

## 水平式薄板電磁鑄造とその安定性の解析

小塚 敏之\*・浅井 滋生\*<sup>2</sup>・鞭巖\*<sup>3</sup>

## Horizontal Electromagnetic Casting of Thin Plate and Its Stability Analysis

Toshiyuki KOZUKA, Shigeo ASAI and Iwao MUCHI

## Synopsis :

In a horizontal electromagnetic casting (HEMC), molten metal which flows out of a nozzle is levitated by imposing direct electric current and direct magnetic flux. Thus, this process makes it possible not only to eliminate the surface defects of ingot caused by contacting with mold wall but also to carry out near net shape casting. The additional advantage of this process is the favorable applicability to the casting of heavy metals at an expense for investment smaller than that for the conventional vertical electromagnetic casting (VEMC) already used in the aluminum industry.

In this work, to clarify the fundamental process characteristics of HEMC, experiments for casting thin plates of Bi-Sn-Zn alloy are conducted, and the theoretical analysis on the process stability is developed. The HEMC process promises that the products with the desirable shape of the plate and good surface conditions can be obtained under the stable operating conditions determined by the theoretical analysis.

**Key words:** continuous casting; electromagnetic casting; thin plate; near net shape; stability analysis.

## 1. 緒 言

鋼の連続鑄造プロセスでは、操業の円滑化のために、鑄型の振動とパウダーが併用されているが、そのため、オシレーションマークの発生を伴っている。また、鑄型内での溶鋼の凝固に伴って、表面割れ等の欠陥も発生することがある。アルミニウムの場合においても鑄型との接触を伴う凝固が、表面発汗や逆偏析の原因となっている。これらの欠陥を除去するために、1960年代から鑄型を用いない連続鑄造法の開発が指向されはじめ、アルミニウムの分野においては、高周波磁場を印加することにより、鑄型を用いない垂直式電磁鑄造法（以下、VEMC (Vertical Electromagnetic Casting) と略呼する）が実現している<sup>1)2)</sup>。このプロセスでは上述の表面欠陥が生じないので、表面手入れの工程を省略でき、大幅な経費の節減と生産性の向上をもたらしている。しかしながら、アルミニウムに比べ、鋼のような高密度・低熱伝導度の金属に VEMC プロセスを適用するためには、原理上、設備が巨大化<sup>3)</sup> するため、従来、鋼の電磁鑄造の実用化は困難視されてきた。

著者らは前報<sup>4)</sup> で高密度・低熱伝導度金属の電磁鑄造を指向して、VEMC プロセスとは異なる原理の新しい水平式電磁鑄造法（以下、HEMC (Horizontal Electromagnetic Casting) と略呼する）を提案した。このプロセスはノズルから水平に流出する溶融金属に直流電流と直流磁場を直接印加し、薄板状溶湯を浮揚させて連続的に冷却凝固させるものである。すなわち、従来の水平式の連続鑄造では溶湯の自重と静圧がともに鑄型壁によって保持されているが、本プロセスでは、自重は電磁気力によって保持し、静圧は溶融金属の表面張力によって補償し、鑄型なしの鑄造を可能にしたものである。しかしながら、溶湯静圧の補償を溶融金属の表面張力に委ねており、鑄片のサイズの増大に伴って溶湯表面の曲率が小さくなり、溶湯の保持は難しくなる。そのため、本プロセスは大型鑄片の製造には適していない。HEMC は Near net shape を指向した線材の鑄造プロセスとして、その実用化が期待されている<sup>3)</sup>。

本研究では、Near net shape の製品として用途の広い薄板を表面欠陥を伴うことなく、かつ、VEMC に比べて小規模の設備で製造するプロセスの開発を目的とし

昭和 62 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 8 月 11 日受付 (Received Aug. 11, 1987)

\* 名古屋大学大学院 (Graduate School, Nagaya University, Furo-cho Chikusa-ku Nagoya 464)

\*<sup>2</sup> 名古屋大学工学部工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University)

\*<sup>3</sup> 名古屋大学工学部工博 (故)

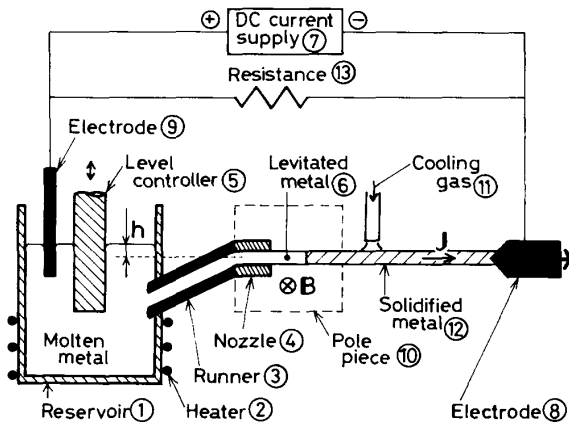


Fig. 1. Schematic view of experimental apparatus.

