

# 钛合金锭半连续感应熔炼工艺研究

李伟东<sup>1, 2</sup>, 白容忍<sup>2</sup>, 史许娜<sup>3</sup>, 孙宏喆<sup>2</sup>, 乔海滨<sup>2</sup>, 王 哲<sup>2</sup>

( 1. 华中科技大学 材料科学与工程学院, 湖北武汉 430074; 2. 洛阳船舶材料研究所, 河南洛阳 471039;  
3. 洛阳瑞泽石化工程有限公司, 河南洛阳 471003 )

**摘要:** 介绍了钛合金锭的半连续感应熔炼方法, 测试了 $\Phi 280$  mm冷坩埚在不同熔炼功率 ( 450 kW、550 kW、650 kW、750 kW、800 kW ) 条件下TA17合金锭的熔化情况以及冷却循环系统的进出口水温变化情况, 并根据测试数据计算了能量有效利用情况。试验结果显示, 电源功率为450 kW、550 kW时, 由于电源功率过低不能使合金锭熔化; 电源功率为650 kW、750 kW、800 kW时, 能使合金锭熔化。同时根据能量有效利用的计算结果开展了 ( 650 kW、750 kW、800 kW ) 不同加料速度下的熔炼测试, 测试结果表明, 在熔炼功率一定的情况下, 单次加料重量过大, 会出现合金架桥情况, 单次加料重量过小, 冷却循环水会出现水温急剧升高的问题。当熔炼功率为750 kW/min, 加料重量为4 kg/min时, 该熔炼工艺条件下冷却循环水温 $<50$   $^{\circ}\text{C}$ , 有效地实现了TA17钛合金锭的半连续感应熔炼, 其能量有效利用率约为8.3%。

**关键词:** 半连续感应熔炼; 钛合金铸锭; 多级给料; 间歇拉锭

钛及钛合金具有比强度高、耐腐蚀、无磁无毒和生物相容性好, 是继钢铁、铝之后的又一重要金属材料, 广泛应用于航空、航天、航海、核电、电子、医疗和化工等领域, 被誉为“第三金属”“太空金属”和“海洋金属”等<sup>[1-6]</sup>。钛在国民经济中的应用, 反映了一个国家的综合国力、经济实力和国防实力, 是高新技术不可或缺的关键材料。纵观世界钛工业的发展史, 社会的现代化程度越高, 用量就越大, 用钛量的多少是一个国家发达程度的重要标志<sup>[7-10]</sup>。

随着全球科技创新的不断推进, 重点战略领域对高精尖装备的需求不断提升。同时, 更加苛刻的极端服役环境对钛合金铸锭的杂质含量、成分均匀性、性能、可靠性及低成本提出了更高要求。因此, 如何实现钛合金锭的低杂质含量、高均质已成为该领域亟待解决的世界性难题。冷坩埚感应熔炼因其具有较高的过热度、流程短和均质性好等优点, 是制备高品质钛合金的理想工艺。冷坩埚是由多瓣铜瓣组成, 中间有云母片间隔, 同时内部通有冷却水, 坩埚外部缠绕线圈。冷坩埚感应熔炼合金主要是通过线圈通电在坩埚内部产生交变磁通, 进而在被熔合金中产生感应电动势以及感生电流, 实现合金的加热与熔炼<sup>[15-17]</sup>。但受制于装备及工艺的影响, 该工艺方法无法实现大体积 ( 重量 $>200$  kg ) 钛合金铸锭的制备<sup>[11-14]</sup>。

半连续感应熔炼是制备大体积、高均质和高纯净钛合金锭的有效方法, 因为冷坩埚中合金加热过程中电磁场的分布、能量的耗损以及热传导等工况复杂, 即使在频率、线圈输出电流同等条件下, 不同温度的合金熔体产生的感应电动势、感应电流、熔体的磁导率以及电阻率均不相同, 近而作用在熔体上的能量也差别较大, 不能有效反映能量的利用情况以及不能有效的指导感应熔炼工艺的制定, 为实现钛合金锭的半连续感应熔炼, 需研究电源功率能量利用率以及合金的熔炼效率。

本文介绍了大体积钛合金锭的半连续感应熔炼制备方法, 同时依据能量守恒定律, 通过测量被熔合金吸收的能量 ( 电源输出的能量减去能量耗损 ), 研究了电源功率、冷却循环系统以及合金熔化速度之间的匹配关系, 进而制定了 $\Phi 280$  mm冷坩埚半连续感应熔炼TA17钛合金锭的工艺制度。

