

激光与光电子学进展

连续激光与复合激光辐照钢靶的相变烧蚀分析

王铭^{1,2}, 韩越^{1,2}, 车东博^{1,2}, 王挺峰^{1*}

¹中国科学院长春光学精密机械与物理研究所, 吉林 长春 130033;

²中国科学院大学, 北京 100039

摘要 针对千瓦级的连续激光和连续/调制脉冲复合激光辐照 SUS304 不锈钢靶, 建立了烧蚀与相变的仿真模型, 计算了钢靶在复合激光和连续激光辐照下的温升曲线以及相变分布, 并进行了实验验证。采用动网格方法描述了钢靶的烧蚀过程, 得到了钢靶的烧蚀与相变深度随时间的变化曲线。将上述仿真结果与实验结果进行对比, 二者在温升、相变分布与烧蚀方面吻合较好。根据仿真和实验结果可知, 钢靶在上述激光辐照下发生穿孔的方式按能量密度的高低分为汽化穿孔和熔融穿孔两种方式。在输出功率相同的情况下, 对厚度为 20 mm 的钢靶进行辐照, 相比于 3.4 kW 连续激光辐照, 2.55 kW/0.85 kW 复合激光辐照下的烧穿时间缩短 41%; 在烧蚀过程中, 质量迁移方式为熔融和汽化冲压, 且有明显的熔融物飞溅现象, 这对激光辐照下的钢靶温升和相变烧蚀过程形成了一定程度的正反馈。

关键词 激光光学; 激光辐照; 钢靶; 相变; 烧蚀; 数值仿真

中图分类号 TK124; O434.3

文献标志码 A

DOI: 10.3788/LOP202259.1114003

Analysis of Phase Change and Ablation of Steel Targets Irradiated by Continuous Laser and Composite Laser

Wang Ming^{1,2}, Han Yue^{1,2}, Che Dongbo^{1,2}, Wang Tingfeng^{1*}

¹Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun 130033, Jilin, China;

²University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100039, China

Abstract In this paper, the simulation model of ablation and phase change of SUS304 stainless steel targets irradiated by continuous laser or continuous/modulated composite laser is established. The temperature rise curve and phase change distribution of the steel target irradiated by the composite laser or the continuous laser are calculated and verified by experiments. The ablation process of steel target is described by the dynamic grid method, and the curves of the ablation and phase change depths versus time are obtained. The simulation results are compared with the experimental results, and the results of temperature rise, phase transition distribution and ablation are in well agreement. According to the simulation and experimental results, the perforation of the steel target under the above laser irradiation can be divided into two ways: vaporization perforation and melting perforation according to the power density. When the output power is the same, the speed under the 2.55 kW/0.85 kW composite laser is 41% faster than that under the 3.4 kW continuous laser for the 20 mm steel target. The mass transfer mode is the joint action of melting and vaporization stamping, and the molten material splashing phenomenon is obvious in the ablation process, which forms a certain degree of positive feedback to the temperature rise and the phase change and ablation process of the steel target.

Key words laser optics; laser irradiation; steel target; phase change; ablation; numerical simulation

收稿日期: 2021-06-24; 修回日期: 2021-07-03; 录用日期: 2021-07-14

基金项目: 中科院前沿科学重点研究项目(QYZDVSWSLH014)

通信作者: *wtfeng@sina.com

1 引言

传热与质量迁移是强激光与金属相互作用的基础。激光打孔是利用通过光束会聚系统的高能激光束辐照金属靶材,辐照区域发生温升和相变等热物理现象,从而达到打孔的目的。在激光与金属靶材的相互作用过程中,金属在辐照区域内的相变响应受环境因素(温度、空气流速等)、材料热物理性质(传热系数、比热容等)、材料表面特性(吸收率)以及激光参数(功率、光斑半径、脉冲频率等)的影响。随着激光加工技术在工业生产中的应用愈加广泛,许多学者在改善激光对金属的辐照效应方面开展了解析模型与数值模拟的研究^[1-5]。

在激光对金属靶材进行打孔的过程中,金属的相变熔融物会阻碍激光向金属材料内部辐照,将熔融物从熔池中排出需要消耗部分激光能量,导致实际激光打孔效率低。早在 1978 年, Fox 等^[6]提出了连续激光与脉冲激光叠加的方法,以增加热耦合效率并缩短打孔时间,得出了可用连续/脉冲复合激光作为打孔光源的结论。2001 年, Lehane 等^[7]提出将两个 Nd:YAG 泵浦源串联放在同一谐振腔内以实现复合脉冲激光输出,最终实现不锈钢靶材的高效打孔。该技术得以实现是因为二次激光脉冲快速蒸发熔融材料所产生的反冲压力。2010 年, Boley 等^[8]研究了气流对大尺寸激光光斑辐照铝板的影响,结果表明,当激光加热使靶材发生软化时,气流引起的前后表面压力差导致的剪切应力可在远低于熔点的情况下实现材料去除。2018 年,许本志等^[9]通过理论计算得出了复合激光近场打孔的最佳匹配参量,经实验验证,复合脉冲激光的打孔速率较毫秒脉冲激光最大提高了 3.3 倍。在近场辐照的条件下,激光光束通过扩束聚焦系统后,到靶光斑直径为微米量级,峰值功率密度的量级为 10^7 W/cm²,因此打孔速度极快,对厚度为 5 mm 的钢板的打孔时间仅需数十毫秒。而与近场辐照不同,对于远场辐照而言,激光光束的传输受光学系统和环境因素等多方面的限制,最终聚焦于靶面的激光光斑尺寸为毫米量级,因此到靶功率密度较低,且质量迁移方式也有所差异。

