

随焊激冷对 Inconel 625 合金堆焊温度场的影响

吴泽兵¹, 赵海超¹, 郭龙龙¹, 周珂飞¹, 王帆², 黄海¹, 张文超¹

(1.西安石油大学机械工程学院, 陕西 西安 710065; 2.重庆水泵厂有限责任公司, 重庆 400030)

摘要:采用 ABAQUS 软件对 Inconel 625 合金堆焊温度场进行数值模拟, 结合响应面法建立了随焊激冷冷源参数和冷却速率的多元回归模型, 分析了冷源参数主效应、交互效应对冷却速率的影响规律。结果表明: 随着冷源宽度、冷源长度和冷源功率的增加, 冷却速率逐渐增大, 且影响顺序为: 冷源功率 > 冷源宽度 > 冷源长度; 冷源宽度在 20 mm 时, 增加冷源长度对冷却速率的影响不明显; 冷源长度在低水平值时, 增加冷源功率对冷却速率的影响较小。

关键词: Inconel 625 合金; 堆焊; 随焊激冷; 冷却速率

中图分类号: TG455 **文献标志码:** A **文章编号:** 1009-6264(2020)06-0183-07

Effect of welding with trailing intense cooling on welding temperature field of Inconel 625 alloy surfacing

WU Ze-bing¹, ZHAO Hai-chao¹, GUO Long-long¹, ZHOU Ke-fei¹, WANG Fan², HUANG Hai¹, ZHANG Wen-chao¹

(1. Mechanical Engineering college, Xi'an Shiyou University, Xi'an 710065, China;

2. Chongqing Pump Factory Co Ltd, Chongqing 400030, China)

Abstract: The Inconel 625 alloy surfacing temperature field was numerically simulated by ABAQUS software. A multivariate regression model of the cold source parameters and the cooling rate was established in combination with the response surface method. The main effect and interaction effect of the cold source parameters on the cooling rate were analyzed. The results show that the cooling rate increases gradually with the increase of cold source width, cold source length and cold source power, and the order of influence is: cold source power > cold source width > cold source length. When the cold source width is 20 mm, the effect of increasing cold source length on cooling rate is not obvious, and when the cold source length is at a low level, the effect of increasing cold source power on cooling rate is relatively small.

Keywords: Inconel 625 alloy; surfacing welding; welding with trailing intense cooling; cooling rate

随着油气田开采环境的日益恶化, 对油气钻采设备的要求越来越高, 尤其在高温高压强腐蚀性油气田开采方面, 采油树和水管汇的关键部件, 如水下阀门应具有优良的耐腐蚀性能, 一般需要满足 HH 级 (API 6 A) 要求^[1-2]。Inconel 625 属于 Ni-Cr 固溶强化合金, 该合金具有优良的抗腐蚀性能、良好的加工性和焊接性, 被广泛的应用于压力容器、石油化工以

及海洋工程等领域^[3-6]。但是高昂的材料成本极大的限制了 Inconel 625 的单独大量使用, 因此, 以低合金钢或低碳钢为零部件本体, 在其过流面堆焊 Inconel 625 合金经济有效地解决了该问题^[7-8]。

Inconel 625 合金中 Cr、Ni 和 Mo 主要作用为抗腐蚀, 其较高的 Cr 和 Mo 含量既耐还原性介质腐蚀, 又耐氧化性介质腐蚀。然而在堆焊过程中 γ' 相 [Ni₃

收稿日期: 2019-12-05; 修订日期: 2020-02-24

基金项目: 陕西省自然科学基金(2020JQ-780); 西安石油大学青年教师科研启动项目(0104-134010025)

作者简介: 吴泽兵(1967—), 男, 教授, 博士, 主要从事井下工具 CAD/CAE/CAM、管柱工作行为仿真及钻井自动化, E-mail: zbwu@xsyu.edu.cn。

通信作者: 郭龙龙(1988—), 男, 讲师, 博士, 主要从事焊接、石油天然气装备表面改性、电弧增材制造等方面的研究, E-mail: llguo@xsyu.edu.cn。

引用格式: 吴泽兵, 赵海超, 郭龙龙, 等. 随焊激冷对 Inconel 625 合金堆焊温度场的影响[J]. 材料热处理学报, 2020, 41(6): 183-189.

WU Ze-bing, ZHAO Hai-chao, GUO Long-long, et al. Effect of welding with trailing intense cooling on welding temperature field of Inconel 625 alloy surfacing[J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2020, 41(6): 183-189.

