

論 文

高炉吹込み用オイルコークス・重油スラリー
の流動特性出口 幹郎*・笹原 茂樹*・葛西 丈次*²
田中 孝三*²・田村 節夫*³Rheological Property of Petroleum Coke-Oil Slurry for Injecting into a
Blast FurnaceMikio DEGUCHI, Shigeki SASAHARA, Taketsugu KASAI,
Kōzō TANAKA and Setsuo TAMURA

Synopsis :

For the purpose of utilization of the residual oil for ironmaking as a new energy resource, the development of an injection technique of petroleum coke-oil slurry into a blast furnace was undertaken.

First, from the laboratory test, it became clear that the viscosity and the settling velocity of petroleum coke-oil slurries were much dependent on the brand of petroleum coke; delayed coke (DC) and fluid coke (FC). Namely, DC slurry has much higher viscosity than FC slurry and the settling velocity of FC in the slurry is higher than that of DC.

Next, transportation characteristics of slurries in the pipelines were studied by the use of the pilot plant. The results obtained are as follows. (1) Petroleum coke-oil slurries may be treated as a Newtonian fluid under these experimental conditions. (2) On planning the injection system, the viscosity for calculating pressure loss can be adopted 0.8-1.0 times as high as the viscosity measured by the viscometer according to the brand of petroleum coke.

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

1. 緒 言

1973 年末の第一次石油危機以来、石油の入手難とその価格の高騰が憂慮されたため国内外を問わず石油代替燃料の開発が推進された。中でもそれ以前に開発に着手された石炭・重油スラリー (COM: Coal Oil Mixture) が注目され、電力用大型ボイラー・産業用小型ボイラー・高炉などへの利用を目的として日本や欧米諸国で開発が進められた^{1)~14)}。筆者らもエネルギー源の多様化という観点から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 高炉で実施した羽口 2 本への吹込み実験によつて 50%COM を吹き込みうることを確認した^{4)~6)}。

一方、将来予想される石油一次製品需要の軽質化と輸

入原油の重質化に対処するために 1979 年 6 月に重質油対策技術研究組合が設立された。筆者らはユーザーの立場から劣質残渣の製鉄への利用技術の開発の一つとしてオイルコークス・重油スラリーの高炉吹込み技術の開発を担当した¹⁵⁾¹⁶⁾。

これら新燃料の特徴は固体燃料である石炭あるいはオイルコークスを重油と混合して配管輸送できる点にあるが、ニュートン流体であるか非ニュートン流体 (ビンガム流体、擬塑性流体など) であるかによつて配管設計時に採用する粘度の値が異なり、ひいては配管内の圧力損失も異なってくるため、その流動特性を明らかにすることが最も基本的な課題である。

COM についてはビンガム流体^{17)~19)}あるいは擬塑性流体^{9)10)12)20)~22)}であると報告されているものが多いが、

昭和 57・58 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 3 月 20 日受付 (Received Mar. 20, 1987)

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

*2 (株)神戸製鋼所 神戸製鉄所 (Kobe Works, Kobe Steel, Ltd.)

*3 (株)神戸製鋼所 鉄鋼生産本部 (現: 第一耐火煉瓦(株)) (Iron & Steel Production Division, Kobe Steel, Ltd., Now Daiichi Taika Renga Co. Ltd.)

工業規模の配管輸送ではどちらでも良いと考えられている¹⁴⁾。中には 50%COM でも 80°C 以上ではニュートン流体として取り扱つても良いという報告例もある²³⁾²⁴⁾。しかしながらオイルコークス・重油スラリーの流動特性について検討した報告例は見られない。

そこで、本研究では沈降防止剤を添加しないオイルコークス・重油スラリー（以後スラリーと略称する）の高炉吹込み技術を開発するにあたりスラリーの基礎性状と流動特性をそれぞれ実験室規模とパイロットプラントでの実験結果に基づいて検討した。

2. スラリーの基礎性状

2.1 供試試料

オイルコークスにはディレードコークス (DC と略記) とフルードコークス (FC と略記) を、重油には中近東産の C 重油を用いた。オイルコークスの工業分析値、無水無灰基準の元素分析値、真比重、ならびに C 重油の元素分析値を Table 1 に示す。

