

# 穿孔等离子弧焊接熔池流动和传热过程的数值模拟\*

张涛 武传松 陈茂爱

(山东大学材料液固结构演变与加工教育部重点实验室, 济南 250061)

**摘要** 考虑熔池与小孔的耦合作用, 建立了穿孔等离子弧焊接三维瞬态熔池流体流动和传热过程的数学模型. 采用流体体积函数法追踪小孔的形状与尺寸, 利用焓-孔隙度法处理凝固熔化过程中的相变潜热以及动量损耗问题. 针对穿孔等离子弧焊接的工艺特点, 建立了随小孔深度动态调整的组体式体积热源模式. 对 8 mm 板厚的不锈钢工件进行了穿孔焊接工艺实验和数值模拟, 获得了等离子弧焊接过程中熔池出现、小孔形成、流场与温度场演变、工件熔透与穿孔等动态过程的基础数据, 展示了小孔穿孔前后熔池流体流动规律. 工件背面小孔形状尺寸以及焊缝横断面的数值模拟结果与实验测试结果基本吻合.

**关键词** 熔池, 小孔, 流体流动, 传热, 等离子弧焊

中图分类号 TG456.2

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2012)09-1025-08

## MODELLING FLUID FLOW AND HEAT TRANSFER PHENOMENA IN KEYHOLING STAGE OF PLASMA ARC WELDING

ZHANG Tao, WU Chuansong, CHEN Maoai

Key Lab for Liquid-Solid Structure Evolution and Materials Processing (Ministry of Education), Shandong University, Jinan 250061

Correspondent: WU Chuansong, professor, Tel: (0531)88392711, E-mail: wucs@sdu.edu.cn

Supported by National Natural Science Foundation of China (No.50936003) and Specialized Research

Fund for the Doctoral Program of High Education (No.20090131110023)

Manuscript received 2012-03-19, in revised form 2012-05-18

**ABSTRACT** Because of its high gas velocity and heat input, plasma arc welding (PAW) can penetrate thicker workpieces with a single pass because PAW can operate in the keyhole mode. Compared with electron beam and laser beam welding, keyhole PAW is more cost effective and more tolerant of joint preparation, so that it is widely used in manufacturing structures with medium thickness. However, the keyhole establishment and sustainment during the initial stage of PAW process, *i.e.*, the keyholing process, has a critical effect on the process stability and the weld quality. Thus, modelling and simulating of the keyholing process and its influence on fluid flow and heat transfer in keyhole PAW process is of great significance to completely understand the process mechanism. With considering the interaction between weld pool and keyhole, a three dimensional transient model of fluid flow and heat transfer in weld pool is developed for numerical analysis of keyholing process in PAW. The volume of fluid method (VOF) is used to track the keyhole shape and size. The latent heat and momentum sink due to solidifying and melting are dealt with by enthalpy-porosity technique. Considering the larger ratio of PAW weld depth to width, a combined volumetric heat source model is established, and one of its distribution parameters is adjusted dynamically with the variation of keyhole depth. The evolution of fluid flow and thermal field in weld pool, and the keyholing process are quantitatively analyzed on the stainless steel plates of thickness 8 mm. The feature of fluid flow in weld pool is revealed. The predicted keyhole size at bottom side of workpiece and fusion line at transverse

\* 国家自然科学基金重点项目 50936003 和高等学校博士学科点专项科研基金项目 20090131110023 资助

收到初稿日期: 2012-03-19, 收到修改稿日期: 2012-05-18

作者简介: 张涛, 男, 1983 年生, 博士生

DOI: 10.3724/SP.J.1037.2012.00147

cross-section of welds agree with the experimentally measured results.

**KEY WORDS** weld pool, keyhole, fluid flow, heat transfer, plasma arc welding

等离子弧焊接 (PAW) 过程中可以形成贯穿整个工件厚度的小孔, 一次焊透深度较大, 在现代工业生产中得到了广泛应用<sup>[1,2]</sup>. 中厚度的高性能金属材料在进行穿孔 PAW 加工成形过程中, 小孔的形成与维持涉及复杂的热物理机制. 熔池中出现小孔时, 小孔与熔池相互影响、相互作用; 小孔形状和尺寸的改变直接影响到熔池中的流体流动和传热过程; 而熔池液态金属流动和传热状态也对小孔的形状和尺寸有着重要影响. 目前, 国内外研究者对激光焊接过程的小孔效应与传热机制做了一些研究工作<sup>[3-9]</sup>, 但对于 PAW 熔池与小孔相耦合的流体流动与传热问题的研究还很不深入. 为使问题得到简化, 一部分研究<sup>[10-15]</sup>不考虑小孔的存在, 将重点放在 PAW 温度场和熔池形状的数值模拟上. 另一部分研究<sup>[16-18]</sup>虽然考虑了小孔效应, 但为了简化数学模型和计算过程, 预先假定一个小孔形状, 再对 PAW 温度场和熔池形状进行数值模拟. 有少数研究<sup>[19,20]</sup>试图综合考虑熔池与小孔的交互作用, 但针对的是较为简单的定点 PAW. 霍玉双等<sup>[21]</sup>基于熔池表面上的力学平衡条件, 建立了三维准稳态小孔形状的数学模型, 探讨了小孔从盲孔到穿孔的转变机制, 但没有考虑熔池流体流动对小孔的作用. 本工作建立熔池与小孔相耦合的穿孔 PAW 过程数值分析模型, 采用流体体积函数 (VOF) 法追踪小孔界面, 定量分析带有小孔的熔池流体流动和传热问题, 并进行实验验证.