## 作者简介:

李伟东 ( 1985- ), 男, 高级工程师, 博士研究生, 研究方向为钛及钛合金成形技术。E-mail: liweidong589@163.com

中图分类号: TG249.5

文献标识码: A

文章编号: 1001-4977 (2025)

06-0781-07

## 收稿日期:

2025-01-14 收到初稿,

2025-03-10 收到修订稿。

## 1 冷坩埚半连续感应熔炼钛合金锭制备的原理及装置

冷坩埚半连续感应熔炼钛合金锭制备的原理：主要是通过“真空加料-感应熔炼-间歇拉锭”协同控制的方法，将配制好的钛合金（海绵钛与中间合金采用铝箔包裹）放入一级给料混料腔室，打开一级给料腔室与二级给料腔室之间的阀门，将合金料从一级腔室推进二级加料腔室，关闭一级加料腔室与二级加料腔室之间的阀门，通过真空系统将二级加料腔室抽真空，使腔室真空度 $<0.9\text{ Pa}$ ，打开二级加料腔室与三级加料腔室之间的阀门，将二级加料腔室的合金送入三级加料腔室，三级加料腔室与炉腔抽真空使其真空度 $<0.9\text{ Pa}$ ，将三级加料腔室的合金送入熔炼腔室的坩埚中，关闭二级加料腔室与三级加料腔室之间的阀门。通过上述三级加料系统中阀门启闭时间以及抽真空系统的协同控制，实现了熔炼腔室在不破坏真空条件下的持续加料。同时通过冷坩埚的真空感应熔炼使合金受热熔化，实现合金的熔炼，最后通过间歇拉锭装置使熔化后的合金结晶下移凝固。通过上述这一循环过程，进而实现大规格钛合金铸锭的制备。该装置主要包括多级真空给料装置、感应熔炼装置以及间歇拉锭装置（图1）。

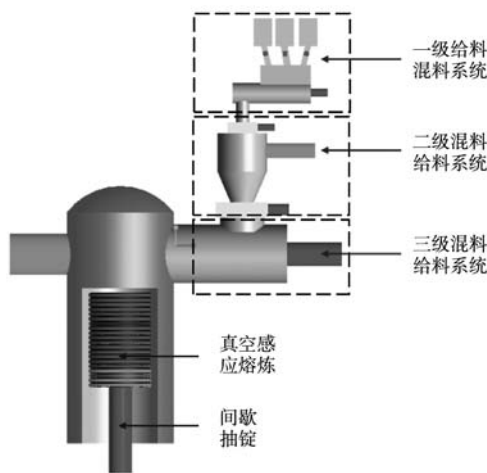


图1 冷坩埚半连续感应熔炼钛合金结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the cold crucible semi-continuous induction smelting device

冷坩埚内径为280 mm，坩埚高度410 mm，线圈匝数6匝。坩埚本身需具有一定的透磁性才能更好地实现合金的熔炼，而铜坩埚本身具有较好屏蔽磁感线的能力，以提高铜坩埚的透磁性。该坩埚采用24瓣方式组合而成，坩埚壁厚为30 mm，瓣与瓣之间的间隙约1 mm，瓣与瓣之间采用云母片间隔，同时为确保坩埚的正常工作各瓣中间需要通冷却水（水路直径为15 mm），

以确保铜坩埚具有良好的散热，使其在工作时处于较低温度，冷坩埚具体结构如图2所示。

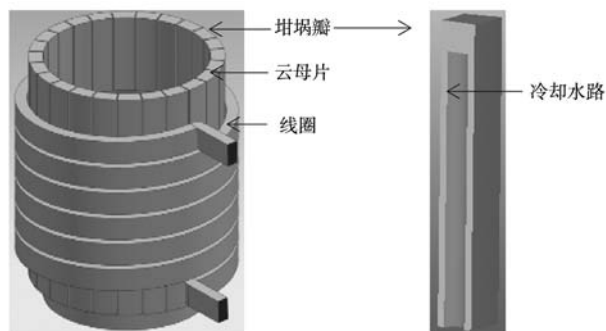


图2 冷坩埚结构示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the structure of the cold crucible

