

## 論文

## 高炉炉底への熱伝達に及ぼす溶銑流れの影響

大野 二郎\*・日月 應治\*<sup>2</sup>・中村 正和\*<sup>2</sup>・原 行明\*<sup>3</sup>

## Influence of Hot Metal Flow on the Heat Transfer in a Blast Furnace Hearth

Jiro OHNO, Masaharu TACHIMORI, Masakazu NAKAMURA and Yukiaki HARA

## Synopsis :

The influence of hot metal flow on the heat transfer in a blast furnace hearth was studied by the flow calculation, the water model experiment and the investigation of wear profiles of dissected hearth.

The hearth flow can be classified into the one in a uniformly packed hearth of coke with good permeability and the one in a hearth having a coke free space at the bottom part of it. The result of water model experiment shows that the heat transfer of the former is similar to that of the cylindrical packed bed, and that of the latter the laminar flow within parallel plates.

By virtue of these similarities, the heat conductance of a packed hearth can be expressed as the function of the dimension of hearth, the flow rate as well as the thermal properties of fluid. The heat conductance of real furnaces can be shown as

$$h = \left( \frac{14.2}{d} \right) + \left( \frac{6.3}{D} + \frac{1.7}{d^2} \right) \left( \frac{Q}{D} \right),$$

where  $h$  is the heat conductance ( $\text{kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C}$ ),  $d$  is the depth of iron pool (m),  $D$  is the diameter of hearth (m) and  $Q$  is the tapping rate (t/h).

The wear level at the bottom part of carbon hearth can be calculated from  $h$  thus obtained. Good agreement has been confirmed between the calculated wear level and the observed ones at dissected hearths.

## 1. ま え が き

溶銑流によつて支配される炉床の熱伝達率は炉底耐火物の侵食位置推定や炉底構造設計において重要なパラメータである。しかしながら溶銑流の挙動が不明であるためにこれまでは炉床溶銑は静止しているものとし、対流による熱伝達の効果を無視して取り扱ってきた<sup>1)~6)</sup>。溶銑流は炉底構造や操業条件によつて大幅に変化しており、これに応じて炉床熱伝達率も変化する<sup>7)</sup>。高炉の長寿命化を達成するには適切な炉底構造設計が重要であり、さらに炉底耐火物に過度な熱負荷をかけないような操業を行う必要がある。したがつて炉床における溶銑の流れと炉床溶銑流と炉底間の熱伝達率の関係を解明することは重要な課題である。

これまでに溶銑流の基本的な性質を明らかにしてきたが<sup>7)</sup>、この結果に基づいて炉床伝熱に及ぼす溶銑流の効果を水模型実験によつて調べた。さらに炭素系炉底に見出された耐火物侵食深さの規則性に着目して、実高炉の熱伝達率および炭素系耐火物の侵食位置を求める実験式

を導いた。

## 2. 水模型実験

3次元水模型実験で水槽底面を冷却し、流れをさまざまに変化させて温度分布と熱流束を測定し、熱伝達率に及ぼす流れの影響を調べた。

## 2.1 実験方法

実験装置の概要を Fig. 1 に示す。直径 62 cm の円筒プラスチック容器内に磁製球を充填し、上部から流体を滴下させ、側壁から同量を排出し貯水プールの深さが一定に保たれるように調節した。水槽底部に厚さ 2 cm のシリコンゴムを敷き、この裏面を冷却した。ゴムの中に熱流計を埋設して垂直方向の熱流量を測定した。また複数の熱電対の感温部分を直列状に並べた検出子を用いて垂直方向の温度分布を測定した。

## 2.2 熱伝達率

## 2.2.1 実験結果

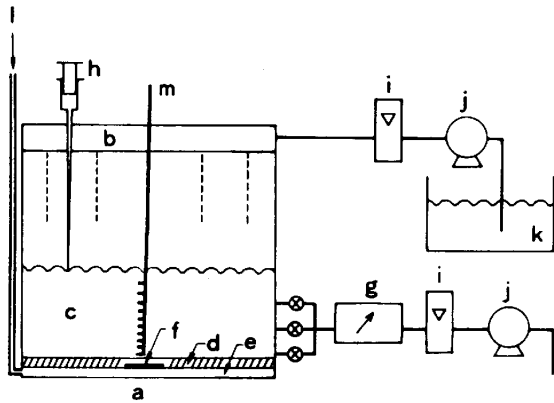
水槽内の流れを変化させ、水槽底面を冷却した場合に生ずる水槽中央部の流体温度分布と底面貫流熱量との関

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 11 月 22 日受付 (Received Nov. 22, 1983)

\* 新日本製鉄(株)第一技術研究所 工博 (R & D Laboratories - I, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

\*<sup>2</sup> 新日本製鉄(株)第三技術研究所 (R & D Laboratories - III, Nippon Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 新日本製鉄(株)第三技術研究所 工博 (R & D Laboratories - III, Nippon Steel Corp.)



