

論 文

UDC 669.162.263.42 : 669.162.267.4 : 662.753.325 : 669.162.231.856

ブローパイプと羽口内での重油の燃焼*

稲谷 稔宏** · 岡部 俠児*** · 西山 哲司****

芹沢 保文**** · 高橋 洋光**** · 才野 光男****

Heavy Oil Combustion in Blowpipe and Tuyere of Blast Furnace

Toshihiro INATANI, Kyoji OKABE, Tetsuji NISHIYAMA,

Yasunori SERIZAWA, Hiromitsu TAKAHASHI, and Mitsuo SAINO

Synopsis:

The injection of large quantities of auxiliary fuels to reduce the coke rate at blast furnaces is an economic necessity because of the shortage of coke and its increasing cost. One of the reasons of the limitation of the amount of injected heavy oil is incomplete combustion with unacceptable soot formation.

Firstly, the authors observed the phenomena in the raceway by using the experimental model and, secondly, they analyzed the combustion process in the real raceway on the basis of the gas composition measured by the probe inserted through the tuyere.

The heavy oil is generally injected from the tip of oil nozzle settled near the tuyere at the oxygen excess ratio (μ) over 1.1. A great part of injected oil burns simultaneously with coke in the raceway and soot formation begins with increasing the amount of injected oil.

In order to gasify the heavy oil in the blowpipe and tuyere before the beginning of the coke combustion, the nozzle tip was moved backward 1.75 or 0.75 m away from the tuyere nose. The test of the new injection system was carried out at No. 6 tuyere of No. 2 blast furnace in Chiba Works and its results were also discussed. Much quantity of heavy oil could be gasified without soot formation on the condition of $\mu=0.9$.

1. 緒 言

近年、良質な原料炭の不足現象が顕著になり、さらにこの傾向が強まることが予想される。高炉への燃料吹込みは、原料炭の使用量低減対策の一つとして実施されているがさらに効果をあげるために、より多量の燃料吹込みと燃料の多様化が検討されている。

従来より一般の燃焼設備の燃料として使用されてきた重油は廃ガス中の硫黄酸化物が高いので、液化石油ガス(LPG)や天然ガスに転換されつつある。一方高炉への重油吹込みでは、硫黄の移行による銑鉄品質の低下という欠点は無視しえないが、大部分の硫黄をスラグ中に捕集するため脱硫装置としてきわめて優れており、高炉への重油吹込みはこの点からも促進されるべきである。

高炉に燃料を吹込む一つの方法としてシャフト下部から還元ガスを吹込む方法が提案されている¹⁾²⁾。この方法は銑鉄t当りの羽口発生ガス量が減少する点で操業上、有利であるが、燃料の利用効率が低いという欠点がある。

羽口からの重油吹込み量を制限する要因の一つは、吹込み量が増加すると重油の燃焼が不完全になる点にある。重油の不完全燃焼により発生する煤は、コークスに対する重油の置換率の低下、炉頂ガス清浄設備の異常現象や炉況不良の原因になるといわれている。現在までの実績では、重油を完全燃焼するのに必要な酸素量に対する使用酸素量の比、すなわち酸素過剰比 μ (Oxygen excess ratio) で 1.1~1.2 が限界とされている^{2)~5)}。 μ をさらに低下できるかどうかは羽口をバーナーとし、レ

* 昭和 50 年 9 月 8 日 受付 (Received Sept. 8, 1975)

** 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-machi Chiba 280)

*** 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

**** 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

レースウェイを燃焼室とする燃焼工学の問題であり、この観点から二段燃焼法⁶⁾、酸素アトマイズバーナーの利用⁷⁾や微粒化を促進するための油・水エマルジョンの利用⁸⁾⁹⁾の研究がある。また IRSID では“Shock wave”を利用した燃焼器を開発し μ で 0.58 まで煤を発生せずに燃料油をガス化できると報告している¹⁰⁾¹¹⁾。

重油の燃焼炎の研究は油滴の燃焼¹²⁾や噴霧燃焼など数多くみられる¹³⁾が、高炉の場合のように 1000°C 以上の高温で、200 m/sec 以上の高速気流中に重油を吹込んで燃焼させるのは、工業装置としては例がなくきわめて特異である。

煤の発生を抑制しながら μ をさらに低下させて高炉への重油の多量吹込みを達成するためには燃焼反応が進行しているレースウェイ内の状況を明らかにし、レースウェイ内でのコークスと重油の燃焼の研究が必要である。

本報告では模型によりレースウェイ内の観察を行ない、実高炉のレースウェイ内の燃焼反応を羽口水準に設置したサンプラーによる測定データに基づいて検討した結果より、新しい重油吹込み法を示し、その試験結果について報告する。

2. 模型によるレースウェイの観察

二次元模型を用いてレースウェイの観察を行なった。コークス粒子充填層へ羽口から空気を吹込んで生成するレースウェイ内のコークスの運動状態を高速度写真で観察した。用いた半裁羽口径は 33 mm である。実験条件はコークス粒径 3~4 mm、空気量 57 l/sec であり、撮影前にコークスの運動状態の追跡を容易にするため 6~10 mm の夜光塗料を塗ったトレーサーコークスを送风管から添加する。照明はカーボンアークを使用し撮影速度は 5000 コマ/sec である。

レースウェイ内のコークスの運動状態を Fig. 1 に示す。図中の各線はトレーサーコークスの移動経路を示す。S と E はトレーサーコークスを観察し始めた位置と視野から消えた位置を示し、おのおのの刻み幅は 0.001 sec に相当する。レースウェイはコークスの運動状態の違いによつて A から E の 5 ゾーンに分割できる。A ゾーンは羽口先ジェットの部分でコークスの移動速度が最も速い。ジェットにコークスが供給される位置は羽口先端近傍の限られた上部の部分とサイドの部分である。B ゾーンはコークスの最も疎な部分である。コークスが視野から消える率が高く奥行きが広いと考えられる。C ゾーンは羽口先ジェットの A 部にコークスが供給される前段階のゾーンで、コークスの移動速度は遅い。D ゾーンでは P 点を中心としてコークスが密にゆつくりと循環して

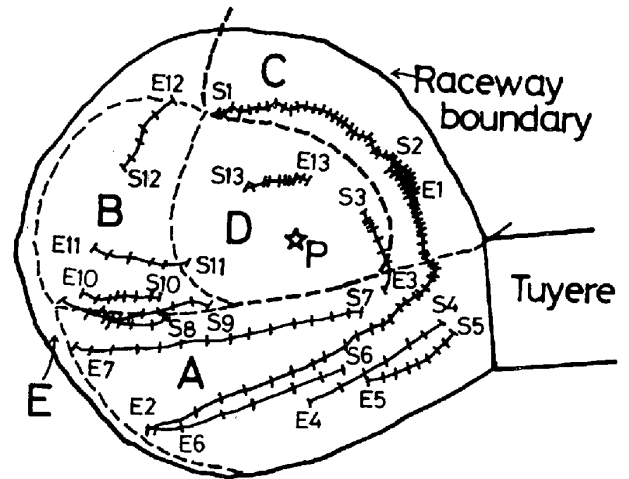


Fig. 1. Coke movement in the model raceway.

