

# 工件形状对激光相变硬化温度场和应力场的影响

张 哲 韩 彬 王 勇 王楠楠

(中国石油大学机电工程学院, 山东 青岛 266555)

**摘要** 利用 Sysweld 有限元软件建立三维有限元模型,采用三维高斯热源,考虑材料热物性能随温度的变化,对平板和回转体内壁进行了激光相变硬化数值模拟。分析了温度场、残余应力以及马氏体分布的异同,研究了工件形状对激光相变硬化温度场和残余应力的影响规律。结果表明,在表层方向上,平板模型和回转体内壁模型的热循环相似;截面方向上,内壁模型峰值温度高于平板模型。处理后相变区组织均主要以马氏体为主,其体积分数约为 90%。相变区边缘及热影响区产生残余拉应力,相变区存在残余压应力;与内壁模型相比,平板模型相变区中心残余压应力数值较大。

**关键词** 激光技术;工件形状;激光相变硬化;数值模拟;残余应力

**中图分类号** TG156.99 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL201239.0803001

## Effects of the Shape of Workpiece on the Temperature and Stress Field Distribution during Laser Transformation Hardening

Zhang Zhe Han Bin Wang Yong Wang Nannan

(College of Mechanical and Electronic Engineering, China University of Petroleum, Qingdao, Shandong 266555, China)

**Abstract** A three-dimensional (3-D) finite element model for the numerical simulation of laser transformation hardening on the plate and inner wall of revolving body is established by means of a finite element code-Sysweld, in which the change of thermal mechanical parameters with temperature is considered and the 3-D Gaussian heat source is adopted. The temperature field, martensite distribution and residual stress field are predicted. The influence of workpiece shape on the temperature and residual stress are studied. The results show that the thermal cycles of different points on the surface direction are similar for the two model while the peak temperature of different points of inner wall model in the section direction are higher than that of the plate model. After treatment martensite can be obtained as a main phase in the hardened zone with an about phase volume fraction of 90%. The tensile stress appears in the boundary of hardening zone and heat affected zone (HAZ) and the compressive stress exists in the hardening zone. Comparing with revolving body, the value of the compressive residual stress in the center of the surface of plate is higher.

**Key words** laser technique; shape of the workpiece; laser transformation hardening; numerical simulation; residual stress distribution

**OCIS codes** 140.3390; 160.3900; 350.3390; 350.3850

## 1 引 言

激光相变硬化具有生产周期短、无需淬火介质、可控性强和加工效率高等优点,已经被应用于工业

的多个领域<sup>[1,2]</sup>。激光相变硬化不仅可用于平板、轴的表面,还适合于泵筒等回转件内壁的硬化<sup>[3]</sup>。近年来,关于激光-渗氮复合处理的研究表明,激光

**收稿日期**: 2012-03-12; **收到修改稿日期**: 2012-04-14

**基金项目**: 国家自然科学基金(51179202)、山东省自然科学基金(ZR2009FM030)和中国石油大学研究生创新基金(CXZD11-11)资助课题。

**作者简介**: 张 哲(1988—),男,硕士研究生,主要从事激光表面改性方面的研究。E-mail: zhang17142@126.com

**导师简介**: 韩 彬(1973—),男,博士,副教授,主要从事材料失效与表面改性、新材料连接技术等方面的研究。

E-mail: hbzhjh@upc.edu.cn(通信联系人)

预处理产生的残余应力会对渗氮过程产生影响<sup>[4]</sup>。而渗氮是泵筒、油管等回转体零部件内壁改性的主要工艺。激光相变硬化产生的残余应力将直接影响复合涂层的性能。因此,有必要对泵筒等回转体内壁激光相变硬化应力场进行研究。

