

Table 1. Fluid velocity of molten pig iron and slag.

Date	Velocity in tap pole	Velocity in runner
1963 9 24	336 (cm/sec)	10.5 (cm/sec)
28	238	7.4
30	244	7.7
10 1	295	9.4

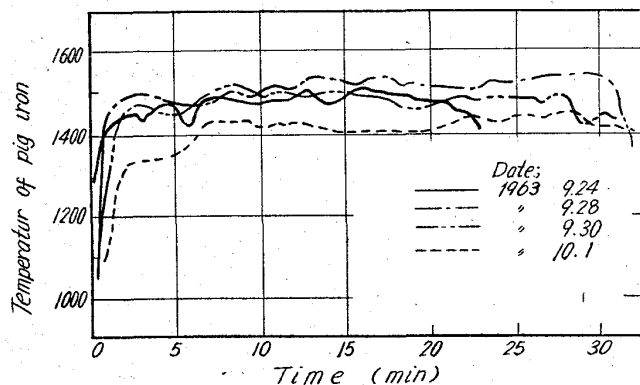


Fig. 5. Continuous measurement of pig iron temperature.

た。

その結果を Fig. 5 に示す。

溶銑，溶さいの粘度については古くから測定されているが文献によつてかなり異なっているのここでは実際に高炉で採取した試料について粘度の測定を行なつた。

溶銑，溶さい間の界面張力については，ほとんど測定された例がないので同じく気泡法により実際に測定した。

粘度および界面張力について実測した値を Table 2 に示す。

V. 計 算 例

それぞれの要因について上記の検討結果から次のような値を定め，これを(2)式および(3)式に代入し分散距離および浮上距離を求めてみた。

D: 出銑口内径 = 8 cm

u: 吐出流速 = 400 cm/sec

ρ_0 : 溶銑密度 = 7.8 g/cm³

ρ : 溶さい密度 = 3.0 g/cm³

σ : 界面張力 = 820 dyne/cm

μ_0 : 溶銑粘度 = 0.08 g/cm·sec

μ : 溶さい粘度 = 10 g/cm·sec

H: 大樋の深さ = 34 cm

V: 大樋の溶銑溶さいの流速 = 75 cm/sec

Table 2. Physical properties of pig iron and slag.

Temperature (°C)	Viscosity (g/cm·sec). pig iron slag	Interfacial tension (dyne/cm)
1400	0.045 8.73	680
1450	0.038 5.50	630
1500	0.040 4.20	—

dmin*: 分散した溶さい粒径 = 0.05 cm

(* この最小粒径は上記の値を代入して(4)式から求めるとほぼ 0.10 cm となるが粒度分布を考慮して 0.005 とした.)

この結果，分散距離は 374 cm，浮上距離は 268 cm となつた。したがつて適正な出銑大樋の長さは

$$\text{分散距離} + \text{浮上距離} = 374 + 268 = 642 \text{ (cm)}$$

となる。ただし，実際には浮上した溶さいを分別させる距離も必要であるからこれを考慮すれば出銑大樋の長さはほぼ 7 m となる。

VI. 結 言

出銑大樋の適正な長さを出銑口から溶銑にまじつてできた溶さいがかく乱されて分散粒となり，これが樋中を流れて浮上分離するまでの長さと考えて 2 成分系混合液体を使用した模型実験から求めた。

すなわち，樋長さを，かく乱されて分散される距離と分散された溶さいが浮上分離する距離の二つに分けて検討しそれぞれについて実験式を求めた。

この実験式から実際に室蘭の高炉の場合について計算したがこの結果，出銑大樋の適正な長さはほぼ 7 m 前後となることがわかつた。

文 献

- 1) 遠藤，西村：化学工学 22, (1958), 8, p.533
- 2) CREMER DAVIES: Chemical Engineering Practice Vol. 14 p. 439

669.162.267.4; 662.66-492

(52) 吹込燃料のコークス置換率の理論式とその応用について

東京大学生産技術研究所 No. 642/14

工博館 充・中根 千富
金 鉄 祐・〇鈴木 吉哉

On the Theoretical Equation of the Coke Equivalent of Injected Fuel and Its Application. pp. 1692-1695

Dr. Mitsuru TATE, Chihū NAKANE,
Cheoul Woo KIM and Kichiya SUZUKI.

