

© 1990 ISIJ

論 文

酸素高炉プロセスにおける炉内装入物の
昇温, 反応特性大野 陽太郎*・松浦 正博*²Heating-up and Reaction Characteristics of Burdens in Oxygen
Blast Furnace Process

Yotaro OHNO and Masahiro MATSUURA

Synopsis:

Heating-up and reaction characteristics of burdens in the oxygen blast furnace process were studied with an one-dimensional mathematical model to obtain the following results; (1) With increasing oxygen concentration in blast, heat flow ratio augments, temperature goes down and reduction is retarded. Beyond the heat flow ratio of 0.90, the preheating gas injection is required. (2) Appropriate range of preheating gas volume and temperature in which the direct reduction rate is low and low fuel rate is realised is; gas volume corresponding to heat flow ratio of 0.74~0.90, temperature 600~1200°C. (3) The composition of preheating gas has little influence. The level of preheating gas injection is adequate in upper shaft as long as the heat transfer capacity from the top of furnace is sufficient. (4) Solid temperature at tuyere level can be controlled with the theoretical flame temperature, and with preheating gas volume and temperature in the low fuel rate condition. (5) Operational fuel rate range is wide; 500 kg/t (with preheating gas) ~1200 kg/t (without preheating gas).

Key words: oxygen; blast furnace; heating-up; reaction; heat flow ratio; preheating gas; fuel rate; mathematical model.

1. 緒 言

酸素高炉の概念について, DURRER¹⁾は, 高濃度の酸素を送風すると, 窒素ガスが少ないのでボッシュガス量が少なく, 炉頂温度が低下し熱効率が向上し, また, 還元ガス濃度が高くなるので還元速度が大きく, 炉高を低くした低炉による精練が可能になり, 高炉で使用できない劣質原料が使用できる利点があると提唱した. その後, 欧州諸国共同の試験低炉による操業が行われたが²⁾, 熱流比が過大となり炉頂のみならず炉内中段まで温度が低く, ガス還元が十分に進行せず燃料比を下げることができず, 棚吊り, 吹抜けなどの問題もあり, 中止された. 高燃料比では, 40~50%程度の酸素濃度の送風による試験に成功している例があるが^{3)~5)}, 高酸素濃度, 低燃料比では, 炉上部に予熱ガスを吹き込み, ガス量を増加させ熱流比を低下させることが必要であることが, 理論検討および試験操業結果により示された⁶⁾⁷⁾.

酸素高炉における昇温と反応についての速度論的検討は少なく, WARTMANNら⁸⁾, QINら⁹⁾が, 炉中段から還元ガスを吹き込んだ場合の計算例を示しているのみで, 系統的な検討は報告されていない. 本報では, 酸素高炉における昇温, 反応過程におよぼす羽口先送風条件, 予熱ガス吹込み条件, 燃料比の効果について一次元数学モデルにより検討した結果を報告する.

2. 数学モデルの概要と検証

2.1 数学モデルの概要²²⁾

数学モデルは, 田口ら¹⁰⁾, 羽田野ら¹¹⁾, と同様の一次元非定常モデルで, 伝熱と反応に関する微分方程式を固気おのおのの流線に沿って解くものである. 炉頂装入面から羽口レベルまでを解析の対象とするが, 鉬石, コークス, メタル, スラグは区別せず均一の固相として取り扱った. 炉内では, 固体粒子の大きさ, 形状は変化しないものとし, 鉬石の軟化融着に伴う層の収縮は無視し,

平成元年4月本会講演大会にて発表 平成元年8月15日受付 (Received Aug. 15, 1989)

* NKK 鉄鋼研究所 (現: (財)日本エネルギー経済研究所) (Steel Research Center, NKK Corporation, Now The Institute of Energy Economics, Japan, 1-18-1 Toranomon Minato-ku, Tokyo 105)

*2 NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation)

固体の体積降下速度は一定とした。

酸化鉄の H_2 , CO によるガス還元反応については、3 界面未反応核モデルを用い、平衡定数、化学反応速度定数、有効拡散係数は、碓井ら¹²⁾ の値を用いた。ただし、試験高炉操業結果についての予備計算によると¹³⁾、Fe 層の有効拡散係数を 1/10 にしたところよく一致したので、この補正值を用いた。1400°C 以上の領域では、溶融スラグ中の FeO がコークスにより還元されると考え、徳田ら¹⁴⁾ の整理したデータをもとに反応速度定数を定め、充填コークス粒子の表面積に対する有効反応表面積の比を 0.12 とした次式により還元反応速度を計算した。

$$R_t = 1.1 \times 10^{-4} \times 6(1 - \epsilon_c) / \phi_c / d_c \times (FeO)^2$$

R_t : 溶融 FeO のコークスによる還元速度 ($kgmol/m^3 \cdot h$)、 (FeO) : スラグ中 FeO 濃度 (wt%)、 ϵ_c : コークス充填層空隙率 (-)、 d_c : コークス粒子径 (m)、 ϕ_c : コークス粒子形状係数 (-)。

コークスの CO_2 , H_2O によるガス化反応速度、石灰石の分解反応速度、ガスシフト反応速度は、おのおの、大野ら¹⁵⁾、八木ら¹⁶⁾、羽田野ら¹¹⁾ の式を採用した。

粒子流体間伝熱係数は、WAKAO ら¹⁷⁾ の式に補正係数を乗じて算出した。補正係数は、計算した温度分布が実測値に合うように、塊状帯 (1200°C 以下) では、0.2、融着帯以下 (1200°C 以上) では、0.02 とした。炉壁面総括伝熱係数 h_w は、試験高炉および実高炉について、炉壁面よりの熱損失 Q 、炉内温度 T_i の実測値から、 $h_w = Q / (T_i - 100)$ の式により計算した。試験高炉については、炉壁耐火物の材質から切立の上下で、4, 10 $kcal/m^2h^\circ C$ 、実高炉については、シャフト部では、5, クーリングステープの設置されている炉腹部以下では、30 $kcal/m^2h^\circ C$ とした。