然而,激光相变硬化是一个快速加热和冷却的过程,且在处理过程中会发生激烈的组织转变。通过试验方法对复杂零件激光相变硬化应力场进行研究较为困难。近年来,数值模拟已经成为人们研究激光相变硬化过程的有效手段<sup>[5,6]</sup>。目前,对于平板及回转体外表面激光相变硬化应力场模拟的工作开展较为广泛<sup>[7]</sup>,然而关于回转体内壁激光相变硬化应力场和温度场研究的报道较少。由于回转体结构和平板结构在几何形状上的差异,造成激光处理过程中的约束条件产生差别,势必会对激光处理后残余应力分布产生影响。

本文采用 Sysweld 有限元软件建立回转体和平板的三维数值模型,考虑材料的物理性能随温度变化,对回转体内壁和平板的激光相变硬化过程进行模拟,分析温度场和应力场分布,对激光相变硬化处理后的残余应力进行对比和分析,以期对激光相变硬化技术在油管、泵筒等回转体零件上的应用提供理论指导。

## 2 数值计算模型

### 2.1 温度场计算

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,可表示为

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

式中  $\dot{\phi}$  表示相变潜热。 $\rho$ 、 $c$  和  $\lambda$  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, $x$ 、 $y$ 、 $z$  为直角坐标系变量。

### 2.2 相变计算

Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov (JMAK) 模型常应用于等温条件下扩散型相变的计算。而激光加热过程是一个连续冷却的过程,因此需要对 JMAK 模型进行修正,利用修正的 JMAK 模型进行计算<sup>[8]</sup>:

$$p_k^j = p_k^{\max} (p_j^i - p_k^{i-1}) [1 - \exp(-b_k \tau_j^k)], \quad (2)$$

式中  $p_k^i$  是第  $k$  个组织在第  $j$  个时间步时候的体积分

数。 $p_j^i$  代表奥氏体在第  $j$  个时间步时候的体积分。  $p_k^{\max}$  为第  $k$  个组织可获得的最大体积分。 $\tau$  代表延迟时间, $n_k$  和  $b_k$  是常数,可从过冷奥氏体连续冷却转变(CCT)曲线中获得。

在冷却过程中,当冷却速度大于临界淬火速度时,奥氏体将转变为马氏体。此过程为非扩散型转变,使用 Koistinen-Marburger 模型<sup>[9]</sup> 进行相变计算:

$$p_m(T) = p_0 \{1 - \exp[-b(M_s - T)]\}, \quad T \leq M_s \quad (3)$$

式中  $p_0$  代表  $t = 0$  原始相的比例, $M_s$  和  $b$  分别是初始相变温度和随温度变化马氏体相变的进行程度。

### 2.3 应力计算

在对激光相变硬化过程的弹塑性力学行为进行计算的过程中考虑,Von-Mises 屈服准则,等向硬化以及 Prandtl-Reuss 流动定律。其应力-应变本构方程为<sup>[10]</sup>

$$d\sigma = D_{ep} d\epsilon - C_{th} M \Delta T, \quad (4)$$

式中  $D_{ep}$  为弹塑性刚度矩阵, $C_{th}$  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, $d\epsilon$  为应变增量。相变硬化过程中的应变增量组成可表示为

$$d\epsilon = d\epsilon_E + d\epsilon_P + d\epsilon_T + d\epsilon_{PV} + d\epsilon_{PP}, \quad (5)$$

式中  $d\epsilon_E$ 、 $d\epsilon_P$ 、 $d\epsilon_T$ 、 $d\epsilon_{PV}$  和  $d\epsilon_{PP}$  分别代表弹性应变增量、塑性应变增量、热应变增量、相变体积应变增量以及相变诱导塑性应变增量。

