

論文

連続鋳造の鋳型と鋳片間の摩擦力測定と
解析結果

中森 幸雄*・藤懸 洋一*・常盤 憲司*²
片岡 冬里*³・常岡 聡*²・三隅 秀幸*³

Development of Measuring System for Friction in
Continuous Casting Mold

Yukio NAKAMORI, Youichi FUJIKAKE, Kenji TOKIWA,
Touri KATAOKA, Sou TSUNEOKA and Hideyuki MISUMI

Synopsis:

It is very important for the Continuous Casting (C.C.) process to stabilize the operation and keep high quality of the slabs. An investigation has been made of a method for preventing surface defects of C.C. slabs generated in the mold. Generation rate of surface defects is dependent on the powder flow condition between the mold and slabs. The method is based on friction measurement which is made by observing the transfer characteristics of the mold oscillator. Several facts affecting the friction have been found as follows:

- (1) The friction force changes depending on several conditions of C.C. operation, especially on the casting speed and on the mold oscillation frequency.
- (2) Under the constant operating conditions mentioned above, fluctuations of the friction inform the dynamical behavior of the stability between the mold and slabs. The surface defects can be predicted by watching the level of the fluctuation.
- (3) The estimation possibility of predicting a sticking type breakout can reach about 60% by this method.

Finally the system has been established to measure the friction between the mold and slabs dynamically, continuously and quantitatively.

1. 緒 言

1950年代に工業化されていらい、目ざましい発展を遂げてきた連続鋳造技術は、外部環境、ニーズの変化に対応して連続鋳造率の向上のための高速鋳造技術の開発、省エネルギー、省工程を目的とした直送圧延技術の開発などに取り組み実績を積み上げてきた。すなわちこれら技術の真価を発揮させるためには、安定した高品質の鋳片を鋳造する技術が不可欠であり、とりわけ鋳型内起因の表面欠陥を防止することは重要である。表面欠陥の発生は、鋳型と鋳片間へのパウダー流入状態に関係するといわれている。そのため、鋳型と鋳片間の摩擦状態を計測する必要が生じた。

鋳型と鋳片間の摩擦力の測定法には、振動測定法¹⁾²⁾、ロードセル法^{3)~7)}、歪みゲージ法⁸⁾⁹⁾が開発され、操業との対応がとられている。ここで報告する計測システム

は、鋳型振動装置を伝達関数系とみなし、伝達特性の変化から摩擦状態を連続的に測定する方式³⁾⁴⁾¹⁶⁾²⁰⁾で、昭和56年2月大分製鉄所5号連続鋳機に設置され、現在まで順調に稼動している。

この計測システムにより、鋳型と鋳片間の摩擦状態を解析したので以下に報告する。

2. 測定方法

2.1 鋳型振動装置のモデル化と測定方式

鋳型内面と鋳片とは、パウダーの潤滑膜を介して接触し、鋳型と鋳片の相対速度により、上下方向に向きが変わる摩擦力を生じている。

鋳型振動装置を、機械振動系モデルに置換するとFig. 1に示すようになる。偏心カムの負荷トルクを T 、摩擦力を F 、摩擦係数を r 、鋳造速度を V_c 、固体摩擦を R とすると運動方程式は、次式になる。

昭和58年10月本会講演大会にて発表 昭和58年12月8日受付 (Received Dec. 8, 1983)

* 新日本製鉄(株)第一技術研究所 (R & D Laboratories - I, Stationed at Higashida, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahatahigashi-ku Kitakyushu 805)

*² 新日本製鉄(株)大分製鉄所 (Oita Works, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)大分技術研究所 (Oita Technical Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

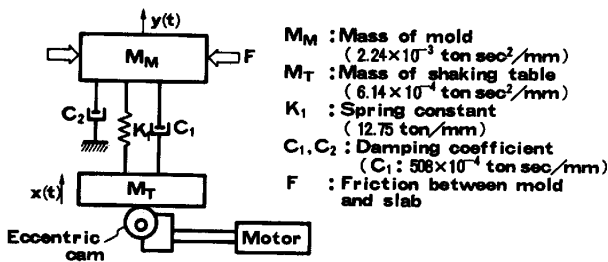


Fig. 1. Model of mold oscillator.

