

論 文

UDC 669.162.267.4 : 669.162.224.4

和歌山製鉄所の高炉における酸素富化と液燃吹込*

山崎俊二**・中谷文忠***・狩野拓夫**・中川雅由****

Oxygen Enrichment and Oil Injection in Blast Furnaces at Wakayama Steel Works

Shunji YAMAZAKI, Fumitada NAKATANI,
Takuo KANO, and Masayoshi NAKAGAWA

Synopsis:

Operation data of the blast furnaces at Wakayama Steel Works were analyzed.

Under insufficient heat compensation, the increase of fuel oil results in the decrease of direct reduction, and replacement coefficient is lowered. In this case, top gas ratio, CO/CO₂ decreases with the increase of ratio ore/coke, and the decrease of CO/CO₂ results in prevention of the decrease of replacement coefficient. It seems, however, that the top gas ratio is limited to certain value.

The oxygen atomized burner were used at Wakayama No 2BF. Much quantity of heavy oil was burned successfully even under the condition of oxygen excess coefficient (μ) 1.0. (in the case of ordinary type, minimum $\mu=1.5$)

(Received Aug. 23, 1971)

1. 緒 言

当所における酸素富化操業は、当初はおもに出鉄量増加の目的で行なわれた。すなわちボッシュガスを増加させずに出鉄増加を図る方法として酸素富化操業を行なってきた。しかしながら最近の原料炭事情の悪化によりコークス比低下の必要にせまられ、酸素富化を液体燃料吹込の手段として用いる方向に転換してきた。酸素富化操業による増産および炉況変化については、すでに報告した¹⁾。したがって本報告は当所における酸素富化と液燃吹込との複合送風について述べる。

2. 液燃吹込状況

当所ではコークス製造時に発生するタールを高炉へ吹込んでいる。No 2, 3, 4 BF では重油、タールいずれも吹込可能なるよう2系統の吹込設備を有し、No 5 BF はタール専焼、No 1 BF は重油専焼である。

重油とタールの吹込法は吹込装置、操業技術ともにほとんど変わらない。過去においてはタールのほうが短炎となり、ブローパイプのライニングが溶解されブローパイプが破損する事故があつたが、ライニング材の改良、ライニング厚み、施工法の改良および吹込位置変更など

Table 1. Chemical and physical properties of heavy oil and tar used.

	Chemical composition (%)				Specific gravity (50/4°C)	Engler viscosity (50/20°C)
	C	H	S	Moisture		
Heavy oil	86	12	0.18	0.1	0.88	50~60
Tar	90	5	0.5	2	1.15	30

により現在では問題は解決した。Table 1に代表的なタールおよび重油の性状比較を示す。低硫黄重油の入手が困難になりつつある現状ではタール吹込は高炉への装入S低下の面から非常に有利である。

2.1 タール吹込の問題点

タールを使用する場合タール中に含有されるスラッジに由来するトラブルがある。過去に発生したトラブルとその対策を次に記す。

2.2 No 5 BFの操業状況

Fig. 1にNo 5 BFのS45.7~S46.7までの操業

* 昭和46年8月23日受付

** 住友金属工業(株)和歌山製鉄所

*** 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 工博

**** 大同酸素(株)本社

問題点	対策
1) 吹込系統制御器機の摩耗	とくにオーバル型流量計に多いため主管および支管流量計にフィッシャーポーター型を採用
2) 圧送ポンプの摩耗	とくにメカニカルシール部の摩耗が激しく、シール部の材質改良 改良前耐用 t 数 現状 約 5 000 t / 台 → 約 10 000 t / 台
3) ストレージタンク内へのスラッジの堆積および堆積スラッジ巻込による配管詰り	本質的対策なし 1) 定期的タンク掃除 (1 回 / 2 年) 2) スラッジ堆積量に応じた最低タールレベルの保持

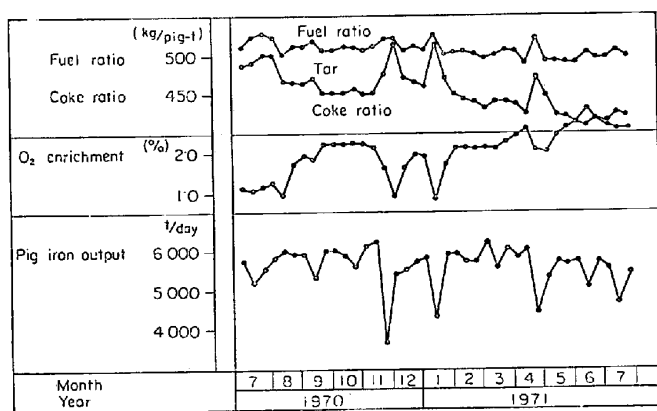


Fig. 1. Operational data of No 5 BF.

