

激光-MIG 复合焊接热过程与熔池流场的数值分析

吴向阳¹, 徐剑侠², 高学松², 武传松^{2*}

¹中车青岛四方机车车辆股份有限公司, 山东 青岛 266111;

²山东大学材料连接技术研究所, 山东 济南 250061

摘要 建立了激光-MIG 复合焊接过程的三维瞬态传热和流体流动模型, 分析了小孔行为、熔池温度场和流场演变过程的特点, 探讨了激光电弧前后相对位置对熔池传热和流动的影响。模型考虑了焊枪倾角对熔滴过渡的影响以及多次反射对激光能量分布的影响。结果表明: 小孔壁面向下流动经熔池底部反射后形成后向流动和逆时针环流; 后向流动向熔池尾部输运热量和动量, 增加熔池体积; 而逆时针环流则冲击小孔后壁, 降低小孔的稳定性。激光在前时, 熔滴和电弧压力作用在小孔后方, 并产生两个流动模式: 朝向前方和四周的流动。朝向前方的流动增强了逆时针流动对小孔后壁的冲击作用, 使得小孔坍塌现象更加严重; 朝向四周的流动将热量输运至熔池两侧, 增加了焊缝宽度。

关键词 激光技术; 激光-MIG 复合焊接; 激光电弧前后位置; 小孔行为; 熔池流动

中图分类号 TG456.7

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201946.0902003

Numerical Simulation of Thermal Process and Fluid Flow Field in Laser-MIG Hybrid Weld Pools

Wu Xiangyang¹, Xu Jianxia², Gao Xuesong², Wu Chuansong^{2*}

¹CRRC Qingdao Sifang Co., Ltd., Qingdao, Shandong 266111, China;

²Institute of Materials Joining, Shandong University, Jinan, Shandong 250061, China

Abstract A three-dimensional (3D) transient heat transfer and fluid flow model for laser-MIG hybrid welding is developed to investigate keyhole dynamics and temperature and fluid flow fields in weld pools. The effect of the laser-arc tandem relative position on the heat transfer and fluid flow of the weld pool is elucidated. The model considers the effect of the welding torch angle on droplet transfer and the effects of multiple reflections on laser energy distribution. The results show that the downward flow along the keyhole wall forms backward flow and counterclockwise circulation after reflection on the bottom of the weld pool. The backward flow transports heat and momentum to the rear portion and increases weld pool volume. The counterclockwise circulation impinges on the keyhole back wall and reduces the keyhole stability. In laser leading configurations, the droplet and arc pressure impact behind the keyhole and cause two flow patterns, namely the forward and outside flows. The forward flow enhances the impingement of counterclockwise circulation on the keyhole back wall, and the collapse of the keyhole becomes more severe. The outside flow transfers heat to both sides of the weld pool and leads to a wider weld.

Key words laser technique; laser-MIG hybrid welding; laser-arc tandem position; keyhole dynamics; fluid flow in weld pool

OCIS codes 140.3390; 160.3900; 350.3390

1 引言

激光-MIG (MELT INERT-GAS WELDING) 复合焊接将激光和熔化极电弧两种性质不同的热源

复合在一起, 不仅继承了两者的优势, 还因相互作用产生了“1+1>2”的协同效应。自英国学者 Steen 在 20 世纪 80 年代提出激光-电弧复合焊接方法^[1]以来, 经过国内外科研人员多年的研究, 该复合

收稿日期: 2019-04-09; 修回日期: 2019-04-23; 录用日期: 2019-04-28

基金项目: 山东省自然科学基金(ZR2014EEM002)

* E-mail: wucs@sdu.edu.cn

焊接方法已逐渐成熟并被广泛应用到汽车、船舶和石油管道等行业中^[2-3]。

国内外研究者针对激光-电弧复合焊接的试验研究主要以优化工艺参数为主,考察工艺参数(包括焊接速度、焊接电流、激光功率和光丝间距等)对焊接过程、焊缝成形、组织结构和力学性能的影响^[4-5]。研究发现,焊接速度、焊接电流和激光功率主要通过影响焊接热输入来影响焊接过程^[6],而光丝间距则主要影响激光与电弧之间的协同效应^[7-8]。还有研究者研究了保护气体对复合焊接过程的影响,得到了最优的送气方式和气体成分比例^[9-11]。然而,复合焊接工艺参数较多,通过试验手段研究需要耗费大量的资源,成本较高。此外,由于焊接过程的复杂性以及观测设备、方法的不足,很难直接观察到熔池内部和小孔动态变化的信息。

相比之下,利用数值模拟方法研究激光-电弧复合焊接过程具有快速、高效、成本低等优势,不仅可以检验试验获取的数据,还能对熔池内部的温度场和流场进行定量分析,捕捉微小时间尺度内小孔形状演变等信息。Zhang等^[12]将小孔形状预置在工件内,建立了激光-电弧复合焊接过程的准稳态模型,并发现熔池对流会显著影响温度场计算的准确性。Gao等^[13]建立了三维瞬态激光-MIG复合焊接熔池传热和流动的数理模型,重点考虑了熔滴过渡对熔池的冲击作用。Zhou等^[14]建立了一个包含固液气三相的激光-MIG电弧复合焊接模型,研究了复合热源、等离子体和熔池之间的能量输运行行为,认为熔滴过渡的热量、动量和质量对熔池温度场、流场具有较大影响。Cho等^[15-16]将电弧模型和激光模型叠加起来,建立了激光-电弧复合焊接模型,重点研究了小孔动态演变和熔池流动模式的特征,计算结果展示了熔池流动模式对小孔行为和元素分布的影响,揭示了小孔型气孔的形成机理。这些模型为研究激光-电弧复合焊接过程奠定了基础,但多数模型针对的是单一参数的焊接过程,没有考虑激光电弧前后位置的影响,其结论的适用性有待提高。

大量试验表明,激光、电弧的布置形式(激光在前还是电弧在前)会对熔池温度场、流场、焊缝成形产生较大影响。Zhao等^[17]对比了激光、电弧位置对焊缝合金元素分布的影响,发现激光在前电弧在后时,焊缝中合金元素的分布比较均匀。刘黎明等^[18]探讨了激光电弧前后位置对电弧稳定性和焊缝成形的影响,发现激光在前时电弧的稳定性较高,焊缝熔宽较大。Katayama等^[6]认为电弧在前激光

在后的复合焊接过程会得到熔深较大的焊缝,但焊缝表面成形质量较差。高志国等^[19]在激光-MIG复合焊接铝合金过程中也有相似的发现。激光和电弧的布置形式对焊接过程影响的机制还有待进一步深入研究,这些问题制约着激光-电弧复合焊接的进一步推广应用,亟需解决。

本文建立了激光-MIG复合焊接模型,对激光引领、电弧引领两种布置方式的焊接过程进行了数值模拟,分析了复合焊接过程中熔池温度场、流场和小孔形态演变的特征,并比较了两种激光电弧布置形式对焊接过程的影响,揭示了其内在机理。

