

水下湿法 FCAW 焊缝成形的数值分析 *

赵 博 武传松

(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)

贾传宝 袁 新

(山东省科学院海洋仪器仪表研究所山东省特种焊接技术重点实验室, 青岛 266001)

摘 要 从陆上空气中气体保护焊接和水下湿法气体保护焊接的共性与特性入手, 考虑水下湿法焊接热过程的特点, 应用有限元软件 SYSWELD, 建立了水下湿法药芯焊丝熔化极气体保护电弧焊接 (FCAW) 热过程和温度场的数值分析模型, 计算了 4 组工艺参数下焊缝成形与形状尺寸的典型数据, 并与实验结果进行了对比, 验证了所建立的热源分布模式和水下湿法焊接有限元模型能够模拟水下电弧的作用特点和水下湿法焊接接头的成形特点. 实验结果表明, 水下 FCAW 焊接焊缝成形的规律与常规的熔化极气体保护电弧焊接相似, 但同样焊接参数下水下焊接的焊缝更窄, 熔深更大.

关键词 水下湿法焊接; 药芯焊丝熔化极气体保护焊接; 温度场; 焊缝成形

中图法分类号 TG456.5

文献标识码 A

文章编号 0412–1961(2013)07–0797–07

NUMERICAL ANALYSIS OF THE WELD BEAD PROFILES IN UNDERWATER WET FLUX-CORED ARC WELDING

ZHAO Bo, WU Chuansong

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

JIA Chuanbao, YUAN Xin

Shandong Provincial Key Laboratory of Special Welding Technology, Institute of Oceanographic Instrumentation, Shandong Academy of Sciences, Qingdao 266001

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

Supported by High Technology Research and Development Program of China (No.2008AA092901)

Manuscript received 2013-01-28, in revised form 2013-04-16

ABSTRACT Underwater wet flux-cored arc welding (FCAW) has great potential prospects of wide application in ocean engineering due to its easiness of automation and high weld quality. However, the thermal process of underwater wet welding is more complicated: the arc energy distribution is more concentrated in high-pressure environment of underwater, the convection heat transfer coefficient of the weldment under water is much larger than that in air. This study focuses on establishing the numerical model for analyzing the thermal process and the temperature field in underwater wet FCAW by using the FEM software SYSWELD. Both the generalities and peculiarities of the conventional GMAW (gas metal arc welding) in air and underwater wet FCAW processes are taken into consideration, especially the two remarkable characteristics of underwater wet welding, *i.e.*, the water compressing action to the arc, and the enhanced heat losses caused by the surrounding water. Based on the calculated temperature profiles, the weld bead shape and sizes are predicted in underwater FCAW, which lays the foundation for the process optimization. It is found that under 4 groups of typical welding conditions the calculated weld bead dimensions are in agreement with the experimental ones, which validated the energy distribution pattern of the heat source and the numeric model for underwater wet welding. Experiments showed that the weld bead was thinner and deeper in underwater wet welding than that

* 国家高技术研究发展计划资助项目 2008AA092901

收到初稿日期: 2013-01-28, 收到修改稿日期: 2013-04-16

作者简介: 赵 博, 男, 1988 年生, 博士生

DOI: 10.3724/SP.J.1037.2013.00061

in conventional GMAW under the same welding parameters, while the variation regularity of weld bead profile is similar.

KEY WORDS underwater wet welding, flux-cored arc welding, temperature field, weld bead profile