(a) Cylindrical plastic container (62cm in diameter) packed with alumina balls, (b) Distributer, (c) Packed layer, (d) Silicon rubber, (e) Cooling plate, (f) Heat flux sensor, (g) Colorimeter, (h) Tracer (dye) injector, (i) Flow meter (j) Pump, (k) Tank, (l) Coolant, (m) Temperature sensor.

Fig. 1. Experimental set up for water model simulation.

Table 1. Experimental conditions for heat transfer analysis by water model simulation.

Parameters	No. 1	No. 7	No. 9	No. 10	No. 21
Draining rate $Q$ (l/min)	1.0	3.0	3.0	3.0	3.0
Depth of pool $d$ (cm)	7.5	7.5	15.0	10.0	10.0
Thickness of coke free space $\delta$ (cm)	0.0	0.0	0.0	3.0	1.0
Temp. of inlet water $t_p$ (°C)	20.6	20.0	30.0	23.5	20.6
Temp. of bottom surface $t_w$ (°C)	7.1	9.0	20.0	5.2	13.2
Heat flux $J$ (kcal/m <sup>2</sup> h)	540	1060	680	218	1450
Heat conductance $h$ (kcal/m <sup>2</sup> h°C)	40.0	96.0	68.0	29.5	79.5

Hearth dia.  $D=62$  (cm)

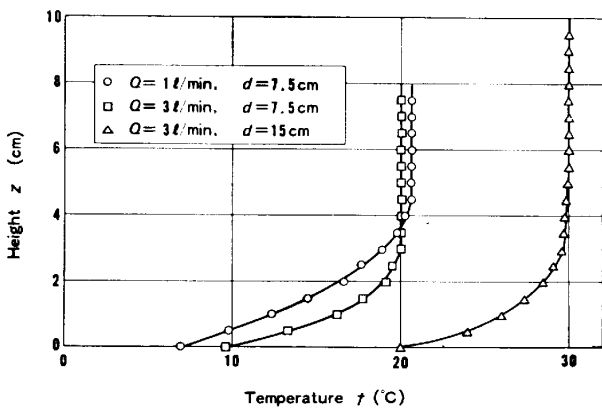


Fig. 2. Vertical temperature profile of uniformly packed bed (water model experiment).

係を調べた。実験条件の代表例を Table 1 に示す。

磁製粒子を水槽内に均一に充填した場合に生ずる中央部の温度分布例を Fig. 2 に示す。充填粒子間隙での流体の混合効果により有効熱伝導率が大きくなり、充填粒子が無い場合に比べ温度勾配が緩やかになり、また温度遷移域が広がる。

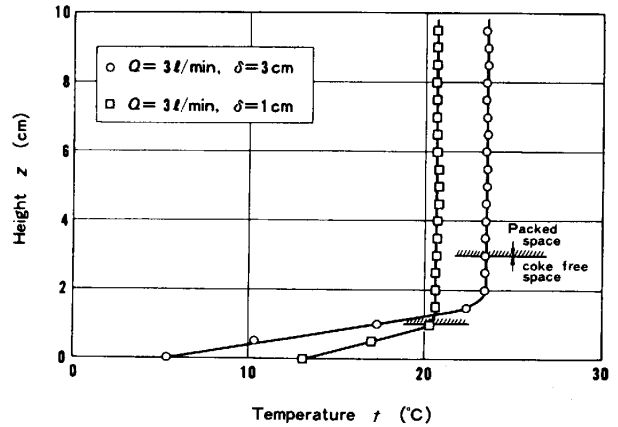


Fig. 3. Vertical temperature profile of bed having a coke free space (water model experiment).

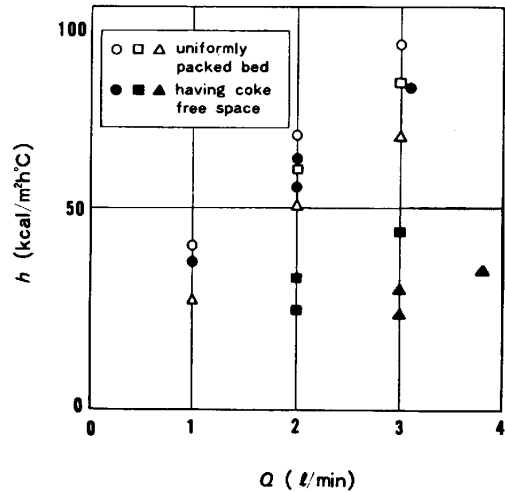


Fig. 4. Heat conductance  $h$  of packed bed (water model experiment). Uniformly packed bed, depth  $d=(\circ: 7.5$  cm,  $\square: 10$  cm,  $\triangle: 15$  cm). Bed having a coke free space, depth  $d=10$  cm, thickness  $\delta=(\bullet: 1.0$  mm,  $\blacksquare: 2.0$  mm,  $\blacktriangle: 3.0$  mm).