羽口先理論火炎温度 T_f の計算は、Ramm の式にならない、流入コークス温度 T_c を T_f の r_c 倍として計算した。ただし、 r_c は、中島ら¹⁸⁾ の結果を参考に導出した次式により計算した。

$$r_c = -1.88 \times 10^{-4} T_{f0} + 1.24$$

T_{f0} : r_c を Ramm の式と同じ 0.75 として計算した T_f (°C)

羽口レベルのボッシュガスの量、組成は、羽口先のガス量、組成とメタロイド反応、脱硫反応により生成するガスの量、組成から求め、また、温度は計算の温度分布が実測に近いものとなるように T_f の 0.8 倍と仮定した。予熱ガス吹込み位置では、予熱ガスと炉下部からの上昇ガスが均一に混合するものとした。

ガスの温度、流量、組成、圧力に関する 8 個の方程式、

固体の温度、嵩密度、鉱石の 3 段階の還元率、コークスの反応率、石灰石の分解反応率に関する 7 個の方程式を特性曲線法により常微分化したものを、修正オイラー法により羽口レベルから炉頂に向かって数値計算する。

計算を開始して、炉内の滞留時間の 4 倍を経過すると、高さ方向の変数分布はほぼ一定となり、(炉高方向 150 分割に対して、600 回の繰返しで)、各点の繰返し計算による温度の変化は、絶対値で、1°C 以下となったので、600 回の繰返し計算で得られた解を定常解とした。

2.2 モデルの妥当性の検証

炉頂と羽口レベルの流量、温度、化学組成から入出顕熱と炉頂羽口間の反応熱を計算し、熱損失の積分値と併せて、炉頂羽口間の総括熱収支の検討を行った。当初、微分収支計算のなかで、ガス組成の変化に伴う比熱の変化による顕熱移動項を無視したところ、

$$F_g T_g (dC_g / dz) = F_g T_g \sum C_{g_i} (\partial x_i / \partial z) = 0$$

F_g : ガス流量 (Nm^3/h)、 T_g : ガス温度 (°C)、

C_g, C_{g_i} : ガス、各ガス成分の比熱 ($kcal/Nm^3 \cdot ^\circ C$)、

x_i : 各ガス成分のモル分率 (-)、 z : 高さ (m)

総括熱収支の誤差が、10% 程度あったが、この効果を取り込むことにより、2~3% 以下に低下した。反応ガスの (CO, H_2) と (CO_2, H_2O) の間では比熱の差が大きいので、ガス組成の変化に伴う比熱の変化が無視できないことを示している。

酸素送風の試験高炉操業によって得られた炉内分布測定値¹³⁾ の断面平均値と計算値の比較を Fig. 1 に示す。図中、CR, PCR は、コークス比、微粉炭比、 V_h, T_h , η_h は、予熱ガスの量、温度、酸化度 ($(CO_2 + H_2O) /$

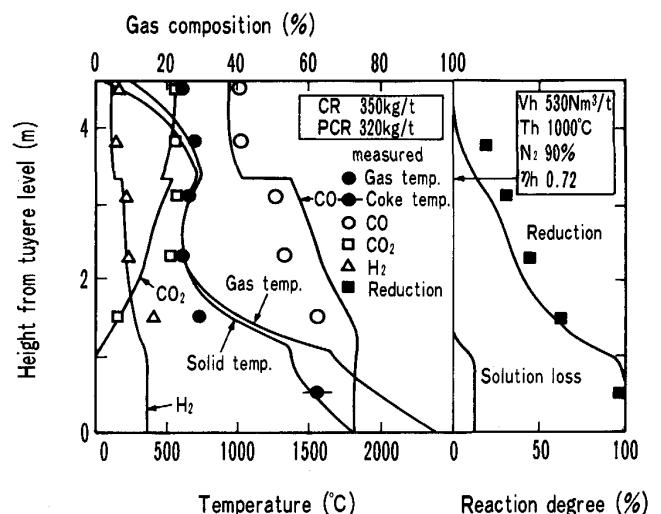


Fig. 1. Comparison between calculated and measured distribution of temperature, gas composition and reaction degree for an experimental oxygen blast furnace operation.

(CO + CO₂ + H₂ + H₂O)) で、吹込み位置を矢印で示している。計算された温度、ガス組成、還元率分布がよく実測値と対応していることが分かる。また、熱風送風の実炉について、低燃料比¹⁹⁾、高燃料比²⁰⁾の2条件についての計算例を、Fig. 10 に示す。垂直ゾンデにより測定された温度分布の断面平均値を対比のために示しているが、幅広い燃料比の範囲で、本モデルが炉内状況の変化をシミュレートできることが分かる。

本モデルによるシミュレーション結果として得られる羽口レベルの固体温度 T_{st} が所期の操業結果と的確に対

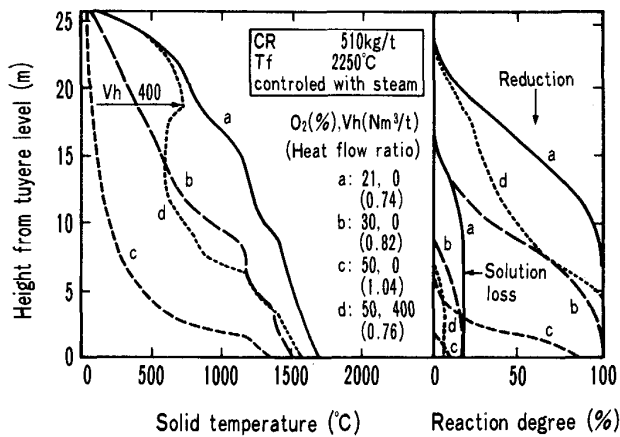


Fig. 2. Transition of longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree with oxygen concentration in blast.