## 1 模型的建立

图 1 是穿孔 PAW 过程示意图. 在工件上建立三维坐标系, 坐标原点位于工件上表面与焊枪轴线的交点位置, 焊接方向沿  $x$  轴正向, 工件厚度方向为  $z$  轴正向,  $y$  轴为工件宽度方向. 由于穿孔 PAW 过程的复杂性, 必须进行简化, 因此, 提出如下假设: (1) 除材料的热导率、比热、黏度以及表面张力系数和温度有关外, 其它的热物性参数 (如密度、换热系数等) 均为常数. (2) 熔池中的液态金属为黏性不可压缩流体, 其流动为层流.

描述熔池 - 小孔传热和流动的控制方程组包括能量、

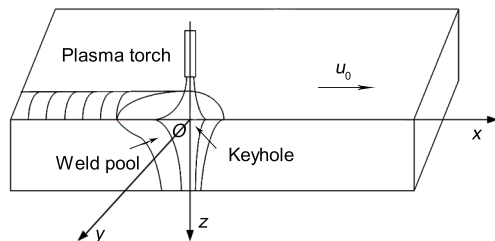


图 1 穿孔等离子弧焊接过程示意图

Fig.1 Schematic diagram of keyhole plasma arc welding (PAW) process ( $u_0$ —welding speed)

动量和质量的守恒方程. 采用焓 - 孔隙度法<sup>[22]</sup>来处理焊接过程中的凝固熔化问题. 在计算区域内的每个单元内, 每一步迭代中, 采用热焓平衡法计算得到液相体积分数来估算固液界面. 定义材料的热焓  $H$  为

$$H = h_{\text{ref}} + \int_{T_{\text{ref}}}^T C_p dT + \beta L_m \quad (1)$$

式中,  $h_{\text{ref}}$  为参考焓,  $T_{\text{ref}}$  为参考温度,  $T$  为温度,  $C_p$  为比热容,  $\beta$  是液体体积分数,  $L_m$  是熔化潜热.

$\beta$  定义如下:

$$\beta = \begin{cases} 0 & (T < T_s) \\ 1 & (T > T_l) \\ (T - T_s)/(T_l - T_s) & (T_s \leq T \leq T_l) \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $T_s$  为固相线温度,  $T_l$  为液相线温度. 因此,  $\beta$  在 0(固体) 到 1(液体) 之间变化.

能量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \nabla \cdot (\rho \vec{V} H) = \nabla \cdot (k \nabla T) + S_V \quad (3)$$

式中,  $t$  为时间,  $\rho$  为密度,  $\vec{V}$  为流体速度矢量,  $k$  为热导率,  $S_V$  为源项.

描述熔池流体流动的动量方程和连续性方程分别为

$$\rho \left( \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} \right) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \vec{V} + S \quad (4)$$

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0 \quad (5)$$

式中,  $\mu$  为黏度,  $p$  为压力,  $S$  为动量方程的源项.

焓 - 孔隙度法把糊状区 (固液混合区) 当做一种多孔介质来处理, 每个单元中的多孔性等于液体体积分数. 在完全凝固区, 多孔性等于零, 因此流动速度也为零. 动量方程 3 个方向上的源项 ( $S_x$ ,  $S_y$ ,  $S_z$ ) 表达式如下:

$$S_x = \left[ -\frac{A_{\text{mush}}(1-\beta)^2 u}{(\beta^3 + \varepsilon)} \right] + F_x \quad (6)$$

$$S_y = \left[ -\frac{A_{\text{mush}}(1-\beta)^2 v}{(\beta^3 + \varepsilon)} \right] + F_y \quad (7)$$

$$S_z = \left[ -\frac{A_{\text{mush}}(1-\beta)^2 w}{(\beta^3 + \varepsilon)} \right] + F_z \quad (8)$$

式中, 右端第一项为固液混合区域由于凝固造成的动量损失;  $\varepsilon$  为使分母不为零的小数;  $A_{\text{mush}}$  为常数 (用来测量阻尼振幅, 该值越大, 材料凝固的速度越快);  $u$ ,  $v$ ,  $w$  为流体流动速度  $\vec{V}$  在 3 个坐标上的分量;  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  为电磁力

在 3 个坐标方向上的分量.

