

文章编号: 0258-7025(2010)07-1861-07

轧辊搭接激光表面熔凝数值分析

黎超文 王勇 韩涛 韩彬

(中国石油大学(华东)机电工程学院材料科学与工程系, 山东, 东营 257061)

摘要 采用大型有限元分析软件 SYSWELD 建立了三维有限元模型,对轧辊搭接激光熔凝过程进行了数值模拟,考察了搭接激光熔凝的热循环和温度变化率,分析了不同搭接量对材料熔凝层的相变和残余应力的影响。结果表明,轧辊经过搭接激光熔凝后,搭接区经历两次激光扫描成为二次重熔区,搭接区边界带发生了回火;随着搭接量增大,熔凝层的宽度变窄,但对熔凝-相变区马氏体组织含量的影响不大,其马氏体体积分数都超过了 90%;熔凝-相变区获得较大的压应力,热影响区为拉应力。改变搭接量不能消除拉应力,但是选择合适的搭接量,能使拉应力幅值减小。在该实验条件下,选择 3 mm 的搭接量,能获得较理想的应力分布,并与工艺试验结果进行了比较,轧辊表面轴向残余应力计算结果和实验测量值基本吻合。

关键词 激光技术;激光熔凝;有限元方法;搭接;相变;残余应力

中图分类号 TN249;TG156.99 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL20103707.1861

Finite Elements Analysis of Overlapping Ratios of Laser Surface Melting on Roller

Li Chaowen Wang Yong Han Tao Han Bin

(College of Mechanical and Electronic Engineering, China University of Petroleum, Dongying, Shandong 257061, China)

Abstract With the SYSWELD finite element code, a three-dimensional finite element model has been developed to apply for analysis of overlapping laser surface melting on roller. The thermal circle and temperature rate of overlapping laser melting were investigated and the phase transformation and residual stress fields were analyzed. It is found that overlapping area becomes second melted and the boundary of overlapping area exists tempering for twice laser scanning after overlapping laser surface melting on roller. With the increase of the overlapping ratios, the width of the laser melted layer becomes smaller, while the martensite contents are independent on the overlapping ratios and exceeds 90% in the melt-hardened zone. The residual stress distributed within the melt-hardened zone is mainly of the compressive type, while there is the tensile stress in the heat-affected zone. The tensile stress cannot be eliminated by changing overlapping ratios, but the tensile stress amplitude can be reduced by choosing the proper overlapping ratios. The ideal stress distribution can be obtained by choosing 3 mm overlapping ratio under these experimental conditions. The comparisons between the calculated results with the experimental measured values show a good agreement for axis residual stresses.

Key words laser technique; laser surface melting; finite elements method; overlapping; phase transformation; residual stress

1 引言

激光熔凝处理是指采用激光束照射材料表面使其表层熔化,然后依靠基体自身快速冷却凝固,形成

晶粒细小的改性层。激光熔凝处理的深度、光斑的功率密度可以准确控制,输入轧辊的能量小,其变形小,处理后表面可不再做机械加工或只需要少量机械加

收稿日期: 2009-09-26; **收到修改稿日期**: 2009-12-03

基金项目: 山东省自然科学基金(Y2006F64, ZR2009EM030)和中国石油大学(华东)博士创新基金(B2009-13)资助课题。

作者简介: 黎超文(1983—),男,博士研究生,主要从事新材料连接技术及金属表面激光改性等方面的研究。

E-mail: lichao wen96@163.com

导师简介: 王勇(1964—),男,教授,博士生导师,主要从事新材料连接技术及金属失效分析以及材料表面喷焊、电弧喷涂、激光熔覆等表面改性等方面的研究。E-mail: wangyong@upc.edu.cn

工^[1~6]。通过激光熔凝处理后,轧辊表层得到一定深度的马氏体组织,可以减少轧辊磨损,而心部仍保持较好的强韧性^[7~9],提高基体的耐蚀性^[10],且可以在表面获得压应力以提高其抗疲劳强度^[11~14]。

