

© 1989 ISIJ

 論文
 論文

シャフト上部への予熱ガス吹込みを併用した 酸素高炉プロセスの開発

大野陽太郎*・堀田 裕久*・松浦 正博*
光藤 浩之*・斉藤 汎*²

Development of Oxygen Blast Furnace Process with Preheating Gas Injection into Upper Shaft

Yotaro OHNO, Hirohisa Hotta, Masahiro MATSUURA,
Hiroyuki MITSUFUJI and Hiroshi SAITO

Synopsis:

A new blast furnace process has been developed which blows normal temperature oxygen in place of the hot blast through the tuyeres and injects preheating gas into the upper shaft.

For the development of this process, mathematical model simulations and operation tests with an experimental blast furnace were done. The test operation was so stable that this process was technically verified to be consistent as an ironmaking process. The pulverized coal was injected up to the ratio of 0.94 kg-coal/Nm³-oxygen. The high productivity of 5.1 t/dm³ was realized. According to the analysis of measurements during the operation and dissection results, this process has been verified to have the following characteristics; (1) The preheating gas injection lowers the heat flow ratio and raises the temperature in a whole section of the furnace. (2) The gaseous reduction takes place fast at relatively low temperature region and the content of the boudouard reaction is low. (3) The silicon content in metal is lower than that in the hot blast.

The lower limit of the fuel rate was estimated 530 kg/t for a commercial blast furnace.

Key words: oxygen; blast furnace; pulverized coal; productivity; reduction; heat flow ratio; shaft gas injection; silicon content.

1. 緒 言

酸素が高炉操業に連続的に使用されるようになったのは、1910年代 TRASENSTER¹⁾により、数%の酸素富化が生産性を向上させることが見出されてからである。この酸素富化熱風操業は現在においても実施されているが、富化量を増加させていくと、ボッシュガス量が低下し、熱流比が大きくなって、炉上部で装入物の昇温が不十分になる現象、いわゆる、シャフト部熱不足が現れることが、MIYASHITAら²⁾による試験高炉の操業で明らかにされている。

酸素を常温で送風する操業についての報告は、少ないが^{3)~5)}、矢作製鉄では⁴⁾、内容積 24 m³ の高炉で、酸素濃度 50~55% の送風に、羽口先温度調整用に炉頂ガス

を循環して加え、コークス比約 1000 kg/t で 6 か月間安定に操業できたと報告されている。

Bureau of Mines⁵⁾ においても、1964~65 年にかけて、炉床径 1.2 m^φ の試験高炉で約 40% 酸素の常温送風操業を行っている。羽口先温度の制御用に、蒸気を使用した場合、コークス比 831 kg/t の操業結果を得ている。この二つの操業結果では、燃料比が高く、ボッシュガス量が多く熱流比が低いので、シャフト部熱不足の問題を回避できたと考えられる。

最近、高酸素富化送風により微粉炭を多量に高炉で使用する技術の開発が進められており、その吹込み羽口の実炉一本テストが成功したことが報告されているが⁶⁾、高炉プロセス全体への影響は、明らかにされていない。

理論的研究はあまり多くないが、WARTMANN⁷⁾、LU

昭和 62 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 63 年 11 月 7 日受付 (Received Nov. 7, 1988)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1-1Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*2 NKK 鉄鋼技術部 (Primary Technology Department, NKK Corporation)

ら⁸⁾ QINら⁹⁾, FINK¹⁰⁾は、酸素送風にともなうシャフト上部熱不足の対策について、羽口への炉頂ガスの循環や、ボッシュ部への還元ガス吹込み等を取りあげ、物質・熱収支モデルにより検討している。

著者らは、酸素送風により微粉炭を多量に使用するとともに、シャフト上部に予熱用のガスを吹き込み、熱流比を低下させ、装入物をガス還元が進行する温度以上に昇温し、酸素送風で得られる上昇ガスの高い還元力を有効に活かし、低燃料比であっても操業可能な新しい高炉プロセス、「酸素高炉プロセス」を考案した。

本プロセスの開発のために1983年より数学モデルにより物質熱収支、装入物の昇温・反応を検討し、微粉炭の燃焼については燃焼テスト¹¹⁾、荷下り、通気性、鉄鉄成分を含むプロセス全体の実証に試験高炉操業を行った。

