

激光与光电子学进展

脉冲次数对毫秒激光作用下织构形貌的影响

陈诚^{1*}, 华希俊¹, 朱东坡¹, 许晟², 解玄²

¹江苏大学机械工程学院, 江苏 镇江 212013;

²江苏大学汽车与交通工程学院, 江苏 镇江 212013

摘要 为了探究多脉冲在毫秒激光作用下织构形貌的演变规律, 本文建立一个二维对称模型, 考虑反冲压力、表面张力和蒸发速度对熔池变化的影响, 用来分析形貌演变的规律并对其进行实验验证。研究表明, 在反冲压力的作用下, 凹坑深度和凹坑直径随着脉冲次数的增加而增大; 熔池中心凸起和边缘凸起的形成与热毛细力和拉普拉斯压力有关, 并且随着脉冲次数的增加, 熔池中心的凸起高度减小; 熔池边缘处, 在热毛细力的影响下熔质向中心流动, 并且随着脉冲次数的增加, 边缘凸起的高度减小。

关键词 激光光学; 激光技术; 形貌演变; 熔池流动; 蒸发速度; 反冲压力

中图分类号 TN249

文献标志码 A

doi: 10.3788/LOP202158.1714009

Effect of Pulse Times on Texture Morphology under Millisecond Laser

Chen Cheng^{1*}, Hua Xijun¹, Zhu Dongpo¹, Xu sheng², Xie xuan²

¹School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China;

²School of Automotive and Transportation Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China

Abstract In order to explore the evolution law of the texture morphology under the action of multi-pulse millisecond laser, a two-dimensional symmetric model is established in this paper, which considered the influence of recoil pressure, surface tension, and evaporation rate on the change of molten pool, and is used to analyze the evolution law of the texture morphology and carry out experimental verification. The results show that under the action of recoil pressure, the depth and diameter of the pit increase with the increase of the number of pulses. The central bulge and the edge bulge are related to the thermal capillary force and Laplace pressure, and the height of bulge decreases with the increase of the number of pulses. At the edge of the molten pool, the molten material flows to the center under the influence of the thermal capillary force, and the height of the edge bulge decreases with the increase of the number of pulses.

Key words laser optics; laser technique; morphological evolution; melt flow; evaporation rate; recoil pressure

OCIS codes 140.3390; 160.3900; 350.3850

1 引言

激光织构技术作为一种加工精度高、效率高和污染小的先进表面技术, 在轧辊、刀具和模具等工

具中都有着广泛的应用。激光作用过程实际上是光与物质相互作用的过程, 涉及相变和流体流动等诸多物理过程, 但影响因素众多, 而且形貌控制复杂, 为此成为学术界的研究热点之一。

收稿日期: 2020-10-22; 修回日期: 2020-12-17; 录用日期: 2020-12-17

基金项目: 国家自然科学基金(51975252)、镇江市重大科技专项(ZD2018001)、镇江市高技术研究重点实验室项目(SS2018007)

通信作者: *2496136366@qq.com

鉴于此,国内外诸多研究人员从实验、数值分析和光作用机理等角度对形貌成形规律进行研究。叶云霞等^[1]使用波长为 1064 nm 的脉冲激光在 45# 钢的表面上加工了微凸起造型,研究不同激光脉宽和峰值功率密度对形貌的影响,认为反冲压力对形貌的改变起着重大作用。Zhou 等^[2]通过改变脉冲次数和功率来分析形貌从凸起转变为凹坑的原因,并认为表面张力是凸起产生的主要原因。胡梦宁等^[3]在铝板上使用多脉冲激光进行深小孔加工,探究了激光能量密度和脉冲次数对小孔形貌的影响。吕佳霏等^[4]在高硅铝合金缸套的表面上进行凹坑结构的加工,研究能量密度和脉冲次数等参数对凹坑直径和深度的影响。谭向虎等^[5]在 GMW2 钢板上进行高速毛化试验,研究激光功率、扫描速度和扫描次数对微凸起高度的影响,认为微凸起高度由蒸汽压力、表面张力和液体动压力决定,并且激光功率等参数都将对凸起高度产生影响。陈熾等^[6]在 3A21 铝合金的表面上加工火山口形貌,其研究结果表明单脉冲能量、脉冲宽度和脉冲次数等工艺参数均可以使结构的形貌发生改变。上述研究都是从试验的角度来验证激光参数会对形貌产生影响,但是影响形貌变化的具体因素以及如何保证形貌的可控加工,还需要通过数值分析的方法进行研究。

