

© 1986 ISIJ

チタン合金の消耗電極式真空アーク溶解における伝熱特性

論文

市橋弘行*・山中章裕*・馬場良治*・池田隆果*²

Heat Transfer during Melting of Titanium Alloy in Vacuum Arc Furnace by Consumable Electrode

Hiroyuki ICHIHASHI, Akihiro YAMANAKA, Ryoji BABA and Takami IKEDA

Synopsis :

The molten metal pool in vacuum arc melting furnace has much influence on the quality of ingots. Its influence is much more pronounced in melting titanium alloys from the compacted electrode than in other metals. During melting titanium alloy in vacuum arc melting furnace, the shape and temperature profile of molten metal pool and temperature in water-cooled copper mold were measured.

Examining these data results in the following conclusions.

- (1) Temperature in arcing area is not affected by melting current and it is about 2 000°C.
- (2) Surface temperature of molten metal is estimated at about 2 200°C and the temperature under the surface decreases by approximately 200°C/cm. The temperature distribution in the upper part of molten metal pool is not affected by melting current.
- (3) Heat transfer coefficient is 0.04 cal/cm²·s°C at the top of ingot and less than 0.02 cal/cm²·s°C under 30 mm from the ingot top.
- (4) Metal pool depth is influenced mainly by melting current. The metal pool shape has been allowed to estimate by analysis of heat transfer with boundary conditions investigated.

1. 緒 言

消耗電極式真空アーク溶解法 (以下 VAR と称する) では電極がアークの熱によつて溶解し、鋳型内を液滴として落下集積し、鋳塊のトップ部に一定量の溶湯プールを保持しながら凝固する。メタルプールの底部が凝固界面であり、溶解量に相当して凝固するが、その凝固形態は界面の冷却速度や温度勾配により決定される。

チタン合金の場合、スポンジチタンを主成分とし、合金元素を添加して成形したコンパクト電極を溶解するので、合金元素の溶解、混合、蒸発等の現象は主にメタルプール内で行われる。従つて、合金成分の挙動にメタルプールの過熱度、形状が与える影響は大きい¹⁾。TiN 等の LDI (low density inclusion), あるいは WC や Mo 等の高融点、高密度金属の溶残である HDI (high density inclusion) も同様の影響を受け²⁾、一方、凝固に伴うマクロ、ミクロの成分偏析やキャビティ³⁾ も当然のことながらこのメタルプールの性状によつて左右される。

このように品質上極めて重要であるにもかかわらず、真空中、高温のアーク下での測定となるため、メタルプールの実態についての報告は少ない。

ROSSIN⁴⁾ は VAR 溶解中の電極から鋳塊にかけて、一般的な温度分布を定性的に推定し、メタルプールの表面の過熱度も記述しているが、データの裏付けがない。

これに対し、BUNGARDT らは⁵⁾耐熱鋼を対象にメタルプールの測温を行い、結果も示しているが、測定方法、データの内容についての説明がほとんどなされていない。一方、チタンの VAR 溶解時の伝熱解析を極めて精力的に、系統的に行つた DOBATKIN ら⁶⁾はメタルプールの測温結果も示しているが、実験条件や測定方法の詳細が明示されていないため、データ内容を検討することができない。

プール形状を決めるもう一つの因子である鋳型からの抜熱について、CLITES ら⁷⁾が鋼、ジルコニウム、チタンを用いて実験を行つているが、熱伝達率には触れていない。

このように多少の報告はあるものの満足できるものではないので、チタン合金を VAR 炉で溶解している時のメタルプールの温度分布、形状、鋳型の抜熱条件を調べ、伝熱現象を解析した。

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 8 月 14 日受付 (Received Aug. 14, 1985)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

2. 実験方法

実験に用いた炉は直流正極性（電極が陰極）の 40V-3kA を定格とする VAR 炉である。鋳型は内径 145 mm, 高さ 386 mm, 肉厚 12 mm の銅製で、この外周に 25 mm の間隔をあけて管状の仕切板があり、その間隙を約 300 mm/s の流速の冷却水が流れる。電極には最も一般的なチタン合金である Ti-6Al-4V 合金を選び、直径 80~100 mm の丸棒を用いた。いずれも 10^{-3} ~ 10^{-4} mmHg の真空下で、28~30 V の一定電圧のもと、電流値のみを 2~3 kA に変化させて溶解した。この時の電極降下速度は 14 mm/min から 18 mm/min であつた。