由于受到激光光斑尺寸的限制,轧辊不可能一次进行整体熔凝,相邻的两熔凝道之间存在搭接现象,而搭接量对熔凝区硬度和熔凝区应力的分布会产生影响,导致轧辊的整体使用性能发生变化,因此研究搭接量对熔凝区相组成及应力分布的影响具有重要意义。本文采用大型有限元软件 SYSWELD,编写了相应的用户子程序,模拟计算轧辊钢表面激光熔凝处理过程,考察搭接量对材料熔凝区的相组成、应力场等的影响,为制定轧辊表面激光熔凝工艺参数提供依据。

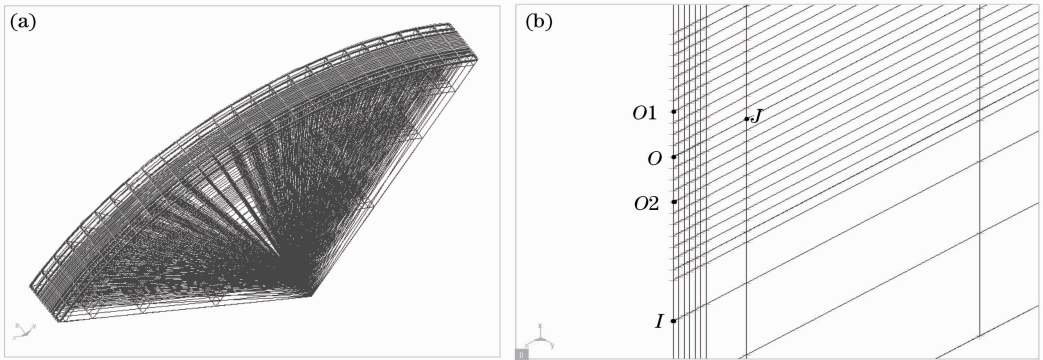


图 1 几何模型及网格划分。(a)体网格模型;(b)轴截面单元划分

Fig. 1 Geometric and mesh of the model. (a) mesh of the model; (b) axial section of the melted zone

2.2 热源模型

宽带 CO₂ 激光器的矩形激光光斑由带式积分镜变换得到,在 10 mm × 1 mm 矩形内沿扫描方向上,光束强度分布均匀。在空间直角坐标系 ($x, y,$

2 模型的建立

2.1 几何模型

由于对称性,采用 Visual-mesh 取轧辊的四分之一建立三维有限元模型,其尺寸为 $\phi 400$ mm × 60 mm。如图 1(a)所示,建立了八节点六面体三维网格和方形二维网格,基于计算时间和计算精度两方面考虑,表面熔凝区网格划分细密,沿着轴线方向 OI 和径向方向 OJ 远离熔凝区的网格划分稀疏,其中 $O1, O2$ 是搭接区边界线上的点, O 是搭接区中心线上的一点,如图 1(b)所示。本文所用的 42CrMo 钢的化学成分中 C, Cr, Mn, Mo, S, P 的质量分数分别为 0.42%, 1.05%, 0.75%, 0.20%, 0.035%, 0.035%, Si 的质量分数小于 0.40%。

z) 中,设定宽带激光束沿 y 方向进行扫描,扫描速度为 v ,熔池在三个坐标上的热源参数分别为 A, B, C ,根据宽带激光的特点,在以前的研究中^[15]建立了合适的体热源模型能量密度分布函数为

$$q(x, y, z, t) = D_0 \cdot \exp\left\{-\left[\left(\frac{x-x_0}{A}\right)^{100} + \left(\frac{y-v \cdot t-y_0}{B}\right)^{100} + \left(\frac{z-z_0}{C}\right)^{100}\right]\right\}, \quad (1)$$

$$2\eta P = \iiint q(x, y, z, t) d\Omega d\theta = \int_{-A}^A \int_{-B}^B \int_{-C}^C D_0 \exp(-R) dx dy dz, \quad (2)$$

$$R = \left(\frac{x-x_0}{A}\right)^{100} + \left(\frac{y-v \cdot t-y_0}{B}\right)^{100} + \left(\frac{z-z_0}{C}\right)^{100}, \quad (3)$$

式中 D_0 为热源体积因子,取决于实际激光加工功率 P 。

本文采用的激光功率为 3500 W,扫描速度为 600 mm/min。搭接量分别为 1, 2, 3, 4 mm。

2.3 有限元计算模型

对于各向同性体、无内热源物体,其三维传热温度场的控制微分方程为

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k \frac{\partial T}{\partial z}\right) + \tilde{Q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (4)$$

