

Table 1. Operational data and material balance of blast furnace No. 1 at Tsurumi Works

Item	Periods	Reference	I	II	III	IV
		S. 37*6*13 ~6*18	S. 37*7*19 ~7*24	S. 37*8*1 ~8*6	S. 37*8*8 ~8*11	S. 37*9*1 ~9*8
Production (t/d)		1399	1348	1376	1377	1260
Coke rate (kg/t)		551	487	487	483	472
Oil rate (kg/t)		—	45*6	42*5	44*6	46*1
Sinter % in burden		47*0	49*9	52*9	56*5	99*1
Si % in pig iron		0*52	0*61	0*48	0*50	0*40
Gas analysis	(% CO ₂)	19*3	18*6	18*6	18*7	18*4
	(% CO)	23*5	23*0	22*8	23*2	22*9
	(% H ₂)	2*4	3*3	3*4	3*4	3*1
Blast temperature (°C)		848	912	923	971	976
Moisture (g/Nm ³)		35*7	28*2	22*0	22*6	20*9
Combustion carbon at tuyeres (kg/t)		321*0	308*0	303*3	297*3	296*3
Carbon rate (kg/t)		505*5	475*0	472*6	470*4	463*7
Solution loss carbon (kg/t)		85*9	78*6	74*7	74*7	76*8
Volume of dry blast (Nm ³ /t)		1425	1365	1345	1317	1316
Volume of dry gas (Nm ³ /t)		2050	1950	1928	1902	1872

Table 2. Result of heat balance (10⁸×kcal/t-pig).

Item	Periods	Reference	I	II	III	IV
		S. 37*6*13 ~6*18	S. 37*7*19 ~7*24	S. 37*8*1 ~8*6	S. 37*8*7 ~8*11	S. 37*9*1 ~9*8
(1) Combustion heat of C to CO at tuyeres		780*0	748*4	737*0	722*0	719*8
(2) Reduction heat of ore by CO		58*8	55*5	56*6	56*6	57*1
(3) Sensible heat of dry blast		422*0	418*3	415*6	430*3	431*5
(4) Sensible heat of moisture		22*9	17*3	14*2	15*4	14*0
(5) Sensible heat of burden		7*5	7*5	7*4	7*5	7*3
(6) Sensible heat of Oil		—	2*5	2*2	2*4	2*7
(7) Formation heat of slag		43*6	47*8	44*8	49*1	53*6
Total input		1,334*8	1,297*3	1,277*8	1,283*3	1,286*0
(1) Sensible heat of top gas		132*3	107*9	117*5	110*8	129*5
(2) Sensible heat of hot metal		300*0	300*0	300*0	300*0	300*0
(3) Sensible heat of slag		149*0	162*0	153*6	168*5	183*8
(4) Reduction heat of Mn, P, Si,		47*1	49*0	41*7	43*4	39*1
(5) Decomposition heat of lime		40*7	25*5	29*9	26*4	3*4
(6) Decomposition heat of moisture		84*2	62*3	47*4	48*7	43*6
(7) Decomposition heat of oil		—	13*7	18*6	19*6	21*3
(8) Reduction heat of ore by H ₂		9*6	12*2	12*1	13*3	12*6
(9) Evaporation heat of burden		34*0	31*0	29*3	22*4	47*6
(10) Solution loss heat		278*0	254*7	242*3	242*3	248*8
(11) Emission and others		259*9	279*0	285*4	287*9	256*3
Total output		1,334*8	1,297*3	1,277*8	1,283*3	1,286*0

またカーボン比の低下のうち約 32% が H₂ による還元により置き換えられている。

(2) CO ガス利用率 (η_{CO}) は 42% で一定, H₂ ガス利用率 (η_{H_2}) は漸増した。従来 η_{H_2} は一定と見做されていたが, ガス利用率は鉍石の影響を受け易いので, 更に長期安定操業で確認せねばならない。

(3) 重油比の上昇に伴い鉍石中酸素の CO による還元 (γ_{CO}) は低下したが, H₂ による還元 (γ_{H_2}) は大巾に上昇し, 直接還元 (γ_d) は低下した。

(4) 銑鉄あたりの所要熱量は重油吹込みに伴い低下したが, これはソリューションロスカーボン, 炉頂ガス顕熱の低下によつている。今後の課題としては, η_{CO} , η_{H_2} , γ_{CO} , γ_{H_2} などの諸指数とコークス比ないしはカーボン比との関係, それらの諸指数間の相互関係を検討する必要がある。