2.1 メタルプールの测温

VAR 溶解中のメタルプールの上部には数千 °C⁴⁾ と いわれるアーク領域が 20~30 mm の長さで存在し、この上に鋳型壁との間に通常 20~50 mm の間隙を有する電極が覆つている。しかも鋳型内は高真空に保つことが要求されるため、测温は極めてむずかしい。従つて当実験では Fig. 1 に示すように電極内に熱電対をセットし、溶解中に测温できるようにした。従来の测温データは⁵⁾ いずれも溶解中断後、数秒たつたものであり、かなり冷却の早いメタルプール表面近傍のものは信頼性に乏しい。熱電対は 2500°C まで保証された W-3ReW-2-5Re の 0.5mm 径のものを用いた。保護管には当初はチタン溶湯との反応性を考え、黒鉛を使用したがつ、アークによる損傷で测温できないことがわかり、図に示すようにスポーリングにも強いボロンナイトライドを選んだ。保護管の外径は 8 mm である。熱電対先端の高さとそれから 30 mm 上部で電極径を変えているのは熱電対とプール表面の相対位置を確認しやすくするためである。溶解が進行するにつれ電極が降下し、所定の位置で熱電対が

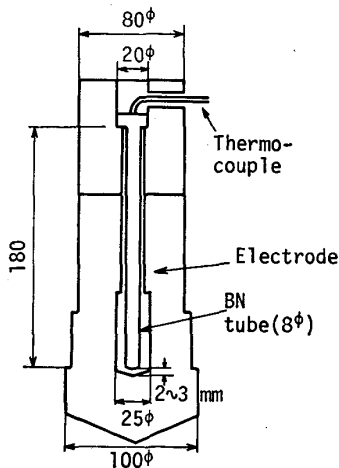


Fig. 1. Method of temperature measurement of molten metal.

アーク領域に侵入し、そのまま溶解を続ければメタルプール内に入る。通常の溶解速度では熱電対の降下速度は約 0.3 mm/s である。熱電対がメタルプール内に入るまで溶解を続け、所定の深さで電源を切り熱電対をそのまま保持する場合と、アーク領域にある時点で溶解を中止し、電極を約 50 mm/s の速度で急速にメタルプールの所定の位置まで降下させて、そのまま熱電対を保持する場合の 2 通りの実験方法を採用した。

2.2 鋳型内测温

ステンレスのチューブで保護した銅-コンスタンタン熱電対を銅鋳型の底部より 180 mm の位置にそれぞれ 3 mm と 8 mm の深さに埋め込み测温した。円周方向では同一温度挙動を示すと仮定し、埋込加工の都合上水平距離で 25 mm 離れた。応答遅れを小さくするため、熱電対先端をステンレスの保護管より 1 mm 露出させたものを用い、銅鋳型に接触させて测温した。溶解の開始および終了時においても熱電対の起電力に急激な変化が現れなかつたことから、溶解電流の熱電対の起電力に及ぼす影響はないものと見なした。一方、鋳型底部より 130 mm と 230 mm の位置で同様の测温を行つた予備実験において、2 カ所の温度プロファイルが同一であつたことより、180 mm の位置では既に定常的な伝熱条件が確立していると考えた。

2.3 メタルプール形状

VAR では高融点、高密度の金属は溶け残りやすいので、この現象を利用してタングステンをトレーサーに用いた。Fig. 1 と同様に電極を加工し、電極内部に熱電対の替りに 20~100 メッシュの W 粉末を各々 80 g 装入しておき、溶解の進行とともにメタルプール内に添加した。溶製後、鋳塊縦断面を硝酸でマクロ腐食することによりメタルプール形状を求めた。メタルプール形状が定常かどうかを判別するため、W 粉末を同一鋳塊で 3 カ所添加する実験も行い、以後は鋳塊高さ 210 mm 一定の位置で添加することにした。

3. 実験結果

3.1 温度分布

Fig. 2~4 に测温結果を示す。いずれも熱電対直下の電極が溶けてアークに熱電対が曝された時点を時刻 0 として表示している。図中の M2 点は熱電対先端から 30 mm 上の、電極径が 80 mm となる部分の溶解が始まった時点である。電極先端は Photo. 1 に示すように円弧状になつており、この円弧の高さは約 10 mm ある。28 V 前後の電圧ではアーク長は約 20 mm であることから、M2 点はちょうど熱電対先端が湯面近傍にあること

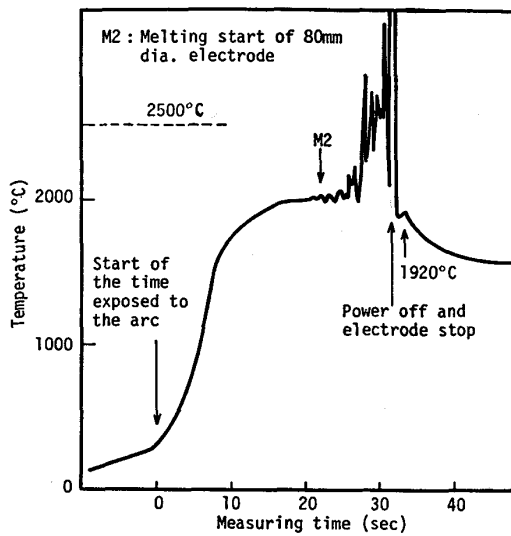


Fig. 2. Temperature profile (100 mm ϕ , 3 kA).
[Thermocouple was stopped at metal pool surface]

