-transformation hardening area of valve seat at $t = 5.13$ s

材料表面温度迅速下降。同时可以看出,四条曲线的峰值温度出现在不同时刻,存在延时现象,这是因为材料表面受到激光加热的作用后,传热到零件不同位置时需要一定的时间。

沿激光扫描方向不同时刻峰值温度点的热循环曲线如图 5 所示。可以看出,预热作用可以使气门座温度场的峰值温度随着激光扫描过程的进行而逐渐升高。

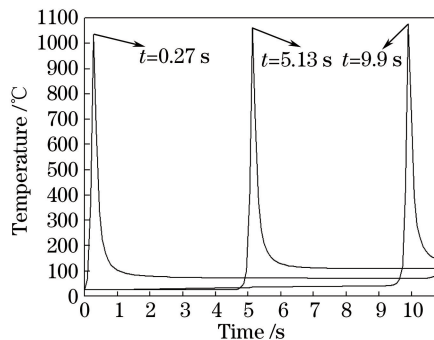


图 5 沿激光扫描方向不同时刻峰值温度点的热循环曲线
Fig. 5 Thermal cycle curves at peak temperature points corresponding to different time along scanning direction

当扫描速度为 $10 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、光斑半径为 1 mm 时,不同激光功率下气门座的温度场分布如图 6 所示。可以看出,不同激光功率下气门座的温度场分布相似。

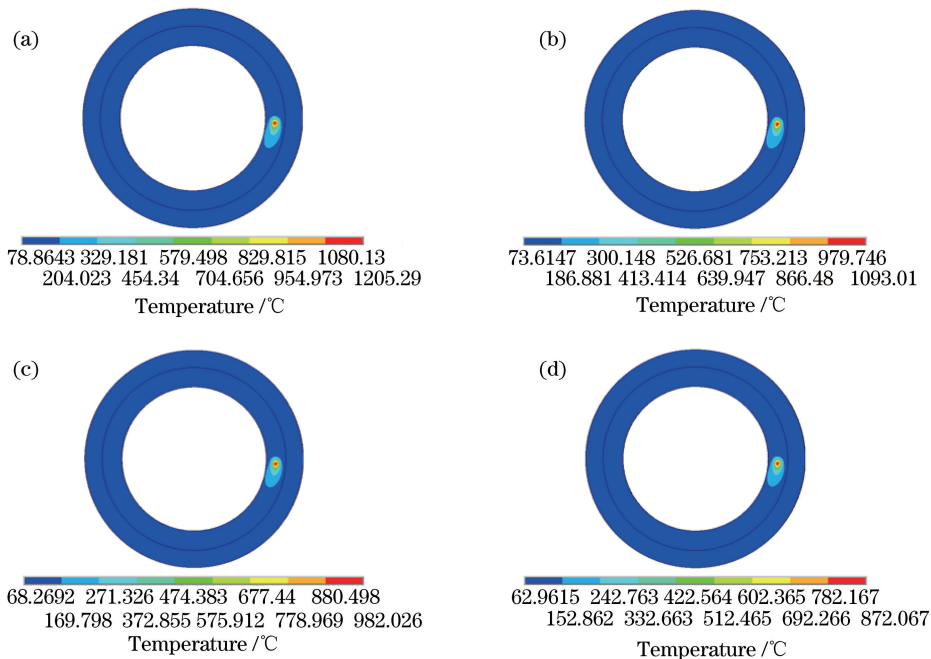


图 6 不同激光功率下气门座的温度场分布。(a) $P=1000$ W;(b) $P=900$ W;(c) $P=800$ W;(d) $P=700$ W

Fig. 6 Temperature field distributions of valve seat for different laser powers.

(a) $P=1000$ W; (b) $P=900$ W; (c) $P=800$ W; (d) $P=700$ W

实现激光相变硬化需要满足两个条件:1)在加热过程中,材料中需要有奥氏体相生成,加热温度必须大于珠光体向奥氏体转变的开始温度 T_{Ac1} ;2)有足够的冷却速度保证马氏体相生成^[16]。在激光相变硬化过程中,条件2)在多数情况下能得到满足,因此,可以根据 T_{Ac1} 值和材料熔点所组成的温度范围来预测硬化层的深度和宽度。