本文针对连续/调制脉冲复合激光与连续激光辐照 SUS304 钢质壳体靶材,对比研究了相变和烧蚀过程。重点研究了毫米级光斑条件下激光光斑的大小对钢靶热损伤的影响,并结合多物理场耦合仿真和实际实验,对钢靶的烧蚀过程进行了分析。

2 模型建立

2.1 理论模型

与超快激光对靶材的作用机理不同^[10],对于脉宽为毫秒量级的调制脉冲激光,材料有足够时间建立局部热平衡。因此可将激光能量引入基于傅里叶定律的热传导方程中。在金属靶材的固相阶段,材料内部的温度场可表示为

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

式中: ρ 为靶材密度; C_p 为靶材热容; T 为温度; t 为时间; k 为热导率; Q 为内热源项。由于金属对激光吸收的趋肤效应,其吸收深度远小于激光波长,因此可将激光热源视为表面热源。因此上述式(1)可改写为

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T)。 \quad (2)$$

结合实际实验确定方程的初始条件和边界条件。其中,初始条件为

$$T_0 = T_{\text{temp}}, \quad (3)$$

式中: T_{temp} 为环境温度。在辐照面处的边界条件为

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = AI - h(T - T_{\text{temp}}) - \epsilon \sigma (T^4 - T_{\text{temp}}^4), \quad (4)$$

式中: n 为激光入射平面的单位法向向量大小; A 为激光在靶材表面的吸收率; I 为激光输出光强; h 为对流换热系数; ϵ 为表面发射率; σ 为 Stefan-Boltzmann 常数。激光为高斯光源,其在光斑上的光强分布为

$$I(r, t) = I_0(r, t) \exp\left(-\frac{r^2}{r_0^2}\right), \quad (5)$$

式中: I_0 为输出的峰值功率密度; r 为光斑区域内沿径向的空间变量; r_0 为光斑半径。对于连续/调制脉冲的复合激光, I_0 可表示为

$$I(r, t) = I_{\text{cw}} g_1(t) + I_{\text{pulse}} g_2(t), \quad (6)$$

式中: I_{cw} 与 I_{pulse} 分别表示连续激光与脉冲激光的峰值功率密度; g_1 与 g_2 分别表示连续激光与脉冲激光的时域函数,可用矩形波函数^[11]表示为

$$g_1(t) = \begin{cases} 1, & t > 0 \\ 0, & t = 0 \end{cases}, \quad (7)$$

$$g_2(t) = \begin{cases} 1, & \Delta t \leq t \leq \Delta t + \tau \\ 0, & t < \Delta t \text{ or } t > \Delta t + \tau \end{cases}, \quad (8)$$

式中: τ 为脉宽; Δt 为脉冲的开始时间。

在金属靶材的相变阶段,金属先由固相变为液相,在发生相变处的等效热容表示为

$$C_p = \begin{cases} C_{ps}, & T < T_s \\ (1 - \frac{T - T_s}{T_1 - T_s}) \cdot C_{ps} + \frac{T - T_s}{T_1 - T_s} \cdot C_{pl} + \frac{L_1}{T_1 - T_s}, & T_s \leq T < T_1 \\ C_{pl}, & T \geq T_1 \end{cases} \quad (9)$$

式中： C_{ps} 与 C_{pl} 分别代表靶材的固相热容和液相热容； T_s 与 T_1 分别代表靶材的固相点和液相点； L_1 为金属靶材的液相潜热。

当靶材继续升温进入气相阶段时，熔融液体在某一温度下汽化的质量变化率^[12]可描述为

$$v_m = \frac{dm}{dt} = \frac{P_0 \exp[-L_v/R(1/T - 1/T_b)]}{\sqrt{2\pi RT/M}} \quad (10)$$

式中： P_0 为标准大气压强； R 为气体普适常数； M 为金属摩尔质量； T_b 为靶材沸点常数； L_v 为蒸发潜热。在该温度下，金属靶材在辐照面上的汽化速度为

$$v_{dv} = \frac{v_m}{\rho} \quad (11)$$

同时，单位时间下单位面积的液体表面因汽化所损失的入射激光能量为

$$I_{eva} = L_v v_m \quad (12)$$

将式(12)加入固相阶段中热传导方程在辐照面处的边界条件中，可得在相变过程中热传导方程的边界条件为

$$-k \frac{\partial T}{\partial t} = AI - h(T - T_{temp}) - \epsilon\sigma(T^4 - T_{temp}^4) - I_{eva} \quad (13)$$

在下面的仿真计算中，靶材的各项热物性参数如表 1 所示。激光参数如表 2 所示。

表 1 SUS304 不锈钢的热物性参数^[13-14]

Table 1 Thermophysical parameters of SUS304 stainless steel^[13-14]

