

高速鋳造時の鋳型内伝熱と潤滑挙動に およぼす鋳型振動波形の影響

鈴木 幹雄*・宮原 忍*・北川 融*²
 内田 繁孝*³・森 孝志*⁴・沖本 一生*⁴

Effect of Mold Oscillation Curves on Heat Transfer and Lubrication Behaviour in Mold at High Speed Continuous Casting of Steel Slabs

Mikio SUZUKI, Shinobu MIYAHARA, Toru KITAGAWA,
 Shigetaka UCHIDA, Takashi MORI and Kazutaka OKIMOTO

Synopsis :

High-speed continuous casting is prerequisite to realize the hot direct rolling. It is necessary to understand the phenomena of solidification and lubrication in the mold for the prevention of the troubles on the operation of high-speed casting.

In this work, the effects of mold oscillation curves on the heat transfer rate and lubrication behaviour in the mold are investigated by means of the measurement of temperature in the copper plate of mold, and hydraulic pressure of the cylinder for oscillating the mold, and the behaviour of lubrication in the mold at high-speed casting are discussed. The results obtained are as follows :

(1) The heat transfer rate near the meniscus for the non-sinusoidal oscillation curve is reduced approximately 10% in comparison with that for the conventional sinusoidal oscillation curve.

(2) The frictional force in the mold is proportional to the relative velocity of mold to casting speed, and the non-sinusoidal oscillation curve can reduce the frictional force drastically.

(3) The lubrication mechanism in mold at high-speed casting can be assumed to be liquid lubrication for the reason that the measured frictional force has a good agreement with the values calculated from the liquid lubrication model.

(4) The upper limit of casting speed in the continuous casting process with oscillating mold can be predicted to be 5 to 8 m/min on the basis of the comparison of the frictional force and the tensile strength of solidified shell beneath the meniscus.

Key words : continuous casting ; continuous casting mold ; oscillation mode ; non-sinusoidal curve ; heat transfer ; lubrication ; frictional force ; high speed casting.

1. 緒 言

近年、連続鋳造においては省プロセス、省エネルギーや歩留り向上を目的に熱延ミルと直結した直送圧延プロセス(ホット・ダイレクト・ローリング、以下 HDR と略す)が開発され実生産ラインとして稼動している¹⁾。HDR を実施するには生産性の高い熱延ミルに連鋳機の生産速度を一致させる必要がある。そのため連続鋳造の高速鋳造技術は HDR のための必須技術である²⁾。高速鋳造の問題点は、引抜速度を増すほど、操業トラブル

(ブレイクアウト)が発生しやすくなることである。著者らは、従来から鋳型内凝固や潤滑に関する解析や実験³⁾⁴⁾およびモールドパウダーの開発⁵⁾を行ってきた。これらの結果は NKK 福山第 5 連鋳機に適用され安定した高速鋳造の実現に貢献している。安定した高速鋳造を実施するには鋳型内の凝固の進行と潤滑挙動を知ることが重要である。従来の鋳型内凝固・抜熱挙動の調査は引抜速度が 2.0 m/min 以下で行われており⁶⁾⁷⁾、また鋳型内潤滑挙動の調査報告も少ない⁸⁾⁹⁾。高速鋳造の一手段として福山第 5 鋳造機の鋳型振動機構では従来の偏心カ

昭和 63 年 4 月本会講演大会にて発表 平成 3 年 2 月 18 日受付 (Received Feb. 18, 1991)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

*² NKK 鉄鋼技術部 工博 (Iron and Steelmaking Technology Development Department, NKK Corporation)

*³ NKK 総合企画部 (Corporate Planning Department, NKK Corporation)

*⁴ NKK 福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corporation)

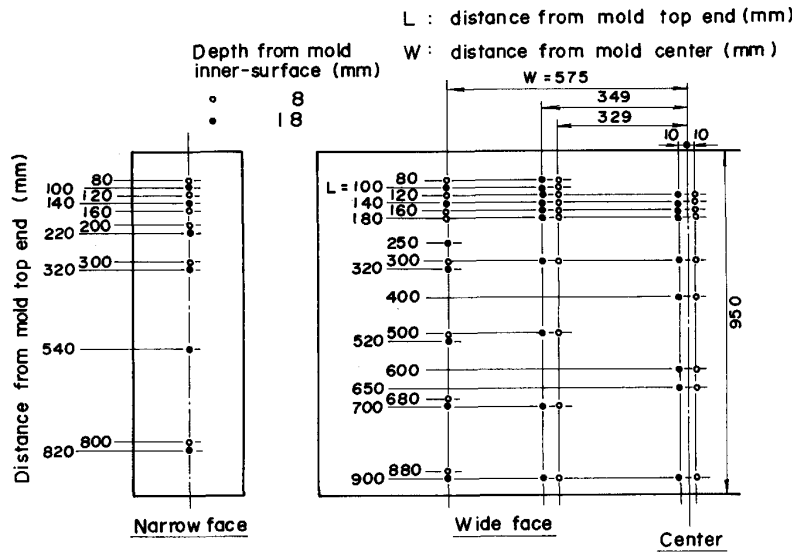


Fig. 1. Location of thermocouples installed in copper plate of mold.