Zhang 等^[7]采用水平集的方法考虑了重力、反冲压力、表面张力和马兰戈尼效应等因素,建立铝板上毫秒激光打孔的二维模型,探究激光能量和脉冲宽度对形貌的影响。Shen 等^[8]建立了一个二维对称有限元模型,研究加热阶段和冷却阶段的熔池流动行为并分析其机理,认为加热初期的形貌主要受到切向应力所引起的马兰戈尼效应的影响,随着加热时间的增长,切向应力与法向应力的影响相当,冷却阶段主要受到曲率的影响,其中法向应力占主导。Povarnitsyn 等^[9]使用了双温流动模型来研究多脉冲激光作用下的铝的烧蚀机制,并且研究了使等离子体亮度增加的最佳激光参数。符永宏等^[10]使用了二维对称模型来研究熔质流速和流向对形貌的影响,认为熔质流向由切向应力的方向来决定,流速由切向应力的数值来决定,且流速越大形貌的变形量越大。Sharma 等^[11]研究了微结构技术在 304 不锈钢上的应用并建立了一个二维模型,考虑反冲压力、切向应力和法向应力对熔池的影响,认为反冲压力决定凸起高度,切向应力主导熔质的再

分配。高辽远等^[12]建立了激光清洗铝合金表面丙烯酸聚氨酯漆层的数值模型,并研究典型的激光参数对激光清洗温度和清洗深度的影响,表明激光能量密度和扫描速度对清洗深度的影响较大。

综上所述,迄今为止很多学者通过试验和数值模拟的方法对激光作用下的形貌成形机理进行研究,但是对于形貌随脉冲次数变化规律的理论研究还很少,尤其对于多脉冲激光作用下熔池的流动规律以及变化机理的研究有待深入。鉴于此,本文建立一个二维数值模型,在蒸发速度、反冲压力和表面张力等因素下探究多脉冲激光作用于 45 钢表面的形貌变化规律与熔池的流动机理,并且进行相应的实验来验证数值仿真结果的正确性。

2 数值模型

多脉冲激光加工可以看作周期性的单脉冲激光与材料的相互作用过程,涉及传热和流体流动多物理过程,因此在建立数值模型的过程中使用流体传热和层流两个模块。

该模型主要基于如下假设建立:1)熔池内的熔质为不可压缩的牛顿流体;2)将固态金属视为黏度很大的流体;3)忽视等离子体的影响。

2.1 控制方程

2.1.1 传热控制方程

流体中的传热方程可表示为^[13]

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

式中: ρ 为材料密度; T 为绝对温度; t 为时间; \mathbf{u} 为熔池速度场; k 为材料热导率; Q 为激光热源; C_p^{eq} 为等效比热。

固/液相变潜热采用等效热容法来处理,则 C_p^{eq} 可表示为

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

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

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

2.1.2 层流控制方程

传热方程中的 \mathbf{u} 为动量守恒公式 (Navier-Stokes 方程) 中的熔池速度场,具体可表示为^[14]

$$\rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho [(\mathbf{u} - \mathbf{u}_m) \cdot \nabla] \mathbf{u} = \nabla \{ -p\mathbf{I} + \mu [\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T] \} + \mathbf{F}_g, \quad (4)$$

其中

$$\mathbf{F}_g = \rho \mathbf{g}, \quad (5)$$

式中： \mathbf{u}_m 为移动网格的速度； p 为压力； μ 为动态粘滞度； \mathbf{F}_g 为重力体积力； \mathbf{g} 为重力加速度； \mathbf{I} 为单位矩阵。

2.2 边界条件

2.2.1 传热边界条件

假设靶材的各表面均存在 Neumann 边界条件^[15],可表示为

$$-k \nabla T \mathbf{I} = h(T - T_a) + \epsilon \sigma (T^4 - T_a^4), \quad (6)$$

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 为环境温度。

靶材的上表面存在热源以及由蒸发和辐射导致的热损失^[15],表达式为

$$-k \nabla T \mathbf{I} = Q + h(T - T_a) + \epsilon \sigma (T^4 - T_a^4) + Q_v, \quad (7)$$