2. 数学モデルによるプロセスの検討

本プロセス全体の特性を把握するために、物質熱収支モデルにより操業条件の検討と、一次元速度論モデルにより炉内の昇温、反応進行の予測を行った。

2.1 物質熱収支モデルによる検討

使用したモデルはリストモデルに準じたもので、予熱ガス吹込みレベルを境界に高炉を上下に分割し、物質熱収支をとる。上下部境界の固体温度 T_R は、ガス温度と同一とし、仮定値を与える。還元は、炉上部で FeO まで進行し、直接還元反応は、炉下部のみで起きるとする。所定のコークス比 CR (Coke Rate)、微粉炭比 PCR (Pulverized Coal Rate) に対し、所定の羽口先理論火炎温度 T_f となるように酸素量、理論火炎温度調整ガス量 V_C を決定し、次に、直接還元量 Y_d を決定する。所定の炉頂ガス温度になるように、温度 T_H の予熱ガスの吹込み量 V_H を決定し、シャフト効率 R (Shaft efficiency) は、温度 T_R の $Fe-FeO$ の化学平衡ガス組成と予熱ガスと混合する前の下部からのガス組成から計算する。羽口先理論火炎温度 T_f 、熱損失、シャフト効率が同じ条件下で、熱風高炉と酸素高炉を対比した例を、Fig. 1, Fig. 2 に示す。酸素高炉の例では、 T_f 調整用に炉頂ガスを循環しており、その量 V_C は、 T_R が熱風Aと同じ $950^\circ C$ とした場合B、 $750^\circ C$ とした場合Cでは、おのおの $160, 120 \text{ Nm}^3/\text{t}$ である。予熱ガス量 V_H は、場合B, Cで、おのおの $190, 260 \text{ Nm}^3/\text{t}$ である。Fig. 1 中、B' の点線は、予熱ガスを吹き込まない場合のガス側の供給熱を示す線で、炉上部で固体側の必要熱を示す線と交錯しており、プロセスとして成立しえないことを示している。炉下部の必要熱が小さいことは、Fig. 2 において直

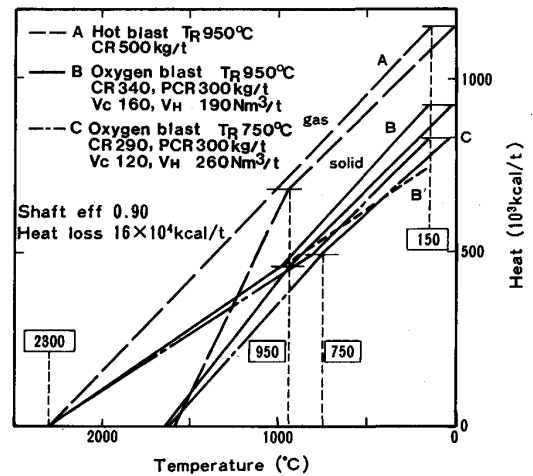


Fig. 1. Comparison of operating conditions of conventional blast furnace process and oxygen blast furnace process on Reichardt's diagram.

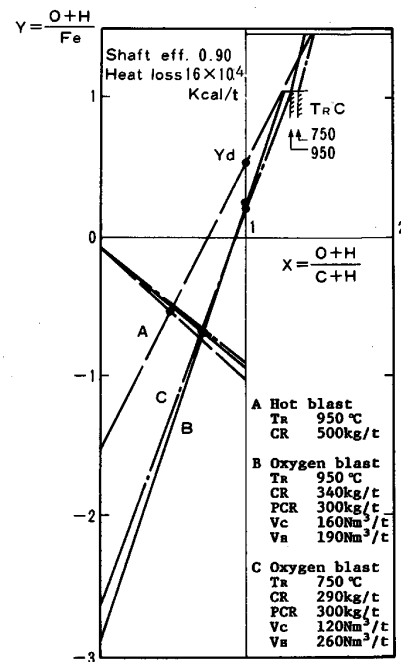


Fig. 2. Comparison of operating conditions of conventional blast furnace process and oxygen blast furnace process on operating diagram.

接還元量 Y_d が小さいことと対応している。燃料比が高くなっているのは、送風顕熱の無いこと、羽口先温度調節用に循環した炉頂ガス中の CO_2, H_2O の分解熱に由来している。 T_R の低い例Cでは、 $Fe-FeO$ 平衡ガス組成がより酸化性側に移り、 Y_d が低下し、燃料比が低下している。

2.2 一次元速度論モデルによる検討

以上の収支計算の中で、 T_R と Y_d は、本来速度論的

に決まるものなので、 T_R と Y_d の値の妥当性を検討する。一次元モデルは、羽田野ら¹²⁾が報告しているものと同様の非定常モデルで、固体、ガスともに流れにそって計算するものである。鉱石の還元速度、ソリューションロス反応の取扱いは、OHNOら¹³⁾によっている。また、粒子流体間伝熱係数¹⁴⁾の補正係数は、1200°C以下で、0.2、以上で0.02とした。ガス側については、予熱ガス吹込みレベルで、下部からのガスと吹込みガスが完全に混合するものとし、温度分布が変化しなくなるまで、繰り返し計算し、定常解を得た。

Fig. 3に、熱風高炉 ($CR = 500 \text{ kg/t}$, $T_f = 2300^\circ\text{C}$)と酸素高炉 ($PCR = 300 \text{ kg/t}$, $CR = 290 \text{ kg/t}$, $T_f = 2300^\circ\text{C}$, 予熱ガス量 $V_H = 260 \text{ Nm}^3/\text{t}$, $T_H = 1000^\circ\text{C}$)の対比例を示す。(両者とも、操業度 P は 2.0 t/dm^3 で、羽口レベルのガス温度は、 T_f の80%と仮定した。)酸素高炉では、装入物は、予熱ガス吹込みレベルより上部

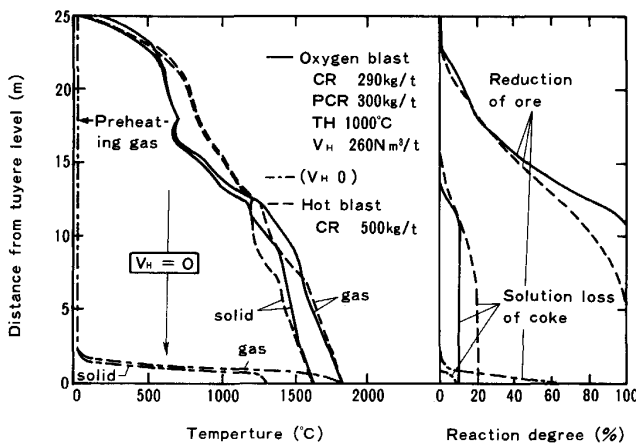


Fig. 3. Comparison of longitudinal distribution of temperature and reaction degree between conventional blast furnace and oxygen blast furnace.