式中 ρ 为材料密度, c 为比热容, k 为传热系数, \tilde{Q} 为相变潜热,其相应的计算公式为

$$\tilde{Q} = \Delta H \cdot \frac{\Delta V}{\Delta t}, \quad (5)$$

式中 ΔH 表示单位体积奥氏体分解所释放的能量, ΔV 表示 Δt 时间内奥氏体分解的体积。

激光熔凝有限元模型的边界条件为

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

式中 n_x, n_y, n_z 分别是 x, y, z 方向上的方向余弦; T, T_∞ 分别是工件表面温度和环境温度, α 是表面换热系数。激光熔凝主要考虑对流换热和辐射换热, 在 101.325 kPa, 自然对流及水平平板情况下, 上下表面对流换热系数分别可取 $2.49(T - T_\infty)^{1/4}$ 和 $1.31(T - T_\infty)^{1/4}$, 四周设为绝热面, 考虑了辐射换热, 由斯蒂芬-玻尔兹曼定律和牛顿冷却定律可以导出辐射换热系数为

$$\alpha_2 = \epsilon \sigma \frac{T^4 - T_\infty^4}{T - T_\infty}, \quad (7)$$

式中 ϵ 为试件的辐射系数, σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数。

假设工件温度 T_∞ 与室温 T_0 相同, 则有初始条件

$$T(x, y, z, t = 0) = T_0. \quad (8)$$

2.4 相变计算

激光熔凝过程中发生的固态相变可以分为扩散型相变和马氏体相变, 在有限元模型中采用不同的计算方法。

冶金转变是激光熔凝过程的重要组成部分, 为模拟熔凝过程中的相变, 在有限元软件中基于相变定律^[16]进行冶金相变计算。对于等温条件下, 钢的扩散型相变(如奥氏体、铁素体-珠光体和贝氏体转变), 采用修改后的 Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorov (JMAK) 公式进行计算, 该公式为

$$\zeta(T, t) = \zeta_0(T) \left\{ 1 - \exp \left\{ - \left[\frac{t}{\tau_R(T)} \right]^{n(T)} \right\} \right\}, \quad (9)$$

式中 ζ_0 为 $t = 0$ 时的相比, τ_R 为延迟时间, n 是与反应速率有关的指数。

当温度低于初始相变温度 M_s 时, 马氏体将会

以非扩散型相变的方式形成。实际上这种相变是形核和长大的过程, 由于核长大的速度非常快, 导致相变基本都发生在形核阶段, 马氏体相的含量采用 Koistinen-Marburger 公式进行计算, 该公式为

$$\zeta_m(T) = \zeta_0 \{ 1 - \exp[-b(M_s - T)] \}, \quad (10)$$

式中 $\zeta_0 \approx 1$; b 是马氏体相变随温度变化的进行程度。

2.5 应力计算

为了描述激光熔凝过程中材料的弹塑性力学行为, 定义屈服函数 ϕ 为

$$\phi = \phi(T, \sigma_{ij}, \zeta_k, \kappa_k), \quad (11)$$

式中 T 为温度, σ_{ij} 为柯西应力, ζ_k 为相的含量, κ_k 为相的塑变量。

同时考虑了 Von Mises 小塑变, Prandtl-Reuss 流动定律, 各向同性线性硬化等得到总应变计算公式

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij} = \dot{\mathbf{e}}_{ij}^e + \dot{\mathbf{e}}_{ij}^p + \dot{\mathbf{e}}_{ij}^{th} + \dot{\mathbf{e}}_{ij}^{ph} + \dot{\mathbf{e}}_{ij}^{tr}, \quad (12)$$

式中 $\dot{\mathbf{e}}, \dot{\mathbf{e}}^e, \dot{\mathbf{e}}^p, \dot{\mathbf{e}}^{th}, \dot{\mathbf{e}}^{ph}$ 和 $\dot{\mathbf{e}}^{tr}$ 分别表示总应变张量、弹性应变张量、塑性应变张量、热应变张量、体积应变张量和相变塑性应变张量。

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^e = \frac{1 + \nu}{E} \dot{\boldsymbol{\sigma}}_{ij}^e - \frac{\nu}{E} \dot{\boldsymbol{\sigma}}_{ij}^e \delta_{ij}, \quad (13)$$

