

論 文

UDC 621.365.3 : 669.187.26 : 669.046.582 : 541.127.3 : 536.6

小型 ESR 炉におけるスラグとメタルの温度分布*

小 口 征 男**・旦 部 祐 二 郎**

深 山 三 郎***・江 島 彬 夫**

Temperature Distributions in the Slag and Metal Pools in a Laboratory-scale ESR Furnace

Yukio OGUTI, Yujiro TANBE,

Saburo MIYAMA, and Akio EJIMA

Synopsis:

Temperature distributions in the slag and metal pools during electroslag remelting have been measured using BN sheathed thermocouples inserted through the mould wall.

The main results are as follows:

(1) The slag temperature varies from 1700 to 1950°C, depending on the applied voltage. (2) The average temperature of slag bulk is fairly uniform with lower applied voltages. (3) The temperature in the metal pool is 1500–1550°C independent on melting conditions. (4) The melting rate is controlled by the slag temperature as well as the heat transfer to the electrode. (5) The heat input from the metal pool to the solidification front is larger by two times or more than the generation of the latent heat of solidification. (6) On the basis of thermodynamics it is suggested that chemical reactions such as the reduction of Al_2O_3 do not take place at the slag-metal pool interface.

1. 諸 言

ESR プロセスにおける電極の溶解、スラグ-メタル反応およびメタルの凝固などにかかわる現象を論ずるときに、温度を無視することはできない。たとえば、小型 ESR の実験では、溶解速度が電気極性に依存したり^{1)~4)}、電力よりも電流の影響が大きいこと⁵⁾⁶⁾、脱酸や脱硫あるいは Al_2O_3 の還元反応が極性に依存するなど^{1)~5)7)}、注目されながらも、まだ、十分に解明されていない現象が多く見られる。

これらの現象解析に重要な因子である温度を無視した報告が多いのは、激しい浸食性をもった ESR 用スラグに耐える材質がなかつたために測温が困難であつたことによる。しかし、窒化硼素 (BN) が弗化物系スラグに浸されにくいことが知られてから、これを熱電対の保護管として使用する測温法が試みられるようになった。A. MITCHELL と S. JOSHI⁸⁾は、消耗電極に熱電対を取付けて、小型 ESR でのスラグ温度分布を測定し、1650~1800°C の均一温度分布を得ている。また、P. O. MELL-

BERG⁹⁾は、鑄型の側壁に設けた小孔から熱電対を挿入する独創的な方法により、スラグとメタルプールの連続測温に成功している。スラグ温度としては、1700~1850°C、メタルプール温度としては約 1500°C が得られた。しかし、スラグ-メタル界面位置が明瞭ではなく、その近傍の温度分布に関する情報が十分ではない。

川上ら¹⁰⁾は電極にとりつけた保護管の先端から、裸の熱電対を突出し、スラグ層の電位分布と、スラグおよびメタルプールの温度分布を同時測定した。スラグ温度は 1750°C で均一であり、メタルプール内に大きな温度勾配があること、したがって、スラグ-メタルプール界面での急激な温度降下はないという結果を得た。この測定法では、熱電対が裸であるため応答が速いと考えられるが、メタルプールにおいては熱電対の溶損が避けられない。その結果、熱接点が保護管内にとどまっている可能性があり、温度勾配が大きい位置では伝熱誤差が生じ得る。斬新な方法ではあるが測定上の問題を残していると考えられる。

また、比較的大型の ESR では、V. P. SERDYKOVA

* 昭和50年4月本会講演大会にて発表 昭和52年3月29日受付 (Received Mar. 29, 1977)

** 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 280)

*** 川崎製鉄(株) (Kawasaki Steel Corp.)

ら¹⁾の炭窒化硼素質保護管を用いた測温例がある。しかし、メタルプールの温度分布は明瞭でない。

著者らは、小型 ESR の実験を進めるにあたり、前述の事情を考慮し、少なくとも定量的に解析できる精度で温度挙動を明らかにしておく必要があると考え、MELLBERG の方法を若干改良した測温実験を行なった。

2. 実験方法

2.1 ESR 炉

Table 1 に、ESR 実験設備の諸元を、Fig. 1 に鑄型形状と熱電対の挿入法などを示す。交、直流とも、可飽和リアクトルを用いた定電流電源で、消耗電極の降下速度を調節して、所定溶解電圧とする制御方式である。

2.2 測温用プローブ

高純度 BN ブロックから、Table 2 の a と b の 2 種の保護管を切削加工した。a は挿入時の折損や溶損に強

Table 1. ESR unit for experimental conditions.

Type	Daido - Leybold - Heraeus ESR Unit
Current source	Primary : max 150 KVA Secondary : 20 - 55 V, 200 - 2500 A
Polarity	AC, DC - (electrode negative), DC + (electrode positive)
Mould	Water-cooled Cu mould Inside dia. : 120 mm Height : 450 mm
Consumable Electrode	Diameter : 50 mm Weight : 30 Kg
Slag	Weight : 2.3 Kg Thick. of molten layer : 80 mm

Table 2. Type of BN tube.

Type	Outside dia. (mm)	Inside dia. (mm)	Length (mm)
a	12	4	150
b	6	2.3	60

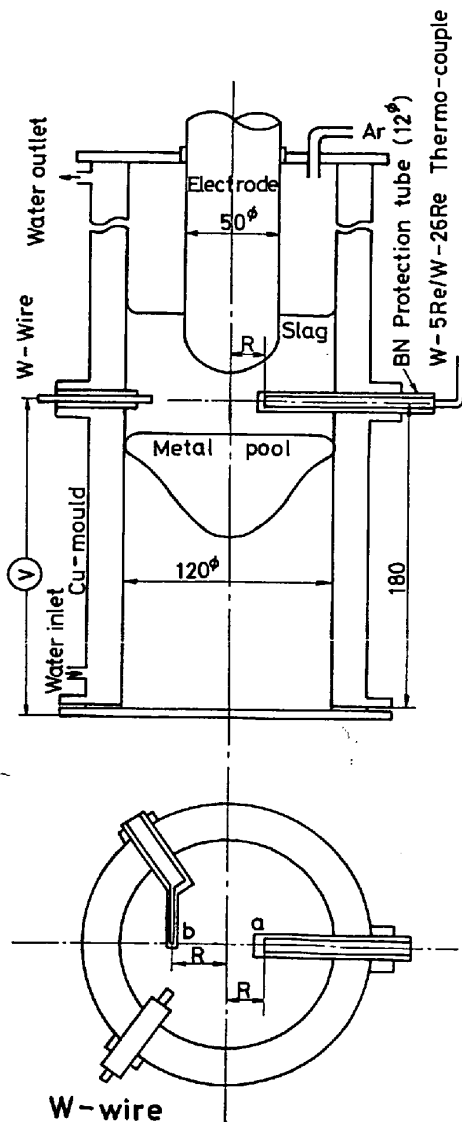


Fig. 1. Experimental arrangement of 30 kg-ESR.

