

---

連続鋳造鋳型メニスカス近傍のフラックスフィルムを介した熱伝達，潤滑機構

Heat Transfer and Lubrication of Mold Flux Film at Meniscus Region in Continuous Casting Mold

反町 健一(Kenichi Sorimachi) 山内 章(Akira Yamauchi)

---

要旨：

連続鋳造鋳型内の熱伝達及び潤滑機構の解明を目的に，2種類のラボ実験を行った。平行平板法によるモールドフラックスフィルムの総括熱抵抗測定では，鋳型－鋳片間エアギャップの熱抵抗（20～50 $\mu$ m 相当）と，フィルムを介する輻射熱伝達を定量的に求めた。フラックスの粘弾性挙動に着目して，非定常摩擦解析を実施し，0.28，2.3Pa・sの粘度に対しそれぞれ10，50Pa，の弾性率を得た。鋳型内潤滑シミュレーター実験の結果，鋳型振動数が300cpmの場合には，摩擦力ならびに摩擦力ピークの位相がニュートン流体理論値と一致しないことが顕著になった。これらは，粘弾性挙動により定量的に説明できる。

---

Synopsis：

Two types of laboratory experiments were conducted to make clear the heat transfer behavior and lubrication mechanism in the continuous casting mold of steel. Measured overall thermal resistance of parallel plates filled with the mold flux quantified the thermal resistance of air gaps and radiative heat transfer through flux film. The interfacial thermal resistance which is evaluated to be 20 to 50 $\mu$ m disappears when the temperature of hot plate surface exceeds that of the flux liquidus. Also, an unsteady state friction analysis has been performed with a special attention to visco-elastic behavior of the mold flux. Elasticity of 10 and 50 Pa was obtained at viscosity of 0.28 and 2.3 Pa·s, respectively. The difference between the obtained friction force and the predicted one as Newtonian fluid, and the phase shift of maximum friction peak become significant when the oscillation frequency becomes 300 cpm. These transitions can be explained quantitatively by introducing elasticity to the mold flux characteristics.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

|                   |
|-------------------|
| 本文は次のページから閲覧できます。 |
|-------------------|

# 連続鋳造鋳型メニスカス近傍のフラックスフィルムを介した熱伝達，潤滑機構\*

川崎製鉄技報  
28 (1996) 1, 59-65

## Heat Transfer and Lubrication of Mold Flux Film at Meniscus Region in Continuous Casting Mold



反町 健一  
Ken-ichi Sorimachi  
技術研究所 鉄鋼プロセス研究部水島鉄鋼研究室長(部長)・工博



山内 章  
Akira Yamauchi  
技術研究所 鉄鋼プロセス研究部製鋼研究室

### 要旨

連続鋳造鋳型内の熱伝達及び潤滑機構の解明を目的に，2種類のラボ実験を行った。平行平板法によるモールドフラックスフィルムの総括熱抵抗測定では，鋳型－鋳片間エアギャップの熱抵抗(20～50  $\mu\text{m}$  相当)と，フィルムを介する輻射熱伝達を定量的に求めた。フラックスの粘弾性挙動に着目して，非定常摩擦解析を実施し，0.28，2.3  $\text{Pa}\cdot\text{s}$ の粘度に対しそれぞれ10，50 Paの弾性率を得た。鋳型内潤滑シミュレーター実験の結果，鋳型振動数が300 cpmの場合には，摩擦力ならびに摩擦力ピークの位相がニュートン流体理論値と一致しないことが顕著になった。これらは，粘弾性挙動により定量的に説明できる。

### Synopsis:

Two types of laboratory experiments were conducted to make clear the heat transfer behavior and lubrication mechanism in the continuous casting mold of steel. Measured overall thermal resistance of parallel plates filled with the mold flux quantified the thermal resistance of air gaps and radiative heat transfer through flux film. The interfacial thermal resistance which is evaluated to be 20 to 50  $\mu\text{m}$  disappears when the temperature of hot plate surface exceeds that of the flux liquidus. Also, an unsteady state friction analysis has been performed with a special attention to visco-elastic behavior of the mold flux. Elasticity of 10 and 50 Pa was obtained at viscosity of 0.28 and 2.3  $\text{Pa}\cdot\text{s}$ , respectively. The difference between the obtained friction force and the predicted one as Newtonian fluid, and the phase shift of maximum friction peak become significant when the oscillation frequency becomes 300 cpm. These transitions can be explained quantitatively by introducing elasticity to the mold flux characteristics.

### 1 緒 言

鉄鋼製品製造のコストダウン要求の高まるなか，スラブ連鋳機に求められていることは，高速鋳造による高生産性を確保しつつ，鋳片欠陥を防止し，下工程の省力化を図ることと言える。連鋳機高速化に伴う問題点は大きく2つあり，ひとつは鋳型内抜熱の不均一に伴う鋳片割れ発生，もうひとつは拘束性ブレイクアウト（以下拘束性 B. O.）の発生である。これらに深く関係するのが使用するモールドパウダーの熱伝達特性と潤滑特性であり，各特性を最適化させたパウダー開発は今後の連鋳プロセスの高品質高生産性を達成するための必須技術のひとつと位置づけられる。

表面割れなどの鋳片欠陥の発生はモールドパウダー周辺の熱伝達との関わりが深い。鋳型と接しているモールドパウダー層は常に固相であり，エアギャップを伴うと考えられる。このエアギャップの生成が鋳型内伝熱の不均一を助長し，さらには鋳片表面品質を低下させると考えられているが<sup>1)</sup>，エアギャップ生成及びその熱抵抗の定量的研究はほとんどなされていない。また，モールドパウダーの熱伝導率は最も基本的な物性値で，Elliott<sup>2)</sup>，萩野<sup>3)</sup>，石黒<sup>4)</sup>，

桜谷<sup>5)</sup>らによって液相における値が求められているが，そのデータは必ずしも一致しない。例えば大宮ら<sup>6)</sup>は，ガラス相では輻射熱伝達が寄与するため，熱流束が増大することを報告している。しかしながら Bagha ら<sup>7)</sup>は結晶相の存在により熱流束が増加するという全く異なる結果を報告している。

