

論 文

高炉炉内滴下帯形状の推定と検証

小林 勲*・清水正賢*・稲葉晋一*²・成田貴一*²

Estimation and Verification of Melting Zone Profile in Blast Furnace

Isao KOBAYASHI, Masakata SHIMIZU, Shin-ichi INABA, and Kiichi NARITA

Synopsis :

In order to detect the melting zone profile in a blast furnace, a tracer method has been developed. Including tracers uniformly distributed in a given ore layer and analyzing the change of the concentration in tapped metal, the melting process of tracer-containing layer can be estimated. And the profile of melting zone is obtained by transforming the melting ratio of tracer-containing layer to the melting radius at every height in the furnace. The change of the tracer concentration in tapped pig iron is analyzed assuming that the molten metal in the furnace drops smoothly to the hearth and the dilution of the tracer in the hearth acts on a system of first order lag. As the tracer, an Fe-P alloy was used. The melting temperature was obtained as 1350°C by the softening and melting test under load with elevated temperature.

The tracer method was applied to Kakogawa No. 1 blast furnace (3090 m³), whose operating conditions were almost same as those of the shutting down, and the profile of melting zone was estimated. To verify the estimated results, the furnace was quenched with water and the internal state was investigated. The estimated profile of melting zone is in fairly good agreement with the inner profile of softening and melting zone observed after the dissection.

1. 緒 言

我が国におけるこれまでの高炉解体調査により、高炉炉内には軟化融着帯の存在することが確認され¹⁾、その位置と形状が高炉操業の安定性と経済性に大きく影響すると考えられている。以来、この軟化融着帯形状を前提として高炉プロセスの各種解析が進められるとともに、稼動高炉内の軟化融着帯形状を推定する努力が重ねられている。数学的モデルに基づく方法²⁾³⁾はこの推定法の一つであるが、ここで推定された結果は実炉で検証される必要がある。一方、炉内状況を直接的に検出する方法として、炉内へ送り込み方式の垂直ゾンデを挿入する方法⁴⁾⁵⁾やトレーサーを投入する方法⁶⁾があるが、これらの方法ではセンサーあるいはトレーサーの炉内における正確な位置の把握が難しい。また、従来のトレーサー法は半径方向のある一点の溶け落ち位置を求めるものであり、滴下帯形状を求めるには2回以上のトレーサーの投入が必要となる。

ここでは、Fe-P合金をある一層分の鉱石層内に均一に分散させて炉内に投入し、出鉄時のリン濃度の変化からFe-P合金添加層の炉内における滴下開始位置の半径方向分布を推定する方法を述べる。この方法をペレツ

トを多量配合する加古川 No. 1 高炉 (3090 m³, 1981年3月5日吹き止め) の吹き止め直前の操業に適用して滴下帯の形状を推定した。吹き止め後にこの高炉の解体調査を行い、滴下帯形状の推定結果と解体断面の観察結果を比較することにより本推定法の妥当性を検討した。

2. Fe-P 合金投入による滴下帯形状の推定方法

2.1 推定方法

Fe-P合金を添加した鉱石層が炉内を降下して軟化融着帯部に達すると、Fig. 1の模式図に示すように、この鉱石層は軟化融着帯の内側から溶け落ちる。溶け落ち後、高濃度のリンを含んで炉床に滴下した溶銑は炉床部に残留する溶銑によつて希釈される。ここで、

(1) 軟化融着帯部で溶け落ちた溶銑は速やかに炉床まで滴下する。

(2) 炉床での希釈効果は完全混合の一次遅れ系に従う。

と仮定する。

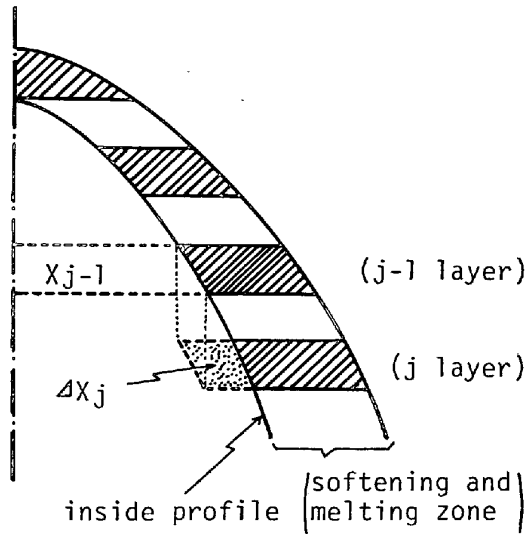
鉱石層が炉頂最上層からj層までに溶け落ちる量をX_jとすると、j-1層からj層に移行する間の溶け落ち量は(1)式で表される。