其中

$$Q_v = M_v \cdot L_v, \quad (8)$$

式中： Q_v 为蒸发热损失； M_v 为蒸发迁移率； L_v 为

汽化潜热。实验采用的是高斯面光源,具体表达式为

$$Q = \eta \frac{2P}{\pi R^2} \exp(-2r^2/R^2), \quad (9)$$

式中： P 为功率； η 为靶材的吸收系数； R 为光斑半径； r 为当前计算单元与加热中心之间的距离。

2.2.2 层流边界条件

靶材的上表面为可以自由变形的开边界,拉普拉斯压力作用于法向,热毛细力作用于切向^[16]。

法向的拉普拉斯压力可表示为

$$\sigma_n = -P_{\text{recoil}} \mathbf{n} + \kappa \gamma \times \mathbf{n}, \quad (10)$$

式中： κ 为表面轮廓曲率， $\kappa = -\nabla \cdot \mathbf{n}$ ， \mathbf{n} 为表面的单位法向量； γ 为表面张力； P_{recoil} 为反冲压力。

切向的热毛细力可表示为

$$\sigma_t = \frac{\partial \gamma}{\partial T} \nabla_s T \times \mathbf{t}, \quad (11)$$

式中： $\nabla_s T$ 为沿表面切向的温度梯度； \mathbf{t} 为表面的单位切向量。

表面张力 γ 可以表示为温度 T 和硫活性的函数^[17],即

$$\gamma = \gamma_m - A_\gamma (T - T_m) - R_g T \Gamma_s \ln \left[1 + k_1 a_i \exp(-\Delta H_0 / R_g T) \right], \quad (12)$$

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,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。

熔池表面达到汽化温度后,液相金属蒸发产生的反冲压力为

$$P_{\text{recoil}} = \begin{cases} P_{\text{amb}}, & 0 \leq T < T_v \\ \frac{1 + \beta_r}{2} \times P_{\text{sat}}(T), & T \geq T_v \end{cases}, \quad (13)$$

式中： p_{amb} 为标准大气压； β_r 为扩散系数； $p_{\text{sat}}(T)$ 为饱和蒸汽压力； T_v 为材料的汽化点。

2.3 变形几何与网格划分

本文采用变形几何法来追踪气液界面,采用 Laplace 平滑方法对其进行计算,即将网格固定在材料上,由流体的运动来控制边界节点的位移。此外,本模型还考虑了液相金属蒸发速度对流体流动的影响,表达式为

$$u_{\text{mesh}} = u, \quad (14)$$

$$v_{\text{mesh}} = v - v_e, \quad (15)$$

式中： u_{mesh} 为网格的横向移动速度； v_{mesh} 为网格的纵向移动速度； u 为流体的横向移动速度； v 为流体的纵向移动速度； v_e 为蒸发速度,可表示为蒸发迁移率 M_v 与材料密度 ρ 的函数,即

$$v_e = M_v / \rho. \quad (16)$$

二维模型的横轴为 x ,纵轴为 y 。整个计算区域宽为 1500 μm ,高为 480 μm 。模型使用三角形单元进行划分,对其上表面区域进行超细化划分,最大单元尺寸为 3 μm ,其余区域采用较粗化的网格进行设置,最大单元尺寸为 3.22×10^{-6} m,最小单元尺寸为 1.44×10^{-7} m,最大单元的增率为 1.2,曲率因子为 0.4,网格划分示意图如图 1 所示。使用 MUMPS 求解器对其进行求解,相对容差为 0.001,容差因子为 0.1,时间步长为 0.01 ms。