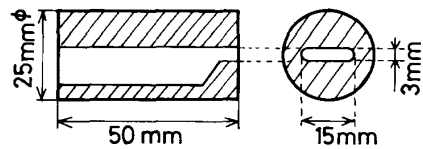


Fig. 2. Design of nozzle tip.

Table 1. Experimental conditions.

Length of levitated part	2~3 mm
Temperature of nozzle tip	433 K
Casting speed	0.2~0.3 mm/s
Temperature of cooling gas	273 K
Pole gap	40 mm
Magnetic flux density	0.4 T
Imposed electric current	10 A

て、薄板の水平式電磁铸造法の試行実験を行い、さらに、本プロセスにおける铸造可能な操作条件を明らかにするために、浮揚された熔融金属部の安定性を理論的に解析して安定操作の指針を与える。

## 2. 実験装置と実験方法

薄板の铸造を指向した HEMC プロセスの実験装置を Fig. 1 に示す。アルミナ製容器①に熔融金属を入れ、ニクロム線②により加熱し、温度を調節する。熔融金属（後述の低熔点合金）が湯道③を通り、ノズル④を介して一定圧力で流出するように、レベルコントローラー⑤により溶湯ヘッド  $h$  を一定に保つ。溶湯の酸化を防止するため、湯道はカーボン製の円管とし、ノズルには湯離れのよいテフロンを用いた。ノズルから流出した熔融金属部⑥（以下、溶融部と略呼する）には直流電流  $J$  と直流磁束密度  $B$  が直交するように印加されている。 $J$  は直流電源⑦によつてダミーバーを兼ねる銅製の電極⑧と溶湯内に直接浸漬された銅製の電極⑨を介して、図中において左方向から右方向に流れる。一方、 $B$  は電磁石⑩により図中に破線で示した位置で紙面に垂直な方向（手前から）に印加されている。その結果、ローレンツ力と重力が釣り合い、溶融部は空中に浮揚され、ノズル先端に固定されたダミーバーをモーターにより一定速度で右方向に移行させ、かつ冷却ガス⑪を鑄片⑫に吹き付けることによつて、溶融部を凝固させる。溶融部の長さは、引抜速度と溶湯ヘッドを調節することにより一定に保つ。また、溶融部が破断した際に、電源に過度の負担がかからないようにするため、抵抗⑬が溶融部と並列に装備されている。

薄板の铸造に用いたノズル形状を Fig. 2 に示す。薄板の铸造を指向した本研究では、幅 15 mm、厚さ 3 mm

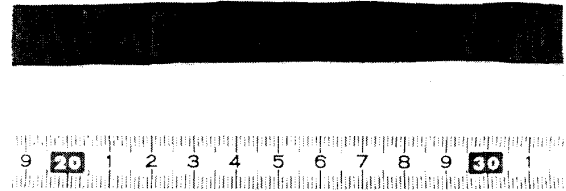


Photo. 1. Top view of horizontal electromagnetic cast of thin plate.

のスリット孔を有するノズルを使用している。このスリット孔より流出した金属は、後に理論解析で示すように、表面張力によりわずかながらその形状を変えるが、薄板状で浮揚されていた。

実験条件を Table 1 に示す。高密度金属の铸造の可能性をみるために高密度で、かつ取扱いが簡単な低熔点合金である 56 mass% Bi-40 mass% Sn-4 mass% Zn 合金（融点：403 K、密度  $\rho$ ：8700 kg/m<sup>3</sup>）を用いて実験を行った。また、溶融部の長さは後に述べる安定性解析に基づいて定めた。冷却ガスには約 273 K の窒素ガスを使用した。採用した磁束密度は 0.4 T で電流は 10 A 程度であり、比較的小規模の設備で高密度金属の電磁铸造が可能なが推察される。

得られた製品の一例を Photo. 1 に示す。これは製品を上方から観察したものである。铸造方向にわたり、幅の変化が約 1 mm 以内の良好な製品が得られた。Photo. 2 に製品の断面写真を示す。写真からわかるように薄板状の製品が得られた。Photo. 3 に製品表面の拡大写真を示す。凝固した表面を観察した結果、表面欠陥のない製品が得られる可能性のあることが推察された。

なお、鑄片の拡大を図る際には、幅の増加に伴って、幅方向の振動による不安定性の問題や熱的不安定性から生じる溶融部の長さの幅方向の不均一性が問題になると

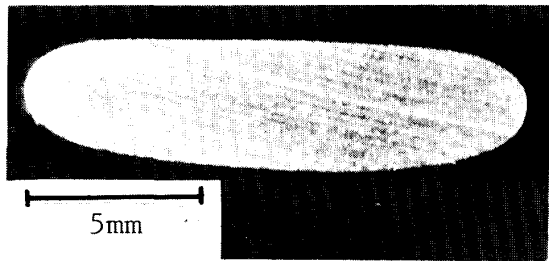


Photo. 2. Cross-sectional shape of a cast thin plate.