(Al,Ti,Nb)、 γ' 相(Nb₃Ni)的析出会消耗 Cr、Mo 等合金元素,影响工件的耐腐蚀性能,对力学性能也有不利影响^[9-10]。此外,镍基合金焊缝熔池在凝固时,会生成粗大且有明显方向性的柱状晶,而柱状晶的成长使得剩余液态金属中溶质元素含量增加,产生结晶裂纹。这与冷却速率密切相关,冷却速率越快,凝固时间越短,晶胞和枝晶越细化,微观组织越细密^[11-12]。

国内外学者围绕 Inconel 625 堆焊层的微观组织分布特征和调控开展了相关研究。如 Thivillon 等^[12]对经 TIG 和金属直接沉积方法(Direct metal deposition, DMD)堆焊的 Inconel 625 合金焊缝的微观组织做了金相分析,发现使用 DMD 的焊缝组织晶粒更加细密,硬度更高;冯英超等^[13]采用钨极氩弧电弧增材制造工艺制备了 Inconel 625 合金薄壁试样,研究表明,其微观组织以柱状树枝晶为主,且晶粒成长方向与焊缝方向近似垂直;程洪茂等^[14]研究了成形路径及热处理对电弧增材制造沉积层组织和性能的影响,结果表明,间隔性的变换焊接路径比不变焊接路径的试样表面更加平整光滑,微观组织更为细密;贾鹏等^[15]在 Inconel 625 合金的凝固过程中引入了电磁场,结果表明,电磁场可明显细化合金晶粒,但参数设置不合理会引起其他有害影响。目前,关于分析随焊激冷对 Inconel 625 合金堆焊的温度场,以调控堆焊层微观组织的研究相对较少。

本文以 ABAQUS 软件为平台,结合 Python、Fortran 语言编辑程序,建立了 Inconel 625 合金堆焊温度场模型,结合响应面法(Response surface method, RSM)着重分析了随焊激冷冷源宽度、长度和功率的主效应、交互效应对 Inconel 625 合金堆焊过程中冷却速率的影响规律,以期为调控堆焊层的微观组织,改善 Inconel 625 堆焊层的耐腐蚀性能和力学性能提供一定参考。

1 有限元模型的建立

1.1 材料属性

试验所用焊丝牌号为 ENiCrMo-3 (Inconel 625)^[10],母材为 AISI 4130 钢,密度 7859 kg/m³,焊丝和母材的热物理参数如图 1 所示^[16]。

1.2 热源模型

为了更准确的反映堆焊温度场的演变、冷源对冷却速率的影响,使用双椭球热源模型,其前后热流密度分别为式(1)、(2)。

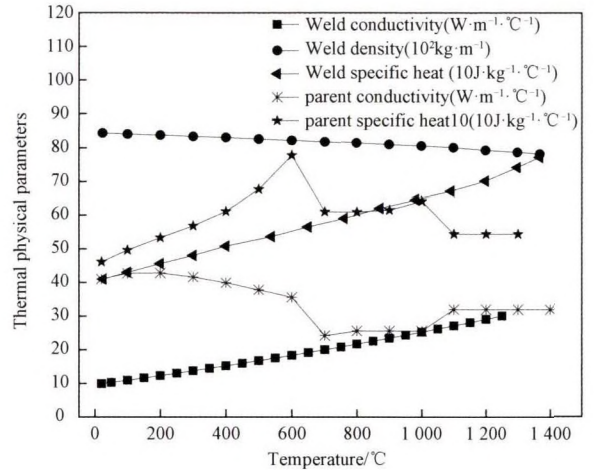


图 1 焊丝与母材的热物理参数^[16]

Fig.1 Thermophysical parameters of welding wire and base metal

$$q_f(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{ab_f c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b_f^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right] \quad (1)$$

$$q_r(x,y,z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{ab_r c \pi \sqrt{\pi}} \exp\left[-\frac{3x^2}{a^2} - \frac{3y^2}{b_r^2} - \frac{3z^2}{c^2}\right] \quad (2)$$

式中: $q_f(x,y,z)$ 、 $q_r(x,y,z)$ 为前、后半椭球的热流密度; Q 为热输入率, W; f_f 、 f_r 为前后椭球能量分布系数, $f_f + f_r = 2$; a 为椭球深度, m; b_f 、 b_r 为椭球的长度, m; c 为椭球宽度, m。

堆焊所采用的焊接工艺为热丝脉冲 TIG (Hot-wire pulsed tungsten inert gas, HPTIG), 如图 2 所示, 焊枪沿 y 轴匀速移动, 并与母材表面有一定夹角, 此夹角将影响热源在工件表面的分布, 为此建立如图 3 所示的坐标系, 将热源模型绕 y 轴旋转一定角度。

