



HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	オンライン数式シミュレーションを併用した高炉装入物の模擬試験法
Author(s)	石井, 邦宜; 柏谷, 悦章; 山口, 英良 他
Citation	鉄と鋼, 72(16), 2202-2209 https://doi.org/10.2355/tetsutohagane1955.72.16_2202
Issue Date	1986-12-01
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/75670
Rights	著作権は日本鉄鋼協会にある
Type	journal article
File Information	Tetsu-to-Hagane 72(16)_2202.pdf



論文

オンライン数式シミュレーションを併用した 高炉装入物の模擬試験法

石井邦宜*・柏谷悦章*・山口英良*²・近藤真一*³

Simulation of Burdens in Blast Furnace Using On-line Mathematical Simulator

Kuniyoshi ISHII, Yoshiaki KASHIWAYA, Hideyoshi YAMAGUTI and Shin-ichi KONDO

Synopsis:

A hybrid blast furnace simulator has been developed on the basis of mathematical model and experiments by combining differential fixed-bed reactor and micro computers. Assuming that the burden and gas phase moved counter-currently in the blast furnace, the experimental conditions were calculated in real time by putting in situ measured rates of reduction and solution loss to the differential equations of mass and heat balance, and the new experimental conditions were set at next stage. The simulation was performed by repeating the sequence.

(1) If simulation conditions were set up so as to fit the burdens, the simulation successfully proceeded and the longitudinal distribution of process variables in B.F. could be expected precisely according to the reactivity of burdens.

(2) When the operations with pellet and sinter were simulated, thermal reserve zone was longer and smelting reduction began at lower temperatures for the former than for the latter.

(3) With lower coke rate, reduction hardly proceeded and burden was heated up during short descending. On the other hand, with higher coke rate, although reduction proceeded fast, burdens remained at low temperatures.

1. 緒 言

高炉装入物のいわゆる高温性状に関し、従来装入物の荷重下における高温還元^{1)~3)}、軟化変形⁴⁾、粒子の融着と収縮⁵⁾、浸炭溶け落ち⁶⁾、銑滓分離⁷⁾および、これらにともなう圧損の上昇⁸⁾⁹⁾などを対象として報告がなされている。しかし、当該温度におけるこれらの性状は、より低温度での還元や物理性状変化の履歴によつて左右されると考えられる。このため、得られたデータを高炉に適用しようとする場合、実炉内での温度変化やガス組成に対応した条件下で試験することが望ましい。実炉内におけるそれらの変化は、また装入物性状の反映であるから、試験すべき装入物に追従した条件を自ら作り出すような、自動追尾型の試験装置が有用と思われる。

一方、高炉のプロセス解析や制御を目的として、数学モデルの開発が進んでいる^{10)~15)}。この際、還元やソリューションロス反応などは、未反応核モデルなどの速度

式で計算した速度を用いる。同モデル中の化学反応速度定数や有効拡散係数は、試料ごとに異なるパラメータとみなされ、既存の実測値を用いる場合、実炉とかけはなれた計算結果となる危険性がある。これを解決するには、反応速度を実験によつて求めつつモデルを解くことが必要と思われる。

以上に述べたように、装入物の高温性状試験と高炉数学モデルによるプロセス解析の二つの観点から、実験と計算を組み合わせた高炉シミュレーション試験装置について研究を行つた。それは、微分反応器を用い、実験から得られる反応速度を高炉炉頂から滴下帯まで、一次元の物質収支式、熱収支式にインプットして解き、シミュレータ化しようとするものである。そして、常圧かつ水素無添加の条件で、還元とソリューションロス反応だけを考慮した単純高炉のシミュレーション操業に成功したので、二三の検討を含めて報告する。

昭和 57 年 9 月本会講演大会にて発表 昭和 61 年 1 月 10 日受付 (Received Jan. 10, 1986)

* 北海道大学工学部 (Faculty of Engineering, Hokkaido University, Kita 13-jo Nishi 8-chome kita-ku Sapporo 060)

*² 北海道大学工学部 (現: 住友金属工業(株)) (Faculty of Engineering, Hokkaido University, Now Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 北海道大学工学部 理博 (Faculty of Engineering, Hokkaido University)

2. シミュレーションモデル

2.1 基礎式

定常状態において、鉱石とコークスからなる固体の混合層が一定速度で降下する間に、これも一定速度で上昇するガスと熱交換しながら反応する一次元の向流移動層を考える。いま微分層内における固相中 i 成分について物質収支をとり、拡散項を無視すると、次式が成立する。

$$d(C_{si}v_s)/dz = R_{si} \quad \dots\dots\dots (1)$$

また、固相に関する熱収支式は次式である。

$$d(v_s\hat{C}_pC_sT_s)/dz = h_pA_p(T_g - T_s) + Q \quad \dots\dots\dots (2)$$

両式中、 A_p は粒子比表面積 ($\text{m}^2/\text{m}^3\text{-bed}$)、 C は濃度 ($\text{kmol}/\text{m}^3\text{-bed}$)、 $\hat{C}_p$ は比熱 ($\text{kcal}/\text{kmol}\cdot\text{K}$)、 h_p は粒子流体間伝熱係数 ($\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{min}\cdot\text{K}$)、 Q は反応による熱の生成速度 ($\text{kcal}/\text{min}\cdot\text{m}^3\text{-bed}$)、 R は反応速度 ($\text{kmol}/\text{min}\cdot\text{m}^3\text{-bed}$)、 T は温度 (K)、 v は z 方向線速度 (m/min)、 z は降下距離 (m) である。添字 s, g は固相および気相を表す。同様な式は気相についても成立し、合わせて基礎式とする。