概要を示す。図に示すように S 45. 8 新酸素プラント稼働に伴い富化率を増し、同時にタール吹込量を増加し、途中設備事故、炉況不調などによる吹込量の減少はあったが漸次吹込量を増加し、S 46. 7 には 80 kg/p-t までを吹込んでいる。なお以後の解析は No 5 BF の炉況不調時は除いた操作データを中心に進める。

3. 酸素富化と液燃吹込

液燃吹込における酸素富化の役割は次の 2 点にあると考えられる。すなわち燃焼性の助長と羽口前燃焼温度の保持である。

3.1 燃焼性の助長

No 5 BF におけるタール吹込量と過剰酸素率 μ との関係を図 2 に、タール吹込量と酸素富化率との関係を図 3 に示す。ただし、

$$\mu = \frac{\text{送風中酸素量}}{\text{タールを CO}_2, \text{H}_2\text{O まで燃焼させる必要理論酸素量}}$$

Fig. 2 によれば、タール吹込が 80 kg/p-t 程度では、 $\mu = 1.5$ である。この場合ガス清浄装置の排水中に煤の混入がほとんど観察されないため、富化率が 2.7% 程度で

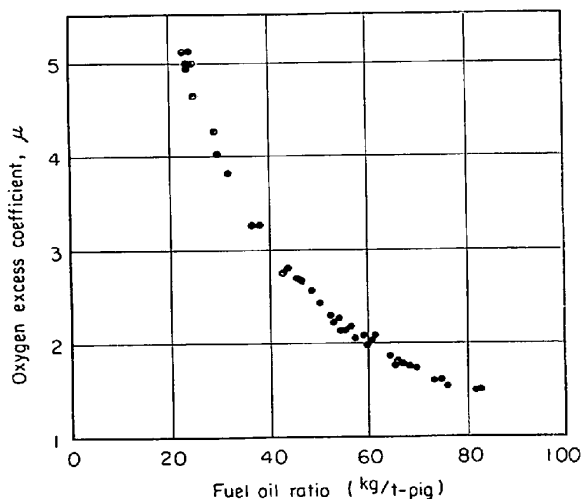


Fig. 2. Relation between fuel oil ratio and oxygen excess coefficient, μ .

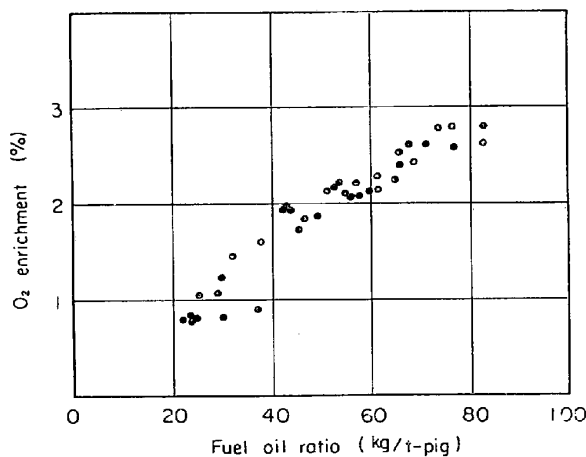


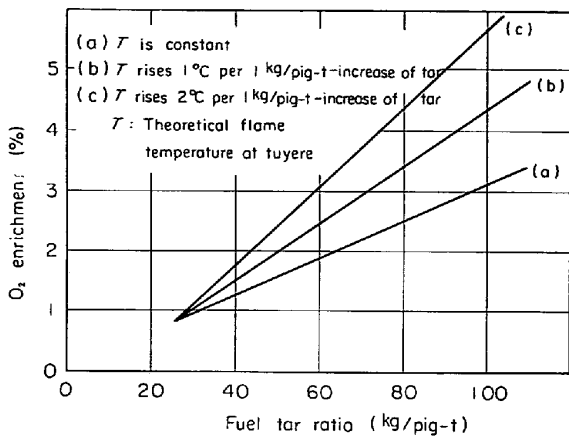
Fig. 3. Relation between O₂ enrichment and fuel oil ratio.

