

熔质流动特性对毛化凸点成形的影响

符永宏*, 黄婷, 叶云霞, 华希俊, 李海波, 钟行涛

江苏大学机械工程学院, 江苏 镇江 212013

摘要 具有毛化凸点的金属零部件在工程中有广泛应用, 精确控制毛化点形貌对实现精准控制相关零部件性能至关重要。以 45 钢为研究对象, 采用二维轴对称模型仿真, 探究脉冲激光作用下熔池内温度场、流体流向和流速的演变规律, 据此研究毛化形貌形成的微观机理和动态过程。结果表明: 在加热过程中, 当表面温度低于临界温度时, 切向应力为负, 熔质流向熔池中心; 当表面温度高于临界温度时, 切向应力为正, 熔质向边缘流动, 最终在 2 个异向环流交界处形成对流零点; 对于同种环流, 切向应力越大, 对应的流速峰值越大。超过临界温度后产生新环流, 若环流流速较小, 则削弱形貌变形量, 若环流流速较大, 则会在对流零点处产生异形形貌。

关键词 激光技术; 激光微造型; 切向应力; 对流零点; 表面流速; 表面形貌

中图分类号 TN249

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201946.0702005

Influence of Melt Flow Characteristics on Textured Bump Forming

Fu Yonghong*, Huang Ting, Ye Yunxia, Hua Xijun, Li Haibo, Zhong Xingtao

School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China

Abstract Metal parts with textured bumps are widely used in engineering, and controlling their morphology precisely is critical to control the performance of related parts accurately. In this paper, the 45 steel is taken as the research object, and a two-dimensional axisymmetric model is used to simulate to explore the evolution of the temperature field and the direction and velocity of fluid flow in the molten pool irradiated by the pulsed laser. Therefore, the microscopic mechanism and dynamic process of the formation of the textured morphology can be studied. The results show that during the heating period and while the temperature of the surface is below the critical temperature, the tangential stress is negative, and the melt flows to the center of the molten pool. If the surface temperature is above the critical temperature, the tangential stress is positive, and the melt flows to the edge of the molten pool, finally forming a convection-free location at the junction of the two circulations. For the same circulation, the greater the tangential stress is, the greater the peak velocity is. If the new circulation velocity is small when the surface temperature exceeds the critical temperature, it will weaken the deformation of the morphology at the last moment. Otherwise, an abnormal shape will be produced at the convection-free position.

Key words laser technique; laser texturing; tangential stress; convection-free location; surface velocity; surface morphology

OCIS codes 140.3390; 160.3900; 350.3850

1 引言

具有毛化微凸起的表面在摩擦学、流体动力学等方面具有广泛应用。目前, 毛化表面制造方法主要有机械毛化、电火花毛化、激光毛化等。其中, 激光毛化具有可控性好、效率高、易于实现主动设计、易于与现代智能机械设备融合等优势, 近年来备受关注。激光毛化过程涉及相变、表面张力、马兰戈尼

效应等物理现象, 因此, 毛化形貌的影响因素众多, 现象丰富, 可设计性强, 但是形貌的控制也较复杂。鉴于此, 国内外很多学者从实验、仿真和理论分析等角度研究了毛化形貌的形成机理及规律。

刘莹等^[1]使用钇铝石榴石(YAG)脉冲激光器, 采用合适的脉宽、功率和离焦量成功地在轧辊表面加工出了微凸体形貌。Du 等^[2]利用 Nd:YAG 激光辅以侧吹氩气, 研究了激光参数与 GCr15 轧辊表面

收稿日期: 2018-12-19; 修回日期: 2019-01-20; 录用日期: 2019-03-07

* E-mail: fyh@ujs.edu.cn

凸点轮廓的关系,认为轧辊表面微凸起形貌主要受马兰戈尼对流的影响。叶云霞等^[3]通过实验系统研究了激光脉宽和峰值功率密度对微凸起形貌的影响规律,认为火山口形貌是由反冲压力造成的。Zhou等^[4]通过控制脉冲数和激光功率观察了凸起至凹坑的整个转变过程。在理论研究方面,采用各种数值模型模拟熔池中的传热和流体流动过程是主要的研究方法。早期的大部分模型通常将熔池表面简化为平面^[5-7],导致仿真预测的熔池的几何尺寸与实际情况存在明显的偏差。因此,在激光毛化的数值模型中,应将表面设置为自由表面,以反映表面的变形情况。此后,研究人员在考虑自由表面变形的基础上,对熔池表面形貌的产生机理进行了大量的模拟研究。熔质流动是表面变形的关键,主要包含两大因素:流动方向和流动速度。Willis等^[8]对脉冲激光与薄膜的作用过程进行了数值模拟,认为熔池表面形貌主要由表面张力驱动。Bennett等^[9]提出了磁盘毛化形貌的成形机理,认为化学毛细管力可以逆转光斑中心区域的剪切力,从而改变熔质的流向。Chang等^[10]建立了激光加工过程中熔质表面的张力模型,得出了表面张力及其温度系数随温度的变化。许伯强等^[11]对激光与金属铝相互作用的温度场和流场进行了数值模拟,结果表明,表面张力温度系数的大小和正负对熔池内流体的运动起决定性作用,会对熔池形状产生很大影响。

