

## 高炉の炉内状況および出鉄量とカーボン比に及ぼす

70532

パラメータ変化の効果\*

八木順一郎\*\*・鞭 巖\*\*\*

## Effect of the Change in Parameters on the Longitudinal Distributions of Process Variables, the Production Rate and the Carbon Ratio in Blast Furnace

Jun-ichiro YAGI and Iwao MUCHI

## Synopsis:

Rate constants of indirect reduction of iron ores by CO and of solution loss, heat transfer coefficient between gas and solid particles, over-all heat transfer coefficient for heat loss from furnace wall and fractional prereduction of iron ores are considered as the parameters in this work. On the basis of the mathematical model of blast furnace process reported previously, the variations of the production rate of pig iron, the carbon ratio and the longitudinal distributions of process variables caused by the changes of the parameters mentioned above are calculated with the aid of a digital computer (HITAC 5020 E).

According to the calculated results, the reduction of iron ores proceeded rapidly in a lower part of furnace when the value of activation energy relating to the rate constant of indirect reduction was large, and the production rate of pig iron,  $W_p$ , increased and the carbon ratio,  $C_r$ , decreased with the increase in this activation energy.

Both  $W_p$  and  $C_r$  were not affected so much by the rate constant of solution loss, but the longitudinal distributions of process variables in a lower part of furnace were influenced considerably by the change of this constant.

The value of heat transfer coefficient between gas and solid particles,  $h_p$ , influenced remarkably on the temperature distributions and the rates of reduction and melting of iron ores. And,  $W_p$  increased and  $C_r$  decreased with the increase in the value of  $h_p$ .

It was found that the linear variations of  $W_p$  and  $C_r$  were caused by the change in the value of over-all heat transfer coefficient for heat loss from furnace wall, and that  $W_p$  proliferated and  $C_r$  decreased exceedingly with the increase in fractional prereduction of iron ores.

(Received June 16, 1969).

## 1. 結 言

著者らは、高炉の炉頂・羽口間でのプロセス変数の軸方向分布、および、出鉄量とカーボン比を数学的モデルを使って推算した結果をすでに報告<sup>1),2)</sup>した。

高炉炉内で起こる複雑な化学的あるいは物理的な変化に重要な影響を及ぼす因子として、鉄鉱石のCOガスによる間接還元反応およびソリューション・ロス反応、あるいは、粒子・流体間の伝熱、炉壁からの熱損失が考えられる。

上述の数学的モデルにおいては、これら反応の各速度定数、および、各伝熱係数の値として、それぞれ、一定値を採用していたが、ここでは、これら4種の因子のほか、さらに、装入鉄石の予備還元率を、それぞれ、パラ

メータとして変化させた場合について、出鉄量、カーボン比、および、炉内におけるプロセス変数の軸方向分布の変化を数学的モデルを使って検討した結果、各パラメータが高炉の静的挙動に及ぼす影響を知ることができた。なお、数値計算には大型電子計算機(東京大学大型計算機センター HITAC 5020 E)を使用した。

## 2. 鉄石のCOガスによる間接還元反応速度定数

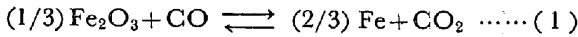
すでに報告<sup>1),2)</sup>した高炉の静的特性の推算に当たつ

\* 昭和43年9月本会講演大会にて発表 昭和44年6月16日受付

\*\* 東北大学選鉄製錬研究所

\*\*\* 名古屋大学工学部 工博

て、(1)式で示す鉱石のCOガスによる間接還元反応の総括反応速度式には(2)式を採用した。



$$R_1^* = \frac{\pi d_p^2 \phi_1^{-1} N_1 \cdot 273 P^i (x-x^*) / 22 \cdot 4 t}{(1/k_{f1}) + (d_{p1}/2) \{ (1-f_s)^{-1/3} - 1 \} / D_{s1} + \{ (1-f_s)^{2/3} k_1 (1+1/K_1) \}^{-1}} \dots\dots(2)$$

(2)式中に含まれる速度定数  $k_1$  は、従来報告されている実測値に基づいて得られた次の(3)式<sup>3)</sup>から計算した。

$$k_1 = \exp(6 \cdot 3586 - 6 \cdot 880 / R t) \text{ [cm/min]} \dots\dots(3)$$

$k_1$  に関連した研究は、従来かなり報告されているが、その活性化エネルギー  $E_1$  の値は数~25 kcal/mol のようにならかなり広範囲にわたっている。この相異は実験条件の違い、とくに試料の性質の相異によるものと推定される。

$k_1$  については、粉末酸化鉄を球形に成型し、1300°C で 1.5 時間焼成してつくったペレットを使用して、400°C ~ 900°C の温度領域で実測して得られた(4)式<sup>4)</sup>が提出されている。

$$k_1 = \exp(12 \cdot 8846 - 18 \cdot 510 / R t) \text{ [cm/min]} \dots\dots(4)$$

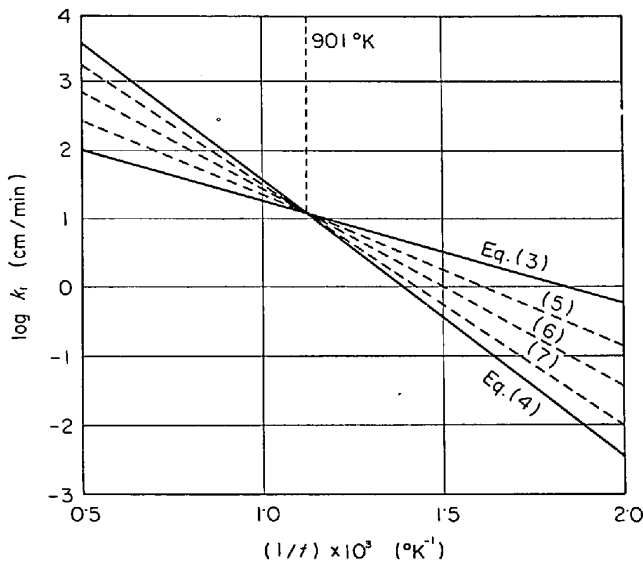


Fig. 1. Rate constants for a reduction of iron ore by Co.