2.2 オイルコークスの粉碎性

オイルコークスの粉碎性は JIS M4002 に基づいて測定した粉碎仕事指数 (W_i : kWh/t) と JIS M8801 に基づいて測定したハードグロブ粉碎性指数 ($H. G. I.$: —) とによつて評価し、その結果を Table 1 に示す。また、粉碎する前とレイモンドミルによつて粉碎した後のオイルコークスを 74~105 μm と 210~297 μm にふるい分け、それぞれの形状を投影機によつて観察した。その観察結果を Photo. 1 に示す。

これらの結果よりつぎのことがわかる。(1) FC の W_i と $H. G. I.$ がそれぞれ DC の 9.4 倍、0.32 倍である。(2) FC は粉碎した後も原形 (球形) を保つたものが多い。したがつて FC の粉碎性は DC に比較して非常に悪いことがわかる。

2.3 スラリーの粘度

レイモンドミルによつて粉碎したオイルコークスを 74~105 μm と 210~297 μm にふるい分け、それぞれ重量濃度で 30% と 50% のスラリーを調製した。その後、

Table 1. Properties of petroleum cokes and heavy oil.

Species	Ultimate analysis (d.a.f. %)			Proximate analysis (%)				Specific gravity	W_i (kWh/t)	$H. G. I.$
	C	H	S	FC	VM	Ash	Mois.			
Delayed coke	92.68	3.92	0.45	81.01	12.00	0.09	6.90	1.37	12.9	128.4
Fluid coke	86.10	2.31	2.80	86.40	4.80	0.20	8.60	1.55	121.8	41.6
Heavy oil	85.70	11.80	2.50	—	—	—	—	—	—	—

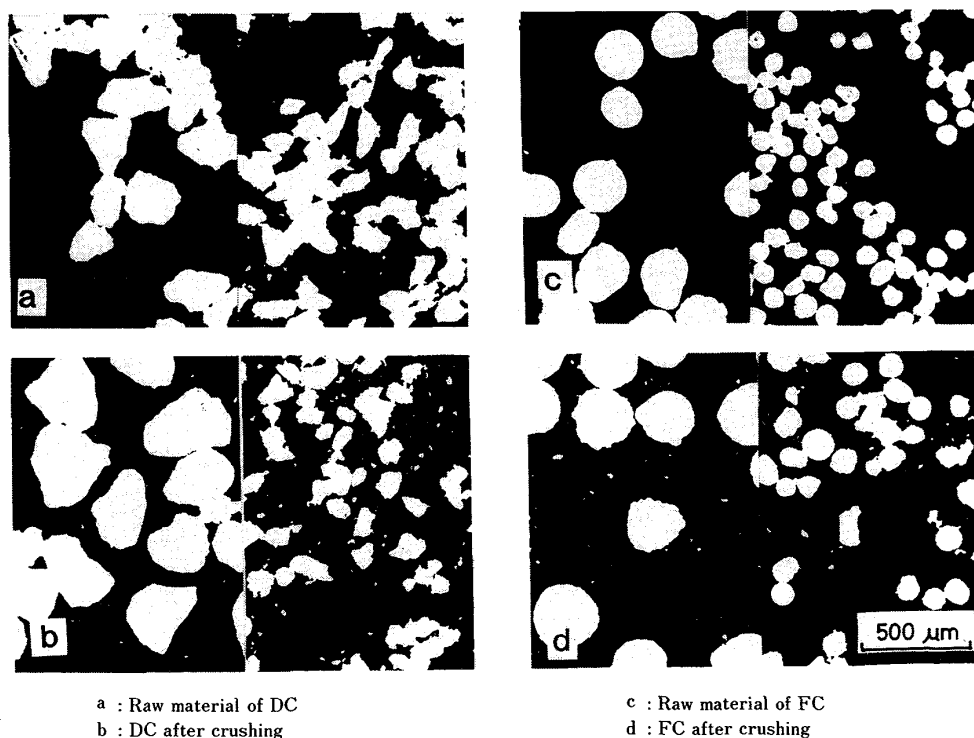


Photo. 1. Comparison of petroleum coke shapes of raw material with crushed one.

