

# 二次元充填層におけるガス・液流れのモデル化と 高炉滴下帯の解析

松浦 正博\*・大野 陽太郎\*<sup>2</sup>

Modeling of Gas and Liquid Flow in Two Dimensional Packed Bed  
and Analysis of Dropping Zone in Blast Furnace

Masahiro MATSU-URA and Yotaro OHNO

**Synopsis :** A mathematical model of liquid dropping flow in a two-dimensional packed bed was developed, in which distribution of liquid generating points, wall and impermeable region have been considered. The model was combined with the gas flow model in order to analyze the phenomena in the dropping zone in a blast furnace.

The influence of gas and liquid flow rate on the liquid flow was examined through cold model experiments and the simulation results were validated by the experimental results.

On the basis of the simulation, liquid flow distribution in the blast furnace becomes uniform through dropping to the furnace bottom. Flooding tends to occur just below the cohesive layer.

**Key words :** blast furnace ; dropping zone ; flooding ; gas flow ; ironmaking ; liquid flow ; mathematical model ; packed bed ; simulation.

## 1. 緒言

高炉内において、融着帯より発生する液(銑鉄, スラグ)が滴下帯のコークス粒子間隙を順調に滴下することは、プロセスの基本条件である。また、フラッディングは生産性の上限を支配する要因の一つとして重要である。

羽口からの炉内観察によれば、液は「滴」の状態であること、流れの分布は不均一であり、操業条件により差異があることが報告されている<sup>1)2)</sup>。

充填層内の液流れに関して、液とガスの分布が断面均一である場合については、液ホールドアップ、ガス圧力損失、フラッディング等が詳細に研究されている<sup>3)</sup>。さらに、液発生源に分布がある場合やガス流れにより滴下経路が偏位するような場合についての研究も進められている<sup>4)~11)</sup>。しかしながら、前述のような高炉内の液流れ現象を解析する数学モデルの開発は十分でない。

前報<sup>10)</sup>では、二次元充填層内における液の滴下流れの数学モデルを展開した。本論文では、高炉滴下帯における液流れの解析を目的として、液の発生源に分布がある場合や液の流入できない不透過層がある場合に適用できるようにモデルを拡張した。モデルの妥当性を冷間模型実験により確認するとともに、高炉滴下帯における液流れを解析した。

## 2. 液の滴下流れの数学モデル

### 2.1 モデルの構成

充填層を粒子とその間隙からなるネットワーク構造と考えると、二次元充填層における液滴の流れは、模式的にFig. 1のように示される<sup>10)</sup>。格子点  $(i, j)$  にある液滴が一段降

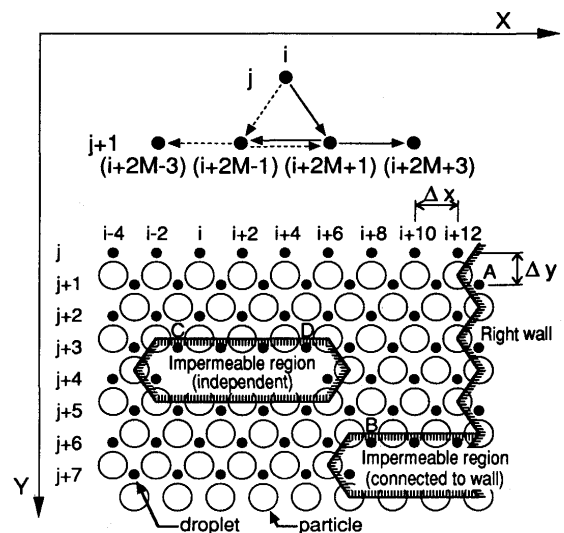


Fig. 1. Flow network and dispersion mechanism in a packed bed and on impermeable surfaces.