(3)式と(4)式をアレニウス・プロットすると Fig. 1 の各実線が得られ、両直線は 901°K で交わっている。

この交点を通り  $E_1$  が、それぞれ、10, 13, 16 kcal/mol となるような直線を求めると(5)~(7)式が得られる。

$$k_1 = \exp(8 \cdot 1108 - 10 \cdot 000 / R t) \dots\dots(5)$$

$$k_1 = \exp(9 \cdot 7944 - 13 \cdot 000 / R t) \dots\dots(6)$$

$$k_1 = \exp(11 \cdot 5279 - 16 \cdot 000 / R t) \dots\dots(7)$$

これらの速度定数を、すでに報告した高炉の数学的モデル<sup>1),5)</sup>に適用して得られた計算結果を Table 1 に示した。この表の結果を推算した操業条件は、 $P_0 = 2 \cdot 033 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$ ,  $F_b = 2942 \cdot 2 \text{ Nm}^3/\text{mol}$ ,  $\eta_{H_2} = 0 \cdot 3$ ,  $d_{p1} = 1 \cdot 935 \text{ cm}$ ,  $T_b = 1 \cdot 366 \cdot \text{K}$ ,  $W_{st} = 23 \cdot 2 \text{ g/Nm}^3$  である。

Table 1 によれば、速度定数として(3), (4)式および Fig. 1 に示した方法で求めた(5)~(7)式を採用すると、 $E_1$  の値が増加するにつれて出鉄量は大きくなり、カーボン比は小さくなる傾向がある。

$k_1$  として(3)式と(4)式を採用した場合の各炉内状況を Fig. 2 に示した。Fig. 2 から  $E_1$  が大きいほうがシャフト上部では鉱石の間接還元反応の進行がおそくなり、 $f_s$ ,  $x$ ,  $y$  の変化は小さくなるが、シャフト下部から炉腹、朝顔部にかけて、高温になるにつれて急激な変化が現われている。

$k_1$  に(3), (4), (6)式を採用した場合の総括反応速度  $R_1^*$  の分布を推算した結果が Fig. 3 である。Fig. 3 から、 $E_1$  が小さい場合にはシャフト上部で  $f_s < 0 \cdot 111$  の範囲で  $R_1^*$  が急速に増加し、 $f_s$  が  $0 \cdot 111$  を越えると減少しているが、 $E_1$  が大きくなると  $R_1^*$  のピークは小さくなり、 $f_s$  が  $0 \cdot 111$  を越える位置は下方に移動する。しかし、約 15 m より下方では、逆に  $E_1$  が大きいほうが  $R_1^*$  の値も大きくなり、還元率はほとんど同じ位置で 1 に達している。また、21 m 付近で鉱石の融解が起こり、それ以下では  $R_1^*$  は  $R_3^*$  に変わっている。

### 3. ソリューション・ロス反応速度定数

前報<sup>1),6)</sup>では、(8)式のソリューション・ロス反応の総

Table 1. Calculated results on the basis of the different equations for  $k_1$ .

No	$k_1$ cm/min	$W_o$ t/hr	$W_c$ t/hr	$F_o$ Nm <sup>3</sup> /hr	$x_o$ —	$y_o$ —	$w_o$ —	$v_o$ —	$T_o$ °K	$W_p$ t/hr	$W_s$ t/hr	$C_r$ kg/t
1	Eq. (3)	242.0	67.6	$2 \cdot 671 \times 10^5$	0.2353	0.1849	0.04040	0.01732	587.9	152.28	42.97	441.3
2	Eq. (5)	246.0	67.9	2.676	0.2326	0.1883	0.04056	0.01738	558.0	154.81	43.62	436.2
3	Eq. (6)	248.0	67.8	2.675	0.2285	0.1919	0.04070	0.01745	554.1	156.06	43.93	432.3
4	Eq. (7)	250.0	67.8	2.675	0.2254	0.1948	0.04082	0.01749	545.6	157.33	44.24	429.0
5	Eq. (4)	252.0	67.7	2.673	0.2213	0.1984	0.04097	0.01756	541.7	158.39	44.55	425.3

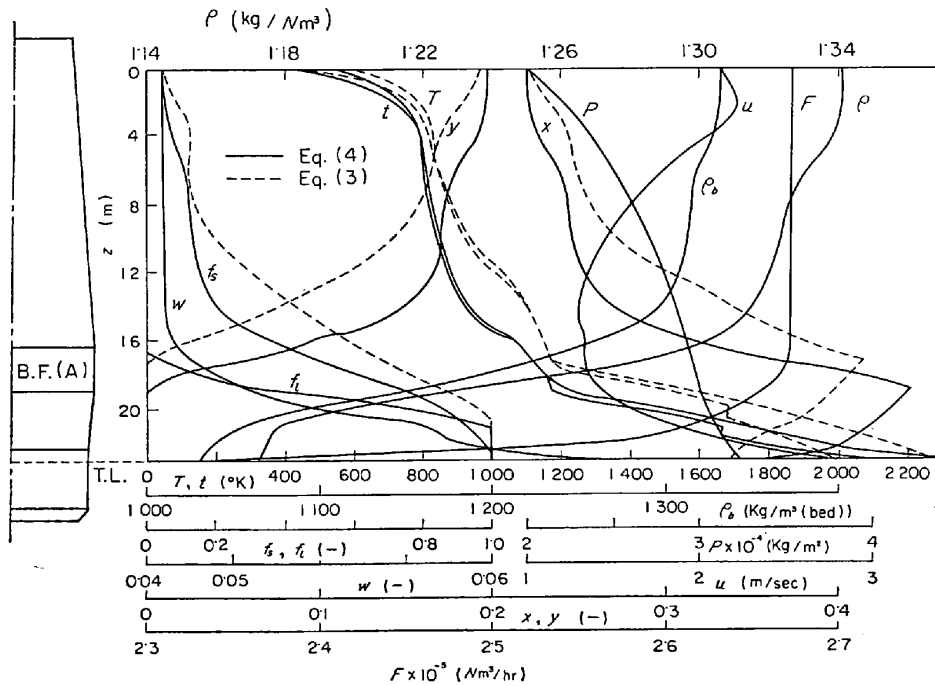


Fig. 2. Longitudinal distributions of process variables obtained by making use of the different equations for  $k_1$ .