一方，高速鋳造を実施する上での障害となる拘束性 B. O. の発生は，高速化によって鋳型内の鋳片にかかる摩擦力が上昇することによって生ずるものと考えられ<sup>8)~10)</sup>，これまでその防止のため，潤滑性に優れたモールドパウダーの開発<sup>11,12)</sup>，操業条件の検討<sup>13,14)</sup>が行われてきた。その他鋳型内の潤滑および摩擦に関する研究報告は数多い<sup>15,16)</sup>が，いまだモールドパウダーによる潤滑機構，拘束性 B. O. の発生機構に関しては不明な点が多い。その理由は，拘束性 B. O. の起点で凝固シエルに作用している摩擦解析が不十分であることが考えられる。

本論文では，従来定性的記述の域を出なかったモールドパウダーに関する基礎的現象の解明を目的とし，基礎実験と数値解析から(1)鋳型－鋳片間の伝熱問題，(2)鋳型－鋳片間の潤滑問題，を定量的に明確にする。そして鋳型鋳片間の輻射伝熱，鋳型とモールドパウダーの接触熱抵抗，およびモールドパウダーの粘弾性挙動の把握の重要性を指摘したい。

\* 平成 8 年 3 月 5 日原稿受付

## 2 定常平行板法伝熱モデル実験

### 2.1 実験方法

#### 2.1.1 実験装置

本実験では定常平行板法によってモールドパウダー層の熱抵抗を測定した。装置測定部を Fig. 1 に示す。鋳片に相当するのが、シリコニットヒーターで加熱された窒化アルミニウム板（以下 AIN 板）である。AIN 板は  $55 \times 55 \text{ mm}^2$  の正方形、厚さ  $0.63 \text{ mm}$  のホットプレス品を使用した。AIN 板の裏面には  $0.2 \text{ mm} \phi$  の白金-白金ロジウム (13%Rh) 熱電対を接着し、実験には AIN 板の表面温度が常に  $1100^\circ\text{C}$  一定となる条件で、AIN 板上でモールドパウダーを融解した。

鋳型に相当する  $25 \times 30 \times 30 \text{ mm}^3$  の直方体形状をした SUS 304 製のブロック（以下鋳型）内部には Fig. 1 のように内径  $8 \text{ mm} \phi$  の冷却媒体流路を設け、鋳型表面と流路間の温度勾配を測定するために、測温点を 2 点設けた。この冷却ブロックを溶融したモールドパウダーに対して降下させ、所定の厚さのモールドパウダー層を確保した後、鋳型表面温度を低下させてゆき、定常状態となる毎に各温度を記録した。この操作を、各パウダーについて異なるパウダー厚さで繰り返した。

#### 2.1.2 実験原理

測定部における定常状態の温度分布は、この系を 1 次元伝熱と考えると Fig. 2 のように表すことができる。定常状態における熱流束  $q_T$  と、平行板両面の温度差  $T_s - T_m$  を求めることにより、パウダー及び界面熱抵抗を含む層全体の総括熱抵抗  $R_T$  が (1) 式で与えられる。この値をもって以下考察した。

$$R_T = (T_s - T_m) / q_T \quad (1)$$

ここで、

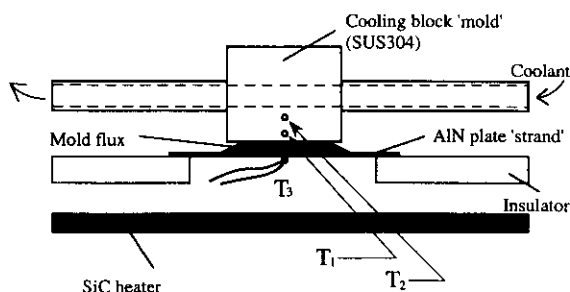


Fig. 1 Schematic representation of the experimental apparatus

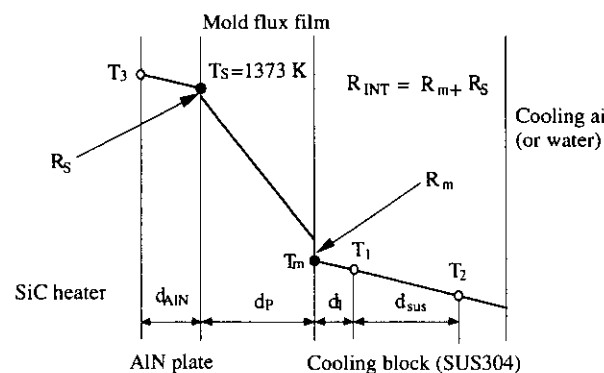


Fig. 2 Schematic representation of the temperature distribution in the experimental apparatus

$$q_T = K_{SUS} / d_{SUS} \cdot (T_1 - T_2) \quad (2)$$

$$T_m = T_1 + q_T d_1 / K_{SUS} \quad (3)$$

$$T_s = T_3 - q_T d_{AIN} / K_{AIN} \quad (4)$$

$T_1, T_2, T_3, T_s, T_m, d_1, d_{SUS}, d_{AIN}$  の定義は Fig. 2 に示す。 $K_{SUS}, K_{AIN}$  は使用した SUS 304, AIN の熱伝導率である。

### 2.2 実験結果

実験試料に用いたモールドパウダーの化学成分と主な特性を Table 1 に示す。各試料における冷却ブロック表面温度  $T_m$  と、被測定系全体の総括熱抵抗  $R_T$  との関係の一例を Fig. 3 に示す。なお計算に用いた物性値等を Table 2 に示す。モールドパウダー層厚さを  $d_p$  とす

Table 1 Chemical compositions and physical properties of the mold fluxes

|                                      | Flux A | Flux B | Flux C |
|--------------------------------------|--------|--------|--------|
| SiO <sub>2</sub> (mass%)             | 14.8   | 34.4   | 31.3   |
| CaO                                  | 18.5   | 33.0   | 40.1   |
| Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>       | 1.1    | 6.1    | 2.08   |
| Na <sub>2</sub> O (*Na)              | 21.7   | 13.4   | *3.98  |
| F                                    | 22.7   | 8.1    | 11.4   |
| BaO                                  | 6.6    |        |        |
| B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>        | 19.8   |        |        |
| Li <sub>2</sub> O                    | 5.8    |        | 3.93   |
| CaO/SiO <sub>2</sub>                 | 1.11   | 0.96   | 1.30   |
| Softening temperature $T_{sf}$ (K)   | 853    | 1 273  |        |
| Solidifying temperature $T_{sl}$ (K) | 923    | 1 323  | 1 463  |

