第 47 卷 第 9 期 焊 接 学 报 Vol. 47(9):104 − 117
2026 年 9 月 TRANSACTIONS OF THE CHINA WELDING INSTITUTION September 2026

引文格式: 伍森, 赵菲, 巩水利, 等. 殷瓦钢激光-TIG 复合焊熔池动态行为及电弧特征[J]. 焊接学报, 2026, 47(9): 104 − 117.
WU Sen, ZHAO Fei, GONG Shuili, *et al*. Molten pool dynamic behavior and arc characteristics in laser-TIG hybrid welding of Invar steel[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2026, 47(9): 104 − 117.

殷瓦钢激光-TIG 复合焊熔池动态行为及电弧特征

伍森[1,2], 赵菲[1,2], 巩水利[3], 马立峰[4], 赵海燕[5], 张威[6]

(1. 太原科技大学, 材料科学与工程学院, 太原, 030024; 2. 山西省金属连接与增材制造技术创新中心, 太原, 030024; 3. 中国航空制造技术研究院, 北京, 100024; 4. 太原科技大学, 机械工程学院, 太原, 030024; 5. 清华大学, 机械工程系, 北京, 100084; 6. 先进不锈钢全国重点实验室, 太原, 030003)

摘要: 殷瓦钢具有极低的热膨胀系数, 被广泛应用于航空航天复合材料的模具制造. 现有研究多集中于工艺方面, 缺乏对熔池流体动力学行为的深入分析. 因此, 采用数值模拟与高速摄影技术, 分析了不同工艺参数对殷瓦钢激光-TIG 复合焊熔池形态演变及电弧形态的影响规律, 为殷瓦钢焊接工艺优化提供了重要的理论支撑. 结果表明, 在激光功率 5 ~ 6 kW 内, 功率升高导致反冲压力增大, 促使熔深与匙孔尺寸扩大, 加剧了熔池的整体流动, 而高功率下的电弧易受激光吸引而偏移. 焊接速度在 0.5 ~ 0.8 m/min 内, 速度加快使热输入减少, 导致熔深与熔宽减小, 熔池流速与冷却速率提高, 而高速下电弧容易变形. 焊接电流在 150 ~ 170 A 内, 电流增大使得电弧力增强, 促使熔宽扩大, 加剧熔池对流, 且高电流下电弧更稳定.

创新点: (1) 采用高速摄影和数值模拟的方法研究了殷瓦钢激光-TIG 复合焊的熔池动态与电弧特征, 为工艺优化提供了的理论依据.

(2) 研究了激光功率、焊接速度与焊接电流对熔池动态和电弧特征的影响规律.

关键词: 殷瓦钢; 熔池流动; 电弧特征; 高速摄影; 数值模拟
中图分类号: TG 457.1 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20250930001

Molten pool dynamic behavior and arc characteristics in laser-TIG hybrid welding of Invar steel

WU Sen[1,2], ZHAO Fei[1,2], GONG Shuili[3], MA Lifeng[4], ZHAO Haiyan[5], ZHANG Wei[6]

(1. College of Materials Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan, 030024, China; 2. Shanxi Innovation Center of Metal Joining and Additive Manufacturing Technology, Taiyuan, 030024, China; 3. AVIC Manufacturing Technology Institute, Beijing, 100024, China; 4. School of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan, 030024, China; 5. Department of Mechanical Engineering, Tsinghua University, Beijing, 100084, China; 6. State Key Laboratory of Advanced Stainless Steel, Taiyuan, 030003, China)

Abstract: Invar steel has an extremely low coefficient of thermal expansion, making it widely used in the manufacturing of molds for aerospace composite materials. Most existing studies focus on process aspects, lacking in-depth analysis of the fluid dynamics behavior of the molten pool. Therefore, numerical simulation and high-speed photography were employed to analyze the effects of different process parameters on the molten pool morphology evolution and arc characteristics during laser-TIG hybrid welding of Invar steel, which provides crucial theoretical support for the optimization of the Invar steel welding process. The results indicate that within the laser power range of 5 ~ 6 kW, the increased power leads to greater recoil pressure, which promotes a larger penetration depth and keyhole dimension, intensifies the overall molten pool flow, and makes the arc prone to being attracted by the

收稿日期: 2025 − 09 − 30; **录用日期:** 2026 − 01 − 08
基金项目: 国家自然科学基金联合基金资助项目 (U23A20627); 国家重点研发计划资助项目 (2024YFB3714304)

laser and deflected at a high power. Within the welding speed range of 0.5 ~ 0.8 m/min, a higher speed reduces the heat input, leading to a decreased penetration depth and weld width, and an increased flow velocity and cooling rate of the molten pool; additionally, the arc is prone to deformation at a high speed. Within the welding current range of 150 ~ 170 A, the increased current enhances the arc force, promoting the expansion of weld width and intensifying the molten pool convection; furthermore, the arc is more stable at a high current.

Highlights: (1) High-speed photography and numerical simulation were used to study the molten pool dynamics and arc characteristics during laser-TIG hybrid welding of Invar steel, which provided a theoretical basis for process optimization.

(2) The effects of laser power, welding speed, and welding current on the molten pool dynamics and arc characteristics were investigated.

Key words: Invar steel; molten pool flow; arc characteristic; high-speed photography; numerical simulation

0　序言

殷瓦钢是一种含镍 36% 的铁镍合金, 其热膨胀系数较低, 在航空复合材料模具制造中得到广泛应用[1-4]. 其高镍含量与低热导率的特性, 使得殷瓦钢在焊接过程中容易出现热裂纹、咬边及气孔等缺陷[5-7]. 这些缺陷会降低模具表面质量, 导致零件尺寸精度下降并产生残余应力. 目前针对殷瓦钢的研究多集中于焊接工艺优化、焊缝组织匹配与焊后变形控制[8-12] 等方面, 而缺少对熔池流体动力学行为的研究. 因此, 深入研究殷瓦钢焊接熔池的流动特性, 可为殷瓦钢焊接工艺优化提供重要理论支撑.

激光电弧复合焊融合了激光与电弧的协同效应[13-15], 有效克服了单一热源焊接的局限, 在熔深和熔宽上均优于传统单热源焊接. 由于殷瓦钢在液态时具有高表面张力、低流动性的特点, 所以复合焊尤其适用于殷瓦钢的焊接加工.

近年来, 国内外学者通过数值模拟与高速摄影的研究方法对熔池流动行为和电弧形态特征进行了深入研究. 王瑞超等人[16] 通过数值模拟研究了脉冲 MIG 焊熔池流动行为, 发现马兰戈尼力影响最大, 电磁力次之, 浮力最小. 熔池表层流动由马兰戈尼力主导, 内部以电磁力为主, 形成对称环流. ZHU 等人[17] 对窄间隙 TIG 焊熔池进行模拟研究, 发现熔池形貌主要由电磁力决定. 电流增大会使横截面涡流向电弧中心收缩, 纵截面涡流后移. CUI 等人[18] 则对 K-TIG 焊熔池流动开展模拟研究, 发现降低焊速会加快匙孔形成, 并增大马兰戈尼力作用下的熔池最大流速. 杨晖等人[19] 采用高速摄影观察 304L 不锈钢扫描激光焊过程, 发现增大扫描幅度或频率会减少单位长度母材的激光能量吸收, 引起熔池温度降低与前缘快速凝固, 从而抑制未熔区进一步缩减. 当扫描幅度低于 1.5 mm 或频率低于 50 Hz 时, 未熔区明显减小甚至消失, 咬边缺陷也随之消除. 任闻杰等人[20] 基于高速摄影研究了脉冲激光电弧复合焊, 指出非脉冲模式下电磁收缩力过大会引发液桥爆炸与气体膨胀, 导致熔滴爆裂和飞溅; 而脉冲工艺通过降低短路电流与熔池振荡, 可有效减少飞溅. 综上所述, 采用数值模拟或高速摄影的方法, 能够有效研究焊接熔池的流动特性, 并揭示其动态行为规律.

文中采用数值模拟与高速摄影技术, 分析不同工艺参数对殷瓦钢激光-TIG 复合焊熔池形态演变与电弧形态的影响规律, 为殷瓦钢焊接工艺优化提供重要理论支撑.

1　试验方法

1.1　试验材料

试验材料为 200 mm × 100 mm × 10 mm 的 4J36 殷瓦钢板. 焊丝选用化学成分与母材相同的 Invar36, 直径为 1.2 mm, 4J36 殷瓦钢的化学成分如表 1 所示. 焊接前, 用打磨机去除母材表面氧化层, 然后用丙酮清除母材表面的油污与灰尘, 焊接前保证母材表面洁净.

表 1　4J36 殷瓦钢的化学成分 (质量分数, %)
Table 1　Chemical composition of 4J36 Invar steel

Ni	C	Si	Mn	P	S	Fe
35.0 ~ 37.0	≤0.05	≤0.3	≤0.6	≤0.02	≤0.02	余量

1.2　试验设备

激光-TIG 复合焊系统如图 1 所示, 激光器的型号为 YLS-20000, 电弧设备的型号为 MagicWave 4000 Job, 高速摄影机的型号为 I-SPEED. 采用激光

在前，电弧在后的焊接方式，激光垂直照射焊件表面，TIG 焊枪与工件的夹角为 60°，光钨间距 3 mm. 焊接时选用 99.999% 的高纯度氩气作为保护气体，气体流量为 25 L/min. 拍摄高速摄影图像时，高速摄影机在位于焊接位置的斜上方约 45°，水平距离约 1 m. 高速摄影机拍摄时的帧数为 2000 帧/s，曝光时间为 1 μs，分辨率为 800 × 600. 用于高速摄影拍摄焊接过程的试验工艺参数如表 2 所示.

