

# 电子束环焊 2 mm 高纯铌熔池行为的数值模拟

杨子酉, 房玉超, 何景山

(哈尔滨工业大学 先进焊接与连接国家重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150001)

**摘要:** 基于 VOF 算法建立了 2 mm 厚的高纯铌电子束环焊过程的三维数学模型, 在模型中考虑了金属蒸气反冲压力、表面张力、重力等关键熔池驱动力, 计算出了环形熔池的温度场和流场对熔池中关键位置进行分析, 并总结了纯铌环焊熔池的特点。模拟结果表明, 在纯铌环形结构未熔透时, 由于母材对熔池的支撑作用, 匙孔波动情况与平焊类似; 在环形结构焊透后, 在 Marangoni 效应和重力的作用下, 熔池表面液态金属加速扩展。此外, 数值模拟与试验结果吻合良好, 验证了数学模型的合理性。

**关键词:** 高纯铌; 电子束焊接; 环形熔池行为; 支撑效应; 重力

**中图分类号:** TG456.3; TG146.4<sup>+</sup>16

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1002-185X(2021)03-0881-06

高纯铌是一种质地较软并且具有延展性的稀有高熔点金属。由于铌具有良好的超导性、熔点高、耐腐蚀、耐磨等特点, 被广泛地应用到钢铁、超导材料、航天航空、原子能等领域<sup>[1]</sup>。在超导领域中, 高纯铌以其较为出色的超导性能与机械性能, 成为高能加速器超导腔加工制造的理想材料<sup>[2, 3]</sup>。

为保证超导腔的频率稳定性, 对纯铌的成型与焊接提出了较高的要求。电子束焊接(electron beam welding, EBW)在高真空下进行, 具有能量密度高、焊接速度快、热影响区小等特点<sup>[4]</sup>。在满足铌材纯净度的前提下, 电子束焊接在连接的同时有效地保证了超导腔的性能要求, 抑制了氧化和裂纹倾向。王锋<sup>[5]</sup>等对低密度铌合金进行电子束焊接, 对焊接接头的机械性能进行了研究。张宏宇<sup>[6]</sup>等人对纯铌板进行电子束焊接试验, 利用正交试验找到了合适的工艺参数, 使得铌板焊缝成形良好。由于超导腔结构的复杂性, 所涉及的焊接接头不仅有对接焊缝, 环焊缝接头结构也十分常见, 然而纯铌板电子束环焊缝却鲜有研究。

研究者通过对焊接过程的监测, 发现熔池行为对焊缝成形以及焊接头质量起着举足轻重的作用<sup>[7, 8]</sup>。近年来, 电子束焊接熔池行为的数值计算成为研究焊接机理的重要手段之一。数值研究在节约材料与实验成本的同时, 还可以根据其模拟结果改善工艺, 提高了生产效率。许多研究者对熔池行为的研究做出了杰出的贡献。房玉超等<sup>[9]</sup>建立了高纯铌板横焊过程的二维模型, 针对不同焊接参数设计了不同形状与尺寸的熔

池, 模拟了电子束焊接过程中熔池表面熔体的流动状态。Na 课题组对熔池行为研究做出了诸多方面的贡献, 例如: 焊接热源<sup>[10]</sup>、匙孔稳定性<sup>[11]</sup>、熔池波动<sup>[12]</sup>和焊接缺陷<sup>[13]</sup>。截止目前, 熔池行为的研究对象都是平焊缝、角焊缝等, 对环形焊缝的熔池研究较少。

本研究基于 VOF 算法, 建立了电子束焊接环焊缝三维瞬态模型, 模拟了高纯铌板电子束环焊缝熔池流动规律, 总结了环焊缝熔池的特点。该结果为环焊缝熔池研究提供参考, 为超导腔环形结构电子束焊接提供参考。

