

# 冷热坩埚中电子枪加热金属熔池的数值分析

薄 勇 王德武 应纯同

(清华大学工程物理系,北京 100084)

(2001 年 9 月 24 日收到 2001 年 11 月 23 日收到修改稿)

利用 Navier-Stokes 方程在一定的边界条件下求解了电子枪加热长槽形冷、热坩埚中的二维熔池流场,获得了熔池流场的速度和温度分布,并且详细地对比研究了冷、热坩埚中金属熔池的蒸发量与电子枪功率、束宽以及坩埚尺寸的关系.电子枪功率越高、束宽越小(除非小于 0.5mm),坩埚尺寸越大,则蒸发量越大,电子枪能量的有效利用率也越高.当电子枪束宽较大时,热坩埚的蒸发量较大,而当束宽较小时,冷坩埚的蒸发量较大.计算中对铁、铜、钨和铝等金属熔池进行了数值分析,获得了相似的结果.

关键词: Navier-Stokes 方程,热毛细流,浮力流,金属熔池

PACC: 4725Q, 7215C

## 1. 引 言

现代科技的发展使许多领域需要详细了解电子枪加热金属的熔化与蒸发过程,如金属铸造、电解铝、真空镀膜、半导体加工、航空航天以及核能工业等领域.为了提高蒸发效率,需要研究熔池的传热特性及其与各种因素的关系.本文从工程实际情况出发,分别研究了冷、热坩埚中熔池流场和温度场特性,其中着重对比研究了在两种坩埚条件下,金属的蒸发效率与电子枪功率、束宽以及坩埚尺寸的关系.

## 2. 熔池的数值模拟

在工程实践中,有时需要使用线性电子枪加热长槽形坩埚中的金属.因此,可以选用熔池的矩形截面来研究金属的熔化与蒸发过程,如图 1 所示.在电子束的作用下,坩埚中部分固态金属熔化,熔池内形成比较稳定的固液边界,而坩埚外壁由循环水冷却.在熔池中,由液态金属表面水平方向的温度梯度引起表面张力的变化,驱动流体流动产生热毛细流,流速可达 20—40cm/s;由液态金属内部垂直方向的温度梯度引起内部密度的变化,驱动流体流动产生浮力流,流速只有 1—2cm/s.

根据坩埚的材料、尺寸和冷却条件的不同,可以分为冷热两种坩埚<sup>[1]</sup>.冷坩埚采用金属铜等传热系数大的材料,外壁与冷却水直接接触,并且坩埚尺寸

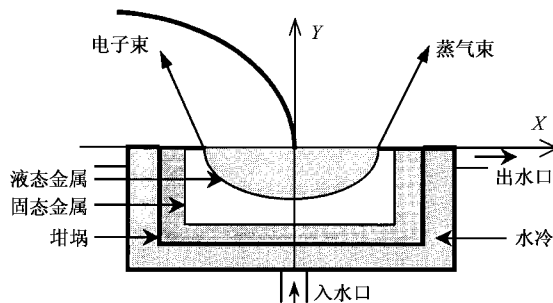


图 1 坩埚熔池的物理模型及坐标系

足够大,就会在熔池表面出现固液分界线,坩埚内部固液金属共存.而热坩埚则选用石墨等传热系数小的材料作为内衬,外壁再通过金属隔层与冷却水接触,并且坩埚尺寸不很大时,表层金属就会完全熔化,甚至坩埚内的金属也全部熔化,只有液态金属存在.两种坩埚对金属的蒸发量有非常不同的影响,但在数值模拟上并没有本质的区别.

把液态金属作为黏性不可压流体,并且引入以下假设:

- 1) 熔池中液态金属的流动为层流;
- 2) 液态金属为黏性不可压的牛顿流体;
- 3) 在计算密度时采用 Bussinesq 近似,  $\rho = \rho_0(1 - \beta(T - T_0))$  其中  $\rho_0$  为熔点  $T_0$  时的流体密度;
- 4) 气液自由表面是平面,即忽略表面凹陷的影响;
- 5) 坩埚熔池在  $z$  向可视为无限长,这样可以选取二维截面进行数值分析.

