

論 文

鑄型と鑄片間の潤滑現象と高速鑄造時の最適鑄型振動

水上 秀昭*・川上 公成*²・北川 融*³
鈴木 幹雄*³・内田 繁孝*⁴・小松 喜美*⁴

Lubrication Phenomena in a Mold and Optimum Mold Oscillation Mode in High-speed Casting

Hideaki MIZUKAMI, Kiminari KAWAKAMI, Toru KITAGAWA,
Mikio SUZUKI, Shigetaka UCHIDA and Yoshimi KOMATSU

Synopsis:

High speed casting of slabs has become one of the mandatory requirements for improvement of productivity and energy conservation of continuous casting processes. In high-speed casting, however, the lubrication ability of powder between the mold and the solidified shell is deteriorated by increasing casting velocity, and the shell sticking in the mold results in breakout. In order to increase the casting speed, therefore, one of the most important factors is to improve lubrication in the mold.

First, we have carried out quantitative analyses on lubrication phenomena between mold and solidified shell and casting tests with an experimental continuous caster to make in-depth studies on the lubrication mechanism in the mold. Second, based on the results, we have proposed the new concept of mold oscillation for high speed casting.

The results are summarized as follows:

- 1) Liquid lubrication is dominant at the portion of closely below the meniscus than solid lubrication, and solid lubrication is dominant in the lower portion of the mould.
- 2) Non-sinusoidal oscillation mode is more effective to reduce the friction force between mold and shell than the conventional sinusoidal one.

By the application of the results of these fundamental studies, Fukuyama No. 5 continuous slab caster has been operating at a maximum casting speed of 2.5 m/min without occurrence of breakout, using a non-sinusoidal oscillation mode and powder with a low melting point and low viscosity.

1. 緒 言

近年、連続鑄造においては生産性の向上、省エネルギーの観点から鑄造速度の高速化が進められている。日本鋼管(株)福山製鉄所においても、熱鑄片の無加熱直接圧延を目指して福山5号連鑄機が稼動した。

一般に高速化により鑄型と鑄片間の潤滑性能が低下し、鑄型内で鑄片が拘束される現象(拘束性ブレイクアウト¹⁾)が多発することが知られており、鑄型と鑄片間の潤滑改善対策が高速化のための必要条件となつている。従来は主に潤滑改善対策として、高速用パウダーの

開発^{2)~4)}が行われてきた。もう一つの重要な因子である鑄型振動に関して、日本鋼管(株)では昭和52年より鑄型シミュレーター⁵⁾を用い、鑄型内パウダー消費量におよぼす鑄型振動条件の影響を調査してきた。しかしながら、鑄型と鑄片間の潤滑機構が不明なため、潤滑改善のための明確な指針は得られなかつた。

以上のような背景から、本報ではまず第一に鑄型と鑄片間の潤滑に関して定量的解析を行い、5t試験連鑄機を用いた鑄造テスト結果とあわせて鑄型内潤滑機構について検討した。次に得られた知見をもとに高速鑄造時の鑄型と鑄片間の潤滑改善のための最適鑄型振動波形につ

昭和59年4月・10月・昭和60年4月本会講演大会にて発表 昭和60年8月1日受付 (Received Aug. 1, 1985)

* 日本鋼管(株)中央研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*² 日本鋼管(株)中央研究所 工博 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

*³ 日本鋼管(株)中央研究所福山研究所 (Fukuyama Research Laboratories, Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

*⁴ 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K. K.)

いて検討した。

2. 鋳型・鋳片間の潤滑機構

2.1 定量的解析および鋳造実験

2.1.1 解析手法

Fig. 1, 2 に鋳型と鋳片の間の潤滑状況を示す模式図および温度分布を示す。解析モデルの前提として、鋳型と鋳片の間にはパウダー層（液体パウダー、固体パウダー）が存在するとした。メニスカスからモールド出口までのすべての位置において、液体潤滑と固体潤滑のどちらが支配的になるかを操業条件（鋳造速度、鋳型振動条件、パウダー物性）から計算されるそれぞれの摩擦力の大小により判定した。ここで液体潤滑とは鋳型と鋳片の間のすべりが液体パウダー層内で起こることを、また固体潤滑とは鋳型と鋳片の間のすべりが鋳型と固体パウダー層間で起こることを意味している。

次に計算の手順を示す。Fig. 3 には計算のフローチャートを示した。

鋳型と鋳片の間のパウダー膜厚 d_f は著者らが先に実験的に求めた鋳片表面単位面積当たりのパウダー流入量 Q (kg/m^2) と鋳造条件の間の関係式(1)式⁵⁾より(2)

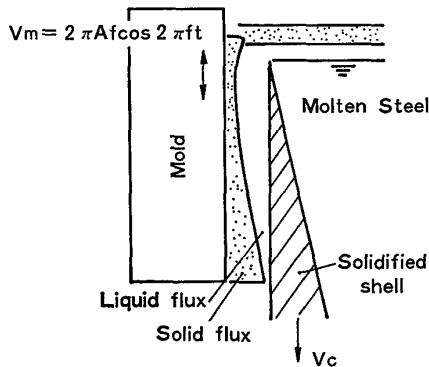


Fig. 1. Schematic view between mold wall and solidified shell.