ム方式から油圧サーボ方式に変更して、上昇速度が遅く下降速度の早い偏奇正弦波鋳型振動法が適用されている。本報告ではこの鋳型振動法を使って、2.0 m/min以上の高速鋳造時の鋳型内伝熱と潤滑挙動に及ぼす鋳型振動波形の影響を調査した。鋳型内伝熱は、鋳型銅板内に多数の熱電対を埋め込み、銅板内の温度測定をすることにより調査した。また、鋳型/鋳片間の摩擦力は鋳型振動発生装置の加振力(油圧力)を測定することによって求めた。得られた結果について水上ら⁴⁾の潤滑モデルを用い、高速鋳造時の潤滑機構を考察した。更に現在、開発が進められている薄スラブ連鋳¹⁰⁾で行われている超高速鋳造時の鋳型内摩擦力を計算し、振動鋳造方式の連鋳機の引抜速度の限界について考察した。

2. 実験方法

2.1 鋳型銅板温度の測定

鋳型内の伝熱挙動を調査するために、多数の熱電対(銅-コンスタンチンシース, 1.6 mmφ)を鋳型銅板内に埋め込み銅板温度を測定した。測定位置は鋳型長辺前面と短辺面である(Fig. 1)。測定データの収録は高速データ処理装置(YHP製, 9825A)を用いて行った。これらのデータを用いて同一位置の厚み方向の2点の測定値(鋳型内表面から8 mmと18 mm深さ位置)から、(1)式により局所抜熱量 q を求めた。

$$q = \lambda_{cu} \cdot (T_1 - T_2) / d_{cu} \dots\dots\dots (1)$$

2.2 鋳型内凝固シェル厚みの測定

浸漬ノズルからの溶鋼吐出流が衝突する短辺面シェルの凝固の進行を調査する目的で、金の放射性同位元素(Au^{198})をトレーサーとして鋳型内に添加して、オートラジオグラフィで短辺面中央位置のシェル厚みを引抜

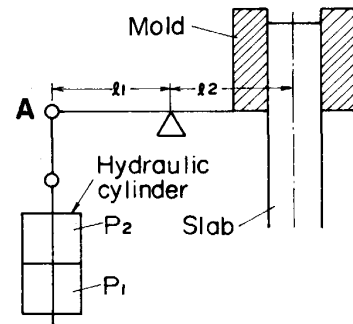


Fig. 2. Schematic diagram of driving system of mold oscillation.

方向に測定した。また、一部、長辺面シェル厚みの測定も行った。

2.3 鋳型/鋳片間の摩擦力の測定

Fig. 2は鋳型振動の駆動力の伝達を示す概略図である。鋳型は油圧力によって駆動されているので、鋳造中の鋳型と鋳片間の摩擦力を計測するために、油圧シリンダーの入側、出側の圧力差を測定した。これが鋳型の加振力であり、鋳造中の油圧シリンダーの加振力 P_c と空運転時の加振力 P_i との差 $\Delta P (= P_c - P_i)$ から(2)式により鋳型/鋳片間の摩擦力を求めた。

$$W_f = \Delta P \cdot S \cdot r \dots\dots\dots (2)$$

また、単位面積当たりの平均摩擦力を(3)式で求めた。

$$F_f = W_f / (2 \cdot (w + d) \cdot L_e) \dots\dots\dots (3)$$

2.4 鋳造条件

鋳造実験は福山第5連鋳機(垂直湾曲型)を用いて行った。鋳造鋼種は低炭Alキルド鋼(C:0.04~0.05%), 鋳片幅は900 mm~1550 mmであった。引抜速度は1.6 m/min~2.6 m/minの範囲で行った。また、用いたパウダーはLi₂Oを含有した低融点低粘性パウ

Table 1. Casting conditions for measurement of heat transfer rate and frictional force in mold.

| | |
|------------------------|--|
| Steel grade | Low [C] Al killed steel |
| Super heat in tundish | 25~30 K |
| Slab size | Width : 900~1550 mm Thickness : 220 mm |
| Casting speed | 1.6~2.6 m/min |
| Submerged entry nozzle | Angle : Downward 25 degree |
| Mold powder | Viscosity at 1573 K : 1.0 poise Solidification temperature : 1223 K |
| Mold oscillation | Curve : Sinusoidal, Non-sin II, Non-sin IV Frequency : 139~180 cpm Amplitude : ±4.5 mm |

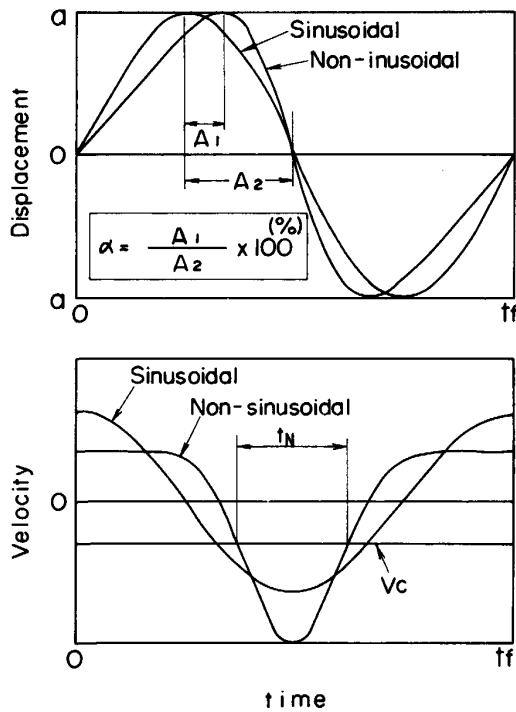


Fig. 3. Schematic diagram of sinusoidal and non-sinusoidal oscillation curves of mold.