M_M : Mass of mold
 (2.24×10^3 ton sec²/mm)
 M_T : Mass of shaking table
 (6.14×10^4 ton sec²/mm)
 K_1 : Spring constant
 (12.75 ton/mm)
 C_1, C_2 : Damping coefficient
 ($C_1: 508 \times 10^{-4}$ ton sec/mm)

$$M_M \frac{d^2 y}{dt^2} + C_1 \frac{d}{dt} (y-x) + C_2 \frac{dy}{dt} + K_1 (y-x) + F = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$T = a \cos \omega t \left\{ M_T \left(g + \frac{d^2 x}{dt^2} \right) - C_1 \frac{d}{dt} (y-x) - K_1 (y-x) \right\} \dots\dots\dots (2)$$

$$F = r' \left(\frac{dy}{dt} + V_c \right) \pm R \dots\dots\dots (3)$$

鋳型振動1サイクルのRの消費エネルギーは、 $4aR$ 、粘性摩擦Cの消費エネルギーは、 $\pi C \omega a^2$ となり、両者を等しいとおけば、RとCの関係は(4)式となり、RはCに置換できる¹⁹⁾。また $dy/dt > V_c$ であるから(3)式は、(5)式になる。

$$C = \frac{4R}{\pi a \omega} \dots\dots\dots (4)$$

$$F = r' \left(\frac{dy}{dt} + V_c \right) \pm R \approx r' \frac{dy}{dt} \pm R = (r' + C) \frac{dy}{dt} = r \frac{dy}{dt} \dots\dots\dots (5)$$

モータ電流IとトルクTの間は、 $T = bI$ (b:定数)となり、(1)、(2)、(5)式を連立して解けばモータ電流信号と鋳型加速度信号との伝達関数[利得G(dB),位相P(deg)]は、次式となる。

$$G = 20 \log \frac{b \cdot \omega^2}{M_T \cdot g}$$

$$\left\{ \frac{K_1^2 + C_1^2 \cdot \omega^2}{(K_1 - M_M \cdot \omega^2)^2 + (C_1 + C_2 + r)^2 \cdot \omega^2} \right\}^{1/2} \dots\dots (6)$$

$$P = \tan^{-1} \frac{C_1 \cdot \omega}{K_1} - \tan^{-1} \frac{(C_1 + C_2 + r) \omega}{K_1 - M_M \cdot \omega^2} + 90 \dots (7)$$

(6)、(7)式に Fig. 1 に示した定数を代入し、 $r=0$ として鋳型振動数 130 CPM で計測値と位相が一致するように C_2 を決定する⁴⁾。これにより C_2 は、0.414 (t·s/mm) となる。 r と F の関係は(4)式より $r = 4F/a\pi\omega$ となり、 F を決めれば r は求まるから、 G, P を算出できる。 $F=0$ との差(RG, RP)を求めれば、Fig. 2 に示す F との関係が得られる。

伝達関数 G, P は鋳型振動数と摩擦力の関数であるから、鋳造前の無負荷での伝達特性 $H(f)$ と鋳造中の伝達特性 $H_r(f)$ との差 ΔH を(8)式で求める。

$$\Delta H = H(f) - H_r(f) = RG \angle RP \dots\dots\dots (8)$$

RG, RP は、Fig. 2 に示したように鋳型振動数の関数であるから、鋳型振動数を知ることにより、摩擦力は、簡単に求められる。

従つて、伝達関数の変化から鋳型と鋳片間の摩擦力を測定することができる。

2.2 粘性摩擦と固定摩擦の計測

鋳型と鋳片間には、固体摩擦と粘性摩擦が共存すると言われているが、その共存が証明された例は少ない。ロードセルを用いて鋳型振動周期に対応した摩擦力の測定から両者を分離した報告⁷⁾もある。ここでは、鋳型振動装置の共振振動の減衰特性から両者を分離した¹⁹⁾。

鋳型と鋳片間の摩擦は、鋳造速度に対して Fig. 3 に示すようになり、摩擦の変化点で共振振動が発生する²⁰⁾。共振振動は、相対速度零の位置を横切りつつ減衰する。減衰する過程の振幅を対比することによつて固体摩擦と粘性摩擦を分離できる。

Fig. 4 に振幅の対比特性を示す。Fig. 4 の $\tan \theta$ および l と粘性摩擦に關係する共振振動の減衰係数 ϵ およ

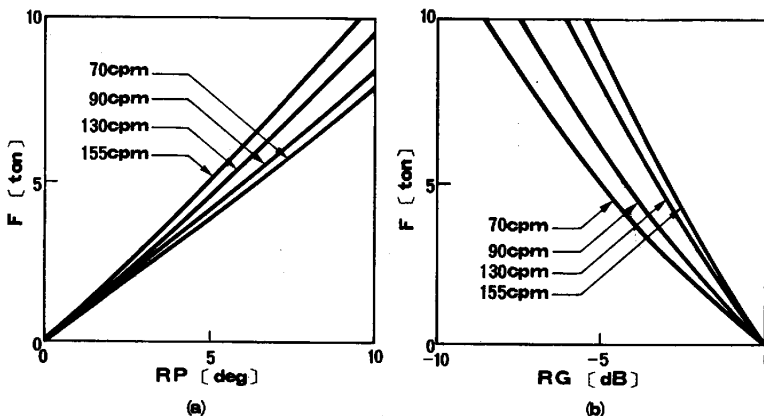


Fig. 2. Relation between RP, RG and friction force R.