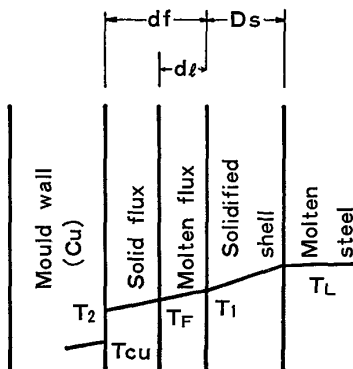


Fig. 2. Temperature distribution between molten steel and copper mold.

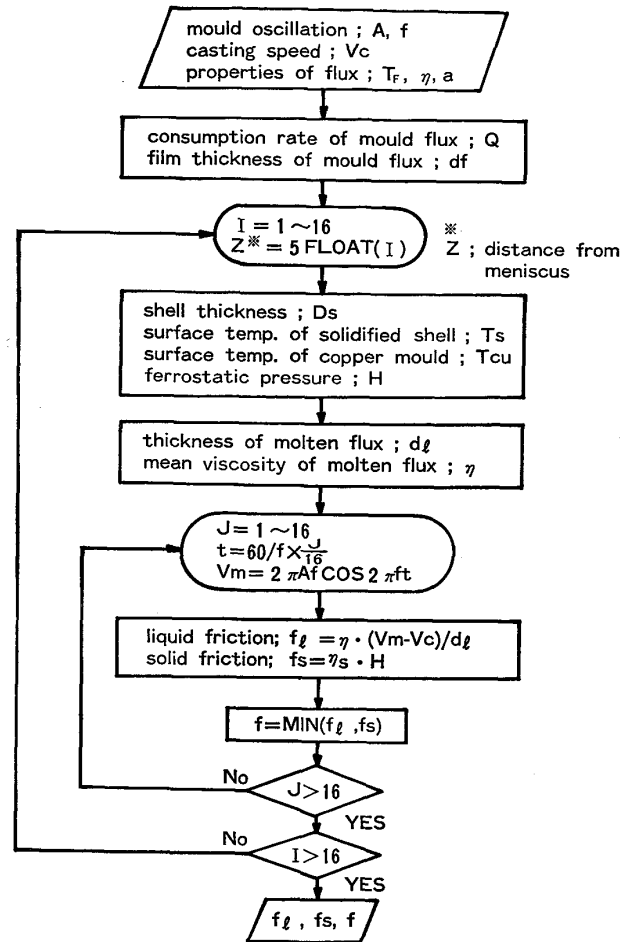


Fig. 3. Flow chart for calculation of friction force.

式で計算した。

$$Q = a/V_c \cdot \cos^{-1}\left(-\frac{V_c}{2\pi A f}\right) \dots \dots \dots (1)$$

$$d_f = Q/\rho_f \dots \dots \dots (2)$$

ここで V_c は鋳造速度、 A は鋳型振動振幅、 f は振動数、 a はパウダーの種類により決まる定数、 ρ_f はパウダーの密度である。

次にメニスカスからモールド出口までのすべての位置においてパウダー層内の温度分布を計算し、その温度分布からパウダーの溶融厚み d_l を求める。以下にこの手順を述べる。

鋳型内鋳片の表面温度 T_S を(3)式で計算される凝固シェルの熱抵抗 R_S ($\text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}/\text{cal}$) および鋳型内抜熱速度 w ($\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{s}$) を用いて(4)式で計算する。

$$R_S = D_S/K_S \dots \dots \dots (3)$$

$$T_S = T_L - R_S \times w \dots \dots \dots (4)$$

ここで D_S は凝固シェル厚、 K_S はシェルの熱伝導度 ($\text{cal}/\text{cm} \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C}$)、 T_L は鋼の液相線温度である。また、鋳型銅板内温度測定結果をもとに鋳型銅板の表面温度