海洋资源的开发利用依赖于海洋工程结构和装备的制造,而水下焊接技术是海洋工程的基础和支撑技术^[1].水下湿法焊接因其成本低、适应性好、设备和工艺简单,具有巨大的应用前景^[2-4].水下湿法焊接是焊接材料直接与水相接触,在水中引弧并维持电弧在气泡中燃烧的焊接技术^[5].水下电弧在高压和强烈冷却作用的环境下,电弧的电压、形态和能量密度都发生了改变,工件的散热条件更发生了显著的变化^[6-8].这些不同于空气中焊接的诸多特点使水下焊接的传热传质过程变得更加复杂,水下焊接结构的质量更难以控制^[9].传统的靠积累焊接经验和数据来指导水下焊接生产远不能满足需要;由于缺乏有效的检测手段,单靠工艺实验来优化水下焊接工艺不仅费时费力,而且成本高昂.人们研究了特定工作条件下水下修补焊工艺^[10]、水下手工电弧焊的设备、焊条、成形质量等^[6,11],但有关水下湿法焊接数值模拟的研究还很少.采用数值模拟与少量的实验验证相结合的方法,来研究和分析水下焊接的热过程以及焊缝成形规律,将为水下湿法焊接工艺优化提供坚实的理论依据和基础数据,具有重要的理论意义和工程实用价值^[12].本研究考虑水下湿法焊接的主要特点——水下压力对电弧的压缩和水环境中工件散热速率的提高,应用有限元软件 SYSWELD,建立了常用的湿法自动化焊接方法——湿法药芯焊丝熔化极气体保护电弧焊接(FCAW)^[13-15]热过程的数值分析模型,得出了不同工艺参数焊缝成形与形状尺寸的典型数据,与实验结果进行了对比分析,初步讨论了水下环境对焊缝成形的影响.

1 实验方法

在实验室自制的水箱中进行了水下湿法 FCAW 焊接工艺实验.水箱采用不锈钢骨架,两侧是玻璃视窗,便于观察调试.工件为 100 mm×100 mm×10 mm 的 Q235 钢板,环境水温 298 K.分别在水箱中充满约半箱水(工件位于水面下 260 mm)和完全未加水(空气中焊接)的情况下,进行 FCAW 焊接,焊接工艺参数为:焊接电流

245 A,电弧电压 29 V,焊接速度 250 mm/min.如图 1,在同样的工艺参数条件下,水中和空气中焊接的焊缝成形有着鲜明的对比,空气中焊接的焊缝熔宽为 13.4 mm,熔深为 1.8 mm,余高高度为 2.2 mm;而水中焊接的焊缝熔宽为 11.7 mm,熔深为 2.2 mm,余高高度为 3.1 mm.可以看出,即使是在浅水中,水对电弧的冷却和压缩作用也是明显的,水中焊接形成的焊缝明显变窄,熔宽变小,熔深加大,这说明电弧强烈收缩,能量集中.但是,单位时间内熔化焊丝的总量没有显著变化;熔敷金属铺展在较小的范围里,堆积成较高的余高.为了积累验证数值模型的实验数据,开展了 4 种工艺条件下的水下湿法 FCAW 焊接工艺实验,相应的工艺参数如表 1 所示.

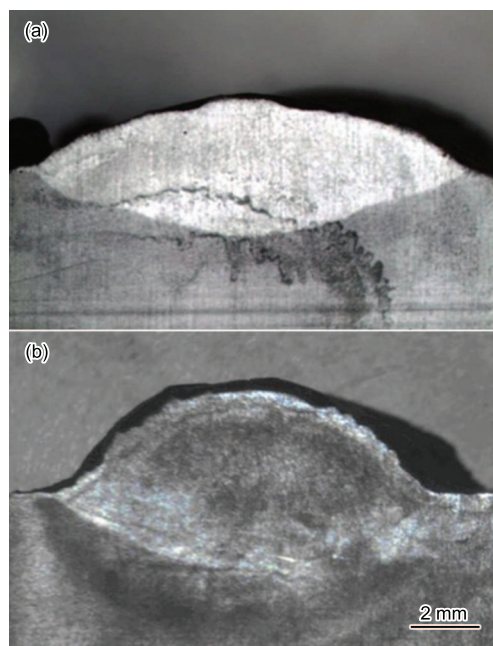


图 1 空气中和水面下 FCAW 焊接的焊缝成形对比

Fig.1 Comparisons between the weld bead profiles for welding in air (a) and underwater wet welding (b) (Welding current 245 A, voltage 29 V, welding speed 250 mm/min)

表 1 水下湿法 FCAW 焊接工艺参数

Table 1 Process parameters used in underwater wet flux-cored arc welding(FCAW)

Test No.	Average current $\bar{I}$, A	Average voltage $\bar{U}$, V	Welding speed v_0 , mm/min
1	180	27.0	300
2	185	27.5	250
3	187	26.5	200
4	185	30.5	200

