

焊接工艺参数对钢/铌激光焊接头性能的影响

石铭霄¹, 赵 健², 胡庆贤¹, 陈书锦¹, 周方明¹, 王威林³

(1. 江苏科技大学 材料科学与工程学院, 镇江 212003; 2. 上海工程技术大学 材料工程学院, 上海 201620;
3. 中国石油西南油气田分公司 工程技术研究院, 成都 610017)

摘 要:采用正交试验法分析了焊接工艺参数对钢/铌激光焊接头抗拉强度的影响规律. 结果表明, 接头抗拉强度随着焊接速度的增大而降低; 随着激光束从铌侧向钢侧偏移, 接头强度逐渐升高; 激光功率对接头强度的影响不大. 在3个焊接工艺参数中, 偏束距离对接头强度的影响最大, 焊接速度次之, 激光功率的影响最小. 采用低焊接速度、向钢侧偏束的焊接方法可以提高焊接接头的抗拉强度. 焊缝区主要包括铌侧的IMC区, 焊缝中心的树枝晶区与钢侧的树枝晶区三个特征区. 其组织由大量的 γ 奥氏体相与一定量的 Fe_2Nb 相及少量的 δ 铁素体相组成. 铁-铌金属间化合物的生成是降低接头强度的主要原因.

关键词: 铌; 304 不锈钢; 激光焊; 焊接工艺参数; 接头强度

中图分类号: TG 455 **文献标识码:** A **文章编号:** 0253-360X(2017)04-0072-05

0 序 言

钢/铌复合焊接结构可以提高航空发动机工作温度、减轻其重量, 使航空发动机具有更高的推重比, 在航空航天领域具有广阔的应用前景. 但是钢/铌焊接接头中极易生成脆性金属间化合物(intermetallic compound, IMC), 二者热物理性能的差异又导致接头中产生较大的焊接残余应力, 在脆性IMC和焊接残余应力的共同作用下, 接头极易开裂.

目前钢/铌焊接主要采用爆炸焊、熔钎焊、钎焊等方法. 已有分析表明^[1,2], 利用爆炸焊焊接钢与铌, 可以得到高强度的焊接接头, 甚至实现等强结合. 但是爆炸焊主要用于生产复合板、复合棒等层状金属复合材料, 存在接头形式单一的问题. 文献[3,4]对钢/铌电子束熔钎焊的结合层进行了分析, 分析了互扩散层的组织、成分和性能的变化. 文献[5]开展了钢/铌电子束钎焊分析, 利用物理-数学模型分析了焊接热过程和扩散互作用过程. 齐立君等人^[6]选用镍基钎料进行了钢与铌的高温真空钎焊分析, 结果表明, 采用合适的工艺参数, 可以获得成形美观、真空密封性能好、抗热冲击性能优良的钎焊接头. 采用熔钎焊和钎焊进行钢/铌焊接虽然取得了一定的效果, 但是接头强度低是熔钎焊和钎焊迫切需要改进和完善的地方.

激光焊具有热输入小、焊接能量和加热位置精确可控等特点, 是当前异种金属焊接的主要方法之一. 因此, 文中以钢/铌激光焊为分析对象, 探讨焊接工艺参数对接头组织及性能的影响规律, 为钢/铌异种金属的焊接提供理论指导和技术支持.

1 试验方法

试验所用材料为纯铌和304不锈钢. 试样尺寸为50 mm×25 mm×2 mm平板. 接头采用对接形式, 焊接过程使用氩气作为保护气体, 正面保护气体流量为10 L/min, 背面保护气体流量为8 L/min.

为了全面系统的分析焊接工艺参数对接头组织及性能的影响规律, 文中采用正交试验法进行试验. 在钢/铌激光焊中, 焊接速度、偏束距离和激光功率是影响接头性能的三个最主要的工艺参数, 因此选择这三个参数建立因素水平表, 每个因素取五种水平. 定义光斑中心偏向铌一侧时, 偏束距离为负; 光斑中心偏向钢一侧时, 偏束距离为正; 光斑中心位于钢/铌对接面处时, 偏束距离为零. 所做因素水平表如表1所示.

