

## 討 9 鋳型と鋳片間の潤滑現象と高速鋳造時の非サイン振動の効果

日本鋼管(株) 中央研. 水上秀昭 工博 川上公成  
 福山研. ○鈴木幹雄 工博 北川 融  
 京浜設備室 瀬良泰三 第二重工本部 小松喜美

### 1. 緒 言

近年、連続鋳造においては生産性の向上や省エネルギーを目的としたHDR(Hot Direct Rolling)のため鋳造速度の高速化が進められている。一方、高速鋳造下では鋳型と鋳片間のパウダー潤滑性が低下し鋳型内で鋳片が拘束される現象が問題となっている。当社では鋳型内潤滑に関する基礎研究<sup>1~7)</sup>と高速鋳造用パウダーの開発<sup>8)</sup>をあわせ行ってきた。これらの結果を福山5号連鋳機に適用し、最高2.5 m/minの高速鋳造技術を確立した。

### 2. 鋳型/鋳片間の潤滑に関する定量的解析<sup>4)</sup>

#### 2.1 解析手法

Fig.1に鋳型/鋳片間の潤滑状態の模式図を示す。解析モデルの前提として鋳型/鋳片間にはパウダー膜が存在し、凝固シェル側では溶融状態、鋳型壁側では固体状態であると仮定した。鋳型と鋳片間の相対運動が液体パウダー膜内で起こる場合を液体潤滑と言ひ、その摩擦力は、液体パウダー膜内のせん断力に等しいとした。また、相対運動が鋳型壁と固体パウダー膜表面との間で起こる場合を固体潤滑とした。次に液体摩擦力と固体摩擦力の計算手順を示す。鋳型/鋳片間のパウダー膜厚 $d_f$ を鋳造条件(引抜速度;  $V_c$ , 振動数;  $f$ , 振巾;  $A$ , パウダー特性;  $a$ )より求まる単位面積当りのパウダー消費量 $Q_f$ を用いて計算する。次に鋳型内熱流束データから凝固シェル/鋳型間の温度分布を計算し、シェル表面温度 $T_1$ , 鋳型側パウダー表面温度 $T_2$ を求める。この $T_1$ ,  $T_2$ およびパウダーの溶融温度 $T_f$ から鋳型/鋳片間の液体パウダー膜 $d_L$ を計算する。液体摩擦力 $f_L$ は液体パウダー膜の平均粘性 $\eta$ を用いて次式で計算した。

$$f_L \text{ (g/cm}^2\text{)} = \eta \cdot (V_m - V_c) / d_L \text{ ..... (1)}$$

ここで $V_m$ は鋳型の振動速度である。一方、固体摩擦力 $f_s$ は鋳造条件に依存せず次式で計算できる。

$$f_L \text{ (g/cm}^2\text{)} = \eta_s \cdot P_{Fe} \text{ ..... (2)}$$

ここで $\eta_s$ は鋳型/固体パウダー間の固体摩擦係数であり、およそ0.25<sup>2)</sup>と仮定した。 $P_{Fe}$ は溶鋼静圧である。メニスカスから任意位置で $f_L$ と $f_s$ とを計算し、小さい方の値をもってその位置における鋳型/鋳片間の摩擦力とした。この摩擦力をメニスカスから鋳型下端まで積分した値が鋳型内でのtotal摩擦力となる。

#### 2.2 計算結果

Fig. 2にはポジティブストリップ(PS)時、ネガティブストリップ(NS)時の液体摩擦力の最大値( $V_m$ が最大の時)と固体摩擦力をメニスカスからの距離に対してプロットした。低粘性パウダーAおよび低粘性、低融点パウダーC(Table.1参照)を用いた場合の計算結果を示した。図より、鋳型上部では $f_L < f_s$ であり液体

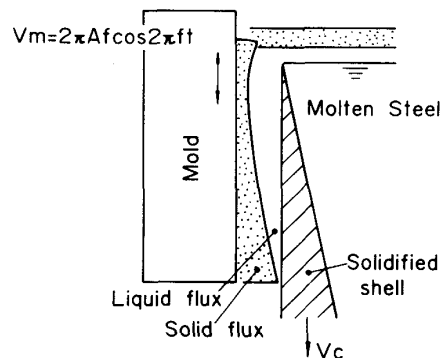


Fig.1 Schematic view between mould wall and solidified shell.