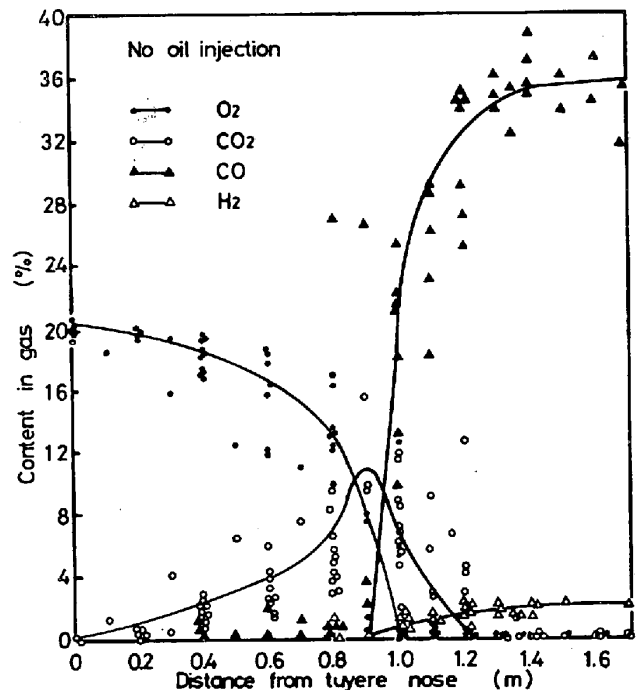


Fig. 2. Distribution of gas composition in the raceway.

いる。P 点は D ゾーンの下よりの位置である。E ゾーンはコークスの移動のない充填層とレースウェイの境界部分で、粒子の空間密度が高く粒子 3~4 個層でゆつくりとコークスが上部へ移動する。レースウェイ内のコークスの移動速度は A>B>C, E>D の順に小さくなる。

以上のコークスの循環状態の観察をもとに、送風空気中の O₂ は主として羽口先ジェットの部分でコークスと反応していると考えられる。

3. 新しい重油吹込み法

重油を吹込まないときのレースウェイ内ジェットの中

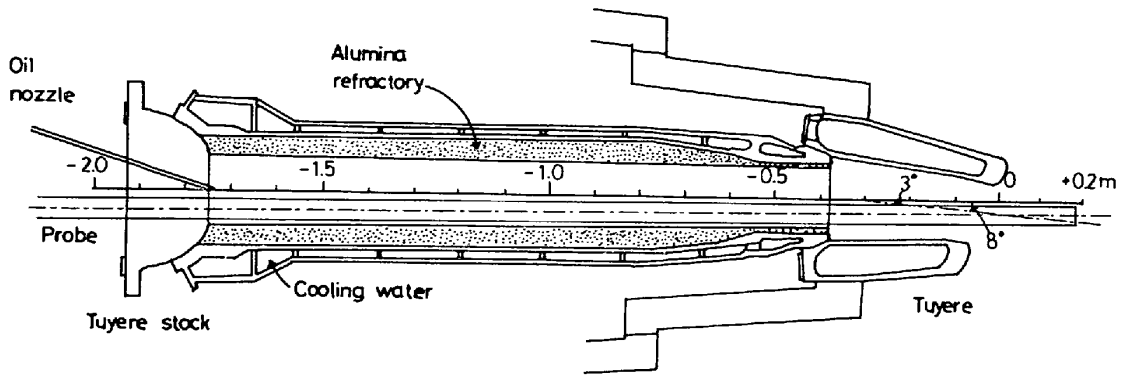


Fig. 3. Schematic figure of blowpipe I, tuyere and probe.

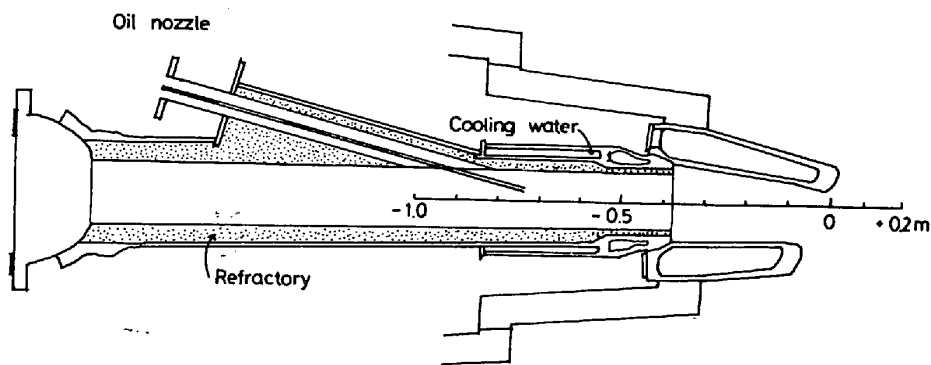


Fig. 4. Schematic figure of blowpipe II.

心軸上での軸方向のガス組成変化を Fig. 2 に示す¹⁴⁾¹⁵⁾。羽口先ジェットの部分で送風空気中の O_2 が急速に減少していくことがわかる。

吹込んだ重油のガス化や燃焼に最も大きな役割をはたすのは送風空気中の O_2 である。重油の吹込みは通例、羽口先端近傍のノズルを通じて行なわれており、吹込まれた重油はレースウェイ内で羽口先ジェット流に巻きこまれる CO や H_2 ならびにコークスと競合しながら燃焼するが、吹込重油量の増加とともに煤が発生する。この煤の発生の原因の一つは、送風空気中の一部の O_2 が CO や H_2 ならびにコークスと反応して、 O_2 が十分に吹込んだ重油のガス化や燃焼に利用されないことにあると考えられる。そこでコークスの燃焼反応が進行する前に、吹込んだ重油のガス化や燃焼を完了させるため、重油ノズル位置を炉外方向に引きブローパイプと羽口での重油の燃焼を可能にする水冷ブローパイプ I 型、II 型を開発し検討した。

送風空気は重油やコークスと反応してレースウェイから流出するときには CO 、 H_2 と N_2 からなるガスに変化する。送風空気と重油を優先的に反応させることにより羽口先端で煤を発生させずに、 CO 、 CO_2 、 H_2 、 H_2O と N_2 よりなるガスに転換できる最小の酸素過剰比 μ の

