
論 文

669.162.267.4; 662.753.3

重油吹込操業における重油の置換率についての考察*

(溶鉱炉操業の改良に関する研究—II)

中谷文忠**・角南好彦***・中村文夫***

Consideration on Oil Replacement Coefficient in Blast Furnace Operation

(Studies for the improvement in the blast furnace practice—II)

Fumitada NAKATANI, Yoshihiko SUNAMI and Fumio NAKAMURA

Synopsis:

There are many reports on heavy oil replacement coefficient in the blast furnace operation. But in most cases the replacement coefficients have been calculated by the following equation:

$$\text{Replacement coefficient } R = \frac{(\text{Standard coke rate}) - (\text{coke rate with oil injection})}{\text{Oil rate}}$$

However the use of this equation for the theoretical study involves many problems because of the various factors in the blast furnace operation.

In this report, we outlined our theoretical study on the oil replacement coefficient and proposed a new method of calculation based on carbon balance in the previous report.

(1) We discussed the heavy oil replacement coefficient R , when top gas ratio $\gamma = (\text{CO}/\text{CO}_2)$ and utilization coefficient of hydrogen η did not change before and after the commencement of oil injection.

The following equation was deduced:

$$R = 6B\eta(1+\gamma)x + A$$

Where A : carbon fraction in heavy oil, B : hydrogen fraction in heavy oil, $x = O_a/O_b$, O_a : proportion of oxygen removed by CO before oil injection in the oxygen reduced by hydrogen from oil during oil injection. O_b : amount of oxygen removed by hydrogen from oil. (x is always between 0 and 1)

(i) When the heat absorption by oil injection is completely compensated by elevating the blast temperature etc. (when there is no change in the total direct reduction rate caused by oil injection).

$$x = 1, \therefore R = 6B\eta(1+\gamma) + A$$

In this case R takes the maximum value.

(ii) When the heat absorption by oil injection is not completely compensated (when direct reduction rate decreases during oil injection),

$$x < 1 \therefore R = 6B\eta(1+\gamma)x + A$$

In the special case when hydrogen produced from heavy oil reacts only with the oxygen that has been removed by direct reduction before oil injection.

$$x = 0 \therefore R = A$$

In this case R takes the minimum value.

(2) Relations between oil rate Y and R are as follows. Let Y_L be the maximum quantity of oil that can be injected without any change in direct reduction rate.

$$(i) Y \leq Y_L, R = 6B\eta(1+\gamma) + A$$

$$(ii) Y > Y_L$$

$$R = 6B\eta(1+\gamma)\alpha + A + 6B\eta(1+\gamma)(1-\alpha)Y_L/Y$$

where α : factor depending on thermal balance.

These relations show that the heat compensation is very important to gain high oil replacement coefficient.

(3) Examples of applying the new method of calculation.

* 昭和39年4月, 昭和41年4月本会講演大会にて発表 昭和41年10月5日受付

** 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 *** 住友金属工業(株)中央技術研究所

(i) When the blast temperature is increased from 900°C to 1000°C for heat compensation. The following are gained:

$$\text{When } Y \leq 12.8 \text{ (kg/t)} \quad R = 1.535$$

$$\text{When } Y > 12.8 \quad R = 1.053 + 6.170/Y$$

(ii) The oil replacement coefficients for Kokura No. 1 and No. 2 blast furnace were calculated as follows:

$$R : 1.32 \sim 1.59 \text{ (No. 1 B.F.)}$$

$$R : 1.35 \sim 1.63 \text{ (No. 2 B.F.)}$$

(Received 5 Oct. 1966)

1. 緒 言

溶鋸炉への重油吹込みは昭和 36 年頃からわが国でも実際操業に採用され始め、現在では国内のほとんどの溶鋸炉で重油吹込操業が実施されている。

しかしながら重油吹込操業についての理論的ならびに技術的検討は必ずしも十分とはいえず、なお多くの問題を残しているのが現状であろう。

なかでも、重油吹込操業が溶鋸炉における所要コークス比の低下をその主要目的として行なわれている以上、羽口から吹き込まれた重油がコークスと置換する割合、すなわち重油の置換率の決定は重要な基本的問題の一つである。

この置換率に関しては従来種々の値が提出されているが、その算定方法はいずれも重油を吹き込まないある期間を基準操業とし、その場合の基準コークス比を定め、その後重油吹込操業におけるコークスの節減量に基礎を置いている場合が多い。

しかしこの基準コークス比の設定には、溶鋸炉操業条件の多様性より考えて、なお多くの問題のあるところであり、基準操業の基準コークス比との差から単純に求めたコークス節約量に基づく重油の置換率の算定が当を得たものであるか否かは早急に断定し難い。

本報においてはこの重油の置換率について理論的考察を行ない、炭素精算から重油の置換率の新しい算定方法を導くとともに、当社小倉製鉄所 No. 1 および No. 2 溶鋸炉における重油吹込開始後の月間操業実績によつて、水素の炉内利用率および重油の置換率を算出、検討を加えた結果について報告する。

2. 重油の置換率に関する従来のデータ

重油吹込操業に関しては今まで多数の報告があるが、置換率については十分な考察の加えられた例はあまり見られない。そこで試みに、これまでに報告された主な高炉での重油吹込操業で求められた重油の置換率とその算出方法を調べてみると、Table 1 のとおりである。

Table 1 を見てわかるように、重油の置換率算出方法

は各社ともみな同様に、重油吹込によるコークス比節減量を重油比で除するというものであるが、得られた重油の置換率の値は高炉によりかなり異なつていて、約 0.8 ~ 2.5 の広い範囲に亘つている。このようなことは、各高炉による操業条件の相違としてしまうにはやや大きな違いと考えられ、以下にその理由を考える。

上のような方法で置換率を算出する際、最も重要な問題は基準コークス比の設定である。これが適切でないと計算置換率は大きく変動するであろう。ところが溶鋸炉操業において、コークス比に関与する因子には、使用原料の種類、品位およびその粒度構成、コークスの反応性といった装入物の物理、化学的性状、さらに送風温度、送風量、送風湿分その他多数の因子があり、これらの因子は相互に交絡作用を起すため、基準操業と重油吹込操業との条件を同一にすることは非常に困難であろう。したがつて適切な基準期間の設定が困難なため、基準コークス比も高くなつたり、低過ぎたりして、重油の置換率が高炉により大きく変つているものと考えられる。

筆者らは、重油吹込操業の経済性を検討する際の置換率の重要さを考え、また前述のような問題解決をも目的として、重油の置換率について理論的検討を行なう。

3. 重油の置換率に対する理論的考察

高炉吹込燃料のコークスとの置換率について、理論的検討は J. A. CORDIER¹¹⁾をはじめとして数多くの検討¹²⁾ ~ ¹⁷⁾がなされているが、これらは本質的には皆同様で、基準操業と重油吹込操業両者の物質精算、熱精算を詳細に行なつて重油吹込操業の基準操業にくらべ優位な点を解析しているものである。これらのうちの代表例を示せば、例えば館ら¹⁶⁾は小型試験高炉での試験結果を解析して、重油を吹込むとガス利用率が向上し solution loss、熱損失が減少するためコークス比が低下し、コークス置換率がよくなるとしている。さらに 1 日の送風量一定という条件下で燃料吹込開始前後でのガス利用率を用いて置換率計算式を誘導している。また安藤ら¹⁷⁾も同様な物質精算熱精算式から、重油吹込開始前後でのガス利用率一定という条件下で、熱補償を行なつた場合、行なわな

Table 1. Data on oil replacement ratio and method of calculation.