2 模型的建立

2.1 工艺特点和简化条件

图1展示了激光-MIG复合焊接过程的示意图,该焊接过程采用复合热源加热工件,工件材料熔化后形成熔池。在极高能量密度的激光作用下,液态金属迅速蒸发,蒸发反压力推动熔池表面形成小孔。激光在小孔内完成多次反射过程,能量吸收率显著提高。小孔内存在的蒸气烟羽,对激光具有吸收、折射等作用。另外,小孔行为对熔池流场的影响很大,反过来小孔行为还会受熔池流动的影响,可能出现后壁坍塌、闭合等现象。可见,激光-MIG复合焊接是一个极其复杂的过程,各个物理过程之间相互耦合,相互影响。

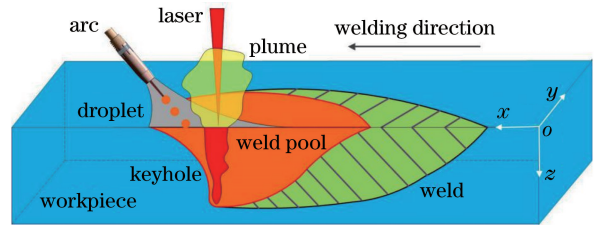


图1 激光-MIG复合焊接过程示意图

Fig. 1 Schematic of laser-MIG hybrid welding process

要建立一个考虑激光-MIG复合焊接所有物理过程的模型是非常困难的,也是不必要的。本文根据研究目标,对复合焊接过程进行了一些简化,在保证计算效率的前提下体现该过程的主要特点,以获得合理的计算结果。主要的简化和假设有:1)液态金属为不可压缩的牛顿流体,流动方式为层流;2)模型为两相模型,假设焊丝材料与母材一致;3)不直接对蒸发过程进行建模,基于相关的热、力边界条件来考虑蒸气烟羽对熔池热量和动量的输运行行为;4)不直接考虑激光与电弧的相互作用,而是通过焊缝横断面形状来校正电弧和激光的热-力分布参数,使模

型预测的焊缝形状与试验结果一致,以此来体现激光与电弧相互作用对熔池热-力输入的影响。此外,模型还考察了激光和电弧的布置形式对焊接过程的影响。如图1所示,在工件上建立笛卡尔坐标系 $oxyz$, 工件长度、宽度和厚度方向分别沿 x 轴、 y 轴和 z 轴。在计算过程中,工件保持静止,复合热源以一定速度沿着焊接方向(x 方向)运动。当电弧引领(电弧在前激光在后)时,焊接方向与图示相同;当激光引领(激光在前电弧在后)时,焊接方向与图示相反。

2.2 控制方程

通过求解三大守恒方程来确定复合焊接过程的传质、传热和流体流动,通过求解 VOF (Volume Fluid) 方程来确定熔池及小孔的表面形状。

连续性方程为

$$\rho \nabla \cdot \mathbf{v} = 0, \quad (1)$$

式中: ρ 为密度; \mathbf{v} 为速度矢量。

动量守恒方程为

$$\rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \rho \mathbf{v} \cdot \nabla \mathbf{v} = -\nabla \mathbf{P} + \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{v}) - K \mathbf{v} + \mathbf{G} + \mathbf{S}_m, \quad (2)$$

式中: \mathbf{P} 为静压力矢量; μ 为黏度; K 为糊状区卡门-柯真尼系数^[16]; \mathbf{G} 为重力加速度; \mathbf{S}_m 表示动量源项。

能量守恒方程为

$$\rho \left[\frac{\partial h}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla h \right] = \nabla \cdot (\zeta \nabla T) + S_h, \quad (3)$$

式中: h 为热焓; ζ 为热导率; T 为温度; S_h 为能量源项。(1)~(3)式各符号的具体定义可参考文献[20]。

VOF 方程通过求解各相体积分数 F 的守恒方程来确定各相分布和相界面,即

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{v}F) = 0. \quad (4)$$

若网格充满某相,则该相的体积分数为 1;若网格不包含某相,则该相的体积分数为 0;若网格内某相的体积分数介于 0 和 1 之间,则表明该网格处于相界面上。

2.3 激光的热-力分布

激光是一束高单色性、高相干性、高方向性的光源,通常以高斯平面热源来描述激光热源分布 q_L , 其表达形式为

$$q_L = \frac{3Q_L}{\pi r_{\text{eff}}^2} \exp\left(-3 \frac{r^2}{r_{\text{eff}}^2}\right), \quad (5)$$

其中,

$$r_{\text{eff}} = r_0 + \frac{\lambda M^2}{\pi r_0} (z - z_0), \quad (6)$$

式中: Q_L 为激光功率; r 为距热源中心的长度; r_{eff} 为激光光斑的有效半径,用来描述激光经过焦点后的发散行为; λ 为激光波长; M^2 为光束质量因子; r_0 为激光光斑在焦点处的半径; z_0 为焦点在 z 方向上的坐标; z 表示待求点在 z 方向上的坐标。详细说明可参考文献[21]。

激光束照射在小孔壁面上,不仅在第一次反射过程中沉积能量,后续的反射过程也能沉积一定的能量。因此,小孔壁面某位置吸收的能量 I 等于直接入射和多次反射到该位置的所有光束沉积的能量之和,其表达式为

$$I = I_a + I_{\text{abs}} = \alpha(\theta)q_L + [1 - \alpha(\theta)]q_L\alpha_{\text{mf}}, \quad (7)$$

式中: I_a 为光束第一次反射沉积的能量; I_{abs} 为光束多次反射沉积的能量; θ 为光束的反射角度; $\alpha(\theta)$ 为第一次反射的吸收系数,可由式(8)确定; α_{mf} 为多次反射的吸收系数,二者可分别表示为

$$\alpha(\theta) = 1 - \frac{1}{2} \left[\frac{1 + (1 - \epsilon \cos \theta)^2}{1 + (1 + \epsilon \cos \theta)^2} + \frac{\epsilon^2 - 2\epsilon \cos \theta + 2 \cos^2 \theta}{\epsilon^2 + 2\epsilon \cos \theta + 2 \cos^2 \theta} \right], \quad (8)$$

$$\alpha_{\text{mf}} = 1 - [1 - \alpha(\theta = \pi/2)]^{\frac{\pi}{4\theta_w} - 1}, \quad (9)$$

式中: ϵ 为与激光、材料性质相关的参数; θ_w 为小孔底部的平均角度。(7)~(9)式的具体推导过程和相符号意义可参考文献[22]。

文献[23]指出,小孔形成的主要驱动力是蒸气烟羽向熔池表面施加的蒸发反压力。关于蒸发反压力的计算目前学界还没有形成一致的结论,研究者常将其近似为^[24]

$$P_R = A_p P_0 \exp\left(L_v \frac{T - T_b}{RTT_b}\right), \quad (10)$$

式中: A_p 为与蒸发恢复过程相关的系数,文献[25]认为取值 0.54 较合理; P_0 为环境压力; L_v 为熔化潜热; T_b 为沸点; R 为气体常数。