I. 緒 言

別報のように，今回の粉炭吹込試験では一炉況が過熱状態にならないような条件のもとで，粉炭を吹込むのがよいと考えて，それを許容したこともあつて一粉炭吹込みのさい，[Si] は基準にくらべて一般に低くなつてゐる。粉炭に限らず，一般に羽口から燃料を吹込むと [Si] が下るといふ傾向が認められているようであり，果してそうするのが妥当かどうかかわからないが，[Si] を低くすればコークス比が下るといふ通念に基づけば，これに関するコークス比の補正を行わねばならない。しかし，[Si] が動いたときのコークス比の変化を計算するためには，これに伴つて起る銑鉄中の他の成分，温度などの変化の法則を知る必要があることはいふまでもないが今のところ試験高炉でのそうした法則は明らかでない。そこで，[Si] その他の出銑成分や温度が基準時と等しいとしたときに実現可能な置換率を理論的に誘導し，これと実

績との差から [Si] によるコークス比の補正值および補正置換率を求めることを試みた。

II. 理論式の誘導

(1) 一般式

基準操業時における出鉄量 P t/day, コークス比を k kg/t, この k が羽口で燃えるコークス k_B kg/t, ソリューション・ロスに消費されるコークス k_S kg/t, Si, Mn などの直接還元消費されるコークス k_e kg/t, 銑鉄中に溶解する C のコークス相当量 k_P kg/t, ガス灰に入るコークス k_d kg/t から成るものとして, q_c, q_{cd} をそれぞれ燃焼コークスおよび直接還元のコークスの有効発熱量とすれば

$$k = k_B + k_S + k_e + k_P + k_d$$

であるが, 熱的にはコークスの平均発熱量 q は

$$k \cdot q = k_B \cdot q_c + (k_S + k_e) q_{cd}$$

を満足すべきであり, Z を 1 日の炉体熱損失 kcal とすれば

$$k \cdot q_P = k_B \cdot q_c + (k_S + k_e) q_{cd} - Z/P \dots\dots\dots (1)$$

はその炉の条件 (銑石の種類, 品位, 脈石組成, スラッグ塩基度) によつて一定している銑鉄 1 t を製錬するために必要な熱量 kcal/t をあらわすと考えることができる。ただし, q_c, q_{cd} は次の式によつて求められる。

$$q_c = C_K [2340 + V_B \{ (C_O + C_{H_2O} \cdot \varphi) t_B - 2580\varphi \} - (1.21 V_B - 2\varphi) C_O \cdot t_G + \zeta_{CO} \{ 5640 - 1.867 (C_{CO_2} - C_O) t_G \}] - Q_S$$

$$q_{cd} = C_K (2340 - 1.867 C_O \cdot t_G) - Q_S$$

ここに, $C_K \times 100\%$ —コークスの固定炭素含有量; V_B —C 1 kg あたり乾燥空気量 $m^3/kg \cdot C$; C_O, C_{H_2O}, C_{CO_2} —2 原子ガス, 水蒸気および CO_2 の比熱; φ —送風の水分 m^3/m^3 dry air; t_B —熱風温度 $^{\circ}C$; t_G —炉頂温度 $^{\circ}C$; ζ_{CO} —の利用率; Q_S —コーク 1 kg あたりの灰分の滓化熱 kcal/kg · coke.

次にある燃料を F kg/d だけ吹込んだときに, 基準時と同一出鉄成分, 同一温度で P' t/d の銑鉄が生成され, かつこのときのコークス比の構成が

$$k' = k'_B + k'_S + k_e + k_P + k_d$$

であるとすれば, 銑鉄 t あたりの所要熱量が等しいことから, 次式が成立する。

$$k'_B q'_c + (k'_S + k_e) q'_{cd} + F \cdot q_F / P' - Z / P' = k q_P \dots\dots\dots (2)$$

ここに, q'_c, q'_{cd} は粉炭吹込時における q_c, q_{cd} で, そのときの t_B, t_G, ζ_{CO} を前掲の q_c, q_{cd} の式に入れて求められる。ただし, q_F は次の式によつて求める。

$$q_F = 2340 C_F + V_B \{ (C_O + C_{H_2O} \varphi) t_B - 2580\varphi \} - J_F - (V_{H_2} + V_{CO} + V_{N_2}) C_O t_G + \zeta_{CO} V_{CO} \{ 3020 - (C_{CO_2} - C_O) t_G \} + \zeta_{H_2} V_{H_2} \{ 2580 - (C_{H_2O} + C_O) t_G \} - Q'_S$$