## 1 EBW 有限元模型的建立

### 1.1 环焊缝分析和基本假设

电子束焊接环焊缝示意图如图 1 所示。在焊接过程中, 电子束热源的位置保持不动, 而工件在夹具的作用下逆时针匀速旋转。

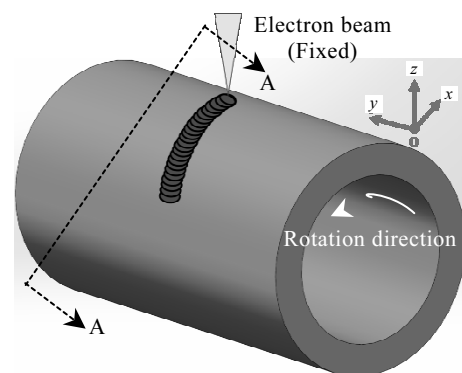


图 1 电子束环焊示意图

Fig.1 Schematic diagram of electron beam girth welding

收稿日期: 2020-03-10

作者简介: 杨子酉, 男, 1994 年生, 博士生, 哈尔滨工业大学先进焊接与连接国家重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150001, 电话: 0451-87261405, E-mail: ziyou0121@163.com

电子束焊接是一个多物理场耦合过程，包括对流体流动、对流传热、辐射散热、热传导等，各个物理过程十分剧烈，全部考虑会大大增加计算时间，降低效率。因此，在模拟过程中需要将某些对实际焊接影响不大的过程进行简化处理，所以，作了如下假设：(1) 焊接熔池内部液态金属为粘性不可压缩牛顿流体，流动为层流；(2) 材料各向同性，除密度、比热容、导热系数是温度的函数外，其余热物性参数都是常数；(3) 电子束热源为高斯分布；(4) 试件初始温度为 300 K。

1.2 控制方程与数学模型

在计算流体力学中，焊接熔池要满足计算流体力学三大守恒方程，即<sup>[14]</sup>：

连续性方程：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \tag{1}$$

动量守恒方程：

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) + S_u$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho vu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial y} + \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) + S_v$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho wu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho wv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho ww)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial z} + \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \mu \frac{\partial w}{\partial z} \right) + S_w$$

能量守恒方程：

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uH)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vH)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho wH)}{\partial z} = -\frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \tag{5}$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S_e$$

式中： $u$ 、 $v$ 、 $w$ 分别为液态金属在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  3 个方向上的流速， $\rho$  代表材料密度， $P$  是压力， $\mu$  是材料粘度， $K$  是材料热导率， $H$  是混合焓， $S_u$ 、 $S_v$ 、 $S_w$  分别是动量方程中的源项， $S_e$  是能量方程中的源项在动量守恒方程中以表面张力、重力、金属蒸气反冲压力作为源项，在

能量守恒方程中以电子束热源、熔化焓、气化焓作为源项。

利用 VOF 算法追踪焊接熔池自由液面，引入流体体积分函数  $F$ ， $F$  满足方程：

$$V_f \frac{\partial F}{\partial t} + \nabla(A \cdot U) = 0 \tag{6}$$

式中： $V_f$  为网格流体体积分函数； $A$  为表面网格流体面积分数， $A=(A_x, A_y, A_z)$ ； $U$  为网格流体速度。

金属蒸气反冲压力采用 Semak 提出的反冲压力模型<sup>[15]</sup>，电子束焊接热源热流密度分布为高斯分布<sup>[16]</sup>，它们分别为：

$$P_r = 0.54 p_0 \exp \left( \frac{\Delta H_v (T - T_v)}{RT T_v} \right) \tag{7}$$

$$q(x, y) = \frac{3\eta Q}{\pi r^2} \exp \left( -3 \frac{x^2 + y^2}{r^2} \right) \tag{8}$$

式中： $P_r$  为反冲压力， $p_0$  为标准大气压， $\Delta H_v$  为气化潜热， $T_v$  为材料气化温度， $R$  为理想气体常数； $q_r$  为电子束功率密度； $Q$  为焊接功率。

1.3 边界条件

对于熔池表面（包括匙孔壁面），能量在电子束热源、液态金属辐射散热和蒸散发热的共同作用下达到平衡，因为电子束焊接是在真空下进行的，所以不考虑对流换热。该能量平衡可以用下式表达：

$$K \frac{\partial T}{\partial \bar{n}} = q - q_{rad} - q_{evap} = q - \sigma \varepsilon (T^4 - T_0^4) - m_{evap} \Delta H_v \tag{9}$$