い。b は感度がよいので、伝熱誤差が問題となる位置で用いた。熱電対は直径 0.5 mm の W-5% Re/W-26% Re 線を、絶縁管は BeO もしくは BN 製とした。

2.3 プローブの挿入法

溶解がほぼ定常期に達する鑄型下端から 180 mm 高さの鑄型側壁に、直径 15 mm の孔を設け、鋼製円筒をガイドとしてプローブを挿入した。鑄型中心軸から熱電対先端までの距離を R (mm) とし、 $R=40$ は電極と鑄型の隙間となるので最初から位置を固定しておく。とくに b 型を Fig. 1 のように接線方向に配置し、等温度線と平行に近づけて伝熱誤差を小さくする工夫をした。 $R=0$ の測温では、溶解が進んで電極先端がこのレベルを通過した後、鋼製ガイドにてスラグスキンを突き破つて溶融スラグ中にプローブを挿入した。

2.4 スラグ-メタル界面位置の検出

界面近傍の温度分布を正確に得るため、孔の一つを湯面検出用とした。Fig. 1 に示すように、W線を約 10 mm 突き出しておく。スラグの電位を検出して、これが定盤と同電位になる時点をスラグ-メタルプールの界面とした。界面位置の測定は一部の溶解について実施し、他は、これに基づき、湯上り速度から位置を決めた。誤差は 3 mm 程度である。

2.5 素材と溶解条件

消耗電極は、市販 S45C、直径 50 mm の圧延材を、スラグは、C. P. 級試薬にて調合した ANF-6 (CaF_2 -30% Al_2O_3) を用いた。CaO を含む ANF-7 系でも測

定を試みたが、BNの溶損が激しく、成功しなかつた。

鑄型カバーと電極の隙間にシールをし、20 l/min の乾燥 Ar を流して内部を非酸化性雰囲気保つた。コールドスタート、絶縁鑄型である。

2.6 測定

交流 (AC), 直流正 (DC+, 消耗電極が-) および直流逆 (DC-, 消耗電極が+) 極性, また, ACでは電圧 (V) を 25~50V, 電流 (I) を 1200~2000A に変え, R=0, 40 の2点について測定した。同時測定できたのは1例であるが, 便宜上, 同一条件のものは, 表, 図ともにまとめて整理した。

熱起電力は 20mV (約 1100°C) でオフセットし, 精度を上げ, 自動平衡式記録計に, 時間に対する記録をとつた。測温精度は, 伝熱誤差を含め ±20°C と考えられる。

溶解終了時に, FeS を添加してメタルプールの形状を, また, 鑄塊の断面にて, 凝固組織, 成分変化などについても調査した。

3. 実験結果

3.1 温度分布

Table 3 に実験条件を示す。Fig. 2 に, DC-で得た同時測定の温度分布を示す。これにより, 温度分布の基本的なパターンを整度すると, 次のようになる。

(1) 保護管がスラグに接してから, 完全なスラグ温度に達するまで約 10mm 移動する。これは保護管の直径と, スラグ表面のメニスカス形状に由来する伝熱誤差であつて, スラグ表面温度はバルクと大差ないようである。

(2) R=0 では, 保護管の挿入後 60sec 以内に完

Table 3. Melting conditions.

No.	Polarity	Volt (V)	Amp. (A)	Melt rate (g/min)	Metal pool (mm)	Slag skin (mm)
1	DC +	25	2000	320	40	1.2
2	DC -	25	2000	240	60	1.8
3	AC	25	2000	490	70	1.8
4	AC	38	2000	690	45	1.0
5	AC	50	2000	820	80	0.5
6	AC	38	1500	565	45	1.3
7	AC	38	1200	475	40	2.0

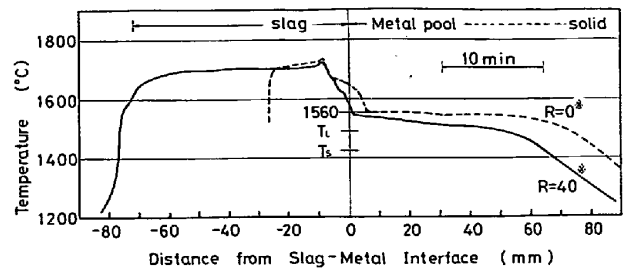


Fig. 2. Temperature distribution measured at the same time. (DC-, 25V, 2500A)

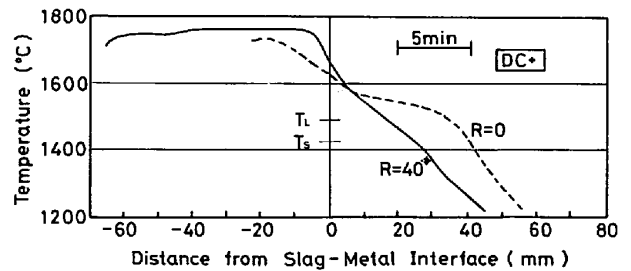
全にスラグ温度に達する。時間遅れは十分小さい。

(3) 位置センサーの電位が次第に下り, 0電位になると約 1V の不連続を生じた。センサーの寸法や界面揺動の影響によるものと考えて外挿点を界面とした。その差は約 3mm である。

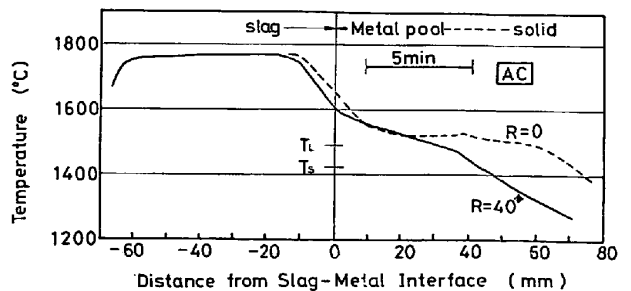
(4) スラグ層には, 数 sec 間で変わる約 ±10°C の不規則な温度のゆらぎがある。ならして平均温度をとれば, スラグ層の温度は 1700°C ±20°C で均一である。