## 3 有限元模拟过程参数

### 3.1 几何模型和网格划分

回转件内外径尺寸分别取为  $D_1 = 57.15 \text{ mm}$ 、 $D_2 = 70.10 \text{ mm}$ 。为了避免工件的尺寸对模拟结果带来的影响,取平板模型厚度同回转件壁厚相同,建立  $45 \text{ mm} \times 30 \text{ mm} \times 6.475 \text{ mm}$  的板状模型。利用 Visual-Mesh 建立模型,如图 1 所示。对于回转件模型,考虑到模型的对称性,只对 1/4 的泵筒模型进行研究。采用 8 节点六面体单元将模型离散化。在进行有限元网格划分时,既要考虑计算精度,又要顾及运算速度以减少工作量。因此,对相变区网格划分细密,热影响区和基体网格划分较为稀疏。图 1(c)为平板和回转体内壁的二维截面模型。定义  $OA$  方向为表层方向, $OB$  方向为截面方向。激光功率选取为  $1.5 \text{ kW}$ ,扫描速度为  $65 \text{ mm/s}$ ,光斑直径为  $3 \text{ mm}$ 。选取材料为 42CrMo,在模拟过程中考虑其热物性参数随温度的变化<sup>[11]</sup>。

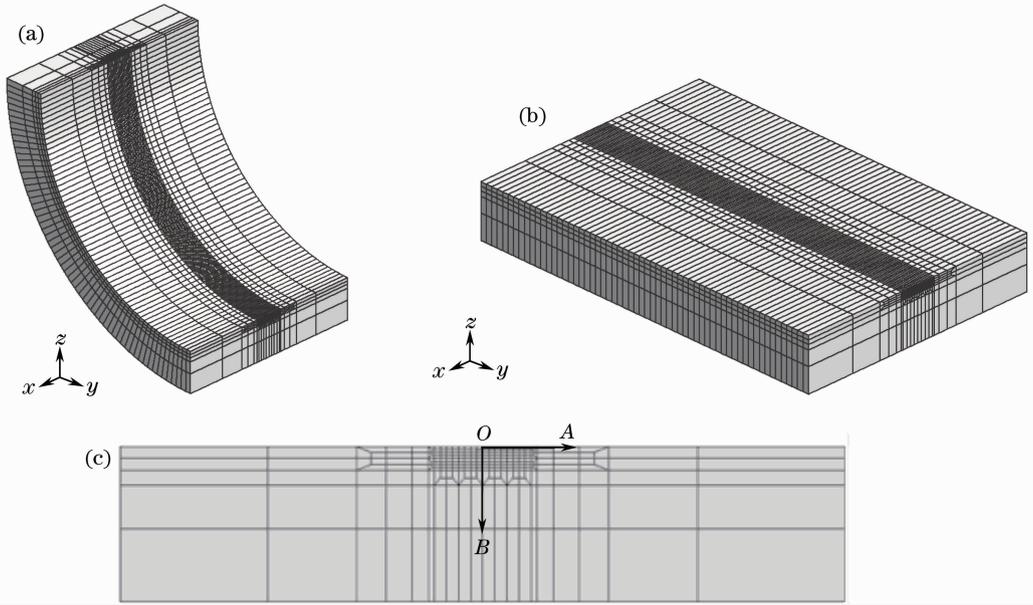


图1 几何模型及网格划分。(a)回转件模型;(b)平板模型;(c)二维模型

Fig. 1 Geometric and mesh of the model. (a) Revolving body; (b) plate; (c) two-dimensional mesh

### 3.2 边界条件

试样与周围空气接触表面,其边界条件为

$$\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \frac{\partial T}{\partial z} n_z \right) = \alpha (T - T_0), \quad (6)$$

式中  $n_x, n_y, n_z$  分别为  $x, y, z$  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,  $\alpha$  为复合换热系数[单位:  $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ], 包括对流和辐射<sup>[7]</sup>。

$$\alpha = \begin{cases} 0.0668T, & T_0 < T < 500 \text{ } ^\circ\text{C} \\ 0.231T - 82.1, & T \geq 500 \text{ } ^\circ\text{C} \end{cases} \quad (7)$$

