

論 文

高炉炉床部の耐火物侵食と凝固層分布の推定
および操業への応用

吉川 文明*・兒子 精祐*・清原 庄三*²
田口 整司*³・高橋 洋光*⁴・一宮 正俊*²

Estimation of Refractory Wear and Solidified Layer Distribution in the Blast Furnace Hearth and Its Application to the Operation

Fumiaki YOSHIKAWA, Seisuke NIGO, Shohzoh KIYOHARA, Seiji TAGUCHI,
Hiromitsu TAKAHASHI and Masatoshi ICHIMIYA

Synopsis :

A method of estimating thermal conditions of a hearth has been developed, by using boundary element method for thermal analysis and experimental regression analysis for optimization. This method can evaluate hearth conditions in a reasonable computing time and supply useful information, such as heat flux distribution and effective volume of a hearth, which are closely connected with the operation.

The erosion line estimated by the method is in good agreement with the one measured by boring in the hearth of Mizushima No. 1 blast furnace blown out in 1982. The solidified layer distribution is changed to a great extent by the operation which has an effect on the thermal load to a hearth. In order to make the operation stable and to protect hearth refractories, it is important to continually monitor and control the hearth condition.

Key words : blast furnace ; hearth ; erosion ; solidified layer ; monitoring method ; thermal analysis ; optimization ; boundary element method ; experimental regression analysis.

1. 緒 言

銑鉄コストの低減が従来にも増して重要となつてきており、高炉においては原燃料条件に柔軟に対応して安定操業を維持し、炉寿命を延長することが最大の課題となつている。各種の計測センサーの開発¹⁾、耐火物の補修技術の発展を始めとした設備技術²⁾や操業技術の進歩により、安定操業と高炉寿命の延長を達成するための重要な要因のひとつは高炉下部、特に炉床状態の制御と炉床耐火物寿命となつている。炉床状態の制御、特に炉床耐火物表面で生成消滅を繰り返す凝固層の制御には、凝固層の層厚分布を常時把握し、操業条件と凝固層分布との関係を定量化することが必要である。また、炉床耐火物の長寿命化には、耐火物の侵食状況を継続的に把握し、短期的、長期的な保護対策を迅速かつ的確に実施するこ

とが重要である。

従来、間接的に炉床耐火物の侵食を測定する方法として、熱電対の埋設、赤外線カメラ³⁾や熱流計⁴⁾⁵⁾の利用、炉底冷却水熱負荷測定⁶⁾、などがある。直接法として、RIの利用⁷⁾、電位パルス法⁸⁾などが報告されている。直接法では、測定値が局所的であり、また凝固層の層厚測定が困難であるため、間接法と熱解析とを組み合わせることによつて侵食位置や凝固層厚を推定することが行われている。これまで差分法や有限要素法による1次元あるいは2次元の熱解析が用いられている。しかし、最も重要な炉床コーナー部の状態の予測が不可能であつたり、推定に多大な時間と労力を必要としている。これを補うものとしてプロフィール係数法⁹⁾が提案されたが、炉床コーナー部の侵食位置のみの推定にとどまつている。

昭和 59 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 3 月 16 日受付 (Received Mar. 16, 1987)

* 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (現: 川崎製鉄(株)化学事業部) (Mizushima Works, Now Chemical Division, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushimakawasakidori Kurashiki 712)

*² 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*⁴ 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (現: 川鉄鉱業(株)) (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp. Now Kawatetsu Mining Co., Ltd.)

本報では、最近注目を集めるようになった境界要素法 (BEM)¹⁰⁾¹¹⁾と実験的回帰分析¹⁴⁾によつて、炉底に埋設された複数点の熱電対あるいは熱流計の計測値を用い、耐火物侵食ラインと凝固層ラインを迅速かつ精度良く推定する方法を開発した。これにより従来明確ではなかつた炉床凝固層と操業との対応や溶銑から炉床への熱負荷分布に検討を加えた。

2. 推定方法

2.1 境界要素法 (BEM) による定式化¹²⁾

BEM は場を支配する微分方程式を境界上の積分方程式に変換し、これに有限要素法と類似の離散化を施し解を得ようとする数値解法である。境界上の積分方程式を解析の対象とするため、問題の次元を一つ下げることができ入力データや計算時間を短縮できるという利点がある。高炉炉床を軸対称体と近似すれば、炉床の伝熱解析は BEM により以下のように 1 次元熱伝導問題、すなわち領域境界線上の積分問題に帰着させられる。