び固体摩擦に関する変位量 S との関係は、共振振動周期を T とすれば次式になる。

$$\epsilon = \frac{C'}{2M_M} = \left(2 \ln \frac{1}{\tan \theta} \right) / T \dots\dots\dots (9)$$

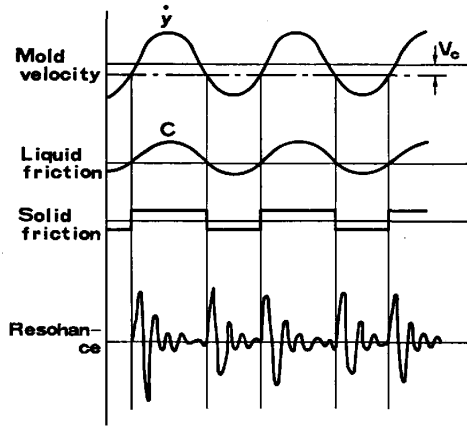


Fig. 3. Relation between mold oscillation and friction.

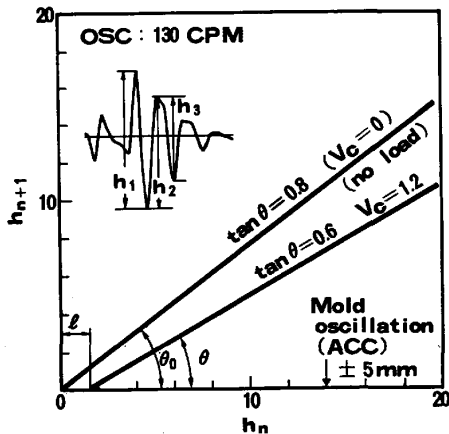


Fig. 4. Separation of solid and liquid friction by the resonance signal.

$S = l / (2 + 2 / \tan \theta) \dots\dots\dots (10)$
 粘性摩擦は、鋳型振動装置内にも発生するので無負荷の ϵ と鋳造中の ϵ' との差 $\Delta\epsilon$ を求めてることにより、粘性摩擦係数 C' を算出できる。 C' は $2M_M \cdot \Delta\epsilon$ であるから、粘性摩擦力 F_c は、鋳造速度 V_c 、鋳型振動を $a \sin \omega t$ とすれば

$$F_c = C' \left(\frac{dx}{dt} + V_c \right) = 2M_M \cdot \Delta\epsilon (a\omega \cos \omega t + V_c) \dots\dots\dots (11)$$

固体摩擦 F_s は(10)式とバネ定数 K_1 より

$$F_s = K_1 S \dots\dots\dots (12)$$

従つて、共振振動の減衰特性から、粘性摩擦と固体摩擦を知ることができる。

2.3 オンライン計測システム

オンライン計測システムを Fig. 5 に示す。鋳型に取り付けた4個の加速度センサとモータ電流から、目的の摩擦に関する利得、位相や横振れを検出している。検出された摩擦状態計測値と操業条件を対応させ総合的に評価すべくプロセス情報も入力している。

オンライン計測システムは、鋳造前に鋳型を振動させ各信号の無負荷特性を記憶する。鋳造が開始されると自動的に起動し、潤滑モデルや振動モデルにて摩擦状態と振動状態を把握して表面欠陥検出、拘束性ブレイクアウト予知および設備診断を行う。また、スペクトル解析装置と組み合わせた演算処理により、各種波形解析をリアルタイムで処理できる。

3. 測定結果と考察

3.1 操業条件との関係

鋳型と鋳片間の摩擦を定量的に把握すべく操業条件と

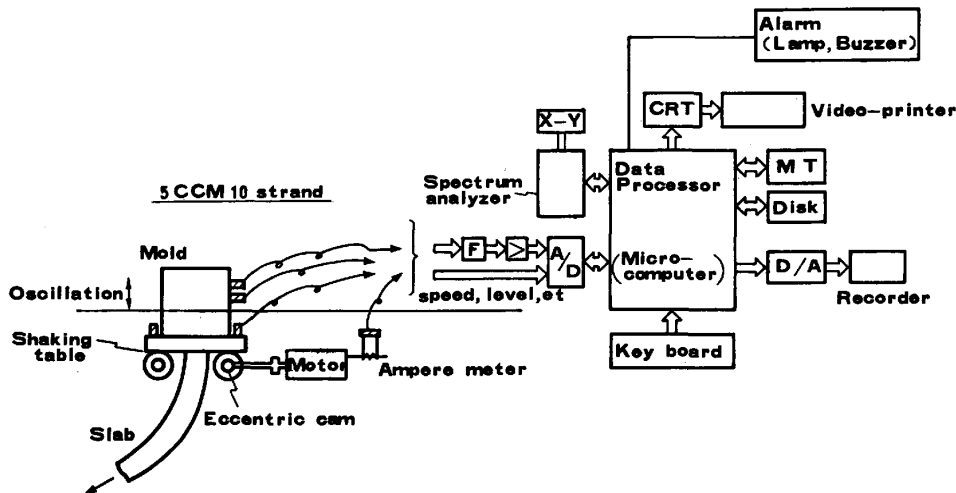


Fig. 5. Block Diagram of on-line measuring system.

