

# 初期凝固シェルと鋳型壁面間の摩擦・潤滑現象

反町 健一\*・鍋島 誠司\*

Lubrication and Friction between Mold and Solidified Shell in Continuous Casting of Steel

Ken-ichi SORIMACHI and Seiji NABESHIMA

**Synopsis :** The laboratory scale experiments have been carried out to evaluate the solid frictional force between the mold and the solidified shell during the continuous casting of steel. The coefficient of solid friction between mild steel and Cu plate increased with increasing the temperature and the measured value was 0.45 at a temperature of 653K. By use of rape seed oil, the coefficient of solid friction decreased from 0.45 to 0.20. The coefficient of solid friction between solid mold flux and Cu plate increased with raising the temperature and the large coefficient of 0.70 was measured at a temperature of 673K. The solid frictional force was independent of the strain rate. The thickness of the liquid mold flux film between the mold and the solidified shell was estimated from the thermal analysis at meniscus zone, which gives the friction force of one third of rape seed oil casting.

**Key words :** continuous casting ; mold ; solidification shell ; mold flux ; rape seed oil ; lubrication ; friction .

## 1. 緒言

鋼の連続鋳造は、ユングハウスの発明による鋳型を往復振動させる技術を採用することによって、その工業的利用が始まった<sup>1)</sup>。一方、ベッセマーの双ロールに代表される同期鋳型方式<sup>2)</sup>は、その注湯部分に高度の技術を必要とすることから、実用の域に達するのに約50年の遅れを生じた。近年、ニアネットシェイプ鋳造の必要性が認識されると共に、非同期式振動鋳型を基本とする薄スラブ鋳造か、あるいは、同期鋳型方式を基本とする薄スラブまたはストリップ鋳造かの開発競争が行われた。多くの試行錯誤の結果、30~80mmのスラブ厚の場合には非同期振動鋳型<sup>3-7)</sup>が、5mm以下のストリップ板厚の場合には同期鋳型方式が採用されている<sup>8,9)</sup>。しかしながら、初期凝固シェルと振動鋳型間の摩擦・潤滑現象は、いまだ不明確な点が多く残されており、安定した鋳造の可能な限界最大速度を予測することはできていない。

ブルームやスラブ連鋳では、鋳型-凝固シェル間の潤滑材として塩基度が1.0前後の熔融酸化物(モールドフラックス)を使用している。しかし、モールドフラックスの鋳型側はその凝固温度以下であり、固相が生成していると考えられる。また、ピレット連鋳では、鋳型・凝固シェル間の潤滑材としてレプシードオイルが広く用いられている。したがって、鋳型-凝固シェル間の潤滑現象を論ずるに際し、固体摩擦現象の理解が必要である。しかしながら、これらの信頼ある計測されたデータは乏しいのが実状<sup>10)</sup>である。そこで、本研究ではまず鋳型と凝固シェル、または、鋳型と

固相フラックス間の動摩擦係数を測定するため2種類の固体摩擦シミュレーターを用いて実験を行った(実験(I)、(II))。

一方、スラブ連鋳のように潤滑剤として、酸化物系フラックスを用いる場合、高速鋳造において安定した鋳造を行うには、その消費量(フラックス膜厚)とフラックスの粘性が重要であることが経験的に認識されている<sup>11,12)</sup>。このことは、モールドフラックスを介して鋳型と凝固シェルとが相対運動することを考えると、液体摩擦の重要性を示している。一般的には、モールドフラックスをニュートン流体とみなし、粘度と相対速度に比例した摩擦力が鋳片に作用しているものと考えられてきた<sup>13,14)</sup>。しかしながら、1~2mmの狭いスリットを隔てて、1分間に200回前後もの往復振動が行われていることを考慮すると、定常的な流動条件下で求められた粘性係数をそのまま適用し得るものなのか疑問の残る所である。著者らはこの点に着目して、実験(II)と同様の装置を作製し、実機鋳造相当条件下でのモールドフラックスを介した液体摩擦現象を調査した<sup>15)</sup>。その結果、モールドフラックスは粘弾性挙動を示すことを明らかにした。