Blast furnace	Replacement ratio	Calculation method	Period	Reference
Yawata Higashida No. 4	2.06—2.50	(Standard coke rate—coke rate with oil injection)/oil rate	Apr., 1962 (Period; 10 days)	1), 2)
Fuji Hirohata No. 1, 2	0.84—2.12 (No. 1) 1.26—2.58 (No. 2)	Ditto	Jan.—May., 1962 (Period; 10 days)	3)
Sumitomo Wakayama No. 1	1.14—1.76	Ditto	Aug.—Nov., 1962 (Period; 1 month)	4)
Osaka Nishijima No. 1	1.12 (550 t/d) 0.82 (450 t/d)	Actual coke rates and oil rates were plotted in a diagram and a linear regression equation is determined. The gradient of the equation is taken as the coefficient.	May—Aug., 1962	5)
NKK Tsurumi No. 1	1.30	Ditto The regression equation; coke rate = 540.9 - 1.30(oil rate)	Jun.—Sept., 1962	6)
Yawata Higashida No. 5	1.83	Ditto The regression equation; coke rate = 599 - 1.83(oil rate)	Feb.—Oct., 1962	7)
Phönix-Rheinrohr AG	1.9 (oil rate 30 kg/t) 1.8 (oil rate 50 kg/t)	Quadratic regression equation is calculated from actual coke rates and oil rates. Repl. coef. = (decrease in coke rate due to oil injection)/(oil rate)		8)
NKK Kawasaki No. 2	2.20 (oil rate 30 kg/t) 1.78 (oil rate 50 kg/t)	Ditto	Sept.—Nov., 1961 Mar.—Apr., 1962	9)
Fuji Hirohata No. 1, 2	1.63 (oil rate 30 kg/t) 1.49 (oil rate 50 kg/t)	Ditto The regression equation; coke rate = 576 - 1.83(oil rate) + 0.00673(oil rate) ²	Jan., 1962	10)

い場合についての置換率計算式を理論的に誘導している。

これらの理論計算式は、より詳細により厳密に物質精算、熱精算を行えば行なうほど、より正確な置換率を与えるわけである。しかし燃料吹込操業での置換率を予測するという問題に関しては館らの方法で求めた理論式では燃料吹込操業でのガス利用率を予測して仮定するか大型高炉ではガス利用率など不変といった仮定をして、安藤らの理論式と同様な計算式によることとなろう。さらに置換率はどの程度まで向上し得るか、現在の燃料吹込操業の熱補償は十分なものであるかというような問題に対しては、これらの理論式では知見を与え得ない。

これらに関する何らかの知見や、現在の重油吹込操業改善の指針を得ることをも目標に入れて、筆者らはコークス比の理論的考察¹⁰⁾に基づく炉頂ガス比 γ 、直接還元

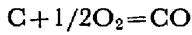
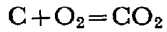
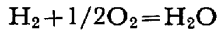
率 $D.R.$ を用いての重油置換率の理論計算式を誘導し、その検討を行なつたので以下報告する。

理論式の導入に当つては、前述のようにできるだけ詳細であらゆる場合を含んでいることが望ましいわけであるが、そのことが単に式を複雑化するのみで本質において変りないときは、それを省略して単純化してもよいとの考えのもとに、高炉操業が次のような条件下で行なわれているときについて純理論的に考えることにする。

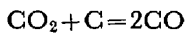
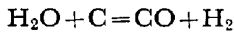
送風中湿分が変動すれば、その分の補正をすればよいから送風は乾送風とする。また今日のような高能率の大型高炉で適当な重油を吹込む場合吹込開始前後においてガス利用率はほぼ一定であるので、本論文では重油吹込開始前後での炉頂ガス比 ($\gamma = \text{CO}/\text{CO}_2$) が一定で重油吹込量にかかわらず水素利用率一定という条件下に限って考察することとする。

今重油が羽口から有効に吹き込まれた、すなわち吹込重油量に対して十分な酸素が熱風中に存在し、羽口前で衝風中の酸素で完全に燃焼するものとする

重油中の水素および炭素は熱風中の酸素を消費して



により羽口前でいつたん H_2O , CO_2 あるいは CO となるが、究極的には羽口先の白熱コークスと反応して

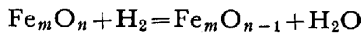


となり、結局重油は CO と H_2 に分解したことになる。

そうしてこの重油より発生した CO とコークスの燃焼により発生した CO あるいは炉内の直接還元で発生した CO との間には何ら本質的差異があるはずはなく、炉内における還元作用に対しては全く同様な挙動をしても異論はあるまい。

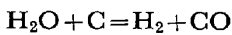
したがって重油の置換率その他を考察する場合には重油由来の H_2 の炉内での挙動に問題は絞られる。

羽口前で生じた H_2 は当然炉内における還元に参加する。

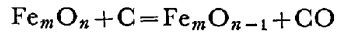


上式の反応は H_2 による間接還元である。

また次式の反応も考えられる。



両式の反応を総括すると次のごとくなる。

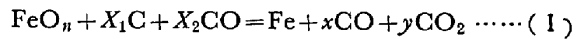


上式は C による直接還元である、したがって羽口前で生じた H_2 が酸化鉄を還元していつたん H_2O になつたとしても、高温域における C と反応して再び H_2 と CO になれば C による直接還元と考えることとする。

ゆえに H_2 による間接還元とは、 H_2 が酸化鉄の酸素を奪い H_2O となつて炉頂より逸出したものについて考える。

なお次のような事項を考慮に入れてから理論式の誘導に入るものとする。

鉄鉱石の還元における理論方程式として



を与えれば、重油を吹き込まない場合の所要炭素量 X はすでに前報¹⁸⁾で詳述したように

$$X = X_1 + X_2 = n(1 + \gamma)(1 - D.R.) \dots\dots\dots (2)$$

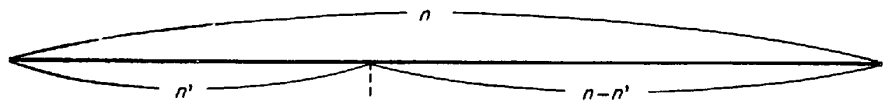
kg atom carbon/kg atom Fe

で示すことができる。

ここで n は鉄 1 kg atom に対し溶鉱炉で還元すべき酸素の kg atom 数、 $\gamma = x/y$ (炉頂ガス比)、 $100D.R.$ は直接還元率 (%) である。

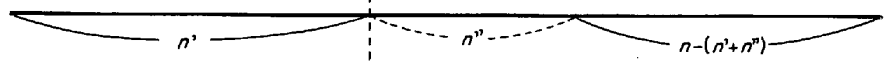
そして Fig. 1 の I に図示したように、重油を吹き込まない場合、溶鉱炉で還元すべき酸素量 n kg atom/kg atom Fe のうち、 n' kg atom 1 kg atom Fe の酸素が炭素 kg atom 接還元により奪われ、残りの $(n - n')$ kg atom/による直 Fe の酸素が CO による間接還元により奪われて銑鉄が生産されているものとする。また重油吹込操業

I. Without oil injection

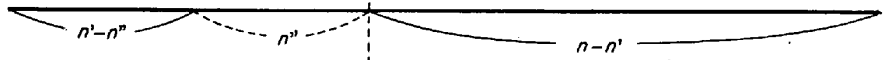


II. With oil injection

A. Direct reduction unchanged
 $x = 1$



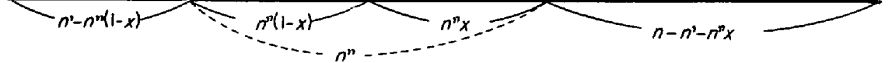
B. Direct reduction changed



(a) Indirect reduction unchanged
 $x = 0$



(b) Indirect and direct reduction changed
 $0 < x < 1$



Note:

- n : Total amount of oxygen
 - n' : Amount of oxygen removed by carbon
 - n'' : Amount of oxygen removed by H_2 produced from oil
 - n_L : Amount of oxygen removed by H_2 produced from Y_L (kg per kg atom Fe) of oil. Y_L is the maximum quantity of oil which can be injected without changing direct reduction rate
 - n_0 : $n'' - n_L$
- All amounts are expressed in kg atoms per kg atom Fe

Fig. 1. Schematic expression of n divided into direct reduction and indirect reduction.