Parameter	Symbol/unit	Value	
		Solid phase	Liquid phase
Density	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7200	6900
Specific heat	$C_p / (\text{J} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1})$	711.8	711.8
Thermal conductivity	$k / [\text{W} / (\text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})]$	22	22
Melting point	T_m / K	1700	
Boiling point	T_b / K	3200	
Latent heat of melting	$L_m / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	2.47×10^5	
Latent heat of evaporation	$L_v / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	6.34×10^6	

表 2 激光参数

Table 2 Laser parameters

Parameter	Symbol/unit	Value
Laser wavelength	λ / nm	1080
Continuous laser power	P_0 / kW	1.0, 2.0, 3.0
Modulated pulsed laser power	P_1 / kW	1.0
Modulated pulse frequency	f / Hz	5
Pulse space ratio	a	0.05
Spot radius	r_0 / mm	5.10

在模型与实际实验中，连续激光功率密度的数量级远小于激光辐照等离子体的产生阈值 (10^7 W/cm^2)^[15]，因此在模型中假设靶材蒸汽对激光的透过率不产生影响。同时为了简化计算，设靶材料为各向同性物质，其热物性参数在固相和液相阶段分别取定值，在相变阶段采用上述等效热容法进行平滑过渡。

关于材料对激光的吸收率，本文先对一维传热

方程进行差分再反推^[16]，结合实际激光辐照 SUS304 不锈钢过程中所记录的钢板背面峰值温度-时间数据，可求得吸收率随时间的变化。以 2.8 kW 连续激光辐照 9 mm 厚 SUS304 不锈钢板为例，钢板升温数据如图 1 所示，所求得的吸收率

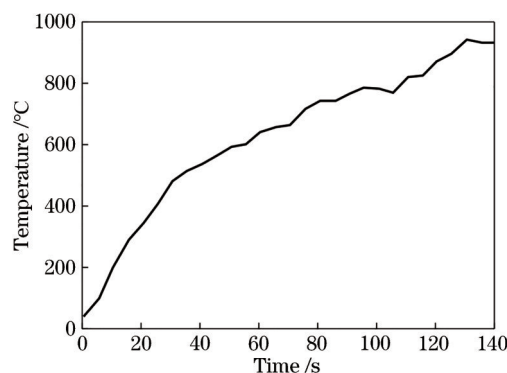


图 1 9 mm 厚 SUS304 不锈钢靶背面的温升曲线
Fig. 1 Temperature rise curve of rear surface of 9 mm SUS304 stainless steel target

随着时间的变化曲线如图 2 所示。通过计算结果与相关文献^[14]的对比,得出吸收率的参考值为 0.05~0.30。在下面模型中,根据仿真对比实验对吸收率进行适当调整。

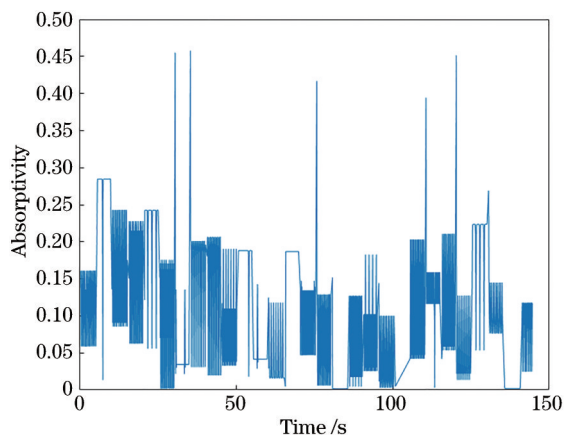


图 2 计算所得的钢靶对激光的吸收率曲线
Fig. 2 Calculated laser absorption curve of steel target

2.2 数值模拟

本文基于 COMSOL Multiphysics 软件,采用有限元方法进行仿真分析。几何建模采用三维结构,由于实验所用靶材为对称结构,为了减少计算量,所采用的几何模型如图 3 所示,其中 xz 面为对称截面,在仿真过程中将对称截面设置为绝热面。在仿真过程中,将激光辐照热源视为在辐照面上呈高斯分布的面热源,为了使辐照区域的计算更为收敛,将辐照区域的网格作密集划分。