ダー⁵⁾である。Table 1 に測定を行った時の鋳造条件をまとめて示した。鋳型振動波形は Fig. 3 に示したように正弦波と波形歪み率 α の異なる偏奇正弦波を用いた。 α とは偏奇正弦波振動の場合に鋳型が中立点から上死点まで変化する時間が正弦波振動のそれに対する増加割合を表している (α の定義は、Fig. 3 の図中を参照)。偏奇正弦波形では鋳型がゆっくり上昇し急速に下降する振動となり、鋳型上昇速度が正弦波形の場合よりも大幅に減少する。鋳造に用いた偏奇正弦波形は、 α がそれぞれ、18.7% (偏奇正弦波 II) と 40% (偏奇正弦波 IV) である。偏奇正弦波形は種々の正弦波の和で表すことができ、Table 2 にそれぞれの振動波形の各係数を示した。

Table 2. Amplitude coefficients of oscillation curves of mold used for casting tests (Amplitude = ±4.5 mm).

$$y = \sum_{i=1}^5 a_i \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot F \cdot i \cdot t)$$

| Oscillation curve | a_1 | a_2 | a_3 | a_4 | a_5 |
|---------------------------------|-------|---------|--------|---------|--------|
| Sinusoidal | 4.50 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 |
| Non-sin(II) ($\alpha=18.7\%$) | 4.341 | -0.6655 | 0.0333 | 0.0 | 0.0 |
| Non-sin(IV) ($\alpha=40\%$) | 3.996 | -1.2780 | 0.3960 | -0.0945 | 0.0135 |

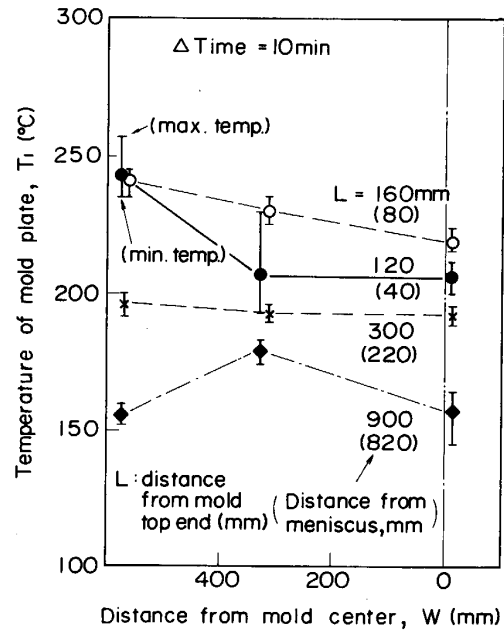


Fig. 4. Temperature distribution along the mold width (Mold width = 1550 mm, $V_c = 1.8$ m/min).

3. 実験結果

3.1 鋳型銅板温度、局所抜熱量と鋳造条件との関係

3.1.1 引抜速度の影響

Fig. 4 は湯面変動が定常的に ±3 mm 程度の範囲に制御されていた時の鋳片幅 1550 mm における各測定位置における銅板温度の 10 min の平均温度とこの間での最高、最低温度を示す。鋳型高さ方向の銅板温度は湯面から 220 mm 以上離れると温度変動量 (最高温度と最低温度の差) は非常に小さくなる。また、鋳型幅方向の銅板温度は鋳型短辺面に向かってやや上昇しており、短辺面に近づくと温度変動量は大きくなる。これは浸漬ノズルからの吐出流が短辺面シェルに衝突後に上昇流と下降流に分かれ、この短辺面シェルに沿う上昇流が短辺面近傍に大きな湯面変動をつくるためと考えられる。次に、鋳型幅中央から 329 mm 位置における内表面から 8 mm 深さの鋳型銅板温度の高さ方向分布を引抜速度をパラメーターにして Fig. 5 に示した。湯面下約 60 mm 位置

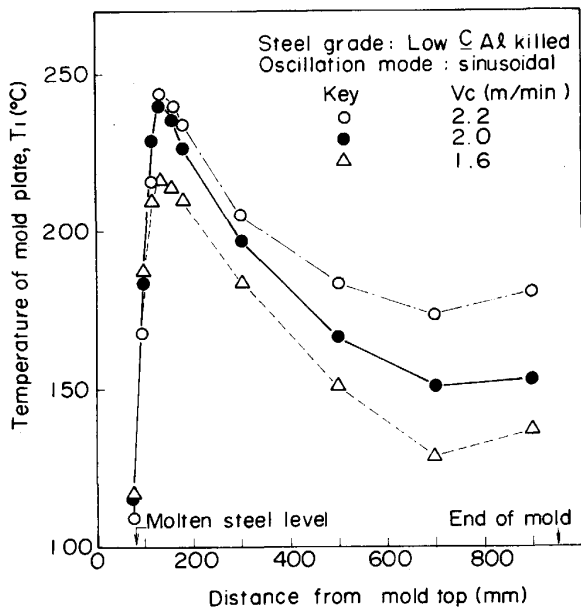


Fig. 5. Temperature profiles of mold copper plate in the direction of height of mold (Depth of thermocouples : 8 mm from the inner surface).

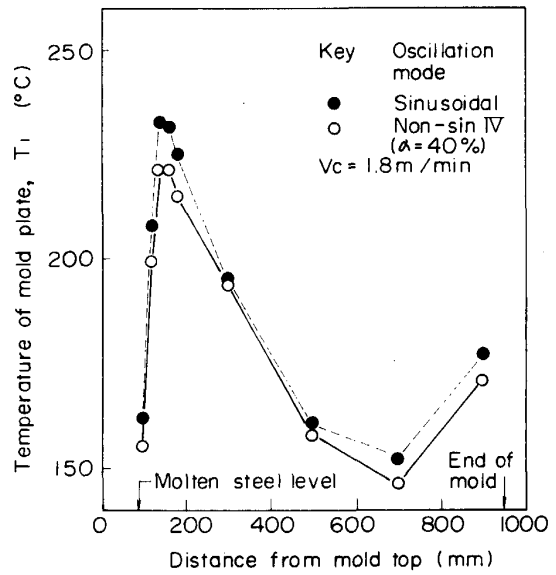


Fig. 6. Effect of mold oscillation curves on temperature profiles of mold copper plate in the direction of height of mold (Depth of thermocouples : 8 mm from the inner surface).