式中： $K$  是材料热导率， $\bar{n}$  是垂直自由液面的向量， $q$  是电子束热源， $q_{rad}$  是辐射散热， $q_{evap}$  是蒸散发热， $\varepsilon$  是材料热辐射率， $\sigma$  是玻尔兹曼常数， $m_{evap}$  是材料蒸发质量， $\Delta H_v$  是材料蒸发潜热。对于计算区域外围，采用 outflow 边界条件。在整个计算过程中，热源位置保持不动，而整体计算域逆时针匀速旋转。

1.4 网格划分与材料属性

本研究采用 2 mm 厚的高纯铌环形结构进行电子束焊接，其热物性参数通过文献[17],[18]查得，如表 1 和表 2 所示。电子束加速电压为 60 kV，电子束流 20 mA，焊接速度 10 mm/s。建立几何模型时，金属板位于计算区域中心，在金属板上下各设置 1 mm 的自由液面变化区域，截取图 1 中焊缝纵截面，如图 2 所示。利

表 1 纯铌热物性参数

Table 1 Physical properties of pure niobium

Temperature/K	320	400	600	800	1100	1300	1400	1800	2000	2300	2800
Density/g·cm <sup>-3</sup>	8660	8655	-	8630	-	8600	-	8560	-	8510	8505
Thermal conductivity/W·(m·K) <sup>-1</sup>	53.7	55.2	58.2	57	-	-	62.8	68	70.6	72	75.6
Specific heat capacity/J·(kg·K) <sup>-1</sup>	269	277	283	288	305	314	-	339	-	360	380

表 2 模拟中使用的其他参数

Table 2 Other parameters used in the simulation

Parameter	Value
Melting point/K	2768
Boiling point/K	5042
Laten heat of fusion/ $\times 10^5 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$	2.84
Laten heat of evaporation/ $\times 10^6 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$	7.34
Surface tension (at 2768 K)/ $\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$	1.90
Temperature coefficient of surface tension/ $\times 10^{-4} \text{ N}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$	-3
Gravitational acceleration/ $\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$	9.81
Ambient temperature/K	300

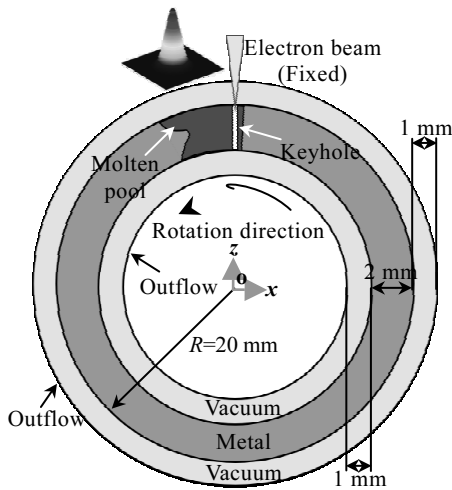


图 2 截面 A-A 上熔池示意图

Fig.2 Molten pool on section A-A

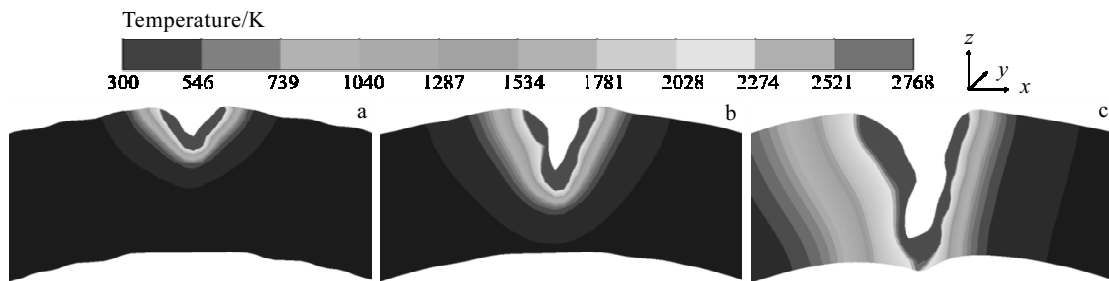


图 3 电子束焊接(EBW)中匙孔形成过程

Fig.3 Formation of keyhole profile during EBW: (a) 0.01 s, (b) 0.03 s, and (c) 0.14 s