## 2 试验依据

依据能量守恒定律，冷坩埚半连续真空感应熔炼炉热量由电源产生，所产生的热量在合金熔炼过程中分为两部分，其一为热量耗损，其二为合金吸收，热量有效利用。在长时间稳态持续熔炼的情况下，炉腔内温度趋于一定值，电源产生的热量减去热量耗损（冷却循环水带走的热量以及炉腔外体散失的热量）即为合金熔体所吸收的热量。即由式（1）表示：

$$Q_E = Q_T - Q_L \quad (1)$$

式中： $Q_E$ 为热量的有效值（J）， $Q_T$ 为电源输出热量（J）， $Q_L$ 为热量损耗（J）。

$$Q_T = W \cdot T \quad (2)$$

式中： $W$ 为电源输出功率（W）； $T$ 为电源工作时间（s）。

由于炉腔外体内部本身通有冷却循环水，经冷却循环水冷却后的炉腔外体与大气温度差值相对较小。因此，炉腔外体向空气中所散失热量较小，此部分散失的热量可假定为一定值，为便于计算该部分热量损耗假设为零。基于上述假设，即为冷却循环水所带走的热量。因此，真空感应熔炼炉有效热量即为电源输出能量减去冷却循环水耗损能量，由式（3）表示：

$$Q_E = Q_T - Q_W \quad (3)$$

式中： $Q_W$ 为冷却循环水带走的热量（J）。

根据式（3）中计算获得的热量有效利用率，假定所添加的海绵钛及铝钒等原料为TA17合金，其初始温度为25℃，TA17熔体温度假定为1800℃，因此TA17合金熔炼过程的温差为1775℃，在不考虑TA17熔化相变的吸热或散热情况，待熔炼过程稳定后坩埚熔炼TA17钛合金的速度可由式（4）表示：

$$W_{Ti} = Q_E / (1775 \cdot C_{Ti}) \quad (4)$$

式中： $W_{Ti}$ 为合金熔化速度（kg/s）； $C_{Ti}$ 为TA17钛合金

比热 [ 520 J/ ( kg · °C ) ] 。

$$\eta = W_{Ti} / \{ Q_T / ( 1\,775 \cdot C_{Ti} ) \}$$

( 5 )

式中：η为能量有效利用率。

### 3 试验方法及过程

将Φ278 mm × 300 mm的ZTA17钛合金锭放入坩埚中，关闭炉门抽真空，待炉腔内真空度达0.9 Pa时，开启电源，为保证设备的正常运行，电源功率提升速率为100 kW/min，至所设定的功率后功率保持稳定，电源工作时间总计为20 min。

在启动电源的同时，打开冷却循环系统，循环水经冷却循环机组冷却后通过冷却管路对铜坩埚以及电源进行冷却，循环水经管路出水口流入水箱，如此往复循环（冷却循环系统的工作流量为0.006 437 m³/s）。

采用该方法分别测试了5种不同电源功率在频率为8 500~9 500 Hz工艺条件下（如表1所示），冷却循环水的进口水温以及出口水温的变化情况。根据电源功率与冷却机组的能量输出与耗损情况，获得有效能量，进而计算出TA17钛合金的熔化速度。根据所计算的熔化速度，设定相应的加料速度。基于上述计算，开展TA17合金的熔炼工艺测试，进而确定不同功率条件下

表1 试验方案

Tab. 1 Test schemes

| 方案             | 输出功率/kW | 电流强度/A | 频率/Hz       |
|----------------|---------|--------|-------------|
| 1 <sup>#</sup> | 450     | 865    | 8 500~9 500 |
| 2 <sup>#</sup> | 550     | 1 035  |             |
| 3 <sup>#</sup> | 650     | 1 205  |             |
| 4 <sup>#</sup> | 750     | 1 353  |             |
| 5 <sup>#</sup> | 800     | 1 400  |             |

冷坩埚半连续感应熔炼Φ280 mmTA17钛合金锭相应的熔炼工艺参数。

### 4 试验结果与分析

测试了5种不同功率测试方案在不同加热时间条件下冷却循环系统的水温变化情况，进水温度（inlet water temperature，用WIT表示）与出水温度（Onlet water temperature，用OWT表示）如表2所示，图3为显示了不同时刻坩埚冷却循环系统进水口及出水口温度差，图4显示了不同功率和时间条件下的出口温度，图5为不同时刻熔体获得有效能量的趋势。