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial \phi}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (14)$$

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{th} = \alpha \delta_{ij} \frac{dT}{dt}, \quad (15)$$

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{ph} = \Delta_k \frac{d\zeta_k}{dt}, \quad (16)$$

$$\dot{\mathbf{e}}_{ij}^{tr} = \frac{3}{2} K_k (1 - \zeta_k) S_{ij} \frac{d\zeta_k}{dt}, \quad (17)$$

式中 $\nu, E, d\lambda, \alpha, \Delta, K$ 和 S_{ij} 分别为泊松比、弹性模量、塑性增量、热膨胀系数、线膨胀系数、塑变常量和应力偏量。

考虑了材料的热物理性能参数随温度的变化, 42CrMo 材料的热物理性能参数^[17]如表 1 所示。

表 1 42CrMo 钢热物理性能参数

Table 1 Thermal physical properties and mechanical properties of 42CrMo

Temperature /K	Young's modulus /GPa	Poisson's ratio	Density /(kg/m ³)	Thermal expansion	Conductivity /[W/(m·K)]	Specific heat /[J/(kg·K)]	Enthalpy /[kJ/(kg·K)]
				coefficient /(10 ⁻⁴ ·K ⁻¹)			
293	212.9	0.287	7783	11.97	41.28	448	-57.4
373	208.09	0.289	7761	12.59	38.45	479	-22.6
473	201.65	0.293	7731	13.46	35.96	518	27.2
673	188.76	0.299	7668	14.87	32.74	614	139.8
873	175.65	0.306	7600	16.25	30.42	830	280.1
1073	162.99	0.315	7527	25.45	29.41	867	467.8
1373	112.45	0.351	7430	26.06	32.32	647	722.6
1473	96.81	0.362	7449	26.54	34.97	680	855.3
1573	88.97	0.368	7300	29.59	36.44	698	924.2
1673	0.0	0.500	6964	29.45	36.15	809	1225.6

3 结果与分析

3.1 热循环分析

图 2 是搭接量为 2 mm, O1, O2 和 O 点位置的热循环和温度变化率曲线。由图 2(a)可知,在第一次激光扫描过程中, O1 点位于激光光斑中,所经历的热循环规律与光束扫描中心点类似,和文献[18]中单次热循环基本一致;而在做第二次扫描时, O1 点处于光斑的边缘位置,最高温度只达到 700 °C,因此,搭接区边界带发生了回火。由于前后道扫描引起的温度变化规律基本相同,热循环曲线基本对称, O2 点经历了相似的热循环过程,只是次序相反。对于 O 点,由于在两次扫描时,既非激光束斑边缘点,也不是处于中心位置,所以它的两次热循环几乎相

同,所能达到的瞬时最高温度分别为 2186 °C 和 2279 °C,此区域成为二次重熔区。由于搭接激光扫描时,搭接区的材料将被再次加热到熔点以上,搭接区边缘带将受到后道激光束的二次热处理作用,导致所经历的热循环过程和单道熔凝过程有所区别。

图 2(b)所示为在两次扫描进程中 3 点位置的温度变化率的变化规律,光束边缘点在两次激光扫描过程中产生的温度变化率存在差异,都在各自经历激光扫描中出现了极大的升温速率和降温速率。而搭接区中心在两次激光扫描过程中温度变化率大致相同,温度变化率的这种分布趋势是不能改变的,只能通过调整工艺参数,使其数值尽量减小^[15]。

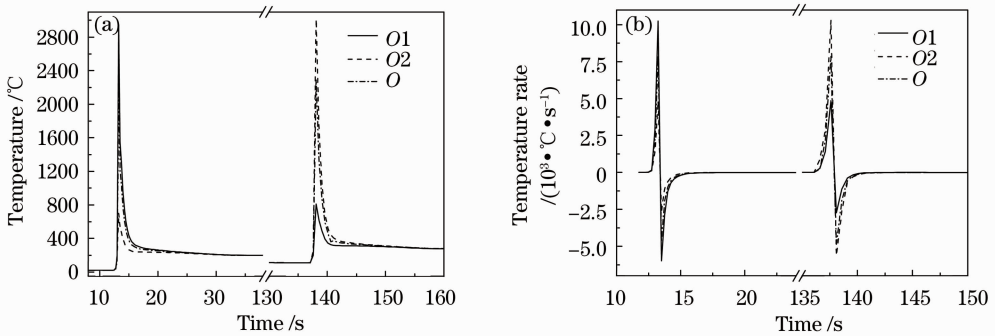


图 2 热循环曲线(a)和温度变化率曲线(b)

