

引文格式: 贺虹云, 王新鑫, 陈大卫. K-TIG 焊接熔池行为数值模拟[J]. 焊接学报, 2026, 47(4): 105 – 117. HE Hongyun, WANG Xinxin, CHEN Dawei. Numerical simulation of molten pool behavior in K-TIG welding[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2026, 47(4): 105 – 117.



K-TIG 焊接熔池行为数值模拟

贺虹云¹, 王新鑫^{1,2}, 陈大卫¹

(1. 重庆理工大学, 材料科学与工程学院, 重庆, 400054; 2. 重庆市特种焊接材料与技术高校工程研究中心, 重庆, 400054)

摘要: 针对深熔锁孔非熔化极惰性气体保护焊 (keyhole tungsten inert gas, K-TIG) 焊接熔池行为, 利用 Level-Set 方法追踪熔池自由表面变化, 建立了定点焊接二维轴对称的瞬态数值计算模型, 分别探究了浮力、电磁力、电弧压力、等离子流剪切力和表面张力对熔池行为的影响. 结果表明, 在浮力、等离子流剪切力和表面张力温度系数为负 ($\partial\sigma/\partial T < 0$) 时的 Marangoni 力单独作用时, 熔池内部形成由内向外的流动, 而在电磁力与表面张力温度系数为正 ($\partial\sigma/\partial T > 0$) 时的 Marangoni 力单独作用时, 熔池内部形成由外向内的流动; 等离子流剪切力与表面张力分别单独作用下的熔池液态金属流速处于同一数量级, 而表面张力作用下液态金属流速更大, 与之相比, 浮力、电磁力和电弧压力对熔池对流的作用较小, 而电弧压力的作用最小. 浮力、电磁力和 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时的 Marangoni 力单独作用时, 熔池表面略微凸起, 当等离子流剪切力、 $\partial\sigma/\partial T < 0$ 时的 Marangoni 力、电弧压力单独作用时, 熔池表面均产生凹陷变形, 而电弧压力作用下的熔池表面凹陷变形最大. 模拟结果与试验结果吻合良好, 验证了模型的准确性.

创新点: (1) 在 K-TIG 焊接熔池模型中采用 Level-Set 方法追踪自由表面, 界面捕捉更光滑和精确.
(2) 明确了不同驱动力对熔池流动和表面变形的影响顺序.

关键词: 深熔锁孔非熔化极惰性气体保护焊; 熔池; Level-Set; 数值模拟

中图分类号: TG 444 **文献标识码:** A **doi:** 10.12073/j.hjxb.20250129001

Numerical simulation of molten pool behavior in K-TIG welding

HE Hongyun¹, WANG Xinxin^{1,2}, CHEN Dawei¹

(1. College of Materials Science and Engineering, Chongqing University of Technology, Chongqing, 400054, China;
2. Chongqing Municipal Engineering Research Center of Higher Education Institutions for Special Welding Materials and Technology, Chongqing, 400054, China)

Abstract: For the molten pool behavior in K-TIG welding, the Level-Set method was used to track the changes in the free surface of the molten pool, and a two-dimensional transient numerical calculation model for stationary welding was established. The influences of buoyancy, electromagnetic force, arc pressure, plasma flow shear force, and surface tension on the molten pool behavior were investigated. The results show that when the buoyancy, plasma flow shear force, and Marangoni force with a negative temperature coefficient of surface tension ($\partial\sigma/\partial T < 0$) act individually, an outward flow forms inside the molten pool; whereas when the electromagnetic force and Marangoni force with a positive temperature coefficient of surface tension ($\partial\sigma/\partial T > 0$) act individually, an inward flow forms inside the molten pool. The flow velocities in the molten pool under the individual actions of plasma flow shear force and surface tension are of the same order of magnitude, but the flow velocity under the action of surface tension is higher. In comparison, the buoyancy, electromagnetic force, and arc pressure have a smaller effect on the convection in

收稿日期: 2025 – 01 – 29; 录用日期: 2025 – 04 – 27

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (510705054); 重庆市自然科学基金面上项目 (CSTB2024NSCQ-MSX0127); 重庆市教委科学技术研究项目设 (KJQN202101135)

the molten pool, among which the arc pressure has the smallest effect. When the buoyancy, electromagnetic force, and Marangoni force with $\partial\sigma/\partial T > 0$ act individually, the surface of the molten pool slightly bulges. When the plasma flow shear force, Marangoni force with $\partial\sigma/\partial T < 0$, and arc pressure act individually, the surface of the molten pool exhibits concave deformation, and the maximum concave deformation occurs under the action of arc pressure. The simulation results agree well with the experimental results, verifying the accuracy of the model.

Highlights: (1) The free surface of the weld pool in K-TIG welding was tracked using the Level-Set method, and the interface was captured more smoothly and accurately.

(2) The effects of various driving forces on the flow in the weld pool and the surface deformation were determined.

Key words: keyhole tungsten inert gas; molten pool; Level-Set; numerical simulation

0 序言

TIG 是一种应用极其广泛的焊接方法,但是焊接熔深小,焊接效率相对较低。K-TIG 是一种改进的 TIG 技术,使用大电流使得母材完全穿透,从而实现高质量和高效率焊接。结合了传统 TIG 和等离子弧焊接的优点,通过使用高电流和专门设计的焊枪,能够在母材上形成一个小孔,从而实现更大的熔深和更高的焊接速度^[1]。在压力容器、造船工业和机械和航空航天等领域具有广泛的应用^[2]。

在焊接过程中熔池内发生的各种复杂的物理化学变化,对于焊缝成形和焊接接头力学性能有着重要的影响^[3]。然而,K-TIG 熔池内部热-流等物理场演变机理很难通过试验手段完整获得。此后,有大量学者对 K-TIG 中的锁孔成形进行了更加细致的研究,冯涛等人^[4]通过示踪法来研究了 K-TIG 熔池的流动行为及上部和下部元素的分布。对于 TIG 熔池行为进行数值模拟的研究已经被广泛报道。HAO 等人^[5]建立了 TIG 的三维瞬态模型,分析了不同预留间隙下熔池热流场的动态特征,其模拟结果表明熔融金属呈现向后的流动趋势,且熔池顶面变形前部较高,后部较低。而对 K-TIG 熔池行为的模拟研究还相对较少。李岩等人^[6]建立了电弧与工件一体化模型,采用流体体积 (volume of fluid, VOF) 方法追踪自由表面,表征了等离子弧焊接过程中多物理场的运输作用,分析了工艺参数对电弧热流密度和

压力的影响规律。CUI 等人^[7]建立了包括浮力、表面张力等因素 K-TIG 模型,并将锁孔的模拟结果与高速相机拍摄锁孔图像及特征参数进行对比,分析了液态金属流动行为及焊接速度对锁孔成形的影响。相对于 VOF 方法,Level-Set 方法在界面处理上更光滑和精确,更适合处理复杂界面变化^[8]。

文中针对 K-TIG,利用 COMSOL Multiphysics 有限元软件进行数值建模。采用 Level-Set 作为界面追踪方法,综合考虑浮力、电弧压力、等离子流剪切力、电磁力和 Marangoni 力对熔池传热和流动行为的影响,分别研究在不同驱动力单独作用及综合作用下熔池温度场、速度场和自由表面的变化,并与相同焊接条件下的试验结果进行对比。可为深入理解 K-TIG 过程并推广应用提供参考。

1 建立数学模型

1.1 基本假设与守恒方程

为了便于模拟熔池动力学复杂行为,文中模型采用母材的材料特性是均匀、各向同性的;液态金属为不可压缩的牛顿流体,其流体流动方式为层流,忽略熔化过程中因蒸发引起的质量损耗;采用 Boussinesq 近似计算金属热浮力^[9]。计算域气相设置为氩气,忽略电弧的计算等基本假设

质量守恒、能量守恒和动量守恒^[10] 分别为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r v_r) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho c_p T) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r v_r c_p T) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z c_p T) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r k \frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z}(k \frac{\partial T}{\partial z}) + Q_s \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r v_r^2) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z v_r) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(2r\mu \frac{\partial v_r}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z}(\mu \frac{\partial v_r}{\partial z} + \mu \frac{\partial v_z}{\partial r}) + F_z \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho r v_r v_z) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z^2) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r\mu \frac{\partial v_r}{\partial r} + r\mu \frac{\partial v_z}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial z}(2\mu \frac{\partial v_z}{\partial z}) + F_r \quad (4)$$

式中: p 为相对压力; ρ 为密度; t 为时间; T 为温度; μ 为动力粘度; c_p 为定压比热容; k 为热传导系数;

Q_s 为热源项; v_r 为流体速度 v 在轴向上的速度分量; v_z 为流体速度 v 在径向上的速度分量; F_r, F_z 分别为轴向、径向的驱动力项, 其中包括浮力、电磁力、电弧压力、等离子流剪切力和表面张力等; r 为极坐标极径。

