

# 激光作用时间变化下毛化织构表面成形机理 与演变规律\*

解玄<sup>1</sup> 尹必峰<sup>1</sup> 陈诗越<sup>1</sup> 华希俊<sup>2</sup> 朱东坡<sup>2</sup>  
湛智超<sup>2</sup> 李健华<sup>2</sup> 许晟<sup>1</sup>

(1. 江苏大学汽车与交通工程学院 镇江 212013;  
2. 江苏大学机械工程学院 镇江 212013)

**摘要:** 激光毛化织构广泛应用于摩擦副表面以提高其接触强度和改变摩擦性能,然而现有研究存在激光成形机理复杂、形貌可控性差等问题。通过对所建立的二维模型进行研究,考虑反冲压力、热毛细力、表面张力对激光熔池流动的影响,分析毛化过程形貌演变规律和激光作用机理。结果表明,当激光加热时间充足时,凹坑织构中心出现凸起,且随着脉宽的增加而增大。中心凸起的形成归因于热毛细力,且受表面张力的影响无法形成过高的凸起。此外,熔池加热阶段形貌主要受反冲压力影响,熔池冷却初期阶段形貌主要受表面张力的主导作用,冷却后期阶段形貌主要受热毛细力的主导作用。在考虑反冲压力、热毛细力、表面张力对激光熔池流动等影响的基础上,建立了激光毛化织构二维数值模拟模型,为未来工程应用提供了理论依据。

**关键词:** 激光材料加工; 激光毛化织构; 形貌演变; 数值模拟; 熔池流动

**中图分类号:** TN249

## Evolution Law and Forming Mechanism of Microtexture under Variation of Laser Pulse Duration

XIE Xuan<sup>1</sup> YIN Bifeng<sup>1</sup> CHEN Shiyue<sup>1</sup> HUA Xijun<sup>2</sup> ZHU Dongpo<sup>2</sup>  
ZHAN Zhichao<sup>2</sup> LI Jianhua<sup>2</sup> XU Sheng<sup>1</sup>

(1. College of Automotive and Traffic Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China;  
2. College of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China)

**Abstract:** Laser texturing is widely used in friction pair in order to improve the contact strength and friction performance. However, there are many problems such as complex forming mechanism and poor morphology controllability. By studying the two-dimensional model, considering the effects of recoil pressure, thermal capillary force and surface tension on the flowing of laser molten pool, the morphology evolution law and laser action mechanism of texturing process are analyzed. The results elaborated the evolution of microstructure center from dimple to bulge with the increase of pulse duration. The formation of central bulge was attributed to the thermo-capillary stress and limited by Young-Laplace stress. In addition, the surface profile of the molten pool in the heating stage was mainly affected by the recoil pressure, while the initial and later phase of molten pool cooling were respectively dominated by Young-Laplace stress and thermo-capillary stress. Considering the effects of recoil pressure, thermal capillary force and surface tension on the flowing of laser molten pool, a two-dimensional numerical simulation model of laser texturing is established, which provides a reliable theoretical basis for future engineering applications.

**Keywords:** laser materials processing; laser texturing; morphology evolution; numerical simulation; melt flow

\* 国家自然科学基金(51975252)和2020年江苏省研究生科研创新计划(KYCX20\_3024)资助项目。

Fund: Supported by National Natural Science Foundation of China (51975252) and Jiangsu Postgraduate Research Innovation Program in 2020 (KYCX20\_3024).

20210521 收到初稿, 20210829 收到修改稿

## 0 前言

激光加工技术具有热影响区小、易实现自动化、对环境友好等优点,是激光应用最有发展前途的领域之一,其中激光毛化织构因其可以提高接触强度和增大摩擦因数,广泛应用于刀具、轧辊、轮轨、冲压模具等场合。在轧辊上,可以提高冷轧轧辊使用寿命5~10倍,改善轧制时的咬入条件,防止轧板打滑;在磁盘中,毛化点能增大磁盘非数据区的粗糙度,减小磁头停止或启动与非数据区的摩擦力,减少磁头磨损,提高寿命和存储量;在生物医学上,对用于骨质结合材料钛合金表面进行激光毛化,可以提高成骨细胞生长率,有利于细胞的结合;在模具中,由凹坑和凸台组成的微观几何形貌,能显著地提高模具表面的耐磨抗磨、润滑减磨性能。然而激光作用过程机理复杂,涉及传热和流体流动,导致表面形貌成形不易控制,会产生多种形貌类型<sup>[1-3]</sup>,而不同的表面形貌所影响的工件性能各有差异,因此需要通过某种手段从而可以定向地形成所需要的形貌,达到人们的需求<sup>[4-5]</sup>。因此研究毛化过程激光作用机理和形貌演变规律具有重要意义。

为了研究激光加工过程熔池流动机理和加工参数对形貌形成的影响,众多学者开展了试验研究。BAUMGART等<sup>[6]</sup>采用高重复频率的调Q Nd:YLF激光器,改变单脉冲能量、脉冲数量在镀Ni-P的基板上得出了微形貌的演变过程。DU等<sup>[7]</sup>利用Nd:YAG激光辅以侧吹氩气,研究了形成理想凸起形貌的激光功率、脉宽和离焦量的范围,然而此研究只针对了单一形貌,尚未揭示加工参数对形貌演变的影响规律。ZHOU等<sup>[8]</sup>通过控制脉冲数和激光功率,对比了空气中和水下加工形貌,分析了形貌由凸点到凹坑的转变。NINGHUI等<sup>[9]</sup>研究了304L不锈钢在不同激光强度下表面形貌趋势的变化。由上述可知,激光加工参数的确会影响形貌的变化,然而试验研究无法得知熔池熔质的流速和流向,作用在熔池表面的应力的大小与方向也无法得知,因此通过试验研究激光作用机理很困难。

为了进一步研究激光加工机理,众多学者采取了数值分析方法,对其中涉及到的热毛细力和表面张力进行了研究。SHEN等<sup>[10]</sup>建立了一个二维轴对称有限元分析模型,研究热毛细力和表面张力对熔体流动和相应自由表面变形的贡献,研究结果表明在加热过程中,切向应力引起的Marangoni效应占主导地位;在冷却过程中,自由表面的曲率使得法

向应力占主导地位。WILLIS等<sup>[11]</sup>用数值方法计算了瞬态速度场、温度场和自由面运动,表面变形和液滴形成是由表面张力驱动流动。LIU等<sup>[12]</sup>计算中考虑了重力、对流和表面张力。在表面张力驱动下,中心熔融金属被拉向边缘,气液界面的最低位置存在于热流最大的熔池中心,而最大速度则存在于熔池的上表面<sup>[13-15]</sup>。然而由于忽略掉了熔质蒸发引起的反冲压力,这些模型仅适用于较小的功率密度。

当激光作用表面温度超过蒸发温度时,反冲压力开始作用,对于反冲压力对熔池流动的影响,许多学者开展了进一步的研究。ZHANG等<sup>[16]</sup>在毫秒激光制孔模型中考虑了反冲压力的影响,主要研究了激光注量和脉冲宽度对小孔宽度和深度、平均钻速、形貌和质量、熔体喷射模式转变以及熔体喷射速度的影响,然而对熔池流动机理的解释不全面。SHARMA等<sup>[17]</sup>研究了激光微熔304不锈钢过程中形成波纹状结构的机理,结果表明反冲压力对表面突起高度和波纹状结构的形成有显著影响,然而同样缺乏对形貌演变规律的解释。由上述研究可见反冲压力对熔池流动的影响不可轻视。

综上所述,尽管很多学者对激光微织构成形做了大量工作,但对毛化形貌随激光作用时间变化下的成形演变规律和熔池溶质流动机理的研究有待进一步深入。因此,本文建立了一个二维数值模型,综合考虑热毛细力、表面张力、反冲压力等对熔池流动的影响,分析了45#钢熔池随激光作用时间变化下的流动机理和形貌演变规律,并通过试验进行验证。

## 1 传热方程和边界条件

### 1.1 传热方程

瞬态温度场由能量守恒方程控制,表达式为:

$$\rho C_p^{\beta\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p^{\beta\alpha} u \nabla T = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (1)$$

式中, $\rho$ 为材料密度, $T$ 为绝对温度, $t$ 为时间, $k$ 为材料热导率。

本文中固/液相变潜热采用等效热容法处理,用等效热容法处理相变无须区分固-液相,可以在统一的能量方程基础上处理潜热,简易方便。 $C_p^{\beta\alpha}$ 为等效比热:

$$C_p^{\beta\alpha} = C_p + \frac{L_m}{T_m} H[(T - T_m) \Delta T] + \delta_m L_m \quad (2)$$