$$\Delta X_j = X_j - X_{j-1} \dots \dots \dots (1)$$

昭和56年11月本会講演大会にて発表 昭和57年3月12日受付 (Received Mar. 12, 1982)

* (株)神戸製鋼所中央研究所 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-13-18 Wakino-hama-cho Chuo-ku Kobe 651)

*² (株)神戸製鋼所中央研究所 工博 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)



X_j : melting weight up to j layer
 ΔX_j : difference of melting weight between (j-1) and j layer.

Fig. 1. Schematic diagram of melting down for tracer-containing layer at softening and melting zone.

Fe-P 合金添加層の溶融により炉床に滴下する溶銑のリン濃度は半径方向に分布を有して上昇するが、半径方向に平均したリン濃度の上昇は(2)式となる。したがって炉床へ流入する平均リン濃度は(3)式で表される。

$$\Delta C = \frac{\omega_T \cdot \beta}{C_B \cdot O_B + \omega_T} \times \Delta X_j \times \frac{1}{v_c \cdot V_i} \quad \dots\dots (2)$$

$$C_i = C_i^0 + \Delta C \quad \dots\dots (3)$$

炉床部におけるリンと溶銑の物質収支から(4)、(5)式が得られる。

$$\frac{d(WC_0)}{dt} = V_i C_i - V_o C_o \quad \dots\dots (4)$$

$$\frac{dW}{dt} = V_i - V_o \quad \dots\dots (5)$$

ここで

C : リン濃度 (kg(P)/kg)

C_i^0 : Fe-P 合金無添加時の流入リン濃度 (kg(P)/kg)

C_B : コークスペース (kg)

O_B : ore/coke 比 (-)

V : 溶銑流量 (kg/h)

W : 炉内残銑量 (kg)

ΔX_j : 鉱石層が J-1 層から j 層に移行する間の溶け落ち量 (kg/ch)

t : 時間 (h)

ω_T : Fe-P 合金添加量 (kg)

v_c : 装入間隔 (h/ch)

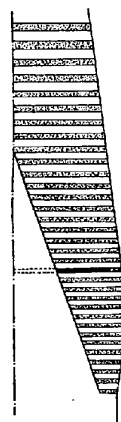
β : Fe-P 合金中のリン濃度 (kg(P)/kg(Fe-P))

(添字) i: 流入, o: 流出。

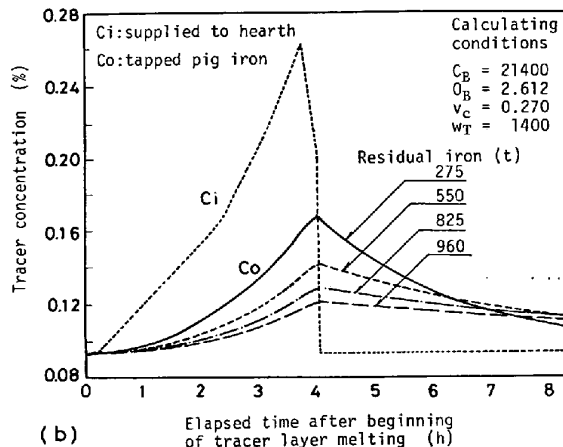
Fig. 2(a) に示すような滴下帯形状の場合に、炉内残銑量の初期値を変えて炉床へ供給される溶銑中のリン濃度 (C_i) と出銑時のリン濃度 (C_o) の変化を試算した例を Fig. 2(b) に示す。この場合、出銑時の最大濃度を示す時間はトレーサー層の溶銑完了時間にほぼ一致し、炉内残銑量の初期値によつて出銑時の最大濃度や濃度の低下速度の異なることがわかる。

次に、Fe-P 合金をトレーサーとして炉内に投入して、出銑時のリン濃度の変化から滴下帯形状を検出する方法を述べる。時間 [0, t] 間に炉床へ供給されるリンの量 ($S(t)$) は(4)式の関係から(6)式のように表すことができる。

$$S(t) = \int_0^t V_i C_i dt = W(t) C_o(t) - W(0) C_o(0) + \int_0^t V_o C_o dt \quad \dots (6)$$



(a)



(b)

Fig. 2. Schematic diagram of melting zone (a) and estimation of the changes of tracer concentration in hot metal (b).