Fig. 2 Thermal cycle (a) and temperature rate (b) curves

3.2 激光熔凝相分析

搭接量为 2 mm,搭接扫描熔凝区沿轴向上的相含量及组织分布如图 3 所示。第一次激光经过后, $t=13.4$ s 时,熔凝区仅有少量的高温奥氏体向马氏体转变,熔凝区的马氏体含量接近为零;当第二次激光扫描后, $t=143.4$ s 时,轧辊表面的温度在 400 °C 左右,熔凝区的马氏体相体积分数已达 75% 左右。随着冷却过程的进行,马氏体转变量越来越多。当 $t=258.6$ s 时,轧辊继续冷却,其表面最高温

度已低于材料相变点,组织组成相类型和数量与最终冷却到室温基本相同,此时熔凝区马氏体相体积分数超过 90%。经过激光熔凝后,轧辊表层的熔凝区组织除了发生奥氏体向马氏体转变,同时还有部分奥氏体残留下来。由于激光作用的热比较集中,相对于轧辊来说,激光作用的区域非常狭小,依靠基体的热传导作用,熔化区快速冷却,导致熔凝区产生了较多的马氏体组织(见图 4)。

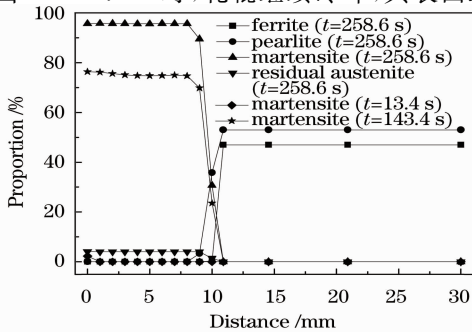


图 3 熔凝区轴向不同时刻的组织含量分布

Fig. 3 Phase proportions in axial direction at different times

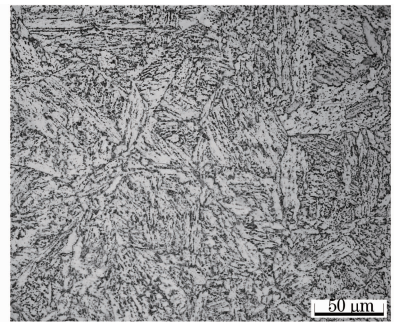


图 4 熔凝区马氏体组织

Fig. 4 Martensite in melted zone

图 5 为不同搭接量下熔凝区轴向的马氏体相含量图。由图可知,熔凝区的马氏体相含量基本相同,

但随着搭接量增大,熔凝区宽度也逐渐变窄。由图 2(a)分析可知,搭接激光熔凝过程中,搭接区被再次加热到熔点以上,两次经历的热循环基本相同,所以搭接量的变化,不会影响熔凝区马氏体含量的改变。但是当搭接量增加,相对来说两次激光辐照的区域变窄,所以最终以马氏体组织为主的熔凝区变窄。

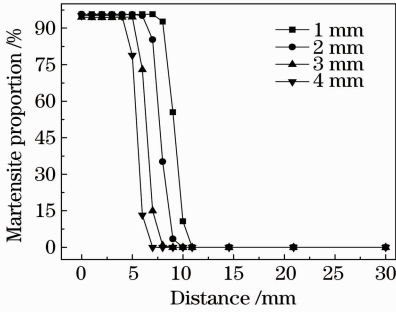
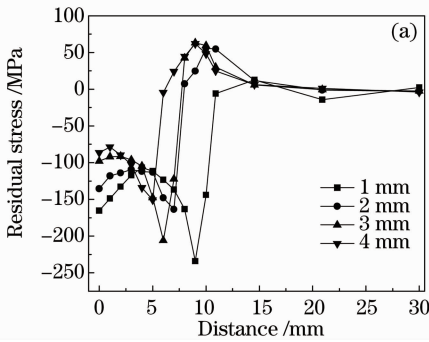