以上の結果を用いて、初期凝固シェルと振動鋳型間の摩擦と潤滑現象をトライボロジーの観点から解析した。

## 2. 実験方法

### 2・1 実験(I)

固相状態のモールドフラックスと振動鋳型間の固体摩擦係数を測定するために、Fig. 1に示すような基礎実験装置

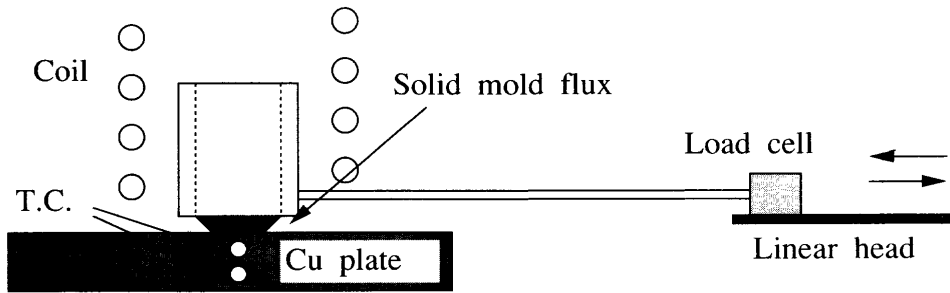


Fig. 1. Schematic view of experimental apparatus for measurement of solid frictional force.

Table 1. Physical properties and chemical composition of mold powder.

softening temperature	1343 K						
solidification temperature	1383 K						
viscosity	$\eta = 0.28 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ at 1493 K $= 2.3 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ at 1393 K						
(mass%)							
T.C	SiO <sub>2</sub>	CaO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Na <sub>2</sub> O	F	CaO/SiO <sub>2</sub>
2.9	34.4	33.0	6.1	0.2	13.4	8.1	0.96

を作製した。あらかじめ1473Kで溶解し冷却固化させたモールドフラックスを、表面支持パイプから2~5mm程度露出させた状態で銅板(50mm角, 厚さ10mm)上へのせ、リニアヘッドを用いて往復移動をさせた。実験では支持パイプ内の材料としてモールドフラックスの他にも铸造鋳片より切り出した軟鋼片, SUS304鋼片, およびSi<sub>3</sub>N<sub>4</sub>ブロックと銅板間の摩擦力を測定した。移動速度は1 mm/sである。この時の移動抵抗力をロードセルで測定した。本装置の特徴は、フラックス支持パイプの外周に高周波誘導コイルを配し、フラックスを昇温可能とした点にある。被検面の温度は銅板中に埋込んだ2本の熱電対の温度を外挿して求めた。鋳型面にNiメッキを施す例が多いことを考慮して、下部プレートにNiとした実験も併せて行った。摩擦現象における界面酸化膜の影響を除くために、実験はAr雰囲気とした。実験に使用したモールドフラックスの特性値と化学組成をTable 1に示す。動摩擦係数はロードセルで測定された荷重を上部の支持パイプと試験片の荷重で徐して求めた。潤滑材の効果を確認するため、レプシードオイルを潤滑面に滴下する実験も同時に行った。

2・2 実験(II)

ビレット連続のオイルキャストにおける潤滑現象を調べるため、Fig. 2に示すような固体摩擦シミュレーター装置を作製した。本装置は上下2枚のディスク(100mmφ)を平行に配置した構造になっている。上部ディスクは凝固シェルを模擬したもので材質として軟鋼を使用し、上部のモーターにより一定方向に回転する。下部ディスクは鋳型

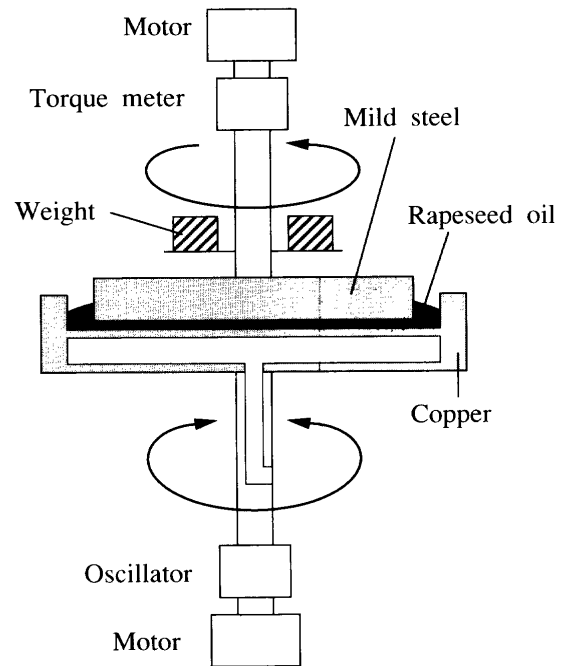


Fig. 2. Schematic view of new friction simulator.