1.2 瞬态数值计算模型的建立与材料属性

熔池数值计算的几何模型和网格划分, 如图 1 所示。图 1(a) 为数值计算几何模型及相应的边界条件。文中建立的模型为 K-TIG 熔池的两相流数学模型, 母材为厚度为 8 mm 的 SUS304 不锈钢, 电流为 400 A, 电弧电压为 14 V。对于定点焊接, 假设熔池的传热与流动为轴对称的。据此设定几何区域轴向距离为 13 mm, 径向距离为 16 mm。模型区域分为两部分, 初始状态下, 上部分为气相区, 下部分为液相区。采用三角形网格进行区域离散, 如图 1(b) 所示。在母材的中心区域及表面区域液态金属流动和传热行为剧烈, 因此采用较小的网格尺寸, 在靠近边界的区域, 则采用较粗的网格, 整个计算域网格数为 3278。

边界条件示意图如图 1(a) 所示, 气相上表面为入口边界, 设置气体入口速度 0.001 m/s, 在侧面为出口边界条件, 设置气体出口压力为 1.01×10^5 Pa 在焊接初始时刻, 焊接母材处于室温下, 材料温度等于外界温度, 即

$$T = T_0 \quad (5)$$

式中: T_0 为外界温度, 取 298 K。

在焊接过程中, 几何边界上金属材料与周围介质存在能量交换, 在电弧将热量输送进材料的同时, 金属材料也会通过热对流及热辐射的方式, 将部分热量传递给周围的介质。对流换热和辐射散热分别为

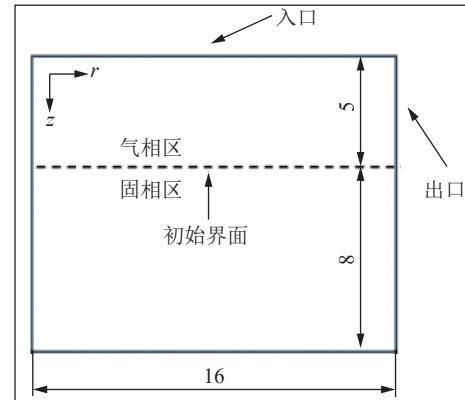
$$q_{\text{conv}} = -h_c(T - T_0) \quad (6)$$

$$q_{\text{rad}} = -\sigma_r \varepsilon_r (T^4 - T_0^4) \quad (7)$$

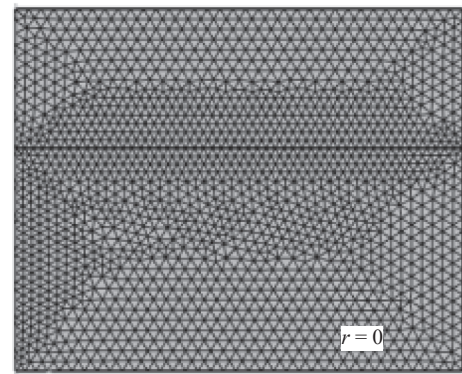
表 1 瞬态数值计算模型的热物性参数^[13]

Table 1 Thermal properties of transient numerical calculation model

固相温度	液相温度	固相密度	固相动力粘度	固相热导率	液相热导率	表面张力温度系数
T_s/K	T_l/K	$\rho_s/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$\mu_s/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$	$k_s/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$k_l/(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$A_\gamma/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
1623	1723	7450	100	33	29	-4.3
相变潜热	表面张力	液相密度	液相动力粘度	热膨胀系数	固相比热容	液相比热容
$L_f/(10^{-5} \text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	$\sigma_m/(\text{N} \cdot \text{m}^{-1})$	$\rho_l/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$\mu_l/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$	$\beta/(10^{-4} \text{K}^{-1})$	$C_{ps}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$C_{pl}/(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
2.61	1.94	6910	0.006	-4.3	745	800



(a) 几何模型示意图及边界条件



(b) 网格划分

图 1 熔池数值计算的几何模型和网格划分 (mm)

Fig. 1 Geometric model and mesh division of numerical calculation of molten pool. (a) numerical calculation geometry model; (b) mesh of the molten pool

式中: h_c 为对流换热系数; T_0 为环境温度; σ_r 为斯特藩-玻尔兹曼常数; ε_r 为表面辐射系数。

结合参考文献 [11-12], 综上所述, 可以得出壁面温度边界条件, 即

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = h_c(T - T_0) + \sigma_r \varepsilon_r (T^4 - T_0^4) \quad (8)$$

文中母材为 SUS304 不锈钢, 表 1 为模型用到的参考文献 [13] 中热物性参数。模型基于 COMSOL Multiphysics 建立并求解, 该软件采用有限元方法求解, 预置了大量的物理场应用模式, 可对多物理

场进行耦合分析. 模型选用 Level-Set 方法追踪气液界面. Level-Set 应用模式为利用初始化和 Level-Set 恒定方法描述焊接过程中熔池表面的变化, 用连续函数 φ 表示两种流体组份, φ 小于 0.5 表示气相区域, φ 大于 0.5 则表示固/液态金属区域, φ 等于 0.5 则表示熔池表面. 在过渡区域, 从 0 到 1 平滑过渡, 界面随液态金属流速移动, 示意图如图 2 所示. 对于 VOF 方法而言, 界面实际为流体体积分数处于 0 和 1 之间的区域, 包含了若干网格, 成为具有一定厚度的区域. 相比之下, Level-Set 方法中的界面更加接近于实际的情形. Level-Set 初始化和界面函数的传输可描述为

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla \varphi = \gamma \nabla \cdot \left[\varepsilon \nabla \varphi - \varphi \cdot (1 - \varphi) \cdot \frac{\nabla \varphi}{|\nabla \varphi|} \right] \quad (9)$$

式中: γ 为初始化参数, 取 1; ε 为界面厚度控制参数.

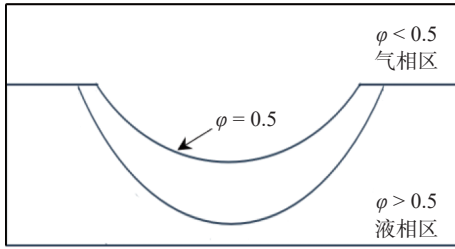


图 2 Level-Set 法追踪焊接熔池自由表面示意图

Fig. 2 Schematic diagram of Level-Set method for tracking free interfaces in welding

模型使用焓-孔隙度法^[14]描述母材熔化过程, 通过在动量方程中添加动量衰减项来描述, 同时引入液相体积分数描述熔化区域. 在整个焊接过程中, 当母材温度小于固相线温度时, 液相体积分数 f_l 为 0; 当母材温度介于固相线与液相线之间时, 液相体积分数 f_l 大于 0 小于 1; 当母材温度超过液相线温度后, 液相体积分数 f_l 为 1, 参考文献 [15] 认为, 液相体积分数为

$$f_l = \begin{cases} 0 & T \leq T_s \\ \frac{T - T_s}{T_l - T_s} & T_s \leq T \leq T_l \\ 1 & T \geq T_l \end{cases} \quad (10)$$

式中: T_s 为固相线温度; T_l 为液相线温度.

由于在固液两相区之间的糊状区内存在相互作用力, 根据达西定律, 可得出糊状区阻力为

$$\mathbf{F}_s = -\frac{(1 - f_l)^2}{f_l^3 + c_1} C_0 \mathbf{v} \quad (11)$$

式中: C_0 为糊状区参数, 一般是一个很大的数, 参

考文献 [16] 取 1.8×10^6 ; c_1 为一个很小的正数以避免被 0 整除, 取 1×10^{-7} ; $\mathbf{v}$ 为速度.

1.3 驱动力源项

在 K-TIG 过程中, 液态金属受到的力包括重力、浮力、Marangoni 力、电弧压力、等离子流剪切力和电磁力. 驱动力分为体积力和表面力. 体积力包括浮力、重力、电磁力、糊状区阻力和电磁剪切力; 表面力有电弧压力和表面张力. 在两相流瞬时模型中, 体积力可直接加载到模型中计算, 表面力需转变为体积力, 方可加载到数学模型中. 由 BRACKBILL 等人^[17]的研究可知, 利用 CSF (continuum surface force) 模型可以有效的将表面力转化为体积力. 文中采用 CSF 模型将表面力转化为体积力添加进动量方程中^[18].

重力会对焊接熔池内液体流动产生作用力, 在本模型中将重力视为沿 z 轴负方向的体积力, 即

$$\mathbf{G} = \rho \mathbf{g} \quad (12)$$

式中: ρ_0 为材料密度; g 为重力加速度.

由于在焊接过程中, 溶池内的液态金属具有很大的温度梯度, 其密度会随温度不同而发生变化, 导致熔池中各处密度不同, 这样就产生了压力梯度, 从而形成浮力, 在模型中将浮力视为沿 z 轴正方向的体积力, 即

$$\mathbf{F}_b = -\rho_l g \beta (T - T_l) \quad (13)$$

式中: ρ_l 为材料的液相密度; β 为液态金属热膨胀系数; T_l 为熔池金属液相线温度.