充填粒子をわずかに浮上させ、炉床最下部に一樣な厚み  $\delta$  の空隙 (coke free space) を形成させた場合の温度分布を Fig. 3 に示す。温度降下は空隙内で生じている。これは空隙内の通液抵抗が非常に小さいために充填層流が鉛直下方を向き、空隙流は水平方向を向いていることに対応する。

水槽底面における熱伝達率を次式で定義する。

$$J = h(t_p - t_w) \dots \dots \dots (1)$$

ここに  $J$  は底面貫流熱量、 $h$  は熱伝達率、 $t_p$  は流体入口温度、 $t_w$  は水槽底面内壁温度である。(1) 式の  $J$ 、 $t_p$ 、 $t_w$  を測定すると  $h$  が求まる。さまざまな実験条件に対応して求めた  $h$  を Table 1 に示してある。充填構造を一定にしておいて流量を変えた場合の  $h$  の変化をプロットした図が Fig. 4 である。いずれの場合も  $h$  は流量に比例している。また空隙流の  $h$  は層厚  $\delta$  が小さけれ

ば充填層流の  $h$  とほぼ等しいが、 $\delta$  が増すと  $h$  は急激に小さくなり全体では空隙流の方が充填層流の  $h$  より低目になっていることが特徴的である。

2.2.2 代表流速

炉床熱伝達率と流れの関係を検討する際に、流れの状態を次に示す代表流速を用いて表した。炉床溶鉄流の解析結果によると、均一充填層流および空隙流の等流速線は出鉄口を中心とする円筒状分布をなすことがわかった<sup>8)</sup>。この結果を用いると炉床中央部の流速は簡単な数式で表すことができる。炉底中央部の流速は全体流速の平均的な値を示すのみならず、伝熱にも最も影響を与えているので、これを代表流速とする。

(1) 均一充填層流

均一充填層流の場合溶鉄流速は出鉄口を中心とする同心円上では深さによらずほぼ等しい。Fig. 5 は炉床の貯鉄プールを示しているが、円筒中央部の ABA'B' で囲まれた円柱側壁面  $a$  の上では等流速であるとして、Fig. 5 に示す斜線部分について流れの物質収支を取る。図中の  $S_b$  に滴下する溶鉄量は  $QS_b(X)/S_0$  で、この量が全量 ABA'B' を通過する。ABA'B' の実効断面積は  $ecd$  で表されるので、代表流速は次式で与えられる。

$$u(X) = \frac{Q}{ecd} \cdot \frac{S_b(X)}{S_0} = \frac{Q}{\epsilon\omega dX} \left( \frac{\sin \omega - \omega \cos \omega}{\pi} \right) \dots \dots \dots (2)$$

ただし  $\omega = 2 \cos^{-1}(X/D)$

ここで  $u(X)$  は面  $a$  に垂直な流速、 $c$  は円弧 AB の長さ、 $\omega$  は出鉄口より AB をみた角度、 $X$  は OA 間の距離、 $D$  は炉床径である。(2) 式の精度を示した図が Fig. 6 である。炉床径  $D$  を 11m、貯鉄プール深さ  $d$  を 2.5 m、出鉄量  $Q$  を 400 t/h とした場合に、半円状模式図に示す位置において炉床面から 1.5m の高さにおける水平方向の流速を数値計算<sup>7)</sup> から求めた値  $u_{cal}$  を横軸にとり、(2) 式からの近似値を縦軸  $u_{apl}$  に示す。両者共比較的良く一致している。炉床の代表位置を  $X/D=0.5$  にとると

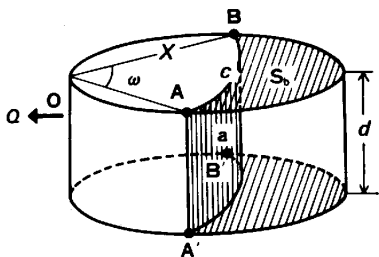


Fig. 5. Schematic illustration for the symbols in Eq. (2).

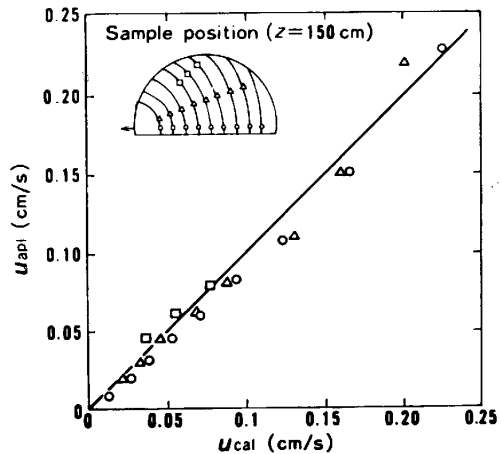


Fig. 6. Confirmation of the accuracy of approximated Eq. (2) in comparison with the 3 dimensional calculation.