由熔池的物理模型和假设条件可以得到液态金属运动满足的涡量-流函数形式的流体力学方程<sup>[2]</sup>:

$$U \frac{\partial \omega}{\partial X} + V \frac{\partial \omega}{\partial Y} = g\beta \frac{\partial T}{\partial X} + v \left( \frac{\partial^2 \omega}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \omega}{\partial Y^2} \right), \quad (1)$$

$$U \frac{\partial T}{\partial X} + V \frac{\partial T}{\partial Y} = \chi \left( \frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} \right), \quad (2)$$

$$U = -\frac{\partial \psi}{\partial Y}, \quad V = \frac{\partial \psi}{\partial X}, \quad (3)$$

$$\omega = -\left( \frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial Y^2} \right), \quad (4)$$

其中  $U, V$  为流体速度的  $X, Y$  分量,  $\omega$  为涡量的  $Z$  向分量,  $\psi$  为流函数,  $T$  为流体温度,  $v$  为运动黏性系数,  $\chi$  为热扩散系数,  $\beta$  为体积膨胀系数. 5 个方程含有 5 个未知量  $U, V, \omega, \psi$  和  $T$ , 方程封闭. 由于存在固态金属以及坩埚, 需要给出无内热源的固体热传导方程:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} = 0. \quad (5)$$

边界条件为

1) 气液界面为自由表面, 法向速度、流函数、涡量和温度分别为<sup>[3]</sup>

$$V = 0, \quad (6)$$

$$\psi = 0, \quad (7)$$

$$\omega = -\frac{1}{\mu} \left( \frac{\partial \sigma}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial X}, \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \lambda_L \frac{\partial T}{\partial n} &= q_e - q_r - q_v \\ &= \frac{\gamma P_w}{b \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{X^2}{2b^2}\right) - \epsilon \Sigma (T^4 - T_s^4) - q_v. \end{aligned} \quad (9)$$

(8) 式可以由气液界面上剪切力和表面张力平衡得到, 其中  $\mu$  为动力黏性系数,  $\sigma$  为表面张力. (9) 式可以由自由表面上的能量平衡得到, 在液面  $X$  处的单位长度上, 输入能量为电子枪功率  $q_e$ , 消耗能量为蒸发热  $q_v$ 、辐射热  $q_r$  及向内部的热传导, 其他能量忽略. 其中  $\lambda_L$  为液态金属的热传导系数,  $P_w$  为单位长度上电子束功率,  $b$  为电子枪半束宽,  $\gamma$  为熔池对输入能量的吸收率(考虑到电子束轰击金属表面造成的电子散射、 $X$  射线和二次电子发射等损失, 取  $\gamma = 0.85$ ),  $\epsilon$  为表面辐射系数,  $\Sigma$  为 Stefan-Boltzmann 常数,  $T_s$  为环境温度,  $n$  为液面的法向. 液面  $X$  处单位长度上的蒸发热为<sup>[4]</sup>

$$q_v = \left( \epsilon_v + \frac{2RT}{M} \right) S_X$$

$$= \left( \epsilon_v + \frac{2RT}{M} \right) \delta P \sqrt{\frac{M}{2\pi RT}}, \quad (10)$$

其中  $\epsilon_v$  为相变潜热,  $2RT/M$  为平均动能,  $S_X$  为液面  $X$  处的蒸发量, 由 Langmuir 公式计算,  $M$  为金属原子量,  $R$  为气体常数,  $\delta$  为蒸气中没有返回液面的百分数,  $P$  为饱和蒸气压.

2) 在熔池内部金属的固液界面上

$$U = V = \alpha \text{ ( 固壁无滑移条件 )}, \quad (11)$$

$$\psi = 0, \quad (12)$$

$$T = T_0 \quad (T_0 \text{ 为熔点}), \quad (13)$$

$$\omega = -\frac{2\psi}{\Delta n^2}, \quad (14)$$

其中  $\Delta n$  为固液界面法向的计算网格长度 (14) 式是由  $\psi$  的 Taylor 展开与 (4) 式加以推导得到的<sup>[5]</sup>.