平成6年4月18日受付 平成6年9月2日受理 (Received on Apr. 18, 1994; Accepted on Sep. 2, 1994)

\* NKK総合材料技術研究所 (Materials & Processing Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

\* 2 NKK技術開発本部 (Research and Development Division, NKK Corporation)

下する間に、層構造の持つ分散作用、ガス流れの抗力による偏位、ガス流れの乱れによる分散作用を受けて、隣接する4点に確率 $P_1 \sim P_4$ で分配されるとする。ここで、 $P$ は移動確率(-)、 $M$ は $P$ の整数部(-)、 $\alpha$ は乱流拡散率(-)である。

$$\begin{aligned} \text{格子点 } (i+2M-3, j+1) : P_1 &= \alpha(M+1-P)/2 \\ (i+2M-1, j+1) : P_2 &= (1-\alpha)(M+1-P) \\ &\quad + \alpha(P-M)/2 \\ (i+2M+1, j+1) : P_3 &= (1-\alpha)(P-M) \\ &\quad + \alpha(M+1-P)/2 \\ (i+2M+3, j+1) : P_4 &= \alpha(P-M)/2 \quad \dots\dots(1) \end{aligned}$$

移動確率 $P$ は以下のように表される。

$$\begin{aligned} (P-1/2) &= (\Delta y/\Delta x) \{F \cos \psi / (1-F \sin \psi)\} \quad \dots\dots(2) \\ F &= (3/4) C_D (\Delta x/d_i) (\rho_g/\rho_l) (U_{gr}^2/g\Delta x) \quad \dots\dots(3) \end{aligned}$$

- $\Delta x$  : 格子点の水平方向の間隔(m)
- $\Delta y$  : 格子点の垂直方向の間隔(m)
- $\psi$  : X軸とガス流れの方向の角度(°)
- $C_D$  : 液滴の抵抗係数(-)
- $d_i$  : 液滴径(m)
- $\rho_g, \rho_l$  : ガス, 液の密度(kg/m<sup>3</sup>)
- $U_{gr}$  : ガスの実速度(m/s)
- $g$  : 重力加速度(m/s<sup>2</sup>)

乱流拡散率 $\alpha$ は、前報<sup>10)</sup>の模型実験で得られた次式を用いる。

$$\alpha = 3.24 |P-1/2|^3 \quad \dots\dots(4)$$

格子点 $(i+1, j+1)$ を通過する液の空塔速度 $U_{i+1, j+1}$ (m/s)は、次式で与えて、三次元軸対称の場合に適用を拡張する。

$$U_{i+1, j+1} = \sum_{m=1}^4 U_{ik, j} P_m \frac{\Delta S_k}{\Delta S_{i+1}} \quad \dots\dots(5)$$

$k=i+2(M-1)+2(4-m)$   
断面積 $\Delta S$ (m<sup>2</sup>)は次式により計算する。

$$\Delta S_i = 2\pi \cdot X_i \cdot \Delta x \quad \dots\dots(6)$$

$X_i$  :  $i$ 点の中心軸からの距離(m)  
ガスの実速度 $U_{gr}$ (m/s)は空塔速度 $U_g$ (m/s)と次式の関係にあるとする。

$$U_{gr} = U_g / (\varepsilon - f - H_t) \quad \dots\dots(7)$$

- $\varepsilon$  : 乾燥状態の空隙率(-)
  - $f$  : よどみ係数(-)
  - $H_t$  : 全ホールドアップ(-)
- 全ホールドアップ $H_t$ は静的ホールドアップ $H_s$ と動的ホールドアップ $H_d$ からなる。 $H_s$ とガス流れのないときの動的ホ

ールドアップ $H_{d0}$ の推算には、福武ら<sup>3)</sup>の式を用いる。

$$\begin{aligned} H_t &= H_s + H_d \quad \dots\dots(8) \\ H_s &= 1 / (20.5 + 0.263 C_{ps} / N_c) \quad \dots\dots(9) \\ H_{d0} &= 6.05 \cdot Re^{0.648} \cdot Ga^{-0.485} \cdot C_{ps}^{0.097} \cdot N_c^{0.648} \quad \dots\dots(10) \\ Re &= \rho_l U_1 \phi d_p / (1-\varepsilon) \mu_l \quad \dots\dots(11) \\ Ga &= \rho_l^2 g \phi^3 d_p^3 / (1-\varepsilon)^3 \mu_l^2 \quad \dots\dots(12) \\ C_{ps} &= \rho_l g \phi^2 d_p^2 / (1-\varepsilon)^2 \sigma \quad \dots\dots(13) \\ N_c &= 1 + \cos \theta \quad \dots\dots(14) \end{aligned}$$

- $d_p$  : 充填粒子径(m)
- $\phi$  : 充填粒子の形状係数(-)
- $\mu_g, \mu_l$  : ガス, 液の粘度(Pa·s)
- $\sigma$  : 液の表面張力(N/m)
- $\theta$  : 液と充填粒子の接触角(°)