吹込みのとき、燃焼工学上重油の利用効率が最も高いと考えられる。

水冷ブローパイプ I 型 (以下 I 型と称す) を Fig. 3 に、水冷ブローパイプ II 型 (II 型) を Fig. 4 に示す。I 型では重油ノズルはツイヤストックを通じて挿入されノズル先端位置は、ツイヤストックとブローパイプの接合部付近である。ノズル先端から羽口先端までの燃焼室の大きさは I 型では 0.027 m^3 (径 140 mm, 長さ 1.75 m), II 型では 0.012 m^3 (径 140 mm, 長さ 0.75 m) である。重油ノズル口径は I 型では 4 mm, II 型では 6 mm である。重油の燃焼の影響を受けるため I 型ではブローパイプ全面、II 型では先端部分を水冷する。なお軸方向の距離は羽口先端を 0 とし炉内側を正で、炉外側を負で表示する。

4. 重油の燃焼実験結果

4.1 実験方法

千葉 2 高炉の 6 番羽口に水冷ブローパイプ I, II 型を設置し重油の燃焼実験を行なった。Table 1 に実験条件を一括して示す。表中燃空比 (Fuel-air ratio) は送風空気量 (kg) に対し吹込まれた重油量 (kg) の割合である。

燃焼ガスサンプリングは既報¹⁶⁾¹⁷⁾のサンプラーを用い

Table 1. Experimental conditions.

	No. 2 blast furnace blast				No. 6 tuyere			
	Blast volume	Oxygen enrichment	Blast humidity	Blast temp.	Oil rate	Average blast volume*	Average fuel air ratio**	Average oxygen excess ratio**
	Nm ³ /min	Nm ³ /min	g/Nm ³	°C	(F _O) l/hr	(V _O) Nm ³ /min	(φ ₀) —	(μ ₀) —
Blowpipe I	2 100	50	19	1 100	200	117	0.021	3.59
	2 100	50	19	1 100	300	117	0.032	2.39
	2 100	50	19	1 100	400	117	0.042	1.79
	2 100	50	19	1 100	500~600	117	0.053~0.063	1.44~1.20
Blowpipe II	2 230	125	10	1 080	600	124	0.056	1.52
	2 230	133	10	1 080	830	124	0.078	1.12
	2 230	133	10	1 080	980	124	0.092	0.95

* Calculated on the assumption that total blast volume is equally distributed to all tuyeres.

** Calculated on the basis of average blast volume.

て各重油レベルで 2~3 回行なつた。ガス採取は炉内から順次一定間隔ごとに炉外方向に行ない、採取したガスはガスクロマトグラフ法で、H₂、O₂、N₂、CH₄ と CO はモレキュラーシーブカラムで CO₂、C₂H₂、C₂H₄ と C₂H₆ は活性炭カラムで分析した。水冷サンプラーは外径 48.6 mm でブローパイプと羽口の先端口径 140 mm に対し断面積比で 12% を占める。Fig. 3 に示すようにサンプラーはブローパイプの下側を這うように挿入され、羽口が下向きのため挿入するにつれて、ガス流のセンターのガスを採取することになる。羽口先端付近で図面上、ガス流のセンターのガスを採取し、ブローパイプ先端から羽口先端にかけてのガス採取でガス流の半径方向の分布がわかる。

4.2 I型での測定結果

I型で重油量 300, 400 l/hr の場合のガス組成変化を Fig. 5 に示す。ノズル先端から 0.1~0.2m で O₂ が減少し始めており着火位置はノズル先端のごく近傍と考えられる。O₂ が減少する部分 (-1.75~-1.2 m), ほぼ一定なガス組成を保つ部分 (-1.2~-0.2m) とブローパイプ先端から羽口先端間のガス組成のシャープな変化のある部分 (-0.2~-0m) の三つに大別できる。

Table 1 に示すように 400 l/hr の重油吹込みで平均送风量に対する酸素過剰比 μ₀ は 1.79 であり、μ を低下させる実験として 500~600 l/hr の予備実験を行なつたが、ブローパイプの耐火物が損傷し継続して燃焼できなかった。

4.3 II型での測定結果

4.3.1 ガス組成変化と測温結果

600, 830, 980 l/hr の重油吹込みについて一例ずつガス組成変化とそのガス組成に対応する理論断熱ガス温度

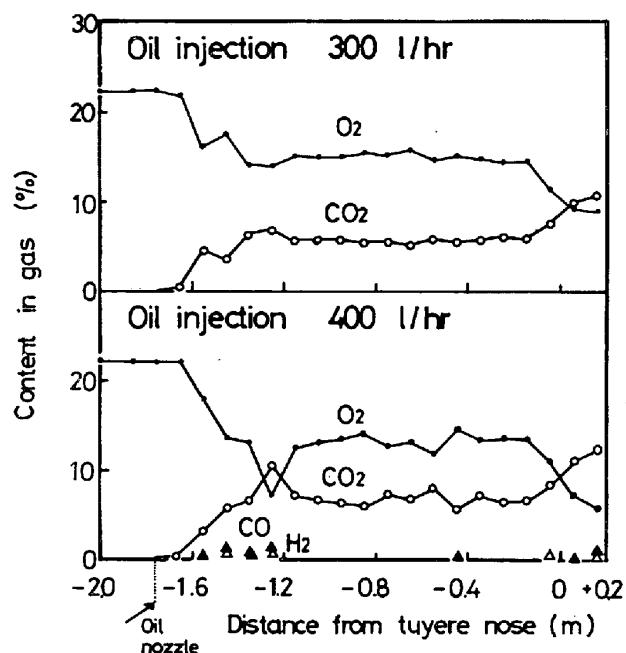


Fig. 5. Distribution of gas composition to the direction of blast flow in the experiments of blowpipe I.

T_{cal} を Fig. 6 に示す。 T_{cal} は (1) 式に示すように重油と送風空気の反応による熱収支から求めた。

$$T_{cal} = (W_b + W_{oil} - W_{dec.} + W_r) / \sum C_i N_i \dots (1)$$

ここで W_b は送風空気の顕熱、 W_{oil} は重油の顕熱、 $W_{dec.}$ は重油の分解熱、 W_r は各ガス組成までの C、H₂ の燃焼熱、 C_i は i 成分ガスの比熱、 N_i は i 成分量を示す。

ノズル先端から O₂ は急速に減少し 600 l/hr を除いては羽口先端で O₂ はほとんど反応し、CO₂、CO、H₂O、H₂、C_mH_n (CH₄、C₂H₂、C₂H₄) を示す。CH₄ が最も