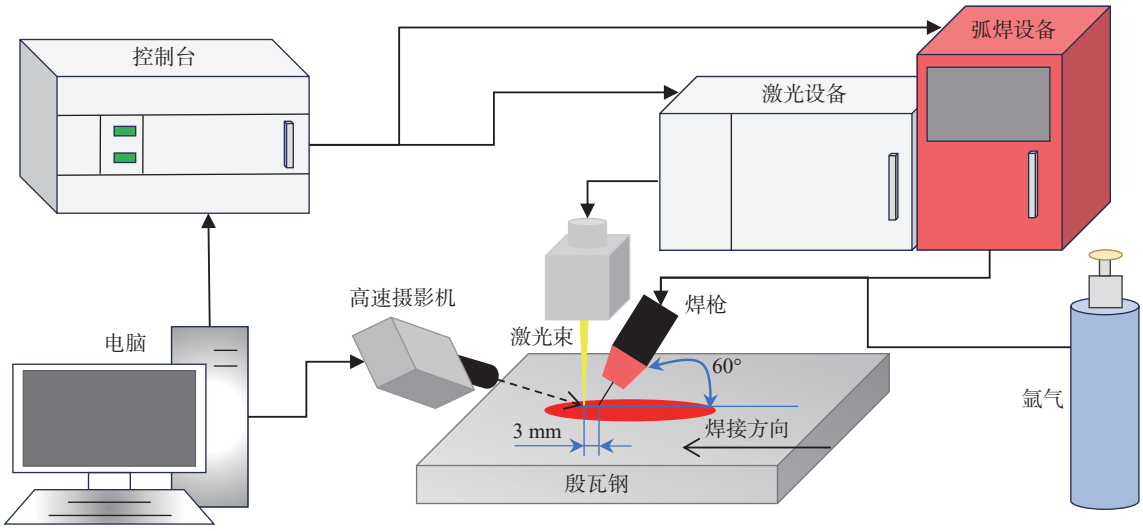


图 1 激光-TIG 复合焊试验平台

Fig. 1 Experimental platform for laser-TIG hybrid welding

表 2 殷瓦钢高速摄影试验参数

Table 2 High-speed photography test parameters of Invar steel

组号	激光功率 P/kW	焊接速度 v/(m·min^{-1})	焊接电流 I/A	焊接电压 U/V	离焦量 Δf/mm	光钨间距 D_{LT}/mm
1	5	0.4	150	12 ~ 14	0	3
2	6	0.4	150	12 ~ 14	0	3
3	5	0.5	150	12 ~ 14	0	3
4	5	0.8	150	12 ~ 14	0	3
5	5	0.7	150	12 ~ 14	0	3
6	5	0.7	170	12 ~ 14	0	3

1.3 数值模拟分析

1.3.1 模拟假设

对复杂的焊接过程作出合理简化，有利于计算，对此作出以下假设.

①忽略保护气体对熔池流动的影响.

②材料在液态下为不可压缩的牛顿流体且流动方式为层流.

③只建立一半的模型进行模拟计算，熔池的计算区域关于焊缝对称.

1.3.2 模型设置

为了简化计算，只建立一半的模型进行模拟. 如图 2 所示，模型大小为 20 mm × 8 mm × 12 mm (xyz)，其中 $-10 \leqslant z \leqslant 0$ 为流体域，$0 < z \leqslant 2$ 为空气域. 模型上表面设置为速度入口，中间面设置为对称面，其他面设置为壁面. 激光束垂直射向 Y-X 平面，焊接方向沿着 X 轴正方向，且垂直于工件的 Y-Z 平面.

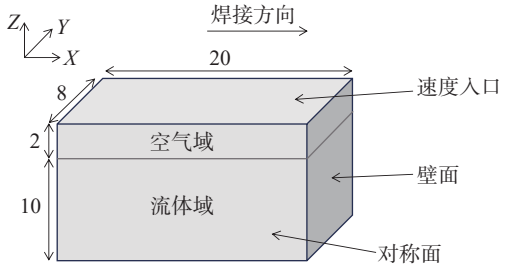


图 2 模型设置 (mm)

Fig. 2 Model setup

1.3.3 材料物性

模拟过程所用到的材料物性如表 3 所示.

1.3.4 控制方程

复合焊接过程的传热传质和流体流动遵循质

表 3　殷瓦钢材料物性

Table 3　Material properties of Invar steel

固相线温度 T_s/K	液相线温度 T_l/K	蒸发温度 T_v/K	表面张力 γ/(N·m^{-1})	密度 ρ/(kg·m^{-3})	熔化潜热 L_m/(J·kg^{-1})	运动粘度 υ/(kg·m^{-1}·s^{-1})	固相热导率 k_s/(W·m^{-1}·K^{-1})	液相热导率 k_l/(W·m^{-1}·K^{-1})	固相比热容 c_{ps}/(J·kg^{-1}·K^{-1})	液相比热容 c_{pl}/(J·kg^{-1}·K^{-1})
1 727	1 811	3 200	1.2	8 130	2.74×10^5	0.006	19	70	880	920

量、能量和动量三大守恒方程[21-22].

质量守恒方程.

$$\frac{\partial\rho}{\partial t}+\frac{\partial(\rho u)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho v)}{\partial y}+\frac{\partial(\rho w)}{\partial z}=0 \tag{1}$$

能量守恒方程.

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho uH)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho vH)}{\partial y}+\frac{\partial(\rho wH)}{\partial z}=\frac{\partial}{\partial x}\left(K\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(K\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(K\frac{\partial T}{\partial z}\right)+S_E \tag{2}$$

动量守恒方程.

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho uu)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho uv)}{\partial y}+\frac{\partial(\rho uw)}{\partial z}=-\frac{\partial P}{\partial x}+\frac{\partial}{\partial x}\left(\mu\frac{\partial u}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu\frac{\partial u}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial u}{\partial z}\right)+S_u \tag{3}$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho vu)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho vv)}{\partial y}+\frac{\partial(\rho vw)}{\partial z}=-\frac{\partial P}{\partial y}+\frac{\partial}{\partial x}\left(\mu\frac{\partial v}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu\frac{\partial v}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial v}{\partial z}\right)+S_v \tag{4}$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho wu)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho wv)}{\partial y}+\frac{\partial(\rho ww)}{\partial z}=-\frac{\partial P}{\partial z}+\frac{\partial}{\partial x}\left(\mu\frac{\partial w}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu\frac{\partial w}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\mu\frac{\partial w}{\partial z}\right)+S_w \tag{5}$$

式中: ρ是材料密度; t是时间; u、v、w分别是流体速度在x、y、z方向上的分量. K代表材料热导率; T代表温度; H代表混合焓; S_E代表能量方程中的源项; P是流体内的压力; μ是液态金属的动力粘度系数; S_u、S_v、S_w分别是动量方程中的源项.

1.3.5 初始条件和边界条件

初始条件.

当$t=0$时,

$$T=T_0,\ u=v=w=0 \tag{6}$$

式中: T代表工件温度; T_0代表环境温度; u、v、w分别代表流体速度在x、y、z方向上的分量.

边界条件.

工件上表面计算方法为

$$-K\frac{\partial T}{\partial n}=q_l+q_t-q_{conv}-q_{rad} \tag{7}$$

$$q_{conv}=h(T-T_0) \tag{8}$$

$$q_{rad}=\sigma\varepsilon\left(T^4-T_0^4\right) \tag{9}$$

工件其余各面计算方法为

$$-K\frac{\partial T}{\partial n}=-q_{conv}-q_{rad},u=v=w=0 \tag{10}$$

对称面计算方法为

$$-K\frac{\partial T}{\partial n}=0,\frac{\partial u}{\partial y}=\frac{\partial w}{\partial y}=0,v=0 \tag{11}$$

式中: K代表材料热导率; $\frac{\partial T}{\partial n}$代表温度梯度; q_l代表激光热源; q_t代表电弧热源; q_{conv}代表对流散热; q_{rad}代表辐射散热; h代表对流换热系数; T_0代表环境温度; σ代表玻尔兹曼常数; ε代表热辐射率.

1.3.6 熔池受力

复合焊接过程中, 熔池流动主要受到反冲压力、电磁力、电弧压力、浮力和表面张力的作用[23-24]. 反冲压力计算方法为

$$P_r=0.54P_0\exp\left(\Delta H_v\frac{T-T_b}{RTT_b}\right) \tag{12}$$

式中: P_0代表环境压力; ΔH_v代表材料蒸发潜热; T代表匙孔壁温度; T_b代表金属熔液沸点, R代表理想气体常数.

电弧压力计算方法为

$$P_A(x,y)=C\frac{3\mu_0I^2}{2\pi^2\left(a_{j1}+a_{j2}\right)b_j}\exp\left(-\frac{3(x-v_0t)^2}{a_{j1}^2}-\frac{3y^2}{b_j^2}\right),\quad x\geqslant0 \tag{13}$$

$$P_A(x,y)=C\frac{3\mu_0I^2}{2\pi^2\left(a_{j1}+a_{j2}\right)b_j}\exp\left(-\frac{3(x-v_0t)^2}{a_{j2}^2}-\frac{3y^2}{b_j^2}\right),\quad x<0 \tag{14}$$

式中: μ_0代表磁导率; C代表计算系数; a_{j1}、a_{j2}、b_j代表电弧压力分布参数, v_0表示焊接速度.