图 4 显示了 20 mm 厚的钢板对输出功率为 3.0 kW 的连续激光辐照的热响应。现将光斑半径

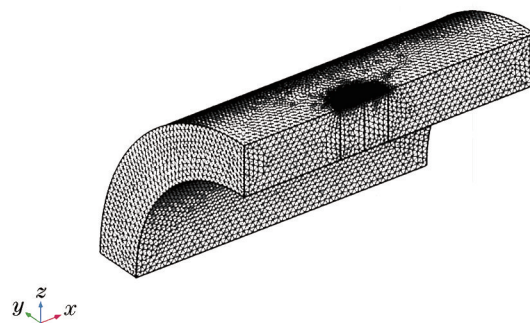


图 3 几何建模与网格划分
Fig. 3 Geometric modeling and meshing

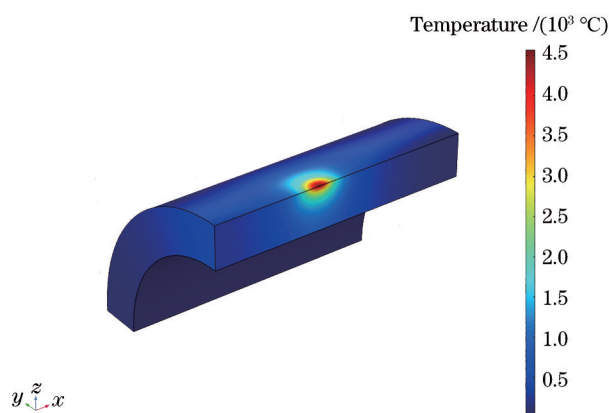


图 4 在光斑半径为 5 mm、输出功率为 3.0 kW 的连续激光辐照下,20 mm 厚的钢板在 300 s 时的温度云图
Fig. 4 Temperature cloud map of 20 mm thick steel plate at 300 s under continuous laser irradiation with spot radius of 5 mm and output power of 3.0 kW

分别设置为 5 mm 和 10 mm,输出功率分别设为 1.0,2.0,3.0 kW,靶材受辐照面和后表面的中心在 300 s 内的温升曲线如图 5 所示。

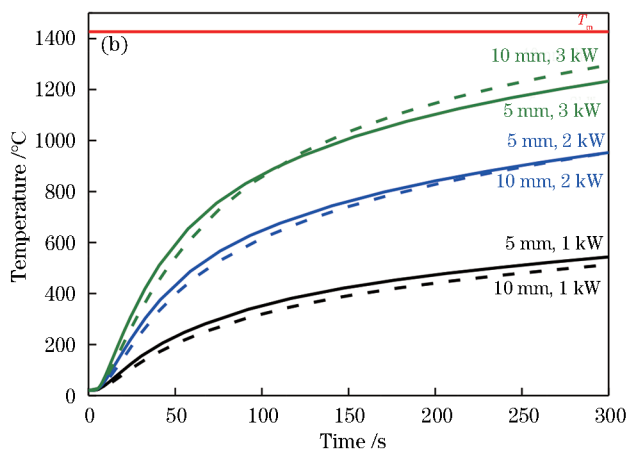
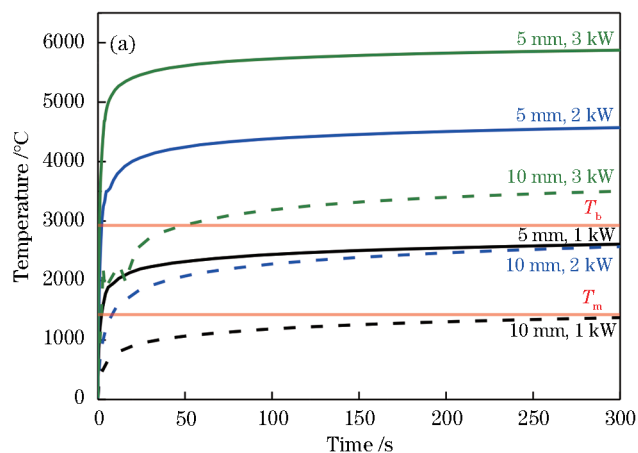


图 5 20 mm 厚的钢板在不同输出功率和不同光斑半径的连续激光辐照下的最高温度变化。(a) 辐照面;(b) 背面
Fig. 5 Variations of maximum temperature of 20 mm thickness steel plate under continuous laser irradiation with different output powers and spot radii. (a) Irradiation surface;(b) back surface

根据图 5 可知,当光斑半径为 10 mm 时,输出功率为 1.0~2.0 kW 的连续激光并未使钢靶表面发生汽化,其中 1.0 kW 的输出功率未使钢靶发生相变。但在 5 mm 光斑半径的激光辐照条件下,2.0~3.0 kW 的输出功率可使钢靶前表面温度在 25 s 内超过沸点 T_b ,钢靶表面发生汽化响应并形成烧蚀,且相较于 10 mm 光斑半径的辐照热响应,5 mm 光斑半径的 1.0 kW 连续激光可使钢靶发生液化相变。

由于存在靶材辐照面温度超过汽化温度的现象,仿真过程中必须考虑钢靶的汽化烧蚀效应。根据式(10)与式(11),可由温度 T 得到钢靶的烧蚀速

度 v_{dv} ,在辐照区域内靶材因激光烧蚀而厚度减小,从而靶材相变发生变化。在实际实验过程中,钢靶的厚度远大于激光光斑直径,采用二维模型可以在减少模型计算量的同时描述钢靶受激光辐照而发生相变与烧蚀的过程。对于烧蚀现象的模拟,本文采用变形网格方法,用烧蚀速度 v_{dv} 定义几何模型边界受温度场影响而发生的 Laplace 位移,在此过程中网格单元数量和模型拓扑性质不发生变化。

