

論 文

UDC 621.365.3 : 669.187.26 : 669.046.582 : 536.6 : 537.7

ESR 操業中のスラグとメタルプール中の温度および
電位分布の測定と発熱量分布*

川上 正博**・永田 和宏***・山村 稔****

坂田 直起*****・宮下 芳雄*****・後藤 和弘*****

Profiles of Temperature, Voltage and Local Heat Generation in Slag
Phase and Metal Pool of ESR Unit under OperationMasahiro KAWAKAMI, Kazuhiro NAGATA, Minoru YAMAMURA,
Naoki SAKATA, Yoshio MIYASHITA, and Kazuhiro Sylvester GOTO

Synopsis:

Local temperature and voltage in the molten flux and metal pool beneath the electrode of ESR processes were measured directly by a bare hot junction of W-WRe thermocouple.

The temperature in the flux during remelting was almost uniform at $1750 \pm 30^\circ\text{C}$. No temperature gradient was found at the metal pool-flux interface. The temperature in the metal pool decreased smoothly downward in the pool with a plateau at 1500°C which was the liquidus temperature of the steel used. The iso-voltage line was densely distributed at the electrode-flux interface and broadened toward the metal pool-flux interface. Most of the "Joule heat" in the flux was generated very close to the electrode. However, Faradaic heat generation at the electrode-flux interface was hardly found.

It is suggested from the experimental results that refining processes, not only slag-metal reaction but also inclusion removal take place mainly at the metal pool-flux interface. Because the temperature in the flux was uniform even with the localized heat generation, a violent convection should exist in the flux. One of the driving forces for the convection, the pinch effect of the current, was calculated. The selection of the proper voltage and current in order to have a good shape of the metal pool was suggested on an I-V diagram.

1. 結 言

ESR プロセスによれば、シュリンケージ・パイプや、ミクロポロシティがなく、またマクロ偏析もない一方向性の微細組織を持つ鋼塊を得ることができ、かつ、脱硫や介在物除去などのスラグ-メタル間反応による精錬効果もあることがわかっている。ESR 炉内では、狭い空間の中で発熱と冷却という相反する過程が同時に進行している。発熱過程について考えれば、その大部分が電極棒を溶解するために利用されることが望ましく、メタルプール付近ではあまり起こらない方が望ましい。したがって、溶解効率を上げ、よりよい凝固組織を得、スラグ-

メタル間の元素移動を任意に制御するためには、ESR 炉内の温度、電圧、および発熱の分布を知ることは不可欠であると考えられる。ESR に関する研究は数多く、その文献集が特殊精錬部会によつて 発刊されている¹⁾。また、冶金物理化学的問題点は井上ら、により集録、解説されている²⁾。それによれば、これまでの研究は、操業条件と電力原単位、溶解効率、インゴット性状、成分元素の挙動などとの関係を示すものが大部分であり、ESR 炉内で起こっている微細な物理化学的現象を正確に把握しようとする試みは少ない。温度分布については、MELLBERG³⁾⁴⁾、MITCHELL ら⁵⁾、小口ら⁶⁾がスラグとメタル両相にまたがる測定を報告しており、スラグ相

* 昭和 51 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 52 年 1 月 31 日受付 (Received Jan. 31, 1977)

** 東京工業大学 工博 (Faculty of Engineering, Tokyo Institute of Technology, 2-12-1 Ookayama Meguro-ku Tokyo 152)

*** 東京工業大学工博 (現 I.V.I.C. 研究所ベネズエラ) (Tokyo Institute of Technology)

**** 日本鋼管(株)技術研究所 (現 同福山製鉄所) (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.)

***** 日本鋼管(株)技術研究所 (現 同本社) (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.)

***** 日本鋼管(株)技術研究所 工博 (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.)

***** 東京工業大学 Ph. D. 工博 (Tokyo Institute of Technology)

Table 1. Melting conditions.

Mold	180 mm ID, 1 400 mmL
Electrode material	Plain carbon steel (S40C) 100 mm ϕ Liquidus temp. 1 500 \pm 1 $^{\circ}$ C Solidus temp. 1 428 \pm 5 $^{\circ}$ C
Flux	ANF-6, CaF ₂ -30wt%Al ₂ O ₃ , 8 kg
Voltage	50 V (on control pannel)
Melting rate	100 kg/h
Current	3.0 to 3.2 kA (manually adjusted to keep the above melting rate.)

だけについては、MITCHELL ら⁷⁾、MAULVAULT ら⁸⁾も報告している。しかし、電圧分布については、MITCHELL ら⁸⁾が一本の垂直方向の分布を測定したのみであり、発熱分布についても彼らの推算があるのみである。しかしながら、これらの報告はすべて 8~10 cm ϕ という小型モールドを用いたものであり、スラグ-メタルプール界面の位置決定の精度が悪く、また、半径方向の測温位置が少ないなど、不満足な点が多い。

そこで、本研究では、半工業的規模である内径 18 cm ϕ のモールドを用いて、交流 ESR 操業中に、中心、電極内 1/2 半径、電極外側 15 mm、モールド壁内側 5 mm の 4 つの位置のスラグとメタルプール中に、裸の熱電対または金属棒を挿入し、温度と電圧を直接、同時に測定した。この同時測定により、正確なスラグ-メタルプール界面の位置決定が可能であるので、スラグとメタルプール両相にまたがる正確な温度、電圧、およびスラグ内の発熱の分布を求めることを目的とした。更に、それらの定量的結果にもとづいて、溶解条件とメタルプール形状との間の関係の推定や、精錬反応の主な場所、およびスラグ相内の対流の強さについて考察を行なった。

2. 測定方法

使用した ESR ユニットの、日本鋼管(株)技術研究所に設置された、大同-ライボルト・ヘラウス製のものである。モールドは定盤と電気的に短絡してある、いわゆる、リブモールドであった。溶解の諸条件は Table 1 に示すとおりである。Fig. 1 には測定に用いたプローブの構造を示す。a) は電圧測定のみを行なった時のプローブで、3 mm ϕ の Mo、または W 棒を内径 3 mm ϕ 、外径 10 mm ϕ の BN 管で絶縁したものである。b) は温度と電圧を同時測定したときのプローブで、0.5 mm ϕ の W-W-Re 熱電対の温接点の先端がわずかに外に出るように BN 管にうめ込んだものである。BN 管の内部に