关于熔质流向已有大量的研究,然而关于熔质流速的研究还较少。Willis等^[8]对脉冲激光作用于薄膜的整个过程进行原位摄影后发现,激光脉冲辐照后,流体的流动较快,熔融区外缘流动不稳定。刘红斌等^[12]建立了二维热流耦合模型,通过模拟后认为流体的流速随温度降低而减小,熔池表面附近的流速最大。王维等^[13]通过建立模型发现,材料表面热源中心的温度梯度最小,因此熔池中心的速度最小,熔池中心和固液界面之间存在速度的最大值,且该值随激光功率的增大而增大。但上述仿真均预设熔池表面为平面,具有一定的局限性。Liu等^[14]基于自由表面对轧辊毛化进行了数值模拟,结果发现,初始阶段熔池内的对流强烈而混乱,随着时间推移,对流形成的环流数量减少,环流中心逐渐向自由表面和熔质界面移动,最大速度位于温度梯度和表面张力较大的熔池底部以及火山口边缘凸起位置。

综上所述,尽管很多学者对熔池大小和形貌已有研究,但多数研究均采用表面张力或者表面张力温度系数来判断熔池内流体的流向,据此定性研究

熔池中流体的流向对毛化点形貌的影响规律。实际上,除了流体流向,流体流速也是影响毛化点形貌的决定性因素,虽然已有人针对流速进行研究,但很少有人研究表面流速与毛化点形貌间的关系;此外,很多研究者认为马兰戈尼效应在整个毛化成形过程都起主导作用,而Shen等^[15]则认为熔池冷却阶段的形貌主要受法向应力的影响,这说明激光毛化过程中尚有诸多现象和物理机制未解释清楚。为了进一步探究表面流速等规律,本文对加热和冷却过程加以区分,建立了二维轴对称有限元分析模型,研究表面流速和流向的变化情况及其对形貌的影响规律,并仿真表面轮廓的形成过程。为了验证数值模型的正确性,还进行了相应的实验,测量得到了表面轮廓,并将其与仿真预测得到的表面轮廓进行比较。

2 理论模型

毛化是一个涉及相变传热和流体流动的多物理过程。激光辐照于靶材表面,表面温度升高,温度超过靶材的熔点后形成熔池,液相在切向应力和法向应力等表面力,以及重力、浮力等体积力的作用下流动变形。表面张力梯度的存在会使液体向高表面张力区域流动,这种现象称为马兰戈尼效应。界面局部曲率引起的单位面积上的内力称为法向应力。

为了简化材料熔化和流体流动过程中自由表面的演化过程,根据以下假设建立数学模型:1)假设45钢的热物性参数与温度呈分段线性关系;2)熔池中的熔质为不可压缩的牛顿流体,熔池内的流动为层流;3)忽略产生的等离子体及其对激光的屏蔽作用;4)将固体视为黏度很大的流体。

2.1 传热方程和传热边界条件

2.1.1 传热方程

瞬态温度场由能量守恒方程控制^[16],即

$$\rho C_p^{\text{eq}} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p^{\text{eq}} \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q, \quad (1)$$

其中

$$C_p^{\text{eq}} = C_{p,s} + \frac{L_m}{T_m} H[(T - T_m), \Delta T] + \delta_m L_m, \quad (2)$$

$$\delta_m = \frac{\exp[-(T - T_m)^2 / \Delta T^2]}{\Delta T \sqrt{\pi}}, \quad (3)$$

式中: ρ 为材料密度; C_p^{eq} 为等效比热容; T 为热力学温度; t 为时间; \mathbf{u} 为Navier-Stokes方程中熔池的速度场; ∇T 为相变的温度范围; k 为材料的热导率; Q 为激光热源,固-液相变潜热采用等效热容法处

理^[17]; $C_{p,s}$ 为固相的常压比热容; L_m 为熔化潜热; T_m 为材料的熔化温度; ΔT 为两相间转变的温度范围; $H[(T-T_m), \Delta T]$ 为 Heaviside 平滑函数; δ_m 为熔点附近的归一化高斯函数, 高斯函数的中心对应材料的熔点。

固、液以及混合糊状区的黏度 μ ^[18]、热物性参数可以表示为液相分数 f_l 的函数^[19], 即

$$\mu = [1 + (1 - f_l)A_{mush}] \mu_l, \quad (4)$$

$$\begin{cases} k = f_l k_l + (1 - f_l) k_s \\ \rho = f_l \rho_l + (1 - f_l) \rho_s \\ C_p = f_l C_{p,l} + (1 - f_l) C_{p,s} \end{cases}, \quad (5)$$

式中: μ_l 为液相的动力黏度; A_{mush} 为糊状区常数; k_s, k_l 分别为材料固相和液相的热导率; ρ_s, ρ_l 分别为材料固相和液相的密度; $C_{p,s}, C_{p,l}$ 分别为材料固相和液相的比热容; $C_{p,l}$ 为液相的常压热容。液相分数 f_l 在糊状区随温度呈线性变化^[19], 即

$$f_l = \begin{cases} 1, & T > T_1 \\ \frac{T - T_s}{T_1 - T_s}, & T_s \leq T \leq T_1 \\ 0, & T < T_s \end{cases}, \quad (6)$$

式中: T_s 为固相的热力学温度; T_1 为液相的热力学温度。

2.1.2 传热边界条件

假设靶材各表面均存在自然对流换热、边界辐射^[20], 即

$$-k \nabla T = h(T - T_a) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_a^4), \quad (7)$$

仅上表面存在激光辐射^[20], 即

$$-k \nabla T = Q + h(T - T_a) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_a^4), \quad (8)$$