を模擬したものであり、下部に設置したモーターとクランク機構により、サイン波形の往復振動運動を行うことができる。各駆動系とディスクの間にはトルクメーターを配置し、独立にトルク計測が可能である。測定部はAr雰囲気下の電気抵抗炉によって一様に加熱昇温が可能である。上部ディスクの押付け力は、鋳型上部の溶鋼静圧を想定し $5.1 \times 10^4 \text{ Pa}$ に調整した。実験条件は、鋳込速度0.8m/min, オシレーションストローク5.6mm, オシレーションサイクル50~200 cpmとし、温度範囲を室温~673Kの範囲で変化させた。動摩擦係数はアモントン・クーロンの法則より、すべり速度に無関係であることから、計測されるトルクと動摩擦係数の関係は(1)式で示される。

$$T = \frac{2}{3} \pi \frac{W}{S} R^3 \mu \dots\dots\dots (1)$$

T: 測定トルク, W: 上部ディスクの押付け荷重  
S: 上部ディスクの面積, R: 上部ディスクの半径  
 $\mu$ : 動摩擦係数

### 3. 実験結果

#### 3・1 実験(I)

固体フラックスと銅またはNi間の動摩擦係数の測定結果をFig. 3に示す。銅では373K, Niでは473K以上になると動摩擦係数が上昇し, 温度が573K~673Kでは, 0.7前後の大きな値が得られた。一方, 軟銅片と銅板間の動摩擦係数の測定結果をFig. 4に示す。473K以上では動摩擦係数が上昇し, 573Kでは0.4に達している。潤滑材としてレプシードオイルを用いた場合の結果もFig. 4に併記した。レプシードオイルの効果は623K以上で顕著になり, 動摩擦係数は1/2以下に減少することが判明した。

銅板とSi<sub>3</sub>N<sub>4</sub>ブロック, およびSUS304銅片間の動摩擦係数の測定結果をFig. 5に示す。

#### 3・2 実験(II)

実験(II)で得られた動摩擦係数の測定結果をFig. 6に示す。室温ではレプシードオイルの効果は見られず, 動摩擦係数は0.2前後であるが, 653Kに昇温すると, レプシードオ

イルが無い場合には動摩擦係数が0.45に上昇する。一方, レプシードオイルを用いた場合には動摩擦係数は約半減し, 室温の場合に近い値となることが判明した。両者ともにオ

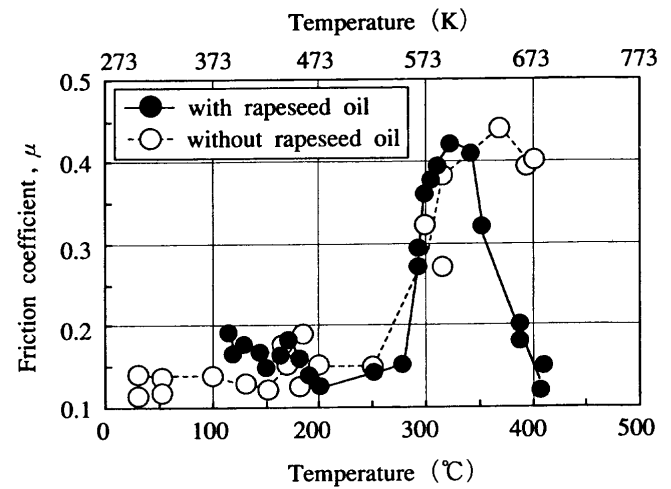


Fig. 4. Relation between friction coefficient and surface temperature of metal surface.

