

© 1988 ISIJ

技術報告

高炉へのオイルコークス・重油スラリーの 均等吹込み

出口 幹郎*・森 利治*²・宇野 孝二*³
田中 孝三*⁴・田村 節夫*⁵

Uniform Injection of Petroleum Coke-Oil Slurry into the Blast Furnace

Mikio DEGUCHI, Toshiharu MORI, Kōji UNO,
Kōzō TANAKA and Setsuo TAMURA

Synopsis :

For the purpose of utilization of the residual oil as a new energy resource for ironmaking, the development of an injecting technique of petroleum coke-oil slurry into a blast furnace was undertaken. In order to establish this technique, the method of uniform injection of the slurry through the tuyeres was studied by the use of the pilot plant with a circulating loop. The petroleum cokes used in this study were the delayed coke and the fluid coke. This development was followed by the demonstration plant test at No. 1 blast furnace of Kobe Works which was provided with the new injection system designed on the basis of pilot plant test results. This slurry injection test through 4 tuyeres was carried out for about 4 months.

As a result, it was confirmed that the continuous injection of 50% slurry without additives was possible for a long period of time as easily as heavy oil and the erosion of pipelines was not a problem practically. The most important result for blast furnace operation was that the new injection system with a circulating loop made possible a uniform injection of slurry through each tuyere.

Key words : petroleum coke ; slurry ; ironmaking ; blast furnace operation ; injection ; residual oil ; petroleum coke-oil slurry.

1. 緒 言

高炉の生産性向上と燃料比低減を図るために 1961 年より安価な重油が吹き込まれていたが、1973 年末の第一次石油危機によつて重油を節減するための技術開発が鉄鋼各社で推進された。特に比較的短期間で開発することができ、しかも重油を半減することができると考えられた石炭・重油スラリー (COM : Coal Oil Mixture) の吹込み技術の開発が実施された^{1)~8)}。この技術はそれ以前にも開発されたが、重油を安価に購入することができたため実用化されなかつた⁹⁾¹⁰⁾。著者らは 1974 年より沈降防止剤を添加しない COM の高炉吹込み技術の開発に着手し、1978 年に神戸第 3 高炉で羽口 2 本への吹込み実験を実施した^{11)~13)}。その結果、50% の COM を吹き込みうることを確認したが、羽口 2 本への均等吹込

みやポンプの摩耗などが実用化上の重要な課題として残つた。そこで従来の吹込み方式も含めて検討した結果、各羽口への均等吹込みを達成するための吹込み方式として環状管リターン方式を考案した¹⁴⁾。

一方、前報¹⁴⁾に記したように 1979 年 6 月よりオイルコークス・重油スラリー (以後スラリーと略称する) の高炉吹込み技術の開発に着手した。1980 年には環状管リターン方式を組み込んだパイロットプラントにおいてスラリーの流動特性と吹込み方式の適用性を把握するための実験を行つた。この実験結果に基づいて設計した吹込みシステムを神戸第 1 高炉に設置し、1981 年の 8 月から 11 月にかけて約 4 か月間にわたる羽口 4 本への吹込み実験を行つた¹⁵⁾。

従来、高炉への COM 吹込みにおける課題は、(1)各羽口への均等吹込み、(2)COM の製造機器・ポンプ・流

昭和 57 年 4 月・9 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 9 月 22 日受付 (Received Sep. 22, 1987)

* (株)神戸製鋼所材料研究所 (Materials Research Laboratories, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinhama-cho Chuo-ku Kobe 651)

*2 (株)神戸製鋼所試作実験センター (Technical Testing & Development Center, Kobe Steel, Ltd.)

*3 (株)神戸製鋼所石炭液化推進部 (現: 日本褐炭液化 K.K.) (Coal Liquefaction Dept., Kobe Steel, Ltd., Now Nippon Brown Coal Liquefaction Co., Ltd.)

*4 (株)神戸製鋼所神戸製鋼所 (Kobe Works, Kobe Steel, Ltd.)

*5 (株)神戸製鋼所鉄鋼生産本部生産技術部 (現: 第一耐火煉瓦(株)) (Technology Administration Department, Iron & Steel Production Division, Kobe Steel, Ltd., Now Daiichi Taika Renga Co. Ltd.)

量調節弁・バーナーなどの摩耗，(3)COM中の石炭の沈降あるいは閉塞などであるとされていた。これらの課題はスラリーの吹込みにおいても解決しなければならないものであると考えられる。しかしながらこれらの課題に対して詳細に報告した例は数少ない⁷⁾⁸⁾。

そこで，本報ではスラリーの製造から吹込みに至るまでの各種技術を環状管リターン方式を組み込んだパイロットプラントと実炉でのスラリー吹込み実験によつて検討した結果について報告する。