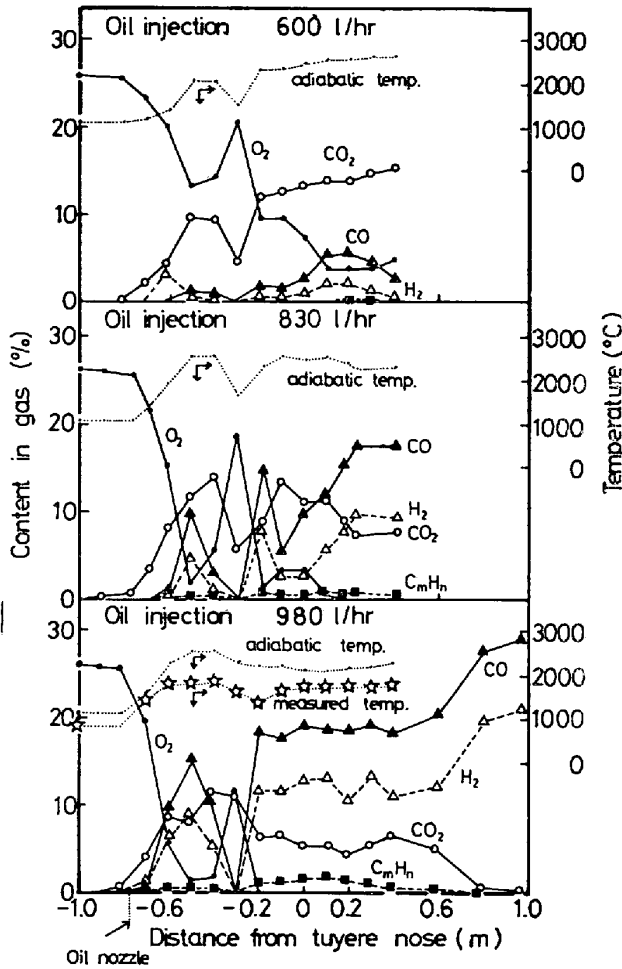


Fig. 6. Distribution of gas composition and temperature to the direction of blast flow in the experiments of blowpipe II.

多い) と N_2 からなるガスが発生する。980 l/hr の例では炉内に入っても CO_2 は +0.6 m まで数% 存在し、+0.8m で CO に転化する。

Ir-IrRh 40% の熱電対を用いて 980 l/hr の吹込みの場合のガス温度を測定した。水冷サンプラーの先端 2cm の点にカップルの先端があり絶対値は信頼できないが T_{cal} と傾向は一致する。

4-3-2 採取した煤の形状

採取ガスをグラスファイバー製ろ紙に導いて重油を多



× 20 000

Photo. 1. Electron microscopic photograph of sampled soot particles.

量に吹込んだとき発生する煤を捕集した。煤の電子顕微鏡写真を Photo. 1 に示す。直径 $0.01 \sim 0.04 \mu$ の細かな粒子が鎖状につながっており燃焼炉などでの重油の燃焼時の煤^{18)~20)} と似ている。この細かな煤粒子は噴霧滴からガス化した炭化水素ガスが高温、酸素不足の状態で見相で分解し生成した煤 (soot) と考えられる。これに対し写真中の 0.3μ 程度の球形粒子はガス化しなかつた噴霧滴の残査 (cenosphere) と思われる。煤粒子の X 線回折によるとグラファイトの (002) の面のピークがブロードにみられる²¹⁾。

4-3-3 ブローパイプと羽口での熱損失

レースウェイ内で重油を燃焼させる場合と比較して重油ノズルを炉外方向に引く本方式の欠点の一つは、ブローパイプと羽口の熱損失が増加することである。ブローパイプと羽口での熱損失の測定例を Table 2 に示す。

Table 2. Heat loss by cooling water of blowpipe II and tuyeres.

Tuyere No.	Oil rate (l/hr)	Cooling water in blowpipe II				Cooling water in tuyere			
		Flow rate (t/hr)	Inlet temp. (°C)	Outlet temp. (°C)	Heat loss (kcal/hr)	Flow rate (t/hr)	Inlet temp. (°C)	Outlet temp. (°C)	Heat loss (kcal/hr)
No. 6	980	12.8	32	33	12.8×10^3	15.0	17	27.5	143×10^3
No. 6	600	12.8	32	33	12.8×10^3	15.0	17	28	150×10^3
No. 4	700	—	—	—	—	13.1	17	27	131×10^3
No. 7	700	—	—	—	—	17.6	17	24	123×10^3

温度はアルコール温度計で測定した。ブローパイプ水冷部熱損失は羽口でのその約 10% に相当する。また水冷ブローパイプを設置した羽口の熱損失は他の羽口のそれより約 10% 大きい。羽口の内面への耐火物の設置は効果が大いと考えられる。

5. 考 察

5-1 採取ガス組成からの燃空比, 酸素過剰比, 湿ガス組成, 煤の発生率の計算

採取したガス組成から以下に示す物質収支式より重油の燃焼状態を検討する。物質収支での仮定は次の 2 点である。

- (1) 重油中の水素はすべてガス化する。
- (2) 重油中の硫黄, その他の微量元素と結合する水素と酸素は少量なので無視する。

送風空気の組成は送風湿分と酸素富化を考慮し Table 3 に示す。使用した重油の組成と密度を Table 4 に示す。

重油 $P(l)$ と送風空気 $V(Nm^3)$ が反応し生成する乾ガス量を $G(kg mol)$ とし生成する水蒸気を $W(kg mol)$,

Table 3. Composition and density of blast.

Item	Symbol	Unit	Blow-pipe I 200-400 l/hr	Blowpipe I	
				600 l/hr	830, 980 l/hr
H ₂ O	a	Mole fraction	0.0236	0.0124	0.0124
O ₂	b	Mole fraction	0.2167	0.2542	0.2579
N ₂	c	Mole fraction	0.7596	0.7331	0.7293
Density	ρ_b	kg/Nm ³	1.278	1.289	1.290

Table 4. Composition and density of heavy oil.

Item	Symbol	Unit	Blowpipe I	Blowpipe II
C	C_{wt}	Weight fraction	0.856	0.861
H	H_{wt}	Weight fraction	0.116	0.124
Density	ρ_{oil}	kg/l	0.943	0.900

Table 5. Symbols of gas components.

	O ₂	CO ₂	CO	H ₂	CH ₄	C ₂ H ₂	C ₂ H ₄	N ₂	H ₂ O
Dry gas	x	y	z	δ	p	q	r	n	—
Wet gas	x_w	y_w	z_w	δ_w	p_w	q_w	r_w	n_w	w_w

生成する煤(炭素)を $S(kg mol)$ とする。採取したガス組成は乾ガス組成であり乾ガス組成と湿ガス組成の各成分ガスの記号を Table 5 に示す。

(2) (3) (4) (5) 式はそれぞれ N₂, O₂, H₂, C の物質収支式であり, 未知数は P, V, G, W, S である。なお a, b, c, ρ_b は Table 3 に, $C_{wt}, H_{wt}, \rho_{oil}$ は, Table 4 に示す。

$$c(V/22.4) = n \cdot G \dots\dots\dots (2)$$

$$\{(a/2) + b\}(V/22.4) = (W/2) + \{x + y + (z/2)\}G \dots\dots\dots (3)$$

$$a(V/22.4) + (P \cdot \rho_{oil} \cdot H_{wt}/2) = W + (\delta + 2p + q + 2r)G \dots\dots\dots (4)$$

$$(P \cdot \rho_{oil} \cdot C_{wt}/12) = (y + z + p + 2q + 2r)G + S \dots\dots\dots (5)$$