式中: h 为靶材与空气间的对流换热系数; ε 为辐射率; σ 为 Stefan-Boltzmann 常数; T_a 为环境的热力学温度。激光热源 Q 采用高斯面热源^[21], 具体表达式为

$$Q = \eta \frac{E}{\pi r^2 P_w} \exp\left(-\frac{R^2}{r^2}\right), \quad (9)$$

式中: η 为靶材的吸收系数; E 为单脉冲能量; r 为光斑半径; P_w 为脉宽; R 为当前计算单元与加热中心之间的距离。

2.2 对流方程和层流边界条件

2.2.1 对流方程

传热方程中的 \mathbf{u} 为 Navier-Stokes 方程中熔池的速度场^[22], 具体如下

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho [(\mathbf{u} - \mathbf{u}_m) \cdot \nabla] \mathbf{u} = \\ \nabla \cdot \{-\rho \mathbf{I} + \mu [\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T]\} + F_g, \end{aligned} \quad (10)$$

其中

$$F_g = \rho g, \quad (11)$$

式中: \mathbf{u}_m 为移动网格的速度; p 为压力; \mathbf{I} 为单位张量; F_g 为重力体积力; g 为重力加速度。

不可压缩流动的质量守恒方程(连续性方程)^[22]为

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0. \quad (12)$$

2.2.2 层流边界条件

上表面为可以自由变形的开边界, 毛细力(表面张力)作用于法向, 而热毛细流动(马兰戈尼效应)作用于切向^[19]。

法向应力为

$$\sigma_n = \kappa \gamma \cdot \mathbf{n}, \quad (13)$$

切向应力为

$$\sigma_t = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \nabla_s T \cdot \mathbf{t}, \quad (14)$$

式中: κ 为表面轮廓曲率, $\kappa = -\nabla \cdot \mathbf{n}$; γ 为表面张力; \mathbf{n} 和 \mathbf{t} 分别为表面的单位法向量和切向量; $\nabla_s T$ 为表面切向的温度梯度。表面张力 γ 为热力学温度 T 和成分的函数^[23], 即

$$\begin{aligned} \gamma = \gamma_m - A_\gamma (T - T_m) - \\ R_g T \Gamma_s \ln \left[1 + k_1 a_i \exp\left(-\frac{\Delta H_0}{R_g T}\right) \right], \end{aligned} \quad (15)$$

式中: γ_m 为纯金属在熔点处的表面张力; A_γ 为纯金属的表面张力温度系数, $A_\gamma = d\gamma/dT$ 通常为负常数; R_g 为普适气体常数; Γ_s 为硫饱和时材料的表面吸附系数; k_1 为熵因子; a_i 为硫在质量分数为 1% 的标准态下的活度; ΔH_0 为标准吸热焓。

$$\begin{aligned} \frac{\partial \gamma}{\partial T} = -A_\gamma - R_g \Gamma_s \ln(1 + K a_i) - \\ \frac{K a_i}{1 + K a_i} \frac{\Gamma_s \Delta H_0}{T}, \end{aligned} \quad (16)$$

式中: 系数 $K = k_1 \exp\left(-\frac{\Delta H_0}{R_g T}\right)$ 。

(1)~(16) 式中具体参数的数值如表 1 所示。

45 钢的比热容和热导率受温度的影响较大, 如表 2 所示, 超过 1000 °C 后的热物性参数使用 1000 °C 时的数值。

3 计算模型

利用多物理场仿真软件 COMSOL, 建立传热和流体流动相耦合的瞬态二维轴对称模型, 横轴为 r , 纵轴为 z 。整个计算区域为宽度是 300 μm 且高度是 80 μm 的矩形, 如图 1 所示。模型采用三角形单元进行网格划分, 若网格单元尺寸过大, 就会导致

表 1 45 钢的材料属性^[3,24]

Table 1 Material properties of 45 steel^[3,24]

Parameter	Value
Liquid phase density $\rho_l / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7850
Solid phase density $\rho_s / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7850
Melting temperature T_m / K	1788.5
Vaporizing temperature T_v / K	2633.5
Latent heat of fusion $L_m / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	2.717×10^5
Surface tension of pure metal $\gamma_m / (\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	1.943
Constant in surface tension gradient $A_\gamma / (\text{N} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	4×10^{-4}
Dynamic viscosity of liquid phase $\mu_l / (\text{Pa} \cdot \text{s})$	5.1×10^{-3}
Mushy zone constant A_{mush}	10^6
Surface excess at saturation $\Gamma_s / (\text{mol} \cdot \text{m}^{-2})$	1.3×10^{-5}
Entropy factor k_1	3.18×10^{-3}
Activity of sulfur a_i	0.0072
Standard heat of absorption $\Delta H_0 / (\text{J} \cdot \text{mol}^{-1})$	-1.88×10^5
Coefficient of heat transfer $h / (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	10
Radiation emissivity ϵ	0.7
Ambient temperature T_a / K	293.15

表 2 不同热力学温度 T 下 45 钢的比热容 C_p 和热导率 k ^[25]

Table 2 Specific heat capacity C_p and thermal conductivity k of steel 45 at different temperatures^[25]

$T / ^\circ\text{C}$	20	100	300	500	700	755	800	900	1000
$C_p / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^\circ\text{C})$	472	480	524	615	854	1064	806	637	602
$k / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C})$	47	43	38	34	28	25	26	25	24