(5) スラグ-メタルプール界面近傍で急な温度降下があり, その遷移層の厚みは 10~15mm である。また, 中心の温度降下がやや遅れ, 中心は 3~4mm 凹んだ形のものである。

(6) メタルプール内は 1500~1550°C で, プール底部の液相温度までの温度勾配は 5~10°C/cm であつ



* B, N protection tube (6φ)
Fig. 3. Temperature distribution. (DC+, 25V, 2000A)



* B, N protection tube (6φ)
Fig. 4. Temperature distribution. (AC, 25V, 2000A)

た。

(7) 固相、液相温度間の温度勾配は $90^{\circ}\text{C}/\text{cm}$ であり、固相温度以下のそれも、ほぼ同様であつた。凝固温度におけるプラトーは見られない。

3.2 極性の影響

Fig. 3 と 4 に、DC+と AC の測温結果を示す。スラグ温度は、AC, DC+とも約 1750°C で、DC-よりわずかに高い。溶解速度は、 $\text{AC} > \text{DC+} > \text{DC-}$ の順になる明瞭な傾向があるが、これをスラグ温度差から説明するのは難しい。

また、温度分布も極性によつて変らない。Fig. 3 と 4 は同時測定データでないで、溶解条件や界面位置にわずかな差がある。これらを考慮すれば、Fig. 2 の観察結果と同じ傾向である。

メタルプール内の温度勾配から界面に外挿して得た見かけの界面温度は、 $1550 \sim 1580^{\circ}\text{C}$ であり、平均 1560°C となつた。これは、極性にも依存せず、半径方向の差もほとんどないようである。

プール中心深さに差があり、DC-と AC で深く、DC+では浅い。

$R = 0$ における凝固後の温度勾配は、DC+では大きく $150^{\circ}\text{C}/\text{cm}$ 、AC では $100^{\circ}\text{C}/\text{cm}$ であつた。

3.3 溶解電圧と電流の影響

Fig. 5 は、AC で I を一定に保ち V を変えた例である。 V の上昇とともにスラグバルクの温度は高くなる。50V は、安定に溶解できる最高電圧であるが、 1950°C になつた。しかし、メタルプールの温度はいずれも $1500 \sim 1550^{\circ}\text{C}$ にとどまり、大きく変わるスラグ温度に追従していない。したがつて、界面近傍の温度差は最大 400°C に達し、また、これに対応してスラグ下部の温度遷移層厚みは最大 30mm に増している。この結果、条件が変つても、界面近傍のスラグ側の温度勾配は見かけ上ほとんど変化しない。メタルプールは 38V で最も浅く、これより V が大きくても小さくても深くなる。

V を一定として、 I を減少した例を Fig. 6 に示す。

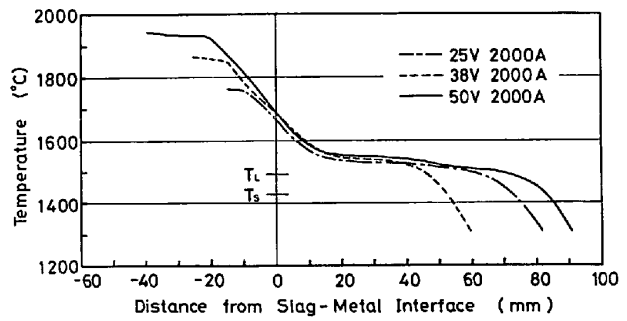


Fig. 5. Effect of applied voltages on the temperature distribution. (AC, $R=0$)

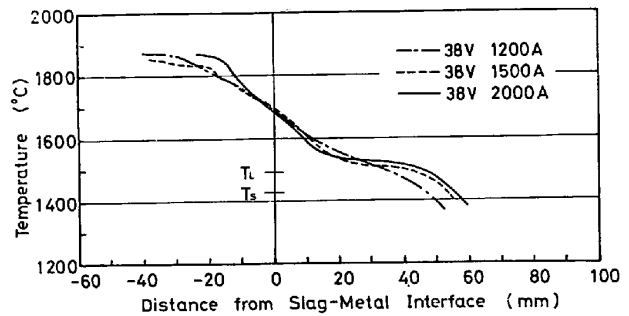


Fig. 6. Effect of electric current on the temperature distribution. (AC, $R=0$)

スラグバルクの温度はいずれも約 1850°C である。しかし、低電流では界面近傍の温度勾配が小さくなる。温度遷移層の厚みが増す点で、 V を大としたものに類似である。メタルプールの深さにおよぼす I の影響は大きくない。

3.4 溶解速度

Table 3 に示したように、 V と I を同じにしても極性によつて溶解速度に大きな差がある。AC が最大で、DC-はとくに小さい。AC と DC では、波形率の差などにより、必ずしも真の電力が等しくない可能性がある。しかし、スラグ温度で比較しても、溶解速度の差は明瞭にし得なかつた。

AC では溶解速度がほぼ電力に比例していた。しかし、スラグ温度には必ずしも対応しない。見かけのス

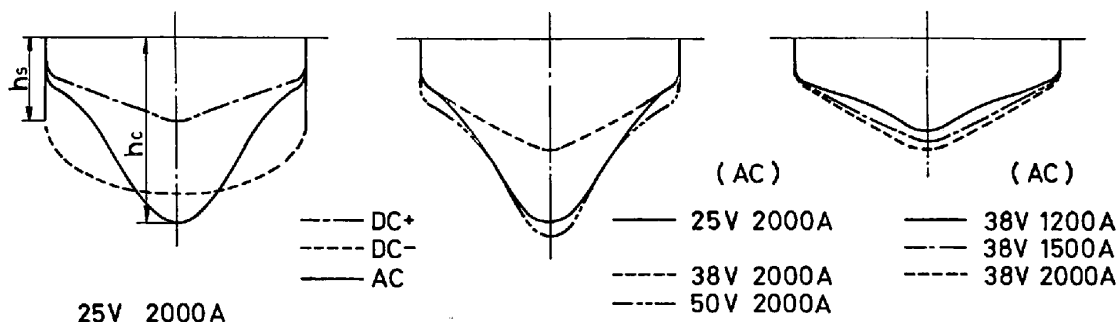


Fig. 7. Effects of polarity and electric power on the shape of metal pool.

Table 4. Secondary arm spacings at the center of ingot.