在因素水平表确定之后, 就可以选择适当的正交表. 目前常用的五水平正交表为 $L_{25}(5^6)$, 将A, B, C三个因素依次放在 $L_{25}(5^6)$ 表的第1, 2, 3列上, 这样就可以得到表2. 根据表2进行焊接试验, 焊后对接头的显微组织进行观察与分析, 对接头抗拉强度进行测试, 并将测试结果填入表2.

收稿日期: 2016-09-18
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51605205); 江苏省高校自然科学基金面上项目(15KJB460009)

表 1 因素水平
Table 1 Table of Factors and levels

水平	焊接速度(A) <i>v</i> /(mm·s ⁻¹)	偏束距离(B) <i>l</i> /mm	激光功率(C) <i>P</i> /kW
1	17(A ₁)	-0.2(B ₁)	1.8(C ₁)
2	19(A ₂)	-0.1(B ₂)	1.9(C ₂)
3	21(A ₃)	0.1(B ₃)	2(C ₃)
4	23(A ₄)	0.2(B ₄)	2.1(C ₄)
5	25(A ₅)	0.3(B ₅)	2.2(C ₅)

表 2 正交试验表
Table 2 Table of orthogonal test

编号	A	B	C	组合水平	抗拉强度 <i>R_m</i> /MPa
1	A ₁	B ₁	C ₁	A ₁ B ₁ C ₁	93
2	A ₁	B ₂	C ₂	A ₁ B ₂ C ₂	117
3	A ₁	B ₃	C ₃	A ₁ B ₃ C ₃	146
4	A ₁	B ₄	C ₄	A ₁ B ₄ C ₄	160
5	A ₁	B ₅	C ₅	A ₁ B ₅ C ₅	193
6	A ₂	B ₁	C ₂	A ₂ B ₁ C ₂	72
7	A ₂	B ₂	C ₃	A ₂ B ₂ C ₃	133
8	A ₂	B ₃	C ₄	A ₂ B ₃ C ₄	73
9	A ₂	B ₄	C ₅	A ₂ B ₄ C ₅	113
10	A ₂	B ₅	C ₁	A ₂ B ₅ C ₁	109
11	A ₃	B ₁	C ₃	A ₃ B ₁ C ₃	12
12	A ₃	B ₂	C ₄	A ₃ B ₂ C ₄	109
13	A ₃	B ₃	C ₅	A ₃ B ₃ C ₅	104
14	A ₃	B ₄	C ₁	A ₃ B ₄ C ₁	107
15	A ₃	B ₅	C ₂	A ₃ B ₅ C ₂	125
16	A ₄	B ₁	C ₄	A ₄ B ₁ C ₄	12
17	A ₄	B ₂	C ₅	A ₄ B ₂ C ₅	38
18	A ₄	B ₃	C ₁	A ₄ B ₃ C ₁	47
19	A ₄	B ₄	C ₂	A ₄ B ₄ C ₂	138
20	A ₄	B ₅	C ₃	A ₄ B ₅ C ₃	156
21	A ₅	B ₁	C ₅	A ₅ B ₁ C ₅	52
22	A ₅	B ₂	C ₁	A ₅ B ₂ C ₁	104
23	A ₅	B ₃	C ₂	A ₅ B ₃ C ₂	119
24	A ₅	B ₄	C ₃	A ₅ B ₄ C ₃	44
25	A ₅	B ₅	C ₄	A ₅ B ₅ C ₄	130

2 试验结果及分析

2.1 焊接工艺参数对接头强度的影响规律

利用正交试验所特有的综合可比性,画出了各个因素(焊接速度、偏束距离、激光功率)与指标(接头抗拉强度)的关系图,具体作法如下。

焊接速度(A)的 1 水平(A₁)出现在表 2 的第 1 至第 5 组试验中,这 5 组试验的平均抗拉强度为

$$R_{mA_1} = \frac{93 + 117 + 146 + 160 + 193}{5} = 141.8 \text{ MPa} \quad (1)$$