2. スラリーの吹込み方式の検討

2.1 従来の COM 吹込み方式

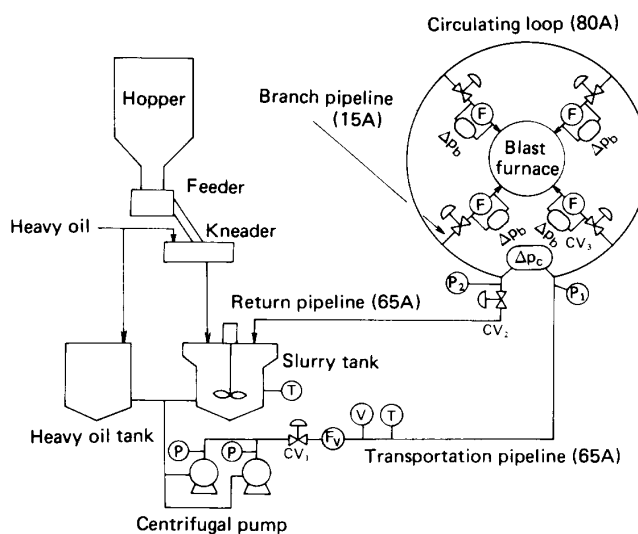
高炉羽口に補助燃料を吹き込む場合，円周方向において均一な軟化融着帯形状を確保する上で各羽口への吹込み量を均等にすることが必要である。しかしながら COM の粘度はその濃度の増加に伴つて上昇し，50% COM では重油の約 10 倍にもなるため配管内の圧力損失は非常に大きくなる。さらに配管内での沈降とそれに伴う閉塞も生じるため，COM の均等吹込みは困難となる。

これまでに報告された主な吹込み方式にはつぎのようなものがある。(a)羽口 2 本ごとに 1 台のポンプを設置して全羽口に COM を吹込む方式⁹⁾，(b)1 台のポンプで COM を流送して順次各羽口に吹き込み再度 COM をタンクに戻すという方式¹⁶⁾，(c)1 台のポンプで COM を流送してタンクに戻すことなく全羽口に吹き込む方式^{1)~6)10)}，(d)1 台のポンプで COM を高炉の近くまで流送し，その一部をタンクに戻しつつ全羽口に吹き込む方式^{11)~13)}，(e)1 台のポンプで COM を高炉の近くまで流送して二分し，その後羽口に吹き込んで再びタンクに戻す方式⁷⁾⁸⁾ などである。

1978 年に神戸第 3 高炉で実施した羽口 2 本への COM 吹込み実験では(d)と類似の吹込み方式を採用したが，羽口までの配管の長さが異なつたため，羽口 2 本への 50% COM の均等吹込みは困難であつた。そこで，この課題を解決すべく新しい吹込み方式として環状管リターン方式を考案した¹⁴⁾。なお本報では COM あるいはスラリーの濃度を重量百分率(%)で表す。

2.2 環状管リターン方式の特性

環状管リターン方式のフローチャートの例を神戸第 1 高炉での吹込み実験に使用したもの (Fig. 1) で示す。ここでは，均等吹込みを達成するために必要な条件，すなわちスラリー吹込み時の環状管全長における圧力損失 (Δp_c : MPa) におよぼすポンプの吐出量 (Q_p : m^3/h)，全羽口へのスラリーの吹込み量 (Q_i : m^3/h)，環状管の



CV : Control Valve P : Pressure gauge
T : Thermometer V : Viscometer
F : Ultrasonic flow meter F_v : Venturi meter
Δp : Differential pressure gauge

Fig. 1. Schematic figure of slurry injection system.

内径 (D : m) などの影響を検討する。配管内の圧力損失は前報¹⁴⁾でも述べたようにスラリーをニュートン流体として取り扱つても良いため，層流域において成立する Hagen-Poiseuille の式によつて計算する。

環状管の入口側から j 番目の羽口に吹き込んだあとの環状管内の流量と流速をそれぞれ Q_j (m^3/h)， v_j (m/s)，全羽口への吹込み量とポンプの吐出量との比 (Q_p/Q_i) を R ，羽口の本数を n とすると， Q_j ， v_j ， Δp_c はそれぞれ (1)~(3) 式で与えられる。

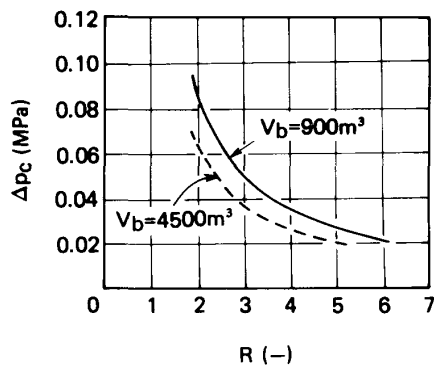
$$Q_j = \left(R - \frac{j}{n} \right) Q_i \dots\dots\dots (1)$$

$$v_j = \frac{Q_j}{900\pi D^2} \dots\dots\dots (2)$$

$$\begin{aligned} \Delta p_c &= \sum_{j=1}^n \frac{32\mu v_j L}{D^2 n} \times 10^{-6} \\ &= \frac{32\mu L Q_i}{900\pi D^4} \left(R - \frac{1}{2} - \frac{1}{2n} \right) \times 10^{-6} \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

ここで， μ はスラリーの粘度 ($Pa \cdot s$)， L は環状管の全長 (m) である。

配管内の流速は沈降の限界流速 (v_c : m/s) と摩耗の限界流速 (v_a : m/s) の間に設定する。沈降の限界流速は (4) 式¹⁷⁾ によつて求め，定数 K は神戸第 3 高炉での COM 吹込み実験結果に基づいて 2.5 とした。すなわち 10A の配管 (内径: 0.0127 m) に対する v_c を 0.20 m/s ，



Productivity : 2.0 t/d, m³ Slurry rate : 50 kg/t
 R = Discharge rate of slurry by pump/Injection rate through all tuyeres
 Fig. 2. Effect of R and blast furnace's volume (v_b) on pressure loss in circulating loop (Δp_c).