応しているかを判定する基準を求め、比較を行った。目標とする操業結果(銑滓の温度、成分、炉床の熱損失)から羽口レベルの銑滓の持つべき顕熱を計算し、羽口先および炉床へ降下するコークスの顕熱を加え、その和から温度を算出することにより、目標とする羽口レベル固体温度が求められる。溶銑滓温度 1500, 1550°C, 銑中 Si, Mn, P, 0.3, 0.5, 0.1%, 炉床の熱損失 1.0×10^4 kcal/t, T_f 2600°C ($r_c = 0.75$, $T_c = 1950^\circ\text{C}$) 一定の条件で、コークス比を変更して計算した目標固体温度を Fig. 13 に示すが、FR 500 kg/t では、約 1700°C でコークス比増加とともに漸増している。

Fig. 2-a, Fig. 10 に示すように、熱風操業の3水準についてのシミュレーション結果において T_{st} が Fig. 13 に示す目標固体温度とほぼ一致している。

以上の検討により、本モデルの妥当性が実証できたと考えられる。

3. 羽口先送風酸素濃度、理論火炎温度調整ガスの効果

羽口レベルのボッシュガスの量、組成は、送風条件により変化する。コークス比 CR 510 kg/t, 羽口先理論火炎温度 T_f 2250°C 一定の条件で、送風酸素濃度を上げた場合の計算結果を Table 1, Fig. 2 に示す。酸素濃度 21% の時は熱風 (1000°C), 30, 50% では、常温送風で、 T_f の調整には水蒸気を使用した。送風酸素濃度を上げ

Table 1. Conditions and results of simulations.

Variables	Case						
	a	b	c	d	e	f	g*2
Coke Rate CR (kg/t)	510	510	510	510	550	550	250
Pulverized Coal Rate PCR (kg/t)	0	0	0	0	0	0	300
Fuel rate (kg/t)	510	510	510	510	550	550	550
Flame temperature T_f (°C)	2250	2250	2250	2250	2600	2600	2600
Blast rate (Nm ³ /t)	1291	978	526	559	292	307	292
Oxygen in blast (%)	21.0	30.0	50.0	50.0	99.5	99.5	99.5
T_f control gas species	*	Steam	Steam	Steam	Steam	CO ₂ gas	Top gas
rate (Nm ³ /t)	—	0	113	120	173	151	46
Bosh gas rate (Nm ³ /t)	1639	1308	1049	1112	965	951	865
temperature (°C)	1800	1800	1800	1800	2100	2100	2100
CO (%)	35.5	45.9	61.7	61.7	79.0	96.9	81.7
H ₂ (%)	4.7	1.7	12.6	12.8	20.5	2.6	17.5
N ₂ (%)	59.8	52.4	25.7	25.4	0.5	0.5	0.8
Preheating gas rate V_h (Nm ³ /t)	0	0	0	400	300	300	300
temperature T_h (°C)	—	—	—	1000	1000	1000	1000
oxidation degree η_h (-)	—	—	—	0.72	0.72	0.72	0.72
injection level Z_h (m)	7.5	7.5	7.5	7.5	7.5	7.5	7.5
Top gas temperature T_{g0} (°C)	179	65	27	164	100	114	152
Heat flow ratio U (-)	0.74	0.82	1.04	0.76	0.86	0.85	0.80
FeO-Fe equilibrium temperature T_w (°C)	871	831	793	615	597	671	597
Shaft efficiency R (-)	0.89	0.84	0.67	0.88	0.79	0.85	0.87
Direct reduction rate Y_d (-)	0.45	0.40	0.45	0.17	0.14	0.12	0.14
Solid temperature at Z_h T_{sh} (°C)	896	432	63	696	683	754	656
Melting level from tuyere level (m)	11.7	3.1	<0	3.8	2.9	4.8	7.6
Solid temperature at tuyere level T_{st} (°C)	1682	1525	1330	1563	1563	1614	1736

Productivity 2.0 t/dm³ constant for all cases

* : Blast temperature 1000°C, Moisture 34 g/Nm³ *2 : Standard case for following simulations

ていくと、ボッシュガス量の減少にともない熱流比 U ($= (C_s \rho_s F_s) / (C_g \rho_g F_g)$), ガス, 固体の流量 F_g, F_s , 密度 ρ_g, ρ_s , 組成は炉頂における値, 比熱 C_g, C_s は, 温度を 500°C として計算) が大きくなり, 昇温と還元と進行が遅れている. 50% の場合では, 熱流比 U が 1 を超え, ボッシュガス中還元ガスの割合が熱風操業の約 2 倍と高いにもかかわらず, 羽口レベルで還元が完了せず, 固体温度も低下している. この条件で, シャフト部に予熱ガス (1000°C) を $400 \text{ Nm}^3/\text{t}$ 吹き込んだ場合, 熱流比 U は, 1.04 から 0.76 に低下し炉高方向全体で温度が上昇し, 羽口レベルに達する前に還元も完了している. 直接還元量 Y_d は, 0.45 から 0.17 と大きく低下している.