の関係を調査した。

鋳型と鋳片間のパウダー流入を2平行板間の流入モデ

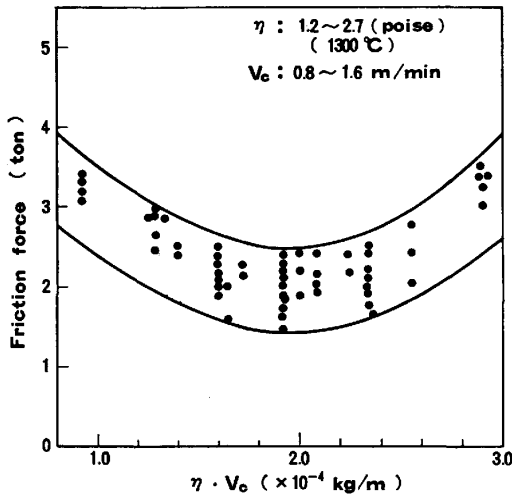


Fig. 6. Effect of parameter $\eta \cdot V_c$ on friction force.

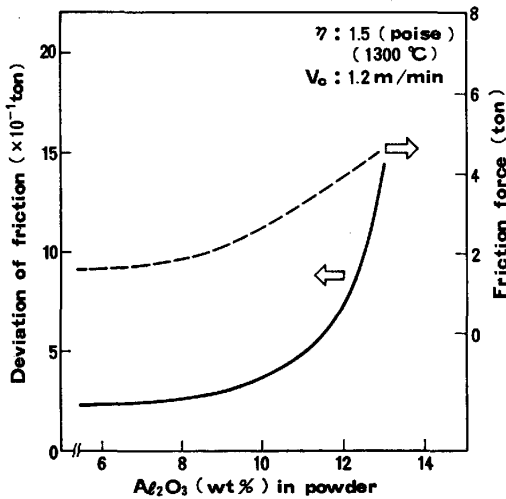


Fig. 7. Effect of Al_2O_3 (wt%) contents in powder on friction force.

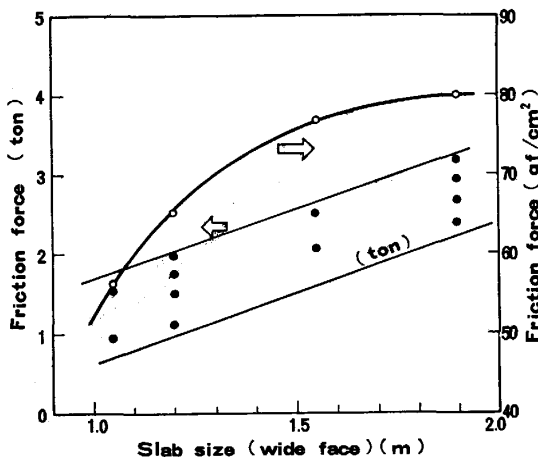


Fig. 8. Relation between slab size and friction force.

ルとみなせば、摩擦力は(13)式になる。

$$F_c = \mu \frac{V}{h} A \dots\dots\dots (13)$$

ただし μ は粘性, V は相対速度, h は膜厚, A は接触面積, 鋳型に投入されるパウダーの粘性は η であるが, ここでは $\mu \propto \eta$, 鋳造速度 V_c を $V = V_c$ とする。

$\eta \cdot V_c$ を摩擦のパラメータ¹¹⁾と仮定して摩擦状態との関係を調査した。その結果を Fig. 6 に示す。摩擦力は $\eta \cdot V_c$ と相関を有し、摩擦力が最小となる $\eta \cdot V_c$ が存在する。

摩擦力の変動も同様な傾向を示した。これらの結果は、鋳型伝熱状況¹¹⁾の結果と一致し、 η が一定であれば、大宮⁷⁾らの結果とも一致する。

従つて、パラメータ $\eta \cdot V_c$ は鋳造速度とパウダー粘性の関係を決定するための簡易で有効な指標となる。

パウダーは、溶鋼中のアルミナを吸収するため、粘性は大きくなる¹²⁾¹³⁾。その影響により鋳造中、摩擦力は経時的に増加し、摩擦変動も増大する。Fig. 7 に摩擦力とアルミナ濃度との関係を示す。アルミナ濃度が10%を越えれば摩擦力とその変動量が増大する。これは鋳型と鋳片間の粘性の上昇により、パウダーの不均一流入が起りやすいことを示している。