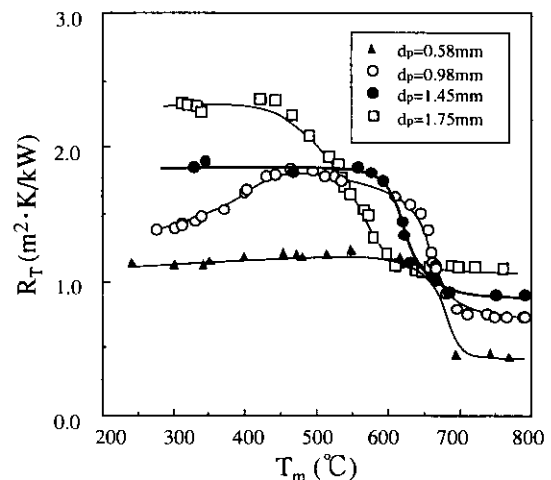


Fig. 3 Variation of overall thermal resistance  $R_T$  with mold surface temperature  $T_m$  for Flux A

Table 2 Constants for the experiment

| Constants         | Values |
|-------------------|--------|
| $K_{SUS}$ (W/m·K) | 14.7   |
| $K_{AIN}$ (W/m·K) | 160    |
| $d_{SUS}$ (mm)    | 8.0    |
| $d_1$ (mm)        | 1.5    |
| $d_{AIN}$ (mm)    | 0.63   |

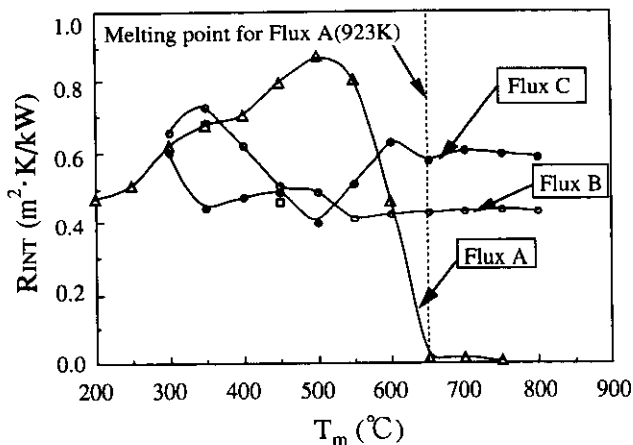


Fig. 4 Influence of mold surface temperature  $T_m$  on contact resistance  $R_{INT}$  for Fluxes A~C

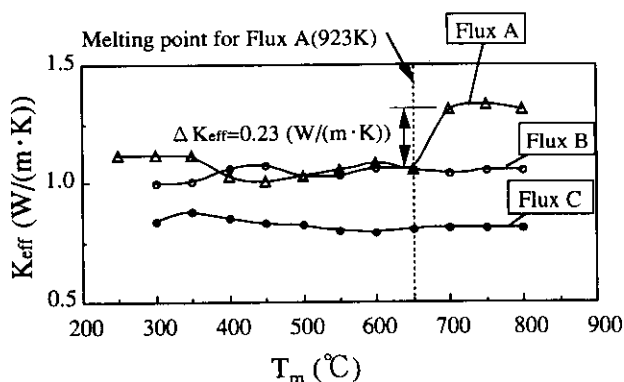


Fig. 5 Influence of mold surface temperature  $T_m$  on effective thermal conductivity  $K_{eff}$  for Fluxes A~C

ると、 $R_T$ は(5)式のように表わされる。ここで  $R_{INT}$  はモールドパウダーの界面熱抵抗を示す。

$$R_T = R_{INT} + d_p / K_{eff} \quad (5)$$

ここで、熱伝導率  $K_{eff}$  は、輻射による寄与が含まれている見かけ上の熱伝導率すなわち有効熱伝導率である。種々の厚さのパウダーについて測定を行ない、 $d_p$  に対して  $R_T$  をプロットすることにより、(5)式から  $K_{eff}$  と  $R_{INT}$  を求めた。こうして求めた  $R_{INT}$  および  $K_{eff}$  と冷却ブロック表面温度  $T_m$  の関係を Fig. 4, 5 にそれぞれ示す。

## 2.3 考察

### 2.3.1 鋳型—パウダーフィルム間界面熱抵抗

Fig. 4 に示された界面熱抵抗  $R_{INT}$  は、Flux A については 650°C を境にして大きく変化し、650°C 以上ではほぼ 0 の値が 650°C 以下で急激に増大した。示差熱分析から求めた Flux A の凝固温度が 650°C であることから、600°C 以下で観測される  $R_{INT}$  の増加は、鋳型に接するパウダーの凝固に伴う固相—固相接触の現出、すなわち、エアギャップの生成に起因するものと考えられる。このときエアギャップ厚み 20~50  $\mu\text{m}$  に相当する界面熱抵抗変化  $\Delta R_{INT} = 0.4 \sim 0.8 \text{ m}^2\text{K/kW}$  が得られた。静的モデル実験ながら、本結果は中戸ら<sup>9)</sup>が実機の連続鋳造機鋳型内測温から得た鋳型とパウダーフィルムの接触熱伝達係数 1.0~3.1  $\text{kW}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  (接触熱抵抗で 0.32~1.0  $\text{m}^2\text{K/kW}$ ) とよく一致している。一方、実用連続鋳造用モールドパウダーである Flux B, Flux C の凝固温度は 1000°C 以上と鋳型最高温度 800°C よりさらに高い。従って、Fig. 4 に示すように今回の実験範囲内では、

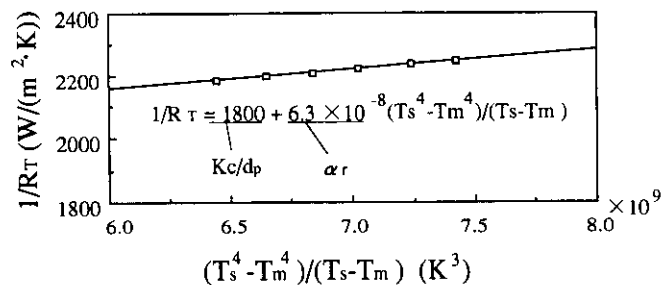


Fig. 6 Separation from overall heat transfer to conductive and radiative heat transfer according to Eq. (6) for Flux A ( $T_m = 700 \sim 800^\circ\text{C}$ ,  $d_p = 0.58 \text{ mm}$ )