酸素濃度を 99.5% に上げ, CR 550 kg/t, T_f 2600°C, 予熱ガス吹込み条件一定で, T_f 調整に, 水蒸気を使用した場合と炭酸ガスを使用した場合の対比を, Table 1, Fig. 3 に示す. 熱流比はほぼ同一であるが, ボッシュガス中 H_2 濃度の高い前者では, 吸熱反応である H_2 還元のため, シャフト部の温度が低下し, H_2 還元が CO 還元よりも反応速度が速い効果はあまり明確でなく, 温度が低いために反応速度も小さくなり還元が遅れている. 微粉炭を 300 kg/t 吹き込み, 循環炉頂ガスにより T_f を調整した場合の計算結果を, Table 1, Fig. 3 に重ねて示した. ボッシュガス中 H_2 濃度は 17.5% で, オールコークスで T_f 調整に水蒸気を使用した場合に近いが, コークス比が 250 kg/t と低いので固体側熱容量が小さくなり熱流比が低下し昇温が速やかで, 還元が速く進んでいる. 以降の計算では, この条件 (Table 1-g) を基準としている.

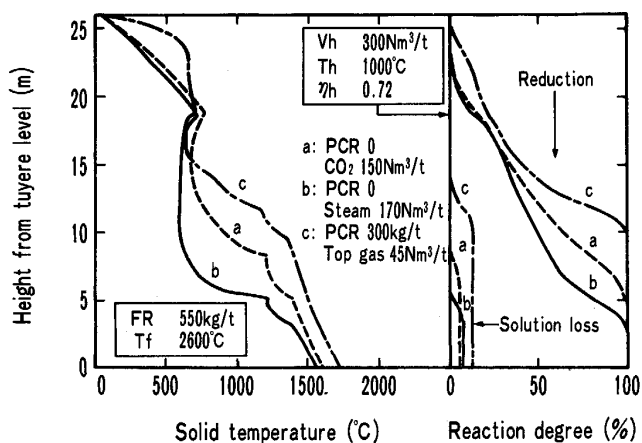


Fig. 3. Effect of T_f control condition including pulverized coal injection on longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree.

4. 予熱ガス吹込み条件の効果

4.1 予熱ガス量の効果

Fig. 4 に予熱ガス量 V_h を変えた場合の計算結果を示す. 予熱ガスを吹き込まないと, 昇温が著しく遅く操業

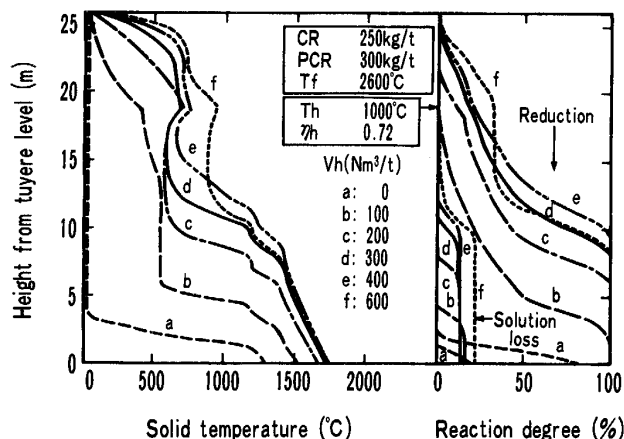


Fig. 4. Effect of preheating gas rate V_h on longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree.

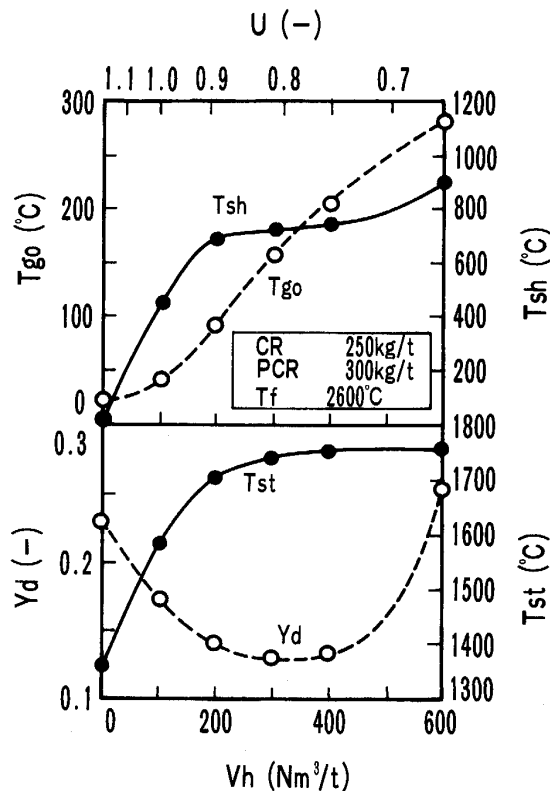


Fig. 5. Effect of preheating gas rate V_h on heat flow ratio U , top gas temperature T_{g0} , solid temperature at preheating gas injection level T_{sh} , direct reduction rate Y_d and solid temperature at tuyere level T_{st} .

不可能な状態であるが、予熱ガス吹込みに伴い炉高方向全体で温度が上昇し還元も進行する。さらに予熱ガスをふやした例 ($V_h = 600 \text{ Nm}^3/\text{t}$) では、シャフト部での昇温は早くなるものの、FeO-Fe還元平衡温度 T_w (酸化鉄の酸化度 (O/Fe) が 1.056 になる位置における固体温度) も上昇し平衡ガス組成の酸化度が低下するので還元平衡に制約され、還元反応が停滞し、ソリューションロス反応量が増加している。

