

镁合金激光—TIG 焊接温度场的红外测量与数值模拟

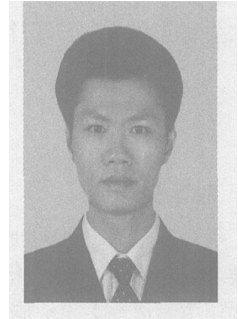
黄瑞生, 刘黎明, 迟鸣声

(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、不干扰被测温度场等优点, 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 $L < 1\text{ m}$ 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]

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

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 I

(T)为

$$I(T) = \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} r(\lambda) M(\lambda, T) d\lambda. \quad (3)$$

对红外热像仪而言, 经过内部补偿及标定曲线 $I(T) = f(\epsilon, T)$ 标定后, 红外热像仪能真实反映物体的发射率 ϵ 及温度 T 。即红外热像仪能准确反映该物体的辐射出射度 M_B , 从而可以应用灰体斯蒂芬—玻尔兹曼定律数学公式进行焊接温度场分析及校正。

2 试验

2.1 试验材料

焊接试验采用 $300 \text{ mm} \times 120 \text{ mm} \times 2.5 \text{ mm}$ 的变形镁合金 AZ31B 试件。化学成分如表 1 所示。焊前采用丙酮擦洗去除油脂, 待干燥后分别用砂布和钢刷去除表面氧化膜, 使试件表面状态一致。

表 1 母材的化学成分(质量分数, %)

Table 1 Chemical components of base metal

Al	Zn	Mn	Si	Mg
3.0	0.90	0.31	0.02	余量

2.2 试验装置与方法

采用 LWS—500YAG 固体脉冲激光器加旁轴 YC—300WX 型 TIG 焊机进行平板堆焊, 采用非致冷焦面 SAT—HY6000A 型红外热像仪垂直于焊接方向测量焊接温度场, 采用 0.2 mm 直径的镍铬—镍硅型热电偶进行温度校正。试验装置及焊接温度场测量示意图如图 1 所示。保护气体为高纯氩, 焊接参数与红外热像仪参数设定如表 2, 表 3 所示。

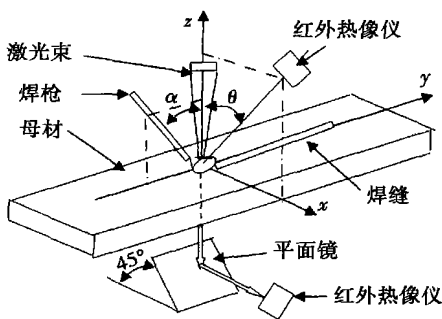


图 1 试验装置及焊接温度场测量示意图

Fig. 1 Principle of welding temperature measurement and experiment equipment

表 2 焊接工艺参数

Table 2 Welding parameters

焊接速度 $v/(mm \cdot \text{min}^{-1})$	焊接电流 I/A	激光钨极间距 d/mm	激光钨极夹角 $\alpha/^\circ$	激光功率 P/W	离焦量 f/mm
1 100	90	1	45	400	0

表 3 红外热像仪参数

Table 3 Parameters of infrared thermograph

测量角度 $\theta/^\circ$	测量距离 L/mm	正面 ϵ_1	背面 ϵ_2	环境温度 T/K
30	< 1 000	0.18	0.01	293

3 焊接温度场测量与校正

对 SAT—HY6000A 型红外热像仪测量所得的红外热像图, 通过改变该热像图的发射率 ϵ_r , 可以得到图上任意一点与发射率 ϵ_r 相对应的温度 T_r 。对同一点的系列发射率 ϵ_r 及所对应的温度 T_r 进行数据分析发现

$$\sqrt[4]{\epsilon_{ri} T_{ri}} = \sqrt[4]{\epsilon_{rj} T_{rj}} = C = \text{常数}. \quad (4)$$

式(4)说明此常数 C 只与辐射出射度有关, 此 SAT—HY6000A 型红外热像仪能准确反映辐射出射度的大小, 符合灰体斯蒂芬—玻尔兹曼定律公式(2)。则式(4)为焊接红外温度场温度校正提供了条件。