当等离子弧热量作用在工件表面时, 随着熔池的形成并且不断扩大, 在等离子压力的作用下形成小孔. 熔池和小孔的相互作用影响着温度场和流场的变化过程. 因此, 如何捕捉小孔的边界是模拟穿孔 PAW 的关键问题. 采用 VOF 对小孔的气液界面进行追踪. 流体体积分数记为  $\phi$ , 如果  $\phi(x, y, z, t)=1$ , 表示对应单元格充满了流体; 如果  $\phi(x, y, z, t)=0$ , 为空单元格; 如果  $0 < \phi(x, y, z, t) < 1$ , 那么流体界面位于该单元格内. 流体体积函数的控制方程为

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + u \frac{\partial \phi}{\partial x} + v \frac{\partial \phi}{\partial y} + w \frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad (9)$$

能量方程 (3) 的源项, 是工件上的内热源项, 需要建立适用的体积热源模型来加以描述. 为了考虑穿孔 PAW 时“倒喇叭”状的焊缝形貌, 并考虑由于焊枪运动造成的热源不对称性, 采用“双椭球体 + 锥体”的组合式体积热源模式, 表达式如下:

沿工件厚度方向, 上部分为双椭球体热源

$$q(x, y, z) = \frac{12\sqrt{3}\eta UI \cdot m_1}{\pi\sqrt{\pi}b(a_1 + a_2)c} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_1^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (x < 0, z \leq c) \quad (10)$$

$$q(x, y, z) = \frac{12\sqrt{3}\eta UI \cdot m_1}{\pi\sqrt{\pi}b(a_1 + a_2)c} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_2^2}\right) \cdot \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (x \geq 0, z \leq c) \quad (11)$$

下部分为锥体热源

$$q(r, z) = \frac{9\eta UI \cdot m_2 e^3}{\pi h(e^3 - 1)(r_e^2 + r_e r_i + r_i^2)} \cdot \exp\left(-\frac{3r^2}{r_0^2}\right) \quad (c < z \leq c + h) \quad (12)$$

式中,  $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ ;  $\eta$  为热效率;  $U$  为电弧电压;  $I$  为焊接电流;  $a_1, a_2, b, c$  为双椭球体热源的分布参数;  $r_e, r_i$  为锥体热源在上、下表面的半径;  $h$  为锥体热源高度;  $m_1, m_2$  是上、下两部分体积热源的分配系数 ( $m_1 + m_2 = 1$ ).

虽然组合式体积热源的表达式 (10—12) 与文献 [23] 相同, 但这里  $h$  随着小孔深度的变化而变化, 即在每一个时间步长过后, 要根据当前的小孔深度对  $h$  加以调整. 焊接开始的初始时刻, 熔池刚刚形成, 但还未形成小孔, 此时将  $h$  设为零, 仅有双椭球体的热源作用. 随着等离子弧对工件的继续加热, 在等离子弧压力作用下形成小孔, 此时的热源采用“双椭球体 + 锥体”的组合式体积热源作用模型. 伴随着小孔深度的增加,  $h$  也随小孔深度的增加而增加.

初始条件为

$$T(x, y, z, 0) = T_0, u = v = w = 0, t = 0 \quad (13)$$

边界条件为: 在工件对称面

$$y = 0 \quad (14)$$

$$\frac{\partial T}{\partial y} = 0 \quad (15)$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial w}{\partial y} = 0 \quad (16)$$

工件表面的散热损失项为

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = -\alpha_{cr}(T - T_0) \quad (17)$$

式中,  $n$  是表面法向矢量,  $\alpha_{cr}$  是因对流和辐射而散失的热流密度.

在小孔界面的两侧, 液相和气相介质的压力差取决于表面张力系数以及表面曲率半径

$$p_g - p_l = -\sigma_{gl} \nabla \cdot \left( \frac{\nabla \vec{n}_k}{|\vec{n}_k|} \right) \quad (18)$$

式中,  $p_g$  和  $p_l$  分别是界面两侧气相和液相的压力,  $\sigma_{gl}$  为表面张力系数,  $\vec{n}_k$  是小孔壁的单位法向矢量.  $p_g$  就是等离子弧压力  $p_a(x, y)$ , 采用双椭圆分布模式 [21]. 式 (6)—(8) 中的电磁力 ( $F_x, F_y, F_z$ ) 分量按文献 [24] 中的方式处理.

## 2 求解方法

采用计算流体动力学软件 FLUENT 进行数值模拟. 针对本工作研究的穿孔 PAW 过程, 把需要特殊处理的动量和能量方程的源项以及质量方程的质量转换等, 利用 C 语言编写成程序模块, 加入到用户自定义函数 (user-defined function, 简称为 UDF) 中, 进行二次开发和个性化设置, 实现对穿孔 PAW 过程的数值模拟. 使用 UDF 定义边界条件、材料属性和方程源项之后, 通过编译 UDF 函数的源文件, 加载程序模块. 在本工作的计算模型中, 所编写的 UDF 模块主要包括: (1) 计算域的初始化; (2) 定义随小孔深度变化的体积热源模型; (3) 通过糊状区和单相质量方程求解蒸发过程中液态金属和金属蒸汽之间的质量传输; (4) 定义等离子弧压力、电磁力、重力、浮力、表面张力以及由于运动引起的动量和能量方程的源项; (5) 利用 VOF 法计算各个单元的液相体积分数, 确定液相与气相界面的坐标, 实时获取小孔的最大深度.