石炭の比重 (ρ_c : -) を 1.3, 重油の比重 (ρ_o : -) を 0.9 として K の値を求めた.

$$v_c = K \left\{ \left(\frac{\rho_c}{\rho_o} - 1 \right) D \right\}^{0.5} \dots\dots\dots (4)$$

一方、摩耗の限界流速は 3 か月間の使用によつて鋼製の部品に明らかな摩耗が生じ始めるときの流速を意味し、本報では神戸第 3 高炉での実験結果より 3.0 m/s と定めた。

炉内容積が 900 m³ と 4500 m³ の高炉に対する計算例 (出銑比: 2.0 t/d, m³, スラリー比: 50 kg/t) を Fig. 2 に示す。環状管の全長はそれぞれ 60 m, 120 m とした。スラリーの粘度は神戸第 3 高炉での実験で得られた配管内の圧力損失から求めた 50% COM の粘度 (0.134 Pa·s) を用いた。Fig. 2 の結果より R の値があるいは炉内容積が大きくなるにつれて環状管全長の圧力損失 (Δp_c) が低下することがわかる。なぜなら R があるいは Q_i を大きくする場合には v_j を v_c と v_a の間に設定するために、(1), (2) 式より D を大きくする必要があり、その値を (3) 式に代入するため Δp_c が D の 4 乗に反比例して小さくなるからである。

スラリーの均等吹込みを達成するには、神戸第 3 高炉での COM 吹込み実験結果より環状管全長の圧力損失を 0.04~0.05 MPa 以下にすれば良いと考えられたため、 R の値を約 3 以上にすれば均等吹込みが可能になると考えられる。

3. パイロットプラントでのスラリー吹込み実験

3.1 設計基準

環状管リターン方式によるスラリーの均等吹込み実験

はまず前報¹⁴⁾に示したパイロットプラントで行った。このプラントはポンプの吐出量を 20~30 m³/h, 5 本の吹込み管への最大吹込み量を 5 m³/h (R の値が 4~6 に相当する) と想定して前節の計算方法に基づいて設計したものである。実験方法と実験条件は前報と同一であり、オイルコークスにはディレドコークス (DC と略す) とフルードコークス (FC と略す) を用いた。

3.2 実験結果

0.3 mm 以下の DC を 40% 含んだスラリーを 5 本の吹込み管に吹き込んだ実験からつぎのような結果を得た。

(1) 環状管全長の圧力損失が 0.045 MPa 以下であれば吹込み管の調節弁を全開にしたままでも 5 本への吹込み量のばらつきを $\pm 7\%$ 以下にすることができる。(2) 5 本への吹込み量のばらつきは各吹込み管の調節弁の微調整によつて無くすることができる。また、(1), (2) の吹込み状態でポンプの直後あるいは環状管出口部の流量調節弁によつて環状管内の圧力のみを調整することにより 5 本への吹込み量を同時に変更することができ、しかもある吹込み管への吹込みを突発的に停止しても他の吹込み管への吹込み量が変化しないことも確認した。

以上の結果はオイルコークスの銘柄とその粒度ならびにスラリーの濃度に関係なく得られた。

4. 実炉でのスラリー吹込み実験

4.1 実験方法

スラリーの吹込み実験の対象となつた高炉は神戸第 1 高炉 (炉内容積: 904 m³, 羽口: 16 本) で吹込み可能な羽口数は 4 本である。実験設備のフローチャートを示した Fig. 1 に基づいて実験方法を説明する。

所定の粒度に粉砕されたオイルコークスを 5 m³ のホッパーに投入し、その後容量式フィーダーによつて所定量のオイルコークスを 2 軸スクリー型のにーダーに供給する。このにーダーに同時に所定量の重油を供給して、両者を混練することによつてスラリーを製造する (能力: 2000 kg/h)。

にーダーで製造されたスラリーは 7 m³ のスラリートンクに供給され、所定の温度 (80~90°C) に制御される。スラリートンク内にはオイルコークスの沈降を防止するための攪拌機、スラリーの温度を制御するための水と蒸気のコイル状配管、スラリーの製造を制御するためのレベルスイッチなどが装着されている。なおスラリートンク内の機器が故障した場合に備えて重油貯蔵用タンク (5.6 m³) を設置している。

スラリートンクに貯蔵されたスラリーは遠心ポンプ (吐出量: 24 m³/h, 揚程: 120 m) によつて 65A の輸送管

(内径: 0.0659 m) から 80A の環状管 (内径: 0.0781 m, 長さ: 58 m) と 65A のリターン配管を経由して再びスラリートンクに戻される。このメインラインの全長は約 300 m である。ポンプの吐出量と環状管内の圧力はポンプ直後と環状管出口部に設置された流量調節弁 (CV_1 と CV_2) によつて調整される。