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

式中,  $L_m$  为熔化潜热,  $T_m$  为熔化温度,  $C_p$  为常压热容,  $H[(T - T_m)\Delta T]$  为 Heaviside 平滑函数,  $\delta_m$  为熔点附近的归一化高斯函数, 函数的中心为靶材的熔点,  $\Delta T$  为两相间转变的温度范围。

建模过程中将整个计算模型看成同一相, 为了区分固、液以及混合糊状区, 本文采用液相分数  $f_L$  来构建黏度  $\mu$ 、热物性参数  $k$ 、 $\rho$ 、 $C_p$  的函数:

$$\mu = 1 + [1 + (1 - f_L)A_{mush}] \mu_1 \quad (4)$$

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

式中,  $\mu_1$  为液相动力黏度,  $A_{mush}$  为糊状区常数,  $k_s$ 、 $k_l$ 、 $\rho_s$ 、 $\rho_l$ 、 $C_{p,s}$ 、 $C_{p,l}$  分别为材料固相和液相的导热系数、密度和常压热容, 通过 JMatPro 计算而来材料的相关参数如表 1 所示。液相分数  $f_L$  在糊状区随温度呈线性变化:

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

式中,  $T_s$  为固相温度,  $T_1$  为液相温度。

表 1 材料 45 钢的相关参数

Table 1 Material properties of 45 steel

Parameters	Value
Liquid phase density $\rho_l / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	6 550
Solid phase density $\rho_s / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7 850
Melting temperature $T_m / \text{K}$	1 788.5
Vaporizing temperature $T_v / \text{K}$	2 633.5
Latent heat of fusion $L_m / (\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	271
Latent heat of vaporization $L_v / (\text{MJ} \cdot \text{kg}^{-1})$	6.24
Specific heat of liquid phase $C_{p,s} / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	670
Specific heat of solid phase $C_{p,l} / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	830
Surface tension of pure metal $\gamma_m / (\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	1.943
Constant in surface tension gradient $A_\gamma / (\text{mN} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	0.3
Dynamic viscosity of liquid phase $\mu_l / (\text{mPa} \cdot \text{s})$	5.1
Mushy zone constant $A_{mush}$	$10^7$
Surface excess at saturation $\Gamma_s / (\mu\text{mol} \cdot \text{m}^{-2})$	13
Entropy factor $k_1$	$3.18 \times 10^{-3}$
Activity of sulfur $a_s$	0.003
Standard heat of absorption $\Delta H_0 / (\text{kJ} \cdot \text{mol}^{-1})$	-188
Coefficient of heat transfer $h / (\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$	10
Radiation emissivity $\varepsilon$	0.7
Thermal expansion coefficient $\beta_r$	0.2
Temperature transition interval of melting $\Delta T / \text{K}$	50
Absorption coefficient $\eta$	0.39

## 1.2 传热边界条件

激光作用于材料表面时, 靶材吸收能量迅速升温, 瞬态温度场由能量守恒方程控制, 表达式为:

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

上表面存在热源及因为蒸发和辐射所导致的热损失:

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

式中,  $h$  为靶材与空气间的对流换热系数,  $\varepsilon$  为辐射率,  $\sigma$  为 Stefan-Boltzmann 常数,  $T_a$  为环境温度,  $Q_v$  为蒸发热损失, 具体表达式为:

$$Q_v = M_v \cdot L_v \quad (9)$$

$$M_v = \sqrt{\frac{m}{2\pi k_B T_s}} \cdot P_{\text{sat}}(T_s) \cdot (1 - \beta_r) \quad (10)$$

$$P_{\text{sat}}(T) = P_{\text{atm}} \cdot \exp\left(\frac{M_a L_v}{R} \left(\frac{1}{T_v} - \frac{1}{T_s}\right)\right) \quad (11)$$

式中,  $M_v$  为蒸发迁移率,  $L_v$  为汽化潜热。  $m$  代表原子质量,  $p_{\text{sat}}(T)$  代表饱和蒸汽压力,  $\beta_r$  为扩散系数,  $k_B$  为玻尔兹曼常数,  $T_v$  代表材料的汽化点,  $L_v$  代表汽化潜热,  $P_{\text{atm}}$  代表标准大气压。  $Q$  为激光热源, 采用高斯面热源, 具体表达式如下:

$$Q = \eta \frac{P}{f\pi R^2} \exp\left(-\frac{2x^2}{R^2}\right) \quad (12)$$

式中,  $R$  为脉冲激光有效光斑半径,  $P$  为激光平均功率,  $f$  为频率,  $\tau$  为脉宽,  $x$  为横向方向与焦点的距离。由于激光脉冲占空比为 50%, 因此  $f = 1s/2\tau$ 。

## 1.3 层流控制方程和边界条件

### 1.3.1 层流控制方程

材料熔化形成熔池, 熔池中熔质的流动由动量守恒公式方程控制, 表达为:

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} + \rho v \cdot \nabla v = \nabla(\mu(\nabla v + (\nabla v)^2 - pI)) + F_v \quad (13)$$

$$F_v = F_g + F_b = \rho g - \beta(T - T_m)\rho g \quad (14)$$

式中,  $F_v$  是体积力,  $F_g$  是重力,  $F_b$  是浮力,  $\rho$  为密度,  $g$  为重力加速度。

由于本文假设液态金属为不可压缩的牛顿流体, 所以其密度几乎是常数, 质量守恒公式(连续性方程)如下:

$$\nabla \cdot u = 0 \quad (15)$$

### 1.3.2 层流边界条件

上表面为可以自由变形的开边界, 表面张力作用于表面法向, 而热毛细力(Marangoni 效应)作用于表面切向, 法向力与切向力表达为:

$$\sigma_n = -P_{\text{recoil}} \cdot n + \kappa \gamma \cdot n \quad (16)$$

$$\sigma_t = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \nabla_s T \cdot t \quad (17)$$

式中,  $\kappa = -\nabla \cdot n$ ,  $\kappa$  为表面轮廓曲率,  $\gamma$  为表面张

力,  $\nabla_s T$  为沿表面切向的温度梯度,  $n$  和  $t$  分别是表面的单位法向量和单位切向量。

激光毛化过程中, 液态金属的流动主要是由表面张力梯度的驱动来完成的, 表面张力  $\gamma$  可以表示为温度  $T$  和材料成分硫的函数:

$$\gamma = \gamma_m - A_\gamma(T - T_m) - R_g T \Gamma_s \ln\left(1 + k_1 a_i \exp\left(\frac{\Delta H_0}{R_g T}\right)\right) \quad (18)$$

式中,  $\gamma_m$  为纯金属在熔点处的表面张力,  $A_\gamma$  为纯金属的表面张力温度系数(通常为负常数),  $T_m$  为材料的熔点,  $R_g$  为普适气体常数,  $\Gamma_s$  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 1 wt. % 标准态下的活度,  $\Delta H_0$  为标准吸热焓。式(18)对温度求导可以得到表面张力的温度系数, 张力和张力温度系数随温度变化如图 1 所示。

$$\frac{\partial \gamma}{\partial T} = -A_\gamma - R_g \Gamma_s \ln(1 + K a_i) - \frac{K a_i}{1 + K a_i} \frac{\Gamma_s \Delta H_0}{T} \quad (19)$$

$$K = k_1 \exp\left(-\frac{\Delta H_0}{R_g T}\right) \quad (20)$$

熔池表面超过汽化点后气液界面处产生的蒸发的蒸汽反冲压力为:

$$P_{\text{recoil}} = \begin{cases} P_{\text{atm}} & 0 \leq T \leq T_v \\ \frac{1 + \beta_r}{2} \cdot P_{\text{sat}}(T_s) & T \geq T_v \end{cases} \quad (21)$$

