

論 文

UDC 669.162.267.4 : 669.046.464 : 669.162.2.001.5

試験高炉における還元ガス吹込みについて*

宮下 恒雄**・西尾 浩明**・下間 照男**

山田 健夫**・大槻 満***

Reducing Gas Injection into Furnace Stack in an Experimental Furnace

Tsuneo MIYASHITA, Hiroaki NISHIO, Teruo SIMOTSUMA

Takeo YAMADA, and Mitsuru OHOTSUKI

Synopsis:

The effect of reducing gas injection on the coke rate and coke to oil replacement ratio was investigated in an experimental furnace of 3.2m³ inner volume under conditions similar to a commercial furnace. Reducing gas made by partial combustion of oil with oxygen was injected at a constant blast volume.

(1) The 571 kg/tHM of coke rate in the standard process decreased to 374 kg/tHM with 628 Nm³/tHM of gas injection. The replacement ratio was between 0.75 and 0.82 depending on the amount of injected gas.

(2) An appropriate amount of injection of reducing gas together with oxygen enrichment improved heat exchange condition at the furnace shaft to increase productivity without any increase in coke rate.

(3) 85 percent of oxygen of ore was removed by CO and H₂ with 628Nm³/tHM of injected gas in comparison with 65% in the standard process. Ore reduced in the same retention time increased by two times by this gas injection.

(4) By considering the staged heat balance, it was shown that the gas should contain less CO₂ and H₂O and had to be heated above 1000°C. The gas should be injected at below the thermal reserve zone.

(5) The economy of the technique depended on the prices of coke and gas, and the replacement ratio. Even at present, this technique has been proved to be economical.

(Received Aug. 25, 1971)

1. 緒 言

最近のエネルギー変革は、高炉製鉄法にも大きな影響を与え、高炉での代替燃料の多量使用によるコークス比の引下げは、きわめて重要な課題となつている。最近では酸素富化送風を併用して、通常羽口から 70~100 kg/tHM の代替燃料を吹込み、400 kg/tHM を割るコークス比が得られている。しかし、通常上限として約 2300°C、下限として約 2000°C といわれる羽口先理論火焰温度の制限、過剰酸素比の下限(1.00~1.10)、熱流比で約 0.8 とされるシャフトでの熱交換の限界を考慮すると、酸素を 3%以上富化しても、鉄 t 当たりの送風量により異なるが、重油にして 100~110 kg/tHM が通常羽口からの吹込み限界¹⁾と考えられる。

このような制約条件とは無関係に多量の代替燃料を用

いるには、炉外で還元ガスを製造して、シャフト下部など、通常羽口とは別の場所から吹込む必要がある。これは直接還元をガス還元で置き換え、直接還元に必要なコークスとソリューションロス反応を節減しようとするものであり、Rist らの操業線図²⁾からも明らかなように直接還元率が最適値より低くなり、鉄 1 原子当たりの (CO + H₂) のモル数が過剰となるので、吹込み還元ガスの価格が、羽口先コークスの燃焼により生成するガスより安くなければならない。しかし、高炉炉腹部への還元ガス吹込みは、現存する高炉シャフトを活用し、あらゆる化石燃料から製造した還元ガスで鉱石を予備還元して、湯

* 昭和46年10月本会講演大会にて発表
昭和46年8月25日受付

** 日本鋼管(株)技術研究所

*** 日本鋼管(株)福山製鉄所

溜りで溶解する方法である。直接製鉄のシャフト炉は、高炉に比較して、鉱石同志の融着とガスの不均一分布に起因する成品還元率の不均一性などの問題点をもつが、高炉のコークスは、融着防止の不活性材、直接還元剤として、シャフト炉の欠陥を解消する。炉下部熱損失を含めて、溶解とナタロイドの直接還元、炭素の溶解熱を補うに必要なコークス量は 200 kg/tHM³と考えられ、還元ガスの吹込みにより、高炉の最大の欠点である強粘結炭の必要量を半減でき、この値に近づけられる高炉と直接製鉄の理想的な結合といえる。

高炉炉腹部への還元ガス吹込みは、すでに試験例⁴⁾があるが、アメリカ鉱山局の実験例⁵⁾以外は操業データを示しておらず、詳細は不明である。

日本鋼管では、試験高炉を拡大し、実際高炉の操業条件に相似な試験条件をとり、重油を酸素で部分酸化して得た還元ガスを吹込み、基準コークス比 571 kg/tHM を最低 361 kg/tHM まで低下させ、還元ガスのコークス比と出鉄量に及ぼす効果を調べた。自動ゾンデを用い炉内径方向のガス組成分布、温度分布などを調べ、鉱石の高さ方向でのガス還元の進行に及ぼす還元ガスの影響をモデル計算により推定し、経済的な観点からも検討し、実際高炉に適用できる結果を得たので報告する。

2. シミュレーターとしての試験高炉の条件

試験高炉を用いた実験を行なう場合に、実際高炉に対する相似条件が問題になり、アメリカ鉱山局でもこれについて検討⁷⁾して、熱損失の実際高炉に対する過剰分を送風温度を高めることによつて補償し、実際高炉と同じ粒径の装入物を用い、炉内滞留時間を等しくすること、最高送風量時に炉内ガス速度を等しくすることなどにより、スケールアップ因子を導入している。

JOHNSTONE and THRING の名著⁸⁾をもとにしても、高炉のように複雑な条件が存在する場合には、幾何的、流体力学的、伝熱工学的、および反応工学的相似条件のすべてを一時に満すことは、たとえ実際高炉間でも大きさが異なれば、理論的には困難である。試験高炉と実際高炉の間では、熱損失の大幅な差と幾何的条件から滞留時間がどうしても短くなり厳密な理論的相似条件をとることが困難であつた。しかも試験高炉の運転には巨額の費用を要するので、不十分ながら高炉のシャフト部のみをシミュレートするシャフトモデルにより、条件を変えたときの影響を調べ、操業線図を用いて実際高炉での場合を予測することが、IRSID⁹⁾や BISRA¹⁰⁾にて行なわれている。この場合シミュレートできるのは、シャフトでの鉱石のガス還元についてのみであり、炉下部の熱収支

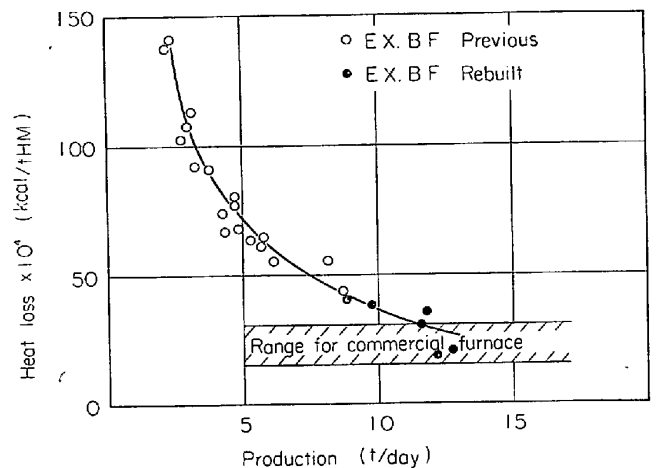


Fig. 1. Heat loss for experimental furnace.

に必要な各項目は、実際高炉のデータを用いることになる。しかもシミュレートできるのは、物質収支と熱収支についてのみであり、流体力学的、伝熱工学的、反応工学的現象については不明である。

試験高炉を用いて還元ガス吹込みの効果を定量的に調べ、実際高炉の場合をシミュレートするには、鉄滓温度や成分と炉下部熱損失を実際高炉と同程度として、鉄 t 当たりの還元ガス量もほぼ同じにならなければ、あまり意味がない。試験高炉の改造にあたり、従来のデータから伝熱計算を行ない、断熱材を効果的に用いて、1日当たりの熱損失をおさえ、出鉄量を増加させ、Fig. 1 に示すように、鉄鉄 t 当たりの熱損失を 25~40×10⁴ kcal/tHM と実際高炉と同程度にすることができた。

物質収支と熱収支を実際高炉と同程度にするには、直接還元の量とシャフト効率¹¹⁾を実際高炉の状態にできるだけ近づける必要がある。RIST¹²⁾らは、論文¹¹⁾の中で、シャフト効率 r を(1)式のように定義している。

$$r = (y_e - y_d) / (y_e - y_d)_{\max} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、

y_e : 鉱石の初期酸化度 (O_{atm}/Fe_{atm})

y_d : W点における鉱石の酸化度、最小値は 1.05

分母の y_d は 1.05 であるから、実際の還元状態を示す分子の y_d が 1.05 に近づけば、 r は 1 に近くなる。

RIST¹²⁾はシャフト効率は、温度分布、滞留時間、鉱石の粒径を含めた被還元性、装入物やガスの分布によつて速度論的にきまる因子であるとし、とくに限界滞留時間と r の関係について詳細な考察を加えている。この考察をもとにして、シャフト効率 η_{FeO}^{CO, H_2} (文献¹¹⁾では r) をモデル的に整理すれば、(2)式のようにあらわされる。

$$\eta_{FeO}^{CO, H_2} = f \left\{ \int_0^{\theta_1} T_{400}^{TR} d\theta, d_p \cdot r_e, \phi(CO-CO^{eq}, H_2-H_2^{eq}), \phi(D) \right\} \dots\dots (2)$$

ただし,

T_{400}^{TR} : 間接還元が起こる領域の温度分布

θ : 滞留時間 θ_i : T_R までの滞留時間

D_p : 鉱石粒子径

r_e : 鉱石の被還元性

$\varphi(\text{CO}-\text{CO}^{eq}, \text{H}_2-\text{H}_2^{eq})$: ガスの還元ポテンシャル

$\phi(D)$: 炉径方向のガスと鉱石の分布

(2) 式の函数形は, 高炉の物理的状態や化学的状态が複雑であり, 理論的に厳密に求めることはできないが, 実験室的にまたは実際高炉の操業データにより解析して個々の因子の影響を調べることはできる.

試験高炉の炉径方向分布の $\eta_{\text{FeO}}^{\text{CO,H}_2}$ に対する影響¹⁾を調べることはできないし, また一様と考えてよいから $\phi(D)$ の項を無視する. ガスの還元能力は, コークス比が実際高炉と同程度になれば, または結果的にシャフト効率が実際高炉と同程度になれば, 炉内のバルクのガス濃度とW点での平衡濃度との差で還元ポテンシャルを示しているから, 実際高炉の場合を近似できる. 本実験では, 実際高炉に用いるのと同種類の焼結鉱を用いたから被還元性の粒子径の差による違いを除いては等しいとみなされ r_e は 1 とおける. したがって(2)式は, (3)

$$\eta_{\text{FeO}}^{\text{CO,H}_2} = f\left(\int_0^{\theta} T_{400}^{TR} d\theta, d_p\right) \dots\dots\dots (3)$$

式のように簡単になる. 銑鉄 t 当たりのガス生成量が実際高炉にほぼ等しくなれば, 熱流比がほぼ等しくなるから, 強度因子としての炉内温度分布が実際高炉のそれに等しくなり, $\eta_{\text{FeO}}^{\text{CO,H}_2}$ は θ_i と d_p の関係を適切にきめれば, 滞留時間を基準として, 速度論的に実際高炉の反応をシミュレートできる.