$\mu = 1.5$ では燃焼性の面では問題がないと言える。

一方酸素富化なしの場合、液燃吹込 40 kg/p-t 以上で $\mu = 2.6$ 程度でもガス清浄排水中への煤混入が見られることから、液燃の燃焼性は、バーナー型式などの吹込方法の変更がないかぎり過剰酸素率 μ だけでなく、酸素濃度に依存することは明白である。しかしながら $\mu = 1.2$ 以下になると燃焼性が急激に悪化するとの報告があり²⁾、 $\mu = 1.2$ 近傍あるいはそれ以上の吹込を行なう場合は、何らかの燃焼方法の改善が必要となる。その方法として当所では酸素アトマイズバーナーの使用テストを行なっている。

3.2 羽口前燃焼温度の保持

Fig. 4 に送風温度および送風中湿分一定の場合、タール吹込量、酸素富化率と羽口前燃焼温度との関係を鞭モデル³⁾により No 5 BF について計算した結果を示す。RAM の式による計算結果では、羽口前温度を一定に保



Base for calculation

Blast volume (dry)	4 883 Nm ³ /min
Blast temperature	1 143 °C
Blast humidity	25 g/Nm ³
Fuel tar ratio	25.5 kg/pig-t
O ₂ enrichment	0.79%
Top gas pressure	1.50 kg/cm ²

Fig. 4. Calculated relation between fuel oil ratio and O₂ enrichment.

つ条件は酸素富化 1% 当たりタール吹込 15 kg/p-t であり、かなり異なつた結果が得られた。鞭モデルの計算結果から当所では羽口前燃焼温度を一定に保つためタール吹込 30 kg/p-t/1%O₂ として管理している。その状況は Fig. 3 に示す通りである。

羽口前温度を一定に保つ必要性は、炉床部での熱補償、温度補償のためと考えられるが、溶銑中 [Si] および溶銑温度と羽口前燃焼温度との関係は明確に掴めない。一方後述するように酸素を富化し羽口前燃焼温度を必要以上に上昇する場合、すなわち酸素富化率に比し少ない液燃吹込の場合、液燃の置換率が低下すると考えられ、目下検討中である。

4. 酸素アトマイズバーナー

当所では No2 BF で酸素アトマイズバーナーの使用試験を行なつている。使用本数は全羽口 30 本中 8 本で、その概略図は Fig. 5 に示す。図に示すように、非常にコンパクトなため、従来のバーナー取付部を改造することなく取付が可能のため、非常に有利である。(特許出願中)

Photo. 1 に酸素アトマイズバーナーと通常バーナーの燃焼状態の一例を示す。撮影時の吹込条件を Table 2 に記す。

酸素アトマイズバーナーの酸素過剰率 $\mu = 0.96$ で完全燃焼までの酸素が不足しているにもかかわらず、バンドピース視口から見ると $\mu = 1.53$ の通常バーナーより燃液状態は良好である。また酸素アトマイズバーナーの