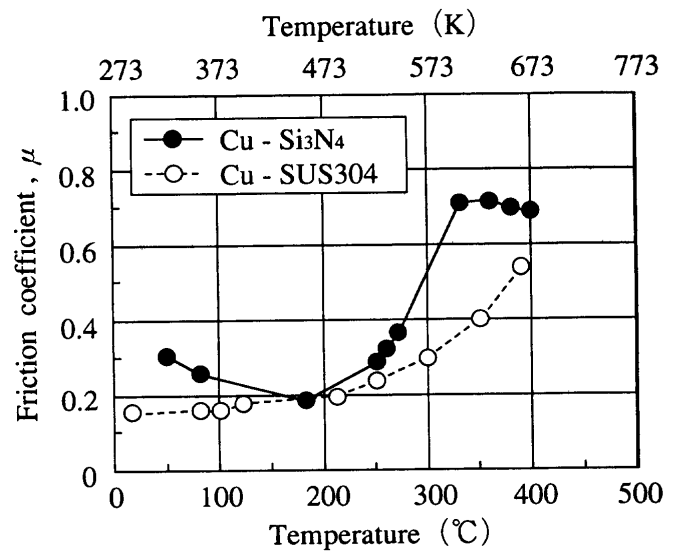


Fig. 5. Relation between friction coefficient,  $\mu$  and surface temperature of the Cu sample.

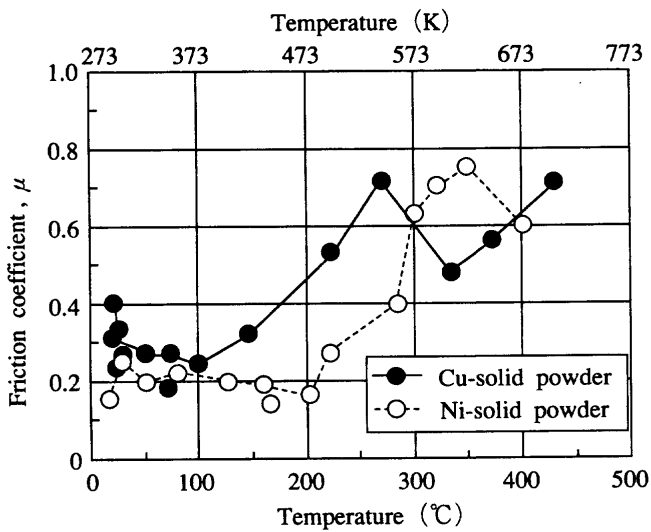


Fig. 3. Relation between friction coefficient,  $\mu$  and surface temperature of metal sample.

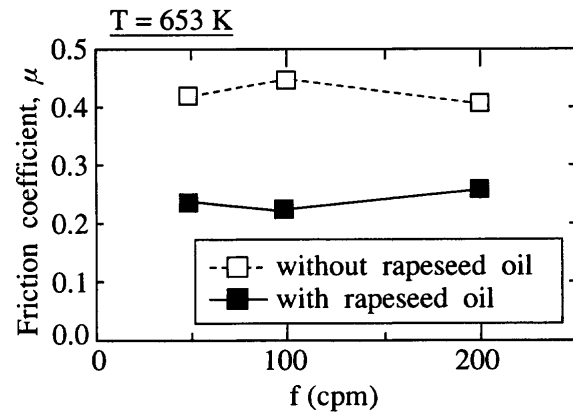
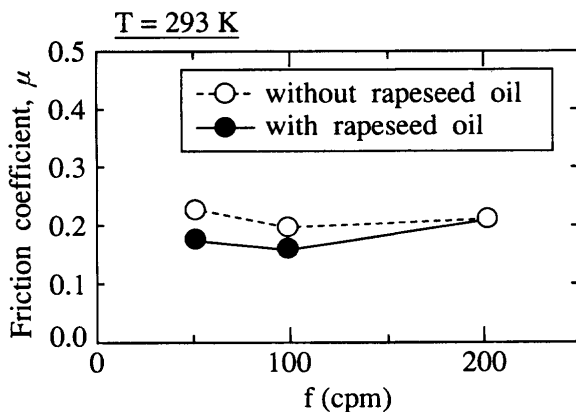


Fig. 6. Relation between friction coefficient,  $\mu$  and oscillation frequency.