通过不同功率以及不同加热时间条件下的测试，

表2 试验结果

Tab. 2 Test results

| 时间/min | 1 <sup>#</sup> |      | 2 <sup>#</sup> |      | 3 <sup>#</sup> |      | 4 <sup>#</sup> |      | 5 <sup>#</sup> |      |
|--------|----------------|------|----------------|------|----------------|------|----------------|------|----------------|------|
|        | WIT            | OWT  | WIT            | OWT  | WIT            | OWT  | WIT            | OWT  | WIT            | OWT  |
| 1      | 25.1           | 27.1 | 25.3           | 27.4 | 25.1           | 27.3 | 25.4           | 27.3 | 25.2           | 27.5 |
| 2      | 25.1           | 29.9 | 25.5           | 29.2 | 25.6           | 28.6 | 25.5           | 28.5 | 25.4           | 28.6 |
| 3      | 25.6           | 33.2 | 25.8           | 33.9 | 26.1           | 32.7 | 25.8           | 30.4 | 26.5           | 31.6 |
| 4      | 26.2           | 34.7 | 26.7           | 35.3 | 26.8           | 34.2 | 27.2           | 34.5 | 27.1           | 34.6 |
| 5      | 27.3           | 39.4 | 27.5           | 38.2 | 27.4           | 37.7 | 27.8           | 37.9 | 27.4           | 37.6 |
| 6      | 28.1           | 42.1 | 28.7           | 42.3 | 28.3           | 42.2 | 28.3           | 42.0 | 28.1           | 41.0 |
| 7      | 28.2           | 43.9 | 28.8           | 45.4 | 28.5           | 44.2 | 28.5           | 44.6 | 28.7           | 44.5 |
| 8      | 28.5           | 44.4 | 28.7           | 47.6 | 28.4           | 46.2 | 28.5           | 46.7 | 28.7           | 46.5 |
| 9      | 28.7           | 44.7 | 28.8           | 48.8 | 28.4           | 48.3 | 28.6           | 48.6 | 28.7           | 50.9 |
| 10     | 28.8           | 45.2 | 28.9           | 49.2 | 28.3           | 50.1 | 28.7           | 51.1 | 28.9           | 54.9 |
| 11     | 28.9           | 45.3 | 28.8           | 49.1 | 28.3           | 51.2 | 28.8           | 55.8 | 29.3           | 56.2 |
| 12     | 28.8           | 45.4 | 28.8           | 49.1 | 29.8           | 52.8 | 29.2           | 56.9 | 29.5           | 59.5 |
| 13     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | 29.8           | 53.7 | 29.2           | 57.4 | 29.4           | 63.6 |
| 14     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | 29.8           | 54.5 | /              | /    | /              | /    |
| 15     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | 29.8           | 57.2 | /              | /    | /              | /    |
| 16     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | /              | /    | /              | /    | /              | /    |
| 17     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | /              | /    | /              | /    | /              | /    |
| 18     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | /              | /    | /              | /    | /              | /    |
| 19     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | /              | /    | /              | /    | /              | /    |
| 20     | 28.9           | 45.5 | 28.9           | 49.2 | /              | /    | /              | /    | /              | /    |

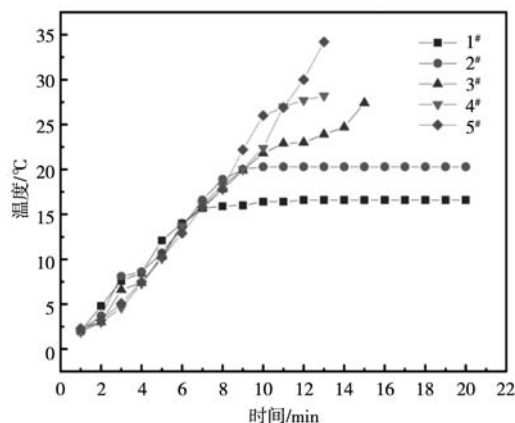


图3 不同功率和时间条件下的出水温度与进水温度的水温差  
Fig. 3 The temperature difference between the outlet water temperature and the inlet water temperature under different powers and time conditions

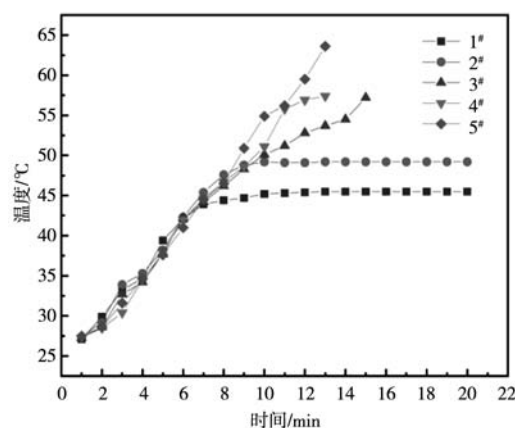


图4 不同功率和时间条件下的出口温度  
Fig. 4 Outlet temperature under different powers and time conditions