3.1 实温校正

首先分别测量镁合金、平面镜表面温度 T 与表面发射率 ϵ 之间的对应关系。

然后利用测量所得的镁合金表面、平面镜表面发射率 ϵ 及其所对应的表面温度 T 的数据列, 根据式(4)计算各个常数 C 。

分析发现, 常数 C 与表面温度 T 之间的对应关系式分别为

$$\text{正面: } T = 2.2979C - 205.52. \quad (5)$$

$$\text{背面: } T = 5.0281C - 491.58. \quad (6)$$

另外, 根据式(4)计算测量所得的红外热像图上所有点的 C 值, 再根据式(5), 式(6)计算正面、背面真实温度 T 。

根据以上过程进行实温校正, 对表面状态一致的试件, 可得到正面电弧覆盖范围外的较准确的焊接温度场及背面焊接温度场。

3.2 表面校正

焊接过程中, 如图 2 所示, 焊缝表面粗糙度发生改变且被氧化, 致使焊缝表面与试件原始表面的发射率不同。当点 2 与点 1 温度相同时, 由于 2 个点发射率不同, 使红外热像仪测量所得的温度场在点 1 处发生畸变。为消除畸变, 提出表面校正方法, 过程如下。

在相同的焊接及测温条件下, 拍摄一张相同位置的焊后均温红外热像图(温度均匀的红外热像图)。并对均温红外热像图及实际焊接红外热像图进行实温校正。

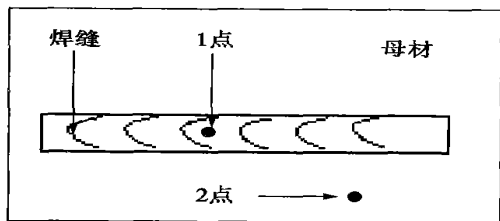


图 2 表面校正示意图

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

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

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

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

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。

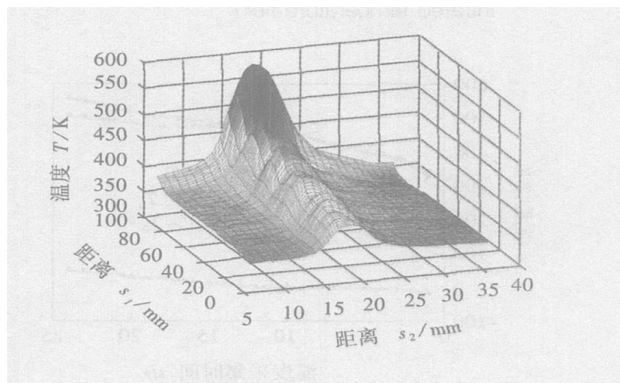


图 3 原始正面红外温度场

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。

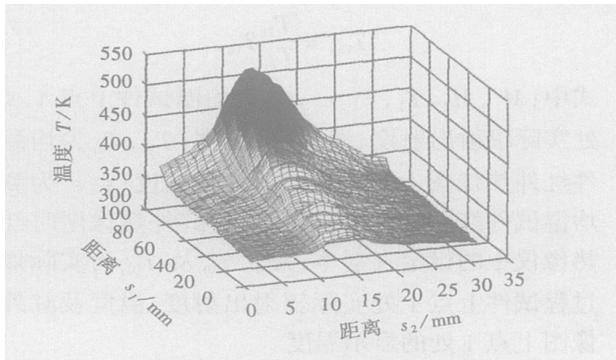


图 4 校正后正面红外温度场

Fig. 4 Calibrated front infrared temperature field

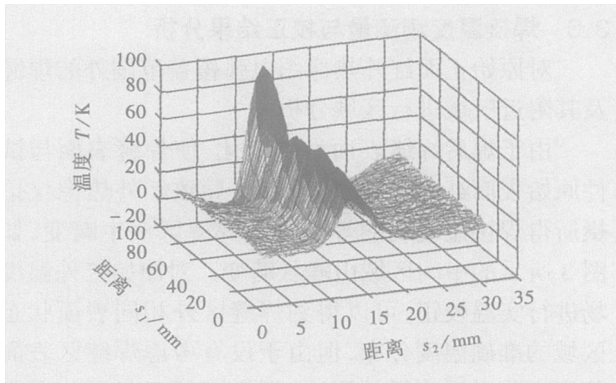


图 5 原始与表面校正后正面红外温度场差值图

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

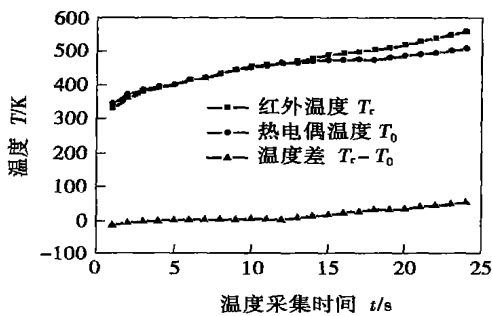


图 6 热电偶与红外热像仪正面点分析验证

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 η_1	热源高度 H/mm	开口半径 R_0/mm	电弧热效率 η_2	热钨半径 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。