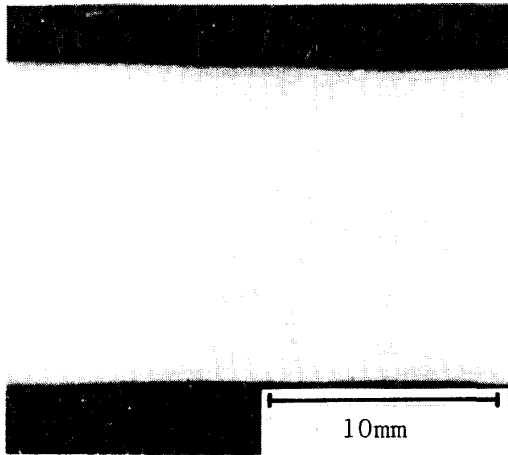


Photo. 3. Magnified view of thin plate.

考えられる。また、厚さの増加に伴って、熔融金属の内部流動が生じる可能性もある。そのため、本プロセスを大断面の鑄造に適用する際には、上述の問題の克服が必要となる。

### 3. 安定鑄造のための理論解析

#### 3.1 熔融部の浮揚条件

Fig. 3 に示すように、HEMC プロセスの基本原理は、ローレンツ力と重力との釣合いによつて、熔融部の自重を支え、空中に熔融金属を浮揚させることである。電磁体積力（単位体積当たりのローレンツ力）は次式により定義される。

$$F = J \times B \dots\dots\dots (1)$$

本プロセスでは  $J$  と  $B$  が直交するように印加されており、 $F$  の重力の釣合いは次のように表される。

$$JB = \rho g \dots\dots\dots (2)$$

実際の鑄造では、(2)式の等号条件を厳密に成立させることは不可能である。安定した鑄造を行うためには、ローレンツ力が(1)式の値からわずかにずれた時にも熔融部が浮揚状態に保持されることが必要である。そこで、以

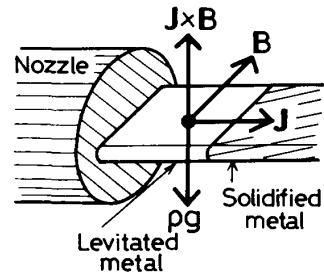


Fig. 3. Balance of electromagnetic force with gravitational force.

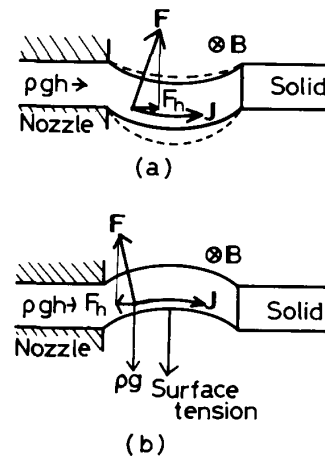


Fig. 4. Schematic view of levitated molten metal in the cases of (a)  $JB < \rho g$  and (b)  $JB > \rho g$ .

下にローレンツ力が(1)式の値からずれた場合について検討する。

$JB < \rho g$  の場合には、熔融部は Fig. 4(a) に示すように下方に移行するため、ローレンツ力に水平成分  $F_h$  が生じる。この力は熔融部を両側から押し付ける力となり、熔融部は破線で示したように膨らむ。電流密度はこの断面積の増加に伴って減少し、そのため  $JB$  はさらに減少することになる。この不安定性は後述の表面張力による復元力とは無関係であり、熔融部は落下することになる。すなわち、 $JB < \rho g$  の場合には、熔融部は保持されない結果になるので、鑄造を安定して継続するためには次式の条件が必要となる。

$$JB > \rho g \dots\dots\dots (3)$$

さて、 $JB > \rho g$  の場合には、Fig. 4(b) に示すように、熔融部は上方に移行し、(a)の場合と同様、水平成分  $F_h$  が生じる。この水平成分は熔融金属の流出速度を減少させるが、引抜速度を減少させれば、断面積の変化は起こらないことになる。しかし、 $F_h$  が溶湯供給圧力（溶湯静圧）と同等あるいはそれ以上になると、溶湯の供給

が行われなくなり、鑄造プロセスは停止する結果になる。このことより、ローレンツ力の上限値が決定される。図示されているように、溶融部が上方に移行すると表面張力により溶融部を下方に引き戻す力が生じる。この力とローレンツ力と重力の釣り合いにより上方に移行する変位  $z_0$  は(4)式により決定される。

(誘導は Appendix I に示す)

$$z_0 = l^2(JB - \rho g) / 4\gamma\beta, \quad \beta = L/S \dots\dots\dots (4)$$

(4)式により決定される  $z_0$  により鑄造が停止しない JB の上限値は(5)式で与えられる。

(誘導は Appendix II に示す)

$$JB = \rho gh / z_0 \dots\dots\dots (5)$$

(3), (5)式より溶融部が保持されるためのローレンツ力の値の範囲は次式となる。

$$\rho g < JB < (\rho gh / z_0) \dots\dots\dots (6)$$

一方、 $F_h$  が表面張力によつて支えられなくなると溶融部は破断するが、この条件から求められる JB の上限値は溶湯ヘッド  $h$  に関係なく次式で与えられる。

$$JB = \gamma\beta / z_0 \dots\dots\dots (7)$$

一般に、(7)式で与えられる JB の上限値は(5)式のそれより大きいので、ここでは JB の上限値としては(5)式で示すことにする。

### 3.2 溶融部の形状変化

#### 3.2.1 溶融部の長ささと断面形状の関係

溶融部の形状は表面張力のため、スリット孔の形状からずれて、断面が円形に近づくように変形する。しかし、この形状変化を理論的に厳密に表現することは困難であるから、ここでは定性的な解説を行い、断面形状がスリット孔と相似形状の場合と楕円形状の場合について分けて述べることにする。実際の形状は両者の中間であると考えられるので、両者から形状変化を推察することができる。