在焊接过程中, TIG 电弧的电磁收缩和等离子体流动会产生电弧压力. 电弧压力分布, 如图 3 所示. 参考文献 [19] 电弧压力为

$$p_{\text{arc}} = \frac{\mu_m I^2}{8\pi\sigma_i^2} \exp\left(-\frac{r_1^2}{2\sigma_i^2}\right) \quad (14)$$

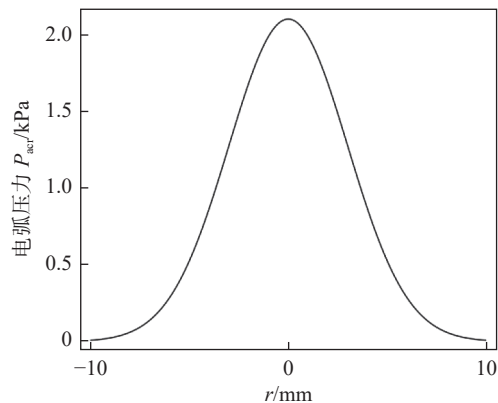


图 3 热源的电弧压力分布

Fig. 3 Arc pressure distribution of heat source

式中: μ_m 为真空磁导率, 取 $4\pi \times 10^{-7} \text{ N/A}^2$; σ_i 为电弧的有效半径; r_1 为距电弧中心的距离。

焊接电流通过工件时会产生磁场效应, 这个磁场与电流本身产生的磁场相互作用, 产生电磁力。文中模型为二维轴对称模型, 因此将电磁力视为沿 r 轴及 z 轴方向的体积力, r 轴方向体积力和 z 轴方向体积力分别为

$$F_r = -\frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 \sigma_i^2 r} \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_i^2}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_i^2}\right)\right] \left(\frac{z}{H}\right)^2 \quad (15)$$

$$F_z = \frac{\mu_m I^2}{4\pi^2 r^2 H} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma_i^2}\right)\right] \left(\frac{z}{H}\right) \quad (16)$$

式中: μ_m 为真空磁导率; I 为焊接电流; σ_i 为电弧的有效半径; H 为母材板厚; z 为纵坐标值。

当表面变形较大时, 会导致电路上径的变化, 从而使电弧分布密度发生改变, 使用此表达式会对计算结果产生一定的误差。但电磁力对熔池的作用较弱, 所以以上误差对试验结果的影响并不明显。在 K-TIG 过程中, 由于电磁力、流体动力学作用和气体流动等因素, 产生电弧剪切力, 电弧剪切力沿径向先快速增大, 然后逐渐减小^[20]。模型参考 MENG 等人^[21] 提出的适用于常规 TIG 的表达式, 在基于实际情况进行修正及拟合, 拟合结果如图 4 所示。通常情况下, 流体界面的表面张力和界面曲率共同作用而产生的压力差对应的力 (Laplace 力) F_{st} 为

$$F_{st} = \sigma \kappa \quad (17)$$

$$\kappa = -\left(\nabla \cdot \left[\frac{\mathbf{n}}{|\mathbf{n}|}\right]\right) \quad (18)$$

$$\mathbf{n} = \nabla \varphi \quad (19)$$

式中: σ 为表面张力系数; κ 为自由表面曲率; $\mathbf{n}$ 为垂直于自由表面的法向量。

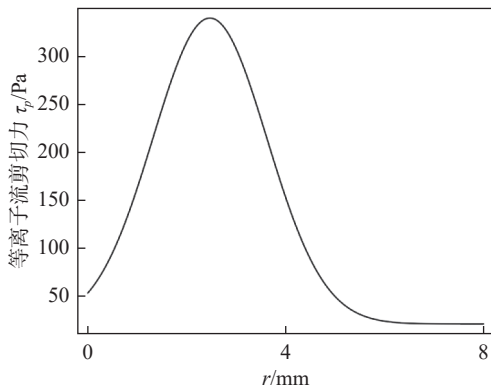


图 4 热源的电弧剪切力分布

Fig. 4 Arc shear force distribution of heat source

在焊接过程中, 由于熔池内温度分布不均, 会相应的产生 Marangoni 效应。Marangoni 效应是由熔池表面张力梯度所引起的熔融金属流动, 这种表面张力梯度通常是由于温度变化所造成, 表面张力的变化导致熔融金属从低表面张力区向高表面张力区流动。Marangoni 力为

$$F_{ma} = \frac{\partial \sigma}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial s} \quad (20)$$

式中: $\mathbf{s}$ 为自由表面切向矢量。

文中将 Marangoni 效应作简化处理, 表面张力系数^[22] 为

$$\sigma(T) = \sigma_m - A_\gamma (T - T_l) \quad (21)$$

式中: σ_m 为母材表面张力; A_γ 为表面张力温度系数; T_l 为材料液相线温度。

1.4 热源模型

由于文中建立的是二维模型, 需描述其旋转对称性, 同时还需要尽可能的贴合 K-TIG 的实际热流密度分布, 因此选用高斯面热源模型来描述电弧中能量分布, 参考文献 [23] 认为, 能量分布为

$$q(r_0, z) = \frac{Q}{2\pi\sigma_i^2} \exp\left(-\frac{r_0^2}{2\sigma_i^2}\right) \quad (22)$$

$$Q = \eta UI \quad (23)$$

式中: U 为电弧电压, 取 14 V; I 为电弧电流, 取 400 A; η 为热效率, 取 0.7; Q 为热源有效功率; σ_i 为电弧有效加热半径, 取 3 mm; r_0 为母材上任一点到坐标 z 轴的径向距离。

由式 (22) 和式 (23) 可以获得热源的热流密度分布, 如图 5 所示。在模型中, 需要将面热源转化为体热源, 并作为能量方程的源项进行模拟计算, 转化方式与将表面力转化为体积力的过程类似。

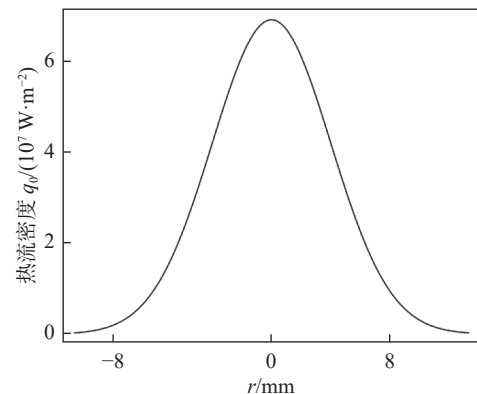


图 5 热源的热流密度分布

Fig. 5 Heat flux density distribution of heat source

2 试验结果与分析

2.1 不同作用力对熔池行为的作用

图 6 为浮力单独作用 4 s 时熔池的温度分布及流动行为. 在浮力作用下, 熔池中心金属由底部流向顶部, 到达上表面后流向熔池边缘, 形成由内向外的环流, 最大液态金属流速出现在熔池上表面位置, 达到 0.01 m/s, 这些结果与王新鑫等人^[24]的研究结果一致. 熔融金属向中心传递, 使得于熔池上表面微微凸起, 熔池表面最大变形量高于初始界面 0.2 mm, 表面变形量与黄勇等人^[25]的研究结果吻合, 熔池最高温度为 2970 K, 相关结果与黄勇等人^[25]的研究吻合.

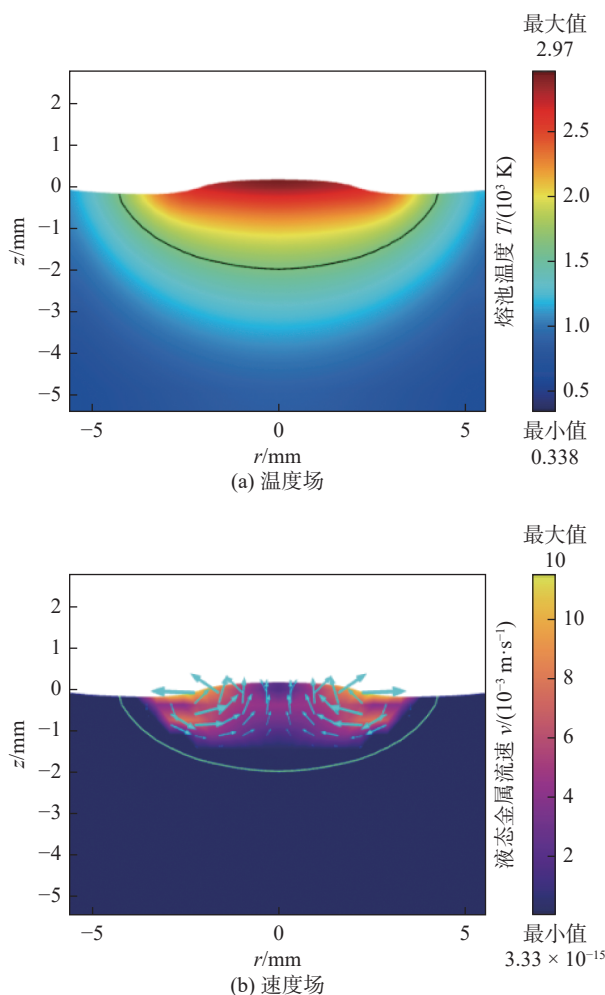


图 6 浮力单独作用 4 s 时熔池温度分布及流场

Fig. 6 Temperature distribution and flow conditions of the molten pool under the influence of buoyancy for 4 s. (a) temperature field; (b) velocity field

