

镁合金激光-TIG焊接温度场的红外测量与数值模拟

黄瑞生, 刘黎明, 迟鸣声

(大连理工大学 三束材料改性国家重点实验室, 大连 116024)

摘 要: 以变形镁合金 AZ31B 为研究对象, 采用红外热像仪拍摄镁合金激光-TIG 复合热源焊接过程中的焊接温度场, 提出一种基于红外辐射测温原理。并针对红外热像仪的焊接温度场校正方法, 采用热电偶验证该校正方法的准确性。利用数值模拟方法模拟整体温度场。试验结果表明, 实温校正可准确校正试件表面状态一致区域的温度场, 而表面校正可消除试件表面状态改变而引起的对温度场分布的影响, 结合实温与表面校正方法能准确地校正镁合金激光-TIG 复合热源焊接过程中电弧覆盖范围外的温度场, 焊接温度场数值模拟可以比较准确预测并反映整体焊接温度场实际分布。

关键词: 镁合金; 激光-TIG 复合焊接; 温度场; 红外; 数值模拟

中图分类号: TG403 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2006)10-089-05



黄瑞生

0 序 言

镁合金由于其优良性能而被广泛应用于航天、汽车和电子产品等领域, 而高效优质的焊接方法能促进镁合金的广泛应用。焊接温度场分布决定焊接接头的微观结构及力学性能。同时, 研究温度场对认识热源形式, 建立和校正热源模型起关键作用, 为数值模拟及焊接过程预测准确性提供依据^[1]。

目前, 由于红外测温技术具有非接触、不干扰被测温场等优点, 已在各领域得到广泛的应用。被测表面温度、发射率、粗糙度、杂质、测量角度(辐射测量方向与表面法线间的角度)、测量距离(红外探测器与被测表面距离)、环境温度等因素影响红外热像仪测温的准确性。当测量角度 $\theta < 45^\circ$ 或者表面粗糙度变化不大时, 表面发射率基本不变^[2,3]。当测量表面温度远高于环境与大气温度、测量距离 $L < 1$ m 时, 可以忽略环境、大气辐射对红外热像仪准确测温的影响。而且, 对选定的红外探测器而言, 发射率 ϵ 是温度 T 的函数而与波长 λ 无关^[4,5]。因此, 可以看出被测表面的发射率 ϵ 的准确测量是红外热像仪准确测温的关键。在利用红外测温技术研究焊接温度场方面, 采用挡板和滤波的办法可以减小电弧和热钨极辐射对红外测温的影响^[6], 但利用红外热像仪测量焊接整体温度场过程中, 仍难以准确测量

电弧覆盖区域温度场。

文中以 AZ31B 镁合金为研究对象, 提出一种基于红外辐射测温原理, 并针对红外热像仪的焊接温度场测量与校正方法, 对镁合金激光-TIG 复合热源焊接所得的焊接温度场进行校正, 从而得到比较准确的焊接温度场。同时通过数值模拟弥补电弧覆盖区域的温度场缺失, 从而得到整体焊接温度场。这为镁合金激光-TIG 复合热源焊接温度场分析、焊接过程预测与控制提供依据。

1 红外热像仪测温原理

由于金属属于灰体, 黑体辐射定律仍是适用的, 但要考虑表面发射率 ϵ 的影响, 对灰体而言^[7]

$$M(\lambda, T) = \epsilon(\lambda, T) \frac{C_1 \lambda^{-5}}{\exp(\frac{C_2}{\lambda T}) - 1}, \quad (1)$$

式中: M 为辐射出射度; λ 为波长; T 为被测表面温度; ϵ 为发射率; C_1 、 C_2 为常数。

将式(1)对所有的波长积分, 则表达式为斯蒂芬-玻尔兹曼定律, 即

$$M_B = \epsilon(T) \sigma T^4, \quad (2)$$

式中: M_B 为辐射出射度; σ 表示斯蒂芬-玻尔兹曼常数。

实际红外热像仪的红外探测器仅能在一定的波长范围(λ_1, λ_2)对物体的热辐射产生响应, 设其光谱响应为 $r(\lambda)$ 。根据式(1), 红外探测器的输出信号