(1) 溶融部断面形状がスリット孔と相似形になる場合

Fig. 5(a) に示される点Aと点Bの表面張力による圧力は、それぞれ、次式で表される。

$$P_A = (1/r_1 - 1/r_2)\gamma \dots\dots\dots (8)$$

$$P_B = \gamma / r_3 \dots\dots\dots (9)$$

$r_1$  は溶融部断面の両端が円形であるとする次式で表される。

$$r_1 = t_s / 2 = (t_n + \Delta t) / 2 \dots\dots\dots (10)$$

また、 $r_2, r_3$  は溶融部の表面形状を円弧状と近似することにより次のように表される。

$$r_2 = -l^2 / \Delta w (\Delta w < 0) \dots\dots\dots (11)$$

$$r_3 = l^2 / \Delta t (\Delta t > 0) \dots\dots\dots (12)$$

溶融部がその形状を維持する条件は溶融部内で表面張力

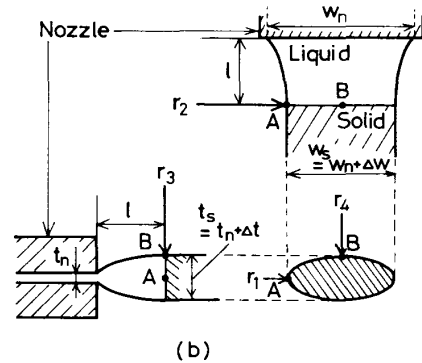
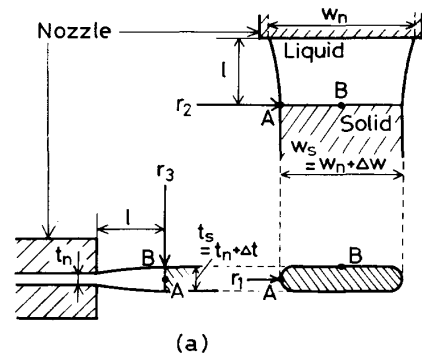


Fig. 5. Schematic view of deformation of levitated molten metal in the cases of (a) slit shape and (b) ellipsoid shape.

による圧力が溶湯の静圧と釣り合うことである(なお、電磁ピンチ力による力は小さいので無視した)。すなわち、溶湯ヘッドを  $h$  とすると次式で表される<sup>†</sup>。

$$P_A = P_B = \rho gh \dots\dots\dots (13)$$

さらに、溶湯の線速度が一定であると仮定すれば、溶融部の断面積は一定に保たれることになる(本仮定は、得られた製品の断面形状から、妥当であることが推察される)。すなわち、

$$S_n = S_s \dots\dots\dots (14)$$

(13)式と(14)式を用いて、ノズル出口から凝固界面までの溶融部の幅と厚さの変化量  $\Delta w, \Delta t$  を決定することができる。Fig. 6 に  $\Delta w^*$  ( $= \Delta w / w_n$ ) および、 $\Delta t^*$  ( $= \Delta t / t_n$ ) の  $l$  による変化を実線で示す。

(2) 溶融部断面形状が楕円となる場合

Fig. 5(b) に示すように、A点での曲率半径を  $r_1, r_2$  とし、B点での曲率半径を  $r_3, r_4$  とするとA, B両点での表面張力による圧力は次式となる。

$$P_A = (1/r_1 - 1/r_2)\gamma \dots\dots\dots (15)$$

<sup>†</sup> 溶融部では電磁気力が重力と釣り合っているため、みかけの密度が零となっており、A点とB点ではヘッドの差はないと考えることができる。

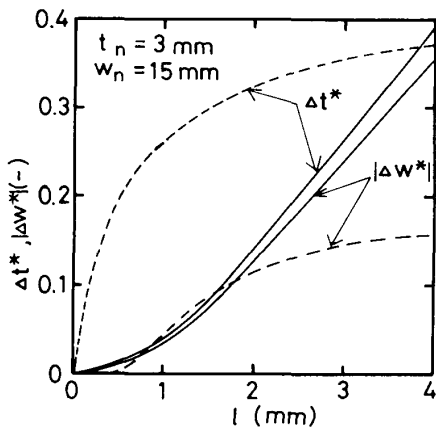


Fig. 6. Effects of the length of levitated molten metal on the deformation of the width and the thickness under the cases of the similar shape to the nozzle slit (—) and the ellipsoid (---).