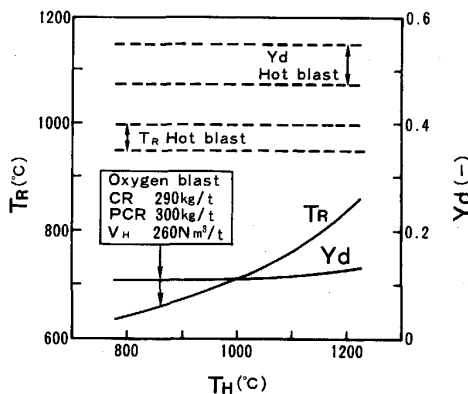


Fig. 4. Effect of preheating gas temperature (T_H) on solid temperature at the injecting level (T_R) and direct reduction rate (Y_d).

で約700°Cまで上昇する。下部に入ると、いったん昇温が停滞した後、再び羽口レベルまで昇温している。また、比較的低温の領域で高還元率まで還元が進行するので、ソリューションロス反応量が小さくなっている。同じFig. 3に、予熱ガス量をゼロとした場合の計算結果も合わせて示しているが昇温が炉下部まで停滞し、還元も不十分であることがわかる。

Fig. 4に、予熱ガス温度 T_H を変化させた場合の T_R , Y_d の値を示す。 T_R は、熱風高炉では、コークスの反応性によりほぼ決まるが、本プロセスでは T_H により大きく変化する。熱風高炉では、 Y_d は0.5前後であるが、本プロセスではガス還元速度が大きく、 Y_d は0.1~0.2と小さくなっており、収支計算から要求される条件を満たしている。

以上の例示した検討により、速度論的には、本プロセスが成立することと、その特徴を予測することができた。

3. 試験高炉によるプロセスの実証

3.1 実験設備および方法

試験高炉の設備概要を、Fig. 5に示す。炉本体は、内容積 3.9 m^3 , 炉床径 0.95 m , 炉口径 0.70 m , 炉高(炉口-羽口間) 5.1 m で、送風羽口、予熱ガス吹込み口は、おのおの3本である。予熱ガス吹込羽口は、送風羽口と円周方向同位置とした。高さ方向位置については、高すぎると予熱ガスの顕熱が有効に利用されず、装入物の昇温が不十分になり、低すぎると、下部の還元領域が短くなり還元が遅れると考えられる。そこで、前述の一次元モデルにより、試験高炉について、 12 t/d , $CR 350$, $PCR 300 \text{ kg/t}$, $T_f 2800^\circ\text{C}$ の条件で、吹込位置を炉口から、0.5, 1.5, 2.3 m(炉口-ストックライン間0.2 m)とした場合についてシミュレーションを行った。吹込位置の装入物温度、羽口レベルまでの直接還元量は、おのおの(571°C , 0.215), (755°C , 0.213) (771°C , 0.211)となり、1.5 mの位置で十分と考え、決定した。羽口先

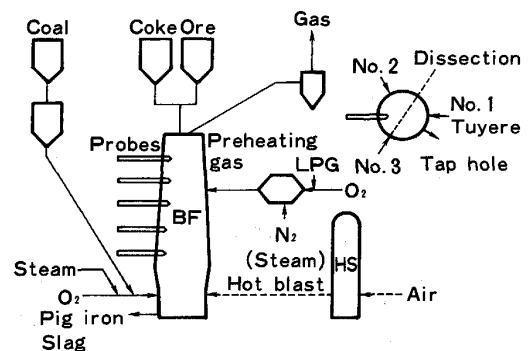


Fig. 5. Outline of experimental blast furnace.

Table 1. Properties of raw materials.

Materials	Chemical composition (%)										CaO/SiO ₂	Size
	T. Fe	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	Mn	TiO ₂	FeO	P	S		
Sinter	58.70	5.66	1.38	8.84	1.57	0.26	0.21	9.28	0.055	0.019	1.56	11.6 mm

Materials	Proximate analysis (%)			TS (%)	Ultimate analysis (%) (daf)					Calorific value (kcal/kg)	Size
	FC	VM	Ash		C	H	N	S	O		
Coke	87.7	0.61	11.5	0.69	98.06	0.36	0.90	0.68	—	7 090	18.0 mm
Coal	56.3	33.4	10.3	0.59	81.57	4.96	1.92	0.76	10.79	6 900	-200 mesh 74%

Table 2. Operating conditions and results of experimental blast furnace.