ここに, $G \times 100\%$ —燃料の炭素含有量; J_E —燃料 1 kg あたりの分解熱 kcal/kg; V_B —燃料 1 kg を燃焼するのに必要な乾送風量 m^3/kg ; φ —送風中水分; V_{CO}, V_{H_2}, V_{N_2} —燃料 1 kg 当り燃焼生成 CO, H_2 および N_2 量 m^3/kg ; Q'_S —灰分の滓化熱 kcal/kg; その他は前述の q'_e, q'_{cd} の記号と同じ。

(1) と (2) とが等しいとして, $Z/P = Z_P, Z/F = Z_f, F/P' = f$ と置けば

$$k'_B \cdot q'_c + (k'_S + k_e) q'_{cd} + f \cdot q_F - f \cdot Z_f = k_B \cdot q_c + (k_S + k_e) q_{cd} - Z_P \dots\dots\dots (3)$$

一方, 銑鉄 t 当りの被還元酸素量が一定であることから

$$11 \cdot 2 / 12 \cdot \zeta'_{CO} C_K \cdot k'_B + f (1/2 \cdot \zeta'_{CO} V_{CO} + 1/2 \cdot \zeta_{H_2} V_{H_2}) + 11 \cdot 2 / 12 \cdot C_K (k'_S + k_e) = 11 \cdot 2 / 12 \cdot \zeta_{CO} C_K k_B + 11 \cdot 2 / 12 \cdot C_K (k_S + k_e)$$

の関係が成立する。式中 $\zeta'_{CO}, \zeta'_{H_2}$ は粉炭吹込時の CO および H_2 の利用率で, その他の記号は前出と同じである (ただし, 基準操業時の k_{H_2} は小さいので, これに關係する項を無視する)。

ここで, $t = 6(\zeta'_{CO} V_{CO} + \zeta'_{H_2} V_{H_2}) / 11 \cdot 2 C_K$ と置いて上式を整理すると

$$\zeta'_{CO} k'_B + f \cdot t + (k'_S + k_e) = \zeta_{CO} \cdot k_B + (k_S + k_e) \dots\dots\dots (4)$$

が得られる。さらに与えられた送風条件のもとでは, 1 日当り羽口先で燃えるコークスおよび燃料の炭素の和は一定であるから

$$P' \cdot C_K \cdot k'_B + C_F \cdot F = C$$

が成立し, これから $f = F/P'$ を使つて P' を消去し, このさい, $C/C_K = K$ とおけば

$$k'_B = f(K/F - C_F/C_K) \dots\dots\dots (5)$$

が得られる。

ここに, K は定義によりその時の送風条件のもとで燃焼しうる炭素のコークス相当量 kg/d である。

式(3), (4), (5)を連立的に解いて k'_B, k'_S, f を求め, 燃料のコークス置換率 n が

$$n = \{ (k_B + k_S) - (k'_B + k'_S) \} / f$$

であることに注目すれば

$$n = k_B (1 - \zeta_{CO}) / f + t - (1 - \zeta'_{CO}) (K/F - C_F/C_K) \dots\dots\dots (6)$$

かつ

$$f = F/P' = \{ k_B (q_c - \zeta_{CO} q'_{cd}) + (k_S + k_e) \cdot (q_c - q'_{cd}) - Z_P \} / \{ (K/F - C_F/C_K) (q'_c - \zeta'_{CO} q'_{cd}) + q_F - t q'_{cd} - Z_f \} \dots\dots\dots (7)$$

または

$$P' = F \{ (K/F - C_F/C_K) (q'_c - \zeta'_{CO} q'_{cd}) + (q_F - t q'_{cd}) - Z_f \} / \{ k_B (q_c - \zeta_{CO} q'_{cd}) + (k_S + k_e) (q_{cd} - q'_{cd}) - Z_P \} \dots\dots\dots (7)'$$

が求められる。

(6) と (7) を結合すると, n は次の式となる。

$$n = k_B (1 - \zeta_{CO}) \{ (K/F - C_F/C_K) (q'_c - \zeta'_{CO} q'_{cd}) + (q_F - t q'_{cd}) - Z_f \} / \{ k_B (q_c - \zeta_{CO} q'_{cd}) + k'_S (q_{cd} - q'_{cd}) - Z_P \} \dots\dots\dots (8)$$