$$P_B = (1/r_3 + 1/r_4)\gamma \quad (16)$$

断面形状を楕円としていることから、 $r_1, r_4$  は次のようになる。

$$r_1 = t_s^2 / 2w_s \quad (17)$$

$$r_4 = w_s^2 / 2t_s \quad (18)$$

前述の場合と同様に、溶融部表面を円弧で近似すると、曲率半径  $r_3, r_2$  は次のように表される。

$$r_3 = l^2 / \Delta t \quad (\Delta t > 0) \quad (19)$$

$$r_2 = -l^2 / \Delta w \quad (\Delta w < 0) \quad (20)$$

(1)の場合と同様に A, B 両点での表面張力による圧力がともに溶湯の静圧に等しい条件(13)式と溶融部の断面積が等しい条件 (14)式を用い、 $\Delta w^*, \Delta t^*$  を求めて、Fig. 6 に破線で示した。

実際の形状は(1), (2)で仮定した形状の中間の形状であるとする、 $\Delta w^*, \Delta t^*$  もそれぞれ実線と破線の中間の値をとることになろう。なお、実験で観察された形状は(1)の場合の形状により近いものであつた。

### 3.2.2 溶湯ヘッドと鑄片の断面形状の関係

以上の解析では、断面積が一定のもとで断面形状の変化を求めてきた。ところで、表面張力と溶湯ヘッドによる圧力は釣り合わなければならないので、逆に、溶融部断面積がスリット孔の断面積に等しい場合の溶湯ヘッドの値  $h_0$  は(13)式から決定できる。鑄造中のヘッドを  $h$  とすると  $h < h_0$  の時は、Fig. 7(a) 示すように、凝固界面位置の断面積  $S_s$  はノズル位置の断面積  $S_n$  よりも減少し、形状はスリット孔の形状に近いものとなる。一方、 $h > h_0$  の場合には、Fig. 7(b) に示すように  $S_s$  は  $S_n$  よりも大きくなり断面形状も楕円に近くなるものと考えられる。

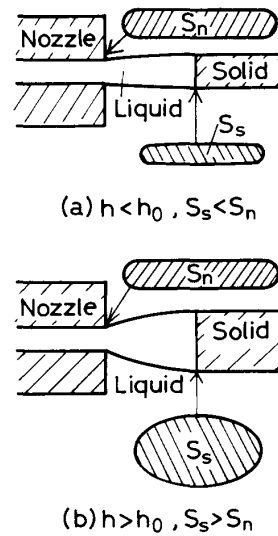


Fig. 7. Illustration of the cross-sectional area and its shape in the relation of static metal pressure  $h$  and the pressure to hold the same cross-sectional area as the nozzle  $h_0$ .

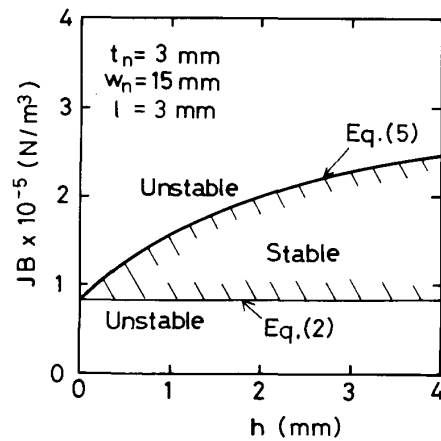


Fig. 8. Relation between Lorentz force and the head of molten metal for stable operation.

### 3.3 印加電流と磁場の条件

溶融部が安定に保持される条件は(6)式で示したが、さらに、定量的に示すために、スリットサイズが  $3 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$  で溶融部の長さ  $l$  が  $3 \text{ mm}$  の場合について安定操作条件を Fig. 8 に示した。溶融部を保持するには  $JB$  の値が(2)式で表される直線と(5)式による曲線との間に存在しなければならない。なお、本実験条件下では、 $h_0$  は約  $3 \text{ mm}$  と計算された。 $h$  が  $h_0$  と一致しないときは溶融部の断面積は変化し、それに伴って、電流密度も変化するため、ローレンツ力も変化する。このような場合においても溶融部が安定に保持されるためには(2)式で示される直線と(5)式で与えられる曲線の間の領域が

大きいことが望まれる。つまり溶湯ヘッドを大きくすることは  $J$  と  $B$  の安定操作領域の拡大につながることになる。一方、前述のように  $h$  を大きくすることは、製品の形状をスリット孔の形状よりもさらに大きく変形させることを意味している。したがって、薄板の形状を保つには  $h$  はできるだけ小さくすることが望まれる。

3.4 溶融部の外乱に対する安定性

Fig. 8 に示したような安定操作条件下で铸造が行われていたとしても、溶融部には絶えず外乱が作用するため、外乱に対しても安定でなければ铸造は不可能となる。そこで、ここでは、溶融部の断面積が変化するような外乱が加わった場合における溶融部の形状の自己制御性について述べる。

