

論 文

UDC 621.746.047 : 669.14-412 : 621.746.019 : 620.192.43

鑄塊の負偏析帯形成に及ぼす溶鋼流動の影響*

佐々木寛太郎**・杉谷泰夫***・小林純夫***・石村 進***

The Effect of Fluid Flow on the Formation of the Negative Segregation Zone in Steel Ingots

Kantaro SASAKI, Yasuo SUGITANI, Sumio KOBAYASHI, and Susumu ISHIMURA

Synopsis:

The influence of the fluid flow induced by an electromagnetic stirrer and the solidification rate on the formation of the negative segregation zone in carbon steel ingots was investigated.

The results obtained are summarized as follows.

(1) In the region solidified in the presence of the fluid flow, the growth of columnar dendrite is suppressed and the negative segregation of all the solute elements is generated. These tendencies become remarkable when the fluid flow becomes vigorous or when the solidification rate becomes slow.

The following relation was obtained experimentally,

$$\begin{aligned} U/V \leq 130 \quad K_e &= 1 - 4.17 \times 10^{-2} (1 - k_0) (U/V)^{0.58} \\ U/V \geq 130 \quad K_e &= 0.54 (\text{element C}), 0.86 (\text{element Mn}) \\ &0.44 (\text{element P}) \end{aligned}$$

where K_e is the degree of the negative segregation, U (m/sec) the flow rate of the bulk liquid, V (cm/sec) the solidification rate, and k_0 the equilibrium distribution coefficient.

(2) The washed depths in the interdendrite generated by the fluid flow were calculated for each elements by the complete mixing model. It was found that the washed depth for each element well agreed with each other and that the washed depth becomes deep when the fluid flow becomes vigorous or when the solidification rate becomes slow.

(3) The calculated results showed that the influence of the diffusion of solute elements in the interdendrite along the solidification direction on the calculated washed depth was negligible.

1. 緒 言

鋼の凝固過程におけるバルク溶鋼の流動はマクロ偏析や非金属介在物の分布等に大きな影響を及ぼす¹⁾²⁾ので鑄塊の品質を向上させるためには、凝固現象に及ぼす溶鋼流動の作用を定量的に把握する必要がある。

凝固過程で溶鋼を流動させると負偏析帯が生じることはよく知られており、例えば、リムド鋼塊ではこの現象を積極的に利用して健全なリム層を形成させている³⁾⁴⁾。また、近年、連続鑄造鑄片の中心偏析を軽減するために電磁攪拌が適用される場合があるが^{5)~7)}、この場合には攪拌流動によつて生じる負偏析帯が鑄片のマクロ模様を害するため、それを軽減して目的とする中心偏析の転減をいかにして行うかが重要な課題の一つになつてい

る。

近年、この凝固過程での流動効果をデンドライト凝固の基礎理論⁸⁾⁹⁾に基づいて定量的に取扱おうとする試みがなされているが、その例は少なく、高橋ら¹⁰⁾が詳細な検討を行つている程度である。

本研究は中炭素鋼(S45C鋼)を電磁氣的に強制攪拌する方法を用いてバルク溶鋼の流動状態を定量的に把握すると共にデンドライト凝固する場合の負偏析帯形成にその流動速度がいかなる作用を及ぼすかを0.005~0.025 cm/secの凝固速度の範囲内で検討したものである。

2. 実験方法

2.1 溶鋼の攪拌実験

二種類の攪拌実験を行つたが、攪拌方法はすべて回転

* 昭和51年4月日本鉄鋼協会講演大会にて発表 昭和53年3月24日受付 (Received Mar. 24, 1978)

** 住友金属工業(株)中央技術研究所(現 住友精密工業(株))(Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Now, Sumitomo Precision Products Company Ltd.)

*** 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)

Table 1. Characteristics of the electromagnetic stirrer.

Main specifications		
Electric power source	No. of phases	2-phases
	Frequency	60 Hz
	Capacity	15 KVA
Stirrer	No. of poles	2-poles
	Electric voltage (max.)	220 V
	Electric current (max.)	140 A
	Magnetic field intensity (max.)	1500 gauss

Table 2. Chemical compositions of the carbon steel used in the experiments. (%)

C	Si	Mn	P	S	Cr
0.44~0.50	0.30~0.35	0.63~0.90	0.014~0.030	0.015~0.030	0.14~0.16

Table 3. Electromagnetic stirring conditions of the carbon steel.

stirring strength	stirring time	stirring period	mode
20 ~ 140A	0.1~4.5min	<102~122mm ^φ residual liquid steel	rotating

Experiment-1.

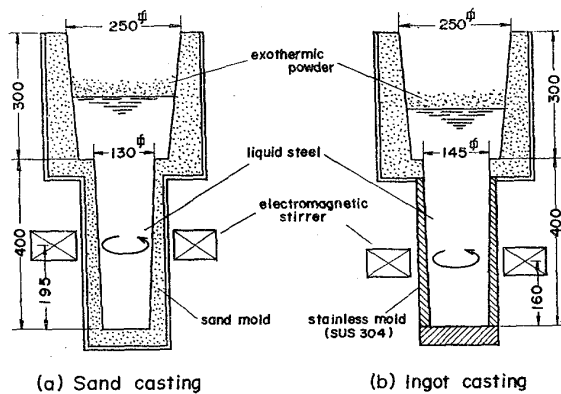


Fig. 1. Experimental apparatus.

Experiment-2. (Semi-continuous casting)

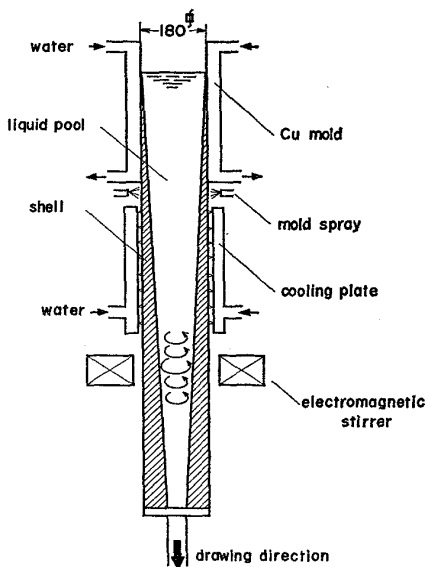


Fig. 2. Experimental apparatus.