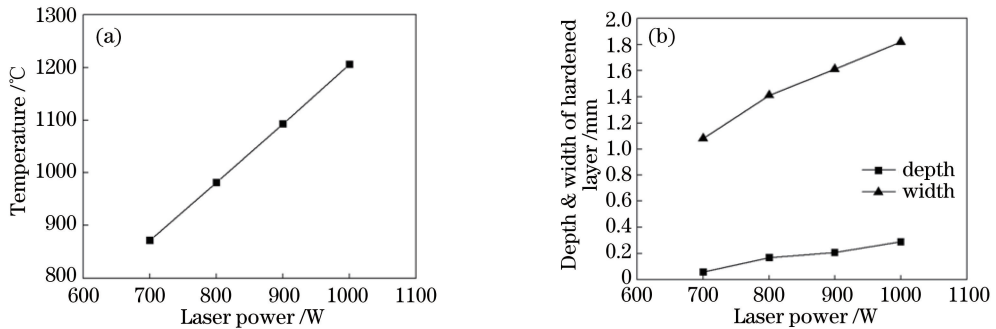


图7 气门座的峰值温度与硬化层深度及宽度随激光功率的变化。(a)气门座峰值温度;(b)硬化层深度及宽度

Fig. 7 Peak temperature of valve seat and depth & width of hardened layer versus laser power.

(a) Peak temperature of valve seat; (b) depth & width of hardened layer

3.2 扫描速度对温度场的影响

当激光功率为 800 W、光斑半径为 1 mm 时,气门座温度场随扫描速度的变化如图 8 所示。可以看出,随着扫描速度的增大,气门座表面温度场的拖尾

当扫描速度为 $10 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、光斑半径为 1 mm 时,气门座的峰值温度与硬化层深度及宽度随激光功率的变化如图 7 所示。可以看出,随着激光功率的增大,激光功率密度增大,气门座表面吸收的热量增多,其峰值温度上升;硬化层的深度与宽度随着激光功率的增大而增大。

彗星形状减小,光斑后沿温度梯度增大。这是因为扫描速度的增大缩短了激光光斑在加热位置的滞留时间,激光对气门座的作用时间缩短,热传导形成温度均匀性的能力降低,温度梯度增大。

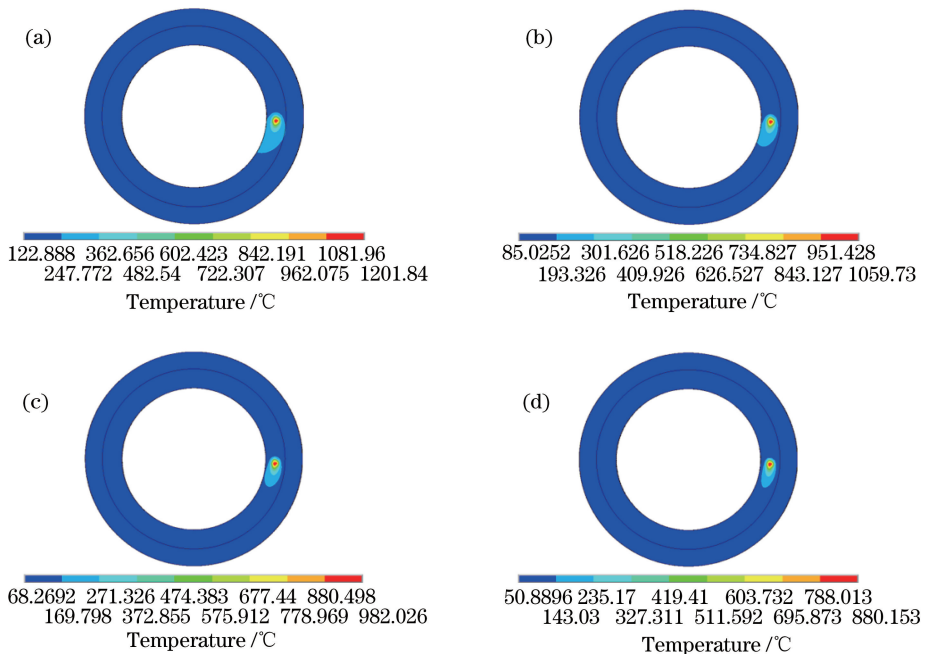


图8 气门座温度场分布随扫描速度的变化。(a) $V = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (b) $V = 8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (c) $V = 10 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (d) $V = 15 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

Fig. 8 Temperature field distribution of valve seat versus laser scanning speed.