T_{Cu} を計算する。パウダー層の鑄片側の温度 T_1 は T_S に等しいと仮定し、鑄型側の温度 T_2 は鑄型と固体パウダーフィルム間の熱抵抗を考慮して(5)式⁶⁾で近似して求めた。

$$T_2 = T_{Cu} + 500 \dots\dots\dots (5)$$

以上のようにして求めた T_1 および T_2 さらにはパウダーの溶倒温度 T_F を用い、パウダー層内の温度分布が直線的であると仮定して(6)式で d_l を計算した。

$$d_l = d_f \cdot \frac{T_1 - T_F}{T_1 - T_2} \dots\dots\dots (6)$$

単位面積当たりの液体摩擦力 f_l (g/cm^2) は d_l および T_F と T_1 における溶融パウダーの粘性の平均値 η ($g/cm \cdot s$) を用いて次式で計算した。

$$f_l = \eta \times \frac{V_m - V_c}{d_l} \dots\dots\dots (7)$$

なお、 V_m は(8)式で示されるので、振動の一周期の間で f_l は鑄型の振動に伴い変化することになる。

$$V_m = 2\pi A f \cos 2\pi f t \dots\dots\dots (8)$$

一方、固体摩擦力 f_s (g/cm^2) はパウダー-溶融厚 d_l および鑄型と鑄片の相対速度 $V_m - V_c$ に無関係に(9)式で計算した。

$$f_s = \eta_s \times H \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 η_s は鑄型銅板と固体パウダー間の固体摩擦係数であり、前報⁷⁾の結果よりおよそ 0.25 と仮定した。また、 H は溶鋼静圧 (g/cm^2) である。

メニスカスから鑄型出口までのすべての位置および振動の一周期のすべての時刻において f_l と f_s を比較し、その小さい方の値をもってその位置、その時刻における摩擦力とした。

なお、三村ら⁸⁾によると、鑄型壁の表面にはパウダーの固着層が存在しており、パウダーはその内側の溶融している部分を通して消費されるということが報告されている。また、K. SORIMACHI ら⁹⁾は鑄型と鑄片間のパウダーフィルム内の速度分布、せん断力分布を解析する際に 1.5 mm~2.0 mm のパウダーフィルム厚を仮定している。本解析では、パウダーフィルム厚 d_f を実際より小さく見積もっている危険があるが、現状では操業条件と固着厚みの関係など不明な点が多いため、前述のような取り扱いを行った。

2.1.2 鑄造実験

5t 試験連鑄機を用いて、鑄型と鑄片間の摩擦力を測定し、前記解析結果の妥当性について検討した。5t 試験連鑄機の概略図を Fig. 4 に示した。

装置は 2 本のポールスクリュアの同期回転によりダミバーを上下動かせる引抜機構と鑄型オシレーション機

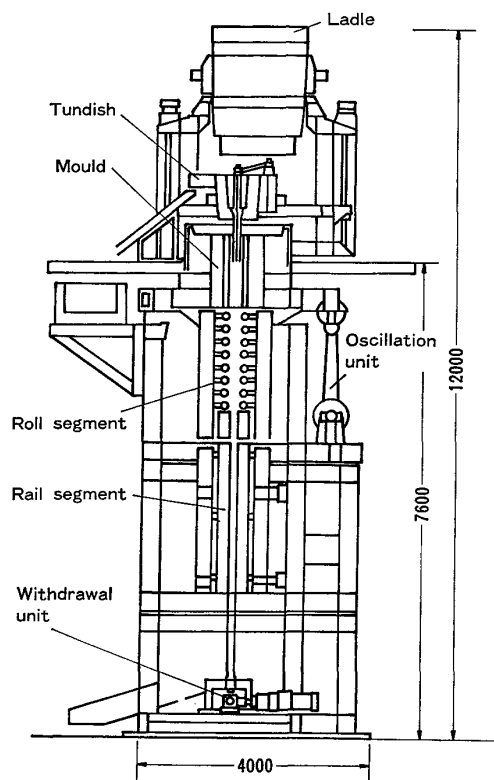


Fig. 4. Schematic view of experimental continuous caster.

Table 1. Major specifications of oscillation unit.

Maximum acceleration	1.0 G
Maximum velocity	6.91 cm/s
Modification ratio, α	70%
Reservoir volume	3000l
Servo valve rated flow	800l/mm
Main pump rated pressure rated flow	210 kg/cm ² 139.5 l/min

構を備えている。なお、サイン振動以外の任意の振動波形を選択できるように、鑄型振動系には電動-油圧サーボ方式を採用した。Table 1 には油圧振動装置の設備仕様を示した。鑄型内摩擦力を評価するために、鑄型振動テーブルと鑄型バックアップフレームの間に取り付けたロードセルで鑄造中の鑄型振動抗力の変化を測定した。鑄型と鑄片間の摩擦力の測定はこのようにロードセルによる鑄型振動抗力の測定を基とした。鑄造時の鑄型振動抗力は摩擦力と鑄型慣性力の和で表される。したがって鑄型振動抗力から慣性力を分離することにより摩擦力を評価できる¹⁰⁾。

試験条件を Table 2 に示した。メニスカスレベルを変更(鑄型有効長; 750 mm~500 mm)し、さらに鑄型パウダーの物性(溶倒温度、粘性)を変えることにより、液体潤滑領域、固体潤滑領域の占める割合を大幅に

Table 2. Experimental casting conditions.