2.2 解法

計算と同時に進める実験によつて R を測定し、 Q は R と反応熱の文献値から計算してもとめ、基礎式を解く。得られたガス組成と温度を実験条件としてフィードバックし、高炉の炉内反応をシミュレートする。

固相および気相中 i 成分のフラックスを S_i, G_i で表すと、前述の物質収支式は以下のようになる。

$$dS_i/dz = R_{si}, \quad dG_i/dz = R_{gi} \quad \dots\dots\dots (3\text{-a, b})$$

高炉を縦方向に分割した微小区間要素と反応速度、フラックスの位置関係を Fig. 1 に示す。いま、反応する分子種の構成元素のうち、気固両相間を移動する酸素と炭

素に注目する。このとき、 $R_{gi} = -R_{si}$ である。第 n 区間内で一定とみなされる還元速度 R_{O}^n とソリュージョンロス反応速度 R_{C}^n を用いて (3-b) 式を書き直すと、

$$G_{\text{O}}^n - G_{\text{O}}^{n-1} = -R_{\text{O}}^n \times \Delta z \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$G_{\text{C}}^n - G_{\text{C}}^{n-1} = -R_{\text{C}}^n \times \Delta z \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、添字 O と C は酸素 (O) と炭素 (C) を表す。 Δz は区間の幅である。シミュレーション実験を進めるには、反応条件として次段 (区間 $n+1$) の G_i^{n+1} が次々と設定されねばならない。上式の帰納から、 $G_i^{n+1} = G_i^n - R_{gi}^{n+1} \times \Delta z$ であるから、 G_i^{n+1} を決定するには、次段の反応速度 R_{gi}^{n+1} を現段階までの実測値から見積もることが必要となる。予測法については後述する。これにより G_i^{n+1} がもとめられたとき、実験上の次段ガス組成は次式から計算される。

$$\% \text{CO} = (2G_{\text{C}}^{n+1} - G_{\text{O}}^{n+1}) / (G_{\text{C}}^{n+1} + G_{\text{N}_2}^{n+1}) \times 100 \quad \dots (6)$$

$$\% \text{CO}_2 = (G_{\text{O}}^{n+1} - G_{\text{C}}^{n+1}) / (G_{\text{C}}^{n+1} + G_{\text{N}_2}^{n+1}) \times 100 \quad \dots (7)$$

添字 N_2 は窒素ガス (N_2) を表す。各成分の組成に相当する流量値を流量調節器にインプットし、装入物が溶け落ちるまで、実験と計算を繰り返すことにより、ガス組成変化を装入物性状に即してシミュレートすることができる。

熱収支式の場合、熱流 ($W = v\hat{C}_pC$) の形で表す。反応熱を固相だけに付与し、区間内で物性値一定とみなせば、(2) 式は解析的に積分できる。すなわち、 z_n における温度を T_s^n, T_g^n とすれば、 z_{n+1} での温度は以下の式で表される。

$$\begin{aligned} T_s^{n+1} = T_s^n &- \frac{Q\Delta z}{W_g(1-\beta)} + \frac{1}{(1-\beta)} \{ (T_g^n - T_s^n) \\ &+ \frac{Q}{h_pA_p(1-\beta)} \} \times [1 - \exp\{-\frac{h_pA_p(1-\beta)\Delta z}{W_s}\}] \\ &\dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} T_g^{n+1} = T_g^n &- \frac{Q\Delta z}{W_g(1-\beta)} + \frac{\beta}{(1-\beta)} \{ (T_g^n - T_s^n) \\ &+ \frac{Q}{h_pA_p(1-\beta)} \} \times [1 - \exp\{-\frac{h_pA_p(1-\beta)\Delta z}{W_s}\}] \\ &\dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

ここで、 β は熱流比 ($= W_s/W_g$) である。熱の生成速度 $Q = -\sum \Delta H_i R_{gi}^{n+1}$ である。熱伝達係数 h_p は白井の式¹⁶⁾より計算した。比表面積 A_p は鉱石とコークスそれぞれの平均粒径をもとに、ore/coke で割り付けてもとめた。もつとも、こうして得られる h_pA_p の値は大きすぎ、高炉内の温度分布を再現するためには補正係数が必要であつた¹³⁾。本実験の場合、その値を 0.1 とした。なお、物性値は各区間上端温度を基準としてもとめた。

実験にあつては、(8) 式から計算される温度を温度

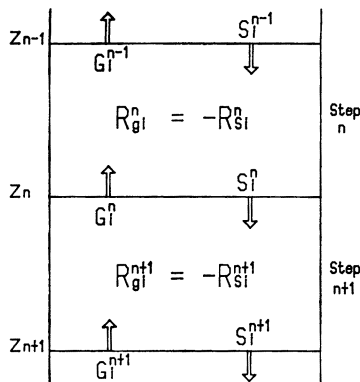


Fig. 1. Illustration of distances, steps, reaction rates and fluxes in the simulation model.