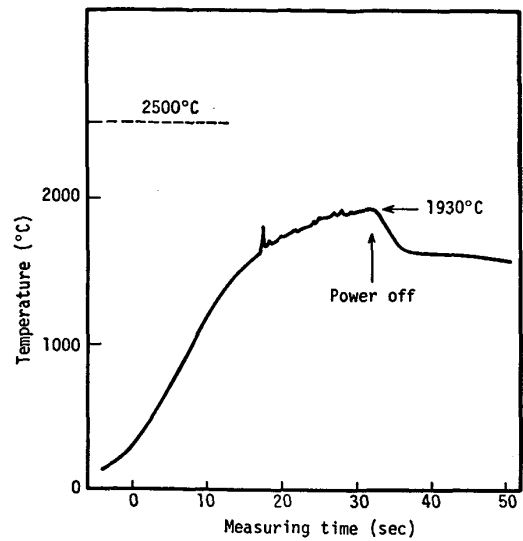


Fig. 4. Temperature profile (100 mm ϕ , 2.5 kA).
[Thermocouple was immersed into metal pool]

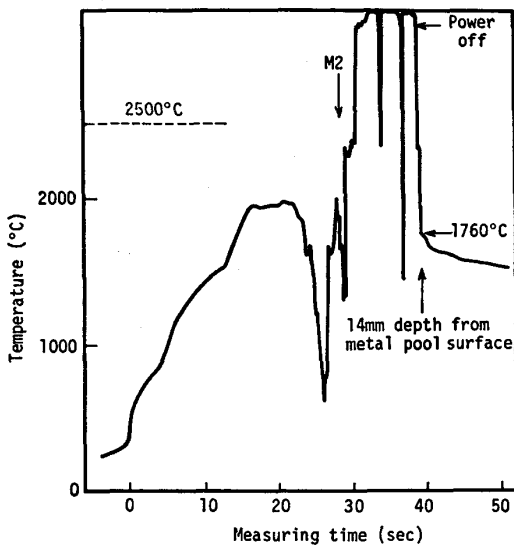


Fig. 3. Temperature profile (100 mm ϕ , 3 kA).
[Thermocouple was immersed into metal pool]

になる。Fig. 2 は 3 kA のヒートである。熱電対の直下が開口してから温度が上昇し、約 2000°C の一定温度に達し、M2 時点より指示にハンチングが生じたので電源を切り、その位置で熱電対を保持した。温度は電源を切った後 2s して現れており、熱電対は鋳塊表皮下 1.5 mm の位置に、保護管とともに完全な形で残存していた。Photo. 1 は保護管を取り外した時の熱電対先端の状況を示している。

Fig. 3 は Fig. 2 と同様に電極を溶解し、M2 点を過ぎた後約 10s してから、電極を高速 (50 mm/s) で 10 mm だけ降下させて溶解を停止したものである。溶解停止後 0.5s してから安定な温度を指示しており、1665°C では Ti-6Al-4V 合金の液相線温度と思われるクニッ

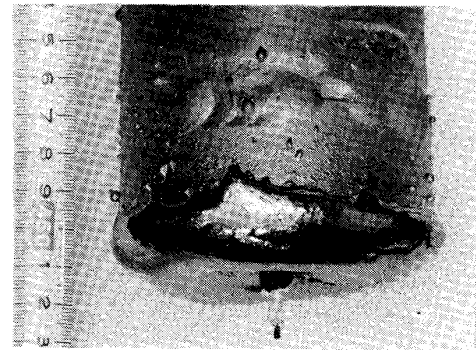


Photo. 1. Thermocouple after measurement.

クが存在する。一方、熱電対は Photo. 1 と同様に完全な形で回収されており、M2 以降の温度指示の不安定さは熱電対の損傷によるものでなく、アークスポットの影響があるいは変動する湯面との接触によるものと思われる。Fig. 4 は電流を 2.5 kA に低下させたヒートであり、M2 となる直前に電源を切るとともに電極を 12 mm 急速に降下させたものである。温度パターンは他のものとほぼ同様であるが、アーク領域の一定温度が 1930°C と 3 kA より多少低くなっている。熱電対は鋳塊表皮下 12 mm の位置にあり、M2 の時点では熱電対は湯面近傍にあつたことを物語っている。ただし、VAR 溶解時の湯面はアークにより常時数 mm 以上変動しており、熱電対が湯面直上に静止していることは決してありえないので、表面温度を一点の测温より決定することは困難である。

3.2 鋳型内温度分布

Fig. 5 に 3 kA で溶解した時の测温結果と鋳型内面温度の推定値を示す。鋳型内面温度は鋳型内温度分布を直線と仮定して算出した。この図の横軸は測定位置から

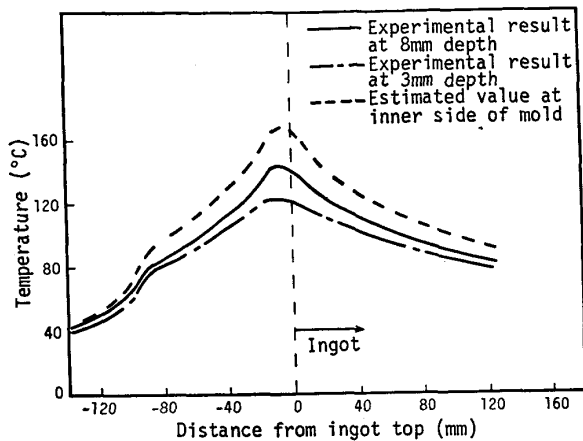


Fig. 5. Temperature of Cu mold. (100 mm ϕ , 3 kA).