焊接速度(A)的 2 水平(A₂)出现在表 2 的第 6 至第 10 组试验中,这 5 组试验的平均抗拉强度为

$$R_{mA_2} = \frac{72 + 133 + 73 + 113 + 109}{5} = 100 \text{ MPa} \quad (2)$$

焊接速度(A)的 3 水平(A₃)出现在表 2 的第 11 至第 15 组试验中,这 5 组试验的平均抗拉强度为

$$R_{mA_3} = \frac{12 + 109 + 104 + 107 + 125}{5} = 91.4 \text{ MPa} \quad (3)$$

焊接速度(A)的 4 水平(A₄)出现在表 2 的第 16 至第 20 组试验中,这 5 组试验的平均抗拉强度为

$$R_{mA_4} = \frac{12 + 38 + 47 + 138 + 156}{5} = 78.2 \text{ MPa} \quad (4)$$

焊接速度(A)的 5 水平(A₅)出现在表 2 的第 21 至第 25 组试验中,这 5 组试验的平均抗拉强度为

$$R_{mA_5} = \frac{52 + 104 + 119 + 44 + 130}{5} = 89.8 \text{ MPa} \quad (5)$$

同理可求得

$$R_{mB_1} = \frac{93 + 72 + 12 + 12 + 52}{5} = 48.2 \text{ MPa} \quad (6)$$

$$R_{mB_2} = \frac{117 + 133 + 109 + 38 + 104}{5} = 100.2 \text{ MPa} \quad (7)$$

$$R_{mB_3} = \frac{146 + 73 + 104 + 47 + 119}{5} = 97.8 \text{ MPa} \quad (8)$$

$$R_{mB_4} = \frac{160 + 113 + 107 + 138 + 44}{5} = 112.4 \text{ MPa} \quad (9)$$

$$R_{mB_5} = \frac{193 + 109 + 125 + 156 + 130}{5} = 142.6 \text{ MPa} \quad (10)$$

$$R_{mC_1} = \frac{93 + 109 + 107 + 47 + 104}{5} = 92 \text{ MPa} \quad (11)$$

$$R_{mC_2} = \frac{117 + 72 + 125 + 138 + 119}{5} = 114.2 \text{ MPa} \quad (12)$$

$$R_{mC_3} = \frac{146 + 133 + 12 + 156 + 44}{5} = 98.2 \text{ MPa} \quad (13)$$

$$R_{mC_4} = \frac{160 + 73 + 109 + 12 + 130}{5} = 96.8 \text{ MPa} \quad (14)$$

$$R_{mC_5} = \frac{193 + 113 + 104 + 38 + 52}{5} = 100 \text{ MPa} \quad (15)$$

由上述计算结果作出各因素与指标的关系图,如图 1 所示.由图 1a 可以看出接头强度总的变化趋势是随着焊接速度的增大而降低.由图 1b 可以看出随着激光束向钢一侧偏移,接头强度逐渐升高.而激光功率对接头强度的影响不大(图 1c).综合以上分析可知采用低焊接速度、偏钢侧焊接的方式可以提高接头强度。

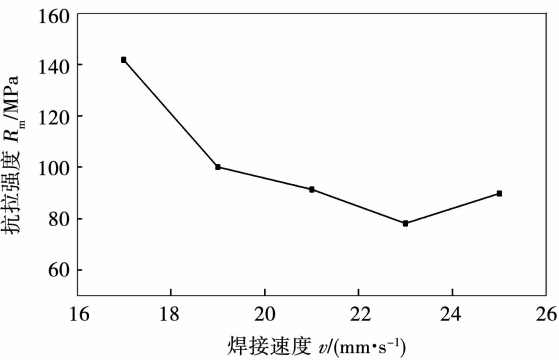
为了评价各个因素对接头强度的影响大小,文中对它们的极差 *R* 进行了计算,具体计算过程为