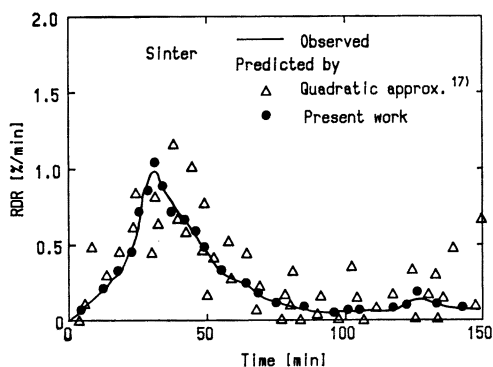


Fig. 2. Predicted and measured rates of reduction.

調節器に入力して電気炉を制御し、固相温度を実現させた。(9)式の気相温度は次段の温度計算にのみ用いた。

2.3 反応速度の予測法

反応速度の予測精度は、実験のガス組成に大きく影響するため重要である。未反応核モデルなどの理論に基づく予測は精確であるが、パラメーターの数が多く計算に長時間を要する。そのため、統計的手法を採用した。すなわち、現段における反応速度の説明変数として、前段までの固体温度、総反応量、ガス組成 ($\nu = \text{CO}/(\text{CO} + \text{CO}_2)$) の三つを選び、ステップ n における最新 10 個のデータを用いて重回帰分析を行い、多重線形相関式をもとめた。還元については(10)式、ソリュージョンロス反応については(11)式である。

$$R_{\text{O}}^{n+1} = a + bTDR^n + cT_s^n + d\nu^n \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$R_{\text{C}}^{n+1} = a' + b'TCS^n + c'T_s^n + d'\nu^n \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 TDR は還元率 (%), TCS はソリュージョンロス反応率 (%) である。還元速度の予測値と実測値の一例を Fig. 2 に示す。例として同図にプロットした、二次式近似 ($R^{n+1} = 3R^n - 3R^{n-1} + R^{n-2}$)¹⁷⁾ による予測と比べて、(10), (11)式による予測が細部にわたり円滑かつ精確であることがわかる。

2.4 シミュレーション条件の設定

2.4.1 初期条件

良好な操業時には、明確な熱保存帯および化学保存帯が現れ、そこでの固相、気相の温度はほぼ等しく、還元も平均してウスタイト段階になつているものとする。同様な仮定に立つ R_{ISR} のモデル¹⁸⁾ によつて炉頂ガス組成を決める。反応熱として、CO による間接還元熱、ソリュージョンロス反応熱、炭素の燃焼熱と鉄への溶解熱、およびスラグの生成熱だけを勘定にいれ、水素還元、 SiO_2 , MnO などの還元反応は無視した。顕熱は送風、溶銑、スラグの三つだけとした。また、熱損失は炉上下

部にわたつて 5% 一定とした。このとき、コークス比はシャフト効率 90~99% の範囲内で選択し、実験ごとに設定した。

固相初期温度 200°C を実験開始温度とした。これに対するガス温度は、熱保存帯より上部でのガスと固相の総括熱収支に対するつぎの関係を用いて決定した。

$$\int_t^{TRZ} W_s T_s dz = \int_t^{TRZ} W_g T_g dz + \int_t^{TRZ} Q dz \quad \dots\dots (12)$$

炉頂 (t) から熱保存帯 (TRZ) までの温度と還元率の仮想的分布をあらかじめ設定し、上式を数値積分して初期ガス温度を計算した。この際、各還元段階への移行は逐次的に起こるものとした。比熱や反応熱は JANAF の熱力学データ¹⁹⁾ を温度の三次式に変換して用いた。

2.4.2 反応速度測定値と実炉操業との関係

焼成鉱とコークスの混合物を装入物とする単純高炉において、 ore/coke で決まる固体層の嵩体積 1 m^3 を基準とする。固体層中の鉄の濃度は不変で、できる鉄は $\text{Fe-5\%C}$ 合金とする。固体層平均の酸素および炭素濃度と、生産量から決まる平均固相降下速度 (一定と仮定) の積として固相のフラックス ($v_s \cdot C_{\text{Si}}$) を算出する。これを係数として、実験から得られる還元速度 RDR (%/min) とソリュージョンロス反応速度 RCS (%/min) を、(4), (5)式右辺の反応速度と結ぶ。 Δt は Δz に要する時間 (min) である。

$$R_{\text{SiO}} \cdot \Delta z = RDR \cdot \Delta t \cdot v_s \cdot C_{\text{SiO}} / 100 \quad \dots\dots\dots (13-a)$$

$$R_{\text{SiC}} \cdot \Delta z = RCS \cdot \Delta t \cdot v_s \cdot C_{\text{SiC}} / 100 \quad \dots\dots\dots (13-b)$$

3. 実 験

3.1 流量制御とガス分析

還元とソリュージョンロス反応を分離測定するためには、ガス分析による反応定量が不可欠である。各反応速度は、反応前後の流量変化から次式により計算された。

$$\begin{aligned} RDR &= 1600 \{ ([\text{CO}] + 2[\text{CO}_2])_{\text{out}} - ([\text{CO}] \\ &\quad + 2[\text{CO}_2])_{\text{in}} \} / M_{\text{O}} \\ RCS &= 1200 \{ ([\text{CO}] + [\text{CO}_2])_{\text{out}} - ([\text{CO}] \\ &\quad + [\text{CO}_2])_{\text{in}} \} / M_{\text{C}} \quad \dots\dots\dots (14-a, b) \end{aligned}$$

ここに、 $[]$ は各成分のモル流量 (mol/min), M_{O} , M_{C} は鉱石およびコークス中の被還元酸素量 (g) と炭素量 (g), 添字 in と out は反応層入口と出口を表す。反応層入口側の流量は、各成分ごとに設置したサーマルマスフロー型流量制御器 (MFC) の流量指示値と真流量 (後述) の検量曲線からとめた。一方、出口側の CO と CO_2 流量は、赤外線ガス分析計で連続定量した濃度をもとに、実験中に流量変更しない N_2 ガスの収支から算出した。

Table 1. Chemical composition and physical properties of samples.