考虑烧蚀效应后,钢靶在相同输出功率、不同光斑大小的连续激光辐照下的相变与烧蚀响应如图 6 所示。

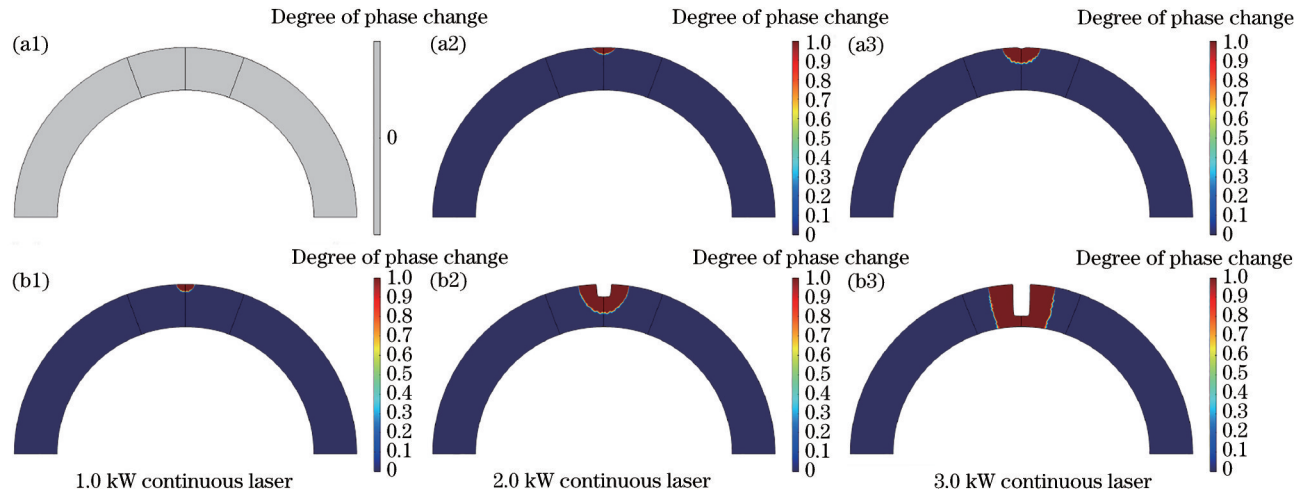


图 6 当辐照时间为 60 s 时,不同光斑半径的连续激光辐照下的 20 mm 厚钢靶的相变与烧蚀响应。(a1)~(a3) 10 mm 光斑半径;(b1)~(b3) 5 mm 光斑半径

Fig. 6 Phase transformations and ablation responses of 20 mm thick steel target under continuous laser irradiation with irradiation time of 60 s and different spot radii. (a1)~(a3) 10 mm spot radius; (b1)~(b3) 5 mm spot radius

可以看出,与三维模型结果相同的是,在 60 s 辐照时间内,光斑半径为 10 mm 的 1.0 kW 连续激光未使钢靶发生相变;当激光输出功率为 2.0 kW 时,钢靶辐照面处生成最大厚度约为 5 mm 的相变区域;增大输出功率至 3.0 kW,钢靶相变区域面积增大,并出现少量烧蚀。改变激光光斑半径至 5 mm,1.0 kW 的连续激光可使钢靶发生小范围的相变;2.0 kW 的连续激光可使钢靶形成最大厚度约为 12 mm 的相变区域与深度约为 5 mm 的烧蚀;3.0 kW 的连续激光可使钢靶在辐照区域形成深度约为 15 mm 的烧蚀,且其背面发生熔融现象,此时钢靶发生了熔穿(背面中心温度大于 T_m)。

在上述连续激光辐照条件的基础上,附加毫秒级调制脉冲激光热源。调制脉冲输出功率为 1.0 kW,脉宽为 10 ms,脉冲频率为 5 Hz,辐照时间为 20 s,此时钢靶的辐照面对连续(cw)/调制脉冲

(pulse)激光的热响应如图 7 所示。

可知在附加调制脉冲之后,不同光斑大小所导致的温升差异更为显著。当连续激光的输出功率

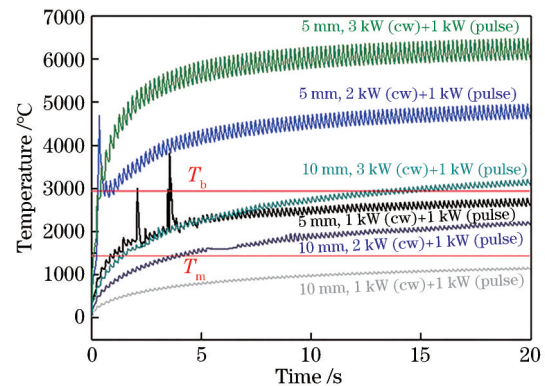


图 7 钢靶辐照面在连续/调制脉冲激光辐照下的最高温度变化

Fig. 7 Variations of maximum temperature of steel target irradiated by continuous/modulated pulsed laser

达到 2.0 kW 以上时,相较于 10 mm 光斑半径的复合激光所造成的熔融烧蚀(表面温度超过 T_m), 5 mm 光斑半径的复合激光会在 5 s 内使钢靶表面形