Steel grade	0.06%C, sheet grade	
Casting speed	1.0 m/min	
Oscillation	±4 mm, 100 cpm	
Mould powder	A	$T_F = 1100^\circ\text{C}$, 3.0 poise (1300°C)
	C	$T_F = 850^\circ\text{C}$, 1.0 poise (1300°C)
Mould effective length (L)	750 mm, 500 mm	

変化させた。

2.2 結果

2.2.1 解析結果

Fig. 5 には振動の一周期のうちで V_m の絶対値が最大となる時の液体摩擦力と固体摩擦力の計算値をメニスカスからの距離に対して実線で示した。この時の鋳造条件は図中に示した。パウダーAの特性は Table 2 中に示した。振動の一周期のうちで f_l は $V_m = 2\pi Af$ の線①と $V_m = -2\pi Af$ の線②の間を動くことになり、 $V_m = V_c$ となる時 $f_l = 0$ となる。したがって $f_l = f_s$ となる位置 Z_0 は振動の一周期において時々刻々変化している。図より、メニスカス直下では V_m の絶対値が最大、すなわち f_l が最大の場合でも $f_l < f_s$ となり液体潤滑が支配的となつている。また V_m の絶対値が最大の時、鋳型下部においては逆に $f_s < f_l$ となり固体潤滑が支配的となつている。

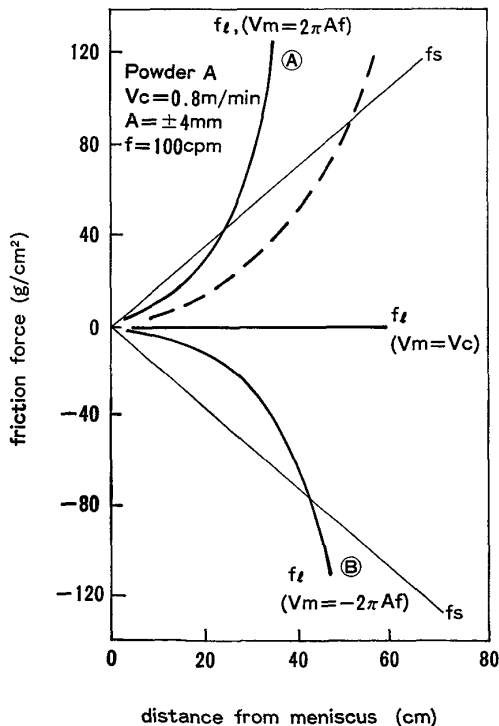


Fig. 5. Distribution of liquid friction force and solid friction force in the mold.

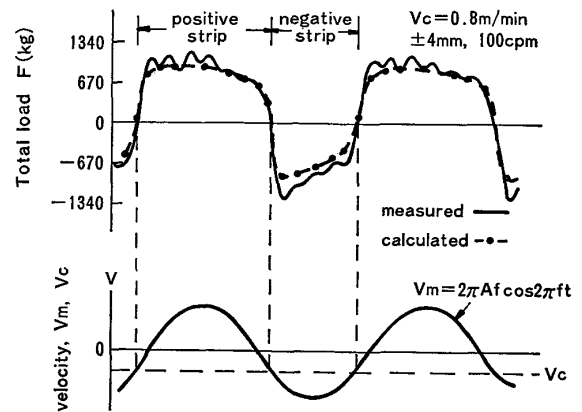


Fig. 6. Comparison between measured and calculated friction force.

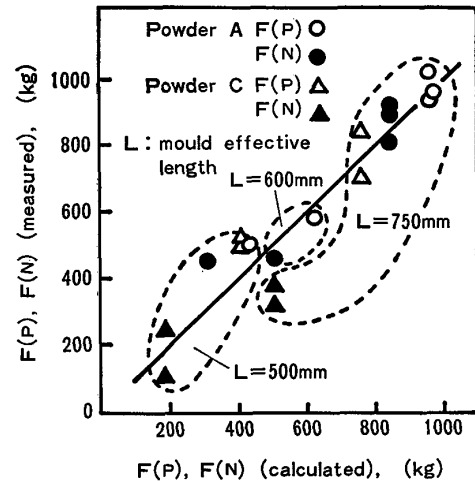


Fig. 7. Comparison between measured and calculated friction force.