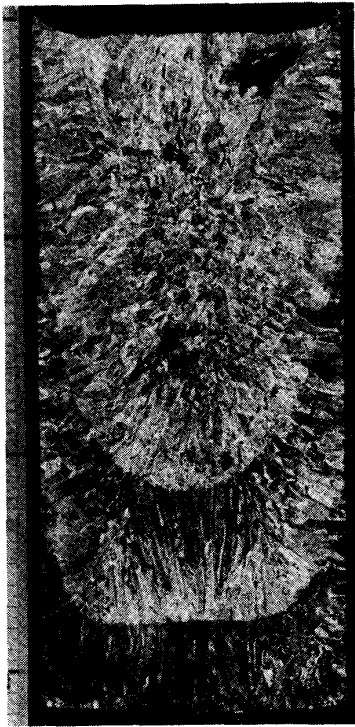


Photo. 2. Macrostructure of vertical section at center of ingot.

湯面までの距離であり、湯面の位置は電極の下降ストロークから読み取ったものである。鑄型内面の最高温度は 170°C であり、冷却水側のそれは 111°C である。電流値、電極径を変化させた時の結果については後で詳しく述べるが、100 mm ϕ の電極では電流を 3 kA から 2.5 kA に変えても最高温度はほとんど変わらない。ただし、80 mm ϕ の電極を用い 2 kA で溶解すると鑄型内面側の最高温度は 133°C と低い値を示す。

3.3 メタルプール形状

Photo. 2 に 3 kA で溶解し、W を 3 カ所添加した鑄塊の縦断面のマクロ腐食写真を示す。W 添加時のメタル

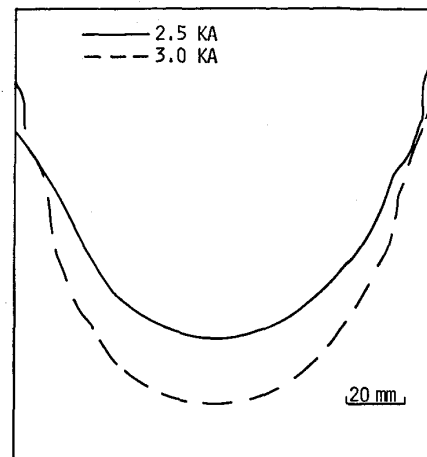


Fig. 6. Effect of melting current on metal pool profile.

プール表面は電極長さから換算してインゴットの底部からのおおの 90 mm, 190 mm, 270 mm の高さである。メタルプールの底部には未溶解の W が散見するが、その他の部分は W が溶解しており、W 濃度は 0.5~1.5 wt% となっている。このようにメタルプール形状がマクロ腐食により求まるのは W 濃度による腐食の差が生じるためと考えられ、W 濃度の差が相対的に少ない第 3 番目のプール形状は見えにくい。上の二つのプール形状は同一であり、2 番目より定常状態となっていることがわかる。Fig. 6 は電流値を変えた時のプール形状であるが、深さが 20 mm 程度変化しており、電流値が深さに大きく影響していることがわかる。

4. 考 察

4.1 熱電対の応答性

従来の研究者⁵⁾⁶⁾はいずれも溶解を中断して、VAR のメタルプールの温度を測定しており、このため DOBATEKIN ら⁵⁾は測定された温度は真の値よりも低目となっていると考えている。この欠点を考慮して著者らは溶解中に测温できるような方法を採用した。しかしながらこの場合でも通常の测温のように一定温度のものを測るのではなく、変化する温度を測定するため熱電対の応答性が問題となる。そこで VAR の测温に用いたと同じ测温センサーを一定温度に保持したステンレス溶湯中に浸漬させて応答性を調べた。

Fig. 7 は 400°C より 1640°C に保持した溶湯中に 33 mm/s, 5 s で熱電対を浸漬させた時の応答曲線である。溶湯温度に達するのに約 8 s 要した。ポロンナイトライドの熱伝導性が良好なことからこの遅れは BN 保護管と熱電対の間の伝導性に起因していると考えられ、補正することを検討した。

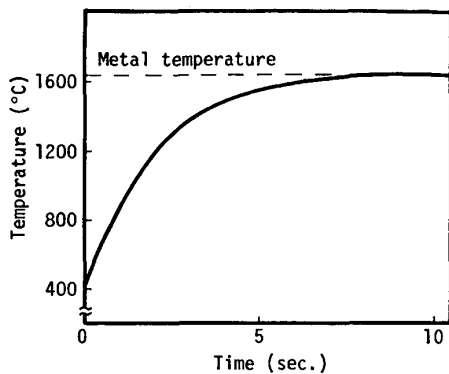


Fig. 7. Response curve of thermocouple.