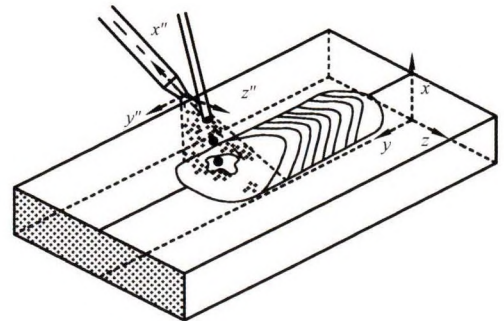


图 2 HPTIG 堆焊工艺示意图

Fig.2 Schematic diagram of HPTIG surfacing process

焊枪与工件存在的夹角 $\theta(0^\circ < \theta < 90^\circ)$, 在数值模拟中是不可忽略的。基于坐标变换的思想, 如图 3 所示, 将原坐标系 $o(x,y,z)$ 平移到热源中心处

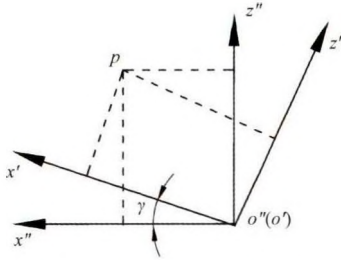


图 3 坐标系转换示意图

Fig.3 Schematic diagram of coordinate system transformation

得到 $o'(x', y', z')$, 然后将 $o'(x', y', z')$ 绕 y 轴旋转一定角度 γ , 使 z' 与电极轴线重合, 得到新的坐标系 $o''(x'', y'', z'')$, 则坐标系之间的关系为:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x' & x_c \\ y' & y_c \\ z' & z_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} + v \begin{bmatrix} 0 \\ t \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin\gamma & 0 & \cos\gamma \\ 0 & 1 & 0 \\ \cos\gamma & 0 & \sin\gamma \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中: $\gamma = \frac{\pi}{2} - \theta$, θ 为焊枪与工件表面夹角, $^\circ$; x_c, y_c, z_c 为焊枪的初始坐标, m; v 为焊枪移动速度, m/s; t 为焊接时间, s。

将关系式(3)(4)代入热源方程(1)(2), 可得热源方程:

$$q_t(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_i Q}{ab_i c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left\{ -3 \left[\frac{[(x - x_c) \sin\theta + (z - z_c) \cos\theta]^2}{a^2} + \frac{(y - y_c - vt)^2}{b_i^2} + \frac{[(z - z_c) \sin\theta - (x - x_c) \cos\theta]^2}{c^2} \right] \right\} \quad (5)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_i Q}{ab_i c \pi \sqrt{\pi}} \exp \left\{ -3 \left[\frac{[(x - x_c) \sin\theta + (z - z_c) \cos\theta]^2}{a^2} + \frac{(y - y_c - vt)^2}{b_i^2} + \frac{[(z - z_c) \sin\theta - (x - x_c) \cos\theta]^2}{c^2} \right] \right\} \quad (6)$$

1.3 冷源模型

随焊激冷是在热源后方同步跟随冷源, 使焊缝高温区域快速冷却, 凝固时间变短, 从而改善微观组织, 提高组织性能。在数值模拟过程中冷源包括高斯分布和均匀分布^[17-18]。本文有限元模型中冷源为均匀

分布, 用局部较高的对流换热系数代替冷源作用, 并通过 Fortran 语言编译 DELUX 子程序实现对冷源区域的控制^[18]。如图 4 所示, 在热源后方施加覆盖焊缝表面的冷源区域, 基于热源移动方向, 垂直焊缝方向为冷源宽度 W , 沿焊缝方向为冷源长度 L , 对流换热系数为冷源功率 P 。

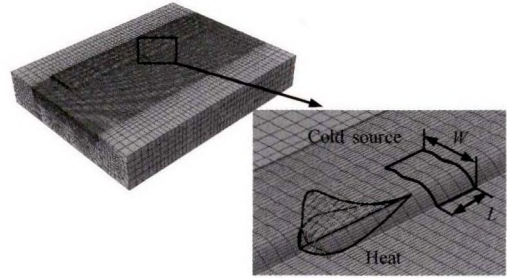


图 4 冷源定义与分布

Fig.4 Definition and distribution of cold source

1.4 模型的有效性验证

Ficquet 等^[19-20]在单焊缝实验中测量了焊缝中部的热电偶响应, 对比了温度场仿真结果与实验结果。为验证本文建模方法的有效性, 建立与 Ficquet 等^[19-20]试验完全相同的模型。有限元模型剖视图及尺寸如图 5 所示, 热物理参数使用与文献[19]一致。