电磁力计算方法为

$$F_{ex}=-\frac{\mu_0I^2}{4\pi^2\sigma_j^2r}\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\left[1-\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right]\left(1-\frac{z}{L}\right)^2\frac{x}{r} \tag{15}$$

$$F_{ey}=-\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2\sigma_j^2 r}\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\left[1-\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right]\left(1-\frac{z}{L}\right)^2\frac{y}{r} \tag{16}$$

$$F_{ez}=\frac{\mu_0 I^2}{4\pi^2 L r^2}\left[1-\exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_j^2}\right)\right]^2\left(1-\frac{z}{L}\right) \tag{17}$$

式中：μ_0代表磁导率；L代表工件的厚度；I代表电流大小；σ_j代表电流密度分布系数；$r=\sqrt{(x-v_0t)^2+y^2}$；v_0代表焊接速度.

表面张力计算方法为

$$F_s=\gamma k \tag{18}$$

式中：γ表示表面张力；k表示熔池自由表面的曲率半径.

浮力计算方法为

$$F_b=\rho g\beta(T-T_0) \tag{19}$$

式中：ρ表示液态金属密度；β表示热膨胀系数；g表示重力加速度；T_0表示材料熔点；T表示液态金属温度.

1.3.7 热源模型

激光-TIG 复合焊过程中，热源[25-28]由两部分组成，激光热源采用高斯热源模型，电弧热源采用双椭球热源模型.

高斯旋转体热源模型的表达式为

$$q(x,y,z)=\frac{3c_sQ}{\pi H\left(1-\frac{1}{e^3}\right)}\exp\left[\frac{-3c_s}{\log\left(\frac{H}{z}\right)}\left(x^2+y^2\right)\right] \tag{20}$$

$$c_s=\frac{3}{R_0^2} \tag{21}$$

式中：H表示热源高度；Q表示热输入率；R_0表示热源半径.

双椭球热源模型的表达式为

$$q_f(x,y,z)=\frac{12\sqrt{3}f_fQ}{a_fb_hc_h\pi\sqrt{\pi}}\exp\left(-\frac{3x^2}{a_f^2}-\frac{3y^2}{b_h^2}-\frac{3z^2}{a_h^2}\right),x\geqslant 0 \tag{22}$$

$$q_r(x,y,z)=\frac{12\sqrt{3}f_rQ}{a_rb_hc_h\pi\sqrt{\pi}}\exp\left(-\frac{3x^2}{a_r^2}-\frac{3y^2}{b_h^2}-\frac{3z^2}{a_h^2}\right),x<0 \tag{23}$$

式中：q_f、q_r分别表示前、后半椭球的热流分布；b_h、c_h分别表示前、后半椭球另外两个半轴；a_f、a_r分别表示前、后半椭球半轴；f_f、f_r分别为前、后半椭球体内热输入的份额，$f_f+f_r=1$.

2 结果与讨论

2.1 熔池演变过程

2.1.1 熔池及匙孔动态行为

图 3 分别为不同仿真时刻下殷瓦钢复合焊熔池及匙孔演变示意图，焊接主要参数为：激光功率 5 kW、焊接速度 0.7 m/min、焊接电流 150 A. 通过对图 3 进行分析，测量了熔宽、熔深以及匙孔深度的大小，得到了这些参数随时间的变化规律，如图 4 所示. 结果表明，0 ~ 25 ms 内，激光束作用于熔池前部，母材直接汽化并产生蒸气反冲压力，从而形成匙孔. 匙孔能够扩展熔深，25 ms 时，匙孔深度迅速

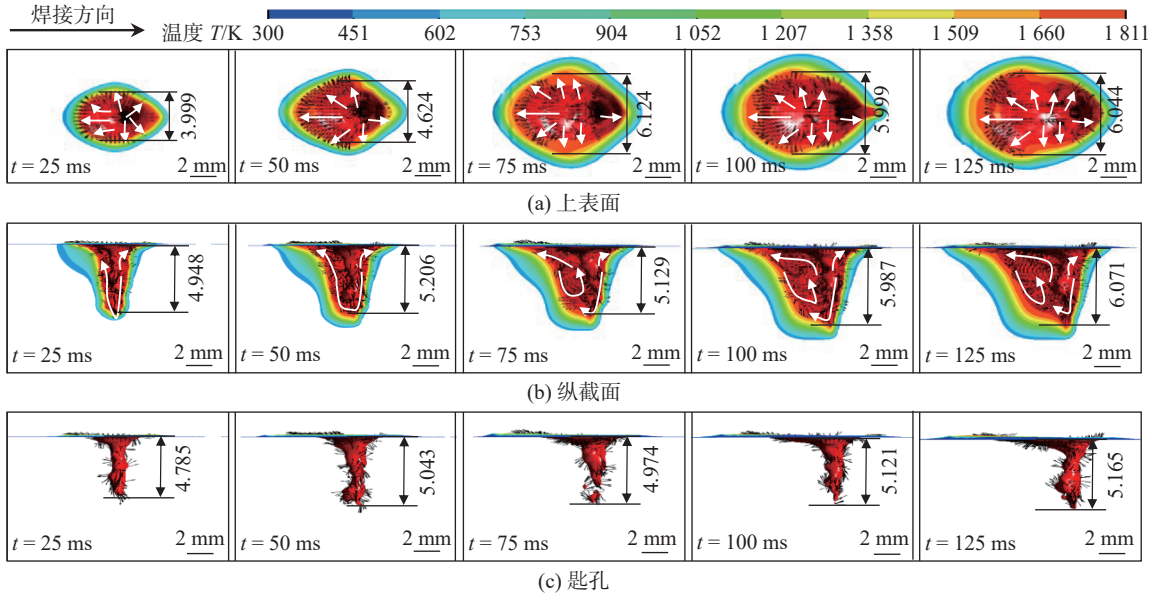


图 3 不同位置的熔池演变图

Fig. 3 Evolution of the molten pool at different positions. (a) top surface; (b) longitudinal section; (c) keyhole

增大至 4.785 mm，熔深在匙孔的作用下迅速增大至 4.948 mm. 此时，金属熔液沿着匙孔前壁加速流向熔池底部，再沿着匙孔后壁流向熔池表面. TIG 电弧作用于熔池表面扩展熔宽，25 ms 时，熔宽增大至 3.999 mm. 熔池表面则在 TIG 电弧压力的作用下形成凹陷，使得金属熔液从熔池中心向四周流动. 此阶段内熔深、熔宽和匙孔尺寸均快速增大. 25 ~ 75 ms 内，熔宽从 3.999 mm 增大至 6.124 mm，熔深从 4.948 mm 增大至 5.129 mm. 由图 4 可知，相比前 25 ms，熔宽和熔深尺寸在这一阶段的增长速率降低，而匙孔尺寸逐渐平稳. 此时熔池内金属熔液逐渐增多，熔池流动性增强，熔池上表面逐渐呈椭圆形，整体呈现为向尾部流动的趋势. 另外，熔池表面还受 Marangoni 效应影响，使得金属熔液从熔池中心向熔池边缘流动. 100 ms 之后，匙孔形态基本稳定，熔深和熔宽大小也基本保持不变，熔池达到准稳态.

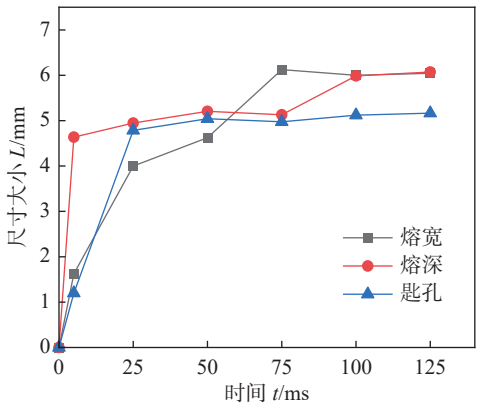


图 4　熔宽、熔深及匙孔深度的变化情况

Fig. 4　Variations in weld width, penetration depth and keyhole depth

2.1.2 模拟验证

对 2.1.1 的模拟结果进行验证，数值模拟结果和试验结果的对比情况如图 5 所示. 具体焊接参数为：激光功率 5 kW、焊接速度 0.7 m/min、焊接电流 150 A. 模拟的熔深为 5.397 mm，试验的熔深为 5.489 mm，误差为 1.68%. 模拟的熔宽为 2.950 mm，试验的熔宽为 3.078 mm，误差为 4.16%. 模拟结果与试验结果基本吻合，验证了该模型的可靠性，模型可用于后续的模拟分析.