鋳型側では鋳型表面温度によらず常にエアギャップが存在していたものと考えられる。いずれにしても、実機連続鋳造鋳型表面温度は通常 300°C 程度であるため、パウダーの特性によらず、今回の実験を通して認められたようなエアギャップは、湯面部においても常に存在するものと考えられる。なお、 $R_{INT}$  はパウダーフィルム両界面における熱抵抗の和であるが、鋳型側の値はエアギャップ消失に伴い二桁以上も小さくなることから、鋳片側は無視しうるものと考えられる。

### 2.3.2 輻射熱伝達

Elliott ら<sup>2)</sup>、大宮ら<sup>9)</sup>の報告同様、本研究においても輻射熱伝達の寄与は無視できないものと考え、Flux A について  $K_{eff}$  を伝導伝熱項  $K_c$  と輻射熱伝達項  $K_r$  に分離する解析を試みた。これは特に Flux A の凝固温度が実験鋳型の温度範囲中にあり、100%液相での輻射熱流束の解析が可能となったからである。

いま全体の熱流束  $q_T$  を伝導と輻射の和とし、前述のように  $R_{INT} \sim 0$  を考慮すると、 $q_T$  は(6)式で表される<sup>9)</sup>。

$$q_T / (T_s - T_m) = K_c / d_p + \alpha_r (T_s^4 - T_m^4) / (T_s - T_m) \quad (6)$$

$$\text{ただし、} \alpha_r = n^2 \sigma / (0.75 a_p d_p + \varepsilon_m^{-1} + \varepsilon_s^{-1} - 1)$$

ここで、 $a_p (\text{m}^{-1})$ 、 $n$  はそれぞれパウダーの吸収係数、屈折率、 $R_T (\text{m}^2\cdot\text{K/W})$  は鋳型—鋳片間の総括熱抵抗、 $\alpha_r (\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4))$  は輻射熱伝達率、 $\varepsilon_m, \varepsilon_s$  は鋳型表面鋳片表面の輻射率、 $\sigma$  はステファン—ボルツマン定数  $5.67051 \times 10^{-8} (\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4))$  である。

(6)式にもとづき、測定した総括熱抵抗  $R_T$  の逆数を縦軸に、 $(T_s^4 - T_m^4)/(T_s - T_m)$  を横軸にプロットすると、 $K_c/d_p$  を切片、 $\alpha_r$  を傾きとする直線が得られ、輻射と伝導を分離することができる。 $d_p = 0.58 \text{ mm}$  のときの、液相範囲における Flux A のプロットを Fig. 6 に示す。プロットの切片、傾きより、それぞれ  $K_c/d_p = 1.8 \text{ kW}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 、 $\alpha_r = 6.30 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}^4)$  が得られる。 $K_c$  同様に、便宜的に輻射熱伝達率  $K_r$  を(7)式で定義し、得られた  $\alpha_r$  の値より輻射による寄与を求めると、 $T_s = 1100^\circ\text{C}$  (1373 K)、 $T_m = 700^\circ\text{C}$  (973 K)、 $d_p = 0.58 \text{ mm}$  の条件では  $K_r = 0.24 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  が得られる。

$$q_r = K_r / d_p \cdot (T_s - T_m) \quad (7)$$

$$K_r = \alpha_r (T_s^4 - T_m^4) d_p / (T_s - T_m) \quad (8)$$

この値は、Fig. 5 に認められた凝固温度 650°C における Flux A の  $K_{eff}$  の変化 0.23  $\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  とよく一致している。一方、 $T_m = 700^\circ\text{C}$  で  $K_c = 1.03 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  が求められ、 $T_m$  が 600°C 以下における  $K_{eff} = 1.06 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  とほぼ一致する。

一方今回の実験温度範囲内では、Flux B, Flux C については常にパウダーフィルム中に凝固層を伴っており、結晶層における輻射の遮断があったと推察される。その結果、熱伝導率は変化が認められなかったと考えられる。

以上をまとめると、Flux A の液相における有効熱伝導率のうち、輻射の寄与は全体の約 20% であり、大宮ら<sup>9)</sup>の値、40~50% より低く

評価された。(8)式より、 $K_r$ は鋳片温度  $T_s$  の3乗にほぼ比例するので、今回の実験条件  $T_s = 1100^\circ\text{C}$  と、大宮らの条件  $T_s = 1400^\circ\text{C}$  の違いにより輻射の寄与率が異なったものと考えられる。

### 3 潤滑モデル実験

#### 3.1 従来の知見と問題点

鋳型／鋳片間の溶融パウダーによって発生する摩擦力の解析は、パウダーをニュートン流体とみなし、かつ鋳型振動による非定常性を無視した定常解析が採用されてきた<sup>14)</sup>。Fig. 7に鋳型と鋳片が平行であり、一定間隔の隙間にパウダーが介在する最も簡単な平行平板モデルを示している。このモデルにおける定常解析では、溶融パウダーによって発生する鋳片にかかる摩擦力(せん断応力)  $\tau$  は、(9)式で示される。

$$\tau = \eta \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=h} \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $\eta$  はパウダーの粘度、 $u$  は鋳型の動きを考慮した相対的パウダー流速を示す。(9)式より摩擦力は、鋳型と鋳片の速度差とパウダーの粘度のみによって決定される。ところで、コロイドや高分子の変形と流動は一般的に粘弾性挙動を示すことが知られている<sup>15)</sup>。J. H. Simmons ら<sup>16)</sup>は  $560^\circ\text{C}$  のソーダライムシリケートガラスの粘弾性特性挙動を報告しており、ガラスほどではないが、シリケートネットワークの発達した溶融モールドパウダーでも同様な挙動を示すことが予想される。

また摩擦力を測定する試みとして、鋳型にかかる荷重を計測して鋳型の慣性力を分離する方法が提案されている<sup>17,18)</sup>が、これらは鋳型面全域で発生する摩擦力を測定しており、拘束性ブレイクアウトの起点と考えられるメニスカス近傍での摩擦力のみの評価が出来ないという問題点が指摘される。