Fig. 1 に示すような軸対称領域 Ω を考え、その境界面を $\Gamma (= \Gamma_1 + \Gamma_2 + \Gamma_3)$ とする。熱伝導問題の支配方程式は式 (1) で与えられ、境界条件は例えば式 (2) のように表される。

$$\text{支配方程式: } \Omega \text{ 内で } k \nabla^2 u(x) = 0 \quad (1)$$

$$\text{境界条件: } \Gamma_1 \text{ 上で } u(\sigma) = u_0$$

$$\Gamma_2 \text{ 上で } q(\sigma) \equiv k \frac{\partial u(\sigma)}{\partial n} = q_0$$

$$\Gamma_3 \text{ 上で } q(\sigma) = h \{ u_a - u(\sigma) \}$$

ここで、 $u(x)$ は Ω 内の任意点 x での温度、 $u(\sigma)$ と $q(\sigma)$ は Γ 上の任意点 σ での温度と熱流束、 u_0 , q_0 は既知の値を示し、 u_a と h は周囲温度と熱伝達係数である。

無限媒体中で式 (1) に対応する微分方程式:

$$k \nabla^2 u^*(x_i, x) + \delta(x_i, x) = 0 \quad (3)$$

を満足する基本解と呼ばれる $u^*(x_i, x)$ を求め、これを式 (1) に掛けて積分する。つぎにグリーンの定理を用いてこの積分を変形すると境界上の積分方程式が得られる。式 (3) において、 x_i は領域 Ω 内の任意点を表し、 $\delta(x_i, x)$ はディラックのデルタ関数である。 $u^*(x_i, x)$ は点 x_i に単位集中ソースが作用するときの x への影響を表す。軸対称問題では温度、熱流束とも円周方向で一定であるので、この問題に対する境界上の積分方程式の円周座標系表現式は次式となる。

$$c(\bar{\sigma}_i) \bar{u}(\bar{\sigma}_i) + \int_{\Gamma_c} \bar{u}(\bar{\sigma}) \bar{q}^*(\bar{\sigma}_i, \sigma) |J| d\Gamma_c \\ = \int_{\Gamma_c} \bar{q}(\bar{\sigma}) \bar{u}^*(\bar{\sigma}_i, \sigma) |J| d\Gamma_c \quad (4)$$

ここで、Fig. 1 に示すように $\bar{\sigma}_i$, $\bar{\sigma}$ は Γ 上での任意点を表し、 $c(\bar{\sigma}_i)$ は境界の幾何学的性質から定められ、境界が滑らかな時は 0.5 に等しい。 $\bar{q}^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$ は基本解 $u^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$ の Γ に対する法線方向の導関数である。各文字上の添え字 $-$ は対称軸を含む $\theta=0$ の断面と境界面 Γ との交線 s 上の点あるいは値であることを表す (Fig. 1)。 Γ_c , $\bar{u}^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$, $\bar{q}^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$ はそれぞれ Γ , $u^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$, $q^*(\bar{\sigma}_i, \sigma)$ の円周座標系表現式であり、 $|J|$ は座標変換によつて面積分に随伴する関数行列式 (ヤコビアン) である。式 (4) は $\theta=0$ の子午線断面と Γ との交線 s 上の温度 $\bar{u}$ と熱流束 $\bar{q}$ に関する積分方程式である。従つて、1 次元問題として、境界線 s を分割すれば離散化代数方程式が得られ、これを解けば問題は解決される。ただし、式 (4) の離散化方程式中の $\bar{u}^*$, $\bar{q}^*$ に関する積分は回転体表面 Γ_c 上の面積分となる。

2.2 推定問題のモデル化

侵食ラインや凝固層ラインを銑鉄凝固温度 (約 1150°C) 等温線と仮定しその位置を決定することは一種の自由境界問題となる。BEM による伝熱計算では、仮定した侵食ラインあるいは凝固層ラインのもとで炉床耐火物外表面の温度分布が算出される。一方、耐火物外表面で温度が実測されており、このデータから炉床の状態 (侵食ラインと凝固層ラインの位置) を推定する必要がある。そこで、温度計測位置での実測値と BEM による計算値との差の 2 乗和を最小とする最適化問題として両ラインの位置推定をモデル化した。

Fig. 2 に示すように侵食ラインや凝固層ラインのプロフィールを決定する変数として $X = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ を与える。また、炉床耐火物外表面の計算温度分布を $Y = (y_1, y_2, \dots, y_m)$ とする。 Y の各要素は温度計設置位置に対応した場所の計算温度である。このとき、 Y は X

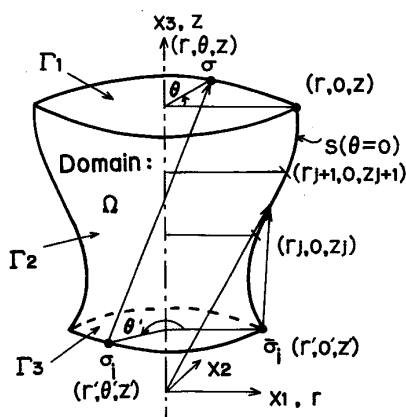


Fig. 1. Axisymmetric domain Ω , boundary surface Γ and meridional boundary curve s in plane $\theta=0$.

