

双 TIG 焊接电弧数值分析

王新鑫^{1,2}, 罗怡^{1,2}, 李春天^{1,2}, 迟露鑫^{1,2}

(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:针对双 TIG 电弧建立了包括钨极的双 TIG 焊接电弧数学模型。通过数值求解,得到了不同电流分配条件下双 TIG 焊接电弧的温度场、流场和电磁场等重要结果,并对等离子流剪切力和电弧压力进行分析。研究表明,在总电流不变的情况下,当钨极分配电流相同时,电弧温度场、流场和电弧压力等呈对称分布;当钨极分配电流不同时,电弧高温区域更靠近大电流钨极,但电弧整体上向小电流钨极一侧偏移。电流分配相同时,母材表面的电弧压力和等离子流拉力与相同条件下的单 TIG 电弧相比均显著下降,而钨极分配电流不同时,电弧压力和等离子流拉力峰值偏向于小电流钨极一侧。模拟结果与已有的研究结果吻合良好。

关键词:双 TIG; 电弧; 数值模拟; 电弧压力; 等离子流拉力

DOI: 10.14158/j.cnki.1001-3814.20190376

中图分类号: TG444*.74

文献标识码: A

文章编号: 1001-3814(2020)07-0133-06

Numerical Simulation of Two TIG Welding Arc

WANG Xinxin^{1,2}, LUO Yi^{1,2}, LI Chuntian^{1,2}, Chi Luxin^{1,2}

(1. School 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: A mathematical model including tungsten electrodes was developed for two TIG welding arc. The temperature, flow and electromagnetic fields of two TIG welding arc were obtained under different current distribution conditions, and the plasma shear force and arc pressure was analyzed. It is shown that when the total current is constant and the current for the each electrode is equal, the arc temperature field, flow field and arc pressure are symmetrically distributed. While the current for the each electrode is unequal, the high temperature area of the arc plasma is more closed to the electrode with higher current, and the arc shifts to the side of electrode with lower current. When the current for the each electrode is equal, the arc pressure and plasma tensile force at the anode surface reduce much compared to that of the single TIG arc, while the current for the each electrode is unequal, the peak values of them shift to the side of electrode with lower current. The simulated results are in fair agreement with the existing data.

Key words: Two TIG; arc; numerical simulation; arc pressure; plasma tensile force

随着现代制造业的发展,对高效焊接生产的需求日益强烈,多电极电弧焊接方法由于其众多优点而受到越来越多的关注,并应用于焊接生产^[1-8]。其中,采用双钨极可以明显降低电弧压力,有助于克服单 TIG 大电流高速焊接咬边或者驼峰缺陷^[6];同时,由于可以采用比单 TIG 更大的电流,从而提高了熔

敷率^[2],是一种极具应用前景的高效焊接方法。

研究人员对这种焊接方法的电弧特性进行了持续的研究。Leng 等^[9]、黄勇等^[10]和 Schwedersky 等^[11]研究了双钨极 TIG 电弧压力特性,发现其比相同条件下的单 TIG 电弧压力显著降低。Xiong 等^[12]和 Zhang 等^[13]测量了双钨极 TIG 耦合电弧的温度分布,发现其分布不再呈旋转对称,且温度较相同条件下 TIG 焊的低。Nomura 等^[14]采用方向传感和图像重构的层析成像技术对串联 TIG 电弧进行了三维温度测量。另外,研究人员采用数值模拟对其电弧特性进行了研究。Ogino 等针对双钨极 TIG 电弧的热源特性,建立了三维数学模型,研究了钨极间距的影响^[15],而且对串联 TIG 焊接的电弧和熔池行为进行了数值模拟

收稿日期:2018-02-13

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51705054);重庆市教委科学技术研究项目(KJ1600903);重庆理工大学星火计划资助项目(2015XH20)

作者简介:王新鑫(1985-),男,甘肃渭源人,副教授,博士,主要从事焊接物理、高效焊接方法和数值模拟等方面的教学和科研工作;电话:023-62563149;E-mail:wang@cqut.edu.cn

研究^[6]。Ding等^[7]对双电极 TIG 电弧做了简化处理, 建立了一个二维模型, 得到了钨极排布面上的温度场等结果。李恒等^[8]研究了双钨极 TIG 电弧压力分布和等离子流之间的相关性。然而, 对于双 TIG 焊接电弧行为的研究大多在平均分配电流的条件下, 非平均分配电流时的电弧特性还有待进一步的研究。而且, 等离子流剪切力作为驱动熔池流动不可忽视的一个力, 可能与单 TIG 不同, 还有待进一步探讨。