(2) 理論式の簡単化

* k_e の値は小さく n の計算に影響しないので無視した。

送風温度のみによつて熱補償を行なう場合を考える
と、 q'_c と q_c , q'_{cd} と q_c との差は次のようになる。

$$q'_c - q_c = C_K \{ V_B(CO + C_{H_2O}) (t'_B - t_B) - (1.21 V_B + 2\varphi) C_O (t'_G - t_G) + 5640 (\zeta'_{CO} - \zeta_{CO}) - 1.867 (\zeta'_{CO} t'_G - \zeta_{CO} t_G) \} \dots\dots\dots (9)$$

$$q'_{cd} - q_{cd} = 1.867 C_K C_O (t'_G - t_G) \dots\dots\dots (10)$$

大型高炉では、 $\zeta'_{CO} = \zeta_{CO}$ と考えられ、また t'_G と t_G の比は単位時間当りのガス量の比に等しいとみるべきである。ゆえに燃料の吹込量が少なくして生成ボッシュ・ガス量の増加が小さいか、または H_2 の熱交換作用などのため、ボッシュ・ガス量が増加しても、 $t'_G - t_G$ がゼロまたはごく小さいときは、式(9)(10)は次のようになる。

$$q'_c - q_c = C_K V_B (CO + C_{H_2O}) \Delta t_B \dots\dots\dots (9)'$$

$$q'_{cd} - q_{cd} = 0 \dots\dots\dots (10)'$$

さらに燃料吹込前後の出鉄量の変化が小さいか、または Z が小さくて $Z/P = Z'/P'$ とみなしうる場合には、(8)式は次のように簡単化される。

$$n = \{ (1 - \zeta_{CO}) q_F + t (q_c - q_{cd}) \} / (q_c - \zeta_{CO} q_{cd}) + \{ (1 - \zeta_{CO}) (K/F - C_F/C_K) (q'_c - q_c) \} / (q_c - \zeta_{CO} q_{cd}) \dots\dots\dots (11)$$

熱補償を全く行なわなければ、(10)' により、 $q'_c - q_c = 0$ であるから(11)式は極めて簡単な次の形となる。

$$n = \{ (1 - \zeta_{CO}) q_F + t (q_c - q_{cd}) \} / (q_c - \zeta_{CO} q_{cd}) \dots\dots\dots (12)$$

ここに、 q_F , t は前で定義した通りであるが、より一般的には、燃料の組成を C_F と C/H によつて表現するのがよい(石炭の場合には炭素、水素のほか酸素を含むから、燃焼熱を問題にするときの C_F としては $[C - 12/16O]$ をとらねばならない)。すると q_F , t は次のようになる。

$$t = C_F (\zeta_{CO} + 6\zeta_{H_2} / C/H) / C_K \dots\dots\dots (13)$$

$$q_F = C_F [2340 + V_B \{ (CO + C_{H_2O}) t_B - 2580\varphi \} - J_F^0 - (1.21 V_B + 2\varphi + 11.2 \zeta_{H_2} / C/H) C_O t_G + \zeta_{CO} \{ 5640 - 1.867 (C_{CO_2} C_O) t_G \} + 11.2 \zeta_{H_2} / C/H \{ 2580 - (C_{H_2O} - C_O) t_G \}]$$

$$\dots\dots\dots (14)$$

ここに、 J_F^0 は C 1 kg 当りの燃料の分解熱で、前述の J_F とは、 $J_F = C_F J_F^0$ の関係にある。

III. 置換率の補正

1. 田川炭

(1) 高熱補償時の置換率と Si 補正の基準。

Table 1 に n の計算に関係するデータを一括して示した。燃焼率が大体 100% とみられ、炭素のバランスもとれている 8 月 18~20 日のデータを 1 日あたりに換算した値(別報の Table 1 を参照)について、(8)式によつて n の値を求めると、1.202 となり、実績の 1.408 とかなり大きな差がある。そこでこの差が $[Si]$ の低下によるコークス比の低下(実績)によるものと考えて、 $[Si] 0.1\%$ あたりの補正コークス比を求めると、次のようになる。