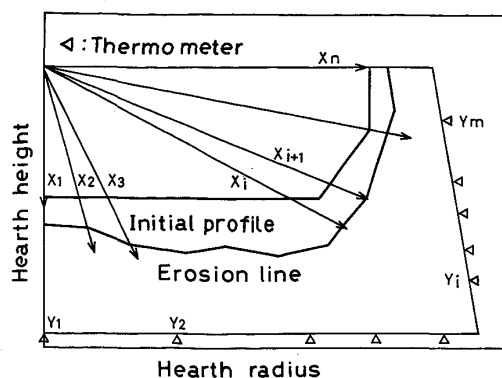


Fig. 2. Modeling of estimation of erosion lines and solidified layers in the blast furnace hearth.

の関数として,

$$Y = F(X) \dots\dots\dots (5)$$

と表せる. ただし, 関数 F は陽関数ではなく, BEM による伝熱計算そのものを意味する.

解としてのプロフィール X は次の評価関数を最小化することによって与えられる.

$$\text{最小化 } f = \|Y - \bar{Y}\|^2 \dots\dots\dots (6)$$

制約条件: $Y = F(X)$

$$A \leq X \leq B$$

ここで, $\bar{Y}$ は実測温度, A, B は経験的な侵食ラインあるいは凝固層ラインのプロフィールの範囲を示す.

2.3 推定方法

このモデルの特徴はつぎのようになる.

(1) 評価関数式 (6) に含まれる関数 F は陽ではなく, 式 (6) を求めるにはその都度 BEM による伝熱計算を行う必要がある.

(2) 実際の適用においては, 初期値として経験的予測値が与えられる.

(3) 求める解は厳密解でなくてもよい.

これらの特徴のため実験的回帰分析¹⁴⁾と呼ばれる統計的最適化の手法を採用した. 本手法では, 直交表を用いて変数 X を割り付け, 経験的予測値に基づく合理的な範囲 (式 (6) の A, B に相当する) 内に変数 X の水準をいくつか取る. そして各水準の誤差変動の和を計算し, その値が最小となる水準を選ぶという簡単なロジックで実用的な解を得ることができる. Fig. 3 にその処理フローを示す. 本モデルのようなパラメーター数 (n = 最大 13) の場合, 3 水準の直交表 L_{36} ¹⁴⁾ を利用することができ, 36 回の BEM による伝熱計算でラインのプロフィールを得ることができる. 水準間の有意差検定により反復することになるが, 経験的予測値に基づく適切な範囲でスタートすれば, 最高 5 回程度で収束する.

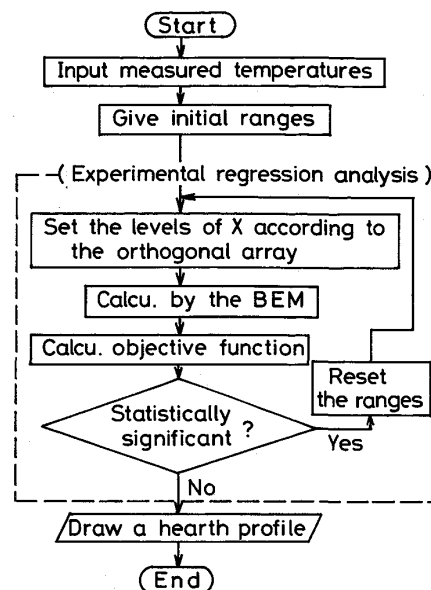


Fig. 3. Estimation flow by experimental regression analysis.

BEM による伝熱解析と実験的回帰分析手法の適用により, (1) 合理的な計算時間内で, かつ非常に少ない労力で解が得られる, (2) 測温値が少なくても, 高炉解体調査等に基づく経験的予測値に矛盾しない近似解が得られるようになった.

3. 推定結果と考察

3.1 境界要素法による解析

BEM では, 有限要素法に比較し要素数が非常に少なく入力データの作成が容易である. しかし, 境界要素マトリックスの成分 (式 (4) 中の $\bar{u}^*$ と $\bar{q}^*$ に関する面積分) の評価と境界上の未知数 u, q に関する連立方程式の求解に多くの計算時間を要するため注意が必要である.