在空间上将计算区域进行离散, 采用不均匀网格: 熔池附近采用细网格, 其它区域选用较粗网格. 计算时采用变时间步长. 网格划分采用八节点六面体的对称非均匀网格来处理计算精度与计算效率之间的矛盾. 在每个体积单元上对离散后的控制方程及其边界条件进行求解. 采用

PISO 算法 (求解压力的隐式分离算法) 计算流体速度场<sup>[25]</sup>; 使用焓-孔隙度法模拟凝固熔化问题; 小孔界面的追踪采用 VOF 法。

基于压力分离算法的流程简述如下: 在迭代开始之前, 首先对计算区域初始化. 开始迭代之后, 在每步迭代之前都会进行一次用户自定义调整程序, 然后求解  $(x, y, z)$  3 个方向上的动量方程; 求解质量守恒方程并且对流体速度进行更新. 接下来是求解能量方程以及其它的一些输运方程比如 VOF 方程等. 之后, 对物性参数进行更新, 包括自己定义的一些材料属性. 然后就是对得到的流场和温度场结果进行收敛判断, 以决定是继续计算还是停止迭代.

### 3 结果与讨论

试件材料为不锈钢 0Cr18Ni9, 试件尺寸长 200 mm, 宽 80 mm, 板厚 8 mm. 进行了 3 组不同工艺参数的穿孔 PAW 实验, 焊接电流  $I$  和电弧电压  $U$  如表 1 所示. 其它焊接工艺参数如下: 等离子气体为纯 Ar 气, 流量为 3.0 L/min, 保护气体也为纯 Ar 气, 气体流量为 20 L/min, 焊接速度 120 mm/min, 焊枪距离工件表面 5 mm, 焊枪喷嘴直径为 2.8 mm, W 极内缩量为 2 mm, 孔道长度 2 mm.

模型中采用的部分参数为:  $a_1=1$  mm,  $a_2=12$  mm,

$b=8$  mm,  $c=1$  mm,  $r_e=1.2$  mm,  $r_i=0.6$  mm,  $\eta=0.63$ ,  $m_1=0.6$ ,  $m_2=0.4$ . 不锈钢 0Cr18Ni9 材料的热物性参数参见文献 [24].

实验过程中, 采用 CCD 摄像头从工件背面观测和拍摄小孔图像, 获取小孔的形状和尺寸等信息. 焊后利用线切割制作试样, 加工处理后进行腐蚀, 然后使用 Stemi DV4/DR 立体式显微镜拍摄得到焊缝的宏观金相照片.

对板厚 8 mm 的不锈钢试件 PAW 瞬态小孔形成以及熔池流动和热场进行了数值计算. 图 2 是  $I=170$  A,  $U=24.2$  V 时, 熔池中小孔形状以及流场和温度场的瞬态演变过程数值分析结果. 此时, 工件未熔透, 也未出现穿孔, 这与实验观测结果吻合. 焊接过程中出现盲孔 (blind keyhole, 即没有穿孔, 小孔的深度小于工件厚度), 小孔达到稳定状态时的最大纵向深度为 2.1 mm.

图 3 是  $I=175$  A,  $U=24.7$  V 时, 熔池中小孔形状以

表 1 穿孔等离子弧焊接工艺条件  
Table 1 Welding conditions of keyhole PAW

Test	Welding current $I$ , A	Arc voltage $U$ , V	Penetration extent	Keyhole status
1	170	24.2	Partial penetration	Blind
2	175	24.7	Full penetration	Open
3	180	24.9	Full penetration	Open