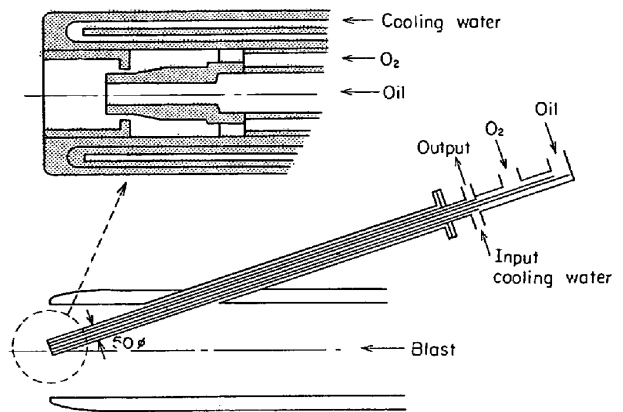
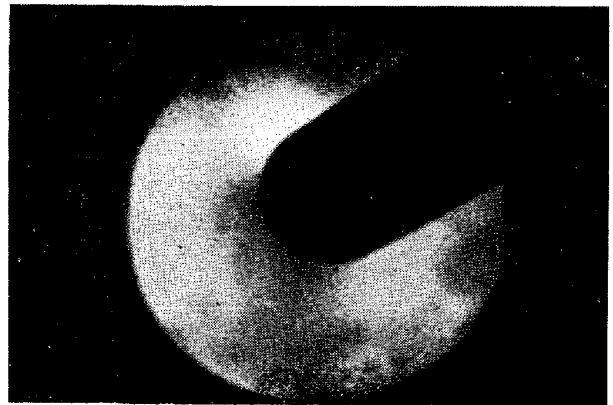
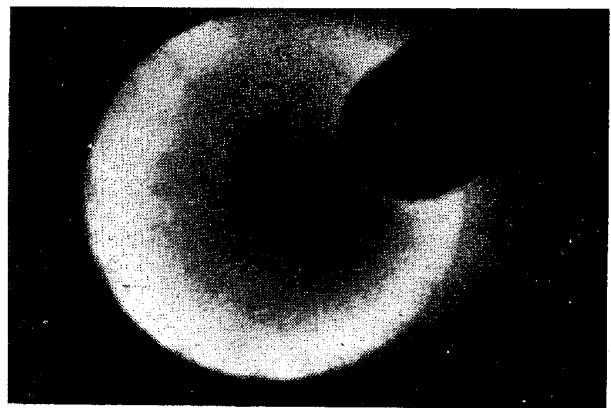


Fig. 5. Schematic figure of oxygen atomized burner.



(a) Oxygen atomized burner



(b) Ordinary type burner

Photo. 1. The difference of the state of flame, between ordinary type and oxygen atomized burner.

(Observation through peep window of tuyere)

場合ガス清浄排水中に煤が見られないので、大部分は完全に反応を完結し、未燃の炭化水素は存在しないと考えられる。この結果から酸素アトマイズバーナー使用により酸素過剰率 $\mu < 1.0$ でも重油吹込が可能なのが判明した。

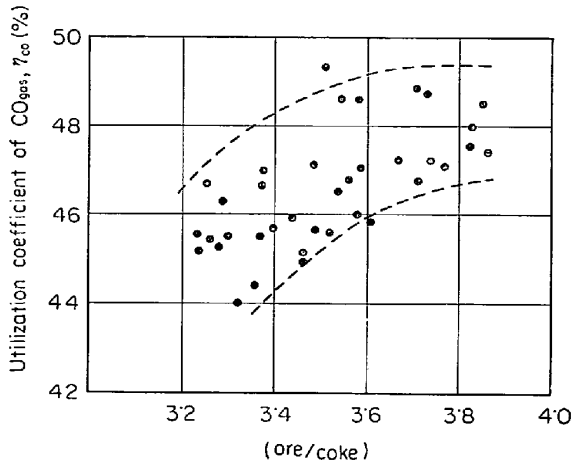


Fig. 7. Effect of ore/coke on utilization coefficient of CO gas.

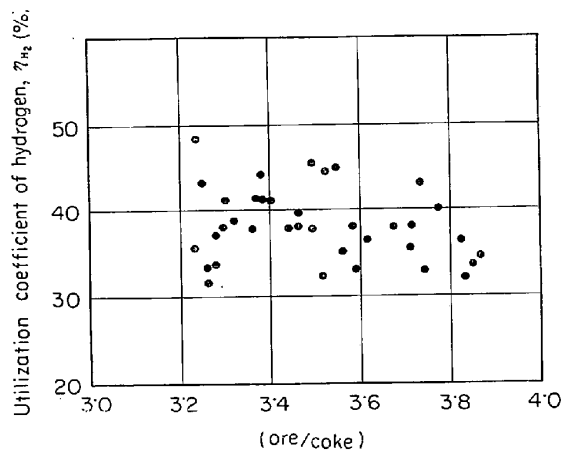


Fig. 8. Utilization coefficient of hydrogen vs. ore/coke.