中は、重油吹込みによつて生じた H₂ により間接還元を受ける酸素量を n'' kg atom / kg atom Fe とする。

理論式の誘導の便宜上、重油吹込開始前後で直接還元率不変の場合と変化のあつた場合に分けて考える。

3.1 重油吹込開始前後において直接還元率が不変の場合

まず Fig. 1 の I A のように、吹込重油より生じた H₂ で還元された酸素量 n'' だけ CO による間接還元酸素量が減じ、直接還元率に変化がなかつた場合について考える。

重油を吹き込まない場合の所要炭素量 X は

$$\begin{aligned} X &= n(1+\gamma)(1-D.R.) \\ &= n(1+\gamma)(1-n'/n) \\ &= (n-n')(1+\gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (3)$$

重油吹込中の所要炭素量 X' は

$$\begin{aligned} X' &= (n-n'')(1+\gamma)(1-D.R.) \\ &= (n-n'')(1+\gamma)\{1-n'/(n-n'')\} \\ &= (n-n'-n'')(1+\gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (4)$$

したがつて、もし重油吹込みにより炉頂ガス比、直接還元率が変動しないとすれば、(3)式-(4)式は重油吹込前後の所要炭素量の相違を示すことになる。

$$X-X' = n''(1+\gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \quad \dots\dots\dots (5)$$

重油を吹き込んだ場合の所要炭素量を示す(4)式は重油に由来する炭素も含んでいるから、重油吹込開始前後の кокс由来の所要炭素節約量は次のとおりである。

$$\{n''(1+\gamma)+a\} \text{ kg atom C / kg atom Fe} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで a は鉄 kg atom 当り吹き込んだ重油中の炭素量 (kg atom) である。

今 1 kg atom の鉄を含んだ銑鉄を作るのに Y kg の重油を吹き込んだとし、この重油が炭素 100 A%、水素 100 B% の組成とすると、(6)式中の a の値は a = (Y × A) / 12 kg atom となる。

また銑鉄中の Fe 1 kg atom について (Y × B) / 2 kmol の H₂ が羽口前で重油吹込みのために発生したことになる。

水素 1 mole は鉍石中の酸素 1 g atom を奪つて 1 mole の H₂O となるから、水素の炉内利用率を 100 η % とすると、鉄 1 kg atom 当り (Y × B × η) / 2 kg atom の酸素が水素によつて奪われたことになる。

すなわち n'' = (Y × B × η) / 2 であるから、(6)式は結局次のようになる。

$$\{Y \cdot B \cdot \eta (1+\gamma)\} / 2 + (Y \cdot A) / 12 \quad \dots\dots\dots (7)$$

ゆえにもし重油の吹込量によつて水素の炉内利用率が変動しない場合には、重油の置換率 R を、重油吹込開始前後での炭素節約量 (kg / kg atom Fe) を重油吹込量 (kg / kg atom Fe) で除したものと定義すると、次の(8)式が導かれる。

$$\begin{aligned} R &= 12\{Y \cdot B \cdot \eta (1+\gamma) / 2 + Y \cdot A / 12\} / Y \\ &= 6B \eta (1+\gamma) + A \quad \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

[なお置換率は通常 R' = (節約コークス量) / (重油量) で表示している。したがつて R' = R / コークス中の炭素含有率 C) なる変換で簡単に R から通常の置換率を求められるので、重油の置換率の理論的考察においては上に定義した R について検討すれば十分と考えて以下の考察には上の定義を用いるものとする]

ここで吹込重油が定まると、重油中の炭素および水素の含有率すなわち(8)式中の A と B の値が定数となるから、置換率 R は炉内の水素利用率 η および炉頂ガス比 γ を変数とする函数であり、重油吹込量 Y および直接還元率 D.R. の大小には無関係であることがわかる。

3.2 重油吹込により直接還元率が変化した場合

3.2.1 重油中の水素による間接還元のみだけ直接還元率が減少した場合

もし重油吹込みを実施しても、CO による間接還元率は変化しないで、重油の水素によつて還元された部分だけ直接還元率が減少する場合には置換率は次のようになる。

この場合の重油吹込み前の所要炭素量 X は(3)式と全く同様である。

$$X = (n-n')(1+\gamma) \quad \dots\dots\dots (3)$$

次に重油吹込み中、Fig. 1 の II B (a) に示すように重油の水素による間接還元が炭素による直接還元のみを代替すると考えた場合の所要炭素量 X' は

$$\begin{aligned} X' &= (n-n'')(1+\gamma)(1-D.R.) \\ &= (n-n'')(1+\gamma)\{1-(n'-n'')/(n-n'')\} \\ &= (n-n'')(1+\gamma)\{(n-n''-n'+n'')/(n-n'')\} \\ &= (n-n')(1+\gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

結局、(9)式は(3)式と全く同一である。

このことは、重油から生じた水素により間接還元が遂行されたとしても、それが重油吹込み前の炭素による直接還元の部分と置換代行するのであれば、この水素で還元された部分を除いた部分 (n-n'') を還元するのに必要な炭素量は少しも減少しないことを意味する。

一見奇異感を与えるかもしれないが、このことは鉍石中の還元すべき酸素量が減少したとしても、直接還元率の低下によつて炭素比が増加する場合もあることの説明

でもあり、またこれは炉頂ガス比一定な場合の直接還元率の変化が炭素比におよぼす影響について、前報¹⁸⁾で検討した結果と何ら矛盾していない。

さて、この場合の重油の置換率 R は、(9)式の所要炭素量の中には重油からの炭素量も含まれており、コークスからの炭素量はその分だけ少なくなるから次のとおりである。

$$R = 12 \{ X - (X' - Y \cdot A / 12) \} / Y = A \dots \dots \dots (10)$$

(10)式は重油の置換率が単に重油中の炭素の分率と等しいことを示すと同時に、重油中の水素の分率および水素の炉内利用率などにはすべて無関係であることも示す。

(8)式と(10)式を比較すれば、(10)式で示されるこの場合の置換率の方が遙かに低いことは一目瞭然である。

3.2.2 重油からの水素による間接還元のうち、一部がCOによる間接還元を代行し、残りの部分が炭素による直接還元を少なくするように効いた場合

重油からの H_2 が受け持った間接還元の部分のうちでその一部はCOの間接還元を代行し、残りの部分はCによる直接還元を少なくするように働いた場合の重油の置換率について考える。

この場合にも、重油吹込み前の所要炭素量 X は

$$X = (n - n')(1 + \gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \dots \dots \dots (3)$$

重油吹込み開始後、重油よりの水素により還元される炭素量 n'' のうち CO による間接還元を代行する割合を Fig. 1 の I B (b) に示すように x とすると、

重油吹込み中の所要炭素量 X' は

$$\begin{aligned} X' &= (n - n'')(1 + \gamma)(1 - D \cdot R) \\ &= (n - n'')(1 + \gamma) [1 - \{n' - n''(1 - x)\} / (n - n'')] \\ &= (n - n'')(1 + \gamma) \{ (n - n'' - n' + n'' - n''x) / (n - n'') \} \\ &= (n - n' - n''x)(1 + \gamma) \text{ kg atom C / kg atom Fe} \dots \dots \dots (11) \end{aligned}$$

したがって、重油吹込み開始前後の所要炭素量の差 $X - X'$ を求めると

$$X - X' = n''x(1 + \gamma) \dots \dots \dots (12)$$

(12)式に $n'' = (Y \cdot B \cdot \eta) / 2$ なる関係を代入すると、

$$X - X' = \{ (Y \cdot B \cdot \eta) / 2 \} x(1 + \gamma) \dots \dots \dots (12')$$

ゆえに重油に由来する炭素量を考慮した重油の置換率 R は次の(13)式で示される。

$$\begin{aligned} R &= 12 [\{ (Y \cdot B \cdot \eta) / 2 \} x(1 + \gamma) + (Y \cdot A) / 12] / Y \\ &= 6B\eta(1 + \gamma)x + A \dots \dots \dots (13) \end{aligned}$$

(上式は(8)式の第1項に x を乗じたもので、この値 x が重油の置換率を決定する主要因の1つであることが

わかる。しかし3.3で後述するように、ある種の条件を設けると、 x は熱精算的手法で決定されるから、 γ が重油吹込み開始前後で変化せず、また重油吹込量 Y によつて水素の炉内利用率 η が変動しないときは、吹込重油が定まることにより A 、 B の値は一定と置かれ、(13)式より重油の置換率 R が求められる。

なお x は重油の水素により間接還元を受ける炭素量 n'' のうち、CO による間接還元を代行する割合であるから0から1までの値しか取れない ($0 \leq x \leq 1$)。

ここで $x = 1$ のときは3.1の場合であり、(13)式に $x = 1$ を代入すると

$$R = 6B\eta(1 + \gamma) \dots \dots \dots (8)$$

が得られ、また $x = 0$ のときは3.2.1の場合であり同様に $R = A \dots \dots \dots (10)$

が得られることになる。

したがって(13)式は上に検討したあらゆる場合の重油吹込時の置換率 R を示す一般式であるといえる。

3.3 考察

吹込まれた重油量に対して、十分な O_2 が熱風中に存在し、羽口前で重油は完全にガス化し、重油吹込みによつてガス利用率に変化が起らないとき、重油より生じた H_2 により還元される炭素量に相当するだけ

i) CO による間接還元炭素量のみ減少する。

$$(x = 1)$$

ii) C による直接還元炭素量のみ減少する。

$$(x = 0)$$

iii) CO による間接還元炭素量と C による直接還元炭素量ともに減少する。 ($0 < x < 1$)