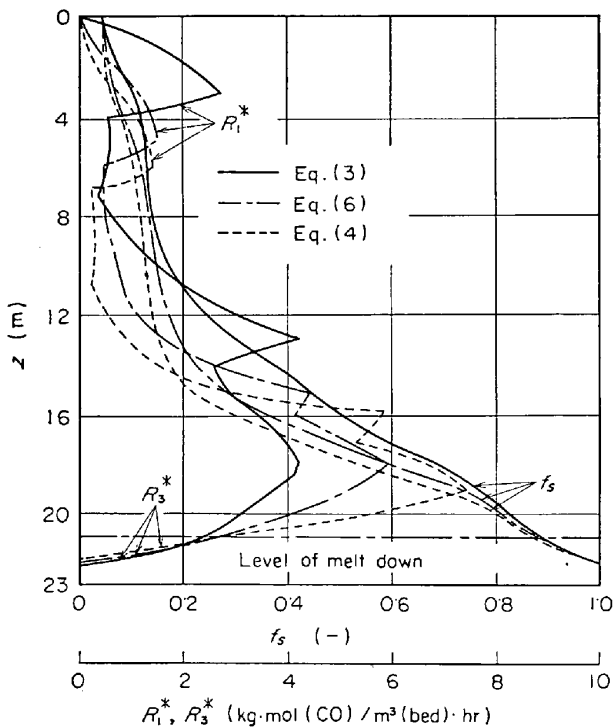
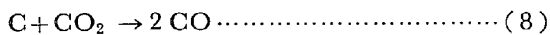


Fig. 3. Longitudinal distributions of the fractional reduction of iron ores and the over-all reduction rates of iron ores by CO and of FeO in slag by C.

括反応速度式として(9)式を使用した.



$$R_3^* = (\pi d_c^2 \phi_c^{-1} N_2 \cdot 273 P_y / 22 \cdot 4 t) /$$

$$\{ (1/k_{f2}) + (6/d_c E_f \rho_c k_2) \} \dots\dots\dots (9)$$

ソリューション・ロスの反応速度については古くから研究<sup>7)~13)</sup>されているが、種種の研究者によつて実測された反応速度にはかなり大きなばらつきがある。また、気相中に CO と CO<sub>2</sub> が共存する場合には粒子外表面で起こる(8)式の化学反応は CO<sub>2</sub> 濃度に関して1次反応にならず、CO の阻害効果があることも報告<sup>8)~10)</sup>されている。

最近、近藤ら<sup>13)</sup>は CO-CO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O-H<sub>2</sub> の4成分系のガスによる固体カーボンのガス化速度を実測して速度定数を発表している。

高炉内には CO ガスがかなり多量に存在するが、ここでは(8)式の反応が CO<sub>2</sub> 濃度に関して1次反応であると考え、速度定数  $k_2$  を変化させてみる。従来報告された他の研究者の実測値によると  $k_2$  の活性化エネルギー  $E_2$  は 40~100 kcal/mol であるが、とくに、冶金用コークスの場合には 70~80 kcal/mol であるといわれている。ここでは、 $E_2$  を 59, 70, 80 kcal/mol に変化させて炉内状況を検討した。

$E_2$  を 59 kcal/mol に一定にして頻度因子を変化させ、炉内におけるプロセス変数の軸方向分布を推算した結果を Fig. 4 に示した。この計算では、炉頂の装入条件および羽口の送風条件はすべて一定にしてあるので、ソリューション・ロス反応が起こりはじめると、ガスと粒子の温度、あるいは、CO と CO<sub>2</sub> のモル分率などの軸

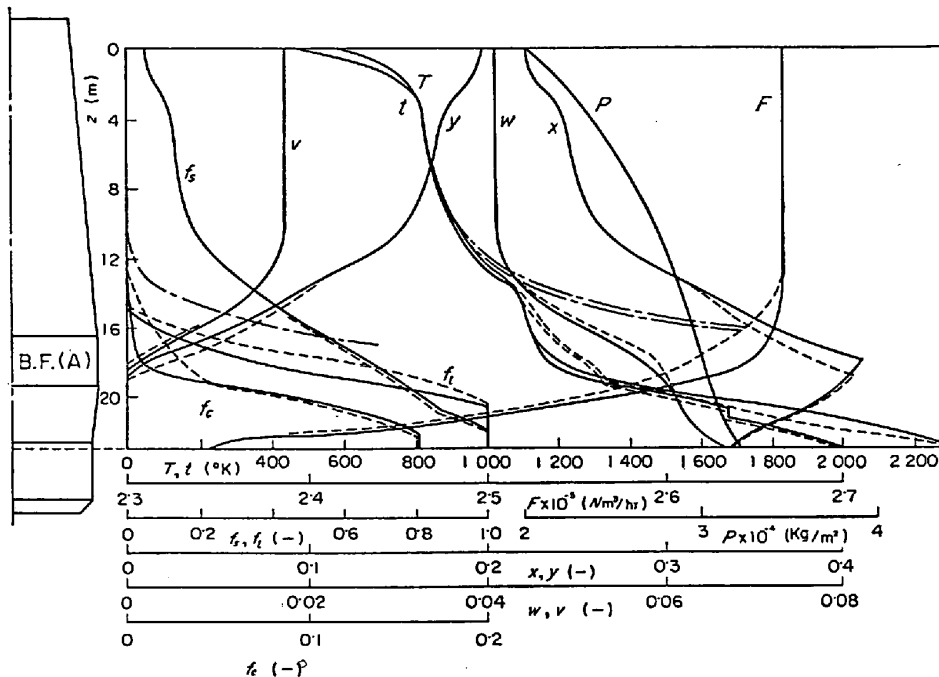


Fig. 4. Longitudinal distributions of process variables obtained by use of the different equations for  $k_2$ . ( $k_2 = A \cdot \exp(-59000/Rt)$  [ $m^3/kg \cdot hr$ ], —  $A = 10^{11}$ , ---  $A = 10^{12}$ , - - -  $A = 10^{13}$ )