で銅板温度が最大値となり、 V_c が上がると銅板温度は全体的に上昇する。高さ方向の銅板温度プロフィールは V_c によらずほぼ同じ傾向を示している。

3.1.2 鋳型振動波形の影響

鋳型銅板温度におよぼす振動波形の影響を調べるために、湯面位置をほぼ同じ位置に合わせて、鋳型振動波形を正弦波と $\alpha = 40\%$ の偏奇正弦波を用いて鋳造した時の鋳型銅板温度の鋳型高さ方向の分布をFig. 6に示した。 $\alpha = 40\%$ の偏奇正弦波の場合は、正弦波に比べてメニスカス近傍の銅板温度は特に低く、鋳型下端まで全体的にやや低めに推移している。

3.1.3 鋳型内抜熱量

Fig. 5 および Fig. 6 の最高銅板温度位置で求めた最大局所抜熱量 q_{max} と V_c の関係をFig. 7に示した。 V_c の増加と共に q_{max} も増大していくがしだいに増加率は小さくなる。また、 q_{max} は鋳型振動波形によっても影響を受け、偏奇正弦波の場合の q_{max} は正弦波のそれに比べて低下する。Fig. 8には鋳型内の滞在時間と局所抜熱量 q との関係を示した。図中の実線は正弦波振動の時のデータを基にして重回帰して求めたものである。短辺面中央部の抜熱量(図中の△印)も併せて示したが、長辺面の抜熱量に比べ凝固初期ではわずかに低いが、凝固開始約15s以降では逆に増加している。これは短辺銅板には1%のテーパがついているため鋳型下方で再度接触するためである。また、 $\alpha = 40\%$ の偏奇正弦波振動の時のデータも併せて示してある。凝固開始から約

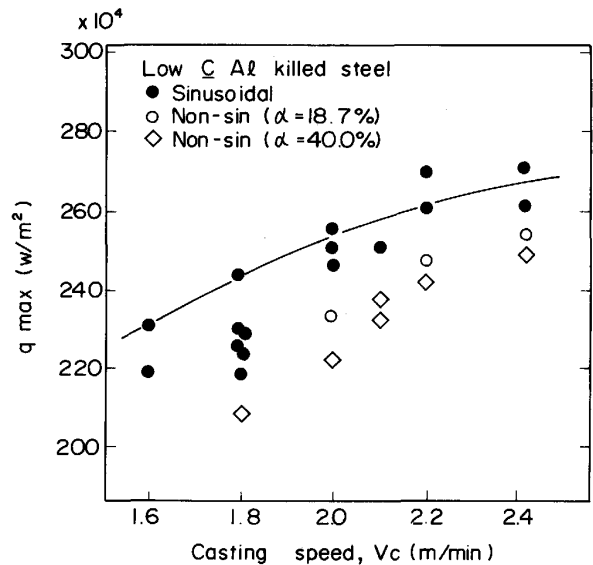


Fig. 7. Effect of casting speed and mold oscillation curves on the maximum local heat transfer rate in mold.

5sの q は偏奇正弦波振動の方が正弦波振動に比べて低下している。図中の破線は、 $\alpha = 40\%$ の偏奇正弦波の時の q の回帰曲線である。

3.2 鋳型内凝固シェル厚み

Fig. 9にメニスカスからの距離と短辺面の中心部のシェル厚みとの関係を図示した。いずれのヒートにおいても吐出流が短辺シェルに衝突する位置でシェル厚みが薄くなる再溶解現象は発生していないが、シェルの成長

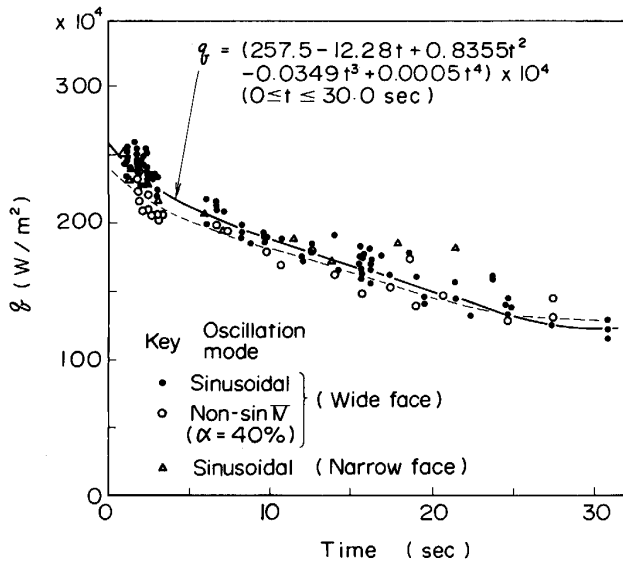


Fig. 8. Relationship between local heat transfer rate (q) and resident time in mold (t).