以上3つの場合が重油吹込操業実施に際して考えられるが、これらのどの場合でも重油置換率 R は(13)式で表示されることは3.2ですでに検討した。

しかし実際操業ではどのような場合が起っているか、また重油吹込量と変数 x あるいは置換率 R との関係には何らふれていないのでこれらについて考察する。

重油吹込操業によつて起る重油の熱分解反応と水素還元反応とは、ともに吸熱反応であるから、重油吹込操業に際しななら熱補償の手段を講じなければ、高炉内での熱バランス上吹込前の状態を維持できなくなる。したがって重油吹込によつて起る水素還元は、発熱反応たるCO還元よりも吸熱反応たるCによる直接還元を主として代替することにより重油吹込による吸熱を補償するよう反応形態が移行するものと考えられる。

しかし、ここで重油吹込による吸熱量を何らかの手段、例えば送風温度の上昇などで補償すれば少なくとも熱バランスは維持できる。したがって重油吹込操業の際

適切な処置によつて直接還元率に変化を生じないようにできよう。この場合重油の置換率 R は(13)式の $x = 1$ の場合で、 $R = 6B\eta(1+\gamma) + A$ で示される最高の置換率となる。

つまり熱補償の限界内で重油を吹込む限りは(13)式の x は常に 1 とでき、 R は Y に無関係に一定である。

したがつて置換率が $6B\eta(1+\gamma) + A$ で重油吹込量に無関係に一定であれば、その重油吹込操業は置換率が最高であり、熱補償も十分とれた適切な操業と考えられよう。

一方各社で発表された実績置換率のなかには、 $6B\eta(1+\gamma) + A$ よりはるかに大なる値もあるが、このようなときは基準操業の設定は適切であるか、実績コース比に誤りはないか再検討する余地があると考えらる。

重油吹込量を漸次増加していくと、それに必要な熱補償量も順次増大し、ついには熱風炉能力、耐火物などの点から、それ以上では、送風温度上昇などによる、熱補償が不可能という限界重油吹込量 Y_e (kg/kg atom Fe) に達する。したがつて Y_e 以上の重油を吹込むと熱量が不足して、吹込以前の直接還元率を維持できなくなり、その低下による余裕熱量によつて熱バランスを保つこととなる。

すなわち、重油吹込量が Y_e を越える場合は iii) の場合となり x は 1 より小さくなる。

ここで、重油からの水素により還元される酸素量 n'' のうち、熱補償の限界吹込量 Y_e からの水素により還元される酸素量を n_L とし、 Y_e を越えて吹込まれた重油からの水素により還元される酸素量を n_0 とする。 n_0 のうち、CO による間接還元を代行する割合を α とすると次の諸式が得られる。(Fig. 1 の I B (b) 参照)

$$x = (n_L + n_0\alpha) / n'' \quad (0 < \alpha < 1) \quad (14)$$

$$n'' = Y \cdot B \cdot \eta / 2 \quad (15)$$

$$n_L = Y_e \cdot B \cdot \eta / 2 \quad (16)$$

$$n_0 = (Y - Y_e) \cdot B \cdot \eta / 2 \quad (\text{ただし } Y > Y_e) \quad (17)$$

(14)式に(15)、(16)、(17)式を代入して

$$\therefore x = \alpha + Y_e(1-\alpha)/Y \quad (18)$$

(18)式を(13)式に代入すると

$$\begin{aligned} R &= 6B\eta(1+\gamma)\{\alpha + Y_e(1-\alpha)/Y\} + A \\ &= 6B\eta(1+\gamma)\alpha + A + 6B\eta(1+\gamma)(1-\alpha)Y_e/Y \end{aligned} \quad (19)$$

後で計算方法を示すが、 α はある種の条件下では、熱精算により定まる定数であり、 Y_e は熱補償量により定まる定数で、 A 、 B は吹込重油がきまれば定まる定数である。

したがつて η 、 γ が不変のとき置換率 R は

$$R = C_1 + C_2/Y \quad (20)$$

$$\begin{cases} C_1 = 6B\eta(1+\gamma)\alpha + A \\ C_2 = 6B\eta(1+\gamma)(1-\alpha)Y_e \end{cases} \quad \text{で定数}$$

で表わされることになり、置換率 R と重油吹込量 Y との関係は、直角双曲線を Y 軸方向に平行移動したものと見える。(ただし $Y \geq Y_e$)

ここで Y_e 、 α の計算方法について示す。

なお、実際操業では重油の吹込量を銑鉄 t 当りの量で表わすのが普通であるから、これまで用いてきた Y_e (kg/kg atom Fe) にかえて、熱補償限界重油吹込量は銑鉄 t 当りの量 Y_L (kg/t) の形で計算することにする。

Y_L 計算のための基本的な考え方は次のとおりである。

熱風温度の上昇などの方法による熱補償量 Q kcal/t は限界吹込量 Y_L (kg/t) の重油を水素と炭素に分解する分解熱量 Q_1 kcal/t とこの重油からの水素による還元熱量 Q_2 kcal/t、水素還元が行なわれるために不要となる CO による間接還元で生じていた還元熱量 Q_3 kcal/t、不要となる CO 還元のために減少する CO 生成熱量 Q_4 kcal/t とこのために減少する単位当りの送風量 ΔV Nm³/t の有する顕熱量 Q_5 kcal/t との和である。

$$\text{ゆえに } Q = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_5 \quad (21)$$

$$\text{また } Q_1 = \Delta H_1 \cdot Y_L \quad (22)$$

ただし ΔH_1 は重油の分解熱 kcal/kg

$$\begin{aligned} Q_2 &= \Delta H_2 \times (\text{水素還元にあずかった水素量 } n_{H_2} \text{ kmol/t}) \\ &= \Delta H_2 \cdot Y_L \cdot B \cdot \eta / 2 \end{aligned} \quad (23)$$

ただし ΔH_2 は水素還元吸熱 kcal/kmol

$$\begin{aligned} Q_3 &= \Delta H_3 \times (\text{不要となる CO 還元量 } n_{CO} \text{ kmol/t}) \\ &= \Delta H_3 \cdot Y_L \cdot B \cdot \eta / 2 \end{aligned} \quad (24)$$

ただし ΔH_3 は CO 還元発熱 kcal/kmol

$$Q_4 = \Delta H_4 \times (\text{生成する CO の減少量 } n_C \text{ kmol/t})$$

ただし ΔH_4 は CO の生成熱 kcal/kmol

n_C は次のようにして求める。すなわち、不要となる CO 還元で CO₂ の生成量は n_{CO} kmol/t 減少するわけだから、CO の利用率 η_{CO} を考えると CO の減少量 $n_C = n_{CO} / \eta_{CO} = n_{CO}(1+\gamma)$

$$\therefore Q_4 = \Delta H_4 \cdot Y_L \cdot B \cdot \eta / 2 \cdot (1+\gamma) \quad (25)$$

$$Q_5 = \Delta H_5 \cdot \Delta V$$

ただし ΔH_5 は重油吹込前の送風顕熱 (kcal/Nm³)

ここでは重油吹込量が Y_L である場合を考えているのであり、この場合には直接還元率に変化がないから、不要となる CO 量はすべて $C + 1/2O_2 = CO$ なる反応量の減少となる。したがつて CO 1 kmol の減少に対して O₂ は 1/2 kmol すなわち 11.2 Nm³ の減少であるから

空気中の O₂ を 21% とすれば

$$\Delta V = 11 \cdot 2 n_c / 0.21 = 80B \cdot \eta \cdot Y_L (1 + \gamma) / 3$$

また、重油吹込前の送風温度は T₁ °K、 炉頂ガス温度は T₀ °K、 空気の比熱を C_p kcal/Nm³·deg とすると

$$\Delta H_5 = \int_{T_0}^{T_1} C_p dT$$

$$\therefore Q_5 = \frac{80}{3} \int_{T_0}^{T_1} C_p dT \cdot Y_L \cdot B \cdot \eta (1 + \gamma) \dots (26)$$