2.4 MIG 电弧的热-力分布

由于焊接速度较大,电弧热源在焊接方向上是不对称的;另外,相比于激光热源,电弧热源的穿透性较小。因此,本文使用双椭圆平面热源描述 MIG 电弧的热源分布 q_A , 其表达形式为

$$q_A = \begin{cases} \frac{6Q_f}{\pi a_f b_h} \exp\left[-3 \frac{(x - vt)^2}{a_f^2} - 3 \frac{y^2}{b_h^2}\right], & x - vt \geq 0 \\ \frac{6Q_r}{\pi a_r b_h} \exp\left[-3 \frac{(x - vt)^2}{a_r^2} - 3 \frac{y^2}{b_h^2}\right], & x - vt < 0 \end{cases}, \quad (11)$$

其中,

$$Q_f = \frac{a_f}{a_f + a_r} Q, Q_r = \frac{a_r}{a_f + a_r} Q, \quad (12)$$

式中: Q 为电弧功率, Q_f 、 Q_r 分别为电弧前部区域和后部区域的总功率; a_f 、 a_r 和 b_h 分别为热源在前部、

后部和垂直于焊接方向上的分布参数; v 为焊接速度; t 为时间; x 和 y 分别表示坐标系 $oxyz$ 中的 x 和 y 坐标。

电弧的压力分布 P_A 与电流密度、热流密度分布相对应, 表达式为

$$P_A = \begin{cases} C_j \frac{3\mu_0 I^2}{2\pi^2 (a_f + a_r) b_h} \exp\left[-3 \frac{(x - vt)^2}{a_f^2} - 3 \frac{y^2}{b_h^2}\right], & x - vt \geq 0 \\ C_j \frac{3\mu_0 I^2}{2\pi^2 (a_f + a_r) b_h} \exp\left[-3 \frac{(x - vt)^2}{a_r^2} - 3 \frac{y^2}{b_h^2}\right], & x - vt < 0 \end{cases}, \quad (13)$$

式中: C_j 为电弧压力调节系数; μ_0 为真空磁导率; I 为焊接电流。

电流从熔池导通时还会对液态金属施加电磁力作用, 电磁力的计算比较复杂, 通常采用文献[26]提出的近似计算公式进行计算。

2.5 熔滴过渡和焊枪倾角

在 MIG 焊接过程中, 熔滴向熔池传输热量、质量和动量, 对焊接过程的温度场和流场产生很大影响。但熔滴过渡涉及的物理过程较多, 精确建模成本较高。这里采用流入计算域的高温液态金属来模拟熔滴过渡, 重点反映其对熔池的热力作用。文献[20]已对该方法进行了详细介绍, 本文在其基础上又考虑了焊枪倾角的影响。

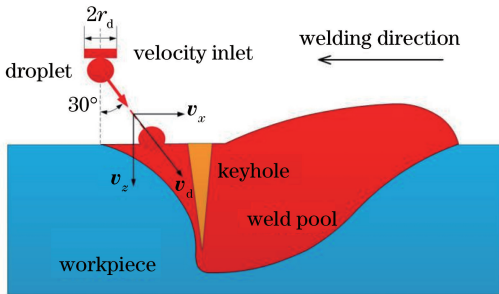


图 2 熔滴过渡示意图

Fig. 2 Schematic of droplet transfer

当焊枪与垂直方向倾斜一定角度时, 熔滴脱离焊丝尖端后沿着倾斜方向飞行, 其速度 v_d 可分解为沿着焊接方向和垂直方向的两个分量 v_x 和 v_z 。因此, 在计算域速度入口边界上分别设置 x 、 z 两个方向的速度分量, 通过调整两者的关系, 使其合速度大小等于熔滴的速度, 方向与焊枪倾角相同, 如图 2 所示。熔滴过渡还需要设置的熔滴温度、过渡频率、速度入口半径、周期内流入时间等参数, 可参考文献[20-21]。

2.6 计算域和边界条件

2.6.1 计算域几何形状

由于焊件几何形状和模型输入的热力分布均关于焊缝对称, 因此取焊件的一半作为计算域。计算域的尺寸为 $35 \text{ mm} \times 10 \text{ mm} \times 6.6 \text{ mm}$, 几何形状如图 3 所示。为了提高计算速度, 将一部分不会熔化的计算域设为固体(图中右侧深色区域), 其余为流体。流体域又包括金属相和空气相。其中, 空气相被 VOF 方法用来追踪熔池自由表面。为了减少网格数量, 距离焊缝中心较近的区域采用较细的网格, 尺寸为 0.2 mm ; 远离焊缝中心的区域采用较粗的网格, 尺寸由 0.2 mm 按比例递增至 0.3 mm 。

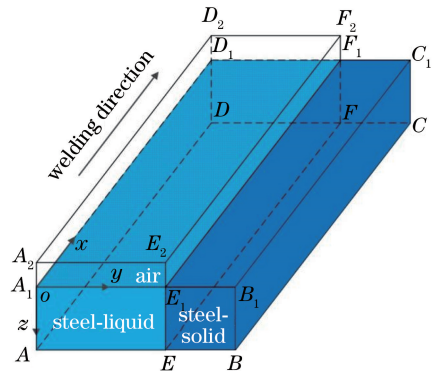


图 3 计算域的几何形状

Fig. 3 Geometry of calculation domain

2.6.2 边界条件

将激光-MIG 复合焊接过程的热力作用以边界条件的形式加载到模型中, 以求解控制方程。主要的边界有工件上表面、下表面(ABCD)及侧面(ABB₁A₁、A₁E₁E₂A₂、DCC₁D₁、D₁F₁F₂D) 和对称面(ADD₂A₂), 如图 3 所示。

工件上表面受复合热源和熔滴热焓的共同作用, 其能量边界条件为

$$-\zeta \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = (q_L + q_A + q_D - q_{cov} - q_{rad}) \cdot \mathbf{n}, \quad (14)$$

$$q_{cov} = \alpha(T - T_\infty), \quad (15)$$

$$q_{rad} = \epsilon_r \sigma(T^4 - T_\infty^4), \quad (16)$$

式中: \mathbf{n} 为上表面的法向矢量; q_A 为电弧热源; q_D 为熔滴热焓; q_{cov} 为对流散热; α 为对流散热系数; q_{rad} 为辐射散热; ϵ_r 为热辐射系数; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数; T_∞ 为环境温度。

工件上表面受到蒸发反压力、电弧压力和表面张力等的综合作用,其法向上的边界条件为

$$-\mathbf{P} + 2\mu \frac{\partial \mathbf{v}_n}{\partial \mathbf{n}} = \left[-P_R - P_A - P_D + \gamma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right] \cdot \mathbf{n}, \quad (17)$$

式中: \mathbf{v}_n 为法向速度矢量; P_R 、 P_A 和 P_D 分别为蒸发反压力、电弧压力和熔滴冲击力; 右端最后一项表示表面张力压力; γ 为表面张力系数; R_1 和 R_2 为表面曲率半径。

模型考虑了马兰戈尼效应,切向上的边界条件为

$$\mu \frac{\partial \mathbf{v}_t}{\partial \mathbf{n}} = -\frac{\partial \gamma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \mathbf{r}}, \quad (18)$$