θ_i と d_p との関係は, 鉱石の還元反応モデルで与えられ, たとえば一界面反応モデル¹²⁾を用いて, 鉱石粒径が 20 mm 以下なら, von BOGDANDY ら¹³⁾により化学反応律速に従うとされており, (3) 式は (4) 式のようになる.

$$d_p \{1 - (1 - F)^{1/3}\} = K\theta_i \dots\dots\dots (4)$$

ここで F は還元率, K は温度とガス組成によりきまる定数である. N_2 : 70%, CO : 30%, 温度 900°C で試験高炉と実際高炉で用いているのと同種類の焼結鉱を粒径を変えて還元し, 実験式として(5)式を得た.

$$\theta = \{1 - (1 - F)^{1/3}\} \cdot (20 d_p + 250) \dots\dots\dots (5)$$

(5) 式は瀬川¹⁴⁾によつても各種鉱石について実験式が求められており, 任意の還元率 F を得るのに必要な時間と滞留時間を与える関係である. 通常の高炉では間接還元率は約 65% であり, この関係をもとにして試験高炉で 65% の間接還元率を得るには, 鉱石の粒径に応じて間

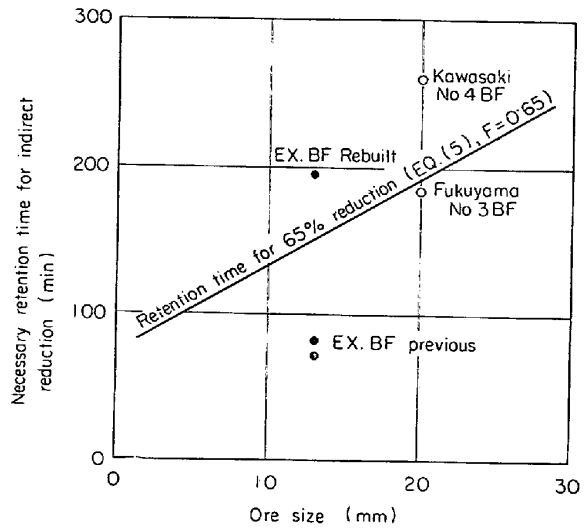


Fig. 2. Necessary retention time for indirect reduction in different ore size.

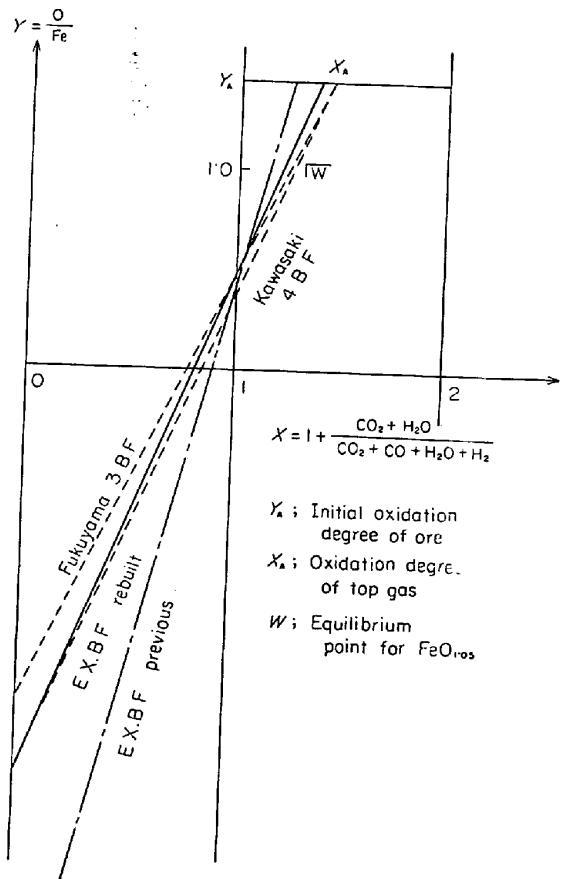


Fig. 3. Operating lines of experimental furnace and commercial furnaces.

接還元温度領域の滞留時間をきめるべきである. Fig. 2 に内容積 922m³ の川崎 4 高炉と, 同じく 3016m³ の福山 3 高炉をとり, ストックラインからシャフト下部まで装入物が降下する時間を求め, (5) 式から計算した間接還元が 65% になるに必要な時間と径粒の関係を示した.

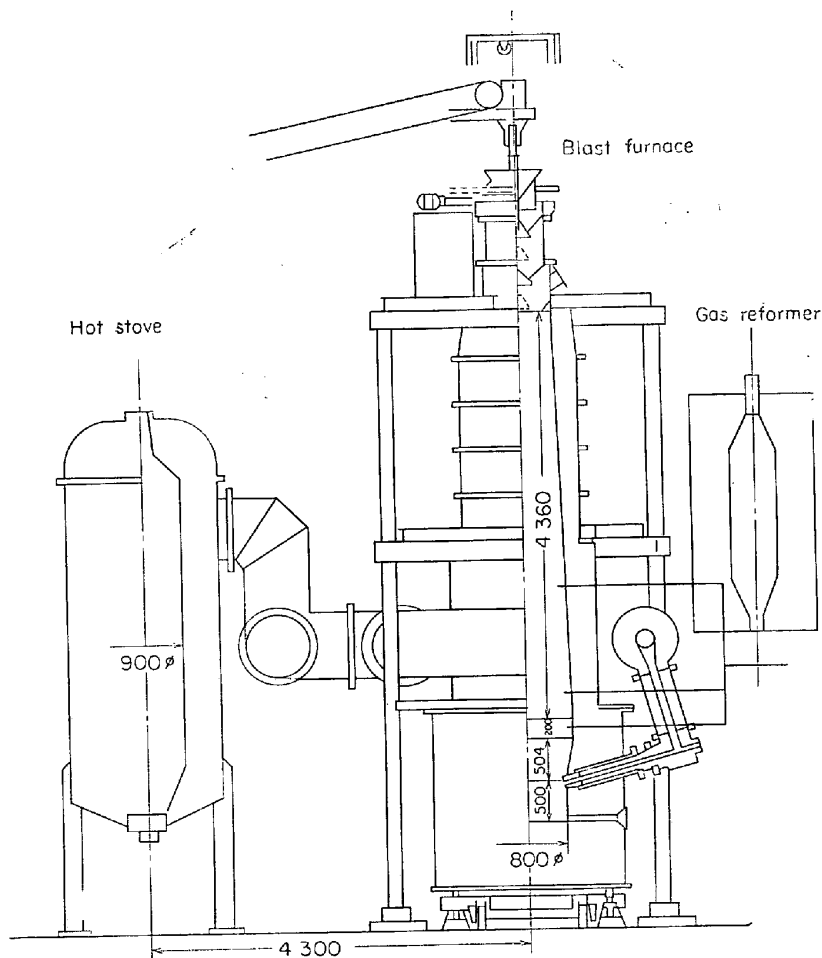


Fig. 4. Experimental furnace, hot stoves and gas reformers.

これより、改造後の試験高炉では、用いる鉱石の粒径を実際高炉の約 1/2 とし、シャフトを長くして滞留時間を約 160 min 以上とした結果、間接還元率が実際高炉と同程度にでき、強度因子としての温度分布が等しいから、滞留時間を基準にして、実炉の反応をシミュレートできる。

以上述べたような検討をもとにして、試験高炉の改造設計を行ない、鉱石粒径や操業度（滞留時間）をきめて実際高炉の操業を、物質収支と熱収支および反応工学的にシミュレートしうることを確信して実験を行なった。

Fig. 3 に試験高炉の改造前および改造後の基準期間での操業直線と川崎 4 高炉と福山 3 高炉の操業直線を示す。

改造前の試験高炉では、炉下部の熱損失が大きく、それを補うため羽口先で過剰のコークスを燃焼せねばならず、その結果還元ガス過剰になりシャフト効率の低下がみられている。改造後では、Fig. 1 に示したように熱損失を実際高炉と同程度におさえることができ、炉下部熱収支は川崎 4 高炉とほぼ同じである。シャフトを長くし、粒径を 10 mm として、間接還元率を 65% 以上に

できる条件を設定したので、直接還元率も、シャフト効率も実際高炉の条件に近くなり、操業直線からみて、物質収支と熱収支上および反応工学的に実際高炉の操業条件をシミュレートできている。実際高炉間でも理論的な厳密さからは大きさが変われば相似条件はとれないが、1000m³ 級と 3000m³ 級の高炉間の物質収支、熱収支、反応工学上の差を許容すれば、当社の試験高炉は、本実験において実際高炉の物質収支、熱収支および滞留時間を基準として反応工学的に実際高炉の場合をシミュレートできた。

3. 実験装置と実験方法

3.1 実験設備

試験高炉の炉床径 80 cm、高さ 5564 mm、内容積 3.2 m³ で、付帯設備は必要な改造をして、9~15 t/day の範囲で実験をした。設備概要は Fig. 4 に示すもので、還元ガス製造炉は 3 基配置し、天井にオキシフェーエルバーナーを取付け、部分酸化法によつて高温の還元ガスを生成し、特別に開発した吹込みシステムを用いて、3 段階の高さの違う位置から吹込めるようにした。炉内還元

ガスの分布や挙動を調べるため自動ゾンデと自動ガス採取器を開発した。これを用いて、各試験水準ごとに、高さ方向で 10 カ所、径方向で 6~3 カ所のガス温度と組成分布、圧力分布を測定した。

高炉炉内ガスやガス製造炉のガス組成は、特殊オルザットとヘンペルガス分析計で測定し、炉頂ガスは赤外線ガス分析計で連続分析値を得た。還元ガスの温度制御や吹込温度測定には、 $W-R_e$ 熱電対を用いた。

3.2 実験方法

(1) 原料は 5~15 mm の自溶性焼結鉱と媒溶剤として珪石と 9~18 mm に整粒した高炉用コークスを用いた。

(2) 送風量は $9\text{Nm}^3/\text{min}$ 一定で、還元ガスを上乗せで銑鉄 t 当たり 350, 500, 600 Nm^3/tHM の 3 水準で羽口より上約 1 m の位置と、500 Nm^3 の水準で羽口より約 2.5 m の位置から吹込み、吹込み位置の置換率に及ぼす影響も調べた。

(3) ボッシュガス量一定の条件で、酸素富化率を 4%, 7% として、適正な量の還元ガスを吹込む実験をした。

(4) 還元ガス吹込み温度は、1200~1300°C で、ガス組成は CO_2 が 2~3% になるようにした。

(5) 送風温度は 970°C 一定、とくに調湿は行なわず、鉄中 Si は 0.9%、塩基度 1.15、溶銑温度は 1400°C を目標として、操業条件をできるだけ一定にし、還元ガス吹込量、酸素富化率の水準のみを変更した。

(6) 各水準での炉内ガス温度、組成、圧力分布を自動ゾンデで測定し、還元ガス吹込みの影響を調べた。

4. 実験結果

Table 1 に各試験水準での結果の平均値を示す。一水準の期間は 3 日を取り、切替期間を 1 日としている。

おもな実験結果をまとめると次のようになる。

(1) 基準期間のコークス比は 571 kg/tHM であるが、溶銑中 Si が 1.3% であり、これを修正すると約 550 kg/tHM とみなせ、実際高炉の 520~490 kg/tHM に近い。

(2) 還元ガス製造炉の操業と高炉への吹込みは、問題がなかった。

(3) 吹込み還元ガスの組成は、 $\text{CO}: 48\%$ 、 $\text{H}_2: 43\%$ 、 $\text{CO}_2: 3\%$ 、 $\text{N}_2: 5\%$ 程度で、還元ガス製造炉の出口温度 1500°C、吹込み温度は 1200~1300°C である。

煤含有量は重油炭素比で約 4%、 H_2O は約 7% と計

Table 1. Results of tested operation.