以上のことから鋳型内の潤滑性を評価するためには、①鋳型振動条件を再現した非定常状態で、②メニスカス直下の鋳片にかかる摩擦力を測定することが非常に重要である。しかし、実機鋳型内でのこのような測定は困難なので、モデル実験装置による摩擦力測定が有効な手段となる。そこで、本研究では、次節に述べる実験装置の

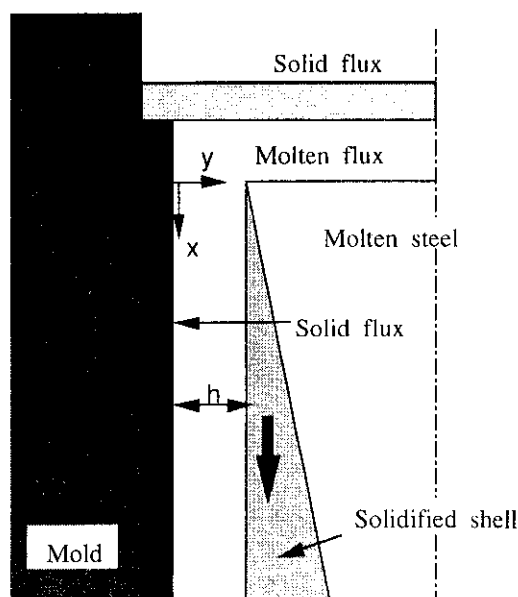


Fig. 7 Schematic view of meniscus periphery in mold

設計製作を行い、以下の2種類の実験をそれぞれ行った。

- (1) 高温粘度計を用いたパウダー粘度測定実験による非定常流動時のモールドパウダー物性の評価。
- (2) 鋳片側の摩擦力測定が可能なホットモデルシミュレータ(以下、摩擦力シミュレーター)を用いた高鋳型振動数条件下での実験および鋳片摩擦力の評価。

#### 3.2 実験装置と実験方法

##### 3.2.1 溶融パウダーの非定常流動実験

第一の実験に使用した粘度測定装置の概略を Fig. 8に示す。ごく短時間のステップ応答を調べるため、通常の粘度計に使用するものより3桁ほど応答性の高い(2 msの応答性でトルク測定が可能)トルクメーターを用い、出力データを  $100 \mu\text{s}$  以下のサンプリング周期でパーソナルコンピュータに取り込むようにした。加熱は外熱式の電気抵抗発熱炉を使用した。測定はArガス雰囲気中で行ない、粘度測定用の浸漬ロッドと外周のるつぼは高純度グラファイトを用いた。トルクメーターは駆動モーターとローターの間にセットし、回転数はモーターに直結したエンコーダーで測定した。るつぼの内径は  $42 \text{ mm}\phi$ 、浸漬ロッドの最大径は  $35 \text{ mm}\phi$  である。使用したモールドパウダーは低炭素アルミキルド鋼の鋳造に用いる平均的な組成で、その化学成分と代表的な物性値を Table 3, 4に示す。実験は  $1220^\circ\text{C}$

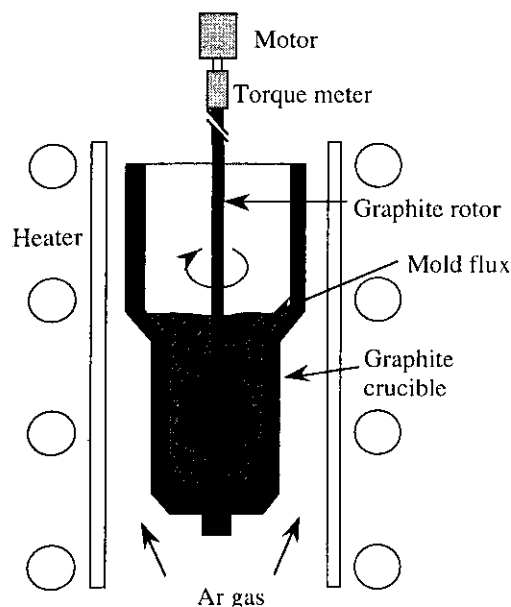


Fig. 8 Apparatus for the viscosity measurement of mold flux at unsteady state

Table 3 Physical properties of mold flux

|                                              |                                                             |
|----------------------------------------------|-------------------------------------------------------------|
| Softening temperature ( $^\circ\text{C}$ )   | 1 070                                                       |
| Solidifying temperature ( $^\circ\text{C}$ ) | 1 110                                                       |
| Viscosity ( $\text{Pa}\cdot\text{s}$ )       | 0.28 at $1220^\circ\text{C}$<br>2.3 at $1120^\circ\text{C}$ |

Table 4 Chemical composition of mold powder (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                 |