磁場による水平面内での同心円状の攪拌である。本実験に使用した電磁攪拌装置の概要を Table 1 に示す。

(1) 実験 1

実験装置の概略を Fig. 1 に示す。130~145 mm φ × 400 mm 高の静止鋳型に約 100 kg の溶鋼を注入した後、

凝固殻が所定の厚さになった時点から溶鋼攪拌した。凝固速度のコントロールは鋳型として砂型、および金型 (SUS 304) を用いて行った。得られた二種類の鋼塊をそれぞれ砂型鋼塊、および金型鋼塊と呼ぶことにする。

(2) 実験 2

実験装置の概略を Fig. 2 に示す。180 mm φ の水冷銅鋳型に約 1 t の溶鋼を連続的に注入し、できた鋳塊を約 0.8 m/min の速度で引抜きながらスプレー帯に取付けた攪拌装置で溶鋼攪拌した。本鋳塊を水冷鋼塊と呼ぶことにする。

実験に用いた溶鋼は Table 2 に示すとき成分である。また、溶鋼の攪拌条件を Table 3 に示す。

得られた各種鋳塊をその軸心を通るように縦断し、その面をピクリン酸飽和水溶液で腐食して凝固組織を顕出すると共に厚さ方向の溶質成分濃度を分光分析して、デンドライトの成長状況、および成分偏析 (負偏析) に及ぼす溶鋼攪拌の影響を調査した。なお、成分偏析の調査に当っては溶鋼攪拌しながら凝固した領域は厚さ方向に約 0.5 mm 間隔で、他の領域は 2 mm 間隔で分析した。

2.2 流速測定

溶鋼の流速を直接、測定することはその温度が 1550 °C 前後と非常に高いため困難である。そこで低融点金属であるウッドメタルを用いてその流速を測定し、それを溶鋼の流速に換算するという手法を用いた。実験に供したウッドメタルの化学成分は 40%Bi-40%Pb-11.5%Sn-8.5%Cd でその融点は約 80 °C である。測定方法の概略を Fig. 3 に示す。外径 180 mm φ × 350 mm 高の容器 (SUS 304, 肉厚 20~35 mm) でウッドメタルを溶解し、図中に示した流速測定用治具をこの溶融ウッドメタル (110~120 °C) 中に挿入して、その回転数を Photometer でカウントした。

回転磁場によって生じる溶融金属の流速 V は、溶融金属の電気伝導度 σ 、密度 ρ 、および攪拌装置の特性である攪拌コイルの電流 i によって (1) 式のように表わせる。

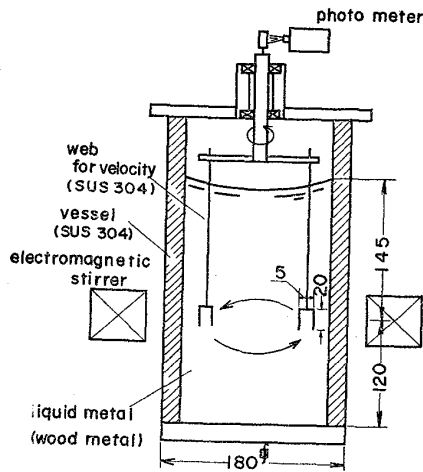


Fig. 3. Schematic apparatus of the velocity measurements.

$$V = K \sqrt{\sigma/\rho} i \dots\dots\dots(1)$$

K は熔融金属の形状、摩擦損失係数、および軸心からの距離で表わされる定数である。熔融金属の摩擦損失係数は、今回の実験のようにレイノルズ数が大きい(流速が大きい)場合には熔融金属の種類にかかわらずほぼ一定となるのでこの K の値は今回実験に用いた熔融ウッドメタルと溶鋼とはほぼ等しいと考え得る。

(1)式を用いて溶鋼の流速への換算式を求めると

$$V_{Fe} = 0.69V_W \dots\dots\dots(2)$$

添字 Fe : 溶鋼, 添字 W : 熔融ウッドメタル

(2)式は攪拌コイルの電流 i が同じで、しかも熔融金属の軸心からの距離が等しい位置での変換式である。また、変換の際に用いた物性値は $\sigma_{Fe} = 7 \times 10^5 \text{ (}\Omega/\text{m}^{11})$, $\sigma_W = 2 \times 10^6 \text{ (}\Omega/\text{m}^{12})$, $\rho_{Fe} = 7 \text{ g/cm}^3 \text{ (}^{11})$, $\rho_W = 9.2 \text{ g/cm}^3 \text{ (}^{12})$ である。

3. 実験結果

3.1 流動速度

Fig. 4に110 mm ϕ の残溶鋼が残っている場合の半径方向における溶鋼の流速分布を示す。溶鋼の流速は軸心から離れるにつれてほぼ直線的に増加するが、軸心からの距離が30~40 mmの範囲になるとステンレス容器壁の影響を受けて流速はほとんど増加しなくなる。また、軸心からの距離が同じであっても攪拌コイルの電流が増すにつれて流速も大きくなる。後述する、溶鋼攪拌による凝固組織の変化や負偏析帯の成分偏析には凝固界面のごく近傍の流速が大きく影響すると考えられるが、その部分の流速測定は技術的に難かしいので、本論文では、凝固界面から15 mm離れた位置での流速を用いて凝固組織の変化や成分偏析を検討することにした。この凝固

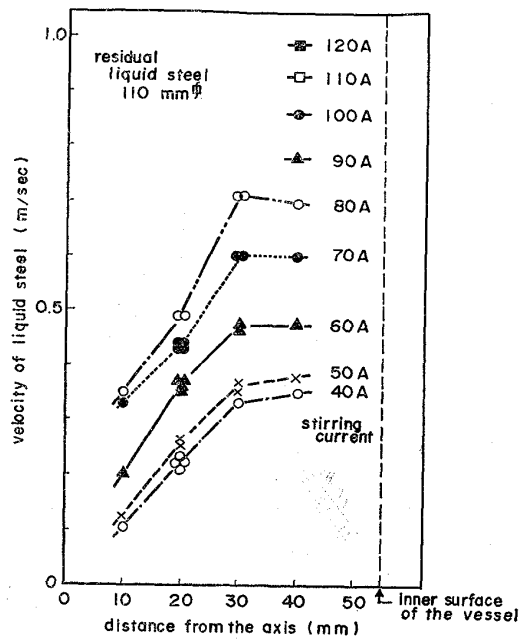


Fig. 4. Velocity distributions on the radius direction.