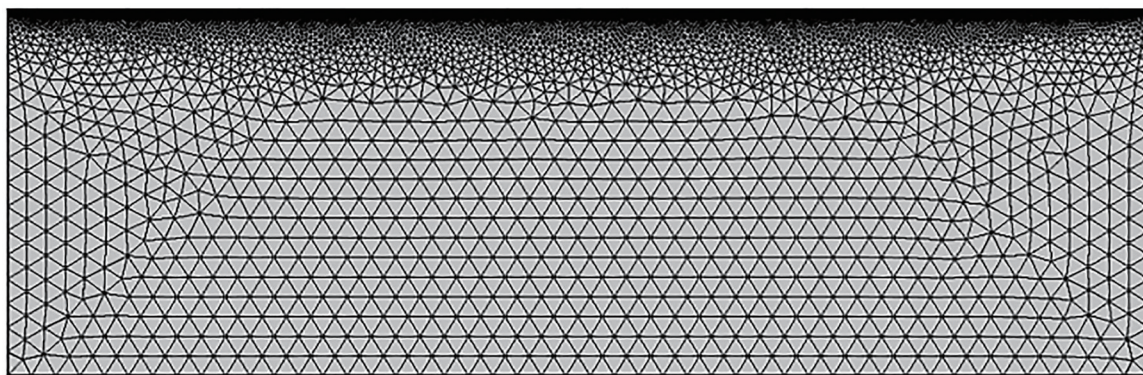


图 1 网格划分示意图

Fig. 1 Meshing diagram

3 结果与讨论

3.1 模型验证

首先对多次激光脉冲作用下的靶材形貌的演变规律进行研究。5次、10次和20次的脉冲作用后,熔池凝固后的形貌如图2所示。从图2可以看

到,随着脉冲次数的增加,形貌会从“W”状逐渐演变为中心凸起凹坑形貌,在此期间凹坑的直径逐渐增大后渐渐饱和,而凹坑的深度随着脉冲次数的增加而增大,呈现线性增长的趋势;熔池中心凸起高度和边缘凸起高度随脉冲次数的增加而降低。

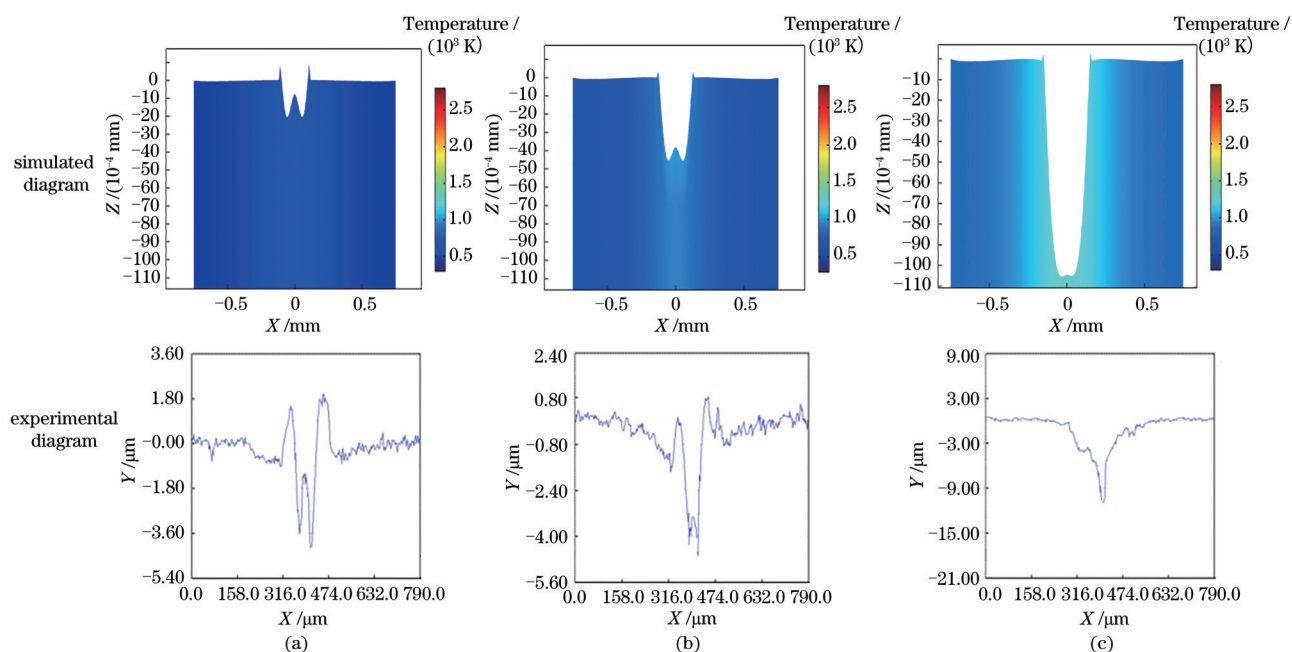


图 2 不同脉冲作用下的形貌。(a) 5次;(b) 10次;(c) 20次

Fig. 2 Morphologies of different pulses. (a) 5 times; (b) 10 times; (c) 20 times

实验中使用最大功率为 500 W 和波长为 1064 nm 的 SPI 光纤激光器,使用脉宽为 1 ms、光斑直径为 400 μm 和平均功率为 120 W 的激光照射在打磨抛光后的 45 钢表面上,实验过程中采用的激光参数数值与仿真数值保持一致。将加工后的试样放入超声波清洗装置中进行清洗,再利用三维形貌仪对试样上的形貌进行观察与测量,实际得到的结果如图 2 所示。