成汽化烧蚀(表面温度超过 T_b)。在不同光斑大小条件下,采用相同功率的连续/调制脉冲复合激光辐照 60 s 后钢靶的相变与烧蚀结果如图 8 所示。

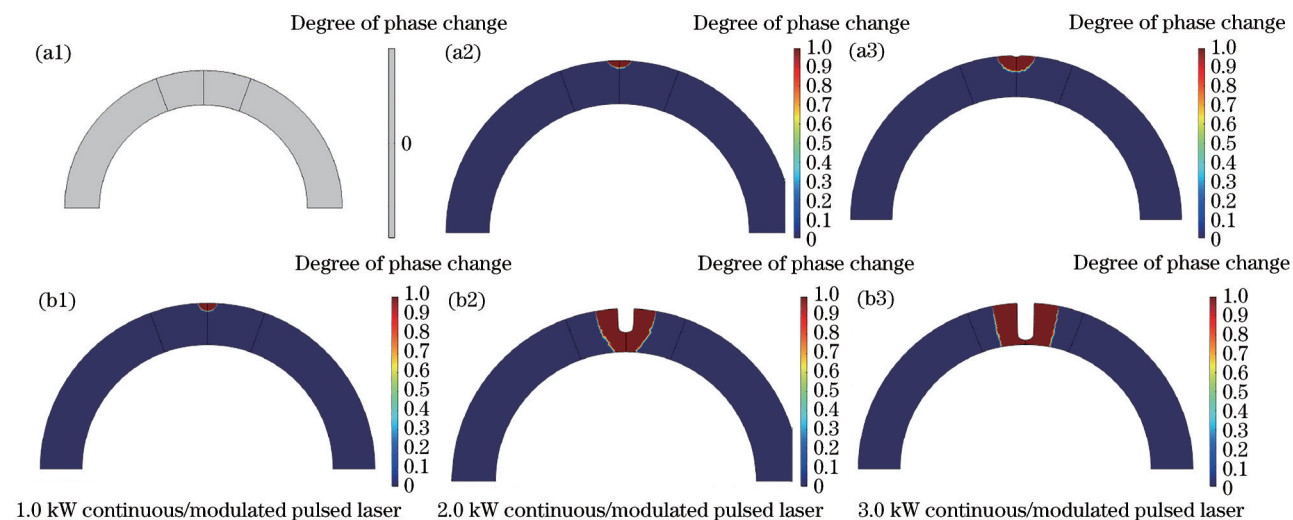


图 8 当辐照时间为 60 s 时,不同光斑半径的连续/调制脉冲复合激光辐照下 20 mm 厚钢靶的相变与烧蚀响应。(a1)~(a3) 10 mm 光斑半径;(b1)~(b3) 5 mm 光斑半径

Fig. 8 Phase transformations and ablation responses of 20 mm thick steel target under continuous/modulated pulsed laser irradiation with irradiation time of 60 s and different spot radii. (a1)~(a3) 10 mm spot radius; (b1)~(b3) 5 mm spot radius

在光斑半径为 10 mm 的情况下,钢靶对复合激光的热响应相较于连续激光无明显差异。当光斑半径较小时,复合激光对钢靶的烧蚀效率相较连续激光有明显提高。图 9 显示了当光斑半径为 5 mm 时,不同功率的连续激光与复合激光辐照下钢靶的相变和烧蚀深度。当连续激光功率分别为 1.0 kW 与 3.0 kW 时,钢靶在连续激光与复合激光辐照下

的相变过程非常相似,其中输出功率为 1.0 kW/1.0 kW 的复合激光并未使钢靶产生烧蚀。当复合激光输出功率为 2.0 kW/1.0 kW 时,钢靶的相变深度与烧蚀深度的变化率相较连续激光都有较大提升,而从烧蚀效率提升角度而言,2.0 kW 连续激光与 1.0 kW 调制脉冲激光组成的复合激光辐照下的钢靶烧蚀效率的提升较为突出。

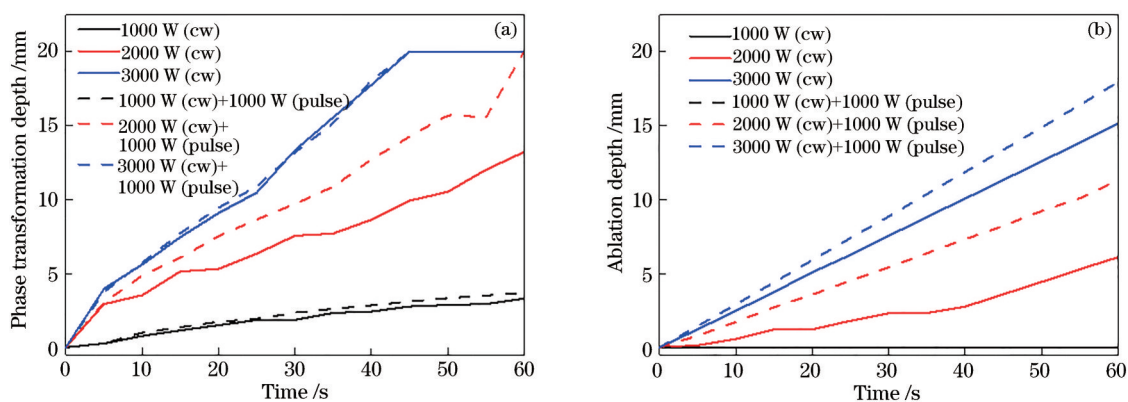


图 9 连续激光与复合激光辐照下钢靶的相变深度与烧蚀深度的对比。(a) 相变深度;(b) 烧蚀深度

Fig. 9 Comparison of phase transformation depth and ablation depth of steel target under continuous laser and composite laser irradiations. (a) Phase transformation depth; (b) ablation depth