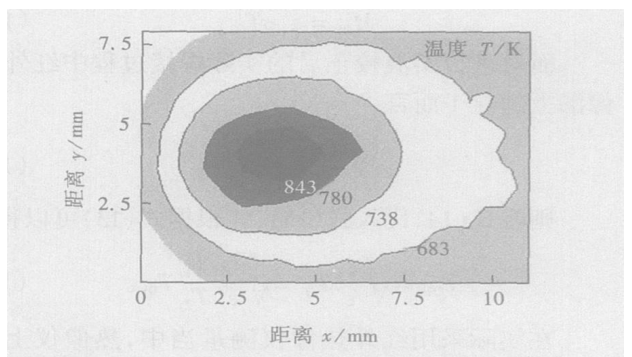


图 7 实温校正后背面红外温度场

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

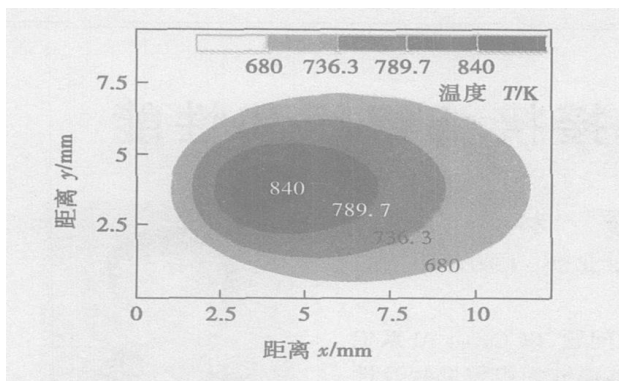


图 8 数值模拟背面温度场

Fig. 8 Back temperature field of numerical simulation

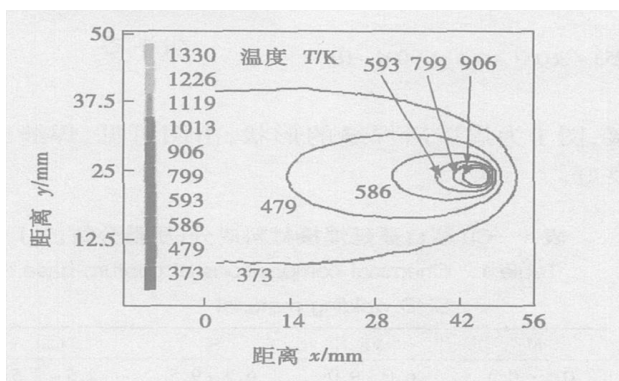


图 9 数值模拟正面温度场

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。

(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, 叶关荣. 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] 潘际奎. 现代弧焊控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2000
- [8] 吴 隼, 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; Carleton 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: liuh@dlht.edu.cn

[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.

- [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

the maximum hoop tensile residual stress exists in the region of the start/stop point of the circular weld for above two models where the stress distribution is complex and the larger hoop tensile stresses are always regarded as the driven force of weld fracture. As comparison, the case of the nozzle weld needs more attention.

Key words: closed weld; residual stress; finite element method; Gauss distribution; multi-pass welding; crack propagation

3-D finite element analysis of welding residual stress for half-pipe jacket made of 304 stainless steel

JIANG Wen-chun,

GONG Jian-ming, CHEN Hu, TU Shan-dong (Nanjing University of Technology, Nanjing 210009, China). p77—80

Abstract: The problem of half-pipe jacket equipment is the leakage induced by cracks in half-pipe welding position. Welding residual stress is one of the main influential factors. Using finite element analysis software ABAQUS, a multi-sequentially coupling finite element program was developed to calculate the welding residual stress for half-pipe jacket of 304 stainless steel. The moving Gaussian heat source was realized using the subroutine DFLUX compiled by FORTRAN language. With this program and subroutine, 3-D welding residual stress field of T-joint for half-pipe was obtained and analyzed. The result shows that the stress is much larger near the T-joint zone, which induces the cracking and leakage easily sometimes. The analysis from calculation result provides theory references for optimizing the welding parameter and controlling the welding residual stress. It is of great significance for increasing the reliability and safety of half-pipe jacket equipment.