境界要素マトリックスの成分の計算時間を短縮するためには式 (4) 中の面積分を効率良く行うことと面積分の数を減少させることが重要となる. 面積分を精度良く短時間で評価するため, 本解析では境界要素方向に関する積分に解析解を, 周方向 θ に関する積分には数値積分を用いた¹²⁾. 数値積分には一般に関数評価点数が等しい場合精度の高い Gauss 法が使用される. 被積分関数に含まれる関数形から Gauss 法のうち最適と考えられる Gauss-Chebyshev 法²²⁾ と Gauss-Legendre 法²²⁾ を比較した. その結果, Gauss-Legendre 数値積分の 12 点公式は Gauss-Chebyshev 数値積分の 50 点公式と同等の精度を持つことがわかった. Gauss-Legendre 法を採用することにより式 (4) 中の面積分の評価に要する時間は

Gauss-Chebyshev 法の場合の約 1/4 に減少した。

つぎに式(4)中の u^* と q^* に関する面積分は境界要素数を N 個とするとそれぞれ N^2 個となるので、その数を減少させるために計算領域をいくつかの部分領域に分割した。例として吉川ら¹²⁾の示した有限要素法と著者らの BEM による炉床耐火物内の熱伝導解析に要した計算時間の比較を Table 1 に示す。有限要素法による計算時間を基準とし、BEM により境界点のみの値を計算したときの時間を示している。BEM では 3 個の部分領域に分割することによって計算時間は約半分に短縮され、8 個の分割では約 26% に短縮された。ただし、これには後述のように連立方程式の係数マトリックスのバンド化による効果も含まれている。

BEM では、境界上の未知数に関する連立方程式の係数マトリックスは一般に非対称であり、0 でない成分が全体に広がるいわゆるフルマトリックスとなる。有限要素法では一般に対称なバンド状の係数マトリックスとなる。このため BEM ではマトリックスの次数が有限要素法に比べはるかに少ないにもかかわらず、連立方程式を解くのに多くの時間を要することがある。これを解決するために上述のように部分領域に分割し、係数マトリックスをバンド化した。次数 200 程度の連立方程式を Gauss 消去法で解く場合、バンド幅が約 140 であれば計算時間は約 45% に短縮される。

以上のように BEM による解析では、少ない関数評価点数で精度の高い数値積分法の採用と計算領域の部分領域への分割（面積分評価数の低減、係数マトリックスのバンド化）が効率的解析のために重要である。

3.2 最適化手法

式(6)の評価関数 f は Y についてとつ関数であり、これに対してニュートン (Newton) 法的繰返し法を適用することができると考えられる。しかし、直接ニュートン法を使用する場合には、各反復において変数 X の各成分に関する評価関数 f の 2 階偏導関数 $\partial^2 f / \partial x_i \partial x_j$ ($i, j=1, 2, \dots, n$) を成分とするヘシアン (Hessian) 行列が必要となる。そのため $n \times n$ のオーダーの回数だけ F

の計算が必要となる。また、一般に初期値 X_0 が求めるべき極小点 X^* の近傍にあり、収束判定値として $\|X_{k+1} - X_k\| / \|X_k\| \leq 0.001$ (k : 繰返し回数) 程度の一般的な値を用いても、最高で 400 n 程度の繰返し計算が必要となる¹³⁾。これでは、 F の評価回数、すなわち BEM による伝熱計算の回数が n^3 のオーダーとなるため、計算時間上不可能である。そこで、ヘシアン行列を更新していく準ニュートン (Quasi-Newton) 法¹³⁾の適用を試みた。しかし、得られた解が経験的予測値と大きく異なることがしばしば起こり、実用上耐えられなかった。この理由は探索範囲に二つ以上の極小値が存在するという評価関数の多峰性や、一般関数は極小値近傍では 2 次関数で近似できるという仮定のもとに組み立てられた準ニュートン法¹³⁾の局所性によるものと考えられる。

本報で採用した実験的回帰分析による最適化では前述のように簡単なロジックで実用的な解を得ることができる。本方法は(1)未知数が線形でなくてもよい、(2)データの個数より未知数の個数が多くてもよいという 2 点で重要なテクニックである¹⁴⁾。しかし、未知数の存在範囲を誤った場合や存在範囲を広くとりすぎた場合には、うまく収束結果が得られないことがある。従って推定に際しては、未知数 X の存在範囲 (式(6)の A, B) を種変更して収束判定する必要がある。ただし、常時推定していれば侵食ラインや凝固層ラインの存在範囲が明確となつているためほとんど試行錯誤なしに解が求められる。

3.3 高炉炉床耐火物侵食ラインの推定精度と各炉の差異

本方法による推定の精度を確認するため、1982 年 1 月吹き卸した水島第 1 高炉 (1975 年 4 月火入れ) の炉床耐火物侵食ラインの計算結果をボーリング調査結果と比較した。一例として、稼働期間中に最も温度が高くなつた断面の比較を Fig. 4 に示す。耐火物の熱伝導率はボーリングにより採取した試料の実測平均値を用いた。熱伝導率は未使用品に比較し 20% 程度低下していた。温度計の設置数が少ないことを考慮すれば、両者の一致は良好であると判断される。

現状の水島第 2 高炉 (1979 年 3 月火入れ) の北東-南西断面での最大侵食ラインを過去の最高温度から求め、Fig. 5 に示す。北東断面の方が全体的に侵食が進行し、特にコーナー部の侵食が進んでいると推定される。一方、水島第 3 高炉 (1978 年 6 月火入れ) の南断面の侵食状態を Fig. 6 に示すが、火入れ以後 8 年余り経過後もしばしば観察されるコーナー部の局所的な異常侵食は発生していないと判断される。

Table 1. Comparison of computing times by BEM with by finite element method (FEM) of thermal analysis in the blast furnace hearth reported by YOSHIKAWA et.al¹²⁾; the computing time by FEM is a basis.