2.2.2 鋳造実験結果

Fig. 6 にはロードセルで測定された振動一周期の鋳型振動抗力変化を示した。併せて、鋳型と鋳片間の摩擦力の計算値と鋳型慣性力の計算値の和を破線で示した。振動一周期のうちの鋳型振動抗力変化について、実測値と計算値とは良く一致している。Fig. 7 にはポジティブストリップ時、ネガティブストリップ時の最大摩擦力 (V_m が最大の時) の実測値と本解析による計算値を比較して示した。図より両者は良く一致した。なお、図中鋳型と鋳片間の摩擦力の計算値 $F(P)$, $F(N)$ は 2.1 項で示した単位面積当たりの摩擦力 $f(\text{g/cm}^2)$ の鋳型内積分値である。

2.3 考察

2.3.1 鋳型・鋳片間の潤滑機構

以上、今回の解析モデルにより、鋳型内で発生する摩擦力を十分推定できることが確認できた。以下にこのモ

デルをもとに鋳型内の潤滑機構について検討する。

前述の Fig. 5 から、メニスカス直下においては、 V_m の大小によらず液体潤滑が支配的であり、また鋳型下部においては V_m が大きい時に固体潤滑が支配的になることがわかる。また、ネガティブストリップ時はポジティブストリップ時より鋳型と鋳片間の相対速度が小さいため(7)式で計算される f_l は小さくなり、鋳型上部の液体潤滑領域は増加する。Fig. 5 中には点線でパウダーを変更 (Table 2 中の C) した時のポジティブストリップ時の液体摩擦力の最大値を示した。溶倒温度が低く、粘性が低いパウダー C の方が(7)式において d_l が大きく、 η が小さくなるため液体摩擦力は小さくなり、したがって、この場合も鋳型上部の液体潤滑領域は増加する。

以上のように鋳型内の潤滑機構はメニスカスからの距離、操業条件 (鋳造速度、鋳型振動条件、パウダー種) により変化し、また振動の一周期内においても時々刻々変化する。しかしながら、鋳型上部のメニスカス直下においては V_m の大小によらず、また他の操業条件によらず液体潤滑が支配的となり、一方鋳型下部においては V_m が大きい場合や使用するパウダーの粘性が大きく溶倒温度が高い場合に固体潤滑が支配的になることが推定される。

鋳型と鋳片間の潤滑に関する報告の中で、大宮ら¹⁰⁾は鋳型の振動解析から液体潤滑が支配的と報告している。中森ら¹¹⁾は鋳型と鋳片間には液体摩擦と固体摩擦が共存するが、液体摩擦がより支配的であると報告している。また、M. WOLF¹²⁾ は鋳型と鋳片間の摩擦力測定結果から、ポジティブストリップ時には固体摩擦が、ネガティブストリップ時には液体摩擦が支配的と報告している。さらに、P. V. RIBOUD ら⁶⁾ はピレット連鋳における鋳造後の鋳型内面に残存するパウダーの観察結果から、メニスカス直下では液体潤滑が、また鋳型下部では固体潤滑が支配的と類推している。これらの種々の測定・観察結果は上述したようにすべて今回の解析モデルにより定性的に矛盾なく説明できる。

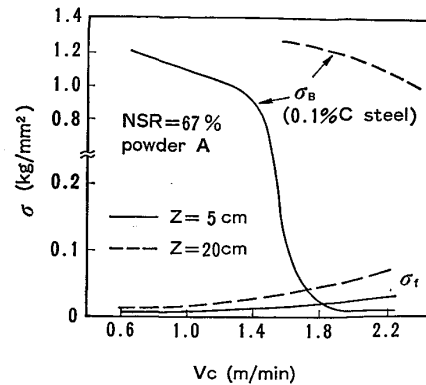


Fig. 8. Comparison between tensile stress and high temperature strength of steel.

2.3.2 高速鋳造時の最適鋳型振動波形

以上得られた知見に基づき、高速鋳造時の最適鋳型振動波形について検討した。

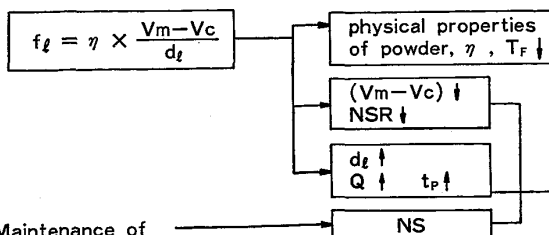
鋳片にかかる引張応力 σ_f を、摩擦力および凝固シェル厚 D_s を用いて(10)式で計算し、鋳片の高温強度¹³⁾ σ_B と比較して Fig. 8 に示した。

$$\sigma_f = \int_0^z f dZ / D_s \dots\dots\dots (10)$$

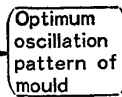
なお、(10)式で z はメニスカスからの距離、 f は位置 Z における単位面積当たりの摩擦力であり、液体摩擦力 f_l と固体摩擦力 f_s の小さい方の値である。Table 2 中のパウダー A を用い、NSR (ネガティブストリップ時間比率) = 67% の振動条件の下で、一例としてメニスカスから 5 cm と 20 cm の位置について検討した。Z=5 cm の位置では $V_c \approx 1.8$ m/min で $\sigma_f > \sigma_B$ となりシェル破断の危険がある。一方、Z=20 cm の位置では $V_c = 2.2$ m/min においても $\sigma_f < \sigma_B$ でありシェル破断の可能性が少ないことが定性的にわかる。したがってシェル破断すなわち拘束性ブレイクアウトを防ぐにはメニスカス直下に注目して、この部分の脆弱なシェルを安定して引き抜くための振動条件を見出せばよいことが推論される。

Fig. 9 には高速鋳造時の最適鋳型振動波形導出の過程を示した。高速鋳造時にメニスカス直下の脆弱なシェルを安定して引き抜くには次の二つの条件を満足するこ

A) Reduction of tensile force, F_t



B) Maintenance of compressive force, f_c (N)



- V_m : Mould velocity
- d_l : Molten powder film thickness
- t_P : Positive strip time
- NS : Amount of negative strip
- Q : Powder consumption
- η : Powder viscosity
- T_F : Softening point of powder

Fig. 9. Process of determination of optimum mold oscillation mode.