No.	Polarity	Volt (V)	Amp. (A)	Cooling rate (°C/min)	Temp. grad. (°C/cm)	Second. arm spacing (μm)	
						Expt.	Calc.(8)
1	DC+	25	2000	70	160	110~150	138
2	DC-	25	2000	30	90	150~160	194
3	AC	25	2000	60	100	120~140	142
5	AC	50	2000	150	145	110~130	100
7	AC	38	1200	60	100	130~160	143

Table 5. Chemical composition of remelted ingot.

Test No.	Polarity	Volt	Amp.	Analysis (%)						
				Si*	Mn*	S*	Al sol	Al insol	O	
0	Electrode			0.25 -0.32	0.75 -0.79	0.017 -0.020	0.020 -0.033	0.001 -0.002	0.0012 -0.0025	
1	DC+	25	2000	-0.05	-0.02	-0.005	0.005	0.018	0.0041	
2	DC-	25	2000	-0.13	-0.11	-0.003	0.140	0.037	0.0320	
3	AC	25	2000	-0.04	-0.02	-0.004	0.010	0.005	0.0030	
4	AC	38	2000	-0.03	-0.03	-0.005	0.066	0.008	0.0058	
5	AC	50	2000	-0.05	-0.02	-0.007	0.069	0.010	0.0074	
6	AC	38	1500	-0.05	-0.02	-0.005	0.067	0.008	0.0072	
7	AC	38	1200	-0.04	-0.01	-0.008	0.064	0.007	0.0054	

* $\Delta [\%M] = [\%M]_{\text{ingot}} - [\%M]_{\text{electrode}}$, for Si, Mn, S.

ラグの電気抵抗に相当する、 V/I の比が大きいときは、スラグ温度が高くて、溶解速度が小さいことが有りうる。

3.5 鋼塊内部性状

Fig. 7 にメタルプールの形状を示した。極性により興味深い差が現われる。测温結果とほぼ一致し、中心の深さ (h_c) は、DC+でとくに小さい。メタルプールの側面部の高さ (h_s) は、DC-でとくに大きく 40 mm, AC と DC+では約 20 mm である。AC では中心が深い。条件が変わっても、この AC 特有のパターンは変わらない。ただ、プールが浅いときは、DC+の型に近い。

Table 3 に示したように、スラグスキンの厚み δ は、DC+ではやや薄く 1.0~1.5 mm, DC-では 1.2~2.0 mm である。AC では V の増加にともない、 δ が小さくなり、最小 0.5 mm 程度であった。

鋼塊中心軸上試料で測定した、デンドライトの 2 次アーム間隔を Table 4 に示した。DC+ と AC50V でやや小さい値が得られた。Photo. 1 には鋼塊断面の测温用プローブを示す。周辺の組織の乱れはほとんどなく、プローブで挿入に由来する测温誤差も小さいと判断される。

3.6 鋼塊の組成変化

Table 5 に、溶解後の鋼塊底部から 150 mm の点における成分分析値を示す。C と P は変化しないので除いた。注目されるのは DC-で、Si と Mn が約 0.1% 減

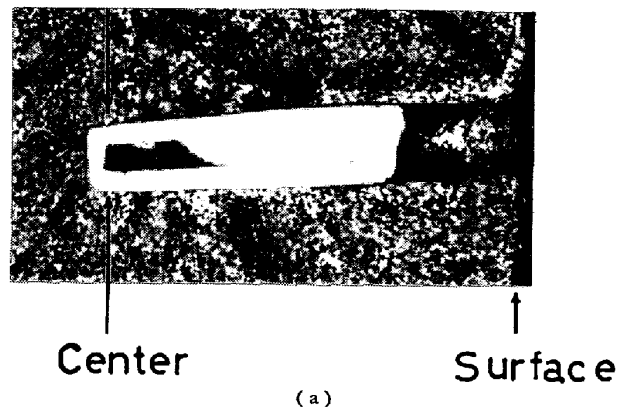


Photo. 1. BN tube in the longitudinal section of the ingot. $\times 11/14$ (AC, 25V, 2000A)

少し、Al, sol が逆に 0.1% ほど増加している。Al, insol も 0.04%, O が約 300ppm で著しく高い。小島ら⁷⁾の、小型 ESR における実験と同じ傾向である。しかし、DC+ では Al が減少する傾向があつた。

AC で V や I を変えても Al が変化する。しかし、スラグ温度 1950°C のときでも、Al, total が 0.07% となるにとどまつた。いずれも、顕微鏡観察で認められる酸化物は $10\mu\text{m}$ 以下の微細 Al_2O_3 であつた。

4. 考 察

4.1 スラグ層の温度

スラグ温度は装置や溶解条件で変わる。前述のように小型 ESR では 1700~1800°C と観察された例が多い。しかし、小さい ESW の例では 1700~2000°C¹²⁾、大型 ESR では 1600°C 前後⁹⁾ のように、装置に応じた安定溶解条件から温度も自然に決まるようである。著者らも、このスラグを用いるとき、実験範囲以下の低電力操作では、スラグスキンが著しく厚くなり、消耗電極の下降が不安定になることを経験している。

測定結果では、(1)スラグバルクの温度が V に強く依存すること、(2) V が小さいとき、スラグ内温度が均一であること、(3) V が大きいとスラグ層下部からメタルプール界面にかけて低温部が生じること、(4)温度と溶解速度は必ずしも対応しないこと、などが注目される。

本実験装置は、消耗電極の浸漬深さを調節して所定電圧にする、定電流方式である。したがって、 V が大きいときは消耗電極先端とメタルプール間の距離、 l (mm) が長い。Fig. 8 にこの関係を示す。極性によつても差があり、DC-で l が小さい。また、絶縁鑄型であるから、スラグ中の発熱は両極に狭まれた領域に集中する。 l の小となる条件では、消耗電極の浸漬が深いことや、発熱領域が小さいので、電磁力によるスラグ流動が激しいこ

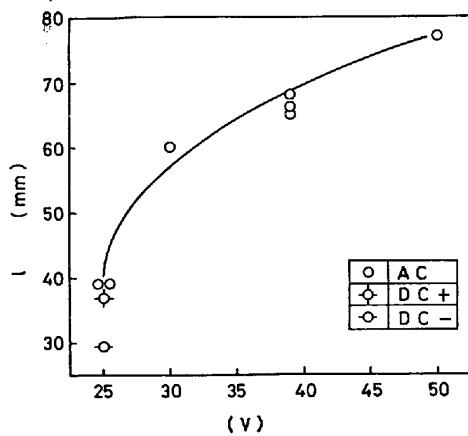


Fig. 8. Effect of voltage on the distance between metal pool and electrode tip, 1.