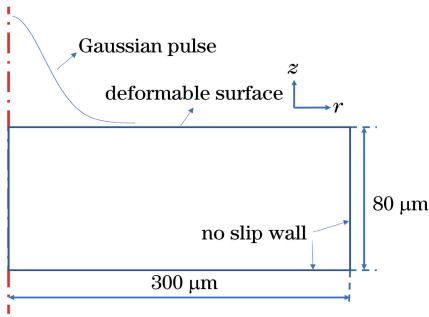


图 1 物理模型

Fig. 1 Physical model

模型收敛性较差或不收敛,而网格尺寸过小就会增加计算量,因此将自由表面附近的网格校准为流体力学状态下的极细化值,以获得更精确的结果,网格最大单元的尺寸为 $5.36 \times 10^{-7} \text{ m}$,最小单元的尺寸为 $1.6 \times 10^{-9} \text{ m}$,最大单元增长率为 1.05,曲率因子为 0.2;其余区域的网格单元较粗化,采用普通物理状态下的极细化值,以减小计算量,网格最大单元的尺寸为 $3 \times 10^{-6} \text{ m}$,最小单元的尺寸为 $6 \times 10^{-9} \text{ m}$,最大单元增长率为 1.1,曲率因子为 0.2,如图 2 所示(z 为纵轴,对应模型的高度)。整个计算域包含 21640 个域单元以及 750 个边界元,平均网格单元质量高达 0.9002。

切向力和法向力均以弱形式的方式进行添加,采用移动网格(ALE)在自由移动的变形网格上求解流体域和实体域的所有方程,用 Laplace 网格平滑算法模拟靶材表面的变形。表 3 所示为模型中所有的边界条件以及添加方法,采用 MUMPS 直接求解模型。激光参数如表 4 所示。

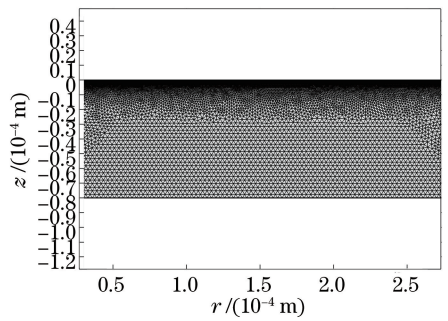


图 2 计算网格

Fig. 2 Computational grid

表 3 边界条件

Table 3 Boundary conditions

Physics	Physical meaning	Number	Boundary condition
Heat transfer	Laser irradiation	3	Inward heat flux
	Natural convection	2,3,4	Convection heat flux
	Normal stress	3	Normal boundary stress
Fluid flow	Tangential stress	3	Marangoni effect
	Wall	2,4	No slip
	Axis	1	Axisymmetry
Moving mesh	Fixed boundary	1,2,4	Prescribed mesh displacement
	Free deformation	3	Prescribed mesh speed

表 4 激光参数
Table 4 Laser parameters

Parameter	Value
Monopulse energy E_p /mJ	250
Pulse width P_w /ms	0.8
Beam size r / μm	200
Absorption coefficient η	0.39
Temperature transition interval of melting ΔT /K	10

4 结果与讨论

4.1 表面温度分布

激光辐照靶材 0.80 ms 后冷却 0.40 ms,期间不同时刻靶材表面的热力学温度分布如图 3 所示。由图 3 可知:在辐照过程中,表面温度逐渐升高,且服从高斯分布;激光辐照时间越长,熔融区域($T > T_m = 1788.5$ K 的区域)越大;撤去光源(对应 0.80 ms)以后,靶材表面温度逐渐降低,仍服从高斯分布,熔融区域逐渐缩小;至 1.12 ms 时,整个靶材表面的温度均低于熔点。对比 0.80, 0.96, 1.12 ms 时的热力学温度曲线可以发现,冷却过程中靶材表面中心的冷却速率大于边缘的冷却速率,这主要是因为激光突然撤离使靶材中心丧失了热源,而此时靶材中心与周围熔质间仍存在热扩散,所以靶材中心仅存在热损耗,但边缘在损耗热量的同时能从中心吸收一部分热量,导致中心温度相较边缘下降得快。

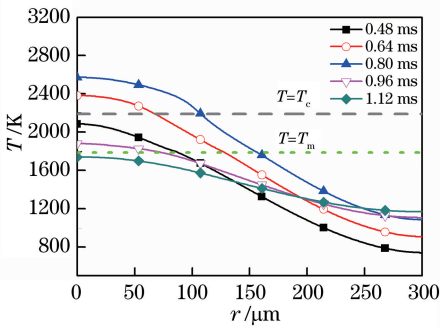


图 3 不同时刻靶材表面的热力学温度分布
Fig. 3 Temperature distribution of target surface at different time

由(15)式和(16)式可得液态 45 钢的表面张力和表面张力温度系数随温度的变化情况,如图 4 所示。由图 4 可知,温度为 2191 K 时,液态 45 钢表面张力最大,该温度下的表面张力温度系数由正值变为负值,称为 45 钢的临界温度 T_c 。

4.2 熔池的流动行为

熔池中流体的流向和流速是决定毛化点形貌的

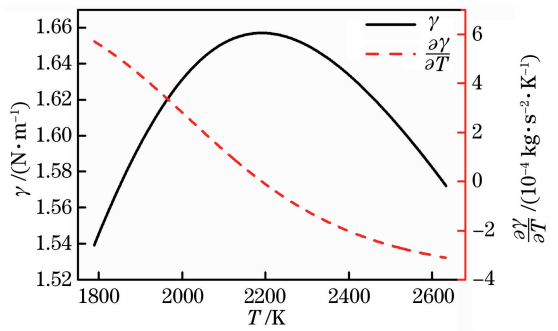


图 4 液态 45 钢表面张力和表面张力温度系数随温度的变化
Fig. 4 Variations of surface tension and surface tension temperature coefficient of liquid 45 steel with temperature