将实验结果与模拟结果进行对比可以发现,当脉冲次数增加时,织构形貌的变化规律与模拟的结果保持一致,其形貌尺寸误差主要在中心凸起高度和边缘凸起高度上。造成误差的原因:最终凸起形貌是由表面张力决定的,根据(11)式可知表面张力是关于表面温度和硫活性相关的函数,其中 A_s 值和 ΔH_0 值是基于已发表的结果和经验数据得到的,这会导致实验和模拟之间存在差异。

3.2 熔池流动机理

3.2.1 加热阶段

激光聚焦于模型上表面的中心,从而使表面温度迅速升高,当温度达到熔点时,材料熔化而产生熔池。由于激光的光束呈高斯状分布,所以熔池的中心温度高于边缘温度,在拉普拉斯压力和热毛细

力的共同作用下熔质从边缘向中心流动,并且在熔池中心堆积而形成凸起,加热阶段的熔质流向分布如图 3 所示,加热阶段的受力曲线如图 4 所示。从图 4 可以看到,热毛细力在熔池的流动中起主导作用,并且此时温度梯度较小,热毛细力的值较小,所以熔质流速较低。

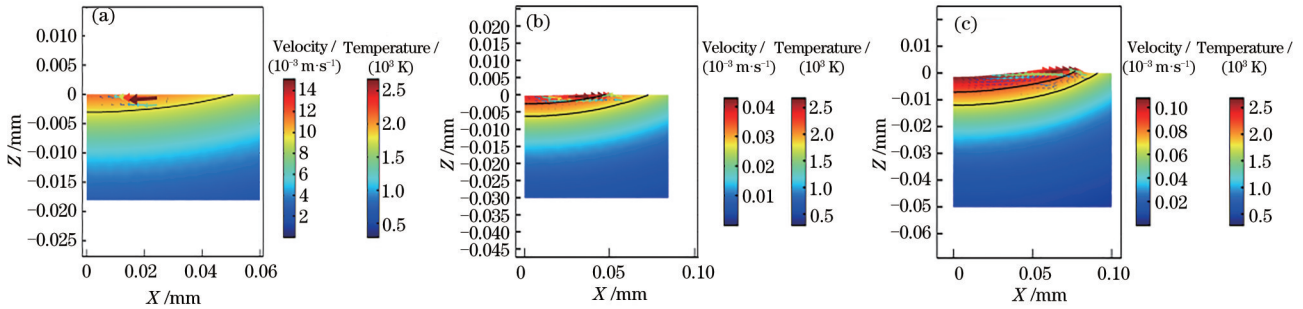


图 3 不同加热时间下的熔质流向分布图。(a) $t=0.40$ ms; (b) $t=0.60$ ms; (c) $t=0.95$ ms

Fig. 3 Distribution map of melt flow under different heating time. (a) $t=0.40$ ms; (b) $t=0.60$ ms; (c) $t=0.95$ ms