(a) $V = 5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (b) $V = 8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (c) $V = 10 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$; (d) $V = 15 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$

当激光功率为 800 W、光斑半径为 1 mm 时,气门座峰值温度与硬化层深度及宽度随扫描速度的变化如图 9 所示。可以看出,随着扫描速度的增大,激

光在气门座表面上各点的停留时间缩短,使得各点吸收的热量减少,气门座的峰值温度下降;硬化层深度与宽度随着扫描速度的增大而减小。

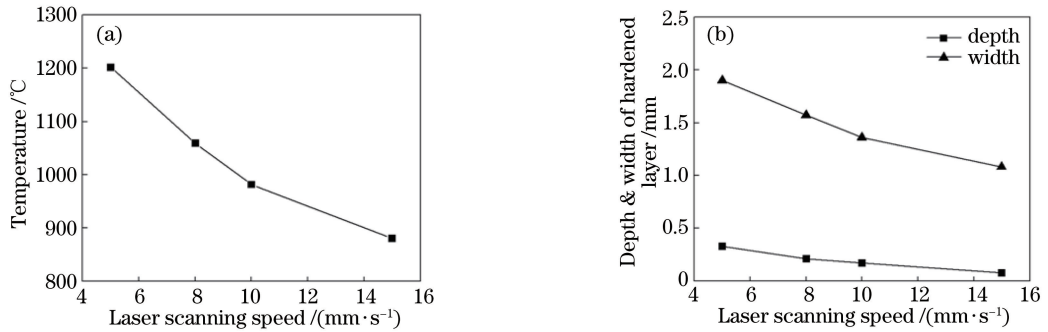


图 9 气门座峰值温度与硬化层深度及宽度随扫描速度的变化。(a)气门座峰值温度;(b)硬化层深度及宽度

Fig. 9 Peak temperature of valve seat and depth & width of hardened layer versus scanning speed.

(a) Peak temperature of valve seat; (b) depth & width of hardened layer

3.3 光斑半径对温度场的影响

当激光功率为 800 W、扫描速度为 5 mm·s⁻¹ 时,气门座相变硬化区域的温度分布随光斑半径的变化如图 10 所示,斜面路径节点示意图如图 11 所示。从图 10 可以看出,峰值温度点两侧各点温度逐渐降低,并且随着光斑半径的增大,峰值温度点发生了偏移。这是因为光斑半径增大,激光扫描区域增大,而激光功率密度却减小;传热和气门座结构非对称的综合影响导致了温度场的变化。

当激光功率为 800 W、扫描速度为 5 mm·s⁻¹ 时,气门座温度场分布随光斑半径的变化如图 12 所示。可以看出,随着光斑半径的增大,气门座表面的拖尾彗星形状增大,光斑后沿温度梯度减小。这是

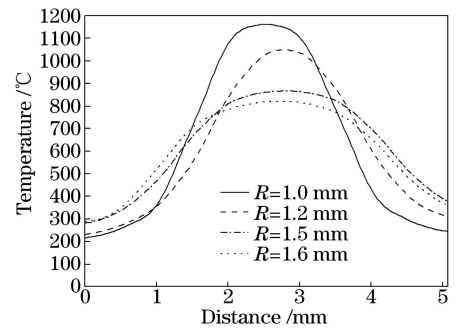


图 10 气门座相变硬化区域的温度分布随光斑半径的变化
Fig. 10 Temperature distribution in phase-transition hardening area of valve seat versus laser spot radius

由于光斑半径增大,激光加热区域增大,激光功率密度减小。

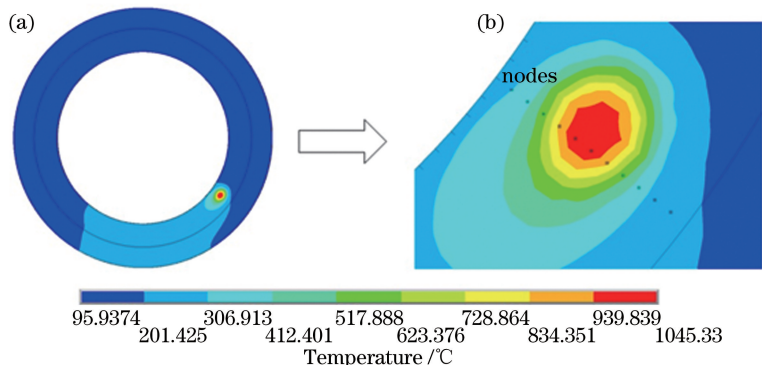


图 11 斜面路径节点示意图

Fig. 11 Schematic of path nodes in inclined plane

当激光功率为 800 W、扫描速度为 5 mm·s⁻¹, $t = 22.7$ s 时,气门座峰值温度与硬化层深度及宽度随光斑半径的变化如图 13 所示。可以看出,随着光斑半径的增大,气门座硬化峰值温度降低,硬化层深