	Standard period	Reducing gas injection				R.G. injection with oxygen enrichment	
		Normal level injection		High level			
Production (kg/day)	8 904	9 881	11 612	11 888	10 287	12 182	12 828
Corrected production	8 904	(10 289)	(12 452)	(13 108)	(13 087)	(14 502)	(16 428)
Coke rate (kg/t HM)	571	483	426	374	434	437	439
Oil rate (kg/t HM)	0	138	174	220	194	146	173
Reducing gas ($\text{Nm}^3/\text{t HM}$)	0	366	508	528	554	433	512
Oxygen rate ($\text{Nm}^3/\text{t HM}$)	0	123	162	166	167	114	134
Slag rate (kg/t HM)	412	427	433	435	388	403	411
Dust rate (kg/t HM)	3.5	9.6	12.1	9.5	19.4	8.2	8.2
Blast volume (Nm^3/min)	9.67	9.29	9.02	8.74	7.45	7.41	6.83
($\text{Nm}^3/\text{t HM}$)	1 564	1 329	1 137	1 087	1 135	890	779
Blast temperature (°C)	973	967	977	966	985	948	949
Blast pressure (kg/cm ²)	0.139	0.152	0.173	0.177	0.147	0.167	0.172
Moisture in blast (g/ Nm^3)	3.3	4.8	3.5	4.2	7.7	6.8	6.7
Oxygen enrichment (%)	0	0	0	0	0	4	7
Top gas amount ($\text{Nm}^3/\text{t HM}$)	2 110	2 125	2 012	1 978	2 308	1 726	1 738
Top gas temperature (°C)	155	205	232	276	315	212	212
Reducing gas temperature (°C)	0	1 163	1 315	1 312	1 250	1 204	1 215
R.g. composition, H_2 (vol%)		39.9	42.1	43.9	43.5	43.1	44.3
CO (vol%)		47.2	48.7	49.1	48.6	47.7	48.2
CO_2 (vol%)		5.8	3.6	3.2	3.7	3.4	2.8
H_2 (vol%)		6.8	5.5	3.6	3.1	5.5	4.2
Hot metal temperature (°C)	1 414	1 395	1 391	1 388	1 413	1 405	1 427
Molten slag temperature (°C)	1 489	1 462	1 468	1 460	1 476	1 476	1 479
Si% in Hot metal	1.30	1.08	0.75	0.70	1.22	0.90	1.10
S% in Hot metal	0.046	0.067	0.060	0.063	0.060	0.069	0.067
Slag basicity, CaO/SiO_2	1.16	1.11	1.16	1.14	1.16	1.16	1.11

算された。還元ガス吹込量が増すと炉頂ガス中の煤含有量も多くなり、実際高炉の場合では集塵系統への悪影響が予想される。

(4) 還元ガス吹込量が、鉄鉄 t 当たり 366, 508, 628 Nm³/tHM と増加するにつれて、コークス比の平均値は、483, 426, 374 kg/tHM と低下し、最低コークス比は 361 kg/tHM であった。出鉄量は 5~10% 程度の洩風のため 9881, 11612, 11888 kg/day と増加率はやや低かった。液体酸素の需給の関係から、これ以上の吹込量の増加をできなかつたが、操業上はさらに吹込みが可能だと思われた。

(5) ボクシュガス量一定で酸素富化を 4%, 7% とし、鉄鉄 t 当たり 433, 512 Nm³/tHM の還元ガスを吹込んだところコークス比は 437, 439 kg/tHM と一定で、出鉄量が 12182, 12828 kg/day と増加した。出鉄量増加にもかかわらず、送風圧の低下とダスト量減が認められた。

(6) 通常位置より約 1.5m 以上高い位置から還元ガスを 554 Nm³/tHM 吹込みコークス比は 434 kg/tHM であったが、炉頂温度が 315°C まで上昇し、ダスト発生量が大幅に増加した。

(7) 炉熱は鉄滓温度で管理し、溶滓温度は 1470°C 溶鉄温度は 1400°C 程度であった。溶鉄中 S% は、0.065 程度で一定し、還元ガス吹込量に比例しては増加していない。

5. 考 察

5.1 還元ガスの性状

重油、原油、ナフサ天然ガスなどを原料として、酸素

により部分酸化して化学原料用ガスを製造することは、テキサコ法、シェル法などとして広く行なわれている。これを高炉用還元ガスとして用いるためには、大森らの報告¹⁵⁾にあるとおり、 $R = (\text{CO} + \text{H}_2) / (\text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O})$ で示される還元ポテンシャルが高くてはならない。R 値と煤の生成量とは、重油対酸素比によつてきまる。

実験結果のガス組成と温度をもとにして、炭素収支、水素収支、シフト反応平衡から、煤生成量と R 値を計算した結果を Fig. 5 に示す。酸素比を増すと R 値は低下し、減少すると煤生成量が増すので適切な操業範囲を選ぶ必要がある。テキサコ法¹⁵⁾などでは煤生成量をおさえるために水蒸気をモデレーターとして加えるが、高炉吹込み用ガスとしては、H₂O 含有量が高くなり不利である。重油などを原料とする場合には、若干の煤の生成は、不可避的だと考えられるが、実際高炉の場合には、熱損失の相対的な減少により、反応温度が上昇し、R 値が高くなり煤生成量もこの結果よりは少なくなると考えられ、適切な酸素比の選択が実際的には重要な問題である。

5.2 還元ガス吹込量とコークス比、出鉄量との関係

Fig. 6 に、還元ガス吹込量を重油量に換算した値を横軸に、縦軸に (a) ではコークス比を、(b) では置換率をとり、実験値をプロットした。重油 138 kg/tHM 吹込み時には吹込みガス温度 1163°C と低く、その顕熱のみを補正した。さらに鉄滓の温度と組成、メタロイドの還元熱を 1000°C 基準の熱収支をもとに補正してみたが、還元ガス吹込量が増加すると、コークス比低下率が大きくなり、置換率も 0.70 から 0.82 へと上昇している。酸素富化に還元ガス吹込みを併用すると、すでに報告¹⁶⁾

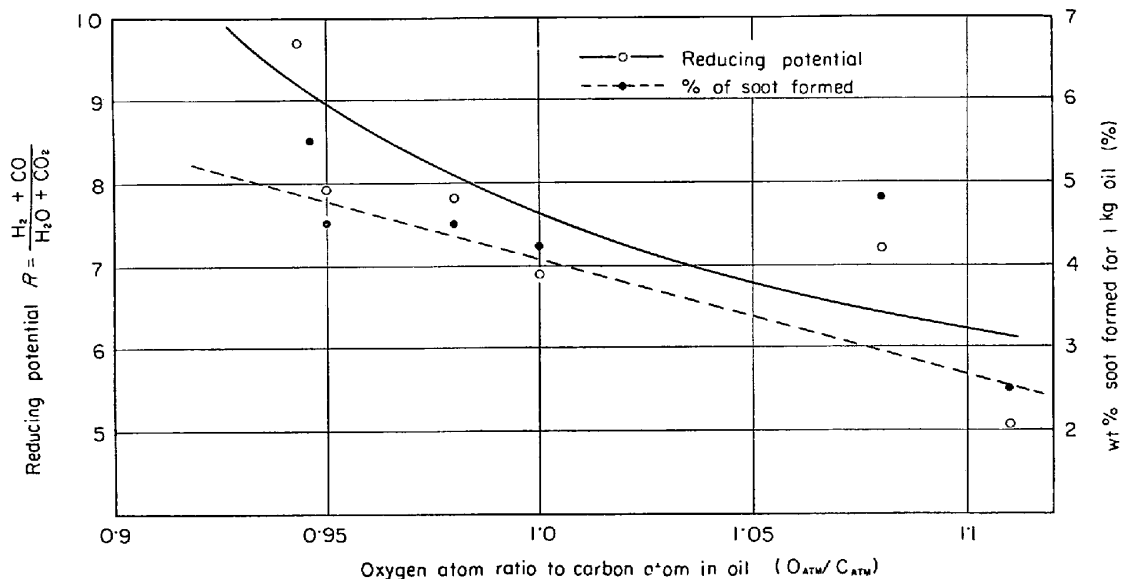


Fig. 5. Gas reducibility and soot formation calculated to the different oxygen-oil ratio.

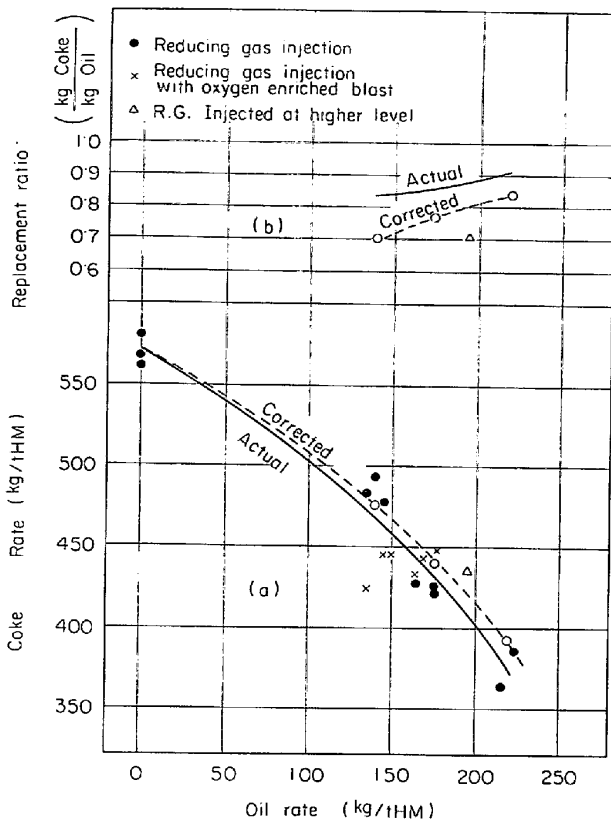


Fig. 6. Effect of the reducing gas on the coke rate. (a) and replacement ratio (b)

した酸素富化の熱交換と還元反応に対する悪影響が還元ガス吹込みにより補われ、コークス比の低下は直線になる。通常位置より約 1.5m 高い位置から吹込むと、コークス比低下率は少なく、置換率も 0.10 低下している。