	Chemical composition (wt%)									Apparent density kg/m ³	Void fraction (—)
	T. Fe	FeO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	S	Fixed C	Volatile		
Sinter	58.49	3.4	5.53	1.88	8.0	1.02	—	—	—	2 720	0.53
Pellet	60.60	0.45	3.9	1.39	5.4	2.06	—	—	—	3 700	0.50
Coke	1.1	—	6.04	3.25	0.29	0.16	0.7	87.5	0.9	1 050	0.57

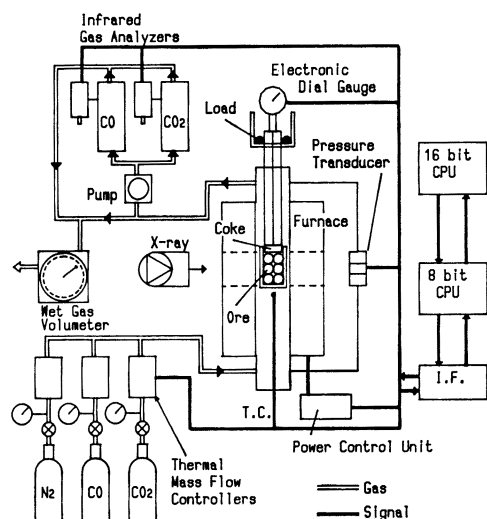


Fig. 3. Scheme of facilities for simulation experiment.

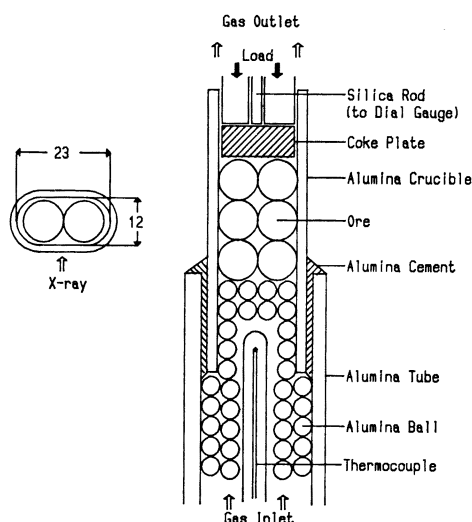


Fig. 4. Crucible assembly and packing of samples.

高炉をシミュレートする立場からはガス流量をできるだけ多くしたい。一方、ガス分析装置の定量精度からはガス流量を少なくして、反応前後の濃度差を大きくとることが望ましい。両方のかね合いから、10°C/min 一定

昇温下における予備の実験において、還元曲線がほぼ変化しなくなる、下限流量 2000 Ncm³/min (空塔速度 13 cm/s STP) を実験のガス流量とした。

化学保存帯において、0.05%/min 程度に低下すると予想される還元速度を定量するためには、各ガスの流量は 1 cm³/min (濃度換算 0.05%) 以上の精度で測定される必要がある。これを確保するため、実験ごとに以下の手順で装置を検定した。まず、温度と圧力で補正した湿式流量計の流量を真流量とする。MFC への流量設定は計算機からの電圧投入によって行い、この印可電圧および MFC の指示電圧と真流量を照合し、それぞれ三次の検量曲線をもとめる。赤外線ガス分析計は標準ガスで検定して校正曲線を作る。さらに、実験のガス組成変化幅に合わせて、CO : 400~900 cm³/min (20~45%), CO₂ : 400~0 cm³/min (20~0%) の間で、流量測定とガス分析を繰り返し行い、両方が一致することを確認して、実験開始とした。

3.2 実験装置と手順

反応装置はX線透視装置を有する荷重還元軟化熔融試験装置¹⁾で、膨張収縮量と層内圧損を測定するほか、試料の様子を随時観察できる。Fig. 3 は装置の概略図を、Fig. 4 は反応容器および試料の充填状況を示す。

反応容器は楕円形断面の高純度アルミナ管 (内寸長径 23 mm, 短径 12 mm, 高さ 100 mm) で、反応ガスが効率よく試料に当たるようにした。この中に直径約 11.5 mm (焼結鉍は球形に加工) の焼結鉍を 6 個、2 列 3 段に充填する。焼結鉍の場合約 13 g, ペレットで約 18 g になる。コークスは角柱状に加工し、シミュレーション条件の ore/coke に合わせた重量のものを鉍石の上に充填した。その比表面積は実炉コークスとはほぼ同じとみなせる。上からは、重錘により 0.5 kgf/cm² の一定荷重をかけた。

試料温度は試料直下に挿入した JIS-B (PR 6-30) 熱電対で測定し、これがシミュレーション計算の固体温度と一致するように、電気炉 (max 1 550°C) を計算機制御した。