本文对非对称电流和不同极性下的双 TIG 焊接电弧进行了数值模拟, 得到了温度场、流场和电磁场分布等结果, 并对电弧压力和电弧剪切力进行分析, 研究了不同电流分配方式下的双 TIG 焊接电弧特性。本文的研究对于深入认识双 TIG 焊接方法的电弧特性并推进其发展和应用具有重要意义。

1 数学模型

1.1 基本假设

为合理简化数学模型, 这里对电弧等离子采用如下基本假设^[9]: ①电弧为连续介质且处于局域热平衡(LTE)状态; ②电弧满足光学薄性质且流动为层流; ③电弧为处于大气压下的稳态氩弧; ④忽略电弧黏性效应导致的热损失对于熔池的影响, 模型不包括母材, 并假设其表面为固定温度, 且不考虑母材熔化导致的金属蒸发。

1.2 守恒方程

数学模型的守恒方程包括连续性方程、动量守恒方程、能量守恒方程和 Maxwell 方程组。根据 Patankar^[20]的研究, 连续性方程、动量守恒方程和能量守恒方程可以写成下面统一的形式:

$$\frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho v \varphi) = \nabla \cdot (\Gamma \nabla \varphi) + S \quad (1)$$

式中, φ, Γ 和 S 分别为广义变量、广义扩散系数和广义源项; v 为速度矢量; t 为时间; ρ 为密度。对不同的变量, 取对应的扩散系数, 可得到相应的守恒方程。而对于 Maxwell 方程组, 如果采用磁矢势 A 和电势 ϕ 描述电磁场, 也可以写成(1)的形式。对于稳态模型, 所有的瞬态项都为 0。

各守恒方程、求解变量和对应的扩散系数及其意义见表 1。其中, T 为温度; P 为压力; μ 为动力粘度; κ 为热导率; σ 为电导率; j 为电流密度, 并由 Ohm 定律 $j = -\sigma \nabla \phi$ 计算得出; k_B 为 Boltzmann 常

表 1 守恒方程和对应的变量

Tab.1 Conservation equations and corresponding variables

方程	φ	Γ	S
连续性方程	1	0	0
动能守恒方程	v	μ	$-\nabla P + (-\sigma \nabla \phi) \times (\nabla \times A)$
能量守恒方程	T	κ	$\frac{j^2}{\sigma} + j \cdot \frac{5k_B}{2e} j \nabla T + S_R$
电流连续性守恒方程	ϕ	σ	0
磁矢势 Poisson 方程	A	-1	$\mu_0 j$

数; e 为元电荷; μ_0 为真空磁导率; S_R 为辐射损失, $S_R = -4\pi\epsilon_n, \epsilon_n$ 为体积净辐射损失系数; A 为磁矢势; ϕ 为电势。由此, 电弧等离子所受 Lorentz 力可由式(2)得出:

$$F = j \times B = (-\sigma \nabla \phi) \times (\nabla \times A) \quad (2)$$

其中: B 为磁通密度。

1.3 边界条件

求解域和边界条件如图 1 所示。求解域直径 24 mm, 高 12 mm, 弧长 3 mm, 钨极间距设定为钨极尖端之间的距离, 取 3 mm, 钨极倾斜角度为 30°, 呈对称分布。对于外部边界, A 为钨极截面, 给出电流密度和温度。 B 为氩气入口, 分别对两钨极给出流速分布和温度; C 为气体出口, 设定为压力出口; D 为母材表面, 采用无滑移条件, 假设冷却到 2000 K 的温度^[21], 且设定其电势为 0。外部边界条件见表 2。

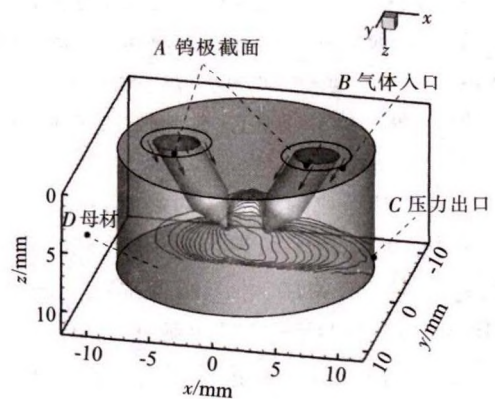


图 1 边界条件示意图

Fig.1 Schematic of boundary conditions

表 2 边界条件

Tab.2 Boundary conditions

区域	T/K	$v/(m \cdot s^{-1})$	ϕ/V	$A/(Wb \cdot m^{-1})$
A	1000	-	$\sigma(\partial\phi/\partial n) = j_z$	$\partial A/\partial n = 0$
B	300	v_{gv}	$\partial\phi/\partial n = 0$	$\partial A/\partial n = 0$
C	300	$\partial(\rho v)/\partial n = 0$	$\partial\phi/\partial n = 0$	$A = 0$
D	2000	0	0	$\partial A/\partial n = 0$