表 1 激光-MIG 复合焊接工艺参数

Table 1 Parameters used in laser-MIG hybrid welding

Test No.	Mean current I / A	Mean voltage U / V	Welding speed $v / (m \cdot min^{-1})$	Laser power P / kW	Leading configuration
1	220	26.0	0.8	2.6	Arc leading
2	220	26.0	0.8	2.6	Laser leading

表 2 计算中应用的物性参数

Table 2 Material property parameters used in calculation

Property	Content
Density $\rho / (kg \cdot m^{-3})$	7699
Thermal conductivity $\lambda / (W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	Temperature dependent
Specific heat $C_p / (J \cdot kg^{-1})$	Temperature dependent
Viscosity $\mu / (kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1})$	Temperature dependent ^[16]
Thermal expansion coefficient α / K^{-1}	Temperature dependent
Latent heat of fusion $L_f / (J \cdot kg^{-1})$	2.77×10^5
Latent heat of evaporation $L_v / (J \cdot kg^{-1})$	6.34×10^6
Liquid temperature T_l / K	1786
Solidus temperature T_s / K	1740

3.1 熔池的温度场和流场

3.1.1 熔池纵截面的温度场和流场

图 4 为 Test 1 对应的熔池纵截面上温度场和流场的演变过程。左图为温度场,红色区域代表熔池;

式中: \mathbf{v}_t 为切向速度矢量; $\partial \gamma / \partial T$ 为表面张力温度梯度; \mathbf{r} 为表面切向矢量。

工件下表面与侧面设为墙(wall)边界类型,只考虑辐射和对流散热。对称面(ADD₂A₂)上无能量和动量交换。墙和对称面边界类型比较常见,这里不再赘述,可参考文献[20-21]。

3 结果与讨论

本文分析了 2 个算例,其中: Test 1 采用电弧在前的布置方式,用来展示该复合焊接过程中小孔行为、熔池温度场和流场的演变特征; Test 2 采用激光在前的布置方式,与 Test 1 对比展示激光电弧前后位置的影响。采用德国通快公司生产的 Nd:YAG 激光器进行焊接试验,激光波长为 1.06 μm,光斑直径为 0.6 mm。在焊接过程中,激光束与工件垂直,电弧焊枪前倾角为 30°,极丝间距为 3 mm,离焦量为 -2 mm (即激光焦点深入焊件 2 mm),保护气体为纯氩气。部分工艺参数如表 1 所示。试验和模拟采用的材料均为高强度钢板(厚度 6.6 mm),其物性参数如表 2 所示。

右图为速度场和流线分布,黑色虚线表示熔池轮廓线。对比不同时刻的流场可以发现,熔池纵截面上主要有三种流动模式: 1) 沿小孔壁面向下,经熔池底部反射后的逆时针环流; 2) 由小孔底部出发沿着熔池底部向后方的流动; 3) 熔池表面上由熔池尾部向前方的流动。

图 4(a)、(b)主要展示了小孔长大过程中熔池的传热和流动情况。在高密度激光能量辐照下,材料迅速熔化蒸发,熔池表面在蒸发反压力作用下逐渐下凹,小孔深度逐渐增大。小孔前方,电弧热源和熔滴熔化材料,形成一定体积的液态金属。在流动方面,受蒸发反压力的作用,小孔壁面液态金属向下流动,经熔池底部反射后一部分动量形成逆时针环流,一部分动量形成沿着熔池底部的后向流动。该后向流动将熔池前方的热量和动量向后方输运,增大熔池的体积和流动速度。熔池后方表面在马兰戈尼剪切力作用下,形成了由尾部朝向前方的流动,该流动与上述逆时针环流汇合,共同冲击小孔后壁的中下部位置,

并在该处形成凸台。当凸台长大并与小孔前壁结合时,小孔被截断,孔内气体被卷入熔池形成气泡。气泡形成后随熔池的流动而运动,如图 4(c)、(d)所示。小孔坍塌后,熔池表面在激光能量作用下又重新打开,并重复上述过程,如图 4(e)所示。可见,在激光焊

接过程中,小孔行为产生的流动模式会促进熔池内热量和动量的输运过程,对熔池温度场和流场产生很大影响。另外,小孔中下部位置易受熔池流动的影响而发生坍塌,形成气泡,如果气泡被凝固界面捕获而不能逸出熔池时,就会形成小孔型气孔缺陷。

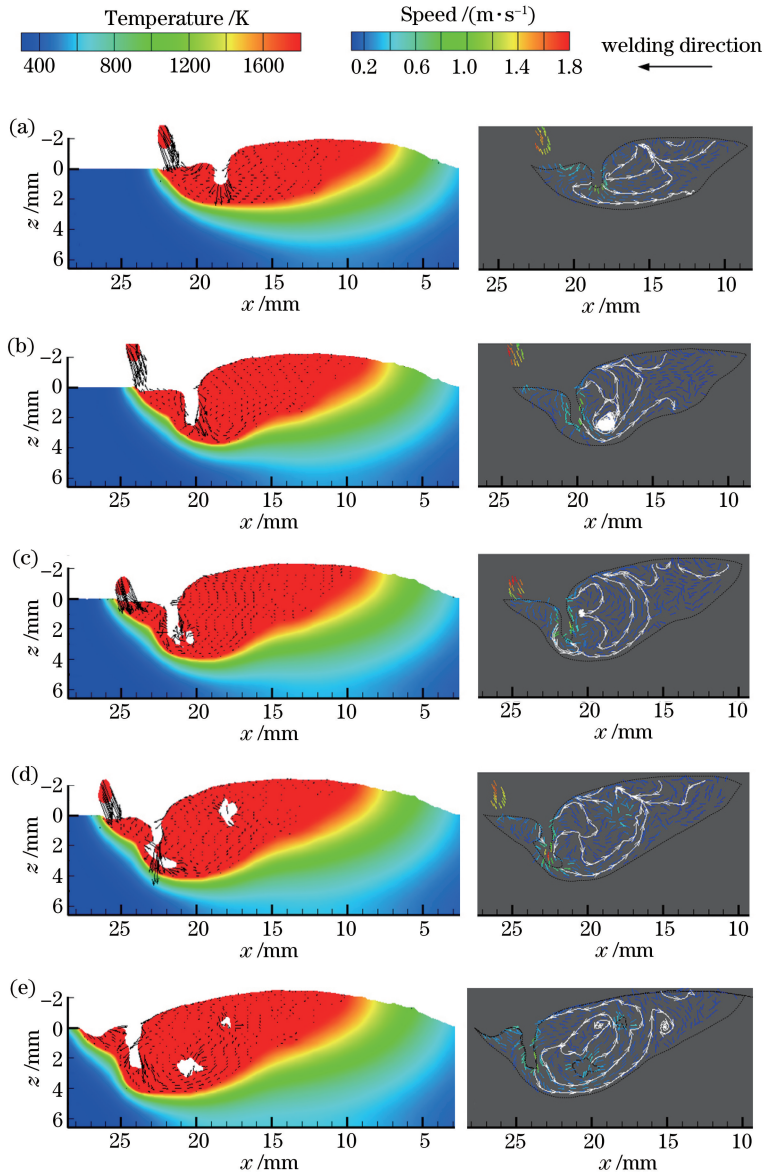


图 4 不同时刻熔池纵截面上的温度场(左)和流场(右)分布(Test 1, 右侧图中的白线为流线)。

(a) $t=1.007$ s; (b) $t=1.146$ s; (c) $t=1.248$ s; (d) $t=1.317$ s; (e) $t=1.429$ s