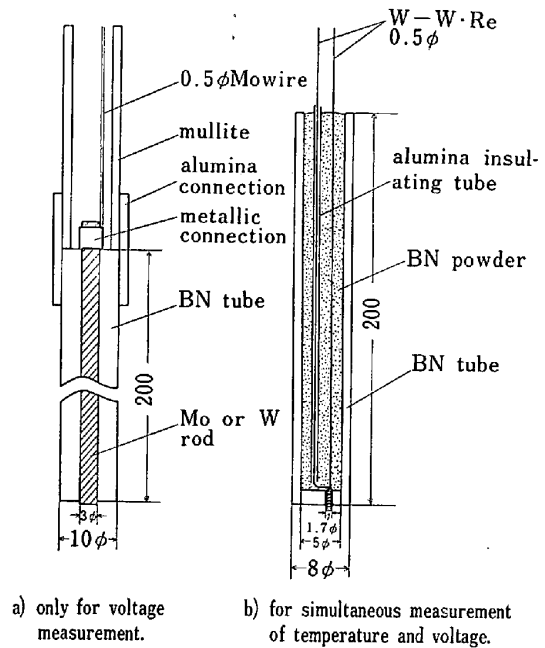
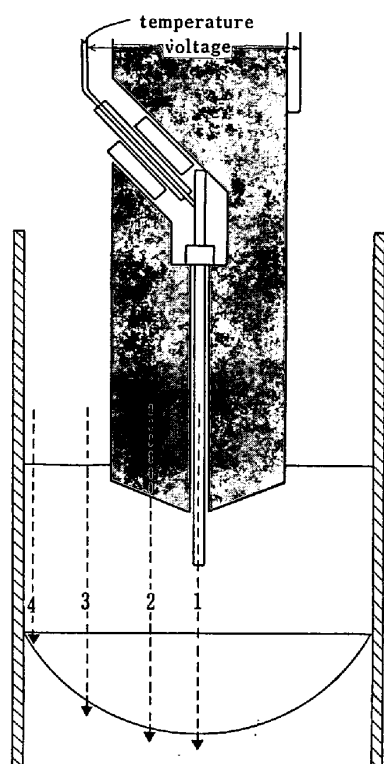


Fig. 1. Construction of the probe, a) only for voltage measurement, b) for simultaneous measurements of temperature and voltage.

は割れた場合のスラグの侵入防止と、二線間の絶縁のために BN 粉末を充填してある。これらのプローブは、Fig. 2 に示すように、電極棒内にうめ込まれたり、電極棒の外側にバンドで固定されたりした。Fig. 2 の中の点線の矢印が、半径方向の測定位置を示しており、1 から 4 までそれぞれ、電極中心、電極 1/2 半径、電極外側 15 mm、およびモールド内側 5 mm の位置である。

用いた熱電対は、W-W-26Re と W-3Re-W-25Re の二種類であつた。熱電対の温接点は各測定ごとに新しく溶接しなおした。冷接点は、熱電対が長いときは水+氷の中に入れて 0 $^{\circ}$ C に保つたが、短くなつてそれが不可能となつたときは、アルミナブロックにうめ込み、その中の温度をアルメル-クロメル熱電対で測定し、補正した。熱起電力は、工場内の大電力使用による電源からの外乱を除くため、主に電池により作動する記録計で記録された。それでも工場内の磁場などによる外乱の影響がはげしいときは、メーターを直読し時間とともにノートに書きとつた。なお、メーター使用による誤差は後に測定して補正した。電極棒上のプローブ先端より上方 270 mm の位置に端子と導線を取りつけ、それとプローブの間で電圧を測定した。用いた計器は、バルボル(真空管式電圧計)、および AC-DC コンバーターであつた。交流電圧計は、波形が正弦波の場合には物理的意味の明らかな値を示すが、そうでない場合には、計器によつては、それが不明確なことがある。そこで、メモリー付オ



1. center, 2. half radius of the electrode, 3. 15mm outside of the electrode, 4. 5mm inside from the mold.

Fig. 2. Position of the probe embedded in the electrode to measure temperature and voltage under the electrode. Four broken lines indicate vertical movement of the probe.

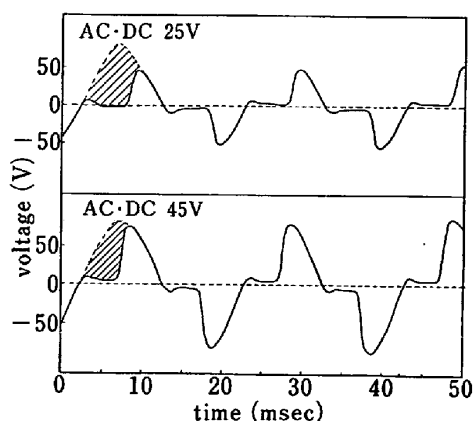


Fig. 3. Shape of alternating voltage recorded between stave and base plate with oscilloscope.

シロスコブにより電圧波形も測定した。その結果は、Fig. 3に示すように、正弦波から斜線部分が削り取られた形をしている。この波形より面積平均電圧を求めたところ、それはバルボルの読みとよく一致した*。そこで、

* 特殊精錬部会第一分科会，第4回会議資料（1975）2月

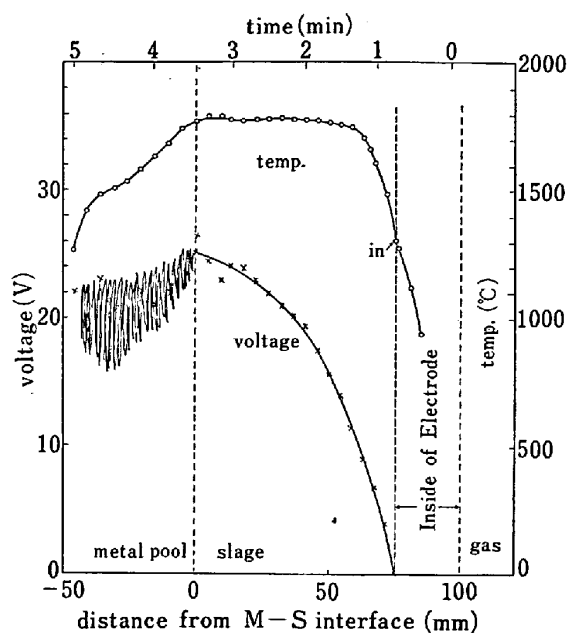


Fig. 4. An example of simultaneous measurements of temperature and voltage at the center.