669,162,267.4 : 662,1753.3 : 662,942
 (12) 高炉への重油吹込みにおける霧化および燃焼状態について

日本鋼管, 技術研究所 ○下 間 照 男

Atomizing and Combustion of Fuel Injected through Blast Furnace Tuyeres or Blow Pipes. No. 650/2

Teruo SHIMOTSUMA

I. 緒 言 303~305

高炉の羽口から補助燃料として重油を吹込んだ場合の霧化の状態を, 冷風模型実験の実測値の無次元化により推測すると共に, その推測値を基にして羽口先燃焼状態を推定し, その結果を 1, 2 の実験により確めた。一方冷風模型並びに燃焼状況の推測から霧化並びに燃焼を良好にする要因とその程度を求めた。

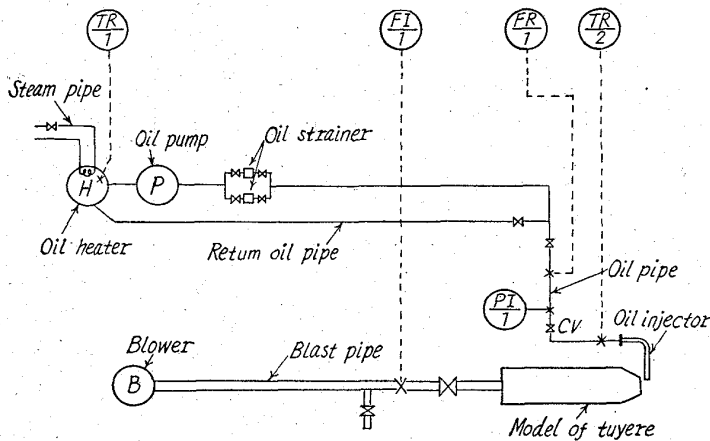


Fig. 1. Scheme of cold model experiment.

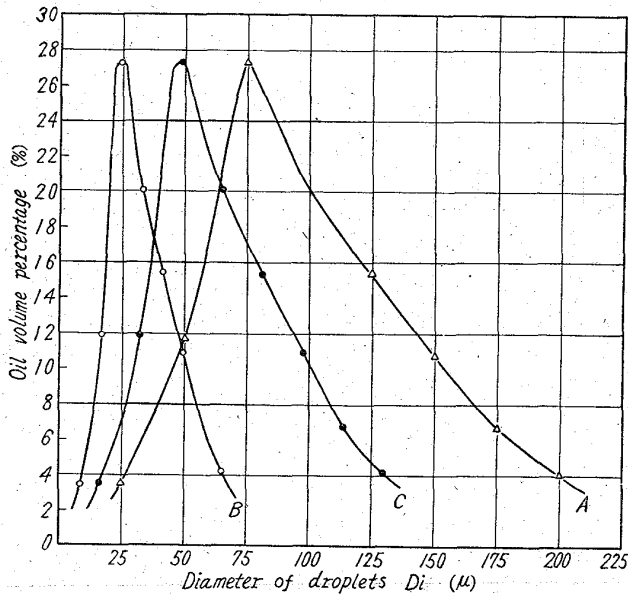


Fig. 2. Distribution of droplet diameter in atomizing. (Cold model experiment and an actual furnace)

II. 重油の霧化

1. 衝風による重油の霧化

1) 冷風模型実験

Fig. 1 に示す装置により冷風模型実験を行ない、重油の粒度分布を実測した結果、重油容積/粒径の關係は

Table 1. Conditions of the cold model experiment and an actual furnace operation.

	Cold model	Actual furnace	
		L = 125mm	L = 500mm
Blast temperature	20°C	900°C	900°C
Blast pressure	0.04 kg/cm ²	2.2 kg/cm ²	2.2 kg/cm ²
Blast velocity	40.3 m/s	144m/s	102 m/s
Density of fuel oil	0.98	0.98	0.98
Kinematic viscosity of fuel oil	15 cst	15 cst	15 cst
Flow rate of fuel oil	0.66 l/m	6 l/m	6 l/m
Diameter of fuel injector	1mm	3mm	3mm
Critical diameter in atomised oil	100 μ	34 μ	72 μ

Note : X : L is a distance from the position of oil injection to the top of a tuyere.