システムの運転には、双方向に通信が可能な、ホスト用 (CPU 16 bit) と計測制御用 (CPU 8 bit) の二台の

マイクロコンピュータを用いた、MFC やガス分析計の指示電圧、反応層温度および炉制御温度、試料層の圧力損失と膨張収縮量、湿式流量計の指針周回時間とガス温度、大気圧など、諸データの収集と平均化は計測制御用マイクロコンピュータが行う。これを 1 min ごとにホストコンピュータが受け、反応速度の計算と回帰処理を行い、次段の反応速度を予測する。さらに、モデルに基づいてガス組成と温度の実験条件が計算される。これを再び計測制御用マイクロコンピュータが受けて、炉温とガス流量の制御を行うシーケンスとした。

試料は 200°C まで窒素ガス中で加熱しておく。ついで別流路で調整された炉頂ガス組成の混合ガスを、炉内に導入して実験開始とする。条件を変更しつつ反応速度を測定し、通常は試料が溶け落ちるまで、実験を続けた。

3.3 実験試料

試料として、塩基度 ($B = \text{CaO}/\text{SiO}_2$) がほぼ等しい、試験鍋焼結鉱 ($B = 1.44$) と MgO 添加の自溶性ペレット ($B = 1.38$) を用いた。コークスは灰分約 11%、固定炭素 87.5% である。化学組成と二三の性質を Table 1 に掲げた。

4. 結果と考察

4.1 焼結鉱を用いたシミュレーション操作

焼結鉱操作をつぎの条件でシミュレーションした。

コークス比: 480 kg/t-pig

送風温度: 1000°C

溶鉄組成: Fe-5%C 合金

溶鉄温度: 1530°C

熱 (化学) 保存帯: 温度 1000°C, 還元率 30%

固相降下速度: 0.09 m/min

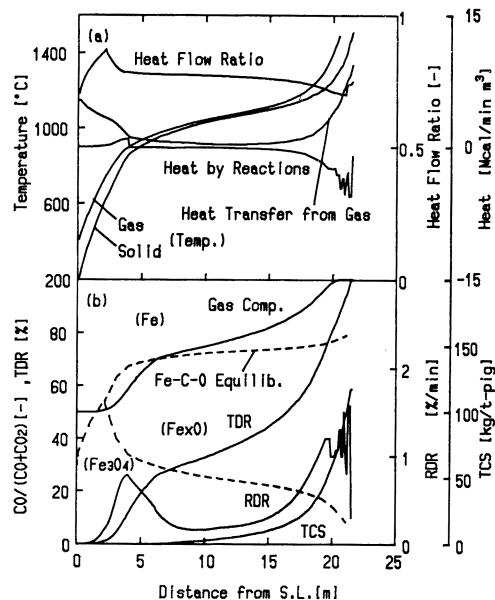
このとき、実験条件は Table 2 のようになる。固相温度 200°C に対応する初期ガス温度は、412°C と計算された。これは、炉内における装入物の昇温速度が、200~800°C は 10°C/min, 800~1200°C は 2°C/min, 1200°C 以上は 5°C/min のように推移する²⁰⁾としたとき、焼結鉱が 500°C で還元を開始してから熱保存帯まで、温度に対する還元速度曲線が二等辺三角形を描くと仮定して、(12) 式の関係からもとめたものである。

得られた結果をストックライン (S. L.) からの縦方向の分布として Fig. 5 に示した。熱や温度に関するプロセス変数を同図 (a) に、反応に関する変数を (b) にまとめた。

還元は約 430°C (S. L. 下 1 m, 以下括弧内数字は S. L. 下の距離を表す) から始まる。還元速度は、855°C

Table 2. Hypothetical conditions for the simulation of blast furnace operations.

		Sinter	Pellet		
			A	B	C
Coke rate	kg/t-pig	480	467	480	493
Slag rate	kg/t-pig	320	254	255	257
Blast temp.	°C	1000	1000	1000	1000
Direct reduction	%	36.5	35.5	36.9	38.5
Descending speed of solid	m/min	0.09	0.09	0.09	0.09
Hot metal carbon temp.	°C	5	5	5	5
productivity	kg-pig/m ² min	1530	1530	1530	1530
		40.5	49.7	48.9	48.1
At top solid temp.	°C	200	200	200	200
gas temp.	°C	412	414	422	430
CO utilization	%	50.2	53.3	50.5	47.7
bed volume	m ³ /t-pig	2.22	1.81	1.84	1.87
At TRZ temp.	°C	1000	1000	1000	1000
reduction	%	30	30	30	30
gas speed	m/min at STP	67.5	80.0	81.1	82.2



(a) Thermal variables (b) Variables concerning reactions

Fig. 5. Longitudinal distribution of process variables in the simulated blast furnace operation with sinter.

(4 m), 還元率 11% のとき極大値 0.8%/min を示したのち低下し、1000°C (8.8 m) では最低値 0.12%/min (還元率 30.3%) となつた。なお、ここで得られた還元速度-温度の関係は、仮定条件“二等辺三角形”とは若干異なる。しかし、これら実測値に三界面未反応核モデルをフィッティングさせ、もとめたパラメーターを使つて再計算した初期ガス温度は、設定値にくらべ約 0.4°C 小さいだけであつた。

還元速度 0.2%/min 以下の領域は 960~1060°C, 7~13 m の広い範囲にわたっている。ここでは、この領域を仮に化学保存帯と呼ぶ。ソリューションロス反応は約 950°C から起こり、徐々に増加するが、化学保存帯内ではモル換算で還元速度の 10~20% にとどまっていた。