AC·DC コンバーターの読みは、較正曲線を作つて、バルボルの読みに変換し、電圧はすべてバルボルの読みに統一して表わした。

裸のプローブ先端の位置を求めるには、電極棒の送り速度と、湯面の上昇速度の和によつてプローブのスラグに対する相対速度を求め、測定時間と掛け合せた。なお、後に示すように、メタルプールとスラグ界面の位置は正確にわかるので、その界面の位置を垂直方向の位置の原点とした。

3. 測定結果

3.1 温度および電圧の同時測定結果

Fig. 4に、電極中心部における温度および電圧の同時測定結果の一例を示す。図の上部に時間軸をとつたが、それでわかるように、測定チャートは図の右から左の方に進行する。電圧はスラグに入るまでは0Vを示している。スラグに入った時点より、急激に増加を始める。プローブがスラグ内にある間は、電圧は比較的なめらかに増加していくが、メタルプールに入ると、急に大幅の振動を始める。これより、メタルプールとスラグ界面の位置を正確に知ることができ、横軸の原点はメタルプールとスラグ界面の位置にとつた。なお、この電圧振動の原因は、プローブ先端が裸なので、熱電対のビード先端の一部が溶鋼に溶かされ、温接点がBN先端面より引込んでしまい、溶鋼との接触が断続的になつたためと考えられる。

温度は、電極棒内の予熱のため、電圧が0Vを示して

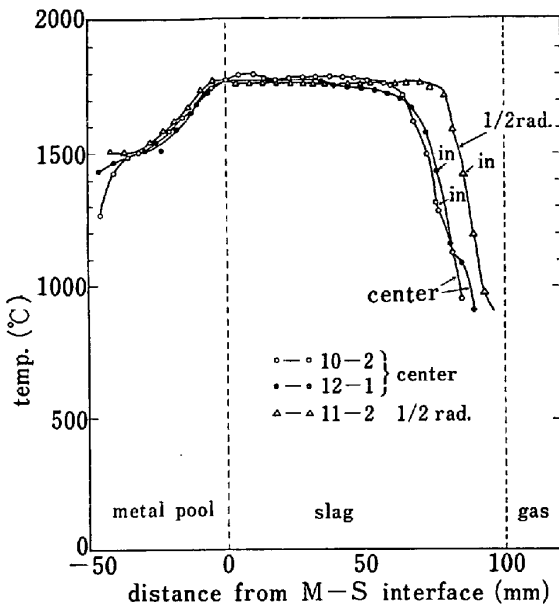


Fig. 5. Change of temperature along with vertical line at the center and half radius of the electrode.

いるうちから、ある程度上昇を始めている。電圧上昇開始点の温度、すなわち、プローブがスラグに入った時の温度は約 1300°C であった。それから温度は急激に上昇し、約 30 sec 後に 1750°C となり以後はほぼ一定となる。プローブがスラグに入った点の温度は、測定位置が電極中心であるから、電極素材の液相温度の 1500°C 以上のはずであり、この時点で約 200°C の測温の遅れがある。これは、つめたいプローブを 28 mm/min と比較的速く、熱伝導の悪いと考えられるスラグ中に挿入したために、プローブの周りが局部的に冷却され、測温に見掛け上の遅れを生じたものと考えられる。スラグ内部では、温度はほぼ均一で、メタルプール界面付近でも、スラグ側には、温度勾配はない。メタルプール内に入ると、温度は凝固熱放出のために 1500°C 付近で傾きのゆるやかなになる曲線を描いて降下する。このメタルプール内の降温曲線の形は、MELLBERG の測定⁹⁾とよく一致している。なお、溶鋼は単位体積当りの比熱がスラグより大きく⁹⁾、また、熱伝導もスラグに較べて良いと考えられるので、スラグからメタルプールへプローブが入るときの誤差は小さいと考えられる。

3.2 等温線分布

Fig. 5 に電極中心および $1/2$ 半径の位置における垂直方向の温度分布を示した。先に記したように、電圧測定結果よりメタルプールとスラグの界面の位置を原点とし、それからの距離を横軸にとつた。in とあるのも上述のごとく電圧測定によりスラグ相内に入ったことが確認された位置である。この図によれば、スラグ相内部の

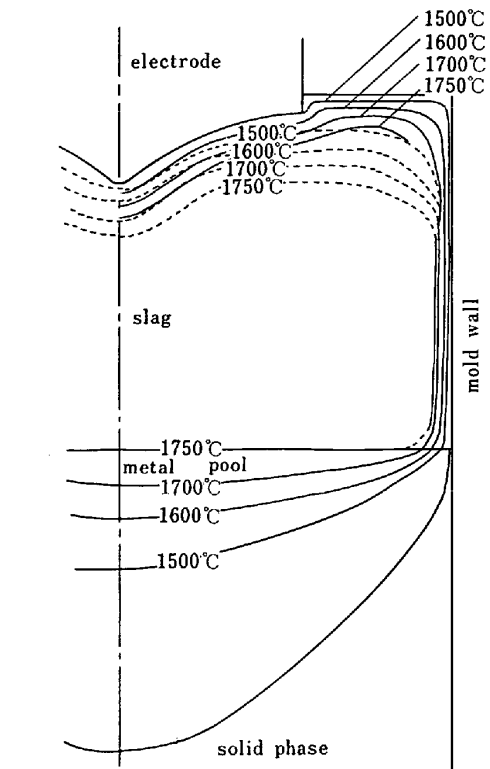


Fig. 6. Distribution of isotherm throughout the slag phase and metal pool.

温度は、中心でも $1/2$ 半径の位置でもほぼ等しく、 $1760 \pm 20^{\circ}\text{C}$ で一定であることがわかる。また、中心における温度分布の再現性は非常によい。電極外側 15 mm とモールド内側 5 mm の位置における垂直方向の温度分布も Fig. 5 と同様に再現性もよく、スラグ表面下約 10 mm までは温度勾配が存在したが、それより深くなると温度は $1730 \pm 20^{\circ}\text{C}$ と一定であった。また、電極外側 15 mm と $1/2$ 半径の位置にそれぞれプローブを入れ、二つの位置での同時測温を行なった結果によれば、電極棒直下の部分とその外側に温度差は存在しないことがわかった。

以上より、スラグ相内は大部分 $1750 \pm 30^{\circ}\text{C}$ で均一な温度になつており、メタルプール界面付近においてスラグ相側には温度勾配のないことがわかった。各位置における実測結果をそのまま用いて等温線分布を求めると Fig. 6 中の点線のようなになる。しかし、上記のごとく、スラグ相上部では、測温に遅れがあるので、電極棒界面の温度を 1500°C とし、またスラグ-ガス界面の温度も、 $\text{CaF}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ 系状態図より¹⁰⁾、最低でも 1500°C と見積り、実測の垂直方向の温度分布を距離に沿って平行移動するという補正をほどこすと、Fig. 6 中の実線になる。これはより真実に近い等温線分布を示すと考えられる。

小口ら⁶⁾ は本測定とほぼ等しい電極素材とスラグ組成を用いて、 12 cm の小型モールドにより測定を行ない

(2000 A, 25~50 V), スラグ相内で温度はほぼ均一である。また, 電圧増加にともない 1750 から 1950°C まで上昇すると報告している。MELLBERG⁴⁾も内径 10 cmφ のモールドを用いてボールベアリング鋼を溶解し, 電圧 30 V, 電流 1600 A で 1800±30°C のスラグ温度を報告している。MITCHELL⁵⁾らは 8 cmφ と更に小型のモールドで, CaF₂-25wt%Al₂O₃ を用いて 3.8 cmφ の AISI 4340 鋼を溶解し, 電圧 26 V, 電流 840 A で 1750°C の温度を報告している。これらと本測定結果を比較すると, 8~18 cmφ の間ではモールド径とスラグ温度の間には明確な関係はなく, スラグ温度はその他の溶解条件により決まるであろうことがわかった。また, これらの測定結果はいずれも, スラグ相内でメタルプール界面から約 1 cm の所まで温度勾配の存在することを示している。これは本測定と異なり, メタルプールとスラグ界面の位置決定の不確かさから来る誤差ではないかと考えられる。