Period	I	II	III	IV
	Hot blast	Oxygen blast		
Production (t/d)	9.9	10.7	12.0	20.0
Coke rate (kg/t)	688	800	352	362
Pulverized coal rate (kg/t)	0	0	320	285
Fuel rate (kg/t)	668	800	672	647
Blast Rate (Nm ³ /t)	1 530	—	—	—
Temperature (°C)	885	—	—	—
Oxygen rate (Nm ³ /t)	39	450	383	357
Steam rate (kg/t)	—	190	0	0
Flame temperature T _f (°C)	2 381	2 705	2 864	2 839
Preheating gas Rate (Nm ³ /t)	—	670	530	370
Temperature (°C)	—	1 019	988	1 007
Top gas CO/CO ₂ (—)	1.38	1.41	1.10	1.14
Temperature (°C)	257	187	226	183
Metal Temperature (°C)	1 460	1 409	1 418	1 448
C (%)	4.26	3.96	4.27	4.37
Si (%)	2.35	0.96	1.31	1.15
Mn (%)	0.24	0.22	0.21	0.28
P (%)	0.121	0.115	0.123	0.134
S (%)	0.033	0.079	0.053	0.049
Slag Temperature (°C)	1 501	1 424	1 481	1 478
Rate (kg/t)	324	362	345	340
CaO/SiO ₂ (—)	1.15	1.07	1.12	1.16
FeO (%)	0.75	1.04	0.93	1.30
S (%)	0.931	0.921	0.918	0.846
T _R (°C)	950	710	650	760
Shaft efficiency (—)	0.80	0.72	0.79	0.81
Y _d (—)	0.50	0.06	0.19	0.27
Solution loss carbon (kg/t)	100.4	13.0	38.8	54.9
Heat loss (kcal/t)	38.9 × 10 ⁴	43.9 × 10 ⁴	38.5 × 10 ⁴	27.7 × 10 ⁴
Heat flow ratio (—)				
in upper part	0.80	0.79	0.74	0.84
in lower part	—	1.14	1.05	1.09

温度調整ガスとしては、炉頂ガスより使いやすい蒸気を用いた。

予熱ガスは、LPG を酸素で燃焼し、N₂ または蒸気で稀釈した。N₂ 稀釈で 1 000°C の予熱ガスの組成は、ほぼ、N₂ 90%、CO₂ 8%、CO 2% であった。予熱ガス量は、前述の物質熱収支モデルにより、所定の炉頂温度を得るための必要量を計算した。装入物は、焼結鉱、コークスを主に用い、微粉炭はオプティマム炭を用いた。装入は、2 ベルタイプ装入装置を用い、焼結鉱、コークスを層状装入した。原料の特性を Table 1 に示す。5 段の水平ゾンデにより炉内のガス温度、組成分布を測定すると

もに、炉内試料のサンプリングも行った。試験結果の比較のため、通常の熱風操業も行った。

Table 2 の III 期とほぼ同一の条件で吹止操業を行い、吹止め後、炉頂より窒素を吹き込んで炉内を冷却し、シャフト部から、焼結鉱、コークスを採取した。炉下部内容物は、樹脂で固定した後、垂直方向で半裁し、一方は観察に、他方は分析に供した。

3.2 実験結果

約 1.5 か月の操業を 2 回行った。1 回目は、初めに熱風操業を行い、途中で常温酸素操業に切り替えた。2 回目は、常温酸素操業で火入れ立ち上げた。熱風操業からの切替え時に棚つりのトラブルがあったが、それ以外は荷下り、通気性等、炉況は非常に安定していた。操業結果の代表例を Table 2 に示す。熱風操業 (I 期) は、羽口先温度を高めを保つために、2% の酸素富化を行っている。

3.2.1 微粉炭比

微粉炭の吹込みにともない、羽口先温度を保つために、蒸気量を減らしてゆくと燃料比が顕著に低下し、微粉炭を 320 kg/t (0.84 kg/Nm³-O₂) 吹き込んだ III 期では、蒸気流量はゼロで、燃料比は 672 kg/t になった。III 期の条件で、酸素流量を一定のまま微粉炭吹込み量を増加させ、コークスとの置換率の変化を調べた。微粉炭の量を増加させると微粉炭・酸素比が大きくなるが、羽口先温度 T_f も低下し、PCR = 363 kg/t (0.94 kg/Nm³-O₂) をこえると、置換率が悪くなった。

3.2.2 生産性

IV 期では、出鉄量 20.0 t/d (出鉄比 5.1 t/d・m³) で安定に操業できた。荷下り、通気性等炉況は安定しており、さらに出鉄量を増加できるとみられたが、出鉄滓作業の制約上 (30 min 間隔) この出鉄量が上限であった。

3.2.3 溶鉄滓の組成

溶鉄滓の組成は、熱風操業と酸素操業で、大きな変化は無いが、酸素操業では、熱風操業に比べ鉄中 Si が低くなっている。これは高 CO 分圧が、その一因である

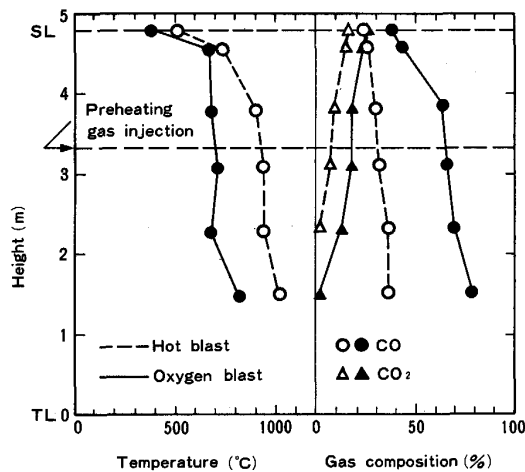


Fig. 6. Vertical distribution of gas temperature and gas composition sectionally averaged.