とが必要であると考えた。

- (1) シェルに対する引張力の低減
- (2) シェルに対する圧縮力の確保

(1)の条件を満たす具体的な項目としては、メニスカス直下で支配的な液体摩擦力を表す前述の(7)式によれば下記の三つが挙げられる。

- (i) 溶倒温度 T_F および粘性 η の低いパウダーの使用
- (ii) 鋳型と鋳片間の 相対速度 $V_m - V_c$ の遅い鋳型振動
- (iii) パウダー流入量 Q を増やすための低ネガティブストリップ操業 ((1)式より)

(ii), (iii)はサイン振動においては、ともにネガティブストリップ率を下げることにつながる。また(i)について、日本鋼管(株)福山5号連鋳機においてはリチウム入りの低粘性・低軟化点パウダーを開発⁴⁾して操業に使用している。

一方(2)に対しては、JUNGHANS の提案以来多くの研究者¹⁴⁾¹⁵⁾により、安定鋳造にはメニスカス直下の脆弱なシェルに圧縮力を加えながら引き抜くことが必要とされている。著者ら⁷⁾は鋳片に圧縮力をかけるにはある程度のネガティブストリップを振動条件として確保することが必要であることを確認している。ネガティブストリップを表す指標として、ネガティブストリップ時間比率や速度比率があるが、ここでは両者を組み合わせた(11)式で表されるネガティブストリップ量 (NS) を考慮した。

$$NS = \int_{t_1}^{t_2} (V_m - V_c) dt \dots\dots\dots (11)$$

ここで t_1, t_2 は $V_m = V_c$ となる時刻である。NS を大きくするにはネガティブストリップ時の $V_m - V_c$ を

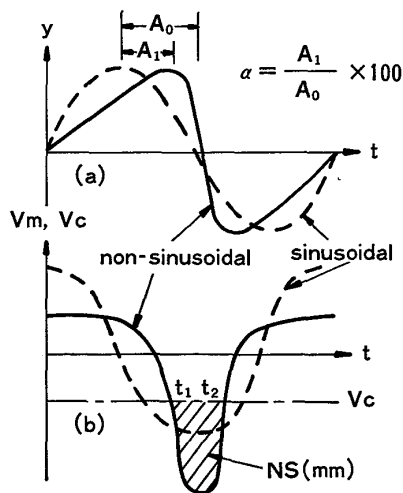


Fig. 10. Schematic diagram of non-sinusoidal oscillation mode.

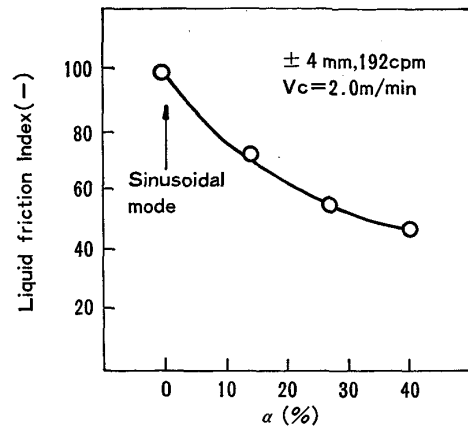


Fig. 11. Effect of non-sinusoidal oscillation mode on liquid friction force.

大きくすればよいことがわかる。

以上の(1), (2)を同時に満足するには、従来のサイン振動に代わり、Fig. 10 に示すような鋳型の上昇時間を下降時間より長くするようにサイン振動を偏倚させた波形 (以後この波形を非サイン偏倚波形と呼ぶ) でなければならない。また、このような波形を容易に実現するためには、鋳型の振動加速度、振動速度を大きくできる電動-油圧サーボ方式の振動系が必要である。

Fig. 11 にはメニスカス直下のポジティブストリップ期における液体摩擦力におよぼす非サイン偏倚波形の効果(7)式を用いて計算した結果を示した。非サイン偏倚波形にすることによりポジティブストリップ期の $(V_m - V_c)$ が減少し、かつ t_p 時間の増大により d_l が増加するために f_l が低下するが、その減少割合をサイン振動に対して比較した。図中波形歪み率 α は $\alpha = A_1/A_0 \times 100\%$ で定義した。40%の波形歪み率で液体摩擦力は約40%減少することが予想された。この40%の減少分の過半を占める約30%分は鋳型上昇速度の低下により鋳型と鋳片の相対速度が下がることによる効果であり、残りの10%分は非サイン偏倚波形によりポジティブストリップ時間 t_p が増大してパウダー流入量が増えることによるものである。