对于内部边界,即电弧和钨极界面,由于鞘层区的物理现象极其复杂,这里只考虑近阴极区对钨极的热作用^[2]。当两钨极均为阴极时,考虑电子发射对阴极的冷却和正离子的碰撞对阴极的加热作用,以及热传导和钨极本身的热辐射损失,阴极的热流密度为:

$$q_c = -j_e \phi_m + j_i V_i - \kappa_{\text{eff}} \nabla T - \varepsilon \alpha T^4 \quad (3)$$

式中, q_c 为阴极表面的热流密度; ϕ_m 为电极材料功函数,取4.5V; j_e 为电子发射电流密度; j_i 为阳离子电流密度; κ_{eff} 为有效热导率,取紧邻钨极的氩等离子在相应温度下的热导率; V_i 为氩气电离能,取15.65V; ε 为发射率; α 为Steven-Boltzmann常数。

热阴极的电子发射采用Bini等^[23]的处理方法,假设阴极电子集中在阴极尖端某一小区域发射。根据对电弧的实验观察,认为阴极尖端的白亮区域为电子发射区,即进入阴极的电流被集中限制在这一区域内。如图2所示,对于100A+100A的电流, $|OA|=|O'A'|=1.25\text{ mm}$, $|OB|=|O'B'|=0.75\text{ mm}$, AOB 和 $A'O'B'$ 即为电子集中发射区域。对于120A和80A焊接电流,仍然采用这个值,根据Benilov和Marotta^[24]对阴极区的研究,电流在这个范围变化时,阴极斑点变化约为0.02mm。因此,可以认为电子发射区域变化不大,对结果无显著影响。

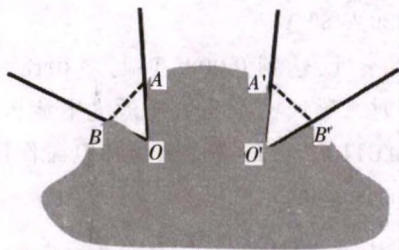


图2 钨极尖端电子发射区域示意图
Fig.2 Schematic of the electron emission area at the tungsten electrode tips

电子发射电流由Richardson-Dushman方程给出^[22]:

$$j_R = A T_w^2 \cdot \exp\left(\frac{e\phi_{\text{eff}}}{k_B T_w}\right) \quad (4)$$

式中, j_R 为热电子发射电流密度; A 为热发射常数,钨钨极取 $30\text{ kA} \cdot \text{K}^{-2} \cdot \text{m}^{-2}$; T_w 为钨极表面温度; ϕ_{eff} 为有效功函数,钨钨极取2.63V,并由式(5)确定 j_e 和 j_i :

$$j_e = \begin{cases} j_R, j_R < |j|; j_i = |j| - j_R \\ |j|, j_R \geq |j|; j_i = 0 \end{cases} \quad (5)$$

在以上的简化处理中,电弧等离子对钨极的辐射传热作用并未考虑,根据Ushio等^[25]的研究,电弧对锥形阴极的辐射传热不超过8%。

2 数值方法

方程采用FLUENT商用软件求解,通过用户自定义函数(user defined functions,UDF)添加守恒方程所需源项和边界条件。为保证计算精度且同时提高计算速度,网格在靠近钨极尖端局部加密,生成非结构化网格。采用SIMPLE算法实现压力和速度的求解,采用二阶迎风格式离散以保证计算精度。能量方程收敛条件为 10^{-6} ,其余方程均为 10^{-3} 。

3 结果及讨论

在本文中,焊接电流分别为100A+100A和120A+80A,钨极直径3.2mm,尖端角度 60° ,弧长和钨极间距均为3mm,两钨极对称排布,夹角 60° ,氩气流量均为10L/min。Ar等离子的热物理参数和输运系数参考文献[26]和[27],钨的热物性参数来自文献[28]。