度减小,而硬化层宽度先增大后减小。这是因为光斑半径增大,激光功率密度减小,激光扫描区域的局部输入能量减小;激光输入能量减小、热传导和对流换热等综合作用使得峰值温度降低。硬化层深度的

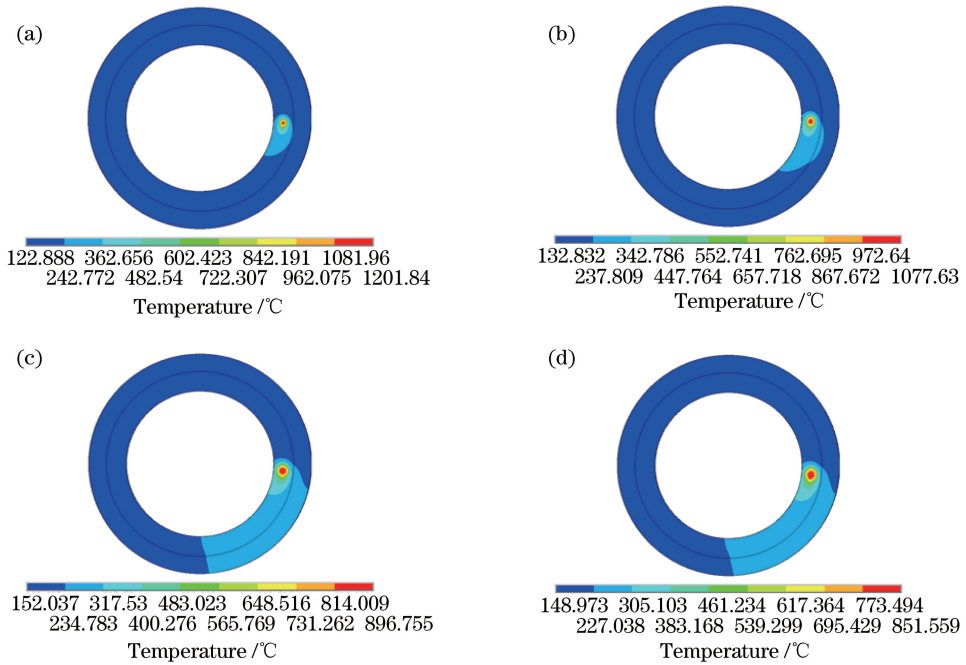


图 12 不同激光光斑半径下的温度场分布。(a) $R=1.0$ mm; (b) $R=1.2$ mm; (c) $R=1.5$ mm; (d) $R=1.6$ mm

Fig. 12 Temperature field distributions for different laser spot radii. (a) $R=1.0$ mm; (b) $R=1.2$ mm; (c) $R=1.5$ mm; (d) $R=1.6$ mm

减小是由通过热传导向气门座斜面深度方向输入的激光能量和气门座与外界换热能量综合决定的。硬化层宽度主要与激光扫描区域能量是否能达到激光相变硬化临界能量相关。随着光斑半径的增大,激光功率密度减小,如果激光扫描区域的能量还是能使气门座表面达到相变温度,硬化层

宽度就随光斑半径的增大而增大;当光斑半径增大到一定的临界值时,激光扫描区域的能量就不能使气门座表面完全达到相变温度。由于激光扫描区域中心温度高,从中心到边缘温度逐渐降低,因此,激光硬化层宽度不能随光斑半径的增大而同步增大。