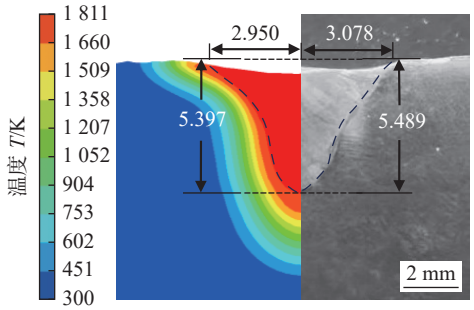


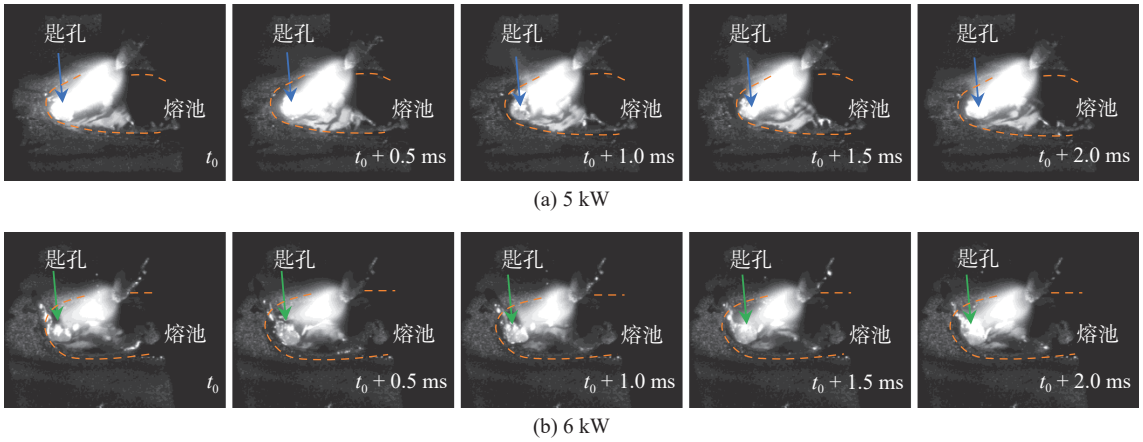
图 5　模拟与试验的截面对比

Fig. 5　Comparison of cross-sections between simulation and experiment

2.2　电弧特征和熔池动态变化

2.2.1 不同激光功率对电弧形态和熔池动态的影响

图 6 分别为 5 kW 和 6 kW 激光功率下的电弧及熔池图像. 通过对图 6 进行分析，测量了电弧偏转角、电弧最大直径及匙孔开口大小，得到了这些参数随时间的变化规律，结果如图 7 所示. 结果表明，在 5 kW 激光功率下，电弧偏转角均值为 4.796°，电弧最大直径均值为 6.453 mm，匙孔开口大小均值为 2.581 mm，此时电弧整体形态相对稳定. 当激光功率增至 6 kW，由于金属蒸气与等离子体流密度显著增大，电弧被强烈压缩与牵引，其偏转角均值升至 9.837°，电弧最大直径则减小至 5.360 mm，同时匙孔开口因反冲压力增强而扩大



(a) 5 kW

(b) 6 kW

图 6　不同激光功率下电弧及熔池的高速摄影图像

Fig. 6　High-speed photographic images of the arc and molten pool under different laser powers. (a) 5 kW; (b) 6 kW

至 3.407 mm, 表现出偏转角增大、电弧直径减小的特征. 可以看出, 随着激光功率提升, 金属蒸气与等离子体流密度显著增强, 对电弧的压缩与牵引效应加剧, 导致电弧形态更为集中, 同时匙孔因能量输入增大而扩张.

这些变化趋势在图 7 中得到体现, 与 5 kW 相比, 6 kW 功率下的电弧偏转角 (图 7(a)) 整体更高, 电弧最大直径 (图 7(b)) 始终处于较低水平, 而匙孔开口 (图 7(c)) 则显著增大并保持稳定, 验证了高激光功率下电弧被压缩、牵引及匙孔扩张的结果.

图 8 展示了激光功率分别为 5 kW 和 6 kW 下的熔池纵截面和上表面示意图. 通过图 8 进行分

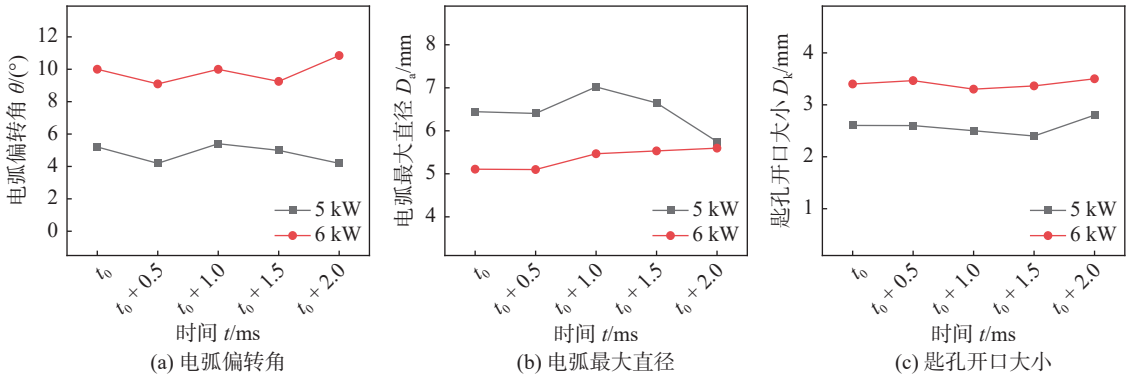


图 7 不同激光功率下电弧与匙孔的关键参数变化情况

Fig. 7 Variation of key parameters for the arc and keyhole under different laser powers. (a) arc deflection angle; (b) maximum arc diameter; (c) keyhole opening size

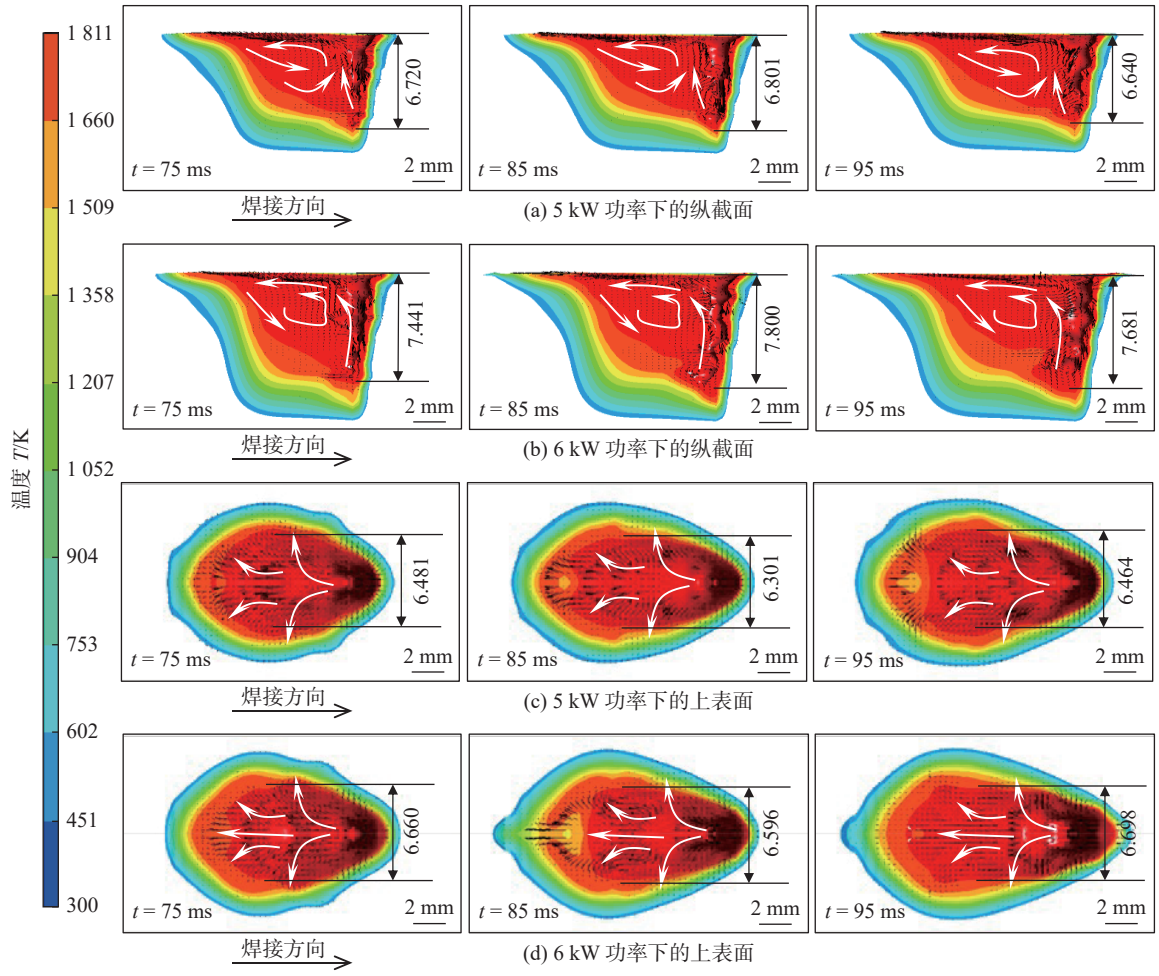


图 8 不同激光功率下熔池纵截面及上表面对比

Fig. 8 Comparison of molten pool longitudinal section and top surface under different laser powers. (a) longitudinal section at 5 kW; (b) longitudinal section at 6 kW; (c) top surface at 5 kW; (d) top surface at 6 kW

析, 测量了熔深和熔宽大小, 得到了这些参数随时间的变化规律, 结果如图 9 所示. 结果表明, 在 5 kW 激光功率下, 熔深均值为 6.720 mm, 熔宽均值为 6.415 mm, 此时热输入有限, 熔池发展不充分. 当激光功率增至 6 kW, 熔深均值显著提升至 7.641 mm, 而熔宽均值仅增至 6.651 mm. 可以看出, 功率提升主要促进了复合焊熔池的纵向发展, 而对熔宽影响相对较小.

这些变化趋势在图 9 中得到体现, 6 kW 下的熔深 (图 9(a)) 始终大于 5 kW, 而熔宽 (图 9(b)) 则相差不大. 这表明提高激光功率主要通过增强复合焊熔池的纵向流动来增加熔深, 同时保持了熔宽的相对稳定.