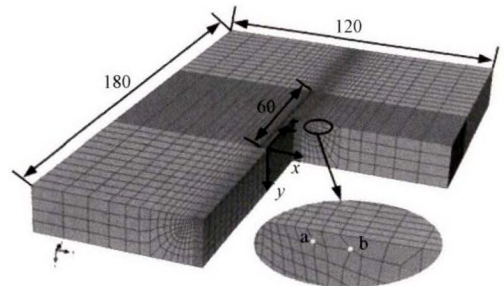


图 5 有限元模型

Fig.5 Finite element model

在本文有限元仿真结果中提取了图 5 中点 a(8, 1.16, 30), b(11.5, 1.26, 30) 的温度变化, 并与文献[19]热电偶测量的温度进行对比, 如图 6 所示, 结果表明, 两者温度曲线趋势基本吻合, 在升温过程、峰值区域以及冷却速度方面吻合较好。如图 7 (单位, K) 所示, 将文献[19]中焊缝截面形貌与本文温度场模拟结果进行对比, 1673 K 等温线与熔池边界、固-液混合区和热影响区吻合较好。因此, 本文所使用的建模方法是合理的, 能够准确地反映焊接过程中的温度场分布和演变。

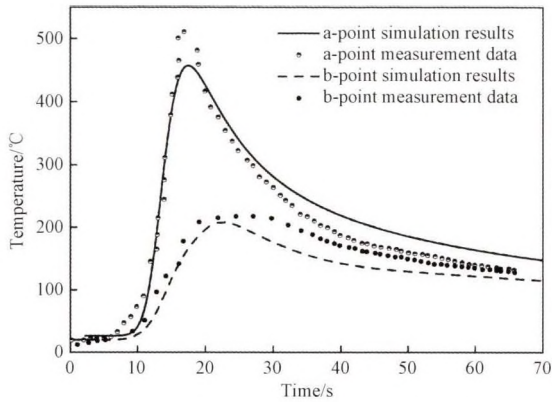


图 6 温度场仿真结果与文献[19]测量结果对比
Fig.6 Comparison of temperature field simulation results with the measured results in reference[19]

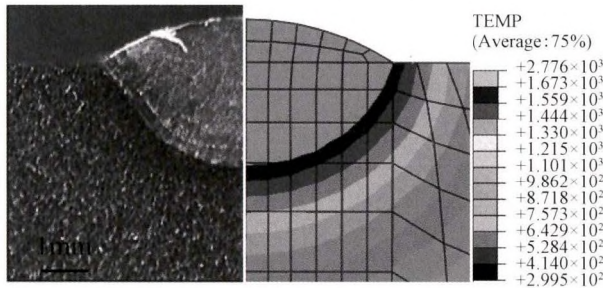


图 7 熔池截面与文献[19]对比
Fig.7 Comparison of molten pool section with that in reference [19]

2 试验设计

堆焊数值模拟采用移动热源,其计算周期较长,而且随焊激冷冷源参数较多,选择响应面法能在较少试验次数下获得具有更多的信息量的试验结果,极大地缩短试验周期,而且通过对结果的回归分析,展现因素间的交互作用,以拟合冷源参数的二次回归方程,寻求最佳组合参数和最优响应值^[21]。

2.1 试验因素

影响随焊激冷作用的因素包括冷源宽度、冷源长度、离焊枪距离和冷源功率。已有研究表明,离焊枪距离越近,产生的激冷效果越明显^[22-24],但受制于焊枪结构,避免对电弧产生严重影响,冷源距离又不能太小。因此,本文将冷源宽度、冷源长度和冷源功率作为试验因素,使用 Design-expert 软件对上述冷源参数设计了三因素五水平试验方案。中心复合试验设计(Central composite design, CCD)是在两水平析因设计的基础上添加中心点与轴向点,其中,轴向点系数 $\alpha = 1.687$,中心点试验次数 4,总试验次数 15,试验因数水平及编码如表 1 所示:

表 1 冷源参数水平编码及实际值

Table 1 Level code and actual value of cold source parameters

Factor	Factor level				
	-1.682	-1	0	1	1.682
Cold source width/mm	13.18	20	30	40	46.82
Cold source length/mm	13.18	20	30	40	46.82
Cold source power/ (W·m ⁻² ·K ⁻¹)	2330	2500	2750	3000	3171