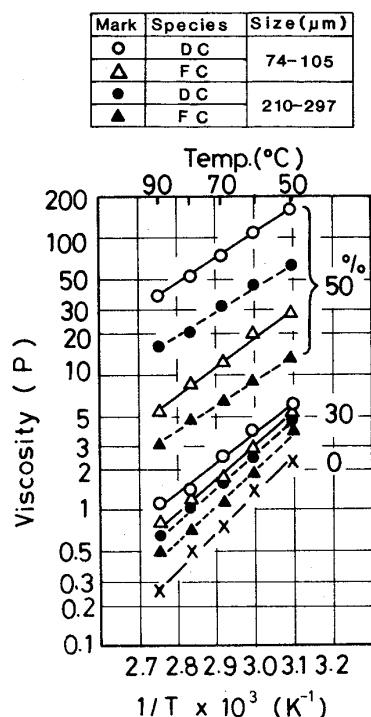


Fig. 1. Temperature dependence of petroleum coke-oil slurry viscosity.

重油とスラリーの粘度を 50~90°C で B 型粘度計によって測定した。測定範囲内ではずり応力がずり速度 (10.5 ~ 104.5 s⁻¹) に比例したのでスラリーをニュートン流体と仮定して粘度を求めた。

スラリーの粘度におよぼすスラリーの温度と濃度ならびにオイルコークスの粒度とその銘柄の影響を Fig. 1 に示す。この図よりつぎのことがわかる。(1) スラリーの粘度は温度の低下、濃度の増加あるいは粒度の低下に伴って増大する。(2) スラリーの粘度は FC よりも DC の方が高い値を示す。これは球形に近い FC の比表面積が小さいことと比重の大きい FC の体積濃度が小さいことによるものと推定される。

2.4 スラリーの沈降性

スラリーの沈降性は比重の経時変化から求まる沈降率によって評価した。比重の測定にはボーメ比重計を用い、沈降率は (1), (2) 式から求める。すなわち、測定初期と t min 後のスラリーの比重 (それぞれ ρ_{s0} , ρ_{st} : -) を (1) 式に代入して t min 後のスラリーの濃度 (C_{wt} : wt%) を求め、この値を (2) 式に代入して t min 後のスラリーの沈降率 (S_{ed} : %) を求める。

$$C_{wt} = C_{w0} \times \frac{\rho_{st} - \rho_0}{\rho_{s0} - \rho_0} \times \frac{\rho_{s0}}{\rho_{st}} \quad \text{..... (1)}$$

$$S_{ed} = \frac{(C_{w0} - C_{wt})}{C_{w0}} \times 100 \quad \text{..... (2)}$$

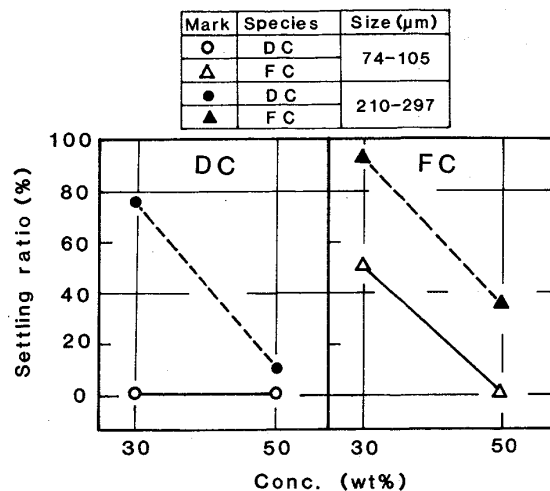


Fig. 2. Effect of slurry concentration and particle size on settling ratio of petroleum coke.