となどにより、消耗電極やメタルプールへの伝熱量の比率が大きい。その結果、メタルプールは深くなり⁵⁾、溶解速度も比較的大きく、一方、スラグ温度は低値に保たれるものと考えられる。ただ、DC-で l が小さいにもかかわらず溶解速度が小さい理由の説明はできない。

V が小さいとき、スラグ温度が測温誤差の範囲で均一であった。J. CAMPBELL¹³⁾は、低融点メタルの、透明スラグによる ESR 実験を行ない、電極下部に低温領域があるといっている。MELLBERG のデータでは、これが低温になるときと逆になる例とがあり、判然としない。このような電極下部の特異性を考える根拠は、次のような点にある。(1)発熱密度の高い位置である。(2)低温のメタル滴の通過による冷却がある。(3)メタル滴の落下時に、電極とメタルプール間に短絡もしくはこれに近い現象がある。(4)電極の挿入による冷却がある。

これらは相殺される点もある。例えば(2)と(3)について次のように推定した。著者らは、シンクロスコープで電圧波形を観察し、滴の落下時に約 20V の電圧降下があることを認めた。垂れ下った滴先端が、メタルプールに接近するためであり、電流、したがって、発熱もこの位置に集中する。このために起きる滴の温度上昇は次のように見積つた。

$$\Delta T = \eta \cdot Q\tau / m_d \cdot C_m \quad (^\circ\text{C}) \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 η : 熱効率 (-), Q : 発熱量 (cal/sec), τ : 発熱集中時間 (sec), m_d : 滴重量 (g), C_m : 溶鋼の比熱 (cal/g \cdot °C)

$m_d = 3 \text{ g}$, $\tau = 0.01 \text{ sec}$, $Q = 1.2 \times 10^4 \text{ cal/sec}$, $C_m = 0.18 \text{ cal/g}\cdot^\circ\text{C}$ とし、 τ が十分小さいので、 $\eta \approx 1$ と仮定すれば、 $\Delta T \approx 200^\circ\text{C}$ となる。消耗電極表面の熔融メタル層が融点温度だとしても、落下時にはスラグ温度に近づくと考えられる。

また、川上ら⁹⁾の発熱量分布計算によれば、発熱は電極前面に集中し、本実験で測温した位置では 10cal/cm³·sec 以下でありあまり大きくない。さらに、スラグ層には激しい流動が認められることから、上のような局部的現象があつても、ならされて、結果的にはスラグ層の温度が均一化されると考えられる。

$v = 25 \text{ V}$ の条件で、スラグ表面に黒鉛粒子を置きその運動をフィルムに撮影して観察すると、最高 10cm/sec の速度を持つものがある。また、粒子は中心に向うものとその逆とがあり、前者がやや優勢である。これからはスラグの流れが電磁力に基づくものであるか、熱対流によるものかは即断できない。

電磁力に関する解釈は、後藤と染野¹⁴⁾や、前記 Campbell による示唆がある。これにならつて以下に磁気ピンチ効果の試算をする。電極とメタルプールの断面積電 A_1, A_2 (cm²) とすれば、その前面で電流密度が異なるので両位置の磁気ピンチ力に差が生ずる。中心圧力の差は(2)式で表わされる¹⁵⁾。

$$\Delta P = I^2(1/A_1 - 1/A_2) \times 10^{-2} \text{ (dyn/cm}^2\text{)} \dots (2)$$

ここで、 I : 電流 (A)

これがスラグ流動の動圧に相当すると考えれば、スラグ中には最大(3)式の程度の流速が生じ得る。

$$v_{\text{max}} = \sqrt{2 \cdot \Delta P / \rho} \quad \text{(cm/sec)} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 ρ : スラグ密度 (g/cm³)

荻野らのデータ¹⁶⁾より本実験のスラグ組成および温度に外挿して、 $\rho = 2.45 \text{ g/cm}^3$ となる。 $I = 2000 \text{ A}$ の実験条件では、 $\Delta P = 1650 \text{ dyn/cm}^2$, $v_{\text{max}} = 36 \text{ cm/sec}$ を得る。むろん、流動のパターンや、粘性抵抗の影響を考慮すれば、これよりずつと小さい値になるであろうが、スラグ表面にて観察された値がこれに近かつたことは注目し値する。また、Fig. 2 に示したように、メタルプール表面に小さな凹みを生じていることもこれを裏づけるものであり、スラグ中心部には下向きの流れが存在すると推定できる。

熱対流については、本実験のように形状や発熱分布が複雑な系で定量的に評価するのは難しい。しかし、Fig. 5, 6 のように、 l が大でスラグ上部でのみ発熱する条件では、下部が低温となる事実から、電磁力の効果があつても、もはや、下部にまではおよばないことがわかる。大型 ESR のように、極間距離が長く、電流密度差が小さければ、流動の主体は熱対流に変わり、したがって、スラグ下部が低温になると考えられる。

l の小さいときの温度均一化については、以下の推算をした。

$$\partial T / \partial t = (k / \rho C) \cdot \Delta^2 T - v \cdot \Delta T + q / \rho C \dots\dots (4)$$

ここで、 k : 熱伝導率 (cal/°C · cm · sec), C : スラグの比熱.

k が十分小さいので、伝導項は無視し、定常状態とすれば、(5) 式となる.

$$v \cdot \Delta T = g / \rho C \dots\dots\dots (5)$$

目視の流速から $v = 10$ cm/sec とし、 C は、 Al_2O_3 と CaF_2 の比熱から推定¹⁷⁾して 0.3cal/g · °C とする. g は川上らの測定結果より 10cal/cm³ · sec とすれば、一次元での温度勾配, G , は次のようになる.

$$G = g / \rho Cv = 1.4^\circ\text{C} / \text{cm} \dots\dots\dots (6)$$

半径 6 cm の本装置では、高々 8°C の温度差しか生じない.

以上厳密な推論は難しいが、 l が小さく、電磁力が十分作用するとき、スラグバルクには検出可能な温度差が生じないことを示した.

4.2 スラグ-メタルプール界面近傍の温度分布

界面近傍の温度分布で注目されるのは、(1) l が小さいとき、10 mm 程度の遷移層に約 150°C の温度差があること、(2) l が大きいとこれが約 30 mm になること、などである. 保護管径と、メニスカス形状を考えれば、さらに厚みは小さい. このような温度分布は、川上らや MITCHELL らのデータには認められない. MELLBERG の実験には類似の挙動があるが、界面位置の問題と、メタルプールが十分深くないことなどにより、これほど明瞭ではない.