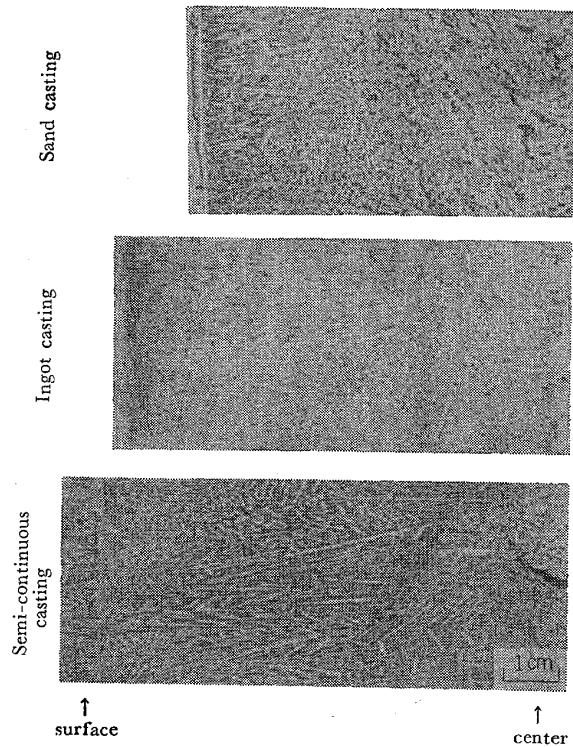


Photo. 1. Dendrite morphologies in the various ingots without stirring the bulk liquid.

界面から15 mm離れた位置での溶鋼の流速は攪拌コイルの電流が増すにつれてほぼ直線的に増加することがわかっていく。

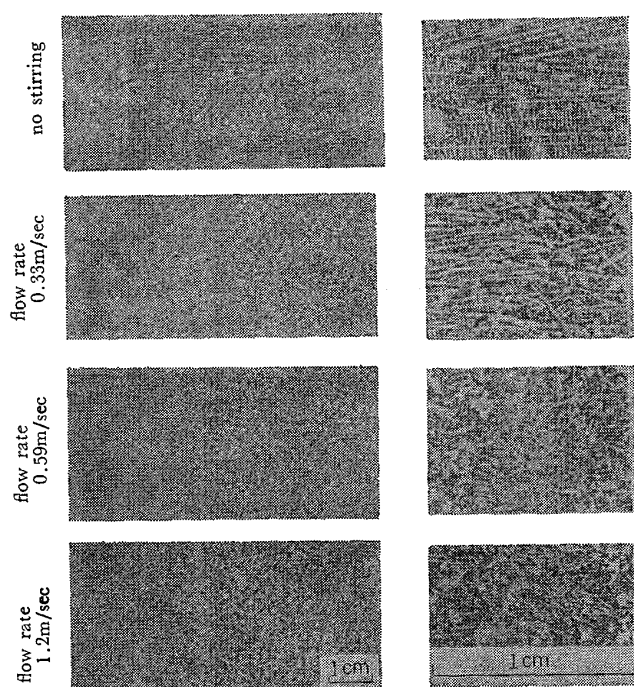
60Hzの常用周波数を用いて溶鋼を電磁攪拌すると残溶鋼厚さ、および攪拌コイルの電流が同じであっても、

その表皮効果のため、鑄型の材質、厚さ、および凝固殻の厚さにより磁場の浸透深さが異なり、その結果、溶鋼に作用する攪拌推力に差が生じるのが普通であるが、本実験のように、回転磁場を用い、しかも磁場の遮蔽物質として、砂、SUS 304、凝固殻を考えるような小断面鑄塊 (180 mm φ 以下) の場合には、その表皮効果の影響は軸心からの距離の影響に比べて無視し得る。したがって、残溶鋼厚さ、および攪拌コイルの電流が同じならば溶鋼に作用する攪拌推力はほぼ等しいと考えることができる。

3.2 凝固組織

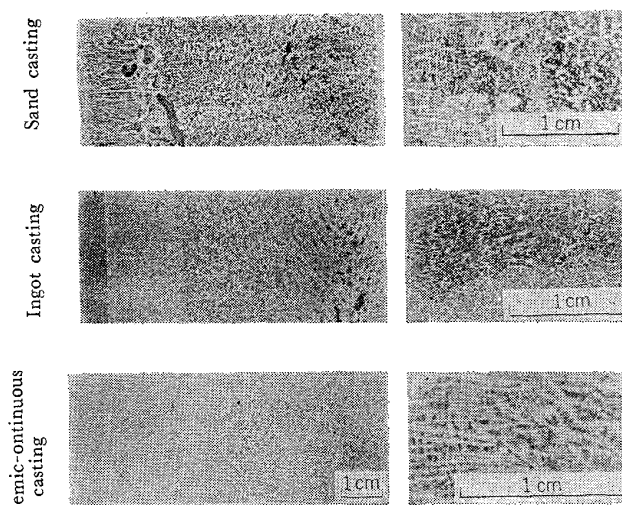
静止凝固させた場合のデンドライトの成長状況を Photo. 1 に示す。凝固速度の遅い砂型鋼塊は柱状デンドライトが鋼塊表面から約 30 mm 程度成長するのみでその内部は微細な等軸晶になっている。一方、凝固速度の速い水冷鋼塊は柱状デンドライトが軸心近傍まで成長し、しかも砂型鋼塊に比べて非常に細かい組織になっている。

上述のごとき凝固速度の異なる各種鑄塊を攪拌凝固させた場合の凝固組織の変化の一例を Photo. 2, Photo. 3 に示す。写真で白つぶく見える領域が溶鋼攪拌しながら凝固した領域であるが、この領域でのデンドライト形態を見やすくするために写真の右欄にそれを拡大して示している。Photo. 2 は柱状デンドライトの成長形態に及ぼ



start of stirring : 0.9min. after pouring
end of stirring : 1.5min. after pouring

Photo. 2. Dendrite morphologies in the semi-continuous casting.



(flow rate 0.33m/sec)

Photo. 3. Dendrite morphologies in the various ingots solidified under the electromagnetic stirring.