ここで、 C_{w0} は初期のスラリーの濃度 (wt%), ρ_0 は重油の比重 (-) である。

90°C における 10 min 後のスラリーの沈降率におよぼす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の影響を Fig. 2 に示す。この図からつぎのことがわかる。(1) DC より FC の方が沈降しやすい。(2) 同一銘柄では粒度の増大に伴って沈降しやすくなる。(3) 74~105 μm の DC の場合を除いて濃度の低下とともに沈降しやすくなる。(1) の結果は Table 1 と Photo. 1 に示したように FC の真比重が DC よりも大きく、しかも FC が球形に近い形状をしているためであると推定される。また、(1)~(3) の結果を Fig. 1 と比較すると、スラリーの粘度低下に伴ってスラリーが沈降しやすくなることがわかる。

以上のようにスラリーの基礎性状がオイルコークスの銘柄によって非常に異なることがわかった。

3. スラリーの流動特性

3.1 実験設備

スラリーの基礎性状調査結果を参考にして設計したパイロットプラント (Fig. 3 に示す) によって基本的な課題であるスラリーの流動特性を検討したが、このプラントは流動特性だけでなく高炉吹込み技術を開発する上で重要な各羽口への均等吹込み技術についても検討することができるように設計されている。その吹込み方式を環状管リターン方式と名付けるが、基本的な考え方は以下のとおりである。すなわち、スラリーの粘度が非常に高くなっても全長における圧力損失が比較的小さな値 (たとえば 1.0×10^4 kgf/m² 以下) となるように決定した配

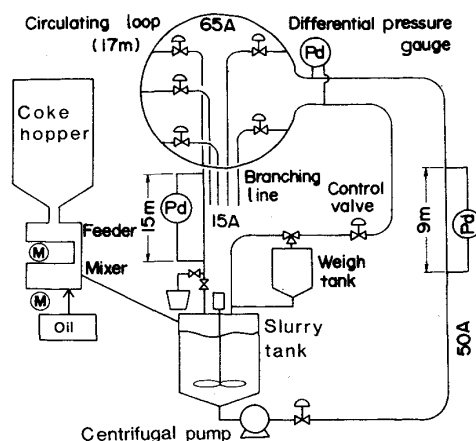


Fig. 3. Outline of pilot plant for petroleum coke-oil slurry flow test.

管を高炉の周囲に配置し、この配管（環状管という）から各羽口に吹込み管を分岐する。しかも環状管内でのスラリーの沈降を防止するために、全羽口への吹込み量よりも多くのスラリーを環状管に流し残量のスラリーを沈降防止槽に戻すのである。このように、環状管リターン方式は環状管全長における圧力損失を小さくすることによって各羽口への均等吹込みを達成しようとする方法である。

Fig. 3 において、ミキサーで調製されたスラリーは 5 m^3 の沈降防止槽に貯蔵され、圧送ポンプによって 50 A の輸送管（内径： 52.7 mm ）から 65 A の環状管（内径： 65.9 mm ）を経由して再び沈降防止槽に戻される。またスラリーは環状管から 15 A の吹込み管（内径： 16.1 mm ）を通って沈降防止槽にも吹き込まれる。この吹込み管の先端には実炉で使用する重油吹込み用バーナーのノズルが装着されている。

輸送管、環状管、吹込み管における圧力損失の測定長さはそれぞれ 9 m 、 17 m 、 15 m であり、上下流の助走区間長さはすべて配管の内径の 100 倍以上である。また圧力損失はダイヤフラム式差圧計によって測定される。なお環状管での圧力損失測定時にはスラリーを吹込み管に流送せず、輸送管と環状管にのみ流送する。

スラリーの温度は沈降防止槽内に装着されたコイル状の水配管と蒸気配管によって制御し、圧力と流量は配管に設置された調節弁によって調整する。温度は熱電対、流量は差圧式流量計と超音波式ドップラー流量計によって測定する。環状管と吹込み管から沈降防止槽に流入する流量はそれぞれ重量法により実測することができる。

3.2 実験条件

重油とオイルコークスの性状は Table 1 と同じであ

Table 2. Particle size of petroleum coke.