スラグバルクとメタルプール内には十分な対流伝熱があり、それぞれの温度均一化が進むのに対し、界面では単に伝導伝熱のみであるから、伝熱抵抗が大きく、このような温度差を生じたと考えられる. 温度分布からも、界面近傍の自然対流は生じ難い. この温度差は、熱伝導の小さい、スラグ側に生じていると考えられる.

スラグ温度が高いときは、遷移層も厚い. 前節で述べたように、スラグ中の流動が弱いためと考えられる. その結果、界面近傍の温度勾配は 150°C/cm 以下であり、条件が変わっても大きな差が生じない. メタルプールへの熱流入も大きく変化しないことになる.

CAMPBELL によれば、スラグ側に流動があつても、メタル表面を動かす力はないということである. スラグと溶鋼の密度差を考えればこのような現象が当然予測される. したがつて、伝熱はスラグ流と静止壁面の間の現象に類似である.

流れに平行に平板を挿入したとき、前端から x cm の距離に生ずる、層流温度境界層の厚み δ_T は、(7) 式にて近似できる¹⁸⁾.

$$\delta_T = \sqrt{12\nu x / v} \cdot (Pr)^{-1/3} (Pr > l) \quad (\text{cm}) \dots (7)$$

ここで、 ν : スラグの動粘性係数 (cm²/sec), v : スラグバルクの流速 (cm/sec), Pr : プラントル数 ($\rho Cv/k$) (—)

粘性係数は 0.05poise 以下¹⁹⁾と考えられるので、 $\nu = 0.02$ cm²/sec とし、また、 k にはデータがないので、荻野ら²⁰⁾による CaF_2 の計算推定値、0.005cal/cm · °C を用いる. $Pr = 2.9$ となる. x は鑄型半径 6 cm とし、 v に前記の 10 cm/sec を用いれば、 $\delta_T = 0.27$ cm となる. 乱流であればさらに小さくなる.

l が小さく、電磁力の影響が強ければ、この程度の厚みとするのが、測温結果とも矛盾なく、妥当な推定と思われる.

4.3 溶鋼プールの温度分布

スラグ-メタルプールの真の界面温度はわからないが、メタルプール側の温度勾配から、見かけの界面温度として、1560°C を得た. これは半径方向にもほぼ同様であり、溶解条件、したがつてスラグバルク温度の影響も受けない. メタルプールの温度が液相温度直上にあり、温度が均一であることから、次の推定ができる. (1) メタルプール内にも、伝熱を助長する流動がある. (2) スラグ-メタルプール界面からの伝熱に比べ、プール側面部 (Fig. 6, h_s に相当) や、凝固前面への抜熱の寄与が大きいため、プールが低温に保たれる.

溶鋼プールにトレーサーを添加した実験結果によると²¹⁾プール内は完全混合と見なされる. 著者らも、FeS 添加後、これがただちにプール内に均一分布するのを経験しており、(1)の推定に対応するものと考えられる. 攪拌の駆動力は、液滴の落下運動量と考えられる. なぜならば、溶解速度が大きいとプール中心が深くなる傾向があり、上部が高温である温度分布からは定常的な熱対流が生じ難いことによる. しかし、大型 ESR では、鋼塊の凝固時の熱対流など²²⁾から類推して、対流も無視できない.

メタルプール温度が低い理由は次のように推察される. 前述のように、スラグからの伝熱は大きくない. しかし、プール側面部への抜熱が比較的大であることは、MITCHELL ら⁸⁾の実験にて明らかである. プール内の対流伝熱が十分大きければ、側面部の高さ h_s がわずかに変化するだけで、入-出熱はバランスする. つまり、側面部がメタルプール温度を規定するものと考えられる. もちろん、大型 ESR では側面伝熱の寄与が相対的に小さくなるので、メタルプールの温度も、スラグ-メタルプール界面温度も高くなる可能性はある.

メタルプールの形状を数値計算にて求めた例は多い²³⁾~²⁷⁾. しかし、スラグ-メタル界面の温度データがない

ので、これを任意に仮定するか、スラグバルクの温度に等しいと置いている。本実験によれば、この前提は正しくない、ただ、数値計算においては、メタルプールの対流伝熱も、見かけの有効熱伝導率、 k_{eff} に含めてしまうので、界面温度の仮定は、 k_{eff} と同じ作用をもつ。したがって、プール形状の計算値に対する影響はない。ただ、従来界面温度を 1700°C 前後に設定していた場合については、 k_{eff} が過小に評価されていることが指摘できる。

また、この種の計算で得た小型鋼塊のメタルプールは一般に球面状となり⁸⁾²³⁾、実際の鋼塊に見られるような、円錐形状にならない。このため、界面温度の半径方向の分布を仮定する場合がある²⁷⁾。これも妥当ではない。むしろ前述のように、滴の落下による流動伝熱を考え、伝熱の異方性により解釈すべきである。Fig. 2 に示すように、中心部が底部まで高温に保たれる事実と、溶解速度が大で、滴の落下量の多いときに、より円錐形になる関係からこれが裏付けられよう。

4.4 凝固前面の温度分布

液相および固相温度は八幡技研²⁸⁾の算出式にて求め、 $T_L = 1490^\circ\text{C}$ 、 $T_S = 1424^\circ\text{C}$ となった。固液共存温度域は、5~15 mm である。液相の対流伝熱が大きいので、液側から凝固界面への熱流入がある。その結果、対流がもはや存在しない、固液共存領域の温度勾配が大きくなる。自然凝固時に見られる凝固温度プラトーは上の理由にてもはや存在しない。

中心軸上試料で測定した、デンドライトの2次アーム間隔を Table 4 に示した。鈴木ら²⁹⁾によれば、これは冷却速度との間に、(8)式の関係がある。

$$S_{II} = 709 \times R^{-0.39} \dots\dots\dots (8)$$

ただし、 S_{II} : デンドライトの2次アーム間隔 (μm)、 R : 冷却速度 ($^\circ\text{C}/\text{min}$)

Fig. 2~6 の R を用いて計算した結果を測定値と比較すると、バラツキは大きいがほぼ一致していた。同一寸法の普通鋼塊と比較すれば、ESR 鋼塊のデンドライトは微細になる関係³⁰⁾が知られている。上の結果によれば、凝固前面に大きな熱流を与え、凝固温度域の温度勾配を大にする効果であった。