鋳型と鋳片間の摩擦力は、Fig. 8 に示すように鋳片大きさに比例する。単位面積当たりの摩擦力は、鋳片大きさが広幅になるにつれて増加する。これは、鋳型と鋳片間の接触状態を示すものであり、鋳片コーナ部の形状が関係していると考えられる。

3.2 鋳片表面欠陥と摩擦状態

鋳型内で発生する鋳片表面欠陥は、縦割れやノロカミが多く、それらは、パウダー溶融不足によるパウダーの不均一流入が原因と言われている¹⁴⁾¹⁵⁾。

鋳型と鋳片間へのパウダーの流入は、パウダー粘性やネガティブストリップ時間 t_N ¹⁶⁾ などに関係するが、パウダー溶融層の厚みにも依存する。そのため、溶融層厚みと表面欠陥の関係を調査した。その結果を Fig. 9 に示す。

パウダーの溶融不足は、パウダーの不均一流入を起こすため、不均一流入状態は摩擦変動量に関係すると考えられる。そのため、不均一流入によつて発生する鋳片表面欠陥の大きさと、摩擦変動量および不均一流入の主原因であるパウダー溶融層厚みの三者は互いに関係する。Fig. 10, Fig. 11 に、摩擦変動量と表面欠陥, Fig. 12 に、パウダー溶融層厚みと摩擦変動量の関係を示す。この結果から摩擦変動量は、パウダーの不均一流入状態を現していると推察できる。

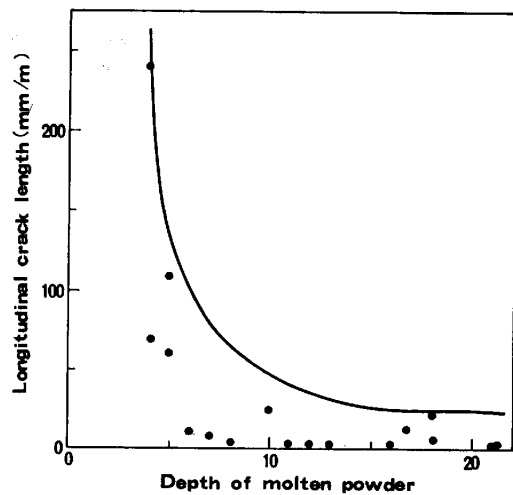


Fig. 9. Effect of depth of molten powder on longitudinal crack length.

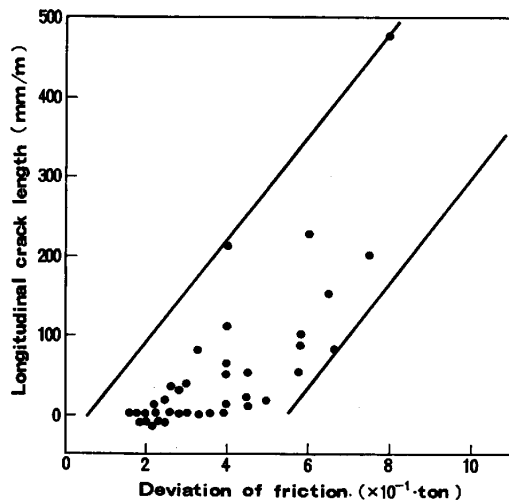


Fig. 10. Relation between longitudinal crack length and deviation of friction.

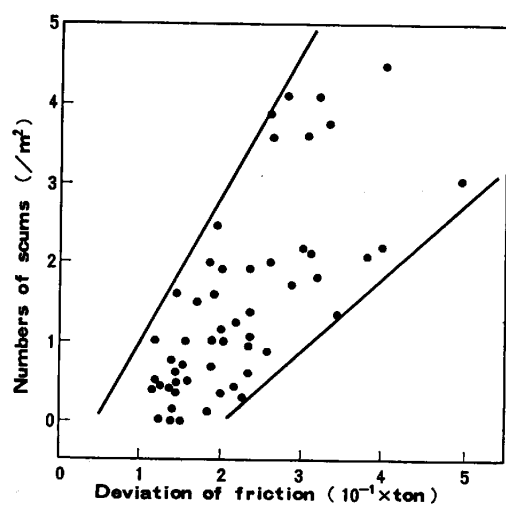


Fig. 11. Relation between numbers of scums and deviation of friction.