图 7 为电磁力单独作用 4 s 时, 熔池温度分布和液态金属流动行为. 在电磁力作用下, 熔池的流动为由边缘流向中心, 再由底部流向顶部, 形成由

外向内的环流. 由于熔融金属向中心传递, 使得表面微微凸起, 熔池表面最大变形量高于初始界面的 0.6 mm, 表面变形量与黄勇等人^[25]的研究结果吻合. 在熔池中心直径为 3 mm 的区域内, 沿着中心轴线液态金属流速呈先增大后减小的趋势, 最大液态金属流速出现在熔池中心靠近底部的位置, 达到 0.04 m/s 左右, 如图 7(b) 所示, 熔池温度上升, 最大温度为 4150 K, 如图 7(a) 所示. 出现如此高的温度的原因, 一方面, 此时熔池内部液态金属流速较小, 导致熔池中热对流不明显, 热传导的作用明显增强, 因此热量不能及时传递和扩散; 可以推测当速度减小到接近于 0 时温度将更高; 另一方面热量随向内的流动向熔池中心传递, 进一步使温度升高, 两者共同作用, 使熔池温度超过沸点.

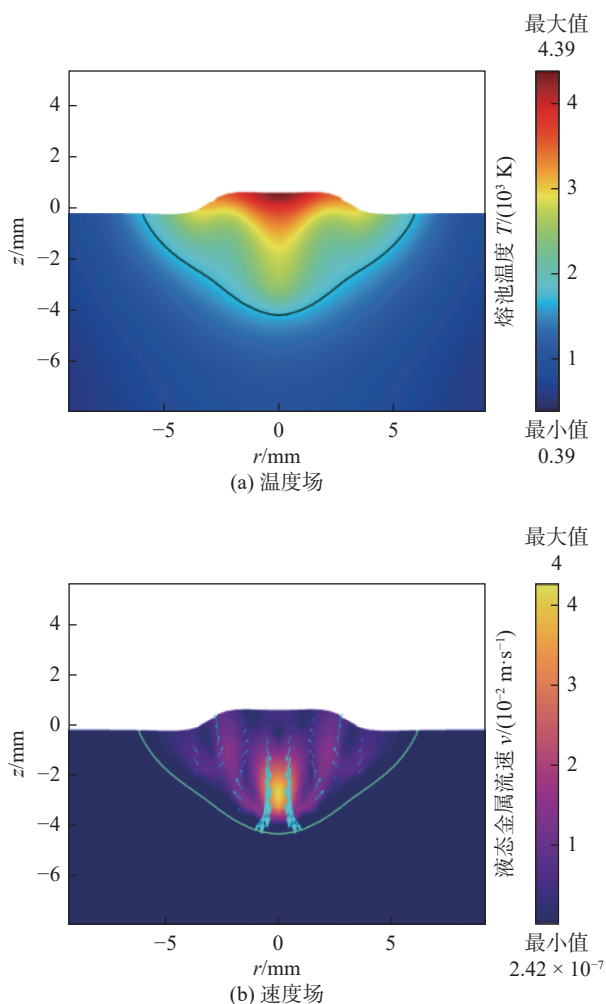


图 7 电磁力单独作用 4 s 时熔池的温度分布及流场

Fig. 7 Temperature distribution and flow field of the molten pool under the influence of electromagnetic force for 4 s. (a) temperature field; (b) velocity field

图 8 为电弧压力单独作用 1.8 s 时, 熔池的温度分布及流动行为. K-TIG 中所使用的电流相比较

常规 TIG 更高^[1-2, 26-29]. 所以电弧压力相较于常规 TIG 更大, 导致熔池下凹会更加明显. 在电弧压力作用下, 熔池产生了明显的下凹变形, 在作用时间为 1.8 s 时已熔透母材, 且形成的熔化区域很小. 对于熔池内的流动, 熔融金属整体上向外流动, 最大液态金属流速存在于熔池上表面处, 达到 0.04 m/s, 而最大温度为 1760 K. 与浮力、等离子流剪切力、电磁力和 Marangoni 力相比, 电弧压力的作用主要是导致熔池表面产生显著的下凹变形, 而对流动的驱动作用较弱. 这是由于在电弧压力作用下, 熔池表面积增加, 热量被分散, 从而使得温度降低, 液态区域很小. 另外, 由于电弧压力总是垂直作用于熔池表面, 在它单独作用下, 流体主要表现沿着作用方向被逐渐排开, 从而导致液态金属的流动较弱.

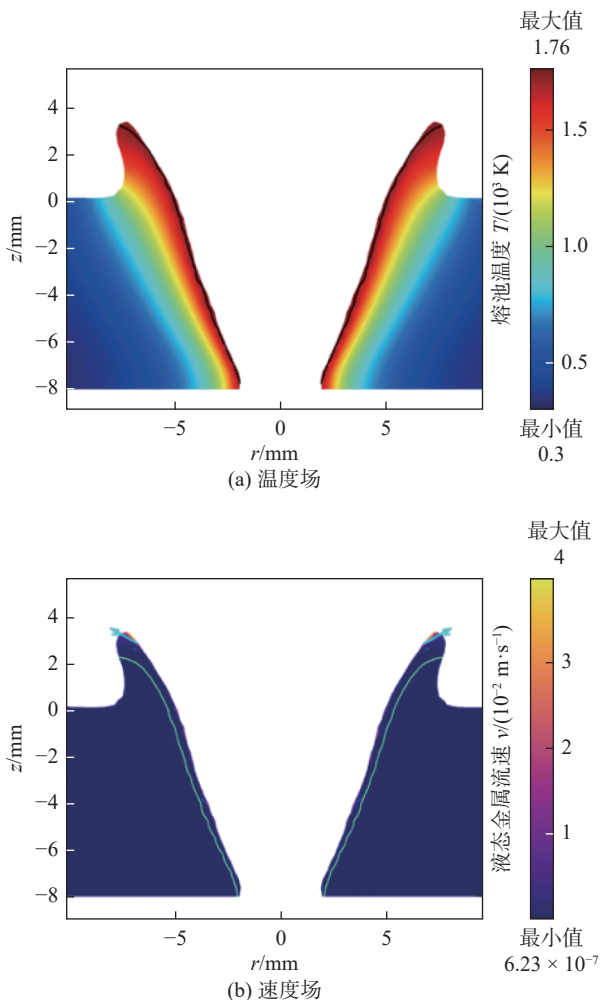


图8 电弧压力单独作用 1.8 s 时熔池的温度分布及流场
Fig. 8 Temperature distribution and flow field of the molten pool under the influence of arc pressure for 4 s. (a) temperature field; (b) velocity field

图9 为等离子流剪切力单独作用 4 s 时, 熔池的温度及流动行为. 在等离子流剪切力作用下, 液体

金属从中心流向熔池边缘, 形成由内向外的环流, 由于熔融金属被传递到熔池边缘, 因此形成中间凹陷边缘凸起的表面形状. 由图4可以看出, 等离子流从中心开始先增加后减小, 靠近电弧中心较大的剪切力使得中间区域的熔融金属向周边流动, 由此导致的液态金属的对流传质也向从中心到周围进行, 由于质量守恒, 必然出现熔池表面中间部分区域凹陷, 而熔池边缘凸起的现象. 熔池中心最大变形量低于初始界面 0.7 mm; 熔池最大液态金属流速存在于熔池上表面边缘处, 到达 0.18 m/s, 熔池最大温度为 1950 K.