よどみ係数 $f$ はガス流れに対してよどんでいる部分の体積比を示し、0.2が<sup>3)</sup>とされている<sup>12)</sup>。

### 2・2 液ホールドアップに及ぼすガスの上昇流の影響とフラッディング限界

液滴が $\Delta y$ を降下する平均実速度 $U_{lr}$ (m/s)は次式により求められる<sup>10)</sup>。

$$U_{lr} = \{ (1 - F \sin \psi) g \Delta y / 2 \}^{0.5} \quad \dots\dots(15)$$

(15)式によると、液の実速度 $U_{lr}$ は空塔速度 $U_l$ に対して変化しない。このことはトレーサーを用いた測定により確かめられている<sup>9)</sup>。動的ホールドアップの液空塔速度に対する依存性は、(10)式から $H_d \propto U_l^{0.648}$ である。充填層内を流下している部分を動的ホールドアップと設定すると $H_d U_{lr} = U_l$ となるが<sup>3)</sup>、 $H_d \propto U_l^{0.648}$ と合わせると、この設定は $U_{lr}$ が $U_l$ に対して変化しないことに矛盾する。そこで、動的ホールドアップを、流れている部分と静的ホールドアップに入らないがよどんでいる部分に分けて考え、流れている部分の比率を $\gamma$ とすると、 $\gamma H_d U_{lr} = U_l$ となる。 $\gamma$ がガス速度により変化しないと仮定すると、 $H_d U_{lr}$ が一定であるので、

$$H_d / H_{d0} = U_{lr0} / U_{lr} = 1 / (1 - F \sin \psi)^{0.5} \quad \dots\dots(16)$$

$U_{lr0}$  : ガス流れのない場合の液の実速度(m/s)  
(16)式により、ガス流れのある場合の動的ホールドアップを計算することができる。

液空塔速度、ガス空塔速度を変化させた場合の $F, H_t, (\Delta U_g / \Delta H_t)$ の計算例をFig.2に示す。水-ガラス系で、 $d_p = 0.011m, \phi = 1.0, \varepsilon = 0.4$ とし、液滴径 $d_i$ については、 $d_i / (\phi d_p) = 0.12$ と仮定した。ガス(常温空気)の流れは上向き方向として、 $\psi = 90^\circ$ とした。

ガス速度の増大とともに $F$ は大きくなり、あるガス速度に近づくと急激に増大して1に近づき、液滴の降下速度が0になってフラッディングが発生する。液流量が多いほど、フラッディングが発生するガス速度は小さい。また、液流量が多いほど $H_{d0}$ が大きいので $H_t$ は大きく、ガス速度に対す

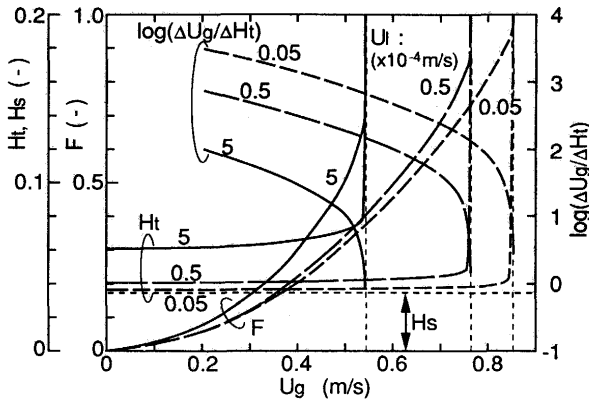


Fig. 2. Influence of gas velocity,  $U_g$ , and liquid velocity,  $U_l$ , on  $F$ ,  $H_t$  and  $(\Delta U_g/\Delta H_t)$ .

る変化が大きい<sup>3)</sup>、ガス速度の小さいところではほぼ一定である。フラッディングに至る限界では  $(\Delta U_g/\Delta H_t) \rightarrow 0$  となっており、Huttonら<sup>12)</sup>、福武ら<sup>13)</sup>のフラッディング条件を満たしている。