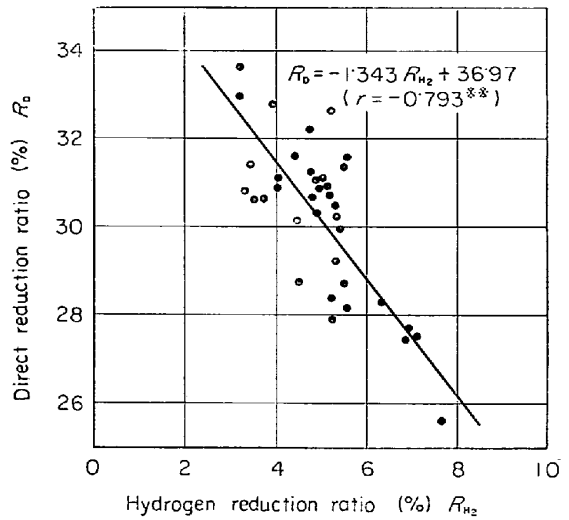


Fig. 9. Direct reduction ratio vs. hydrogen reduction ratio.

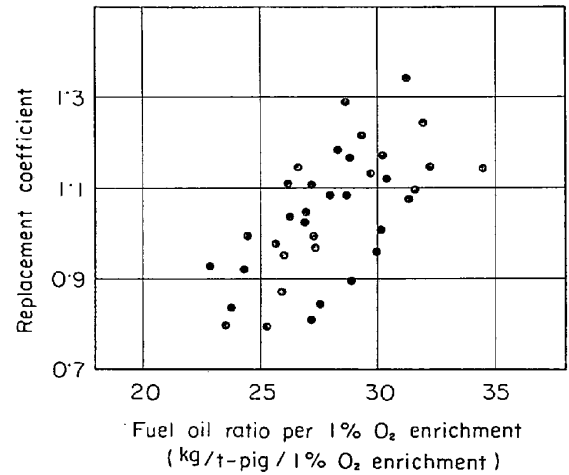


Fig. 10. Replacement coefficient vs. fuel oil ratio per 1% O₂ enrichment.

$$C.R' = -1.041 \cdot O.R + 507.7 \quad (r = -0.938^{**})$$

ただし, $C.R'$: 補正コークス比 (kg/p-t)

$O.R$: タール吹込量 (kg/p-t)

Fig. 10 に示すように酸素富化率 1% 当たりのタール吹込が多いほど置換率が上昇する。

この傾向は次の 2 通りの可能性を示唆している。

1) 酸素富化率上昇につれて置換率は単調悪化する。

したがって炉況上および液燃燃焼性の許すかぎり酸素富

還元増加分以上に減少し、間接還元が増加している。

5.4 置換率に対する考察

5.4.1 置換率と酸素富化率

Fig. 10 に補正置換率と酸素富化 1% 当たりのタール吹込量との関係を示す。なおこの置換率は熱補償の影響を避けるため補正コークス比とタール比との関係より算出した。補正コークス比算出の補正項目と補正基準を Table 3 に示す。補正コークス比とタール比との回帰式は次に示すとおりである。

Table 3. Standard values and conversion factors for the correction of coke ratio in our blast furnace performance.

	Sinter ratio	Blast temp.	Blast humidity	[Si] in pig	Ash in coke
Standard value	68%	1 090°C	25 g/Nm ³	0.50%	10.8%
Unit change of operation factor from standard value	±1%	±1°C	±1 g/Nm ³	±1.0 %	±1.0%
Conversion factor of coke ratio (kg/t-pig)	±0.9	±0.18	±0.9	±70	±10

化率に対する液燃量が多いほど置換率に対し有利である。

2) 酸素富化率が1~2%の場合置換率が高くなり(最低コークス比となり)それ以上の酸素富化では置換率が悪化する。ちなみに本解析データの平均富化率は2%である。この傾向の可能性は他社データにもみられる。

上記2項のいずれを示すかは今後酸素富化率をさらに上昇させ解析を行なう予定である。

5.4.2 炉内還元状態の変化と置換率

水素還元を増減によるCOガス還元および直接還元の挙動が置換率に及ぼす影響を調査する目的で水素還元のCOガス還元代替率 ΔR_{CO} と置換率との関係を解析した。その結果を Fig. 11 に示す。