在试样上表面接受激光照射的部分,可以将激光束看作一种外加的热流密度项,可表示为

$$\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial x} n_x + \frac{\partial T}{\partial y} n_y + \frac{\partial T}{\partial z} n_z \right) = q_s(x, y, z, t), \quad (8)$$

式中  $q_s$  为单位面积外部输入热流。

在试样接受激光处理之前,工件具有均匀的初始温度,一般为周围环境温度即  $t=0, T$  为常数,取为  $20 \text{ } ^\circ\text{C}$ 。

### 3.3 热源校正

Sysweld 软件内部自带了热源校正工具。该工具可以对热源参数进行调整,使获得的热源形貌更为接近实际,进而使得模拟结果更为准确。图2为平板试样经激光相变硬化处理后的截面金相照片。图3则表示经过校正后的实际热源截面形貌。图3中红色区域表示相变区即温度高于  $775 \text{ } ^\circ\text{C}$  (彩图请见电子版)。由图2和图3比较可知,模拟热源和实际取得了较好的吻合。

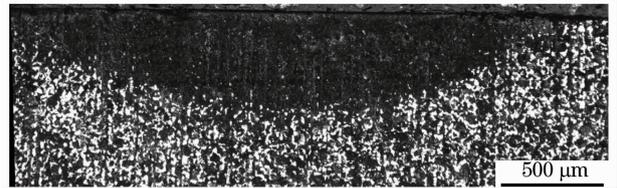


图2 相变区金相图

Fig. 2 Cross-sectional macrograph of laser hardened zone



图3 校正的热源截面

Fig. 3 Predicted hardened zone using heat input fitting

## 4 结果及分析

### 4.1 温度场

图4为平板模型不同点的热循环曲线。表层方向最大峰值温度达到了  $1027.70 \text{ } ^\circ\text{C}$ , 随着离中心点 ( $O$  点) 距离的增大, 峰值温度不断降低。在距  $O$  点  $1.5 \text{ mm}$  的地方, 其峰值温度为  $770.87 \text{ } ^\circ\text{C}$ 。图4(b)为沿截面方向上的热循环分布。其分布规律同表面方向一样。随着距离的增加, 传递能量减弱, 峰值温度不断降低。图5为内壁模型不同点热循环曲线。通过图4和图5的比较, 可以看出, 两者分布规律相似。回转体内壁模型在加热过程中, 其峰值温度可

达 1031.52 °C。沿表层方向,距 O 点 1.5 mm 处,其峰值温度为 778.65 °C。在表层方向上,内壁模型和平板模型各点的热循环分布趋于一致,但内壁模型峰值温度略高于平板模型。截面方向上,两者热循环相差较大。沿截面方向,距 O 点 0.25 mm 处,内壁模型达到了 999.80 °C,而平板模型仅为 924.03 °C。

当距离增大到 0.5 mm 时,平板模型峰值温度降低至 750.71 °C,低于奥氏体转变温度,而内壁模型峰值温度为 812.99 °C,仍然高于奥氏体转变温度。这主要是由于工件形状的差异,造成两模型散热条件存在差别,使得平板模型在截面方向上热量的损失大于内壁模型。

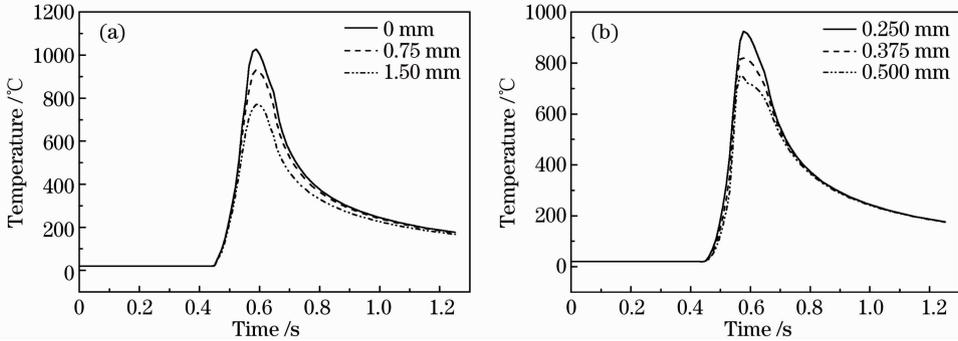


图 4 平板模型不同点热循环。(a)表层方向;(b)截面方向

Fig. 4 Thermal cycle of different points of plate model. (a) Surface direction; (b) section direction