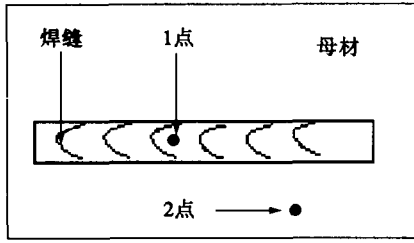


图 2 表面校正示意图

Fig.2 Principle of surface calibrated method

对实际的均温试件上的点 1, 点 2 而言

$$M_1 = \epsilon_1 \sigma T_1^4. \quad (7)$$

$$M_2 = \epsilon_2 \sigma T_2^4. \quad (8)$$

对实温校正后均温红外热像图上点 1, 点 2 而言

$$T_{1r} = \sqrt[4]{\frac{M_1}{\epsilon \sigma}}. \quad (9)$$

$$T_{2r} = \sqrt[4]{\frac{M_2}{\epsilon \sigma}}. \quad (10)$$

则式(9)除以式(10),并根据式(7)及式(8)得

$$\frac{T_{1r}}{T_{2r}} = \sqrt[4]{\frac{M_1 \epsilon \sigma}{M_2 \epsilon \sigma}} = \sqrt[4]{\frac{\epsilon_1 T_1^4}{\epsilon_2 T_2^4}}. \quad (11)$$

由于 $T_1 = T_2$,则由式(11)可得

$$\frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} = \frac{T_{1r}^4}{T_{2r}^4}. \quad (12)$$

由于点 2 经过了实温校正,经热电偶验证知道 $\epsilon_2 = \epsilon$,那么根据式(12)可以得到整张红外热像图各处的发射率,其公式为

$$\epsilon_1 = \frac{\epsilon T_{1r}^4}{T_{2r}^4}. \quad (13)$$

对实际焊接过程中试件上的点 1 而言

$$M_{01} = \epsilon_1 \sigma T_{01}^4. \quad (14)$$

而对进行实温校正后的实际焊接过程中红外热像图上的点 1 而言

$$T_{01r} = \sqrt[4]{\frac{M_{01}}{\epsilon' \sigma}}. \quad (15)$$

则将式(14)代入式(15),并根据式(13)可以得

$$T_{01r} = \sqrt[4]{\frac{\epsilon_1}{\epsilon'} T_{01}} = \sqrt[4]{\frac{\epsilon}{\epsilon'} \frac{T_{1r}}{T_{2r}} T_{01}}. \quad (16)$$

在实际采用红外热像仪测量当中,热像仪上所设定的发射率参数一般都是相同的。当测量均温试件及实际焊接过程当中所选择的发射率 $\epsilon = \epsilon'$ 时,则式(16)变为

$$T_{01r} = \frac{T_{2r}}{T_{1r}} T_{01}, \quad (17)$$

式中: $M_1, M_2, T_1, T_2, \epsilon_1, \epsilon_2$ 为均温试件上点 1, 点 2 处实际辐射出射度、温度、发射率; T_{1r}, T_{2r} 为均温试件红外热像图上点 1 点 2 处显示温度; ϵ, ϵ' 为测量均温试件红外热像图、实际焊接红外热像图时红外热像仪中的设定发射率; M_{01}, T_{01} 及 T_{01r} 为实际焊接过程试件上点 1 处实际辐射出射度、温度及红外热像图上点 1 处的显示温度。

根据式(17)进行校正后,可以减小由于表面状态发生改变而引起的红外热像仪测量所得的焊接温度场的畸变。

3.3 焊接温度场测量与校正结果分析

对原始正面红外热像图电弧覆盖范围外的焊缝及其附近区域进行区域分析。

由于焊后焊缝表面发生变化,使焊缝表面与试件原始表面红外发射率 ϵ 不同,导致红外热像仪拍摄所得焊接温度场的等温线在焊缝区产生畸变,如图 3 所示的中间区域山峰状畸变。对原始红外温度场进行实温校正,可以得到焊缝区外相同表面状态区域的准确温度分布,但由于没有考虑焊缝区表面状态变化对温度场的影响,则实温校正仍不能消除表面状态改变而引起的温度场畸变。

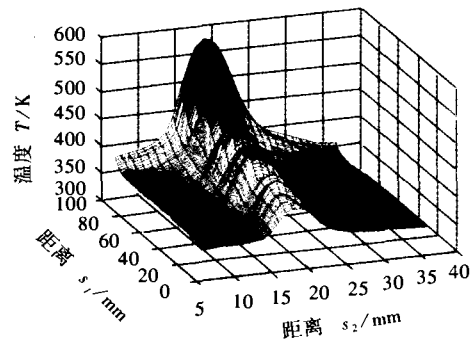


图 3 原始正面红外温度场

Fig.3 Original front infrared temperature field

因此,对红外热像图进行实温校正后,还要进行表面校正以消除焊缝表面状态改变而引起的温度场畸变,从而得到整体温度场的准确分布,如图 4 所示。对原始红外温度场与校正后红外温度场进行差值分析发现,温度越高差值越大,如图 5 所示。经热电偶与红外热像仪温度点分析验证该差值的变化规律,如图 6 所示,说明红外热像图经表面校正后能得到准确的温度场分布。