3) 在金属与坩埚之间的固固边界上, 传热条件为

$$\lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial n} = \lambda_g \frac{\partial T_g}{\partial n}, \quad (15)$$

其中  $\lambda_m$  和  $\lambda_g$  分别为金属和坩埚的热传导率,  $T_m$  和  $T_g$  分别为界面处金属和坩埚的温度分布.

4) 设入水口在坩埚底部中心, 出水口在坩埚侧壁顶部, 则坩埚外壁上的温度条件为<sup>[6]</sup>

$$\lambda_g \frac{\partial T_b}{\partial n} = h(T_b - T_w), \quad (16)$$

其中  $h$  为冷却水的对流热传导系数,  $T_b$  为坩埚外壁上的温度分布,  $T_w$  为冷却水的温度分布, 可以由坩埚外壁上流出的热量与冷却水的温升平衡求得

$$\int_T \frac{\rho QC}{2L} dT = \int_l h(T_b - T_w) dl, \quad (17)$$

其中  $\rho, Q, C$  分别为冷却水的密度、流量和热容,  $L$  为长槽形坩埚的纵向长度,  $l$  为沿底壁和侧壁的切向长度. 本文的计算中, 取冷却水流量为  $0.6 \times 10^{-3} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ , 入水温度为 293K, 坩埚纵向长度为 15cm.

由于坩埚左右对称, 可以只计算右半部分, 采用三阶迎风差分格式离散方程组进行数值求解.

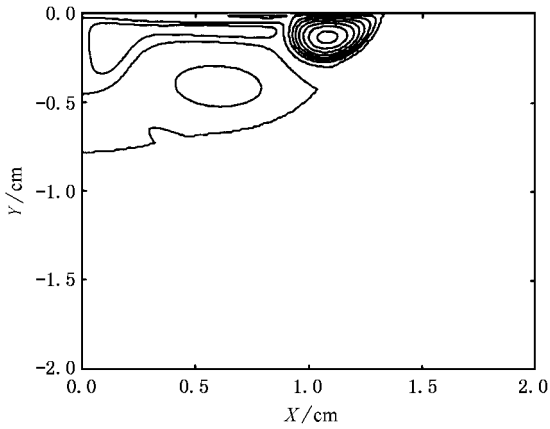
## 3. 计算结果与分析

### 3.1. 冷热坩埚的特性分析

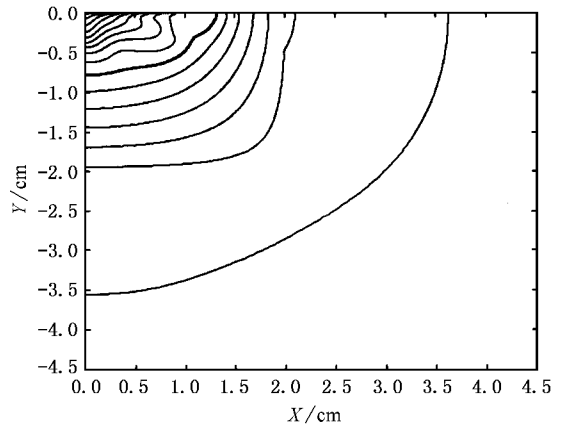
利用以上方程组和边界条件, 对宽为 4cm 深为 2cm 的冷、热两种坩埚中的金属熔池, 在电子枪单位厘米长功率为 5kW、半束宽为 3mm 条件下, 进行了计算分析. 其中对于冷坩埚采用壁厚为 2.5cm 的铜

坩埚,而热坩埚采用壁厚为2.0cm的铜坩埚,再内衬0.5cm的石墨,冷、热坩埚外壁都由循环水冷却,其

相应的流场、温度场、熔池表面和坩埚外壁的温度分布如图2至图4所示.