(2) (3) (4) 式から (6) 式が求まり軸方向の各点について V/P が計算できる。

$$V/P = 11.2 \rho_{oil} \cdot H_{wt} / [2b - (c/n) \{2x + 2y + z - (\delta + 2p + q + 2r)\}] \dots\dots\dots (6)$$

燃空比 $\phi(-)$ は送風空気 (kg) に対する重油 (kg) の割合で定義する。

$$\phi = P \cdot \rho_{oil} / (V \cdot \rho_b) = \rho_{oil} / \rho_b \cdot (V/P) \dots\dots (7)$$

酸素過剰比 $\mu(-)$ は重油を CO₂ と H₂O まで燃焼するに要する酸素量に対する送風空气中酸素量で定義する。

$$\begin{aligned} \mu &= b \cdot V / \{P \cdot \rho_{oil} \cdot C_{wt} \cdot (22.4/12) \\ &\quad + P \cdot \rho_{oil} \cdot H_{wt} \cdot (22.4/4)\} \\ &= b \cdot (V/P) / \rho_{oil} \cdot (1.867C_{wt} + 5.600H_{wt}) \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

湿ガス組成は (9) 式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} w_w &= W / (W + G) = (W/G) / \{(W/G) + 1\} \\ x_w &= x \cdot G / (W + G) = x / \{(W/G) + 1\} \\ &\vdots \\ n_w &= n \cdot G / (W + G) = n / \{(W/G) + 1\} \end{aligned} \right\} \dots (9)$$

ここで (2) (3) 式より

$$W/G = (a + 2b)(n/c) - (2x + 2y + z)$$

煤の発生率 $\alpha(\%)$ は, $100S / (\text{重油中の炭素})$ と定義する。(3) (2) 式より

$$\alpha = 100 - \{53.57c(y + z + p + 2q + 2r)(V/P) / n \cdot \rho_{oil} \cdot C_{wt}\} \dots\dots\dots (10)$$

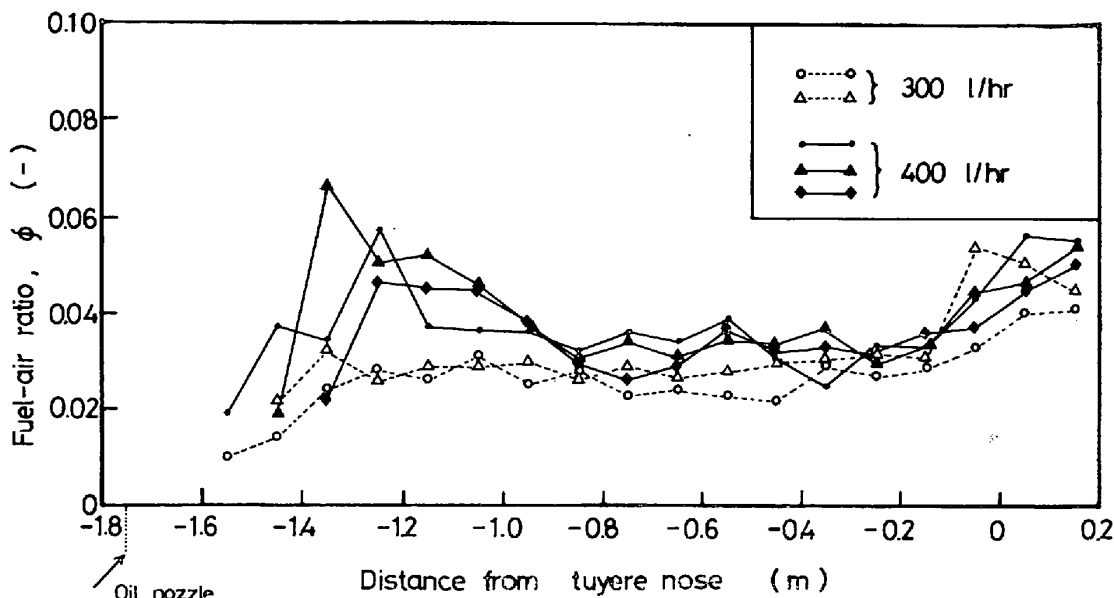


Fig. 7. Distribution of fuel-air ratio, ϕ , to the direction of blast flow in the experiments of blowpipe I.

以上の ϕ , μ , 湿ガス組成, α は送風空気と重油の組成, 密度および乾ガス組成から計算できる。

5.2 I型での重油の燃焼

(7) 式による ϕ の変化を Fig. 7 に示す. ϕ が各重油レベルでバラツキはあるが同一の分布を示すことは, 安定な火炎が形成されていることを示唆する。

Table 1 の 400 l/hr の重油吹込みの平均燃空比 $\phi_0 = 0.042$ に対して, ブローパイプ先端部分 (-0.8 ~ -0.2 m の区間) の $\phi = 0.03 \sim 0.035$ であり羽口部分 (-0.2 ~ 0 m の区間) の ϕ は 0.03 から 0.05 に増加し顕著な差がある. 4.1 で示した通りサンプラーはブローパイプの耐火物上を這うように挿入されているため, ブローパイプ先端部分では半径方向で, 周辺部のガス流を採取する. これに対しサンプラーが羽口部分を通過するときは, 下向き羽口のためガス流のセンター付近のガスを採取することになる. 重油の噴霧流の半径方向の拡散が十分でないため周辺部と中心部のガスで ϕ の分布があると考えられる. 中心部の ϕ と周辺部の ϕ の比は約 1.7 である。

燃焼反応による混合作用の定量的な算定は現在不可能なため, 反応による混合作用とサンプラーの挿入による影響を無視して次のように考え羽口付近での ϕ の半径方向の分布を検討する。

無限大の径をもつダクト内の乱流中の一点から第2流体を吹込んだ場合, 第2流体は第1流体のうず拡散によつてだいに広がり混合していく. このときの第2流体量/第1流体量 (ブローパイプ, 羽口での重油量/空気

量) の比は, フィックの拡散方程式の簡単な場合の解として近似すると (11) (12) 式で与えられる²²⁾²³⁾.

$$\phi_{cal} = \frac{w_f \cdot u_{str}}{4\pi w'_a \cdot D_E \cdot s} \exp\{-u_{str}(s-l)/2D_E\} \dots\dots\dots (11)$$

$$D_E = 0.015 \mu (Re)^{0.875} / \rho \dots\dots\dots (12)$$

ここで ϕ_{cal} は計算燃空比 (-), w_f は重油吹込み量 (kg/sec), u_{str} は送風空気流速 (m/sec), w'_a は単位面積当りの空気の質量流量 (kg/m² sec), D_E はうず拡散係数 (m²/sec), l は吹込み点からの軸方向距離 (m), s は母線の長さ (m), μ は空気の粘性係数 (kg/m \cdot sec), ρ は空気の密度 (kg/m³), Re はレイノルズ数 (-) である (Fig. 8).