3.1 温度场和流场

电流为100A+100A时,模拟得到的双TIG电弧不同截面的温度场和流场如图3所示,图3(a)、(b)和(c)分别为xz面、yz面和距母材表面1mm处

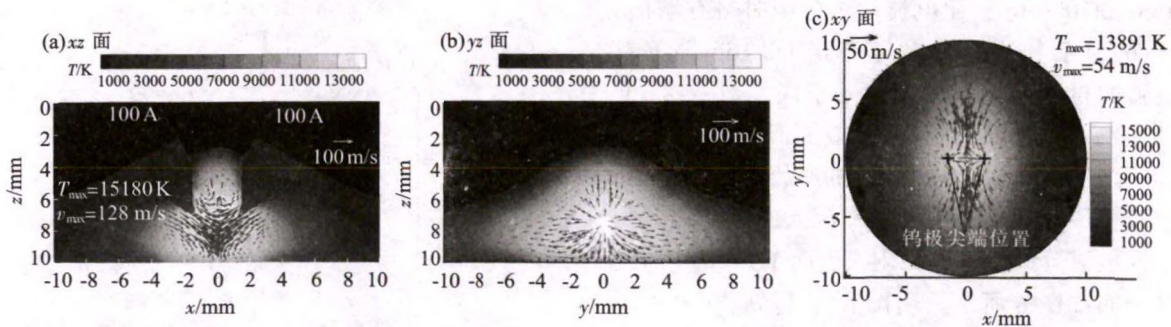


图3 电流为100A+100A时的温度场和流场
Fig.3 Temperature and flow fields for 100A+100A

(*xy* 面)的结果。由图 3(a)和(b)可以看到,等离子射流相向运动,且在汇合后部分向上运动,双 TIG 电弧在整体上形成一个耦合的电弧,只出现一个高温区域,电弧温度场和等离子流呈对称分布,最高温度超过 15000K,最大等离子流速 128m/s。相向运动的等离子流在阳极表面受到阻碍后,向四周运动,但是在垂直于钨极排布方向更加明显,温度场相应地在这个方向明显扩展,虽然距离阳极只有 1mm,但是仍然达到了 13891K 的高温,等离子流速也达到 54m/s,如图 3(c)所示。上述这些结果与 Ogino 等^[16]对串联 TIG 电弧的模拟研究结果很接近。也与 Nomura 等^[14]对串联 TIG 电弧的温度测量结果一致。

图 4 为电流 120A+80A 时,模拟得到的双 TIG 电弧不同截面的温度场和流场。从图 4(a)、(b)可以看到,两钨极的阴极射流形成一个整体上耦合的电

弧。与电流为 100A+100A 时不同的是,高温区域靠近大电流钨极,这是由于较大电流产生的较多的焦耳热所致。而且,由于大电流钨极产生的等离子射流较强,使得电弧整体上向小电流钨极一侧偏移,如图 4(a)所示,其最高温度达到 15990K,最大等离子流速达到 174m/s,与电流均匀分配时相比有所升高。而在 *yz* 截面的温度场仍然表现为对称分布,如图 4(b)所示。电弧温度分布的偏移在距阳极表面 1mm 处也可以明显看到,如图 4(c)所示。这些温度分布的结果也与 Nomura 等^[14]对串联 TIG 电弧的温度分布的研究结果一致。而且,在阳极表面,等离子流明显向小电流钨极一侧的运动,最高温度达到 14747K,等离子流速达到 115 m/s,与均匀分配电流时相比,等离子流速显著增加,原因在于温度升高导致了等离子黏度的明显下降和电流增加导致的 Lorentz 力增强,前

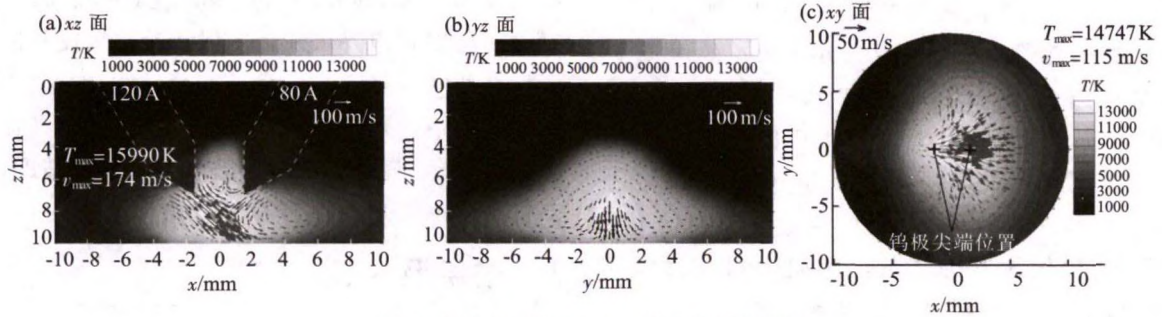


图 4 电流为 120 A+80 A 的温度场和流场
Fig.4 Temperature and flow fields for 120 A+80 A

者使运动阻力明显减小,而后者增加了运动驱动力。

3.2 电磁场分析

不同电流条件下的电弧电磁场结果如图 5~7 所示。图 5 为 *xz* 面的电流密度分布,在钨极极性相同时,由图 5(a)可以看到,当电流为 100 A+100 A 时,电流密度呈现对称分布,进入每个钨极的电流相等,最大电流密度达到 $5.3 \times 10^8 \text{ A/m}^2$ 。当电流为 120 A+80 A 时,电流更多地进入大电流钨极侧,且最大值达到 $6.2 \times 10^8 \text{ A/m}^2$,比电流均匀分配时略有增加,如图 5(b)所示。这些结果与 Tsai^[21]和 Bini^[23]等对 TIG 电弧的得到的电流密度值处于同一数量级,但是数值偏高,与 Benilov 对阴极区的研究结果相比也略高,这是由于本文对阴极区机理的简化导致的,包括阴极鞘层区的电弧模型还需深入的研究。