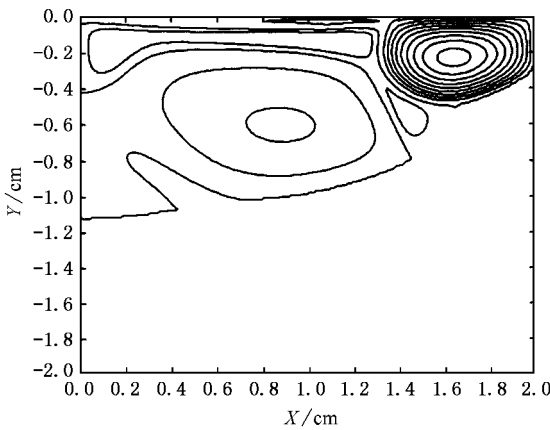


(a)金属熔池的流场分布

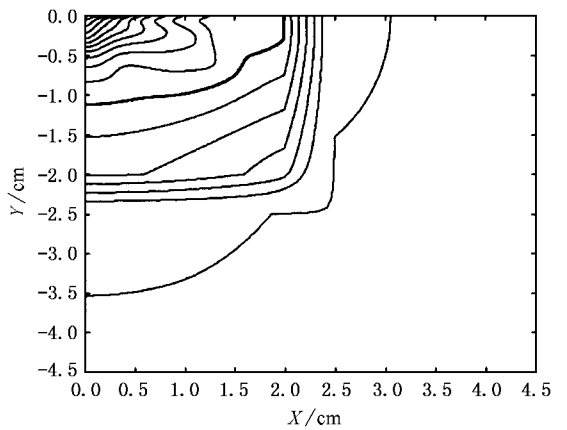


(b)整个坩埚的温度场分布 粗线为固液界面

图2 冷坩埚的熔池流场和坩埚温度场

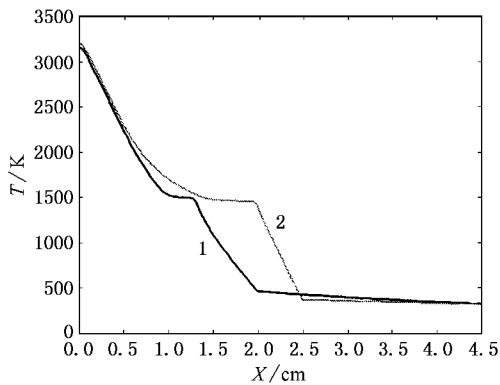


(a)金属熔池的流场分布

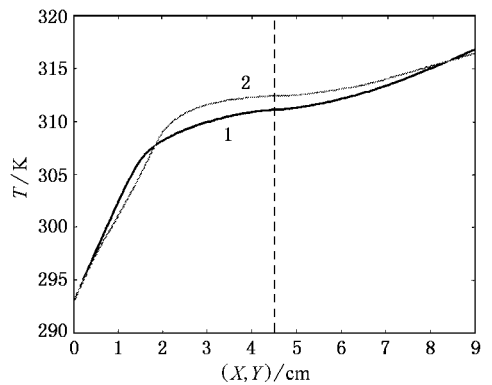


(b)整个坩埚的温度场分布 粗线为固液界面

图3 热坩埚的熔池流场和坩埚温度场



(a)坩埚的表面温度分布



(b)坩埚外壁的温度分布 短划线左边为底壁,右边为侧壁

图4 冷、热坩埚的表面温度分布和外壁温度分布 曲线1为冷坩埚,曲线2为热坩埚

冷、热坩埚中的熔池流场都是由表面热毛细流、内部浮力流以及两者之间的二次环流组成. 其中热毛细流较强, 流速从中心点的零速逐渐增加, 到右侧固壁时达到最大值后, 遇壁阻挡返回, 形成回流区; 而浮力流较弱, 形成稳定的环流. 冷坩埚的热传导性较好, 熔池未能完全熔化, 而热坩埚的保温性能好, 熔池表层完全熔化; 在同样的电子枪功率和冷却水条件下, 热坩埚中的液态熔池体积比冷坩埚的大.