2.2.2 不同焊接速度对电弧形态和熔池动态的影响

图 10 分别为 0.5 m/min 和 0.8 m/min 焊接速度下的电弧及熔池图像. 通过对图 10 进行分析, 测量了电弧偏转角、电弧最大直径及匙孔开口大小, 得到了这些参数随时间的变化规律, 结果如图 11 所示. 结果表明, 在焊接速度为 0.5 m/min 时, 电弧稳定附着于匙孔位置并跟随匙孔移动. 电弧偏转角均值为 5.486°, 电弧最大直径均值为 5.442 mm, 匙孔开口大小均值为 2.887 mm. 各参数的大小变化相对稳定, 波动较小. 当焊接速度提高至 0.8 m/min 时, 电弧无法及时跟随匙孔运动, 导致电弧稳定性降低. 电弧偏转角均值增大至 7.648°, 电弧最大直径均值减小至 4.329 mm, 同时匙孔开口大小平均值也显著减小至 2.025 mm, 电弧表现出明显的飘移和变形特征. 可以看出, 随着焊接速度的增加, 电弧与匙孔的动态耦合作用减弱, 焊接过程稳定性下降.

这些变化趋势在图 11 中得到体现, 与 0.5 m/min 相比, 0.8 m/min 焊速下的电弧偏转角 (图 11(a)) 整体更大, 电弧直径 (图 11(b)) 更小, 匙孔开口 (图 11(c)) 不仅尺寸收缩, 且开闭尺寸波动剧烈, 验证了高焊速下电弧被拉长、压缩并变形的

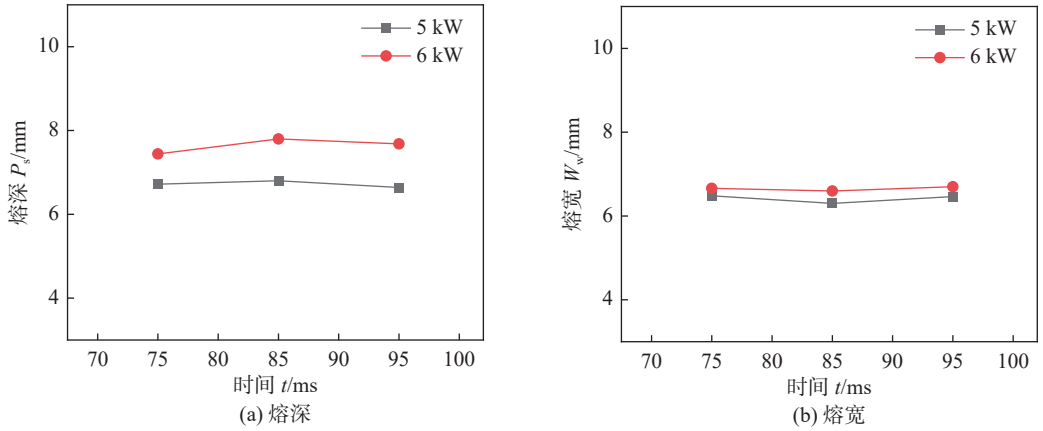


图 9　不同激光功率下熔深与熔宽的变化情况

Fig. 9　Variation of penetration depth and weld width with laser power. (a) penetration depth; (b) weld width

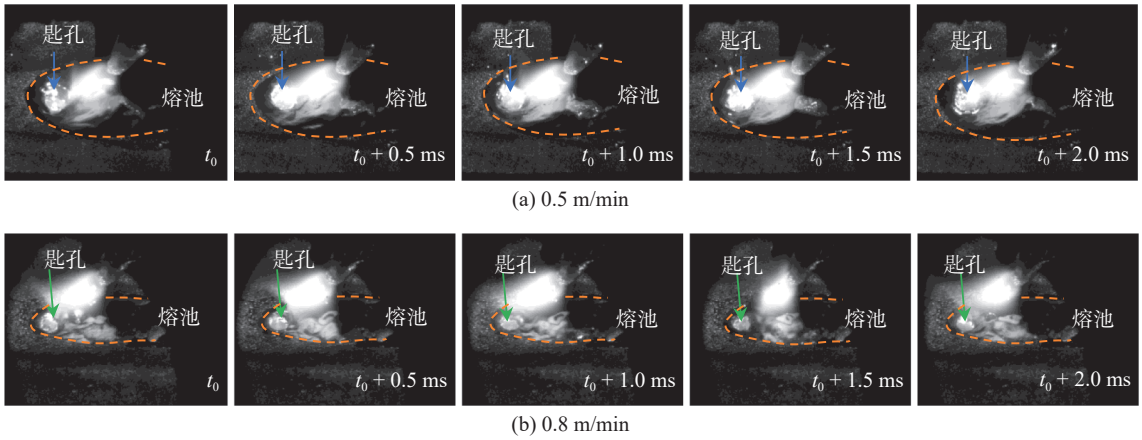


图 10　不同焊接速度下电弧及熔池的高速摄影图像

Fig. 10　High-speed photographic images of the arc and molten pool under different welding speeds. (a) 0.5 m/min; (b) 0.8 m/min

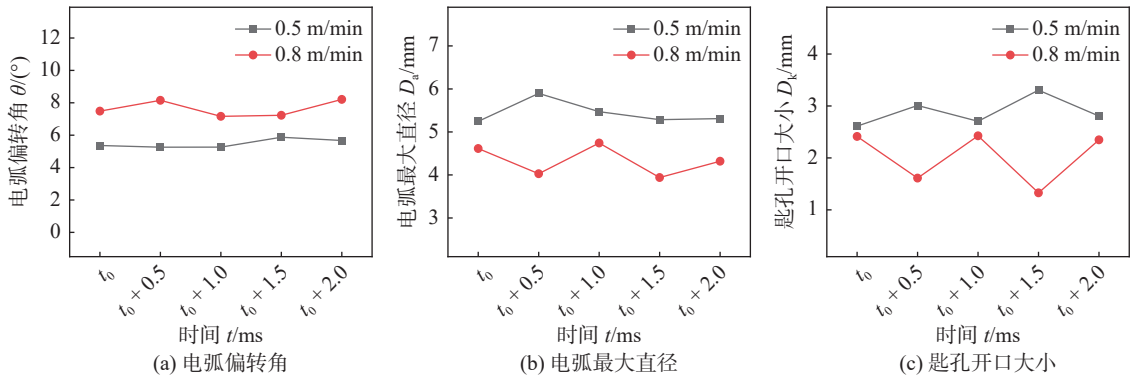


图 11 不同焊接速度下电弧与匙孔的关键参数变化情况

Fig. 11 Variation of key parameters for the arc and keyhole under different welding speeds. (a) arc deflection angle; (b) maximum arc diameter; (c) keyhole opening size

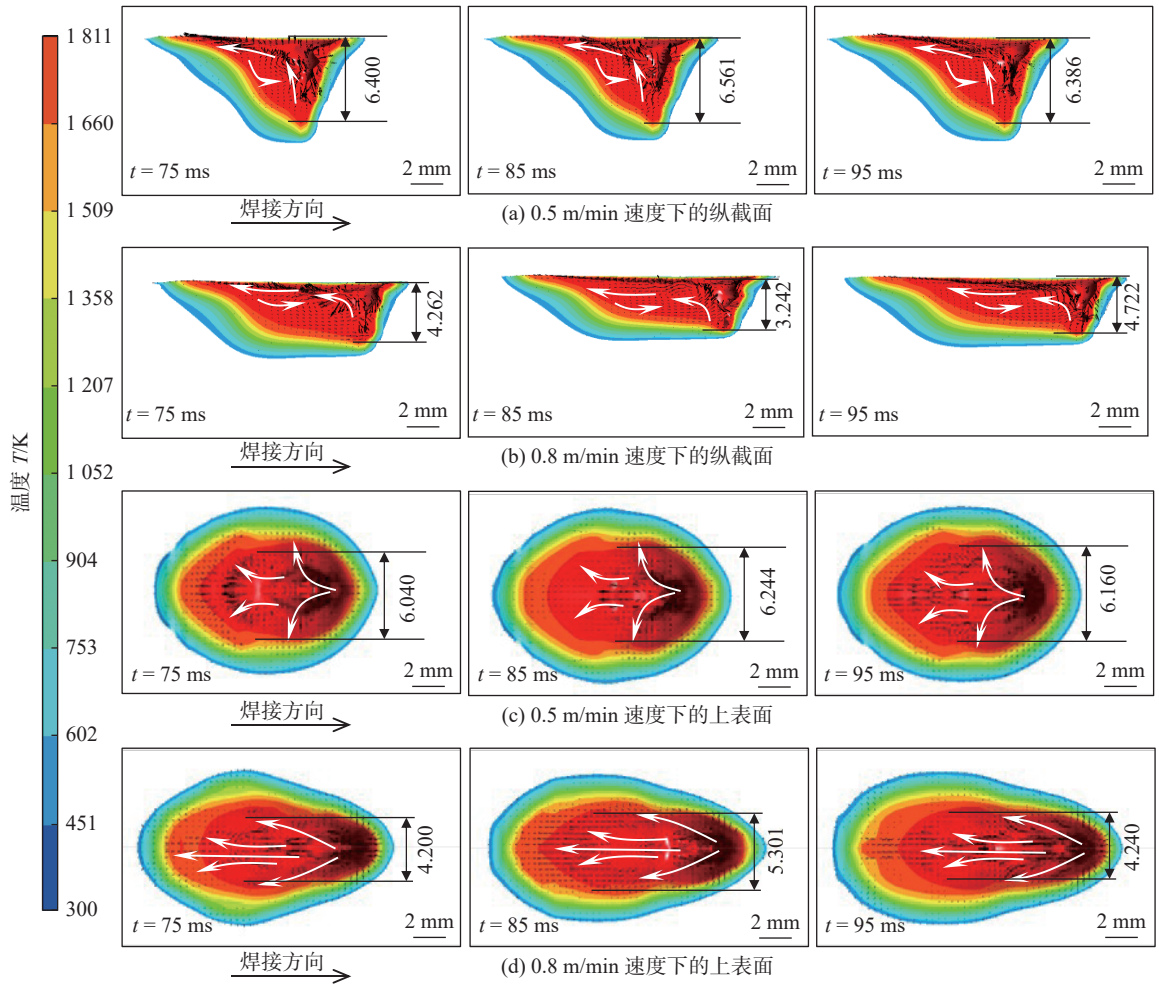


图 12 不同焊接速度下熔池纵截面及上表面对比

Fig. 12 Comparison of molten pool longitudinal section and top surface under different welding speeds. (a) longitudinal section at 0.5 m/min; (b) longitudinal section at 0.8 m/min; (c) top surface at 0.5 m/min; (d) top surface at 0.8 m/min

现象, 匙孔稳定性也严重下降.