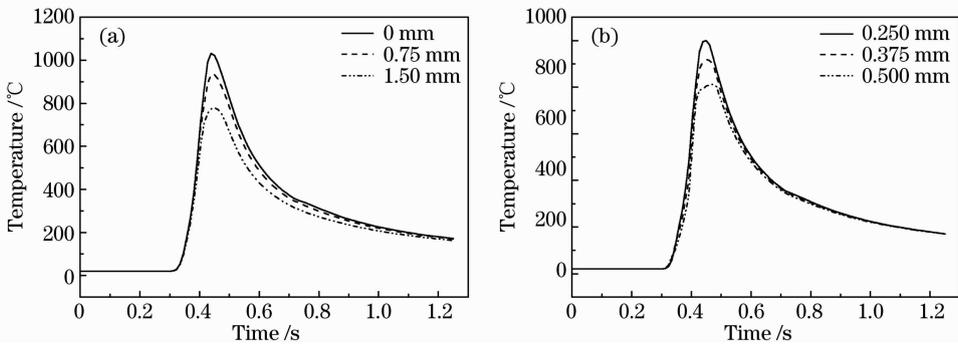


图 5 回转体模型不同点热循环。(a)表层方向;(b)截面方向

Fig. 5 Thermal cycle of different points of cylindrical model. (a) Surface direction; (b) section direction

#### 4.2 应力场

图 6 为经激光处理后,不同工件的应力分布情况。由图可知,处理后在相变区产生残余压应力,在热影响区产生残余拉应力,且残余拉应力的峰值均位于热影响区。其中,平板模型在表面方向和截面方向的残余应力分布趋势同文献[8]相同。对于平

板模型,在表层方向约 2 mm 的范围内存在着残余压应力,其压应力数值达最大 -280.67 MPa。对于内壁模型,在其表层方向约 1.5 mm 的范围内存在着残余压应力,最大数值仅为 -70.03 MPa。表层方向,平板模型残余压应力数值大于内壁模型。截面方向上,平板模型最大残余压应力数值仍然大于

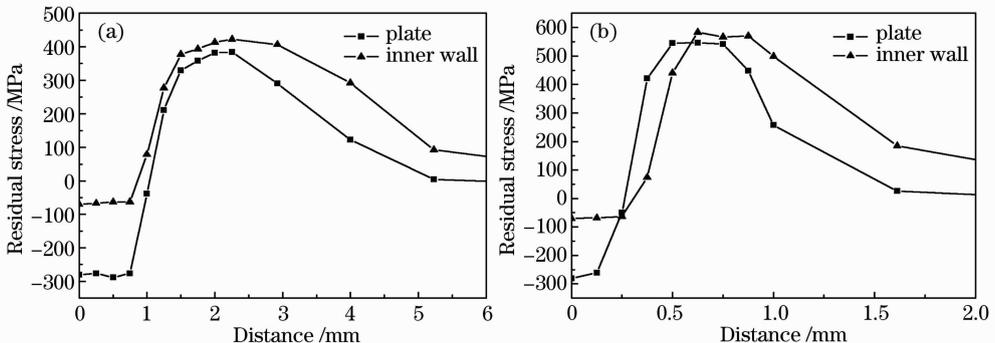


图 6 残余应力分布图。(a)表层方向;(b)截面方向

Fig. 6 Residual stress distribution. (a) Surface direction; (b) section direction