と考えられる。

3.3 炉内状況

3.3.1 炉内温度、ガス組成分布

水平ゾンデによる炉内温度、ガス組成分布の測定例を Fig. 6 に示す。温度、ガス組成とも、断面平均値を示す。熱風操業 (I 期) では、950°C 前後の熱保存帯が見られるが、酸素操業 (III 期) では、予熱ガスの温度 T_H が 1000°C の場合で、吹込みレベルのガス温度は約 700°C と低い。また、他の操業条件は一定のまま、予熱ガス温度を 900°C に低下させたところ、この温度も 620°C に低下した。これらの予熱ガス温度に対応した炉内温度の変化は、Fig. 4 に示した数学モデルによる予測とほぼ合致している。また、予熱ガス組成を水蒸気希釈で $(CO_2 + H_2O)/(CO + CO_2 + H_2 + H_2O) = 0.80$ とした場合、炉内の温度分布、ガス組成分布に大きな変化はみられなかった。

予熱ガス中の N_2 濃度は 90% と高いので、炉内の N_2 濃度分布から吹込みガスの浸透状況がわかる。その一例を Fig. 7 に示す。吹き込んだガスの浸透領域の大きさは、下部からのガス量と吹込みガス量の比率で分割された断面になるとされているが¹⁵⁾、この測定例も、それを裏付けている。吹込みレベルから上方になるに従い、混合が進み、炉頂近くでは、ほぼ均一な組成となっている。

Fig. 8 は、予熱ガス量を増加させた場合の炉内温度分布の変化を示す。吹込みレベルから下ではあまり変化が見られないが、上部では、吹込みガスの浸透域のみならず、中心部、羽口間の測定点においても、温度が上昇しており、効果が全断面におよぶことがわかる。このことは、予熱ガス吹込みレベルの上方では、断面全体でガス

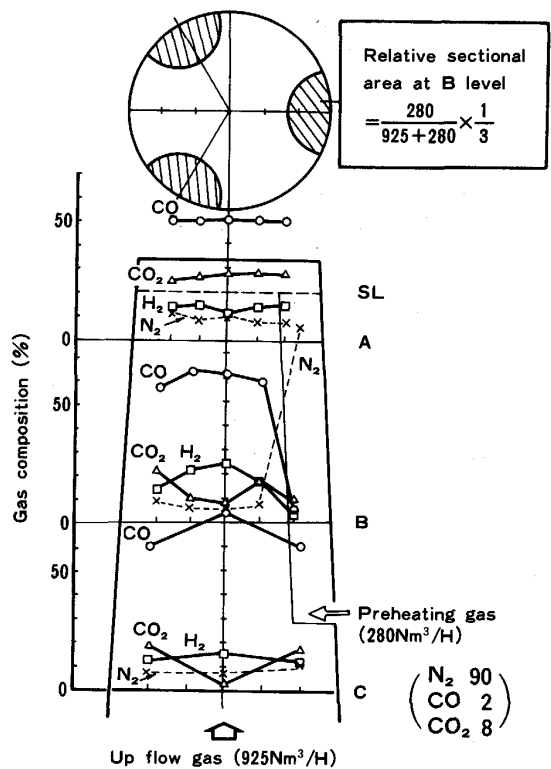


Fig. 7. Distribution of preheating gas injected in wallside region.

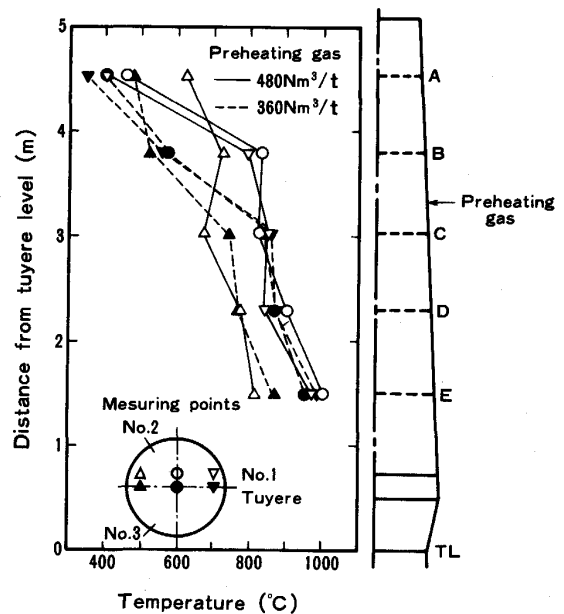


Fig. 8. Effect of preheating gas flow rate on vertical gas temperature distribution.

流速が増加し熱流比が低下していることを示すと考えられる。

3.3.2 圧力分布

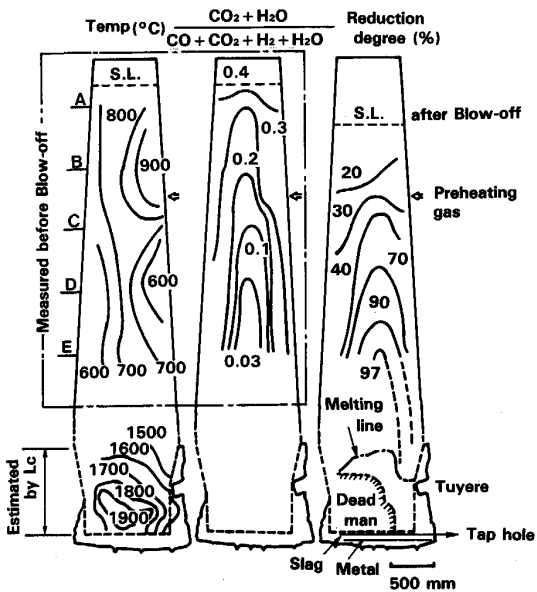


Fig. 9. Two-dimensional distribution of gas temperature, gas composition and reduction degree of sinter in the furnace.