出鉄量の増加は、実際時の洩風のため正確な推定が困難だが、炭素収支で得た送風量を基準送風量に引き直し、各水準ごとの鉄鉄 t 当たり送風量で割り、Table 1 の補正出鉄量を算出し推定すると、上乘せで還元ガスを吹込んだ場合には、吹込量 100 Nm³/tHM 当たり約 7~8% 増加と見込まれた。

5.3 高炉炉内での還元反応の変化

各試験水準における物質収支計算結果を Table 2 に示し、これより次のことがわかる。

(1) 還元ガス吹込量を増加させても、鉄鉄 t 当たり炉内通過ガス量はほぼ一定で、羽口先生成ガス量が減少している。

(2) 鉄鉄 t 当たり (CO+H₂) 量は増加している。

(3) CO 利用率は 40%, H₂ 利用率は 35~40% でほぼ一定であるが、還元ガス吹込み位置が通常より約 1.5m 高いときには、CO, H₂ 利用率共に低下がみられた。

(4) 酸素高化送風に還元ガス吹込みを併用したときには、全ガス量も減少した。

(5) 直接還元により奪われた鉱石の酸素量は、還元ガス吹込みにより 0.47 から 0.21 O atm/Fe atm まで減少した。

ここで、水素還元については、炉頂ガス中の H₂ 含有量が 400~600°C の領域における CO₂, CO とのガス-ガス反応に左右され、ガス-固体間の反応が水性ガス反応にくらべて遅くなったときに、水性ガス反応の平衡により炉頂ガス中の H₂ 含有量がきまるとしている。平衡温度は 550°C を用いている。物質収支上は、ヘマタイト、マグネタイトからウスタイトまでの還元の一部が優先的に水素還元され、残りとのウスタイトから金属鉄への還元が CO 還元によるものと考えて計算した。これは、炉の高さ方向での H₂O の測定が困難であり、現時点では、水素還元と CO 還元を加えてガス還元としてみるべきだと思うが、以上の仮定のもとに水素還元もわけて、還元ガス吹込量に伴う炉内還元反応の変化を、Fig. 7 に示した。Fig. 7 では、還元ガスの吹込み増加により、直接還元の減少に伴い水素還元が増し、CO 還元とあわせたガスによる還元が、基準状態の約 65% から還元ガス 628 Nm³/HM 吹込みにより約 85% まで増加している。還元ガス吹込みによるコークス比低下の原因は、鉄鉄 t 当たりの (CO+H₂) 量が増し、その利用率

Table 2. Mass balance.

	Standard period	Reducing gas injection				R.G.+O ₂ enrichment	
		Normal level injection		High level	O ₂ 4%	O ₂ 7%	
Reducing gas (Nm ³ /t HM)	0	366	508	628	554	433	512
Total gas volume (Nm ³ /t HM)	2 121	2 193	2 099	2 114	2 152	1 814	1 823
CO+H ₂ (%)	42.0	51.3	56.2	58.6	58.0	60.4	65.3
Utilization of CO (%)	40.6	39.4	40.6	40.8	36.6	39.4	39.4
Utilization of H ₂ (%)	32.8	36.5	34.6	40.1	34.5	35.7	29.6
Indirect reduction rate	67.4	75.8	75.7	84.2	76.1	73.7	74.6
Oxygen removed by direct. red. (O atm/Fe atm)	0.470	0.346	0.351	0.209	0.342	0.374	0.364
Shaft efficiency	0.823	0.837	0.799	0.837	0.786	0.795	0.769

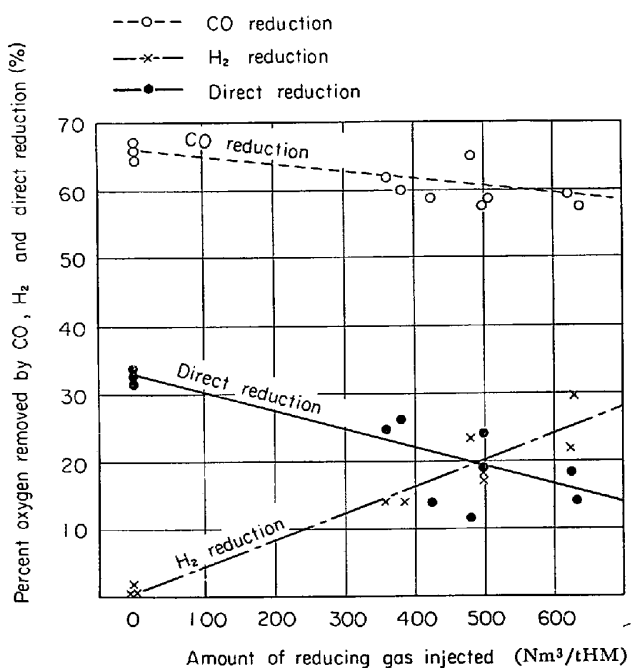


Fig. 7. Effect of reducing gas on the reduction process.

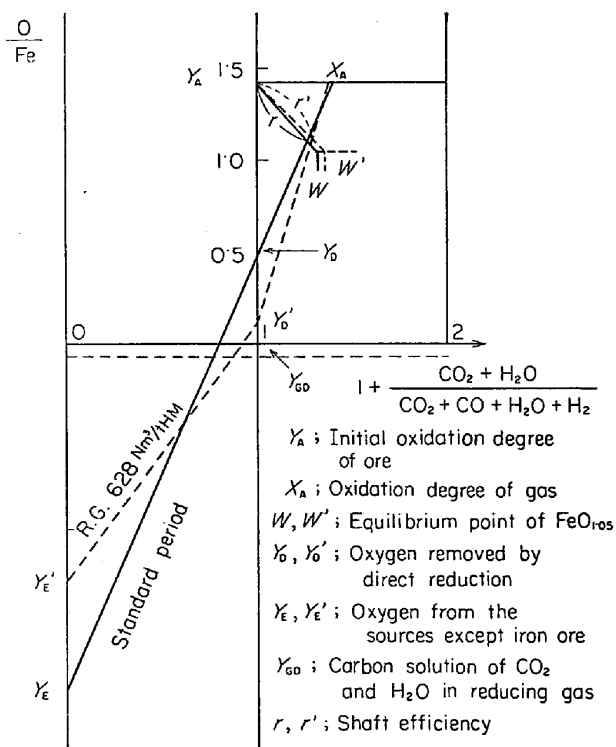


Fig. 8. Operating lines of standard period and reducing gas injection.

が低下しないで、ガス還元が直接還元へ置替ることによるものである。

基準期間と還元ガスを 628 Nm³/tHM吹込んだときを例として、Fig. 8 に示すように操業線図を用いて説明する。Rist¹⁷⁾は、水素還元について、熱保存帯の温度

(900~1000°C) で水性ガス反応の平衡を仮定しており、Fig. 8 でも同様の仮定にもとづき計算をした。Fig. 8 で還元ガスを吹込んで水素が増すと、W 点は W' に移る。基準期間のコークス比は、実線 X_AY_E の勾配に比例して求められるが、還元ガスを吹込んだときには、Y_D' 点で折れまがる。鉄 1 原子当たり、炉下部でコークスの燃焼と直接還元により生成した (CO+H₂) モル数は勾配 Y_D'Y_E' に比例し、その量に還元ガスとして吹込まれた (CO+H₂) のモル数は X_AY_D' の勾配に比例して求められる。還元ガスの吹込みにより鉱石中の鉄 1 原子と結合した酸素のうち、直接還元にて奪われるものが Y_D から Y_D' まで減少はしているが、このために X_AY_D の勾配にくらべて X_AY_D' の勾配が大きくなり、その差だけ鉄 1 原子当たりの (CO+H₂) のモル数を余分に必要とすることを意味している。コークスから生成する (CO+H₂) モル数は Y_DY_E と Y_D'Y_E' の勾配の差だけ節減でき、コークス比低下量はこれに比例する。

還元ガス中には、不可避免的に CO₂ と H₂O が含まれこの一部が、吹込み領域の温度が高ければ、近傍のコークスを消費することが考えられ、それによるカーボンソリューション反応の量は、物質収支上および熱収支上 Y_{GD} にて示される。しかし、Y_{GD} の値は、吹込ガス温度、吹込位置の温度、吹込み速度などにより速度論的にきまるので、実験結果の解析はできるが、あらかじめ予測することは困難である。

シャフト効率、r と r' で示され、Table 2 からわかるように、高い位置からの吹込み時の 0.78 を除いては 0.83 程度で低下していない。鉄 1 t 当たり送風量は、Y_EY_E' の長さにも比例して、その分だけ減少する。

以上 Fig. 8 をもとにしていえることは、還元ガス吹込みの場合には、鉄 1 原子当たりの還元ガスのモル数が最低値 (最適直接還元率のときの値) よりも増すので、吹込みガスの価格が安くなければ、メリットがない。また Y_{GD} の長さで示すカーボンソリューション反応が不可避免的であり、還元ガスの R 値を高くする必要がある。

5.4 炉の高さ方向における還元反応の進行

操業線図などの考察によれば、総括的なことはわかるが、炉の高さ方向にそつた還元反応の進行については、速度論的な考え方を導入しないかぎり解明できない。しかし、炉内におけるガス組成の不均一性は、鉱石の炉径方向の還元率分布の差を無視できないものとされており、炉径方向の分布を無視した従来のモデル計算にはどうしても無理がある。ここでは、平均的に還元の高さ方向の進行を調べる目的で、実測温度の平均値、実測ガス組成の平均値を用いてモデル計算を試みた。

鉱石の還元反応モデルとしては、1 界面モデル¹²⁾でトポケミカルに反応が進むものとし、CO 還元については拡散抵抗と反応抵抗を、水素還元については反応抵抗のみを考慮し、(6)式と(7)式にもとづいて計算した。

$$R_{CO} = \frac{3}{d_0 r_0} \cdot \frac{(C_{CO}^{(b)} - C_{CO}^{(e)})}{\frac{r_0}{D} \cdot \frac{1 - (1 - F)^{1/3}}{(1 - F)^{1/3}} + \frac{1}{k_{CO}(1 - F)^{2/3}(1 + 1/K_{CO})}} \quad \dots (6)$$

$$R_{H_2} = \frac{(3/d_0 r_0) \cdot k_{H_2}(1 - F)^{2/3}}{(1 + 1/K_{H_2})(C_{H_2}^{(b)} - C_{H_2}^{(e)})} \quad \dots (7)$$

CO 還元と水素還元の加成性が成立つと仮定すると、高さ方向の還元反応の進行を計算する式は(8)式で考えられこれを差分化した

$$(dF/d\theta) = R_{CO} + R_{H_2} \quad \dots (8)$$

ただし、 F : 鉱石の還元率 [-]

θ : 滞留時間 [min]

d_0 : 鉱石酸素密度 6.66×10^{-2} [mol/cm³]

r_0 : 鉱石初期粒子径 [cm]

$C_{CO}^{(b)}, C_{H_2}^{(b)}$: 炉内ガス中の CO と H₂ 濃度 [mol/cm³]