ここで熱補償量 Q がわかつていれば (22)~(26) とともに (21) に代入することによつて Y_L は求めることができる。

例えば重油吹込中の送風温度を T₁ °K から T₂ °K に上昇して熱補償したような場合に、送風顕熱の増加量がすべて熱補償に効いた (重油吹込によつて炉頂ガス温度など不変) 場合、重油吹込開始前後での送風量を V₀, V Nm³/t とすると

$$Q = V \int_{T_0}^{T_2} C_p dT - V_0 \int_{T_0}^{T_1} C_p dT$$

$$V = V_0 - \Delta V \text{ であるから}$$

$$Q = V_0 \int_{T_1}^{T_2} C_p dT - \Delta V \int_{T_0}^{T_2} C_p dT$$

$$= V_0 \int_{T_1}^{T_2} C_p dT - \frac{80}{3} Y_L B \eta (1 + \gamma) \int_{T_0}^{T_2} C_p dT \dots (27)$$

(21) 式 (22)~(27) 式を代入すると Y_L の一次式となるから、これより Y_L は求められる。

Y_L =

$$\frac{V_0 \int_{T_1}^{T_2} C_p dT}{\Delta H_1 + \frac{B \eta}{2} \left\{ \Delta H_2 + \Delta H_3 + \Delta H_4 (1 + \gamma) + \frac{160}{3} (1 + \gamma) \left(\int_{T_0}^{T_1} C_p dT + \int_{T_0}^{T_2} C_p dT \right) \right\}} \dots (28)$$

次に α 値の計算方法を示す。

熱補償の限界を越えて、Y_L より多量の重油を吹込んだ場合も、基本的な考え方は Y_L の計算場合と同じであるが、ここでは Y_L までの重油についてはすでに熱補償されているので、Y_L を越えて吹き込んだ重油 (Y - Y_L) kg/t について、熱補償が成り立つように考えればよい。ただ Y_L の計算と異なる点は外部からの補償熱がないので、直接還元率が減少して、不要となつた直接還元熱量が補償熱 Q となる点と、直接還元率が減少するために、直接還元で生じていた CO 量が減少している点とである。以上の点を考慮に入れて (21) 式を考えてみる。

α の定義より、直接還元を減少させる分の水素還元にあずかる重油量は (Y - Y_L) × (1 - α) であるから、補償

熱量 Q は

$$Q = \Delta H_6 (Y - Y_L) (1 - \alpha) \cdot B \cdot \eta / 2 \dots (29)$$

ただし ΔH₆ は直接還元に要する吸熱量 kcal/kmol

$$\text{また } Q_1 = \Delta H_1 \cdot (Y - Y_L) \dots (30)$$

$$Q_2 = \Delta H_2 \cdot (Y - Y_L) \cdot B \cdot \eta / 2 \dots (31)$$

$$Q_3 = \Delta H_3 \cdot (Y - Y_L) \cdot \alpha \cdot B \cdot \eta / 2 \dots (32)$$

$$Q'_4 = \Delta H_4 \cdot (C \text{ の燃焼量減少による CO 減少量 } n'_c \text{ kmol/t})$$

前記 Y_L の計算の過程で n_c を求めた場合と異なり、直接還元減少によつても CO 量は減少しているから n'_c は n_c よりもその分だけ少なくなる。したがつて

$$n'_c = (Y - Y_L) \alpha \cdot B \cdot \eta / 2 (1 + \gamma) - (Y - Y_L)$$

$$(1 - \alpha) B \cdot \eta / 2$$

$$= (Y - Y_L) \cdot B \cdot \eta / 2 \cdot (2\alpha + \alpha\gamma - 1)$$

$$\therefore Q'_4 = \Delta H_4 \cdot (Y - Y_L) \cdot B \cdot \eta / 2 \cdot (2\alpha + \alpha\gamma - 1) \dots (33)$$

$$Q_5 = \Delta H_5 \cdot \Delta V$$

$$= \Delta H_5 \cdot n'_c \times (22 \cdot 4 / 2) \times (1 / 0.21)$$

$$= \frac{80}{3} \cdot \Delta H_5 \cdot (Y - Y_L) \cdot B \cdot \eta \cdot (2\alpha + \alpha\gamma - 1) \dots (34)$$

(29)~(34) 式を (21) 式に代入すると (Y - Y_L) は消去されて未知数は α だけとなり、α は次式より求まる。

(Q₄ の代りに Q'₄ を代入)

$$\alpha = \frac{\Delta H_6 + \Delta H_4 + 160 \cdot \Delta H_5 / 3 - 2 \Delta H_1 / B \cdot \eta - \Delta H_2}{\Delta H_3 + (2 + \gamma) (\Delta H_4 + 160 \cdot \Delta H_5 / 3) + \Delta H_6}$$

$$= 1 -$$

$$\frac{2 \Delta H_1 / B \eta + \Delta H_2 + \Delta H_3 + (1 + \gamma) (\Delta H_4 + 160 \cdot \Delta H_5 / 3)}{\Delta H_3 + (2 + \gamma) (\Delta H_4 + 160 \cdot \Delta H_5 / 3) + \Delta H_6} \dots (35)$$

(あとで計算例を示すが α = 0.3)

以上により、重油吹込量 Y kg/t と置換率 R との間には、一般に Fig. 2 に示すように

i) Y ≤ Y_L (熱補償の限界吹込量 kg/t) のとき

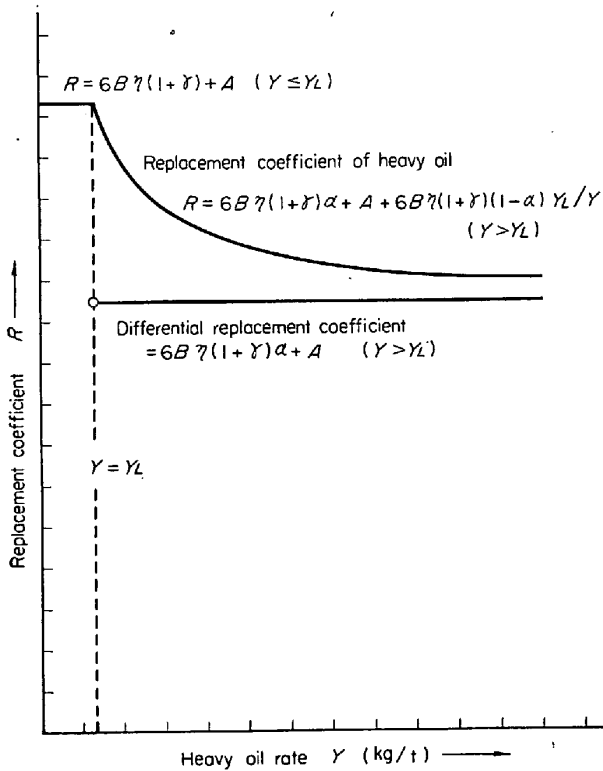
$$R = 6B \eta (1 + \gamma) + A \dots (8)$$

ii) Y > Y_L のとき

$$R = C_1 + \frac{C_2}{Y} \left(\begin{matrix} C_1 = 6B \eta (1 + \gamma) \alpha + A \\ C_2 = 6B \eta (1 + \gamma) (1 - \alpha) Y_L \text{ で定数} \end{matrix} \right) \dots (19)$$

なる関係がありまた α < x ≤ 1 であることが明らかにされたわけである。

なお、ここで熱補償がなされないときを考えてみようこのときは Y_L = 0 であるから置換率 R は常に 6B η (1 + γ) α + A で一定である。このことは熱補償が全然なされないときの、または熱補償の限界を越えて吹込まれた重油の置換率は一定であることを示していることにな



Y_L : Maximum heavy oil amount which can be injected within thermal compensation.

Fig. 2. Relation between heavy oil rate and replacement coefficient.