$$u = 1.4 \frac{Q}{dD} \dots \dots \dots (3)$$

が得られる。ただし  $\epsilon=0.42$  とした。以後の計算で(3) 式で与えられる流速を均一充填炉床の代表流速とする。

(2) 空隙流

炉床最下部に空隙が形成されると、特定位置  $X_p$  点より以遠に滴下した流体はそのまま充填層内を降下して空隙内に流れ込むことから、空隙内の流速は(3) 式とほぼ類似であり、 $S_b(X)$  に滴下した溶鉄はすべて空隙内の  $X$  点を通過するとするならば次式が導かれる。

$$u(X) = \frac{QS_b(X)}{c\delta S_0} = \frac{Q}{\omega\delta X} \left( \frac{\sin \omega - \omega \cos \omega}{\pi} \right) \dots \dots \dots (4)$$

したがって炉床中央部、すなわち  $X/D=0.5$  における流速は、

$$u = 0.58 \frac{Q}{\delta D} \dots \dots \dots (5)$$

となる。

2.2.3 均一充填層の熱伝達率

Fig. 4 に示したデータのうち均一充填層の熱伝達率は次の形に整理できる。

$$Nu = 0.57 Re^{0.7} (D/d)^{-0.52} \dots \dots \dots (6)$$

ここに  $Nu (=hD_p/\kappa_f)$  は充填粒子基準ヌセルト数、 $Re (=uD_p/\nu)$  は充填粒子径基準レイノルズ数、 $D_p$  は充填粒子径、 $\kappa_f$  は流体熱伝導率、 $\nu$  は流体動粘性係数で、 $u$  は(3)式で与える。(6)式による計算値は Fig. 7 に示すように実測値と良く一致している。

2.2.4 空隙流の熱伝達率

Fig. 3 からわかるように空隙のある炉床の伝熱は空隙内でほとんど決まっている。空隙内の流線分布は平行2平板間の流線分布と似ているので、空隙内の熱伝達を

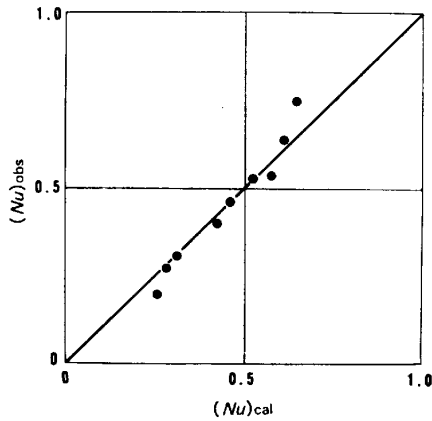


Fig. 7. Comparison between observed  $Nu$ :  $(Nu)_{obs}$ , and calculated  $Nu$ :  $(Nu)_{cal}$  from Eq. (6) in water model experiment.

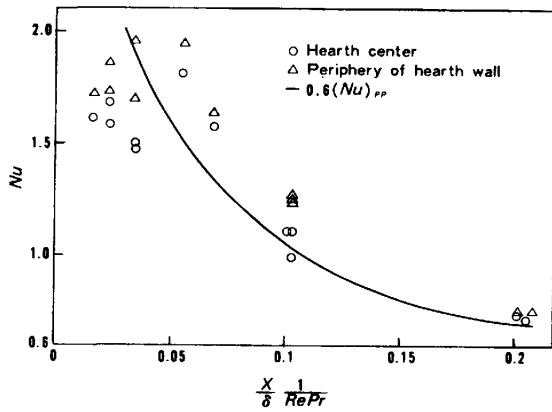


Fig. 8. Relationship between dimensionless number  $(X/d)/(Re \cdot Pr)$  and  $Nu$  number  $(=h\delta/\kappa_f)$  in packed bed having a coke free space (water model experiment).

平行 2 平板間の伝熱に対して得られる関係を用いて整理した。HATTON らは平行 2 平板間の層流伝熱に対し 2 平板の間隙を基準とする  $Nu$  数と無次元数  $(X/d)/(Re \cdot Pr)$  で整理している<sup>9)</sup>。ただし  $Nu=h\delta/\kappa_f$ ,  $Re=ud/\nu$ ,  $Pr=c_p\rho\nu/\kappa_f$  で、また  $X$  は冷却開始点である。そこで Fig. 4 に示すデータのうち空隙流の  $h$  について同様の整理を行った。なお  $\delta$  は空隙層厚、 $X$  は出銑口と反対側の壁面位置からの距離とする。また炉床中央 ( $=D/2$ ) を代表位置にとり、層内代表流速を(5)式で与える。Fig. 8 はこのようにして求めた結果であるが、 $Nu$  数と  $(X/d)/(Re \cdot Pr)$  との関係は平行 2 平板間の層流伝熱に対して得られる関係とほぼ相似である。同図に示した実線は、平板間距離  $\delta$ 、上板温度 (= 入口温度)  $t_0$ 、下板温度  $t_w$  を用いて HATTON らの関係式に代入して求めた  $Nu$  数を 0.6 倍した曲線である。空隙流の伝熱量は充填層と空隙との境界面での流体の出入に伴う熱移動により見かけ上平行平板モデルの伝熱量より小さくな