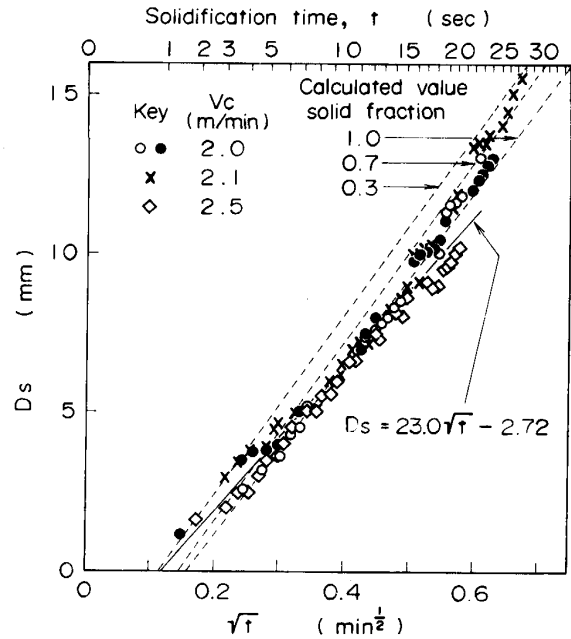


Fig. 10. Relationship between thickness of solidified shell (D_s) and resident time in mold (t).

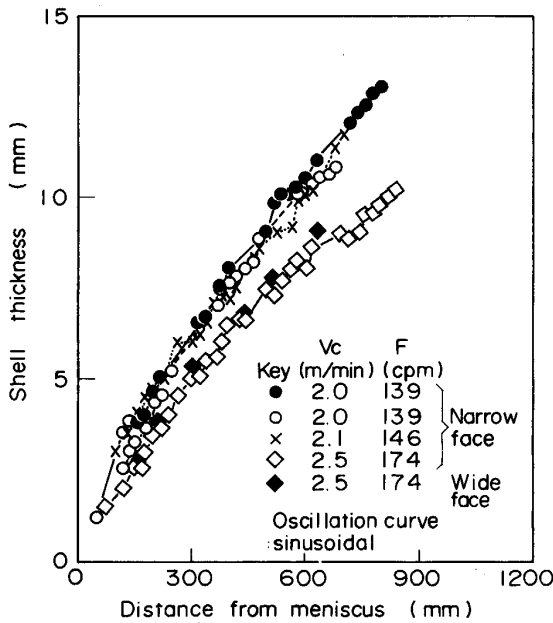


Fig. 9. Thickness of solidified shell in mold at various casting speeds.

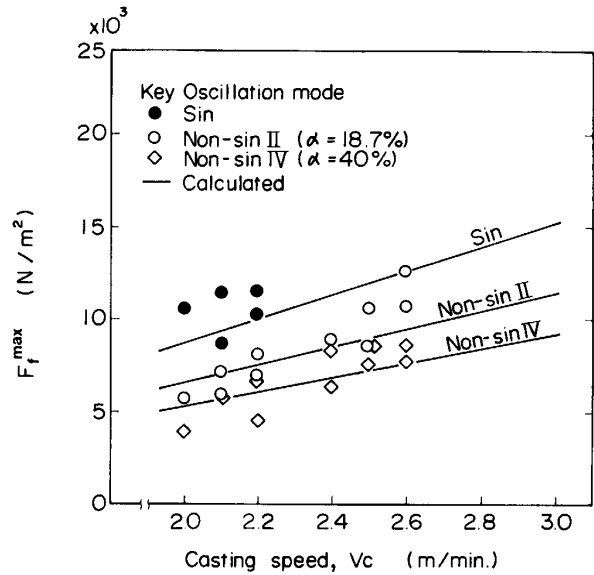


Fig. 11. Relationship between casting speed and maximum frictional force (F_f^{max}) in one cycle of oscillation.

はや遅滞する傾向がある。また $V_c = 2.5$ m/min の時の長辺面シェル厚みを併せて示したが短辺面シェル厚みとほとんど同じであった。

3・1・3 項に示した q を使って鋳型内の凝固計算¹¹⁾を行い、シェル厚みの計算値と測定値とを比較して Fig. 10 に示した。シェル厚みの測定値 D_s と鋳型内の滞在時間 t との関係式をルート則で表し、凝固開始から 20 s までのデータを使って最小二乗法で回帰式を求めると、(4)式が得られる。

$$D_s = 23.0\sqrt{t} - 2.72 \dots\dots\dots(4)$$

測定シェル厚みは凝固初期には固相率 0.3 の計算シェル厚みに近いが時間の経過とともに固相率 1.0 の計算シェル厚みに一致していく。

3・3 高速鋳造時の鋳型/鋳片間の摩擦力

Fig. 11 は鋳型上昇時の最大摩擦力 F_f^{max} (鋳型上昇中の中立点通過時の摩擦力に相当) と V_c との関係を振動波形をパラメーターとして示した。 F_f^{max} は V_c が高速

になるほど増加する。また、正弦波よりも偏奇正弦波の方が F_f^{max} は減少し、波形歪み率の大きな偏奇正弦波 IV が最も F_f^{max} を小さくできる (図中の実線は計算値であり計算方法は後述する)。