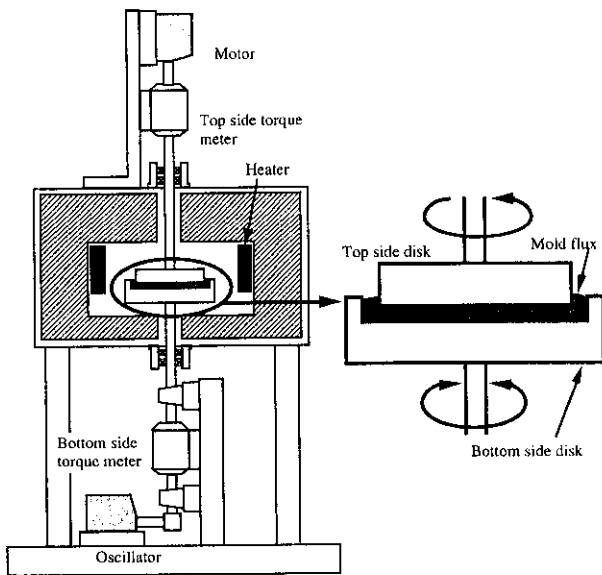


Fig. 9 Schematic view of hot oscillation simulator

および1120℃で行なった。また各温度における粘度を事前に測定し、それぞれ0.28 Pa·s、2.3 Pa·sを得た。本実験方法を以降「ステップ法」と称する。

### 3.2.2 実機操作条件下の摩擦シミュレーション実験

第二の実験に使用した摩擦シミュレーターの装置概略図を Fig. 9 に示す。装置は上下2枚のディスク (100 mmφ) を平行に配置し、両ディスクの隙間にモールドパウダーを充填する構造となっている。上部ディスクは鋳片を模擬したものであり、上部のモーターより一定方向に回転運動する。下部ディスクは鋳型に相当し、下部に設け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なうことができる。各駆動系とディスクの間にはトルクメーターを配置し、各々独立にトルク計測が可能である。ディスク材質は高純度グラファイトを用いた。ディスクおよびモールドパウダーは Ar 雰囲気下の電気抵抗炉によって一様に加熱され溶融される。上部ディスクのセンタリング用軸受は、外乱トルクを最小にすべく、軸径を可能な限り小さくした (15 mmφ)。また軸およびディスクの重量をできるだけ軽量化し (2 kg 以内)、スラストベアリングを使わず、2つのラジアルベアリングのみでディスクを支持するようにした。

次に実験条件について述べる。ディスク間の隙間 (鋳型—鋳片間のパウダー厚みに相当) は、実機での回収パウダー膜厚に近い 2 mm とした。上軸回転数は 10 rpm で、この値はディスク半径の半分位置において鋳造速度 1.6 m/min に相当する。下軸振動の振れ角は 6° で、この値は、上記位置で鋳型ストローク 5.5 mm に相当する。使用したモールドパウダーは前節と同一のものである。実験はトルク測定値の外乱を考慮し、1150℃で行った。この時の粘度は 0.39 Pa·s である。実験は鋳型振動数を 100~400 cpm に変化した時の、上部ディスク、すなわち、鋳片にかかる摩擦力を測定し、得られた結果を評価した。本方法を以降「回転振動法」と称する。

## 3.3 実験結果と考察

### 3.3.1 ステップ法による非定常流動特性の評価

ローターの回転数を 0 から 300 rpm に急激に変化させた時の回転数および発生トルクの時間変化の一例を Fig. 10 に示す。また、るつば内を空にした状態で同様の回転数変化を与えた時のトルク変化を同図内に示した。るつば内を空にした状態で発生したトルクは、ローター支持部に発生する摩擦力やローター自身を回転させるために

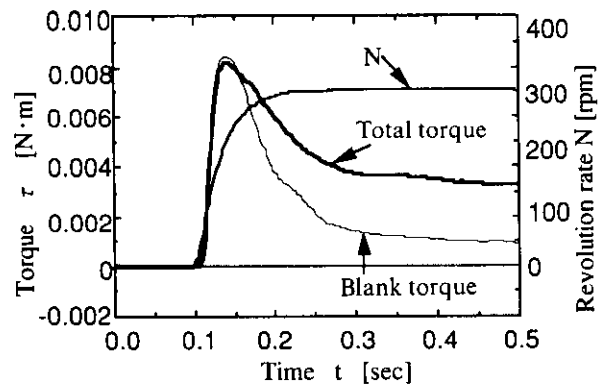


Fig. 10 Change in revolution rate of rod, total torque, and blank torque with time

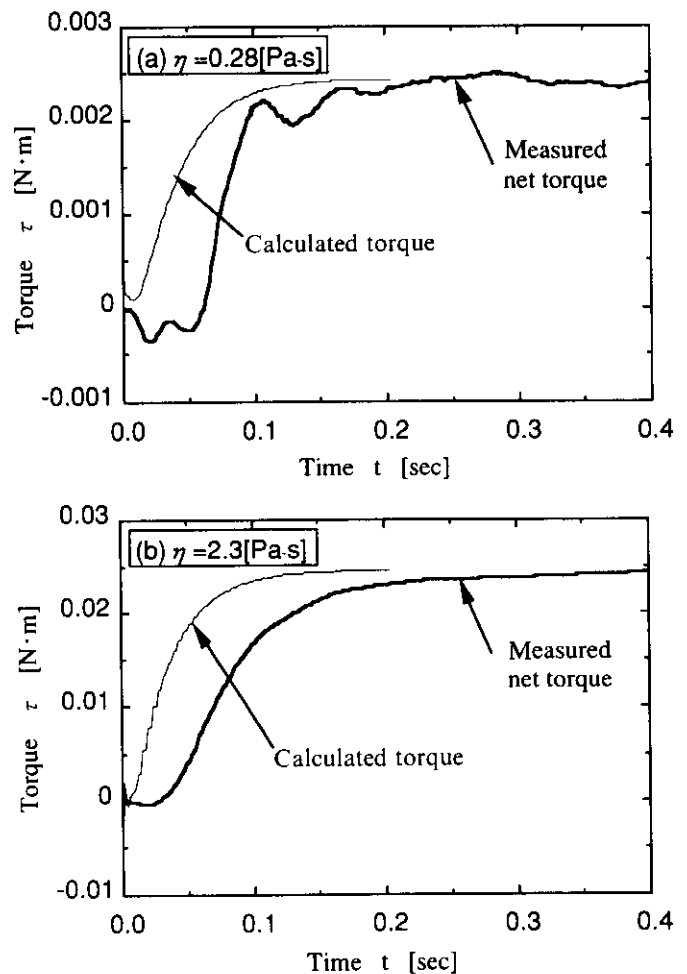
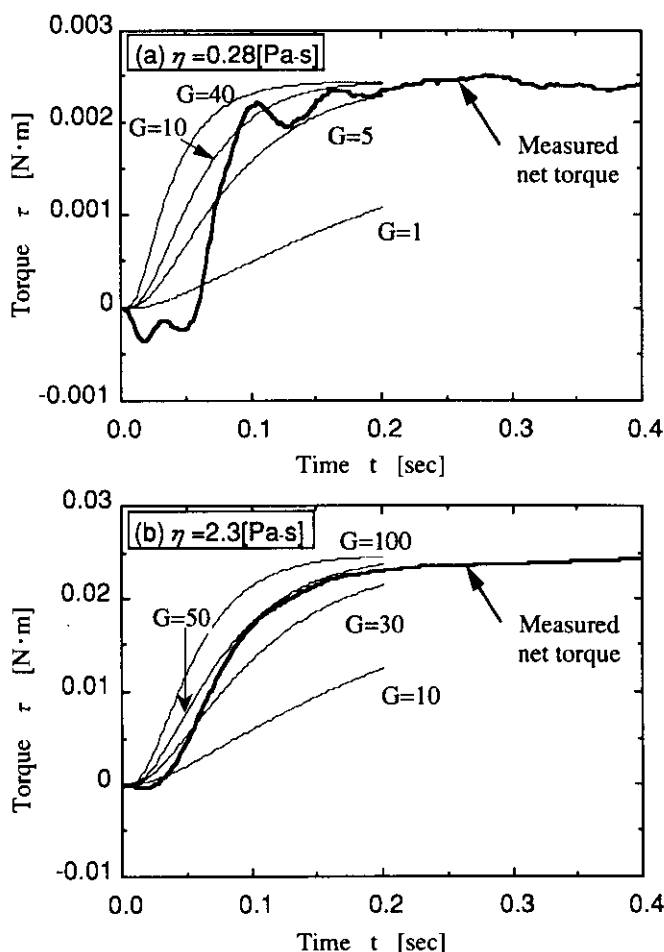