本模型考虑了环境压力的影响, 大气压力为 1 atm(标准大气压)时表面无形变。

#### 1.4 变形几何与网格划分

本文采用变形几何法追踪气液界面, 采用拉普

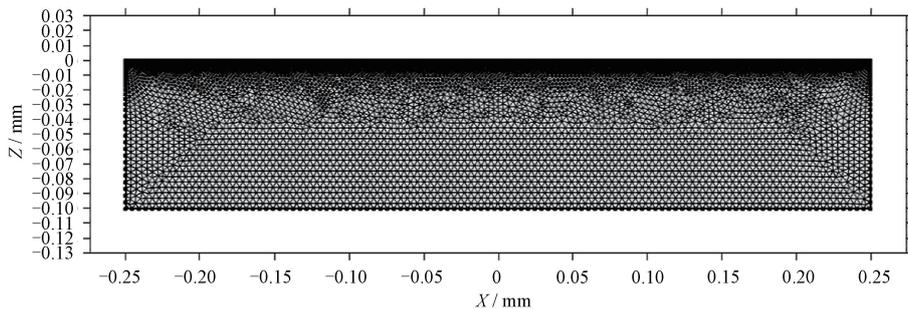


图 2 有限元网格

Fig. 2 Finite element mesh

## 2 分析与讨论

### 2.1 演变规律与试验验证

为了更直观地与试验结果比较, 更改数值模拟中熔池凝固结束后表面形貌的纵横比例, 使之与形

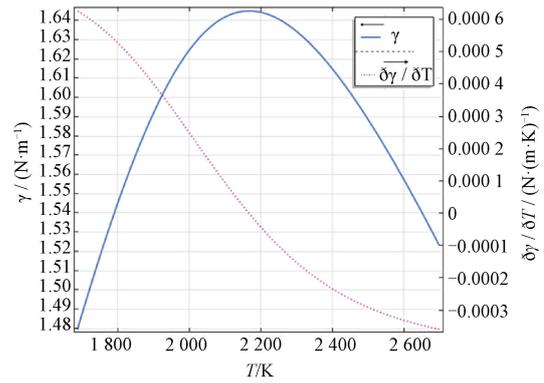


图 1 液态 45 钢的表面张力和表面张力温度系数随温度的变化

Fig. 1 Variations of surface tension and surface tension temperature coefficient of liquid 45 steel with temperature

拉斯平滑方法进行计算, 通过流体的运动速度控制边界节点的移动, 表达式为:

$$u_{\text{mesh}} = u \quad (22)$$

$$v_{\text{mesh}} = v \quad (23)$$

式中,  $u_{\text{mesh}}$  是网格横向移动速度,  $v_{\text{mesh}}$  是网格纵向移动速度,  $u$  是流体横向移动速度,  $v$  是流体纵向移动速度。

二维模型的计算域宽 500  $\mu\text{m}$ , 高 100  $\mu\text{m}$ 。模型采用三角形单元进行划分, 为提高计算精度和减小计算量, 对上表面区域进行超细化划分最大单元尺寸为 1.3  $\mu\text{m}$ , 对其余区域进行常规划分最大单元尺寸为 4.5  $\mu\text{m}$ , 单元增长率为 1.15, 曲率因子为 0.3, 单元数量为 12 146 个, 平均网格质量为 0.891 5, 网格划分如图 2 所示。求解采用 MUMPS 求解器, 相对容差为 0.001, 容差因子 0.1, 时间步长 0.01 ms。

貌仪的纵横比例一致。熔池凝固后模拟结果示意图如图 3, 其中  $h_1$  为边缘凸起,  $h_2$  为中心凸起,  $D$  为直径,  $d$  为深度。毛化织构形貌随激光作用时间变化如图 4, 可以看出织构边缘凸起与直径随着激光作用时间增长而增大, 织构深度先增大后减小, 而中心

凸起在 0.56 ms 之前为零,织构在 0.56~0.6 ms,中心凸起非常微小,当激光作用时间超过 0.6 ms,中心凸起迅速增加,凸起高度达到 1.86  $\mu\text{m}$  之后增速减缓。对其中机理的解释:0.56 ms 之前处于固体熔化状态,固液混合,热对流和马兰戈尼效应较弱,无凸起;0.56~0.6 ms 时,部分固体全部变为液体,由于热对流和马兰戈尼效应出现凸起;超过 0.6 ms 之后,由液体液化的 45 钢量变多,所以在热对流和马兰戈尼效应引起的凸起迅速增加;1.86  $\mu\text{m}$  之后温差变小,热对流引起的流体流动变小,随着时间增加,热传导使得液体内的温差减小,所以增速变缓。

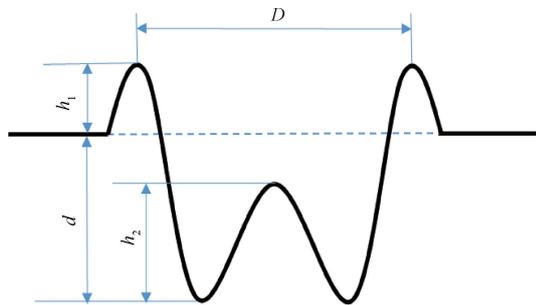


图 3 熔池凝固微观结构示意图  
Fig. 3 Schematic of microstructure

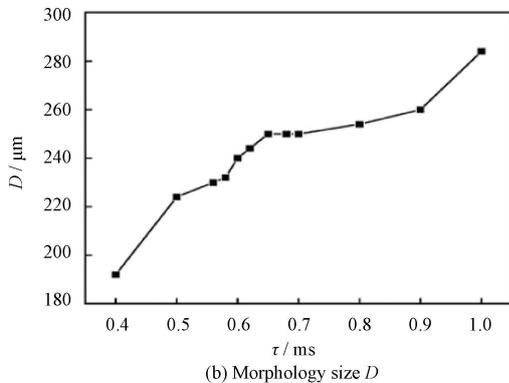
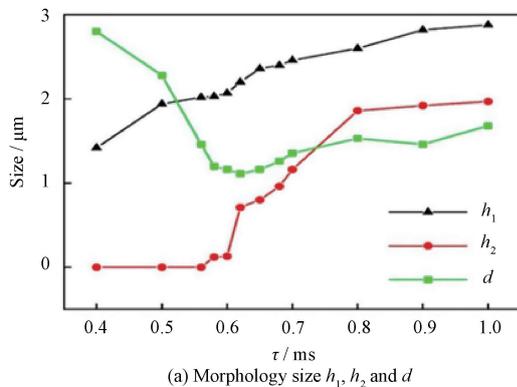


图 4 不同激光作用时间下的毛化织构形貌

Fig. 4 Microstructure shape with different laser pulse duration

验证试验中材料选用打磨抛光后的 45#钢,激

光器为最大功率 500 W、波长 1 064 nm 的 SPI 光纤激光器。试验中脉宽分别采用 0.5、0.6、1 ms,光斑直径为 400  $\mu\text{m}$ ,平均功率为 240 W,在辅助气体为氩气下进行加工,将加工后的试样放入超声波清洗装置进行清洗,再利用 NanoFocus  $\mu\text{surf}$  explorer 共聚焦显微系统对试样上的形貌进行观测。将模拟结果与试验结果相对比,如图 5 所示,二者所得形貌存在着一定差异,试验所得织构点边缘凸起宽度更大,推测是由于数值模拟中材料的热物理参数与实际值存在差异,导致反冲击力和热毛细力偏小,使得熔融金属在边缘堆积量减少。而且,试验所得织构点边缘凸起高度更大,推测是由于数值模拟中烧蚀蒸发量过大或热物理参数差异,使得毛细压力过大导致冷却时熔融金属回流量过多造成。此外,峰值功率密度和脉宽增大时中心凹陷深度要低于模拟所得结果,推测是由于试验中光斑偏离焦点使得能量不足,或数值模拟中所用蒸发温度较实际值低造成。不同激光作用时间下试验与模拟织构形貌尺寸变化趋势的比较如图 6 所示,经过对比可以发现虽然数据存在误差,但在可接受的范围内。试验和数值模拟在微织构形貌变化规律上具有良好的一致性,对探寻毛化过程激光作用机理和形貌演变规律具有一定的指导意义。

为了研究形貌的成形机理和演变规律,将形貌按中心凸起程度对应的脉冲时间分为三组,其中第一组为较长脉宽  $\tau > 0.6$  ms,第二组中等脉宽  $0.58 \text{ ms} \leq \tau \leq 0.6$  ms,第三组较低脉宽  $\tau < 0.58$  ms,分析它们成形的机理。

## 2.2 较长脉宽作用下形貌成形过程机理

### 2.2.1 加热阶段

激光脉宽为 1 ms 时,通过流速流向图(如图 7 所示)可以观察到在激光作用阶段,熔池不断扩大,且熔质流向朝外,并在边缘处形成凸起。为了对加热过程中的熔池运动进行进一步分析,在 COMSOL 中生成了表面受力分布图如图 8 所示,受力分为法向应力与切向应力,法向应力有反冲击力和表面张力,其合力也在图中表示出,切向应力是热毛细力。