$$R_A = R_{mA_1} - R_{mA_4} = 63.6 \text{ MPa} \quad (16)$$

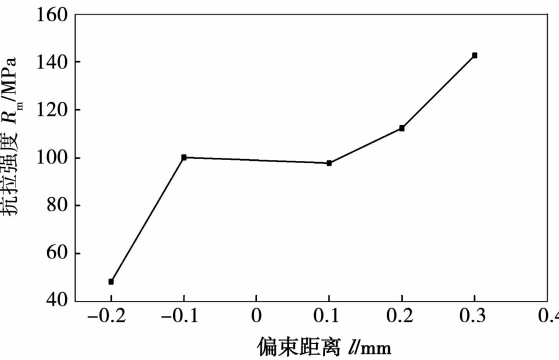
$$R_B = R_{mB_5} - R_{mB_1} = 94.4 \text{ MPa} \quad (17)$$

$$R_C = R_{mC_2} - R_{mC_1} = 22.2 \text{ MPa} \quad (18)$$

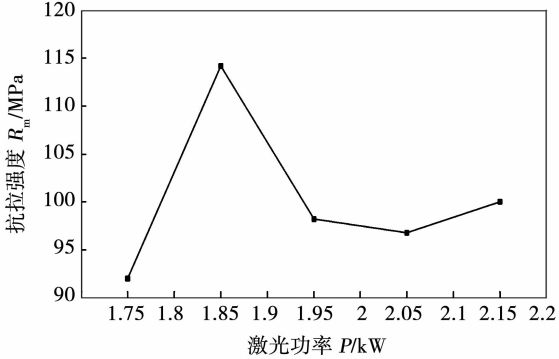
由计算结果可知,3 个因素的极差关系为 *R_B* > *R_A* > *R_C*. 也就是说,在 3 个工艺参数中,偏束距离对



(a) 焊接速度与接头强度的关系



(b) 偏束距离与接头强度的关系



(c) 激光功率与接头强度的关系

图 1 焊接工艺参数与接头强度的关系

Fig. 1 Relationship between parameters of welding procedure and strength of joint

接头强度的影响最大,焊接速度次之,激光功率的影响最小.

2.2 钢/铌激光焊接头组织分析

图 2 所示为偏钢侧焊接时钢/铌接头横截面宏观形貌. 从图 2 可以看出,焊缝组织分为铌侧 IMC 层区(A 区)、焊缝中心树枝晶区(B 区)与钢侧树枝晶区(C 区)三个部分.

图 3 所示为图 2 中 A,B,C,D 4 个特征区的显微组织,表 3 为各个区的能谱分析结果.

图 3a 为 A 区的显微组织,从图中可以看出 IMC 层分布在铌侧界面处. 结合 Nb-Fe 二元相图与能谱

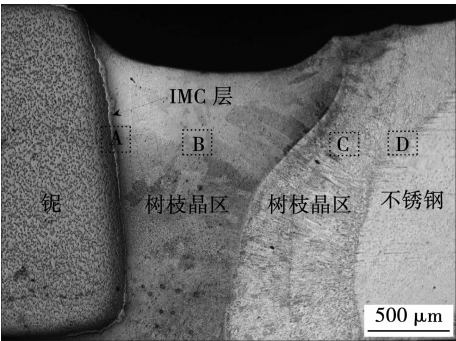


图 2 钢/铌接头横截面宏观形貌 ($v=20\text{ mm/s}$, $l=0.5\text{ mm}$, $P=2\text{ kW}$)