当  $t=0.17 \text{ s}$ ，母材背面也形成熔池，背面熔池液态金属在反冲击力的作用下向左后方流动，此时背面熔池开始扩展，如图 4a 所示；同时，匙孔壁面的液态金属在表面张力的作用下向匙孔上方流动；在熔池横截面上，熔池上方出现了一个涡流，熔池中间部位的液态金属在反冲击力的作用下沿着匙孔壁面向背面熔池流动，如图 4b 所示。由于熔池液面不断地波动，匙孔前沿底部的液态金属在反冲击力驱动下流向熔池右前方，熔池左上方出现了一个明显的涡流，这是由表面张力带动的液态金属撞击固液界面而回流导致的，如图 4c 所示。

用 ICEM 的 O-型网格技术对模型网格划分，在近焊缝区采用加密网格，在远离焊缝区采用疏松网格。最小网格尺寸为  $0.125 \text{ mm}$ ，网格总数为 2104032。计算域初始温度  $300 \text{ K}$ ，环境压力为 0。

## 2 结果与讨论

### 2.1 温度场与流场的数值模拟

在焊接初始时刻，熔池完全穿透之前的匙孔波动过程如图 3 所示。电子束轰击母材，金属表面迅速熔化形成了一个微小的熔池，如图 3a 所示。熔池表面温度迅速升高并大量蒸发，在金属蒸气反作用力的作用下，熔池下塌，形成匙孔，如图 3b 所示。在匙孔深度不断增大过程中，匙孔表面金属蒸气反冲击力和表面张力的方向与大小不断发生改变，因此匙孔始终处于波动状态。当  $t=0.14 \text{ s}$  时，母材被完全熔透，如图 3c 所示。可以发现，对于未穿透型电子束环形焊接，其熔池形态与平板焊接类似<sup>[19]</sup>。

当母材熔透后，熔池继续吸收电子束能量，形成穿透型熔池。图 4 为熔池穿透后，熔池不同截面的温度场和流场分布。从图 4 中可以看出，在电子束焊接过程中，穿透型匙孔并不是一直存在的，匙孔波动是一个不断张开与闭合的过程，这一过程在 Zhang<sup>[20]</sup>的研究中同样被证实。

随着熔池体积不断扩大，熔池上、下表面液态金属在 Marangoni 效应下向后方流动，在熔池边界处回流，然后沿着固液界面流向熔池中部，这导致熔池中部的体积较小、熔池表面的体积较大，如图 4e 所示，这种熔池表面扩展现象随着焊接的进行逐渐明显，如图 4g 所示。在熔池表面扩展阶段，由于反冲击力的作用，匙孔前沿液态金属不断地流向匙孔前方熔池底部，如图 4e、4g 所示，同时，匙孔前方熔池底部的液态金属由于受到固液界面阻碍形成了一个小型涡流环，如图 4f、4h 所示。