Fig. 4 Distributions of temperature (left) and flow field (right) on longitudinal cross section of weld pool at different time (Test 1, white line in right picture is streamline). (a) $t=1.007$ s; (b) $t=1.146$ s; (c) $t=1.248$ s; (d) $t=1.317$ s; (e) $t=1.429$ s

3.1.2 熔池横截面的温度场和流场

为了观察 Test 1 工艺条件下熔池横截面上温度场和流场的演变过程,将同一时刻($t=1.230$ s)不同位置处的横截面截取出来。选取的横截面位置如图 5 所示。

图 6(a)~(f)分别对应图 5 中 a~f 这 6 个位置,

展示了不同位置横截面上的温度场分布。熔池前部主要受电弧热源和熔滴热焓的作用,材料熔化得较少,熔深较浅,在电弧压力和熔滴冲击力的作用下,表面下凹变形,如图 6(a)所示。在激光作用位置处,材料熔化得较多,熔池表面在蒸发反压力作用下形成小孔。小孔壁面处的液态金属在该压力作用下向下高

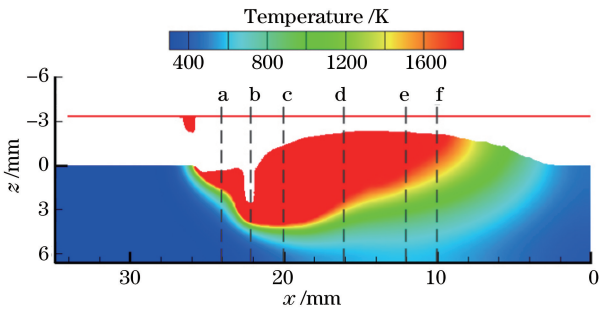


图 5 各横截面选取位置示意图

Fig. 5 Positions of selected transverse cross section

速流动,流动到熔池底部后向两侧流动,在横截面上形成了两个由内向外的环流。这与纵截面上环流的形成原因相同,但由于横截面上的熔池较窄,这部分流动相对较小,对热量的输运能力较弱,因此熔池宽度增加不大,如图 6(b)所示。复合热源经过之后,蒸发反压力、电弧压力和熔滴冲击力的作用逐渐减弱,熔池流动速度逐渐减小。同时,受热减小,散热增多,液态金属逐渐凝固。在表面张力作用下,熔池逐渐凸起,凝固之后形成焊缝余高,如图 6(c)~(f)所示。

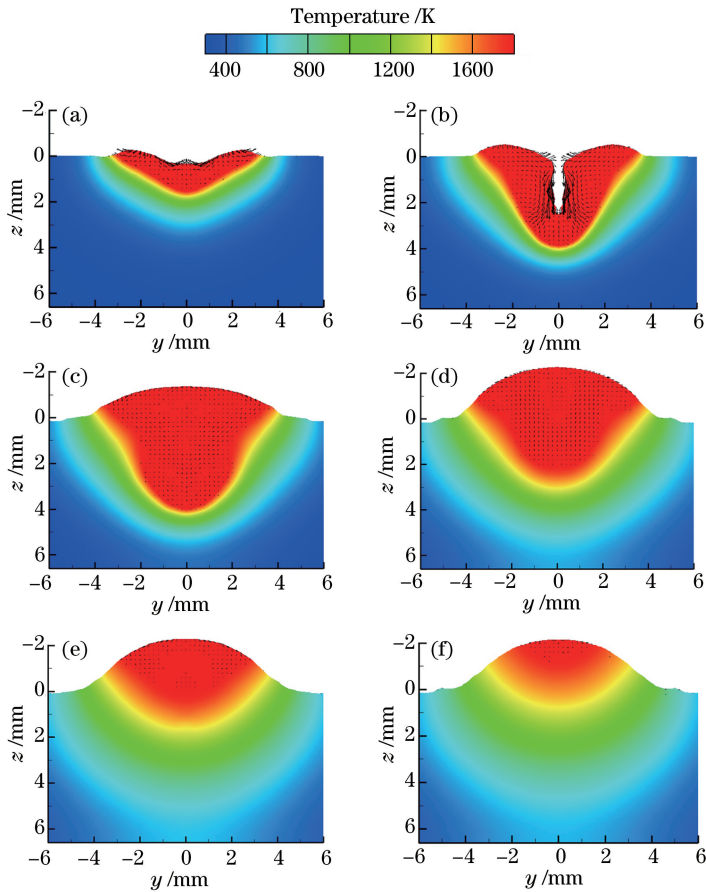


图 6 各位置横截面上熔池的温度场分布(Test 1)。(a) $x=24$ mm;(b) $x=22$ mm;
(c) $x=20$ mm;(d) $x=16$ mm;(e) $x=12$ mm;(f) $x=10$ mm

Fig. 6 Distributions of temperature on transverse cross section of weld pool at different positions (Test 1).

(a) $x=24$ mm; (b) $x=22$ mm; (c) $x=20$ mm; (d) $x=16$ mm; (e) $x=12$ mm; (f) $x=10$ mm

3.1.3 熔池水平截面温度场和流场

图 7 展示了 Test 1 工艺条件下距离工件上表面 0.3 mm 处水平截面上熔池温度场和流场的演变过程。左图为温度场和流场分布,红色区域表示熔池;右图为熔池流线分布,黑色虚线表示熔池边界。可见,熔池水平截面上的温度场大致呈双椭圆状,前部宽短,后部窄长。这是因为熔池前部受到电弧的作用较强,熔化范围较宽。另外一个

比较明显的特征是,小孔和电弧作用的熔池凹陷周期性地合并和分离,这也是复合焊接过程中熔池流动的典型现象^[15]。熔池前方在电弧压力和熔滴冲击力的作用下形成凹陷,而激光作用位置处受蒸发反压力作用形成小孔。在熔滴过渡时,前方流体向后流动速度增大,熔池凹陷程度随之增大,逐渐向小孔靠近,如图 7(a)所示。当熔滴冲击力和电弧压力变小时,下凹区域的变形减小,同时

小孔后方的液态金属向前流动, 绕过小孔后填充凹陷区域, 也使下凹区域的变形减小, 从而导致熔池凹陷远离小孔, 如图 7(b) 所示。可见, 熔滴冲击和电弧压力引起的后向流动和小孔后方的前向流动的相互作用是小孔和凹陷靠近和分离的直接原

因, 在两者的不断作用下, 凹陷和小孔周期性地靠近和分离, 如图 7(c)~(e) 所示。当前者作用远大于后者时, 即后向流动将小孔前方的液态金属大量地向小孔后方输运时, 熔池凹陷与小孔合并, 如图 7(f) 所示。