Fig. 2 Macromorphology of Nb/SS welded joint

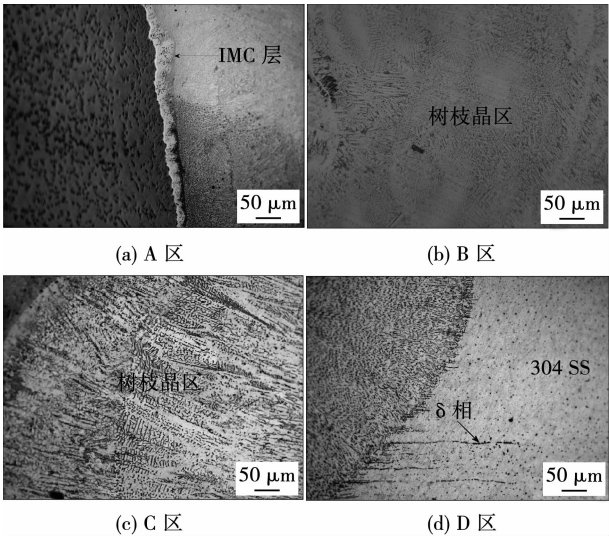


图 3 A,B,C 和 D 4 个区的显微组织

Fig. 3 Microstructures of A,B,C and D zones

分析结果,可以判断该 IMC 层为 ϵ 相,即 Fe_2Nb 相. 当激光束偏向钢一侧时,少量的铌发生熔化和钢液混合,在激光快冷条件下形成连续分布的层状 IMC. 图 3b 为 B 区的显微组织,从图中可以看出该区域由大量的树枝晶组成. 根据表 3 的结果与 304 不锈钢的凝固特点可知,该区域为 γ 相. 由于激光焊冷却速度快,过冷度大,因而熔池中心的液态金属以树枝晶方式结晶. 图 3c 为 C 区的显微组织,从图中可以看出焊缝区由于激光功率较大,焊缝出现了分层的现象. 该区域主要为 γ 奥氏体相,并有一定的 δ 铁素体相. 图 3d 为 D 区的显微组织,从图中可以看出细小的 δ 铁素体垂直于钢侧熔合线方向生长, δ 铁素体是在高温从奥氏体中析出的.

综上所述,焊缝区主要包括铌侧的 IMC 区,焊缝中心的树枝晶区与钢侧的树枝晶区三个特征区. 其组织由大量的 γ 奥氏体相与一定量的 Fe_2Nb 相及少量的 δ 铁素体相组成.

表 3 特征区元素含量(原子分数,%)

Table 3 Chemical compositions of characteristic zones

能谱位置	Fe	Nb	Cr	Ni	可能相
A 区	54.38	28.69	12.92	4.01	Fe ₂ Nb
B 区	71.47	2.67	18.74	7.12	γ
C 区	70.41	1.74	20.37	7.48	γ+δ
D 区	71.15	0	21.81	7.04	γ+δ

2.3 焊接工艺参数对接头性能的影响机制

当焊接速度较小时,由于结晶时间长,熔池中的液态金属可以较好的润湿钕母材,所以焊缝金属和钕母材的结合较好. 但是当焊接速度较快时,熔池迅速凝固,液态金属不能充分润湿钕母材,所以焊缝金属和钕母材的结合较差,在焊接残余应力的作用下,容易在钕侧界面处形成裂纹,显著降低接头强度.

当激光束偏向钕一侧进行焊接时,将促使高熔点的钕熔化量增加,焊缝金属主要是由钢、钕的混合物组成. 但是由于钕在铁中的溶解度很小,极易在钕侧界面处生成铁-钕脆性 IMC,促使裂纹在铁-钕 IMC 处形成,引起接头开裂. 如果激光束作用于钢一侧,则由于高熔点的钕熔化量较少,甚至几乎不发生熔化,液态金属主要是由钢液组成,有效的控制了 IMC 的生成,从而降低了接头开裂倾向.