Key words: half-pipe jacket; welding residual stress; finite element method; multi-sequential coupling; ABAQUS

Mechanical properties and microstructure of TiAl/42CrMo joint induction brazed with Ag-Cu-Ni-Li filler metal

LI Yu-long,

HE Peng, FENG Ji-cai (State Key Laboratory of Advanced Welding Production Technology, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China). p81—84

Abstract: Induction brazing of TiAl to 42CrMo steel under the protection of Ar gas was carried out with a Ag-Cu-Ni-Li filler metal. The results show that Ti_3Al , $AlCuTi$, $AlCu_2Ti$, Ag-based solid solution, Ag-Cu eutectic and TiC phase occur at the interface of the brazed joint. When the joint was brazed at 1000 °C for 30 s, the interface is mainly composed of the Al-Cu-Ti ternary intermetallics; its strength is not very high; crack occurs in the Al-Cu-Ti ternary intermetallics. When it was brazed at 890 °C for 30 s, room temperature and elevated temperature (400 °C) tensile strength of the joint is up to 309 MPa and 286 MPa, respectively. Crack occurs initially at the phase boundary of the $AlCu_2Ti$ particles and the Ag-based solid solution, then expands to the reaction layers adjacent to the base metals and results in failure.

Key words: TiAl/42CrMo; induction brazing; microstructure; tensile strength

Welding arc in plasma arc welding with activated flux

CHAI

Guo-ming, ZHU Yi-feng (National Key Laboratory for High Energy

Density Beam Processing Technology, Beijing Aeronautical Manufacturing Technology Research Institute, Beijing 100024, China). p85—88

Abstract: The welding arc in PAW effected by activated flux was studied, and the relationship between the welding arc voltage and activated flux was also studied. In activated flux PAW, the welding arc temperature field was measured by the infrared sensing and computer image technique. The distribution models of heat flow density of welding arc in activated flux PAW were developed. The results show that the activated flux PAW arc is contractive; the arc tail is disappeared; the efflux plasma is increasing; the force of penetration is strengthened; the arc voltage is high; the welding arc temperature distribution in activated flux PAW is compact; the outline of the welding arc temperature field is narrow; the range of the welding arc temperature distribution is concentrated; the welding arc radial temperature gradient is large; the welding arc radial temperature gradient shows normal Gauss distribution. The result shows that there is little difference in mechanical properties between the welded joints with activated flux and that without activated flux.

Key words: activated flux plasma arc welding; welding arc; temperature field

Infrared measurement and numerical simulation of temperature field in hybrid laser-TIG welding process of magnesium alloys

HUANG Rui-sheng, LIU Li-ming, CHI Ming-sheng (State Key Laboratory of Material Surface Modification by Laser, Ion, and Electronic beams, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China). p89—93

Abstract: The infrared thermal imaging system was used as a sensor to measure the temperature field of wrought magnesium alloy AZ31B during the laser-TIG hybrid welding process. And a method for calibrating the welding temperature field was proposed that was based on the infrared temperature measurement theory and was directed toward the infrared thermal imaging system. Thermocouple was applied to verify the accuracy of the calibrated method. And numerical simulation method was used to simulate the whole welding temperature field. The experiment results showed that real temperature calibrated method was able to calibrate the temperature field accurately when the plate surface condition was uniform and surface calibrated method was able to keep the influence caused by the plate surface condition alternation from the temperature field distribution. With the combination of real temperature calibrated method and surface calibrated method, exact temperature field of magnesium alloy outside the arc covering area during laser-TIG hybrid welding process was obtained. Welding temperature field numerical simulation method was able to forecast and reflect the real distribution of whole welding temperature field accurately.

Key words: magnesium alloy; laser-TIG hybrid welding; temperature field; infrared; numerical simulation

Structure and performance of a new Cu-base SHS welded joint

HU Jun-zhi, MA Shi-ning, CHEN Xue-rong, LUO Lin (Armored Force Engineering Academy, National Key Laboratory for Re-