内壁模型,但其压应力范围比内壁模型略小。

在激光对工件的加热过程中,相变区受热发生膨胀,受到周围区域的阻碍而产生压应力。而在冷却过程中,相变区冷却收缩,此时在周围区域的牵制作用下,会产生拉应力。由于在冷却过程中,相变区会发生马氏体转变,发生体积膨胀,这样又会产生压应力,抵消部分由热产生的拉应力。因此,由于激光加热工件产生的热会在工件表层产生热应力。同时,冷却过程中的马氏体转变也会产生相变应力。最终,热应力和相变应力共同决定激光处理后材料的残余应力分布。

图 7 为不考虑相变膨胀以及相变诱导塑性的条

件下,获得的不同模型经激光处理后残余热应力的分布情况。由图 7 可知,处理过后的残余热应力分布较平稳,在相变区和热影响区都存在着较大的数值,随着距离相变区的距离增大,数值逐渐降低。表层方向上,内壁模型最大热应力数值达460.49 MPa,平板模型数值为 409.40 MPa。截面方向上,其热应力分布规律同表面相似。内壁模型最大热应力达 487.57 MPa,而平板模型的峰值为 430.73 MPa。无论是平板模型还是内壁模型,截面方向的热应力最大值大于表层方向。由图 6 和图 7 的比较可知,相变作用对于压应力的形成起到了决定性的作用。

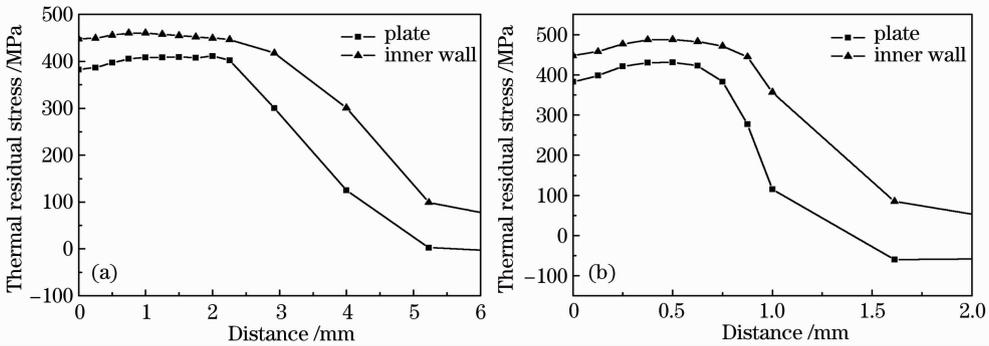


图 7 残余热应力分布图,(a)表层方向;(b)截面方向

Fig. 7 Thermal residual stress distribution. (a) Surface direction; (b) section direction

由 Ashby<sup>[12]</sup>的研究可知,激光处理后,试样表面的残余应力可近似表示为

$$\sigma \approx \frac{Ea_L A(P/D_b v)}{(1-\nu)\rho_c(aD_b/v)} - \sigma_s^A - \frac{fE}{3(1-\nu)} \left( \frac{v_M^0}{v_A^0} - 1 \right), \quad (9)$$

式中  $a_L$  为材料的线膨胀系数; $A$  为试样对激光能量的吸收率; $\rho_c$  为材料热容; $a$  为热扩散系数; $\sigma_s^A$  为奥氏体屈服强度; $f$  为马氏体体积分数; $v_M^0, v_A^0$  分别为马氏体和奥氏体的比容。由(9)式可知,马氏体的含量直接影响相变后残余应力的分布。即通过马氏体的体积分数可以间接地反映相变过程的膨胀作用。

图 8 为不同工件经激光处理后表层方向相变区马氏体的百分含量。由图 8(a)可知,在表层方向,平板模型和内壁模型的马氏体含量以及其分布范围基本相似,最大马氏体体积分数均达到了 90%左右。对于截面方向,其马氏体最大体积分数相似,但平板模型的马氏体分布区域大于内壁模型。马氏体含量与激光处理过程中的峰值温度和奥氏体停留时间有关。由图 4 和图 5 可知,对于两种模型,其表层方向上的不同点,热循环分布规律基本相同,而截面方向上,随着距离的增大,平板模型峰值温度降低速