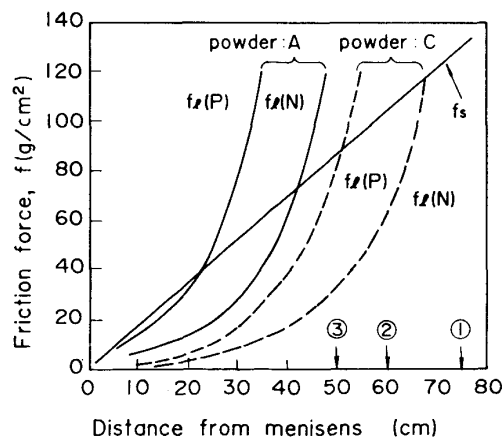


Fig.2 Distribution of  $f_L(P)$ ,  $f_L(N)$  and  $f_s$  in the mould(calculated)

潤滑が、鋳型下部では  $f_s < f_l$  となり固体潤滑が支配的である。また、NS時はPS時より鋳型と鋳片間の相対速度が小さいため(1)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が拡大する。低粘性・低融点パウダーCを用いた場合には、鋳型上部の液体摩擦力がより小さくなり、totalの摩擦力も小さくなることが予想される。

2.3 鋳造試験<sup>5)</sup>

5 TON 試験連鋳機を用いて鋳型/鋳片間の摩擦力を測定し、前記解析結果の妥当性を検討した。試験条件をTable1に示す。メニスカスレベルを変更(鋳型有効長: 750~500 mm)し、さらにパウダーの物性(溶融点, 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変化させた。Fig. 3に振動テーブルと鋳型間に設置したロードセルで計測した鋳造中の鋳型荷重変化(鋳型/鋳片間の摩擦力+鋳型振動の慣性力)と前述の計算手法により計算した鋳型内摩擦力と鋳型振動の慣性力の計算値(振動加速度)との和とを比較して示した。計算値と実測値とは良く一致した。Fig. 4にはPS時, NS時の最大摩擦力の実測値と計算値を比較して示した。F(P), F(N)はそれぞれ, PS時, NS時の最大摩擦力である。実測値と計算値とは良く一致しており、鋳型有効長さを短くしたり、低融点, 低粘性パウダーを使用した鋳造では摩擦力が低減した結果が得られ、解析モデルの妥当性を確認できた。

3. 高速鋳造時の最適鋳型振動波形<sup>6)</sup>

3.1 導出過程

引抜速度が高速になる程、パウダーの消費量が減少するため、鋳型内潤滑能は低下し拘束性ブレークアウトが発生し易くなる。Fig. 5は鋳型内で発生する摩擦力と凝固シェル厚より、シェルにかかる引張応力  $\sigma_f$  を計算し、シェルの表面温度から推定される鋼の高温強度  $\sigma_B$  と比較して示した。図にはメニスカスから5cmと20cmの位置の結果を示したが、5cmの位置では  $V_c \geq 1.8$  m/min で  $\sigma_f > \sigma_B$  となるが、20cmの位置では常に  $\sigma_B > \sigma_f$  である。メニスカス直下のシェルは高速になる程、破断し易くなり実操業の経験と同傾向を示している。このことから、安定した高速鋳造を行うにはメニスカス直下の液体摩擦力を低減させることが有効である。(1)式からは  $f_l$  を低下させるためには、低粘性、低融点パウダーの使用、パウダー消費量を増やす鋳造条件の選択、 $V_m - V_c$  を小さくすることが有効であり、鋳型の振動条件としてはNS率を下げてPS時間  $t_p$  を長くすることが考えられる。一方凝固シェルには圧縮力をかけながら引抜く必要があり、次式で示されるネガティブストリップ量  $V_{NS}$  がサイン振動と同等以上の値を有する振

Table 1 Casting condition

Steel grade	0.06%C, Sheet grade
Casting speed	0.8m/min
Oscillation	±4mm, 100cpm
Mold powder	A $T_f=1060^\circ\text{C}, \eta_{1300}=3.2\text{P}$
	C $T_f=860^\circ\text{C}, \eta_{1300}=1.0\text{P}$
Mold effective length, L	750mm, 600mm, 500mm

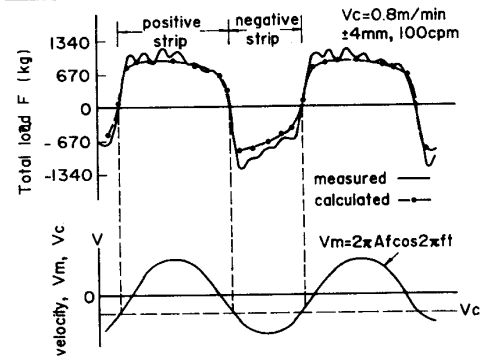


Fig. 3 Comparison of measured and calculated values of friction force.