3.3 等電位線分布

Fig. 7, 8 に, 電極中心と電極外側 15 mm の位置における垂直方向の電位分布の測定結果を示した。図中の数字はランナンバーを示している。横軸は温度分布同様メタルプールとスラグ界面からの距離をとった。縦軸は, すでに記したように, 電極棒を基準に面積平均電圧で示した電位をとった。これらの図によれば, 電位の絶対値のバラつきは大きかったが, 曲線の形の再現性はよかつた。すなわち, 中心の位置では上に凸な単純曲線であり, 電極外側 15 mm の位置ではスラグ-ガス表面に近づくにしたがつて平坦となる逆 S 字形の曲線であつた。また, 1/2 半径の位置での測定結果は電極中心と同様であり, モールド壁内側 5 mm の位置での結果は電極外側 15 mm と同様であつた。MITCHELL らによる測定例⁵⁾は, 本測定の電極外側 15 mm の位置のものと対応すると考えられるが, 曲線の形は比較的良好に一致していた。また, 電極棒-スラグ, メタルプール-スラグ両界面における過電圧は測定誤差範囲内でほぼ零に等しいことがわかつた。なお, 絶対値の再現性の悪い原因については後に示す。

各位置における測定結果の代表例を一本ずつ拾い出し, 電圧はメタルプール界面で 25 V になるよう補正係数を掛け, また, 距離座標もすべて, スラグ深さが 100 mm になるよう補正係数を掛けた結果を Fig. 9 に示した。この図を水平な線で切れば等電位線の通る座標が求まる。Fig. 10 に, そのようにして求めた等電位線分布を示す。この図によれば, 等電位線分布は電極棒近傍で密であり, メタルプールに近づくにつれて連続的に疎

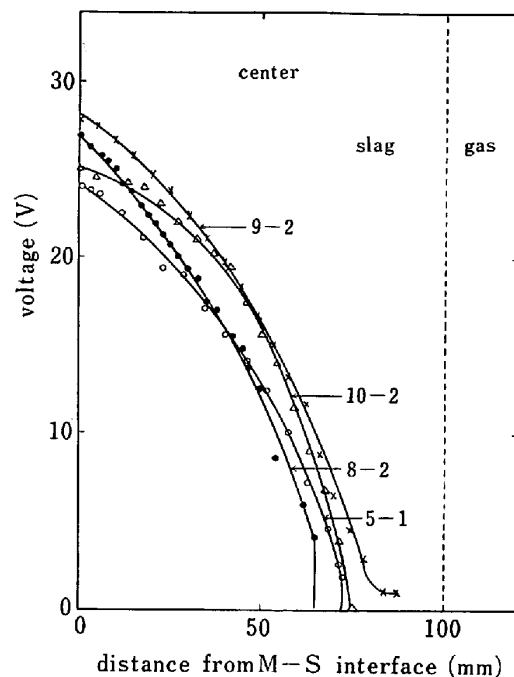


Fig. 7. Change of voltage along with vertical line at the center.

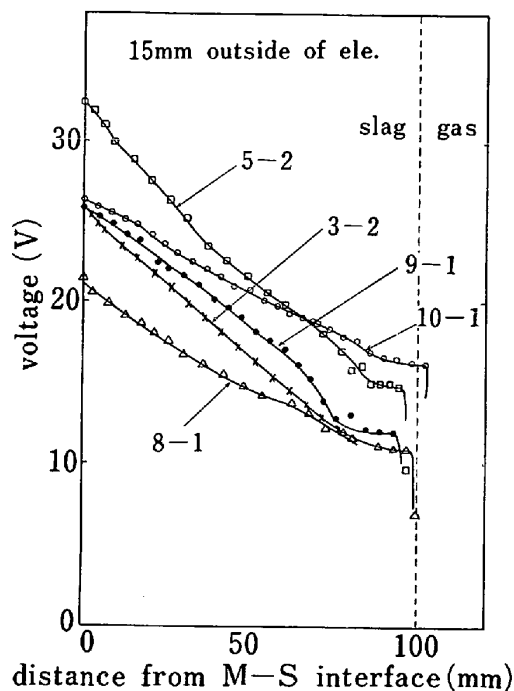


Fig. 8. Change of voltage along with vertical line at 15 mm outside of the electrode.

になつていくことがわかる。更に, モールド壁に対して等電位線が平行になつていくことは, モールド壁へもかなり電流が流れていることを示している。スラグ内各点における電流密度は, 後述の記号を用いれば, $\sigma(dv/dl)$ で表わされる。図中, A-B と B-C 断面で電流密度を積分した結果, 全電流の約 70% はメタルプールへ, 残り

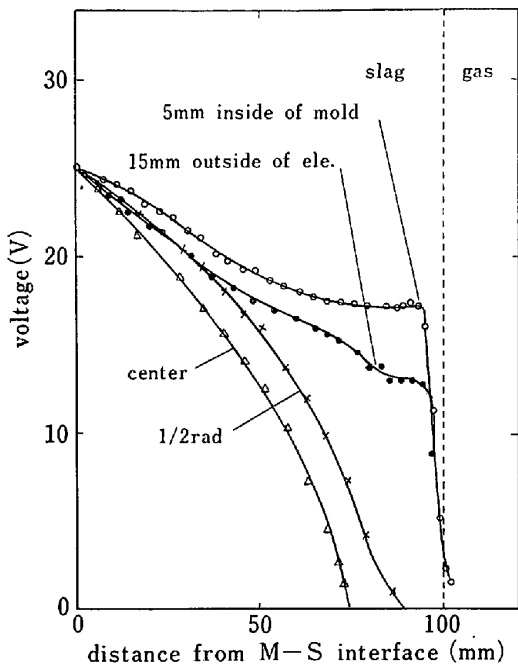


Fig. 9. Changes of voltage at four radial positions after some modification.