す流動速度の影響を示しているが、溶鋼の流動があると柱状デンドライトの成長が抑制されている。バルク溶鋼の流動が 1.2m/sec と激しい場合には流動下で凝固した領域ではデンドライトの形態は認められず、また流動が停止した後に凝固した部分でも柱状デンドライトの再成長はほとんど観察されない。一方、流動が 0.33m/sec とそれほど激しくない場合には流動しながら凝固した領域、および流動が停止した後に凝固した領域のいずれにおいても鋼塊表面から成長した柱状デンドライトが多少乱れながらそのまま成長している。Photo. 3 はデンドライトの成長形態に及ぼす凝固速度の影響を示している。バルク溶鋼の流動速度が同じであつても凝固速度の遅い砂型鋼塊の方が凝固速度の速い他の鋼塊に比べて、デンドライトの成長がより抑制されている。デントの成長方向についても、従来から言われている^{10)13)~15)} ように、

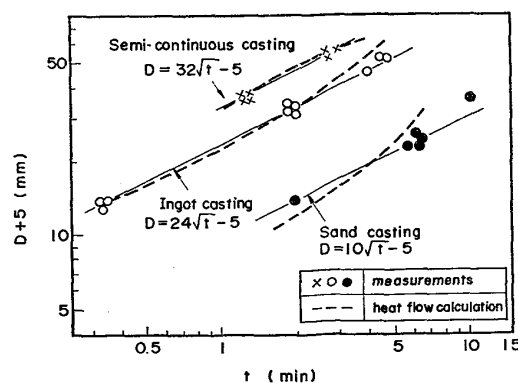


Fig. 5. Relation between the shell thickness, D , and the solidification time, t , in the various ingots.

バルク溶鋼の流動方向に逆らって成長しているのが観察された。

上述のように、流動下で凝固が進行すると凝固組織に変化が生じるのでそれを利用して各種鋳塊における凝固殻の厚さと凝固時間との関係を求めると Fig. 5 のごとくなり、その凝固式は、砂型鋼塊： $D=10\sqrt{t}-5$ 、金型鋼塊： $D=24\sqrt{t}-5$ 、水冷鋼塊： $D=32\sqrt{t}-5$ となる。ただし、 D ：凝固殻の厚さ (mm)， t ：凝固時間 (min)

3.3 成分偏析

3.3.1 静止凝固

電磁攪拌しないで凝固させた静止鋼塊は鋼塊表面から軸心近傍まではほぼ一定の成分濃度を示しており、凝固過程でバルク溶鋼から採取した試料の溶質成分濃度と一致している。このことは自然対流による凝固遷移層の洗滌作用はほとんど無視し得ることを示している。

3.3.2 攪拌凝固

溶鋼の流動下で凝固した領域では溶質成分はいずれも負偏析している。一方、流動停止後、凝固した領域では溶質成分は初期成分濃度と比べて増加する傾向が認められるが、その程度は非常に軽微である。

流動下で凝固した領域の成分分布に及ぼす流動速度、および凝固速度の影響の一例をそれぞれ Fig. 6, Fig. 7 に示す。流動速度が大きく、しかも凝固速度が遅くなると溶質成分の負偏析が顕著になる。これらの関係を Fig. 8 に整理して示す。縦軸は $K_e = \bar{C}_s / C_{L0}$ (\bar{C}_s ：流動下で凝固した領域の溶質成分濃度， C_{L0} ：バルク溶鋼の溶質成分濃度) で表わしたもので、通常、実効分配係数と呼ばれている。 K_e の値は溶質成分、および流動速度、ならびに凝固速度によつて異なり、C, Mn, P の溶質

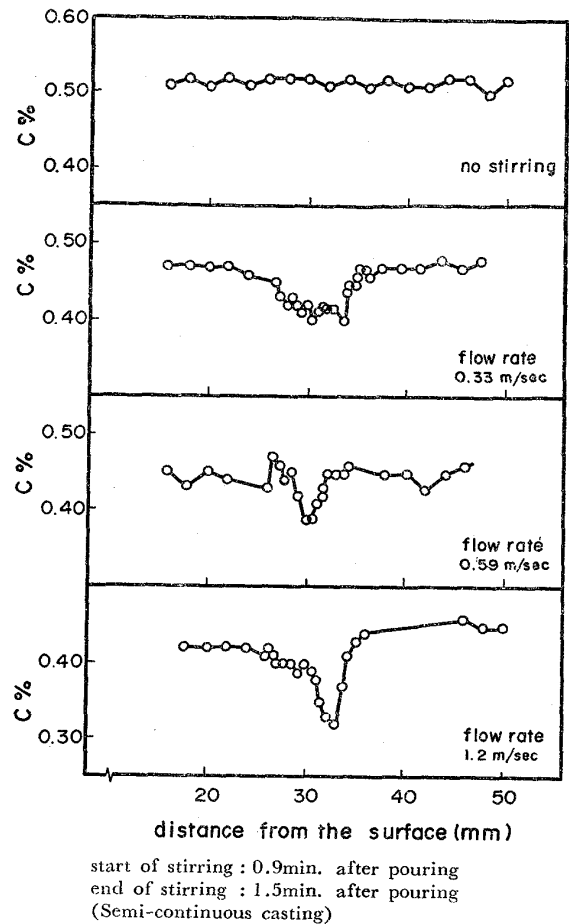
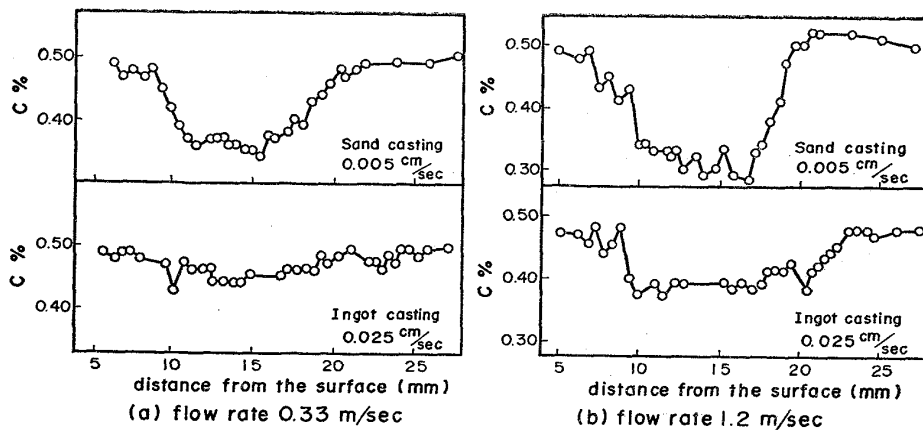


Fig. 6. Effect of the flow rate on the distribution of the solute concentrations.

成分中では P, C, Mn の順に大きくなる。この傾向は溶質成分の平衡分配係数とよく対応しており、流動による負偏析帯の形成が凝固遷移層を形成しているデンドライト樹間の濃化溶鋼とバルク溶鋼との混合の結果生じることを示唆している。また、同じ溶質成分でも K_e は凝



Sand casting : stirred 2min. to 6.5min. after pouring
Ingot casting : stirred 0.34min. to 2min. after pouring

Fig. 7. Effect of the solidification rate on the distribution of the solute concentrations.