Fig. 5 (b) 中の破線は、還元ポテンシャルを $\mu = \text{CO}/(\text{CO} + \text{CO}_2)$ で表し、固相温度を距離になおして表した炉内還元平衡図である。 μ は還元が進むとともに急速に増加して 940°C (6.3 m) で Fe 安定域に入る。化学保存帯内では還元速度が小さい上、小量ではあるがソリューションロス反応も同時に起きるため、 μ は FeO-Fe の平衡線に沿って緩慢に増加する。

一方、温度変化は、Fig. 5 (a) に示したように、約 850°C (4 m) までの上昇速度が大きく、その間平均昇温速度は 15.4°C/min に達した。炉頂における熱流比は約 0.7 であるが、 Fe_2O_3 および還元で生成した Fe_3O_4 の比熱の温度変化が大きいので、図のように変化する。しかし、大略、0.8 程度と 1 より小さいので、初め 212°C あつた気固の温度差は 850°C 地点で 70°C まで縮小した。還元は $\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4$ の発熱反応段階にあり、本来、ガス温度を低下させなくてすみ、熱交換量の減少として働くはずである。しかし、発熱量が小さいのと、気固の温度差がまだ著しく大きいので、その効果は少ない。すなわち、熱交換帯はほぼ 850°C までの領域と推定される。

還元率 11% 以上では、計算上 $\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{FeO}$ の吸熱反応へ移行するが、反応熱が小さいので熱交換量増加(すなわち、固相温度上昇)への寄与は少ない。さらに、気固の温度差縮小にともなつて、熱交換量が減少するので、温度上昇は急速に遅くなり熱保存帯に入る。昇温速度 2°C/min 以下の領域を熱保存帯と仮に定義すれば、この場合、980~1130°C (平均昇温速度 1.4°C/min)、7.2~16.5 m の長い層にわたっており、熱保存帯は化学保存帯をほぼ含むように重複している。熱保存帯において、気固の温度差は 10°C 以下となり、反応熱の熱交換量に影響する度合いが強まる。とくに、大きな吸熱反応であるソリューションロス反応が熱保存帯の固相温度上昇(ガス温度の低下)を左右するようになる。前述したように、化学保存帯といえども還元やソリューションロス反応が進行しており、わずかながら温度も増加する。温度の増加はさらに、還元速度の増大→ μ の増加の繰返しとなつて現れ、間接還元が促進される。この間、ソリューションロス反応は、 CO_2 濃度が下がりまだ温度も低いので、適度に抑制され、温度と μ が緩やかに上昇す

る。やがて、ソリューションロス反応速度が増すにしたがい、化学保存帯、熱保存帯から脱け出す。

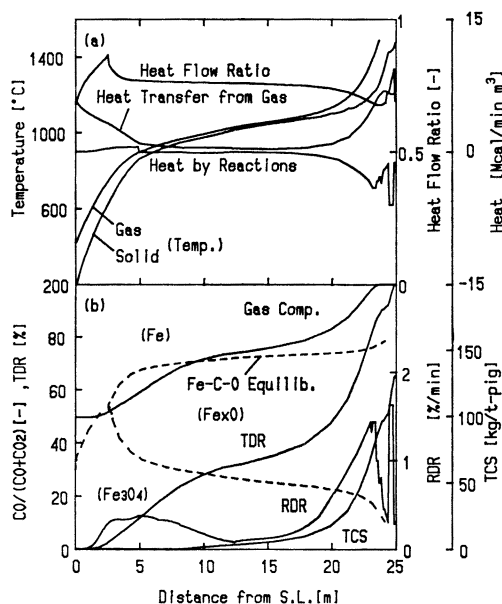
約 1230°C を過ぎる頃から焼結鉱が軟化収縮し、コークスとの接触面積が増した。結果として、直接的反応によると思われる、ソリューションロス反応が活発化し、高い還元速度が維持された。同時に、温度が急激に上昇し、気固の温度差も拡大する。1310°C (20.3 m) で CO_2 濃度がゼロになつた。このとき、還元率 86%、うち間接還元率は 64% (直接還元率 22%) で、RIST モデルから想定された間接還元率 63.5% と一致する結果となつた。

X線テレビ上では、熔融スラグの還元が 1453°C (21.1 m, 還元率 98%) からわずかに観察され、続いて 1486°C (21.3 m) でメタルが熔融した。そのようすは、メタルが先に溶け落ち、スラグが残るメタル先行型⁷⁾のものであつた。メタル熔融時のガス温度は 1798°C と計算された。

4.2 ペレットを用いたシミュレーション操業

前述の焼結鉱と同一操業条件の場合でも、鉱石の化学組成および粒子の充填性状の相違から、シミュレーション実験上の初期条件(炉頂条件)は異なつてくる。焼結鉱と同じく、コークス比 480 kg/t-pig、降下速度 0.09 m/min としたときの実験条件を Table 2(ペレット(B)欄)に掲げた。本実験の場合、焼結鉱と同じ降下速度を仮定したので、見掛け密度が大で、密充填するペレットの銑鉄生産性が 20% 大きい。また、初期ガス温度が焼結鉱の場合にくらべ 10°C 高いにもかかわらず、固相の熱流(熱容量流束)が著しく増し、昇温速度が低下した(Fig. 6(a))。すなわち、熱交換帯終了は 4.7 m (850°C) と 0.7 m 下がった。また、化学保存帯は 9.5~17 m (970~1060°C)、熱保存帯は 7.2~20.7 m (930~1110°C) と焼結鉱より幅が広がり、非常に長い不感帯をもつ炉内状態となつた。