外乱によつて溶融部の幅  $w_s$  と厚さ  $t_s$  がともに  $w_s \rightarrow w_s + \delta w = w, t_s \rightarrow t_s + \delta t = t$  のように変化したとする。このとき断面積は変化するが、内部の表面張力による圧力の釣り合い ((13)式) は保たれるものとする。3.2 節の場合と同様に、形状についてはスリット孔に相似形の場合と楕円形の場合とに分けて解析を行う。

(1) 溶融部がスリット孔と相似形となる場合

(10)~(12)式で与えられる曲率半径はそれぞれ次のように変化する。

$$r_1 = t/2 = (t_s + \delta t)/2 \dots\dots\dots (21)$$

$$r_2 = -l^2(\Delta w + \delta w) \quad (\Delta w + \delta w < 0) \dots\dots\dots (22)$$

$$r_3 = l^2/(\Delta t + \delta t) \quad (\Delta t + \delta t > 0) \dots\dots\dots (23)$$

外乱によつて圧力のバランスが崩れることがないとすれば次式が書ける。

$$2/(t_s + \delta t) + (\Delta w + \delta w)/l^2 = (\Delta t + \delta t)/l^2 \dots\dots\dots (24)$$

(13)式と  $(\delta t/t_s) \ll 1$  を考慮すれば  $\delta t$  と  $\delta w$  の関係式が次のように求められる。

$$\delta w = \{1 + 2(l/t_s)^2\} \delta t \equiv \alpha \cdot \delta t \dots\dots\dots (25)$$

(8), (9)式に相当する  $P_A, P_B$  は溶融部の外側から内側に向かつて働いている力であり、この力により溶融部は圧縮され断面積は減少する。そこでこの力を圧縮力と呼ぶことにする。一方、溶湯の静圧 ( $\rho gh$ ) は溶融部を内側から外側に拡大させるように働くもので、これを拡大力とする。圧縮力と拡大力の差を  $\Delta P (= P_A - \rho gh)$  とすると、(8), (25)式を用いて(26)式が得られる。

$$\Delta P = \{2/t + (\Delta w + \alpha \cdot \delta t)/l^2\} \gamma - \rho gh \dots (26)$$

$\Delta P$  の  $t_s$  近傍での傾きを評価することにより、この系の安定性を調べることができる。(26)式を  $t$  で微分し、 $t$  に  $t_s$  を代入する。

$$d(\Delta P)/dt |_{t=t_s} = \gamma/l^2 > 0 \dots\dots\dots (27)$$

ただし、 $d(\delta t)/dt=1$  であるとした。(27)式からわかる

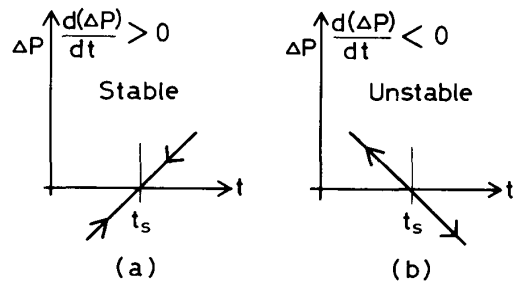


Fig. 9. Illustration of the relations between  $\Delta P$  and  $t$  around  $t_s$  under (a) stable and (b) unstable conditions.

ように断面形状がスリット孔と相似形るときには、 $d(\Delta P)/dt$  が常に正となる。したがって、Fig. 9(a) に示すように、外乱によつて  $t$  が  $t_s$  より大きくなった場合には、 $\Delta P > 0$ 、すなわち、圧縮力が拡大力より大きくなつて溶融部は圧縮され、もとの  $t_s$  に戻ることになる。また、 $t$  が  $t_s$  よりも小さくなつた場合には、 $\Delta P < 0$  となり、拡大力が圧縮力より大きくなつて溶融部は膨らむため  $t_s$  に戻る。したがって、溶融部がスリット孔と相似形を保つ限り、溶融部は自己制御性によつて常に安定であるといえる。

(2) 溶融部が楕円形状の場合

(17)~(20)式で与えられた曲率半径は次のようになる。

$$r_1 = t^2/2w \dots\dots\dots (28)$$

$$r_4 = w^2/2t \dots\dots\dots (29)$$

$$r_3 = l^2/(\Delta t + \delta t) \quad (\Delta t + \delta t > 0) \dots\dots\dots (30)$$

$$r_2 = l^2/(\Delta w + \delta w) \quad (\Delta w + \delta w < 0) \dots\dots\dots (31)$$

圧力のバランスの仮定 ((13)式) により次式が書ける。

$$\frac{2w}{t^2} + \frac{\Delta w + \delta w}{l^2} = \frac{\Delta t + \delta t}{l^2} + \frac{2t}{w^2} \dots\dots\dots (32)$$

(32)式と  $(\delta t/t_s) \ll 1$  を考慮すれば  $\delta t$  と  $\delta w$  の関係式は次のようになる。

$$\delta w = \left\{ \frac{1 + 2l^2(1/w_s^2 + 2w_s/t_s^2)}{1 + 2l^2(1/t_s^2 + 2t_s/w_s^2)} \right\} \delta t \equiv \alpha \cdot \delta t \dots (33)$$