图 4 所示为接头横截面水平方向的显微硬度. 从图中可以看出,在焊缝区,IMC 层区的硬度显著高于树枝晶区,其硬度最高值达到1 143.22 HV,说明 IMC 层为硬脆相,止裂性差,在外加载荷作用下,断裂容易在该处发生,所以该区域为接头的薄弱环节. 树枝晶区硬度较低,约为 400 HV. 这主要是因为树枝晶区的组织主要是由奥氏体组成,奥氏体为软韧相,不但强度较高,塑性、韧性也很好,裂纹不容易萌生和扩展. 从图中还可以看出,树枝晶区硬度高于母材,这主要是因为少量的铝溶入到奥氏体当中,对奥氏体起到了强化作用.

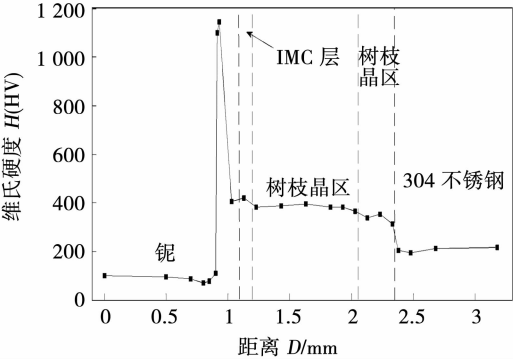


图 4 接头横截面显微硬度分布 (v=20 mm/s, l=0.5 mm, P=2 kW)

Fig. 4 Microhardness distribution on cross section of joint

图 5 所示为不同偏束距离下接头的断裂位置,从图中可以看出,尽管偏束量不同,但是断裂全部发生于钕侧界面处. 因为脆性的 IMC 层正好位于钕侧界面处,由此可知层状 IMC 是引起接头开裂的主要原因.

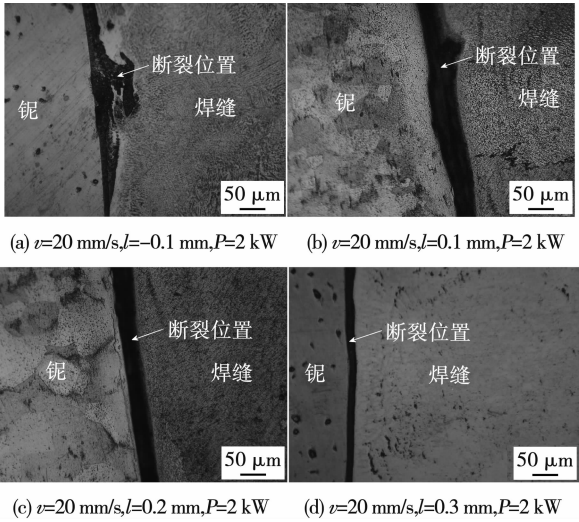


图 5 不同偏束距离下接头断裂位置

Fig. 5 Fracture position of joints under different beam offset

图 6 所示为接头强度与 IMC 层厚度的关系. 从图中可以看出,接头抗拉强度随着 IMC 层厚度的增加而减小. 因此 IMC 层越厚,接头开裂倾向越大.

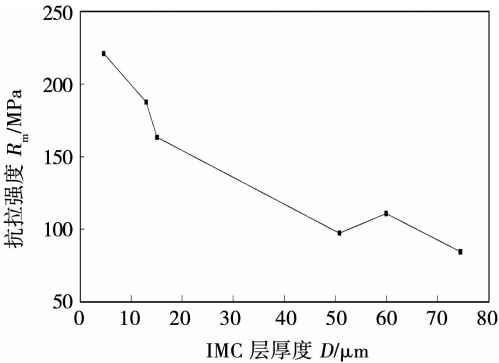


图 6 接头强度与 IMC 层厚度的关系曲线

Fig. 6 Relationship curve between joint strength and thickness of IMC layer

图 7 所示为偏束距离与 IMC 层厚度的关系. 从图中可以看出,随着激光束向钢侧偏移量增大,IMC 层厚度显著减小. 这就是为什么激光束向钢侧的偏移量越大,接头强度越高的主要原因.