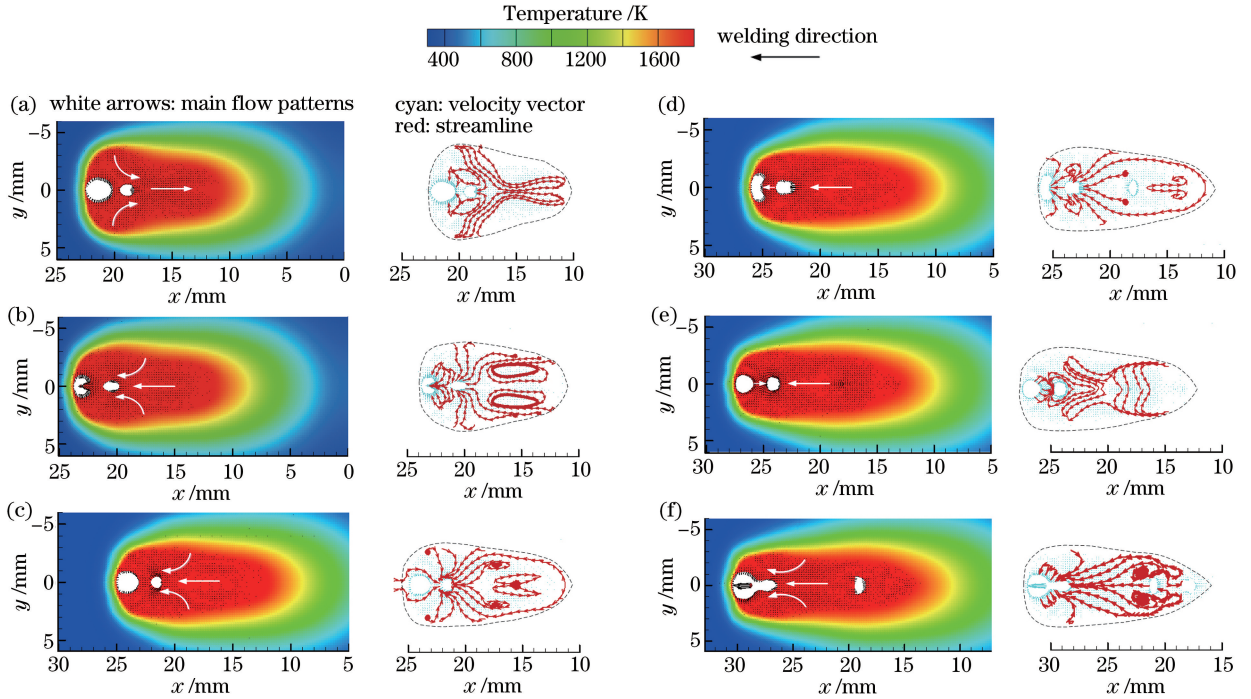


图 7 不同时刻熔池水平截面上的温度场(左)和流场(右)分布(Test 1, $z=0.3$ mm)。

(a) $t=1.0367$ s; (b) $t=1.1468$ s; (c) $t=1.2407$ s; (d) $t=1.3175$ s; (e) $t=1.4299$ s; (f) $t=1.6471$ s

Fig. 7 Distributions of temperature (left) and flow field (right) on horizontal cross section of weld pool at different time (Test 1, $z=0.3$ mm). (a) $t=1.0367$ s; (b) $t=1.1468$ s; (c) $t=1.2407$ s; (d) $t=1.3175$ s; (e) $t=1.4299$ s; (f) $t=1.6471$ s

3.1.4 小孔深度的变化特征

通过以上分析可以发现, 小孔行为对熔池温度场和流场的影响很大。小孔深度不同, 熔池形状、温度场分布和流动模式也显著不同。下面对小孔深度变化过程进行探讨, 分析影响小孔尺寸变化的因素。

图 8 展示了小孔深度随时间的变化情况, 其中, 黑色曲线表示小孔的实际深度, 红色曲线表示对黑色曲线的拟合结果。可见, 小孔的长大速度较快, 平均速度在 30 mm/s 以上。达到最大深度 2.6 mm 后, 稳定在 1.5~2.6 mm 之间波动。根据小孔的变化特征及受力状态, 可将小孔深度的变化过程分为两个阶段, 即快速增长阶段和动态平衡阶段。

在第一个阶段, 材料受激光辐照迅速熔化和蒸发, 产生的蒸发反压力克服熔池表面张力等阻力作用形成小孔, 并推动小孔在深度方向上挖掘。由于蒸发反压力远大于其他阻力, 小孔的形成速度较大。在第二个阶段, 小孔达到最大深度后, 其深度在一定范围内波动。这是因为随着小孔深度增加, 激光平

图 8 小孔深度随时间的变化(Test 1)

Fig. 8 Keyhole depth versus time (Test 1)

均能量密度下降, 蒸发反压力降低, 与此同时, 促使小孔关闭的表面张力和流体静压力增大。两种作用达到平衡后, 小孔深度不再增加。如前所述, 小孔后壁在熔池流动作用下形成凸台, 凸台长大后与小孔前壁结合后导致小孔坍塌, 使小孔深度减小。此后, 小孔底部的激光能量再次升高, 蒸发反压力又促使小孔打开, 并重复上述过程。于是, 小孔深度稳定在动态范围之内。

3.1.5 试验验证

为了提高模型的预测精度,对模拟过程进行了工艺试验,利用焊缝横断面形状校准并验证模型。图9展示了焊缝横断面形状计算结果和试验结果的对比情况,可见计算熔合线形状和试验结果吻合得较好,表明建立的激光-MIG复合焊接模型可以较

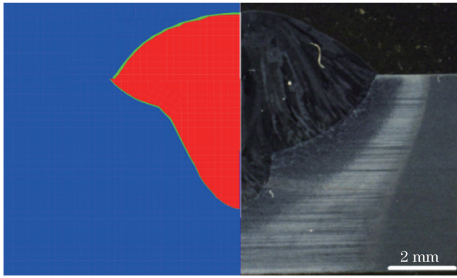


图9 焊缝横断面的计算结果(左)与试验结果(右)

Fig. 9 Simulated (left) and experimental (right) results of transverse cross section of weld

为准确地预测该复合焊接过程传热和熔池流动的特点,得到合理的结论。

3.2 激光电弧前后位置对熔池温度场和流场的影响

3.2.1 熔池纵截面上的温度场和流场

图10展示了激光电弧前后位置不同时熔池纵截面上温度场和流场的对比情况,左侧为激光引领(激光在前,电弧在后),右侧为电弧引领(电弧在前,激光在后)。激光引领时,熔滴自小孔后方进入熔池,形成朝向小孔的前向流动。该流动与小孔后方的逆时针环流汇合后冲击在小孔后壁上,产生凸台,使小孔坍塌。然而,当电弧引领时,熔滴在小孔前方进入熔池,也会形成朝向小孔的流动。但由于该处熔池的体积较小,不能产生规模较大的流动,因此对小孔前壁的影响较小,如图10(a)所示。因此,相比于激光引领,电弧引领时小孔的稳定性较高,激光能