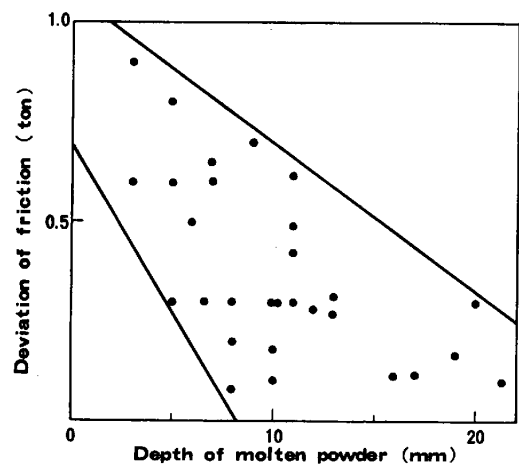


Fig. 12. Effect of depth of molten powder on friction force.

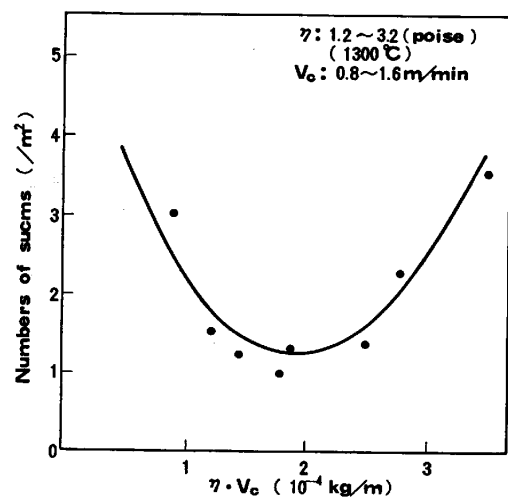


Fig. 13. Relation between numbers of scums on surface of slab and parameter $\eta \cdot V_c$.

パウダーの不均一流入は、湯面変動などにより局所的に起こる場合と熔融不足などにより、鑄型内全体に起こる場合が考えられる。前者の場合は、表面欠陥発生の大きさにかわらず摩擦変動は小さく、後者は摩擦変動が大きいため、Fig. 10, Fig. 12に示したように比較的小さな欠陥も検出可能である。また、鑄型内で発生する表面欠陥を検出するために、摩擦状態信号 (RP, RG) と湯面レベル、および鑄造速度を組み合わせた統計解析により、高い確率 ($r=0.85$) で検知できる見通しを得た⁴⁾²²⁾。

パウダー流入には、パウダー粘性 η も関係するので評価パラメータ $\eta \cdot V_c$ と表面欠陥との関係について調査した。その結果を Fig. 13に示す。表面欠陥発生が最小となる最適な $\eta \cdot V_c$ が存在し、その最適値は先に示した結果と一致した。

3.3 拘束性ブレイクアウト⁹⁾¹⁰⁾²³⁾²⁴⁾

本計測システムによる拘束性ブレイクアウトの検出例

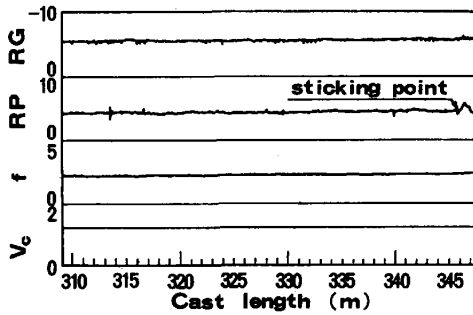


Fig. 14. Measurement results before breakout caused by sticking.

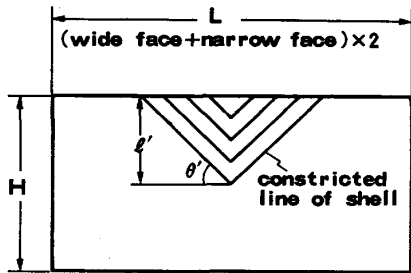


Fig. 15. Representation of shell surface in mold before breakout.

を Fig. 14 に示す. 十数例の拘束性ブレイクアウトの解析結果では, パウダーの不均一流入が発生し, 徐々に不均一が拡大して拘束が発生した場合や, 湯面変動などの原因で急激に不均一流入が生じ, 拘束が発生した場合などがある. Fig. 14 は後者を示し, 広面側に拘束が発生している. 解析結果では, 広面側拘束の検出率が高く, 拘束性ブレイクアウト予知の可能性は 60% 程度であった.

シェル拘束の起因として, パウダーの不均一流入, 湯面の急変, 未溶融パウダーの巻き込みなどがあげられるがこれらの異状発生範囲や程度によつて摩擦の変化が異なると考えられる.