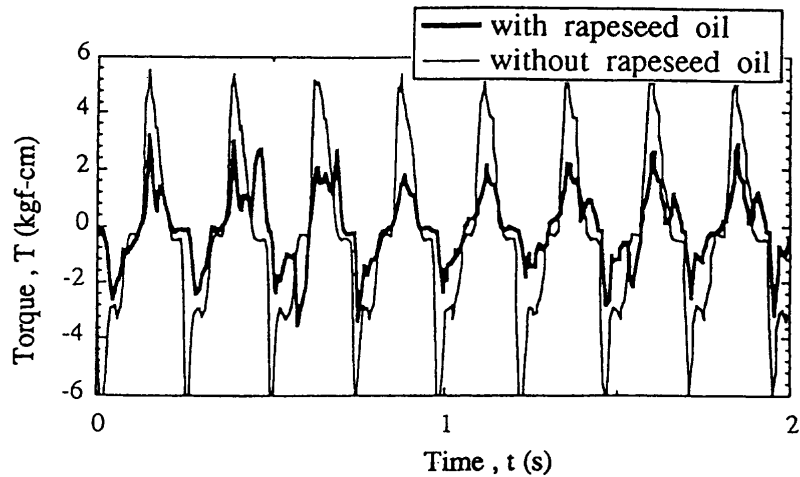


Fig. 7. Effect of rapeseed oil on friction torque at 380°C.

シレーションサイクル数の影響は見られず、せん断速度の違いは動摩擦係数には影響を与えなかった。100cpm, 653Kでの摩擦トルクの測定例をFig. 7に示す。実験(I)の結果と同様にレプシードオイルを用いることにより摩擦トルクは約半減した。

#### 4. 考察

広島ら<sup>16)</sup>は振動系に設けたロードセルの値を解析し、レプシードオイル製造時の摩擦係数は0.15~0.40であることを報告しており、この値はほぼ今回の実験結果の範囲と合致している。今回の実験結果より、レプシードオイルの効果は温度依存性が著しいことが指摘される。室温~623Kではほとんど摩擦抗力値を低減する機能は見られない。しかし、銅板温度が633Kになると煙が発生し、オイルの炭化が始まったことが観察された。653K~673Kでは摩擦係数の低減効果は顕著であり、レプシードオイルが無い場合には0.40~0.45であるのに対し、レプシードオイルが有る場合には0.15(実験方法(I))と0.23(実験方法(II))と約半分以下に低減している。このことから、レプシードオイルの潤滑材としての機構は油分の炭化によって生じたカーボンによって固体摩擦が減少することが確認された。実験方法(II)の結果より、上記摩擦力は鋳型振動数の依存性(すべり速度依存性)が無いことが判明したが、これは固体摩擦の特徴的な現象である<sup>17)</sup>。実験方法(I)の結果より、固体摩擦係数は温度の上昇と共に増加している。固体摩擦力発生メカニズムは不明な点も多いが、一般的にはHolmの凝着摩擦の理論によって説明できると考えられている<sup>18)</sup>。Holmによると、固体同士の接触は部分的凸部で接触しており、この部分で移動に対するせん断抵抗力が発生する。また、この真実接触面積は押付力(溶鋼静圧)に正比例し、材料の強度または硬度に逆比例することから温度の影響を理解することができる。Fig. 8に銅板およびNiメッキ銅板の硬度と温度の関

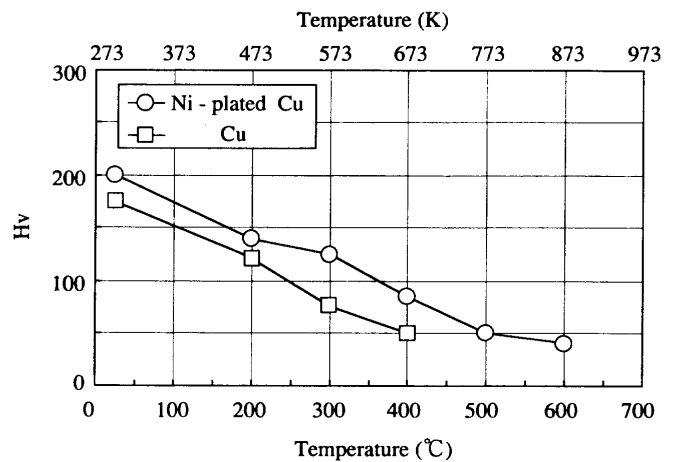


Fig. 8. Relation between hardness and surface temperature of metal sample.