冷、热坩埚的温度场包括金属熔池的固、液温度场和坩埚壁的温度场. 熔池中心处由于受电子枪直接轰击, 温度线密集, 温度梯度大. 由于表面热毛细流的影响, 表面温度场梯度也较大, 并在右侧壁处由于回流而向中心靠拢, 而浮力流较小, 向下的热传导较小, 温度梯度较小. 在热坩埚中, 有一层热传导率很小的石墨层, 其温度梯度较大, 而铜壁由于传热性极好, 其温度梯度很小.

冷、热坩埚的表面温度分布包括液态熔池、固态金属和坩埚表面, 如图 4(a) 所示. 其中液态熔池表面中心点温度最高, 逐渐成曲线下降, 在熔点处形成

拐点, 然后在固态金属和固体坩埚表面都接近线性下降, 只是下降的斜率不同, 两者之间形成拐点. 热坩埚表面没有固态金属表面, 但是有石墨层表面, 温度在此处下降较多.

冷、热坩埚的外壁温度分布包括坩埚底壁和侧壁, 如图 4(b) 所示. 在入水口附近刚接触底壁时温度上升较快, 到了右下角处温度上升变慢, 而在右壁上部因为表面热毛细流的快速传热, 温度上升又变快.

### 3.2. 电子枪功率对冷、热坩埚的影响

电子枪功率对熔池的流场形状和温度分布以及蒸发量有决定性的影响. 本文对宽为 4cm、深为 2cm 的冷、热两种坩埚中的金属熔池, 在电子枪半束宽为 3mm 的条件下, 分别对线性电子枪单位厘米长功率为 3, 4, 5, 6 和 7kW 的情况进行了计算分析. 其相应的液态熔池尺寸、中心温度  $T_c$ 、蒸发量  $S_p$ 、以及蒸发热  $Q_v$ 、辐射热  $Q_r$  和冷却水的热损失  $Q_w$  等如表 1 和表 2 所示.

表 1 不同电子枪功率对冷坩埚熔池的影响

电子枪功率 $P_w/\text{kW}$	中心温度 $T_c/\text{K}$	蒸发量 $S_p/(\text{mg/s})$	熔池半宽度 $W/\text{cm}$	熔池深度 $H/\text{cm}$	水带走热量 $Q_w/\text{W}$	辐射热 $Q_r/\text{W}$	蒸发热 $Q_v/\text{W}$	能量利用率 $\eta/\%$
3	2641	1.13	1.06	0.66	1238	34.7	2.5	0.17
4	2915	6.81	1.14	0.69	1634	48.5	15.0	0.75
5	3157	26.0	1.34	0.75	2002	65.8	56.9	2.3
6	3333	63.5	1.36	0.77	2330	81.3	139.0	4.6
7	3461	113.2	1.40	0.78	2634	93.9	247.4	7.1

表 2 不同电子枪功率对热坩埚熔池的影响

电子枪功率 $P_w/\text{kW}$	中心温度 $T_c/\text{K}$	蒸发量 $S_p/(\text{mg/s})$	熔池半宽度 $W/\text{cm}$	熔池深度 $H/\text{cm}$	水带走热量 $Q_w/\text{W}$	辐射热 $Q_r/\text{W}$	蒸发热 $Q_v/\text{W}$	能量利用率 $\eta/\%$
3	2681	1.52	1.98	0.92	1226	45.5	3.4	0.23
4	2935	7.92	2.0	1.06	1622	60.3	17.4	0.87
5	3199	33.7	2.0	1.12	1971	80.1	73.8	3.0
6	3368	76.1	2.0	1.13	2289	94.8	166.4	5.5
7	3493	135.6	2.0	1.14	2570	108.5	296.3	9.5

电子枪功率变化对冷、热坩埚熔池金属蒸发量的影响都非常显著. 对于冷坩埚, 随电子枪功率的增加, 液态溶池的体积明显变大, 宽度比溶度增加得更大, 这是由于电子枪功率对表面热毛细流的影响更大, 因此对蒸发量的影响很大. 而对于热坩埚, 电子枪功率大于 3kW 时熔池上层将完全熔化, 液态熔

池宽度不变, 而且因为浮力流所受电子枪功率的影响较小, 熔池深度变化也不大, 但是表面热毛细流流速加快, 液面温度升高, 这也使侧壁回流区明显增加, 因而蒸发量增加很多. 由表 1 和表 2 可以看出, 蒸发量随电子枪功率的增加极快, 功率由 3kW 增加一倍, 蒸发量却增加了近 50 倍, 这也使能量的有效

利用率得到很大的提高.当功率增加到 7kW 时,能量利用率可达到 8.5%,而损失的能量中,冷却水带走了 73.4%,辐射热散失了 3.1%,其余 15.0%认为是电子束在熔池表面散射掉.