Method	FEM ¹²⁾	BEM	BEM
No. of subregions	—	3	8
No. of elements	364	106	146
Computing time	1	0.463	0.264

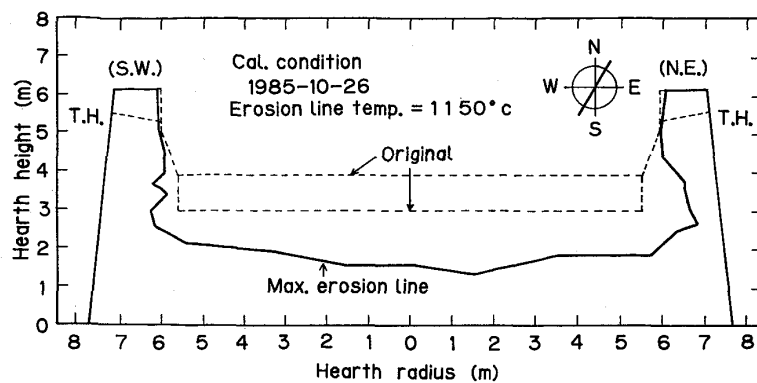


Fig. 5. Erosion line in the northeast to southwest section of Mizushima No. 2BF (blown in in Mar. 1979), estimated on Oct. 26, 1985.

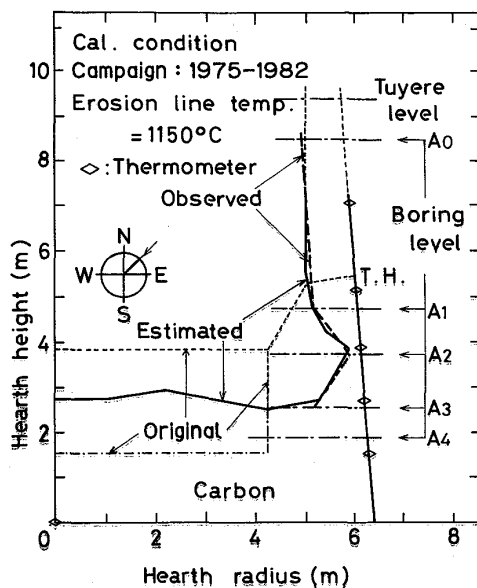


Fig. 4. Comparison of the estimated erosion line with the one measured by boring in the hearth of Mizushima No. 1BF (campaign period: Apr. 1975 to Jan. 1982).

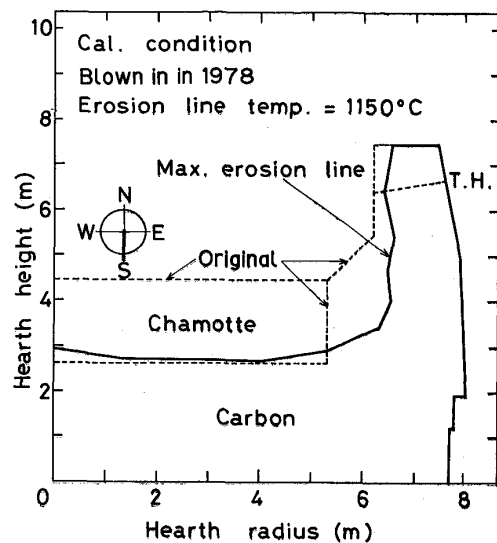


Fig. 6. Erosion line in the south section of Mizushima No. 3BF (blown in in Jun. 1978), estimated on Mar. 22, 1984.

ここで注意を要することは、Fig. 4~6 に示した侵食ラインは 1150°C 等温線であり、長期的な耐火物の損耗に基づく侵食面を表現しているということである。すなわち、カーボンレンガは 1150°C 以上で短期的に損耗するというものではなく、長期的に徐々に損耗し、ついには熱平衡に達し、侵食面は鉄-炭素共融温度（約 1150°C ）等温線と一致すると報告されている¹⁵⁾¹⁶⁾。このため短期的な温度上昇時に推定した侵食ラインは、これ以上の侵食はないと判断される限界値、すなわち可能性としての最大値として理解されるべきものである。

3.4 炉床での熱負荷と凝固層の生成

炉床への熱負荷は溶鉄流によつて支配され、炉床耐火物の侵食ライン推定や炉底構造設計における重要な因子となる。従来、溶鉄流の挙動が不明のため炉床溶鉄は静止しているとの仮定のもとに炉床の熱解析や耐火物侵食