水-ガラス系で、 $d_p=0.011\text{m}$ 、 $\phi=1.0$ 、 $\epsilon=0.4$ 、 $d_i/(\phi d_p)=0.15$ 、 $0.12$ 、 $0.09$ とした場合につきフラッディング限界を求め、福武ら<sup>3)</sup>が修正したMersmann<sup>14)</sup>の線図に示すとFig. 3のようになる。実験値( $d_p=8-13 \times 10^{-3}\text{m}$ )<sup>16)</sup>とほぼ対応しているが、横軸の大きい側で、高粘度のグリセリン水溶液、 $\text{ZnCl}_2$ 水溶液のずれが大きい。横軸の定義式において、液物性の依存性が的確に表されていないと考えられる。

ところで、 $H_{d0}$ の推算式(10)を各変数のべき数にまとめて変形すると、次のようになる。

$$H_{d0} = 6.05 \cdot (\text{Re} \cdot \text{Ga}^{-0.75} \cdot \text{Cps}^{0.125} \cdot \text{Nc})^{0.648} \dots\dots (17)$$

$$\begin{aligned} & \text{Re} \cdot \text{Ga}^{-0.75} \cdot \text{Cps}^{0.125} \cdot \text{Nc} \\ &= \left[ \left( \frac{\mu_l^4}{\sigma \rho_l^3 g^5} \right)^{1/8} \frac{U_l (1-\epsilon)}{\phi d_p \epsilon} (1 + \cos \theta) \right] \cdot \epsilon \dots\dots (18) \end{aligned}$$

Mersmann線図の横軸を(18)式の[ ]内と比較すると、

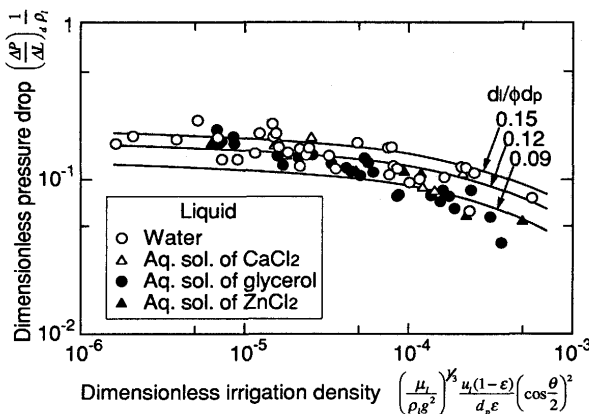


Fig. 3. Comparison of observed data<sup>16)</sup> and calculated results on the flooding diagram proposed by Fukutake *et al.*<sup>3)</sup>.

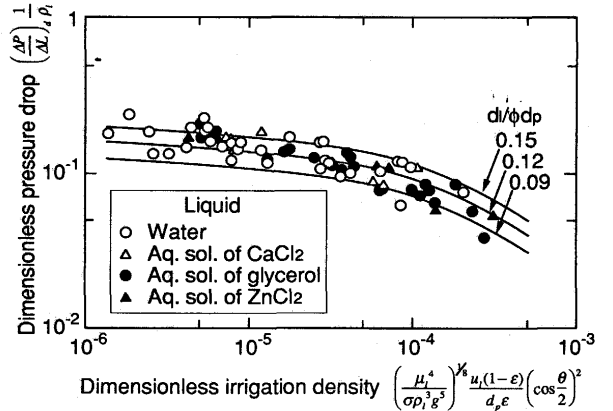


Fig. 4. Comparison of observed data<sup>16)</sup> and calculated results on the proposed flooding diagram.

$(\mu_l/\rho_l g^2)^{1/8}$ の部分<sup>3)</sup> $(\mu_l^4/\sigma \rho_l^3 g^5)^{1/8}$ と変わっており、液粘度への依存性が強くなっている。(18)式は空隙に対する液側条件から決まる動的ホールドアップの比率を意味しており、(18)式を横軸にしてFig. 3を書き直すと、Fig. 4のように実験値と計算値はよく一致する。

2・3 壁面・不透過層の取り扱い

壁面・不透過層は、Fig. 1に示すように粒子間隙の閉塞した領域として扱う。領域内に位置する格子点に左壁、右壁、壁面につながっている不透過層、独立している不透過層の属性を与えておく。最初に制約のない充填層として計算を行い、次に壁面・不透過層内の格子点に分配された液の再分配計算を行う。Fig. 1の例について説明する。