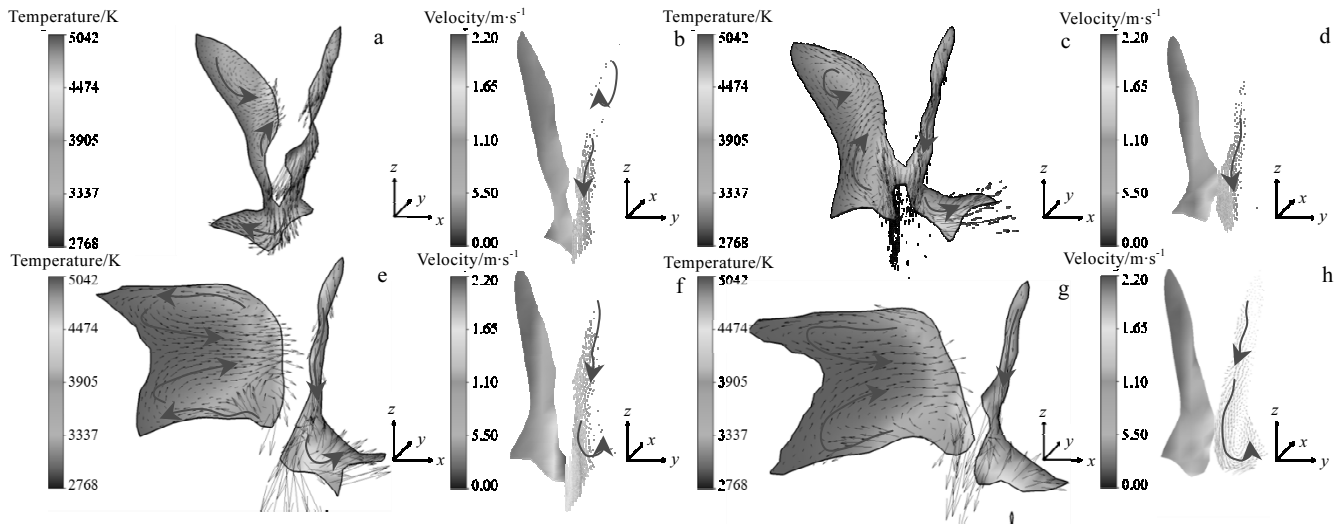


图 4 不同截面熔池温度场与流动行为的演变过程

Fig.4 Evolution of the flow pattern and temperature fielding in longitudinal (a, c, e, g) and cross (b, d, f, h) section side view: (a, b)  $t=0.17$  s, (c, d)  $t=0.24$  s, (e, f)  $t=0.52$  s, and (g, h)  $t=1.7$  s

通过以上分析可知，纯铌环熔透型熔池的演变主要是一个熔池扩展过程，熔池尺寸随时间的演变如图 5 所示。从图 5 中可以看出，上、下表面熔池分别在 1.6、1.4 s 进入稳定状态，尺寸分别为 9.91、8.45 mm。在匙孔闭合阶段，电子束能量无法到达工件背面，背面熔池中液态金属不能被持续地加热，这是背面熔池尺寸小于正面熔池尺寸的主要原因之一。

在图 6 中，P1、P2 和 P3 分别代表熔池中 3 个典型位置，图 7 显示了在电子束焊接过程中这 3 个点的流速变化。在上表面熔池尾部，液态金属在 Marangoni 效应下产生沿  $x$  轴负方向的流动 (Point 1)；此方向的液态金属与固液界面碰撞后回流至熔池中部，形成沿  $x$  轴正方向的流动 (Point 2)；与熔池上表面类似，下表面熔池尾部产生了  $x$  轴负方向的流动 (Point 3)。从熔池典型位置的流动方向上可以间接证明图 4 相关分析的正确性。

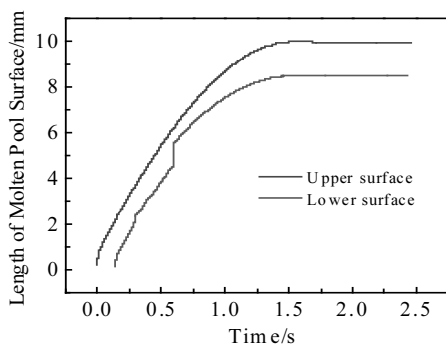


图 5 熔池尺寸的计算结果

Fig.5 Simulated results of the molten pool dimensions

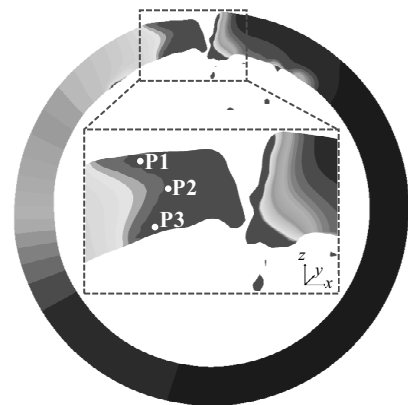


图 6 熔池中 3 个典型位置示意图

Fig.6 Schematic diagram of typical positions in the molten pool

从图 7 中还可以看出，熔池中的流动呈现出周期性循环的特性。此外，下表面熔池尾部的流速明显比上表面熔池尾部流速小，这是由于匙孔壁面的波动阻碍了电子束能量传递到熔池背面，使背面熔池所具备的能量较低导致的。

### 2.2 纯铌环焊缝熔池特点

从对图 3 的分析中可以发现，在纯铌环结构被焊透之前，匙孔的形成过程和熔池流动行为与平板焊接类似。这是由于未熔化的母材对熔池起到了一个支撑作用，这种支撑作用如图 8 所示。