測温センサーを溶湯に浸漬させた時の熱電対への伝熱をセンサー全体を一体として次のように考えた。

$$\rho CV \frac{dT}{dt} = hS(T_m - T) \dots \dots \dots (1)$$

ρ, C, S, V : 保護管, 熱電対を含めたセンサー全体の密度, 比熱, 表面積, 体積

h : メタルとセンサー間の熱伝達率

T, T_m : 熱電対の指示温度, 溶湯の温度

t : 時間

$\alpha = hs/\rho CV$ として(1)式を積分すると(2)式となる。

$$(T_m - T)/(T_m - T_0) = \exp(-\alpha t) \dots \dots \dots (2)$$

T_0 : $t=0$ の時の熱電対の指示温度

Fig. 7 の曲線から α を求め, (1)式を変形した(3)式で補正する。

$$T_m = T + \frac{1}{\alpha} \frac{dT}{dt} \dots \dots \dots (3)$$

$1/\alpha$ は 2.0(s) であつた。次に低速で熱電対を降下させ, 同じ温度の溶湯を測温し, 真の温度分布と比較した (Fig. 8)。ここでいう真の温度分布とは各点で温度が一定となるまで保持して得られた実測の温度分布である。(3)式を用いて 1.7 mm/s と 9.3 mm/s の降下速度の測温データを補正したところ 10% 以内の誤差で真の温度と一致する。従つて, ここで求めた補正係数の 2.0

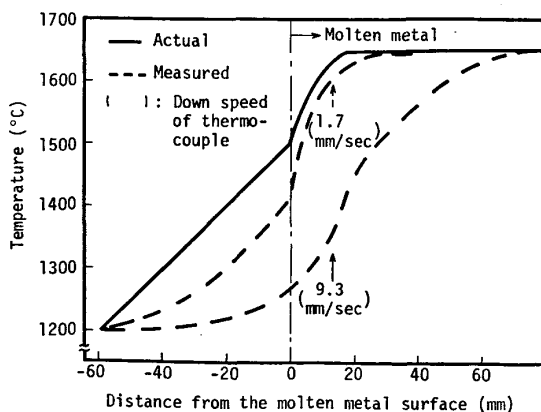


Fig. 8. Comparison of temperature profile.

は妥当な値であり, 約 2s 前の温度を測定値が示していることになる。一方, 大気中の温度補正にメタルのそれを利用することはできない。Fig. 8 の雰囲気中のデータから 0.6 mm/s の熱電対の下降速度であれば 30°C 前後の遅れでおさまるものと思われる。

4.2 温度分布

Fig. 2~4 に示すように温度はアークに曝されると急激に上昇し, 2000°C 近辺で一定温度を示す。この間の温度補正は急激に上昇する部分だけであるが, 前項に述べたように数 10°C であり, 補正量は定量化できていないのでそのままとする。一方, 湯面近傍および溶湯プール内ではアークの影響でかハンチングを起し, 正確なプロフィールが得られていない。電源を切つて 0.5~2s 後から安定した指示が出る。メタルプール内の補正は過去の温度履歴がわからないと不可能であり, また現実には冷却曲線のみが得られているだけなので, ここでは冷却曲線の遅れのみを外挿した。実験結果は時間軸表示であるので, アーク長さを 20 mm と一定と仮定して, 電極先端からの距離で表示しなおしたのが Fig. 9 である。図中の ①, ② は 3 kA の同一溶解条件のヒートの異なるものであり, この差は電流値を低下させた③, ④の温度分布が①, ②の両者の間にあることから原因はわからないがばらつきと考えている。また, 溶湯中の測温は連続測定でなく, 一点の測定なので⊗印で示した。この図からわかるようにアーク領域の一定値を示す測定された温度は電流値によつて変わらず 2000°C 前後である。溶湯プール内の温度も電流値によつてそれほど変わらないので, これらの値から外挿すると表面温度は 2200°C 前後となる。一方プール内の温度勾配は約 200 °C/cm である。

電極先端から液滴が落下することから, 先端温度は本来チタン合金の液相線温度より多少高くなつてはいるはずである。ただし, この測定ではメタルの代わりに熱電対

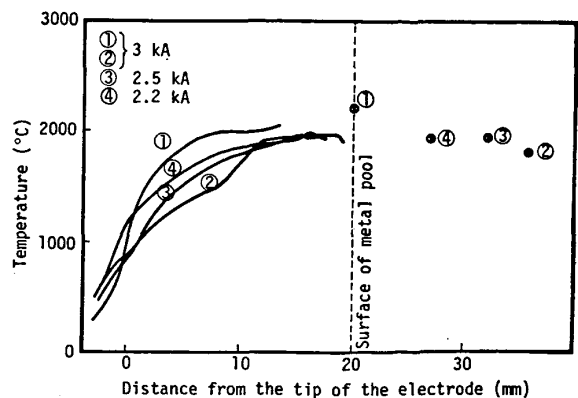


Fig. 9. Temperature profile in arc region and metal pool.