2 水下湿法 FCAW 焊接热过程模型

2.1 控制方程和定解条件

在图 2 所示的坐标系下, 焊接热传导方程为:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_a \quad (1)$$

式中, ρ 为金属的密度; c_p 为比热容; T 是温度; t 是时间; k 为导热系数; x, y, z 为 3 个坐标轴; q_a 是热源项。

方程 (1) 的定解条件如下:

工件上表面:

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = q_s - q_{cr} \quad (2)$$

$$q_{cr} = \alpha_{cr}(T - T_{\infty}) \quad (3)$$

式中, q_s 为热源施加在工件表面上的热流; q_{cr} 是因对流和辐射而散失的热流密度; α_{cr} 为对流和辐射边界的综合热传导系数; T_{∞} 是环境温度。

工件下表面:

$$k \frac{\partial T}{\partial z} = -q_{cr} \quad (4)$$

对于对称面 ($x=0$):

$$\frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (5)$$

初始条件:

$$t = 0, \quad T(x, y, z, 0) = T_{\infty} \quad (6)$$

对工件模型进行有限元分割, 进行空间域和时间域的离散, 得到非线性的代数方程组。用迭代法求解该非线性方程组, 直至收敛, 即得到不同时刻的温度场。由温度分布可得焊缝的成形参数。

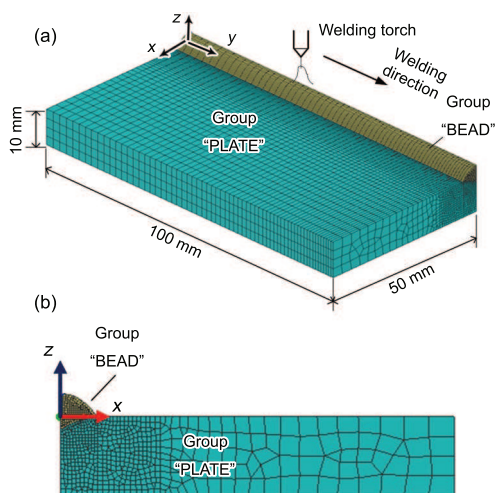


图 2 计算模型和网格划分示意图

Fig.2 Schematics of weld area and meshes of the model
(a) isometric view (b) left-side view

2.2 工件网格及热源模型

建立 100 mm×100 mm×10 mm 平板模型, 沿中线设置焊缝。由于焊缝两边的几何体对称, 并且焊接传热传质过程相同, 取焊缝中心一侧的半个模型进行分析, 如图 2 所示。t=0 s 时, 开始施焊, 此时热源中心位于坐标系原点, 并随焊枪沿 y 轴正方向行进。

在 SYSWELD 的有限元分析中, 需要预先建立母材及熔敷金属的单元, 然后加载移动的热源代替电弧和熔滴对工件产生热作用, 计算试件温度场。这种方式对焊缝和近缝区温度场的模拟并不够细致和精确, 需要进行二次开发。考虑实际焊接过程中熔滴过渡、熔池流动和熔池表面变形等复杂的电弧-熔滴-熔池作用过程, 本研究采取了两方面的特殊处理。首先, 焊缝部分的网格预先建好, 余高轮廓简化处理成抛物线, 在余高部分的下方特别设置一个下凹的面 (实际处理中, 在焊缝中心线两侧分别取二次曲线)。在下凹面和余高抛物线之间部分的体网格设置成一个单元组, 命名为 Group“BEAD”, 该组之外的体网格设置成另一个单元组, 命名为 Group“PLATE”, 如图 2 所示。BEAD 部分采用生死单元的方法处理, 使得热源作用范围内, 热源中心前方的单元不被激活, 热源中心后方的单元激活并参与计算, 形成新的余高。其次, 热源分为两部分: 一个 Gaussian 分布热源加载在下凹面上, 加以生死单元技术的作用, 间接考虑了力作用下的熔池表面变形和熔池流动引起的热量下潜。另一部分加载在 BEAD 组上, 采用双椭球体积热源, 加以生死单元技术, 间接考虑了因为熔池拖尾及液态金属流动带来的热量向后传递, 如图 3 所示。