一方、炉床へ流入する溶銑の平均リン濃度 (C_1) は (3)式で表されるので、 $S(t)$ は(7)式のようにも表される。

$$S(t) = \int_0^t V_1(C_1^0 + \Delta C) dt$$

$$= \int_0^t V_1 C_1^0 dt + \int_0^t V_1 \Delta C dt \dots\dots\dots (7)$$

Fe-P 合金添加層の溶融によるリンの炉床への供給量 ($S_m(t)$) は(7)式の右辺第2項であるので、 $S_m(t)$ は(8)式で与えられる。

$$S_m(t) = \int_0^t V_1 \Delta C dt$$

$$= S(t) - \int_0^t V_1 C_1^0 dt \dots\dots\dots (8)$$

したがって、(6)式の $S(t)$ を(8)式に代入することにより、 $S_m(t)$ を求めることができる。ここで、(6)式中の炉床部残銑量の変化 ($W(t)$) は(5)式を積分して(9)式のように算出した。

$$W(t) = W(0) + \int_0^t (V_1 - V_0) dt \dots\dots\dots (9)$$

炉床への溶銑流入速度 (V_1) は装入間隔から(10)式のように求められる。

$$V_1 = C_B / (C_R \cdot v_c) \dots\dots\dots (10)$$

炉床からの流出速度 (V_0) は受銑時の実測値を用いることが望ましいが、実測できない場合は各出銑ごとの出銑速度を(11)式のように近似して用いることにした。これは加古川 No. 3 高炉の実測値を参照して出銑速度を出銑開始後の経過時間に関する2次式で表し、タップごとの受銑量と収支させたものである。

$$V_0 = 3W_p(2\theta - \theta)\theta / 2\theta^3 \dots\dots\dots (11)$$

ここで

- C_R : コークス比 (kg/kg)
- W_p : 該当タップの受銑量 (kg)
- θ : 出銑開始後の経過時間 (h)
- θ : 出銑時間 (h)

Fe-P 合金添加層の炉内投入後の装入回数を j とすると、この層が炉内 j 層の位置に達する時間は(12)式で表され、 j 層までの溶融滴下率 ΔM_j は(8)式の結果を用いて(13)式で計算できる。

$$t_j = j \times v_c \dots\dots\dots (12)$$

$$\Delta M_j = S_m(t_j) / S_m(\infty)$$

$$= \left(\int_0^{t_j} V_1 \Delta C dt \right) / \left(\int_0^{\infty} V_1 \Delta C dt \right) \dots\dots\dots (13)$$

ここで、(13)式の分母の積分の上限は出銑中のリン濃度が Fe-P 合金投入前のレベルに戻るまでの時間を採用すればよい。

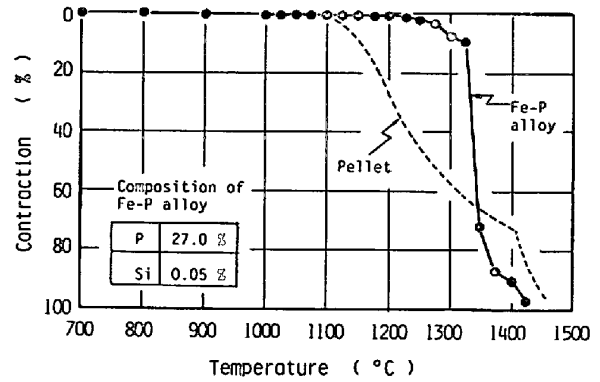


Fig. 3. Softening and melting behaviour of Fe-P alloy examined under load with elevated temperature.