可以看出,在熔池中心(如图 8 所示),随着加热时间增长温度不断上升,反冲击力也在不断增大。同为法向应力的表面张力,其方向指向凹液面,而数值相对于反冲击力较小,起到抑制熔池下凹的作用。切向应力热毛细力的大小与温度梯度相关,边缘由于温度梯度大,其数值也较大,而中心区域的温度梯度小,热毛细力几乎为 0。所以熔池中心受向下的反冲击力的主导作用,导致熔质从中心向边缘移动。

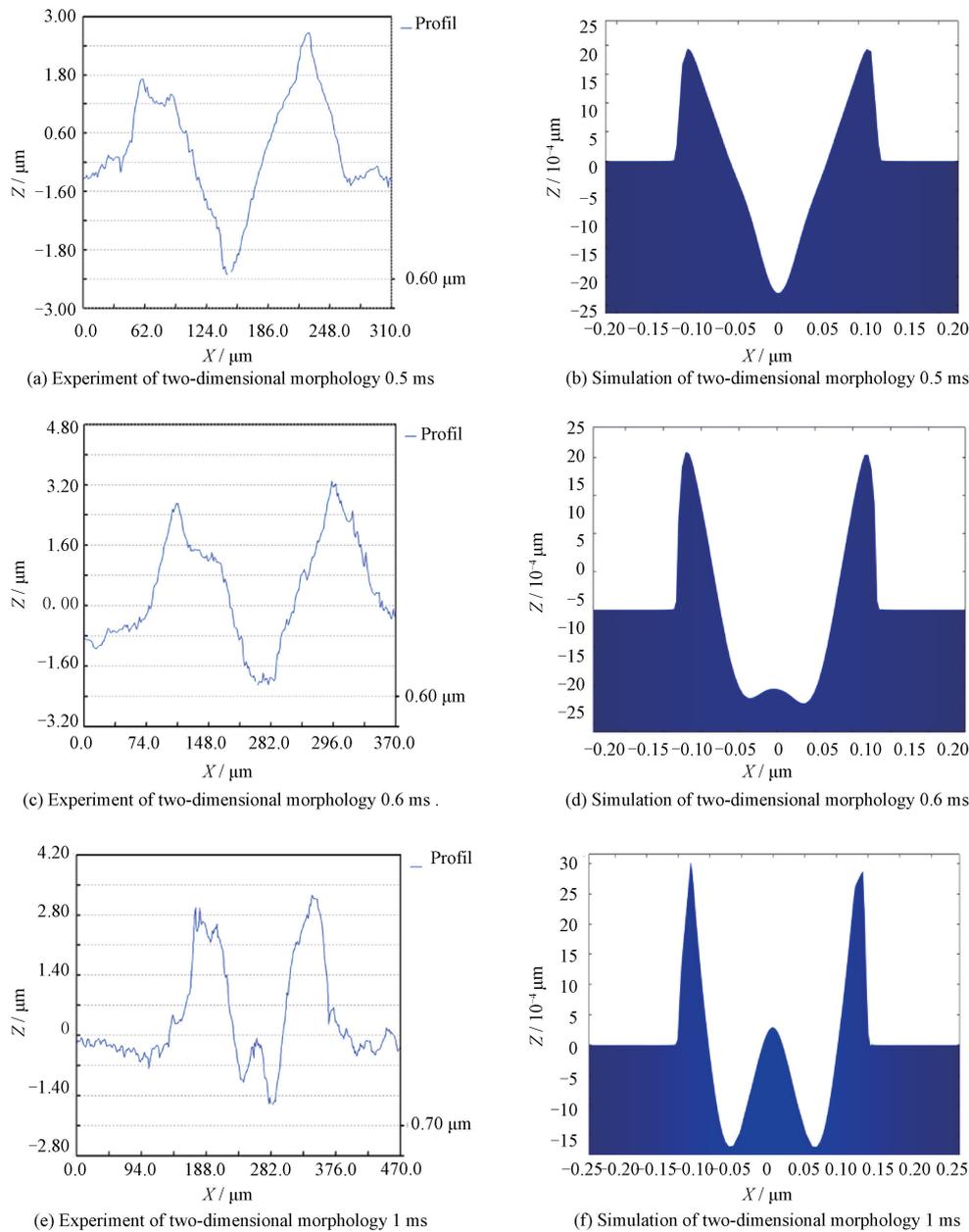


图5 不同激光作用时间下的试验与模拟二维形貌比较

Fig. 5 Comparison of the two-dimensional morphologies between experimental and simulated conditions under different laser action time

在熔池尾部,由于温度低于汽化温度,反冲压力不再作用,仅受到表面张力和热毛细力的作用,如图8所示。其中热毛细力方向与 $\partial\sigma/\partial\gamma$ 相关,当 $\partial\sigma/\partial\gamma > 0$ 时方向朝外, $\partial\sigma/\partial\gamma < 0$ 时方向朝内,在临界温度( $T=2165\text{ K}$ )时数值为0,即热毛细力方向指向临界温度点,然而由于熔点( $T=1788\text{ K}$ )较高,因此低于临界温度的熔池较小,方向向内的热毛细力在此区域的作用不显著。所以,边缘处熔池在方向向下的表面张力和方向向外的热毛细力作用下继续向外流动。

### 2.2.2 冷却阶段

加热结束后,温度迅速降至蒸发温度以下如图9a、9b所示,反冲压力不再作用如图10所示。受曲

率影响,表面张力在熔池中心方向向上,在边缘方向向下如图11,使得由中心流向边缘的熔质逐渐减速如图9a。速度降至零的时候,熔质开始由边缘流向中心如图9b。可以观察到冷却阶段流速大于加热阶段,这是由于加热时,熔池中心和尾部都受向下的法向应力如图8c,尾部的法向应力抑制着熔池的向上凸起,而冷却阶段,熔池中心与边缘法向应力方向相反如图10b,二者协同作用使得熔质快速流向熔池中心,熔池法向应力对比如图11。

随着熔质流回熔池中心,熔池表面表面张力因曲率减小而减小,熔质流速也随之降低如图9c。由受力图(图10)可以得出,高于临界温度的区域其热毛细力

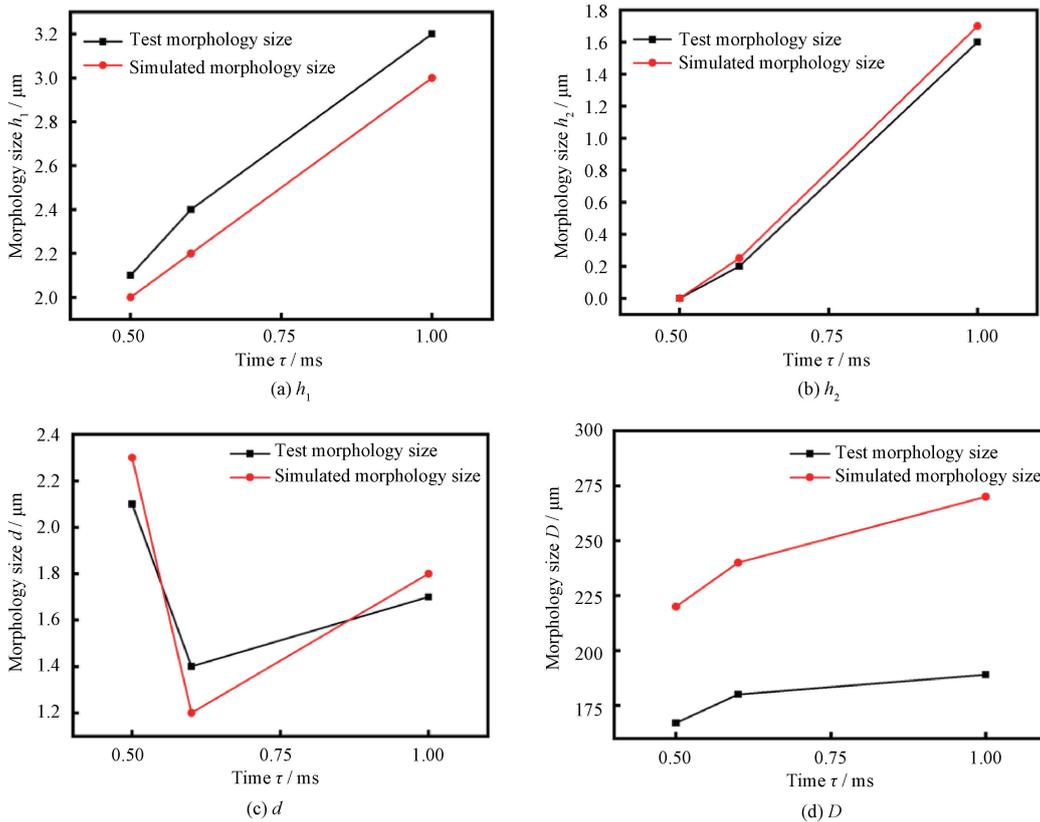


图 6 不同激光作用时间下试验与模拟同一形貌尺寸变化趋势和大小比较

Fig. 6 Comparison of the size change trend and the size dimension of the same morphology between experimental and simulated conditions under different laser action time