ペレットの反応に関するデータを Fig. 6(b) に示した。鉱石が MgO を含む自溶性ペレットであるためか還元停滞の始まる温度が高く²¹⁾、1250°C 付近まで、焼結鉱に匹敵する被還元性を有していた。そして、1270°C (23.7 m) で還元ガス中の CO_2 は消滅した。還元率 89% (間接還元率 63%、直接還元率 26%) であつた。酸化鉄を含む熔融スラグとコークスの反応は 1425°C (24.3 m) 還元率約 92% の時点から観察された。この際、急激な吸熱反応による温度停滞も観測された。メタル熔融は 1450°C (ガス温度 1795°C, 24.8 m) で、焼結鉱にくらべ低温度、低還元率であつた。また、メタル熔融地点が下がっていることから、滴下帯の幅は焼結鉱



(a) Thermal variables (b) Variables concerning reactions

Fig. 6. Longitudinal distribution of process variables in the simulated blast furnace operation with pellet.

より狭いものと推測される。焼結鉱にくらべ、冷え込みやすい条件にあり、ペレットを多量に用いた場合、操炉上注意を要する点と考えられる。

なお、これらは送風原単位と降下速度を焼結鉱操業に合わせた場合である。もし、鉄鉄生産率を焼結鉱に合わせるべく送風量（コークス燃焼速度）を等しくして操業した場合、ペレットの降下速度は約 20% 減少する。こうした操業でも、炉内プロセス変数の降下時間に対する推移は同じである。すなわち、焼結鉱と同じ生産率を得るのに、その分高い炉高を必要とすることになる。

X線透視で初期融液が観察される 1150°C から熔融還元が始まる温度までを融着層とすると、その幅は焼結鉱が若干広い。一般に、融着層の幅が広いと圧力損失が大きくなり、操業上好ましくないとされている。しかしながら、焼結鉱の場合、鉱石とコークスの直接的反応に基づくソリューションロスの吸熱反応が少なく、温度勾配が緩やかになったことが融着層幅を広くした原因と考えられ、この間、圧損の上昇が観測されなかつた事実は、高炉操業上影響の少ないことを意味している。

4.3 シミュレーション実験におよぼす コークス比の影響

前述の二例は、操業条件と装入物性状がよく一致したシミュレーション例である。両者が一致しないとき、シ

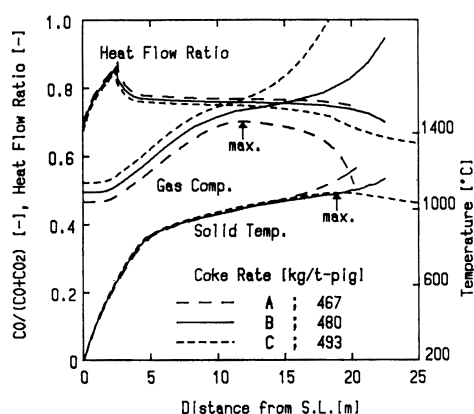


Fig. 7. Variations of gas composition, heat flow ratio and burden temperature obtained at various coke rates.

ミュレーション実験は、実炉では起こりえない状況を出す。高炉を断面均一と考え、炉内反応状況を一度のシミュレーション実験で描くためには、試料装入物に合った操業条件を設定する必要がある。これまでのいくつかの経験から、適合条件の幅は狭いと考えられるので、厳密な条件設定が要求される。むしろ、実際の高炉は半径方向に分布を有していると考えられるので、半径方向いくつかの流線に沿って、異なる条件下で試験を行い、その結果を数学モデルなどで総合して全体像を描くことが今後の望ましい方向と思われる。ここでは、ペレットを用いた操業について、操業条件の一つであるコークス比を変化させたとき、どのようなシミュレーション結果になるかを検討した。

Fig. 7 において、曲線 B が前述のコークス比 480 kg/t-pig の場合である。これに対し、コークス比を 13 kg 増加させた場合、初期実験条件は $\eta_{co}=0.477$ (シャフト効率 92%)、炉頂ガス温度 430°C と計算された。ガス組成と固相温度の変化を曲線 C に示す。CO 濃度が高いので、塊状帯における還元の進行が早く、CO ガスが急速に増加した。結果として、1000°C 付近の高温でも、ソリューションロス反応が抑制され、ウスタイト還元が優勢となつた。これにより、総反応熱が発熱となつて、図には示していないが気固の温度は 1082°C で逆転した。さらに、固相温度は 1087°C (18.9 m) から逆に低下し始めた。C の実験では、1085°C で Ristr モデルによる予想間接還元率 (61.5%) に達し、 $CO_2=0$ となつた。還元はなおも進行し、1032°C (25 m) までの実験で還元率 96% となつた。この場合、還元鉄の溶解までにはいたらず、シミュレーション操業は直接製鉄炉に類似した結果となつた。