ポンプの吐出量は差圧式流量計と超音波式ドップラー流量計、配管内の圧力と圧力損失はダイヤフラム式の圧力計と差圧計、温度は熱電対、粘度はねじれ振動式粘度計によつてそれぞれ測定される。

スラリーは環状管から分岐した 15 A の吹込み管 (内径: 0.0161 m, 長さ: 6 m) を通して 4 本の羽口に吹き込まれる。吹込み量の調整はパイロットプラントでの実験と同様であり、粗調整は CV_1 と CV_2 による環状管内の圧力調整で、微調整は吹込み管に設置した調節弁 (CV_3) でそれぞれ行う。その吹込み量は吹込み管に設置した超音波式ドップラー流量計と差圧計によつて測定される。バーナーには重油吹込み用バーナーを用い、そのノズル径は 3~5 mm である。また、スラリーを吹き込む 4 本のブローパイプには送風圧を測定するための圧力計も設置されている。なお、スラリーの吹込み羽口以外には補助燃料を吹き込んでいないため、スラリーの吹込み量の増減に対応してコークスの装入量を変更する。

4.2 実験条件

実験に使用したオイルコークスと重油の組成は前報¹⁴⁾と同一である。オイルコークスには DC と FC を用い、その粒度は Table 1 に示すように DC が 2 種類、FC が 1 種類である。0.15 mm 以下の DC スラリーを A スラリー、0.30 mm 以下の DC スラリーを B スラリー、0.30 mm 以下の FC スラリーを C スラリーとそれぞれ

Table 1. Particle size of petroleum coke and denomination of slurry.

Species	Max. dia. (mm)	Mean dia. (μm)	-74 μm (%)	Denomination of slurry
Delayed coke (DC)	0.15	44	63	Slurry A Slurry B
	0.30	82	45	
Fluid coke (FC)	0.30	68	51	Slurry C

Table 2. Experimental progress of slurry injection test into blast furnace.

Period	Injectant
3rd Aug. ~16th Aug.	Heavy oil Slurry B Slurry A
17th Aug. ~13th Sep.	
14th Sep. ~13th Oct.	
14th Oct. ~24th Oct.	Slurry C Heavy oil
25th Oct. ~ 8th Nov.	
9th Nov. ~16th Nov.	Slurry A Slurry C
17th Nov. ~25th Nov.	

略記する。

スラリーの吹込み条件は、濃度が 0~50%、温度が 80~90°C、吹込み羽口数が 1~4 本、吹込み量が 100~200 kg/h, tuy. であり、ポンプの吐出量は 20~25 m³/h であった。したがつて 200 kg/h, tuy. 吹込み時の R の値は 6~8 に相当する。

実験期間中における高炉操業条件は平均値で、送風量が 1338 Nm³/min、送風温度が 844°C、送風圧力が 0.0987 MPa、出銑量が 1380 t/d であった。

4.3 実験結果および考察

4.3.1 吹込み実績

Table 2 に示すような日程でスラリーの吹込み実験を約 4 か月間にわたつて実施した結果、沈降防止剤を添加しなくともオイルコークスの銘柄や粒度に関係なく 50% スラリーを重油とほとんど同じように吹き込むことができた。実験期間中に吹込みを停止したのは流量調節弁 (CV_1) の摩耗状態を調査したためであり、わずか 14 h 停止しただけであった。稼働率で表すと 99.4% に達する。

4.3.2 スラリーの製造技術

ニーダーによるスラリーの製造は 50% の濃度まで行うことができ、しかも Photo. 1 に示すように約 4 か月間にわたつて使用した後でもほとんど摩耗せずその耐久性を確認することができた。

4.3.3 スラリーの貯蔵技術

スラリーの粘度は前報¹⁴⁾でも報告したように温度の影響を非常に強く受けるため、スラリーの吹込み技術を開発する上でスラリートンク内の温度制御を精密に行うことが不可欠である。スラリートンク内の温度はコイル状配管への水と蒸気の供給量を調節することによつて設定値に対して常に $\pm 0.2^\circ\text{C}$ 以下に制御することができた。

一方、スラリートンク内でのオイルコークスの沈降は

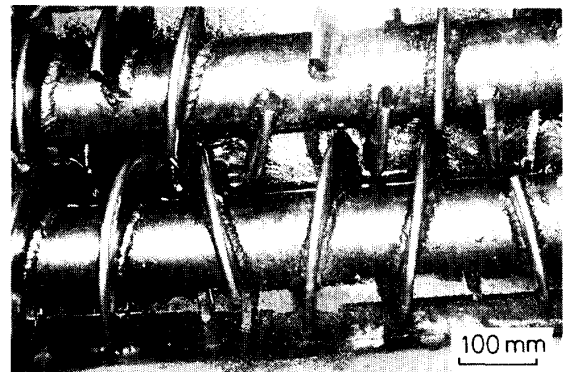


Photo. 1. Screw of kneader used for 4 months.