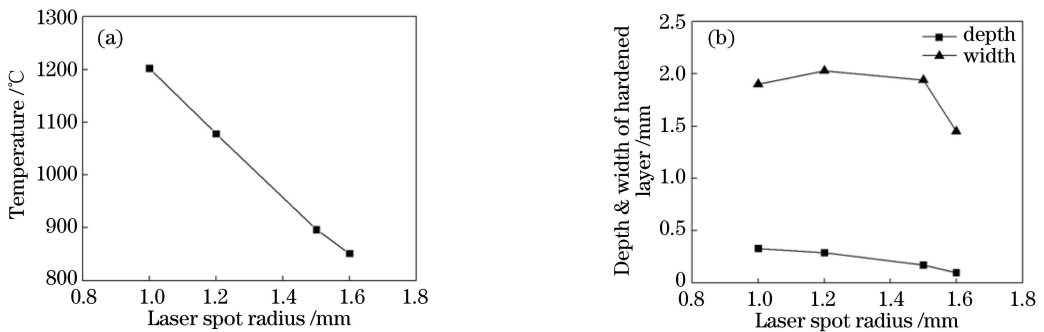


图 13 气门座峰值温度与硬化层深度及宽度随光斑半径的变化。(a)气门座峰值温度;(b)硬化层深度及宽度

Fig. 13 Peak temperature of valve seat and depth & width of hardened layer for different laser spot radii. (a) Peak temperature of valve seat; (b) depth & width of hardened layer

4 数值模拟结果验证

采用额定功率为 3 kW 的 Nd:YAG 固体激光器进行气门座激光相变硬化实验,实验参数为:激光功率 900 W、扫描速度 $4 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、光斑半径 1.2 mm。激光相变硬化后沿垂直激光扫描方向线

切割制得金相试样,用质量分数为 5% 的硝酸乙醇溶液腐蚀,采用金相显微镜观察气门座硬化层的形貌并测量硬化层的深度和宽度。气门座硬化层的形貌如图 14 所示,硬化层深度及宽度的数值模拟和实验数据如图 15 所示。可以看出,数值模拟和实验结果的最大误差小于 6%。

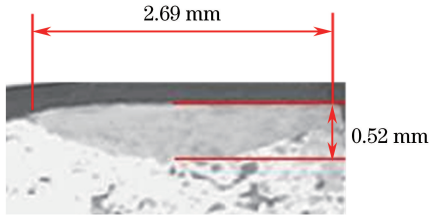


图 14 硬化层的形貌

Fig. 14 Morphology of hardened layer

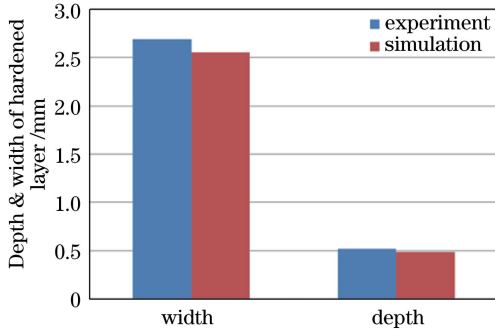


图 15 硬化层深度及宽度的数值模拟和实验结果对比

Fig. 15 Depth and width of hardened layer obtained by numerical simulation and experiment

5 结 论

利用 ANSYS 有限元分析软件,建立了气门座激光相变硬化温度场三维数值模拟模型,分析了激光工艺参数对气门座温度场的影响,得到以下结论。

- 1) 激光相变硬化气门座的温度场分布呈拖尾的彗星形状。
- 2) 随着扫描速度的减小和光斑半径的增大,气门座温度场的拖尾彗星形状增大。
- 3) 随着激光功率的增大,气门座相变硬化的峰值温度升高,硬化层深度和宽度增大。
- 4) 随着扫描速度的增大,气门座相变硬化的峰值温度降低,硬化层深度和宽度减小。
- 5) 随着光斑半径的增大,气门座相变硬化的峰值温度降低,硬化层深度减小。

参 考 文 献

- [1] Chen X Y, Shang H K. Shedding failure analysis of diesel engine valve seat ring[J]. Diesel Engine, 2010, 32(2): 50-53.
陈晓燕, 商海昆. 柴油机气门座圈脱落故障分析[J]. 柴油机, 2010, 32(2): 50-53.
- [2] Shen Q T. The competition of induction hardening and carburizing quenching [J]. Metal Working, 2015(1): 2-4.

沈庆通. 感应淬火与渗碳淬火的竞争[J]. 金属加工, 2015(1): 2-4.