一方、シェルにかかる圧縮力については Fig. 10 に示すように非サイン偏倚波形ではネガティブストリップ時間は短い、鋳型下降速度が大きいため(10)式で表されるネガティブストリップ量はサイン振動と同等もしくはそれ以上の値を確保できることが示される。

3. 非サイン偏倚波形による鋳造

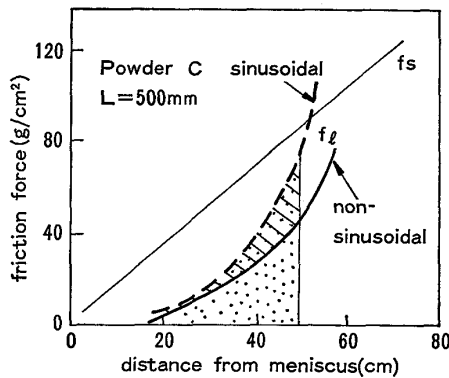
3.1 5t 試験連鋳機による効果確認試験

次に5t試験連鋳機を用いて鋳型と鋳片間の摩擦力を

実測することにより、非サイン偏倚波形の効果を実験的に確認した結果を述べる。Table 2 の鑄造条件で波形の歪み率は最大 50% まで変化させた。

潤滑性におよぼす非サイン偏倚波形の効果は液体潤滑領域で発揮される。したがって鑄型下部に固体潤滑領域が存在すると、ロードセルで測定する摩擦力は Total の摩擦力として固体摩擦力も含めて測定してしまうために、固体摩擦がノイズとなつて、非サイン偏倚波形の効果を実際に確認できない場合が生ずる。それゆえ実験的に検出可能とするため、低粘性、低軟化点パウダー C を用い、メニスカスレベルを通常レベルより 250 mm 下げて鑄型の有効長を 500 mm (通常は 750 mm) とし、Total の摩擦力のうち固体摩擦力を大幅に低下させて液体摩擦力の占める割合を増加させた試験を行つた。この条件ではほぼ 100% 液体潤滑となることが計算結果から推定される (Fig. 12)。

鑄造中に鑄型振動モードをサイン振動から非サイン偏倚波形に変更した時の摩擦力の変化を Fig. 13 に示した。非サイン偏倚波形にすることにより摩擦力は 20~30% 減少している。非サイン偏倚波形の効果 40% のうちの約 7 割は $V_m - V_c$ の減少に、また残りの 3 割はパウダー流入量の増加によることを 2.3.2 で示した。振動モードを変更した時に鑄型と鑄片間の溶融パウダーフィ



Powder ; C, Mold effective length ; 500 mm
Fig. 12. Distribution of friction force.

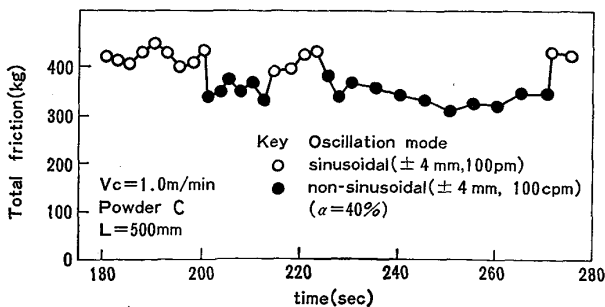


Fig. 13. Change in friction force during casting.

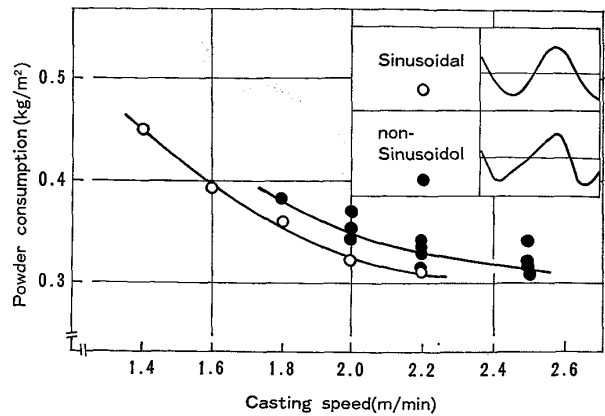


Fig. 14. Effect of non-sinusoidal oscillation mode on powder consumption rate.