Fig. 4 の結果より求めた炉頂ガス温度 T_{g0} 、予熱ガス吹込みレベルの固体温度 T_{sh} 、羽口レベルの固体温度 T_{st} 、直接還元量 Y_d 、そして熱流比 U に対する予熱ガス量 V_h の影響を Fig. 5 に示す。 V_h が少ないと U が大きく昇温も遅く、還元も遅れ Y_d が大きく、 T_{st} も低い。 V_h の増加に伴い T_{g0} は単調に上昇する。 $V_h = 200 \text{ Nm}^3/\text{t}$ ($U = 0.88$) で、 T_{sh} は、 700°C まで、 T_{st} も 1700°C に上昇している。温度上昇にともない、ガス還元が速くなり Y_d が減少している。 $V_h = 200 \sim 400 \text{ Nm}^3/\text{t}$ では、 T_{sh} 、 T_{st} ともに変化は少なく、 Y_d は低く保たれている。 $V_h = 400 \text{ Nm}^3/\text{t}$ ($U = 0.74$) を超えると、 T_{sh} が上昇を始めるが、 T_w も上昇し還元が遅れ、直接還元量が多くなり、その吸熱量により T_{st} はほぼ一定となっている。

4.2 予熱ガス温度の効果

Fig. 6 は予熱ガス温度 T_h を変えたときの計算例である。基準温度の 1000°C から、 T_h を下げると、炉全体の昇温、還元が遅れることがわかる。逆に T_h を上げると、吹込みレベル付近で温度が上昇し還元が促進されているが、 1400°C まで上げると、 T_w が上昇し還元が平衡に制約されて停滞しソリューションロス反応量が増加する。その吸熱反応熱が炉下部への固体顕熱の増加分を相殺し、温度分布はほとんど変化しない。このような傾

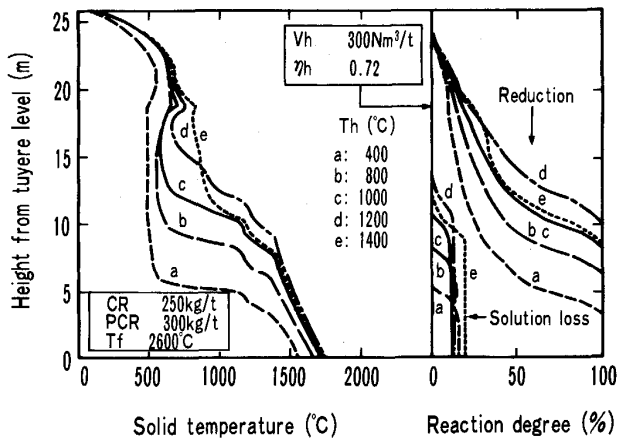


Fig. 6. Effect of preheating gas temperature T_h on longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree.

向は予熱ガス量 V_h を変化させた場合と同様である。Fig. 7 に、 T_{g0} 、 T_{sh} 、 T_{st} 、 Y_d に対する T_h の影響を示す。 T_{g0} は、 T_h とともに上昇するが、 $T_h = 600^\circ\text{C}$ 以上で一定になっている。 T_{sh} 、 T_{st} 、 Y_d は、 V_h に対する関係と同様に変化している。

以上のように、予熱ガスの量と温度について直接還元量が極小となる範囲があることは、炉内昇温過程と反応の進行する温度領域の関係から説明される。ガス還元反応は、約 500°C 以上、ソリューションロス反応は、約

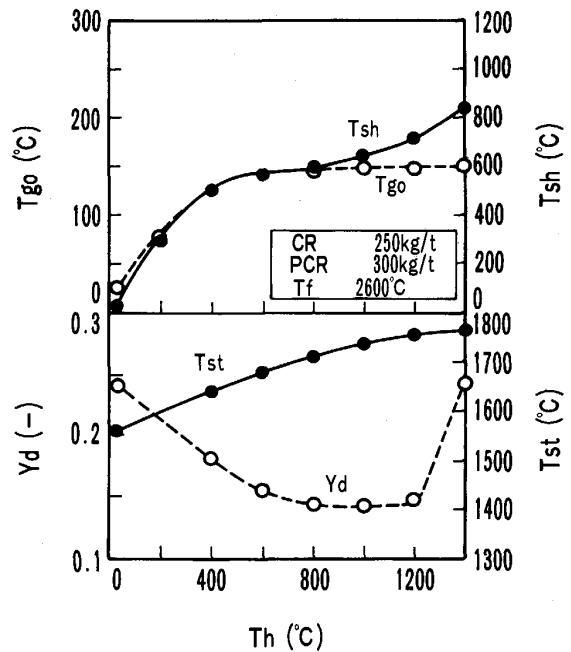


Fig. 7. Effect of preheating gas temperature T_h on top gas temperature T_{g0} , solid temperature at preheating gas injection level T_{sh} , direct reduction rate Y_d and solid temperature at tuyere level T_{st} .

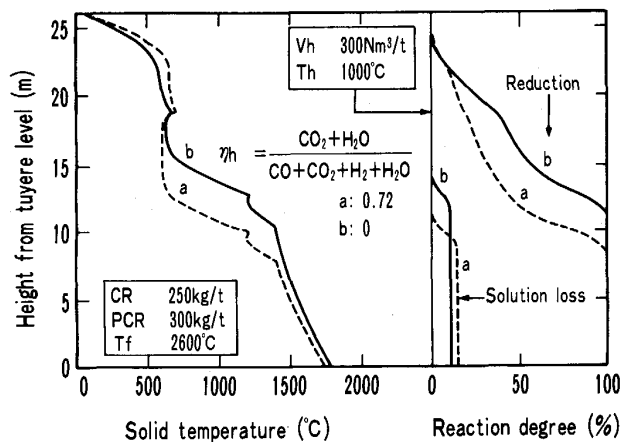


Fig. 8. Effect of preheating gas composition on longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree.