图 12 展示了焊接速度分别为 0.5 m/min 和 0.8 m/min 下的熔池纵截面和上表面示意图. 通过对图 12 进行分析, 测量了熔深和熔宽大小, 得到了这些参数随时间的变化规律, 结果如图 13 所示. 结果表明, 当焊接速度为 0.5 m/min 时, 熔深均值达到 6.449 mm, 熔宽均值为 6.148 mm. 此时熔池尺寸较大且数据波动较小, 熔池的稳定性更好. 当焊接速度增大至 0.8 m/min 时, 熔深均值减小至 4.075 mm, 熔宽均值减小至 4.580 mm, 参数波动范

围明显扩大, 熔深和熔宽均减小, 反映出熔池流动性的恶化. 可以看出, 焊接速度提升会导致热输入减小, 复合焊熔池的熔深和熔宽均受到影响.

这些变化趋势在图 13 中得到体现, 0.8 m/min 速度下的熔深 (图 13(a)) 始终显著低于 0.5 m/min, 熔宽 (图 13(b)) 也相对较低, 且熔深和熔宽数据均存在较大波动, 验证了复合焊熔池的不稳定性以及热输入减少对熔池扩展能力的抑制作用.

2.2.3　不同焊接电流对电弧形态和熔池动态的影响

图 14 分别为 150 A 和 170 A 焊接电流下的电弧及熔池图像. 通过对图 14 进行分析, 测量了电弧偏转角、电弧最大直径及匙孔开口大小, 得到了这些参数随时间的变化规律, 结果如图 15 所示. 结果表明, 当焊接电流为 150 A 时, 电弧偏转角均值为 5.582°, 电弧最大直径均值为 5.223 mm, 匙孔开口大小均值为 1.984 mm. 此时电弧受激光影响较大, 跟随匙孔移动. 当焊接电流增大至 170 A 时, 电弧自身的能量显著增强, 电弧作用区域增大, 电弧稳定性增强, 电弧偏转角均值急剧减小至 1.432°, 电弧最大直径均值则增大至 7.085 mm, 匙孔开口大小均值也增大至 2.606 mm, 表现出电弧更明亮, 电弧直径更大的特征. 可以看出, 随着焊接电流增大, 电弧直径显著变宽, 电弧作用区域增大, 电弧自身的稳定性增强, 电弧受激光吸引和压缩作用被显著削弱.

这些变化趋势在图 15 中得到体现, 170 A 电流下的电弧偏转角 (图 15(a)) 始终稳定在极低的水平, 电弧最大直径 (图 15(b)) 始终大于 150 A, 匙孔开口 (图 15(c)) 略大于 150 A, 验证了高焊接电流有助于维持电弧稳定和匙孔开口稳定.

图 16 展示了焊接电流分别为 150 A 和 170 A 下的熔池纵截面和上表面示意图. 通过对图 16 进行分析, 测量了熔深和熔宽大小, 得到了这些参数随时间的变化规律, 结果如图 17 所示. 结果表明, 当焊接电流为 150 A 时, 电弧力相对较弱, 熔深均值为 5.396 mm, 熔宽均值为 5.940 mm. 当焊接电

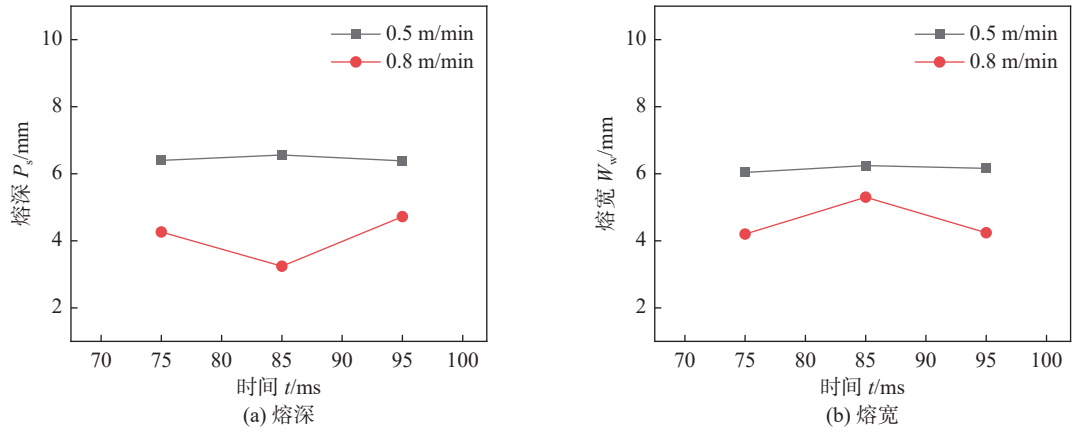


图 13　不同焊接速度下熔深与熔宽的变化情况

Fig. 13　Variation of penetration depth and weld width with welding speed. (a) penetration depth; (b) weld width

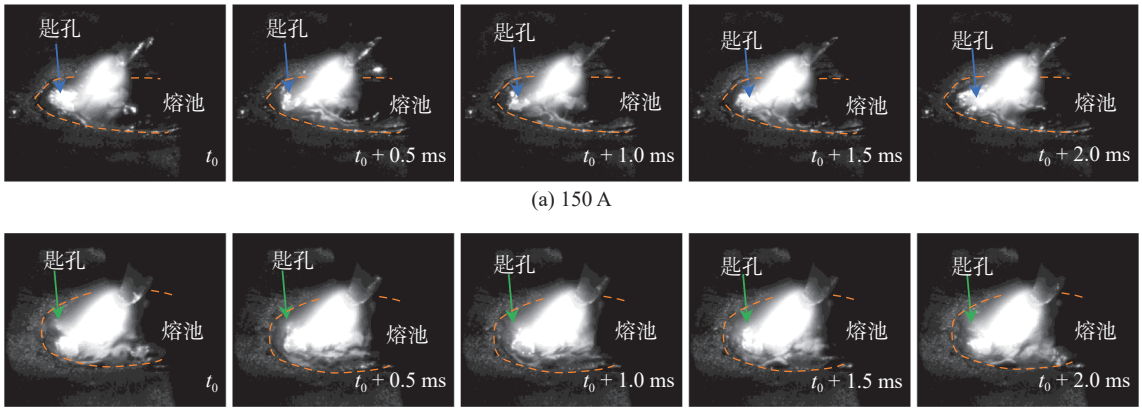


图 14　不同焊接电流下电弧及熔池的高速摄影图像

Fig. 14　High-speed photographic images of the arc and molten pool under different welding current. (a) 150 A; (b) 170 A

流增大至 170 A 时, 电弧力显著增强, 熔深均值增加至 5.628 mm, 而熔宽均值则显著增大至 7.359 mm. 可以看出, 焊接电流对复合焊熔池的熔深和熔宽均有影响, 但对熔宽的影响更为显著.

这些变化趋势在图 17 中得到体现. 170 A 的熔深 (图 17(a)) 略大于 150 A 的熔深, 而 170 A 电流下的熔宽 (图 17(b)) 显著大于 150 A, 验证了增大焊接电流对拓宽复合焊熔池的决定性作用.