炉内における j 層の位置は各装入ごとの鉱石層とコークス層の装入体積と炉体形状から算出できる。炉内が水平な層状構造で Fe-P 合金添加層が中心部から溶け落ちていく場合には、炉内 j 層の位置における溶け落ち半径 ($R_{m,j}$) は(14)式のように求められる。

$$\Delta M_j = (R_{m,j})^2 / (R_{0,j})^2$$

より

$$R_{m,j} = \sqrt{\Delta M_j} \cdot R_{0,j} \dots\dots\dots (14)$$

$R_{0,j}$: 炉内 j 層の鉱石層位置における炉内半径

2.2 Fe-P 合金の性状

Fe-P 合金は粒度を 10~20 mm に調整したものを使用した。この合金の化学成分と高温荷重軟化試験⁷⁾(CO: 30%, N₂: 70%, 連続昇温)の結果とペレットの収縮率変化を Fig. 3 に示す。Fe-P 合金は 1350°C 付近の狭い温度範囲で急速に収縮して溶け落ちており、溶け落ちに至るまでの収縮やふくれはペレットよりも小さいことがわかる。このように、Fe-P 合金の溶け落ち温度は鉱石類の溶け落ち温度に近く、トレーサーとしてのリンは純粋なリンとして投入されるのでほぼ完全に溶銑中に移行するものと考えられる。また、多量に使用しても操業上の熱的補償をほとんど考慮する必要がなく、通気性に対する影響も小さいと推察される。

3. 高炉操業への適用

Fe-P 合金の加古川 No. 1 高炉への投入は、吹き止め直前(1980年2月29日)に吹き止め操業とほぼ同一の条件下で実施した。投入実験当日と吹き止め操業諸元を Table 1 に、装入線下 1.6 m にあるシャフトガスサンプラーによつて測定した温度分布を Fig. 4 に示した。これらから Fe-P 合金投入時の操業は吹き止め時とほぼ同様の操業状況にあることがわかる。

Fe-P 合金は、 $C_I \downarrow C_{II} \downarrow O_I \downarrow O_{II} \downarrow$ 装入のある一チャ

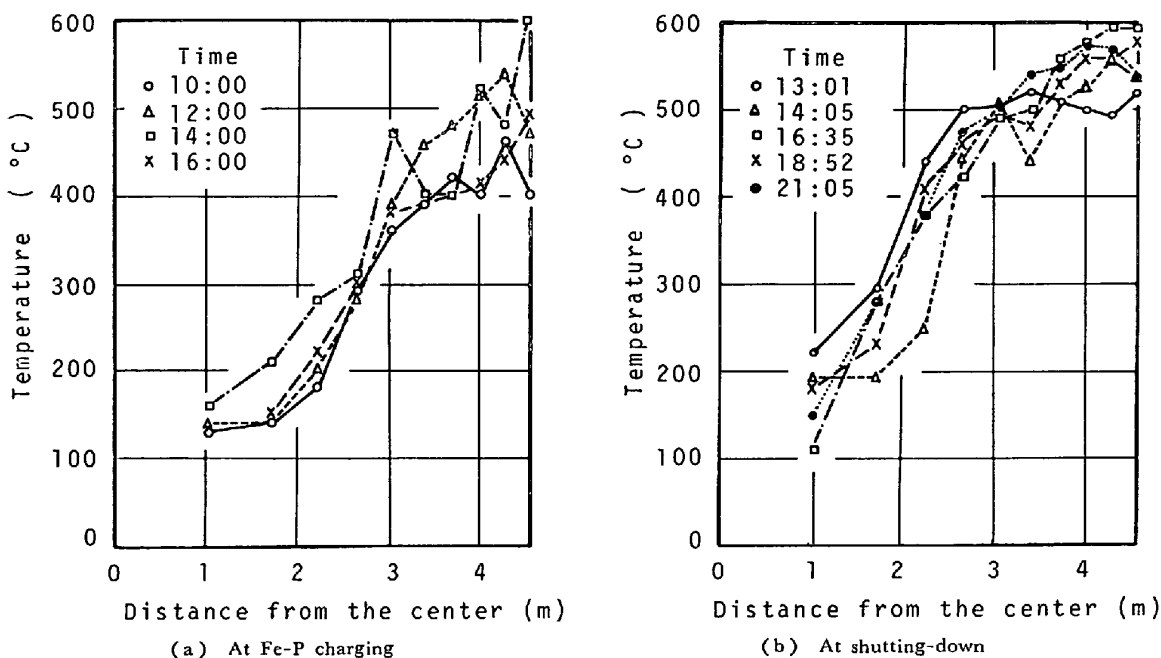


Fig. 4. Temperature distributions of gas measured by shaft gas sampler.