方向分布に変化が現われる。

一点鎖線で示した計算結果は、 $R_2^*$  が速すぎるため、炉胸下部から炉腹にかけてガスと粒子の温度が上がりすぎて、定常操作が実現できない場合の例である。

コークスの反応率  $f_c$  の分布も Fig. 4 に示したが、実線と点線の場合は、ソリューション・ロスに消費されたコークスは熔融ウスタイトの直接還元に使われた C も含めると全コークス装入量の約 16% になっている。

ソリューション・ロスの反応はシャフト下部から鉱石の融解点の位置までの限られた範囲でしか実質的に起こらないので、速度定数のわずかな変化では影響が現われにくいですが、大きく変化すると定常操作ができなくなる。これらは活性化エネルギーが 70 および 80 kcal/mol の場合についても同様であった。

#### 4. 粒子・流体間の伝熱係数

粒子・流体間の伝熱係数については、単一粒子および充填層の場合に種々の研究が報告<sup>14)~17)</sup>されている。

前報<sup>1),2)</sup>においては、RANZ<sup>14)</sup>が単一球に関する実験から求めた次の(10)式を採用して、高炉の炉内状況を推算した。

$$Nu = 2.0 + 0.6(Re_p)^{1/2}(Pr)^{1/3} \dots\dots\dots (10)$$

一方、高炉の炉内軸方向における  $h_p$  の分布を調べた結果、炉内ではほぼ一定の値とみなすことができた<sup>5)</sup>。

ここでは、 $h_p$  の値を 10~150 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C の範囲

で変化させて、出鉄量とカーボン比の変化のようすを求めたところ Fig. 5 のようになった。

Fig. 5 から、 $h_p$  が大きくなるにしたがい固体粒子とガス間の伝熱速度が増加するので、カーボン比  $C_r$  の減少と出鉄量  $W_p$  の増加がみられるが、 $h_p$  の値が約 100 を越える付近からカーボン比の減少率も出鉄量の増加率も少なくなっている。これは熱的な面からではなく、Fig. 6 から推察されるように、ガスの還元性によつて影響されることによる。

Fig. 6 に、炉内軸方向で粒子・流体間の伝熱係数を 10 および 100 kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C で一定とした場合の炉内状況の計算結果を示した。

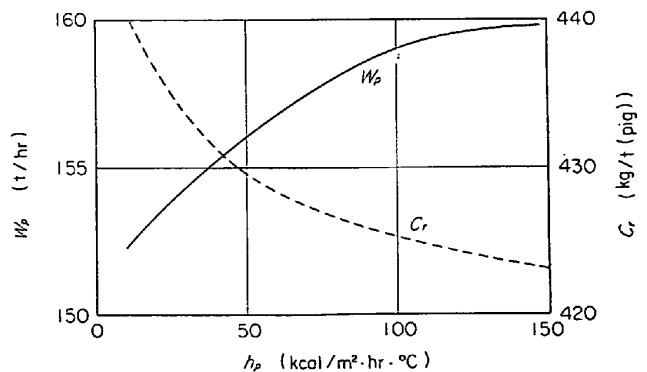


Fig. 5. Effect of the values of  $h_p$  on the production rate of pig iron and carbon ratio.

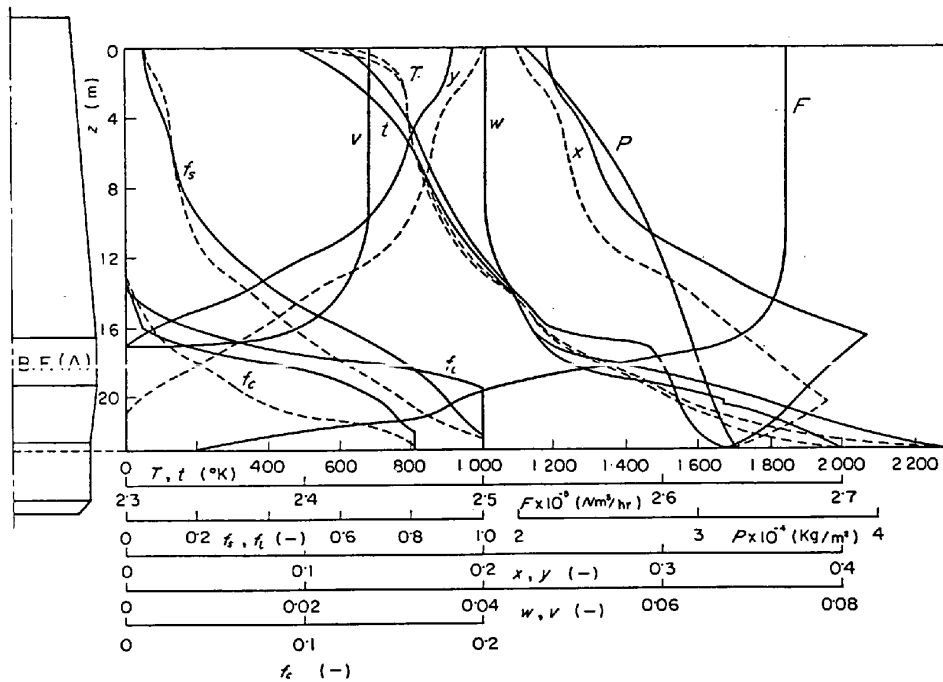


Fig. 6. Longitudinal distributions of process variables obtained on the basis of the different values of  $h_p$  (—  $h_p=10$ , ---  $h_p=100$  cal/m<sup>2</sup>·hr·°C)