下凹面上, Gaussian 热源的表达式为:

$$q(r) = \frac{3Q_G}{\pi r_0^2} \exp\left(-\frac{3r^2}{r_0^2}\right) \quad (7)$$

式中, $q(r)$ 是距离热源中心 r 处的热流密度; Q_G 是 Gaussian 热源作用的总功率; r_0 是加热斑点的半径。

BEAD 组内, 双椭球体积热源的热流表达式为:

$$q(x, \xi, z) = q_{fm} \exp\left(-\frac{3x^2}{b^2} - \frac{3\xi^2}{a_f^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (\xi \geq 0) \quad (8)$$

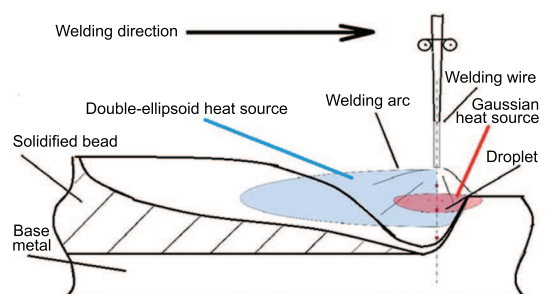


图 3 热源加载示意图

Fig.3 Schematic of heat source deposition

$$q(x, \xi, z) = q_{\text{rm}} \exp\left(-\frac{3x^2}{b^2} - \frac{3\xi^2}{a_f^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (\xi < 0) \quad (9)$$

$$Q_D = \iiint_D q(x, \xi, z) dx d\xi dz \quad (10)$$

式中, $q(x, \xi, z)$ 是以热源中心为原点建立的动坐标系下点 (x, ξ, z) 处的热流密度; $\xi = y - v_0 t$ (其中, v_0 为焊接速度); a_f 和 a_r 分别是双椭球体的前部长度和后部长度; b 和 c 分别是半宽度和深度; q_{fm} 和 q_{rm} 分别是前后部热源的中心热流密度; Q_D 是双椭球热源作用的总功率. 模拟结果表明, Q_D/Q_G 为 1.5 : 1 时较为合适.

2.3 针对水下湿法焊接特点所做的模型优化

Suga 等^[16,17] 和 Schmidt 等^[18] 分别研究了高压气体环境下的电弧行为. 赵华夏^[19] 和杨乾铭^[20] 分别对水下湿法和水下干法焊接电弧进行了光谱诊断研究. Azar 等^[21] 和李志刚等^[22] 分别对高压下的电弧状态进行了建模计算. 上述研究得出的结果不尽相同, 但普遍认为在一定压力范围内, 随环境压力增加, 电弧直径减小、亮度增加, 电弧电位梯度有所上升. 水环境中的电弧行为与高压气体环境下的电弧行为应有相似之处. 同时, 水作为散热介质, 其冷却能力通常比空气强很多, 加上保护气体的吹动作用使水体局部流动, 进一步加强了工件表面的对流换热过程, 显著提高对流换热系数; 另外, 水的沸腾状态也会大大影响散热^[23]. 综上, 相较于常规的气体保护焊, 水下焊接热过程有两个突出的特点. (1) 水的压力以及水的冷却作用使电弧受到压缩, 同样焊接工艺参数条件下焊接热源能量更为集中; (2) 水下焊接时, 焊件表面的对流换热系数高于陆上空气中的情况.

目前, 缺少水下电弧受压缩程度和能量分布的精确定量描述. 但基于通常理解, 将空气中焊接的热源模型宽度方向尺寸压缩、深度尺寸增大, 用于表征电弧能量的集中. 水中工件表面对流换热系数在不同的温度、水流速度、局部沸腾状态下差别很大, 考虑到实验是在 298 K 水箱中进行, 水较为平静, 根据文献^[24] 选取了空气中表面换热系数的 10 倍用于计算. 本工作主要讨论水下焊接热过程

的特点对焊缝成形的影响, 所以针对上述特点, 对有限元模型做了以下优化和假设.

(1) 焊接热效率应比常规的空气熔化的熔化极气体保护焊的焊接热效率略小, 取 74%.