炉壁部の圧力タップより炉内の高さ方向の圧力分布を測定した。熱風操業と酸素操業を比較すると、操業度が近い場合、予熱ガス吹込み口より上では、ほぼ同じ圧力勾配を示したが、吹込み口以下では、ガス量が少なく、ガス温度が低い酸素操業において、圧力勾配が小さくなっていた。例えば、羽口上 1.5~2.5 m の区間、I 期は 110 mm H₂O/m、III 期は、40 mm H₂O/m であった。

3.3.3 還元の進行

Fig. 9 に、吹止め操業中 (III 期と同条件) の炉内のガス温度、組成分布と、吹止め後採集した焼結鉱の還元率の分布を示す。還元率は、中心部及び予熱ガス吹込み口側で高い。これは予熱ガス吹込み口側では温度が高く、中心部でガス量が多かったことによると考えられる。ゾンデ最下段でも 800°C 以下と低温であるが 90% 以上の還元率が達成され還元の進行の速いことが確認された。

3.3.4 炉下部の状況

Fig. 10 は、炉下部の切断試料から得られた炉内状況を示す。羽口直上には、還元率 97% 程度の焼結鉱とコークスが混在し、焼結鉱の融着は観察されなかった。これは還元が速いことにより、軟化融着開始温度が上昇したためと考えられる¹⁶⁾。操業中に荷下りが非常に安定していたことは、融着層が存在していなかったことによるものと考えられる。

コークス粒子が粗に分布している部分を、レースウェイ、粉の分布している領域を炉芯と考えた。レースウェイ深度は、約 30 cm で、推定式¹¹⁾による予測値とほぼ

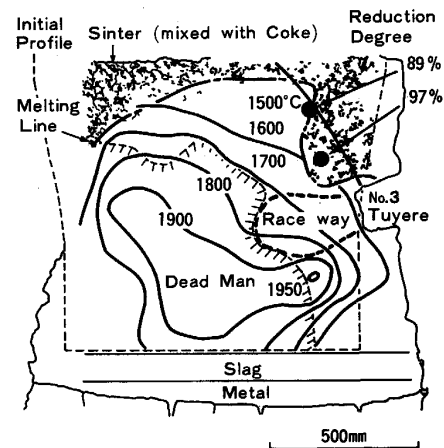


Fig. 10. In-furnace situations and coke temperature distribution in the dissected lower part.

対応していた。コークス粒径、気孔率は、装入時のものとほとんど変化していなかった。これは、ソリューションロス反応量が少なくなっていることと対応している。また、粉は、コークス粉と未燃の微粉炭チャーの混合物であるが、量は炉芯平均で約 5% であった。

コークス粒子の黒鉛化度から推定した温度分布を示しているが、炉芯部の温度が高く、通気性は確保されていたことがうかがわれる。レースウェイへ流入するコークスの温度は、1700~1800°C と見られるが、理論火炎温度 2864°C (Ramm の式による) と比べると、59~63% であり、Ramm の式で仮定している 75% より低い。これは、鉱石の溶融位置が低く、熱交換距離が短いことによると考えられるが、理論火炎温度、レースウェイから流出するボッシュガス温度と流入するコークス温度の関係の定量的説明は今後の課題である。後述の考察では、Ramm の式の 75% を使用した。

4. 考 察

4.1 物質熱収支モデルによる解析

操業結果を物質熱収支モデルにより解析した結果を Table 2, Fig. 11, Fig. 12 に示す。上下部境界のガス温度は、炉内温度の測定値から求めた。羽口レベルの固体温度は、出銑滓の温度と、理論火炎温度 T_f の 0.75 倍としたコークスの温度を、各流量比で加重平均して求めた。

必要熱量は、熱風操業 (I 期) と酸素操業の II 期ではほぼ同等であるが、微粉炭を 320 kg/t 吹き込んだ III 期では、理論火炎温度を維持するため水蒸気吹込みを停止したのでその分解熱がなくなり、必要熱が大幅に低下し、燃料比が低下した。出銑量を 20 t/d まで増加させ

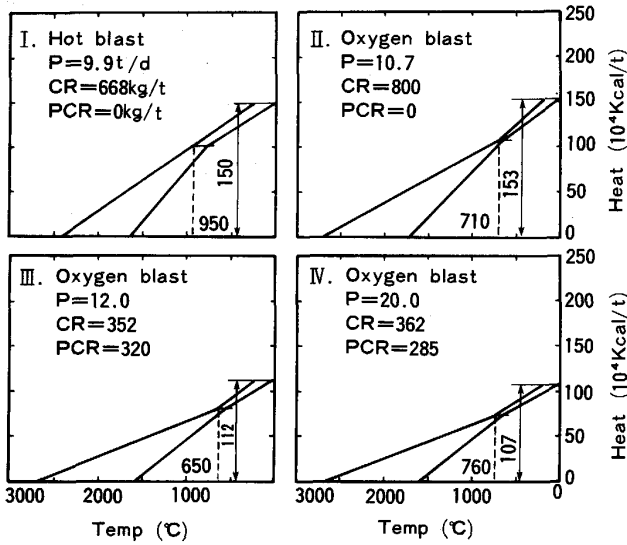


Fig. 11. Reichardt's diagrams for some typical periods of experimental blast furnace operation.