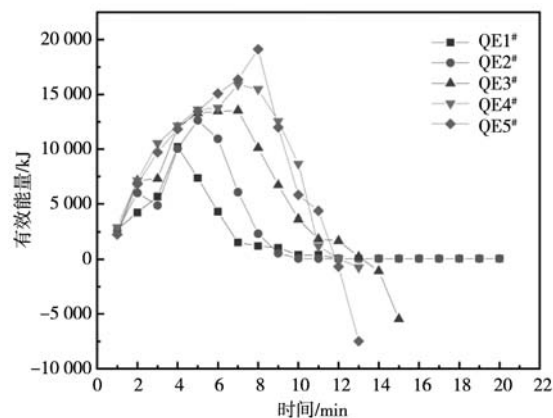
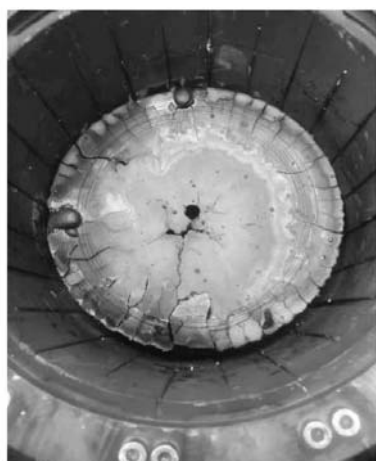


图5 不同功率和时间条件下的有效能量  
Fig. 5 Available energy under different powers and time conditions

发现方案1<sup>#</sup>、方案2<sup>#</sup>在加热20 min条件下不能使TA17合金发生熔化, 冷却后如图6 (a) 所示。方案3<sup>#</sup>、方案4<sup>#</sup>、方案5<sup>#</sup>分别在14 min、10 min、9 min时合金顶部完全熔化, 坩埚表面完全呈现液相, 冷却后如图6 (b) 所示。

图5显示了不同时刻熔体获得有效能量的趋势, 5种方案随着时间的增加有效能量呈现上升趋势, 随着功率及时间的持续增加, 有效能量下降。1<sup>#</sup>、2<sup>#</sup>方案在10~20 min有效能量基本趋于稳定, 由于该两种方案在20 min内没有使合金发生熔化, 说明电源有效功率低, 所产生的有效能量不足以使合金完全熔化。图5中显示单位时间内能量仍为正值, 说明合金吸收的能量在增加, 但是该计算是在炉体向大气散热假定为零的情况下计算的。图3、图4中显示1<sup>#</sup>、2<sup>#</sup>方案进口温度与出口温度均趋于一致, 进出口水温温差无明显差别。说明



(a) 未熔化



(b) 熔化

图6 TA17合金锭未熔及熔化后图片  
Fig. 6 Unsmelted and smelted TA17 alloy ingot

整个熔炼系统达到了吸热、散热平衡，合金吸收的有效能量为零。

3<sup>#</sup>、4<sup>#</sup>、5<sup>#</sup>合金分别在13 min、10 min、9 min时熔化，分别在14 min、13 min与12 min时，单位时间内合金的有效能量为负值。由图3、图4可知，随着功率及熔化时间的增加，进出口温差持续增加，出口温度超过设备所设定的上限温度55 ℃。合金熔化时，出水口温度在50~55 ℃，随着电源的持续工作，出水口温度上升速度较快，已超过所设计的最高55 ℃要求。冷却循环系统出水温度在不超过50 ℃时较为理想，基于表3中3<sup>#</sup>、4<sup>#</sup>、5<sup>#</sup>所计算的能量有效利用情况，合金熔化后出水温度为50 ℃时，进水口温度分别为28.3 ℃、28.7 ℃、28.7 ℃。根据上述进出水口温度，在不考虑炉体向大气中散热的情况下，三种方案单位时间内熔合金重