(2) 工件表面向周围传递热量的主要方式为辐射和对流, 其中辐射散热系数 α_r 为^[24]:

$$\alpha_r = \varepsilon_r \sigma (T + T_0)(T^2 + T_0^2) \quad (11)$$

式中, ε_r 为物体的发射率, 又称黑度, 这里取 0.8; σ 为 Stefan-Boltzmann 常数, 取 $5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T_0 取 293 K.

工件表面的对流换热系数 α_c 取空气环境下常用值 $25 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 的 10 倍, 即 $250 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. 工件的综合散热系数 α_{cr} 为:

$$\alpha_{\text{cr}} = 10\alpha_c + \alpha_r \quad (12)$$

(3) 考虑水下电弧受拘束, 能量集中的特点, 与常规气体保护焊的热源参数相比, 在熔宽方向上热源的分布参数取略小值, 熔深方向上热源分布参数取略大值.

相应的热源模型参数如表 2 所示. 表 1 中焊接工艺参数为焊接过程中测量的平均值. 1, 2, 3 号实验的电弧电压和焊接电流基本相同, 所以采用相同分布参数的热源模型. 4 号实验的电弧电压较高, 相应的弧长略长, 于是采用了宽度和前后部长度稍大的热源参数.

3 实验结果及讨论

本研究所用的 Q235 低碳钢材料的熔点为 1783 K. 钢板的导热系数 k 和比热容 c_p 随温度的变化情况如图 4 所示. 导热系数 k 在 1173 K 以下随温度上升而变小, 在 1173 K 以上随温度上升而变大. 比热容 c_p 在 1073 K 左右达到一个极大值, 之后随温度上升而变小, 在约 1173 K 后又随温度上升而变大.

取计算模型中热源中心行进到 $y=75 \text{ mm}$ 处 (此时温度场已经进入准稳态) 时, 以 $y=75 \text{ mm}$ 处横断面做焊缝成形分析, 并与实验所得的工件横截面图片进行对比. 1, 2, 3, 4 号实验对应的焊缝成形测试和模拟结果如图 5 所

表 2 计算所用热源模型的分布参数

Table 2 Distribution parameters of the corresponding heat sources

Test No.	Parameter of the double-ellipsoid heat source, mm				Parameter of the Gaussian heat source, mm
	a_f	a_r	b	c	r_0
1, 2, 3	2.50	5.50	4.20	1.25	3.39
4	2.50	5.80	4.50	1.24	3.51

Note: r_0 is the radius within which 95% of Gaussian heat source energy is applied; a_f and a_r are the lengths of front and rear parts of the double-ellipsoid model specifically; b and c are the half widths and depth of the double-ellipsoid model specifically