不同电流分配条件下距阳极表面 1.5mm 处的磁通密度分布如图 6 所示。由图 6(a)可知,在电流为 100A+100A 的条件下,虽然存在两个钨极,但是整体上形成一个右旋的磁场,峰值在钨极尖正下方

外约 1.5 mm 处,达到 0.0086 T;与之相比,电流在非均匀分配时,磁通密度峰值靠近大电流钨极尖端下方,达到 0.011 T。正是这种磁场和电流作用,产生了

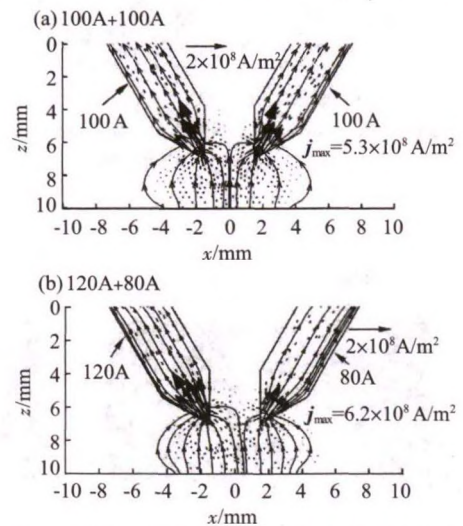


图 5 不同电流条件下 *xz* 面的电流密度分布
Fig.5 Current density distribution of *xz* section under different current conditions

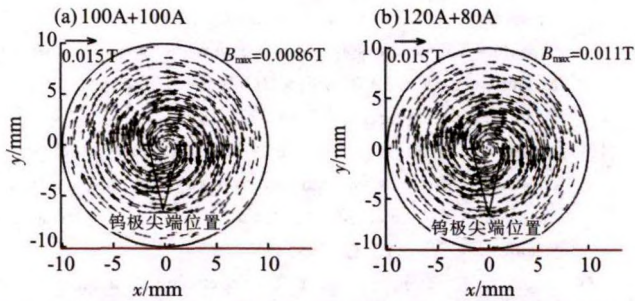


图6 不同电流条件下距阳极表面1.5 mm处的磁通密度分布
Fig.6 Magnetic flux density distribution of 1.5 mm above the anode under different current conditions

指向中心的电磁力,如图7所示,由图可知,在平行于钨极排布的方向,电磁力比在垂直于排布方向的强,从而使电弧整体在这个方向被压缩的更明显,从而也解释了图3和图4中电弧沿y方向更加扩展的原因。由图7(a)可知,电磁力分布对称,峰值达到41762 N/m³,靠近钨极尖端正下方。从7(b)可知,对于120 A+80 A的电流,大电流钨极下方的电磁力更大,达到63400 N/m³,因而电弧整体上向另一侧,即小电流钨极侧偏移。这种偏移也将导致阳极表面电弧力分布的变化,这一点将在下节论述。

3.3 阳极表面的电弧力

母材表面的电弧力包括法向的电弧压力和切向的等离子流拉力,不同电流配比下的结果如图8所示。由图8(a)可知,在电流平均分配时,电弧压力分布如图实线所示,其峰值达到161 Pa,等离子流拉力出现一个极大值和一个极小值,且峰值都接近15 Pa。由图8(b)可以看到,当电流非均匀分配时,电弧压力分布向小电流钨极一侧偏移,而且,电弧压力峰值略有增加,超过170 Pa,等离子流拉力分布出现明显改变,极小值接近于0,而极大值超过40 Pa,与均匀分配电流时相比明显增加。在非均匀电流分配下这两个力的变化是由于靠近大电流钨极的 Lorentz 力更强,如图7(b)所示,从而使阳极表面向小电流钨极下方运动的等离子流更加强烈所致。相同条件下的 TIG 电弧阳极表面压力接近 600 Pa^[29],等离子流拉力峰值接近 150 Pa^[30],与之相比,这两个力在不同的电流分配条件下都显著下降。电弧压力减小的原因是由于相同的电流被两个钨极分配,最终使驱动等离子流的 Lorentz 力减弱,而使等离子流速降低所致。由于过大的电弧压力和等离子流拉力是造成大电流高速 TIG 焊接产生咬边和驼峰等缺陷的主要因素^[31],因此,采用双 TIG 电弧对于改善这种焊道成形是非常有利的。