- [3] Wei D Q, Chen H C, Wang R. Numerical simulation of temperature field of in electron beam surface hardening process on 45 steel [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2012, 33(8): 161-166.
魏德强, 陈虎城, 王荣. 45 钢电子束相变硬化温度场数值模拟与实验验证[J]. 材料热处理学报, 2012, 33(8): 161-166.
- [4] Huang L L, Chen L, Tang M Z, *et al.* Research summary of laser surface hardening and numerical simulation[J]. Heat Treatment Technology and Equipment, 2014, 35(1): 8-11.
黄亮亮, 陈良, 唐明忠, 等. 激光表面硬化及其数值模拟研究概况[J]. 热处理技术与装备, 2014, 35(1): 8-11.
- [5] Meng Y L, Yang J X, Zhang J Q, *et al.* Effect of laser melting on microstructure and performance of AerMet100 steel[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2018, 55(2): 021414.
孟云龙, 杨胶溪, 张健全, 等. 激光熔凝对 AerMet100 钢显微组织及性能的影响[J]. 激光与光电子学进展, 2018, 55(2): 021414.
- [6] Shu F H. Application of vague set in process optimization of laser quenching of Cr12MoV steels[J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2017, 54(1): 011403.
舒服华. Vague 集在 Cr12MoV 钢激光淬火工艺优化中的应用[J]. 激光与光电子学进展, 2017, 54(1): 011403.
- [7] 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.
- [8] Wu D T, Zou Z D, Qu S Y, *et al.* Study on numerical simulation of temperature field on surface of 30CrMnSi shafts during laser transformation hardening [J]. Hot Working Technology, 2009, 38(16): 121-124.
吴东亭, 邹增大, 曲仕尧, 等. 30CrMnSi 轴表面激光相变硬化温度场数值模拟研究[J]. 热加工工艺, 2009, 38(16): 121-124.
- [9] Liu J C, Luo D, Xu Y H. Numerical calculation of depth and width of laser-hardened band for nodular

- cast iron [J]. *Transactions of Materials and Heat Treatment*, 2013, 34(12): 183-187.
- 刘继常, 罗旦, 许阳辉. 球墨铸铁激光相变硬化深度与宽度的数值计算 [J]. *材料热处理学报*, 2013, 34(12): 183-187.
- [10] Tobar M J, Álvarez C, Amado J M, *et al.* Laser transformation hardening of a tool steel: Simulation-based parameter optimization and experimental results [J]. *Surface and Coatings Technology*, 2006, 200(22/23): 6362-6367.
- [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] Sun W Q, Li Y T, Yin B. Effect of optimizing parameters of laser transformation hardening on 5CrNiMo steel temperature field [J]. *Journal of Tianjin University of Technology*, 2012, 28(6): 34-38.
- 孙文强, 李云涛, 尹博. 激光相变硬化工艺参数对 5CrNiMo 钢温度场的影响 [J]. *天津理工大学学报*, 2012, 28(6): 34-38.
- [13] Zhu R, Zhang Y K, Sun G F, *et al.* Numerical simulation of residual stress fields in three-dimensional flattened laser shocking of 2024 aluminum alloy [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2017, 44(8): 0802007.
- 朱然, 张永康, 孙桂芳, 等. 三维平顶光束激光冲击 2024 铝合金的残余应力场数值模拟 [J]. *中国激光*, 2017, 44(8): 0802007.
- [14] Feng Z M, Cai A K, Fan S C, *et al.* Effect of temperature on mechanical properties of vermicular graphite iron [J]. *Modern Cast Iron*, 2016, 36(6): 61-64, 83.
- 冯志明, 蔡安克, 范随长, 等. 温度对蠕墨铸铁力学性能的影响 [J]. *现代铸铁*, 2016, 36(6): 61-64, 83.
- [15] Guo Y H, Liu J C, Lu Y Z, *et al.* Numerical simulation of laser transformation hardening of ductile cast iron QT600-3 [J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2010, 22(8): 1755-1760.
- 郭怡晖, 刘继常, 卢远志, 等. 球墨铸铁 QT600-3 激光相变硬化数值模拟研究 [J]. *强激光与粒子束*, 2010, 22(8): 1755-1760.
- [16] Li J C. Study on optimization control of laser heat treatment [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1995: 19-20.
- 李俊昌. 激光热处理优化控制研究 [M]. 北京: 冶金工业出版社, 1995: 19-20.