$C_{CO}^{(e)}, C_{H_2}^{(e)}$: ウスタイトとの平衡 CO, H₂ 濃度 [mol/cm³]

K_{CO}, K_{H_2} は CO, H₂ と FeO の反応平衡定数で、(9)式と(10)式のように求められた。 T は絶対温度である。

$$K_{CO} = \exp\{-(-5450 + 5.8T)/1.987T\} \quad \dots (9)$$

$$K_{H_2} = \exp\{-(-3150 + 1.85T)/1.987T\} \quad \dots (10)$$

k_{CO} と k_{H_2} は反応速度定数であり、試験高炉に用いたのと同じ種類の焼結鉱を 500 g 充填して、CO-N₂系、H₂-N₂系で還元実験により、CO と H₂ による還元の活性化エネルギーとして 8.35 kcal/mol と 12.2 kcal/mol の値を得て、反応速度定数は(11)式と(12)式で示される。拡散定数 D は $2.49^{16)}$ cm²/sec を用いた。

$$k_{CO} = 40.4 \exp(-4200/T) \quad \dots (11)$$

$$k_{H_2} = 181.3 \exp(-6158/T) \quad \dots (12)$$

k_{CO}, k_{H_2} と D の値を(8)式差分化したものに代入して、高さ方向の還元率分布を求めたものを Fig. 9 に示す。

2 項で述べたように、今回の試験高炉では、実際高炉に対して反応工学的な相似条件がほぼ満されているとして、縦軸には羽口先到達時間を基準とした無次元化滞留時間をとると、Fig. 9 から鉄鉄 t 当たりの還元ガス吹込量の炉内高さ方向における鉱石の還元反応の進行を推定できる。還元ガス吹込量が 508 Nm³/tHM では 10~15%、628 Nm³/tHM 吹込んだときには、30% 程度還元率が増加し、滞留時間 0.5 で還元率は 70% に達している。ガス吹込みを休風直前まで行ない吹卸して解体調査¹⁸⁾した実測結果の平均値をプロットしたところ比較的よい一致を示した。

5.5 熱収支

各試験水準について段階別熱精算の計算をしたものを Table 3 に示す。段階別熱精算は、REICHARDT により考えられて以来、今日でも高炉解析には総括熱収支にくらべて有効である。ここでは、とくに水素還元を前項で

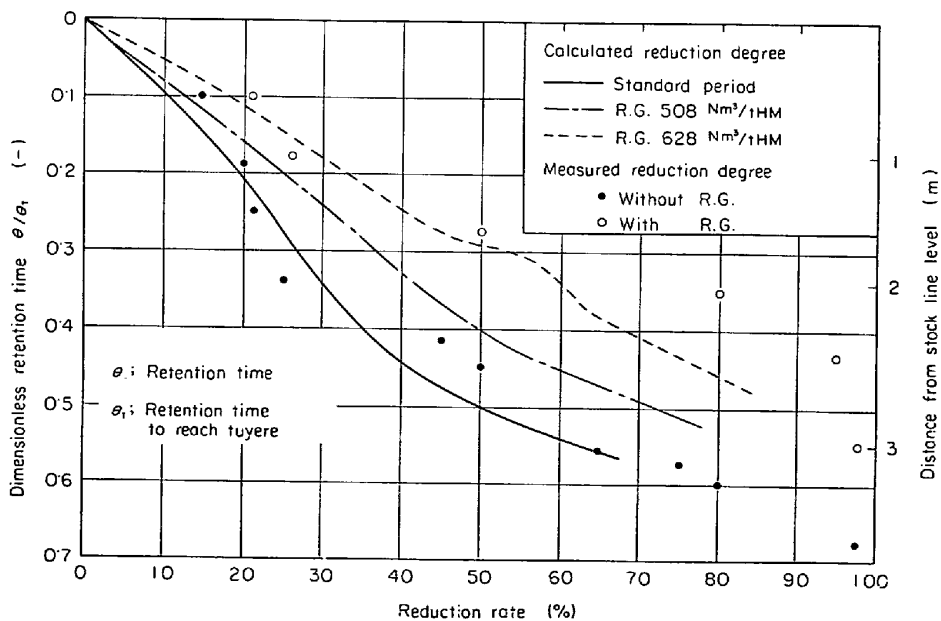


Fig. 9. Reduction progress with and without reducing gas injection in dimensionless retention time.

Table 3. Staged heat balance.

	Standard period	Reducing gas injection				R.G. + O ₂ enrichment	
		Normal level injection		High level	O ₂ 4%	O ₂ 7%	
Necessary heat total × 10 ⁴ (kcal/t)	81.18	75.32	75.03	68.20	78.04	76.29	78.23
Above 400°C until slag temp.	71.49	65.52	65.18	58.34	68.53	66.67	68.21
Above 900°C until slag temp.	56.22	46.66	45.04	36.33	48.50	47.25	49.12
Above 1 200°C until slag temp.	33.75	27.90	25.93	21.14	29.75	27.87	29.76
Above 1 400°C until slag temp.	17.64	14.26	12.07	9.89	16.14	13.84	15.74
Available heat coke combustion and hot blast	152.77	129.21	111.08	105.74	108.32	102.40	101.78
Sensible heat of R. G.	0	15.44	23.82	29.21	18.51	21.85	23.43
Heat loss	41.22	38.00	29.92	34.68	17.75	18.33	18.99
Sensible heat of top gas	11.34	15.15	16.13	18.82	22.18	12.71	12.81
Preheat of coke to 1 400°C	19.02	16.22	13.83	13.25	13.91	13.59	13.93
Heat content ratio (-)	0.600	0.545	0.570	0.540	0.590	0.651	0.651
Flame temp. calculated	2 254	2 240	2 257	2 240	2 197	2 436	2 586

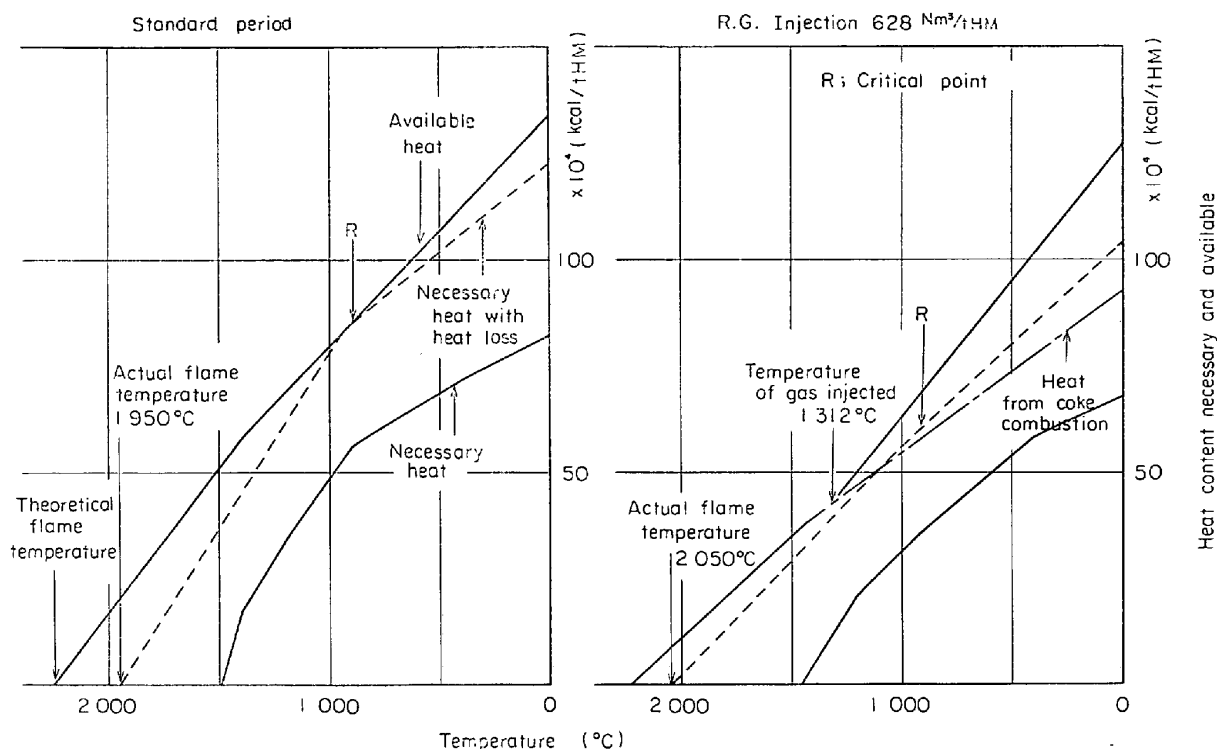


Fig. 10. Staged heat balances with or without reducing gas injection.

述べたように考慮して、400~900°C の領域にてその反応が進むと仮定して求めたものである。これより還元ガス吹込量を増すと、900°C 以上の必要熱量が 10~20×10 kcal/tHM 減少している。これは直接還元減少によるものである。還元ガスの顕熱の増加は 15~30×10⁴ kcal/tHM で、炉頂ガス顕熱との差は有効に利用され、コークス燃焼生成による供給熱量は 20~40×10⁴ kcal/tHM 減少しても収支がとれている。

Fig. 10 に Table 3 のうち基準期間と還元ガスを

628 Nm³/tHM 吹込んだ期間について、段階別熱精算をプロットした。実線は炉の各温度における熱損失を除いた必要熱量と全供給熱量である。点線は熱損失を考慮した必要熱量で、900°C 以上での熱損失を全熱損失の70%として推定し、実測羽口先温度以上の熱損失を0とした。これより高炉では熱保存帯近傍で余剰熱がほぼ0になることがわかり、その最小になる点を臨界点Rで示した。1312°Cの還元ガスを、1000°C以上の温度領域に吹込んだときに、羽口先コークスの燃焼のみによつて生