ルム厚が瞬時には定常状態にならない⁸⁾ため、本実験では $V_m - V_c$ の効果すなわち摩擦力としては 2~3 割の減少が確認できたことが示されている。

3.2 非サイン偏倚波形の実機への適用

以上述べたように、5t 試験連鑄機を用いて非サイン偏倚波形による鑄型と鑄片間の摩擦力低減効果を確認した。

高速スラブ連鑄機への適用の可能性を確認する目的で京浜 2 号連鑄機を使用して、パウダーの流れ込み量の確認と鑄造安定性、鑄片表面性状に及ぼす影響を調査した¹⁶⁾。これらの結果をもとに、福山 5 号大型スラブ連鑄機では、非サイン偏倚波形を用いることにより、最高 2.5 m/min までの高速鑄造を安定して実施している。2.5 m/min までにおけるパウダー流入量におよぼす非サイン偏倚波形の効果を Fig. 14 に示した。鑄造速度 2.0 m/min 以上の高速鑄造においても、波形歪み率 40% の非サイン偏倚波形により、流入量は約 10% 増加していることが示されている。また、シェルにかかる引張力低減効果の確認を、鑄型振動装置の油圧シリンダーにかかる圧力を測定し、鑄造中と空運転時の差を用いて評価した。2.0 m/min を越える高速鑄造時においても非サイン偏倚波形により鑄型と鑄片間の摩擦力が低下することが確認できた¹⁷⁾。

4. 結 論

大型スラブ連鑄における鑄型と鑄片間の潤滑に関しての定量的解析および 5t 試験連鑄機を用いた鑄造テスト結果の解析から、鑄型内の潤滑機構を解明し、メニスカス直下においては液体潤滑が、また鑄型下部においては V_m が大きい場合や使用するパウダーの粘性が大きく溶倒温度が高い場合に固体潤滑が支配的になることを明確にした。以上の知見をもとに高速鑄造時の最適鑄型振動

波形について検討し、従来のサイン振動にかえて鋳型の上昇時間を下降時間より長くするような非サイン偏倚波形が、メニスカス直下の引張摩擦力の低減、脆弱なシェルに対する圧縮力の確保の2点から有効であることが確認できた。

これらの基礎研究の結果に基づき、福山5号スラブ連鋳機では非サイン偏倚波形を用いることにより、最高2.5 m/minまでの高速鋳造を安定して実施している。

終わりにあたり5t試験連鋳機の設計・製作に御尽力いただいた設備部製鋼チームの長谷部信久氏、川田浩氏、庄田順一氏に謝意を表します。

文 献

- 1) 糸山誓司, 垣生泰弘, 反町健一, 川原田 昭, 矢部 直: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 784
- 2) 中野武人: 学振 140 委, 「鋼の連鋳用パウダーの物性と鋳片性状シンポジウム」(昭和 59 年 12 月)
- 3) 中戸 参, 野崎 努, 垣生泰弘: 学振 140 委, 「鋼の連鋳用パウダーの物性と鋳片性状シンポジウム」(昭和 59 年 12 月)
- 4) 宮脇芳治, 半明正之, 内田繁孝, 寺岡卓治, 白谷勇介, 石田寿秋: 鉄と鋼, 70 (1984), S 143
- 5) 川上公成, 北川 融, 水上秀昭, 内堀秀男, 宮原忍, 鈴木幹雄, 白谷勇介: 鉄と鋼, 67 (1981),

p. 1190

- 6) P. V. RIBOUD and M. LARRECQ: NOH-BOSC Proceedings, Detroit, 62 (1979), p. 78
- 7) 小松政美, 北川 融, 川上公成: 鉄と鋼, 68 (1982), S 927
- 8) 三村義人, 山口福吉, 高橋隆治, 荻林成章, 山口紘一, 小山邦夫: 鉄と鋼, 70 (1984), S 146
- 9) K. SORIMACHI, H. YAMANAKA, M. KUGA, H. SHIKATA and M. SAIGUSA: Engineering Foundation Conferences, Henniker (1983)
- 10) 大宮 茂, 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 浜上和久, 馬田 一, 福原 渉: 鉄と鋼, 68 (1982), S 926
- 11) 中森幸雄, 藤懸洋一, 常盤憲司, 片岡冬里, 常岡 聡, 三隅秀幸: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 278
- 12) M. WOLF: Electric Furnace Conference Proceedings, Kansas City, 40 (1982), p. 335
- 13) 水上秀昭, 村上勝彦, 北川 融, 川和高穂, 宮下芳雄: 鉄と鋼, 64 (1978), S 149
- 14) J. SAVAGE and W. H. PRITCHARD: JISI, 178 (1954), p. 269
- 15) I. M. D. HALLIDAY: JISI, 191 (1959), p. 121
- 16) 半明正之, 山上 諄, 宮野治天, 有賀 勉, 高野秀一, 内田繁孝, 水上秀昭: 鉄と鋼, 71 (1985), S 249
- 17) 鈴木幹雄, 北川 融, 内田繁孝, 政岡俊雄, 小澤宏一, 森 孝志: 鉄と鋼, 71 (1985), S 1026