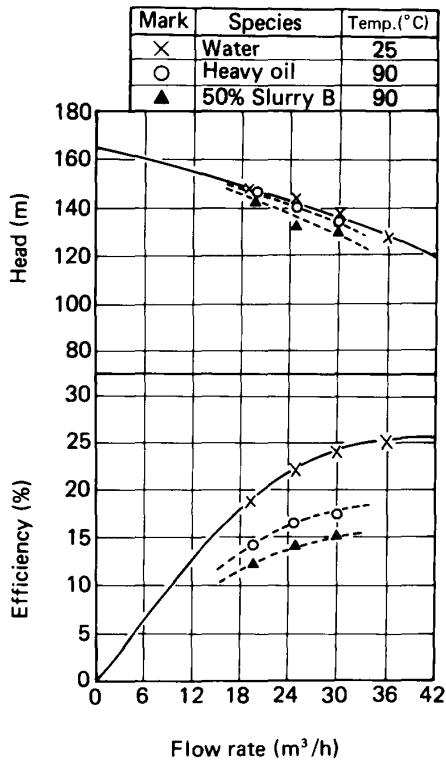


Fig. 3. Effect of slurry concentration on pump efficiency and head.

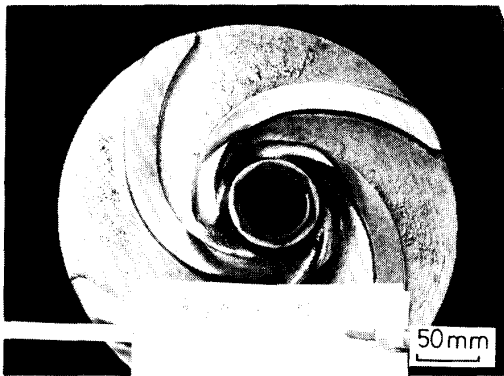


Photo. 2. Impeller of centrifugal pump used for 4 months.

攪拌機によって防止することができた。

4.3.4 スラリーの流送技術

50% のBスラリーを流送しているときのポンプの効率は Fig. 3 に示すように水流送時よりも約 10% 低下するが、実用上の問題は皆無であつた。ここでポンプの効率は (吐出圧×吐出量/軸動力) で表せる。また Photo. 2 に示すようにポンプのインペラーの摩耗は約 4 か月間使用した後でさえもわずかであり、ポンプの効率も約 1% 低下した程度であつた。したがって長期間

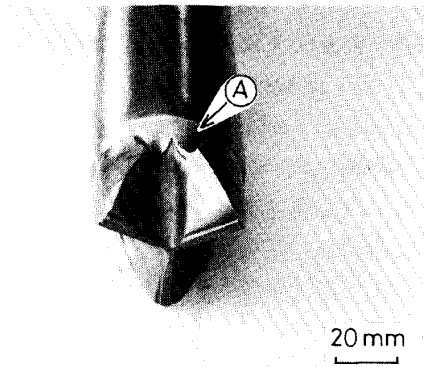


Photo. 3. Plug of pressure control valve used for 3 months.

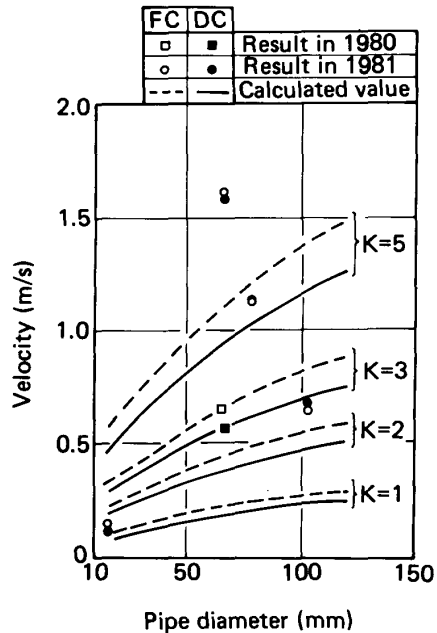


Fig. 4. Relation between actual velocity in pipeline and critical velocity calculated by Smoldirev's equation.

にわたるスラリーの安定流送に対する遠心ポンプの実用性を確認することができた。

Photo. 3 には 3 か月間使用した後の流量調節弁 (Fig. 1 の CV₁) のプラグの摩耗状態を示す。摩耗した部分はスラリーの通過流速が高い部分に相当する。この程度摩耗しても制御性に問題がなかつたため、3 か月ごとに摩耗した部品を交換すれば良いものも考えられる。

配管内でのオイルコークスの沈降は (4) 式において定数 K を 2.5 としたときの限界流速以上で流送することによって防止しようと考えたが、沈降しやすい FC¹⁴⁾ でさえもさらに低流速にしても安定して流送することが

できた。そこで、パイロットプラントと実炉での実験における各配管内の流速の最小値を(4)式による計算値と比較した結果を Fig. 4 に示す。

図中の実線と破線はそれぞれ DC と FC の限界流速を(4)式によつて計算した値である。実験では配管径が 16.1 mm の吹込み管の場合だけ限界流速に近い状態にしたが、その他の配管に対しては意図的に流速を下げることはしなかつた。したがつて沈降の限界流速は安全性を考慮して K の値を 2 としたときの流速を採用すれば沈降を生じることなく流送できるものと考えられる。