j段からj+1段への分配において、右壁面内の(i+13, j+1)点Aより右の格子点に分配された液量の和は(i+11, j+1)に与え、壁面内の格子点の液量を0とする。同様に、j+5段からj+6段への分配において、壁面につながった不透過層内の(i+8, j+6)点Bより右の格子点に分配された液量の和は(i+6, j+6)に与え、不透過層内の格子点の液量を0とする。独立した不透過層のあるj+2段からj+3段の分配においては、不透過層内の(i-1, j+3)点Cから(i+5, j+3)点Dの間に分配された液量の和Qを左右の隣接する点(i-3, j+3)、(i+7, j+3)に比率(1-P\*)、P\*で再分配し、不透過層内の格子点の液量を0とする。

$$Q = \sum_{i-3 \leq k \leq i+5} U_{k, j+3} \Delta S_k \dots\dots (19)$$

$$\begin{aligned} P^* &= \left[ \frac{\sum_{i-3 \leq k \leq i+5} U_{k, j+3} \Delta S_k (P_3 + P_4)}{\sum_{i-3 \leq k \leq i+5} U_{k, j+3} \Delta S_k \{ (1-\alpha)(P-M) + \alpha/2 \}} \right] / Q \dots\dots (20) \end{aligned}$$

$$U_{i-3, j+3} = U_{i-3, j+3} + Q(1-P^*)/\Delta S_{i-3} \dots\dots (21)$$

$$U_{i+7, j+3} = U_{i+7, j+3} + QP^*/\Delta S_{i+7} \dots\dots (22)$$

$$U_{k, j+1} = 0 \quad (i-3 \leq k \leq i+5) \dots\dots (23)$$

2・4 ガス流れモデルとの組み合わせによるシミュレーション

初めに、液流れのない状態のガス流れ分布を計算し<sup>15)</sup>、各

格子点にガス空塔速度 $U_g$ を与える。液の供給源となる格子点に与えられた液空塔速度 $U_l$ ，ガス空塔速度 $U_g$ から全ホールドアップ $H_t$ を計算する。(7)，(2)，(4)式により，ガス実速度 $U_{gr}$ ，移動確率 $P$ ，乱流拡散率 $\alpha$ を計算し，(1)式に示した4点分配のメカニズムにより，一段下の格子点に液を分配する。次に，壁面，不透過層について再分配を行う。各段について計算を繰り返して，全領域の液流れ分布を求める。続いて，次式<sup>13)</sup>を用いて再びガス流れ分布を計算する。

$$(\Delta P/\Delta L)_w = [150(\frac{1-\epsilon}{\phi d_p} + \frac{H_t}{d_t})^2 \mu_g U_g + 1.75(\frac{1-\epsilon}{\phi d_p} + \frac{H_t}{d_t}) \rho_g U_g^2] / (\epsilon - H_t)^3 \dots (24)$$

$(\Delta P/\Delta L)_w$ ：液ホールドアップを考慮したときの圧力勾配(Pa/m)

以下，速度分布が収束するまで液流れとガス流れの計算を繰り返す。フラiddینگが全体的に発生するような場合を除き，4回の繰り返して収束した。

### 2.5 フラiddینگの取り扱い

モデルにおいては， $F \sin \phi \rightarrow 1$ のときフラiddینگが発生すると判断される。しかし，このとき $H_d$ は無限大になり，モデルを適用することはできない。そこで， $F \sin \phi = 0.9$ を上限として計算を継続する補正を行った。フラiddینگの発生が局所的である場合には，系全体の計算結果に及ぼす影響は少ないと考えられる。

## 3. 二次元冷間模型実験

高炉の滴下帯を模した二次元冷間模型実験を行い，ガス流れの影響を受けつつ滴下する液流れの挙動を調べるとともに，数学モデルの検証を行った。

### 3.1 実験方法

装置は透明プラスチック製で，高さ2500mm，幅1000mm，奥行50mmである (Fig. 5)。融着層を模した給水箱を6個または8個配置し，各給水箱の左側下面の細孔 (2 mm $\phi$ ，3 $\times$ 5個) から水を滴下させつつ，装置下部の側壁に設けた送風口から空気を吹き込んだ。装置の底部には10等分割の受水部を設け，液流量分布を測定した。充填粒子には10 mm $\phi$ のガラス球を使用した。

### 3.2 実験結果

#### (1) 流れの状況

Fig. 5に上から3段目の給水箱から着色水を流した場合の観察例を示す。送風口高さ付近では，流れの領域は水平方向に偏位している。着色水の一部は直下の給水箱の上面に滴下し，給水箱間隙で水平方向に拡がっている。