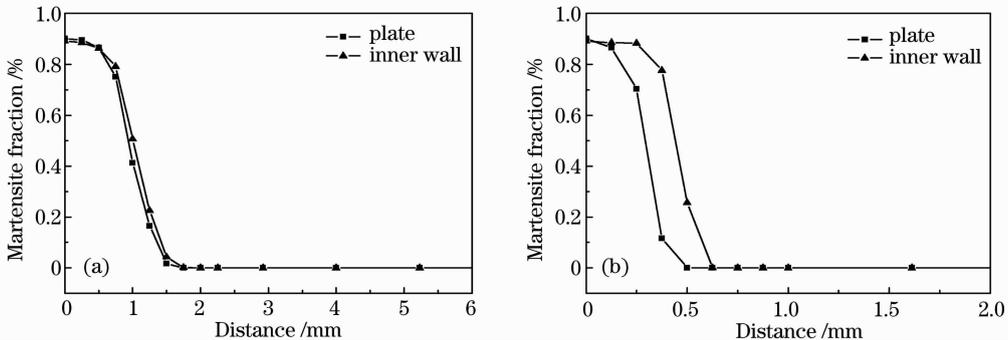


图 8 马氏体分布图 (a) 表层方向;(b) 截面方向

Fig. 8 Martensite distribution. (a) Surface direction; (b) section direction

度高于内壁模型,热输入减少,相变温度停留时间较少,奥氏体转变不能进行,最终导致截面方向上平板模型马氏体分布范围减少缩小。图9为平板试样激光相变硬化处理后的金相组织,由图9(a)可知,相

变区组织以马氏体为主,由图9(b)可知,在相变区边缘,除马氏体组织以外,还有部分铁素体组织,可以看出,组织模拟分布情况与实验结果趋于一致。

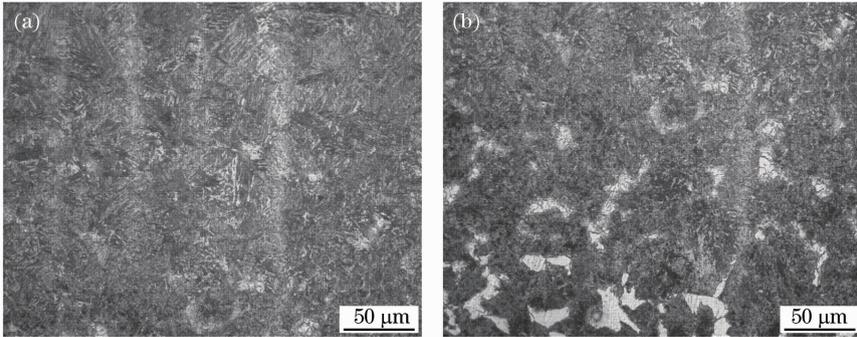


图9 激光相变硬化组织。(a)相变区;(b)相变区边缘

Fig.9 Microstructure of laser transformation hardening organization. (a) Hardened zone; (b) boundary of hardened zone

综合图6~8的分析结果可知,在表层方向上,平板模型和内壁模型马氏体分布基本一致,两模型最终的热应力存在约50 MPa的差值,而其相变区最终的残余应力数值差值达到了200 MPa。说明相变在两个模型当中的抵消作用也存在一定的差别,即平板模型当中,相变作用产生的压应力作用更强。截面方向上,内壁模型的热应力同样大于平板模型。但由于温度场的分布,使得平板模型的马氏体含量迅速减少,造成其压应力抵消作用降低,最终造成平板模型在截面方向上压应力区域的减少。由以上分析综合热应力和相变后马氏体含量的分布,最终造成了不同工件经激光处理后残余应力按图6的趋势进行分布的结果。工件形状不改变相变后的应力分布趋势。最大残余拉应力都发生在相变区边缘,而相变区中心存在较低的残余压应力。