る。

したがって i), ii) の関係は見方を変えると次のような解釈にもなるわけである。熱補償のきく限りにおいては、重油の置換率 R は $6B\eta(1+\gamma)+A$ であるが、熱補償の限界を越えて吹込まれた重油の R は $6B\eta(1+\gamma)\alpha+A$ に低下する。換言すれば Y_L の重油の吹込によつてコークス由来の炭素比は

$$Y_L \times \{6B\eta(1+\gamma)+A\} \text{ だけ低下するが}$$

Y_L を越えて吹込まれた重油によつてはコークス由来の炭素比は

$(Y-Y_L) \times \{6B\eta(1+\gamma)\alpha+A\}$ だけの低下になるということである。

この場合の置換率 R は

$$R = [Y_L\{6B\eta(1+\gamma)+A\} + (Y-Y_L)\{6B\eta(1+\gamma)\alpha+A\}] / Y$$

$$= 6B\eta(1+\gamma)\alpha + A + 6B\eta(1+\gamma)(1-\alpha)Y_L/Y$$

で(19)式と一致するのは当然のことであろう。

このような見方をするによつて重油の置換率を大きくするためにいかに熱補償が重要であるかわかるであろう。

$x < \alpha$ なる場合は、筆者らの仮定した条件下では起り得ない操業であるが、実際操業においてはそのような結果も見られる。このような場合は、仮定した条件すなわ

ち還元ガス利用率を重油吹込開始前後で一定という条件を維持し得なかつたか、基準操業のコークス比設定が適切でなかつたかのいずれかである。前者の場合なら還元ガス利用率を重油吹込前と同程度にまでなるよう操業改善の余地ありと考えられ、また後者なら適切な基準コークス比を設定しなければならない。いずれにしても $x < \alpha$ なら何らかの改善の余地のあることが示されているといえる。

3.4 誘導した重油置換率の理論計算式の応用

誘導した重油の置換率の理論計算式を実際操業においてどのように利用できるかについて、具体的な例をもつて次に説明する。

3.4.1 熱補償量が明確な場合の例

重油吹込前の高炉操業が

- i) 送风量 $V_0 = 1400 \text{ Nm}^3/\text{t}$
- ii) 送風温度 $T_1 = 900^\circ\text{C}$
- iii) 炉頂ガス温度 $T_0 = 200^\circ\text{C}$
- iv) 炉頂ガス比 $\gamma = 1.38 (\eta_{\text{CO}} = 0.42)$
- v) 直接還元率 $D.R. = 0.40$

であつたのに対し、重油吹込中は、熱風温度 T_2 を 1000°C (100°C の上昇) としたら、水素利用率 $\eta = 0.40$ で γ その他に変化がなかつた場合の重油の置換率 R を求める。

(重油の $A=0.85$, $B=0.12$ とする)

まず熱風温度 100°C 上昇という熱補償の場合に、直接還元率に変化を生じなくてもよい重油の限界吹込量 $Y_L \text{ kg/t}$ を求める。

(28)式において

$$T_0 = 473^\circ\text{K}, T_1 = 1173^\circ\text{K}, T_2 = 1273^\circ\text{K}$$

$$V_0 = 1400 \text{ Nm}^3/\text{t}, \eta = 0.40, B = 0.12$$

常数 $\Delta H_1 \sim \Delta H_4, \Delta H_6$ については文献によつて求める。

重油の分解熱 ΔH_1 は、一般には $300 \sim 500 \text{ kcal/kg oil}$ とされている。A. DECKER¹⁹⁾によると $C/H = 0.85/0.12 = 7.1$ の重油については $\Delta H_1 = 440 \text{ kcal/kg oil}$ である。

$\Delta H_2 \sim \Delta H_4, \Delta H_6$ について C. V. SCHWARZ²⁰⁾の値を用いると次のとおりである。(ただし 291°K における値)

$$\text{FeO の直接還元吸熱 } \Delta H_6 = 36,640 \text{ kcal/kmol}$$

$$\text{FeO の水素還元吸熱 } \Delta H_2 = 6,450 \text{ kcal/kmol}$$

$$\text{FeO のCO還元発熱 } \Delta H_3 = 3,550 \text{ kcal/kmol}$$

$$\text{CO の生成熱 } \Delta H_4 = 27,610 \text{ kcal/kmol}$$

なお、通常の操業では直接還元率 $30 \sim 40\%$ の範囲内にあるから、重油からの H_2 が直接還元を代替するところでの被還元物は全量 FeO と考えてよく、一方ガス還

元の場合被還元物は FeO , Fe_3O_4 , Fe_2O_3 などであるがこれらの還元熱は直接還元熱にくらべ差異は小さいので計算の便宜上全量 FeO とした。

空気の比熱 C_p kcal/Nm³·deg は J. CHIPMAN²¹⁾らの分子熱から求めると

$$C_p = (6.5 + 0.001T) / 22.4 \quad (T \text{ は絶対温度})$$

以上の値を式(28)に代入して Y_L を計算すると

$$Y_L = 12.84 \text{ kg/t}$$

よつて重油の吹込量 Y kg/t ≤ 12.8 のときは

$$\begin{aligned} R &= 6B\eta(1+\gamma) + A \\ &= 6 \times 0.12 \times 0.40 \times (1+1.38) + 0.850 \\ &= 1.535 \end{aligned}$$

次に $Y > 12.8$ の場合は

まず(35)式により α を計算すると

$$\alpha = 0.296$$

α を(19)式に代入すると

$$\begin{aligned} R &= 6 \times 0.12 \times 0.40 \times (1+1.38) \times 0.296 + 0.850 \\ &\quad + 6 \times 0.12 \times 0.40 \times (1+1.38) (1-0.296) \\ &\quad \times 12.8/Y = 1.053 + 6.170/Y \dots\dots\dots (37) \end{aligned}$$

(36), (37)式の関係は Fig. 3 に示している通りで、これらのことは、熱補償量を越えて重油の吹込量を増大すると、重油吹込量が増せば増すほど、重油の平均置換率は低下していくことが具体的に示されているといえよう。

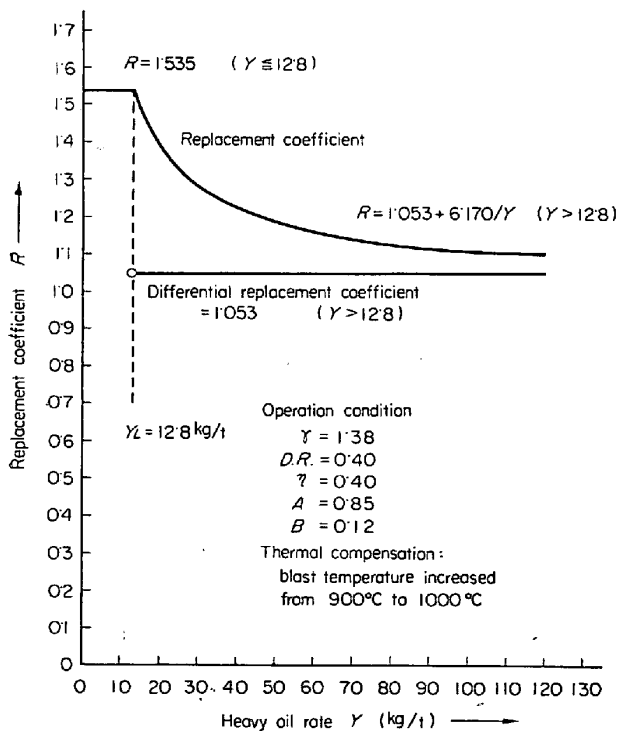


Fig. 3. Example of relation between oil rate and replacement coefficient.

3.4.2 熱補償が不明確な場合の例

実際操業で熱補償が明確でない場合の取扱い例として当社小倉製鉄所における高炉操業の実績より求めた重油の置換率について以下に示す。

住友金属工業小倉製鉄所においては昭和 37 年 2 月から No. 2 高炉で、同年 6 月から No. 1 高炉でそれぞれ重油吹込を開始している。これら両炉の重油吹込操業開始時より昭和 38 年 3 月までの操業実績について置換率を計算した結果を以下に示す。

置換率の計算に当つて、まず水素の利用率 η を次式にもとづいて計算した。

$$\eta = (H_i - H_0) / H_i \dots\dots\dots (38)$$

ここで H_i は重油中の水素量および送風湿分より羽口前で生成した水素量の合計 (kg/t pig), H_0 は炉頂ガス中の水素量 (kg/t pig) である。

月平均の操業実績より算出した水素利用率 η を Table 2 に示す。(No. 2 高炉 8 月度は冷却函破損などによる休風多発月のため以後の計算では除外する)

水素利用率は No. 1 高炉で 0.27~0.41, No. 2 高炉では 8 月を除外すれば 0.28~0.43 を示している。

また平均値を求めてみると, No. 1 高炉では 0.328, No. 2 高炉では 0.322 となり, 両高炉とも 0.3 を若干上まわる値を示している。

Fig. 4 は Table 2 における炉頂ガス中の水素量 (kg/t pig) を高炉に装入された水素量 H_i (kg/t pig : 重油中の水素量と送風湿分よりの水素量との和) に対してプロットしたもので、図中に水素利用率 0.1, 0.2, 0.3,

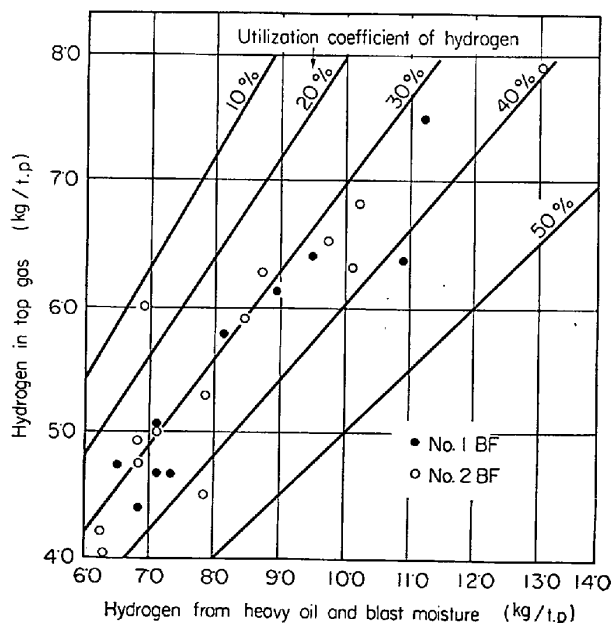


Fig. 4. Relation between hydrogen generated in front of the tuyere and that in top gas.