1000°C以上で進行する。一方、炉頂からの固体の昇温は、ガスと固体の熱流比と予熱ガス温度により決まっており、500~1000°Cの温度域の滞留時間が長く、還元平衡に制約されない場合、ガス還元が優先的に進行し、ソリューションロス反応の進行する温度に達したときの還元率が高く、直接還元量は減少し、羽口レベル固体温度が上昇する。直接還元量を低く保ち、低燃料比を実現する適正条件は、熱流比0.74~0.90となる予熱ガス量、予熱ガス温度600~1200°Cである。この適正条件の範囲が広いことは、本プロセスが安定して低燃料比で操業可能であることを示している。

4.3 予熱ガス組成の効果

Fig. 8は予熱ガス組成を変えたときの計算例である。予熱ガスを還元性(酸化度 $\eta_h = 0$)にすると、予熱ガス吹込みレベルより上の領域では、還元の進行が早くなるが、炉全体に対しては、その効果はあまり大きくない。本プロセスでは、予熱ガスの吹込み位置が炉上部にあり、その役割が主に固体を、ガス還元反応のみが進行しソリューションロス反応は進行しない比較的低温までの昇温にあること、および、ボッシュガス中の還元ガス濃度が高いので、予熱ガス組成の影響が小さいと考えられる。

4.4 予熱ガス吹込み位置の効果

Fig. 9は、予熱ガス吹込み位置 Z_h (炉頂からの距離)を変えたときの計算例である。吹込み位置が装入面に近すぎると($Z_h = 2.5$ m)、熱流比の小さい領域が短く、吹込みガスの顕熱が十分に固体に伝わらず、炉頂ガス温度 T_{g0} が上昇している。また、炉下部まで昇温が遅れ、その結果、還元が遅れソリューションロス反応量が増加している。逆に吹込み位置がシャフト下部になると(Z_h

= 12.5 m)、昇温位置が下方に移り、還元が遅れ、やはりソリューションロス反応量が増加している。この例から、予熱ガスの吹込み位置は、熱交換に必要な距離が満足されるかぎり、上部が望ましいと考えられる。

5. 操業可能な燃料比の範囲

5.1 通常高炉の燃料比の上下限

酸素高炉について速度論的計算で得られる温度分布、還元率分布が実際に操業可能な範囲にあるかどうかを知るために、通常高炉についてもシミュレーションを行い、炉内分布を比較検討した。通常の熱風高炉の燃料比の範囲については、実炉の操業試験結果によると、下限は、高羽口先理論火炎温度で置換率の高い液体燃料を使用して、396 kg/t¹⁹⁾、上限は、オールコークスで蒸気吹込みにより低羽口先理論火炎温度で操業して、590 kg/t²⁰⁾である。本数学モデルにより、これら上、下限燃料比の操業例をシミュレートしてみたのが、Fig. 10である。Fig. 2の熱風操業(コークス比510 kg/t)とFig. 10の結果から、炉頂ガス温度 T_{g0} 、熱流比 U 、シャフト効率 R (予熱ガス吹込みレベルでガス組成が不連続に変化するので、操作線が階段状に曲がる。酸化鉄の酸化度が1.056に達した位置の操作線をもとに、RISTら²¹⁾により計算)、直接還元量 Y_d などに対する燃料比の影響を検討した。(シリーズA)燃料比の低下とともに、 U が上昇し、 T_{g0} が低下し R が高くなり、 Y_d が上昇する。燃料比396 kg/tでは、 $U = 0.91$ 、 $T_{g0} = 62^\circ\text{C}$ 、 $R = 0.92$ 、 $Y_d = 0.49$ と、昇温、還元ともに限界であったことが分かる。燃料比590 kg/tでは、 $T_{g0} = 280^\circ\text{C}$ と高くなっている。

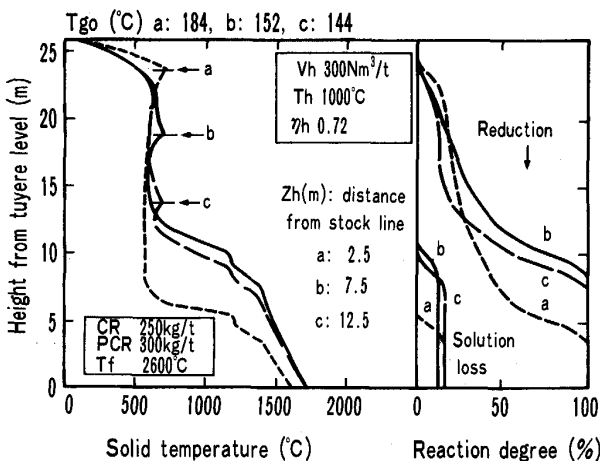


Fig. 9. Effect of preheating gas injection level Z_h on longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree, and top gas temperature T_{g0} .

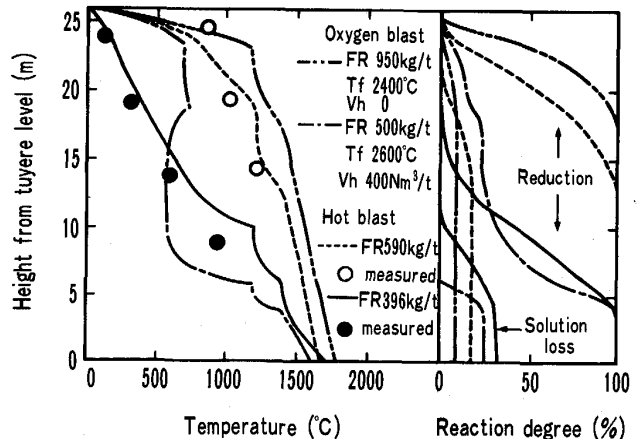


Fig. 10. Comparison of longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree at upper and lower limit of fuel rate between oxygen blast operation and hot blast operation.