る。この結果空隙流の  $Nu$  数が小さくなるものと思われる。

### 3. 円筒充填層モデル

空隙は溶銑プール内コークスの浮力が炉内装入物の重量よりも大きくなると生ずると考えられている。火入当初は溶銑プールが浅いので空隙はできにくい、耐火物の侵食が進むにつれて溶銑プール内のコークス量が増えて浮力が増大しついに空隙が形成される。Fig. 4 によると空隙の厚さが数粒子程度のきわめて狭い場合には  $h$  は比較的大きいが、空隙が大きくなると  $h$  は急激に小さくなり、充填層流の  $h$  以下になってしまう。したがって空隙ができると一時的に伝熱量は増えるがすぐに空隙の厚さが増大して  $h$  が小さくなり、耐火物の冷却効果が増して侵食は停止する。したがって侵食深さを決めるのは充填層流であると考えた。

そこでモデル実験の結果を実高炉に拡張するために、円筒充填層の熱伝達率を求める式<sup>10)</sup>をモデル実験の結果にあてはめて修正した実験式を求めた。円筒充填層の場合に流れは軸方向流であるが、炉床充填層の場合は底面に平行な流れが主流である。したがって円筒充填層における充填層長さ  $l$  に炉床充填層の炉床径  $D$ 、管径  $D$  に炉床プール深さ  $d$  を対応させる。また炉床流れの代表流速は(3)式で与える。

円筒充填層における  $Nu$  数の計算式に上で述べた変換を行い、また付録に示すような式の変換を行うことにより、炉床充填層の  $Nu$  数を求める式を得た。この式に Table 2 に示すモデル実験の諸数値を (A-1)~(A-3) 式に代入して整理すると次の(7)式を得る。

$$Nu = \frac{2.3}{d} + \left( \frac{32.3}{D} + \frac{86.2}{d^2} \right) \left( \frac{Q}{D} \right) \dots \dots \dots (7)$$

ここに  $Q$  は流量 (g/s),  $D$  は炉床径 (cm),  $d$  はプール深さ (cm) である。(3)式を用いて  $Q$  を  $Re$  数に置き換えて(7)式に代入し、 $Nu$  数と  $Re$  数の関係を調べた。

Table 2. Parameters for heat analysis.

Parameters	Water model	Blast furnace
Density $\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	1	7
Dynamic viscosity $\nu$ (cm <sup>2</sup> /s)	0.01	0.01
Thermal conductivity of fluid $\kappa_f$ (J/cm S K)	$6 \times 10^{-3}$	0.2
Specific heat $C_p$ (J/g K)	4.2	0.9
Thermal conductivity of particle $\kappa_s$ (J/cm S K)	$5.4 \times 10^{-3}$	$5.0 \times 10^{-2}$
Hearth diameter $D$ (cm)	62	$8 \sim 15 \times 10^2$
Particle diameter $D_p$ (cm)	0.4	4.0
Depth of pool $d$ (cm)	7~15	$1 \sim 4 \times 10^2$
Thickness $\delta$ (cm)	1~3	10~100
Conduction ratio $\kappa_s/\kappa_f$	0.9	0.25
Prandtle No. $Pr$	7.0	0.32
Reynolds No. $Re$	0.4~2.4	4~30

(7)式の  $Nu$  数は  $Re$  数に比例する対流伝熱律速域と  $Re$  数には無関係に一定値を示す伝導伝熱律速域とに分けられる。モデル実験の  $Re$  数は約 2.0 なので伝導律速域から対流律速域に移る遷移域にある。

(7)式から得られる  $Nu$  数はモデル実験による実測値よりやや大きい。次の補正を行うとほぼ実測値と一致する。

$$(Nu)_{obs} = 0.45(Nu)_{cal}^{1.22} \dots\dots\dots(8)$$

ここに  $(Nu)_{obs}$  はモデル実験による実測値、 $(Nu)_{cal}$  は(7)式から求めた計算値である。計算値が実測値より大きくなる理由は次のように考えられる。円筒充填層と炉床充填層では、充填層体積に対する伝熱面積比は前者で  $4/D$ 、後者で側壁を無視すれば  $1/d$  となる。したがって相対的には後者の伝熱面積が小さく伝熱量も少なくなるので見かけ上  $Nu$  数も小さくなるものと思われる。

4. 実高炉の熱伝達率

実高炉の溶銑流熱伝達率  $h$  は(1)式で与えられるので、熱流量  $J$  と炉底内壁面温度  $t_w$  を測定すれば求まる。 $J$  は耐火物の貫流熱量から求まるが、一般には  $t_w$  が測定不可能であるのみならず炉床溶銑流の状態が不明なので、 $h$  を溶銑流に関連づけて検討することはできない。

当社における吹き止め高炉の炉底耐火物侵食状況を調査すると、炭素系耐火物の炉底侵食深さには Fig. 9 に示すような規則性が見出された。同図の横軸は出銑口から炉底冷却管設置位置までの距離  $l$ 、縦軸は出銑口から炉底侵食面までの深さ  $d$  である。図中の黒印は炭素系耐火物炉底、白印はシャモット系耐火物炉底の実績データである。このように整理すると炭素系耐火物炉底の侵食深さには規則性がある。この規則性は溶銑側の伝熱量と耐火物冷却能との相互関係から決まる溶銑の凝固位置と