位置の推定が行われてきた^{15)~18)}。しかし、溶鉄流は炉底構造や操業条件によつて変化し、熱負荷もこれに応じて変化する。最近、炉床溶鉄流と炉床への熱負荷との関係を定量化し、実高炉における熱伝達係数や炉底最終侵食位置を評価することがなされた²⁰⁾²¹⁾。大野ら²¹⁾は実高炉の溶鉄流と炉床間の熱伝達係数 $h(\text{W}/(\text{m}^2\text{K}))$ が次式

$$h = \left(\frac{16.5}{d} \right) + \left(\frac{7.3}{D} + \frac{2.0}{d^2} \right) \left(\frac{Q}{D} \right) \dots\dots\dots (7)$$

で表されるとしている。ここで d は出鉄口から炉底侵食面までの溶鉄プール深さ (m)、 D は炉床径 (m)、 Q は出鉄速度 (t/h) である。そして、溶鉄からの伝熱量と耐火物の冷却能との平衡関係より炭素系炉床底面の最終的な侵食位置を 1200°C 等温線として与えている。しかしながら、炉床耐火物の温度は一般に火入れ以後操業と耐火物侵食度に対応して上昇下降を周期的に繰り返

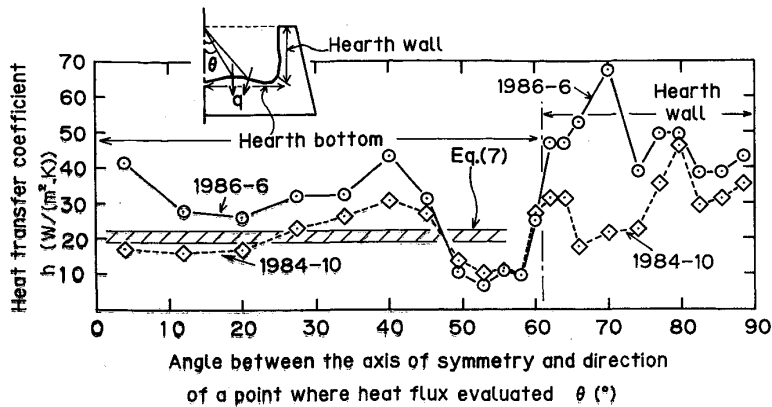


Fig. 7. Distribution of heat transfer coefficient over the hearth of Mizushima No. 4BF (blown in in Jan. 1982).

し、徐々にその値が高くなっていく。従つて、ある期間で極大値を示した時、侵食が進行したとして侵食ラインを推定する。Fig. 7 に侵食進行時の水島第4高炉(1982年1月火入れ)の炉床耐火物侵食面における熱伝達係数 h の分布を示す。 h は溶銑バルク温度(1500°C)と侵食ラインの温度(1150°C)間の熱伝達係数(W/(m²·K))であり、

$$h = q / (1500 - 1150) \dots\dots\dots (8)$$

で評価した。ここで、 q はBEMによる計算から得られる侵食面に垂直な熱流束(W/m²)である。炉床温度がそれ以前より上昇した(最大の極大値を示した)1984年10月と1986年6月における推定侵食ラインに対する h の分布、および式(7)から $d=3\sim 4$ m、 $D=14.6$ m、 $Q=417$ t/hとして求めた h (図中斜線部)をプロットしている。ただし、式(7)では侵食ライン温度を1200°Cとして h を求めているので1150°Cとして h を換算した。横軸は炉床中心軸と熱流束を評価した点の方向とのなす角を表す。式(7)から求めた h は、平均値としては炉床の h の分布と一致している。図より h 、すなわち炉床への熱負荷は侵食状態により経時的にも位置的にも大きく変化すると予測される。特に、炉床中心部および炉床壁部での変化が大きいようである。炉床壁部への熱負荷は平均的に炉床底面部より大きく、壁面上下方向の変化は底面部とは異なり熱負荷のパターンも経時的に変動すると推定される。

侵食ライン推定時よりも炉床の温度が低下すれば、侵食ライン位置での温度は1150°Cよりも低くなる。このとき耐火物侵食面と接している銑鉄は1150°C以下となつて凝固していると考えられる。すなわち鉄-炭素共融温度(約1150°C)以下では銑鉄やコークス等が混合した固相の層²³⁾(凝固層)が形成されるとして、耐火物と凝固層という固相の物性値を用いた熱解析によつて凝固層ライン(1150°C等温線)が求められる。

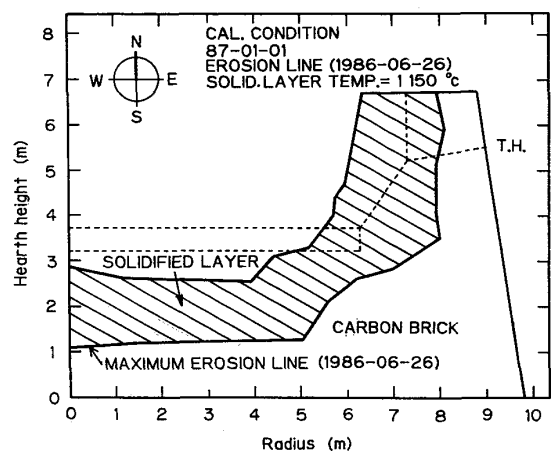


Fig. 8. Solidified layer distribution in the north section of Mizushima No. 4BF (blown in in Jan. 1982), estimated on Jan. 1, 1987.