Fig. 2 A に示すようになり、その分布式は (1) 式のようになった。

$$\Delta F/F = (\Gamma(3.05)^{2.05} / \Gamma(2.05)^{3.05}) (3/\bar{d})^{2.05} \exp[(\Gamma(3.05)/\Gamma(2.05))(d/\bar{d})] \Delta d/d \dots (1)$$

ただし d : 油滴の直径

F : 全体の油滴の容積

ΔF : 油滴の直径が d と d+ Δd の間にあ
る油滴の容積

$$\bar{d} = (0.0162)^{-1} \Gamma(3.05) / \Gamma(2.05)$$

2) 実際高炉における霧化状態の推定

冷風模型実験の結果から実際高炉における霧化状態を推測するため Weber number (W_e), Viscosity number (V_i) および限界 Weber number (W_{ec}) とにより無次元化を行つて限界粒径を求め、これから実際高炉における粒度分布を推定すると羽口先端より 125mm の位置および羽口元または blow pipe から吹込んだ場合にそれぞれ Fig. 2 B および C のようになる。この場合の主な条件と求めた限界粒径を Table 1 に示す。

3) 霧化におよぼす要因とその程度

冷風模型により、衝風流速、ノズル径、重油噴射速度および重油噴射角を要因にとり実験と解析を行ない次の結果を得た。

i) 衝風流速

限界粒径 d_c は (2) 式で得られる。

$$d_c = W_{ec} / (\gamma_g U_g^2 / \kappa) \dots \dots \dots (2)$$

ただし W_{ec} : 限界 Weber number

U_g : 衝風流速

γ_g : 衝風密度

κ : 重油の表面張力

従つて他の条件がしとしければ限界粒径 d_c は衝風流速の 2 乗に反比例する。

ii) ノズル径並びに重油噴射速度

ノズル径、重油流速、重油、霧化剤の性状を含めて Jet number (J_e) で表わし、 J_e と重油霧化状態の關係を調べた結果 J_e が大なる程、霧化が良くなることがわかつた。この J_e は (3) 式で表わされる。

$$J_e = 16 F_0^2 / \pi^2 D^2 (\gamma_0 / \kappa) (\gamma_g / \gamma_0)^{0.55} \dots \dots \dots (3)$$

ただし F_0 : 重油流量

γ_0 : 重油密度

D : 重油ノズル径

γ_g : 衝風密度

κ : 重油の表面張力

よつて重油噴射速度 ($4F_0 / \pi D^2$) が大ならば霧化がよく

なる。

iii) 衝風に対する噴射速度

衝風に対する噴射角度は重油噴流と衝風流とが平行流の場合 0 とすると、噴射角度が大なるほど霧化がよくなり、対向流の時最良となる。

III. 羽口先の燃焼状態

1) 羽口先の燃焼状態の推定

羽口内および羽口先の燃焼は油滴燃焼支配と考えられるので、油滴の燃焼時間と羽口先酸化帯末端までの油滴飛翔時間とを比較すれば、羽口先酸化帯末端までの燃焼進行の状態が推定できる。

燃焼時間 τ は下式で表される。

$$\tau = \phi_1(F) \{ \tau_h + \tau_v \} + \tau_c + \phi_2 \tau'$$

ただし $\phi_1(F)$: 重油流量による予熱, 蒸発速度定数

$\tau_h = C_0 r (d/2) / 3 \alpha \log_n [(\theta_g - \theta_0) / (\theta_g / \theta_b)]$: 油滴予熱時間

$\tau_v = [4/3 \pi (d/2)^3 \gamma_0]^{2/3} / 0.09$: 油滴の蒸発時間

$\tau_c = [4/3 \pi (d/2)^3 \gamma_0]^{2/3} / k$: 残留炭素燃焼時間

ϕ_2 : 重油流量による着火遅れ定数

$\tau' = A c \exp(E/RT) \approx 0$: 化学反応による着火遅れ時間

C_0 : 重油の比熱 θ_g : 熱風温度
 γ_0 : 重油の密度 θ_0 : 重油予熱温度
 d : 重油の直径 θ_b : 重油蒸発温度
 α : 境膜係数 k : 残留炭素燃焼速度定数