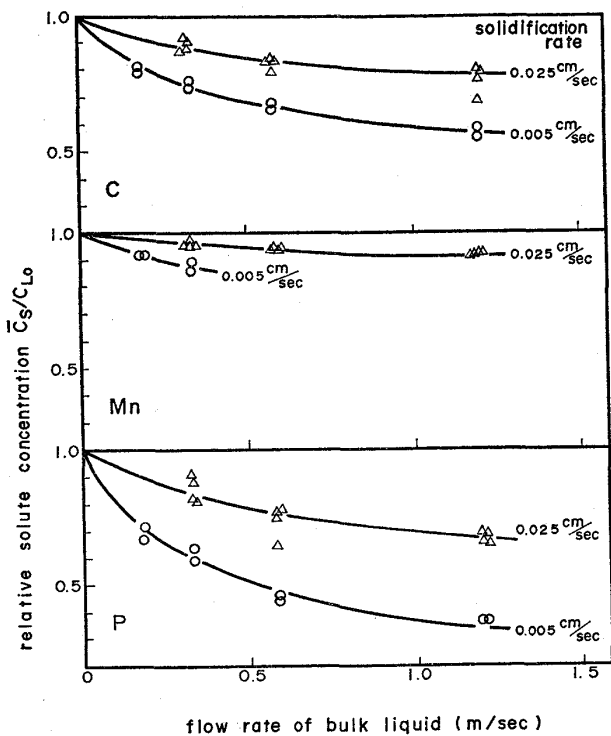


Fig. 8. Relation between the relative solute concentration \bar{C}_S/C_{L0} and the flow rate of the bulk liquid.

固速度が遅く、しかも流動速度が大きくなるにつれて小さくなる。

上述のように、攪拌凝固によつて生じる負偏析の程度、すなわち実効分配係数がバルク溶鋼の流動速度、および凝固速度の影響を大きく受けることが判明したが、この実効分配係数がこれらとどのような関係になっているかを一般化するために、これらの間の実験式を求める。

実効分配係数 K_e は平衡分配係数 k_0 、凝固速度 V (cm/sec)、バルク溶鋼の流動速度 U (m/sec) と密接に関係しているので、

$$1 - K_e = A(1 - k_0)^p V^q U^r \dots\dots\dots (3)$$

と表わし、(3)式が実験結果と一致するように、係数 A 、指数 p 、 q 、 r 、を決定したところ、 $A = 4.17 \times 10^{-2}$ 、 $p = 1$ 、 $q = -0.58$ 、 $r = 0.58$ を得た。実験結果と実験式(3)との対応を Fig. 9 に示すが、両者はよく一致している。

dendrite 樹間で流動し得る濃化溶鋼は 0.7 以下の固相率に対応する領域である¹⁰⁾と言われているので K_e の最小値 $K_{e, \min}$ は各溶質成分によつて異なり、その値を後述する(8)式によつて求めると $K_{e, \min}^C = 0.54$ 、 $K_{e, \min}^{Mn} = 0.86$ 、 $K_{e, \min}^P = 0.44$ となる。したがつて U/V がこの $K_{e, \min}$ に対応する値以上に大きくなつても実効分配係数は一定値を保ち U/V の影響を受けないことになる。

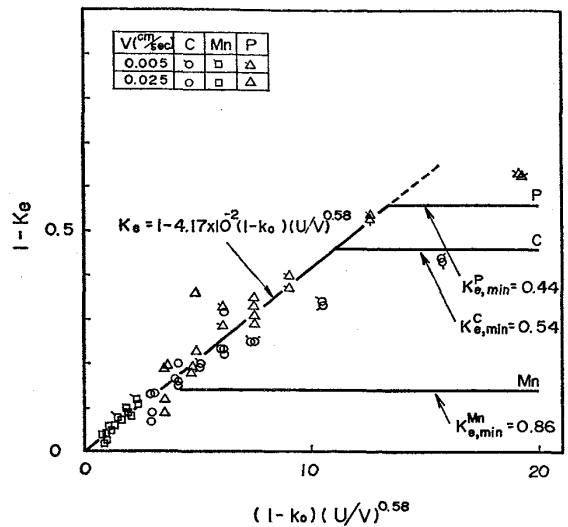


Fig. 9. Relation between $(1 - K_e)$ and $(1 - k_0)(U/V)^{0.58}$

以上の結果をもとにして実験式(3)を整理すると、
 $U/V \leq 130$ の場合
 $K_e = 1 - 4.17 \times 10^{-2} (1 - k_0) (U/V)^{0.58} \dots\dots (4)$
 $U/V \geq 130$ の場合
 $K_e = K_{e, \min} : K_{e, \min}^C = 0.54,$
 $K_{e, \min}^{Mn} = 0.86, K_{e, \min}^P = 0.44 \dots\dots (5)$

4. 実験結果の検討

凝固遷移層の濃化溶鋼がバルク溶鋼の流動によつてどの程度洗滌されるかを凝固速度の異なる個々の場合について定量的に検討し、その洗滌効果を明らかにする。

凝固が Fig. 10 に示すような形状で進行すると仮定すれば、図中の volume element A の領域では dendrite の主軸間隔が小さいため溶鋼の完全混合がなされていると考えられる¹⁰⁾。一方、樹間の溶質成分は凝固進行方向における濃度勾配に基づいてその方向へ拡散する。この拡散は凝固速度に依存し、それが遅くなるにつれて顕著になる。この拡散を無視した場合とそれを考慮した場合のそれぞれについて負偏析帯における成分偏析

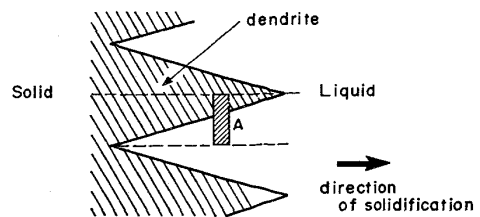


Fig. 10. Schematic diagram of the dendritic solidification.