#### (2) ガス流量，液流量の影響

給水箱を8個設置した装置において，ガス流量と液流量

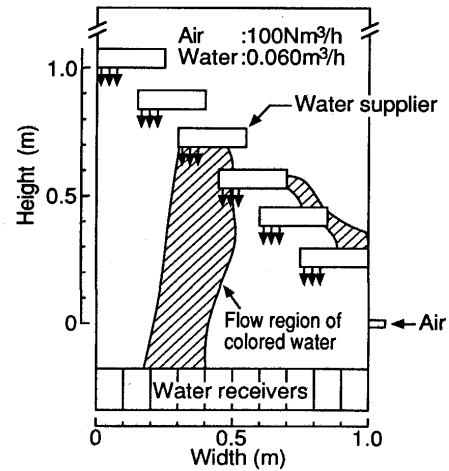


Fig. 5. Schematic diagram of experimental apparatus and an example of liquid flow pattern visualized with colored water.

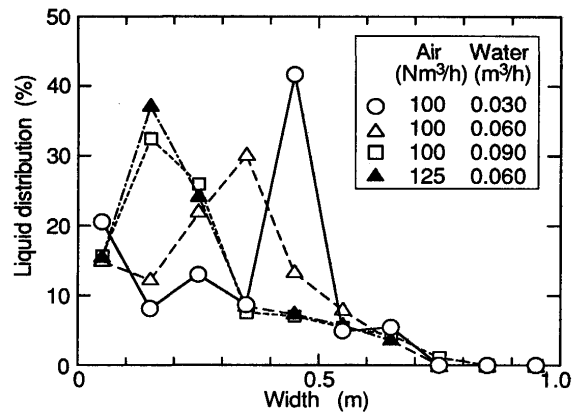


Fig. 6. Effect of gas and liquid flow rate on liquid distribution in receivers.

(各給水箱に均等に分配)を変えた場合の受水部における液流量分布の測定例をFig. 6に示す。図において送風口は右側に位置する。いずれの場合も，送風口近傍では液流量が少なくなっている。液流量一定でガス流量を増加させると，液流量分布のピークはガス流れの方向に移動している。また，ガス流量一定で液流量を増加させた場合も同様の傾向である。これは液流量の増加に伴い液ホールドアップが増大して，ガスの実速度が大きくなるためと考えられる。

### 3.3 数学シミュレーションとの対比

Fig. 7に液流れ分布の計算結果を示す。ネットワーク構造は $\Delta x = d_p$ ， $\Delta y/\Delta x = 0.8$ とした。液流れは送風口近傍で水平方向に大きく偏位している。受水部における液流量分布の測定値と計算値は，Fig. 8に示すようによく一致している。また，各給水箱から供給された液の一部が直下の給水箱の上面に滴下する様子は，Fig. 5に示した実験結果と対応している。

これらの例から，本数学モデルは液の発生源分布や不透過層がある系でのガス・液流れ挙動をよく説明することが

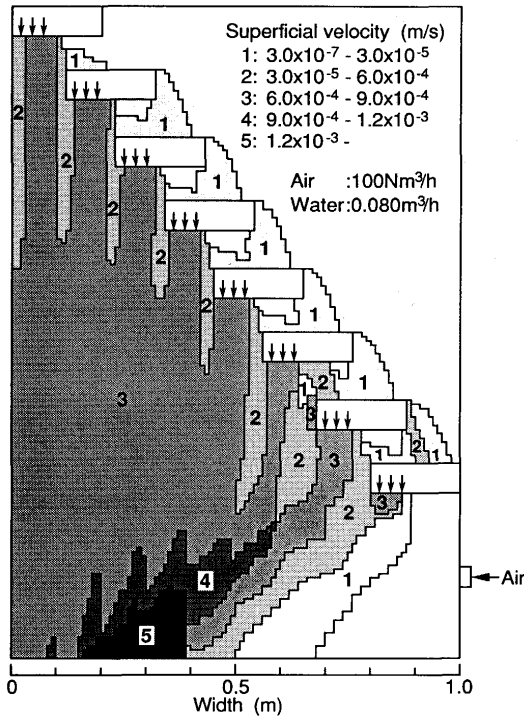


Fig. 7. Calculated distribution of liquid dropping flow in the experimental apparatus.