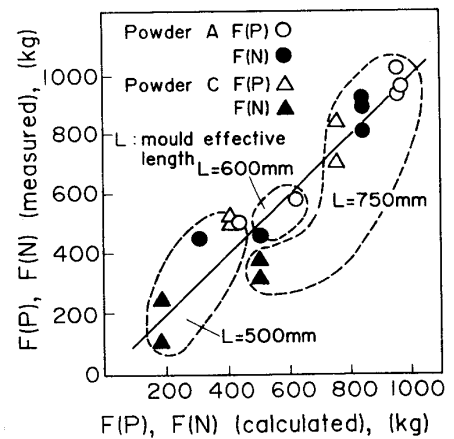


Fig. 4 Comparison of measured and calculated values of friction force.

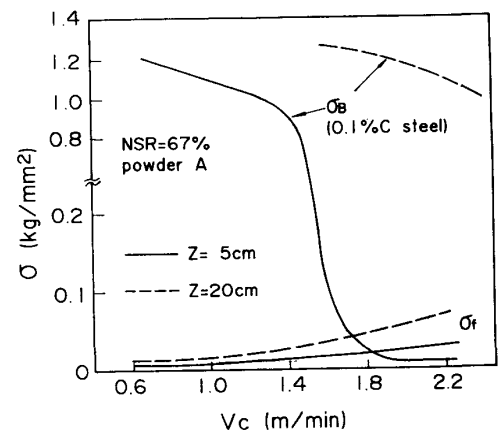


Fig. 5 Comparison of  $\sigma_f$  with  $\sigma_B$

動波形でなければならないとした。

$$V_{NS} = \int_{t_1}^{t_2} (V_m - V_c) dt \dots\dots\dots (3)$$

以上の2点を同時に満足するため、鋳型上昇時間を下降時間より長くする波形(これを非サイン波形と呼ぶ)を考案した。Fig. 6に非サイン波形の鋳型変位と速度との概念図を示す。

3.2 5TON 試験連鋳機による非サイン波形の効果確認試験<sup>7)</sup>

試験条件はTable 1に示した条件とほぼ同じであるが、鋳型振動波形として、波形歪率(Fig. 6中の $\alpha$ )を最大50%まで変化させた。試験連鋳機の鋳型振動装置は任意の振動波形を選択できるように電気-油圧サーボ方式を用いた。パウダーAを使用し、鋳型有効長750mmの場合の鋳型内摩擦力分布をFig. 7-(1)に示す。非サイン波形により液体摩擦力は40%減少するがtotalの摩擦力としては図中斜線部分、すなわち5%程度の減少にしかならず、この量の検出は難しい。従って実験的に検出可能にするため、低粘性・低融点パウダーCを使用し、更にメニスカスレベルを250mm下げて鋳型有効長500mmにし、totalの摩擦力に占める液体摩擦力の割合を増加させた実験を行なった。この場合の鋳型内摩擦力分布の計算値をFig. 7-(2)に示す。図からわかるように鋳型下端まで液体潤滑となり非サイン波形による摩擦力低減効果が検出できると予想される。Fig. 8に鋳造中、鋳型振動モードを非サイン波形に変更した時のtotalの摩擦力の経時変化を示した。非サイン波形にすることによりtotalの摩擦力は20~30%減少した。

4. 非サイン振動波形の福山5号連鋳機への適用<sup>9)</sup>

前述の非サイン波形が実機操作において問題が生じないかどうかを調査する目的で京浜2号連鋳機で長時間の非サイン振動による鋳造を実施した<sup>10)</sup>この結果、問題が無い見通しを得たので福山5号連鋳機に非サイン振動波形を採用した。以下に福山5号連鋳機の高速度鋳造に非サイン振動を適用した結果について述べる。