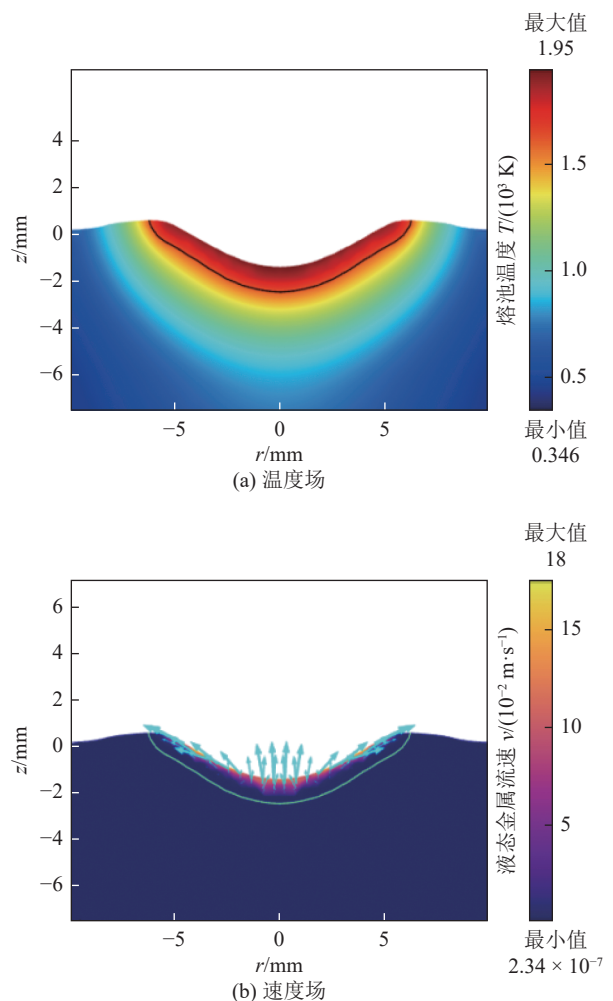


图9 等离子流剪切力单独作用下 4 s 熔池温度分布及流动
Fig. 9 Temperature distribution and flow field of the molten pool under the influence of arc shear force for 4 s. (a) temperature field; (b) velocity field

值得注意的是, 浮力作用下的流动方向与电磁力作用下的相反, 但都会使熔池表面凸起, 而与等离子流剪切力作用下的流动方向相同, 但等离子流剪切力却会使熔池下凹, 这是由于浮力作用于整个熔池, 且由于高温熔池区域的金属密度较低, 冷却后的金属密度较高, 即存在密度差, 使得液态金属

从下而上流动,再流向边缘,在这种推力作用下,液态金属传质由下向上进行,从而导致了熔池的中心液面上升.而电磁力在整个熔池向内向下作用,在熔池表面只有向内分量,从而使得熔融金属向内流动和对流传质,从而导致中心区域凸起.

当表面张力温度系数为正,即 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时,Marangoni力作用下的熔池温度分布及流动行为如图10所示.由于Marangoni力由熔池边缘指向中心,导致液体金属从熔池边缘流向熔池中心,在中心区域由熔池表面流向熔池底部,形成由外向内的环流,这使得热量被传递到熔池更深处,加速了母材熔透.由于此时电流大,导致更高的温度梯度,表面张力变化更显著,Marangoni效应也会更加明显.熔池形貌呈现为中间凸起,熔池中心最大变形量高于初始界面1.1 mm;最大液态金属流速存在于熔池中心处,达到0.33 m/s,熔池最高温度为2240 K,

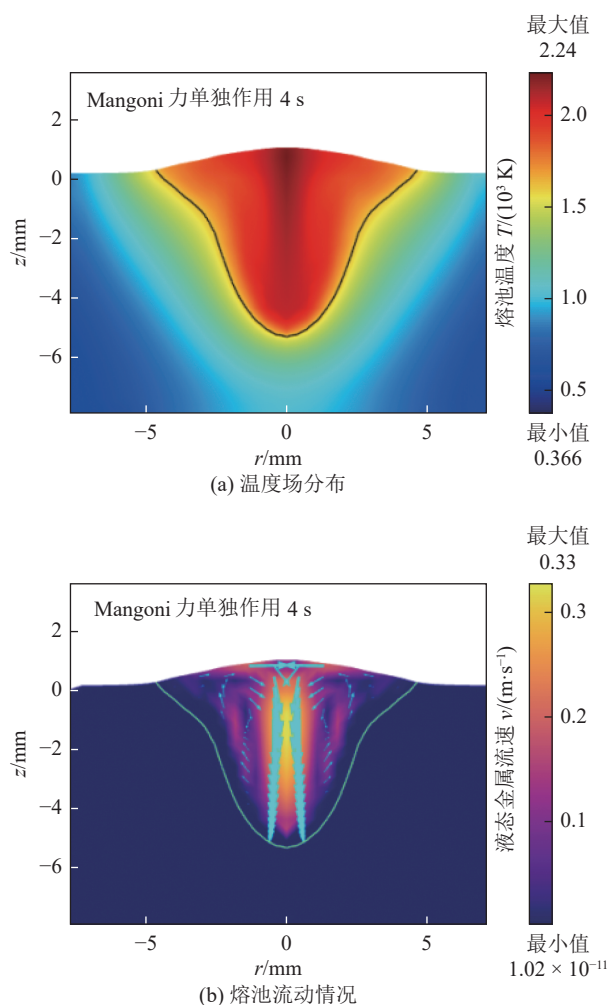


图 10 表面张力温度系数大于 0 熔池熔池温度场及流动情况
Fig. 10 Temperature field distribution and flow in the molten pool under the influence of $A_T > 0$. (a) temperature field; (b) velocity field

这些结果与黄勇等人^[25]的研究结果接近.

当表面张力温度系数为负,即 $\partial\sigma/\partial T < 0$,Marangoni力作用 4 s 时,熔池的温度分布及流动行为如图11所示.此时液体金属从熔池中心流向熔池边缘,最后形成由内向外的环流,导致形成中间凹陷边缘凸起的熔池表面.熔池中心最大变形量低于初始界面0.8 mm;最大液态金属流速存在于熔池上表面边缘处,达到0.26 m/s,最高温度为2330 K.相关结果与黄勇等人^[25]和王新鑫等人^[30]的研究结果接近.虽然此时电流增加导致热输入增加,但是与传统 TIG 熔池相比,由于自由表面的变化明显,导致热的作用区域扩展,使得热流出现一定程度的分散,最终导致 Marangoni 力作用下的液态金属流速与 TIG 相比没有显著的变化.

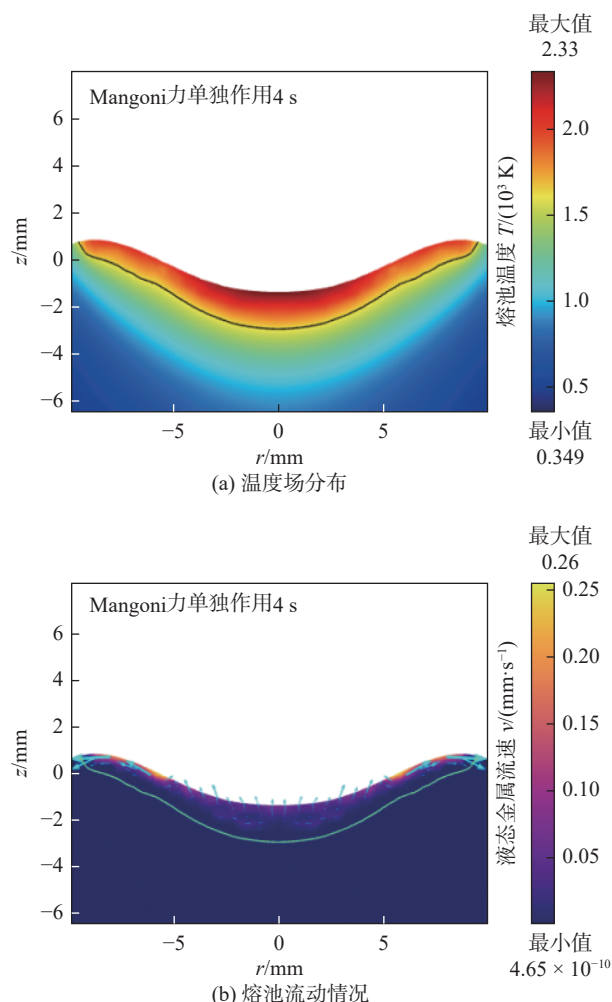


图 11 表面张力温度系数小于 0 熔池熔池温度场及流动情况
Fig. 11 Temperature field distribution and flow conditions of the molten pool under the influence of $A_T < 0$. (a) temperature field; (b) velocity field

驱动力对熔池液态金属流速和熔池表面变形的影响,如表2所示.对于各驱动力作用下的熔池

最大流动速度, 当 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时, Marangoni 力作用下的最大液态金属流速达 0.33 m/s, 作用最强, 当 $\partial\sigma/\partial T < 0$ 时, 最大液态金属流速达到 0.26 m/s, 等离子流剪切力作用下达到 0.18 m/s, 3 者属于同一数量级, 而在浮力、电磁力和电弧压力单独作用下, 分别达到 0.01 m/s、0.04 m/s 和 0.04 m/s, 电磁力和电弧压力的作用强度相当, 浮力的作用最小. 由此可知, 熔池流动的驱动力作用大小依次为 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时的 Marangoni 力、 $\partial\sigma/\partial T < 0$ 时的 Marangoni 力、等离子流剪切力、电磁力、电弧压力和浮力. 这一顺序实际也反映了不同驱动力对熔池流动的贡献大小.