$h_p$  が小さい場合には、シャフト上部でのガスと粒子の温度上昇がゆるやかであり、炉頂・羽口間の大部分でガスと粒子の間かなりの温度差がある。 $h_p$  が大きい場合には、シャフト上部で両者の温度は急速に上昇し、羽口近傍でも急激な温度上昇がある。シャフト上部での温度分布の相異は、 $h_p$  の値の相異が直接起因しているが、羽口近傍での温度分布の相異は、ソリューション・ロス反応の進行のしかたが大きく影響しているものと推察される。

CO と CO<sub>2</sub> のモル分率の分布については、 $h_p$  が大きい場合には、層頂での鉱石の装入量が増大し、シャフト上部で  $x$  が小さく、 $y$  が大きくなる。シャフト下部、13~14 m 付近から、ソリューション・ロス反応がはじまり、この反応が急速に進行するレベルに  $x$  の最大値ができるが、この値は  $h_p$  が小さい場合よりもやや小さくなっている。

コークスの反応率  $f_c$  の分布から、 $h_p$  の値が 10 の場合には、炉腹上部で急激にソリューション・ロス反応と溶融ウスタイトの直接還元反応が進行し、 $h_p$  の値が 100 の場合には、朝顔下部でこの反応が速く進行することがわかる。

SHÜRMANN 氏<sup>18)</sup>、KORSHIKOV<sup>19)</sup>、岡部氏<sup>20)</sup>が報告している炉内温度分布の実測結果と、数学的モデルによつて推算した Fig. 6 のような温度分布とが類似の分布を示すようにするためには、 $h_p$  として 40~80 kcal/m<sup>2</sup>·hr·

°C の値を採用する必要があり、この程度の範囲が実際に妥当な  $h_p$  の値であると推定される。

### 5. 炉壁からの熱損失の総括伝熱係数

高炉の炉壁には、レンガの浸食を防止するために冷却水が流されている。この冷却水が持ち去る熱エネルギー、および、炉の外表面からの熱放散の両者が熱損失となる。冷却水の入口と出口での温度差は、通常、2~6 °C と考えられるが、精度よく測定することは困難であり、また、炉の外表面からの熱損失も、種々の外的条件によりかなり変動することが予想される。

前報<sup>21)</sup>では、GOTRIB<sup>22)</sup>が示した次の(11)式から全熱損失量  $Q_W^0$  を求め、これを使用して総括伝熱係数  $U$  が炉内全表面にわたつて一定であるとして、 $U$  の値を推算した。

$$Q_W^0 = (400D_b + 1000D_h + 100) \times 10^3 \dots \dots \dots (11)$$

本報では、 $U$  をパラメータとして、総括熱損失量  $Q_W$  を、 $0 \leq Q_W \leq Q_W^0$  の範囲で変化させて、出鉄量とカーボン比の変化を求めたところ、Fig. 7 に示すような結果が得られた。

ここで、 $\kappa \equiv Q_W / Q_W^0$  とおくと、 $\kappa=0$  は  $Q_W=0$  に対応し、高炉を断熱系として取り扱った場合となる。 $\kappa=1$  は  $Q_W=Q_W^0$  に対応している。Fig. 7 には、それぞれの  $\kappa$  の値に対応する総括伝熱係数  $U$  も同時に示した。

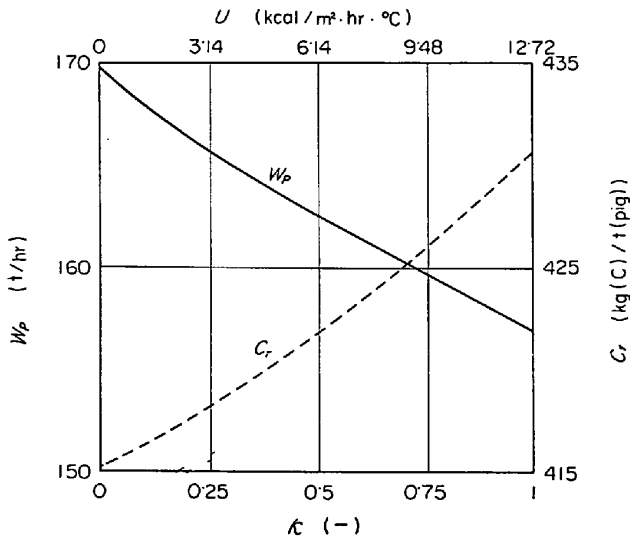


Fig. 7. Effect of the values of  $U$  on the production rate of pig iron and carbon ratio.

Fig. 7から、 $\kappa$ が増加すると炉壁からの熱損失量が増加するので、出鉄量の減少とカーボン比の増加がみられる。これらの変化は、断熱の  $\kappa=0$  の場合を基準にすると、 $\kappa=1$  の場合には出鉄量が7.6%の減少となり、カーボン比は3.5%の増加となる。両者の変化傾向は、 $\kappa$ に対してほぼ直線的であるが、 $\kappa=0$  に近づくと、カーボン比は減少率がやや小さくなり、出鉄量は逆に増加率がやや大きくなっている。

なお、プロセス変数の軸方向分布については、この程度の  $U$  の変化に対してほとんど変動がないことがわかつ

た。

### 6. 装入鉱石の予備還元率

高炉の炉頂から装入される鉱石を予備還元して装入すれば、鉱石の還元が炉内でそれだけ軽減されるため、出鉄量の増加とカーボン比の減少が期待できる。

著者らが示した数学的モデルにおいては、鉱石の間接還元反応は(1)式で示したように、 $Fe_2O_3$  の還元反応の反応速度を使用しているため、ここでは、装入鉱石中にはヘマタイトと金属鉄だけが存在して  $Fe_3O_4$  や  $FeO$  は存在しないと仮定し、装入金属鉄の配合割合に基づいて予備還元率  $f_{s0}$  の値を決めることにする。