4.1 鋳造条件と調査項目

Table 2に試験鋳造条件を示す。引抜速度は最高2.5m/minであり、振動波形として非サイン波形歪率18.7と40%の2種類の非サイン波形を用いた。また、パウダー流入量、オシレーションマーク部の凝固組織調査、鋳型/鋳片間の摩擦力および鋳型内熱流束分布の測定をし、振動波形による差異を調査した。

4.2 結果および考察

(1) パウダー流入量 Fig. 9に振動波形をパラメータにしてパウダー消費量と引抜速度との関係を示した。非サイン波形を用いると、パウダー消費量の増大がはかれ高速でも安定して0.3kg/m<sup>2</sup>以上のパウダー消費量が確保できる。

(2) 鋳型/鋳片間の摩擦力 鋳型振動装置の油圧シリンダー

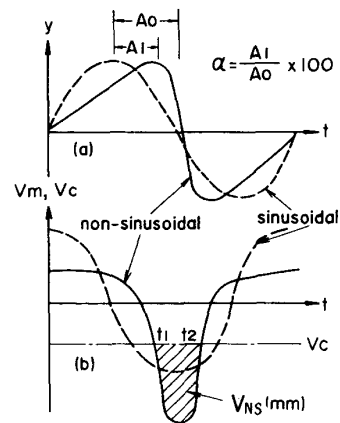


Fig. 6 non-sinusoidal oscillation mode. (a) displacement (b) velocity

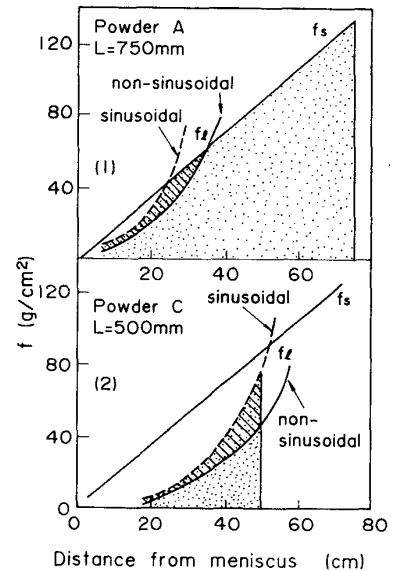


Fig. 7 Effect of non-sinusoidal oscillation on friction force.

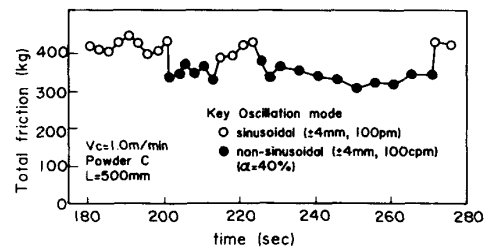


Fig. 8 Change in mold friction force during casting.

Table 2 Casting condition

Steel grade	: Low C Al Killed
Slab size	: 700~1550 <sup>W</sup>
Casting speed	: 1.4 ~ 2.5 m/min
Mold oscillation	: 97 ~ 174 cpm ± 4.5 mm
Modification ratio of oscillation	: 0, 18.7, 40 %
Mold powder	: $\eta_{1300} = 0.9P$ $T_2 = 930^\circ C$

にかかる圧力を測定し、鑄造中と空運転時の差から鑄型/鑄片間の摩擦力  $\Delta F_f$  を求めた。Fig.10には鑄型振動波形をパラメータにして  $\Delta F_f$  と引抜速度との関係をプロットした。 $\Delta F_f$  は高速程大きくなる。また非サイン波形を用いた場合の  $\Delta F_f$  は、特に高速鑄造においてサイン波形の  $\Delta F_f$  よりも低下した。高速になる程、 $\Delta F_f$  が大きくなる理由は、パウダー消費量が減少するため  $f_e$  が増大し、かつ、鑄型内の凝固シェル厚みが薄く脆弱になるため鑄型壁が受ける溶鋼静圧は大きくなり  $f_s$  が増加するためである。非サイン振動の場合には、パウダー消費量の増加と  $V_m - V_c$  の低下のため  $f_e$  が低下し、液体潤滑領域が鑄型下方にまで拡がるため、高速鑄造程、非サイン振動の効果が現われ易いと考えられる。

(3) オシレーションマーク(O.S.M.) サイン波形と非サイン波形のO.S.M.部の深さを測定した結果、O.S.M.の深さはNS時間が長い程深くなり、同一振動数振巾の場合にはNS時間が短くなる非サイン振動の方がO.S.M.深さを浅くできる。一方、O.S.M.部の凝固組織を調査したが、いずれの振動波形においても凝固組織に差異は認められなかった。