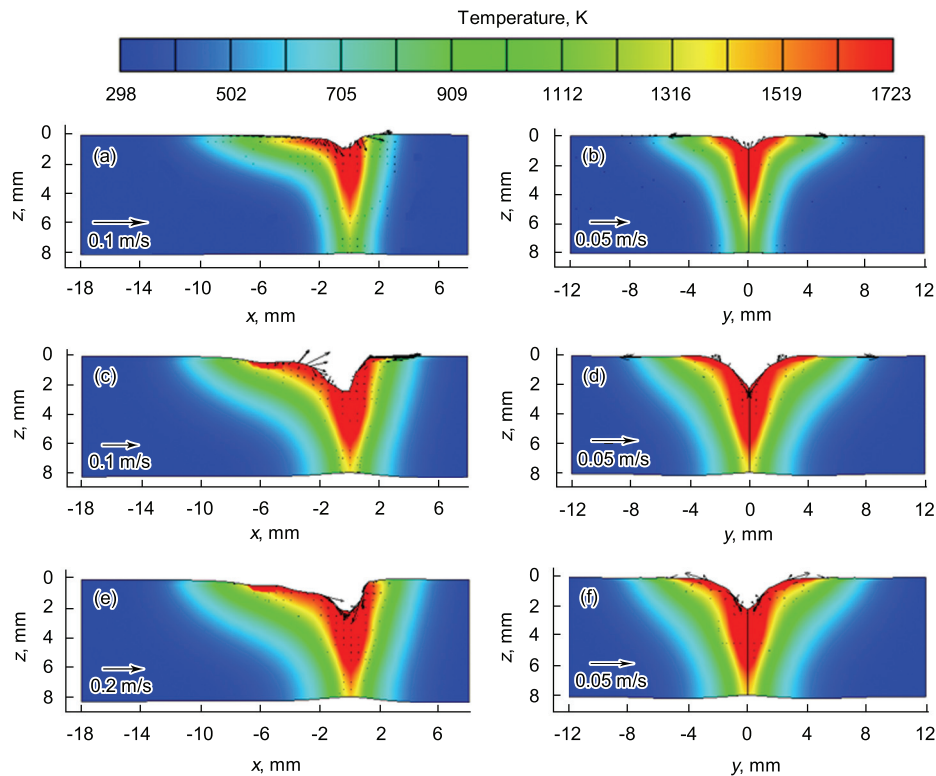


图 2  $I=170$  A,  $U=24.2$  V 时熔池中小孔形状、温度场及流场的演变过程

Fig. 2 Simulated evolution of the longitudinal (a, c, e) and transverse (b, d, f) cross-sections of keyhole shape, the temperature and fluid velocity profiles in weld pool when  $I=170$  A and  $U=24.2$  V at 0.49 s (a, b), 1.0 s (c, d) and 1.1 s (e, f)

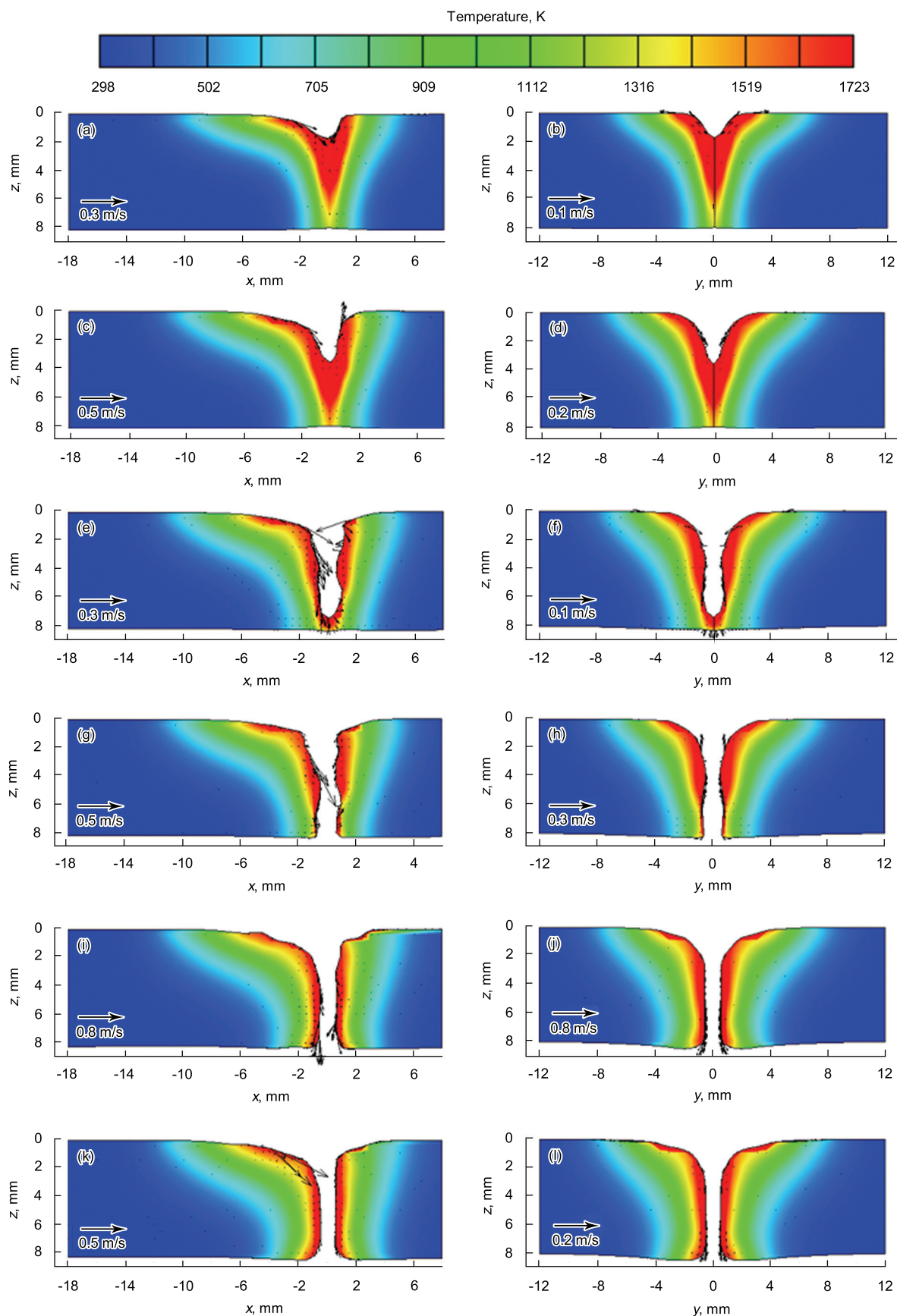


图 3  $I=175\text{ A}$ ,  $U=24.7\text{ V}$  时熔池中孔形状、温度场及流场的演变过程

Fig.3 Simulated evolution of the longitudinal (a, c, e, g, i, k) and transverse (b, d, f, h, j, l) cross-sections of keyhole shape, the temperature and fluid velocity profiles in weld pool when  $I=175\text{ A}$  and  $U=24.7\text{ V}$  at 0.50 s (a, b), 0.70 s (c, d), 0.805 s (e, f), 0.82 s (g, h), 0.94 s (i, j) and 1.1 s (k, l)