4. 考 察

4.1 高速鋳造時の鋳型内潤滑機構

Fig. 11 に示した F_f^{max} と鋳型上昇時の鋳型と鋳片の相対速度の最大値 U_{max} との関係性を再整理したのが Fig. 12 である。 F_f^{max} は鋳型振動波形に無関係に U_{max} の増加とともに増大し、ほぼ同一線上に分布している。このことは鋳型内の潤滑は液体潤滑が支配的であることを示唆している。そこで、既報⁴⁾に示した鋳型内潤滑モデルを用いて潤滑機構の検討を行った。鋳型と鋳片間にはパウダーフィルムが存在し、鋳型壁側に固体パウダーフィルム、鋳片表面側には液体パウダーフィルムが存在する。鋳型と鋳片の相対運動が液体パウダーフィルムを介して起こる場合を“液体潤滑”と呼び、その摩擦力は液体パウダーフィルム内の剪断力に等しいと仮定した。また、鋳型/鋳片間の相対運動が鋳型壁と固体パウダーフィルム表面間で起こる場合を“固体潤滑”と呼ぶ。それぞれ摩擦力 f_i と f_s は(5)(6)式で計算できる。そして鋳型内の任意位置の摩擦力 f は、 f_i と f_s の小さい方で規定されるとした。

$$f_i = \eta_i \cdot (V_m - V_c) / d_i \dots\dots\dots (5)$$

$$f_s = \eta_s \cdot P_{re} \dots\dots\dots (6)$$

メニスカスから鋳型下端まで各位置の摩擦力を求め、積分した値が鋳型内の全摩擦力 W_f となる。

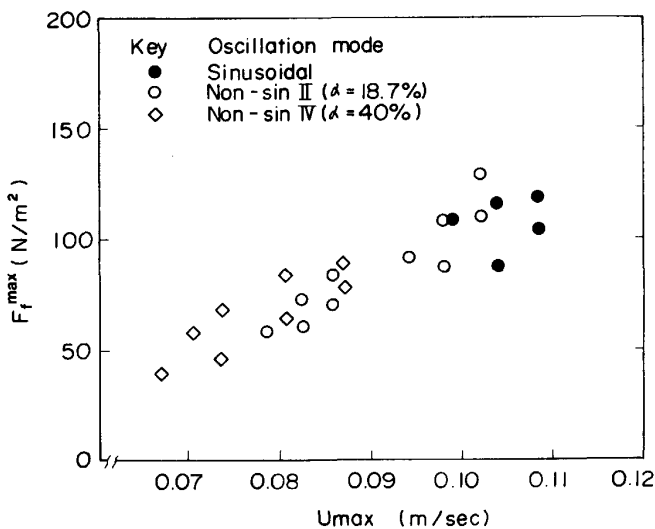


Fig. 12. Relationship between relative speed of mold to shell and maximum frictional force in mold.

$$W_f = 2 \cdot (w + d) \cdot L_e \cdot \int_0^{L_e} f dz \dots\dots\dots (7)$$

摩擦力の計算方法の中で、液体パウダーフィルム厚み d_l はパウダー消費量 q_p (kg/cycle·m) から(8)式で計算した。それ以外の項は既報⁴⁾に示した方法で求めた。

$$d_l = q_p \cdot F / (V_c \cdot \rho_p) \dots\dots\dots (8)$$

Table 3 に摩擦力を計算するのに用いた鋳型内抜熱量、鋳型内シェル厚み、パウダー消費量およびパウダー粘性を示した。Fig. 13 には、偏奇正弦波 IV ($\alpha = 40\%$) を用いた時の振動 1 周期の期間の鋳型内単位表面積あたりの平均摩擦力 F_f の計算値と同じ鋳造条件の時の摩擦力の測定値を示した。 η_s が 0.3 の場合には、鋳型上昇時の f_s と f_i はほとんど同じ値を示し、測定値ともほぼ一致する。そして、Fig. 11 に示した F_f^{max} の V_c 依存

Table 3. Numerical values used for calculation of frictional force in mold.

| |
|---|
| Local heat flux q (W/m ²) |
| $q = (257.5 - 12.28t + 0.8355t^2 - 0.0349t^3 + 0.0005t^4) \times 10^4$ ($0 \leq t \leq 30$ s) |
| Powder consumption q_p (kg/m cycle) |
| $q_p = 0.012t_p + 0.0008$ |
| Viscosity of powder η_c (poise) |
| $\text{Log } \eta_c = 8.326/T - 5.28$ ($T \geq 1323$ K) |
| $\text{Log } \eta_c = 21.018/T - 14.88$ ($1323 > T \geq 1223$ K) |
| Solidified shell thickness D_s (mm) |
| $D_s = 22\sqrt{t}$ |
| t : time(s), t_p : positive time(s) |

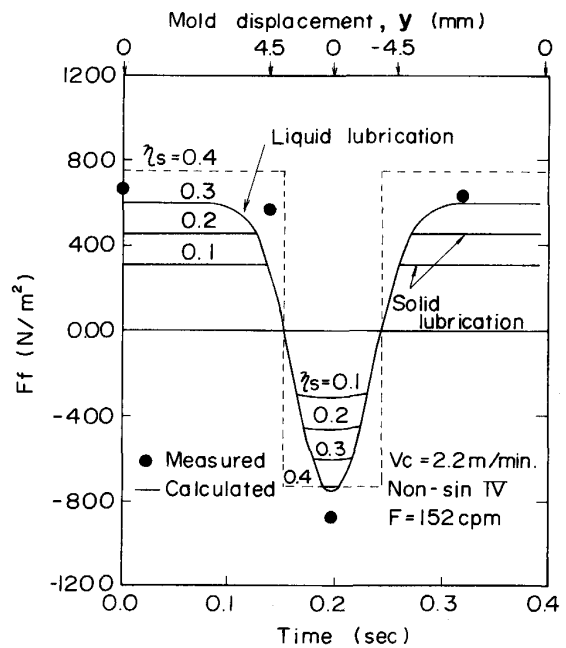


Fig. 13. Change in the average frictional force (F_f) in mold during one cycle of oscillation (Oscillation curve: Non-sinusoidal ($\alpha = 40\%$), $V_c = 2.0$ m/min).