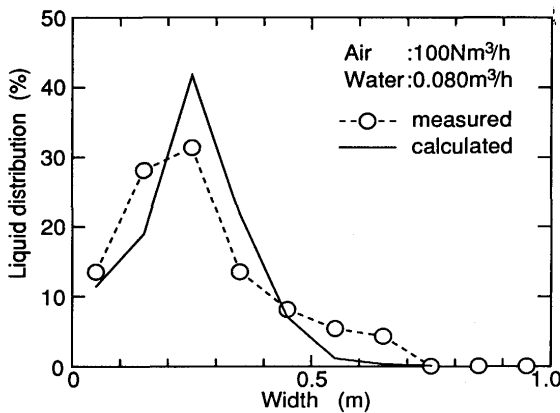


Fig. 8. Comparison of measured and calculated liquid distribution in receivers.

でき、高炉滴下帯の解析に適用できると考えられる。

#### 4. 高炉滴下帯への数学モデルの適用

##### 4.1 考慮すべき要因と条件

本モデルを高炉条件に適用するに際して考慮した要因を Fig. 9 に示す。液(銑鉄, スラグ)の発生源である融着帯の位置・形状は重要な因子であり、充填層の構造として、コークス径、空隙率も大きな影響を与えると考えられる。温度分布は液の物性性状、融着帯形状、ガス流れに影響し、これらが総合して状態が決まる。

計算条件として、コークスの粒径は50mm, 形状係数は0.7,

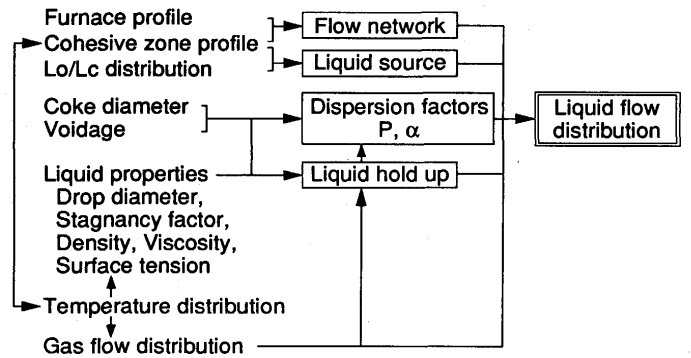


Fig. 9. Factors considered in the calculation of liquid dropping flow in a blast furnace.

空隙率は0.45とした。液滴径は4.2mmとした。系は三次元軸対称とし、 $\Delta x = d_p$ ,  $\Delta y / \Delta x = 0.8$ とした。銑鉄とスラグの流れは独立して取り扱ったが、ガス流れの計算においては両者の存在を考慮した。温度分布は設定条件として与えた。

##### 4.2 計算結果

スラグについての滴下速度分布の計算例を Fig. 10 に示す。液は各融着帯の矢印で示した位置から発生するとし、径方向での発生速度分布は均一とした。液の温度は1773Kとした。

##### (1) 滴下速度の径方向分布

Fig. 10 (a) は融着帯形状が逆V型, (b) はW型のときの計算

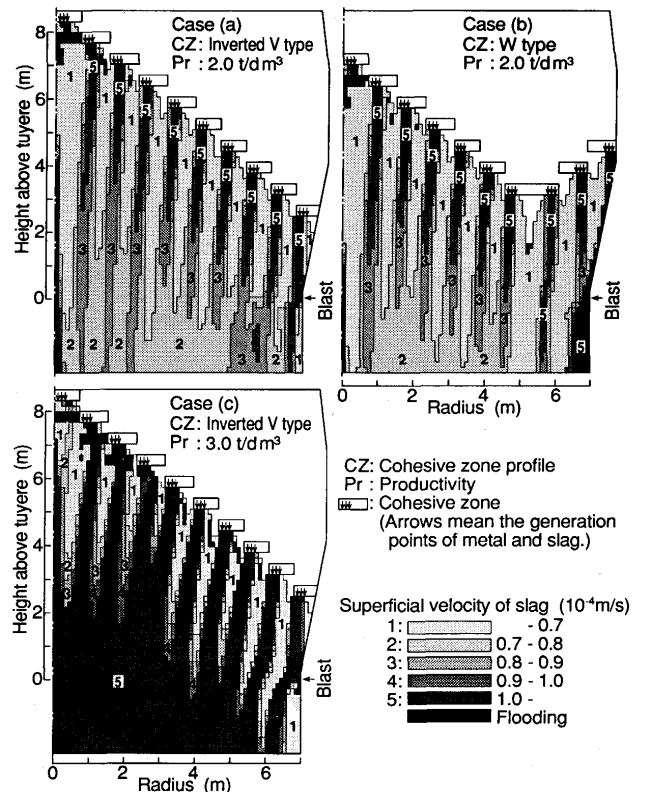


Fig. 10. Calculated distribution of the slag dropping flow rate in a blast furnace.