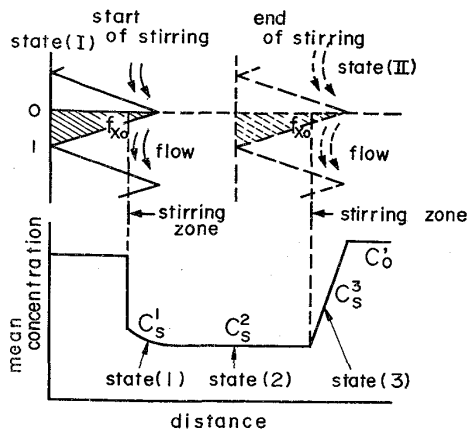


Fig. 11. Solute concentration profile of the negative segregation zone. (without diffusion toward the solidification direction)

を検討する。

4.1 負偏析帯における成分偏析の理論式

4.1.1 溶質成分の凝固進行方向への拡散を無視した場合

デンドライト樹間での溶質成分濃度 C_L はよく知られている PFANNの式¹⁰⁾で表わされる。

$$C_L = C_{L0}(1 - f_x)^{k_0 - 1} \dots\dots\dots (6)$$

f_x : 凝固遷移層の固相率

今, Fig. 11 に模式的に示すように, state (I) で溶鋼攪拌を開始し, 攪拌しながら凝固が進行して state (II) になった時点で攪拌を停止する. この溶鋼流動により, 固相率 f_{x_0} 以下の樹間の濃化溶鋼がバルク溶鋼と完全に置換されると仮定すれば, その領域における凝固後の平均成分濃度は state (1), (2), (3) の三つの領域で特徴づけられ, その成分濃度 C_s^i は次式のようなになる. state (1) で溶質成分は急激に減少し, その後さらに徐々にそれが低下して state (2) でほぼ一定となる. その後, state (3) で再び成分は徐々に増加してバルク溶鋼の成分と等しくなる. ただし, 攪拌による溶鋼流動の過渡現象はなく, 攪拌装置に電流を通電すると同時に定常的な流動, および洗滌作用が得られると仮定した.

$$C_s^1 = C_{L0} \{ (k_0 - 1) f_{x_0} - (1 - f_x)^{k_0} - k_0 f_x + 2 \} \dots\dots\dots (7)$$

$$C_s^2 = C_{L0} \{ (k_0 - 1) f_{x_0} + 1 \} \dots\dots\dots (8)$$

$$C_s^3 = C_{L0} \{ (k_0 - 1) f_x + 1 \} \dots\dots\dots (9)$$

(7), (8), (9) 式に 3.3 項で得た C_s^i ($i=1, 2, 3$), C_{L0} , および k_0 , f_x を代入すると洗滌深さ f_{x_0} を求めることができ, これと 3.1 項, 3.2 項で前述した溶鋼の流動速度, および凝固速度とを比較検討すると凝固遷移層における溶鋼流動の洗滌効果を定量的に取扱うこと

ができる.

4.1.2 溶質成分の凝固進行方向への拡散を考慮した場合

凝固進行方向への溶質成分の拡散を考慮して樹間での溶質成分濃度 C_L を求めると,

(1) バルク溶鋼の攪拌流動がない場合¹⁷⁾

$$C_L = C_{L0} \left[\frac{a}{k_0 - 1} + \left\{ 1 - \frac{a k_0}{k_0 - 1} \right\} (1 - f_x)^{k_0 - 1} \right] \dots\dots\dots (10)$$

(2) バルク溶鋼の攪拌流動がある場合

$$C_L = C_{L0} \left[\frac{a}{k_0 - 1} + \left\{ 1 - \frac{a}{k_0 - 1} \right\} \left(\frac{1 - f_x}{1 - f_{x_0}} \right)^{k_0 - 1} \right] \dots\dots\dots (11)$$

$$(f_x \geq f_{x_0}) \dots\dots\dots (11)$$

$$a = D_L G / m_L V C_{L0} \dots\dots\dots (12)$$

ただし, D_L : 液相での溶質成分の拡散係数, G : 凝固遷移層の温度勾配, m_L : 液相線の勾配

4.1.1 項 Fig. 11 に示したように, state (I) で溶鋼攪拌を開始し, state (II) でそれを停止するとすれば, この流動下で凝固した領域での平均成分濃度は5つの領域で特徴づけられ, その内で Fig. 11 の state (2) に対応する成分濃度 C_s^2 は

$$C_s^2 = C_{L0} \{ \{ k_0 - (a + 1) \} f_{x_0} + (a + 1) \} \dots\dots\dots (13)$$

凝固進行方向への溶質成分の拡散を無視した場合の偏析式(8)と上式(13)を比較すると拡散を考慮した場合にはパラメーター a が偏析式に導入されることになる.

4.2 洗滌深さに及ぼす流動速度と凝固速度の影響

4.2.1 溶質成分の凝固進行方向への拡散を無視した場合

3.3 項で得た溶質成分の濃度分布と(7), (8), (9) 式から求めた計算結果とが一致するように洗滌深さ f_{x_0} を決めた. 成分濃度分布の実測値と計算値とを対応させた結果の一例を Fig. 12 に示す. Fig. 11 に示した state

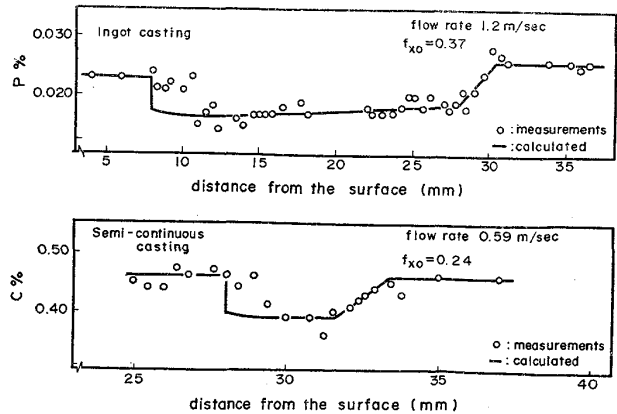


Fig. 12. Comparison of the calculated and observed distribution of the solute concentrations.