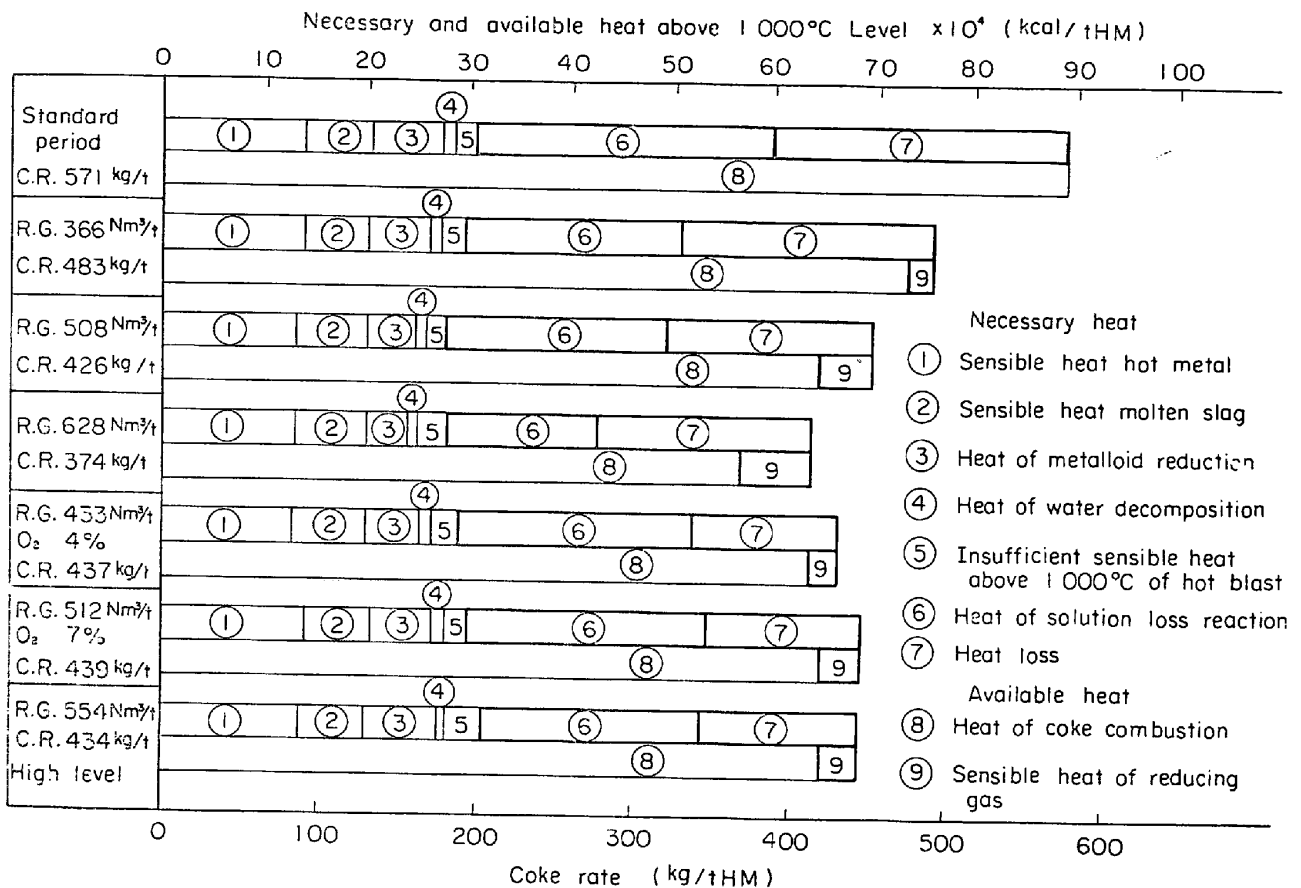


Fig. 11. Heat balance at 1 000°C standard for tested operation.

成する供給熱を一点鎖線で示しているが、これは臨界点付近で点線で示した必要熱線と交差し、吹込み還元ガスの顕熱によつて、その熱量の不足分が補われている。

この事実から、熱的にみれば、還元ガスを臨界点以下の温度の領域に吹込んでも、いたずらに炉頂ガス顕熱を増すことになり、その傾向は Table 3 で通常より約 1.5m 高い位置から還元ガスを吹込んだときに、炉頂ガス顕熱としての損失が増加していることでわかる。さらに温度の高い領域に低い温度のガスを吹込めば、吹込みガスを予熱するのに羽口先コークスを余分に燃焼させねばならない。その領域の温度が低下すれば、高温の冶金反応に悪影響が及ぶことも考えられ、これは通常羽口から重油を吹込むときの理論火焰温度の下限の存在から明らかである。還元ガスの吹込みは熱的には、炉内温度が 900~1 000°C の臨界温度以上のところに、その領域のガス温度以上の還元ガスを吹込む必要がある。

還元ガスの吹込み効果を熱的な面から調べるには、1 000°C 基準の熱収支が、いろいろな誤差が入らず便利であり、各試験水準について計算したものを Fig. 11 に反す還元ガス吹込みの期間では、熱的にソリューションロス応熱の減少が 29×10^4 kcal/tHM から最低 $15 \times$

10^4 kcal/tHM まで、出鉄量増加による熱損失が 28×10^4 kcal/tHM から 22×10^4 kcal/tHM まで減少していることと、還元ガスの顕熱増加によることがわかる。還元ガスを通常位置より約 1.5m 高い位置から吹込んだときには、還元ガス吹込量が $554 \text{ Nm}^3/\text{tHM}$ と多いにもかかわらず、ソリューションロス反応熱の減少量が、通常位置から $508 \text{ Nm}^3/\text{tHM}$ 吹込んだときより少なく、すでに述べたガス利用率の低下、シャフト効率の低下とあわせて考えると、置換率低下の原因といえる。酸素富化を 3%、7% として、還元ガスを吹込んだときは、出鉄増による熱損失の低下が 13×10^4 kcal/tHM と大きいソリューションロス反応熱の低下は約 7×10^4 kcal/tHM である。しかし、すでに報告¹⁰⁾した酸素富化の欠陥であるシャフト部での熱交換の悪化とそれに伴う直接還元の増加は、還元ガスの吹込みにより是正されることがわかる。

試験高炉特有の出鉄増による熱損失の減少の効果を、実際高炉の場合に対して補正してみた。9 t から 12 t までの 33.4% の出鉄増に対する熱損失の低下は、試験高炉では、 7×10^4 kcal/tHM であるが、2 000 t 級高炉の熱損失を約 30×10^4 kcal/tHM、8 000 t 級高炉では、約

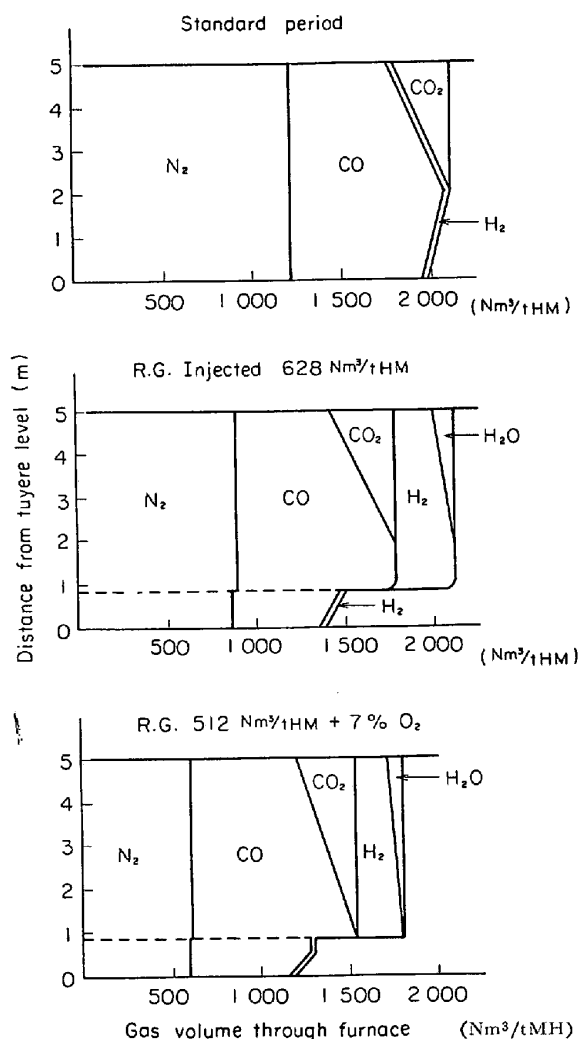


Fig. 12. Gas volume through furnace section in three different conditions.

25×10⁴ kcal/tHM とすれば、1000°C 基準の熱損失は、全熱損失の約 70% とみなせ、それぞれ次のように計算される。

$$30 \times 10^4 \times 0.7 \times (1 - 1/1.334) \approx 5.5 \times 10^4 \text{ kcal/tHM}$$

$$25 \times 10^4 \times 0.7 \times (1 - 1/1.334) \approx 4.5 \times 10^4 \text{ kcal/tHM}$$

これより試験高炉と実際高炉との熱損失の差は1.5~2.5×10⁴ kcal/tHM となり、Fig. 11 よりコークス比 1 kg 当たり 1550 kcal と換算されるから、コークス比換算 9~16 kg/tHM と推定され、ここで得た結果を、熱的には実際高炉の場合にあてはめても、そう大きな誤差はない。

5.6 炉内通過ガス量分布とガス温度分布

Fig. 12 に基準操業、還元ガス吹込み操業、酸素富化送風と還元ガス吹込み併用時における鉄鉄 t 当たりの還元ガス量と炉内ガス分布を示した。還元ガス吹込み面以下のガス量は、還元ガス吹込み操業時、600 Nm³/tHM 程度少ないが、吹込み断面以上の全ガス量はほぼ同じで

ある。酸素高化と還元ガス吹込み併用時には、ガス吹込み断面以下のガス量は 750 Nm³/tHM、ガス吹込み断面以上でも、100 Nm³/tHM 少ない。CO と H₂O の高さ方向の分布は、炉内ガス温度とガス組成分布の実測値にもとづき、平均的にあらわしたものである。

基準操業時と還元ガス吹込み操業時の炉内ガス温度分布は、Fig. 13 に示すが、還元ガス吹込みにより炉中心部と炉周部で上部熱交換帯が若干長くなっている程度の差しか見られず、これは Fig. 12 のガス量分布からも推測された結果である。酸素富化率が 7% のときのガス温度分布は、Fig. 14 に実線で示したように、熱保存帯が約 1 m 短くなる。この傾向は炉中間、炉周部において著しく、熱保存帯自身の温度も 100~150°C 低下している。酸素富化に伴う熱保存帯の長さとその変化の還元反応に及ぼす影響は、すでに報告¹⁶⁾し、これが酸素富化送風の限界になることを述べた。Fig. 14 ではボッシュガス量一定で酸素富化を 7% して、還元ガスを 512 Nm³/tHM 吹込んだときのガス温度分布を点線で示すが、明らかに熱保存帯が約 1 m 程度伸びて、その温度分布も回復している。このようにして酸素富化の熱交換の悪化¹⁶⁾という欠陥が還元ガス吹込みにて補われ、直接還元を増加させずに、Fig. 12 からわかるように、熔融帯での通過ガス量も減少するから、圧損も低下し、生産性向上も期待しうる操業法である。

ガス組成は変化するが、CO、N₂、H₂ のモル当たりの比熱は 7.5~8.0[kcal/deg·mol] と大きな差がなく、コークス装入量の減少分だけ熱流比¹⁶⁾が低下し、基準時の 0.60 が 0.55 になり、上部熱交換帯の熱交換に対しては、還元ガス吹込みにより余裕がでてくる。

5.7 還元ガス吹込みと炉内圧損の関係

還元ガス吹込み操業の有利な点は、Fig. 12 に示したように、炉下部熔融領域で鉄鉄 t 当たりの通過ガス量が減少するので、フラiddingが操業限界になつている高炉では、操業度をさらに増加できる。とくに酸素富化を併用するときには、大幅な操業度の向上を期待できる。今回の実験は、送风量一定で還元ガスを上乘せで吹込んだので、Fig. 15 から全体の圧損は増したが、基準操業では朝顔部での圧損が約50%を占めるのに対して、還元ガス吹込みでは約 35~40% と割合が減少している。還元ガス吹込み断面から上部のシャフト部圧損は大きくなる傾向がみられた。