在电子束焊接过程中，金属蒸气反冲压力、表面张力和重力都是熔池的主要驱动力。然而，环形熔池中重力对熔池的作用效果与平焊时有所不同。图 9 展

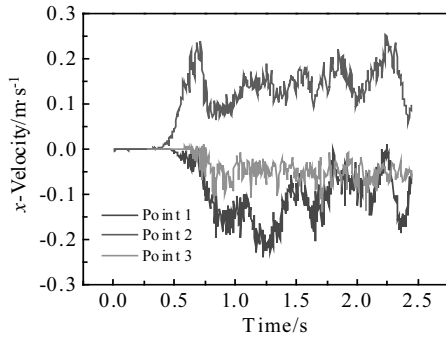


图 7 熔池流速随时间的演变曲线

Fig.7 Calculated x-velocity evolution curves

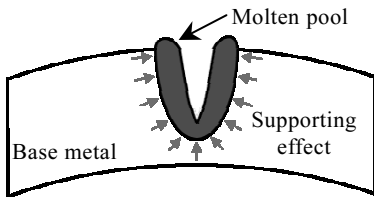


图 8 母材对熔池的支撑效应示意图

Fig.8 Sketch of support effect of base metal on the molten pool before full penetration welding

示了重力在平焊熔池和环焊熔池中的作用效果。在平焊熔池中，重力方向与熔池扩展方向垂直，说明此时重力不会对熔池扩展起到促进作用，如图 9a 所示。在环形熔池中，重力与熔池扩展方向形成一定的角度，促进熔池扩展，如图 9b 所示。纯铌的密度大，重力作用更为明显，这也是图 5 中上表面熔池尺寸比下表面熔池尺寸长的原因之一。

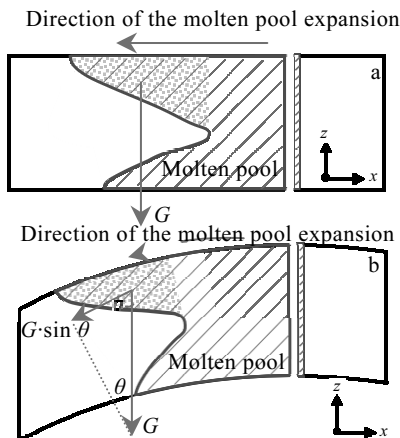


图 9 重力对熔池的作用效果示意图

Fig.9 Diagram of the effect of gravity on the molten pool: (a) gravity in the flat molten pool and (b) gravity in the girth molten pool

### 2.3 试验验证

为了证明模拟结果的准确性，将模拟熔化线与实际焊接熔化线进行对比，如图 10 所示。可以看出，熔化线形状吻合良好，焊缝尺寸比较接近，说明本研究建立模型的合理性。

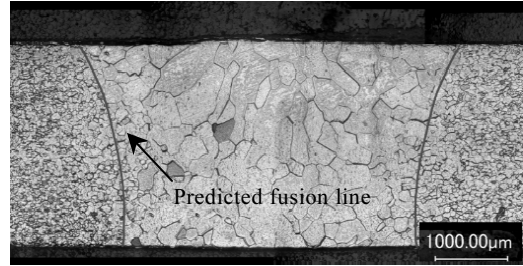


图 10 模拟与试验横截面形貌对比

Fig.10 Comparison between simulated and experimental weld cross-section

### 3 结论

- 1) 对于电子束环焊纯铌板，未焊透时，匙孔的波动状态与平焊时类似，这是因为未熔化的母材对熔池有支撑作用。
- 2) 当形成穿透型熔池后，熔池在表面张力、金属蒸气反冲压力和重力的作用下开始扩展。当焊接进入准稳态后，上、下熔池表面的尺寸分别为 9.91、8.45 mm，并且熔池中典型位置的流速发生周期性变化。
- 3) 在电子束环焊纯铌板时，重力起到了促进熔池扩展的作用，使上表面熔池尺寸较下表面更大，这也是电子束平焊与环焊的区别之一。

### 参考文献 References

[1] Guo Rangmin(郭让民). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 1989, 18(1): 74

[2] Nageshwar S, Deo M N, Roy S B. *Physica C: Superconductivity and Its Applications*[J], 2017, 539: 1