2.2 试验指标

合金凝固过程中,冷却速率 ε 计算式如式(7)所示^[25]。

$$\varepsilon = \frac{\partial T}{\partial t} = \left| \frac{T_s - T_L}{t_s - t_L} \right| \quad (7)$$

式中: T_s 为凝固点, K; T_L 为熔点, K; t_s 为达到凝固状态的时间节点, s; t_L 为达到液相状态的时间节点, s。

冷却速率越大,过冷度越大,枝晶间距越小,沉积态组织越细化均匀,堆焊层组织性能越稳定。以冷却速率作为评判标准,如图 8 所示,分别提取第 3、第 6、第 9 和第 12 道(N3、N6、N9、N12)焊缝表层下约 0.85 mm 中心横截面上的节点温度,用插值法计算出冷却速率作为试验响应值,每个试验对应的响应值如表 2 所示。

表 2 试验设计与响应值

Table 2 Experimental design and response value

Cold source parameter			Cooling rate/(K/s)			
W/mm	L/mm	P/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)	N3	N6	N9	N12
30	30	3171	248.7	239.1	232.0	219.1
40	20	3000	247.2	238.0	230.2	216.7
30	30	2750	245.1	236.1	228.4	214.2
30	30	2330	238.5	232.8	226.0	209.2
30	30	2750	245.1	236.1	228.4	214.2
30	30	2750	245.1	236.1	228.4	214.2
47	30	2750	245.7	236.5	230.8	217.9
30	30	2750	245.1	236.1	228.4	214.2
40	40	2500	243.6	234.6	228.5	215.5
20	20	2500	247.0	233.4	227.6	208.3
30	30	2750	245.1	236.1	228.4	214.2
13	30	2750	238.6	234.1	228.5	208.2
30	13	2750	239.8	235.8	229.5	210.8
30	47	2750	246.9	236.3	229.8	216.8
20	40	3000	243.3	237.5	230.1	214.9

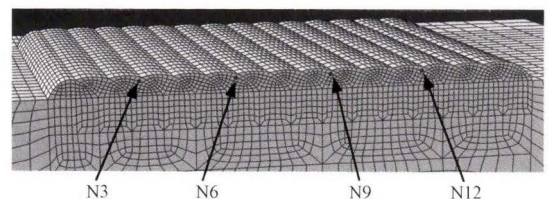


图 8 冷却速率取值点

Fig.8 Sample points for cooling rate calculation

3 试验结果与分析

3.1 试验结果的回归分析

从表 2 的响应值可以看出由于堆焊产生的热累积致使焊道越多冷却速率越低,为了更清晰地表达堆焊过程,研究热累积较多的第 12 道焊缝,更能有效的表达随焊激冷冷源参数对堆焊温度场的影响。

响应面法其基本思想即是通过近似构造一个具有明确表达形式的多项式来表达隐式功能函数。而 CCD 是经典的二阶设计,一般用二阶模型来逼近响应面,三因子二阶无偏估计 RSM 回归方程式:

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^3 \beta_i x_i + \sum_{i=1}^3 \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j}^3 \beta_{ij} x_i x_j \quad (8)$$

式中: Y 为响应值; β_0 为常数项; β_i 、 β_{ii} 和 β_{ij} 为线性、二次项和交互作用系数。

采用 Design-expert 软件对第 12 道焊缝取值节点冷却速率进行分析,得到的试验编码值回归方程为:

$$N12 = 214.19 + 2.88W + 1.78L + 2.49P + 0.98WL + 0.4WP + 0.64LP - 0.36W^2 - 0.11L^2 \quad (9)$$

方差分析如表 3 所示,可以得出 3 个试验因素均是高度显著的 ($p < 0.01$); 模型 p 值小于 0.0001,表明回归方程也高度显著,并且各因素与冷却速率之间呈非线性关系;模型的多重判定系数 R^2 接近 1,说明建立的模型是可行的^[26]。

3.2 主效应影响

如图 9 所示,冷源宽度、冷源长度和冷源功率对堆焊焊缝冷却速率均有正相关的作用,而冷源功率的斜率最大,冷源宽度次之,冷源长度斜率最小,即在这个范围内,随着此参数值的增加,冷却速率也在增大,但影响程度略有差异,各因素对冷却速率影响顺序为冷源功率、冷源宽度和冷源长度。

3.3 交互效应影响

各因素间交互效应影响如图 10(a~c) 所示。由

表 3 冷源参数对冷却速率影响方差分析表

Table 3 Variance analysis table for the influence of cold source parameters on cooling rate