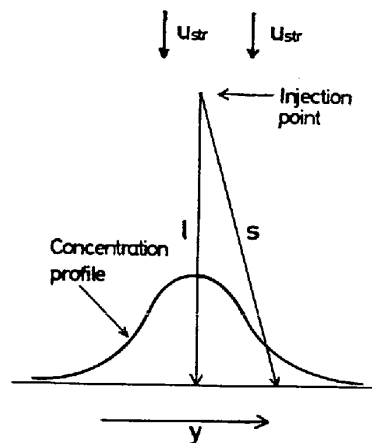


Fig. 8. Concentration profile downstream from injection point, showing slant distance s .

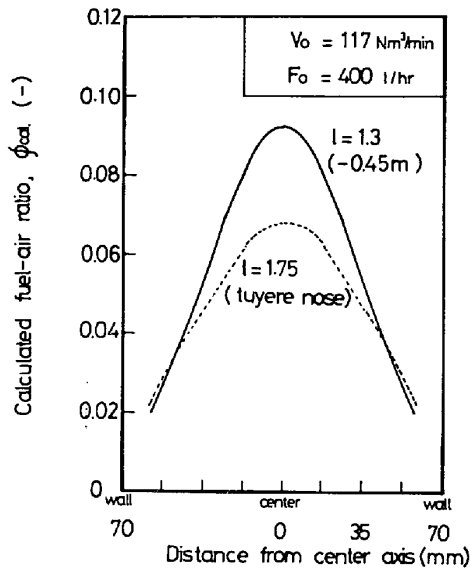


Fig. 9. Radial distribution of calculated fuel-air ratio, ϕ_{cal} .

燃焼による影響は小さく、また管壁付近を除く管中央付近について式 (11) が近似的に適用できると考え ϕ_{cal} を計算する。平均送風空気量 $117 \text{ Nm}^3/\text{min}$ を用い (12) 式より $D_E = 0.0878 \text{ m}^2/\text{sec}$ のうずの拡散係数となり、 $l = 1.3$ (-0.45m 位置)、 $l = 1.75$ (羽口先端位置) での ϕ_{cal} を Fig. 9 に示す。

サンプラーのガス採取口位置は管壁から 3 cm 付近の位置にあると考えられ $l = 1.3\text{m}$ (-0.45m 位置) の ϕ_{cal} は 0.03 であり、 1.75m (羽口先端位置) では前述のとおりガス流のセンター付近のガスが採取されていると考え管中央付近の ϕ_{cal} をとると $0.05 \sim 0.06$ となり、実測ガス組成からの ϕ とよい一致を示す。送風空気の流速がきわめて速いためうず拡散係数は大きい半径方向に十分、混合されずに炉内に送り込まれると考えられる。半径方向の混合の点から、重油ノズルの半径方向の位置は重要である²⁴⁾。

6 番羽口での燃空比 ϕ' は (13) 式で示せる。

$$\phi' = (F_0/60) \cdot \rho_{oil} / V_0 \cdot \rho_b \dots \dots \dots (13)$$

ここで F_0 は重油吹込み量 (l/hr)、 ρ_{oil} は重油密度 0.943 kg/l 、 V_0 は 6 番羽口送風量 (Nm^3/min)、 ρ_b は送風空気密度 1.28 kg/Nm^3 を示し、 ϕ' と F_0 、 V_0 の関係を Fig. 10 に示す。

断面平均燃空比のガスは、管中央と管壁の midpoint 付近で得られ²⁵⁾ その位置での ϕ_{cal} が $0.045 \sim 0.05$ であることや実測値から求めた羽口先端付近の ϕ が $0.045 \sim 0.05$ であることから、逆算して、6 番羽口に流れていた送風量を Fig. 10 から求めると $90 \sim 100 \text{ Nm}^3/\text{min}$ となり、

2 高炉の平均送風量 $117 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の $77 \sim 85\%$ の送風量となる。

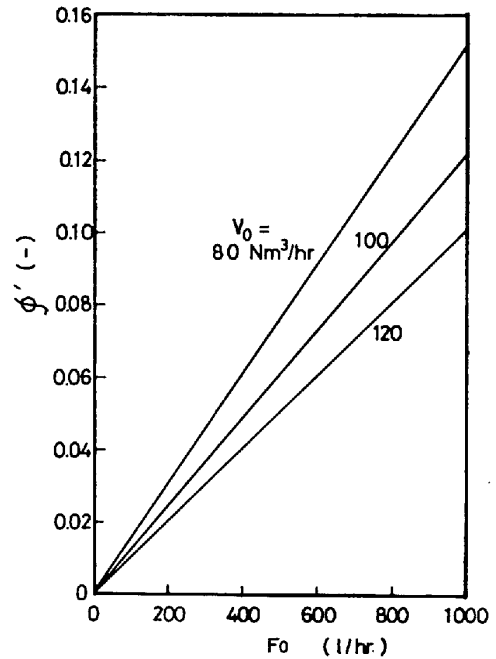


Fig. 10. Relation between fuel-air ratio, ϕ' , blast volume and oil rate.

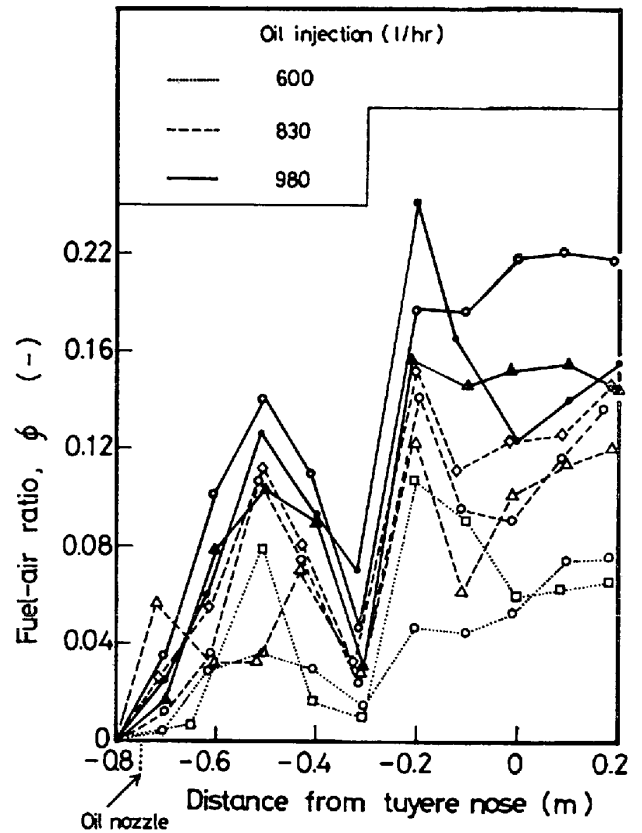


Fig. 11. Distribution of fuel-air ratio, ϕ to the direction of blast flow in the experiments of blowpipe II.