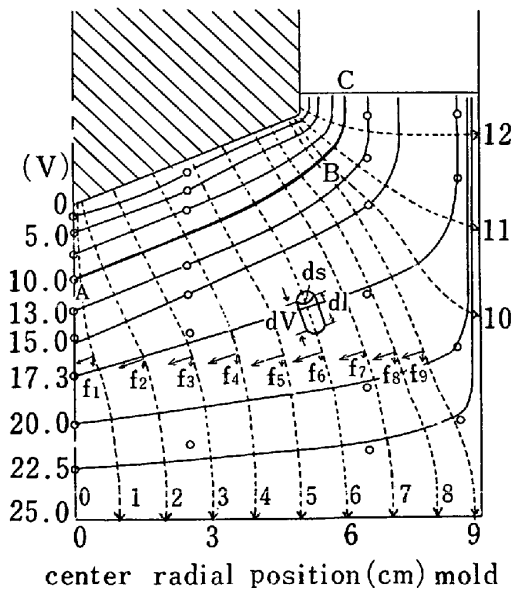


Fig. 10. Distribution of iso-voltage lines and current paths in the slag phase.

の約 30% がモールドへ流れると見積られた。

3.4 発熱量分布

電流は等電位線に対して垂直方向に流れるので、Fig. 10 中に点線の矢印で電流線を示した。電流線上のある点で、それに沿って dl の長さを持ち、断面積が ds の微小体積を考える。この部分の発熱量 W は、抵抗を R とすれば、単位時間当り、

$$W = \frac{(dV)^2}{R} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 R を伝導度 σ を用いて書き表わすと、

$$R = \frac{1}{\sigma} \frac{dl}{ds} \dots \dots \dots (2)$$

したがって、(1)式は次のようになる。

$$W = \frac{\sigma ds}{dl} (dV)^2 \dots \dots \dots (3)$$

この発熱量を単位体積当りの量 ω で表わすには、(3)式の両辺を $dl \cdot ds$ で割ればよい。

$$\omega = \sigma \left(\frac{dV}{dl} \right)^2 \dots \dots \dots (4)$$

すなわち、ある場所における、単位体積、単位時間当りの発熱量は、その場所で電位を電流線に沿って距離で微分し、その係数の二乗に電導度を乗ずれば求められる。Fig. 6 に示したように温度分布がわかると電導度は温度の関数としてわかっている¹¹⁾ので、電流線と等電位線の交点で ω を求めることができる。それを等発熱量線で示したのが Fig. 11 である。図中の数値は $\text{cal/cm}^3 \cdot \text{sec}$ で示してある。この図によれば、等発熱量線はほぼ電極棒-スラグ界面に平行している。また、大部分の発熱は上記界面から 2.0cm までの局所で起こっていることがわかった。

4. 考 察

4.1 等温線図、等電位線図、発熱量分布図の精度について

温度測定では、冷接点を 0°C に保てず、アルメル-クロメル熱電対でその部分の温度を測つて補正したが、このための誤差が 1700°C で $\pm 10^\circ\text{C}$ はあると考えられる。またメーターを直読した場合は、入力インピーダンスの大きな記録計を用いて記録した場合にくらべ 1700°C で約 40°C 程低目であることが後に確められ、その分の補正は行なつた。しかし、この他、使用熱電対の差や記録計の外乱の影響などを考慮し、総合的に 1700°C で $\pm 30^\circ\text{C}$ 程度の誤差はあると考えられる。また、プローブがスラグ相に入るときは、急激な温度変化についていけないための測温の遅れがある。その補正方法はすでに示したが、等温線の位置については、それでも $\pm 2\text{mm}$ 程度の誤差はあるものと考えられる。電圧測定に際しては、ESR の操業用電気回路と、記録計や測定器の電気回路に共通のアースをとることができず、時々刻々変化する工場内の大電力による外乱の影響が強く、絶対値としては $\pm 30\%$ 程度の誤差を含むと考えられる。個々の測定曲線はある幅をもつて振動しており、その幅は、電極中心でメタルプールに近い所で最大 $\pm 1\text{V}$ であり、スラグ相に入ったところで最小で、 $\pm 0.1\text{V}$ 程度であつた。垂

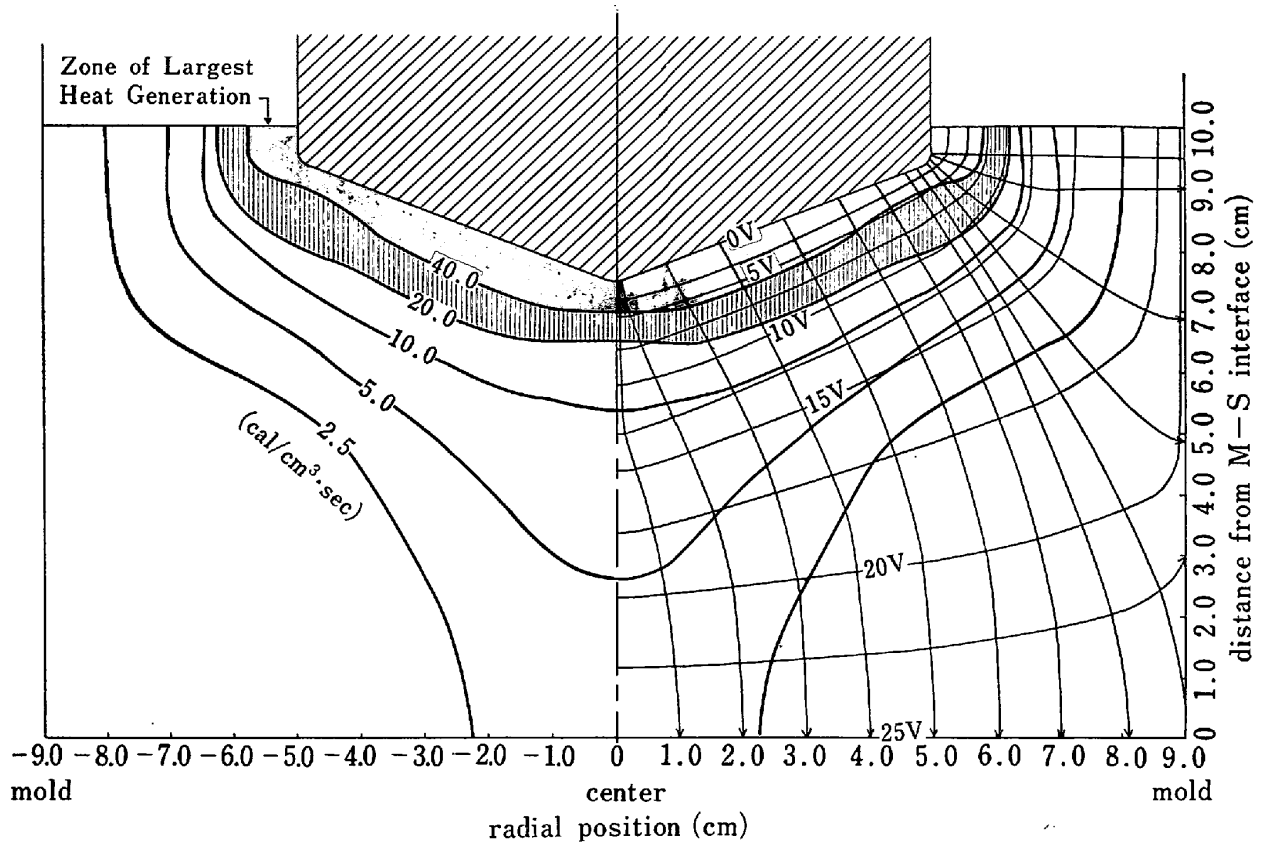


Fig. 11. Density of local heat generation in the slag.