Species	Delayed coke		Fluid coke	
Max. dia. (mm)	0.3	1.0	0.3	1.0
Mean dia. (μm)	87	287	140	199
-74 μm (%)	29	18	18	6

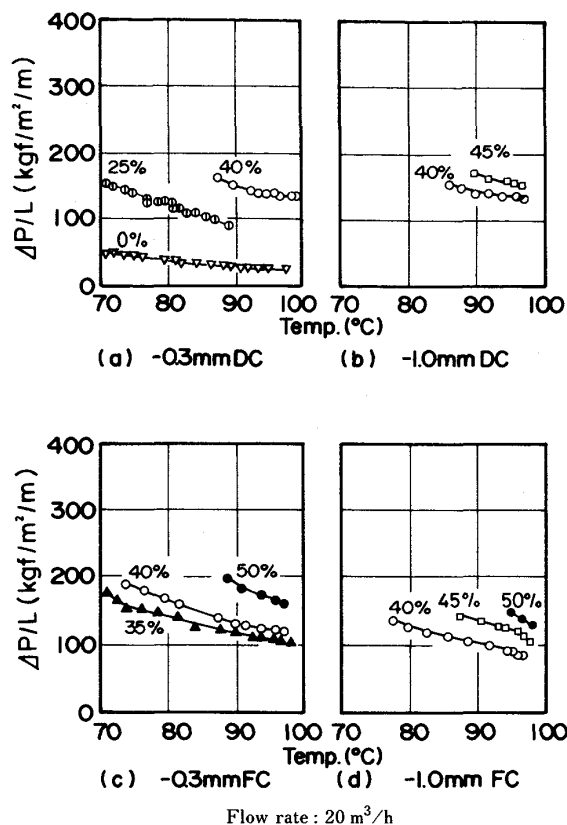


Fig. 4. Pressure loss of petroleum coke-oil slurry in the circulating loop (I. D.: 65.9 mm).

るが、オイルコークスの粒度は Table 2 に示すものを用いた。スラリーの濃度は $0 \sim 50 \text{ wt}\%$ 、温度は $70 \sim 100^\circ\text{C}$ 、輸送管と環状管の流量は $10 \sim 24 \text{ m}^3/\text{h}$ 、吹込み管の流量は $100 \sim 750 \text{ kg/h}$ にそれぞれ調整した。

3.3 実験結果

スラリーの流量が $20 \text{ m}^3/\text{h}$ の場合の環状管における圧力損失におよぼす温度と濃度の影響をスラリーの種類ごとに Fig. 4 に示す。この結果は Fig. 1 の B 型粘度計による測定値と同様な傾向を示している。すなわち、(1) いずれの場合でも圧力損失は温度の上昇あるいは濃度の低下に伴って減少する。(2) 同一銘柄では粒度の増大に伴って圧力損失が減少する。(3) FC スラリーよりも DC スラリーの方が高い圧力損失を示す。これは Table 2 に示すように 0.3 mm 以下の FC の粒度が 1.0 mm 以下の DC よりも細かいにもかかわらず FC スラリーの圧力損失が小さくなっていることからいえる。

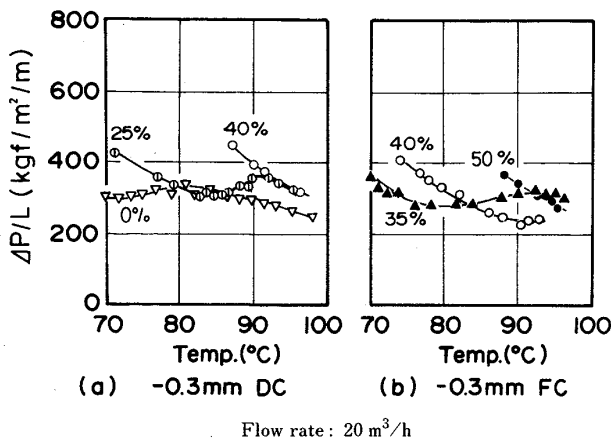


Fig. 5. Pressure loss of petroleum coke-oil slurry in the straight pipeline (I. D.: 52.7 mm).

一方、オイルコークスの最大粒径が 0.3 mm で、スラリーの流量が 20 m³/h の場合の輸送管における圧力損失におよぼす温度と濃度の影響を Fig. 5 に示す。この図において、40% の DC スラリーと 50% の FC スラリーの圧力損失は温度の上昇とともに単調に減少するが、それ以外の場合にはある温度以上で圧力損失が増大し、ついには高濃度のそれよりも大きくなるという逆転現象が認められる。たとえば、35% の FC スラリーの圧力損失は 70~76°C で直線的に減少し、80°C 付近から増大し始め、84°C 以上で 40% の FC スラリーの圧力損失よりも高い値となる。このような現象は最大粒径が 1.0 mm の場合にも得られている。