Table 2. Utilization coefficient of hydrogen calculated from the monthly practical data.

B F No.	Period	Hydrogen in heavy oil (kg/t pig)	Hydrogen from blast moisture (kg/t pig)	Hydrogen in top gas (kg/t pig)	Utilization coefficient of hydrogen	
1	June 1962	4.13	2.96	5.09	0.282	
	July	6.84	4.04	6.38	0.414	
	Aug.	6.08	5.12	7.52	0.329	
	Sept.	5.42	4.08	6.43	0.323	
	Oct.	5.43	3.51	6.15	0.312	
	Nov.	5.04	3.12	5.85	0.283	
	Dec.	5.40	1.76	4.68	0.346	
	Jan., 1963	5.86	1.46	4.67	0.362	
	Feb.	5.55	0.98	4.76	0.271	
	Mar.	5.71	1.14	4.41	0.356	
	2	Feb., 1962	2.21	4.09	4.02	0.362
		Mar.	3.08	4.77	4.50	0.427
		Apr.	3.59	4.27	5.30	0.326
May		3.78	4.94	6.29	0.278	
June		4.87	5.23	6.36	0.370	
July		7.18	5.88	7.92	0.394	
Aug.		2.57	4.40	6.01	0.138	
Sept.		5.29	4.45	6.54	0.328	
Oct.		6.13	4.11	6.84	0.332	
Nov.		5.64	2.83	5.91	0.302	
Dec.		5.56	1.60	5.11	0.287	
Jan., 1963		5.85	0.99	4.93	0.279	
Feb.		6.00	0.86	4.76	0.306	
Mar.		5.14	1.10	4.21	0.325	

Table 3. Replacement coefficient of heavy oil.

B F No.	Period	Hydrogen fraction in heavy oil B	Carbon fraction in heavy oil A	Utilization coefficient of hydrogen η	Top gas ratio γ (CO/CO ₂)	Replacement coefficient R	
1	June 1962	0.119	0.879	0.282	1.39	1.36	
	July	0.118	0.868	0.414	1.47	1.59	
	Aug.	0.115	0.870	0.329	1.51	1.42	
	Sept.	0.114	0.860	0.323	1.45	1.39	
	Oct.	0.118	0.860	0.312	1.43	1.39	
	Nov.	0.117	0.853	0.283	1.45	1.34	
	Dec.	0.117	0.854	0.346	1.47	1.46	
	Jan., 1963	0.118	0.862	0.362	1.43	1.48	
	Feb.	0.117	0.869	0.271	1.39	1.32	
	Mar.	0.118	0.858	0.356	1.37	1.45	
	2	Feb., 1962	0.116	0.867	0.362	1.60	1.52
		Mar.	0.117	0.871	0.427	1.56	1.63
		Apr.	0.117	0.873	0.326	1.57	1.46
May		0.115	0.856	0.278	1.57	1.35	
June		0.119	0.879	0.370	1.62	1.57	
July		0.118	0.868	0.394	1.62	1.56	
Aug.		0.115	0.870	0.138	1.87	1.14	
Sept.		0.114	0.860	0.328	1.46	1.41	
Oct.		0.118	0.860	0.332	1.45	1.43	
Nov.		0.119	0.860	0.302	1.47	1.39	
Dec.		0.118	0.861	0.287	1.52	1.38	
Jan., 1963		0.118	0.862	0.279	1.50	1.35	
Feb.		0.117	0.869	0.306	1.53	1.41	
Mar.		0.118	0.858	0.325	1.40	1.41	

0.4, 0.5 の点を実線で示した。

No. 1, No. 2 高炉ともに月平均実績の多くは、水素利用率 0.3 の直線に沿って分布している。

なお今回の水素利用率の計算に際しては、(40)式の中の H_i には、分析値がないためコークス中の水素は考慮に入れなかつたが、厳密にはこのコークス中の水素も H_i

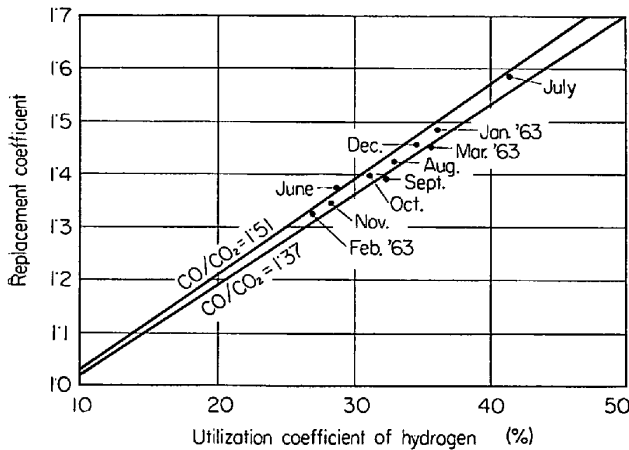


Fig. 5. Relation between oil replacement coefficient and utilization coefficient of hydrogen. (No. 1 B.F.)

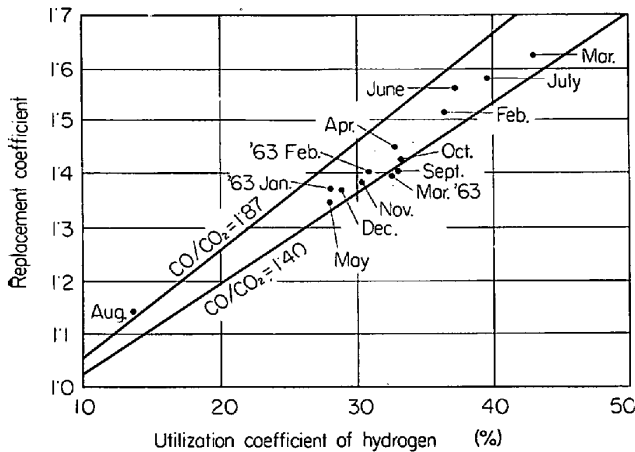


Fig. 6. Relation between oil replacement coefficient and utilization coefficient of hydrogen. (No. 2 B.F.)