直方向の距離の算出では、実測が 11 cm であるスラグ深さを 10 cm と見積っているので -10% の誤差を含んでいる。発熱量の計算には、電流線に沿った電圧勾配を求める操作に最大 ±20% 程度の誤差を含むと考えられるので、発熱量の絶対値は ±40% 程度の誤差を含むと考えられる。なお、スラグの電導度は温度によりあまり変化しない¹¹⁾ので、スラグ相上部の等温線図の不確かさは、それ程大きな誤差を与えない。

4.2 電導紙によるモデル実験との比較

溶融スラグ浴を均一な電導体と見なし、その内部の電圧分布を電導紙を用いたモデル実験より類推しようという試みがいくつかある¹²⁾⁻¹⁴⁾。しかし、そのモデル実験の結果を実測値と比較した報告はない。そこで補足実験として、表面にカーボンを均一に塗った電導紙でスラグ浴を置換え、本実験ユニットの断面に等しい形状に切り出した銅板で、電極、モールドおよびメタルプールを置換え、電極とメタルプール間に直流電圧をかけ、電導紙上の各点における電圧を測定した。測定はライブモールドと、モールド用銅板を置かないインシュレイティドモールドに対応する二種類であった。前者の結果を Fig. 12a に、後者の結果を Fig. 12b に示した。図中の数値は、電極棒を零に、メタルプールを 100 にとつた電圧であ

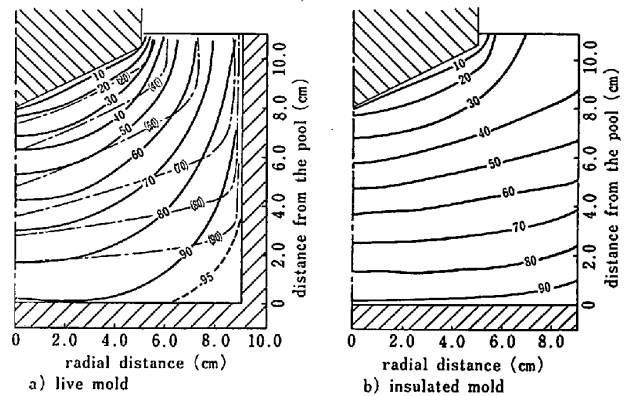


Fig. 12. Distribution of iso-voltage lines from two dimensional model experiments using electro-conductive paper, simulating a) live mold, b) insulated mold.

る。Fig. 12 a 中の一点鎖線は Fig. 10 の結果を 0-100 に規格化した実機の測定結果である。ライブモールドの場合は、等電圧線がガス-スラグ界面にほぼ垂直になつており、その他の界面に対しては平行になつている。一方、インシュレイティドモールドの場合は、ガス-スラグ界面のみならずモールド-スラグ界面にも垂直になつている。実機の測定結果は、大部分の様子はインシュレイティドモールドと一致するが、図の右上の部分ではライブモ

ールドと一致する。ただし、各等電圧線の間隔については実機とモデルの間に大きな差がある。この差の原因はモデル実験が二次元であること、また、電導紙と銅板間に接触抵抗があることのためと考えられる。しかし、定性的な傾向を調べるには、電導紙によるモデル実験も有効であると考えられる。

4.3 精錬反応進行の主な場所について

脱硫や成分元素の酸化などスラグ-メタル間反応は、1) 電極-スラグ、2) メタルドロップ-スラグ、3) メタルプール-スラグの三界面で進行する。i 界面における単位重量当りの反応量 R_i は、界面積 S_i 、接触時間 t_i 、物質移動係数 K_i および反応の駆動力 ΔC_i の積で表わされる。

$$R_i = S_i t_i K_i \Delta C_i \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $S_i t_i$ は成田らの報告¹⁵⁾の p.1003, (15), (16), (17)式を用い、溶解速度=27.8 g/sec, 電極径 10 cm ϕ , メタルドロップ径 1.3 cm ϕ , モールド径 18 cm ϕ , 電極先端の頂角=120°と仮定すると、上記 1), 2), 3) 界面上での R_i はそれぞれ、 $R_1=0.326K_1\Delta C_1$, $R_2=0.071K_2\Delta C_2$, $R_3=0.915K_3\Delta C_3$ となる。ここで、律速段階をスラグ側の物質移動と仮定し、その活性化エネルギーを 50 kcal/mol とすれば、1), 2), 3) 界面の温度は 1500, 1750 (max.), 1750°C であるから、 $R_1 : R_2 : R_3 = 9\Delta C_1 : 7\Delta C_2 : 90\Delta C_3$ となる。更にもし、 ΔC_i がすべての界面で等しければ、スラグ-メタル間反応は、大部分、メタルプール界面で進行すると考えられる。成田ら¹⁵⁾は、 $K_i\Delta C_i$ はすべての界面で等しいと仮定し、彼らの溶解条件下で、 $R_1 : R_2 : R_3 = 100 : 1 : 100$ と見積っている。本考察では、温度差を考慮したために、 $R_1 = R_2 \ll R_3$ となった。したがって本溶解条件下では、各種精錬反応の平衡値は 1750 \pm 30°C での値を使用すればよいと結論される。これは、Al や Si による脱酸平衡値として 1800°C の値をとるという従来の報告²⁾とよく一致している。

ただし、脱硫反応が電極先端部でほとんど終了しているという報告¹⁶⁾もあるので、上記 R_i の比較は各界面における反応能力の比較と考えた方が妥当である。

4.4 スラグ内の対流の強さとその原因について

Fig. 11 に見るように、スラグ内の発熱が電極棒近傍のごく限られた場所に集中しているにもかかわらず、スラグ浴内の大部分で温度が均一であることは、スラグ内の対流による攪拌効果が非常に大きいことを意味している。メタルプールとの界面のスラグ浴側に温度勾配がないのもそのためと考えられる。一方、電極棒近傍に温度勾配を生ずるのは、100 kg/h の溶解速度の場合、溶解熱として 1840 cal/sec を要することや、電極棒を通し

ての放熱が無視できないためと考えられる。

この対流の駆動力の一つに、電流が断面積の異なる導体中を流れるときに生ずる電磁力(ピンチ効果)がある。上面の半径 R_a 、下面の半径 R_b の円錐台の中を電流 I が流れたとき、軸方向に全体として