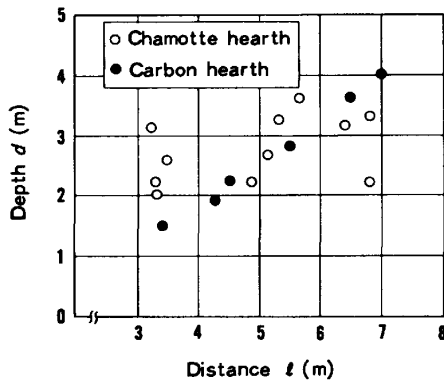


Fig. 9. Relationship between distance  $l$  from tap hole to bottom cooling pipe and depth  $d$  of hearth pool. Data are obtained from dissected blast furnaces.

同じであると考えられる。炭素系炉底の底面方向侵食は火入後の比較的早い時期に起こる。侵食が進行している時期には、炉床部に様な溶銑流が形成され、均一充填層流に近い状態で、また残存耐火物はあまり劣化していない。そこで耐火物の侵食面が溶銑の凝固温度と一致するまで侵食が進行するものとし、かつ炉床の熱伝達率が(1)式で表されるものとするれば、溶銑流熱伝達率は次式で与えられる。

$$h = \frac{\kappa_w(t_w - t_0)}{(l-d)(t_p - t_w)} \dots\dots\dots(9)$$

ここで  $t_p$  は溶銑温度、 $t_w$  は炉底内壁面温度、 $t_0$  は冷却面温度、 $\kappa_w$  は耐火物熱伝達率である。一例として  $t_p = 1500^\circ\text{C}$ 、 $t_w = 1200^\circ\text{C}$ 、 $t_0 = 50^\circ\text{C}$ 、 $\kappa_w = 14.0 \text{ kcal/mh}^\circ\text{C}$  と置き、炭素系炉底の  $l$ 、 $d$  を上式に代入すれば  $h$  が求まる。 $t_w$  には鉄炭素系共晶点である  $1150^\circ\text{C}$  をとる場合もあるが、炉底耐火物侵食ライン推定などに  $1200^\circ\text{C}$  を用いる場合が多いので、この値を用いた。当社における吹き止めした炭素系炉底高炉の  $l$ 、 $d$  および(7)式から求めた  $h$  を Table 3 に示す。なお、モデル実験の結果から実高炉の  $h$ 、 $d$  を求める計算式を後に導出しているが、その式を用いて計算した値を併せて Table 3 の下欄に示してある。

次に(7)式と同様に、Table 2 に示す実高炉の諸数値を(A-1)~(A-3)式に代入して整理すると実高炉の  $Nu$  数を求める次式が得られる。

$$Nu = \frac{0.13}{d} + \left( \frac{0.06}{D} + \frac{0.016}{d^2} \right) \left( \frac{Q}{D} \right) \dots\dots\dots(10)$$

ここに  $Q$  は (t/h)、 $D$ 、 $d$  は (m) の単位を用いている。(10)式に Table 3 に示してある実高炉の炉床寸法  $D$ 、 $d$  および出銑量  $Q$  を代入して  $Nu$  数を計算し、これを  $(Nu)_{cal}$  で表す。一方(9)式から求めた  $h$  に基づく  $Nu$  数を  $(Nu)_{obs}$  として、 $(Nu)_{cal}$  と比較した。先に求めたモデル実験の結果と併せてこれを Fig. 10 に示す。モデル実験と実高炉のデータが共に(8)式で表される直線上に並び、(7)、(10)式が共に同じ補正式を用いれば良いことは興味深い。モデル実験と実高炉とは Table

Table 3. Parameters for blast furnace analysis.

Parameters	BF-1	BF-2	BF-3	BF-4	BF-5	BF-6
Volume $V$ (m <sup>3</sup> )	4 158	3 799	2 924	1 921	1 409	1 249
Draining rate $Q$ (t/h)	364	317	244	152	106	100
Hearth dia. $D$ (m)	14.0	13.4	11.6	9.5	8.5	8.0
Depth $d$ (m)	4.0	3.6	2.8	2.2	1.9	1.5
Distance $l$ (m)	7.0	6.5	5.5	4.5	4.3	3.4
Observed heat conductance $h$ (kcal/m <sup>2</sup> h °C)	17.9	18.2	20.3	23.3	22.4	28.3
Heat conductance $h$ from Eq.(12)	18.0	18.2	21.4	22.6	22.6	28.8
Depth $d$ (m) from Eq.(13)	4.02	3.55	2.99	2.13	1.93	1.54

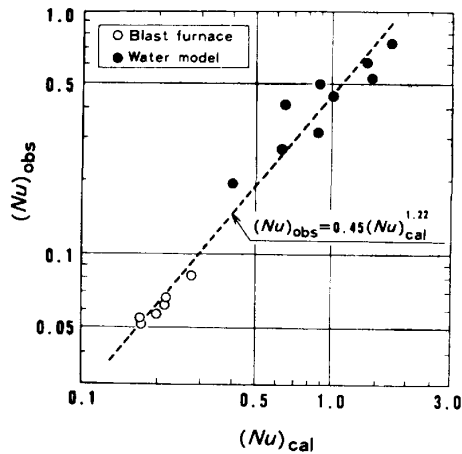


Fig. 10. Comparison between observed  $Nu$  number:  $(Nu)_{obs}$ , and calculated  $Nu$  Number:  $(Nu)_{cal}$ . ○: data from blast furnace, ●: data from water model experiment.