典型的な例として局所的なパウダー不均一流入によつてシェル破断が生じ, 引き抜きによりシェル破断が進行していく過程の摩擦力について検討した. 拘束が発生してシェル破断が進行中のモデルを Fig. 15 に示す. シェル破断部分は, 鋳型に拘束されているため, 鋳型と鋳片間の接触面積は, その部分だけ減少する. シェル破断時の力は鋳型に加わるからシェル破断進行中の垂直方向の摩擦力は(13)式を基に(14)式となる.

$$F_T = \mu \frac{V_c}{h} (L \cdot H - 2l'^2 / \tan \theta') + k \cdot d \cdot \sigma \cdot 2l' / \tan \theta' \dots\dots\dots (14)$$

ただし k : 比例定数, d : シェル厚, σ : 降伏応力
鋳型と鋳片間の摩擦力は 2~3t くらいであり, 鋳造

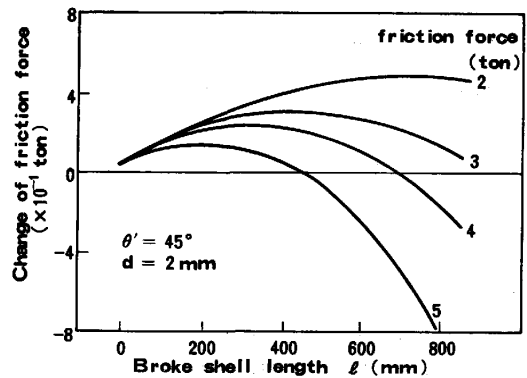


Fig. 16. Effect of broke shell length on friction force.

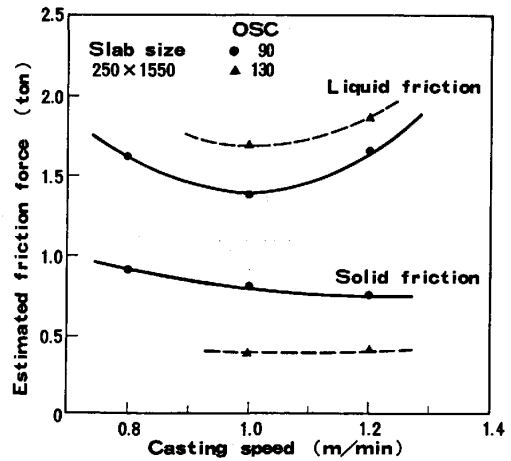


Fig. 17. Effect of casting speed on the liquid and solid friction force.

サイズ, シェル厚 d , シェル破断長さ l' , 破断角 θ' の条件を決めシェルの降伏応力を $0.1 \sim 0.5 \text{ kgf/mm}^2$ (温度: $1400^\circ\text{C} \sim 1480^\circ\text{C}$) とすれば(13)式より摩擦の増減量を計算できる. その結果を Fig. 16 に示す. 計算結果では, シェル破断の進行過程において, 摩擦力は増加し減少する. これは, 先に述べた事例と同じ傾向である. また, 擬似メニスカスは, $V_c/2$ で進行するから¹⁸⁾ 鋳造長換算で鋳型の有効長さの 2 倍 (1.6 m) で摩擦変化が生じなければならず, 事例もそれと一致する.

拘束進行時の摩擦変動量は, Fig. 16 に示したように数百 kg 以下と小さい. 従つて, 摩擦力測定において, 拘束性ブレイクアウトを完全に予知することは難しい.

3.4 摩擦力の検討

鋳型の共振振動の減衰特性から, 粘性摩擦と固体摩擦を分離した結果を Fig. 17 に示す. 粘性摩擦は, 鋳造速度に依存し鋳型振動数の関数となり, 固体摩擦は鋳型振動数に依存することを示している. 粘性摩擦は, 固体摩擦より 2~4 倍大きい. そのため, 鋳型と鋳片間の摩擦は, 粘性摩擦が支配的である.

粘性摩擦は、鋳型と鋳片間の潤滑膜厚 h と粘性 μ によつて決まる。潤滑膜厚は鋳型と鋳片間の温度分布と温度の関数である粘性を考慮しなければならない。パウダーの粘性と温度の関係は、一般に REYNOLDS の式²¹⁾ が用いられている。この式より軟化温度近傍のパウダーの粘性は、数十ポアズとなり、鋳片側 (1 200°C) は鋳片に投入されるパウダー粘性 η の 4~5 倍となる。このため、潤滑膜厚は鋳片側のみとなり、温度分布から数 μm が有効な膜厚となる。鋳造速度 1.2 m/min, $\eta=1.6$ ポアズとして(13)式より粘性摩擦は 1.6 t となり Fig. 17 の結果とほぼ一致する。

鋳型と鋳片間の鋳型側は、銅板温度が 300°C 前後のため、パウダーはガラス化していると考えられる。ガラス化した部分が鋳型に固着している場合には、固体摩擦は発生しない。鋳型直下でのパウダーフィルムの採取結果では、再熱組織のあるフィルムもあり、ガラス化したパウダーが降下していると推察できる。従つて、固体摩擦は鋳型とガラス化したパウダーとの間で発生すると考えている。