があるので、この部分にはイオンの衝突等の発熱現象がないため、 1000°C 程度の低い温度となつている。アーク領域の温度は約 5000K ⁴⁾ ともいわれているが、そこを通過する熱電対は 2000°C 程度の値しか示していない。熱電対は電極径とほぼ同じ径のアークプラズマの中心にあり、このアークプラズマから輻射により加熱されるが同時にその周囲へ主に銅鑄型へ輻射で放熱すると考えられ、この熱収支の結果 2000°C という温度となつたのであろう。従つて電極からの金属の液滴は同様の熱履歴を受けてプール内に落下するものと思われるので、メタルプールの表面温度も ROSSIN⁴⁾ が推定するように表面のみがアーク領域よりも極端に高くなることはないであろう。溶解電流を増加させた場合には溶解速度が大きくなり、メタルプールも深くなるが、アーク領域の温度分布はほとんど変化しない結果となつた。すなわち、プラズマアークへの入熱量の増加がプラズマアークの温度の上昇ではなく冷却材としての電極の供給量の増大に結びついたわけである。これは結局電極の表面温度が電極材料の融点より多少高い温度以上に上昇できないため、プラズマアークへの入熱のほとんどをこの電極で消費してしまつたためであろう。このようにアーク領域の温度分布が電流値に影響されなければ、メタルプール表面温度も、そしてその直下の温度プロファイルもあまり変わらず、プールの底部での温度勾配が変化し、プール深さが変わるものと推定される。

BELYANCHIKOV⁶⁾ はチタン合金を対象にW系の熱電対をアルミナ保護管に入れて溶解終了後、溶湯に浸漬することによりメタルプールの温度を求めている。実験は $200\text{mm}\phi$ と $350\text{mm}\phi$ の鑄型で行われ、溶湯の最大過熱度として $200\text{mm}\phi$, 5kA で 230°C , $350\text{mm}\phi$, 12kA で 330°C の値を提示している。これらの値は著者らの実験結果と同程度の値とはなつていないが、彼等の場合熱電対の浸漬が溶解終了後数秒してからであり、測定場所も実測値の詳細な説明もないので正確な比較はむづかしい。一方、鋼については BUNGARDT ら⁵⁾ が行いメタルプールの過熱度として $20\sim 40^{\circ}\text{C}$ の低い値を報告している。この場合も溶解終了後に熱電対を浸漬しているが、その時期、深さ等の説明がない。ステンレス鋼について一部試みた著者らの結果ではアーク領域の温度はチタンと変わらず、プールの過熱度は 200°C 前後であつたことから、材質により過熱度が変わる可能性はないであろう。

4.3 鑄型の伝熱

銅鑄型内の温度分布を直線と仮定し、銅の熱伝導率を $0.943\text{ cal/cm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ として、2点の温度より抜熱量を求

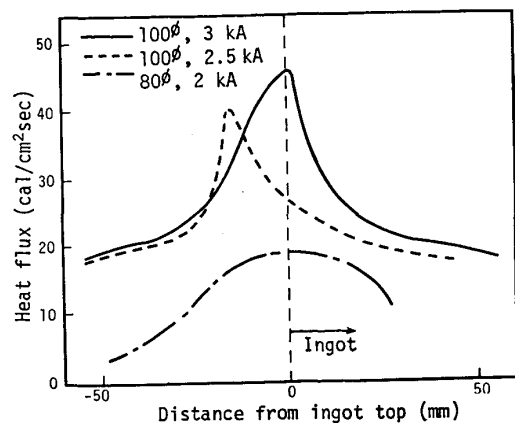


Fig. 10. Estimation of heat flux at mold.

めて湯面位置からの関係を示すと Fig. 10 となる。鑄型への流入熱量がピークを示す湯面近傍では鑄型内の温度分布は直線と見なせるが、湯面位置から離れるに従い、鑄型高さ方向への伝熱の影響があらわれるはずで、Fig. 9 の抜熱量はピークのすそ野では多少高目に見積もつたことになる。また、ここでは円周方向での伝熱を均一と考えているが同一溶解条件でも抜熱量が 5% 程度異なる結果も得られており、円周方向での測定点のずれ等によりこの程度の誤差は発生するものと思われる。ピークの位置が 2.5kA で測温位置から外れている理由は湯面位置の推定誤差とも考えられるが明らかではない。 $100\text{mm}\phi$ の電極ではピークの値は $40\text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}$ 強となつているが $80\text{mm}\phi$ の場合にはその半分程度である。CLITES ら⁷⁾ は $203\text{mm}\phi$ の鑄型で鋼とジルコニウムの $152\text{mm}\phi$ の電極を用い、 7kA 前後の電流値で $30\text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}$ の値を報告している。また電極径を $114\text{mm}\phi$ とすると湯面近傍で鑄型壁より凝固シェルが発達し、抜熱量も $10\text{ cal/cm}^2\cdot\text{s}$ 程度低下するとしており、著者らの $80\text{mm}\phi$ の電極の状況とよく似ている。これらはアークスポットの領域が電極径に限られるので鑄型近傍の過熱が妨げられるためであろう。