予備還元率が高い場合には炉内でほとんど還元の必要がなくなり、間接還元反応によつて発生する  $CO_2$  の量も少なくなる。炉の底部で  $CO_2$  の発生量が少なくなるとソリューション・ロスはあまり起こらないので、この反応の反応熱が節約される。この節約された熱は粒子の温度上昇や鉱石の融解に消費されるため、炉内における粒子の降下速度がはやくなり、出鉄量の増加が期待される。なお、ソリューション・ロスの減少はコークス比の減少をもたらす結果となる。

金属鉄を装入した場合の種類の予備還元率に対応する炉内状況を求めた結果、低予備還元率 ( $f_{s0} \leq 0.2$ ) では、炉内におけるプロセス変数の軸方向分布は金属鉄を装入しない場合とくらべてほとんど変化しなかつたが、高予備還元率の場合には炉内状況は大幅に変化することがわ

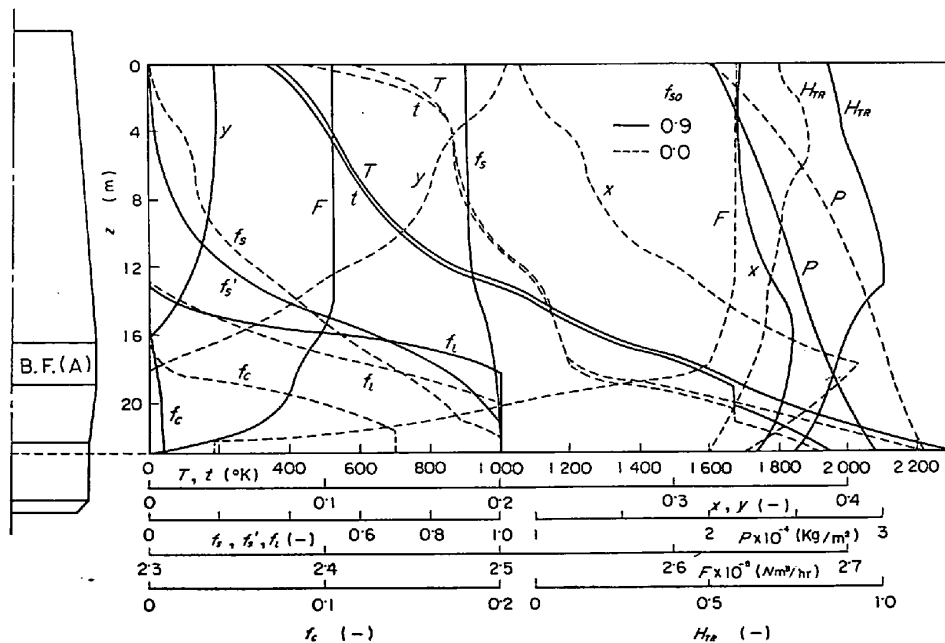


Fig. 8. Longitudinal distributions of process variables on the basis of the different values of fractional prereduction of iron ores.

かつた。Fig. 8に  $f_{s0}=0.9$  の場合の炉内状況を実線で示し、 $f_{s0}=0$  の場合の計算結果を点線で示した。

$f_{s0}=0.9$  の場合の温度分布については、ガスと粒子の間に常に温度差があり、 $f_{s0}=0$  の場合にくらべて層頂付近および朝顔部での温度変化はゆるやかになっている。

実線の場合、鉱石の還元率  $f_s$  はシャフト下部から炉腹にかけて急速に増加しはじめ、鉱石が融解するレベルより下方で還元が終わっている。図中の  $f_s'$  は、装入されたヘマタイトの還元率であるが、この曲線からシャフト上部ではヘマタイトの還元反応があまり起こらないことがわかる。

CO, CO<sub>2</sub> のモル分率の分布は、 $f_{s0}=0.9$  の場合にはシャフト上部で間接還元反応があまり起こらないので、 $x$  と  $y$  の変化は非常に小さい。

コークスの反応率  $f_c$  については、 $f_{s0}=0.9$  の場合、ソリューション・ロスがほとんど起こらないので、羽口レベルで  $f_c=0.03$  であり、 $f_{s0}=0$  の場合の  $f_c=0.15$  にくらべて非常に小さくなっている。

炉腹部から朝顔部にかけてのガスの流量  $F$  の変化は、 $f_{s0}=0.9$  の場合には  $f_{s0}=0$  の場合にくらべて非常に小さくなっている。

MEYSSON ら<sup>23)</sup> は、装入鉱石の予備還元率が増加するに伴って、シャフト上部での温度変化は小さくなり、炉腹部、朝顔部では逆に温度変化が大きくなることを定性的に示しているが、Fig. 8 に示した温度分布はこの傾向と一致している。その他のプロセス変数の分布と予備還元率の関係については、ほとんど報告されていない。

Fig. 9 には、出鉄量とカーボン比に及ぼす予備還元率の影響を示した。この図から、出鉄量と予備還元率はほぼ直線的な関係になること、また、予備還元によるカーボン比の低下割合は、低予備還元率の場合のほうが高予備還元率の場合よりも大きくなることが推定される。

Fig. 10 には鉱石の予備還元率に対する出鉄量の増加率  $\xi$  とカーボン比の減少率  $\zeta$  を示した。点線は MEYSSON ら<sup>23)</sup> が示した予備還元率と出鉄量およびカーボン比との関係から求めたものである。

MEYSSON らの推算によれば、低予備還元率 ( $f_{s0} \leq 0.3$ ) では  $\xi$  も  $\zeta$  も直線で示されるが、 $0.3 \leq f_{s0} < 0.8$  の間では  $\xi$  も  $\zeta$  も変化が少なくなるが、 $f_{s0}$  が 0.8 を越える高予備還元率では、それらの変化率が再び大きくなっている。