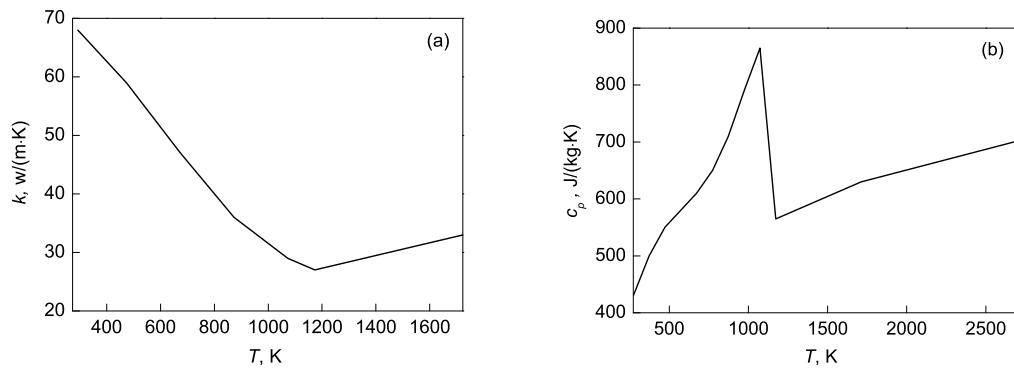


图 4 导热系数和比热容随温度的变化曲线

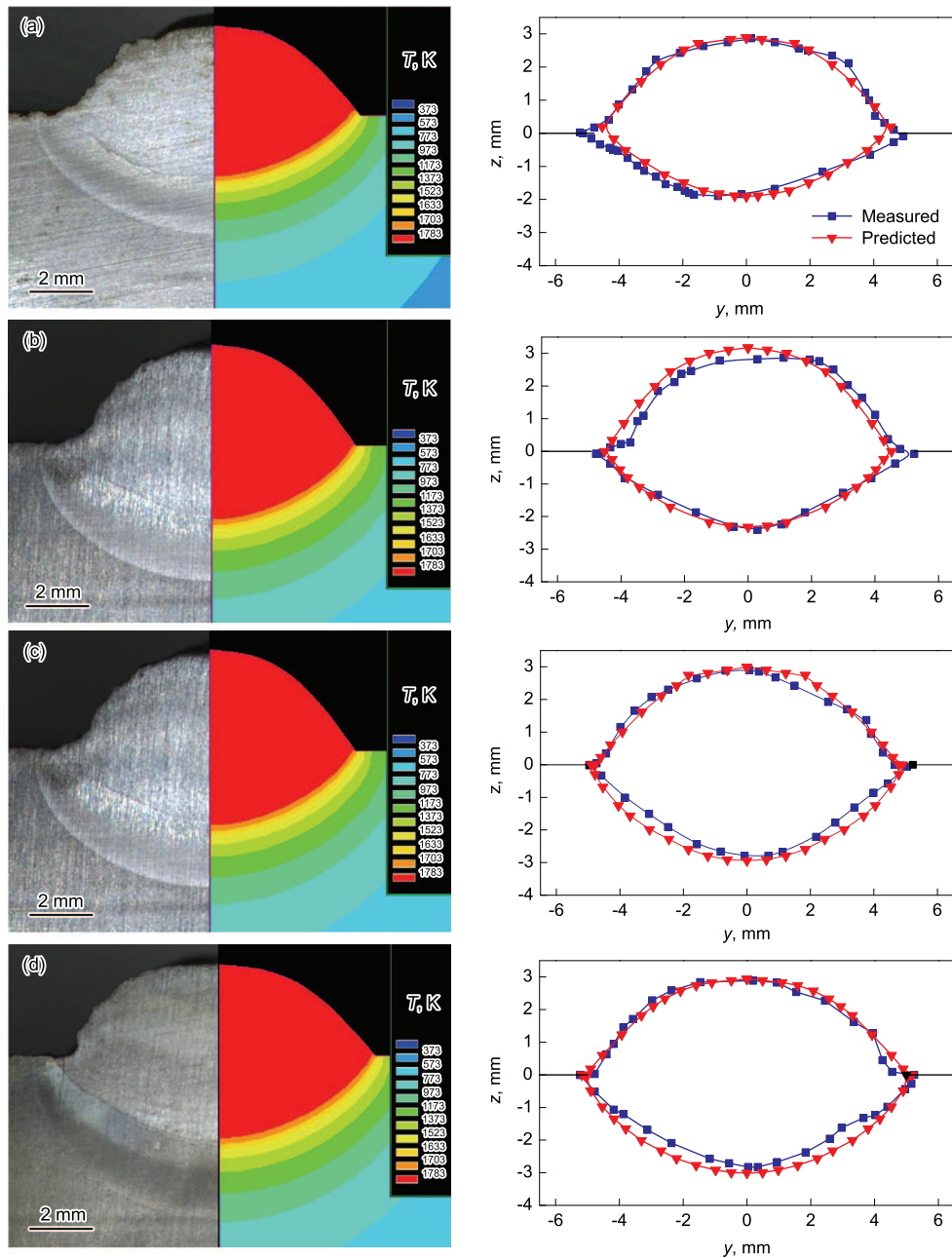
Fig.4 Curves of thermal conductivity k (a) and specific heat c_p (b) vs temperature (the temperature of surrounding water 298 K and melting point 1783 K)

图 5 焊缝横断面形状与熔合线的计算与实验结果的比较

Fig.5 Comparisons of the measured and calculated weld cross-section (left) and fusion line (right)

(a) test No.1 (b) test No.2 (c) test No.3 (d) test No. 4

表 3 1—4 号实验所得的焊缝几何尺寸
Table 3 Measured values of weld dimensions of test Nos.1, 2, 3 and 4

Test No.	Weld reinforcement, mm	Penetration, mm	Weld width, mm
1	2.8	1.9	9.7
2	3.1	2.3	9.6
3	2.9	2.8	9.9
4	2.9	2.7	10.3

示. 图 5 中, 左栏是焊缝横断面计算与实验结果的对比, 右栏是熔合线计算与实验结果的对比. 其中, 焊缝横断面计算结果所附色标, 不同颜色表示不同的温度值, 其单位为 K. 对每个工件进行线切割获得多个横截面, 取准稳态区域中成形好的截面进行观察测量, 余高高度、熔深、熔宽数据如表 3 所示.