Fig. 11 Comparison of measured net torque and calculated torque with unsteady state Newtonian fluid flow analysis

発生する慣性力によると考えられる。したがって、パウダーそのものによって発生する正味のトルクは各時刻において全体で発生するトルクから、るつば空時のトルクを引いたものとして評価できる。このようにして求めた正味のトルクの経時変化を Fig. 11 に示した。ここで、粘性値と速度変化がわかっているため、モールドパウダーによって生じる粘性トルクの計算値を同図内に合わせて示した。この結果から、測定トルクは計算値と比較して、その立上りに遅れが認められる。今回の実験のように、歪の規定条件下でその時の応力



Fig. 12 Schematic representation of Maxwell model

Fig. 13 Comparison of measured net torque and calculated torque with visco-elastic flow analysis ( $G$ : elastic modulus, Pa)

変化を求めるために、粘弾性理論における Maxwell モデル (Fig. 12) を適用して解析した。基礎方程式を (10) 式に示す。

$$\frac{d\xi}{dt} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{dt} + \frac{\tau}{\eta} \quad (10)$$

ここで  $\xi$  はひずみ量であり、 $G$  は物質の弾性率である。いま、定常状態での値よりパウダーの粘度を求め、非定常時のローター軸の回転数変化の実測値を用いて、 $G$  をパラメータとしてトルク  $\tau$  の数値計算を行なった。その結果とトルク  $\tau$  の実測値を Fig. 13 に示す。実測値は、粘弾性を考慮した計算値とよく一致していることがわかる。

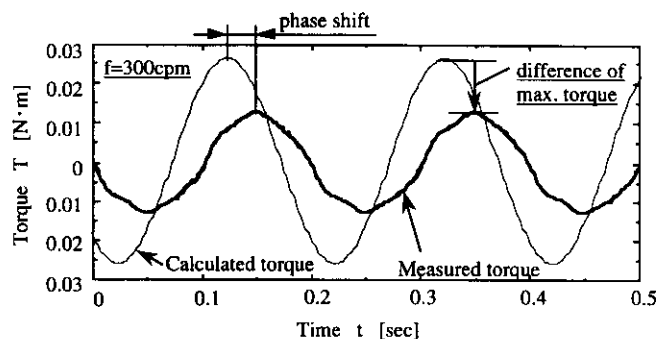
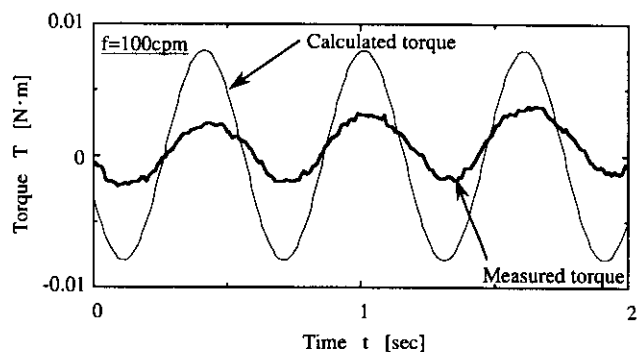


Fig. 14 Comparison of measured torque and calculated torque with Newtonian fluid flow analysis at hot oscillation simulator

弾性定数  $G$  の値は、粘度  $0.28 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  の場合で  $10 \text{ Pa}$  程度、粘度  $2.3 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  の場合で  $50 \text{ Pa}$  程度の値となった。

### 3.3.2 回転振動法による鋳片摩擦力の評価

鋳型振動数が  $100 \text{ cpm}$ ,  $300 \text{ cpm}$  の条件下で得られた、上部ディスクにかかるトルク（すなわち、鋳片にかかる摩擦力）の経時変化を Fig. 14 に示す。軸にかかるトルク  $T$  は、ニュートン流体を仮定するとディスクとパウダーの接触面全面で発生するパウダー内せん断応力  $\tau$  ((9) 式) の合力として (11) 式で求められる。

$$T = \frac{\rho \eta R^4 (\omega_1 - \omega_2)}{2h} \quad (11)$$

ここで  $R$  はディスクの半径、 $\omega_1$ ,  $\omega_2$  はそれぞれ上部および下部ディスクの角速度、 $h$  はディスク間のギャップである。このようにして求めた、トルク  $T$  の計算値を同図内にあわせて示した。Fig. 14 よりニュートン流体として求まる計算トルクと実測トルクを比較すると次の2点が指摘される。

- (1) 鋳型振動数が  $100 \text{ cpm}$ ,  $300 \text{ cpm}$  のいずれの場合も実測トルクはニュートン流体の理論値よりも小さな値となっている。
- (2) トルクの実測値とニュートン流体理論値の両波形間に時間的な位相差が存在する。これは鋳型振動数が  $300 \text{ cpm}$  の場合に顕著である。

次に、モールドパウダーの粘弾性特性を考慮した前述の Maxwell モデルを用いて鋳片摩擦力を評価した。その結果を Fig. 15 に示す。(10) 式を用いて、 $G$  をフィッティングパラメータとしてトルク値を計算し、実測値と比較したところ、 $G$  として  $5 \sim 10 \text{ Pa}$  を用いることにより、摩擦力および位相差の両者を同時に説明しうることが判明した。また、パウダー粘度  $0.28 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  の時にステップ法で得られた弾性値  $10 \text{ Pa}$ 、および粘度  $0.39 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  の時に回転振動法で得られた弾性値  $5 \sim 10 \text{ Pa}$  は、装置、方法の違いによらずほぼ一致しており、本解析法の妥当性を示していると考えられる。以上の結果より、パウダー潤滑を評価する際、物性値として粘度  $\eta$  と弾性率  $G$  を考慮すべきことが明らかとなった。