表 2 驱动力对熔池液态金属流速和熔池表面变形的影响
Table 2 Comparison of the impact of driving forces on the molten pool

影响因素	最大液态金属流速 $v_{\max}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	熔池表面变形量 $z_{\max}/\text{mm}$
浮力	0.01	0.2
电磁力	0.04	0.6
电弧压力	0.04	-8.0
等离子流剪切力	0.18	-0.7
Marangoni 力 (表面张力温度系数 $A_T > 0$)	0.33	1.1
Marangoni 力 (表面张力温度系数 $A_T < 0$)	0.26	-0.8

虽然参考文献 [6, 30-31] 关于这些驱动力的研究已有的研究结果, 表明了其相对作用大小. 然而, 原因目前还有待进一步探讨. 整体而言, 可以认为主要取决于材料的黏度、热导率和比热等热物性参数^[32-33]. 由于 304 不锈钢熔池的黏度较大, 而热导率较小, 使得 Marangoni 力的作用下的流动速大幅度超过了体积力 (电磁力和浮力). 而等离子流剪切力作为另一种表面力, 和 Marangoni 力处于同一数量级^[32-33]. 且在大电流时明显增加, 从而使其作用超过了电磁力.

2.2 不同作用力的对比

由表 2 可以看出, 使得熔池表面产生凸起的力有浮力、电磁力和 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时的 Marangoni 力, 其中 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时的 Marangoni 力对熔池表面变形量影响最明显, 到达 1.1 mm, 浮力和电磁力为 0.2 mm 和 0.6 mm. 使得熔池表面产生凹陷的力有电弧压力、等离子流剪切力、 $\partial\sigma/\partial T < 0$ 时的 Marangoni 力, 其中电弧压力对熔池表面影响最大, 在 1.8 s 时

就已将母材熔透, 达到 8 mm 的熔池表面变形量, 是各驱动力中对熔池表面变形量影响最大的力. 因此, 驱动力对熔池表面变形量的影响大小依次为电弧压力、 $\partial\sigma/\partial T > 0$ 时的 Marangoni 力、 $\partial\sigma/\partial T < 0$ 时的 Marangoni 力、等离子流剪切力、电磁力和浮力.

对熔池表面变形量而言, 电弧压力由于垂直作用于表面, 直接导致液态金属被排开而形成下凹, 因此对熔池表面变形量的作用最为明显, 而它导致的熔池流动则是由于次要的, 因此单独作用下熔池表面变形量也小. 而 Marangoni 力和等离子流剪切力切向作用于熔池表面, 因此其主要作用是导致金属在平行于作用方向产生相对运动, 即形成流动, 而熔池表面变形量则是由于金属流动导致的传质作用产生的局部质量损失, 这种变形与压力直接作用下的变形相比, 则明显弱的多. 值得注意的是, 这种流动引起的变形与液态金属流速是正相关的, 液态金属流速越大, 则变形也越大, 因此电磁力作用下的变形小于等离子流剪切力的作用, 而大于浮力的作用. 因此, 对于 K-TIG 而言, 电弧压力的作用产生的熔池下凹变形是实现 K-TIG 的主要因素.

需要指出的是, 随着熔池下凹程度的增加, 电弧压力会产生变化, 一方面电弧到深入熔池底部, 对其作用力下降, 另一方面, 电弧整体深入熔池直至穿透, 小孔又对电弧产生收缩作用, 导致作用增强. 作为一种类似的深熔焊接方法, JIAN 等人^[34]研究表明, 等离子弧焊熔池表面的电弧压力随着其下凹的增加几乎不变. 对于 K-TIG 而言, 可以推测具有类似的特性, 表明电弧压力分布是合理的.

结合以上分析, 在实际焊接过程中, 这些力会对焊缝成形和性能产生直接的影响, 而电弧压力作为产生 K-TIG 熔池下凹以致穿透的主要因素, 保持其稳定和熔池的稳定是实现无缺陷 K-TIG 的关键. 如果实际焊接中, 由于工艺参数不恰当导致电弧压力不稳定或者不够大时, 则导致熔池在重力和表面张力等的作用下失稳, 下凹变形或者小孔不能稳定存在, 由此导致焊缝出现孔洞或者“隧道”样缺陷^[28,35]. 形成焊道的严重不连续, 极大恶化接头力学性能. 综合考虑熔池的受力和流动状态之间的这些关系, 对于分析实际 K-TIG 的熔池特性、焊接过程控制、熔透检测和焊接接头质量的优化都具有一定的指导意义^[36-37].

2.3 驱动力的综合作用分析

图 12 为焊接电流 $I = 400$ A 各驱动力综合作

用 3 s 时母材的温度分布及熔池流动. 此时母材未被熔透, 熔池内熔融金属流整体上向由中心向边缘流动, 形成由内向外的涡流, 将电弧热传递到熔池边缘, 增加了熔宽. 熔池表面最大温度达到 2200 K, 整个熔池大最大液态金属流速出现在熔池上表面, 达到 0.2 m/s. 图 13 为 400 A 电流作用 4 s 时母材的温度及流场分布. 母材在此时已被熔透. 此时的整体流动与 3 s 时类似, 而熔宽有所增加, 熔池最大温度到达 2400 K, 熔池最大液态金属流速出现在熔池的边缘, 达到 0.39 m/s. 由于模型中的熔池底部设定为固定界面, 因此部分熔融金属在底部聚集, 且液态金属流速比较大, 熔池没有完全穿透, 也是导致熔池温度升高的一个原因. 这与实际熔池的情形略有差异, 需要在后续的研究中考虑熔池底部的自由表面变化. 另外, 对于 K-TIG 熔池而言, 电弧和熔池是耦合的整体, 忽略电弧的计算会导致熔池的

热量和力的分布与实际有所差异. 对于热分布而言, 会偏离假设的高斯分布, 可能导致高温区域偏离熔池中心, 但是由于主要驱动力不再是 Marangoni 力, 不会对熔池流动状态产生明显影响.

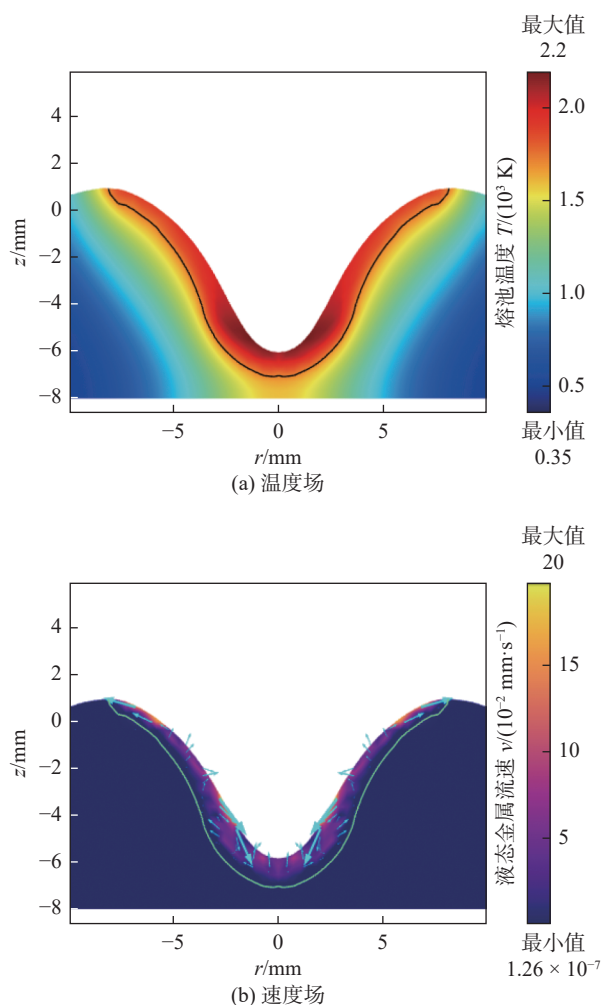


图 12 焊接电流为 400 A 焊接时间为 3 s 的 TIG 熔池
Fig. 12 Welding current of 400 A and welding time of 3 s TIG molten pool. (a) temperature field; (b) velocity field