(4) 鑄型内熱流束 サイン振動、非サイン振動それぞれの場合の鑄型内熱流束分布を測定した。Fig.11にメニスカス直下の最大熱流束  $\max. q_H$  と  $V_c$  との関係を示した。非サイン振動の  $\max. q_H$  はサイン振動の  $q_H$  に比べ低下している。パウダーの消費量から考えると、非サイン振動の方が鑄型と鑄片間のパウダー膜厚みが厚くなっているためであると考えられる。

5. 結言

鑄型/鑄片間の潤滑に関しての定量的解析および5 TON 試験連鑄機を用いた鑄造試験から鑄型内の潤滑機構を解明し、メニスカス直下では液体潤滑が、また鑄型下部では固体潤滑が支配的になることを明らかにした。以上の知見をもとに高速鑄造時の拘束性ブレイクアウト防止のため、メニスカス直下の摩擦力を低減させる新しい鑄型振動法を考案し、福山5号連鑄機に応用した。この結果、最高2.5 m/minまでの高速鑄造を安定して実施可能となった。

<参考文献>

- 1) 川上ら：鉄と鋼 67 (1981) p1190, 2) 小松ら：鉄と鋼 68 (1982) S 927, 3) 水上ら：鉄と鋼 69 (1983) S 916, 4) 水上ら：鉄と鋼 70 (1984) S 151, 5) 水上ら：鉄と鋼 70 (1984) S 919,
- 6) 水上ら：鉄と鋼 71 (1985) S 247, 7) 水上ら：鉄と鋼 71 (1985) S 248, 8) 宮脇ら：鉄と鋼 70 (1984) S 143 9) 鈴木ら：鉄と鋼 71 (1985) S 1026, 10) 半明ら：鉄と鋼 71 (1985) S 249

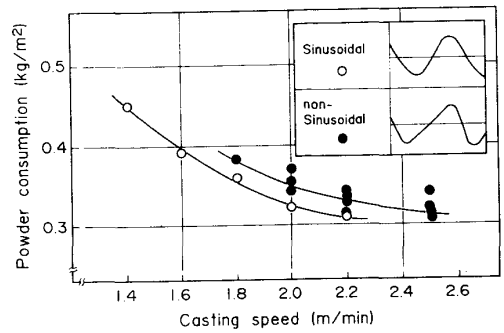


Fig. 9 Relationship between powder consumption rate and casting speed.

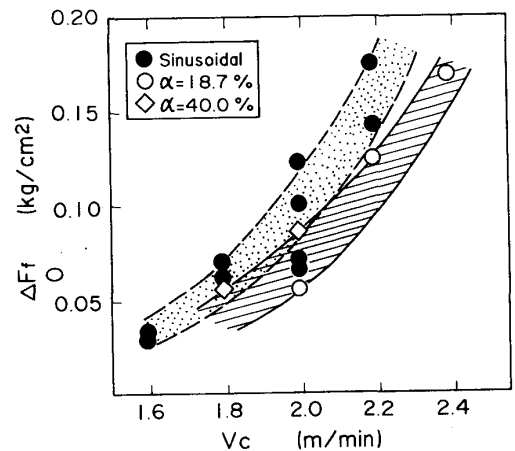


Fig.10 Relationship between friction force and casting speed.

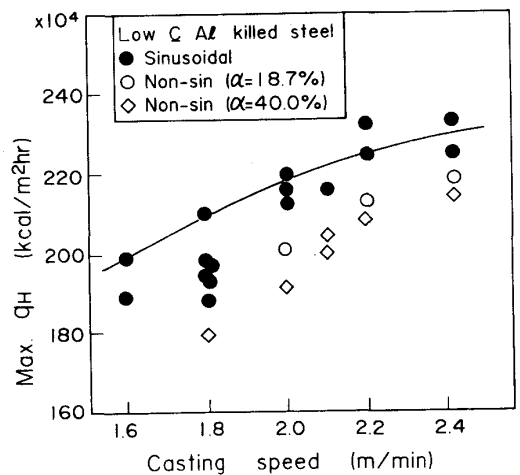


Fig.11 Relationship between max. heat flux and casting speed.