本研究での計算結果は Fig. 10 に実線で示したが、MEYSSON らの推算値と比較すると、 $f_{s0} > 0.3$  の範囲で出鉄量の増加率もカーボン比の減少率も変化の傾向がかなり違っている。

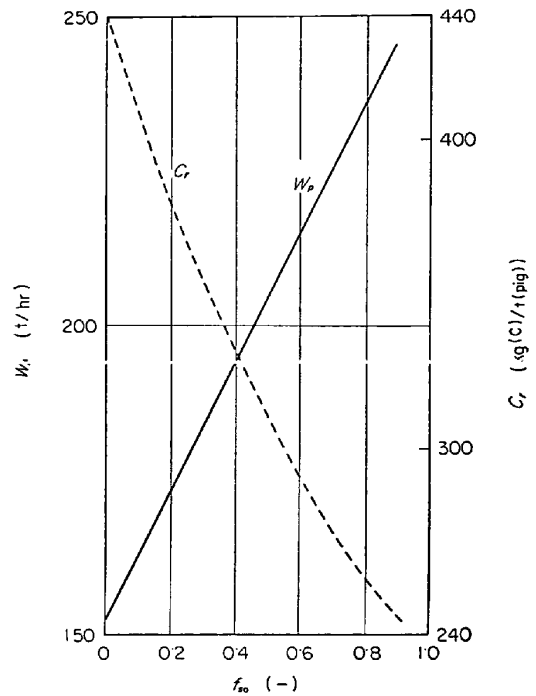


Fig. 9. Effect of the fractional prereduction of iron ores on the production rate of pig iron and carbon ratio.

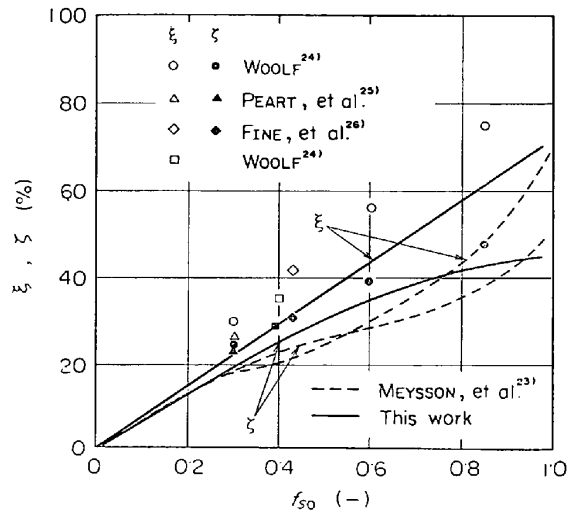


Fig. 10. Production increase of pig iron  $\xi$  and coke saving  $\zeta$  caused by the prereduction of iron ores.

Fig. 10 には、WOOLF<sup>24)</sup>、PEART ら<sup>25)</sup>、FINE ら<sup>26)</sup> が試験高炉や実操業高炉を使用して実測した結果も同時に示した。これら実測値と本研究での推算値を比較してみると、 $\xi$  も  $\zeta$  も測定値のほうがやや大きくなっている。この相異の原因として考えられることは、操業条件のちがいで、高炉プロフィールの相異などによるものと考えられる。しかし、本研究で推算した  $\xi$  と  $\zeta$  の変化の傾向は実測値と類似している。

## 7. 結 言

鉍石の CO ガスによる間接還元反応とソリューション・ロスの反応の各速度定数, 粒子・流体間の伝熱係数, 炉壁からの熱損失の総括伝熱係数および鉍石の予備還元率を, それぞれ, パラメータとして変化させ, これらの変化に伴う出銑量とカーボン比, および, 炉内状況の変化について, 数学的モデルを適用して検討した.

間接還元反応の速度定数についてはその活性化エネルギーの増加に伴って, 還元反応が急速に進行する領域は炉の下方に移動し, 出銑量は増加し, カーボン比は減少するという結果が得られた.

ソリューション・ロスの反応の速度定数は, 出銑量やカーボン比にはさほど影響しないが, 炉腹部から朝顔部付近でプロセス変数の分布にかなり影響が現われることがわかった.

粒子・流体間の伝熱係数の値が大きくなると, とくに炉胸上部で温度が急激に上昇し, CO のモル分率は減少し CO<sub>2</sub> のモル分率は増加する傾向がある. また, 伝熱係数の増加に伴って出銑量の増加とカーボン比の減少が起こるが, それら変化率は漸減することがわかった.

炉壁からの熱損失の総括伝熱係数については, 熱損失量の減少に伴って起こる出銑量の増加とカーボン比の減少は, それぞれ, ほぼ直線的に変化するが, 断熱に近づくと, 出銑量の増加率はやや大きくなり, カーボン比の減少率はやや小さくなる傾向があることを知った.

装入鉍石の予備還元の効果については, 装入物中の金属鉄の配合比率が高い場合には, 層頂付近での温度変化がゆるやかになり, CO や CO<sub>2</sub> のモル分率の変化が小さくなり, 出銑量は急激に増大し, カーボン比は急激に減少する. なお, 予備還元による出銑量の増加率とカーボン比の減少率について本研究で得られた関係を, 実測データと比較検討したところ, 両変化率とも実測値の方がやや大きくなるが, 変化の傾向は類似していることがわかった.