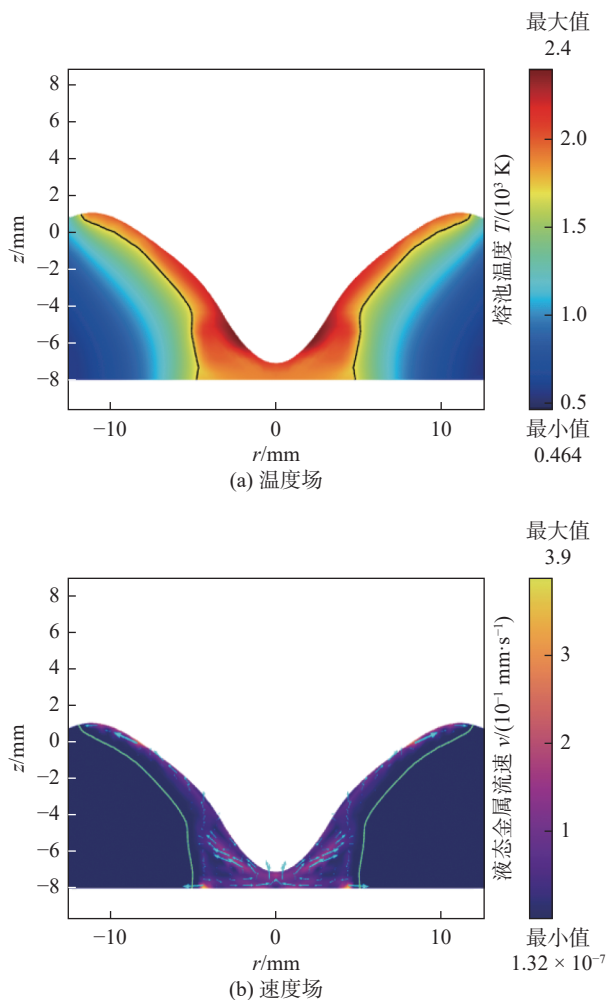


图 13 焊接电流为 400 A 焊接时间为 4 s 的 TIG 熔池
Fig. 13 Welding current of 400 A and welding time of 4 s TIG molten pool. (a) temperature field; (b) velocity field

值得注意的是, 文中结果与 YAMAZAKI 等人^[38]通过双色热分析法对 TIG 熔池的温度测量结果相比, 温度比较接近. 虽然此时电流比较大, 但是熔池温度与小电流 TIG 时相比, 并没有明显升高, 这也与 VAN 等人^[39]对等离子弧焊的研究结果类似. 相比于 K-TIG 熔池, 等离子弧的热流密度更高. 而这些熔池的温度反而较低, 主要的原因是熔池下凹显著以致穿透时, 增加的熔池表面实际上导致了热流的分散, 加上熔池内部强烈的对流 (液态金属流速处于 0.1 m/s 的量级), 最终使得熔池温度并无明显升高.

需要指出的是, 文中分别研究了浮力、电弧压力、等离子流剪切力、电磁力和 Marangoni 力各个

驱动力作用下的熔池行为,明确了各个驱动力单独作用下的熔池的温度分布、内部流动和表面变形,进一步阐明了各个力对熔池流动和表面变形的贡献大小.由于实际的熔池会产生明显的下凹变形,此时,各驱动力对熔池的作用会发生改变,文中的结论还不能直接应用于实际的熔池.但是,可以合理推出,由于熔池表面下凹,导致表面明显扩展,热流密度不及平面时集中,出现有一定程度的分散,进而使得温度梯度明显减小,根据式(18)可知,Marangoni力的作用将显著下降,结合参考文献[40-41]分析认为,此时熔池内部液态金属流动的主要驱动力变为等离子流剪切力,对熔池的金属液流动起主导作用,进而决定了熔池内的热对流.另外,电流密度的分布也与熔池为平面时不同,与热流密度类似,下凹变形将导致电流密度的分布相对分散,从而使得电磁力的作用减小.整体来看,其作用仍然小于表面力^[41].而电弧压力仍是产生下凹变形的主要因素.至于在表面变形下各个驱动力的作用具体多大,则需要在考虑电弧压力的作用下,就其余各驱动力分别叠加后进行考察,从而量化此处推理得到的结论.

2.4 数值模拟的试验验证

图14为数值模拟与试验所得熔池截面形貌对比.为保证和模拟条件一致,将所用的相同厚度的SUS304不锈钢板切割为直径为32 mm的圆片,控制时间进行定点熔化焊接.图14(a)为在焊接电流为400 A下焊接3 s时两者的对比.图14(b)为4 s的结果对比.模拟所得的熔池截面形貌与试验结果吻合良好,综合文中对浮力、电弧压力、等离子流剪切力、电磁力和Marangoni力各个驱动力的分析结

果,验证了所建立模型的可靠性.需要指出的是,熔池下凹部分与上凸部分看似不相等,导致质量不守恒.实际上,对于轴对称模型而言,虽然高出初始平面部分的区域小,但是径向的分布更大,而下凹部分虽然区域较大,但是其径向的分布区域逐渐减小,所以将两者形成的体积进行对比,不会有明显的差异,与GUU等人^[42]的研究结果一致.

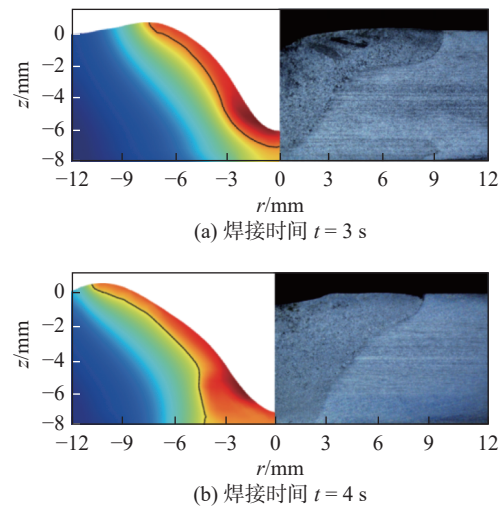


图14 数值模拟与试验所得熔池形貌对比

Fig. 14 Comparison of the cross-section morphology of molten pool obtained by numerical simulation and experiment. (a) weld time $t = 3$ s; (b) weld time $t = 4$ s

图14模拟得到的熔深和宽度尺寸与试验结果的对比,如表3所示.焊接3 s时,两者都未被熔透,模拟计算的熔宽为16.2 mm,试验值为19.2 mm,而模拟计算的熔深为7.1 mm,试验值为7.5 mm.焊接4 s时,母材完全熔透,模拟计算的正面熔宽为19.7 mm,试验值为18.5 mm;模拟计算的背面熔宽为4.5 mm,试验值为2.48 mm.

表3 模拟和试验得到的熔深和熔宽对比

Table 3 Comparison of simulated and experimental results of penetration depth and weld width

焊接时间 t/s	熔深 d/mm		熔宽 w/mm		背面熔宽 w_0/mm	
	试验值	计算值	试验值	计算值	试验值	计算值
3	7.5	7.1	19.2	16.2	—	—
4	8.0	8.0	18.5	19.7	2.48	4.5

就整体而言两者吻合良好,但是仍然存在一定误差.其原因可做如下分析,首先,数值模拟中热流密度使用的是理想化的高斯分布模型,但在实际焊接过程中,由于熔池表面形貌的变化,热流密度分布会偏离高斯分布^[38].其次,电弧压力、等离子剪切力和电磁力分布也可能随着熔池表面的变形发生

变化,而在模型中假设为一个固定的分布.然而,关于其准确的分布和变化规律,目前相关研究尚不充分,还需要进一步研究.综合考虑到以上熔池模型所做的假设和简化处理等因素,可以认为模拟结果和试验结果存在的误差是合理的,模拟结果与试验结果一致.

3 结论

(1) K-TIG 接熔池在浮力和表面张力温度系数 $A_\gamma < 0$ 的 Marangoni 力、电磁力单独作用于熔池上表面将会产生凸起变形, 在电弧压力、表面张力温度系数 $A_\gamma < 0$ 时的 Marangoni 力单独作用下, 熔池上表面将会产生凹陷变形. 其中电弧压力是熔池下凹的最大驱动力, 远超其他力的作用.

(2) 熔池各个驱动力对于熔池流动的影响并不相同, 各力单独作用时, Marangoni 力与等离子流剪切力作用下的熔池液态金属流速为同一数量级, 电磁力、浮力、电弧压力对熔池对流的作用较小. 电弧压力作用下熔池表面凹陷严重时, 等离子流剪切力对熔池流动起主导作用.

(3) K-TIG 熔池内部流动由内向外, 最高速度达到 0.39 m/s, 与普通 TIG 相比, 熔池温度变化不大, 液态金属流速处于同一量级.