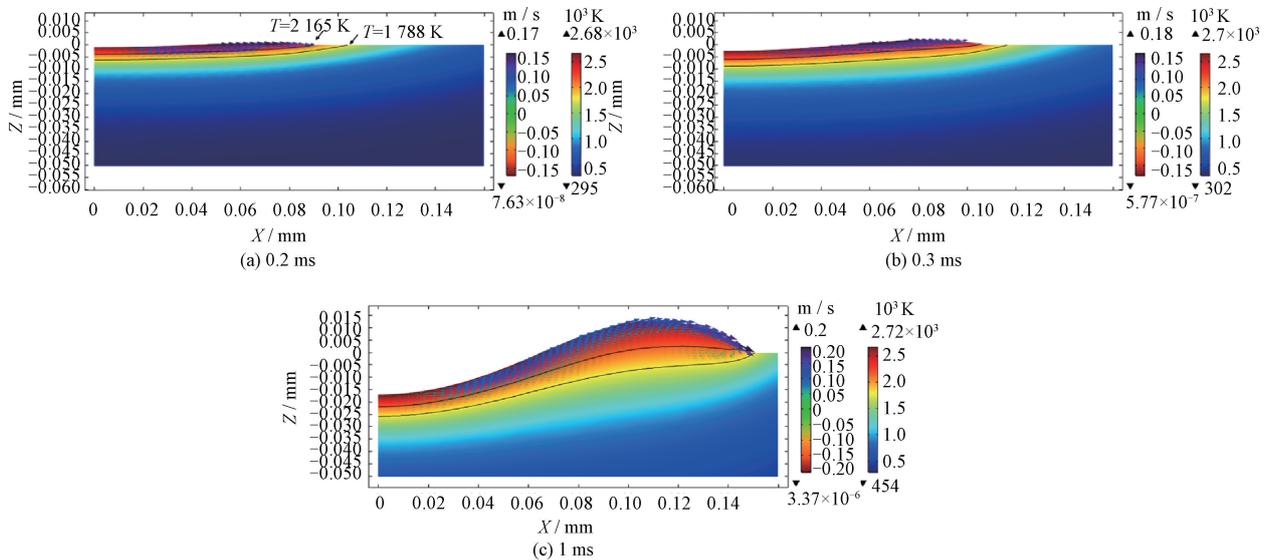


图 7 激光加热  $\tau = 1$  ms 时的瞬态熔体流动、温度场 (彩色表面)、速度场 (彩色箭头图)

Fig. 7 Transient melt flow during laser heating for  $\tau = 1$  ms, temperature field (color surface contour), velocity field (colored arrow plots)

依旧趋近于零, 而温度低于临界温度的区域则在向内热毛细力的影响下有着更高的流速, 如图 9c 所示。

随着温度进一步降低, 如图 9d 所示, 熔池温度皆低于临界温度, 此时热毛细力方向向内, 熔质向内流动形成对流, 并在对流零点堆积形成中心凸起。

中心形成凸起时, 曲率变化产生的表面张力如图 10d 所示, 开始抑制着凸起的形成, 使之无法形成过高的凸起, 这也是随着脉宽继续增大凸起高度增速减缓的原因。因此可以得出, 中心凸起程度与热毛细力和表面张力的强弱有关。

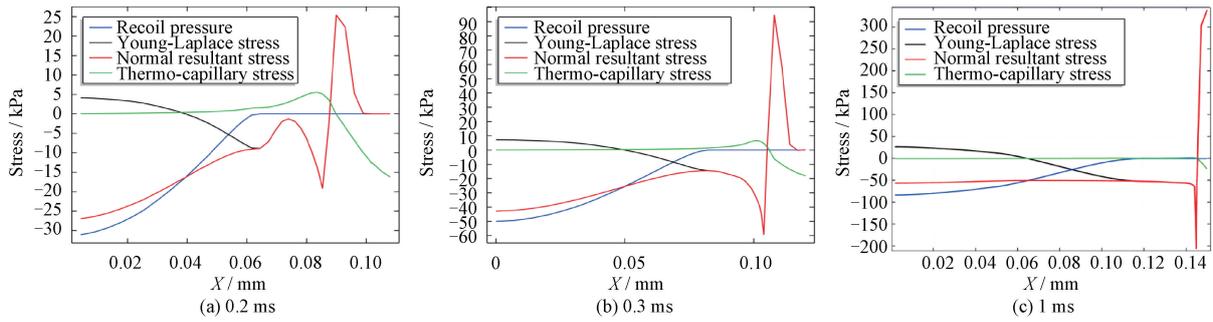


图8 激光加热  $\tau=1$  ms 的反冲压力、表面张力、法向合力和热毛细应力的应力分布

Fig. 8 Force distribution of recoil pressure, Young-Laplace stress, normal resultant stress and thermo-capillary stress during laser heating for  $\tau=1$  ms

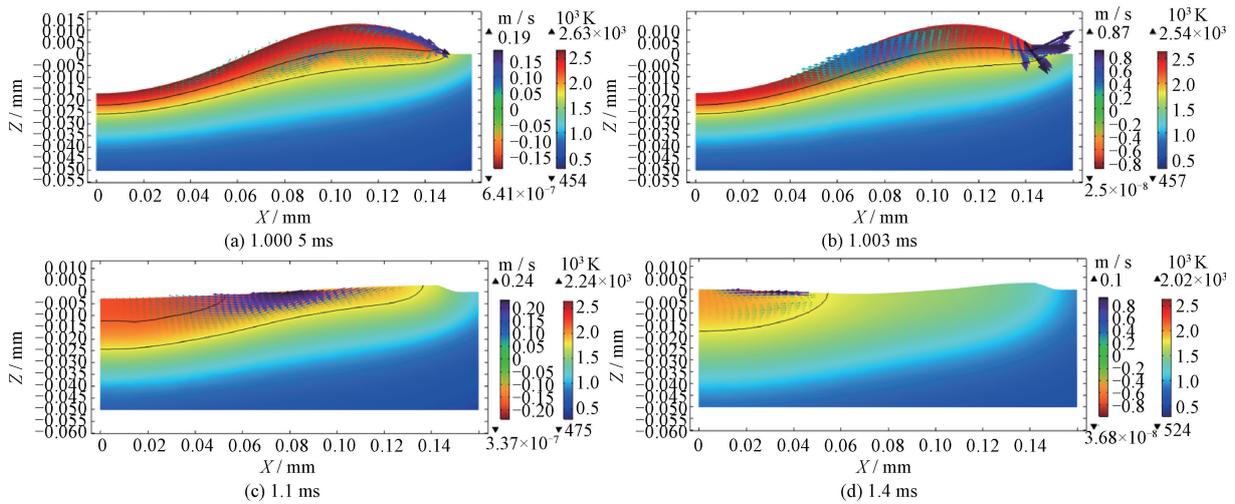


图9  $\tau=1$  ms 凝固过程中的瞬态熔体流动、温度场(彩色表面)和速度场(彩色箭头图)

Fig. 9 Transient melt flow during solidification for  $\tau=1$  ms, temperature field (color surface contour), velocity field (colored arrow plots)