計算で求めた $n = 1.202$ に対応するコークス比の低下 Δk は、 $\Delta k = nF/P'$ の関係から、理論出鉄量 1.781 t/day にたいして $\Delta k_1 = 368 \text{ kg/t}$ となる。ところが実績のコークス比低下分 $\Delta k_2 = 396 \text{ kg/t}$ ($= 1132 - 736$) であるから、この差 28 kg/t が $[Si] 0.38\%$ ($= 1.18 - 0.8$) の差に帰因するものと考えれば、 $[Si] 0.1\%$ 当りのコークス比補正值は 7.4 kg となる。

(2) 低熱補償時の置換率

次に、熱補償水準の低い 8 月 16 日の場合についてみると、実績置換率が 1.227 であるのにたいし、計算値 n は 0.849 と極端に低い値が得られる。この相違は何によるものであるかは別として、まず上に求めた $[Si]$ 補正を施すと $[Si]$ の差は 0.5% であるから、補正コークス量は 37 kg となり、その結果補正コークス比は 816 kg/t ($= 779 + 37$) となる。この場合、当然出鉄量も $779/816$ の比に比例して減少するものと考えべきであるから、補正出鉄量は 1.673 t/day となり、粉炭比も 301 kg/t ではなく 308.8 kg/t と補正される。しかしこれによる置換率は 1.023 であつて、計算置換率 0.85 との間には、まだかなりの差がある。この相違は n の計算の前提となつた諸数値の誤差によるものと考えられるが、しかしこの日の燃焼率が 112% となつていて、何らかの事情によつて炭素の装入量を過少に見積つたものと考え、その量を計算に入れると、粉炭の C の 12% に相当

Table 1. Numerical values of several quantities relating to the calculation of n .

	Normal operation	Injection of Tagawa-coal		Injection of Hongay-coal
		16th august	18~20th august	
k_B kg/t	918	—	—	—
k_S kg/t	134.8	—	—	—
ζ_{CO}	0.218	0.225	0.250	0.222
ζ_{H_2}	0	0.385	0.378	0
K kg/day	—	1452.7	1491.4	1507.3
F kg/day	—	516.3	545.7	500.1
q_c kcal/kg	3069	3101	3300	3076
q_{cd} kcal/kg	1792	1776	1796	1807
q_F kcal/kg	—	2467	2589	2767
Z_f kcal/kg	—	2884	2729	2978
Z_p kcal/t	879,769	—	—	—
t kg/t	—	0.384	0.392	0.134

する C は 1 日あたりで約 39.7 kg となるから、これにさらにコークスの C のガス灰としての損失 15 kg/day を加え、両者がいずれもコークスとして装入されていたものと考えれば、コークス比で約 35 kg/t の増加となり、このときのコークス比の低下分 Δk は 282 kg/t (=1132-850) となる。これより置換率を求めると 0.913 となり、計算値 n の値にかなり接近してくる。

これを要するに [Si] 補正を考慮すれば、低熱補償時の置換率は 0.85~1.02, 高熱補償時のそれは 1.2 程度であるといえる (なお、8 月 18~20 日の諸条件のもとで、酸素による熱補償なしの場合の n を求めたところ 1.066 の値をえた。すなわち 1.2 の置換率のうち熱補償分は約 0.13 である)。

(3) 第 13 次操業の基準時にたいする置換率

基準時のコークス比の水準による田川炭の置換率の変化を調べるためには、今回の低熱補償時のデータによつて、第 13 次操業の基準にたいする置換率を求めねばならない。しかし、第 13 次と第 15 次の基準操業との間には使用焼結鉱の相違、原因不明の炉体熱損失の相違などがあつて、前掲の理論式でいきなり計算するわけにはゆかない。そこで第 13 次操業の条件のもとで、焼結鉱の銘柄のみを今回のものに変えた時に期待されるコークス比を熱バランスによつて求め、焼結鉱の違いだけによる補正を行ない、 n を求めたところ 1.2~1.3 の値を得た。

これは、第 13 次の 25% 吹込時のみかけ置換率 1.13 よりやや高くなつてはいるが、こうした置換率の向上は粉炭燃焼率の向上によるものと考えられる。

なお、この結果を今回の基準時にたいする置換率の値 0.85~1.02 と比較すれば、コークス比の水準の低下につれて置換率が低下する傾向を示すものようである。

2. ホンゲー炭

今回の操業基準にたいするホンゲー炭のみかけ置換率は平均で 0.848 となつており、これも、計算値 n の値 0.548 と大きくくい違つている (ただし、 n の計算にさいし、粉炭のガス化率は $\beta=72.7\%$ を考慮した)。