中心軸上、凝固直後の位置における温度勾配から、次の推算をした。熱流束を一次元で近似し、(9)式で表わす。

$$k_S G_S = k_{eff} G_L + L \rho_m u \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 k_S : 固体鋼中の熱伝導率 ($\text{cal}/^\circ\text{C} \cdot \text{sec} \cdot \text{cm}$)、 G_S 、 G_L : 固相、液相中の温度勾配 ($^\circ\text{C}/\text{cm}$)、 L : 凝固の潜熱 (cal/g)、 u : 湯面上昇速度 (cm/sec)

文献値より、 $k_S = 0.08^{31)}$ 、 $L = 67 \text{cal}/\text{g}^{32)}$ を用いる。

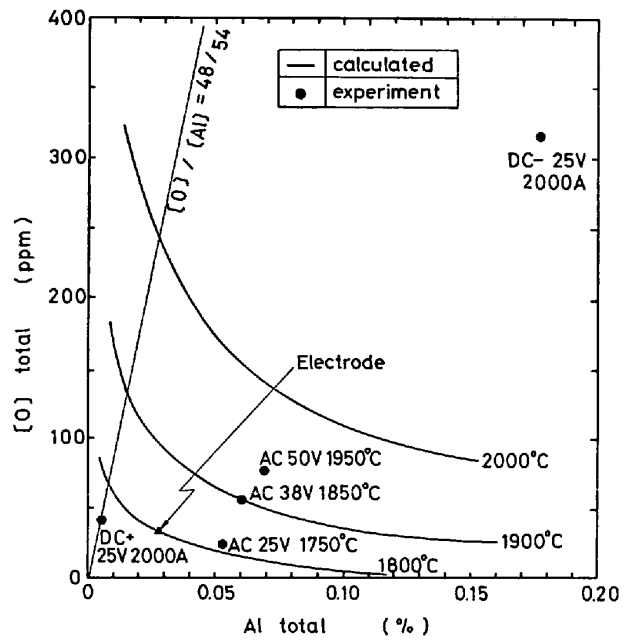


Fig. 9. [Al] [O] relation in the ingot.

プール底部が平面に近い、Fig. 2 の例について、 $G_S = 90^\circ\text{C}/\text{cm}$ 、 $G_L = 10^\circ\text{C}/\text{cm}$ とすると、左辺および、右辺第2項が、7.2 と 2.3 $\text{cal}/\text{sec} \cdot \text{cm}^2$ となった。これより、 k_{eff} は 0.46、つまり、固体の熱伝導の約6倍と見なされる。また、凝固潜熱の1.8倍に達する液側からの熱流束がある。

4.4 Al の挙動について

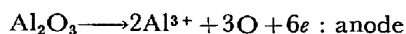
成分変動で注目されるのは、(1)スラグ-メタル反応を規定する場所、したがって、反応温度との対応と、(2)DC-にて極度に Al_2O_3 の還元が進む点にある。

鋼塊の Al-O の関係を Fig. 9 に示した。学振推奨式³³⁾を用いて、 $a_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 1$ とした計算値をこれと比較すると、AC については各スラグ温度における計算値に近い関係が得られた。しかし、スラグ温度が 1950°C に達する場合においても、メタルプールの温度は 1600°C 以下となる事実があるので、このような Al_2O_3 の還元反応は、スラグ-メタルプール界面で進むとは考え難い。消耗電極で滴が生成し、高温のスラグ中を通過するまでに起こる反応と推定される。また、プール内では温度降下により2次脱酸が進むが、生成した Al_2O_3 が約 5 μm の微細なものであるから、ストークスの法則にて浮上するとしても高々その速度は $10^{-3} \text{cm}/\text{sec}$ である。湯上り速度が、0.005~0.02 cm/sec であるから、浮上分離の可能性は小さい。メタルプール内には、伝熱を促進するに足る動流は存在しても、 Al_2O_3 の凝集を進める混合強度はない。

DC-では、見かけの平衡温度が 2000°C 以上となる

Al_2O_3 の還元がある。しかし、測温結果では、この高濃度を熱力学的に現出する高温部分は見られない。したがって、これはスラグの電解反応に基づくと考えられる。

Al_2O_3 の電解精錬からの類推により³⁴⁾、本系でも当然次の反応が期待される。



DC-では電流密度の大きい消耗電極にて Al を吸収すると考えられる。本実験程度の容量においては、消耗電極における反応が鋼塊組成を支配するという考え方で、HOLZGRUBERら³⁵⁾は脱硫反応現象を整理している。Al についても同じ説明ができる。電極先端に残存する溶鋼滴の XMA 分析にて、DC+では Al が減少する傾向を確認したが、DC-では溶鋼滴が採取できず、Al の濃化が生じているか否かの確認はまだである。

対極には O を生成するが、Al や Si の存在下では、必ずしもすべて浴中に入ることはなく、これは酸化してスラグとなる。故に Si や Mn が減少し、Al, sol が増加するものであろう。

4.5 溶解速度について

溶解は消耗電極への伝熱で決まるから、スラグ温度が重視される。確かに AC では V の変化に対応して温度と溶解速度が決まっている。しかし、スラグ温度は V で決まるので、 I が小さいときはスラグ下部の温度が低くなるだけで電極周辺の温度は変わらず、かつ、溶解速度が小さい。発熱が消耗電極前面に集中する¹⁰⁾としても、この熱を電極に伝達する、スラグの流動が大きな寄与をもつと考えられる。

DC では、スラグ温度もさして変わらず、温度分布も均一であるのに溶解速度が小さい。DC-では、スラグの電解に電力エネルギーの一部を消費する可能性がある。しかし、容量が大きいと溶解速度は DC-の方が大きいこと¹³⁾⁴⁾も報告されており、また、 Al_2O_3 を含まないスラグでも極性の影響がある²⁾ことを考慮すれば、電解現象のみでは説明が難しい。今後の解明が必要である。

5. 結 言

実験用小型 ESR 炉において、BN 保護管を鋳型壁を貫通して挿入する方法によつて、スラグとメタルプールの温度分布を測定した。

(1) CaF_2 -30% Al_2O_3 スラグでは精度よく測温できたが、CaO を含む系には BN が浸蝕されるため、十分な時間にわたる測温はできなかつた。