3 实验分析

建立平台开展实验,实验按激光输出方式分为

两组进行,分别为连续激光组和连续/调制脉冲激光组。实验所采用的激光器为 1080 nm Nd:YGA 光纤激光器,最高输出功率为 6 kW。对于连续激光

组,激光光斑半径为 8 mm。对于连续/调制脉冲激光组,调制脉冲采用方波调制,设置脉宽为 50 ms,

频率为 5 Hz,光斑半径为 8 mm。两组实验所采用的实验方案如表 3 所示。

表 3 实验方案

Table 3 Experimental scheme

Experimental group	Serial No.	Spot radius /mm	Output power /kW	Thickness /mm
Continuous laser	1	2.5	1.4	7.5
	2	6.5	1.4	7.5
	3	8	3.4	20
Continuous/modulated pulsed laser	1	8	2.55/0.85	20

利用热像仪记录钢靶背部的温升曲线,如图 10 所示。可见实验和数值仿真结果吻合较好。使用输出功率为 3.4 kW 的连续激光和 2.55 kW/0.85 kW 的连续/调制脉冲复合激光对 20 mm 厚钢靶进行辐

照实验,利用带有衰减片的摄影机记录辐照过程。钢靶受辐照后,能量从辐照面向边界和内部传导,内部热阻和边界热损耗等原因导致出现温度梯度,温度持续提升直至动态平衡后趋于稳定。在超过 2.0 kW 的连续激光和连续/调制脉冲复合激光辐照下,壳体沿光束传播方向发生烧蚀打孔,该过程伴随熔化、汽化导致的质量迁移,当辐照区域的能量密度较大时,还会发生喷溅现象。开始辐照后,在辐照区域发生相变,形成小熔池,随着能量的持续注入,熔池扩大,伴随熔池中心出现穿孔,熔融物突破表面张力向熔洞外流出,当背面中心发生熔融时,后表面熔池向内塌陷,直至钢靶被烧穿。贯穿方式可按能量密度的大小分为两种方式,能量密度较大时,钢靶的质量迁移方式主要为汽化蒸发,此时穿孔孔径接近光斑尺寸,如图 11(a)所示;当能量密度较小时,钢靶的质量迁移方式主要为相变熔物流出,此时穿孔孔径将大于光斑尺寸,孔型呈锥形漏斗状,如图 11(b)所示。可见该过程与上述烧蚀与相变仿真分析结果吻合。

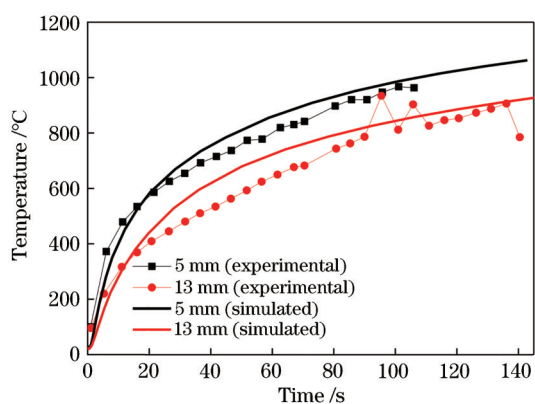


图 10 不同光斑半径的 1.4 kW 连续激光辐照下钢靶背面的温升曲线

Fig. 10 Temperature rise curves of back surface of steel target irradiated by 1.4 kW continuous laser with different spot radii

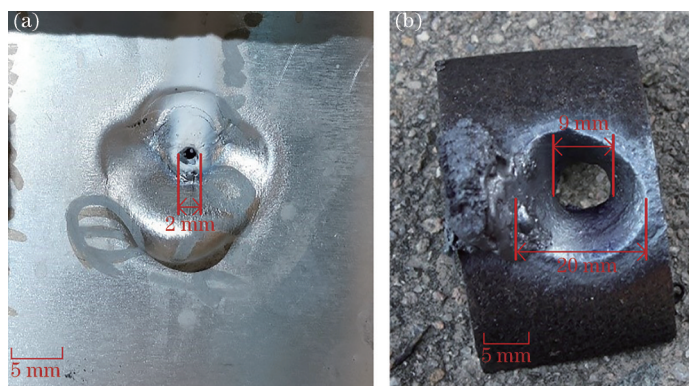


图 11 激光辐照钢靶的两种穿孔方式。(a) 能量密度较大时的汽化穿孔;(b) 能量密度较小时的熔融穿孔

Fig. 11 Two perforation modes of laser irradiated steel target. (a) Vaporization perforation at high energy density; (b) melting perforation at low energy density

使用输出功率为 2.55 kW/0.85 kW 的复合激光进行辐照,钢靶在辐照区域发生轻微汽化喷溅,

在 177 s 时 20 mm 厚不锈钢靶烧穿,相比于 3.4 kW 连续激光辐照,烧穿时间缩短了 41%。实验数据与

模型之间的偏差来源于以下方面:1) 材料的吸收率和热物性参数随烧蚀过程的进行而发生变化;2) 模型所设边界条件比较简单,在实际实验过程中系统的边界条件具有不确定性。