力转变为残余压应力。

### 参 考 文 献

## 5 结 论

1) 激光加热过程中,平板模型和内壁模型的热循环分布在表层方向上趋于一致;在截面方向上,内壁模型的峰值温度高于平板模型;处理后,两种形状模型的相变区组织均以马氏体为主,其体积分数约为90%;在深度方向上,内壁模型马氏体区域高于平板模型。

2) 工件形状不改变残余应力的分布趋势,但对处理后残余应力的数值有较大影响;处理后平板模型的残余压应力数值大于回转体内壁模型。

3) 激光处理过程中的马氏体相变对于残余应力的产生起着决定性作用,在相变膨胀以及相变诱导塑性的作用下,激光处理区域的应力由残余拉应

- 1 He Qiang, Su Huaili, Liu Hongzhao *et al.*. Research on 40Cr steel for high-speed spindle laser transformation hardening technics[J]. *Chinese J. 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
- 2 Ye Yunxia, Fu Yonghong, Yang Guocheng *et al.*. Study on laser phase transformation hardening of HT250 by high speed axis flow CO<sub>2</sub> laser[J]. *Chinese J. Lasers*, 2002, **29**(10): 945~949  
叶云霞, 符永宏, 杨国成. 快速轴流CO<sub>2</sub>激光器激光相变硬化处理HT250的研究[J]. *中国激光*, 2002, **29**(10): 945~949
- 3 Wang Yang, Deng Zongquan, Qu Cunjing *et al.*. Laser surface hardening for integral barrel tubing pumps [J]. *J. Harbin Institute of Technology*, 1999, **31**(4): 40~42  
王 扬, 邓宗全, 曲存景等. 抽油泵整体泵筒激光表面淬火[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 1999, **31**(4): 40~42
- 4 Liu Furong, Gao Qian, Wang Guangsheng *et al.*. Study on composite treatment of 38CrMoAlA steel by laser and nitriding [J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2003, (3): 65~67  
刘富荣, 高 谦, 王广生等. 38CrMoAlA钢激光和渗氮复合处理研究[J]. *航空制造技术*, 2003, (3): 65~67
- 5 S. Neil. Bailey, Wenda Tan, Yung C. Shin. Predictive modeling and experimental results for residual stresses in laser hardening of AISI 4140 steel by a high power diode laser[J]. *Surf. & Coat. Technol.*, 2009, **203**(14-15): 2003~2012
- 6 Rahul Patwa, Yung C. Shin. Predictive modeling of laser hardening of AISI5150H steels [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, **47**(2): 307~320
- 7 G. Tani, A. Fortunato, A. Ascari *et al.*. Laser surface hardening of martensitic stainless steel hollow parts[J]. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2010, **59**(1): 207~210
- 8 Chaowen Li, Yong Wang, Bin Han. Microstructure, hardness and stress in melted zone of 42CrMo steel by wide-band laser surface melting[J]. *Opt. & Lasers in Engng*, 2011, **49**(4): 530~535
- 9 Li Chaowen, Wang Yong, Han Tao *et al.*. Finite elements analysis of overlapping ratios of laser surface melting on roller [J]. *Chinese J. Lasers*, 2010, **37**(7): 1861~1867  
黎超文, 王 勇, 韩 涛等. 轧辊搭接激光表面熔凝数值分析

- [J]. 中国激光, 2010, **37**(7): 1861~1867
- 10 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
- 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
- 11 Sysweld. Engineering Guide of Training and Toolbox [M]. France: ESI Group, 2004
- 12 M. F. Ashby. The transformation hardening of steel surfaces by laser beams-I. Hypo-eutectoid steels[J]. *Acta Metall*, 1984, **32**(11): 1935~1940

栏目编辑: 宋梅梅