## 記 号

$C, C_s$ : ガス, 粒子の比熱, kcal/kg·°C  
 $C_r$ : カーボン比, kg/t (pig)  
 $D_b, D_h$ : 炉腹径, 炉床径, m  
 $D_{s1}$ : 還元鉄相での CO の粒内拡散係数, m<sup>2</sup>/hr  
 $d_{p1}, d_c$ : 装入鉍石とコークスの粒子径, m  
 $E_f$ : 反応有効係数, —  
 $F, F_0$ : 層内, 層頂でのガスの流量, Nm<sup>3</sup>/hr  
 $F_b$ : 送風量, Nm<sup>3</sup>/min  
 $F_s$ : 固体粒子の容積流量, m<sup>3</sup>/hr

$f_c, f_l$ : コークス, 石灰石の反応率, —  
 $f_s, f_{s0}$ : 鉍石の還元率, 装入鉍石の予備還元率, —  
 $f_s'$ : ヘマタイトの還元率, —  
 $H_{TR}$ : 熱流比 =  $F_s C_s / FC$ , —  
 $h_p$ : 粒子・流体間の伝熱係数, kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C  
 $K_1$ : 平衡定数, —  
 $k_1, k_2$ : 鉍石の間接還元, ソリューション・ロスの速度定数, m/hr  
 $k_{f1}, k_{f2}$ : 鉍石の間接還元, ソリューション・ロスの境膜物質移動係数, m/hr  
 $N_1, N_2$ : 層単位容積当たりの鉍石とコークスの個数, 1/m<sup>3</sup>(bed)  
 $Nu$ : ヌッセルト数, —  
 $P, P'$ : 層内でのガスの圧力, Kg/m<sup>2</sup>, atm  
 $P_0$ : 層頂でのガスの圧力, Kg/m<sup>2</sup>  
 $Pr$ : プラントル数, —  
 $Q_w$ : 炉壁からの熱損失, kcal/hr  
 $R$ : 気体定数, cal/mol·°C  
 $R_1^*, R_2^*, R_3^*$ : 鉍石の間接還元, ソリューション・ロス, 溶融ウスタイトの直接還元の総括反応速度, [kg mol (CO)/m<sup>3</sup>(bed)·hr], [kg mol (CO<sub>2</sub>)/m<sup>3</sup>(bed)·hr], [kg mol (CO)/m<sup>3</sup>(bed)·hr]  
 $Re_p$ : 粒子レイノルズ数, —  
 $T, T_0$ : 層内, 層頂でのガス温度, °K  
 $T_b$ : 送風温度, °K  
 $t$ : 粒子温度, °K  
 $U$ : 総括伝熱係数, kcal/m<sup>2</sup>·hr·°C  
 $u$ : ガス流速, m/sec  
 $v_0$ : 層頂での水蒸気のモル分率, —  
 $W_b, W_c$ : 鉍石とコークスの装入速度, t/hr  
 $W_p, W_s$ : 出銑量, 出滓量, t/hr  
 $w_0$ : 層頂での水素のモル分率, —  
 $w_{st}$ : 水蒸気吹き込み量, g/Nm<sup>3</sup>  
 $x, x_0, x^*$ : 層内, 層頂, 平衡での CO のモル分率, —  
 $y, y_0$ : 層内, 層頂での CO<sub>2</sub> モル分率, —  
 $z$ : 層頂から下方向への距離, m  
 $\eta_{H_2}$ : 水素の利用率, —  
 $\rho$ : ガスの密度, kg/Nm<sup>3</sup>  
 $\rho_b$ : 粒子のかさ密度, kg/m<sup>3</sup>(bed)  
 $\rho_c$ : コークスのみかけ密度, kg/m<sup>3</sup>(coke)  
 $\phi, \phi_c$ : 鉍石, コークスの形状係数, —

## 文 献

- 1) 八木, 佐々木, 鞭: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1019
- 2) 八木, 佐々木, 鞭: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1032
- 3) 鞭, 八木, 田村, 森山: 日本金属学会誌, 30



- (1966), p. 826
- 4) 谷口, 久保, 鞭: 鉄と鋼, 54 (1968), S 35
  - 5) 八木, 鞭: 日本金属学会誌, 32 (1968), p. 1316
  - 6) 八木, 鞭: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 1284
  - 7) J. GADSBY: Proc. Roy. Soc., 193A (1948), p. 357
  - 8) S. ERGUN: J. Phys. Chem., 60 (1959), p. 480
  - 9) H. J. GRABKE: Berichte der Bunsengesellschaft, 70 (1966), p. 664
  - 10) P. L. WALKER, Jr, R. J. FORESTI Jr., and C. C. WRIGHT: Ind. Eng. Chem., 45 (1953), p. 1793
  - 11) G. HEYNERT and J. WILLEMS: Stahl u. Eisen, 79 (1959), p. 1545
  - 12) M. A. SHERSTOBITOV, S. I. POPEL, and V. V. PAVROV: Izvestiya Bysshikh Uchebnykh Zavedenii, No 5 (1965), p. 10
  - 13) 近藤, 宮坂: 学振 54 委員会資料 (昭35年 5月)
  - 14) W. E. RANZ: Chem. Eng. Progr., 48 (1952), p. 247
  - 15) R. JESHER: Arch. Eisenhüttenw., 35 (1964), p. 955
  - 16) J. ACETIS and G. THODOS: Ind. Eng. Chem., 52 (1960), p. 1003
  - 17) B. W. GAMSON, G. THODOS, and O. A. HOUGEN: Trans. A. I. Ch. E., 39 (1943), p. 1
  - 18) K. SHÜRMANN, W. ZISCHAKALE, P. ISCHEBECK, and G. HEYNERT: Stahl u. Eisen, 80 (1960), p. 854
  - 19) G. V. KORSHIKOV: Izvestiya Akademii Nauk SSSR, No 4, (1965), p. 18
  - 20) 岡部, 浜田, 渡部: 鉄と鋼, 54 (1968), S 677
  - 21) 八木, 西尾, 佐々木, 鞭: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 7ii
  - 22) A. D. GOTRIB: 高炉製鉄法の理論 (日本鉄鋼協会編, 館訳, 1966年), p. 331
  - 23) N. MEYSSON, A. MAAREF, and A. RIST: Rev. Metall, 62 (1965), p. 1161
  - 24) P. L. WOOLF: J. Metals, 18 (1966), p. 243
  - 25) J. A. PEART and F. J. PEARCE: J. Metals, 17 (1965), p. 1396
  - 26) M. M. FINE, P. L. WOOLF, and N. BERNSTEIN: USBM. Rept., No 6523 (1964), p. 28
-