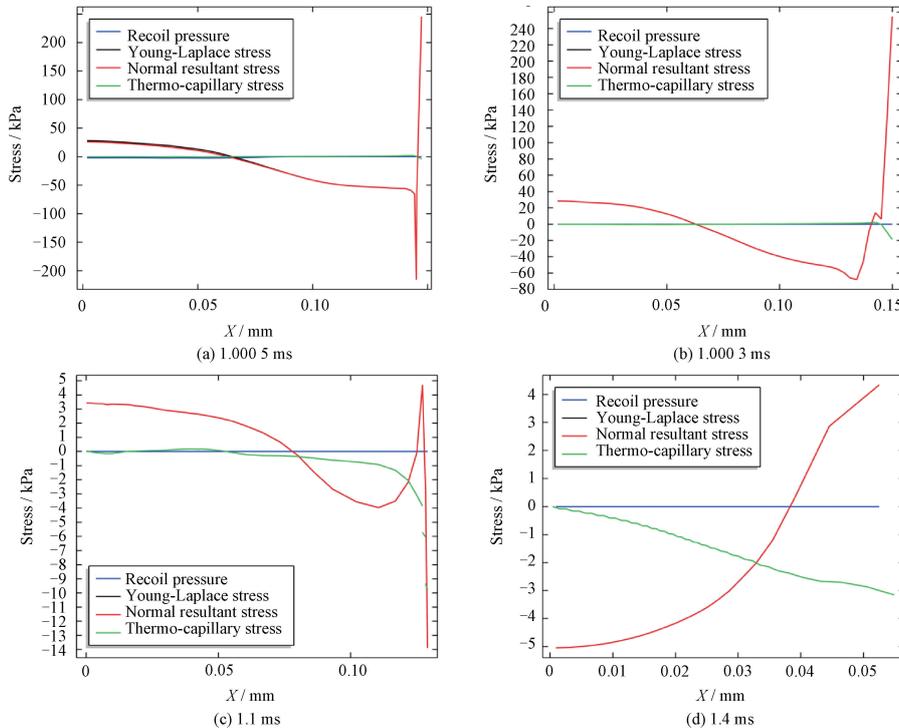


图10  $\tau=1$  ms 的凝固过程中反冲压力、表面张力、法向合力和热毛细应力的应力分布

Fig. 10 Force distribution of recoil pressure, Young-Laplace stress, normal resultant stress and thermo-capillary stress during solidification for  $\tau=1$  ms

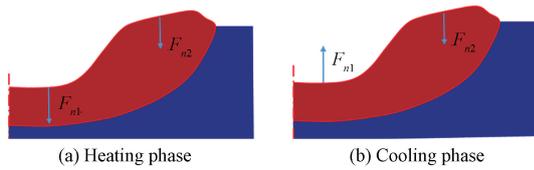


图 11  $\tau = 1$  ms 时熔池法向力示意图  
Fig. 11 Schematic diagram of normal force on molten pool for  $\tau = 1$  ms

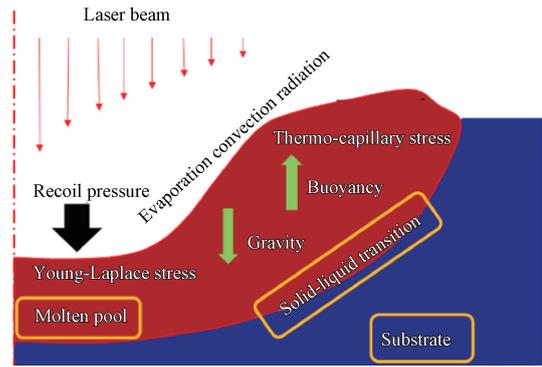


图 12 理论数值模型  
Fig. 12 Schematic of theoretical model

### 3 基本原理( 试验仿真)

#### 3.1 数值模型

激光作用于材料表面,材料温度升高,温度超过熔点时形成熔池,熔池表面受热毛细力和表面张力,熔池内部受重力和浮力,当温度继续上升达到蒸发温度,蒸发的材料产生反冲压力作用于熔池表面,激光作用结束后,熔池冷却凝固,此过程理论模型如图 12。因此整个过程涉及传热和流体流动多物理过程,在建立数值模型时使用流体传热和层流两个模块。其中将固态金属视为黏度很高( $5 \times 10^5 \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$ )的流体,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。

#### 3.2 反冲压力、热毛细力对熔池流动影响

为了进一步分析反冲压力和热毛细力在熔池流动过程中的作用,在数值模拟中分别禁用反冲压力和热毛细力,并对结果进行对比。通过对比结果可以肯定前文的分析,加热阶段反冲压力对熔池流速流向的影响主要集中在中部如图 8c、13b,熔池形貌的变化主要受其影响,而尾部环流的产生归因于热毛细力如图 8c、13a 所示,这是由于尾部热毛细力数值大引起表层熔质流速较快冲击到高粘度流体时形成环流。

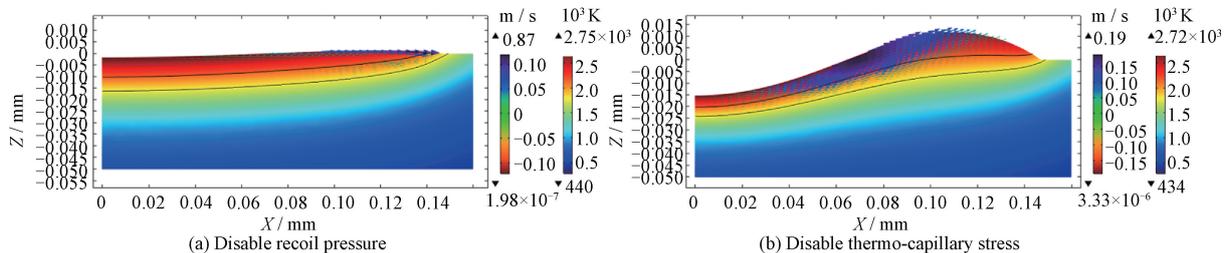


图 13  $t = 1$  ms 时  $t = 1$  ms 的瞬时熔体流动、温度场(彩色表面)、速度场(彩色箭头图)

Fig. 13 Transient melt flow for  $\tau = 1$  ms when  $t = 1$  ms, temperature field (color surface contour), velocity field (colored arrow plots)

在冷却阶段,当禁用热毛细力时,熔池在 1.14 ms 时的形貌(如图 14a)与完整模拟结果相近,如图 15b 所示,因此可以得出在冷却初期,表面张力起主导作用,然而此时流速降低到 0.05 m/s 以下,熔质将停止流动。因此可得出结论:在冷却后期,当熔池趋于平缓后,虽然热毛细力的数值相较于表面张力较小,如图 14b 所示,但对熔质的回流具有更明显的促进作用。

#### 3.3 中等脉宽作用下形貌成形机理

当脉宽在 0.58~0.6 ms 范围时,熔池中心将形成一个微小的凸起。为了研究激光作用后熔池中心出现微小凸起原因,在第二组中选择分析激光作用时间为 0.6 ms 的熔池流动过程。

冷却初期机理相同,熔池在拉普阿拉斯压力作

用下回流如图 16a、16b、16c 所示。然而,由于脉宽减小,熔池也因此缩小,导致冷却速度加快。在这段时间内,熔质流回中心不足,导致中心区域熔池浅,造成中心区域降温速度快于周围区域。这使得冷却时最高温度不在熔池中心,如图 17 所示,0.7 ms 温度最高点在 0.028 mm 处,导致此点表面张力最大,因此热毛细力指向此点,热毛细力在此点两侧方向相反如图 18。所受切向力示意图如图 19 所示,B 处的熔质流在向左的热毛细力作用下流动,流至 A 处受到向右热毛细力的作用速度降低,造成此时中心熔质的流速很小低于 0.05 m/s,如图 16d 所示。此后熔池温度最高点一直不在中心,熔池中心流速始终受到热毛细力的抑制,保持一个较低的速度,在冷