4.3.5 スラリーの流送特性

Fig. 5 には環状管におけるスラリーの圧力損失におよぼすスラリーの濃度と銘柄の影響を示す。流量は 20 m³/h、温度は 90°C の場合である。前報¹⁴⁾と同様、B スラリーの圧力損失は濃度の増加と共に増大し、50% スラリーの圧力損失は重油の約 3.7 倍になっていることがわかる。一方、50% の A スラリーの圧力損失は B スラリーのそれよりも大きいが、これは DC の粒度が小さいからである。また、前報¹⁴⁾で述べたように DC と FC の粒度が同一であれば B スラリーの圧力損失が C スラリーのそれよりも大きくなるはずであるが、本実験では B スラリーと C スラリーの圧力損失がほぼ同じ値となつた。これは Table 1 に示すように DC の平均粒径よりも FC の方が細かいためであると考えられる。

前報¹⁴⁾で述べたようにスラリーをニュートン流体と見なしても良いため、これらの値を Hagen-Poiseuille

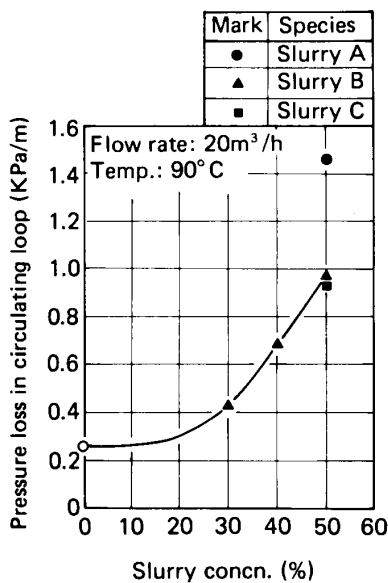


Fig. 5. Effect of slurry concentration and slurry species on pressure loss in circulating loop (I.D.: 78.1 mm).

の式に代入してスラリーの粘度を求めた。その計算値と配管に設置したねじれ振動式粘度計による測定値の関係を Fig. 6 に示す。両者には良好な相関性があり、ねじれ振動式粘度計の実用性を確認することができた。なお配管に設置した流量計や圧力計は実験期間中正常に作動し、その実用性を確認した。

4.3.6 スラリーの吹込み技術

Fig. 7 には各吹込み管の流量調節弁の開度を調整してスラリーを吹き込んだときの各羽口への分配状況を示す。羽口の番号は環状管の入口側から順に 6, 3, 14, 10 となつており、 Δp_b は吹込み管の圧力損失 (MPa) を意味する。スラリーの温度は 90°C、吹込み量は 200 kg/h の場合である。この図において環状管の圧力損失

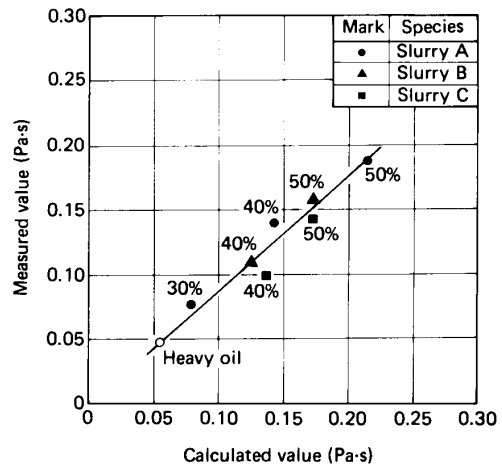


Fig. 6. Relation between viscosity measured by viscometer and viscosity calculated by Hagen-Poiseuille's equation.

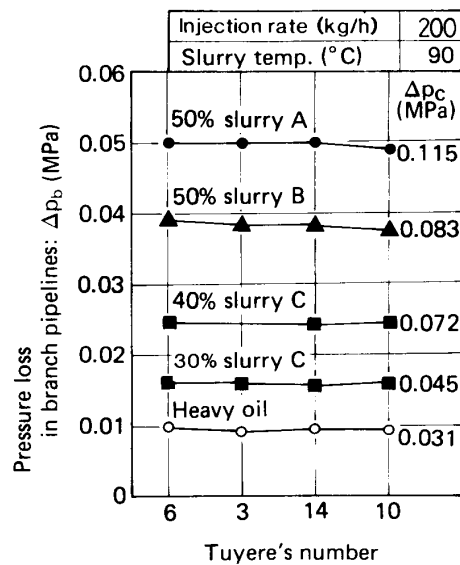
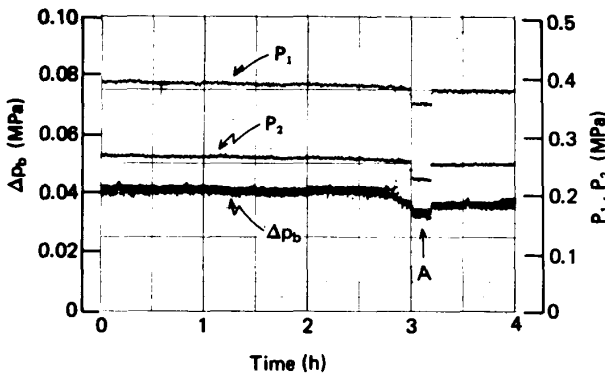


Fig. 7. Degree of slurry distribution among four tuyeres.