[3] Dieter P. *Reports on Progress in Physics*[J], 1998, 61(5): 431

[4] Zhou Guangde(周广德). *Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy*(电工电能新技术)[J], 1994(4): 25

[5] Wang Feng(王锋), Zheng Xin(郑欣), Bai Run(白润) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2013, 42(S2): 479

[6] Zhang Hongyu(张宏宇), Li Zhongquan(李中泉), Qu Huamin(屈化民) et al. *China Mechanical Engineering*(中国机械工程)[J], 2015, 17: 2314

- [7] Fang Yuchao(房玉超), Yang Ziyou(杨子酉), He Jingshan(何景山). *Transactions of the China Welding Institution(焊接学报)*[J], 2019, 40(6): 137
- [8] Wu Chuansong(武传松), Meng Xiangmeng(孟祥萌), Chen Ji(陈 姬) *et al. Journal of Mechanical Engineering(机械工程学报)*[J], 2018, 2: 1
- [9] Fang Yuchao(房玉超), Yang Ziyou(杨子酉), He Jingshan(何景山). *Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2018, 47(6): 1896
- [10] Cho J H, Na S J, Cho M H *et al. Computational Materials Science*[J], 2010, 49: 792
- [11] Cho D W, Cho W I, Na S J. *Journal of Manufacturing Processes*[J], 2014, 16: 26
- [12] Zhang Y X, Han S W, Cheon J *et al. Journal of Materials Processing Technology*[J], 2017, 249: 274
- [13] Zhu C X, Cheon J, Tang X H *et al. International Journal of Heat and Mass Transfer*[J], 2018, 126: 1206
- [14] Cho W I, Na S J, Thomy C *et al. Journal of Materials Processing Technology*[J], 2012, 212: 262
- [15] Semak V, Matsunawa A. *Journal of Physics D Applied Physics*[J], 1998, 30(18): 2541
- [16] Wu D S, Hua X M, Fang L *et al. International Journal of Heat and Mass Transfer*[J], 2017, 113:730
- [17] Guo Qingwei(郭青蔚), Wang Zhaoxin(王肇信). *Modern Niobium and Tantalum Metallurgy(现代铌钽冶金)*[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2009: 27
- [18] Yuan Zhangfu(袁章福), Ke Jiajun(柯家骏), Li Jing(李 晶). *Surface Tension of Liquid Metal and Alloy(金属及合金的表面张力)*[M]. Beijing: Science Press, 2006: 47
- [19] Fang Yuchao(房玉超), Yang Ziyou(杨子酉), Ding Rui(丁睿) *et al. Journal of Harbin Institute of Technology(哈尔滨工业大学学报)*[J], 2017, 49(11): 30
- [20] Zhang L J, Zhang J X, Gumenyuk A *et al. Journal of Materials Processing Technology*[J], 2014, 214: 1710

## Numerical Simulation of Molten Pool Behavior in Electron Beam Girth Welding of 2 mm Niobium Plate

Yang Ziyou, Fang Yuchao, He Jingshan

(State Key Laboratory of Advanced Welding and Joining, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

**Abstract:** Pure niobium girth weld seam is one of the commonest structures in the process of superconducting cavity fabrication. However, the circumferential molten pool behavior in electron beam welding (EBW) is seldom studied. A three-dimensional model, which was based on the VOF model, was established to study the dynamic behavior of circumferential molten pool in electron beam welding of 2 mm niobium plate. The influences of recoil pressure, surface tension and gravity were taken into account during the simulation process. The temperature field and flow field of the circumferential molten pool were calculated, the typical positions in the molten pool were analyzed, and the characteristics of the circumferential molten pool were summarized. During partial penetration EBW, the simulation results show that there is no obvious difference in keyhole evolution between flat welding and girth welding due to the supporting effect of the unfused base metal on the molten pool. After entering the full penetration stage, the tail of the molten pool extends rapidly under the influence of the Marangoni effect and gravity. In addition, the numerical result is in good agreement with the experimental data, which verifies the rationality of the mathematical model.

**Key words:** niobium; electron beam welding; circumferential molten pool behavior; supporting effect; gravity

---

Corresponding author: He Jingshan, Ph. D., Professor, State Key Laboratory of Advanced Welding and Joining, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, P. R. China, Tel: 0086-451-86418484, E-mail: jingshanhj@hit.edu.cn