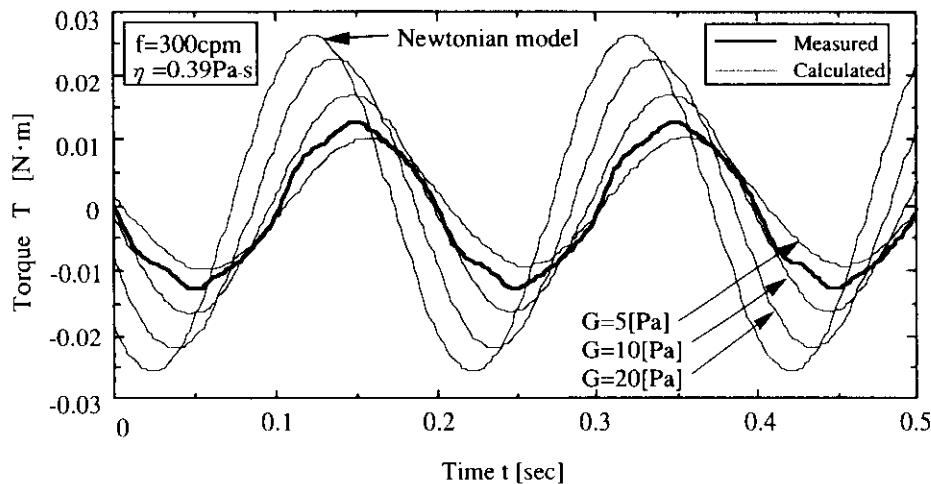


Fig. 15 Comparison of measured torque and calculated torque with visco-elastic flow analysis of hot oscillation simulator (G:elastic modulus, Pa)

#### 4 結 言

鋳型—鋳片間の界面熱抵抗に及ぼす鋳型表面の温度とモールドパウダーの物性値の影響を、平行板法を用いた熱抵抗測定により調査した結果、エアーギャップの生成およびその熱抵抗値の定量的評価、さらに輻射伝熱の寄与とパウダー結晶相の関係について定量的評価が行えた。また、モールドパウダーの粘性測定装置と鋳片—鋳型間摩擦シミュレーターを用いたホットモデル実験を行い非定常摩擦力学解析を行った結果、パウダー潤滑を評価する際、物性値として粘度 $\eta$ と弾性率 $G$ を考慮すべきことが明らかとなった。以下に示す知見から、今後均一冷却、高潤滑を確保するためのパウダー開発の方向性が示された。

(1) モールドパウダーと冷却ブロック間の界面熱抵抗は鋳型と接しているパウダーの状態によって変化する。液相ではエアーギャップが消失し、界面熱抵抗はほぼ0となる。

- (2) 鋳型に接するパウダーが固相の場合には、エアーギャップ厚み20~50 $\mu\text{m}$ に相当する界面熱抵抗が存在する。
- (3) パウダーの結晶化により、輻射伝熱が阻害されて有効熱伝導率が低下することが定量的に確かめられた。本実験条件での全熱流束に占める輻射伝熱の比率は約20%である。
- (4) モールドパウダーはMaxwell型の粘弾性特性を示し、0.28 Pa $\cdot$ sの粘度の時に弾性率は10 Pa程度、2.3 Pa $\cdot$ sの粘度の時に弾性率は50 Pa程度の値を示す。
- (5) 実機相当条件のシミュレーション実験の結果、鋳片にかかる摩擦力はニュートン流体理論で求めるトルクよりも小さな値となっている。また、その差は高振動数になるほど著しい。
- (6) 鋳型振動数が300 cpmの場合、ニュートン流体理論によるトルク波形と実測トルクとの間には位相差が存在し、この差はモールドパウダーの弾性的性質に起因するものとして定量的に説明できる。

#### 参 考 文 献

- 1) 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), 1209
- 2) H. Alan Fine, T. Engh, and J. Elliott: Met. Trans., 7B(1976), 277
- 3) 荻野和己, 西脇 醇, 山本恭嗣: 鉄と鋼, 65(1979), S 683
- 4) 石黒伸二, 永田和宏, 後藤和弘: 鉄と鋼, 66(1980), S 669
- 5) 桜谷敏和, 江見俊彦, 太田弘道, 早稲田嘉夫: 日本金属学会誌, 46(1982), 1131
- 6) S. Ohmiya, K. H. Tacke, and K. Schwerdtfeger: Ironmaking and Steelmaking, 10(1983)1, 24
- 7) S. Bagha, N. C. Machingawuta, and P. Grieveson: "Heat transfer simulation for continuous casting", 3rd Int. Conf. on Molten Slag and Fluxes, The Institute of Metals, Glasgow, (1988), 235
- 8) 鈴木幹雄, 宮原 忍, 北川 融, 内田繁孝, 森 孝志, 沖本一生: 鉄と鋼, 78(1992), 113
- 9) 松下 昭, 磯上勝行, 天満雅美, 二宮健嘉, 大橋 渡: 材料とプロセス, 1(1988), 153
- 10) 糸山警司, 鷲尾 勝, 西川 廣, 中山啓充, 田中修二, 藤井徹也: 鉄と鋼, 74(1988), 1274
- 11) 中戸 参, 野崎 努, 西川 廣, 反町健一: 鉄と鋼, 74(1988), 1266
- 12) 小山邦夫, 長野 裕, 中野武人: 製鉄研究, 324(1987), 39
- 13) 田中 誠, 原 賢一, 和田耕治, 藤野伸司, 上原彰夫, 大崎真宏, 会田聡樹: 材料とプロセス, 4(1991), 303
- 14) 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
- 15) 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), 1262
- 16) 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
- 17) 中川鶴太郎: レオロジー(1978), 157 [岩波書店]
- 18) J. H. Simmons, R. K. Mohr, and C. J. Montrose: Journal de Physique, C9(1981), 439