凝固シェル内の熱伝導が水平方向のみとして鑄塊と鑄型間の熱伝達率を求める。抜熱量 q は次式で表される。

$$q = h_S(T_I - T_M) = \frac{k_{Ti}(T_S - T_I)}{R_0 \ln R_0 / (R_0 d)} \dots\dots\dots (4)$$

ここで

h_S : 鑄塊と鑄型間の熱伝達率

k_{Ti} : 鑄塊の熱伝導率、ここでは $0.055\text{ cal/cm}\cdot\text{s}\cdot^{\circ}\text{C}$ とした。

R_0 : 鑄塊半径、 d : 凝固シェルの水平方向厚さ

T_S, T_I, T_M : Ti-6Al-4V の固相線温度、鑄塊表面および鑄型内面温度

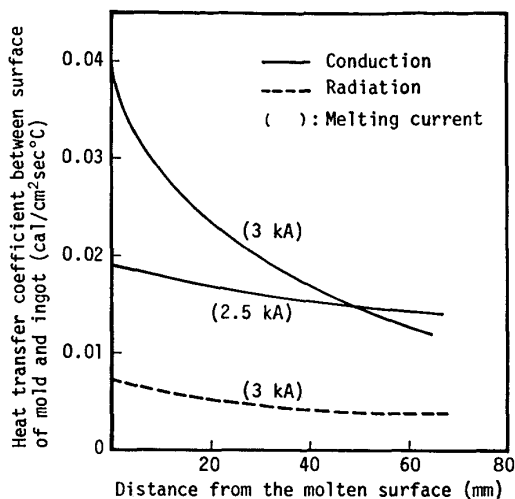


Fig. 11. Comparison of heat transfer coefficient.

q は鋳型内の温度分布より、 d はプール形状より求めることにより T_I と h_S が求まる。湯面からの距離で h_S を表示したのが Fig. 11 である。図中には T_I 、 T_M より輻射で抜熱されるとして、その熱量に等価な熱伝達率を以下の式で求め併記した。

$$h_S = \epsilon \delta \left[\frac{(T_I + 273.15)}{100} \right]^4 - \left[\frac{(T_M + 273.15)}{100} \right]^4 \right] / (T_I - T_M) \dots (5)$$

ϵ : 輻射率, 最大値の1を仮定

δ : ステファンボルツマン定数, 1.356×10^{-4} (cal/cm² s K⁴)

湯面近傍においては電流値により h_S に大きな差が生じているが湯面下 30 mm より下ではあまり変わらず、0.02 cal/cm²·s·°C 弱の値で輻射と仮定したものより3倍程大きい。湯面近傍の差も Fig. 10 の 2.5 kA のピークの位置が湯面と考えると $h_S = 0.04$ cal/cm²·s·°C と 3 kA の値と同じになる。アークの長さの変化、電極昇降ストロークの誤差から湯面の推定がずれる可能性もあり、また、他のデータでは抜熱量のピークは推定された湯面位置にあることから、3 kA の h_S の曲線がより実態に近いものと考えられる。 h_S が湯面から離れるに従い低下するのは、凝固シェルが成長するにつれて熱収縮で部分的に鋳型から離れはじめるためであろう。

4.4 プール形状の推定

MITCHELL⁸⁾ は ESR の非定常伝熱計算モデルを境界条件を変えて VAR に適用しメタルプール形状の推定を行っているので、著者らも同様の手法でプール形状を求めてみた。計算の前提を以下のように置く。

- (i) 鋳塊のみを計算対象とする。
- (ii) 鋳塊トップに定常的温度分布を設定する。
- (iii) 鋳塊、鋳型間に熱伝達率を設定する。

(iv) 鋳塊トップは溶解速度に見合つて上昇する。

鋳塊トップの温度分布として、電極下のみ 2200°C、鋳型壁でメタルの固相線温度である 1604°C (なお、液相線温度には 1660°C を採用⁹⁾) とし、その間を直線で近似した。この温度分布をもつ溶湯が高さ方向で計算の 2 メッシュ分 (15 mm) 存在する状態を初期条件とした。また、鋳型側壁の熱伝達率は Fig. 11 の 3 kA の値を用い、鋳塊表面温度が 500°C 以下では輻射とし、底部の値には湯面部と同じ 0.04 cal/cm²·s·°C を採用してメタルプール形状を求めた。凝固および冷却による収縮により鋳塊と鋳型の間には必ず隙間が生じるはずであるが実験結果では鋳片表面温度が 800°C でも輻射伝熱となっていないので、便宜的に 500°C という値を選んだ。一方、鋳塊底部に関しては鋳型との接触の良い場合を懸念して 0.04 という値を用いたが、500°C、0.04 cal/