90°C における吹込み管の圧力損失におよぼす流量と濃度の影響をスラリーの種類ごとに Fig. 6 に示す。この結果からつぎのことがわかる。すなわち、(1) いずれの場合にも圧力損失は流量に比例して増大し、ほぼ原点を通る直線で表せる。(2) いずれのスラリーにおいても圧力損失は濃度の増加と共に増大している。

3.4 考察

オイルコークス・重油スラリーの流動特性について検討した報告例は見られないが、類似の石炭・重油スラリー (COM) に関する報告と比較して考察を進める。

従来の研究では COM を非ニュートン流体とするものがほとんどである。J. M. MUNRO ら¹⁷⁾、Y. YAMAGATA ら¹⁸⁾、B. J. MARLOW ら¹⁹⁾ はビンガム流体、田部ら⁹⁾、D. R. WALL²⁰⁾、U. REJEK ら²¹⁾、E. W. KNELL ら²²⁾ は擬塑性流体であるとそれぞれ報告している。一方、荒井ら²³⁾、小久保ら²⁴⁾ は 50% COM でも 80°C 以上ではニュートン流体として取り扱っても良いと報告している。

そこで、まずオイルコークス・重油スラリーの流動曲線について検討する。層流域における配管内のずり速度

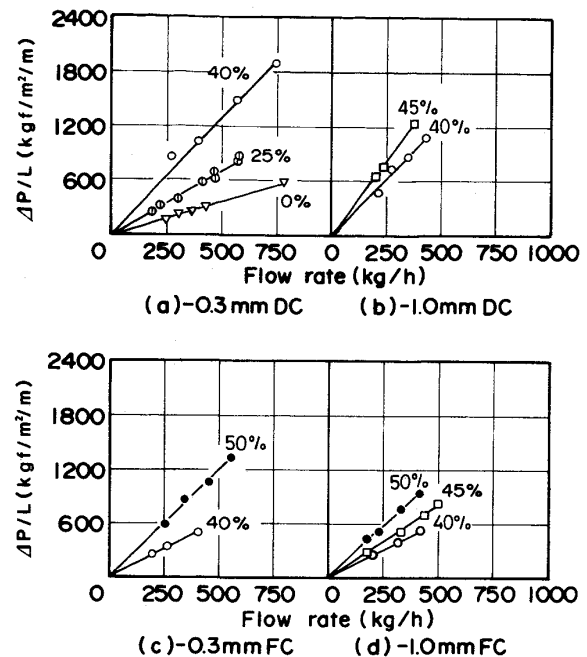


Fig. 6. Pressure loss of petroleum coke-oil slurry in a branching pipeline (I. D.: 16.1 mm).

(dv_r/dr : s⁻¹) とずり応力 (τ : kgf/m²) はそれぞれ (3), (4) 式で表せる。

$$\frac{dv_r}{dr} = \frac{8v}{D} \quad (3)$$

$$\tau = \frac{\Delta p \cdot D}{4L} \quad (4)$$

ここで、 v_r は中心からの距離 r (m) における流速 (m/s)、 v は配管内の平均流速 (m/s)、 D は配管径 (m)、 Δp は圧力損失 (kgf/m²)、 L は配管長 (m) である。

輸送管では Fig. 5 に示したような圧力損失の逆転現象があつたため、ずり速度とずり応力の計算は環状管と吹込み管についてのみ行つた。計算結果の代表例を Fig. 7 に示すが、いずれの場合にもほぼ原点を通る直線で表せるため本実験の測定条件内ではスラリーをニュートン流体として取り扱っても良いと考えられる。そこで環状管における実測値を (5) 式の Hagen-Poiseuille の式に代入してスラリーの粘度 (μ_c : poise) を求めた。

$$\mu_c = \frac{\Delta p \cdot g_c \cdot D^2}{32L \cdot v} \times 10 \quad (5)$$

ここで、 g_c は重力換算係数 (9.8 kg·m/(kgf·s²)) である。 μ_c の温度依存性を Fig. 8 に示す。スラリーの各濃度において若干ばらつきはあるものの、ほぼ直線関係にあることからスラリーの粘度は Arrhenius の式で表せ