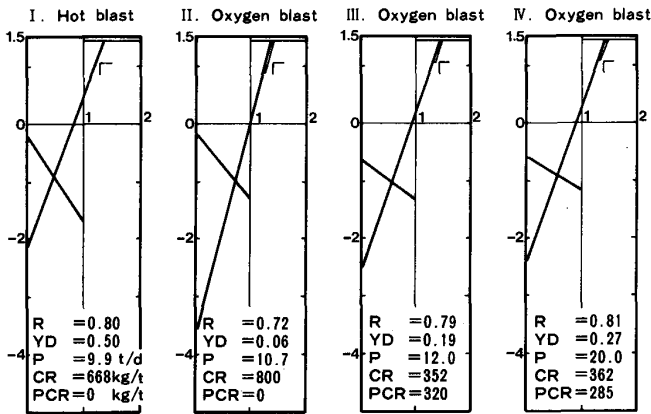


Fig. 12. Operating diagrams for some typical periods of experimental blast furnace operation.

た IV 期では、炉内滞留時間の減少により Y_d が増加しているが、熱損失の減少により、必要熱、燃料比が低下した。熱損失を鉄皮温度および冷却水による抜熱量から計算したが、Table 2 の熱収支計算から求められる値とほぼ一致していた。

Fig. 9 に示したように、鉱石は、予熱ガス吹込みレベル付近で、FeO まで還元されており、また、この領域では、Fig. 3 に示した計算例のごとくガスと固体の温度差は小さいと考えられるので、測定された吹込みレベル境界温度を T_R とし、その温度における FeO-Fe 平衡ガス組成を基準に、シャフト効率 R を計算した。Fig. 12 に示すように、シャフト効率 R は、熱風、酸素操業ともにほぼ 0.80 前後と高く、実炉の値に近い。本試験の実炉への還元過程についての相似性が満足すべきもの

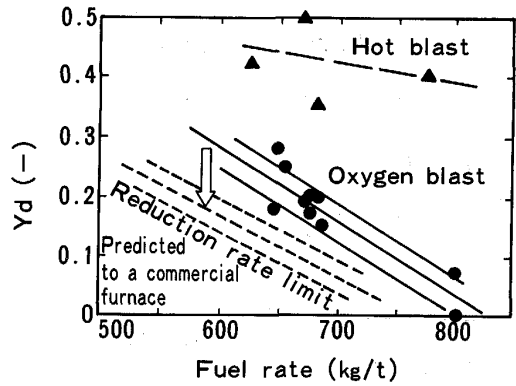


Fig. 13. Relation of direct reduction rate (Y_d) with fuel rate.

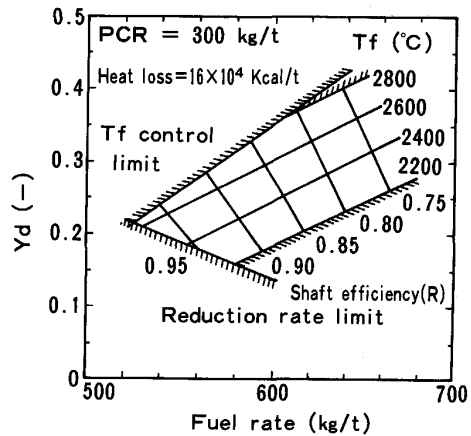


Fig. 14. Fuel rate range in a commercial oxygen blast furnace.

であったことがわかる。

Fig. 13 に直接還元量 Y_d を燃料比に対して示す。熱風操業、酸素操業ともに、燃料比が高いと Y_d は減少する傾向が見られるが、これは還元ガス量が増えてガス還元がより多く進行するためと考えられる。燃料比が 650 kg/t のとき熱風操業では $Y_d = 0.45$ であるが、酸素操業では $Y_d = 0.2$ と低く、Fig. 4 に示した数学モデルによる予測と対応している。

4.2 実炉燃料比の下限

実炉では、鉱石の粒径、全圧が異なるので、還元速度が異なり、同じ燃料比であっても、ガス還元量に変化する。一例として、実炉の鉱石粒径、全圧を 15 mm, 3.5 atm とし、本試験高炉の値、12 mm, 1.0 atm との差を一界面の未反応核モデルで評価すると、実炉では、還元速度が 1.4 倍となる。FeO から Fe への還元が律速過程と考えられるので、還元速度を 1.4 倍と評価した場合のガス還元量 $(1 - Y_d)$ の変化を求めると Fig. 13 の破線のようなになる。

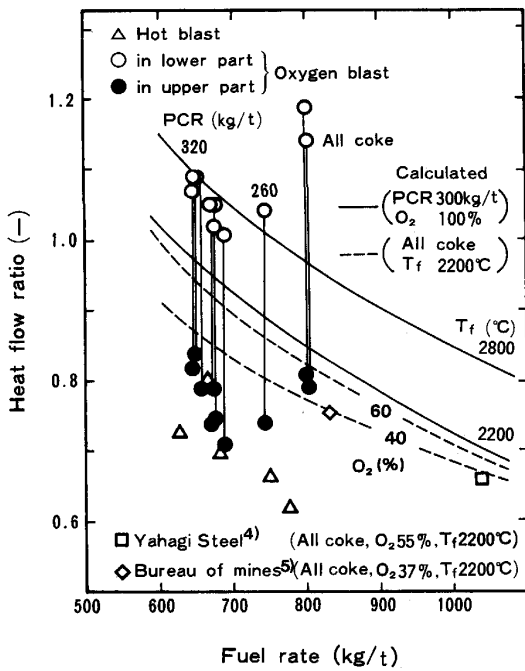


Fig. 15. Relation of heat flow ratio with fuel rate.