由图 5 和表 3 可知, 计算得到的焊缝成形与实验值比较相似, 熔宽、熔深都非常接近, 熔合线的走势也比较一致, 证明建立的热源模型热量分布模式和水下湿法焊接有限元计算模型能够模拟水下电弧的作用特点和水下湿法焊接接头的成形特点.

1, 2, 3 号实验的焊接电流和电弧电压基本相同, 焊速不同, 导致焊接线能量不同. 焊速较低的 3 号工件的焊缝有较大的熔深和熔宽, 而焊速较高的 1 号工件的焊缝熔深较小. 可以认为, 在相近的焊接电流和电弧电压下, 焊丝的熔化速度相同; 焊速变大时, 单位时间内熔敷于焊道上的金属量减少, 则形成了较小的焊缝横截面积, 说明水下焊接焊缝成形的规律与常规的熔化极气体焊接相似.

2 号实验所得的熔宽比 1 号的熔宽窄, 不符合规律, 这可能与焊机不稳定、以及水下电弧的不稳定性有关, 特别是因为焊丝药芯造渣造气而加剧的保护气、电弧、熔滴和周围水体的相互干扰, 电弧挺度、弧长、熔滴的过渡等波动性较大, 使得焊缝的成形更具复杂性和偶然性. 1 号和 2 号、3 号实验的熔敷金属铺展角不同, 应与这种复杂干扰带来的偶然性有关, 因而熔宽数据有不合规律的情况. 1 号实验条件下计算所得的焊缝熔宽比实验值要小, 与计算中采用的铺展角有关系. 在此前提下, 1 号实验条件下的熔宽计算值比 2 号的小, 符合预期, 也说明了这种偶然性. 实验中飞溅和电弧亮度的波动较为明显, 这与焊缝成形结果相印证. 可以认为, 湿法焊接中有必要采用抗干扰能力更强更稳定的焊机来改善焊缝成形.

2 号实验所得的焊缝余高顶部较平, 与计算值存在较大差距. 这是因为有限元模型中无法足够考虑水下保护气、熔滴、水体及电弧的复杂作用, 余高轮廓以抛物线简单处理, 和实验值存在差距是可以预计的. 4 号实验的电弧电压比 1, 2, 3 号的大, 焊速与 3 号的相同, 弧长增加, 理论上电弧覆盖工件的面积有所增加, 所以 4 号实验所得的熔宽有所增加. 虽然电弧功率增大了, 但是由于弧长增加,

水对电弧的冷却影响可能更大, 总体上焊接热效率可能有所降低, 所以实验所得的熔深并没有增大, 甚至是略微减小. 计算熔深较实验值略大, 可能与热效率仍选取 74% 有关, 这样没有考虑弧长变化可能带来的热效率的细微改变.

4 结论

(1) 开展了水下湿法 FCAW 工艺实验, 对比同样焊接参数下空气中及水中焊接的实验结果, 定性地说明了水对电弧有明显的压缩和冷却作用, 电弧能量相对更为集中, 同样焊接参数下焊缝更窄, 熔深更深.

(2) 建立了水下湿法焊接热过程的有限元模型, 模型考虑了水下湿法焊接时水下压力对电弧的压缩作用和水环境中工件散热速率的提高.

(3) 计算了 4 组工艺参数下焊缝成形与形状尺寸的典型数据, 并与实验结果进行了对比分析, 说明建立的热源分布模式和水下湿法焊接有限元计算模型能够模拟水下电弧的作用特点和水下湿法焊接接头的成形特点.