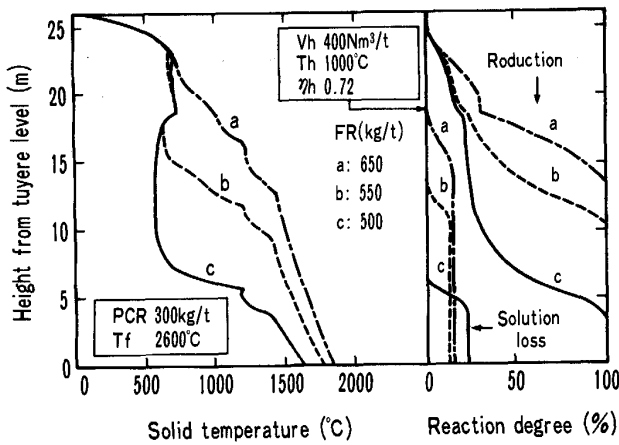


Fig. 11. Transition of longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree in decreasing fuel rate with preheating gas.

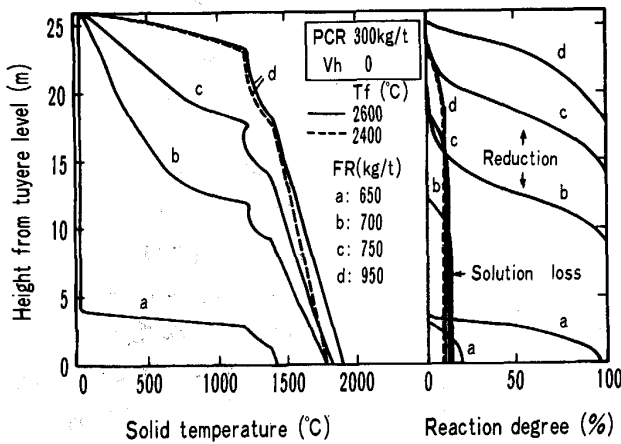


Fig. 12. Transition of longitudinal distribution of solid temperature and reaction degree in increasing fuel rate without preheating gas.

5.2 酸素高炉の燃料比の上下限

燃料比が低くなると、ポッシュガス量が少なくなり熱流比が増大するので、それを補うために、予熱ガスを十分に吹き込んだ条件で、燃料比の下限を調べた。(シリーズB) そのシミュレーション結果を Fig. 11 に示す。微粉炭比 PCR 300 kg/t 一定の条件でコークス比を低下させると、昇温、還元ともに遅くなり、特に燃料比 500 kg/t (CR 200, PCR 300 kg/t) では、炉中段で還元がかなり停滞しソリューションロス量が増加している。

一方、高燃料比の条件では、ポッシュガス量も多く、予熱ガスが不要になると考えられるので、予熱ガスなしの条件で、燃料比の上限を調べた。(シリーズC) おなじく PCR 300 kg/t 一定の条件で、CR を 350~650 kg/t まで変化させた結果を Fig. 12 に示す。燃料比 650 kg/t (U=0.99) では、昇温、還元が、不十分であるが、燃

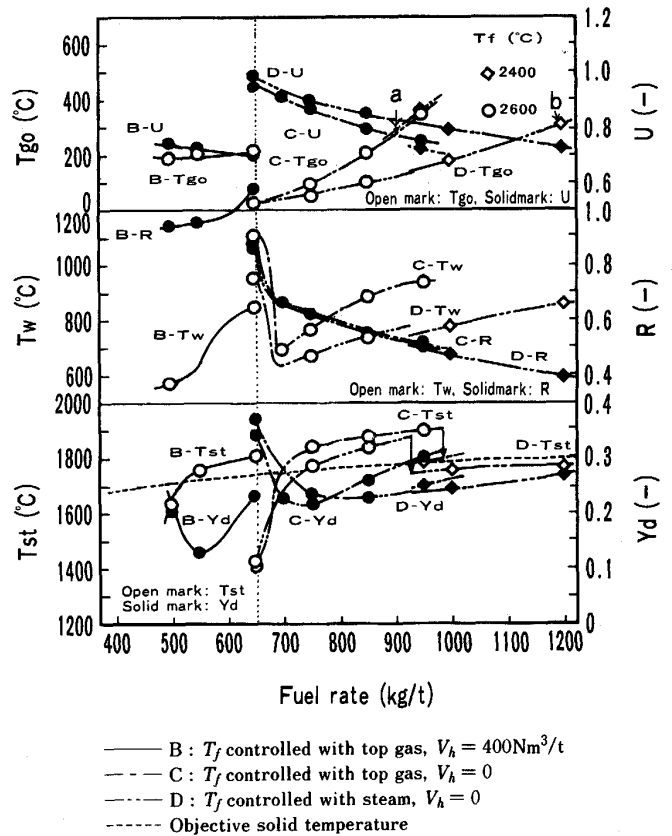


Fig. 13. Effect of fuel rate on heat flow ratio U , top gas temperature T_{g0} , FeO-Fe equilibrium temperature T_w , shaft efficiency R , direct reduction rate Y_d and solid temperature at tuyere level T_{st} .

料比 700 kg/t 以上 ($U < 0.91$) では、昇温、還元が進行している。

Fig. 11, 12 から求めた $U, T_{g0}, T_w, R, Y_d, T_{st}$ を、Fig. 13 に示す。シリーズBで、燃料比が、550 から 500 kg/t と低下した場合、 U は、0.73 から 0.75 とあまり変化せず、Fig. 11 に示したように、予熱ガス吹込みレベルまでの昇温はほとんど同じであるが、下部では、昇温が停滞し、 T_w が 570°C と低く平衡ガス組成はより酸化側であるが、 R も 1 にちかく速度論的に限界にきており、還元も遅れ、 Y_d が増大し T_{st} も大きく低下している。