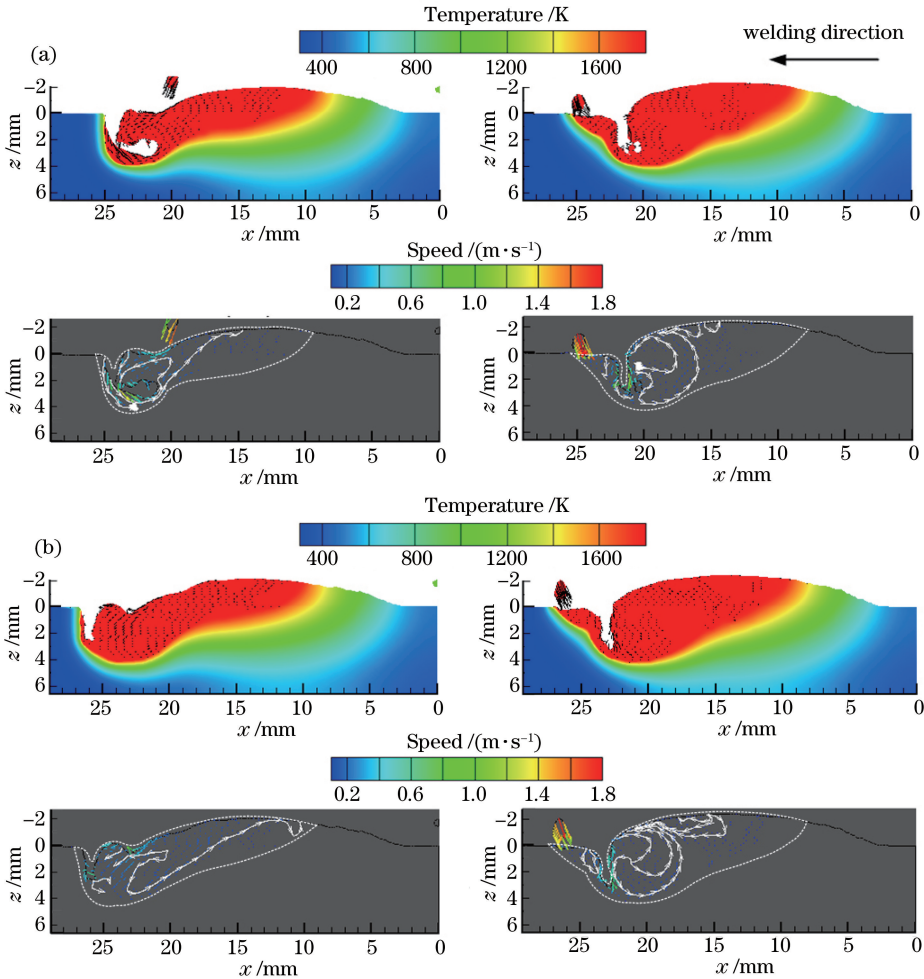


图10 激光电弧前后位置对熔池纵截面上温度场和流场的影响(左侧为激光引导, Test 2; 右侧为电弧引导, Test 1; 流场图中的白线为流线)。(a) $t=1.2495$ s; (b) $t=1.3658$ s

Fig. 10 Effect of laser-arc tandem position on temperature and flow field on longitudinal cross section of weld pool (left is laser leading, Test 2; right is arc leading, Test 1; white line in flow field picture is streamline). (a) $t=1.2495$ s; (b) $t=1.3658$ s

量可以持续稳定地向熔池传输。在该种情况下,激光能量效率较高,熔池体积和熔深均较大,如图 10 (b)所示。另外,电弧在前时,激光作用在熔化材料上,激光吸收率也有一定的提高。

3.2.2 熔池水平截面上的温度场和流场

图 11 展示了激光电弧前后位置不同时距工件上表面 0.2 mm 处水平截面上熔池温度场的对比情况,左侧为激光引领(激光在前,电弧在后),右侧为电弧引领(电弧在前,激光在后)。激光引领时,电弧在小孔(熔池内空白区域)后方施加热力作用,使该位置的熔宽增大。如前所述,该种情况下小孔的稳定性较差,激光热输入低,因此熔池长度减小,如图

11(a)左侧所示。电弧位置下方受电弧压力和熔滴冲击力的影响,产生下凹变形,但由于该处熔池体积较大,下凹变形的程度较小(图 11(b)左侧小孔后方空白区域)。该处液态金属向四周流动,将热量向熔池两侧输运,熔宽进一步增大。然而,当电弧引领时,电弧在小孔前方对熔池施加热力作用,由于此处熔池的体积较小,表面下凹变形较大,在水平截面上表现为较大的空白区域;在流动方面,液态金属同样由下凹变形处向四周流动,但规模较小,传热能力较弱,因此熔宽相对于激光引领时有所减小。但此时小孔稳定,激光的实际热输入较大,因此熔池长度增加,如图 11 右侧所示。

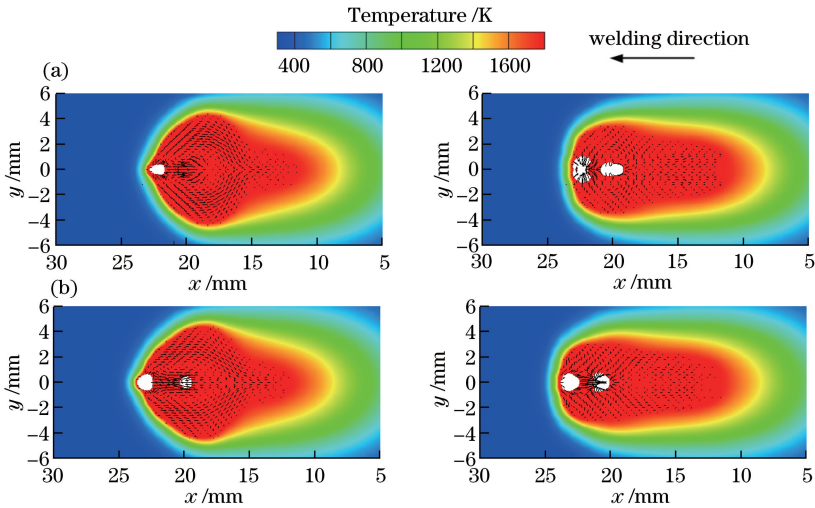


图 11 激光电弧前后位置对熔池水平截面上温度场的影响(左侧为激光引导, Test 2; 右侧为电弧引导, Test 1)。(a) $t=1.0990$ s; (b) $t=1.1521$ s

Fig. 11 Effect of laser-arc tandem position on temperature of horizontal cross section of weld pool (left is laser leading, Test 2; right is arc leading, Test 1; white line in flow field picture is streamline). (a) $t=1.0990$ s; (b) $t=1.1521$ s

4 结 论

针对激光-MIG 复合焊接过程建立了数理模型,计算了小孔动态行为、熔池温度场和流场的演变过程,并考察了激光电弧前后位置对焊接过程的影响。计算结果表明,小孔长大过程包括快速增长和动态平衡两个阶段。当驱动力、蒸发反压力远远大于表面张力、流体静压力等阻力时,小孔深度快速增大;当蒸发反压力与表面张力、流体静压力等阻力平衡后,小孔深度在一定范围内变化,处于动态平衡过程中。小孔行为产生的流动模式对熔池流动、小孔形状演变具有重要影响。小孔后方沿着熔池底部的后向流动向熔池后方输运热量和动量,增大熔池的体积和对流能力;而逆时针环流在小孔后壁形成凸起,凸起与小孔前壁结合后造成小孔坍塌,形成小孔型气孔缺陷。