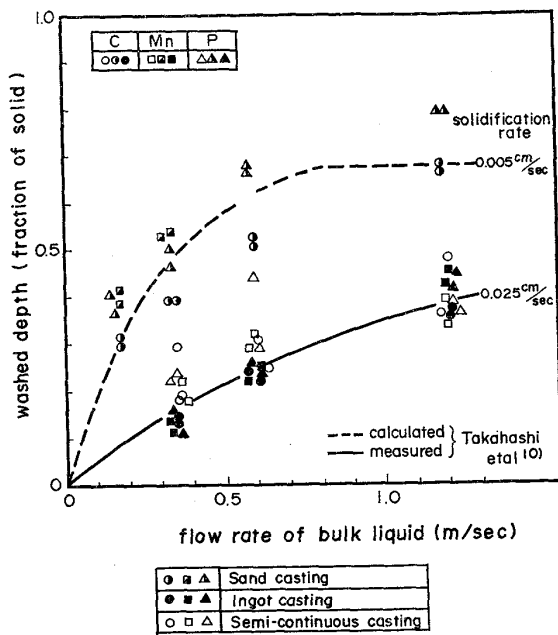


Fig. 13. Relation between the washed depth and the flow rate of the bulk liquid near the solid-liquid interface. (without diffusion toward the solidification direction)

(2), state (3) の領域では成分濃度分布の実測値と計算で求めた成分濃度分布の挙動とはほぼよい対応を示しているが, state (1) の領域では, 計算で求めた成分濃度が急激に低下しているのに対して実測値では徐々に低下している。これは過渡現象の影響が現われたものと考えられ, 攪拌と同時に定常的な洗滌作用が生じるとした計算モデルに無理があると推定される。なお, 成分濃度分布の計算に必要な平衡分配係数 k_0 の値としては, $k_0^C = 0.34^{19)}$, $k_0^{Mn} = 0.80^{19)}$, $k_0^P = 0.20^{20)}$ を用いた。また, Fig. 11 に示した state (1), (3) の領域の長さは二次元伝熱計算で算出した凝固遷移層の長さ f_s と洗滌深さ f_x とから求めた。

伝熱計算結果を前述した Fig. 5 に破線で示す。また, 凝固遷移層の長さを求める際に必要な液相線, 固相線はそれぞれ $1489^{\circ}\text{C}^{21)}$, $1438^{\circ}\text{C}^{22)}$ とした。

上述のごとくして求めた洗滌深さに及ぼすバルク溶鋼の流動速度, および凝固速度の影響を Fig. 13 に示す。

1) バルク溶鋼の流動速度, および凝固速度が同じならば, 各溶質成分毎に算出した洗滌深さはその成分のいかんにかかわらずほぼ一定となる。このことは今回用いた計算モデルが妥当であることを示している。

2) 凝固速度が遅く, しかもバルク溶鋼の流動速度が速くなるにつれて洗滌深さは深くなる。この凝固速度の影響については dendrite の主軸間隔が大きく関係していると考えられる。

Fig. 13 には高橋ら¹⁰⁾の求めた実験結果, およびその実験結果から推定した計算値をそれぞれ実線, および破線で示している。今回得られた実験結果はかなりばらついているが, 傾向的には高橋らの求めた結果とほぼよい一致を示している。本実験では電磁氣的に外力を加えているため, 樹間の濃化溶鋼の洗滌はバルク溶鋼の流動の影響のみならず, 樹間溶鋼に作用する電磁氣力の影響をも受けることになる。一方, 高橋ら¹⁰⁾の実験は機械的にバルク溶鋼を流動させているので樹間の濃化溶鋼はバルク溶鋼の流動の影響のみを受ける。これら二種類の実験結果がほぼ一致したことは dendrite 樹間の濃化溶鋼への電磁氣的な作用は, バルク溶鋼の流動に基づく洗滌作用に比べて無視できる程小さいことを意味していることになる。しかし, dendrite 樹間の洗滌深さはバルク溶鋼の流動速度, 凝固速度の影響以外に C 含有量の影響をも受けるとの報告²³⁾もあるので両者の実験における C 含有量の違いを考えると樹間溶鋼に作用する電磁氣力を無視し得るかどうかには疑問が残る。

Table 4. Characteristics of the solute elements in the carbon steel.

	solute	m_L (C/%)	D_L (cm ² /sec)	C_{Lo} (%)	V (cm/sec)	G (°C/cm)	$-a$
Sand casting	C	-81.1	7.9×10^{-5}	0.44 ~0.51	5×10^{-3}	18	$6.9 \times 10^{-3} \sim 8.0 \times 10^{-3}$
	Mn	-5.0	3.9×10^{-5}	0.85 ~0.95	5×10^{-3}	18	$3.0 \times 10^{-2} \sim 3.3 \times 10^{-2}$
	P	-48.3	4.7×10^{-5}	0.025 ~0.035	5×10^{-3}	18	$1.0 \times 10^{-1} \sim 1.4 \times 10^{-1}$
Ingot casting	C	-81.1	7.9×10^{-5}	0.47 ~0.49	2.5×10^{-2}	34	$2.8 \times 10^{-3} \sim 2.9 \times 10^{-3}$
	Mn	-5.0	3.9×10^{-5}	0.84 ~0.93	2.5×10^{-2}	34	$1.2 \times 10^{-2} \sim 1.3 \times 10^{-2}$
	P	-48.3	4.7×10^{-5}	0.022 ~0.026	2.5×10^{-2}	34	$3.4 \times 10^{-2} \sim 4.0 \times 10^{-2}$

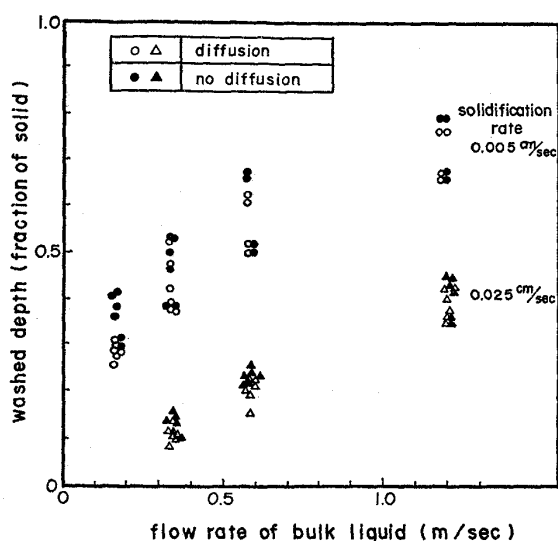


Fig. 14. Comparison of the washed depth between the complete mixing model without diffusion and with diffusion toward the solidification direction.