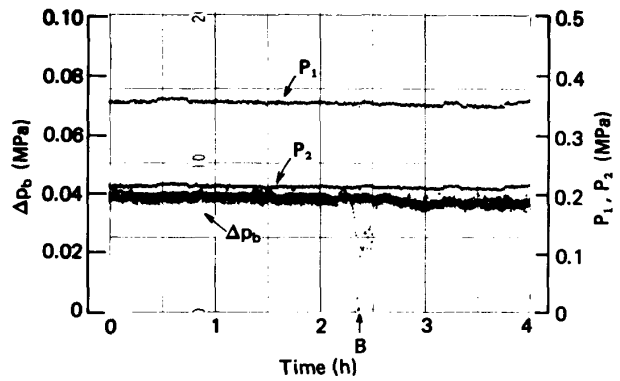
p_1, p_2 : Pressure at the inlet and outlet of circulating loop
 Δp_b : Pressure loss in branch pipelines

Fig. 8. Change in injection rate through four tuyeres.

(Δp_c)が増大して0.115 MPaになつても、4本の吹込み管の圧力損失 (Δp_b) のばらつきは $\pm 2\%$ 以内であることがわかる。この場合圧力損失はスラリー流量に比例するので、羽口4本への吹込み量のばらつきが $\pm 2\%$ 以内であることに相当する。次に吹込み量の時間的な変化の一例を Fig. 8 に示す。これは50%のBスラリーを4本の羽口に吹き込んでいたときのチャートである。 p_1 と p_2 は環状管の入口と出口の圧力(MPa)を意味する。この図より、4本の吹込み管の圧力損失のばらつき、すなわち羽口4本への吹込み量のばらつきが $\pm 5\%$ 以内であることがわかる。また、それぞれの流量調節弁の開度を一度設定すれば長時間にわたって再調整しなくても良いこともわかる。さらにA点では環状管出口部の流量調節弁(CV₂)の開度のみを大きくして環状管内の圧力を下げたが、各羽口への均等吹込みを確保したままで羽口4本への吹込み量を同時に下げることができた。その後再び元の状態に戻すこともできている。このように環状管出口部あるいはポンプ直後の流量調節弁の開度を調整して環状管内の圧力を変更することにより、均等吹込みを確保したままで羽口4本への吹込み量を同時に変更しうることを確認した。

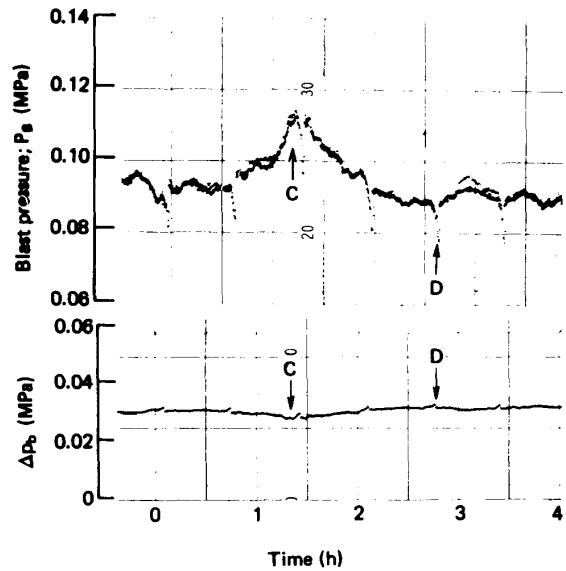
Fig. 9 は羽口4本に50%のBスラリーを吹き込んでいる場合にB点で1本だけ吹込みを停止したときのチャートである。吹込みを停止して再び吹き込んでいるため吹込み管の圧力損失を示す点の変動しているが、その他の点は一定値のままである。これは環状管を流れているスラリーの流量が羽口への吹込み量の約100倍となっているためである。

Fig. 10 には50%のCスラリーを1本の羽口に吹き込んでいるときの吹込み量によらず送風圧 (P_B , MPa)



p_1, p_2 : Pressure at the inlet and outlet of circulating loop
 Δp_b : Pressure loss in branch pipelines

Fig. 9. Change in injection rate through four tuyeres.



Δp_b : Pressure loss in branch pipelines

Fig. 10. Effect of blast pressure on the slurry injection rate.

の影響を示す。この図より送風圧の変動に伴ってスラリーの吹込み量がわずかに変化していることがわかる。すなわち、C点では送風圧が上昇したために吹込み量が減少し、D点では熱風炉の切替に伴う送風圧の低下によつて吹込み量が増加している。そこでスラリーの吹込み量 (q_i ; kg/h) によらずバーナー内の圧力と送風圧の差、つまりバーナーのノズルでの圧力損失 (Δp_i ; MPa) の影響をパイロットプラントでの実験結果も含めて検討すると、Fig. 11 に示すように q_i が Δp_i の約0.5乗に比例することがわかる。これは Δp_i がスラリー噴出時の運動エネルギーに比例すると考えられるからである。また、Fig. 11 から0.01 MPaの送風圧変動に伴ってス

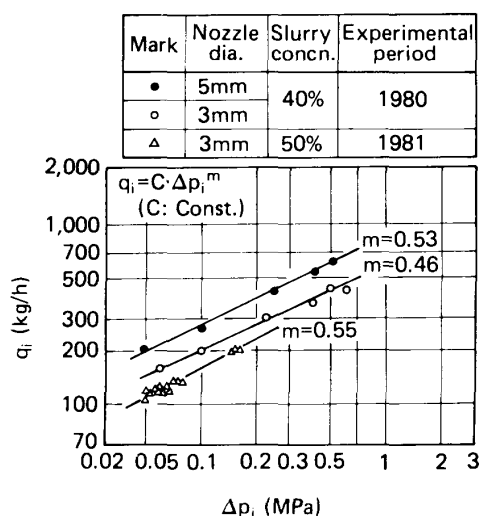


Fig. 11. Relation between injection rate (q_i) and pressure loss in burner nozzle (Δp_i).