图 5 不同搭接量下的轴向马氏体分布

Fig. 5 Axial superficial martensite proportion with different overlapping rates

由图 3 和图 5 可知,在本试验条件下,无论采用何种搭接量,在熔凝区得到了以马氏体为主的组织,



由于马氏体比奥氏体的比容大,在冷却过程中,奥氏体向马氏体转变过程中,将会产生体积膨胀和尺寸增大现象,这种切变相变产生了膨胀应变,是激光熔凝后工件产生残余应力的主要原因^[19]。

3.3 激光熔凝残余应力分析

分别采用搭接量为 1, 2, 3 和 4 mm 进行计算,得到的轴向和径向上的残余应力计算结果如图 6 所示。图 6(a)是轴线方向上的残余应力分布,熔凝区均表现为较大的压应力,热影响区表现为较低的残余拉应力;随着搭接量的增大,残余压应力区逐渐变窄。根据图 6(b)中径向残余应力分布可知,随着搭接量增大,熔凝区的残余压应力幅值呈降低趋势,径向热影响区的拉应力幅值较轴向大,由于搭接激光熔凝处理,轧辊表面连续从激光辐照中获得热量,依靠芯部冷基体的热传导作用冷却,导致径向比轴向温度变化率高,径向温度变化率数值高意味着由其造成的热应力也会显著。搭接量的变化,并不能使热影响区的拉应力消除,但是其值可以变小。综合考虑熔凝区残余压应力的宽度和热影响区拉应力的幅值,本试验条件下,搭接量为 3 mm 最合适。

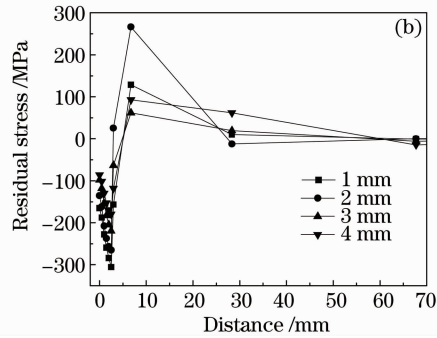


图 6 熔凝区等效平均残余应力分布。(a)轴向应力;(b)径向应力

Fig. 6 Mean residual stress distribution in the melted zone. (a) longitudinal stress; (b) radial stress

图 7 是采用 Von Mises 应力判据得到的轧辊表面熔凝区轴向和径向上的残余应力分布。由图 7(a)可知,4 种搭接量,熔凝区轴向上的 Von Mises 残余应力值均较小,且变化平缓,而热影响区则存在较大的 Von Mises 残余应力值,最大值接近 700 MPa;搭接量对 Von Mises 应力幅值影响较小。图 7(b)是径向 Von Mises 残余应力分布,径向残余应力幅值相对轴向残余应力值小,其最大 Von Mises 应力值不超过 500 MPa,随着搭接量增大,熔凝区的径向残余应力值整体呈现降低趋势。

4 数值模拟结果的实验验证

为了验证数值模拟结果的准确性,采用与数值

模拟相同的工艺参数进行实际轧辊搭接激光熔凝,搭接量为 3 mm,激光搭接熔凝后,采用应变与盲孔法测量轧辊表面轴向残余应力,如图 8 所示,其趋势基本吻合,但在某些点的误差超过了 20%。误差产生原因主要有以下几个方面。1)由于实验材料存在成分和性能的不均匀性,在计算中假设材料成分是均匀的、各向同性、轧辊没有初始应力和应变等;2)实验过程中,激光器的功率在±5%变化,通过多次转换形成的矩形光斑能量也存在不均匀性,在计算中的激光功率是一定值;3)实验中应变与盲孔法测量存在一定的误差。计算值和实测值的分布趋势基本一致,误差控制在允许的范围,可以满足一般的应用要求。