及流场的瞬态演变过程. 在此规范参数下, 形成贯穿整个工件的小孔 (open keyhole). 与 170 A 焊接工艺条件相比, 小孔在深度方向上增加了 5.9 mm, 增加量占整个工件厚度的 73.8%. 可以看出, 焊接电流达到一定程度时,

仅仅增加 5 A, 小孔的最大深度就产生突变, 小孔深度从 2.1 mm 的盲孔急剧转变为贯穿工件厚度的穿孔.

图 4 是  $I=180\text{ A}$ ,  $U=24.9\text{ V}$  时的计算结果. 在该工艺条件下, 穿孔时间在 0.80 s 左右, 比实验 2 的穿孔时

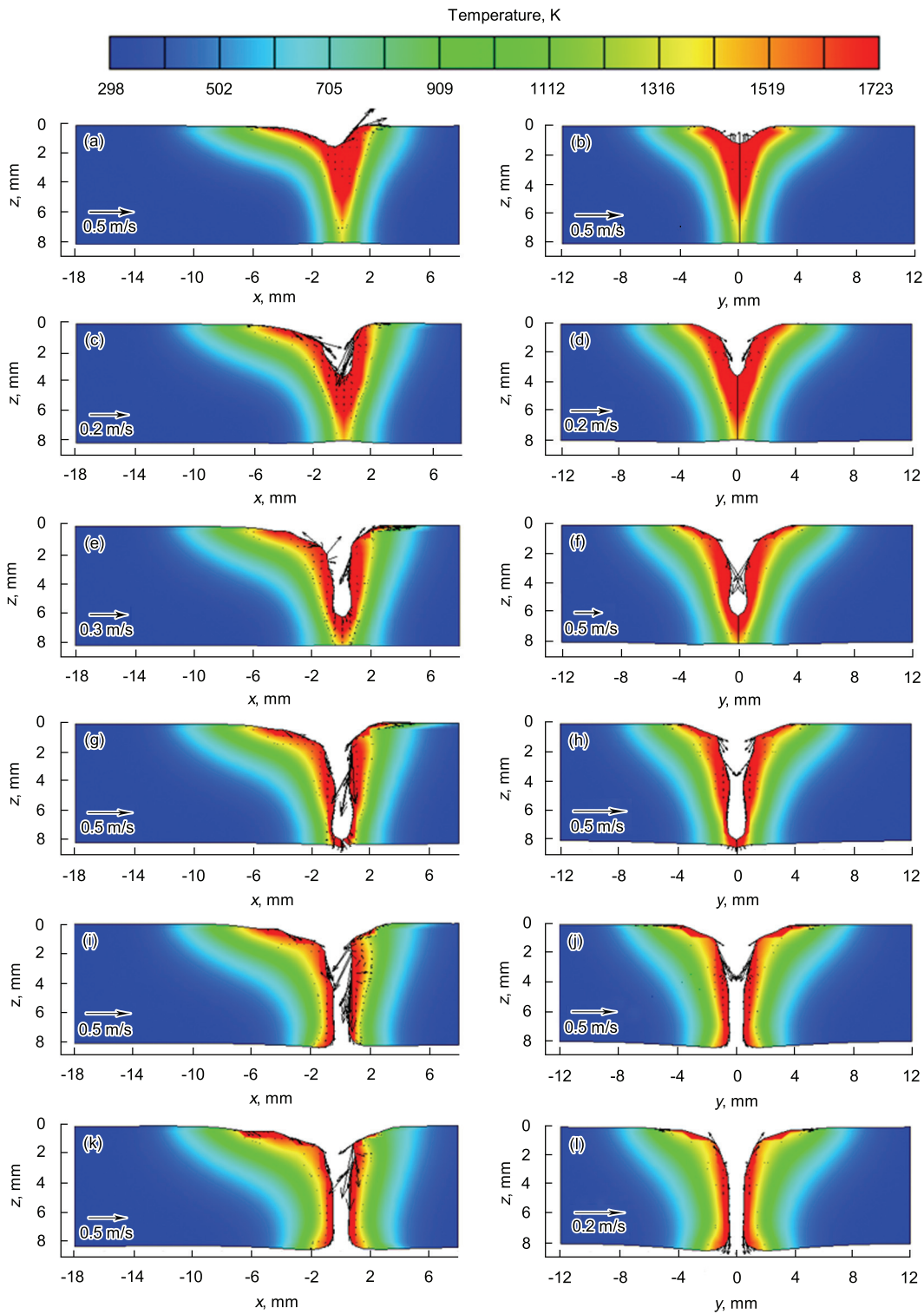


图 4  $I=180\text{ A}$ ,  $U=24.9\text{ V}$  时熔池中小孔形状、温度场及流场的演变过程

Fig.4 Simulated evolution of longitudinal (a, c, e, g, i, k) and transverse (b, d, f, h, j, l) cross-sections of keyhole shape, temperature and fluid velocity profiles in weld pool when  $I=180\text{ A}$  and  $U=24.9\text{ V}$  at 0.50 s (a, b), 0.70 s (c, d), 0.77 s (e, f), 0.80 s (g, h), 0.90 s (i, j) and 1.0 s (k, l)