### 3.3. 电子枪束宽对冷、热坩锅的影响

电子枪的束宽对熔池的流场形状和温度分布以

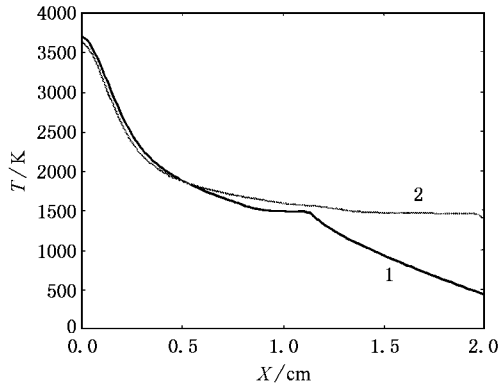


图5 电子枪半束宽 1mm 时熔池的表面温度分布 曲线说明同图 4

及蒸发量有重要影响.本文对宽为 4cm、深为 2cm 的冷、热两种坩锅中的金属熔池,在电子束单位厘米长功率为 5kW 条件下,分别对电子枪半束宽为 0.15, 0.25, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 和 3.0mm 的情况进行了计算分析,其液态熔池尺寸、中心温度、蒸发量的变化如表 3 所示.冷、热坩锅熔池表面温度分布如图 5 所示,蒸发量随电子枪束宽的变化如图 6 所示.

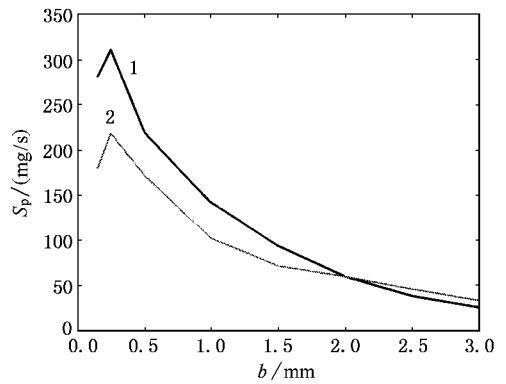


图6 熔池的蒸发量随电子枪束宽的变化 曲线说明同图 4

表 3 电子枪束宽对冷、热坩锅熔池的影响

电子枪半束宽 $b/\text{mm}$	中心温度 $T_c/\text{K}$		蒸发量 $S_p/(\text{mg/s})$		熔池半宽度 $W/\text{cm}$		熔池深度 $H/\text{cm}$	
	冷坩锅	热坩锅	冷坩锅	热坩锅	冷坩锅	热坩锅	冷坩锅	热坩锅
0.15	4331	4202	280.5	179.7	1.08	2.0	1.18	1.72
0.25	4240	4146	311.0	218.6	1.13	2.0	1.03	1.63
0.50	3960	3903	219.6	172.7	1.16	2.0	0.86	1.18
1.0	3698	3630	142.5	102.4	1.18	2.0	0.78	1.14
1.5	3524	3471	93.7	71.7	1.24	2.0	0.77	1.13
2.0	3379	3381	59.6	60.6	1.28	2.0	0.76	1.13
2.5	3258	3288	38.5	46.0	1.30	2.0	0.75	1.12
3.0	3157	3199	26.0	33.7	1.34	2.0	0.75	1.12