係を示す。室温に比べて673Kでは硬度が1/2以下に低下し、動摩擦係数が2倍以上となる実験結果を定性的に説明している。

佐賀ら<sup>19)</sup>は温間鍛造時のトライボロジーの研究結果として、 $\text{Na}_2\text{O}-\text{B}_2\text{O}_3$ フラックスの固体摩擦の値として300°Cで0.4であることを報告している。

水上ら<sup>10)</sup>は固体摩擦の動摩擦係数を0.25としているが、今回の実験方法(I)の結果を見ると固体フラックスと銅板間の摩擦係数は銅板温度が573Kになると0.5~0.7と高くなっている。上記温度の軟鋼と銅板間の摩擦係数が0.3~0.4であることから、硬度の低い固体フラックスとしては考え得る値である。

一方、モールドフラックスを用いたスラブ連続製造などの液体潤滑の場合には摩擦力発生機構が大きく異なっている。固体摩擦では摩擦力はせん断速度依存性が見られなかったのに対し、液体摩擦では粘度とせん断速度に比例することが理論的にも予測される。ただし、温度や歪速度などの与条件によって、液体の特性がニュートン流体かペンガム流体、または、チクソトロピック流体のような非ニュー

トン流体かによって、比例関係は複雑なものになってくる。著者らは、モールドフラックスの粘性測定実験より、粘度が $0.39\text{Pa}\cdot\text{s}$ のときに弾性率 $5\sim 10\text{Pa}$ の特性値を有する粘弾性体として記述できることを既に報告した<sup>15)</sup>。

以上の固体摩擦と液体摩擦の基礎的知見をもとに実際のスラブ連続鑄造時の摩擦・潤滑現象を以下に考察する。水上らは<sup>10)</sup>フラックス鑄造時の鑄型内の摩擦挙動を解析し、固体摩擦力と液体摩擦力を推算している。そして、両者の比較を行って小さな値を支配的な摩擦力として採用した結果、鑄型の上部では液体摩擦力が支配的であり、鑄型の下部では固体摩擦力が支配的であると述べている。

ここでは、高速鑄造時に問題となる過大な摩擦力による初期凝固シェルの破断(拘束性ブレイクアウト)を考える。拘束性ブレイクアウトの起点は主としてメニスカス近傍にあることから、鑄型上部の摩擦潤滑現象を論究する。

凝固シェルに加わる摩擦力を直接測定することは極めて困難であることから、振動する鑄型に作用している荷重を測定して、その反力が凝固シェルに加わるとして推察した値が水上<sup>10)</sup>や大宮<sup>20)</sup>らから報告されている。大宮らは実機での摩擦力を解析し、最大摩擦力として $6.7\times 10^3\text{Pa}$ の値を得た。また、大宮<sup>20)</sup>らは、流入したフラックス全厚みを $140\mu\text{m}$ 、流動可能な液相フラックスフィルム厚みを $16\mu\text{m}$ 、フラックスフィルムの粘度を $1.6\text{Pa}\cdot\text{s}$ としている。

しかしながら、この解析では著者らの研究で明らかになった鑄型とモールドフラックス間の界面伝熱接触抵抗<sup>21)</sup>の影響が考慮されていない。そこで、モールドフラックスを介する伝熱挙動から流動可能なフラックスフィルム膜厚を考察する。

今、メニスカスより $150\text{mm}$ 程度下方の熱流束( $q_T$ )をJ.K. Brimacombeらの値を用いて $1.3\times 10^6\text{w}/\text{m}^2$ とする<sup>22)</sup>。モールドフラックスの熱伝導率( $K_p$ )を $1.2\text{w}/\text{mK}$ とする<sup>21)</sup>。鑄型-モールドフラックス間の接触熱抵抗( $R_{int}$ )を $0.0004\text{m}^2\text{K}/\text{w}$ とする<sup>21)</sup>。鑄型の表面温度を $573\text{K}$ 、モールドフラックスの鑄片側の温度を $1573\text{K}$ とすると、鑄型-鑄片間のトータル伝熱抵抗( $R_T$ )と熱流束の関係(2)、(3)式より、モールドフラックス全厚み( $d_p$ )として $443\mu\text{m}$ の値が得られる。

$$R_T = R_{int} + d_p / K_p \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$q_T = \Delta T / R_T \quad \dots\dots\dots (3)$$