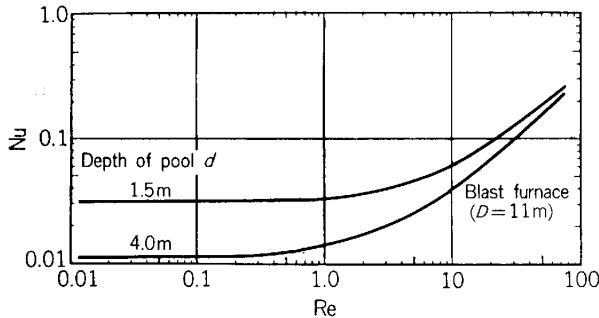


Fig. 11. Relationship between  $Re$  number and  $Nu$  number in a blast furnace.

1~3 に示す諸数値を見るまでもなく、構造寸法、流体の物性値が大きく異なっている。それにもかかわらず円筒充填層モデルを同様に補正すれば良いことは、炉床充填層と円筒充填層の熱伝達の差が主として幾何学的な形状によつて決まる流れ分布、伝熱面積の差によつているものと想定される。また炭素系炉底耐火物の最大侵食位置が溶銑凝固温度線と一致するとした仮定は妥当であると考えてよさそうである。

### 5. 侵食深さ

実高炉における  $Nu$  数の計算式は(10)式を(8)式に代入して整理すると次の簡単な形にまとめられる。

$$Nu = \frac{4.4 \times 10^{-2}}{d} + \left\{ \frac{8.71 \times 10^{-3}}{(D/d)} + \frac{7.04 \times 10^{-3}}{d} \right\} Re \dots\dots\dots (11)$$

ここで  $D, d$  は (m) の単位である。(11)式の第1項が加熱伝導伝熱項で、第2項が溶銑流による対流伝熱項である。(11)式を図示すると Fig. 11 が得られる。実高炉の  $Re$  は約 15 なので、対流項が支配的であることがわ

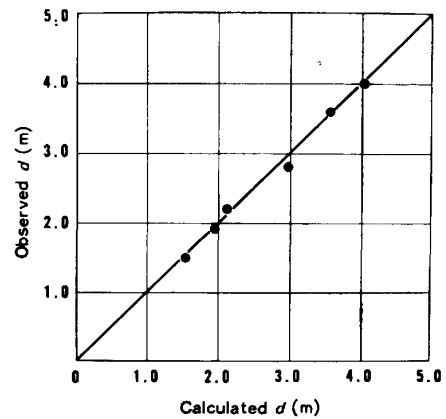


Fig. 12. Confirmation of the accuracy of Eq. (13) for the calculation of wear depth  $d$ .

かる。(11)式は熱伝達率  $h$  で書き表すこともできる。

$$h = \left( \frac{14.2}{d} \right) + \left( \frac{6.3}{D} + \frac{1.7}{d^2} \right) \left( \frac{Q}{D} \right) \dots\dots\dots (12)$$

ここで  $h$  は (kcal/m<sup>2</sup>h°C),  $Q$  は (t/h) である。(12)式に Table 3 の  $Q, D, d$  を代入して求めた  $h$  を同表の下欄に示してあるが、実測した  $h$  と比較的良く一致している。

炭素系耐火物炉底の最大侵食深さ  $d$ (m) は、(12)式と(9)式を連立して解けば求まる。 $\kappa_w, t_p, t_w, t_0$  に  $h$  の計算で求めた値を代入して整理すると次式を得る。

$$d^3 + \left\{ 10.5 \left( \frac{D^2}{Q} \right) - l \right\} d^2 + \left\{ 0.27 - 2.2 \left( \frac{Dl}{Q} \right) \right\} \cdot Dd - 0.27Dl = 0 \dots\dots\dots (13)$$

Table 3 に示す  $D, Q, l$  を上式に代入して求めた  $d$  を同表の下段に示す。この計算値と実測値を比較した図が Fig. 12 であり両者は良く一致していることがわかる。

当社の炭素系炉底高炉の侵食位置はほとんどすべて上式から求まる値と一致している。したがって、予想出銑量に対応して出銑口と炉床上面の間隙、耐火物厚みを(13)式に従つて決めるならば、耐火物の損耗がほとんどないままに操業を行うことも可能と思われる。シャモット系炉底の場合は耐溶銑性が良いので侵食位置を(12)式のような簡単な式で与えることはできないが、(9)式の  $\kappa_w$  にシャモット系耐火物の熱伝導率を与えて  $d$  を求めれば、最大どこまで侵食されるかという上限値を与えることができる。