影响熔池蒸发量的因素主要有液态熔池宽度和表面温度分布状况.对于冷坩锅,当电子枪半束宽从 3.0mm 减小到 0.25mm 时,虽然液态熔池宽度降低,但表面温度的升高起主要作用,因此使蒸发量逐渐增加.可是当电子枪半束宽再减小时,虽然表面中心温度有所升高,但由于液面宽度减小以及二次环流向内部的热传导增加,因此液面整体温度会下降,从而使蒸发量降低.对于热坩锅,熔池表层是完全熔化的,因此当电子枪半束宽从 3.0mm 减小到 0.25mm 时,由于表面温度升高而使蒸发量逐渐增加.可是当电子枪半束宽再减小时,虽然表面中心温度有所升

高,但是由于表面热毛细流变薄、流速下降快,以及二次环流向内部的热传导增加,最终也使表面整体温度下降,从而使蒸发量降低.从表 3 数据可以看出,电子枪束宽的变化对熔池蒸发量及电子枪能量的有效利用率有很大影响.当电子枪半束宽从 3.0mm 降到 0.2mm 时,蒸发量增加了 5—10 倍,能量的有效利用率增加到 20% 左右.

当电子枪半束宽小于 2.0mm 时,虽然热坩锅有石墨隔热层,但是冷坩锅的液态熔池宽度更小,因此冷坩锅表面热毛细流向侧壁的热传导也小,表面中心温度更高,所以冷坩锅的蒸发量比热坩锅大.当电

子枪半束宽大于 2.0mm 时, 随冷坩埚的液态熔池宽度增加, 表面热毛细流向坩埚侧壁的热传导增加, 最终使具有石墨隔热层的热坩埚的熔池表面温度超过了冷坩埚, 因此蒸发量也大于冷坩埚.

### 3.4. 坩埚尺寸对冷、热坩埚的影响

在同样的电子枪功率和束宽的条件下, 坩埚尺

寸大小的变化也对金属熔池的流场形状和温度分布以及蒸发量有影响. 本文在电子束单位厘米长功率为 5kW、半束宽为 3mm 的条件下, 分别对冷、热两种坩埚尺寸大小为 3.0 3.5 4.0 4.5 和 5.0cm 的情况进行了计算分析, 其相应的液态熔池尺寸、中心温度、蒸发量如表 4 所示.

表 4 不同尺寸的冷、热坩埚对熔池的影响

熔池截面尺寸/cm <sup>2</sup>	中心温度 $T_c$ /K		蒸发量 $S_p$ (mg/s)		熔池半宽度 $W$ /cm		熔池深度 $H$ /cm	
	冷坩埚	热坩埚	冷坩埚	热坩埚	冷坩埚	热坩埚	冷坩埚	热坩埚
3.0 × 1.5	3062	3122	14.5	19.8	0.99	1.5	0.64	1.02
3.5 × 1.75	3113	3158	19.5	23.8	1.15	1.75	0.70	1.06
4.0 × 2.0	3157	3199	26.0	33.7	1.34	2.0	0.75	1.12
4.5 × 2.25	3164	3225	29.2	38.5	1.41	2.25	0.81	1.29
5.0 × 2.5	3197	3269	35.6	52.2	1.49	2.5	0.82	1.46

冷、热坩埚尺寸的变化对熔池的蒸发量也有影响. 在相同的电子枪功率和束宽以及冷却水条件下, 坩埚的尺寸越大, 蒸发量越大. 对于冷坩埚, 尺寸增大, 液态熔池的体积相应增加, 液面宽度增加, 而使蒸发量增加. 对于热坩埚, 由于表层完全熔化, 坩埚尺寸增大, 液态熔池的体积也相应增加, 表面宽度增加, 也使蒸发量增加. 同时, 坩埚尺寸的增加, 也使冷却水带走的热量更少, 熔池的表面中心温度升高, 这也使蒸发量增加. 当坩埚尺寸从 3.0cm × 1.5cm 增加到 5.0cm × 2.5cm 时, 坩埚熔池的蒸发量约增加了 2.5 倍.

## 4. 结 论

本文详细地讨论了电子枪功率、束宽和坩埚尺寸的变化对冷、热两种坩埚金属熔池蒸发量的影响. 主要获得以下的研究结果.