(4) 初步讨论了水下湿法焊接焊缝成形的偶然性. 实验结果表明, 水下电弧的不稳定性对焊缝成形质量有较大影响.

参考文献

- [1] Anand A, Khajuria A. *Int J Mech Eng Rob Res*, 2013; 2: 215
- [2] Song B T. *Underwater Welding and Cutting*. Beijing: China Machine Press, 1989: 5
(宋宝天. 水下焊接与切割. 北京: 机械工业出版社, 1989: 5)
- [3] Rowe M D, Liu S, Reynolds T J. *Weld J*, 2002; 81(8): 156
- [4] Rowe M D, Liu S. *Sci Technol Weld Join*, 2001; 6: 387
- [5] Ibarra S, Grubbs C E, Liu S. In: Liu S, Olson D L, Smith C, Spencer J S eds., *Proceedings: International Workshop on Underwater Welding of Marine Structures*, New Orleans: American Bureau of Shipping, 1994: 49
- [6] Kang D. *PhD Dissertation*, Ohio State University, Diss, 1996
- [7] Chen B, Zhang H T, Feng J C. *Appl Mech Mater*, 2013; 300: 500
- [8] Puchol R Q, González L P, Scott A D, Bracarense A Q, Pessoa E C P. *Weld Int*, 2010; 24: 911
- [9] Pessoa E C P, Bracarense A Q, Zica E M, Liu S, Perez-Guerrero F. *J Mater Process Technol*, 2006; 179: 239
- [10] Rodríguez-Sánchez J E, Rodríguez-Castellanos A, Pérez-Guerrero F, Carbajal-Romero M F, Liu S. *Fatigue Fract*

- Eng Mater Struct*, 2011; 34: 487
- [11] Zhang H T, Jiang W J, Feng J C, Zhong S S. *Adv Mater Res*, 2011; 337: 448
- [12] Wu C S. *Weld Joining*, 2010; (5): 1
(武传松. 焊接, 2010; (5): 1)
- [13] The Welding Institute, E. O. Paton Electric Welding Institute, translated by Jiao X D, Zhou C F, Shen Q P, Liu D H, Chen Y. *Underwater Wet Welding and Cutting*. Beijing: Petroleum Industry Press, 2007: 37
(英国焊接研究所, 乌克兰巴顿电焊研究所 著, 焦向东, 周灿丰, 沈秋平, 刘德华, 陈 煜 译. 水下湿式焊接与切割. 北京: 石油工业出版社, 2007: 37)
- [14] Zhang H T, Gao H Y, Jiang W J, Zhong S S. *Appl Mech Mater*, 2011; 80: 704
- [15] Jia C B, Zhang T, Maksimov S Y, Yuan X. *J Mater Process Technol*, 2013; 213: 1370
- [16] Suga Y. *Welding Under Extreme Conditions*. Oxford: Pergamon Press, 1989: 207
- [17] Suga Y, Hasui A. *Weld Int*, 1989; 3: 131
- [18] Schmidt H P, Gunter S. *IEEE Trans Plasma Sci*, 1996; 24: 1229
- [19] Zhao H X. *PhD Dissertation*, Beijing University of Chemical Technology, 2007
(赵华夏. 北京化工大学博士学位论文, 2007)
- [20] Yang Q M. *PhD Dissertation*, South China University of Technology, Guangzhou, 1996
(杨乾铭. 华南理工大学博士论文, 广州, 1996)
- [21] Azar A S, Woodward N, Fostervoll H, Akselsen O M. *J Mater Process Technol*, 2012; 212: 211
- [22] Li Z G, Zhang H, Jia J P. *Trans Chin Weld Inst*, 2010; 31(7): 17
(李志刚, 张 华, 贾剑平. 焊接学报, 2010; 31(7): 17)
- [23] Li C X, Zhen X S, Jin J Z. *Foundry*, 2001; 50(1): 141
(李朝霞, 郑贤淑, 金俊泽. 铸造, 2001; 50(1): 141)
- [24] Yang S M, Tao W Q. *Heat Transfer*. 4th Ed., Beijing: Higher Education Press, 2006: 8
(杨世铭, 陶文铨. 传热学. 第四版, 北京: 高等教育出版社, 2006: 8)

(责任编辑: 毕淑娟)