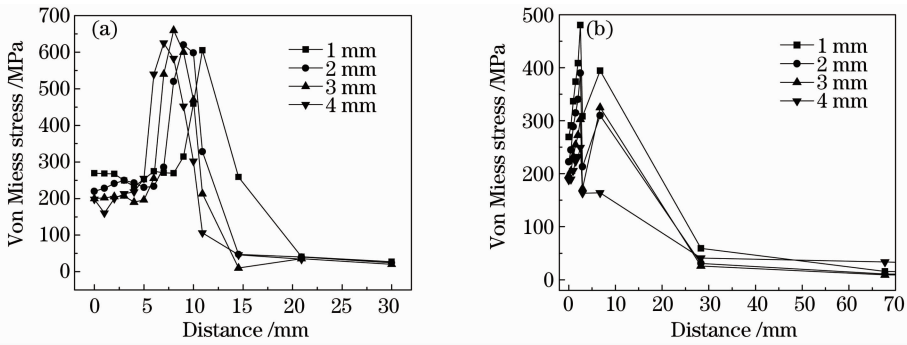


图 7 溶凝区等效 Von Mises 残余应力分布。(a)轴向应力;(b)径向应力

Fig. 7 Von Mises residual stresses in the melted zone. (a) longitudinal stress; (b) radial stress

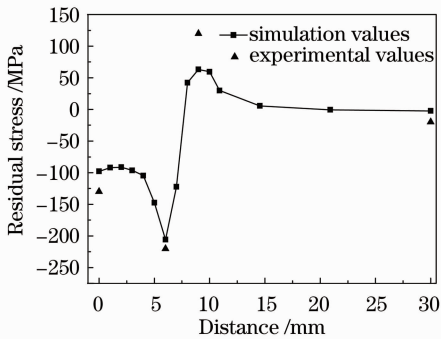


图 8 计算值与实验值对比

Fig. 8 Comparison between calculated and experimental values

5 结 论

基于宽带热源和三维有限元模型,考虑了材料热物性参数随温度的变化,针对 42CrMo 冷轧搭接激光表面熔凝的残余应力参数以及组织转变进行了分析。激光熔凝轧辊过程中,搭接区由于经历两次激光扫描成为二次重熔区,搭接区边界带组织发生了回火,通过调整工艺参数,能减小回火区,但不能消除。搭接量仅影响轧辊表面熔凝区的宽度,对熔凝区马氏体组织含量的影响不大。4 种搭接量下,表层熔凝区马氏体相体积分数都超过 90%,大量马氏体的生成对熔凝区的残余应力分布有重要影响;且随着搭接量增大,熔凝区的宽度变窄。通过激光熔凝轧辊,表层熔凝区获得了残余压应力,热影响区存在较大的残余拉应力值,通过改变搭接量,并不能消除热影响区的拉应力,本实验条件下,选择 3 mm 的搭接量,能使拉应力幅值降低。由建立的数学模型和物理模型对实际轧辊进行了有限元模拟和计算,其计算结果和实验测量值基本吻合。