(1)の場合と同様に、圧縮力と拡大力の差は(15), (33)式により次式で示される。

$$\Delta P = \{2w/t^2 + (\Delta w + \alpha \delta t)/l^2\} \gamma - \rho gh \dots (34)$$

$\Delta P$  を  $t$  で微分し  $t=t_s$  とすると (35)式を得る。

$$d(\Delta P)/dt |_{t=t_s} = (-4w/t^3 + 2\alpha/l^2) \gamma \dots\dots\dots (35)$$

先に述べたように Fig. 9(a) の場合には系は安定となる。一方、Fig. 9(b) の場合には、外乱によつて  $t$  が  $t_s$  よりも大きくなると  $\Delta P < 0$  となり、拡大力が圧縮力よ

り大きくなり、 $l$ はますます大きくなる。逆に、 $l$ が $l_0$ よりも小さくなると $\Delta P > 0$ となり $l$ はますます小さくなる。したがって、この場合には溶融部は不安定であることがわかる。つまり、溶融部が安定であるためには(35)式の右辺の( )内が正の値でなければならないので(36)式の条件が書ける。

$$-4w/l^3 + 2\alpha/l^2 + \alpha/l^2 > 0 \dots\dots\dots (36)$$

(36)式は溶融部の長さ $l$ の上限値 $l_0$ を与えることになる。

$$l_0 = [(t_s^2 + w_s^2) + \sqrt{(t_s^2 + w_s^2)^2 + 12t_s^2 \cdot w_s^2} / 12]^{1/2} \dots\dots\dots (37)$$

$l$ が(37)式の $l_0$ よりも小さければ自己制御機能が働き安定に鑄造できることになる。前報<sup>3)</sup>では丸棒の場合の安定性の解析を示したが、そこでは自己制御の機能が働く限界の長さ $l_0$ は次式で示されていた。

$$l_0 = \sqrt{2} a_0 \dots\dots\dots (38)$$

ここで、 $a_0$ は丸棒の半径である。(37)式中の $w_s$ と $t_s$ を $2a_0$ とすることにより(38)式が得られる。すなわち、この楕円形状の解析結果は前報の円形の場合の解析結果と整合性が保たれていたことになる。

さて、ここでは溶融部の断面積が一定であるとして安定性の解析を行ってきたが実際の鑄造では $h$ は $h_0$ ではなく、断面形状の変形を抑えるため $h_0$ より小さい条件( $h < h_0$ )のもとで鑄造を行ってきた。その場合の断面形状はスリット孔に相似形のものと同楕円形状のものとの中間形であると考えられることができる。前者の場合には溶融部は常に安定であつた。すなわち、 $l_0 = \infty$ となる。そのため、 $l_0$ は(37)式で示される値よりも大きくなるのが考えられるが、より厳しい条件として(37)式をとることにする。Fig. 10は、(37)式で示される $l_0$ の値を $w_s$ に対して図示したものである。図中に $l_0$ を太い実線で示した。この曲線よりも下方の $l$ であれば溶融部には自己制御の機能が働き安定であることになる。逆に、 $l_0$ より大きい $l$ の値では溶融部は不安定で、外乱によつて鑄造は破綻する。試行実験は図中に示した領域で行われたため安定な鑄造を行うことができた。

4. 結 言

鑄型内凝固に伴う表面欠陥の発生を避けるために、アルミニウムの製造分野では、鑄型を使用しないで電磁気力による溶融金属の制御機能を利用する垂直式電磁鑄造法(VEMC)が開発され、実用の段階に達している。この電磁鑄造法は高周波磁場による電磁ピンチ力を利用するものであるため、この方法を高密度・低熱伝導度金属である鋼に適用する際には設備の巨大化は免れ得ない。

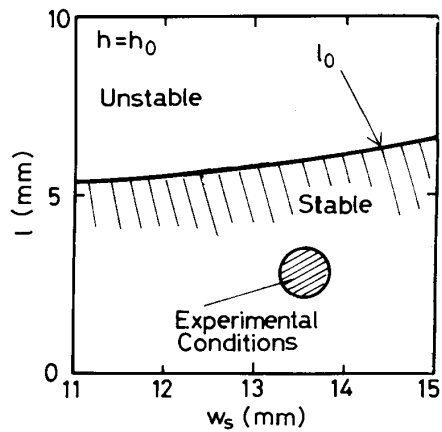


Fig. 10. Stable condition against disturbance in the relation between length and width of levitated molten metal.