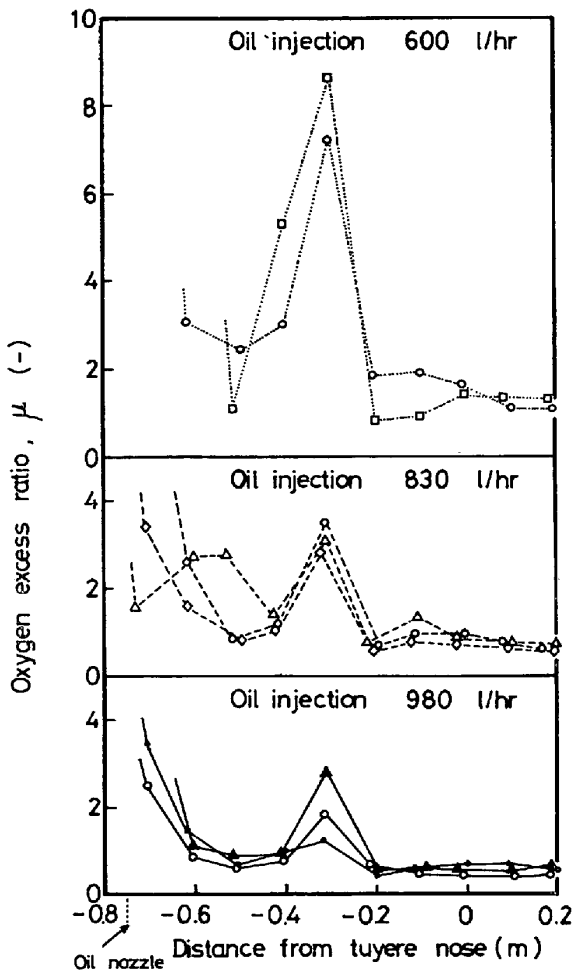


Fig. 12. Distribution of oxygen excess ratio, μ , to the direction of blast flow in the experiments of blowpipe II.

6番羽口について送風本管と重油ノズルガイド間の差圧(熱風差圧と称す)を測定した。重油を吹込まないときと300~400 l/hrの重油を吹込んだときの熱風差圧の値はそれぞれ123 g/cm²と70 g/cm²であつた。300~400 l/hrの吹込み時の送風量は重油無吹込のときに対して $\sqrt{70/123}=0.75$ の割合の送風量に減少していたと考えられ、上述の結果とよく一致する。この送風量の減少は、ブローパイプと羽口間の重油の燃焼による高温ガスが通過するため他の羽口のその部分の圧力損失と比較して大きくなるためと考えられる。

5.3 II型での重油の燃焼

燃空比 ϕ の変化をFig. 11に示す。吹込み重油量の増加とともに ϕ は増加するがTable 1に示した平均燃空比 ϕ_0 と比較して重油量が多いほど羽口先端での ϕ は ϕ_0 より大きい。この原因は重油量の増加とともに6番羽口への送風量が減少することにより ϕ が大きくなることと半径方向に ϕ の分布がありその ϕ の大きい所を採取した

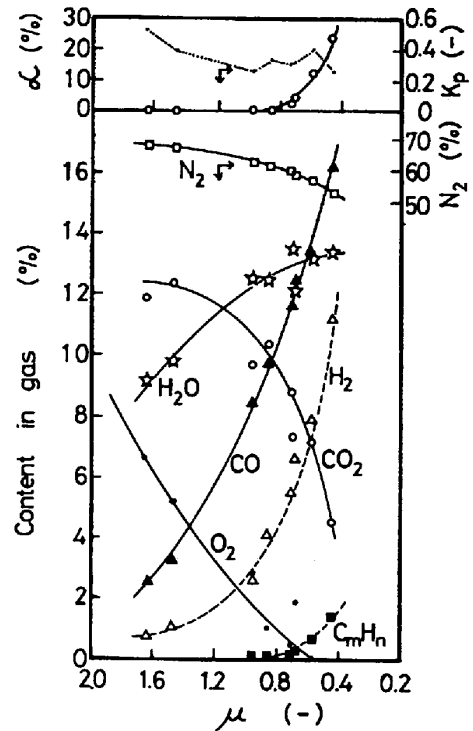


Fig. 13. Relation between wet gas composition, α , K_p and μ at tuyere nose in the experiments of blowpipe II.

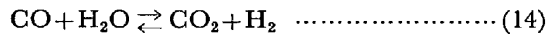
ことが考えられる。6番羽口への送風量の減少は、この羽口のみ水冷ブローパイプが設置されブローパイプと羽口内で重油が燃焼したためであり、全羽口に水冷ブローパイプが設置されたときは、このような現象はなくなると考えられるがブローパイプと羽口間の高温の燃焼ガスによる圧力損失の増加分だけ送風圧が上昇する。酸素過剰比 μ の変化をFig. 12に示す。重油の増加とともに μ が減少する。

II型での重油ノズル先端から羽口先端までの0.75mの空間を燃焼室と考え羽口先端でのガス組成を利用して発生したガスの性質を検討する。またこのことはコークスの燃焼反応が始まる前に重油のガス化を完了させてしまおうとする水冷ブローパイプ本来の目的の調査とも一致する。600~980 l/hrの重油吹込み時の羽口先端でのガス組成から求めた湿ガス組成、煤の発生率 α を μ で整理しFig. 13に示す。 μ の減少とともにガス中の(CO+H₂)%が増加するが煤が発生する。 $\mu=0.44$ のガス組成では α は25%に達する。(CO, H₂まで部分酸化するに要する μ は0.35である。)未燃焼の炭化水素ガスの発生が煤の発生と同じ挙動をするのは興味深く、ガス中の炭化水素ガスの存在の有無を知れば煤の発生の有無の推測が可能である。

羽口先端でほとんど煤を発生させず重油をガス化できるのは $\mu > 0.9$ である。羽口先端でも I 型で示したような半径方向の ϕ の分布があると思われる。しかし乱流拡散炎では乱れや燃空比の増加が燃焼速度を大きく増加させる一方、逆に火炎が乱れの強さを増幅する作用をもつこと²⁶⁾²⁷⁾が知られており、I 型と比較して II 型ではより多量の重油が燃焼し混合が促進されて羽口先端付近でほぼ断面平均ガスが生成していたと考え、 $\mu = 0.9$ は送風量原単位 $983 \text{ Nm}^3/\text{t-pig}$ を用いて計算すると 140 l/t-pig となる。