参 考 文 献

1 K. A. Qureshi, N. Hussain, J. I. Akhter *et al.*. Surface

- modification of low alloy steel by laser melting[J]. *Mater. Lett.*, 2005, **59**(6): 719~722
- 2 L. A. Dobrzański, M. Bonek, E. Hajduczek *et al.*. Comparison of the structures of the hot-work tool steels laser modified surface layers [J]. *J. Mater. Process. Technol.*, 2005, **164-165**: 1014~1024
- 3 J. Rana, G. L. Goswami, S. K. Jha *et al.*. Experimental studies on the microstructure and hardness of laser-treated steel specimens[J]. *Opt. Laser Technol.*, 2007, **39**(2): 385~393
- 4 Wang Yunshan, Zhang Xingquan, Lei Jianbo *et al.*. Processing of laser quenching crankshaft [J]. *Chinese J. Lasers*, 2007, **34**(4): 574~576
王云山, 张兴泉, 雷剑波等. 曲轴激光淬火工艺[J]. *中国激光*, 2007, **34**(4): 574~576
- 5 Gao Yali, Wang Cunshan, Liu Hongbin *et al.*. Microstructure and properties of AZ91HP magnesium alloy treated by high power laser melting[J]. *Chinese J. Lasers*, 2007, **34**(7): 1019~1024
高亚丽, 王存山, 刘红宾等. 高功率激光熔凝 AZ91HP 镁合金组织和性能[J]. *中国激光*, 2007, **34**(7): 1019~1024
- 6 Chen Jing, Tan Hua, Yang Hai'ou *et al.*. Evolution of molten pool shape in the process of laser rapid forming[J]. *Chinese J. Lasers*, 2007, **34**(3): 442~446
陈静, 谭华, 杨海鸥等. 激光快速成形过程中熔池形态的演化[J]. *中国激光*, 2007, **34**(3): 442~446
- 7 Yu Shida, Chen Han. Current status and several problems of roller industry in China[J]. *Iron and Steel*, 2007, **42**(7): 1~6
俞誓达, 陈蕾. 我国轧辊业现状及发展中应重视的问题[J]. *钢铁*, 2007, **42**(7): 1~6
- 8 Wang Yunshan, Yang Xichen, Liu Yajun. Temperature field of laser scanning line facula[J]. *Chinese J. Lasers*, 2006, **33**(7): 981~986
王云山, 杨洗陈, 刘亚君. 激光扫描光斑温度场[J]. *中国激光*, 2006, **33**(7): 981~986
- 9 Wang Gui, Zhou Xinchu, Ma Yonglin *et al.*. Influence of laser melting treatment on microstructures and mechanical properties of the rolling steel[J]. *J. Baotou University of Iron and Steel Technology*, 2000, **19**(4): 305~308
王贵, 周新初, 麻永林等. 激光熔凝处理对轧辊钢组织及性能的影响[J]. *包头钢铁学院学报*, 2000, **19**(4): 305~308
- 10 Chen Jufang, Zhang Yongkang, Xu Renjun. Microstructure and corrosion resistant property of laser surface melting layer of AM50 magnesium alloy[J]. *Chinese J. Lasers*, 2008, **35**(2): 307~310
陈菊芳, 张永康, 许仁军. AM50 镁合金表面激光熔凝层的组织与耐蚀性能[J]. *中国激光*, 2008, **35**(2): 307~310
- 11 Zhan Huanxiao, Wang Yong, Li Chaowen *et al.*. Computational and experimental study of a melt-hardened zone on a roller modified by wide-band laser treatment[J]. *Opt. Laser Technol.*, 2009, **41**(3): 251~257

- 12 Cai Weiping. Surface residual stress of martensite stainless steel treated by LSM[J]. *Chinese J. Lasers*, 1994, **A21**(3): 228~229
蔡伟平. 马氏体不锈钢激光表面熔化处理后的表层残余应力[J]. 中国激光, 1994, **A21**(3): 228~229
- 13 Zhan Huanxiao, Wang Yong, Han Tao *et al.*. Residual stress analysis of the remelting zone on 42CrMo steel plate in single-pass laser wide-band treatment[J]. *Chinese J. Lasers*, 2008, **35**(4): 625~630
占焕校, 王 勇, 韩 涛 等. 42CrMo 钢表面单道激光宽带处理后熔凝层的残余应力[J]. 中国激光, 2008, **35**(4): 625~630
- 14 Song Guangsheng, Liu Xianghua, Wang Guodong *et al.*. Numerical simulation on the effect of phase transformation on quenching stress of 22CrMo steel[J]. *J. Plasticity Engineering*, 2006, **13**(2): 75~79
宋广胜, 刘相华, 王国栋 等. 相变对 22CrMo 钢淬火应力影响的数值模拟[J]. 塑性工程学报, 2006, **13**(2): 75~79
- 15 Zhan Huanxiao, Wang Yong, Han Tao *et al.*. Heat source model in numerical simulation of laser wide-band processing[J]. *Trans. Mater. Heat Treat.*, 2007, **28**(6): 156~160
占焕校, 王 勇, 韩 涛 等. 激光宽带加工数值模拟中的热源模型[J]. 材料热处理学报, 2007, **28**(6): 156~160
- 16 D. P. Koistinen, R. E. Marburger. A general equation prescribing extent of Austenite-Martensite transformation in pure Fe-C and plain carbon steel[J]. *Acta Metall.*, 1959, **7**: 50~60
- 17 SYSWELD. Engineering Guide of Training and Toolbox[M]. France: ESI Group, 2004
- 18 A. Bohota, S. Iskierka. Numerical prediction of the hardened zone in laser treatment of carbon steel[J]. *Acta Mater.*, 1996, **44**(2): 445~450
- 19 J. T. Norton. X-ray determination of residual stress[J]. *Mater. Evaluation*, 1973, **31**(2): 21~41