ただし、

COガス還元代替率 ΔR_{CO}

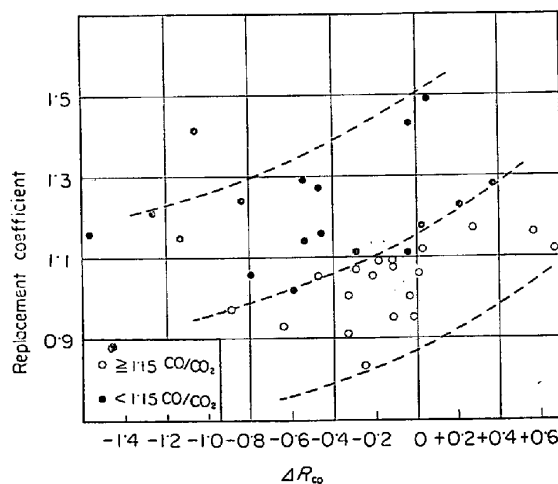
$$= \frac{\text{タール吹込前 CO ガス還元率} - \text{タール吹込後 CO ガス還元率}}{\text{タール吹込後水素ガス還元率} - \text{タール吹込前水素ガス還元率}}$$

タール吹込前 CO ガス還元率64%、

水素ガス還元率2%と仮定

換言すれば ΔR_{CO} は水素還元率変化に伴うCOガス還元率の変化率を示している。

図に示すように ΔR_{CO} と置換率との関係は炉頂ガス比 CO/CO_2 (石灰石よりの CO_2 を補正) で層別され、 ΔR_{CO} が大きいほどまた炉頂ガス比 CO/CO_2 が低いほど置換率が高くなる傾向が見られる。



Note: $\Delta R_{CO} = \frac{R_{CO}' - R_{CO}}{R_{H_2} - R_{H_2}'}$

R_{CO}' : Reduction ratio by CO before tar injection (64% fixed)

R_{CO} : Reduction ratio by CO after tar injection

R_{H_2}' : Reduction ratio by H_2 before tar injection (2% fixed)

R_{H_2} : Reduction ratio by H_2 after tar injection

Fig. 11. Effect of ΔR_{CO} on replacement coefficient.

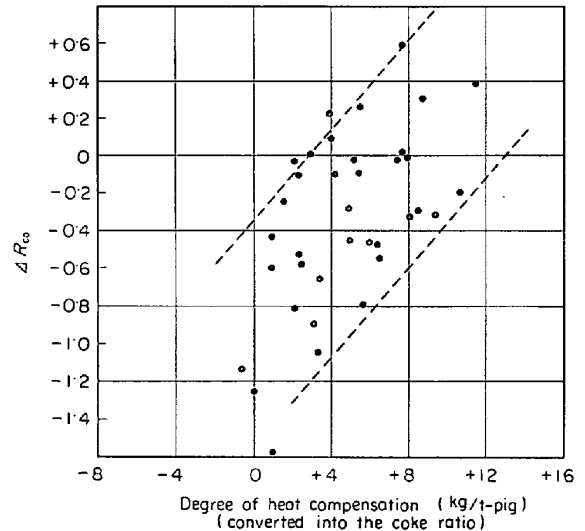


Fig. 12. Relation between ΔR_{CO} and heat compensation.

一方、 ΔR_{CO} と相関のある項目につき調査した結果熱補償量と相関があることが判明した。その結果を Fig. 12 に示す。なお熱補償量 H は送風温度と送風中湿分より求め、ディメンションを合わせるためコークス比換算を行なった。コークス比換算の係数は Table 3 にもとづき算式は次式の通りである。

$$H = \{(\text{送風温度} - \text{基準送風温度}) \times 0.18 + (\text{送風中湿分} - \text{基準送風中湿分}) \times (-0.9)\}$$

図に示されるように熱補償量 H が大きいほど ΔR_{CO} が大きくなる傾向が明確に見られる。

以上の結果を総括すると、熱補償がなければ液燃吹込増加により ΔR_{CO} が減少するので (Fig. 12) 置換率は低下する (Fig. 11)。このことは液燃からの水素による吸熱の還元反応が増加すると熱補償を行わない場合熱バランス上 CO ガスによる発熱反応が、増加せざるをえず CO ガス発生源としてのコークス消費量の十分な低下が期待できないことによる。一方液燃吹込増により ore/coke が上昇しそれに伴い炉頂ガス比 CO/CO_2 が低下し置換率を上昇させている。