に加算すべきであることは言うまでもない。

次に炉頂ガス比 γ を次式より計算した。

$$\gamma = \frac{\text{炉頂ガス量} \times \text{CO含有率}}{\text{炉頂ガス量} \times \text{CO}_2\text{含有率} - \text{炭酸塩よりのCO}_2\text{量}}$$

重油中の炭素および水素の含有率 A , B は月々の実績値がわかっているため、これで重油の置換率の計算に必要な基礎データである η , γ , A , B の値がそろつたわけである。

しかし、ここで重油吹込前の操業実績が明確でなくて重油吹込中の操業実績のみしかないとすると、比較の対象がないので、置換率の計算は面倒な問題である。そこで問題を簡単にするため、重油吹込前も吹込中と同じ直接還元率であり、 γ , η も重油吹込開始前後で変化しない操業であつたと考え、その場合の重油の置換率を計算する。この場合は結局(8)式、すなわち $R=6B\eta(1+\gamma)+A$ となるわけで、これにより小倉 No. 1 および No. 2 高炉の重油吹込開始より昭和 38 年 3 月までの各月の

実績について、置換率を計算すると、Table 3 に示すとおりである。

さらに置換率と水素利用率との関係を Fig. 5 および Fig. 6 に示した。

ここで重油の $A=0.85$, $B=0.12$ であるとした場合、No. 1 高炉の炉頂ガス比 γ が 1.37 (最小) の場合と、1.51 (最高) の場合とで、置換率と水素利用率との関係を求めると、Fig. 4 の中の 2 本の直線で示されることになり、ほとんどの実績値はこの 2 直線間にプロットされている。次に No. 2 高炉については、炉頂ガス比が 1.40 (最小値) と 1.87 (最大値) で同様な直線を求めたものも Fig. 6 に示している。No. 1 高炉と同様に 2 直線間にほとんどの実績値がプロットされていることがわかる。ただ水素利用率の場合と同様、No. 2 高炉の昭和 37 年 8 月の置換率は異常値を示しているため、この値は一応無視して考えることにする。そうすると置換率は、No. 1 高炉では 1.32~1.59, No. 2 高炉では 1.35~1.63 の範囲にあり、No. 2 高炉の方が若干高い傾向を有することになる。

すでに Table 1 に示した従来のデータと比較してみると、No. 1, No. 2 高炉の置換率はともに、1.0 以下とか 2.0 以上といった極端な値をとるようなこともなく、また比較的狭い範囲におさまつており高炉操業の安定したときの値といえよう。

3.5 重油が不完全燃焼した場合の重油の置換率

羽口先に吹き込まれた重油が完全に燃焼しないで、一部遊離炭素を生ずる場合の重油の置換率に関しては、まだ十分な考察を加え難いのが現状だが、一応次のように考えても可と思われる。

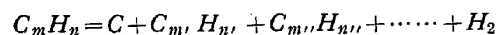
いま重油中の炭素分率を A とし、そのうち $100A'\%$ だけの遊離炭素が重油 kg 当り不完全燃焼によつて生じたものとする。

この遊離炭素は炉内を上昇中に装入物に付着吸収されれば再び有効に利用される訳であつて、結局発生した遊離炭素のうち炉外へ逸出したものについて考慮すれば足りと思われる。

そこで A' の内さらに $100\alpha\%$ が炉外逸出の遊離炭素とすれば、重油 kg 当りの有効炭素量は $A(1-A'\alpha)$ である。

この場合の $A'\alpha$ は重油吹込量 Y の函数として示すべきものであろう。

また次のように重油の熱分解によつて



未燃の炭化水素類が炉外へ逸出することも考えられるが、その量は少なくきわめて希有な現象だとしても過言

ではなからう。

不完全燃焼によつて、羽口先の理論燃焼温度の急激な低下や未燃分の“煤”による炉内通気性の悪化などによつて炉況不調をもたらす、置換率の著しい低下を招くとされているが、現状では不完全燃焼の炉頂ガス比； γ および水素の炉内利用率； η におよぼす影響は明確に把握し難い。

結局、本報では不完全燃焼を重油がした場合には、前述の重油置換率の式でA項の代りに $A(1-A'\alpha)$ を考慮すべきである位しか遺憾ながら触れ得ない。

重油の置換率について今後に残された問題点としては

① 重油の不完全燃焼のおよぼす影響

② 炉頂ガス比 γ が重油吹込み前後で変化する場合の重油の置換率はどうなるか？

これまでの報告などには η_{CO} はほとんど不変とするものもあり、特に著しく γ が変動するとも思われないうが今後の検討に俟つことにする。

5. 結 言

本報は、溶鋳炉の重油吹込操業において最も重要な問題である重油の置換率について、理論的考察を行ない、置換率の新しい算定方法導入について検討したものでその要点は次のとおりである。

(1) 従来の重油の置換率は、重油を吹き込まない時の基準操業のークス比と吹き込み後のークス比との差を重油比で除して算出している。しかし溶鋳炉のように、操業条件の著しく変動するものに、基準ークス比をある期間のみから設定しても、それは基準としてあまり信を置き難く、溶鋳炉間について一般性はないであろう。したがつてこのような算出方式による重油の置換率は、各社で大きく異なるのは当然で、基準ークス比を高くとりすぎた溶鋳炉では置換率は良好に、低くとりすぎた溶鋳炉では置換率は悪く出ていると考えられる。

(2) これに対し著者らは、重油の置換率について理論的考察を加え、重油吹込み前後において、炉頂ガス比 γ および水素の炉内利用率 η が変らない場合には、重油の置換率 R は次式より算出できることを示した。

$$R = 6B\eta(1+\gamma)x + A$$

ただしA: 重油中の炭素の分率

B: 重油中の水素の分率

x: 重油よりの水素により還元される酸素のうち重油吹込み前のCOによる間接還元を代行する割合

ここでxのとり得る値は $0 \leq x \leq 1$ であるが

(i) 重油吹込み時熱補償が十分なとき(重油吹込み

前後で直接還元率が変わらないとき)

$$x = 1 \text{ で } R = 6B\eta(1+\gamma) + A$$

なる最高の置換率をとる。

(ii) 重油吹込み時熱補償が不十分なとき(重油吹込み後直接還元率が低下するとき)

$$x < 1$$

特に、重油よりの水素による還元が、吹込み前の直接還元のみを代行するときは

$$x = 0 \text{ で } R = A$$

と最低の置換率となる。

(3) 重油吹込み時、一定量の熱補償をした場合、その熱補償をした場合、その熱補償による重油の限界吹込量を Y_L kg/t とすると

吹込重油量 Y kg/t と置換率 R との間には

(i) $Y \leq Y_L$ のとき

$$R = 6B\eta(1+\gamma) + A$$

(ii) $Y > Y_L$ のとき

$$R = C_1 + C_2/Y$$

$$C_1 = 6B\eta(1+\gamma)\alpha + A$$

$$C_2 = 6B\eta(1+\gamma)(1-\alpha)Y_L$$

α : 熱精算的に定まる定数(よつて C_1 , C_2 も定数)なる関係があり、熱補償の限界を越えて重油を吹込めば吹込量を増大するほど置換率は低下することがわかり、重油吹込時の熱補償の重要さがよくわかるであろう。

(4) この理論置換率算出方式の応用例として

(i) 熱風温度を 100°C 上昇して熱補償したときの、重油吹込量 Y kg/t と置換率 R との関係を試算したところ

$$Y \leq 12.8 \text{ のときは}$$

$$R = 1.535$$

$$Y > 12.8 \text{ のときは}$$

$$R = 1.053 + 6.170/Y$$

なる関係が得られた。

(ii) 当社小倉製鉄所での、重油吹込開始より昭和38年3月までの、月間実績値を用いて重油の置換率を計算した結果は No. 1 溶鋳炉では $1.32 \sim 1.59$

$$\text{No. 2 溶鋳炉では } 1.35 \sim 1.63$$

で比較的狭い範囲内にあることがわかつた。

文 献

- 1) 辻畑, 他: 鉄と鋼, 48 (1962) 11, p. 1228
- 2) 第18回製鉄部会資料 (1962)
- 3) 第18回製鉄部会資料 (1962)
- 4) 第19回製鉄部会資料 (1962)
- 5) 堺, 他: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 299
- 6) 長谷川, 他: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 301
- 7) 嶋田, 他: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 306

- 8) B F I 委員会: 高炉の操業とコントロールに関する国際会議提出論文集, 1 (1962), p. 89
- 9) 林, 他: 鉄と鋼, 48 (1962) 11, p. 1225
- 10) 若林, 他: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 307
- 11) J. A. CORDIER: AIME Blast Furnace Proc., 19 (1960), p. 238~276
- 12) J. M. RIDGION: J. Iron. & Steel Inst. (U.K.), 199 (1961) 10, p. 135~143
- 13) A. DECKER: AIME Blast Furnace Proc., 20 (1961), p. 174~185
- 14) H. B. BELL: J. Iron & Steel Inst. (U.K.), 199 (1961) 11, p. 272~285
- 15) B. GERSTENBERG: Stahl u. Eisen., 84 (1964) 18, p. 1105~1120
- 16) 館, 他: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1682~1685
" , 51 (1965) 7, p. 1543~1550
- 17) 安藤, 佐々木, 樋谷: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1690~1692
- 18) 中谷, 他: 鉄と鋼, 52 (1966) 6, p. 923
- 19) A. DECKER: Stahl u. Eisen., 81 (1961), Nr. 19, Sept p. 1266
- 20) C. V. SCHWARZ: Arch. Eisenhüttenw. 24 (1953)
- 21) J. CHIPMAN: Ind. Eng. Chem., 24 (1932), p. 1013