2.3 殷瓦钢焊接缺陷机理分析

殷瓦钢熔池具有高张力、低流动性的特点, 焊接时容易产生工艺气孔和咬边等焊接缺陷. 如图 18(a) 所示, 匙孔在反冲压力的作用下形成, 由于

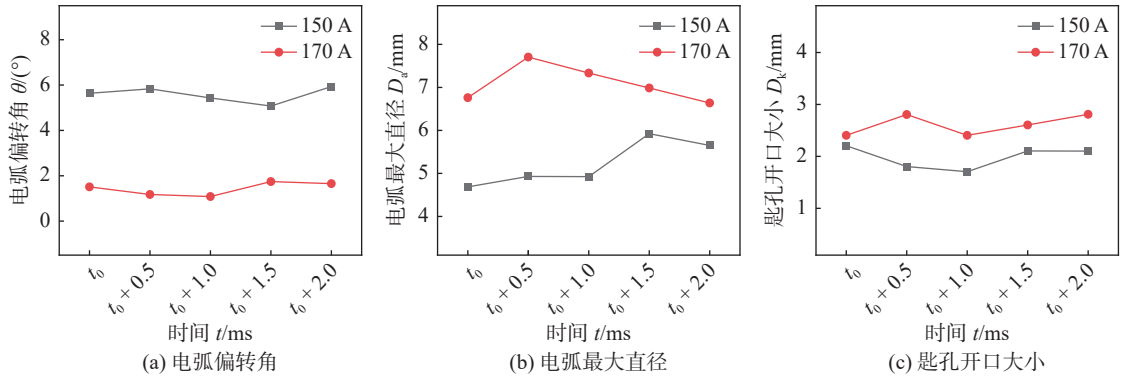


图 15 不同焊接电流下电弧与匙孔的关键参数变化情况

Fig. 15 Variation of key parameters for the arc and keyhole under different welding currents. (a) arc deflection angle; (b) maximum arc diameter; (c) keyhole opening size

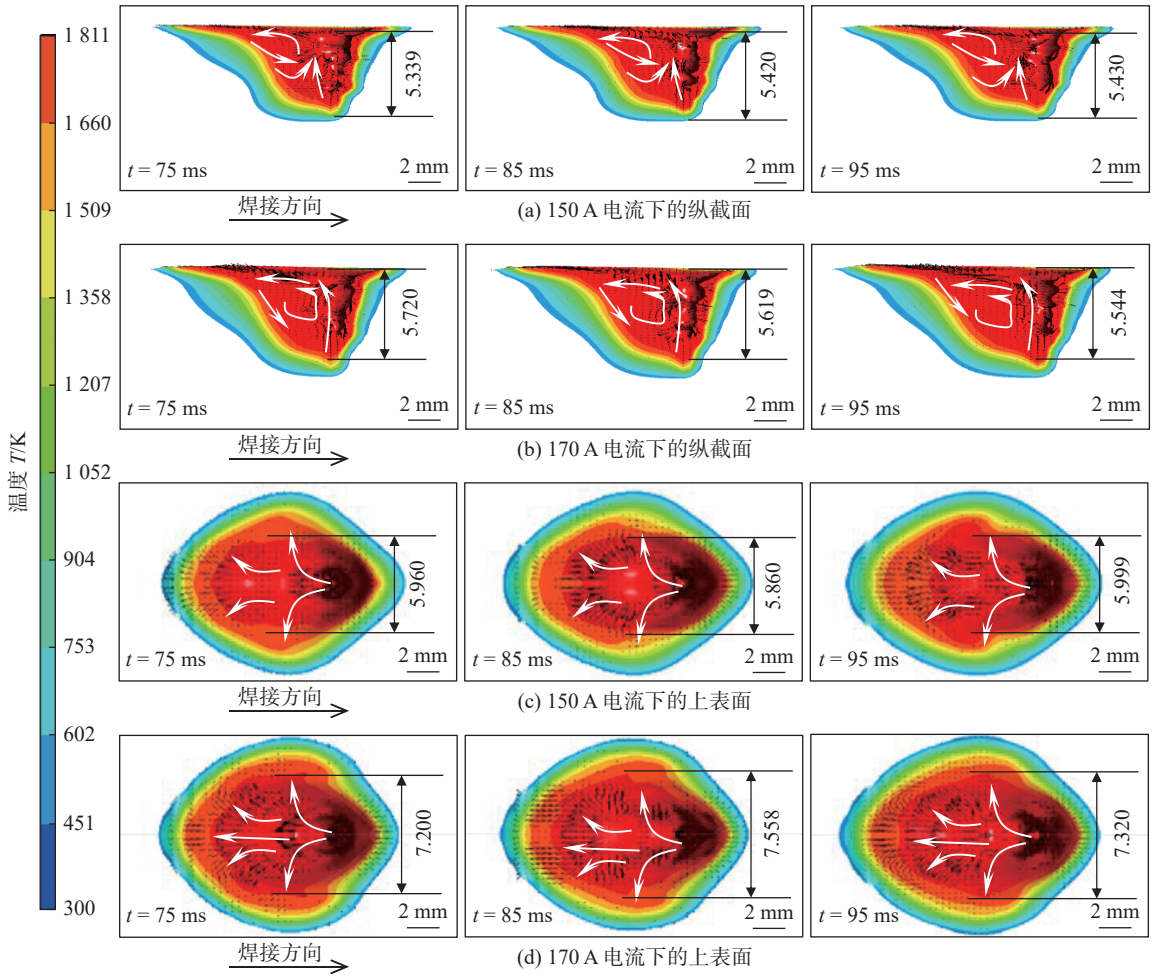


图 16 不同焊接电流下熔池纵截面及上表面对比

Fig. 16 Comparison of molten pool longitudinal section and top surface under different welding current. (a) longitudinal section at 150 A; (b) longitudinal section at 170 A; (c) top surface at 150 A; (d) top surface at 170 A

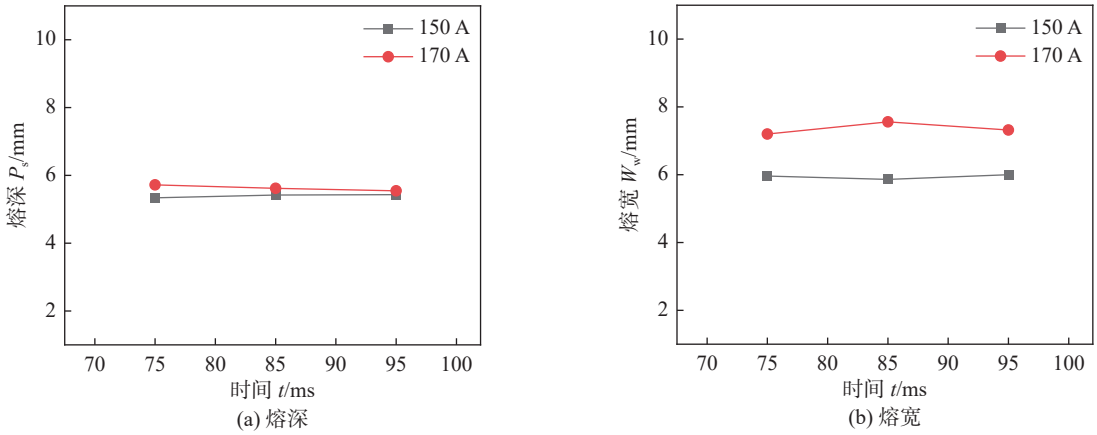


图 17　不同焊接电流下熔深与熔宽的变化情况

Fig. 17　Variation of penetration depth and weld width with welding current. (a) penetration depth; (b) weld width

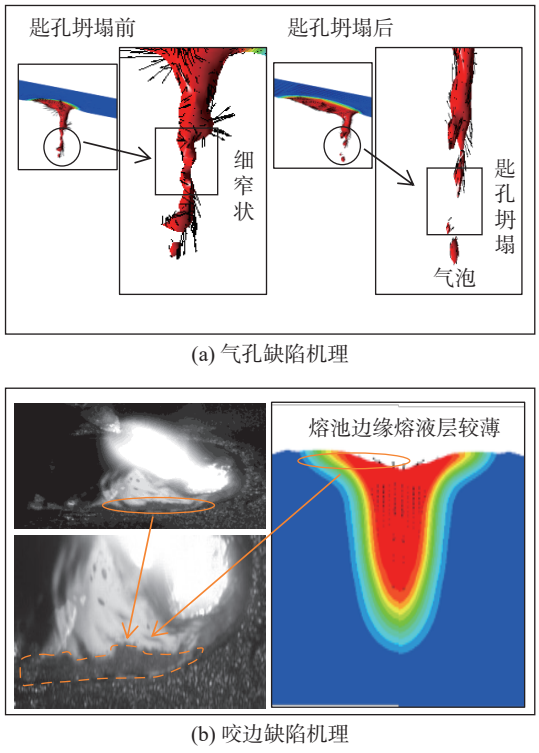


图 18　焊接缺陷机理分析

Fig. 18　Analysis of welding defect mechanisms. (a) mechanism of porosity defects; (b) mechanism of undercut defects

殷瓦钢熔池表面张力较大，导致匙孔有严重收缩的趋势，当匙孔出现细窄状时，匙孔坍塌并将气体卷入熔池内形成气泡，部分气泡在匙孔重新形成时逸出，未逸出的气泡则随着熔池流到内部，再加上殷瓦钢熔池的低流动性，气泡不容易逸出熔池表面而留在熔池内部，熔池凝固后形成气孔缺陷. 如图 18(b)所示，由于殷瓦钢熔池高张力的作用，使得熔池有严重向内收缩的趋势，导致熔池边缘熔液层较薄，边缘容易先凝固，再加上熔池流动性差的特点，使得熔池边缘的填充能力较弱，从而产生咬边缺陷.

3　结论

(1) 激光功率在 5 ~ 6 kW 范围内，激光功率的提升会使金属蒸气和等离子体流密度显著增大，使电弧受到压缩而变细，加剧电弧向匙孔的偏移，同时匙孔变宽. 在熔池行为方面，提高激光功率主要通过增强复合焊熔池的纵向流动来增加熔深，同时保持了熔宽的相对稳定.

(2) 焊接速度在 0.5 ~ 0.8 m/min 范围内，焊接速度的增加会降低热输入，导致电弧与匙孔的动态耦合作用减弱，电弧稳定性变差，出现飘移现象. 在熔池行为方面，高焊速使熔深和熔宽均减小，熔池存在时间缩短，熔池流动性显著恶化.