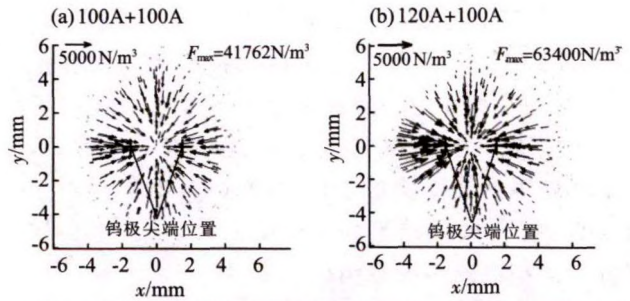


图7 不同电流条件下距阳极表面1.5 mm处的 Lorentz 力
Fig.7 Lorentz force distribution of 1.5 mm above the anode under different current conditions

模拟得到的 120 A+80 A 的阳极表面电弧压力与实验结果的对比如图9所示,同时给出了相同条

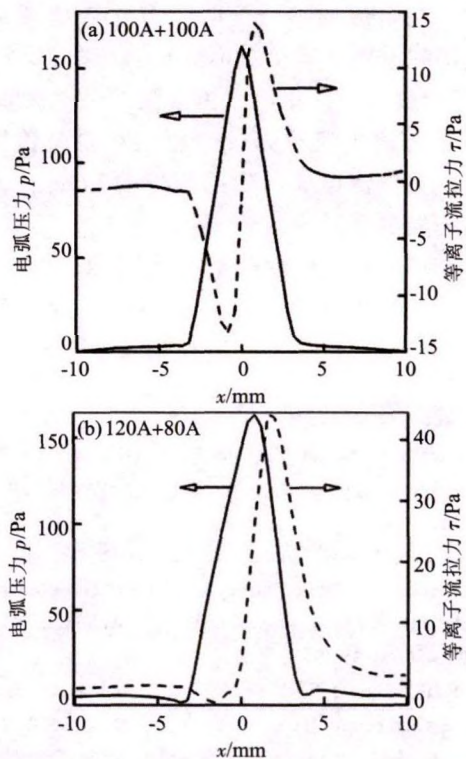


图8 不同电流条件下阳极表面的电弧压力和等离子流拉力
Fig.8 Arc pressure and plasma tensile force at the anode surface under different current conditions

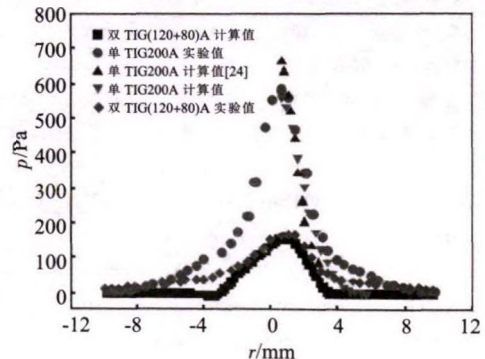


图9 阳极表面电弧压力对比
Fig.9 Arc pressure comparison at the anode surface

件下的单 TIG 电弧阳极表面压力分布。可以看到,传统 TIG 电弧和双 TIG 电弧的模拟结果与实验值吻合较好,两者在中心区域吻合良好,而在边缘区域有部分偏离。另外,模拟结果和实验结果都表明,双 TIG 电弧压力较传统单 TIG 电弧显著降低,且对于双 TIG 电弧,模拟结果和实验结果都表明,电弧压力分布向小电流钨极侧偏移。

4 结论

(1) 本文建立了包括钨极的双 TIG 电弧数学模型,模拟得到了不同电流分配条件下的结果,模拟结果与已有的研究结果吻合较好。

(2) 在电流均匀分配时,双 TIG 电弧的温度场、流场和电磁场等呈对称分布,而在非均匀分配时,电弧温度分布向小电流钨极侧扩展,阳极表面电弧压力和等离子流拉力分布也向小电流钨极侧偏移,靠近大电流电弧产生的更强的 Lorentz 力是电弧偏移的根本原因。

(3) 在两种电流的分配模式下,双 TIG 电弧压力和等离子流拉力都明显减小,这有助于克服大电流高速 TIG 焊接产生的咬边和驼峰等缺陷。

参考文献:

- [1] Kanemaru S, Sasaki T, Sato T, et al. Study for TIG-MIG hybrid welding process[J]. *Welding in the World*,2014,58(1): 11-18.
- [2] Kobayashi K, Nishimura Y, Lijima T, et al. Practical application of high efficiency twin-arc TIG welding method (sedar-TIG) for Pclng storage tank [J]. *Welding in the World*, 2004,48(7/8):35-39.
- [3] Li K H, Chen J S, Zhang Y M. Double-electrode GMAW process and control [J]. *Welding Journal*,2007,86(8):s678-s689.
- [4] 娄小飞,陈茂爱,武传松等. 高速 TIG-MIG 复合焊缝驼峰及咬边消除机理[J]. *焊接学报*,2014,35(8):87-90.
- [5] 石玟,朱明,黄健康等. 双丝旁路耦合电弧高效 MIG 焊方法及控制系统[J]. *焊接学报*,2012,33(3):17-20.
- [6] 杨磊,樊丁,黄勇,等. 耦合电弧 AA-TIG 高速焊工艺[J]. *电焊机*,2011,41(5):57-61.
- [7] 魏波,潘厚宏,孙彦文,等. 工艺参数对铝合金旁轴式等离子-MIG 复合焊缝熔深的影响 [J]. *热加工工艺*,2014,43(13): 162-166.
- [8] 张建晓,樊丁,黄勇. 单枪耦合电弧 AA-TIG 焊[J]. *焊接学报*, 2017,38(10):47-50.
- [9] Leng X S, Zhang G J, WU L. The characteristic of twin-electrode TIG coupling arc pressure [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,2006,39(6):1120-1126.
- [10] 黄勇,翟怀宇,樊丁,等. 耦合电弧 AA-TIG 焊电弧压力测量与分析[J]. *焊接学报*,2013,34(3):33-36.
- [11] Schwedersky M B, Goncalves S R H, Dutra J C, et al. Two-dimensional arc stagnation pressure measurements for the double-electrode GTAW process[J]. *Science and Technology of Welding and Joining*,2016,21(4):275-280.
- [12] Xiong J, Zhang G J, Hu Y T, et al. Reconstruction of emission coefficients for a non-axisymmetric coupling arc based on Maldonado's method [J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*,2012,25(4):781-785.
- [13] Zhang G J, Xiong J, Hu Y T. Spectroscopic diagnostics of temperatures or a non-axisymmetric coupling arc by monochromatic imaging [J]. *Measurement Science and Technology*,2010,21(10):105502.
- [14] Nomura K, Kishi T, ShiriK, et al. 3D temperature measurement of tandem TIG arc plasma [J]. *Welding in the World*,2013,57(5):649-656.
- [15] Ogino Y, Hirata Y, Nomura K. Numerical analysis of the heat source characteristics of a two-electrode TIG arc [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,2011,44 (21):215202-215208.
- [16] Ogino Y, Hirata Y, Kawata J, et al. Numerical analysis of arc plasma and weld pool formation by a tandem TIG arc [J]. *Welding in the World*,2013,57(3):411-423.
- [17] Ding X P, Li H, Yang L J, et al. Numerical analysis of arc characteristics in two-electrode GTAW [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*,2014,70 (9-12):1867-1874.
- [18] 李桓,王飞,Cressault Y,等. 双钨极 TIG 电弧压强分布及其与等离子体喷射的关系 [J]. *电焊机*,2017,47(7):1-5.
- [19] Hsu K C, Etemadi K, Pfender E. Study of the free burning high intensity argon arc [J]. *Journal of Applied Physics*,1983, 54(3):1293-1301.
- [20] Patankar S V. 传热与流体流动的数值计算[M]. 张政,译. 北京:科学出版社,1984
- [21] Tsai M C, Kou S. Heat transfer and fluid flow in welding arcs produced by sharpened and flat electrodes [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*,1990,33(10):2089-2098.
- [22] Lowke J J, Tanaka M. LTE-diffusion approximation for arc calculations [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,2006, 39(16):3634-3643.
- [23] Bini R, Mommo M, Boulos M I. Numerical and experimental study of transferred arcs in argon [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,2006,39(15):32533-3266.
- [24] Benilov M S, Marotta A. A model of the cathode region of atmospheric pressure arcs [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,1995,28(9):1869-1882.
- [25] Ushio M, Fan D, Tanaka M. Contribution of arc plasma radiation energy to electrodes [J]. *Transactions of JWRI*,1993, 22(2):201-207.
- [26] Murphy A B, Arundell C J. Transport coefficients of argon, nitrogen, oxygen, argon-nitrogen, and argon-oxygen plasmas [J]. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*,1994,14 (4): 451-490.
- [27] Cram L E. Statistical evaluation of radiative power losses from thermal plasmas due to spectral lines[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*,1985,18(3):401-411. (下转第 145 页)

牙冠等薄壁零件,调节直流焊机的电流为30~40 A(根据所需焊点大小),设置点焊装置上焊件的熔化时间为15 ms左右,根据零件厚度,可增大熔化时间。点焊开始,一手拿焊件,一手拿焊丝,分别伸进点焊装置里,对于需要补洞的牙冠,将焊丝先填入牙冠气孔中,然后将钨针对准牙冠需要修补的地方使钨针与牙冠气孔处的焊丝相接处,钨针与金属接触后,焊枪中的电磁阀随即向上抽回开始引弧,电弧熔化金属实现点焊。从点焊装置的观察口查看牙冠气孔点焊状态,根据牙冠气孔大小可实现多次点焊。点焊完毕后拿离焊件即可。