间 0.805 s 快了 0.005 s。在熔池形成的初始阶段，在等离子弧压力作用下，熔池表面出现下凹变形；电弧正下方的液态金属大部分由熔池表面流向熔池底部；而在电弧中心线的两侧，由于底部的液态金属被排开，从贴近小孔壁的两侧流出。因此，大部分液态金属沿着小孔壁流向熔池顶部；在熔池表面，液态金属由高温区流向低温区，如图 4a—d 所示。随着小孔深度的增加，如图 4e—h 所示，等离子弧压力的反冲作用力减小，在纵截面开始有回流的液态金属出现。在穿孔形成的初始阶段，如图 4i 和 j 所示，横截面上在熔池表面由高温区流向低温区的液态金属，在熔池的边缘又回流到熔池中心；在熔池的中上部，会与自下而上的液态金属相遇，形成不规则的流动。当小孔稳定之后，在纵截面上，电弧前方熔池上部的液态金属是向上流动的，其余大部分的液态金属都是往下流动。而在横截面上，熔池上部的液态金属也由高温区流向低温区，绕过小孔流向熔池后部，熔池中下部的液态金属则由上往下流动，如图 4k 和 l 所示。

从纵截面分析可以看出，小孔的前壁较陡，液态金属沿着小孔壁向下流动；而横截面上的流动比较复杂，在小孔偏上部分，液态金属沿小孔壁向上流动，从高温区流向低温区；而在小孔的中下部，液态金属沿小孔壁自上而下流动。初步分析认为，横截面上向上流动的液态金属当流动到工件上表面时，在等离子弧压力的作用下，液态金属绕过小孔，流向熔池后方。可以看出，纵截面上的流体速度要大于横截面上的流体流动速度。初步分析是由于在纵截面上的小孔前壁，等离子弧吹力的反冲作用大部分朝向小孔后壁，因此，小孔后壁的流速比较大。而在横截面，由于等离子弧吹力的反冲作用大部分会朝上，因此，会降低液态金属向下的流动速度。

表 2 比较了工件背面小孔尺寸的计算与测试结果。实验 1 工艺条件下没有形成穿孔，所以计算和测试的小孔尺寸都是 0。对于实验 2 和 3，熔池内形成穿孔；工件背面小孔长度和宽度的计算值与测试结果基本吻合。

图 5 给出了不同焊接工艺条件下焊缝横截面计算值与实验值的比较结果。图中也画出了计算的小孔界面。从图 5 中可以看到，计算得到的熔合线与实验结果基本一致，但熔合线在工件上半部分的走向上还有一定误差，计算精度还有待提高。

表 2 背面小孔尺寸的计算值与实验值对比

Table 2 Comparisons between calculated and experimental keyhole dimensions

Test	Keyhole width, mm		Keyhole length, mm	
	Measured	Calculated	Measured	Calculated
1	0	0	0	0
2	0.912	0.939	0.771	0.991
3	1.066	0.985	0.925	1.015

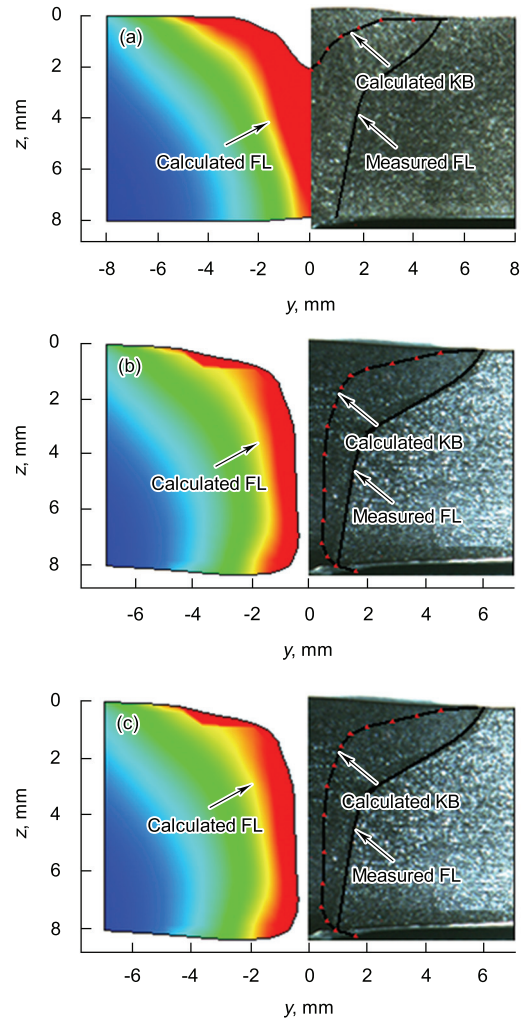


图 5 焊缝横截面的计算值与实验值对比

Fig.5 Comparisons between the calculated and experimental weld cross sections in tests 1 (a), 2 (b) and 3 (c) (KB—keyhole boundary, FL—fusion line)