直接因素。图 5 中(a)和(b)、(c)和(d)、(e)和(f)分别为 0.48, 0.64, 0.80 ms 这 3 个激光加热时刻, 0~160 μm 范围内的切向应力以及熔池表面的流速云图。据此分析毛化点形貌形成的影响机制和过程。

由图 5(b)、(d)、(f)可知,在加热过程中,熔池下部的流动性较差,对流均位于熔池的中上部,熔池表面的流速(可达到 1 m/s)远大于熔池内部的流速,因此表面流速对熔池形貌具有至关重要的作用。各加热时间下,表面切向应力均会在距离熔池中心某位置处发生数值突变,如图 5(a)、(c)、(e)中虚线对应的尖峰所示,这些尖峰所在位置与对应的流速云图中熔池边缘速度为 0 m/s 处相吻合。并且该特定位置对应图 3 中表面温度与 $T = T_m$ 数值线的交点,即熔池边缘。该区域中固液两相材料的热物性差异大,且形变量大,导致该处的切向温度梯度产生突变,对应的切向应力也随之突变。由于固态区对最终毛化点形貌的影响较小,因此,下文主要分析熔融区域表面的流动情况,而忽略尖峰外围区域(固态区)。

由图 5(a)可知,加热时间较短(0.48 ms)时,熔池表面的切向应力为负值。熔池表面微元沿逆时针方向流动,熔质流向熔池中心,如图 5(b)所示。继续加热至 0.64 ms,熔池表面中心的温度高于临界温度 T_c (如图 3 所示),此时切向应力存在临界点,如图 5(c)所示,该点右侧熔质仍沿逆时针方向流动,而左侧表面的切向应力变为正值,表面微元沿顺时针方向流动,因此熔池表面存在 2 个不同方向的环流,在表面形成流速为 0 m/s 的对流零点,如图 5(d)所示。加热至 0.80 ms 时,情况与 0.64 ms 时类似,如图 5(e)~(f)所示,熔池内仍然存在 2 个异向环流。综上,在低于临界温度的区域,切向应力为负,熔质流向熔池中心;在高于临界温度的区域,切向应力为正,熔质向边缘流动;如果表面同时存在这

2类区域,则表面就会产生2个异向环流,交界处会形成对流零点(流速为0 m/s)。由于切向应力的正负仅影响环流方向,不影响流速的大小,因此下文在研究切向应力与熔池表面流速之间的联系时仅考虑切向应力的绝对值。由图5(a)、(c)、(e)可知,随着加热时间延长,逆时针环流的切向应力绝对值的最大值也会不同,当加热时间为0.48,0.64,0.80 ms时,切向应力绝对值的最大值分别为2420,3460,4000 Pa,表面流速峰值分别为0.67,1.1,1.4 m/s,

如图5(b)、(d)、(f)中插图所示。在加热的中后期,熔池内存在2个异向环流,由图5(c)、(e)可知,新产生的顺时针环流切向应力的最大值分别为470,1060 Pa,流速峰值分别为0.28,1.165 m/s,如图5(d)、(f)中插图所示。由此可见,对于同种环流,切向应力越大,则流速峰值越大。这是由于加热过程中表面流动由马兰戈尼效应主导,而马兰戈尼效应主要作用于切向,同时,表面流速是马兰戈尼对流强度的直观体现,因此切向应力与表面流速呈正相关。