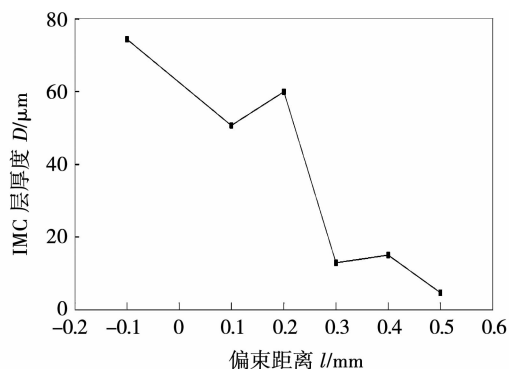


图 7 偏束距离与 IMC 层厚度的关系曲线

Fig. 7 Relationship curve between beam-offset distance and thickness of IMC layer

在其它条件相同的情况下,激光功率的变化既不会改变焊缝金属中钢或铌的含量,也不会改变铁、铌原子的接触反应时间,因而对焊缝组织的影响不大,故对接头强度不会产生太大影响。

综合以上分析可以看出,钢/铌激光焊接头的断裂位置主要位于铌侧界面处的 IMC 层处。因此铁-铌 IMC 的生成是降低接头强度的主要原因,通过优化焊接工艺参数,抑制层状 IMC 的生成,是提高接头强度的最有效解决方案。

3 结 论

(1) 钢/铌激光焊接头强度随着焊接速度的增大而降低。当激光束偏向铌一侧时,接头强度降低,随着激光束向钢一侧偏移,接头强度开始升高。激光功率对接头强度的影响不大。

(2) 在 3 个焊接工艺参数中,偏束距离对接头强度的影响最大,焊接速度次之,激光功率的影响最小。采用低焊接速度、向钢侧偏束的焊接方法可以提高焊接接头的抗拉强度。

(3) 铁-铌 IMC 的生成是降低接头强度的主要原因,通过优化焊接工艺参数,抑制 IMC 的大量生成,是提高接头强度的最有效解决方案。

参考文献:

- [1] 焦永刚,马东康,郭悦霞,等. 爆炸焊接外复法制取铌-不锈钢复合棒[J]. 爆炸与冲击, 2004, 24(2): 189-192.
Jiao Yonggang, Ma Dongkang, Guo Yuexia, *et al.* Producing Nb-stainless steel clad rods by outer-clad explosive welding method [J]. Explosion and Shock Waves, 2004, 24(2): 189-192.
- [2] 吴金平,杨英丽,赵恒章,等. Nb/304L 爆炸复合板界面组织分析[J]. 稀有金属材料与工程, 2008, 37(增刊 4): 634-637.
Wu Jinping, Yang Yingli, Zhao Hengzhang, *et al.* Microstructure analysis of the explosive cladding interface of Nb/304L [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2008, 37 (supplement 4): 634-637.
- [3] 李鑫,郑剑平,赵俊. Nb-1Zr 合金与 304 不锈钢熔钎焊的接头特性[J]. 焊接学报, 2011, 32(3): 105-108.
Li Xin, Zheng Jianping, Zhao Jun. Characteristics of welding-brazed joint between Nb-1Zr alloy and 304 stainless steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2011, 32(3): 105-108.
- [4] 马雁. Nb-1Zr 合金与不锈钢焊接结合层的研究[D]. 北京: 中国原子能科学研究院, 2003.
- [5] Budkin Yu V, Sokolov Yu A. A target-oriented method of producing the required temperature field in the weld zone of dissimilar materials[J]. Welding International, 2012, 26(4): 297-302.
- [6] 齐立君,蔡洪涛. Nb-1Zr 与 1Cr18Ni9Ti 高温真空钎焊工艺研究[C]//中国核学会核材料分会 2007 年度学术交流会论文集. 北京: 中国核学会, 2007: 142-145.

作者简介: 石铭霄,男,1982 年出生,博士,讲师. 主要从事新材料及异种材料的高能束焊接研究. 发表论文 10 余篇. Email: smx_just@163.com

通讯作者: 赵健,男,博士,讲师. Email: zjlovejih@163.com