### 4 结论

(1) 考虑等离子弧焊接熔池与小孔的耦合作用，建立了三维瞬态小孔和熔池流场与温度场动态行为的数学模型。利用焓-孔隙度法处理凝固熔化过程中相变潜热以及动量损耗问题，采用流体体积函数法确定小孔的形状与尺寸，定量描述了熔池的穿孔过程。

(2) 计算过程中，根据小孔深度变化对“双椭球体+锥体”组合式体积热源模型的分布参数加以动态调整。对板厚 8 mm 的不锈钢工件穿孔等离子弧焊接过程进行了数值模拟，获得了不同工艺条件下等离子弧焊接过程中熔池出现、小孔形成、流体流动与温度场演变、工件熔透、穿孔等动态过程的定量分析结果。

(3) 等离子弧焊接工艺实验结果表明，焊缝横截面和工件背面小孔尺寸的数值分析与实验测试结果基本吻合。

## 参考文献

- [1] Lucas W. In: Hirata Y, Tanaka M eds., *Proc 8th Int Symp on Innovations in Welding and Joining for a New Era in Manufacturing*, Kyoto: Japan Welding Society, 2008: 189
- [2] Irving B. *Weld J*, 1997; 76(1): 31
- [3] Kaplan A. *J Phys*, 1994; 27D: 1805
- [4] Colla T J, Vicanek M, Simon G. *J Phys*, 1994; 27D: 2035
- [5] Sudnik W, Radaj D, Breitschwerd S, Erofeev W. *J Phys*, 2000; 33D: 662
- [6] Cho J H, Na S J. *J Phys*, 2006; 39D: 5372
- [7] Kazemi K, Goldak J A. *Comput Mater Sci*, 2009; 44: 841
- [8] Wang R P, Lei Y P, Shi Y W. *Opt Laser Technol*, 2011; 43: 870
- [9] Xu G X. *PhD Thesis*, Shandong University, Jinan, 2009 (胥国祥. 山东大学博士学位论文, 济南, 2009)
- [10] Dong H G, Gao H M, Wu L. *Trans China Weld Inst*, 2002; 23(4): 24 (董红刚, 高洪明, 吴林. 焊接学报, 2002; 23(4): 24)
- [11] Wu C S, Wang H G, Zhang M X. *Acta Metall Sin*, 2006; 42: 311 (武传松, 王怀刚, 张明贤. 金属学报, 2006; 42: 311)
- [12] Wu C S, Hu Q X, Gao J Q. *Comput Mater Sci*, 2009; 46: 167
- [13] Li L, Hu S S, Yin F L, Ma L. *J Tianjin Univ*, 2007; 40: 1260 (李力, 胡绳荪, 殷凤良, 马立. 天津大学学报, 2007; 40: 1260)
- [14] Yin F L. *PhD Thesis*, Tianjin University, 2007 (殷凤良. 天津大学博士学位论文, 2007)
- [15] Lei Y C, Zheng H J, Cheng X N. *Trans China Weld Inst*, 2003; 24(1): 44 (雷玉成, 郑惠锦, 程晓农. 焊接学报, 2003; 24(1): 44)
- [16] Hsu Y F, Rubinsky B. *Int J Heat Mass Transfer*, 1988; 31: 1409
- [17] Nehad A K. *Int Commun Heat Mass Transfer*, 1995; 22: 779
- [18] Keanini R G, Rubinsky B. *Int J Heat Mass Transfer*, 1993; 36: 3283
- [19] Wang X J, Wu C S, Chen M A. *Acta Metall Sin*, 2010; 46: 984 (王小杰, 武传松, 陈茂爱. 金属学报, 2010; 46: 984)
- [20] Fan H G, Kovacevic R. *J Phys*, 1999; 32D: 2902
- [21] Huo Y S, Wu C S, Chen M A. *Acta Metall Sin*, 2011; 47: 706 (霍玉双, 武传松, 陈茂爱. 金属学报, 2011; 47: 706)
- [22] Voller V R, Prakash C. *Int J Heat Mass Transfer*, 1987; 30: 1709
- [23] Sun J H, Wu C S, Qin G L. *Acta Metall Sin*, 2011; 47: 1061 (孙俊华, 武传松, 秦国梁. 金属学报, 2011; 47: 1061)
- [24] Wu C S. *Welding Thermal Processes and Weld Pool Behaviors*. Beijing: China Machine Press, 2008: 123 (武传松. 焊接热过程与熔池形态. 北京: 机械工业出版社, 2008: 123)
- [25] Tao W Q. *Numerical Heat Transfer*. 2nd Ed., Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2001: 218 (陶文铨. 数值传热学. 第2版, 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 218)

(责任编辑: 肖素红)