4.2.2 溶質成分の凝固進行方向への拡散を考慮した場合

(13) 式を用いて洗滌深さ f_x を算出するに当つてはパラメーター a , すなわち D_L , m_L , G , V , C_L を求める必要があるため、まずこれらの物性値について述べる。

D_L の測定値は非常に少ないため、 1550°C での値²⁴⁾ を用いた。また、 m_L については平衡状態図の液相線を直線とみなし、さらに Fe との二元合金の m_L ²⁴⁾ が多成分系にもそのまま適用できるとして求めた。一方、凝固遷移層内での温度勾配 G は実験に供した鑄型内にセットした熱電対で凝固冷却過程での温度変化を測定することにより求めた。 V , C_L は前述した通りである。このようにして求めたこれらの物性値の一覧を Table 4 に示す。

この a 値を (13) 式に代入して 4.2.1 項と全く同様の手法で洗滌深さを算出した。結果を Fig. 14 に示す。洗滌深さに及ぼすバルク溶鋼の流動速度、および凝固速度の影響は 4.2.1 項で前述した結果と傾向的には全く同じである。また、Fig. 14 には溶質成分の凝固進行方向への拡散を無視した場合の結果をも示している。拡散を考慮した方がデータのばらつきが少なくなる傾向があるが、これらの間には大きな差は認められない。したがって、凝固遷移層の洗滌深さを検討するに当つてはデンドライト樹間の濃化溶鋼の成分濃度が PfANN の式 (6)¹⁶⁾ にしたがうとして検討すれば十分である。

5. 結 言

中炭素鋼 (S 45C) 鋼を電磁氣的に強制攪拌してデンドライト凝固する場合の負偏析帯形成に及ぼす溶鋼流動、および凝固速度の影響を調査した。

得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) 溶鋼の流動下で凝固した領域では柱状デンドライトの成長が抑制され、この傾向は流動が激しく、しかも凝固速度が遅くなる程顕著になる。

(2) 溶鋼の流動下で凝固した領域ではいずれの溶質成分も負偏析する。C, Mn, P の溶質成分中では P の負偏析が最も著しく、Mn のそれが一番軽度である。また、同じ溶質成分でもバルク溶鋼の流動速度が大きく、しかも凝固速度が遅くなるにつれて負偏析は顕著になる。

この負偏析の程度を実効分配係数 K_e とすると、 K_e とバルク溶鋼の流動速度 U (m/sec), 凝固速度 V (cm/sec), 平衡分配係数 k_0 との間には次の実験式が成立する。

$$U/V \leq 130 \text{ の場合} \quad K_e = 1 - 4.17 \times 10^{-2} (1 - k_0) (U/V)^{0.58}$$

$$U/V \geq 130 \text{ の場合} \quad K_e = K_{e, \min.} : K_{e, \min.}^C = 0.54, \\ K_{e, \min.}^{Mn} = 0.86, \\ K_{e, \min.}^P = 0.44$$

(3) 凝固遷移層における溶鋼流動の洗滌作用を完全混合モデルを用いて検討した結果、バルク溶鋼の流動速度等の実験条件が同じならば各溶質成分毎に算出した洗滌深さはその成分のいかににかかわらずほぼ同一となる。また、流動速度が大きく、しかも凝固速度が遅くなる程その洗滌深さは深くなる。

(4) (3) 項の結果は溶質成分の凝固進行方向への拡散を考慮する場合としない場合とではほとんど差は認められず、拡散を考慮した方が考慮しない場合に比べて測定データのばらつきが若干少なくなる程度である。したがって流動による洗滌効果を検討するに当つてはデンドライト樹間の濃化溶鋼の成分濃度が PfANN の式にしたがうとして検討すればその効果を定量的に取扱うことができる。

最後に、本研究の発表を許可されました住友金属工業株式会社取締役中央技術研究所長小田尚輝博士ならびに本研究をまとめるにあたって貴重な御助言をいただいた大阪大学産業科学研究所岡本平教授に感謝の意を表します。また、実験の遂行に協力された中央技術研究所の各位に感謝します。

文 献

- 1) 森 一美, 平岩 正, 野村宏之: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 2952
- 2) 垣生泰弘, 吉井 裕, 北岡英就, 飯田義治, 今井卓雄, 上田典弘: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 962
- 3) P. NILLES: JISI, 202 (1964), p. 601
- 4) 荒木泰治, 杉谷泰夫: 日本学術振興会第 19 委 9166 (1970. 9)
- 5) 岩田 斉, 山田勝彦, 藤田照夫, 林 享三: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 2972
- 6) 竹内英磨, 池原康允, 柳井隆司, 松村省吾: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 1287
- 7) R. ALBERNY, L. BÄCKER, J. BIRAT, P. GOSSELIN, and M. WANIN: 31 ème AIME Electric Furnace Conference, (1973)
- 8) 高橋忠義: 日本学術振興会第 19 委 8930 (1969. 5)
- 9) 梶山正孝, 梅田高照, 松山隼也: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1094
- 10) 高橋忠義, 市川 洌, 工藤昌行, 島原皓一: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 2198
- 11) 溶鉄・溶滓の物性値便覧, (1972), p. 8, 289 日本鉄鋼協会
- 12) カタログ“Uアロイ”, (1977), 株式会社 大阪アサヒメタル工場
- 13) W. ROTH, and M. SCHIPPEN: Z. Metallk., 47 (1956), p. 78
- 14) M. C. FLEMINGS, C. M. ADAMS, E. E. HUCKS, and H. F. TAYLOR: Trans. AFS, 64 (1956), p. 636
- 15) T. OKAMOTO, K. KISHITAKE, and I. BESSHO: J. Crystal Growth, 29 (1975), p. 131
- 16) W. G. PFANN: Trans. Met. Soc. AIME, 194 (1952), p. 747
- 17) T. F. BOWER, H. D. BRODY, and M. C. FLEMINGS: Trans. AIME, 236 (1966), p. 624
- 18) 和田次康, 和田春枝: 第 61 回日本金属学会予稿集 (1967), p. 174
- 19) F. OETERS, K. RÜTTIGER, A. DIENER, and G. ZAHN: Arch. Eisenhüttenw., 40 (1969), p. 603
- 20) R. L. SMITH, and J. L. RUTHERFORD: J. Metals, 9 (1957), p. 478
- 21) 平居正純, 金丸和雄, 森 久: 日本学術振興会第 19 委 8837 (1968)
- 22) 鈴木 章, 鈴木 武, 長岡 豊, 岩田至弘: 日本金属学会誌, 32 (1968), p. 1301
- 23) 宮村 紘, 尾形昌彦, 梅岡勝之, 越智昭彦, 鈴木功夫, 大佐々哲夫, 前出弘文: 鉄と鋼, 63 (1977), S92
- 24) J. F. ELLIOTT: Thermochemistry for steelmaking, volume II, (1963), p. 359, 402, 407, 702 Addison-Wesley Publishing Company, INC.