重油多量吹込みの場合 μ によって煤の発生の有無が定まるので、羽口ごとの送風量を管理し²⁸⁾、それに応じて重油吹込み量も羽口ごとに管理することが望ましい。

(14) 式の水性ガス反応の平衡式の値 $K_p = P_{\text{CO}_2} \cdot P_{\text{H}_2} / P_{\text{CO}} \cdot P_{\text{H}_2\text{O}}$ を計算し Fig. 13 に示す。



K_p は $0.2 \sim 0.5$ であり、 $2500 \sim 1500^\circ\text{C}$ の平衡値²⁹⁾ $0.25 \sim 0.31$ に近く羽口先端では水性ガス反応の平衡にほぼ到達していると考えられる。

6. 結 言

模型によるレースウェイの観察と重油を吹込まないときの羽口先ジェットのガス組成の測定データに基づき、炉内レースウェイでのコークスの燃焼反応がおこる前に吹込んだ重油のガス化を完了させるため、重油ノズル位置を炉外方向に引きブローパイプと羽口での重油の燃焼を可能にする水冷ブローパイプを開発した。重油ノズル先端から羽口先端までを燃焼室と考えると燃焼室の大きさはブローパイプ I 型では 0.027 m^3 (径 140 mm , 長さ 1.75 m)、II 型では 0.012 m^3 (径 140 mm , 長さ 0.75 m) である。千葉 2 高炉の 6 番羽口に設置し重油の燃焼実験を行ない安定な火炎を形成することを確認した。

ブローパイプ I 型では $200 \sim 400 \text{ l/hr}$ の重油吹込み時の燃焼ガスを採取し、次の結果をえた。

(1) 重油の噴霧量の半径方向の拡散は羽口先端付近で十分でないまま炉内に送り込まれる。

(2) 重油の吹込みとともに水冷ブローパイプを設置した羽口への送風量が減少する。

(3) 酸素過剰比 μ を低下させるため $500 \sim 600 \text{ l/hr}$ の重油吹込みの予備実験を行なったがブローパイプの耐火物が損傷し継続して燃焼できなかつた。

ブローパイプ II 型では $600 \sim 980 \text{ l/hr}$ の重油吹込みで燃焼ガス、煤の採取とガス温度の測定を行なった。

(4) 重油吹込み量の増加とともに μ が低下し、発生

ガス中の $(\text{CO} + \text{H}_2)$ 量は増加するが煤が発生する。

(5) 未燃焼の炭化水素ガスの発生と煤の発生が μ に関して同じ挙動をする。

(6) 採取した煤の電子顕微鏡写真によれば直径 $0.01 \sim 0.04 \mu$ の細かな粒子が鎖状につながった気相析出型の煤 (soot) と重油滴から炭化水素ガスが蒸発脱離した残渣 (cenosphere) の二種類の煤がある。

(7) 羽口先端でのガスは水性ガス反応の平衡にほぼ到達している。

(8) 羽口先端で煤を発生させずに重油をガス化できるのは $\mu > 0.9$ と計算され、送風量原単位 $983 \text{ Nm}^3/\text{t-pig}$ とすると、 $\mu = 0.9$ は重油量原単位 140 l/t-pig に相当する。

現在水冷ブローパイプ II 型の実用試験を計画中である。

本研究を遂行するにあたりご指導とご支援を賜わつた技術研究所三本木所長、藤元次長、千葉製鉄所長井製鉄部長、春管理部副部長ならびに終始協力していただいた製鉄課安野掛長、田川掛員、技術研究所近藤主研員ならびに関係諸部課に対し心からなる謝意を表する。

文 献

- 1) 宮下, 西尾, 下間, 山田, 大槻: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 108~623
- 2) 八塚, 中山, 大森, 原, 井口: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 624~636
- 3) 池上: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 559~565
- 4) 樋口, 飯塚, 黒田, 炭竈: 鉄と鋼, 60 (1974) 8, p. 1078~1083
- 5) 川村, 重見, 阿部, 奥田, 酒見: 製鉄研究, (1971) 272, p. 9749~9756
- 6) 児玉, 斧, 緒方: 鉄鋼協会 69 回講演大会論文集, (1967), p. 625~627
- 7) 山崎, 中谷, 狩野, 中川: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 600~607
- 8) G. HEYNERT: Maschinenmarkt, 79 (1973) 3, p. 43~44
- 9) H. M. ASHTON: Iron and Steel Intern., (1973), p. 226~230
- 10) D. BORGNAT, H. D. CASA, M. SCHNEIDER, and C. STAIB: International Iron and Steel Congresss, (1974), Düsseldorf
- 11) H. D. CASA, N. JUSSEAN, D. BORGNAT, and B. EYGLUNET: Journée d'Etudes sur les Flammes, (1972), Paris
- 12) 西脇, 平田: 液滴の蒸発と燃焼, (1960), [日刊工業新聞社]
- 13) A. B. HEDLEY, A. S. M. NURUZZMAN, and G. F. MARTIN: J. Inst. Fucl, (1971), p. 38~54
- 14) 岡部, 稲谷: 鉄と鋼, 56 (1970) 4, S. 45
- 15) T. INATANI, T. FUKUTAKE, and K. OKABE:

- Der Hochofenprocess, Hrsg. von Verein
Deutscher Eisenhüttenleute, Düsseldorf (1973),
p. 114~121
- 16) 清水, 長井, 岡部, 近藤, 稲谷: 鉄と鋼, 58
(1972) 5, p. 589~599
- 17) M. KONDO, T. INATANI, and K. OKABE:
Trans. ISIJ, 14 (1974), p. 267~274
- 18) 佐藤: 日本機械学会誌, 66 (1963) 539,
p. 1636~1644
- 19) A. M. GODRIDGE and M. E. HORSLEY: J.
Inst. Fuel, (1971), p. 599~606
- 20) 柴山, 小泉, 青木: 日本機械学会論文集, 34
(1968) 260, p. 769~775
- 21) 佐賀井: 燃料協会誌, 48 (1969) 508,
p. 603~614
- 22) J. T. DAVIS: Turbulence Phenomena, (1972),
p. 88 [Academic Press]
- 23) J. P. LONGWELL: Combustion Process ed. by
B. LEWIS, R. N. PEASE and H. S. TAYLOR,
(1956), p. 418 [Princeton Univ. Press]
- 24) 倉林, 柄沢: 日本機械学会論文集, 35 (1969)
275, p. 1474~1481
- 25) 小川, 伊藤: 化学工学, 38 (1974) 11, p. 815~
819
- 26) 水谷, 西本: 日本機械学会論文集, 38 (1972)
311, p. 1844~1854
- 27) 水谷: 日本機械学会論文集, 38 (1972) 316,
p. 3207~3216
- 28) 樋口: 鉄鋼協会第 90 回講演大会討論会概要,
(1975), p. A61~A64
- 29) 黒川: 燃焼工学 (1967), p. 44 [技報堂]