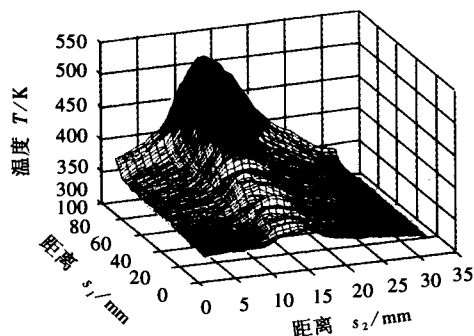


图 4 校正后正面红外温度场

Fig.4 Calibrated front infrared temperature field

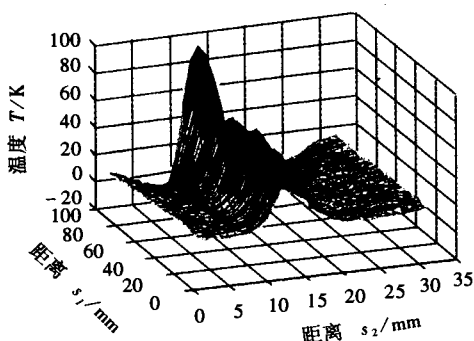


图 5 原始与表面校正后正面红外温度场差值图

Fig.5 Difference between original and calibrated front infrared temperature field

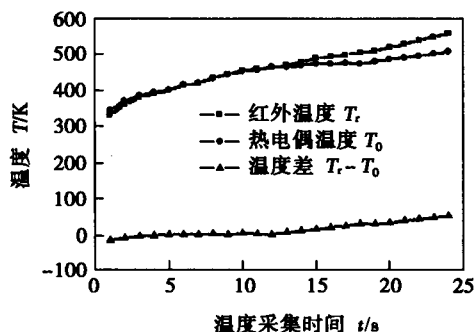


图 6 热电偶与红外热像仪正面点分析验证

Fig.6 Front verification of point analysis between thermocouple and infrared thermal imaging system

4 焊接温度场数值模拟

4.1 热源模型的建立及数值模拟

YAG 激光 - TIG 电弧复合焊模型是建立在新型激光深熔焊旋转高斯体热源模型^[8]与 TIG 电弧高斯面热源模型^[9]基础上。

YAG 激光旋转高斯体热源模型为

$$q(x, y, z) = \frac{9P}{\pi R_0^2 H(1 - e^3)} \exp\left[\frac{-9}{\log\left(\frac{H}{Z}\right) R_0^2} (x^2 + y^2)\right]$$

式中: P 为热源有效功率; H 为热源高度; R_0 为热源开口半径。

TIG 电弧高斯面热源模型为

$$q(x, y) = \frac{3Q}{\pi r_0^2} \exp\left[-\frac{3}{r_0^2} (x^2 + y^2)\right],$$

式中: Q , r_0 分别为热源有效功率及有效半径。

复合焊接由于激光与电弧相互作用,在数值模拟中,在试验设定参数下,TIG 电弧有效功率 Q 将增大 10% 而热源有效半径 r_0 将减小 0.5 mm;YAG 激光有效功率 P 将提高到 75%。在数值模拟过程中,热源模型中的参数设定如表 4 所示^[10]。

表 4 数值模拟参数

Table 4 Parameters of numerical simulation

激光热效率	热源高度	开口半径	电弧热效率	热钨半径
η_1	H/mm	R_0/mm	η_2	r_0/mm
0.75	1	0.6	0.7	2.5

镁合金 AZ31 各项物性参数可通过相关手册查得,采用外推法得到高温区域参数。温度边界条件要添加对流及辐射的因素。

4.2 焊接温度场数值模拟结果分析及验证

选择背面红外温度场对焊接温度场数值模拟结果进行验证。

当非焊透且表面状态一致时,对背面原始红外热像图进行实温校正得到真实的背面温度场分布,如图 7 所示。数值模拟所得的背面温度场分布,如图 8 所示。比较图 7 与图 8 知道:数值模拟所得的温度场基本上可以比较准确反映实际温度场的分布,弥补电弧覆盖区域的温度场缺失,从而得到比较准确的整体焊接温度场分布,如图 9 所示。

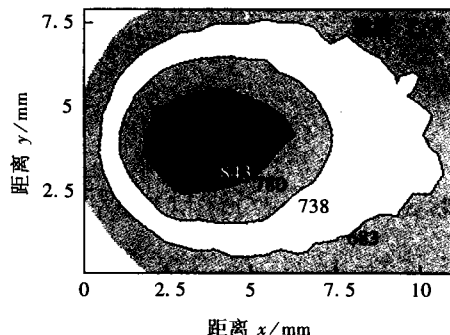


图 7 实温校正后背面红外温度场

Fig.7 Back infrared temperature field calibrated by real temperature calibrated method