コークス比を 13 kg 減少させた場合、 $\eta_{\text{co}}=0.533$ (シャフト効率 99%)、炉頂ガス温度 414°C が初期実験条件である。結果を曲線 A に示す。C の場合とは逆に、炉内ガス中の CO 濃度が低く、還元の進行が遅い。CO ガスが増加しないので、約 950°C からソリューションロス反応が急速に進行し始めた。これは CO₂ 量をさらに増加させるように作用するので、 ψ はウスタイト安定域内に留まってしまう。また、ソリューションロス反応の吸熱によつて、温度が急上昇し、ついには、約 1005°C (11.7 m) を境として ψ が逆に低下し始めた。高炉の中で上から下へ、 ψ が増加し続ける条件はマスバランスから次式である。

$$R_{\text{so}}/R_{\text{sc}} > 1 + \eta_{\text{co}} \dots\dots\dots (15)$$

本実験の場合、1005°C における η_{co} は 0.30 であるから、還元速度とソリューションロス反応速度の比はモル基準で 1.30 以上である必要がある。実際には後者と前者はほぼ等しく、さらに降下すると、還元はウスタイト段階で停止してしまうため、後者が大きくなつて、このような結果が生じたものと思われる。図には示していないが、ペレットは約 1280°C の低温から溶けはじめ、流動性の良いスラグとなつて流下したが、一部は上部コークス板と熔融還元を起こし、激しく泡立つのが観察された。A の場合、熔融還元炉類似のシミュレーションになつた。

5. 結 言

一次元の高炉数学モデルを用いて、時々刻々の実験条件を計算し、これに基づいて実測した還元速度およびソリューションロス反応速度を、数学モデルにフィードバックして、高炉を縦方向にシミュレートする試験法を考案した。そして、焼結鉱とペレットについていくつかのテストを行い、炉内反応状況相違の推定、従来の装入物試験法との比較などについて検討した。

1) 高炉断面均一を仮定して操業条件を適切に選ば、上記のような方法で装入物の反応性に即した試験が可能であり、それによつて炉内反応状況の推定も精度良く行えるものと思われた。

2) 焼結鉱とペレットを比較するために、同一燃料比、同一降下速度の操業を想定して本シミュレーション法で試験した場合、熱保存帯はペレットの方が長く、炉下部に移動する傾向が見られた。また、大きな吸熱反応である熔融スラグとコークスとの反応およびメタルの熔融は焼結鉱より低温、低還元率で始まり、滴下帯の幅が狭いことと合わせて、冷え込みにつながりやすいものと思われた。

3) コークス比を変えて試験した場合、低コークス比では還元が進まない反面、すぐ高温に到達し、熔融還元炉類似の挙動を示す。一方、高コークス比では還元の進行は速いが、温度上昇は停滞し、直接製鉄炉に似たシミュレーション結果となつた。

最後に当たり、試料焼結鉱とペレットをそれぞれご提供くださいました、新日本製鉄(株)室蘭製鉄所および(株)神戸製鋼所加古川製鉄所の関係者の皆様に深甚なる感謝の意を表します。なお、本研究の一部は文部省科学研究費助成金(課題番号 57470042)によつたことを付記し、謝意を表します。

文 献

- 1) 石井邦宜, 小西孝義, 佐藤修治, 近藤真一, 吉井周雄: 北海道大学工学部研究報告 (1982) 110, p. 37
- 2) 近藤真一, 石井邦宜: 鉄と鋼, 70 (1984), A1
- 3) 国分春生, 佐々木晃, 田口整司, 槌谷暢男: 鉄と鋼, 68 (1982), p.2338
- 4) 岩永祐治: 鉄と鋼, 68 (1982), p.2223
- 5) 井上勝彦, 池田 孜, 上仲俊行: 鉄と鋼, 68 (1982), p.2431
- 6) 石井邦宜, 田中有仁, 近藤真一: 高炉内現象とその解析—高炉内反応部会報告書—(日本鉄鋼協会編) (1982), p.250
- 7) 斧 勝也, 山口一良, 重見彰利, 児玉惟孝: 鉄と鋼, 65 (1979), p.505
- 8) 下村泰人, 九島行正, 沖川幸生, 有野俊介: 学振 54委-No.1472, 物測小委-No.5306 (昭和 53 年 11 月)
- 9) 山岡洋次郎, 堀田裕久, 梶川脩二: 鉄と鋼, 66 (1980), p.1850
- 10) 鞭 巖, 田村健二, 八木順一郎, 森山 昭: 日本金属学会誌, 30 (1966), p.1109, 1115
- 11) A. K. LAHIRI and V. SESHADRI: JISI, 207 (1969), p.293
- 12) 八木順一郎, 武田幹治, 大森康男: 鉄と鋼, 66 (1980), p.1888
- 13) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, 66 (1980), p.1898
- 14) 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, 68 (1982), S 782
- 15) 杉山 喬, 須賀田正泰, 下村泰人, 吉田光男: 鉄と鋼, 69 (1983), S 862
- 16) 藤田重文: 新化学工学講座, VIII-3 (1956), p.42 [日刊工業新聞社]
- 17) 山口英良, 石井邦宜, 近藤真一: 鉄と鋼, 68 (1982), S 780
- 18) 例えば, A. RIST and N. MEYSSON: J. Met., 19 (1967), p.50 なお, 解説として, 宮下恒雄: 水曜会誌, 18 (1976), p. 368
- 19) JANAF Thermochemical Tables, 2nd ed. (熱化学データ表) (1975) [堀越研究所]
- 20) 西田信直, 重見彰利, 斧 勝也, 山口一良: 学振 54委-No.1349 (昭和 52 年 7 月)
- 21) 土屋 脩, 杉山 健, 小野田守, 藤田勇雄: 鉄と鋼, 66 (1980), p.1840