表3 不同方案单位时间加料重量测试  
Tab. 3 Test schemes of feeding weight per unit time

| 方案             | 加料重量/(kg·min <sup>-1</sup> ) |   |   |
|----------------|------------------------------|---|---|
| 3 <sup>#</sup> | 3                            | 2 | 1 |
| 4 <sup>#</sup> | 8                            | 4 | 2 |
| 5 <sup>#</sup> | 12                           | 6 | 3 |

量可由式(4)计算可得到，3<sup>#</sup>、4<sup>#</sup>、5<sup>#</sup>方案在全功率条件下熔合金重量分别为3.96 kg/min、10.9 kg/min、14.0 kg/min。根据上述计算结果，开展方案3<sup>#</sup>、4<sup>#</sup>、5<sup>#</sup>不同加料重量测试，具体测试方案如表3所示。

试验结果显示：3<sup>#</sup>方案中加料重量为3 kg/min时，坩埚中合金出现架桥情况，致使合金无法熔化，加料重量为2 kg/min时，合金能够熔化，但熔化速度较慢；当加料重量为1 kg/min时，冷却循环水温度急剧升高，超过55 ℃。4<sup>#</sup>方案中加料重量为8 kg/min时，坩埚中合金出现架桥情况，致使合金无法熔化，加料重量为4 kg/min时，合金能够熔化，熔化过程较为稳定，采用该工艺制备了522 kg的TA17钛合金铸锭（Al、V元素铸锭同锭差在±0.15wt%以内），如图7（c）所示，该熔炼工艺能量利用率仍然相对较低约8.3%；当加料重量为2 kg/min时，连续加料5次时，冷却循环水温度急剧升高，超过55 ℃，致使设备无法正常熔炼。5<sup>#</sup>方案中加料重量为12 kg/min及6 kg/min时，坩埚中合金出现架桥情况，致使合金无法熔化；当加料重量为3 kg/min连续加料4次，冷却循环水温超过55 ℃，致使设备无法继续熔炼。

在熔炼加料过程中，坩埚内出现架桥现象，形成

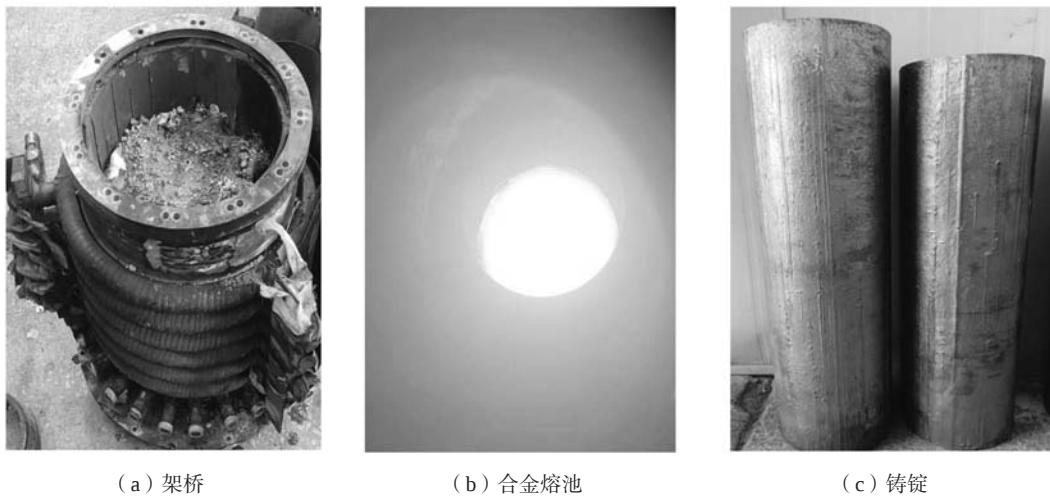


图7 TA17合金铸锭熔化过程图片

Fig. 7 Pictures of the melting process of the TA17 titanium alloy ingots

这一现象的主要原因是由于能量有效利用率低，熔池中金属液温度相对较低，在加入合金料时，熔池中的能量不能使合金快速发生熔化，致使合金料附在熔体上面，熔体浸入坩埚瓣与瓣之间的缝隙中与坩埚壁搭接在一起，即使在下拉装置向下移动的情况下，附在熔体上面的搭接料也不能移动，造成附在熔体上面的合金料无法熔化，进而形成架桥情况，进一步阻止了合金的熔炼。除此之外，磁感应强度=匝数×电流/（磁阻×截面积），功率低相应的电流强度较低，由于磁