5.4.3 置換率の理論的解明

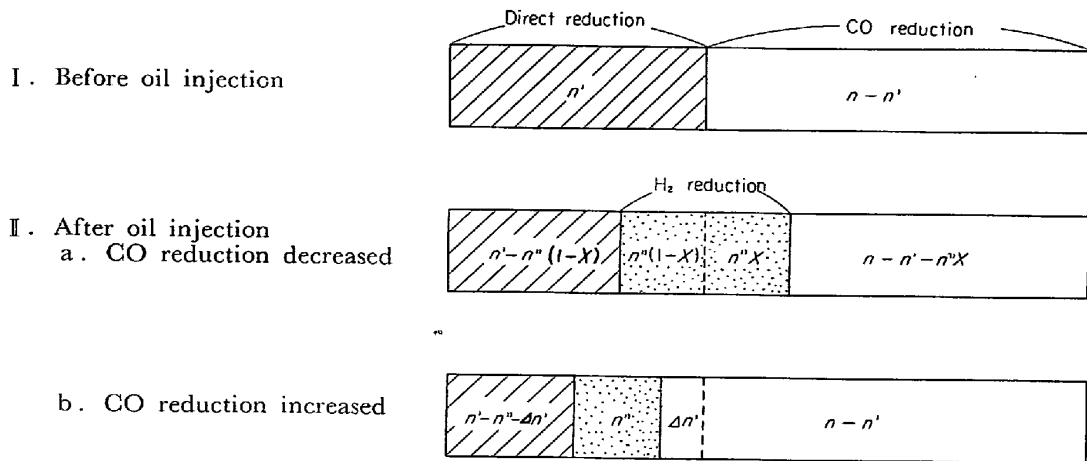
既報⁹⁾のごとく液燃吹込なしの場合鉄鉱石の還元における理論方程式として



を与えれば、Si, Mn, P の直接還元に要する炭素、溶銑に溶解する炭素、ダスト中へ逃げる炭素および送風中湿分を無視すると所要炭素量 X は次式で与えられる。

$$X = X_1 + X_2 = n(1 + \gamma)(1 - D.R) \text{ kg atom carbon / kg atom Fe}$$

Fig. 13 の I に図示するように液燃吹込なしの場合高



Note n : Total amount of oxygen
 n' : Amount of oxygen removed by carbon (State I)
 n'' : Amount of oxygen removed by H_2 produced from oil (State II)
 All amount are expressed in kg atoms per kg atom Fe

Fig. 13. Schematic expression of n divided into direct reduction and indirect reduction.

炉で還元すべき酸素量 n kg atom/kg atom Fe のうち、 n' kg atom/kg atom Fe の酸素が直接還元により奪われ、残りの $(n-n')$ kg atom/kg atom Fe が CO ガス還元により奪われたものとし、また液燃吹込後の操業では液燃吹込より生じた H_2 による間接還元で奪われる酸素量を n'' kg atom/kg atom Fe とすると、Fig. 13 で示す I, II_a, II_b のケースの所要炭素量 X_I , X_{IIa} , X_{IIb} は次式で示される。

$$X_I = (n-n')(1+\gamma)$$

$$X_{IIa} = (n-n'-n''x)(1+\gamma+\Delta\gamma)$$

$$X_{IIb} = (n-n'+\Delta n')(1+\gamma+\Delta\gamma)$$

ただし、 γ : 炉頂ガス比

$\Delta\gamma$: 炉頂ガス比の変化量 (> 0 悪化, < 0 改善)

x : n'' のうち CO ガス還元を代替する割合 ($0 < x < 1$)

$\Delta n'$: CO ガス還元により奪われる酸素量の増加分

なお II_a は液燃の水素により間接還元を受ける酸素量 n'' のうち、一部が直接還元を、残りが CO ガス還元を代替した場合であり、II_b は n'' が全量直接還元を代替しさらに CO ガス還元が増加した場合である。新日本製鉄戸畑の操業解析結果⁶⁾は II_a に属し、和歌山製鉄所の No 5 BF は Fig. 9 に示すように II_b に属する。

II_a, II_b の置換率は液燃吹込前後の所要 コークス中の炭素量の差を求め、液燃吹込量で割れば求まるわけで、置換率 R_{IIa} および R_{IIb} は次式で示される。

$$R_{IIa} = 6 \cdot B \cdot \eta (1+\gamma) \cdot x + A - \frac{12}{Y} \{ (n-n') - (Y \cdot B \cdot \eta / 2) \cdot x \} \Delta\gamma$$

$$R_{IIb} = A - \frac{12}{Y} \{ \Delta n' (1+\gamma+\Delta\gamma) + \Delta\gamma (n-n') \}$$