以上の考えに基づき推定した水島第4高炉(1982年1月火入れ)の1986年末における北断面の最大侵食ライン(1986年6月26日記録)と最大侵食に達した後のある時点(1987年1月1日)での凝固層ラインをFig. 8に示す。凝固層の熱伝導率は千葉第3高炉(1980年10月吹卸し)から採取した試料の実測値を用いた。

炉床温度低下時の炉床状態を考察する。耐火物侵食面近傍の溶銑の停滞による溶銑流バルクからの熱負荷の低下と炉床冷却の効果によつて耐火物侵食面上に凝固層が生成していると考えられる。また、溶銑が凝固層表面を、対流しているとすれば溶銑流からの熱負荷は大きく、炉床の熱バランスから判断して凝固層は存在し得ない。従つて、凝固層形成時にはその表面に溶銑、コークス、スラグ等の固液が共存するほとんど静止した層が存在すると判断される。凝固層が大きく成長するときには溶銑等の静止層も炉床全体に及ぶと考えられる。このように炉床温度が極度に低いレベルになつた場合、炉床内の通液抵抗が増加し出銑時の速度低下やスラグ指数(=(出

滓時間)/(出銑時間))の低下を招く¹⁹⁾。

このように炉床の状態や熱負荷は固定的なものではなく、耐火物侵食進行時や凝固層形成時で大幅に変化する。出銑滓速度やスラグ指数の維持など操業の安定化を図るためには、炉床状況を常時把握し耐火物の侵食防止との兼合いを考慮した適切な凝固層厚分布を維持するよう炉床状態を制御する必要がある。また、炉床耐火物の長寿命化のためには強固な炉底構造の設計とともに、種類の保護対策による熱負荷や凝固層の変化の定量化と侵食状況の継続的な把握による迅速かつ的確な短期的、長期的保護対策の実施が重要である。

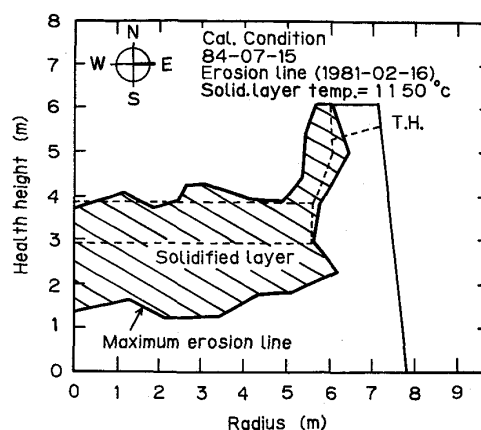
3.5 低シリコン操業時の凝固層の推定

製鉄製鋼部門のコスト削減を目的とした水島第2高炉における低[Si]操業¹⁹⁾時の炉床凝固層の変化を検討した。

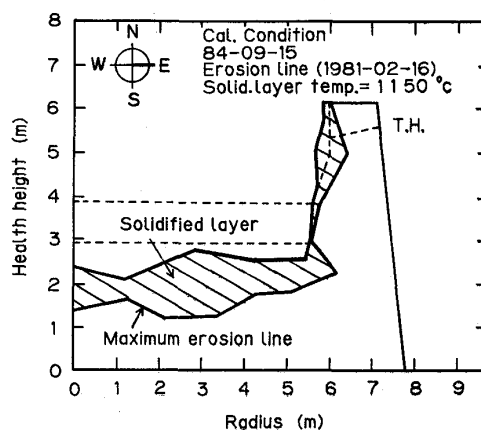
水島第2高炉では、羽口部、炉床部での熱レベルの抑制とスラグ成分の調整(スラグ塩基度、MgOの上昇)によつて、1983年末の[Si]=0.4%から1984年8月月間平均で0.17%へ、1984年上期平均で0.22%へ低減した¹⁹⁾。[Si]の大幅な低下にはスラグ成分調整の効果の寄与が大きい。高塩基度操業により出銑滓時のスラグ指数(=(出滓時間)/(出銑時間))が一時的に低下し残銑滓量が増加した。しかし、本手法を用いて凝固層を管理し、早期の炉床クリーニング(スラグ塩基度の低減操業)を実施した。これによりスラグ指数が上昇し安定操業を継続することができた。