Source	Sum of square	Mean square	F-Value	Prob
Model	158.8	17.64	874.95	< 0.0001
A-A	46.99	46.99	2329.94	< 0.0001
B-B	17.84	17.84	884.63	< 0.0001
C-C	49	49	2429.76	< 0.0001
AB	2.24	2.24	110.83	0.0001
AC	0.37	0.37	18.34	0.0078
BC	0.95	0.95	47.1	0.001
A ²	1.64	1.64	81.55	0.0003
B ²	0.16	0.16	8.09	0.0361
C ²	6E-5	6E-5	3E-3	0.9585
Residual	0.1	0.02		
Lack of Fit	0.1	0.1		

$R^2 = 0.9887$

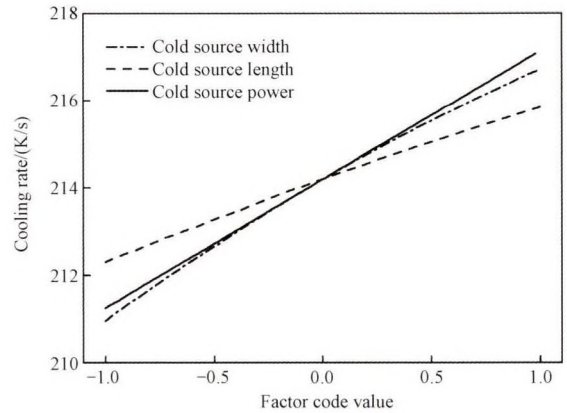


图 9 主效应影响

Fig.9 Influence of main effect

图 10(a) 可知,冷源宽度与冷源长度对冷却速率均有积极的作用,且冷源宽度的影响更大。冷源宽度最低水平设置值是大于焊缝宽度的,即在这个范围内,随着冷源长度的加长,增加冷源宽度会使冷却速率逐渐增大。但是冷源宽度在 20 mm 时,增加冷源长度对

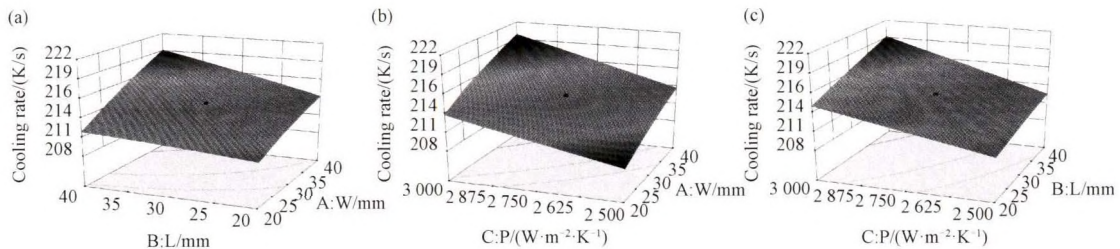


图 10 冷源参数的交互效应影响

(a) 冷源宽度 (W) 与冷源长度 (L); (b) 冷源宽度 (W) 与冷源功率 (P); (c) 冷源长度 (L) 与冷源功率 (P)

Fig.10 Interaction of cold source parameters (a) cold source width (W) and cold source length (L);

(b) cold source width (W) and cold source power (P); (c) cold source length (L) and cold source power (P)

冷却速率基本没有影响。这主要是因为冷源作用于熔池后方,高温区域温度急速降低,产生较高的冷却速率,而宽度很小时,增大长度只是增加了热源与冷源扫描过的区域,这部分增量仅仅是在很小程度上增强了这个区域热量的传递,使得对增大冷却速率和温度梯度的影响微乎其微。

由图 10(b)可以看出,冷源宽度与冷源功率的交互作用对冷却速率的影响更大,三维曲线坡度更陡。而且冷源宽度在 20~40 mm 与冷源功率在 2500~3000 W/(m²·K) 范围内,其对堆焊冷却速率的影响近似是线性的,随着冷源宽度和冷源功率的不断增大,冷却速率也在持续增大。这主要因为随焊激冷可以降低熔池后面的温度,使热源后方温度场产生畸变,而冷源宽度与冷源功率越大对温度场分布的影响越大,热源后方温度梯度越大,冷却速率越大。

由图 10(c)可知,在冷源长度较小时,增加冷源功率对冷却速率的影响不大,而在冷源长度较大时,冷源功率的增加对冷却速率的影响更加显著,这亦是由于增大其区域热量传递的速率产生的作用。

4 结论

1) 本文基于 ABAQUS 软件,建立了 Inconel 625 合金堆焊温度场模型,结合响应面法分析了 Inconel 625 合金堆焊过程中的冷却速率,根据试验响应值可知,随着堆焊数的增加,冷却速率呈现下降趋势;