ラリーの吹込み量が約 8 kg/h 変動することもわかる。この変動量を小さくするには環状管内の圧力と送風圧の差が一定となるように環状管出口部の流量調節弁の開度を自動制御すれば良いと考えられる。

バーナーのノズルでの閉塞はオイルコークスの最大粒径を確実に管理することによって完全に防止することができた。一方、ノズルの摩耗は C スラリー吹込み時のみ生じ、6 日間の吹込みでノズル径が約 1.5 倍となった。これは前報¹⁴⁾で述べたように FC の粉碎性が悪いことに対応する。

5. 結 言

オイルコークス・重油スラリーの高炉吹込み技術を開発するために、環状管リターン方式を組み込んだパイロットプラントで羽口への均等吹込みのための実験を行った。オイルコークスにはディレドコークスとフルードコークスを用いた。続いてその実験結果に基づいて設計・製作した吹込みシステムを神戸第 1 高炉に設置して約 4 か月間にわたる羽口 4 本へのスラリー吹込み実験を実施した。

その結果、スラリー中に沈降防止剤を添加しなくとも 50% のスラリーを従来の重油吹込みとほとんど同じように長期間にわたって吹き込むことができ、しかも配管

系統内の摩耗も実用上問題にならないことを確認した。つまり、今回採用したスラリーの製造プロセスにおけるニーダー、貯蔵プロセスにおける温度制御方式、流送プロセスにおける遠心ポンプ、吹込みプロセスにおける環状管リターン方式などの各要素技術ならびに本システム全体が高炉操業に適しており、しかも信頼性の高いものであるということが明確になった。中でも特に環状管リターン方式の採用によって高炉操業上重要な各羽口への均等吹込みを容易に精度良く行いうることが実証できた。

文 献

- 1) 一宮正俊, 木村光蔵, 大森英明, 相馬克巳, 荒谷復夫: 鉄と鋼, 66 (1980), S 646
- 2) 安藤博文, 荒谷復夫, 一宮正俊, 木村光蔵, 大森英明, 相馬克巳: 川崎製鉄技報, 14 (1982), p. 145
- 3) S. YABE, I. KURASHIGE, T. MIYAZAKI, T. IBA, M. KOJIMA, Y. SHOJI and Y. KAMEI: Proc. 40th Ironmaking Conference, 40 (1981), p. 468
- 4) 射場 毅, 小島正光, 網永洋一, 山本章生, 藤沢三郎: 住友金属, 34 (1982), p. 482
- 5) 久光脩文, 東海林泰夫, 福田 匡: 住友金属, 34 (1982), p. 496
- 6) 矢部茂慶, 小島正光, 宮崎富夫, 東海林泰夫, 倉重一郎, 射場 毅: 鉄と鋼, 68 (1982), A9
- 7) N. H. KEYSER, V. D. BEAUCAIRE and L. A. MARLIN: Proc. 39th Ironmaking Conference, 39 (1980), p. 50
- 8) A. MERTDOGAN, L. A. MARLIN, V. D. BEAUCAIRE and S. G. JANSTO: Proc. 42th Ironmaking Conference, 42 (1983), p. 593
- 9) 森永孝三, 田島喜久雄, 楠野桂三, 城本義光, 金山有治, 松岡 宏: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 107
- 10) 菊地敏治, 長井 保, 岡部侠児, 矢崎三郎, 後藤公平, 才野光男: 鉄と鋼, 53 (1967), S193
- 11) 成田貴一, 前川昌大, 出口幹郎, 八谷 晋, 吉岡邦宏, 田村節夫, 松原 格, 布施 憲: 鉄と鋼, 65 (1979), S46
- 12) 成田貴一, 前川昌大, 出口幹郎, 森 利治, 永井親久, 八谷 晋, 加藤健三, 田村節夫: 鉄と鋼, 65 (1979), S47
- 13) K. NARITA, M. MAEKAWA, M. DEGUCHI, C. NAGAI and S. TAMURA: International Blast Furnace Hearth and Raceway Symposium, Newcastle (1981), p. 8-1
- 14) 出口幹郎, 笹原茂樹, 葛西丈次, 田中孝三, 田村節夫: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 1972
- 15) 出口幹郎, 佐藤健一, 宇野孝二, 田村節夫: 神戸製鋼技報, 33 (1983) 3, p. 81
- 16) V. K. KORNEV, A. S. FOFANOV, B. L. LAZAREV, Yu. S. BORISOV, A. E. PARENKOV, B. D. YANTSEN and N. F. FROLOV: Stal in English (1967), p. 279
- 17) 寺田進: 固体混合液の管路輸送 (1973), p. 102 [理工図書]