参考文献

- [1] CUI S W, SHI Y H, ZHANG C S. Microstructure and mechanical properties of TC4 titanium alloy K-TIG welded joints[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2021, 31(2): 416 – 425.
- [2] LIU S, LIU Z M, ZHAO X C, *et al.* Influence of cusp magnetic field configuration on K-TIG welding arc penetration behavior[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 53: 229 – 237.
- [3] 孙清洁, 陶玉洁, 甄祖阳, 等. Si 元素对钛/钢异种金属接头成形及微观组织影响 [J]. *焊接学报*, 2025, 46(1): 1 – 7.
SUN Qingjie, TAO Yujie, ZHEN Zuyang, *et al.* Effects of Si element on the weld formation and microstructure of titanium/steel dissimilar joints[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2025, 46(1): 1 – 7.
- [4] 冯涛, 吕祚翔, 刘俊, 等. 15-5PH 钢 K-TIG 焊熔池流动行为分析 [J]. *焊接学报*, 2021, 42(8): 91 – 96, 102.
FENG Tao, LYU Zuoxiang, LIU Jun, *et al.* Analysis of molten pool flow behavior in K-TIG welding of 15-5PH steel[J]. *Transactions of the China Welding Institution*, 2021, 42(8): 91 – 96, 102.
- [5] HAO H C, GAO J Q, HUANG H S. Numerical simulation for dynamic behavior of molten pool in tungsten inert gas welding with reserved gap[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2020, 58: 11 – 18.
- [6] 李岩, 陈岩, 王领, 等. 等离子弧焊接多物理场耦合输运模型 [J]. *工程热物理论*, 2021, 42(8): 2113 – 2121.
LI Yan, CHEN Yan, WANG Ling, *et al.* Multiphysics coupled transport model for plasma arc welding[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2021, 42(8): 2113 – 2121.
- [7] CUI S W, DAI P H, 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(3): 1195 – 1206.
- [8] CHEN J C, CHEN X M, LIU X J, *et al.* Numerical investigation on keyhole collapsing and rebuilding behavior during pulsed laser beam welding of Ti6Al4V titanium alloy under various pulse frequencies[J]. *Applied Physics A: Materials Science & Processing*, 2022, 128(2): 140 – 146.
- [9] TRAIDIA A, ROGER A. Numerical and experimental study of arc and weld pool behavior for pulsed current GTA welding[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2011, 54: 2163 – 2179.
- [10] PANG S Y, CHEN L L, ZHOU J X, *et al.* A three-dimensional sharp interface model for self-consistent keyhole and weld pool dynamics in deep penetration laser welding[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2011, 44(2): 025301.
- [11] AI Y W, LIU X Y, HUANG Y, *et al.* Numerical analysis of the influence of molten pool instability on the weld formation during the high speed fiber laser welding[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 160: 120103.
- [12] ZACHARIA T, ERASLAN Y H, AIDUM D K, *et al.* Three-dimensional transient model for arc welding process[J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 1989, 20(5): 654 – 659.
- [13] WONIK C, PEER W. Analysis of molten pool behavior with buttonhole formation in laser keyhole welding of sheet metal[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 152: 00179310.
- [14] VOLLER V R, PRAKASH C. A fixed grid numerical modeling methodology for convection-diffusion mushy region phase-change problems[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1987, 30(8): 1709 – 1719.
- [15] BENNON W, INCROPERA F. A continuum model for momentum, heat and species transport in binary solid-liquid phase change systems I: model formulation[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1987, 30(10): 2161 – 2170.
- [16] 王笑非. 预留对接间隙填丝 TIG 焊熔池-熔孔行为数值模拟 [D]. 济南: 山东大学, 2022.
WANG Xiaofei. Numerical simulation of molten pool-keyhole behavior in filler wire TIG welding with reserved docking clearance[D]. Jinan: Shandong University, 2022.
- [17] BRACKBILL J U, KOTHE D B, ZEMACH C. A continuum method for modeling surface tension[J]. *Journal of Computational Physics*, 1992, 100(2): 335 – 354.
- [18] OLSSON E, KREISS G, ZAHEDI S. A conservative level set method for two phase flow II[J]. *Journal of Computational Physics*, 2007, 225: 785 – 807.
- [19] LIN S, JIANG L H G, GAO M. Numerical research on melt pool dynamics of oscillating laser-arc hybrid welding[J]. *International*

- Journal of Heat and Mass Transfer, 2022, 185: 122421.
- [20] CHOO R T C, SZEKELY J. The effect of gas shear stress on Marangoni flows in arc welding[J]. Welding Journal, 1991, 70(9): 223 – 233.
- [21] MENG X M, QIN G L, ZOU Z D. Investigation of humping defect in high speed gas tungsten arc welding by numerical modeling[J]. Materials & Design, 2016, 94: 69 – 78.
- [22] DU H B, HU L J, LIU J H, *et al.* A study on metal flow in full penetration laser welding for titanium alloy[J]. Computational Materials Science, 2004, 29(4): 419 – 427.
- [23] TSAI N S, EAGAR T W. Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arcs[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 1985, 16(4): 841 – 846.
- [24] 王新鑫, 樊丁, 黄健康, 等. TIG 焊电弧-熔池传热与流动数值模拟 [J]. 机械工程学报, 2015, 51(10): 69 – 78.
WANG Xinxin, FAN Ding, HUANG Jiankang, *et al.* Numerical simulation of heat transfer and flow in TIG welding arc-molten pool[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(10): 69 – 78.
- [25] 黄勇, 李慧, 王鑫鑫, 等. 不同驱动力对熔池表面变形行为影响的数值模拟 [J]. 焊接学报, 2016, 37(8): 45 – 49.
HUANG Yong, LI Hui, WANG Xinxin, *et al.* Numerical simulation of the effect of different driving forces on the deformation behavior of molten pool surface[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2016, 37(8): 45 – 49.
- [26] SHI Y H, CUI Y X, CUI S W, *et al.* A novel high-efficiency keyhole tungsten inert gas (K-TIG) welding: principles and practices[J]. Welding Technology, 2021: 313 – 367.
- [27] 崔书婉. K-TIG 焊接小孔行为及接头组织与性能的研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2020.
CUI Shuwan. Research on the keyhole behavior and joint microstructure and properties in K-TIG welding[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2020.
- [28] CUI S L, LIU Z M, FANG Y X, *et al.* Keyhole process in K-TIG welding on 4 mm thick 304 stainless steel[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 243: 217 – 228.
- [29] LIU Z M, FANG Y X. Keyhole thermal behavior in GTAW welding process[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2017, 114: 352 – 362.
- [30] 王新鑫, 樊丁, 黄健康, 等. 双钨极 TIG 电弧-熔池传热与流动数值模拟 [J]. 金属学报, 2015, 51(2): 178 – 190.
WANG Xinxin, FAN Ding, HUANG Jiankang, *et al.* Numerical simulation of heat transfer and flow in double tungsten electrode TIG arc-molten pool[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2015, 51(2): 178 – 190.
- [31] ZHANG W, ROY G G, ELMER J W, *et al.* Modeling of heat transfer and fluid flow during gas tungsten arc spot welding of low carbon steel[J]. Journal of Applied Physics, 2003, 93(5): 3022 – 3033.
- [32] RAI R, ELMER J W, PALMER T A, *et al.* Heat transfer and fluid flow during keyhole mode laser welding of tantalum, Ti-6Al-4V, 304L stainless steel and vanadium[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2007, 40(18): 5753 – 5766.
- [33] RAI R, BURGARDT P, MILEWSKI J O, *et al.* Heat transfer and fluid flow during electron beam welding of 21Cr-6Ni-9Mn steel and Ti-6Al-4V alloy[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2009, 42(2): 025503.
- [34] JIAN X, WU C. Determination of arc pressure and current density on the molten pool surface in plasma arc welding[J]. China Welding, 2014, 23(3): 78 – 82.
- [35] HAN L H, HAN T, WANG B Y, *et al.* Effects of keyhole tungsten inert gas welding parameters on 2205 duplex stainless steel welded joints[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2022, 31: 1358 – 1372.
- [36] XIA C, PAN Z, FEI Z, *et al.* Vision based defects detection for keyhole TIG welding using deep learning with visual explanation[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2020, 56: 845 – 855.
- [37] SHI Y, WANG Z, CHEN X, *et al.* Real-time K-TIG welding penetration prediction on embedded system using a segmentation-LSTM model[J]. Advances in Manufacturing, 2023, 11: 444 – 461.
- [38] YAMAZAKI K, YAMAMOTO E, SUZUKI K, *et al.* Measurement of surface temperature of weld pools by infrared two-colour pyrometry[J]. Science and Technology of Welding and Joining, 2010, 15(1): 40 – 47.
- [39] VAN A N, TASHIRO S, VAN H B, *et al.* Experimental investigation on the weld pool formation process in plasma keyhole arc welding[J]. Journal of Physics D: Applied Physics, 2018, 51(1): 015204.
- [40] MENG X M, STEPHEN N P, MARCEL B, *et al.* Influence of the free surface reconstruction on the spatial laser energy distribution in high power laser beam welding modeling[J]. Journal of Laser Applications, 2022, 34(4): 042023.
- [41] WANG X X, LUO Y, FAN D. Investigation of heat transfer and fluid flow in high current GTA welding by a unified model[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2019, 142: 20 – 29.
- [42] GUU A C, ROKHLIN S I. Technique for simultaneous real-time measurements of weld pool surface geometry and arc force[J]. Welding Journal, 1992, 71: 473 – 482.

作者简介: 贺虹云, 硕士, 主要研究方向为高效焊接技术及数值模拟; Email: 604771875@qq.com.

王新鑫 (通信作者), 博士, 副教授; Email: wang@cqut.edu.cn.

(编辑: 汤明日)