感应强度与电流成正比，电流越大磁感应强度越大。电流小其产生的磁场强度弱，致使电磁力无法使合金浸入坩埚缝隙处的熔体悬浮，进而造成合金在坩埚中产生架桥情况。因此，能量低以及电磁力弱致使坩埚在熔合金过程中产生架桥情况。

由于感应电流密度在工件中分布是从表面向里面衰减，其衰减大致呈指数规律转变。工程上通常规定，当导体电流密度由表面向里面衰减到数值等于表面电流密度的1/e倍时，该处到表面的距离δ称为电流透

入深度,可采用下式计算。

$$\delta = \sqrt{\frac{P}{U_r f}} \quad (6)$$

式中:  $P$  为导体材料的电阻率 ( $\Omega \cdot \text{cm}$ ),  $U_r$  为导体材料的相对磁导率 ( $\text{H/m}$ ),  $f$  为电流频率 ( $\text{Hz}$ )。

由式 (6) 能够看出, 材料的电阻率  $P$ , 相对磁导率  $U_r$  确定以后, 透入深度  $\delta$  仅与频率的平方根成反比, 在上述参数相同的情况下, 电流透入深度是相同的。电源功率越大, 作用在合金上的能量就越多, 由式 (6) 可知, 在合金材料及频率不变的情况下, 电源功率越大合金在透入深度内所得的能量就越多, 坩埚温度壁就越高, 进而导致冷却循环水温升高。因此, 在大功率单位时间内加料少的情况下, 容易导致冷却循环水温升高。

## 5 结论

(1) 通过采用三级加料的方法实现了半连续真空感应熔炼腔室真空状态下的持续加料, 结合冷坩埚感应熔炼以及间歇拉锭协同控制的方法实现了大规格钛

合金锭的半连续感应熔炼;

(2) 研究了  $\Phi 280 \text{ mm}$  冷坩埚在不同熔炼功率条件下, TA17 钛合金锭的受热熔化情况, 研究结果表明, 熔炼功率在 650 kW、750 kW 以及 800 kW 能使 TA17 钛合金锭熔化, TA17 钛合金锭熔化后在不加合金料的情况下随着熔炼功率的增加冷却循环水温急剧升高;

(3)  $\Phi 280 \text{ mm}$  冷坩埚熔炼钛合金在电源功率大于 800 kW 时, 单次加料重量  $\geq 6 \text{ kg}$  时, 坩埚中合金出现架桥情况, 当单次加料重量  $\leq 4 \text{ kg}$  时, 冷却循环水温升高过快, 能量耗损严重, 800 kW 适宜的熔化速度约为 5 kg, 但 800 kW 为设备的满负荷工作, 对设备损害较大, 综合经济效益较低;

(4) 当电源功率为 650 kW 时, 加料重量约为 2 kg/min, 熔炼效率相对较低;

(5)  $\Phi 280 \text{ mm}$  冷坩埚在电源功率为 750 kW, 单次加料重量 4 kg/min 时, 能够在保证冷却循环水温  $< 50^\circ \text{C}$  下持续合金的熔化, 实现了钛合金锭的半连续感应熔炼, 此时其能量利用率约为 8.3%。