4 结 论

通过仿真与实验相结合的方法,建立了在毫米级光斑的激光辐照过程中 SUS304 不锈钢的温升、相变与烧蚀模型,计算出了连续/调制脉冲复合激光与连续激光辐照过程中钢靶的温升与相变烧蚀过程,对比了不同功率、不同光斑尺寸的复合激光与连续激光辐照下的温升与相变烧蚀。结果表明:连续激光在附加调制脉冲激光后,光斑尺寸的变化会进一步增大钢靶温升的差异;在调制脉冲输出功率为 1.0 kW、频率为 5 Hz、占空比为 0.25 的条件下,2.0 kW 连续激光附加该脉冲后的烧蚀效率有显著提升。在连续激光对钢靶的烧蚀过程中,钢靶的质量迁移方式按能量密度高低分为汽化穿孔和熔融穿孔两种方式,附加调制脉冲后,钢靶的质量迁移方式转为熔融和汽化冲压。该研究有利于加深对激光远场辐照下钢靶烧蚀过程的认识,研究结论对金属的远场激光打孔和激光参数调整等具有重要意义。

参 考 文 献

- [1] Tosto S. Modeling and computer simulation of pulsed-laser-induced ablation[J]. *Applied Physics A*, 1999, 68(4): 439-446.
- [2] Amoroso S, Ausanio G, Bruzzese R, et al. Characterization of laser ablation of solid targets with near-infrared laser pulses of 100 fs and 1 ps duration[J]. *Applied Surface Science*, 2006, 252(13): 4863-4870.
- [3] Kasparov K N, Ivlev G D, Belozeroval L I, et al. Temperature measurements in the pulsed laser heating of metals[J]. *Measurement Techniques*, 2011, 53(12): 1376-1379.
- [4] 何雅静, 王伟, 许本志, 等. 复合脉冲深度激光打孔的实验研究[J]. *激光技术*, 2017, 41(3): 380-384.
He Y J, Wang W, Xu B Z, et al. Experimental study on deep laser drilling by the superposed pulsed lasers[J]. *Laser Technology*, 2017, 41(3): 380-384.
- [5] 文康, 李和章, 马壮, 等. 光斑尺寸对连续激光辐照铝合金温度响应影响研究[J]. *中国光学*, 2020, 13(5): 1023-1031.
Wen K, Li H Z, Ma Z, et al. Effects of spot size on the temperature response of an aluminum alloy irradiated by a continuous laser[J]. *Chinese Optics*, 2020, 13(5): 1023-1031.
- [6] Fox J, Sluss E. The effect of combining CW laser radiation with pulses[C]//16th Aerospace Sciences Meeting, January 16-18, 1978, Huntsville, AL, USA. Reston: AIAA Press, 1978: 16-18.
- [7] Lehane C, Kwok H S. Enhanced drilling using a dual-pulse Nd: YAG laser[J]. *Applied Physics A*, 2001, 73(1): 45-48.
- [8] Boley C D, Cutter K P, Fochs S N, et al. Interaction of a high-power laser beam with metal sheets[J]. *Journal of Applied Physics*, 2010, 107(4): 043106.
- [9] 许本志, 齐丽君, 王伟, 等. 复合激光打孔最佳匹配参量的研究[J]. *激光技术*, 2018, 42(1): 5-10.
Xu B Z, Qi L J, Wang W, et al. Study on the optimum matching parameters of the combined laser drilling[J]. *Laser Technology*, 2018, 42(1): 5-10.
- [10] 张梁. 毫秒激光致固体靶材表面气化及熔融喷溅的研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2018: 3-5.
Zhang L. The study of millisecond laser interaction with solid target induced gasification and molten ejection[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2018: 3-5.
- [11] 李超, 高勋, 安良友志, 等. 连续/脉冲复合激光光束辐照铝靶材的热特性研究[J]. *长春理工大学学报(自然科学版)*, 2018, 41(2): 1-6.
Li C, Gao X, Anliang Y Z, et al. Thermal properties of aluminum target irradiated by combined CW/pulsed laser beam[J]. *Journal of Changchun University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 2018, 41(2): 1-6.
- [12] 陆建. 激光与材料相互作用物理学[M]. 北京: 机械工业出版社, 1996.
Lu J. Physics of laser-material interaction[M]. Beijing: China Machine Press, 1996.
- [13] le Guen E, Carin M, Fabbro R, et al. 3D heat transfer model of hybrid laser Nd: YAG-MAG welding of S355 steel and experimental validation[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011, 54(7/8): 1313-1322.
- [14] He X, Norris J T, Fuerschbach P W, et al. Liquid metal expulsion during laser spot welding of 304 stainless steel[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2006, 39(3): 525-534.
- [15] Sun C W, Lu Q S, Fan Z X, et al. Laser irradiation effect[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2002: 57-64.
孙承伟, 陆启生, 范正修, 等. 激光辐照效应[M]. 北京: 国防工业出版社, 2002: 57-64.
- [16] 金云声, 谭福利, 贺佳, 等. 反射率的数值反演[J]. *强激光与粒子束*, 2013, 25(3): 549-552.
Jin Y S, Tan F L, He J, et al. Numerical inverse computation of reflectivity[J]. *High Power Laser and Particle Beams*, 2013, 25(3): 549-552.