2) 冷源宽度、冷源长度和冷源功率增加均使冷却速率增大,且冷源功率的影响作用最大,冷源宽度次之,冷源长度最小;

3) 冷源宽度在 20 mm 时,增加冷源长度对冷却速率的影响不明显;冷源长度在低水平值时,增加冷源功率对冷却速率的影响较小。

参 考 文 献

- [1] 郭龙龙,郑华林,李悦钦,等.热丝脉冲 TIG 堆焊 Inconel 625 的组织及性能[J].中国表面工程,2016,29(2):77-84.
GUO Long-long,ZHENG Hua-lin,LI Yue-qin,et al.Microstructure and performance of Inconel 625 cladding deposited by hot wire pulsed TIG[J].China Surface Engineering,2016,29(2):77-84.
- [2] Guo L L,Zheng H L,Liu S H,et al.Formation quality optimization and corrosion performance of Inconel 625 weld overlay using hot wire pulsed TIG[J].Rare Metal Materials and Engineering,2016,45(9):2219-2226.
- [3] Zahrani E M,Alfantazi A M.High temperature corrosion and electrochemical behavior of Inconel 625 weld overlay in PbSO₄-Pb₃O₄-PbCl₂-CdO-ZnO molten salt medium[J].Corrosion Science,2014,85(8):60-76.
- [4] Hamid R R A,Zarandooz R.Microstructural and mechanical properties of resistance spot weld of Inconel 625 supper alloy[J].The International Journal of Advanced Manufacturing Technology,2016,84(1/4):607-619.
- [5] 张谦,王基维,史玉升,等.固溶处理对热等静压 Inconel 625 合金组织与拉伸性能的影响[J].金属热处理,2013,38(3):65-69.
ZHANG Qian,WANG Ji-wei,SHI Yu-sheng.Effects of solution treatment on microstructure and tensile properties of hot isostatic pressed Inconel 625 alloy[J].Heat Treatment of Metals,2013,38(3):65-69.
- [6] 郭龙龙,贺雨田,鞠录岩,等.脉冲 TIG 增材制造技术研究进展[J].材料工程,2018,46(12):10-17.
GUO Long-long,HE Yu-tian,JU Lu-yan,et al.Progress in additive manufacturing technique based on pulsed TIG[J].Journal of Materials Engineering,2018,46(12):10-17.
- [7] 王匀,陈英箭,许桢英,等.基体表面粗糙度对热丝 TIG 堆焊 Inconel 625 组织和耐腐蚀性能的影响[J].材料工程,2018,46(7):94-99.
WANG Yun,CHEN Ying-jian,XU Zhen-ying,et al.Effect of surface roughness of AISI 8630 on microstructure and corrosion resistance of Inconel 625 cladding layer by using hot-wire TIG[J].Journal of Materials Engineering,2018,46(7):94-99.
- [8] 李树林,周思柱.水下阀门的材料要求及选择[J].石油机械,2013,41(5):54-58.
LI Shu-lin,ZHOU Si-zhu.Requirement and selection of material for underwater valve[J].China Petroleum Machinery,2013,41(5):54-58.
- [9] 周大勇,刘文今,钟敏霖,等.Inconel625 激光合金化层组织、性能与耐磨性研究[J].应用激光,2004,24(6):375-379.
ZHOU Da-yong,LIU Wen-jin,ZHONG Min-lin,et al.The investigation on the microstructure,properties and wear resistance of the Inconel 625 laser alloyed layer[J].Applied Laser,2004,24(6):375-379.
- [10] 王丹,康全,杨眉,等.X90 钢堆焊 Inconel 625 合金不同固溶温度下的组织演变及性能[J].金属热处理,2018,43