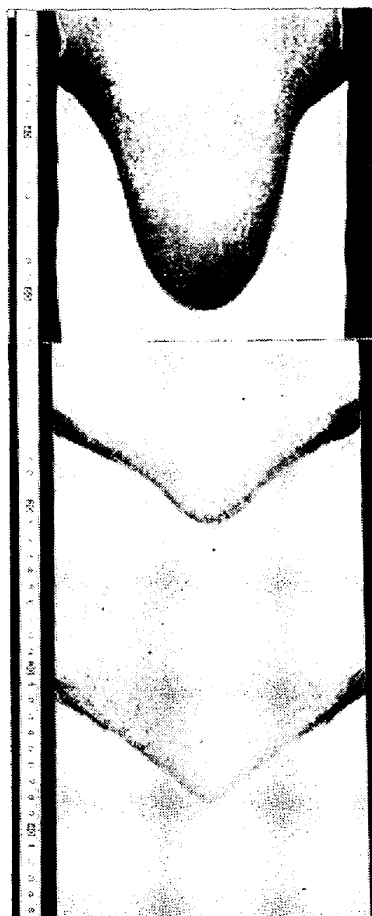
$$F = I^2 \ln(R_b/R_a) \dots\dots\dots (6)$$

なる力が生ずる¹⁷⁾。この式を用い、Fig. 10 中の f_i の示してある位置で、下向きに働く力の和 $F = \sum f_i$ を計算してみる。電流線 9 以内の部分について、先に示した方法で全電流 I を求めると、 $I = 1.62 \times 10^3$ A となる。(これ以外の部分を通れる電流は 6.2×10^2 A であり、総計で 2.24×10^3 A となる。これは、面積平均値であるので、ピーク値に近い値を示すコントロールパネル上の電流計で示される公称電流とよく対応している。) $R_a = 5$ cm, $R_b = 8$ cm と見積り、それらを(6)式に代入すれば、 $F = 1.23 \times 10^4$ dyn = 12.6(g) と求めた。この力により、スラグ浴の中心部では下向きで、モールド壁近傍では上に向う強制対流が引き起こされる。ただし、その流動を定量的に把握するためには、その他、温度差による密度差、メタルドロップとの摩擦力などの対流駆動力も考慮した複雑な計算を必要とする。なお最近、J. SZEKELY ら¹⁸⁾は数学モデルによる流動パターンを求めている。

4.5 メタルプール形状と最適操業条件

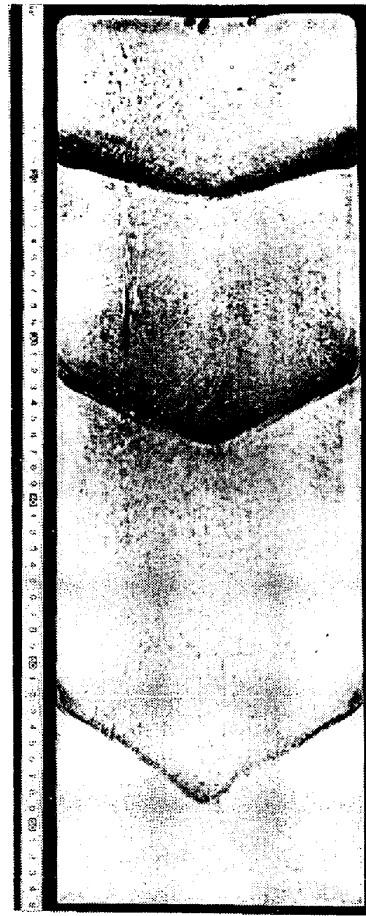
最適のメタルプール形状は、i) 良好な凝固組織を得る。ii) 良好な表面性状を得る。iii) インゴットの生産性を上げる。iv) 溶解量当りの消費電力を小さくするという四つのファクターによつて決まると考えられる。すなわち、i) の観点から見れば、プールが浅い程、インゴットの軸方向にそろつた柱状晶が得られるが、それは逆に ii), iii) のファクターを阻害する。一方、プールが深くなり、特に中心部にくぼみを持つようになると、柱状晶は軸に直角となり、ESR の特色を失うことになる。したがって、最適のプール形状とは、ある深さをもつた逆三角形であつてその上部に適当な長さの円柱部を持つ形であると考えられる。

一方、プール形状と操業条件の関係については、いくつか¹⁹⁾²⁰⁾の伝熱解析にもとづくモデル計算が発表されているが、まだ満足できるものはない。本実験結果は、1) プールとスラグの界面温度は半径方向で 1750 \pm 30°C、で均一である。2) 上記界面近傍のスラグ側には温度勾配がない、という二つの境界条件を明らかにした。しかし、これらのデータがあつても、モールドへの熱の逃散量や対流の強さを定量的に求められないので、プールの形状をモデル計算より予測することは容易でない。むしろ



V	I
30 ^v	3.5 ^{kA}
40	3.5
50	3.5

Photo. 1. Macro-structure of metal pool during ESR of S45C steel with 8 kg of CaF₂60-Al₂O₃25-CaO15, at 30, 40, 50V, keeping a constant current of 3.5 kA.



V	I
49 ^v	2.1 ^{kA}
52	3.1
51	4.5

Photo. 2. Macro-structure of metal pool during ESR of S45C steel with 8 kg of CaF₂60-Al₂O₃25-CaO15, at 2.1, 3.1, 4.5 kA, keeping a constant voltage of 50 V.

る、本測定結果の発熱量図をもとに、プールの形状と操業条件の相関を定性的ながらも明らかにすることがより重要と考えられる。

今仮りに、 I_1, V_1 という電流電圧条件で、最適のプール形状を得たとする。そこから I を一定に保ちながら電圧をさげる。すなわち、電極-プール間隔を小さくすると、Fig. 11 の発熱帯がプールの中心に近づくので、プール形状は中央がくぼんだ逆凸形になると予想される。実例でも、Photo. 1 のプールのマクロ組織からわかるように、電流を 3.5 kA と一定にし、電圧を 50, 40, 30V と下げていくと、プール形状は逆三角形から逆凸形へと変化した。また、電圧を一定とし、電流を減らしていくと、それに伴う電力減少によつてプール体積が減少し²¹⁾、しだいに浅い台形のようになることが予想される。Photo. 2 は電圧を 50V と一定にし、電流を 4.5, 3.1, 2.1 kA と減少した場合のプールのマクロ組織の一例であるが、上記の予想の妥当性を示している。更に多くのプール形状の測定によつて確かめるため、8 kg の CaF₂