相对于电弧引领,激光引领时的小孔稳定性降低,熔深和熔池长度减小,但电弧作用处的熔宽增加。激光引领时,电弧压力和熔滴冲击力作用的前向流动与逆时针环流交汇,对小孔后壁的冲击作用增强,小孔稳定性进一步降低,气孔缺陷更加严重。电弧作用区液态金属的流动将热量从熔池中部向两侧输运,因而熔宽增加。但是,本文关于激光和电弧前后位置的研究还不够深入,仅仅考虑了单一工况下的熔池传热和流动特征,需要进一步进行试验和模拟分析。

参 考 文 献

[1] Steen W M. Arc augmented laser processing of materials[J]. Journal of Applied Physics, 1980, 51 (11): 5636-5641.
 [2] Gu L, Liu J H, Wang X J. Research and application of laser-arc hybrid welding in shipbuilding [J].

- Marine Technology, 2005(5): 38-40.
- 辜磊, 刘建华, 汪兴均. 激光-电弧复合焊接技术在船舶制造中的应用研究[J]. 造船技术, 2005(5): 38-40.
- [3] Mahrle A, Beyer E. Hybrid laser beam welding: classification, characteristics, and applications [J]. Journal of Laser Applications, 2006, 18(3): 169-180.
- [4] Gu S Y, Liu Z J, Zhang P L, *et al.* Appearances and formation mechanism of welds in high-strength steels by high speed laser-arc hybrid welding [J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(12): 1202007.
顾思远, 刘政君, 张培磊, 等. 高速激光电弧复合焊接高强钢焊缝的形貌及成形机理 [J]. 中国激光, 2018, 45(12): 1202007.
- [5] Shi P F, Huang J, Tantai F L, *et al.* Microstructures and properties of 27SiMn high-strength steel joints by laser-MAG hybrid welding [J]. Chinese Journal of Lasers, 2017, 44(10): 1002001.
史鹏飞, 黄坚, 澹台凡亮, 等. 27SiMn 高强钢激光-MAG 复合焊接头组织和性能 [J]. 中国激光, 2017, 44(10): 1002001.
- [6] Katayama S, Uchiumi S, Mizutani M, *et al.* Penetration and porosity prevention mechanism in YAG laser-MIG hybrid welding [J]. Welding International, 2007, 21(1): 25-31.
- [7] Campana G, Fortunato A, Ascari A, *et al.* The influence of arc transfer mode in hybrid laser-mig welding [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 191(1/2/3): 111-113.
- [8] Hu L H, Huang J, Zhuang K, *et al.* Influence of distance between laser and MIG arc on drop transfer process of CO₂ laser-MIG hybrid welding [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2010, 31(2): 49-52, 115.
胡连海, 黄坚, 庄凯, 等. 激光与电弧间距对激光复合焊熔滴过渡的影响 [J]. 焊接学报, 2010, 31(2): 49-52, 115.
- [9] Gao M, Zeng X Y, Hu Q W. Effects of gas shielding parameters on weld penetration of CO₂ laser-TIG hybrid welding [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 184(1/2/3): 177-183.
- [10] Tani G, Campana G, Fortunato A, *et al.* The influence of shielding gas in hybrid laser-MIG welding [J]. Applied Surface Science, 2007, 253(19): 8050-8053.
- [11] He S, Chen H, Cai C, *et al.* Influence of He-Ar mixed shielding gas on laser-MIG hybrid welding characteristic of aluminum alloys [J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(12): 1202005.
何双, 陈辉, 蔡创, 等. 氦-氩混合保护气体对铝合金激光-MIG 复合焊接特性的影响 [J]. 中国激光, 2018, 45(12): 1202005.
- [12] Zhang Z Z, Wu C S. Effect of fluid flow in the weld pool on the numerical simulation accuracy of the thermal field in hybrid welding [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2015, 20: 215-223.
- [13] Gao Z G, Wu Y X, Huang J. Analysis of weld pool dynamic during stationary laser-MIG hybrid welding [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009, 44(9/10): 870-879.
- [14] Zhou J, Tsai H L. Modeling of transport phenomena in hybrid laser-MIG keyhole welding [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2008, 51(17/18): 4353-4366.
- [15] Cho J H, Na S J. Three-dimensional analysis of molten pool in GMA-laser hybrid welding [J]. Welding Journal, 2009, 88(4): 35-44.
- [16] Cho W I, Na S J, Cho M H, *et al.* Numerical study of alloying element distribution in CO₂ laser-GMA hybrid welding [J]. Computational Materials Science, 2010, 49(4): 792-800.
- [17] Zhao L, Sugino T, Arakane G, *et al.* Influence of welding parameters on distribution of wire feeding elements in CO₂ laser GMA hybrid welding [J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2009, 14(5): 457-467.
- [18] Liu L M, Wang J F, Song G. Hybrid laser-arc welding of AZ31B Mg alloy [J]. Chinese Journal of Lasers, 2004, 31(12): 1523-1526.
刘黎明, 王继锋, 宋刚. 激光电弧复合焊接 AZ31B 镁合金 [J]. 中国激光, 2004, 31(12): 1523-1526.
- [19] Gao Z G, Huang J, Li Y L, *et al.* Effect of relative position of laser beam and arc on formation of weld in laser-MIG hybrid welding [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2008, 29(12): 69-73.
高志国, 黄坚, 李亚玲, 等. 激光-MIG 复合焊中激光与电弧前后位置对焊缝成形的影响 [J]. 焊接学报, 2008, 29(12): 69-73.
- [20] Gao X S, Wu C S, Goecke S F, *et al.* Numerical simulation of temperature field, fluid flow and weld bead formation in oscillating single mode laser-GMA hybrid welding [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 242: 147-159.
- [21] Zhang H T. Numerical analysis of weld pool and keyhole dynamics in laser + GMAW hybrid welding [D]. Jinan: Shandong University, 2015.
张皓庭. 激光 + GMAW 复合热源焊接熔池与小孔动态行为的数值模拟 [D]. 济南: 山东大学, 2015.
- [22] Kaplan A. A model of deep penetration laser welding

- based on calculation of the keyhole profile[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 1994, 27(9): 1805-1814.
- [23] Semak V, Matsunawa A. The role of recoil pressure in energy balance during laser materials processing [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 1997, 30(18): 2541-2552.
- [24] Cho J H, Na S J. Implementation of real-time multiple reflection and Fresnel absorption of laser beam in keyhole[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2006, 39(24): 5372-5378.
- [25] von Allmen M, Blatter A. *Laser-beam interactions with materials [M]*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1995: 128-131.
- [26] Tsao K C, Wu C S. Fluid flow and heat transfer in GMA weld pools[J]. *Welding Journal*, 1988, 67(3): 70s-75s.