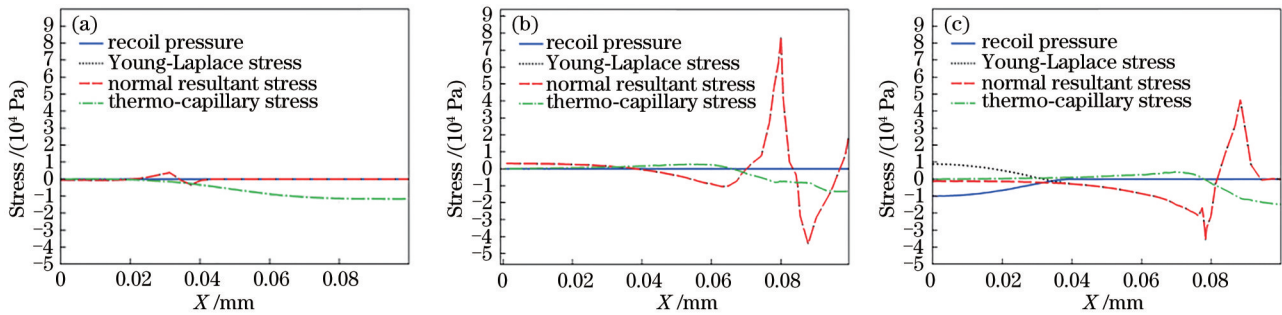


图 4 不同加热时间下的受力曲线。(a) $t=0.40$ ms; (b) $t=0.60$ ms; (c) $t=0.95$ ms

从图 3(b)可以看到,随着加热时间的增长,熔池的中心温度高于临界温度($T_c = 2180$ K),表面张力的温度系数变为负数,热毛细力的方向发生改变,熔质开始从中心向边缘流动;熔池边缘的熔质仍然向中心流动,两股异向流动的熔质相遇而形成凸起。

当温度进一步升高达到汽化温度时,液体金属汽化所产生的反冲压力反作用于熔池。从图 4(c)可以看到,反冲压力对形貌的变化起主要作用,导致熔池中心的凹坑深度增加;熔池中心区域的温度梯度较小,热毛细力为零,所以熔质流速较低;熔池边缘的温度梯度较大,热毛细力较大,所以熔池流动速度较高,此时边缘凸起的高度增加。

3.2.2 冷却阶段

停止加热后,熔池的表面温度迅速降到汽化温度以下,熔池中心的拉普拉斯压力为正,熔池边缘的拉普拉斯压力为负。在拉普拉斯压力与热毛细

力的共同作用下,熔质从边缘流向中心,且流速比加热阶段更快,所以熔池中心处形成凸起,熔池边缘的凸起高度减小。冷却阶段的熔质流向分布如图 5 所示,冷却阶段的受力曲线如图 6 所示。

从图 6 可以看到,当温度降低到临界温度以下时,熔池中心的拉普拉斯压力的方向向下,这可以抑制凸起高度的增加,熔池边缘的拉普拉斯压力的方向向上,这可以抑制边缘熔池下凹;与此同时,在热毛细力的作用下,熔质从边缘向中心流动。从图 5(b)可以看到,中心凸起高度的增加主要由热毛细力决定。熔池入口处凸起的主要原因:熔池边缘的热量消散快,所以温度很快降到材料的熔点以下,导致加热阶段所形成的边缘凸起没有完全消失;随着温度的进一步降低,当熔池内的温度全部低于临界温度以下时,材料的黏度系数达到固相黏度系数,所以熔质不再流动,从而形成中心凸起边缘凸起的形貌。

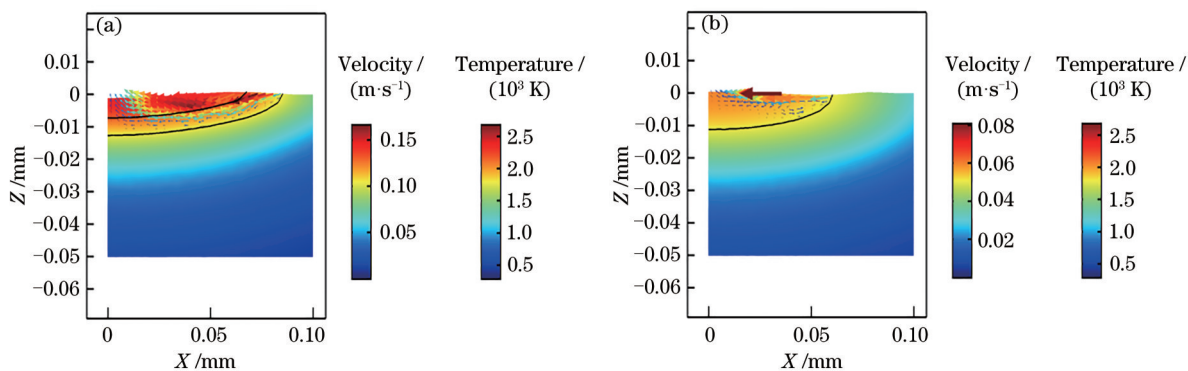


图 5 不同冷却时间下的熔质流向分布图。(a) $t=1.015$ ms; (b) $t=1.120$ ms

Fig. 5 Distribution map of melt flow under different cooling time. (a) $t=1.015$ ms; (b) $t=1.120$ ms