一方油滴の噴射位置から酸化帯末端までの間の飛翔時間 t は下式で表される。

$$t = t_1 + t_2 + t_3$$

ただし $t_1 = [1/F_g \{ (273 + \theta_g) / 273 \} (1/P_g)]$

$(L - l_m) \gamma_b^2 \pi$: blow pipe 内の飛翔時間

$$t_2 = 1/F_g \{ (273 + \theta_g) / 273 \} (1/P_g)$$

$\pi \int_0^l (\gamma_0 + (\gamma_{em} - \gamma_0) l/l_m)^2 dl$: 羽口内の飛翔時間

$$t_3 = 1/F_g \{ (273 + \theta_g) / 273 \} (1/P_g)$$

$\pi \gamma_b^2 \int_0^{X_m} f(X) dX$: 酸化帯の飛翔時間

L : 羽口先端からの距離

l : 羽口先端からの羽口内の距離

l_m : 羽口先端から羽口元までの距離

γ_0 : 羽口先端の半径

γ_{em} : 羽口元の半径

γ_b : blow pipe の半径

X : 羽口先端から酸化帯内の距離

X_m : 羽口先端から酸化帯末端までの距離

Table 1 に示す条件の下で、羽口から 125mm の位置から重油を噴射すると羽口までに全重油量の 2~3% が燃焼を開始するに過ぎず、酸化帯末端までに 87~90% 燃焼を完了する。

もし羽口先端から 500mm の blow pipe 中に重油を噴射すると羽口先端から 400mm 付近で着火して、酸化帯末端までに燃焼をほぼ完了する。

2) 羽口先の燃焼状態の確認

前述の燃焼状態の推定を実験的に確認するために blow pipe ののぞきカバーから熱電対を挿入して温度分布を測定した結果、羽口先端から 125mm 羽口内の位

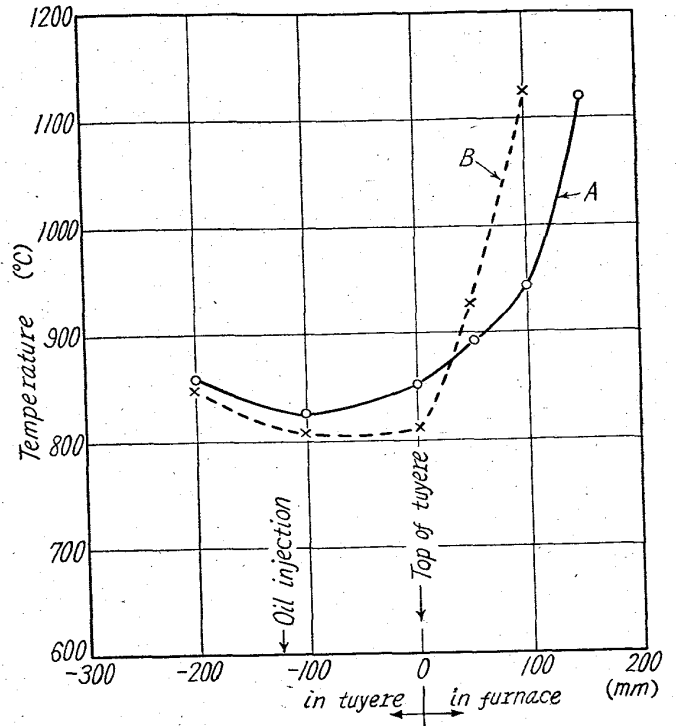


Fig. 3. Atmosphere and temperature plotted against the tuyere axis.

置で重油を噴射した場合 Fig. 3 B 曲線のようにになった。A 曲線は重油の噴射を停止した直後の温度分布である。この結果、羽口先端から 25m 炉内に入った処で着火していることが判り、推定の正しさを確認した。またその後の温度上昇から燃焼程度を推定しても前述の推定も裏付けることができた。

IV. 結 言

- 1) 冷風模型による粒度分布の実測結果から高炉における重油の霧化状態を推測することができた。
- 2) 重油霧化状態の推測値を基に羽口先燃焼状態を推定して、その結果を熱電対による温度分布測定によって確認することができた。
- 3) 酸化帯末端までに完全燃焼を図るためには、吹込位置を霧化状態に応じた位置にすることと、霧化状態を良くすること特に最大粒径を小さくすることが重要である。
- 4) 衝風による誘引霧化の場合は、衝風流速、重油噴射速度および噴射角度をいづれも大きくすることにより霧化は良好となる。