そこで、前に求めたコークス比の [Si] 補正を施せば、基準時との [Si] の差 0.25% にたいする補正コークス量は 18.5 kg/t となり、補正コークス比は 895.5 kg/t (=877+18.5) となる。同様に出鉄量も 1.629t/day と補正され、粉炭比は 307 kg/t と変るから、結局補正置換率は 0.786 となる。

この補正置換率は理論計算値 0.548 よりまだかなり大きい、ホンゲー炭吹込時の成績は日を追つて悪化しており、吹込量が目標に近い終りの日の置換率は 0.699 まで下つていこうえ、[S] の上昇傾向からみて、吹込みを継続する限り、Ore/Coke を下げざるを得ない形勢にあつたから、置換率もつと下つたものと思われる。したがつて吹込量を 30% として多量の不燃分を許容する場合の置換率は 0.55~0.6 付近まで下るものとみるのが妥当であろう。

一方、ホンゲー炭が 100% 燃えたと仮定した場合の n を求めてみると、0.794 という値をえたに過ぎなかつた。もちろんこれは $\zeta_{\text{CO}}=22.2\%$, $\zeta_{\text{H}_2}=0$ としての計算である。これからみれば、 ζ_{CO} の向上を期待できるよ

うな条件がない限り、ホンゲー炭 30% 吹込時の置換率は、たとえ燃焼率が 100% であつても 0.8 程度しか期待できないということになる。

IV. 総 括

1. 銑鉄 1 t を製錬するに必要な熱量および被還元酸素量一定という考え方で、燃料のコークス置換率を求める一般理論式を誘導した。

2. 大型高炉の条件を考慮し、理論式の簡単化をはかり、大型高炉への適用をもできるようにした。

3. 比較的データのそろつていた期間の実績と理論式とから [Si] の変化によるコークス比の補正基準を求めた結果、[Si] 0.1% あたり 7.4 kg の値を得た。

4. この基準の補正により、真の置換率を求めると、田川炭で、低熱補償の時 0.85~1.02, 高熱補償の時 1.2, ホンゲー炭で 0.6 前後という値を得た。

5. 今回の田川炭吹込みを第 13 次基準操業に対比してみたところ、第 13 次の 25% 吹込時よりやや高い 1.2~1.3 の値を得た。

669.162, 267.4 : 662.66-492

(53) 1t 高炉への粉炭多量吹込試験について

東京大学生産技術研究所 No. 642/5
1968-1969
工博館 充・中根 千富
○金 鉄 祐・鈴木 吉哉

On the Supplementary Experiments of Powder-Coal Injection into 1-t Blast Furnace.

Dr. Mitsuru TATE, Chihu NAKANE,
Cheoul Woo KIM, and Kichiya SUZUKI.

I. 緒 言

前回報告した第 13 次操業の粉炭吹込試験^{1)~3)}では、高揮発分の田川炭を羽口より吹込み、装入コークスの約 25% を置換え、約 1.13 というよい置換率を得た。

しかし、この種の石炭の吹込限度と、もつと低いコークス比 (第 13 次操業の基準時で 1.47) の場合でも、このような有利な置換率が得られるかどうかの問題は未解決であつた。さらに、置換率を有利にした原因は、粉炭中の H_2 が還元によく利用されたため、Solution loss が減少したことにあると推定されたが、これを H_2 のできるだけ少ない燃料を吹込み、実験的に確認するという問題も提起された。そこで今回の第 15 次操業の試験では、

1) 第 13 次操業と同じ銘柄の田川炭をできるだけ高率に吹込み、置換限度を確かめること。

2) 基準操業時のコークス比をできるだけ下げて、このコークス比の水準における粉炭の置換率を、第 13 次操業のそれと比較する。

3) H_2 含量の異なる燃料として、ホンゲー炭 (無煙炭) を吹込み、田川炭吹込みの成績と比較すること。などを実現するため、昭和 38 年 8 月 1 日より約 1 カ月間にわたり、当研究所の 1 t 高炉による試験を実施したので、以下これについて報告する。