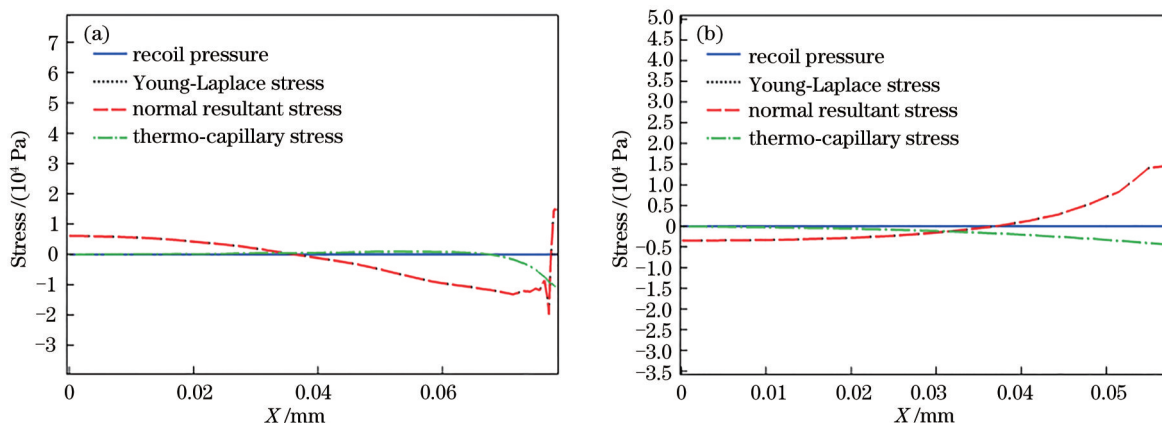


图 6 不同冷却时间下的受力曲线。(a) $t=1.015$ ms; (b) $t=1.120$ ms

Fig. 6 Stress curves at different cooling time. (a) $t=1.015$ ms; (b) $t=1.120$ ms

3.3 形貌变化规律

随着脉冲次数的增加,在热累积效应和热传递的作用下,每个周期内加热阶段熔池中心的温度不断升高,而且达到汽化温度的区域面积增大,反冲压力的数值和作用面积也不断增大,结果如图 7 所示,图 7(a)和图 7(b)分别为 10 次和 20 次脉冲作用

下的受力曲线。从图 7 可以看到,因激光的烧蚀作用,使得凹坑的深度和直径不断增大。

此外,脉冲次数的增加会导致温度梯度的减小,在热累积效应和热传递的作用下,熔池中心的温差极小,热毛细力几乎为零,从而使熔池中心沿着熔质切线方向的流动速度很小,熔池中心渐渐不