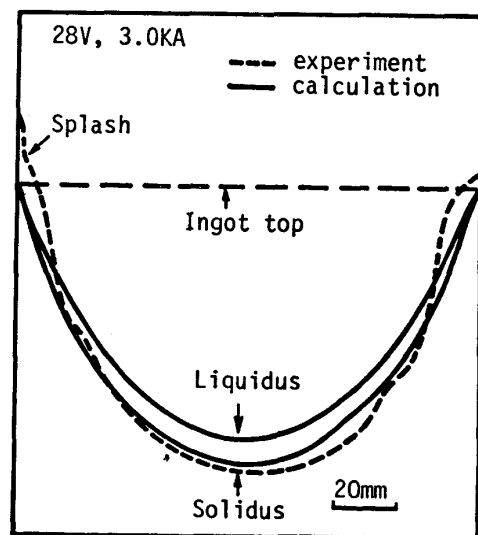


Fig. 12. Comparison between calculated and observed pool profile.

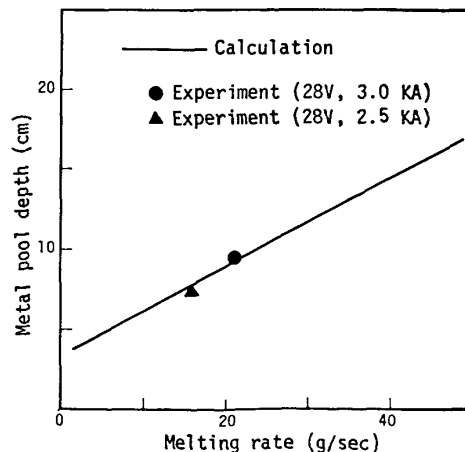


Fig. 13. Relation between melting rate and metal pool depth.

$\text{cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$ のいずれも定常部のメタルプール形状にはほとんど影響しない。100 mm ϕ , 3 kA の条件で計算した鋳塊高さ 195 mm の時の結果を実績とともに Fig. 12 に示す。W によるプール形状が固相線よりも多少下にきているが、その差は数 mm であり比較的よく一致していると見るべきである。一方、プール深さを溶解速度の関数として求めると Fig. 13 となり、これに電流値を変えたデータをプロットすると計算の線上に載る。従つて、以上求めた境界条件は十分使用できるものであることがわかる。

5. 結 論

チタン合金を消耗電極式真空アーク炉で溶解する際にメタルプールの形状調査、測温を行うとともに、水冷銅鋳型の測温を実施し、以下のことを明らかにした。

(1) 電極溶解中のアーク領域の温度は電流値にかかわらず 2000°C 前後である。

(2) メタルプール表面は 2200°C 前後で、表面直下は $200^\circ\text{C}/\text{cm}$ 程度の傾きで温度降下し、その分布は電流値によつてそれほど影響されない。

(3) 鋳型壁の熱伝達率は湯面で $0.04 \text{ cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$ 、湯面より 30 mm 以上下では $0.02 \text{ cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$ 弱の値である。 $0.02 \text{ cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$ という値は輻射と仮定して求めたものより 3 倍ほど大きい。

(4) メタルプール深さに最も影響するのは溶解電流であり、上記の境界条件を用いて、伝熱計算により、その形状を推定することができる。

文 献

- 1) 梅田洋一, 池田隆果, 市橋弘行: チタニウム・ジルコニウム, **32** (1984), p. 25
- 2) W. W. MINKLER: Metallurgical Treaties, ed. by J. K. TIEN and J. F. ELLIOTT (1981), p. 171 [Metall. Soc. AIME]
- 3) V. I. DOBATKIN and M. I. MUSATOV: Titanium Science and Technology, ed. by R. I. JAFFEE and H. M. BURTE (1973), p. 399 [Plenum Press]
- 4) D. C. ROSSIN: Vacuum Metallurgy, ed. by R. F. BUNSHAH (1958), p. 79 [Reinhold Publishing Corporation]
- 5) K. BUNGARDT and H. VOLLMER: Stahl Eisen, **82** (1962), p. 401
- 6) V. I. DOBATKIN, N. F. ANOSHIKIN, A. L. ANDREEV, G. A. BOGHVAR, M. I. MUSATOV, B. V. TETUKHIN and E. P. CHISTJAKOV: Slitki Titanovykh Splavov (Ingots of Titanium Alloys) (1966), p. 96 [Moscow]
- 7) P. G. CLITES and R. A. BEAL: Report 7035, Bureau of Mines (1967) Oct.
- 8) A. S. BALLANTYNE and A. MITCHELL: Proc. 5th International Symposium on ESR and Other Special Melting Technologies, ed. by K. G. BHAT and A. SIMOKOVICH (1975), p. 345
- 9) American Society for Metals: Metals Handbook 8th Edition (1961), p. 1154, [ASM]