結果である。出銑比は $2.0\text{t/d}\cdot\text{m}^3$ とした。いずれの場合も、滴下速度の径方向分布は融着帯近傍では発生源に対応して大きいですが、滴下帯の下部に至るに従って均一化しており、均一化の状況に顕著な差異はない。両者共に中心付近の融着帯直下でフラッディングが発生している。この領域では、ガスの上向き速度が大きいことが要因と考えられる。

## (2) 生産性の上限

Fig.10(c)は出銑比を $3.0\text{t/d}\cdot\text{m}^3$ まであげたときの計算結果である。Fig.10(a)に対して、ガス・液流量を1.5倍し、比較のため融着帯形状は同一と設定した。融着帯直下のフラッディング領域は、出銑比 $2.0\text{t/d}\cdot\text{m}^3$ の場合に比較して広がっている。このような融着帯近傍でのフラッディングの発生はこの部位での通気性・通液性を悪化させ、生産性の上限を支配する要因になると考えられる。

## 5. 結言

二次元充填層におけるガス・液流れの数学モデルを展開し、以下の知見を得た。

(1) 充填層を滴下する液滴の実降下速度に対するガス流れの影響から、ガス流れのある場合の動的ホールドアップを求める式を導いた。

(2) 福武らが得たフラッディング線図の横軸の意味を考察し、液の物性の項を修正した新しい線図を提案した。

(3) 液発生源分布、不透層がある場合のガス・液流れ

モデルを展開した。冷間模型実験により二次元充填層における液の滴下現象をよく説明できることを示した。

高炉滴下帯における液流れ現象を考察して、以下の知見を得た。

(4) 液流れ分布は、滴下の過程で均一化する。

(5) 融着帯直下でフラッディングが発生しやすい。

## 文 献

- 1) 松浦正博, 佐藤道貴, 有山達郎, 光藤浩之, 若井 造, 石井邦彦, 築地秀明: 材料とプロセス, **6** (1993), p.852
- 2) R.Murai, S.Kishimoto, H.Inoue, H.Mitsufuji, M.Sakurai and H.Wakai: Proc. 1st Int. Congr. on Science and Technology of Ironmaking, (1994), p.272 [Iron and Steel Inst. Japan]
- 3) 福武 剛, V.Rajakumar: 鉄と鋼, **66** (1980), p.1937
- 4) 成田貫一, 前川昌大, 出口幹朗, 斎藤武文: 鉄と鋼, **61** (1975), p.S384
- 5) 中込倫路, 桑野芳一, 館 充: 鉄と鋼, **61** (1975), p.S385
- 6) J.Szekely and Y.Kajiwara: Met. Trans., **10B** (1979), p.447
- 7) R.Jeschar, W.Potke, K.P.Ehlert and M.Mavroudis: Stahl Eisen, **100** (1980), p.623
- 8) 天辰正義, 村上敬司, 相馬胤和: 鉄と鋼, **70** (1984), p.S772
- 9) 杉山 喬, 中川朝之, 芝池秀治, 小田 豊: 鉄と鋼, **73** (1987), p.2044
- 10) 大野陽太郎, M.Schneider: 鉄と鋼, **74** (1988), p.1923
- 11) 王 家兵, 高橋礼二郎, 八木順一郎: 鉄と鋼, **77** (1991), p.1585
- 12) B.E.T.Hutton, L.S.Leung, P.C.Brooks and D.J.Nicklin: Chem. Eng. Sci., **29** (1974), p.493
- 13) 福武 剛, 岡部侠児: 鉄と鋼, **66** (1980), p.1947
- 14) A.Mersmann: Chem. Ing. Tech., **37** (1965), p.218
- 15) 大野陽太郎, 田島 治: 化学工学協会第34回年会前刷集, (1974), p.199
- 16) 岡部侠児, 福武 剛: 学振 54委-No.1443 (昭和53年2月)