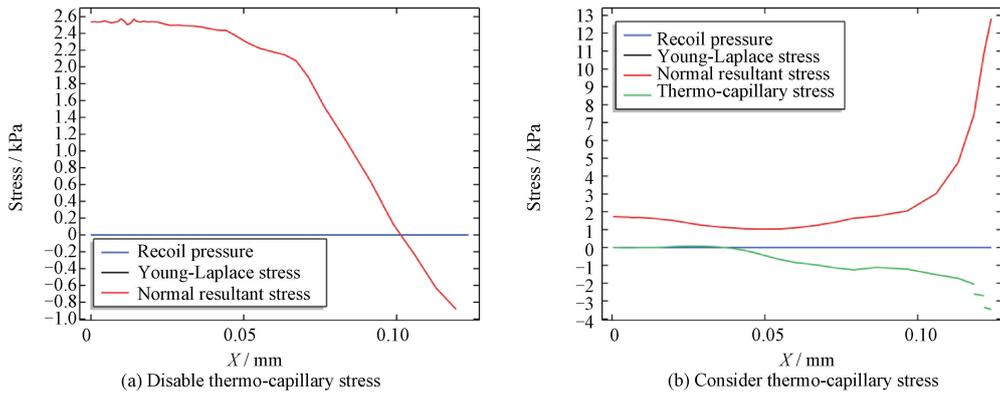


图 14  $t=1.14$  ms 时,  $\tau=1$  ms 的凝固过程中反冲压力、表面张力、法向合力和热毛细应力的应力分布  
 Fig. 14 Force distribution of recoil pressure, Young-Laplace stress, normal resultant stress and thermo-capillary stress during solidification for  $\tau=1$  ms when  $t=1.14$  ms

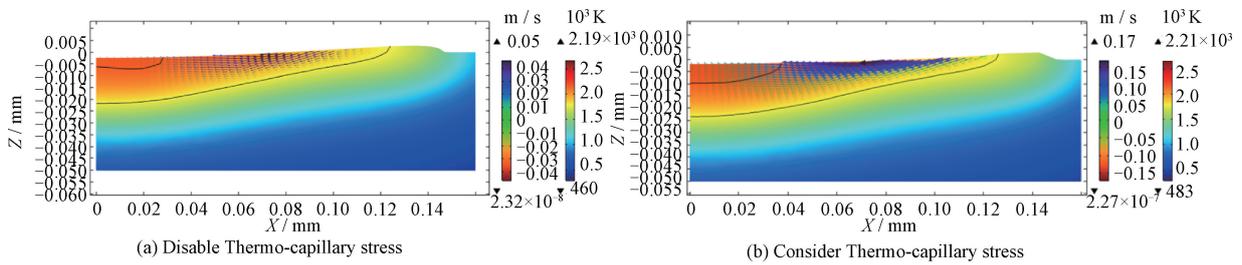


图 15  $t=1.14$  ms 时  $\tau=1$  ms 的瞬态熔体流动、温度场(彩色表面)、速度场(彩色箭头图)  
 Fig. 15 Transient melt flow for  $\tau=1$  ms when  $t=1.14$  ms, temperature field (color surface contour), velocity field (colored arrow plots)

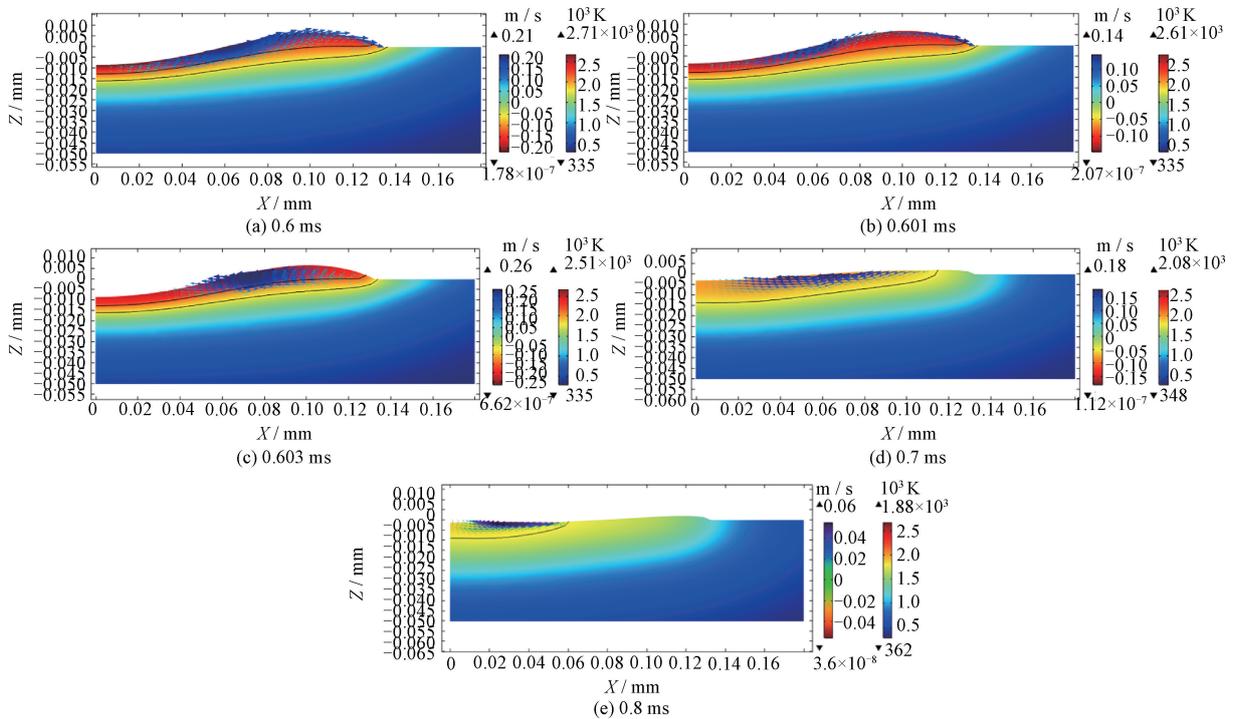


图 16  $\tau=0.6$  ms 的瞬态熔体流动、温度场(彩色表面)、速度场(彩色箭头图)  
 Fig. 16 Transient melt flow for  $\tau=0.6$  ms, temperature field (color surface contour), velocity field (colored arrow plots)

却前形成一个微小的凸起如图 16e。

### 3.4 较短脉宽作用下形貌成形机理

当脉宽较低时,熔池最终冷却形成一个边缘凸

起中心凹陷的形貌。为了研究激光作用后熔池中心出现凹陷而不是凸起的原因,在第三组中选择分析激光作用时间为 0.5 ms 的熔池流动过程。与

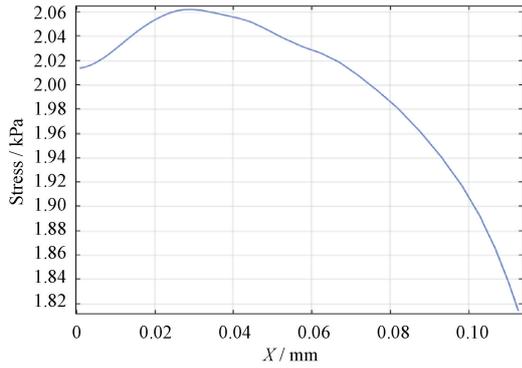


图 17  $t=0.7$  ms 时,  $\tau=0.6$  ms 熔池表面温度  
Fig. 17 Temperature of molten pool surface for  $\tau=0.6$  ms when  $t=0.7$  ms

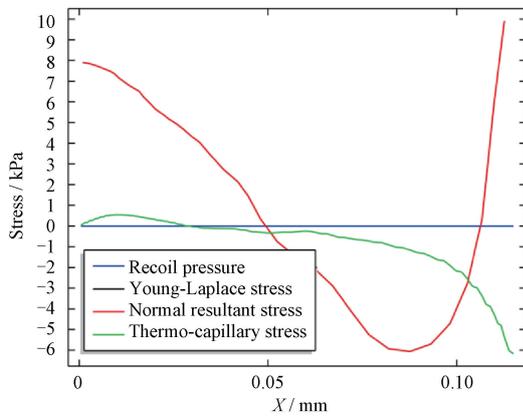


图 18 当  $t=0.7$  ms 时,  $\tau=0.6$  ms 时反冲压力、杨拉普拉斯应力、法向合成应力和热毛细应力的力分布  
Fig. 18 Force distribution of recoil pressure, Young-Laplace stress, normal resultant stress and thermo-capillary stress for  $\tau=0.6$  ms when  $t=0.7$  ms