### 参考文献:

- [1] GAO F, SUN Z, YANG S, et al. Stress corrosion characteristics of electron beam welded titanium alloys joints in NaCl solution [J]. Materials Characterization, 2022, 192: 112126.
- [2] HUANG P, ZOU B, ZHANG Y, et al. Synthesis of rare earth silicate thermal barrier coating materials ( $\text{Y}_x\text{Yb}_{2-x}\text{SiO}_5$ ) and application on the surface of titanium alloy [J]. Inorganic Chemistry Communications, 2022, 135: 109129.
- [3] KUMAR R R, GUPTA R K, SARKAR A, et al. Vacuum diffusion bonding of  $\alpha$ ?titanium alloy to stainless steel for aerospace applications: interfacial microstructure and mechanical characteristics [J]. Materials Characterization, 2022, 183: 111607.
- [4] CHEN R, YANG J, DING H, et al. Magnetic field in a near-rectangular cold crucible designed for continuously melting and directionally solidifying TiAl alloys [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2012, 212 (9): 1934-1940.
- [5] KAMYSHNYKOVA K, LAPIN J. Vacuum induction melting and solidification of TiAl-based alloy in graphite crucibles [J]. Vacuum, 2018, 154: 218-226.
- [6] WEI Y-M, HU K-H, LU Z-G. Effect of  $\text{SiO}_2$  concentration in silica sol on interface reaction during titanium alloy investment casting [J]. China Foundry, 2018, 15 (1): 23-30.
- [7] MOON B-M, SEO J H, LEE H-J, et al. Method of recycling titanium scraps via the electromagnetic cold crucible technique coupled with calcium treatment [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2017, 727: 931-939.
- [8] SAURABH A, MEGHANA C M, SINGH P K, et al. Titanium-based materials: synthesis, properties, and applications [J]. Materials Today: Proceedings, 2022, 56: 412-419.
- [9] SCHWAB H, PALM F, KÜHN U, et al. Microstructure and mechanical properties of the near-beta titanium alloy Ti-5553 processed by selective laser melting [J]. Materials & Design, 2016, 105: 75-80.
- [10] DING H, CHEN R, GUO J, et al. Directional solidification of titanium alloys by electromagnetic confinement in cold crucible [J]. Materials Letters, 2005, 59 (7): 741-745.
- [11] PERICLEOUS K, BOJAREVICS V, DJAMBAZOV G, et al. Experimental and numerical study of the cold crucible melting process [J]. Applied Mathematical Modelling, 2006, 30 (11): 1262-1280.
- [12] CHEN R R, DING H S, YANG J R, et al. Temperature field calculation on cold crucible continuous melting and directional solidifying Ti50Al alloys [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2012, 22 (3): 647-653.
- [13] YANG J, CHEN R, DING H, et al. Heat transfer and macrostructure formation of Nb containing TiAl alloy directionally solidified by

- square cold crucible [J]. Intermetallics, 2013, 42: 184–191.
- [14] YANG J-R, CHEN R-R, DING H-S, et al. Numerical calculation of flow field inside TiAl melt during rectangular cold crucible directional solidification [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2012, 22 ( 1 ) : 157–163.
- [15] CHEN R-R, YANG J-R, DING H-S, et al. Effect of configuration on magnetic field in cold crucible using for continuous melting and directional solidification [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2012, 22 ( 2 ) : 404–410.
- [16] WANG S, WANG Q, CHEN R, et al. Numerical analysis for solid-liquid interface shape at various temperature gradient in electromagnetic cold crucible directional solidification [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2022, 199: 123443.
- [17] WANG Y, LI W, YUAN H, et al. Microstructure refinement and improvement of mechanical properties of Ti46Al8Nb0.9B alloys by electromagnetic cold crucible continuous solidification [J]. Intermetallics, 2022, 140: 107391.

## Study on Technology of Semi-Continuous Induction Melting of Titanium Alloy Ingot

LI Wei-dong<sup>1,2</sup>, BAI Rong-ren<sup>2</sup>, SHI Xu-na<sup>3</sup>, SUN Hong-zhe<sup>2</sup>, QIAO Hai-bin<sup>2</sup>, WANG Zhe<sup>2</sup>

(1. School of Materials Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China; 2. Luoyang Ship Material Research Institute, Luoyang 471039, He'nan, China; 3. Luoyang Ruize Petrochemical Engineering Co., Ltd., Luoyang 471003, He'nan, China)

### Abstract:

In this work, the semi-continuous induction smelting method of titanium alloy ingot was introduced. The  $\Phi 280$  mm cold crucible was used to smelt TA17 alloy under different powers (450 kW, 550 kW, 650 kW, 750 kW, 800 kW). The experimental results showed that the TA17 alloy ingot could not be melted when the power was 450 kW and 550 kW, which could be melted under the power of 650 kW, 750 kW and 800 kW. The TA17 alloy smelting efficiency of  $\Phi 280$  mm cold crucible with different powers (650 kW, 750 kW, 800 kW) was calculated. According to the calculation results, the smelting process scheme was formulated and the corresponding experiments were carried out. The experimental results showed that under the condition of a certain smelting power, the alloy will not be smelted if adding too much alloy material per unit time. On the contrary, the temperature of the cooling circulating water will rise rapidly when the alloy material is fed too little in unit time, which will result in the cold crucible being damaged. When the smelting power was 750 kW and the feeding weight was 4 kg/min, the cooling circulation water temperature was less than 50 °C, the semi-continuous induction smelting of TA17 titanium alloy ingot was effectively realized, and the effective utilization rate of energy was about 8.3%.

### Key words:

semi-continuous induction smelting process; titanium alloy ingot; multi-stage feeding; intermittent drawing ingot