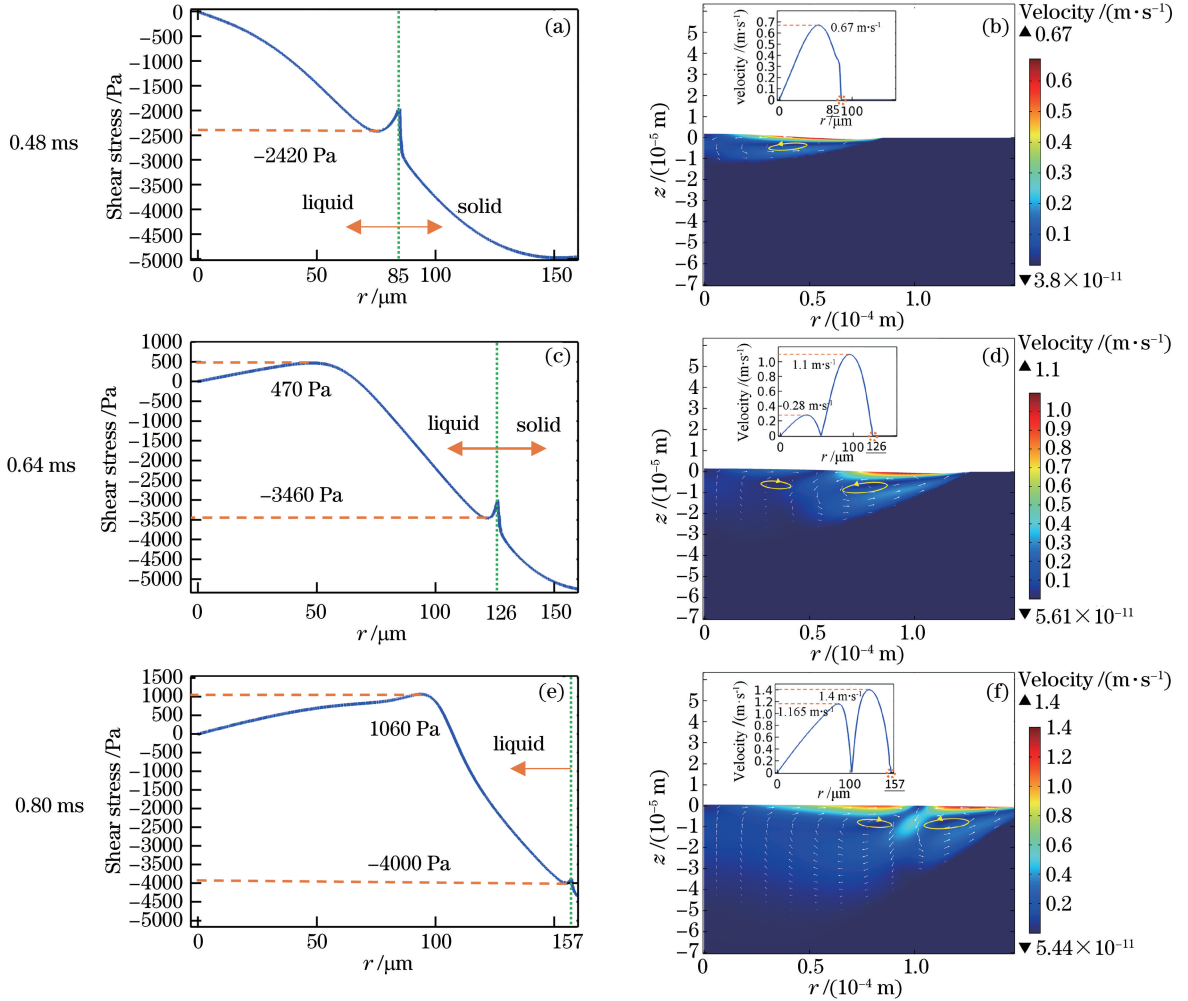


图5 熔池的流动行为

Fig. 5 Flow behaviors of molten pool

4.3 形貌演变

根据上述规律可以得出毛化点形貌随激光加热时间的演变规律,并且可以预测毛化点的形貌。当加热时间较短(0.48 ms)时,熔池上方形成的逆时针环流会使熔池表面产生高度差,如图6所示。继续加热至0.64 ms时,熔池内2个异向环流形成对流零点,新产生的逆时针环流流速较小,并不足以改变形貌类型,而仅对前一时刻的形貌产生削弱作用,高

度减小,宽度增大。激光加热0.80 ms时,熔质流动情况与0.64 ms时类似,高度进一步减小,宽度继续增大,同时,由于左侧环流流速增大,与右侧环流相当,因此会在对流零点处产生异形凸起,如图6中方框内所示。

4.4 其他影响因素

选取加热0.80 ms研究光束撤离后熔池的冷却过程。通过(4)式中的 μ 函数区分固液相,液相黏

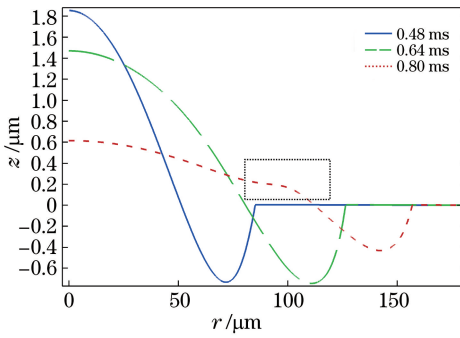


图 6 加热过程熔池表面形貌的演变

Fig. 6 Evolution of surface morphology of molten pool during heating process

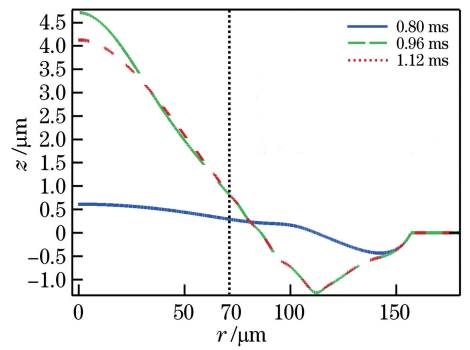


图 8 冷却过程中表面形貌的变化

Fig. 8 Morphology change in cooling process

度系数较小,固相黏度系数较大,近似于静止。图 7 所示为不同时刻黏度的空间分布。由图 7 可知,加热至 0.80 ms 时,157 μm 半径范围内材料的黏度系数较小,即该区域内材料均已熔化。撤去光源,靶材冷却,冷却至 0.96 ms 时,大于 70 μm 范围内的黏度系数增大,即该区域内熔质凝固变为固相。至 1.12 ms 时,熔池消失,表面均凝固成固态。图 8 所示为冷却过程中表面形貌的变化。由图 8 可知:加热刚结束时,表面熔质继续向中心流动,凸起高度增大,异形凸起消失,形貌平滑;到 0.96 ms 时,由于此时 70 μm 外侧区域已完全凝固,之后该区域内将不会产生任何形变。继续冷却,凸起高度减小。而此时的表面温度低于临界温度,若受切向应力引起的 Marangoni 效应的影响,则凸起高度应增大,与结果不符。出现上述现象的原因主要是法向应力,根据 Young-Laplace 方程,凸面相的压力大于凹面相的压力,因此熔质所受向下的压力大于向上的压力,故高度减小,与结果相符。因此,冷却过程熔池的表面形貌主要受法向应力的影响。