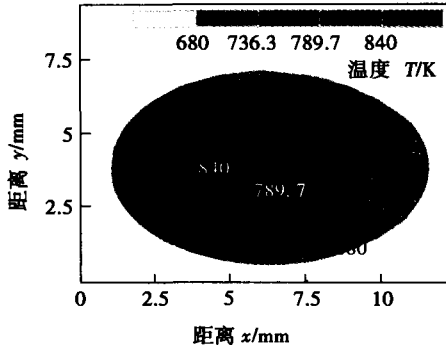


图 8 数值模拟背面温度场

Fig.8 Back temperature field of numerical simulation

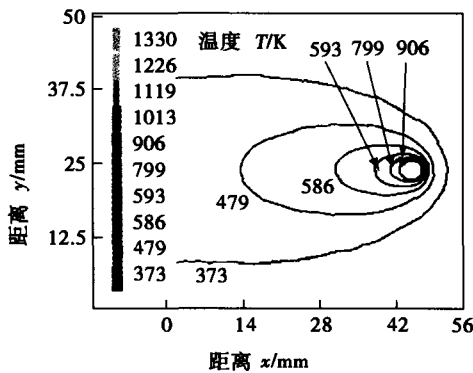


图 9 数值模拟正面温度场

Fig.9 Front temperature field of numerical simulation

5 结 论

(1) 提出一种基于红外辐射测温原理并针对红外热像仪的焊接温度场测量与校正方法。实温校正方法可准确校正试件表面一致区域的温度场,表面校正方法可消除焊缝表面变化而引起的对温度场分布的影响。

[上接第 28 页]

参考文献

[1] 郑哲敏,杨振声.爆炸加工[M].北京:国防工业出版社,1981.
[2] 邵丙璜.炸药在滑移爆轰作用下多方指数值的确定[J].爆炸与冲击,1981,1(2):30-36.
[3] 邵丙璜,张凯.爆炸焊接原理及其应用[M].大连:大连工学院出版社,1987.
[4] 王子昆,黄上恒.弹性力学[M].西安:西安交通大学出版社,1995.

(2) 通过结合应用实温校正和表面校正方法能准确地校正镁合金激光-TIG 复合热源焊接过程中电弧覆盖范围外的温度场。

(3) 焊接温度场数值模拟可以比较准确预测并反映实际温度场的分布,弥补电弧覆盖区域的温度场缺失,最终获得整体的镁合金激光-TIG 复合热源焊接温度场分布。

参考文献:

[1] 拉达伊 D. 焊接热效应[M]. 北京:机械工业出版社,1997.
[2] 吴继宗,叶荣光.光辐射测量[M]. 北京:机械工业出版社,1989.
[3] 西格尔 R, 豪厄尔 J R. 热辐射传热[M]. 北京:科学出版社,1990.
[4] 侯成刚,张广明,赵明涛,等.用红外热像仪技术精确测定物体发射率[J].红外与毫米波学报,1997,16(3):193-198.
[5] 杨立,寇蔚,刘慧开,等.热像仪测量物体表面辐射率及误差分析[J].激光与红外,2002,32(1):43-45.
[6] Farson D, Richardson R, Li X. Infrared measurement of base metal temperature in gas tungsten arc welding [J]. Welding Research Supplement, 1998(3): 96-401.
[7] 潘际銮.现代弧焊控制[M].北京:机械工业出版社,2000.
[8] 吴甦,赵海燕,王煜,等.高能束焊接数值模拟中的新型热源模型[J].焊接学报,2004,25(1):92-94.
[9] Chong L M. Predicting welding hardness [D]. M, Eng, Thesis. Ottawa, Canada: Caletton University, 1982.
[10] 刘黎明,迟鸣声,宋刚,等.镁合金激光-TIG 复合热源焊接热源模型的建立及其数值模拟[J].机械工程学报,2006,42(2):82-86.

作者简介:黄瑞生,男,1981 年 1 月出生,博士研究生。主要从事激光-电弧复合热源焊接及焊接温度场分析等方面的研究。已发表论文 2 篇。

Email: liulm@dlut.edu.cn

[5] YihHsing Pao, ChaoChow Mow. Diffraction of elastic and dynamic stress concentrations crane[M]. in US Russak & Compay Inc. 1937.
[6] Grossland B. Explosive Welding of Metals and Its application[M]. Oxford: Clarendon, 1982.
[7] 谢飞鸿,关惠平,王军,等.爆炸焊接有效多方指数及可焊窗口研究[J].焊接学报,2004,25(4):35-38.

作者简介:谢飞鸿,男,1965 年 10 月出生,副教授。主要从事岩土力学、爆炸力学和复合材料力学研究和教学工作。发表论文 26 篇

Email: exbeen@126.com