Table 1. Operating conditions at Fe-p alloy charging and at the shutting down of Kakogawa No. 1 blast furnace.

Operation	Fe-P alloy charging	Shutting down
Blast volume (Nm ³ /min)	3 746	3 800
Blast temperature (°C)	756	720
Blast moisture (g/Nm ³)	33	30
Coke rate (kg/t)	582	580
Oil rate (kg/t)	0	0
Pellet content (%)	70.5	70.5
Charging interval (min/ch)	15.8	16.0

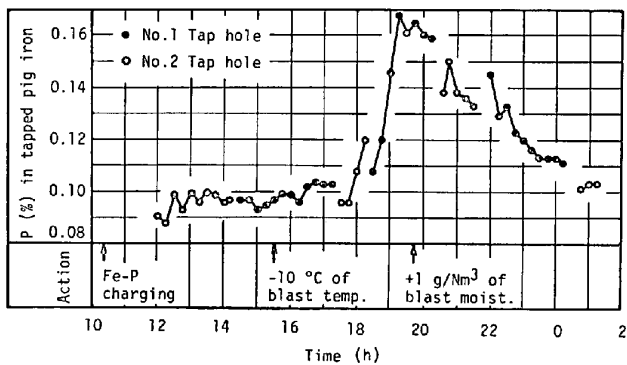


Fig. 5. Change of phosphorus concentration in tapped pig iron after charging Fe-P alloy.

ージの O_I と O_{II} にそれぞれ 800 kg ずつ、鉱石類が貯鉱槽から受鉱ホッパー送りのベルトコンベア上へ切り出されると同時にその鉱石上へ投入した。実物大模型装入物分布実験³⁾ や高炉火入れ前の填充時の観測によれば、この投入方法により Fe-P 合金は炉内ではほぼ均一に分散される。

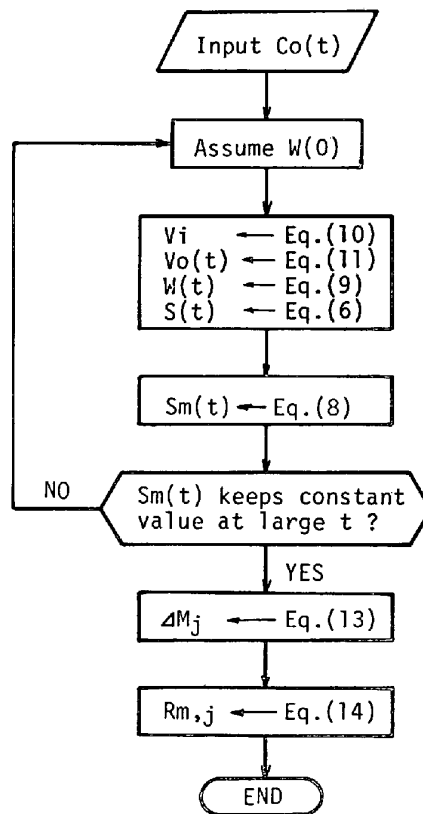


Fig. 6. Flow chart for estimating the profile of melting zone.

Fe-P 合金投入後の溶銑中のリン濃度の変化とこの実験中にとられた操業アクションを Fig. 5 に示す。操業アクションは送風温度の 10°C 低下と、送風湿度の 1 g/Nm³ の増加のみで、ほぼ一定条件が維持されていた。

出銑は軸対称位置にある 2 本の出銑口から交互に行い、ほぼ連続出銑である。溶銑のサンプリングは 15 min 間隔で実施した。溶銑中のリン濃度は 16 時 30 分頃から上昇しはじめ、19 時 15 分には最大濃度が現れている。なお、16 時 30 分以後で出銑開始直後のサンプルにはリン濃度の不連続がみられるが、これは出銑途中に前回に出銑した際の溶銑が残留していたためと考えられ、解析データからは除外した。