### 6. 結 言

炉床溶銑流の流れ計算、水模型実験による伝熱測定、および解体高炉の炉底侵食位置から、炉床伝熱に及ぼす溶銑流の影響を解析して次の諸点を明らかにした。

(1) コークスが均一に充填されている炉床の熱伝達率は円筒充填層熱伝達率を補正すれば求まる。炉床溶銑流は炉底面に平行な流れが支配的でその代表流速は  $u = 1.4(Q/dD)$  で与えられる。この  $u$  を用いると実高炉の熱伝達率は簡単な次式で表される。

$$h = \left( \frac{14.2}{d} \right) + \left( \frac{6.3}{D} + \frac{1.7}{d^2} \right) \left( \frac{Q}{D} \right)$$

ここに  $h$  は熱伝達率 (kcal/m<sup>2</sup>h°C),  $d$  は溶銑プール深さ (m),  $D$  は炉床径 (m),  $Q$  は出銑速度 (t/h) である。

(2) 空隙流の熱伝達率は層厚が充填粒子径の数倍程度ならば比較的大きいが、層厚が増すと急激に減少し均一充填層の熱伝達率より小さくなる。その挙動は平行 2 平板内層流の伝熱と類似である。

(3) 炭素系炉底の底面侵食は主として均一充填層流で決まると考えて良く、その位置は上で求めた  $h$  を用いて計算できる。最大侵食位置は溶銑側の伝熱量と耐火物の冷却能が平衡する溶銑凝固位置で与えられ、次式を解けば求まる。

$$d^3 + \left\{ 10.5 \left( \frac{D^2}{Q} \right) - l \right\} d^2 + \left\{ 0.27 - 2.2 \left( \frac{Dl}{Q} \right) \right\} \cdot Dd - 0.27Dl = 0$$

ここに  $d$  は出銑口と最大侵食位置との間隙 (m),  $l$  は出銑口と炉底部冷却面との間隔 (m) である。

上のように炉底構造、操業条件に対応した最大侵食位置が求まるので、これを高炉建設時の炉底面位置とするならば耐火物侵食のない炉底の実現が期待でき、長寿命高炉実現の一つの手がかりが得られたものと考えられる。

#### 付録 (8), (10) 式の導出

円筒充填層の総括熱伝達率計算式において<sup>9)</sup>、円筒直径をプールの深さ  $d$ 、円筒長さをプールの直径  $D$  に置き換え、Table 2 に示す諸数値を用いて整理すると  $Nu$  数

は次式で表される。

$$Nu (= hD_p/\kappa_f) = (D_p/d) (\kappa_e/\kappa_f) (0.5 + 0.33/y) \dots\dots\dots (A-1)$$

$$y = 4(D_p/d) (D/d) (\kappa_e/\kappa_f) (Pr \cdot Re) \dots\dots\dots (A-2)$$

$$\kappa_e/\kappa_f = \left\{ \varepsilon + \frac{1-\varepsilon}{(2/3) (\kappa_f/\kappa_s)} \right\} + 0.1Pr \cdot Re \dots\dots (A-3)$$

$$= \begin{cases} 1.04 + 0.7 Re & \text{(水模型)} \\ 0.6 + 0.032 Re & \text{(実高炉)} \end{cases}$$

ここで  $D_p$  は粒子径,  $\kappa_e$  は流れと直角方向の充填層有効熱伝導率,  $\kappa_f$  は流体熱伝導率,  $\kappa_s$  は固体熱伝導率である。また代表流速は (3) 式の  $u = 1.4 Q/dD$  で表す。 $Nu$  数と  $Re$  数の関係を計算した例が Fig. 11 である。(A-2), (A-3) 式を (A-1) 式に代入して  $Q, D, d$  について整理すると水模型, 実高炉の  $Nu$  数がそれぞれ (8), (10) 式で表される。

#### 文 献

- 1) P. PASCHKIS and T. MIRSEPASSI: Iron Steel Engr., 31 (1954), p. 53
- 2) P. PASCHKIS and T. MIRSEPASSI: Iron Steel Engr., 33 (1956), p. 116
- 3) D. Q. KERN and C. R. BRUMMETT: J. Met., 19 (1967), p. 66
- 4) J. van LAAR and N. van SANTEN: JISI, 205 (1967), p. 941
- 5) van E. WILMS and L. DIEFENBACH: Stahl Eisen, 88 (1968), p. 548
- 6) 大野二郎: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 1705
- 7) J. OHNO, M. NAKAMURA, Y. HARA, M. TACHIMORI and S. ARINO: International Blast Furnace Hearth and Raceway Symposium, Newcastle, Australia (1981)
- 8) 日月應治, 大野二郎, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 2224
- 9) A. P. HATTON and J. S. TURTON: Int. J. Heat Mass Transfer, 5 (1962), p. 673
- 10) 伝熱工学資料(日本機械学会編) (改訂第 3 版) (1975), p. 227 [日本機械学会]