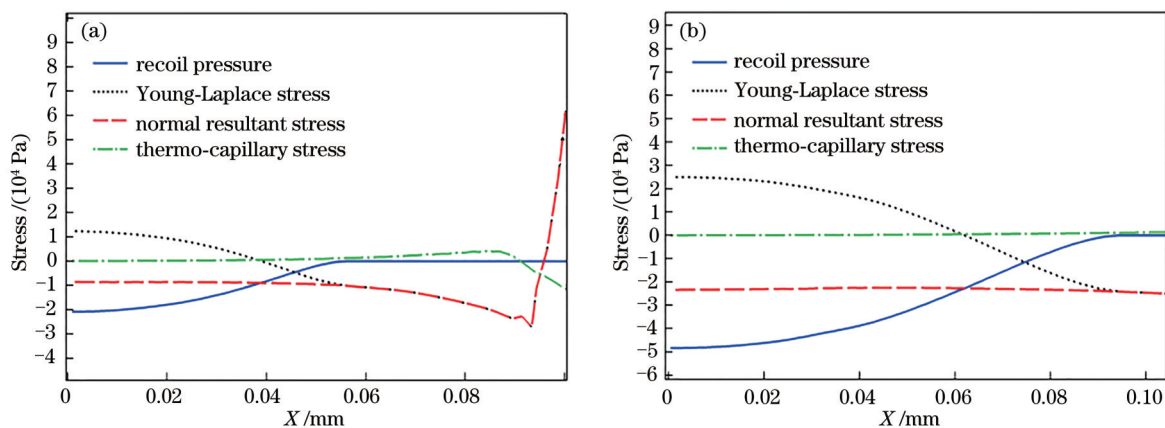


图 7 不同时间下的受力曲线。(a) $t=201$ ms; (b) $t=401$ ms

Fig. 7 Stress curves at different time. (a) $t=201$ ms; (b) $t=401$ ms

再形成凸起;熔池边缘仍然存在温度梯度,熔质从边缘向中心流动,随着脉冲次数的增加,熔池边缘的凸起高度不断减小。

4 结 论

本文建立二维数值模型并研究多脉冲激光作用下的形貌演变规律,而且分析熔池受力以及熔质流速和流向对形貌成形的影响,阐述形貌成形机理。实验过程中得到的主要结论:通过数值模拟得到随着脉冲次数的增加,织构形貌的变化过程与演变规律;熔池凸起主要由热毛细力决定,凸起的高度受熔质流速的影响,熔池中心的温差随着脉冲次数的增加不断减小,从而导致热毛细力的影响减小,熔池中心凸起不断减小;由于热累积效应,熔池的边缘温度不断增加,熔质流速逐渐增大,在热毛细力的作用下熔质流向熔池中心,边缘凸起不断减小;凹坑深度和凹坑直径主要受反冲压力的影响,并且随着脉冲次数的增加而增大;进一步研究激光峰值功率密度和脉冲宽度对熔池流动规律和形貌成形的影响,有助于更好实现织构形貌尺寸的精准可控加工。

参 考 文 献

- [1] 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, 53(3): 031408.
- [2] 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.
- [3] Hu M N, Ge L C, Zhang J P, et al. Hole-drilling with high depth-diameter ratio using multi-pulse femtosecond laser[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2016, 43(4): 0403006.
胡梦宁, 葛励成, 张晋平, 等. 多脉冲飞秒激光深小孔的加工[J]. *中国激光*, 2016, 43(4): 0403006.
- [4] Lü J F, Han X G, He D, et al. Effect of typical laser parameters on micro-dimple geometry of high-silicon aluminum alloy cylinder liner surface[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2020, 57(13): 131402.
吕佳霏, 韩晓光, 赫冬, 等. 典型激光参数对高硅铝合金缸套表面微坑几何形貌影响[J]. *激光与光电子学进展*, 2020, 57(13): 131402.
- [5] Tan X H, Shan J G, Tang L, et al. Study on laser surf-sculpt of GMW2 autobody sheet steel for carbon fiber reinforced polymer/steel dissimilar joint [J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2015, 42(3): 0303002.
谭向虎, 单际国, 唐磊, 等. 面向碳纤维增强树脂基复合材料/钢异质结构连接的汽车钢板高速激光毛化工艺研究[J]. *中国激光*, 2015, 42(3): 0303002.
- [6] Chen X, Wang F, Wu Q, et al. Pit morphology evolution law of 3A21 aluminum alloy surface in laser texturing[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2019, 56(24): 241404.
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): 241404.
- [7] Zhang Y M, Shen Z H, Ni X W, et al. Modeling and simulation on long pulse laser drilling processing [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2014, 73: 429-437.
- [8] 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.
- [9] Povarnitsyn M E, Levashov P R. Simulation of multi-pulse laser ablation for laser-induced breakdown spectroscopy applications[J]. *Applied Physics A*, 2019, 125(10): 688.
- [10] Fu Y H, Huang T, Ye Y X, et al. Influence of melt flow characteristics on textured bump forming[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2019, 46(7): 0702005.
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): 0702005.
- [11] Sharma S, Mandal V, Ramakrishna S A, et al. 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: 282-294.
- [12] Gao L Y, Zhou J Z, Sun Q, et al. Numerical simulation and surface morphology of laser-cleaned aluminum alloy paint layer[J]. *Chinese Journal of Lasers*, 2019, 46(5): 0502002.
高辽远, 周建忠, 孙奇, 等. 激光清洗铝合金漆层的数值模拟与表面形貌[J]. *中国激光*, 2019, 46(5): 0502002.
- [13] Courtois M, Carin M, Masson P L, 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.
- [14] 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.

- [15] Wan D P, Hu D J, Liu H B, et al. Computational fluid dynamic numerical simulation for pulse laser texturing machining[J]. Chinese Journal of Lasers, 2007, 34(7): 070802.

王大平, 胡德金, 刘红斌, 等. 脉冲激光毛化加工的

计算机流体动力学数值模拟[J]. 中国激光, 2007, 34(7): 070802.

- [16] Zhang C, Zhou J, Shen H, et al. Role of capillary and thermocapillary forces in laser polishing of metals [J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2017, 139(4): 041019.

- [17] 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.