次に解析結果について述べる。計算手順を Fig. 6 に示すが、まず $S_m(t)$ は以下のようにして求めた。

- ① $W(0)$ を仮定して与える。
- ② V_1 を (10) 式から、 V_0 を (11) 式から算出する。
- ③ 上記の V_1, V_0 を用いて (9) 式より $W(t)$ を算出する。
- ④ 次に Fig. 5 に示す C_0 の実測値を用い、(6) 式にしたがつて $S(t)$ を求める。このとき C_0 の変化は数式で表示できないので、積分計算にはシンプソン法を用いた。
- ⑤ 以上の算出値から (8) 式にしたがつて $S_m(t)$ を算出した。ここで、(8) 式中の C_0^* には Fe-P 合金投入前の溶銑中のリン濃度の平均値を用いた。

これまでの計算過程で重要な値は、Fig. 2(b) に示したように $W(0)$ である。しかし、それを正確に把握することは困難なので、次のようにして求めた。Fe-P 合金添加層の溶融完了後は、物質収支から (8) 式の $S_m(t)$ は一定値で推移するはずである。しかし、 $S_m(t)$ の計算時に残銑量の初期値が適合していないとリンの物質収支があわず、過不足が生じる。そこで、実験データの解析時にこの初期値を変化させて、Fe-P 合金添加層の溶融完了後は $S_m(t)$ が一定値で推移する値を探索した。本実験ではこの値は 390 t と推定された。

このようにして求めた炉床へ供給されるリンの量 $S(t)$ と Fe-P 合金の溶け落ちにより供給されるリンの量 $S_m(t)$ の変化を Fig. 7 に示す。Fe-P 合金添加

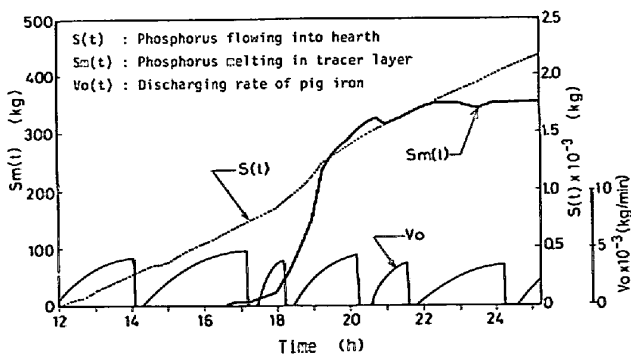


Fig. 7. Estimation of melting weight of phosphorus as the tracer.

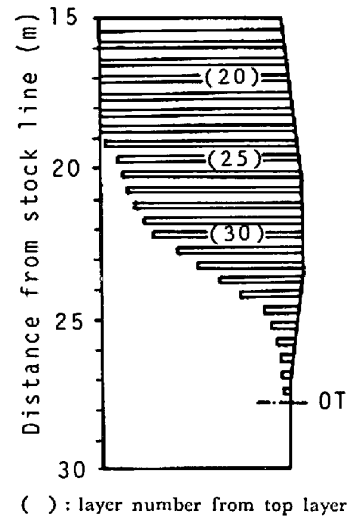


Fig. 8. Estimated profile of melting zone.

Table 2. Estimating conditions of melting level profile.

Coke base	21 400	kg/ch
Ore/coke ratio	2.841	—
Bulk density of ore	2 292	kg/m ³
Bulk density of coke	486	kg/m ³
Charging interval	15.8	min/ch
Average contraction of charging material during the descent	10	%

層は装入の約 6 h 後に滴下しはじめ、出銑中のリン濃度が最大となる 9 h 後には約 70% が溶け落ちており、10 h 30 min 後にはほぼ全量溶け落ちたことがわかる。Fe-P 合金添加層の溶け落ちには 4 h 30 min を要しており、装入速度から考えると 17 層分に相当する。また、Fig. 7 の $S_m(t)$ の最終値から得られるリンの歩留りは 83% であつた。

Fe-P 合金の溶け落ちによるリンの供給量 $S_m(t)$ の変化から (13), (14) 式を用いて求めた炉内各層ごとの滴下半径の分布、すなわち滴下開始位置の半径方向分布を Fig. 8 に示す。この計算で使用した原料の充てん条件を Table 2 に示す。装入物の嵩密度は装入物分布実験⁸⁾ から得た数値である。装入物の炉内降下中に生じる収縮もしくは圧縮 (Average contraction) は、装入時の体積と装入から羽口レベルに達するまでの装入回数の実測から平均 10% と推算した。