1. 利用 Navier-Stokes 方程在给定的电子枪和冷却水条件下, 对于冷、热两种坩埚的熔池进行了数值模拟, 获得了稳定的熔池流场和温度场图像, 并研究了各种条件因素对熔池蒸发量的影响, 它适用于多种金属熔池的数值计算, 如铁、铜、钨和铝等.

2. 电子枪功率增加时, 熔池蒸发量显著增加. 对于冷坩埚是由于中心温度和液态熔池宽度的增加, 对于热坩埚是由于熔池的热毛细流使表面温度增加. 电子枪能量的有效利用率也随电子枪功率的增加而显著增加.

3. 电子枪束宽减小时, 熔池蒸发量增加较大, 电子枪的能量利用率也随之提高, 但束宽过小时蒸发量反而下降. 对于冷坩埚, 电子枪束宽减小时, 熔池中心温度增加, 而液面宽度减小, 并且二次环流增加, 使向内部的热传导增加, 所以使蒸发量先增加而后减小. 对于热坩埚, 电子枪束宽减小时, 熔池中心温度增加, 表面热毛细流减小, 并且向下的热传导增加, 蒸发量也是先增加而后减小. 当电子枪束宽较大时, 热坩埚的隔热层使其表面温度高于冷坩埚, 液面宽度也更大, 因此蒸发量大于冷坩埚; 当电子枪束宽较小时, 冷坩埚的液面宽度较小, 表面热毛细流向侧壁的热传导也较小, 因此表面温度更高, 所以蒸发量反而比热坩埚大.

4. 坩埚尺寸增大时, 冷、热坩埚熔池的液面宽度和表面中心温度都增加, 所以蒸发量也有所增加, 电子枪的能量利用率也随之增加.

- [ 1 ] Wang D W 1999 *Theor. Appl. Laser Isotope Separation* **9** 318( in Chinese ] 王德武 1999 激光分离同位素理论及其应用 **9** 318 ]
- [ 2 ] Zhu Y M and Wang D W 2000 *Atom. Energy Sci. and Technol.* **34** 238( in Chinese ] 朱一明、王德武 2000 原子能科学技术 **34** 238 ]
- [ 3 ] Xiao J X and Wang D W 1999 *J. Tsinghua Univ. ( Sci. & Technol. )* **39** 56( in Chinese ] 肖踞雄、王德武 1999 清华大学学报 ( 自然科学版 ) **39** 56 ]
- [ 4 ] Westerberg K W *et al* 1998 *Int. J. Numer. Meth. Fluids* **26** 637
- [ 5 ] Srinivasan J *et al* 1985 *Int. J. Heat Mass Transfer* **29** 566
- [ 6 ] Yang S M and Tao W Q 1998 *Heat Transfer* **12** 138( in Chinese ] 杨世铭、陶文铨 1998 传热学 **12** 138 ]

## Numerical analysis of molten pool heated by electron gun

Bo Yong Wang De-Wu Ying Chun-Tong

( Department of Engineering Physics , Tsinghua University , Beijing 100084 , China )

( Received 24 September 2001 ; revised manuscript received 23 November 2001 )

### Abstract

It is necessary to know the characteristics of the metal molten pool in many fields. The velocity and temperature distribution of the two-dimensional pool in both the cold and the hot crucibles heated by the electron gun are analyzed by the Navier-Stokes equation under the real boundary condition. The relations between the evaporation rate and the power of the electron gun , the width of the electron beam , the volume of the crucible are studied in detail for the cold and hot crucibles. In general , the evaporation rate increases with the power of the electron gun increasing , the width of the electron beam decreasing ( except the width less than 0.5mm ) and the volume of the crucible increasing , so the effective power use ratio of the electron gun increases. The evaporation rate of the hot crucible is higher if the electron beam is wider , otherwise the evaporation rate of the cold crucible is higher. The results are similar for iron , copper , gadolinium , aluminium and so on.

**Keywords** : Navier-Stokes equation , thermocapillary flow , buoyancy flow , molten pool

**PACC** : 4725Q , 7215C