性を考えると、鋳型内摩擦力は液体潤滑として計算した方が測定値の全体的な傾向と良く一致させることができる。他の振動波形でも鋳型全面が液体潤滑支配と仮定した場合の方が計算摩擦力と測定値とは良く一致した。大宮ら¹²⁾がロードセルで鋳型振動抗力を測定し、鋳型振動系の振動方程式を解き、鋳型/鋳片間の摩擦力を分離して摩擦機構を解析した結果では、1 m/min 以上の引抜速度では摩擦力の 90% を液体摩擦成分で占めると報告しており、本報告の結果と類似している。そこで、以下の計算では、鋳型全面が液体潤滑として摩擦力の計算を行った。前述した Fig. 11 には完全液体潤滑の時の F_f^{max} の計算値を実線で示してある。 V_c が増大するほど、計算 F_f^{max} は大きくなり、測定値と良く一致する。

4.2 振動鋳型連鋳機の限界引抜速度の推定

振動鋳型の場合には鋳型と鋳片間には相対運動があるため摩擦力が発生し、鋳片の引抜速度には限界があると考えられ、同期鋳型方式の連鋳機の開発^{13)~15)}が進められている。一方では、振動鋳型を用いた薄スラブ連鋳機で、最大 6.0 m/min の安定引抜きを実現しているという報告¹⁰⁾もある。将来の連鋳機として同期鋳型方式と振動鋳型方式のいずれの連鋳機を採用するかは鋳造機の生産能力、鋳片品質、設備およびランニングコスト、省プロセス化への対応性などさまざまな要因で決定されるが、鋳造機を生産能力を決める引抜速度の限界がどこにあるのかを検討することは興味ある問題である。ここでは、振動鋳型の場合の限界引抜速度をシェル強度と鋳型摩擦力の大小関係から検討した。

メナスカス直下の初期シェルの破断条件は、シェル強度よりも鋳型摩擦力が上回った時シェル破断が発生すると仮定して引抜速度の限界を推定した。前節で述べた摩擦力の計算方法を使って計算した摩擦力から、シェルにかかる引張力 σ_f を求めた。メナスカスから任意位置 z のシェルにかかる引張力は、メナスカスから z までの摩擦力の積分値と z 位置のシェル厚み D_s から(9)式で計算される。

$$\sigma_t = \int_0^z f dz / D_s \dots\dots\dots(9)$$

拘束性ブレイクアウトのシェル拘束位置はメナスカス直下であると推測されるが明確には分からない。拘束性ブレイクアウト時のシェル厚み分布を調べると、拘束点と考えられる最大シェル厚みの位置はメナスカス下約 25 mm 程度の位置の場合が多い。そこで、メナスカスから 25 mm 位置までの摩擦力の積分値から σ_f を計算した。正弦波と偏奇正弦波を用いて鋳造した場合の σ_f を引抜速度を変えて計算し、Fig. 14 に示した。また、シェル温度を(10)式で計算することにより、高温引張強度の

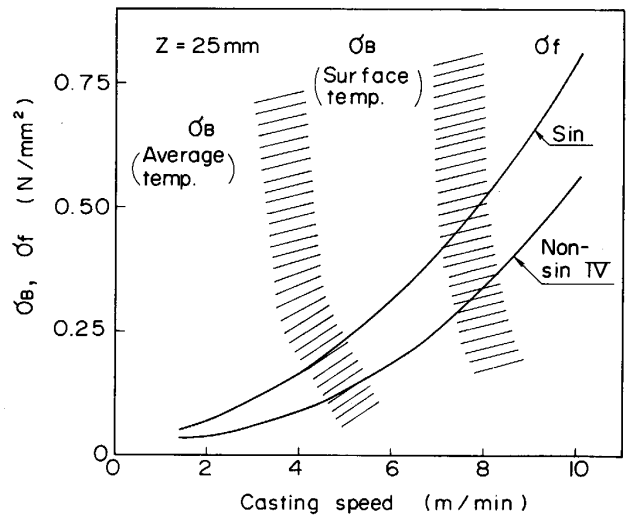


Fig. 14. Comparison of frictional force (σ_f) below the meniscus to tensile strength (σ_B) of solidified shell.

データ¹⁶⁾と $z = 25$ mm 位置のシェルの温度からシェル強度 σ_B を読み取って図示した。

$$T(x_s) = T_0 - q \cdot (D_s - x_s) / \lambda_s \dots\dots\dots(10)$$

シェル厚み方向には温度勾配があるのでシェル強度を支配している温度を決めるのは難しい。そこで、シェル代表温度としてシェル内の温度分布を直線とした時の平均温度 T_{av} とシェル強度を最大に見積もることができる表面温度 T_s の 2 とおりの場合について高温強度データから σ_B を読み取ることにした。固相線直下の高温強度データは少なくばらつきも大きいので読み取った σ_B を斜線で表した。シェルの代表温度が T_{av} の時には、 σ_f と σ_B とが逆転する V_c は約 5 m/min である。また、 T_s でシェル温度を代表させると σ_f と σ_B とが逆転する V_c は約 8 m/min となる。薄スラブ連鋳機においては V_c が 6.0 m/min で鋳造を行っていることが報告されていることから考えてシェル強度を支配している温度はシェル表面側に近い位置の温度と考えられる。この結果、振動鋳型連鋳機の引抜速度の限界は最大でも約 8 m/min であると推定される。鋳型振動波形を正弦波から偏奇正弦波に変更する効果は限界引抜速度で約 0.5 m/min 高速化できることである。