ただし、 Y : 液燃吹込量 (kg/kg atom Fe)

A : 液燃中の C の割合

B : 液燃中の H_2 の割合

η : 水素の利用率

No 5 BF の実績は R_{IIb} に属することは前述したが、 R_{IIb} において、 A は油種が決まれば一定値として考えられる。 γ , n , n' は液燃吹込前の値で一定値である。したがって $\Delta n'$, $\Delta\gamma$, Y のみを変数となり、 Y の吹込量に比し $\Delta n'$ の増加分が少ないほど、また $\Delta\gamma$ が小さくなるほど ($\Delta\gamma < 0$) 置換率はよくなる。この一般式が示す傾向は前項 5.4.2 で解析を行なった傾向と一致する。

Fig. 12 に示したように熱補償がない場合 ΔR_{CO} は液燃吹込増による水素還元増加により低下する。 ΔR_{CO} 低下の場合に $\Delta n'/Y$ が大きくなり置換率は低下する。一方 Fig. 7 に示すように、ore/coke=3.6~3.8 以上では炉頂ガス比がほとんど改善されないことから、液燃吹込をある限度以上に増加させ ore/coke を上昇させても、 $\Delta\gamma$ の好転はあまり望めず、結果として置換率が低下する傾向になると判断される。換言すれば送風温度最高、送風中湿分最低の操業を行なっている No 5 BF でさらに液燃吹込増加を行なえば、熱補償が行なえないため、原料性状の改善、装入分布変更などによる炉頂ガス比の低下が行なえないかぎり置換率は低下する傾向を示すと思われる。炉頂ガス比の低下対策として No 5 BF では塊成鉱比の上昇、ペレット配合による装入物分布の変更などを試みている。

5.4.4 重油とタールの置換率

理論的には 5.4.3 で述べた R_{I_a} , R_{I_b} の式において A はタールの方が高く, B についても A/B 比が小さいほど炭化水素類の分解熱が大きくなる傾向がありタールの方が有利である. また熱補償がない場合, R_{I_a} では x が小さくなり, R_{I_b} では $\Delta n'$ が大きくなるため水素含有量の多い重油は置換率の面では不利である. しかしタールと重油を交互に吹込んだ No 2, 3 BF での実績では置換率の差は把握できなかつた.

6. 結 言

1. 当所ではタール吹込を行なっているが低 S 重油の入手が困難になりつつあり, タールは有力な低 S 液燃となる. 吹込技術上でも重油とほとんど差がない.
2. 酸素アトマイズバーナー使用により, 過剰酸素率 $\mu < 1.0$ でも重油吹込が可能なが確認され今後の重油吹込増加に対し有力な手がかりを得た. また酸素アトマイズバーナー使用による羽口破損などのトラブルは全くないことが確認された.
3. No 5 BF におけるタールの置換率の解析を行な

い, タール吹込増加により水素還元が増加すると, 熱補償がない場合 CO ガス還元の増加が大きくなり置換率が低下するとの結果を得た. その場合炉頂ガス比の動向も置換率に影響し炉頂ガス比 CO/CO_2 が低いほど置換率はよくなっている.

4. 理論的に置換率の一般式を導入し検討した結果, No 5 BF の実績値の解析結果と同傾向であつた. 今後さらに液燃吹込量を増すとき, 炉頂ガス比を何らかの方法で低下させなければ置換率は低下するものと思われる.

文 献

- 1) F. NAKATANI, S. MIZUNO and T. KANO: Part I, ICSTIS Proceedings p. 192~197
- 2) BFI 委員会: わが国における高炉への燃料吹込み技術の進歩, p. 13
- 3) 八木, 佐々木, 鞭: 鉄と鋼, 54(1968)9, p. 1019
- 4) 若林, 藤浦, 森, 井上: 鉄と鋼, 55(1969)10, p. 867
- 5) 中谷, 向井, 中村: 鉄と鋼, 52(1966)6, p. 923
- 6) 川村, 重見, 阿部, 奥田, 酒見: 製鉄研究, 272(1971), p. 61~68