(3) 焊接电流在 150 ~ 170 A 范围内，焊接电流的增大会显著增强电弧力，使电弧直径扩大，自主稳定性提高，对激光等离子体引导作用的依赖性降低. 在熔池行为上，高电流下熔池铺展能力增强，熔宽明显增加.

参考文献

[1] CHEN C X, ZHAO C Y, SUN Z H, *et al*. Microstructure and mechanical properties of V-N micro-alloyed Invar alloy part fabricated by wire arc additive manufacturing[J]. Materials Letters, 2025, 399: 138986.

[2] ZENG R, QI J F, XU L X, *et al*. Invar alloy metamaterial with high vibration and thermal expansion stability[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2025, 300: 110481.

[3] LIU Z Y, ZHANG W, GAO P M, *et al*. Effects of post-weld heat treatment on microstructure, tensile properties and linear expansion behavior of laser welded Invar alloy[J]. Materials Science

and Engineering: A, 2024, 914: 147169.

[4] 王玉华, 陈洁, 占小红, 等. 复合材料 Invar 模具制造技术分析 [J]. 航空制造技术, 2014(11): 93 − 95,99.
WANG Yuhua, CHEN Jie, ZHAN Xiaohong, *et al*. Manufacturing technology research on Invar composites mould[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2014(11): 93 − 95,99.

[5] 任国鑫, 崔泽琴, 丁正祥, 等. 殷瓦合金激光增材制造研究进展 [J]. 机械工程学报, 2024, 60(11): 259 − 272.
REN Guoxin, CUI Zeqin, DING Zhengxiang, *et al*. Research progress in laser additive manufacturing of Invar alloys[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2024, 60(11): 259 − 272.

[6] ZHAO J Y, GAO Q Y, ZHANG J H, *et al*. Effect of arc energy on morphology and microstructure of laser-MIG hybrid welded joints of Invar alloy[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2022, 39(S1): 51 − 58.

[7] 陈洁, 王玉华, 朱振新, 等. 厚板 Invar 合金多层多道焊反变形数值模拟 [J]. 焊接学报, 2019, 40(4): 84 − 89,164.
CHEN Jie, WANG Yuhua, ZHU Zhenxin, *et al*. Numerical simulation of multi-layer and multi-pass welding anti-deformation for thick plate Invar alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40(4): 84 − 89,164.

[8] 束润涛, 杨晓峰, 孙德文, 等. 4J36D 殷瓦钢焊后热处理试验研究 [J]. 金属加工 (热加工), 2023(10): 80 − 84.
SHU Runtao, YANG Xiaofeng, SUN Dewen, *et al*. Experimental study on post-weld heat treatment of 4J36D Invar steel[J]. MW Metal Forming, 2023(10): 80 − 84.

[9] 周裕琦, 程立宏, 王建峰, 等. 国产 Invar 合金激光焊接接头组织演变及拉伸性能研究 [J]. 中国激光, 2023, 50(24): 30 − 38.
ZHOU Yuqi, CHENG Lihong, WANG Jianfeng, *et al*. Microstructure evolution and tensile properties of laser welded joints of domestic Invar alloy[J]. Chinese Journal of Lasers, 2023, 50(24): 30 − 38.

[10] 丁亚伟, 孙震, 范志强. 基于热效应的航空复材成型 Invar 钢模具焊接工艺研究 [J]. 现代制造技术与装备, 2024, 60(10): 146 − 148.
DING Yawei, SUN Zhen, FAN Zhiqiang, *et al*. Research on welding process of Invar steel die for aerospace composite forming based on thermal effect[J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2024, 60(10): 146 − 148.

[11] VEIGA F, SUAREZ A, ARTAZA T, *et al*. Effect of the heat input on wire-arc additive manufacturing of Invar 36 alloy: Microstructure and mechanical properties[J]. Welding in the World, 2022, 66: 1081 − 1091.

[12] 张超, 余圣甫, 束润涛, 等. Invar 合金激光-TIG 复合焊工艺参数优化及力学性能研究 [J]. 现代制造工程, 2022(5): 79 − 87,60.
ZHANG Chao, YU Shengfu, SHU Runtao, *et al*. Study on optimization of process parameters and mechanical properties of Invar alloy by laser-TIG hybrid welding[J]. Modern Manufacturing Engineering, 2022(5): 79 − 87,60.

[13] LI L Z, HE P, LI Z T, *et al*. Enhanced mechanical properties and mechanism analysis of Al/steel hybrid laser-arc welded joints by sub-millimeter cylindrical array interfacial structures[J]. Engineering Failure Analysis, 2025, 182(PB): 110089.

[14] ZHOU X F, ZHANG Y, GAO P C, *et al*. The mechanism of molten pool dynamics in laser-MIG hybrid welding of titanium-aluminum dissimilar alloys[J]. Optics & Laser Technology, 2025, 192(PA): 113363.

[15] JIANG Y S, MENG Y F, TANG Z, *et al*. Formation characteristics and process stability of laser-arc hybrid welding of 10-mm-thick 6082 aluminum alloy through beam oscillation[J] Optics & Laser Technology, 2025, 186: 112679.

[16] 王瑞超, 王皓, 李会军, 等. 脉冲 MIG 焊熔池行为的数值模拟研究 [J]. 新技术新工艺, 2023(8): 47 − 53.
WANG Ruichao, WANG Hao, LI Huijun, *et al*. Research on numerical simulation of weld pool behavior in pulsed MIG[J]. New Technology & New Process, 2023(8): 47 − 53.

[17] ZHU Y, DONG B, CAI X, *et al*. Numerical simulation on molten pool behavior of narrow gap gas tungsten arc welding[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2023, 127: 4861 − 4876.

[18] CUI S, DAI P, MA R, *et al*. Mechanism study of flow characteristics of molten pool and keyhole dynamic behavior of K-TIG welding[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2024, 130: 1195 − 1206.

[19] 杨晖, 李芳, 华学明, 等. 304L 不锈钢扫描激光搭接焊熔池流动与焊缝成形研究 [J]. 中国激光, 2022, 49(22): 75 − 82.
YANG Hui, LI Fang, HUA Xueming, *et al*. Research on molten pool flow and weld formation of 304L stainless steel by scanning laser overlap welding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2022, 49(22): 75 − 82.

[20] 任闻杰, 郑惠锦, 李铸国, 等. 脉冲电弧对激光脉冲电弧复合焊熔滴过渡与飞溅的影响 [J]. 中国激光, 2020, 47(4): 113 − 122.
REN Wenjie, ZHEN Huijin, LI Zhuguo, *et al*. Effects of pulse arc on droplet transfer and spatter of laser pulsed-arc hybrid welding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(4): 113 − 122.

[21] JIA H, CAO L, FU S, *et al*. Numerical simulation and experiment for the dynamic behavior of molten pool in ultrasonic-assisted MIG welding[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2023, 215: 124469.

[22] MA C, LI Y, CHENG L, *et al*. Numerical analysis of gravity-induced coupling dynamics of keyhole and molten pool in laser welding[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2024, 201: 108987.

[23] 张天雷, 徐刚, 沈艳涛, 等. 基于 MIG 的电弧增材制造熔池行为的数值模拟 [J]. 智能计算机与应用, 2020, 10(5): 251 − 256.
ZHANG Tianlei, XU Gang, SHEN Yantao, *et al*. Numerical simulation of molten pool behavior of MIG-based additive manufacture[J]. Intelligent Computer and Applications, 2020, 10(5): 251 −

256.

[24] 夏胜全, 何建军, 王巍, 等. 激光深熔焊熔池三维瞬态行为数值模拟 [J]. 中国激光, 2016, 43(11): 94 − 103.
XIA Shengquan, HE Jianjun, WANG Wei, *et al*. Simulation of three-dimensional transient behavior of molten pool in laser deep penetration welding[J]. Chinese Journal of Lasers, 2016, 43(11): 94 − 103.

[25] CAI C, HE Y, XIE J, *et al*. Porosity suppression mechanism analysis in narrow-gap oscillating laser-MIG hybrid welding of aluminum alloys based on keyhole stability and molten pool flow behavior[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2024, 32: 502 − 518.

[26] ZHOU Y, WANG J, ZHAO Y, *et al*. Numerical analysis of coupling dynamics of keyhole and molten pool in vertical-up laser mirror welding of 2219 aluminum alloy[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2023, 192: 108390.

[27] 王瑞超, 朱国崇, 李会军, 等. CMT 电弧增材制造铝合金传热传质与熔池行为数值模拟 [J]. 焊接学报, 2024, 45(7): 92 − 100,108.
WANG Ruichao, ZHU Guochong, LI Huijun, *et al*. Numerical simulation of heat and mass transfer and molten pool behavior of aluminum alloy by CMT and arc additive manufacturing[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2024, 45(7): 92 − 100,108.

[28] 丛家慧, 高嘉元, 周松, 等. TC4 激光焊接热力耦合数值模拟及力学性能分析 [J]. 焊接学报, 2024, 45(6): 77 − 88,96.
CONG Jiahui, GAO Jiayuan, ZHOU Song, *et al*. Thermodynamic coupling numerical simulation and mechanical properties analysis of TC4 laser welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2024, 45(6): 77 − 88,96.

作者简介: 伍森，硕士研究生；主要研究方向为熔池模拟；Email：s202314210420@stu.tyust.edu.cn.
赵菲 (通信作者)，博士，教授；主要研究方向为熔池传热传质与界面行为机制；Email：zhaofei2017@tyust.edu.cn.
马立峰 (通信作者)，博士，教授；主要研究方向为金属板材柔性轧制技术；Email：mlf_zgtyust@163.com.

（编辑：　赵佳欣）