一方、モールドフラックスを貫通する熱流束と鑄型-モールドフラックス界面を貫通する熱流束は等しいことから、モールドフラックスの鑄型面側の温度 $\chi$ (K)を求めると(4)式より $1093\text{K}$ が得られる。

$$\frac{\chi - 573}{R_{int}} = \frac{K_p}{d_p} (1573 - \chi) \quad \dots\dots\dots (4)$$

モールドフラックス内の温度分布を直線と仮定すると、流動可能なフラックスフィルム厚はモールドフラックスの凝

固温度( $1323\text{K}$ )以上であると考えられるので $231\mu\text{m}$ と算出される。

長野ら<sup>23)</sup>はメニスカス近傍での鑄型-鑄片間パウダーフィルムの厚みについて考察し、鑄造速度 $1.5\text{m}/\text{min}$ の条件下では全厚み $300\mu\text{m}$ 、液相フィルム厚みとして約 $200\mu\text{m}$ の値を報告している。また、モールドフラックスの平均的な消費量より計算される平均的な液相膜厚 $200\sim 300\mu\text{m}$ に近く、上記推定は妥当なものと考えられる。中島ら<sup>24)</sup>は鑄型直下でのモールドフラックスのサンプリングから鑄造速度 $1.5\text{m}/\text{min}$ の条件下でモールドフラックスの液相厚みは約 $250\mu\text{m}$ と見積もられ両者は良く一致している。

このように、鑄型壁面での接触伝熱抵抗が存在すれば概略 $200\mu\text{m}$ 程度の液相モールドフラックスフィルムが予想されることになり、実機での摩擦力解析から求めた大宮ら<sup>20)</sup>の報告値( $16\mu\text{m}$ )とは大きく異なっている。

仮に、液相モールドフラックスフィルム厚みを $200\mu\text{m}$ とすればメニスカスより $150\text{mm}$ 下方での凝固シェルに加わる摩擦応力は、代表的な鑄造条件下(鑄造速度 $1.5\text{m}/\text{min}$ 、オシレーションサイクル $100\text{cpm}$ 、オシレーションストローク $6\text{mm}$ 、液相モールドフラックスの平均粘度 $2.0\text{Pa}\cdot\text{s}$ )で推算しても $8.78\times 10^2\text{Pa}$ と小さな値である。この応力は該当位置での溶鋼静鉄圧 $1.03\times 10^4\text{Pa}$ を考慮すると、固体摩擦係数換算値は $0.085$ となる。一方、ビレット等のレブシードオイルを潤滑材とした鑄造方式では、今回の研究結果より概略、固体摩擦係数は $0.25$ であることが明らかとなった。つまり、モールドフラックスを用いた鑄造の液体摩擦力は、レブシードオイルを用いた鑄造の固体摩擦力に比較して約 $1/3$ と小さな値であると考えられる。

一方、荻林ら<sup>25)</sup>は、摩擦力を考慮した初期凝固シェルの歪み解析と縦割れ発生との対比から、モールドフラックスを用いた場合でも、メニスカス近傍での見掛けの摩擦係数として $0.15\sim 0.30$ の値を提案している。しかし、モールドフラックスの鑄型-凝固シェル間への流入が健全に行われていれば、凝固シェルに加わる摩擦力は相当に小さな値であることは既に考察したとおりである。そこで、拘束性ブレイクアウトが生じたり、縦割れが生じる場合にはモールドフラックスの健全な供給、流入が行われなくなり、鑄型-凝固シェル間の摩擦は本研究の軟鋼-銅板間的高温域での固体摩擦係数である $0.3\sim 0.45$ であると考えると上記現象が理解される。

このように、スラブ連続鑄造時の初期凝固シェルの挙動を理解するためには、モールドフラックス消費量の決定機構、モールドフラックスの鑄型-凝固シェル間への流入メカニズムの解明が今後に残された課題と言える。

## 5. 結言

鋼の連続鑄造プロセスにおける鑄型壁面と初期凝固シェ

ル間に働く摩擦力について、基礎実験と実機鑄造条件をシミュレート可能なホットモデルシミュレーター実験を行い、次の結論を得た。

(1) 軟鋼と銅板間の固体摩擦係数は、473K以下の温度では0.1~0.2であるが、温度上昇と共に増大し、653Kでは0.45となる。レプシードオイルの効果は623K以上で顕著になり、653Kでの動摩擦係数は0.20と約半減する。