较,如图 9 所示。实验采用脉冲 Nd³⁺:YAG 激光器(RF-Q500 型),输出波长为 1064 nm,脉宽在 0.1~2 ms 内可调,频率在 1~100 Hz 内可调,焦点处的光斑直径为 400 μm,聚焦镜的焦距为 150 mm,激光初始光斑直径为 5 mm。采用脉宽为 0.8 ms 且单脉冲能量为 250 mJ 的激光辐照在表面粗糙度约为 0.2 μm 的 45 钢表面。将加工后的试样放入超声波清洗装置进行清洗,再利用三维形貌仪(Wyko NT1100 型, Veeco 仪器公司,美国)对 45 钢试样上多点的形貌进行观察与测量,得到 20 组高度和宽度的数值,如表 5 所示,并取平均值,得到高度、宽度的平均值分别为 4.37, 140.1 μm。将高度、宽度接近平均值的实验形貌与仿真形貌进行对比,从图 9 中可以看出,实验所得的毛化形貌与模拟的结果均为球冠状,且尺寸较一致。

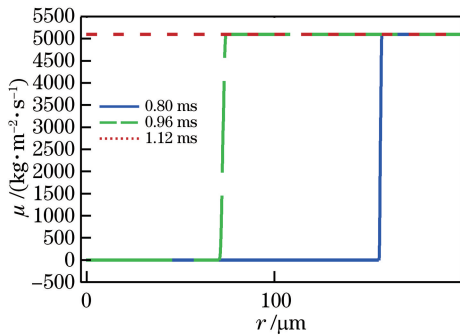


图 7 不同时刻黏度的空间分布

Fig. 7 Spatial distribution of viscosity at different time

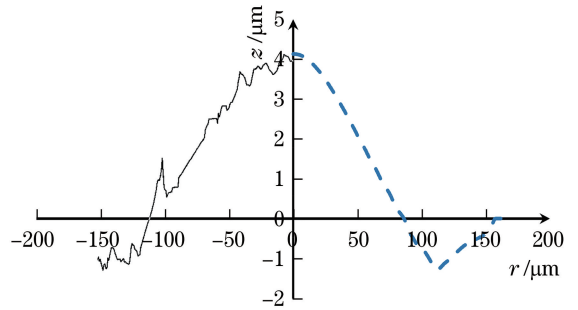


图 9 实验形貌与仿真形貌的对比

Fig. 9 Comparison between experimental morphology and simulation morphology

4.5 实验对比

将模拟所得的球冠状形貌与实验结果进行比

实验与仿真得到的高度和宽度的对比如表 6 所示。造成误差的原因如下:数值模拟中材料的热物性参数、激光参数与实验中采用的参数存在一定差异;实验的实际操作过程中可能会存在各种误差,如试样装夹和对焦等。对表 6 进行分析后可知,在误差允许范围内,实验与仿真结果的匹配度较高。

表 5 实验测量得到的宽度和高度

Table 5 Width and height measured in experiment

Number	Height / μm	Width / μm	Number	Height / μm	Width / μm
1	3.39	145.6	11	3.71	136.1
2	4.39	143.7	12	4.45	147.9
3	5.56	152.2	13	2.89	130.9
4	4.40	129.5	14	3.88	146.5
5	2.03	126.7	15	4.35	142.7
6	4.61	163.9	16	4.37	144.1
7	4.24	129.9	17	4.79	135.2
8	5.25	150.3	18	5.54	146.9
9	5.49	129.0	19	6.38	147.0
10	4.05	126.2	20	3.54	126.7

表 6 实验测量结果与模拟结果对比

Table 6 Comparison between experimental measurement and numerical simulation results

Result	Experimental / μm	Simulation / μm	Difference /%
Height	4.37	4.13	5.492
Width	144.1	172.6	16.512

5 结 论

以 45 钢为研究对象,采用二维轴对称模型进行毛化仿真探究脉冲激光作用下熔池内的温度场、流体流向和流速的变化情况,据此研究毛化形貌形成的微观机理和动态过程。得到的主要结论如下:张力温度系数为正的含硫材料在加热过程中存在临界温度 T_c ,该温度处的张力会产生突变,超过该温度时,张力温度系数变为负值。整个加热过程中,在低于临界温度的区域,切向应力为负,熔质流向熔池中心;高于临界温度的区域,切向应力为正,熔质向边缘流动;表面存在 2 个异向环流,则交界区域形成对流零点。对于同种环流,切向应力越大,对应的流速峰值越大。超过临界温度后产生新环流,若环流流速较小,则削弱形貌变形量,若环流流速较大,则会在对流零点处产生异形形貌。冷却过程不仅受表面力的影响,还受表面黏度的影响,会对毛化形貌产生较大影响。实验结果与数值预测结果一致,该模型中所用理论能很好地解释毛化的形成过程。

参 考 文 献

[1] Liu Y, Chen D R, Yang W Y. Experimental investigation of laser-textured on roller with micro-convex topography[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2003, 39(7): 107-110.
刘莹, 陈大融, 杨文言. 轧辊表面微凸体形貌激光毛

化技术的试验研究[J]. 机械工程学报, 2003, 39(7): 107-110.