4. 結 言

連続鋳造における鋳型と鋳片間の摩擦力測定結果について検討した。

(1) 鋳型と鋳片間の摩擦は鋳造速度、鋳片大きさ、鋳型振動数に依存し、パウダー粘性の関数である。

(2) 摩擦力をパラメータ $\eta \cdot V_c$ で整理すると摩擦力が最小でかつ表面欠陥発生が最低となる最適な $\eta \cdot V_c$ の領域がある。

(3) パウダー溶融層は、パウダー流入に直接関係するため、摩擦状態と強い相関がある。

(4) 摩擦状態と表面欠陥の大きさとは、強い相関があり操業条件との統計モデルにより高い確率で表面欠陥を検出できる。

(5) 摩擦力測定による拘束性ブレイクアウト予知の可能性は 60% 程度であり、拘束進行時の摩擦力の変動は 0.3 t 程度である。

(6) 鋳型と鋳片間には、粘性摩擦と固体摩擦が共存し、粘性摩擦が支配的である。固体摩擦は鋳型とガラス化したパウダー間に発生する。

本計測システムは、昭和 56 年 2 月以来順調に稼動し摩擦力測定に威力を発揮している。伝達関数法による計

測システムは、摩擦力を連続かつ、長期間安定に計測可能である。そのため、パウダーの性能評価、操業管理、品質管理にも有効な手段である。

文 献

- 1) B. MAIRY, D. RAMELOT and P. DAUBY: *Stahl Eisen*, 99 (1979), p. 735, 745
- 2) 橋 林三, 垣生泰弘, 江見俊彦, 浜上和久, 反町健一, 今井卓雄, 児玉正範: 鉄と鋼, 66 (1980), S 811
- 3) 中森幸雄, 川口 正, 曾我 弘, 南 憲次: 鉄と鋼, 66 (1980), S 851
- 4) 藤懸洋一, 中森幸雄, 常盤憲司, 片岡冬里, 常岡聡, 川口 正: 鉄と鋼, 68 (1982), S 146, S 147, S 148
- 5) 広島壯一, 平沢秀直, 笹本泰雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S 164
- 6) 梨 和甫, 吉田圭治, 友野 宏, 木村 隆, 辻田進: 鉄と鋼, 66 (1980), S 856
- 7) 江見俊彦, 大宮 茂, 中戸 参, 垣生泰弘, 浜上和久: 学振 19 委-No. 318 (昭和 57 年 5 月 20 日)(私信)
- 8) 中戸 参, 小沢三千晴, 木下勝雄, 垣生泰弘, 江見俊彦: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1200, 1209
- 9) 糸山誓司, 垣生泰弘, 丸山英雄, 矢部 直, 反町健一, 小助川卓: 鉄と鋼, 65 (1979), S 749
- 10) 反町健一, 加藤雅典, 小助川卓, 久保田和雄, 垣生泰弘, 丸山英雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S 166
- 11) 中野武人, 小山邦夫, 中森幸雄, 三隅秀幸, 内藤俊太: 鉄と鋼, 69 (1983), S 1036
- 12) 江見俊彦, 中戸 参, 鈴木康治, 飯田義治, 上田典弘: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 981, 989
- 13) M. D. LANYI and C. J. ROSA: *Metall. Trans.*, 12B (1981), p. 287, 298
- 14) 常岡 聡, 山本利樹, 斉藤 助, 桐生幸雄: 鉄と鋼, 66 (1980), S 808
- 15) 三隅秀幸, 溝口庄三, 佐伯 毅, 大口 滋, 田中純: 鉄と鋼, 66 (1980), S 809
- 16) 常盤憲司, 片岡冬里, 常岡 聡, 中森幸雄, 藤懸洋一: 鉄と鋼, 69 (1983), S 1033
- 17) 山中啓亮, 西川 廣, 丸元 清, 反町健一, 久我正昭, 中戸 参: 鉄と鋼, 69 (1981), S 154
- 18) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 78 回製鋼部会 (1981 年 3 月) 新日本製鉄(株)大分製鉄所(私信)
- 19) 谷口 修: 振動工学 (1972) [コロナ社]
- 20) 中森幸雄, 市古修身, 常盤憲司, 片岡冬里: 鉄と鋼, 69 (1983), S 1035
- 21) 溶鉄・溶滓の物性値便覧 (1972), p. 32 [日本鉄鋼協会]
- 22) 白井登喜也, 常盤憲司, 片岡冬里, 渋谷明彦, 三隅秀幸, 中森幸雄, 藤懸洋一: 鉄と鋼, 68 (1982), S 850
- 23) 常盤憲司, 片岡冬里, 岡崎照夫, 白井登喜也, 中森幸雄, 藤懸洋一: 鉄と鋼, 69 (1983), S 1034
- 24) 糸山誓司, 垣生泰弘, 反町健一, 越川隆雄: 鉄と鋼, 65 (1979), S 167