点焊牙冠补洞及制作桥的前后对比如图4所示,图4(a)为需要修补的纯钛牙冠,其中一个牙冠需补洞,另一单个牙冠需通过桥与另两个牙冠连接在一起。首先,修补牙冠气孔,只需多次点焊气孔处直到孔洞被填充完毕,冷却;然后制作牙冠连接桥,将需要连接的牙冠拿在左手通过观察窗定位,右手拿焊丝放入牙冠连接处并触碰焊枪钨针,电弧熔化焊

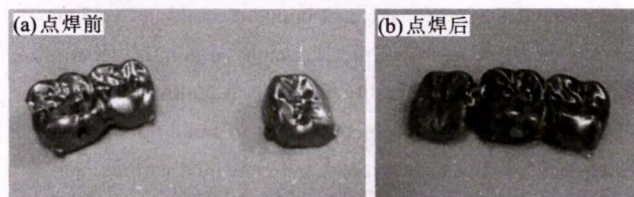


图4 牙冠点焊前后对比图

Fig.4 Contrast diagram before and after crown spot welding

丝连接原分离的牙冠;之后取出已连接好的牙冠在矫正模型上进行微调以固定牙冠位置;最后,对修复完成的牙冠进行喷砂打磨直至满足后续烤瓷的精度和粗糙度需求。

3 结论

针对牙冠等薄壁零件的修复问题,设计了一种能够修补薄壁零件气孔及制作牙冠连接桥的点焊方法及全自动点焊装置。此装置使用方便高效,不仅解决了点焊薄壁零件的变形问题,还实现了点焊焊点可控,提高了点焊精度。

参考文献:

- [1] 王红,梅冯青,黄鼎阳,等. 三种不同加工工艺牙科钴铬合金的机械性能评价 [C]// 中华口腔医学会会议论文集. 北京, 2017.
- [2] 卢军霞. 牙科激光焊钛的应用基础研究[D]. 西安:第四军医大学,1998.
- [3] 宗弋,戴冠宇,刘嘉俊. 牙科贵金属铸造合金在口腔修复学中的现状与发展[J]. 现代仪器与医疗,2018,24(2):17-19.
- [4] 高宏适. 高强度汽车钢板点焊技术研究[N]. 世界金属导报, 2018-11-13(B14).
- [5] 王明文. 正交试验方法在继电器点焊参数优化中的应用[J]. 机电元件,2018,38(5):38-42.
- [6] 刘好术,姚谊晶,杨志刚. 牙科铸造钴铬合金氩弧焊接后的力学性能分析[J]. 口腔材料器械杂志,2018,27(1):29-31.

(上接第138页)

- [28] Casado E, Colomer V. The numerical modelling of Joule heating effects in thoriated tungsten cathodes of high-current plasma arcs [J]. Journal of Physics D:Applied Physics,2000, 33(11):1342-1347.
- [29] Fan D, Ushio M, Matsuda F. Numerical computation of arc pressure distribution[J]. Transactions of JWRI,1986,15(1):1-5.

- [30] Lee S Y, Na S J. A numerical analysis of a stationary gas tungsten welding arc considering various electrode angles [J]. Welding Journal,1996,75(9):269-279.
- [31] Mendez P F, Eagar T W. Penetration and defect formation in high current arc welding [J]. Welding Journal,2003,82(10): 296-306.

(上接第142页)

- [4] 李文英,姜秋月,于燕. 基于ANSYS的双相钢电阻点焊的数值模拟[J]. 热加工工艺,2016,45(15):189-191.
- [5] 杨凯,李珉,张敏. 超高强度钢电阻点焊数值模拟[J]. 铸造技术,2016,37(9):1991-1994.
- [6] 刘钊. 影响焊接变形的原因以及控制措施探讨[J]. 科技创新与应用,2015(26):117.
- [7] 刘晓波. 机车车体结构中加强筋的合理设计[J]. 机车电传动,2008(1):42-44.
- [8] 江川,向春生,刘儒贞. 悬背式箱体结构加强筋布局研究[J].

光电工程. 2016,43(7):40-44.

- [9] 周广涛,刘雪松,闫德俊,等. 顶板焊接顺序优化减小焊接变形的预测[J]. 焊接学报,2009,30(9):109-112.
- [10] 孟令文,牛志钧,薛小东,等. YJ92系列机座侧板焊接缺陷及其控制[J]. 焊接技术,2018,47(9):171-173.
- [11] 张雪松,李登鑫. 自卸车侧厢板交汇结构焊接的应力分析与结构优化[J]. 热加工工艺,2017,46(1):199-202.
- [12] 陈艳霞,陈磊. ANSYSWorkbench工程应用案例精通[M]. 北京:电子工业出版社,2012.