[2] Du D, He Y F, Sui B, *et al.* Laser texturing of rollers by pulsed Nd:YAG laser [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 161(3): 456-461.
[3] Ye Y X, Jia Z Y, Fu H, *et al.* Study on evaluation law of manufacturing micro-convex points on 45 # steel surface by pulse-width laser [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2016, 53(3): 031408.
叶云霞, 贾子扬, 符昊, 等. 脉冲激光作用下 45 # 钢表面微凸起形貌演变规律的研究[J]. 激光与光电子学进展, 2016(3): 031408.
[4] Zhou J, Shen H, Pan Y Q, *et al.* Experimental study on laser microstructures using long pulse [J]. Optics and Lasers in Engineering, 2016, 78: 113-120.
[5] Chan C, Mazumder J, Chen M M. A two-dimensional transient model for convection in laser melted pool [J]. Metallurgical Transactions A, 1984, 15(12): 2175-2184.
[6] Abderrazak K, Kriaa W, Ben Salem W, *et al.* Numerical and experimental studies of molten pool formation during an interaction of a pulse laser (Nd:YAG) with a magnesium alloy [J]. Optics & Laser Technology, 2009, 41(4): 470-480.
[7] Yang L X, Peng X F, Wang B X. Numerical modeling and experimental investigation on the characteristics of molten pool during laser processing [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2001, 44(23): 4465-4473.
[8] Willis D A, Xu X. Transport phenomena and droplet formation during pulsed laser interaction with thin films [J]. Journal of Heat Transfer, 2000, 122(4): 763-770.
[9] Bennett T D, Krajnovich D J, Grigoropoulos C P, *et al.* Marangoni mechanism in pulsed laser texturing of

- magnetic disk substrates [J]. *Journal of Heat Transfer*, 1997, 119(3): 589-596.
- [10] Chang B H, Du D, He Y F, *et al.* Hybrid analytical-numerical solution model for laser surface processing and its application in texturing of roll surface [J]. *Proceedings of SPIE*, 2005, 5629: 47-59.
- [11] Xu B Q, Wang H, Xu G D, *et al.* Numerical modeling of laser-induced molten pool for laser interaction with metal material [J]. *Journal of Jiangsu University (Natural Science Edition)*, 2010, 31(3): 358-362.
许伯强, 汪昊, 徐桂东, 等. 金属材料中激光产生熔池的数值模拟及应用 [J]. *江苏大学学报(自然科学版)*, 2010, 31(3): 358-362.
- [12] Liu H B, Wan D P, Hu D J. Melting and solidification simulation of pulse laser molten surface [J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University*, 2008, 42(9): 1438-1442.
刘红斌, 王大平, 胡德金. 脉冲激光表面熔凝熔池演变数值模拟 [J]. *上海交通大学学报*, 2008, 42(9): 1438-1442.
- [13] Wang W, Liu Q, Yang G, *et al.* A numerical simulation for fluid flow and temperature field in the molten pool of laser cladding on titanium alloy [J]. *Applied Laser*, 2014, 34(5): 389-394.
王维, 刘奇, 杨光, 等. 钛合金激光熔凝熔池流场及温度场的数值模拟 [J]. *应用激光*, 2014, 34(5): 389-394.
- [14] Liu H B, Wan D P, Hu D J. Numerical simulation and experimental studies of surface topography of laser textured roller [J]. *Journal of Computational and Theoretical Nanoscience*, 2008, 5(8): 1570-1573.
- [15] Shen H, Pan Y Q, Zhou J, *et al.* Forming mechanism of bump shape in pulsed laser melting of stainless steel [J]. *Journal of Heat Transfer*, 2017, 139(6): 062301.
- [16] Courtois M, Carin M, Le Masson P, *et al.* A two-dimensional axially-symmetric model of keyhole and melt pool dynamics during spot laser welding [J]. *Revue de Métallurgie*, 2013, 110(2): 165-173.
- [17] Zhang Y M, Shen Z H, Ni X W. Modeling and simulation on long pulse laser drilling processing [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2014, 73: 429-437.
- [18] Alavi S, Passandideh-Fard M, Mostaghimi J. Simulation of semi-molten particle impacts including heat transfer and phase change [J]. *Journal of Thermal Spray Technology*, 2012, 21(6): 1278-1293.
- [19] Zhang C, Zhou J, Shen H. Role of capillary and thermocapillary forces in laser polishing of metals [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2017, 139(4): 041019.
- [20] Pang S Y, Chen X, Zhou J X, *et al.* 3D transient multiphase model for keyhole, vapor plume, and weld pool dynamics in laser welding including the ambient pressure effect [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2015, 74: 47-58.
- [21] Vora H D, Santhanakrishnan S, Harimkar S P, *et al.* Evolution of surface topography in one-dimensional laser machining of structural alumina [J]. *Journal of the European Ceramic Society*, 2012, 32(16): 4205-4218.
- [22] Chen X F. Study on simulation of slender keyhole transient formation process during deep penetration laser welding of thick plate [D]. Changsha: Hunan University, 2014: 23-34.
陈晓锋. 激光深熔焊接厚板细长小孔瞬态形成过程模拟研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2014: 23-34.
- [23] Sahoo P, Debroy T, McNallan M J. Surface tension of binary metal: surface active solute systems under conditions relevant to welding metallurgy [J]. *Metallurgical Transactions B*, 1988, 19(3): 483-491.
- [24] Chen J X. Manual of commonly used chart data for steelmaking [M]. 2nd ed. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2010: 213.
陈家祥. 炼钢常用图表数据手册 [M]. 2版. 北京: 冶金工业出版社, 2010: 213.
- [25] Tian Z J, Wang D S, Huang Y H, *et al.* Numerical simulation of temperature field of laser remelting on 45 steel [J]. *Transactions of Materials and Heat Treatment*, 2008, 29(6): 173-178.
田宗军, 王东生, 黄因慧, 等. 45钢表面激光重熔温度场数值模拟 [J]. *材料热处理学报*, 2008, 29(6): 173-178.