一方、シリーズCでは、 Y_d の値は燃料比 750 kg/t ($U = 0.87$) ぐらいで最も小さい。それ以下の燃料比では U が増大し昇温が遅れ、ガス還元が遅れ Y_d が急増している。それ以上の燃料比では、 U が低下し昇温が速くなり Y_d は増加する。 T_{st} は目標固体温度より高くなって過熱状態である。そこで、 T_f を 2600°C から 2400°C と下げると、Fig. 12 に示すように、炉上部の分布の変化は小さいが、炉下部の温度は低下し、 T_{st} も目標値近

くまで低下する。この例から、 T_{st} が T_f により制御できることが分かる。

Fig. 10 に、この酸素高炉の上下限燃料比の炉内分布を熱風操業と対比して示しているが、上限、下限、おのおの、鉱石の軟化融着現象が想定される 1200°C 以上の温度分布、還元率分布は熱風の場合とかなり近く、炉内分布からはこの燃料比の範囲で操業可能であると判断される。

炉頂ガス温度 T_{g0} の上限を通常高炉と同様に、 300°C とすると、シリーズ C の $T_f 2400^{\circ}\text{C}$ (循環炉頂ガスにより調整した場合) の条件では、Fig. 13 に示すように燃料比 900 kg/t (a 点) が上限と推定される。水蒸気により T_f を調整した場合は (シリーズ D)、循環炉頂ガスによる場合よりボッシュガス量が少ないので、 T_{g0} が 300°C となる限界の燃料比は高く、 1200 kg/t (b 点) と推定される。

6. 結 言

酸素高炉プロセスの昇温と反応特性について、予熱ガスの量、温度、組成、吹込み位置の効果そして羽口レベルのボッシュガスの量、組成、温度に影響する酸素濃度、羽口先理論火炎温度調整ガスの種類、燃料比の効果について、次元数学モデルにより検討し以下の結論を得た。

(1) 使用した数学モデルは、総括熱収支の誤差も少なく、実測値と一致しており、妥当なものである。

(2) 送風酸素濃度上昇とともに熱流比が増大し、炉内の温度が低下し還元も遅れ、熱流比 0.90 以上では予熱ガスが必要になる。ボッシュガス中の H_2 濃度が高いと H_2 還元の吸熱により温度が低下し還元が遅れる。微粉炭吹込み操業では、オールコークス操業に比べて熱流比が低下し昇温、還元が速い。

(3) 直接還元量が小さく、低燃料比が実現される予熱ガスの量と温度についての適正範囲は、炉内昇温過程と反応の進行する温度領域の関係により決定され、熱流比 $0.74\sim 0.90$ となるガス量、温度 $600\sim 1200^{\circ}\text{C}$ である。

(4) 予熱ガス組成の影響は小さく、予熱ガス吹込み位置は炉頂からの伝熱容量が確保される範囲で上部が望ましい。

(5) 羽口先理論火炎温度により羽口レベル固体温度を制御できる。低燃料比の条件では、予熱ガスの温度、量による制御も可能である。

(6) 操業可能な燃料比の範囲は広く、下限は、予熱ガスを吹き込んで、 500 kg/t 、上限は、予熱ガス無しで、炉頂温度 300°C として、 1200 kg/t である。

文 献

- 1) R. DURRER: J. Iron Steel Inst., **156** (1947) June, p. 253
- 2) International Research Committee on Low Shaft Furnace: J. Iron Steel Inst., **179** (1955) Jan., p. 36
- 3) B. M. SUSLOV: Iron Age, **134** (1934) 4, p. 22
- 4) 岡本 孝, 多田壽之助, 杉浦 卓: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 637
- 5) P. L. WOOLF: Bureau of Mines Report, OFR 99-85 (1985)
- 6) 大野陽太郎, 堀田裕久, 松浦正博, 光藤浩之, 斉藤 汎: 鉄と鋼, **75** (1989), p. 1278
- 7) Y. OHNO, H. HOTTA, M. MATSUURA, M. MITSUFUJI and H. SAITO: Proc. PTD Conference AIME (1988), p. 195
- 8) R. WARTMANN: Proc. Japan and Germany Seminar (1981), p. 133
- 9) M. QIN and N. YANG: Scand. J. Metall., **15** (1986), p. 138
- 10) 田口整司, 久保秀穂, 槌谷暢男, 一藤和夫, 岡部侠児: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2303
- 11) 羽田野道春, 栗田興一, 山岡秀行, 横井 毅: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2369
- 12) 碓井建夫, 近江宗一, 安野 匡, 山口祐一郎: 鉄と鋼, **72** (1986), S 894
碓井建夫, 近江宗一, 平嶋成晃: 鉄と鋼, **71** (1985), S 818
- 13) H. MITSUFUJI, M. MATSUURA, T. FURUKAWA and Y. OHNO: Rev. Métall., **86** (1989), p. 217
- 14) 徳田昌則: 第 116・117 回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1987), p. 199
- 15) Y. OHNO, K. KONDO and T. FUKUSHIMA: Rev. Métall., **80** (1983), p. 809
- 16) 八木順一郎, 佐々木恵一, 鞭 巖: 鉄と鋼, **54** (1968), p. 1019
- 17) N. WAKAO, S. KAGUEI and T. FUNAZKURI: Chem. Eng. Sci., **34** (1979), p. 325
- 18) 中島龍一, 炭竈隆志, 牧 章, 脇元一政: 日本鋼管技報 (1986) 115, p. 57
- 19) 梶川脩二, 山本亮二, 中島龍一, 岸本純幸, 福島 勤: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2361
- 20) 山本亮二, 中島龍一, 炭竈隆志, 牧 章, 脇元一政, 山田 裕, 富岡浩一: 鉄と鋼, **72** (1986), S 72
- 21) A. RIST and N. MEYSSON: Rev. Métall., **61** (1964), p. 121
- 22) 坂本 登, 大野陽太郎, 松浦正博: 学振 54 委-No. 1907 (平成 2 年 2 月)