(2) 固体モールドフラックスと銅またはニッケルメッキ、銅板間の固体摩擦係数は、473K以下の温度では0.15~0.30であるが、温度上昇と共に増大し673Kでは0.7前後の大きな値となる。

(3) 実機鑄造条件範囲内では、固体摩擦力は歪速度に依存しない。

(4) モールドフラックスを用いた鑄造では、鑄型壁面での接触伝熱抵抗を考慮すると、メニスカス近傍のフラックスフィルム全厚みは400 $\mu$ m程度、また、流動可能なフラックスフィルム厚みは200 $\mu$ m程度と推察された。

(5) 健全なフラックス流入が行われている場合、凝固シエルの加わる摩擦力は、見掛けの固体摩擦係数で0.08~0.09と算出され、レプシードオイル鑄造に比較して約1/3であると推算される。

## 文 献

- 1) 下村泰人：20世紀鉄鋼技術史のトピックス，日本鉄鋼連盟，東京，(1995)，78.
- 2) H.Bessemer：Stahl Eisen，**11** (1881)，921.
- 3) E.Hoffken，P.Kappes and H.Larx：Stahl Eisen，**106** (1986) 1253.
- 4) G.Flemming，P.Kappes，W.Rohde and V.Vogtman：Stahl Eisen，**108** (1988) 99.
- 5) J.K.Brimacombe and I.V.Somarasekera：Iron Steelmaker，**21** (1994) Nov.，29.
- 6) A.Flick，G.Djumliya，K.Zeman，A.Kropf and K.Schwaha：Stahl Eisen，**113** (1993) Sep.，63.
- 7) E.Hoffken：Stahl Eisen，**113** (1993) Feb.，49.
- 8) J.C.Grosjean，J.L.Jacnot，J.M.Damasse，H.Litterschider，D.Senk and W.Schmitz：Iron Steelmaker，**20** (1993) Aug.，27.
- 9) R.Hentrich，M.Dubke，H.Jurgen Funk，K.H.Hnake，J.Ioh and Kuhlmann：Stahl Eisen，**111** (1991) Feb.，51.
- 10) 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，**72** (1986)，1862.
- 11) 糸山誓司，垣生泰弘，反町健一，川原田昭，矢部 直：鉄と鋼，**68** (1982)，784.
- 12) K.C.Mills，T.J.H.Billany，A.S.Normanton，B.Nalken and P.Grieverson：Ironmaking Steelmaking，**18** (1991)，253.
- 13) E.Takeuchi，J.K.Brimacombe：Metall.Trans.B，**15B** (1984)，493.
- 14) H.Nakato，S.Omiya，Y.Habu，T.Emi，K.Hamagamai and T.Koshikawa：J. Met.，**36** (1984) Mar.，44.
- 15) 反町健一，坂井重郎，藤井徹也：鉄と鋼，**81** (1995)，1144.
- 16) 広島壯一，平沢秀直，笹本英雄：鉄と鋼，**65** (1979)，S164.
- 17) 木村好次，岡部平八郎：トライボロジー概論，善賢堂，東京，(1988)，43.
- 18) R.Holm：Electric Contacts，H.Gebbers Forlag，(1946)，2.
- 19) J.Saga，H.Nojima and K.Arita：Trans. Iron Steel Inst. Jpn.，**17** (1977)，623.
- 20) 大宮 茂，中戸 参，垣生泰弘，江見俊彦，浜上和久：日本学術振興会製鋼19委員会資料(No.10408)，(1982).
- 21) 山内 章，反町健一，桜谷敏和，藤井徹也：鉄と鋼，**79** (1993)，167.
- 22) R.B.Mahapatra，J.K.Brimacombe and I.V.Samarasekera：Metall. Trans. B，**22B** (1991)，875.
- 23) 長野 裕，竹内栄一：材料とプロセス，**1** (1988)，146.
- 24) 中島敬治，平城 正，金沢 敬，村上敏彦：材料とプロセス，**5** (1992)，1221.
- 25) 荻林成章，溝口利明：材料とプロセス，**7** (1994)，1154.