(2) 25V, 2000A において、DC-では約 1700°C, AC と DC+では約 1750°C のスラグ温度を得た。ス

ラグ層の温度はほぼ均一である。

(3) スラグ-メタル界面近傍にて急激な温度降下があり、メタルプールの温度は 1500~1550°C になつた。メタル側の温度分布から、見かけの界面温度 1560°C を得た。

(4) メタルプールの形は極性によつて著しく変わる。また、溶解速度は、AC > DC+ > DC- の順となる。DC-では、鋼塊中の Al, sol が著しく増した。

(5) AC にて電圧と電流を変えて比較した。スラグバルク温度は電圧上昇とともに高くなる。50V では 1950°C になつた。また V が大で、 I が小さいと、スラグ下部は低温となる。

(6) メタルプールの温度はスラグ温度に依存せず 1500~1550°C に保たれる。

(7) スラグ浴中には電磁力に基づく流動と熱対流があるが、電極浸漬の深い場合は前者による攪拌のため、スラグ温度が均一化されると推定した。

(8) スラグ、メタルプールはそれぞれ対流による伝熱が大きい。スラグ-メタルプール界面は伝導伝熱となるので、大きな温度差がつくものと推定した。

(9) メタルプール中の対流伝熱は主として溶鋼滴の落下運動によるものと推定した。

(10) スラグ-メタルプールの界面温度が高くないことから、 Al_2O_3 の還元の、主たる反応場所ではないと推定した。

(11) 溶解速度は、必ずしもスラグ温度だけでは決まらず、発熱分布や、スラグの流動に依存することを示した。

なお本研究は基共研、特殊精錬部会の研究活動の1つとして行なつたものであることを記する。

文 献

- 1) 井上道雄, 小島 康, 加藤 誠: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 139
- 2) 伊丹俊夫, 深山三郎, 旦部祐二郎, 江島彬夫: 鉄と鋼, 60 (1974), S118
- 3) T. SUZUMOTO and T. SUGIURA: Proc., 4th Intern. Symp. on Electroslag Remelting Processes Tokyo, Japan (1973) p. 115
- 4) P. DEWSNAP and R. SCHLATTER: Proc. 5th Intern. Symp. on Electroslag and other Special melting technologies, Pittsburgh, U. S. A., (1974), p. 91
- 5) 深山三郎, 伊丹俊夫, 江島彬夫: 川崎製鉄技報, 5 (1973), p. 419
- 6) L. WILLNER and P. VARHEGYI: Arch. Eisenhüttenw., 47 (1976), p. 25
- 7) 小島 康, 加藤 誠, 豊田剛治, 井上道雄: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 2001
- 8) A. MITCHELL and S. JOSHI: Met. Trans., 4 (1973), p. 631

- 9) P. O. MELLBERG: Proc. 4th Intern. Symp. on Electroslag Remelting Processes, Tokyo, Japan (1973), p. 13
- 10) 川上正博, 永田和宏, 山村 稔, 坂田直起, 後藤和弘, 宮下芳雄: 鉄と鋼, 62 (1976), S493 および本特集号
- 11) V. P. SERDYKOVA, B. I. MEDVAR, V. P. SHEVZOV, G. S. MARINSKY and V. I. SAGAN: Izv. VUZ Cher. Met., (1974), 9, p. 76
- 12) 安藤弘平, 和田宏一: 溶接学会誌, 39 (1970), p. 669
- 13) J. CAMPBELL: J. Metals, 22 (1970), p. 23
- 14) 後藤和弘, 染野 檀: 学振 19 委資料, (1973), 19 委 9682
- 15) 安藤弘平, 長谷川光雄: 溶接アーク現象, 産業図書 (1962), p. 163
- 16) 荻野和巳, 原 茂太: 鉄鋼基礎共研, 特殊精錬部会第4分科会資料 (1976) 6月
- 17) 鉄鋼協会: 溶鋼溶滓の物性値便覧, (1971), p. 178
- 18) R. B. BIRD, W. E. STEWART, and E. N. LIGHTFOOT: Transport Phenomena, (1960), p. 607, Wiley
- 19) ユ・ヴェ・ラタシ, ペ・イ・メドワル: エレクトロスラグリメルティング, (1970), p.27, 日ソ通信社
- 20) 荻野和巳, 西脇 醇: 鉄鋼基礎共研, 特殊精錬部会第4分科会 (1975) 12月
- 21) 中村 泰, 石川英毅, 徳光直樹, 原島和海: 鉄と鋼, 58 (1972), S407
- 22) 垣生泰弘, 江見俊彦, 北岡英就: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 971
- 23) R. C. SUN and J. W. PRIDGEON: 2nd Intern. Symp. on Electroslag Remelting Technology Part III (1969), Pittsburgh, U. S. A.
- 24) J. F. ELLIOTT and M. MAULVAULT: Proc. 4th Intern. Symp. on Electroslag Processes. (1973), Tokyo. p. 69
- 25) A. MITCHELL, J. SZEKELY, and J. F. ELLIOTT: Proc. Conf. on Electroslag Remelting. (1973), Sheffield, England. p. 3
- 26) B. E. PATON, B. I. MEDOVAR, D. A. KOZLITIN, Yu, G. EMELIANENKO, Yu. A. STERENBOGEN, and V. M. BAGLAI: ibid, p. 16
- 27) A. S. BALLAANTYNE, A. MITCHELL, and R. L. KENNEDY: Proc. 5th Intern. Symp. on Electroslag and other Special melting technologies (1974), Pittsburgh, U. S. A., p. 345
- 28) 八幡製鉄技研: 鉄鋼共同研究会, 第36回特殊鋼部会, 特36-15-共17 (1968)
- 29) 鈴木 章; 鈴木 武, 長岡 豊, 岩田至弘: 金属学会誌, 32 (1968), p. 1301
- 30) W. HOLZGRUBER: Proc. 5th Intern. Symp. on Electroslag and other Special Melting Technologies (1974), p. 87
- 31) 鉄鋼協会: 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, (1970), p. 84
- 32) 鉄鋼協会: 溶鋼・溶滓の物性値便覧, (1971), p. 181
- 33) 学振: 製鋼反応の平衡推奨値, 日刊工業新聞社 (1968), p. 55
- 34) R. D. PEHLKE: Unit Process of Extractive Metallurgy, (1973), p.208, Elsevier
- 35) W. HOLZGRUBER, P. MACHNER and E. PLÖCKINGER: Trans. Intern. Vac. Met Conf. (1969), p. 415