Fig. 8 の推定結果をみると、鉬石層の溶け落ちはシャフト下部の炉腹との境界近くで開始し、羽口レベルでほぼ完了していることがわかる。

4. 解体調査による断面観察結果との比較

Fe-P 合金の投入によつて求めた滴下開始レベルと、加古川 No. 1 高炉の解体調査による軟化融着帯形状の

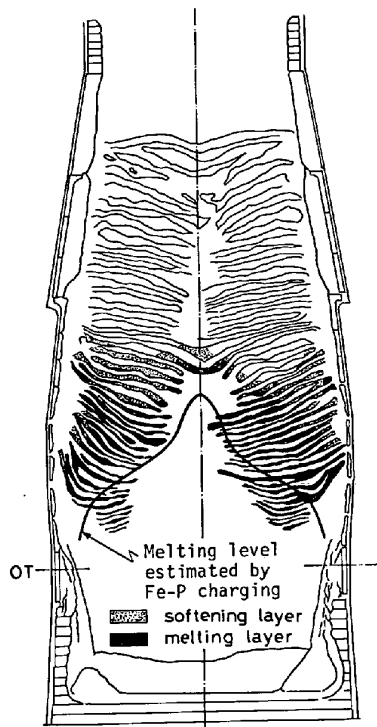


Fig. 9. Comparison of estimated profile of melting zone with observed one after dissection of Kakogawa No. 1 blast furnace.

観察結果を Fig. 9 に比較して示した。解体調査は 90° 扇型の 2 つの断面について行い、融着層は目視観察により融着が進行して岩盤と化した熔融層 (melting layer) と、融着が弱く分離可能な軟化層 (softening layer) の 2 つの領域に大別して示した。Fe-P 合金投入法によって推定した滴下開始ラインは実線で示した。これは Fig. 8 の滴下半径を滑らかな線で結んだものである。解体断面にみられる鉱石層の溶け落ちレベルは軸対称性が乱れ、炉下部では融着層の周辺部からの溶け落ちが見られるが、Fe-P 合金投入法によって推定した滴下開始ラインは解体断面の滴下開始レベルにはほぼ一致している。

中心部では推定した溶け落ち位置と解体断面にみられる溶け落ち位置に数層の差がみられる。Fe-P 合金は Fig. 3 に示したように 1350°C 付近で溶け落ちるが、鉱石類の滴下開始温度はその温度に至るまでの鉱石の還元率に依存する⁹⁾。両者の滴下開始温度の差が溶け落ち位置の差となる一つの理由と考えられる。

一方、羽口直上では融着層の周辺部からの溶け落ちがみられる。このような周辺部からの一部溶け落ちに対しては、 $S_m(t)$ の変化から考察できる。すなわち、逆 V 型の溶け落ちレベル形状の場合は、Fig. 2 に示したように、出鉄中にリン濃度が最大となる時刻はトレーサー層の滴下完了の時刻にほぼ一致する。Fig. 7 の場合、

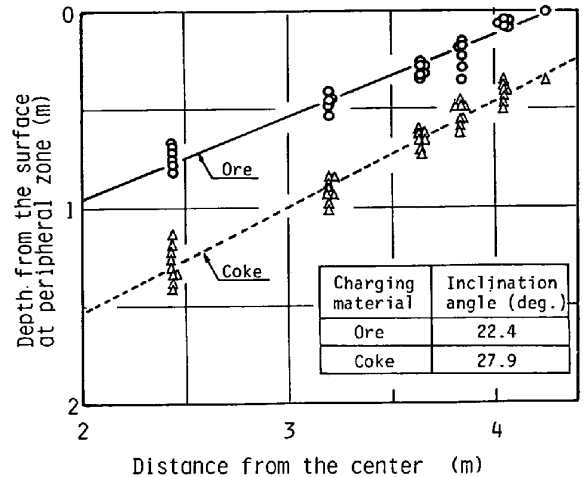


Fig. 10. Surface profile of charging materials measured at the throat.