一方、物質熱収支モデルで、熱損失 16 万 kcal/t、微粉炭比 PCR = 300 kg/t 一定として、理論火炎温度 T_f を循環炉頂ガスにより調整し、2 200~2 800°C の範囲で、燃料比と Y_d の関係を計算すると Fig. 14 が得られる。微粉炭比を一定とする条件では、燃料比が低下すると微粉炭に対する酸素の流量比が低下する。 T_f を一定に保つためには、 T_f 調整ガスを減少させる必要があるが、その流量がゼロになる限界が T_f 制御限界である。また、還元速度限界は、Fig. 13 の下限の線を移したもので、この限界以下に燃料比を低下させることはできない。Fig. 14 から、この条件では実炉の燃料比の下限は、ほぼ 530 kg/t であることがわかる。

4.3 予熱ガス吹込みと熱流比

Fig. 15 に熱流比と燃料比の関係を示す。なお、熱流比の計算において、比熱はすべて 500°C の値を用い、組成と流量については、固体、ガス共に炉口での値を用いるが、炉下部熱流比のガス流量のみは炉口ガス量から予熱ガスを減じている。酸素操業の場合、炉下部の熱流比は大きいですが、予熱ガス吹込みにより、上部では熱風操業なみの熱流比になっているのがわかる。酸素操業においても、 T_f を下げ燃料比を 900 kg/t 程度にすれば、予熱ガスなしであっても、0.8 程度の熱流比になり、操業が可能であることがわかる。また、矢作製鉄⁴⁾、Bureau of Mines⁵⁾ の例も示したが、酸素濃度が低い場合には、その限界の熱料比が低下することがわかる。

5. 結 言

酸素高炉プロセスについて、数学モデルによるシミュレーション、試験高炉操業を行った。試験高炉操業は通常の熱風送風と酸素送風について行ったが、酸素送風の期間、荷下がり、通気性等の炉況は安定しており、本プロセスが鉄鋼製造プロセスとして、成立することが確認された。微粉炭多量吹込み (0.94 kg/Nm³-O₂)、高生産性 (5.1 t/dm³) を達成し、鉄中 Si 濃度は熱風期間より低かった。操業中の測定、解体調査結果の解析から本プロセスの特徴として、以下のことが明らかとなった。

- (1) 予熱ガスは、下方からの上昇ガスと吹込みガスとの流量比の範囲にしか括がらないが、吹込みレベルより上では炉断面全体で、熱流比が低下し、温度が上昇する。
- (2) 鉍石の還元は、速く進行しており、ソリューションロス反応量は低い。昇温に比べ還元が速く、鉍石の融着は見られなかった。
- (3) 予熱ガスは、900 kg/t 程度の高燃料比になると不要となる。
- (4) 実炉の燃料比の下限は、530 kg/t (微粉炭比 300 kg/t, コークス比 230 kg/t) と推定された。
- (5) 数学モデルの予測は、試験高炉操業結果とよく対応しており、実炉の予測に役立つと考えられる。

文 献

- 1) G. TRASENSTER: J. Iron Steel Inst., 88 (1913), p. 226
- 2) T. MIYASHITA, H. NISHIO, T. SHIMOTSUMA, T. YAMADA and M. OHTSUKI: Trans, Iron Steel Inst. Jpn., 13 (1973), p. 1
- 3) B. M. SUSLOV: Iron Age, 134 (1934), p. 22
- 4) 矢作製鉄(株): 学振 54 委-No. 596 (昭和 35 年 12 月) 岡本 孝, 多田嘉之助, 杉浦 卓: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 637
- 5) P. L. WOOLF: Bureau of Mines report, OFR 99-85 (1985)
- 6) R. B. SMITH and M. J. CORBETT: Ironmaking Steelmaking, 14 (1987), p. 49
- 7) R. WARTMANN: Proc. Japan and Germany Seminar (1981), p. 133
- 8) W. K. LU and R. V. KUMAR: ISS Transactions, 5 (1984), p. 25
- 9) M. QIN and N. YANG: Scand. J. Metall., 15 (1986), p. 138
- 10) F. FINK: Proc European Ironmaking Congress (1986), PV-3
- 11) 大野陽太郎, 堀田裕久, 松浦正博, 有山達郎, 光藤浩之, 齊藤 汎: 鉄と鋼, 73 (1987), S 79
- 12) 羽田野道春, 栗田興一, 山岡秀行, 横井 毅: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2369
- 13) Y. OHNO, K. KONDO and T. FUKUSHIMA: Rev. Metall., 36 (1983), p. 809
- 14) N. WAKAO, S. KAGUEI and T. FUNAZKURI: Chem. Eng. Sci., 34 (1979), p. 325
- 15) 西尾浩明, 宮下恒雄: 鉄と鋼, 59 (1973), p. 1506
- 16) 杉山 喬, 佐藤祐二, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1908