フラidding現象のみに着目して、出鉄量を 10 t/day 基準として、縦軸に HANGING FACTOR¹⁹⁾と横軸に Fluid Ratio¹⁹⁾ をとり、基準操業と還元ガス吹込み操業

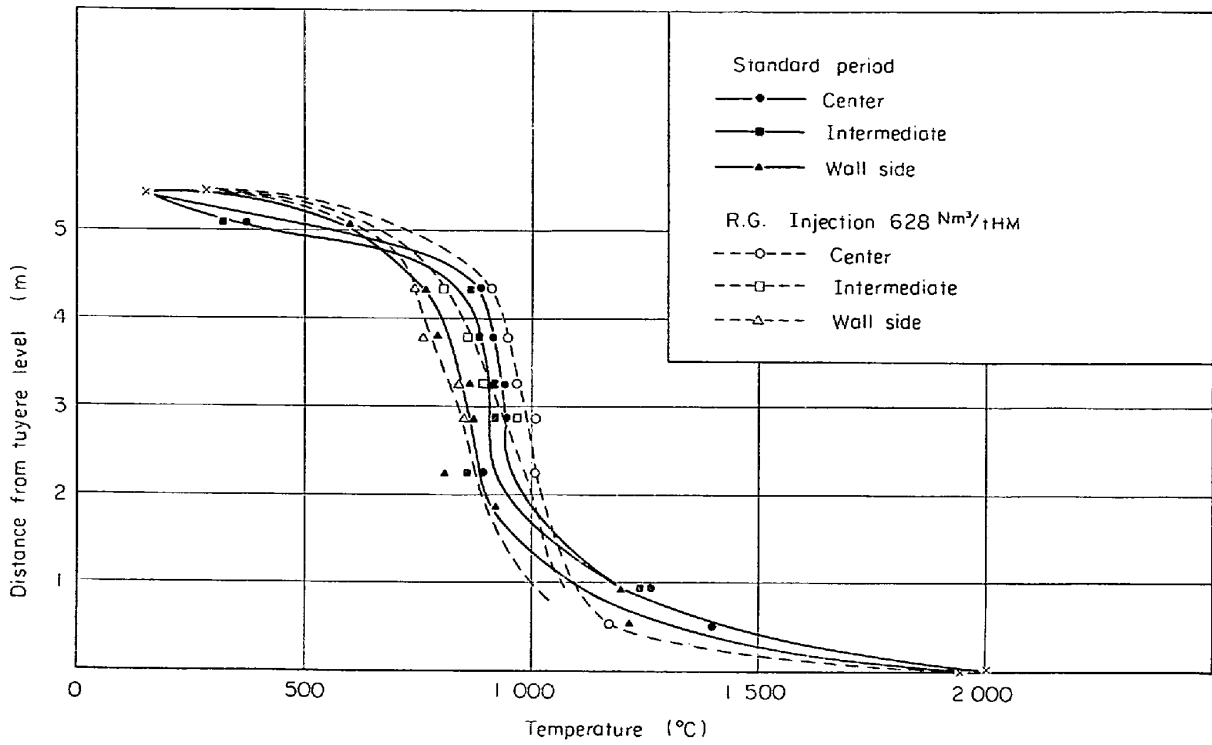


Fig. 13. Temperature profiles of standard period and reducing gas injection.

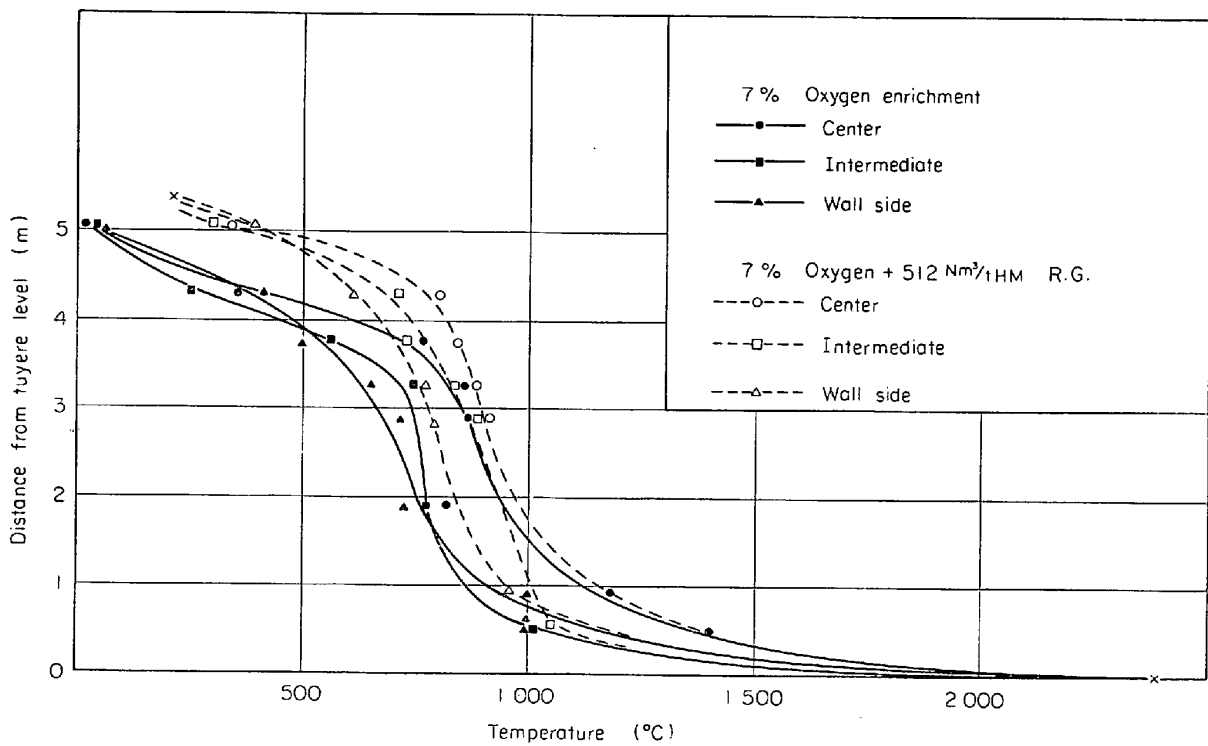


Fig. 14. Temperature profiles of R.G. injection with and without oxygen enrichment.

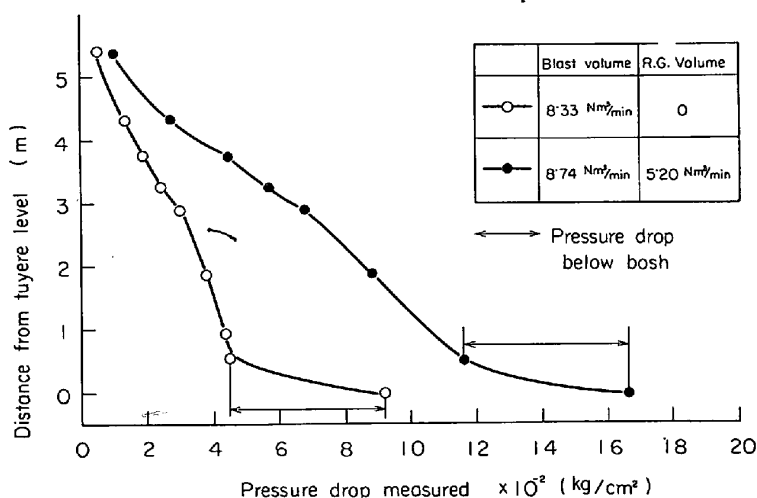


Fig. 15. Pressure drop with and without reducing gas injection.

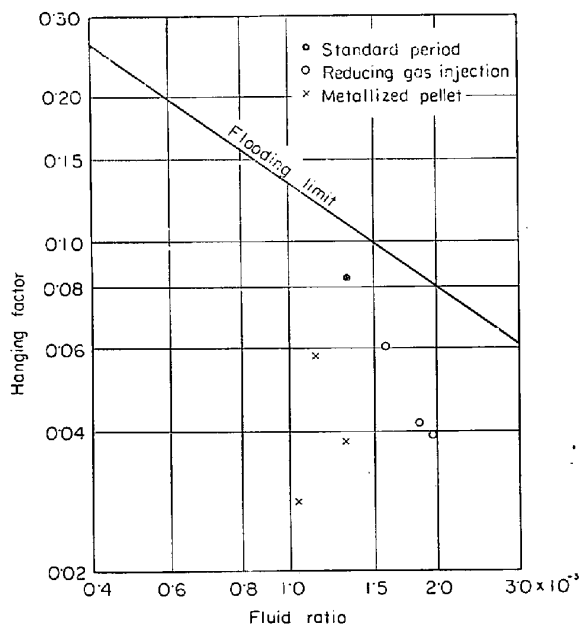


Fig. 16. Advantage of reducing gas injection and metallized burden for fluid flow at bosh.

時について計算した値を Fig. 16 に示す。

$$H.F. = \Delta P_t / g \rho_f H = \Psi (\rho W^2 / g d_p \rho_f) (1 - \epsilon) / \epsilon^3 \quad \dots \dots \dots (13)$$

$$F.R. = \sqrt[3]{V_f / g^2} \cdot B (1 - \epsilon) / d_p \cdot \epsilon \quad \dots \dots \dots (14)$$

V_f : 動粘性係数 [m²/sec]

g : 9.8 [m/sec²]

d_p : 装入物粒径 [m]

ϵ : 空隙率 [-]

B : 鉄滓の線流速 [m³/m²·sec]

ΔP_t : 圧力損失 [kg/cm²]

ρ_f : 鉄滓の密度 [kg/m³]

H : 装入物高さ [m]

Ψ : 形状係数 [-]

ρ : 装入物密度 [kg/m³]

W : 充填層中のガス流速 [m/sec]

炉下部溶融部の通気障害に対しては、還元ペレット 100% で、低コークス比で操業したときの例²⁰⁾と比較してみると、還元ペレットのときほどではないが、通常操業時よりも、フラッディング限界までの余裕度がみられ、操業上有利で、シャフト上部での通気障害をきたさないかぎり、低コークス比、高生産性操業を期待できる。

5.8 吹込み還元ガスの炉内での分布

高炉への還元ガス吹込み操業で重要な問題は、還元ガスの炉内への滲透である。これを調べるために、10カ所からゾンデによりガス組成分布を測定した。吹込みガス中の N₂: 4~7% に対して、羽口先で生成するガス中には、55~58% の N₂ が含まれている。還元ガスの炉内への滲透の程度は、半径方向各位置におけるガス中の N₂ 含有量により知ることができが分析しなかつた H₂O 含有量の影響を避けるために、ここでは (CO+CO₂)/N₂ を求めて Fig. 17 のように還元ガス吹込量をかえたときの (CO+CO₂)/N₂ により、還元ガスの炉内への滲透状況を示す。還元ガス吹込量の