VEMCのこの問題点を克服するために、VEMCとは異なる原理の水平式電磁鑄造法(HEMC)を新たに提案した。本プロセスは直流電流と直流磁場を用いているので、VEMCと比較して極めて小規模な設備となる。

本報では、HEMCによる薄板の鑄造を指向して、浮揚溶融部金属の形状の変化に及ぼす溶融部の長さと同湯静圧の関係を理論的に求めた。さらに、外乱に対する溶融部の安定性に関する理論解析を行い、HEMCの安定操作条件を明らかにした。得られた操作条件に基づいて、高密度・低熱伝導度合金を用いて薄板の連続鑄造実験を行った結果、表面品質および形状ともに良好な製品が得られることがわかつた。そのため、HEMCは、原理的には、鋼にも適用可能であることが推察される。なお、本プロセスでは表面欠陥が生じない製品を得るばかりでなく、最終製品に近い形状の製品が得られるため、鑄造プロセス以後の工程の簡略化が期待できる。

最後に、HEMCの実験に協力いただいた大林譲治氏(現：豊田織機株式会社大府工場)に感謝いたします。また、本研究の研究費の一部は、文部省科学研究費補助金、試験研究(No. 61850125)および日本鉄鋼協会「電磁気冶金の基礎研究部会」の援助によつていたことを付記して謝意を表します。

Appendix I

ローレンツ力により上方に移行した溶融部の形状を、Fig. 11に示すように近似的に表現する。溶融部の中心に働く表面張力は $\gamma L$ であるが、これは図示のように垂直成分 $F_v$ を持っている。

$$F_v = 2 \cdot \gamma L \cdot \sin \theta \doteq 2 \gamma L \theta = 4 \gamma L z_0 / l \dots\dots (A-1)$$

この状態での鉛直方向の力のバランスは重力とローレンツ力と表面張力によつており次式で表される。

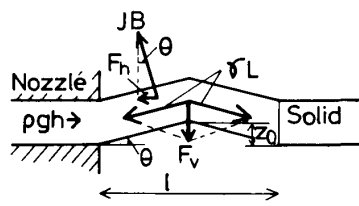


Fig. 11. Force acting to levitated molten metal due to upward displacement.

$$JBSl = \rho g S l + 4 \gamma z_0 L / l \quad \text{..... (A-2)}$$

(A-2)式により上方に移行する距離  $z_0$  が(4)式のように求められる。

Appendix II

ローレンツ力の水平成分  $F_h$  は次式で表される (Fig. 11 参照).

$$F_h = JBSl / 2 \cdot \sin \theta \doteq JBSz_0 \quad \text{..... (A-3)}$$

溶湯供給力はヘッド  $h$  により  $\rho g h S$  で示されるので铸造が停止する条件は次のようになる。

$$\rho g h S = JBSz_0 \quad \text{..... (A-4)}$$

(A-4)式より(5)式が直ちに求められる。

記 号

- $B, B$ : 磁束密度 (T)
- $F$ : 電磁体積力 ( $N/m^3$ )
- $F_h$ : ローレンツ力の水平成分 (N)
- $F_v$ : 表面張力の垂直成分 (N)
- $g$ : 重力加速度 ( $m/s^2$ )
- $h$ : 溶湯ヘッド (m)
- $h_0$ : 溶融部の断面積が一定のときの溶湯ヘッド (m)

- $J, J$ : 電流密度 ( $A/m^2$ )
- $L$ : 溶融部の外周の長さ (m)
- $l$ : 溶融部の長さ (m)
- $l_0$ : 外乱に対して安定であるための限界長さ (m)
- $P_A$ : 表面張力によって溶融部の点Aに作用する圧縮力 ( $N/m^2$ )
- $P_B$ : 表面張力によって溶融部の点Bに作用する圧縮力 ( $N/m^2$ )
- $\Delta P$ : 圧縮力と拡大力の差 ( $N/m^2$ )
- $r_1, r_2$ : 点Aにおける第1および第2曲率半径 (m)
- $r_3, r_4$ : 点Bにおける第1および第2曲率半径 (m)
- $S$ : 溶融部の断面積 ( $m^2$ )
- $S_n$ : ノズル出口での溶融部の断面積 ( $m^2$ )
- $S_s$ : 固・液界面での溶融部の断面積 ( $m^2$ )
- $t, w$ : 溶融部の厚さおよび幅 (m)
- $t_n, w_n$ : スリット孔の溶融部の厚さおよび幅 (m)
- $t_s, w_s$ : 平衡状態 (外乱がない時) の固・液界面での溶融部の厚さと幅 (m)
- $\Delta t, \Delta w$ : 表面張力による溶融部の厚さおよび幅の変形量 (m)
- $\delta t, \delta w$ : 外乱による溶融部の厚さおよび幅の変形量 (m)
- $z_0$ : 溶融部が上方に移行する距離 (m)
- $\alpha$ :  $\delta w$  と  $\delta t$  との比 (—)
- $\beta$ : 溶融部の外周の長さとの断面積の比 ( $=L/S$ ) ( $1/m$ )
- $\gamma$ : 表面張力 (N/m)
- $\rho$ : 溶湯の密度 ( $kg/m^3$ )

文 献

- 1) D. G. GOODRICH, J. L. DASSEL and R. M. SHOGREN: J. Met., 34 (1982) 5, p. 45
- 2) Ch. VIVES and R. RICOU: Metall. Trans. B, 16 (1985), p. 377
- 3) 吉田政博: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 403
- 4) 浅井滋生, 小塚敏之, 鞭 巖: 鉄と鋼, 72 (1986), p. 2218