この間の炉床状況をFig. 9に示す。1984年5月後半より凝固層の成長、それに伴う炉床有効容積(1150℃以上となつている部分)の減少が観察され、スラグ塩基度が6月初めに約1.26と最も上昇し、スラグ指数の低下、残銑滓量の増加が観察された¹⁹⁾。このため、炉底冷却水量を低下させ、ついで6月中旬より炉床クリーニングを開始した。この結果、凝固層はFig. 9(A)に示されるような大幅に成長した状態から減少し始め、スラグ指数は上昇し始めた。さらにスラグ塩基度のばらつきを低減し炉底冷却水量の調整頻度を上げて操業を行い、上述の低[Si]出銑を可能とするとともに、望ましいスラグ指数を維持するFig. 9(B)に示されるように適切な凝固層を回復した。

以上のように、高塩基度操業時には炉床の「汚れ」(大幅な凝固層の成長、炉床有効容積の減少)が問題となる。このため炉床凝固層を常時把握し、タイムリーな炉床クリーニングおよび炉底冷却水量の調整を行うことが重要である。



(A) Thick solidified layer grown.



(B) Desirable solidified layer formed.

Fig. 9. Change of solidified layer distribution over the hearth of Mizushima No. 2BF (blown in in Mar. 1979) during the operation of low [Si] tapping.

4. 結 言

境界要素法(BEM)と実験的回帰分析とを用いて、高炉炉床部全体をモニタリングする方法を開発した。本方法の推定精度、推定結果の操業への応用を検討した結果、以下の知見を得た。

(1)本方法によれば、耐火物侵食ラインはもとより耐火物上に生成消滅を繰り返す凝固層の層厚分布も合理的な計算時間で推定することができる。

(2)水島第1高炉(1982年1月吹出し)の炉床ボーリング調査結果と本方法の推定結果とは良く一致している。

(3)炉床への熱負荷は操業によつてダイナミックに変化し、それに伴つて炉床凝固層が大幅に変化するので常時凝固層を把握する必要がある。炉床状態の把握と制御は操業の安定化と耐火物の保護、ひいては高炉の長寿命

化に有効な手段と考えられる。

文 献

- 1) 渋谷悌二: 鉄と鋼, **67** (1981), A109
- 2) 山本崇夫: 第 116・117 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1987), p. 127
- 3) 大野二郎: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 1705
- 4) 阪本喜保, 田村洋一, 酒井俊彦, 山本俊行, 播木道春, 真忠達明: 鉄と鋼, **63** (1977), S499
- 5) 久保秀穂, 西山哲司, 池野 健, 田中和精, 野元 造, 中村 潔: 鉄と鋼, **65** (1979), S538
- 6) 阪本喜保, 酒井俊彦, 播木道春, 射場 毅, 森 憲治, 松原紀之: 鉄と鋼, **63** (1977), S40
- 7) 江上英一, 岡村祥三, 大橋保威, 清水英男: 鉄と鋼, **54** (1968), p. 853
- 8) 白岩俊男, 阪本喜保, 小林純夫, 片山 裕, 松原紀之: 鉄と鋼, **61** (1975), S44
- 9) 川手剛雄, 園井英一, 横江寛治, 高野 成, 下村興治: 鉄と鋼, **67** (1981), A129
- 10) C. A. BREBBIA 著, 神谷紀生, 田中正隆, 田中喜久昭 共訳: 境界要素法入門 (1980) [培風館]
- 11) C. A. BREBBIA 編, 田中正隆監訳: 境界要素法の応用 1, 2 (1983) [企画センター]
- 12) 吉川文明, 田中正隆: 日本機械学会論文集 (B編) **50** (1984) 453, p. 1310
- 13) FACOM FORTRAN SSL II 使用手引書 (富士通(株)編) (1980), p. 39, 403
- 14) 田口玄一: 実験計画法入門(上) (1976), p. 330 [丸善]
- 15) V. PASCHKIS and T. MIRSEPASSI: Iron Steel Eng., **31** (1954), p. 53
- 16) V. PASCHKIS and T. MIRSEPASSI: Iron Steel Eng., **33** (1956), p. 116
- 17) D. Q. KERN and C. R. BRUMETT: J. Met., **19** (1967), p. 66
- 18) J. van LAAR and N. van SANTEN: J. Iron Steel Inst., **205** (1967), p. 941
- 19) 上谷年男, 金子憲一, 山崎 信, 吉田和彦, 高橋洋光, 栗原淳作: 鉄と鋼, **71** (1985), S80
- 20) 日月應治, 大野二郎, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 2224
- 21) 大野二郎, 日月應治, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 34
- 22) A. H. STROUD and D. SECREST: Gaussian Quadrature Formulas (1966), p. 99, 157 [Prentice-Hall]
- 23) T. MORIMOTO, M. YOSHIMOTO, T. MATSUMOTO and H. ANDO: Proc. Ironmaking conference, **41** (1982), p. 132