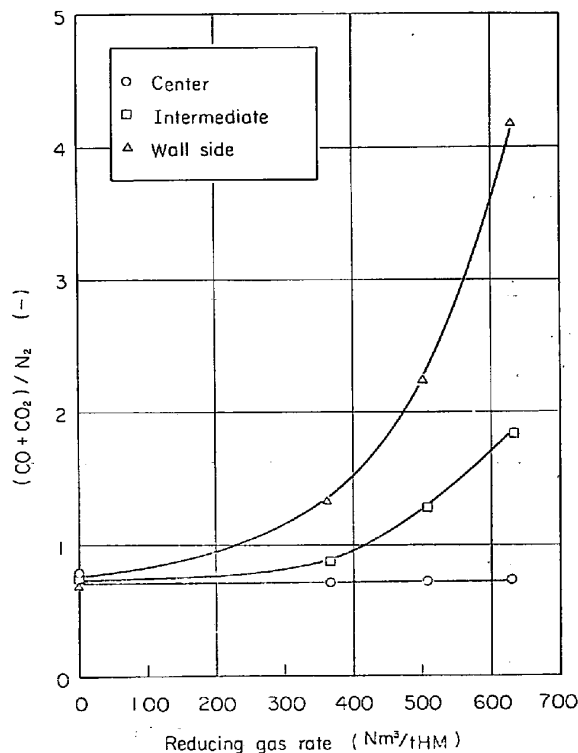


Fig. 17. Relation between the penetration of reducing gas and the gas rate.²⁾

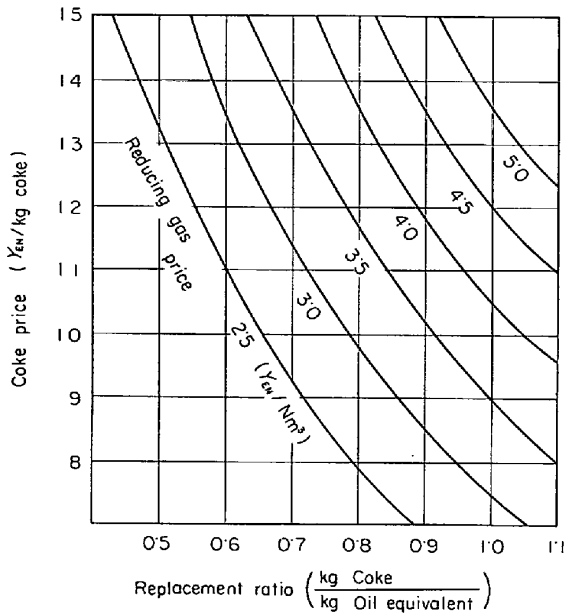


Fig. 18. Competitive gas price in the different coke price and replacement ratio.

増加に伴って、周辺部、中間部の $(\text{CO} + \text{CO}_2) / \text{N}_2$ の増加が著しく、還元ガスの炉内への滲透は、その吹込量によることがわかった。

充填層を用いて、実際高炉に流体力学的に相似な条件をとり、還元ガスの吹込み条件と滲透深さを実験²¹⁾により調べたところ、滲透深さはガス吹込量に比例し、これは理論計算²¹⁾とよく一致することがわかった。実際高炉への還元ガス吹込み条件を推定したところ $600 \text{ Nm}^3 / \text{t HM}$ の還元ガスを吹込むと炉内断面積の約 70% を占めとくに ore/coke の大きい部分の還元に有効だと考えられる。

高炉はシャフト炉と異なり、炉径が大きくても、羽口先で発生した還元ガスと吹込まれた還元ガスが適当に分布することと、還元率が不均一でも最終的に直接還元で完全に還元されるので、ガス組成分布の不均一性は、操業上差支えないと考えられ、これは高炉のみがもつ有利性だといえる。

6. 高炉への還元ガス吹込み技術の経済性

高炉のコークス比低下を期待できる諸技術の中での還元ガス吹込技術の経済的評価は検討¹⁾したが、置換率、コークス価格、還元ガス価格を変数とすると、Fig. 18 のように表わせる。この技術が経済的に成立するかどうかは、これらの要因に支配される。Fig. 18 から置換率が 0.85 Nm^3 程度であれば、重油を部分酸化により製造されるガスは Nm^3 当たり 4 円前後であり、現在のコークス価格 13 円/kg 前後の上昇如何によつては、経済的に

成立する。

緒言で述べたように、この技術は、核熱エネルギーを含め多様化するエネルギー源を還元ガスの形で高炉に吹込むことができ、 200 kg/tHM 台のコークス比を可能にする将来性ある技術であり、コークス価格の上昇、ガス価格の低下という将来見通しの下では、今後ますます経済的にも有利になると考えられる。

7. 結 言

(1) 物質収支と熱収支および滞留時間を基準にした反応工学的相似条件を実際高炉に対して満足しうる内容積 3.2 m^3 の試験高炉で、重油を部分酸化した還元ガスを炉腹の異なる位置に、送风量一定に上乘せして吹込み炉内測定結果を併用してその効果を調べた。

(2) 還元ガス $628 \text{ Nm}^3 / \text{tHM}$ の吹込みで、基準コークス比 571 kg/tHM は 374 kg まで低下し、コークスの重油に対する置換率は $0.75 \sim 0.82$ で、吹込量が多いほど向上した。出鉄増加率は、還元ガス 100 Nm^3 当たり約 7~8% 増加した。

(3) 酸素富化に還元ガス吹込みを併用すると、シャフトの熱交換の悪化が改善され、コークス比を上昇させずに高い出鉄増加率を得ることができた。

(4) 還元ガス吹込みにより鉄鉄 t 当たりガス量は一定、還元ガス量は増し、 CO と H_2 の利用率は一定で、ガス還元率が増加し、 $628 \text{ Nm}^3 / \text{tHM}$ の吹込みでは約 85% に達し、同じ滞留時間で約 2 倍速く還元が進んでいる。

(5) 鉄鉄 t 当たりの羽口先発生ガス量が減少し、炉下部溶融部での圧損は低下し、操業上有利となる。

(6) 還元ガス吹込みは、 $900 \sim 1000^\circ \text{C}$ の熱保存帯以上の領域に、できるだけ高温で、 CO_2 と H_2O 含有量の低いガスを吹込んだほうが効果が大きい。

(7) 還元ガスの炉内への滲透深さは、吹込みガス量に比例するので、ある限界までは吹込量を増加させたほうが効果が大きいと考えられる。

(8) 還元ガス吹込技術の経済性は、置換率、還元ガス価格、コークス価格でできまり、経済的に成立する見込がある。

終わりに本研究を遂行するにあつてご支援を賜つた日本鋼管株式会社技術研究所桂寛一郎所長、堀川一男副所長をはじめ諸幹部、技術部、京浜、福山製鉄所製鉄工場、設備部の関係各位に深甚な謝意を表す。

とくに本プロジェクトのご指導とご支援を賜つた鈴木驍一製鉄部長ならびに、試験高炉の操業と測定に従事された製鉄研究室福島勤、遠藤恵治の両君、京浜製鉄部

の山本亮二、宮本健彦の両係長、大関彰一郎、吉田弘の両君には心からなる謝意を表する。

文 献

- 1) G. SUZUKI, T. KOEYASI, and T. MIYASHITA: AIME Ironmaking Conf. Proc., 30(1971), p. 501~502
- 2) N. MEYSSON, J. WEBER, and A. RIST: Rev. Metall., 17(1964)7, p. 623~634
- 3) 小林, 中谷, 岡部, 宮下: 鉄と鋼, 56(1970)7, p. 881~895
- 4) R. LAURENT: O.P.D. Rept. No 196/63M, June 1963, p. 936
- 5) N. MELCHER, R. SCHULTER, T. JOSEPH, and R. LEARY: AIME Ironmaking Conf. Proc., 27(1968), p. 151~164
- 6) F. NOJI, S. OTABE, and K. OMORI: Proc. ICSTIS Part 1(1971), p. 197~200
- 7) J. BOSLEY and M. ROYER: Blast Furn. Coke Oven & Raw Mat. Comm. Proc., 17(1958), p. 256~265
- 8) JOHNSTONE and THRING: Pilot Plants Models and Scale-up Methods (1957) [Mcgraw-Hill] p. 5~26, p. 71~73, p. 197~222
- 9) G. BONNIVARD and A. RIST: Rev. Metall., 15(1962)5, p. 401~415
- 10) Private communication
- 11) A. RIST and G. BONNIVARD: Rev. Metall., 19(1966)4, p. 296~312
- 12) 原: 学振製鉄54委: No 1068, (1967)
- 13) L. von BOGDANDY and H. RIECKE: Arch. Eisenhüttenw., 10(1958)10, p. 608
- 14) 瀬川: 鉄冶金反応工学, (1969), p. 219 [日刊工業新聞社]
- 15) W. SLATER and R. DILLE: International Congress on Industrial Chemistry (Brussels) Sept. 1966 Group. VIII Sec. 20
- 16) 宮下, 大槻: 鉄と鋼, 57(1971)14, p.2084~2095
- 17) A. RIST and N. MEYSSON: Rev. Metall., 18(1965)11, p. 995~1039
- 18) 岸本, 福島, 安藤: 第82回鉄鋼協会大会, シンポジウム, 鉄と鋼, 57(1971)11, p. 319~322

- 19) von K. PORTHIER: Stahl u. Eisen, 90(1970)5, p. 240~241
- 20) T. MIYASHITA and M. OHTSUKI: Proc., ICSTIS Part 1 (1971), p. 104~108
- 21) 西尾, 宮下: 未発表

討 論

【質問】 新日鉄 堺 都築

還元ガス吹込み羽口本数は何本がよいか。

【回答】

多ければ多いほど周辺方向にそつて均一に吹込めると考えている。

【質問】

還元ガス温度は高いほどよいか。

【回答】

本実験結果では、還元ガスの温度が高いほどその頭熱が利用できるのので有利だと考えている。しかし、果たして1400°C, 1500°Cが妥当かどうかは、吹込み孔付近の溶融による詰りも考えねばならず不明である。

【質問 2】 川崎製鉄水島 山口安幸

還元ガス吹込み位置による置換率の変化について、吹込みガス流一定のときの変化、酸素富化時の変化。

【回答】

本文で説明のとおり、還元ガス吹込量が508Nm³/tHMと554Nm³/tHMのレベルで比較をすると、通常位置より約1.5m高い位置からの吹込みでは置換率で0.1低下した。酸素富化を併用した場合には試みていない。

【質問 3】 川崎製鉄技研 福武 剛

スライドの図で高さ方向の圧力変化を示しているが、基準操業時に比べ還元ガス吹込み時の方が炉下部の圧力損失が著しく小さい理由はなにか。

【回答】

スライドの図は送風支管の圧力損失を含んでいた。これを除くとFig. 11のようになる。

【質問】

ガス分布は相当なだらかに変化すると考えられるが、吹込み還元ガスの浸透深さをどのように判定したか。

【回答】

モデル実験によれば実際、高炉の還元ガス分布はかなり急勾配になることがわかった。したがって、浸透深さの判定は容易にできる。モデル実験の結果については別の機会に報告するつもりである。