(13)式で算出される滴下率は、最大濃度を示す時期ではまだ約 70% である。このことから、最大濃度を示した後は周辺から滴下するとして滴下開始位置の推定線を補正することもできるが、この場合は中心から滴下するとして求めてきた滴下開始ラインを延長するなどの操作が必要となる。

これまで、炉内層構造が水平であると仮定して解析してきた。加古川 No. 1 高炉の吹上時にプロフィールメーターによつて測定した装入物の堆積形状を Fig. 10 に示すが、ペレット多配合により鉱石層の傾斜角はコークス層のそれよりも小さく、半径方向の ore/coke 分布が生じている。そこで Fig. 10 に示した傾斜角を用い、著者の一人稲葉が提案した方法¹⁰⁾に基づいて半径方向の堆積分布と降下に伴う堆積傾斜角及び層厚の変化を考慮して解析した。しかし、シャフト下部では層の傾斜角が水平に近づき、層厚も減少しているため、水平な層構造と仮定した解析結果と大きな差は認められなかった。

炉床の希釈効果を一次遅れ系と仮定してトレーサーの物質収支から炉内残銑量の初期値を 390 t (約 57 m³) と推算した。これは羽口から出鉄口間の炉床容積の 14% に相当する。ここで導出した残銑量は一次遅れ系の時定数として、炉床の機能を表わす一つのパラメータと考えられるが、炉床の挙動をより詳細に扱うには溶銑、溶滓のホールドアップや溶銑の流路などを考慮した解析が必要と考えられる。

5. 結 言

高炉炉内の滴下帯形状、すなわち軟化融着帯の内側形状を推定するトレーサー法を開発した。これまでのトレーサー法は炉内半径方向のある一点の滴下開始位置を推定する方法であつたが、ここで開発した方法は、ある一

層の鉱石層内に均一にトレーサーを添加して炉内に投入し、出銑時のトレーサーの濃度変化を解析することにより、炉内の滴下開始レベルの半径方向分布を推定することができる。

トレーサーとして用いた Fe-P 合金は溶け落ち温度が 1350°C で鉱石類の溶け落ち温度に近いので、鉱石類の滴下位置を追跡するのに有効なトレーサーであると考えられる。

ここで開発した方法を加古川 No. 1 高炉の吹止直前の操業に適用して炉内の滴下帯形状を推定した。この推定結果を検証するためにこの高炉の解体調査を行い、断面の観察結果と比較したところ、かなり良い一致をみる事ができた。

また、このトレーサー法は炉床部における残銑量の変化を考慮しているので間歇出銑の高炉にも適用できると推察される。しかし、この推定法は炉内状況の軸対称性と炉床部の完全混合一次遅れ系を仮定しているので、炉内状況の円周方向のバランスがとれ、炉床部の液ホールドアップの変動の少ない連続出銑の高炉に対して、より精度よく適用できると考えられる。

文 献

- 1) 福島 勤, 下田輝久: 高炉内現象とその解析 (日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会高炉内反応部会編) (昭和 54 年 10 月), p. 5
- 2) 研野雄二, 須賀田正泰, 安倍 勲, 中村 展: 鉄と鋼, 65 (1979) 10, p. 1526
- 3) 重見彰利, 鈴木 明, 肥田行博, 山口一良: 鉄と鋼, 64 (1978) 4, S 47
- 4) 片山英司, 槌谷暢男, 岡部俠児, 田口整児, 奥町和男, 田村 栄: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, : 682
- 5) 福島 勤, 斎藤信一, 山田健夫, 小林 隆, 渋谷悌二, 古川 武, 山口 篤: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S 69
- 6) 下村泰人, 九島行正, 有野俊行: 鉄と鋼, 62 (1976) 4, S 65
- 7) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第 53 回製鉄部会 (1978・10) (私信)
- 8) 成田貴一, 稲葉晋一, 小林 勲, 沖本憲市, 清水正賢, 矢場田武, 玉田慎一: 鉄と鋼, 65 (1979) 3, p. 358
- 9) 成田貴一, 前田昌大, 清水正賢: 鉄と鋼, 63 (1977) 11, S 486
- 10) 稲葉晋一, 西尾浩明: 高炉内現象とその解析 (日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会高炉内反応部会編) (昭和 54 年 10 月), p. 52