0.6 ms 的激光作用时间相比, 当脉宽减小到 0.5 ms 时, 冷却后期熔池温度最高点同样不在中心, 如图

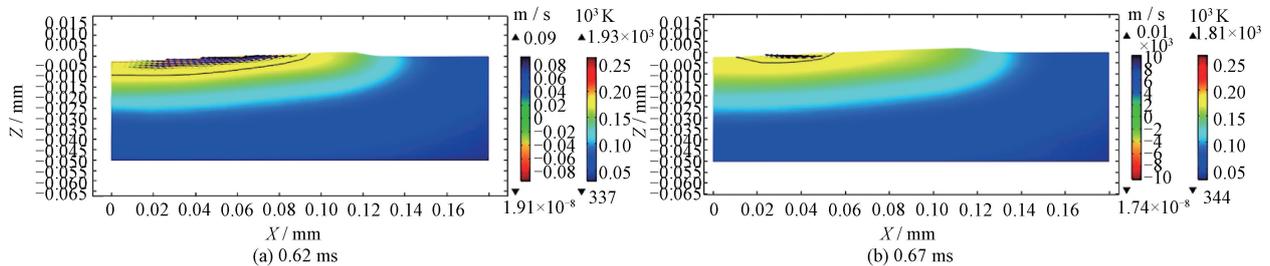


图 21  $\tau=0.5$  ms 瞬态熔体流动、温度场 (彩色表面)、速度场 (彩色箭头图)  
Fig. 21 Transient melt flow for  $\tau=0.5$  ms, Temperature field (color surface contour), Velocity field (colored arrow plots)

### 4 结论

以 45#钢为研究对象, 建立了二维数值模型研究了激光作用下熔池温度场、流速、流向和表面受力

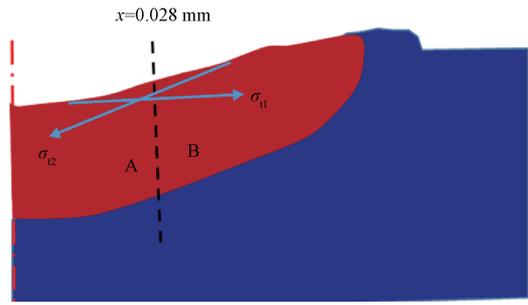


图 19  $\tau=0.5$  ms 熔池切向力示意图  
Fig. 19 Schematic diagram of tangential force on molten pool for  $\tau=0.5$  ms

20 所示, 熔质向中心流动的速度同样受到热毛细力的抑制, 使得中心流速在 0.02 m/s 以下, 如图 21a 所示。由于熔池又进一步缩小导致的冷却速度加快, 使得熔池在形成凸起前已经凝固, 最终形成一个边缘凸起中心凹陷的形貌如图 21b。

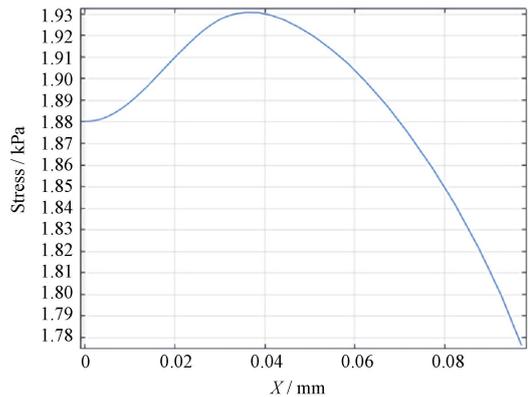


图 20  $t=0.62$  ms,  $\tau=0.5$  ms 时的熔池表面温度  
Fig. 20 Temperature of molten pool surface for  $\tau=0.5$  ms when  $t=0.62$  ms

变化, 分析了形貌成形机理和演变规律。此项研究的特点主要包括以下几个方面:

- (1) 当激光加热时间充足时, 凹坑织构中心受热毛细力作用出现凸起, 但由于表面张力的影响凸

起无法过高,且随着脉宽的增加而增大。此外,熔池加热阶段形貌主要受反冲压力影响,熔池冷却初期阶段形貌主要受表面张力的主导作用,冷却后期阶段形貌主要受热毛细力的主导作用。

(2)以45#钢为研究对象,对其毛化过程形貌演变规律和激光作用机理进行了详细分析,对研究毛化过程激光作用机理和形貌演变规律具有指导意义。

(3)在考虑反冲压力、热毛细力、表面张力对激光熔池流动等影响的基础上,建立了激光毛化织构二维数值模拟模型,将理论与仿真实践紧密结合。

### 参 考 文 献

- [ 1 ] HUA X J, TIAN Z, XIE X, et al. Tribological behavior and abrasion resistance mechanism of laser micro-bulge texturing surface under full oil lubrication [J]. Tribology Transactions, 2020, 63(4): 726-735.
- [ 2 ] HUA X J, TIAN Z, XIE X, et al. Tribological performance and self-lubricating mechanism of the laser-textured surface filled with solid lubricant in rolling friction pair[J]. Industrial Lubrication & Tribology, 2018, 70(2): 371-384.
- [ 3 ] KIYOTA H, ITOIGAWA F, NAKAMURA T. Experimental research of micro-textured tool for reduction in cutting force[J]. Key Engineering Materials, 2014, 3193: 1258-1263.
- [ 4 ] SHARMA S, MANDAL V, RAMAKRISHNA S A, et al. Numerical simulation of melt hydrodynamics induced hole blockage in Quasi-CW fiber laser micro-drilling of TiAl6V4[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018, 262: 131-148.
- [ 5 ] 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, 53(3): 148-157.  
YE Yunxia, JA Ziyang, FU Hao, et al. Study on alleviation law of manufacturing micro-convex points on 45# steel surface by pulse-width laser[J]. Laser & Electronics Progress, 2016, 53(3): 148-157. (in Chinese)
- [ 6 ] BAUMGART P, KRAJNOVICH D J. A new laser texturing technique for high performance magnetic disk drives[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1995, 31(6): 2946-2951.
- [ 7 ] 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: 456-461.
- [ 8 ] ZHOU J, SHEN H, PAN Y, et al. Experimental study on laser microstructures using long pulse [J]. Optics & Lasers in Engineering, 2016, 78(Mar.): 113-120.
- [ 9 ] NINGHUI L, LINGQIAN M, ZEWEN L, et al. Evolution of surface topography of 304L stainless steel irradiated by long pulse laser[J]. AIP Advances, 2018, 8(7): 075211.
- [ 10 ] SHEN H, PAN Y, ZHOU J, et al. Forming mechanism of bump shape in pulsed laser melting of stainless steel[J]. Journal of Heat Transfer Transactions of the Asme, 2017, 139(6): 062301.
- [ 11 ] WILLIS D A, XU X. Transport phenomena and droplet formation during pulsed laser interaction with tin films[J]. Journal of Heat Transfer, 2000, 122(4): 763-770.
- [ 12 ] LIU H, WAN D, HU D. Numerical simulation and experimental studies of surface topography of laser textured roller[J]. Journal of Computational and Theoretical Nanoscience, 2008, 5(8): 1570-1573.
- [ 13 ] 符永宏, 黄婷, 叶云霞, 等. 熔质流动特性对毛化凸点成形的影响[J]. 中国激光, 2019, 46(7): 100-108.  
FU Yonghong, HUANG Ting, YE Yunxia, et al. Influence of melt flow characteristics on textured bump forming[J]. Chinese Journal of Lasers, 2019, 46(7): 100-108. (in Chinese)
- [ 14 ] 陈熾, 王菲, 吴琼, 等. 3A21 铝合金表面激光毛化坑点形貌演变规律 [J]. 激光与光电子学进展, 2019, 56(24): 173-180.  
CHEN Xi, WANG Fei, WU Qong, et al. Pit morphology evolution law of 3A21 aluminum alloy surface in laser texturing [J]. Laser & Electronics Progress, 2019, 56(24): 173-180. (in Chinese)
- [ 15 ] 蒋华臻, 王宝安, 王晓明, 等. 激光毛化形貌对高速轮轨冰润滑黏着系数的影响[J]. 应用激光, 2019, 39(4): 652.  
JIANG Huazhe, WANG Baoan, WANG Xiaoming, et al. Influence of laser texturing topography on adhesion coefficient of high-speed wheel/rail in ice lubrication [J]. Applied Laser, 2019, 39(4): 652(in Chinese)
- [ 16 ] ZHANG Y, SHEN Z, NI X. Modeling and simulation on long pulse laser drilling processing[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, 73: 429-437.
- [ 17 ] SHARMA S, MANDAL V, RAMAKRISHNA S A. Numerical simulation of melt pool oscillations and protuberance in pulsed laser micro melting of SS304 for surface texturing applications [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2019, 39(Mar.): 282-294.

作者简介: 解玄, 男, 1993 年出生, 博士研究生。主要研究方向为激光加工与动力系统精密制造。

E-mail:xiexuanujs@163.com

尹必峰(通信作者), 男, 1975 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为激光表面加工技术、动力机械摩擦学。

E-mail:ybf@ujs.edu.cn