- (7):73-78.
- WANG Dan, KANG Quan, YANG Mei, et al. Microstructure evolution and properties of Inconel 625 alloy surfacing layer on X90 surface at different solution temperatures[J]. Heat Treatment of Metals, 2018, 43(7):73-78.
- [11] 吴树森, 涂小林, 吴广忠. 冷却速度对过共晶 Al-Si 合金的初晶 Si 微细化的影响[J]. 材料科学与工艺, 2001, 9(2):141-145.
- WU Shu-sen, TU Xiao-lin, WU Guang-zhong. Effect of cooling rate on refining of primary silicon of hypereutectic Al-Si alloy[J]. Materials Science and Technology, 2001, 9(2):141-145.
- [12] Thivillon L, Bertrand P, Laget B, et al. Potential of direct metal deposition technology for manufacturing thick functionally graded coatings and parts for reactors components[J]. Journal of Nuclear Materials, 2009, 385(2):236-241.
- [13] 冯英超, 刘金平, 王世杰, 等. 固溶处理对 Inconel 625 合金电弧增材组织的影响[J]. 焊接学报, 2018, 39(6):81-85.
- FENG Ying-chao, LIU Jin-ping, WANG Shi-jie, et al. Effect of solution treatment on microstructure of Inconel 625 alloy[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2018, 39(6):81-85.
- [14] 程洪茂, 刘奋成, 周宝升, 等. 电弧增材制造 00Cr13Ni5Mo 合金组织及性能的研究[J]. 特种铸造及有色合金, 2018, 38(2):193-197.
- CHEN Hong-mao, LIU Fen-cheng, ZHOU Bao-sheng, et al. Effects of scanning paths on microstructure and mechanical properties of wire arc additive manufacture of 00Cr13Ni5Mo alloy[J]. Special-cast and Non-ferrous Alloys, 2018, 38(2):193-197.
- [15] 贾鹏, 王恩刚, 鲁辉, 等. 电磁场对 Inconel 625 合金凝固组织及力学性能的影响[J]. 金属学报, 2013, 49(12):1573-1580.
- JIA Peng, WANG En-gang, LU Hui, et al. Effect of electromagnetic field on microstructure and mechanical property for Inconel 625 superalloy[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2013, 49(12):1573-1580.
- [16] 郭龙龙. 脉冲 TIG 堆焊 Inconel 625 工艺及堆焊层组织性能研究[D]. 成都:西南石油大学, 2017.
- GUO Long-long. Study on process, Microstructure and performance of Inconel 625 cladding layer deposited using pulsed TIG[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2017.
- [17] 闫德俊, 王赛, 郑文健, 等. 1561 铝合金薄板随焊干冰激冷变形控制[J]. 机械工程学报, 2019, 55(6):67-73.
- YAN De-jun, WANG Sai, ZHENG Wen-jian, et al. Control of welding distortion by welding with trailing cooling of drikold of 1561 aluminum alloy thin sheet[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(6):67-73.
- [18] 杨建国, 谢浩, 闫德俊, 等. 随焊干冰激冷冷源尺寸对焊接残余应力影响的有限元分析[J]. 焊接学报, 2017, 38(2):14-18.
- YANG Jian-guo, XIE Hao, YAN De-jun, et al. The FEM analysis about the effect of the cooling source size during welding with dry ice on the welding residual stress[J]. Transactions of the China Welding Institution, 2017, 38(2):14-18.
- [19] Ficquet X, Smith D J, Truman C E, et al. Measurement and prediction of residual stress in a bead-on-plate weld benchmark specimen[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2009, 86(1):20-30.
- [20] Ohms C, Wimpory R C, Katsareas D E, et al. Residual stress assessment by neutron diffraction and finite element modeling on a single bead weld on a steel plate[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2009, 86(1):63-72.
- [21] Shore S M. Development in RSM technology[J]. Iron and Steel Review, 1998, 42(4):60-66.
- [22] 田锡唐, 杨愉平, 张忠. 随焊激冷防止焊接热裂纹新方法的研究[J]. 材料科学与工艺, 1994, 2(1):69-73.
- TIAN Xi-tang, YANG Yu-ping, ZHANG Zhong. A new method of synchronous Intensive cooling during welding for preventing welding hot crack[J]. Materials Science and Technology, 1994, 2(1):69-73.
- [23] 郭绍庆, 田锡唐, 徐文立. 随焊激冷减小铝合金薄板的焊接变形[J]. 焊接, 1998, 1(9):8-11.
- GUO Shao-qing, TIAN Xi-tang, XU Wen-li. Reduction of welding distortion in thin aluminum alloy sheet welding joint by trailing intensive cooling[J]. Welding, 1998, 1(9):8-11.
- [24] 谢浩. 随焊干冰激冷控制焊接应力与变形研究[D]. 杭州:浙江工业大学, 2017.
- XIE Hao. Control of welding residual stress and strain by welding with trailing cooling of drikold[D]. Hangzhou: Zhejiang University of Technology, 2017.
- [25] Whitesell H S, Li L, Overfelt R A. Influence of solidification variables on the dendrite arm spacings of Ni-based superalloys[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2000, 31(3):546-551.
- [26] Kleijnen J P C. Response surface methodology for constrained simulation optimization: An overview[J]. Simulation Modelling Practice and Theory, 2008, 1(16):50-64.