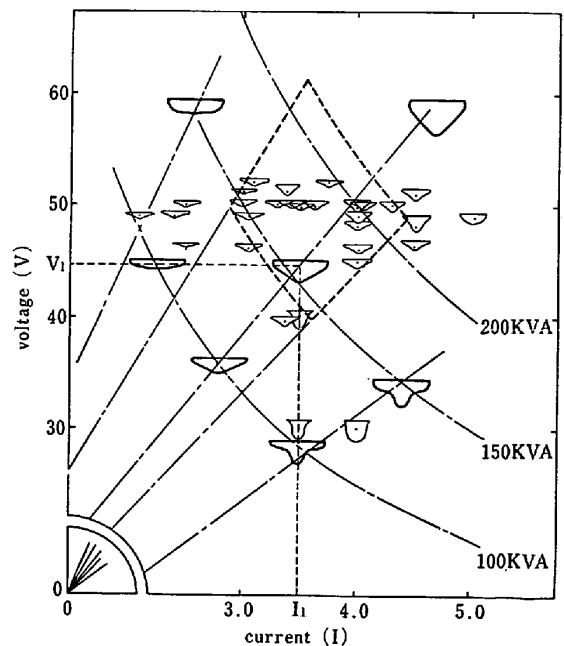


Fig. 13. I - V diagram showing the shape of metal pool and the optimum operating condition base upon 34 observations by macro-structure.

60-Al₂O₃-25-CaO15 を用いて S45C を溶解したときの、種々の電流電圧条件下に得られた 34 個のプールの形状を Fig. 13 に集録した。図中、大きく描いたプール形状は、各電流電圧下に得られるプール形状を模式的にまとめたものである。また、点線で囲んだ領域が最適条件と考えられる。なお、電極径/モールド径で表わされるフィルレイションも、発熱の局在性の観点から、プール形状に影響を及ぼすと考えられる。図中の大部分のプール形状は電極径 100~110 mm φ の場合であるが、電極径を 80 mm φ とした場合にも、電流電圧が上記の領域内では、等しく良好なプール形状が得られた。

5. 結 言

操業中の交流 ESR 炉内のスラグおよびメタルプール相内に裸の熱電対、または金属棒を挿入し、温度と電圧の同時測定を行ない、メタルプールとスラグ界面の位置を決めることにより、正確な温度、電位および発熱量の分布図を作製した。それによれば、

(1) スラグ相内の温度は、電極棒-スラグおよびガス-スラグ界面の近傍を除いて、ほぼ均一で $1750 \pm 30^\circ\text{C}$ であつた。また、メタルプールとスラグ界面近傍では温度勾配がなく、スラグ相内の伝熱抵抗は非常に小さいことがわかつた。メタルプール内では、電極素材の液相温度の 1500°C 付近がゆるやかに S 字形の温度勾配が存在する。

(2) スラグ相内の等電位線分布は電極棒近傍で密であり、メタルプールに近づくにつれ漸次疎になつていった。また、等電位線はモールド壁に平行になつており、モールド壁へも約 30% の電流が流れていると見積られた。

(3) スラグ相内の発熱は、大部分、電極近傍 2.0 cm までのごく限られた場所で起こつていた。また、その部分では、等発熱量線の分布はほぼ界面に平行であつた。以上の結果をもとに次のような考察を行なつた。

(1) 温度分布の測定結果より、スラグ中の拡散が律速の場合、精錬反応の能力は、電極界面、メタルドロップ界面、メタルプール界面で、ほぼ 9:7:90 の割合と見積られた。したがつて、本溶解条件下では、精錬反応の平衡値として $1750 \pm 30^\circ\text{C}$ の値を用いればよいと結論された。

(2) 発熱が電極近傍のごく限られた所で起こっているにもかかわらず、スラグ相内はほぼ均一温度であることは、スラグ内の対流が非常に強いことを意味する。その駆動力の一つとして電磁効果によるピンチ力を計算し、スラグ相内中央で下向きに 12.6 g の力が働いてい

ることがわかつた。

(3) 本測定結果をもとに、数多くの電流電圧条件とメタルプール形状の関係が定性的に整理された。

本研究を遂行するに当たり、多大の御甚力をいただきました当時の日本鋼管(株)技術研究所所長堀川一男、同主任部員榎井明の両氏に深く感謝の意を表します。また、本研究は昭和 50 年度日本鉄鋼協会、鉄鋼基礎共同研究会特殊精錬部会の共同研究の一つとして、第一分科会主査の井上道雄教授の御指導のもとに遂行されました。ここに記して感謝いたします。

文 献

- 1) ESR 文献集: 日本鉄鋼協会特殊精錬部会, 第 6 分科会篇, 第一集 (1975), 第二集 (1976)
- 2) 井上道雄, 小島 康, 加藤 誠: 鉄と鋼, 61(1975), p. 139
- 3) P.-O. MELLBERG: Scand. J. Met., 2(1973), p. 5
- 4) P.-O. MELLBERG: 4 th Int. Symp. on ESR, Tokyo (1973)
- 5) A. MITCHELL and S. JOSHI: Met. Trans., 4(1973), p. 631
- 6) 小口征男, 且部祐二郎, 深山三郎, 江島彬夫: 鉄と鋼, 6(1975), S139
- 7) A. MITCHELL, S. JOSHI, and J. CAMERON: Met. Trans., 2(1971), p. 561
- 8) M. A. MAULVAULT and J. F. ELLIOTT: Ele. Fur. Proc., (1970), p. 13
- 9) I. BARIN and O. KNACKE: Thermochemical properties of inorganic substances, Springer-Verlag, 1973
- 10) A. MITCHELL and B. BRUREL: JISI, 208(1970), p. 407
- 11) 荻野和己, 原 茂太, 橋本英弘: 鉄と鋼, 62(1976), S96
- 12) ユ・ヴェ・ラタシ, ベ・イ・トドフル: 「エレクトロスラグリメルティング」, 日・ソ通信社, 1974, p. 170
- 13) D. N. POCKLINGTON: JISI, 211(1973), p. 758
- 14) J. D. W. RAWSON, D. I. DAWSON, and N. KIRKHAM: PB report, PB-225, 715
- 15) 成田貴一, 尾上俊雄, 岩本勝利: 鉄と鋼, 55(1969), p. 981
- 16) C. K. COOPER, D. GHOSH, D. A. R. KAY, and R. J. POMFRET: AIME Elec. Furn. Steel. Conf. Proc., 28(1970), p. 8
- 17) 安藤弘平: 「溶接アーク現象」, 産報出版 1970, p. 165
- 18) J. SZEKELY and A. H. DILAWARI: 5 th Int. Conf. on Vac. Met. and ESR, 1976, Oct. Munich F. R. Germany
- 19) R. C. SUN and J. W. PRIDGEON: 2 nd Int. Symp. on ESR, Mellon Institute, (1969)
- 20) R. EGGERS and R. JESCHAR: 2 nd. Japan-Germany Seminar, Tokyo(1976), p. 155
- 21) D. A. DUKDO, I. N. RUBLEVSKÜ, and G. S. TYAGUN-BELOUS: Automatic Welding, 1(1960), p. 71