今後、より精度の高い検討を行うためには、固相線近傍の鋼の強度とともに温度勾配を有するシェルの強度の決定やシェル拘束・破断機構の解明が重要な課題である。

5. 結 言

NKK 福山第 5 連鋳機を用いて高速鋳造を行い、鋳型内の抜熱速度と鋳型摩擦力を測定し、鋳型振動波形の影響

響を調べ、以下の結果が得られた。

(1) 鋳型内最大抜熱量は引抜速度の上昇とともに増大していくが、2.0 m/min 以上でしだいに増加率は小さくなる。

(2) 鋳型内抜熱量は振動波形の影響を受け、正弦波に比べて偏奇正弦波の場合にはメニスカス近傍で抜熱量の低下がみられる。

(3) 高速鋳造時の鋳型内摩擦力は引抜速度の増加とともに増大するが、波形歪み率の大きな偏奇正弦波にすると摩擦力を低減できる。

(4) 高速鋳造時の鋳型内潤滑は鋳型全面が液体潤滑に支配されている。

(5) 鋳型内摩擦力とシェル強度の大小関係からシェル破断が起こると仮定して固定鋳型振動方式の連鋳機の限界引抜速度を推定した結果、5~8 m/min の間と推定できた。

記 号

D_s : 凝固シェル厚み (mm)
 F : 鋳型振動数 (Hz)
 F_f : 単位面積当たりの平均摩擦力 (N/m²)
 L_e : 鋳型有効高さ (m)
 P_{Fe} : 溶鋼静圧 (Pa)
 P_c : 鋳造中の油圧シリンダーの加振力 (油圧シリンダーの入り側, 出側の圧力 P_1 , P_2 の差) (Pa)
 P_i : 空運転中の油圧シリンダーの加振力 (Pa)
 ΔP : 鋳造中と空運転時の加振力の差圧 (= $P_c - P_i$) (Pa)
 S : シリンダー内断面積 (m²)
 T_1, T_2 : 8 mm, 18 mm 深さの銅板内温度 (°C)
 $T(x_s)$: シェル内の温度 (°C)
 T_0 : 液相線温度 (°C)
 T_{av} : シェルの平均温度 (°C)
 T_s : シェル表面温度 (°C)
 U_{max} : 鋳型/鋳片の相対速度の最大値 (m/s)
 V_m : 鋳型速度 (m/s)
 V_c : 鋳片引抜速度 (m/min)
 W_f : 鋳型内の全摩擦力 (N)
 a_i : 鋳型振動波形の係数 (-)
 d_{Cu} : 熱電対間の銅板厚み方向の距離 (m)
 d_l : パウダーフィルムの液相厚み (m)
 f : メニスカスから z 位置の摩擦力 (N/m²)
 f_l : 単位面積当たりの液体摩擦力 (N/m²)
 f_s : 単位面積当たりの固体摩擦力 (N/m²)
 q : 局所抜熱量 (W/m²)

q_{max} : 最大局所抜熱量 (W/m²)

q_p : 1 サイクル・鋳型単位長さ当たりのパウダー消費量 (kg/cycle·m)

r : 鋳型振動系のレバー比 (= L_1/L_2) (-)

t : 時間 (s)

x_s : 任意位置のシェル厚み (m)

y : 鋳型変位 (mm)

z : メニスカスからの距離 (m)

w, d : 鋳型幅と厚み (m)

α : 偏奇正弦波の波形歪み率 (%)

η_l : パウダーフィルムの粘性 (P)

η_s : 鋳型壁と固体パウダーフィルムの固体摩擦係数 (-)

λ_{Cu} : 銅の熱伝導率 (W/m·°C)

λ_s : 凝固シェルの熱伝導率 (W/m·°C)

ρ_p : パウダースラグの密度 (kg/m³)

σ_B : シェル強度 (N/m²)

σ_f : 摩擦力 (N/m²)

文 献

- 1) 松永 久, 吉井正孝, 貞広真二, 斉藤 実, 福田武幸: 製鉄研究 (1984) 313, p. 1
- 2) 小谷野敬之, 白谷勇介, 内田繁孝, 和田 勉, 政岡俊雄: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 2233
- 3) 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
- 4) 水上秀昭, 川上公成, 北川 融, 鈴木幹雄, 内田繁孝, 小松喜美: 鉄と鋼, **73** (1986), p. 1862
- 5) 舟之川洋, 和田 勉, 森 孝志: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 140
- 6) 井上俊朗, 森 紘一, 秋田靖博, 野呂克彦, 片野征夫: 製鉄研究 (1978) 293, p. 34
- 7) 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
- 8) 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. 1262
- 9) 糸山誓司, 鷲尾 勝, 西川 廣, 山中啓充, 田中修二, 藤井徹也: 鉄と鋼, **74** (1988), p. 1274
- 10) H-F. MARTIN and H. FASTERT: Iron Steelmaker (1987) 5, p. 57
- 11) 板岡 隆, 石黒守幸: 鉄鋼の凝固 (日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会凝固部会編) (1977), p. 199
- 12) 大宮 茂, 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 浜上和久, 馬田 一, 福原 涉: 鉄と鋼, **68** (1982), S 926
- 13) 中山雄二郎, 山下豊樹, 浅里孝志, 辻田公二郎: 住金重機械技報, **35** (1987) 105, p. 48
- 14) 越川隆雄, 安川 登, 別所永康, 野崎 努: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 291
- 15) 高杉英登, 中田正之, 土田 浩, 木村成人, 長谷部信久, 高橋修造: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 295
- 16) 水上秀昭, 村上勝彦, 宮下芳雄: 鉄と鋼, **64** (1978), S 149