ることがわかる。代表的な関係式を Table 3 に示す。つぎに Fig. 5 に示した輸送管における圧力損失の逆転現象について検討する。Fig. 5 にはスラリーの流量が $20 \text{ m}^3/\text{h}$ の場合を示したが、重油・25% の DC スラリー・40% の FC スラリーにおける逆転現象におよぼすスラリーの流量の影響を Fig. 9 に示す。ここで温度の上昇

に伴って圧力損失が増加しはじめるときの温度を遷移温度と呼ぶことにする。Fig. 9 より、つぎのようなことがわかる。(1)それぞれのスラリーにおいて遷移温度は流量の増大に伴って低温側に移動する。すなわちスラリーの粘度が増大する方向に変化することを意味する。(2)同一流速では遷移温度が重油・25% の DC スラリー・40% の FC スラリーという順に高温側に移動する。すなわちスラリーの粘度が同じ値になるように変化しているものと推定される。

これらの結果より遷移温度は Re 数が同じ値になるように変化しているものと考えられる。また、一定流速では(6)式で表される管摩擦係数 $f(-)$ の変化を圧力損失の変化としてとらえることができるので、圧力損失の逆転現象を層流から乱流への遷移現象に相当するものと推定できる。

$$f = \frac{\Delta p \cdot g_c \cdot D}{2 \rho \cdot v^2 \cdot L} \dots \dots \dots (6)$$

そこで Table 3 の計算粘度を用いて Re 数を計算し、

Table 3. Arrhenius equations of slurry viscosity calculated from pressure loss.

Species	Conc. (%)	Equation
Heavy oil	0	$\mu_c = 1.61 \times 10^{-4} \cdot \exp(1485/RT)$
-0.3 mm DC	25	$\mu_c = 1.58 \times 10^{-3} \cdot \exp(1163/RT)$
	40	$\mu_c = 2.23 \times 10^{-3} \cdot \exp(1152/RT)$
-1.0 mm DC	40	$\mu_c = 2.11 \times 10^{-3} \cdot \exp(1142/RT)$
	45	$\mu_c = 4.33 \times 10^{-3} \cdot \exp(1057/RT)$
-0.3 mm FC	40	$\mu_c = 6.03 \times 10^{-4} \cdot \exp(1374/RT)$
	50	$\mu_c = 3.94 \times 10^{-4} \cdot \exp(1480/RT)$
-1.0 mm FC	40	$\mu_c = 5.64 \times 10^{-4} \cdot \exp(1344/RT)$
	50	$\mu_c = 5.62 \times 10^{-5} \cdot \exp(1874/RT)$

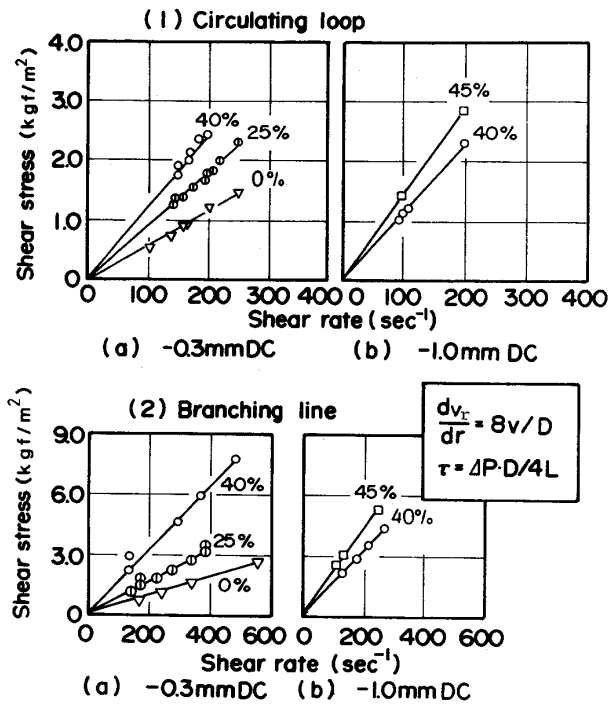


Fig. 7. Flow curves of petroleum coke-oil slurry at the temperature of 90°C .

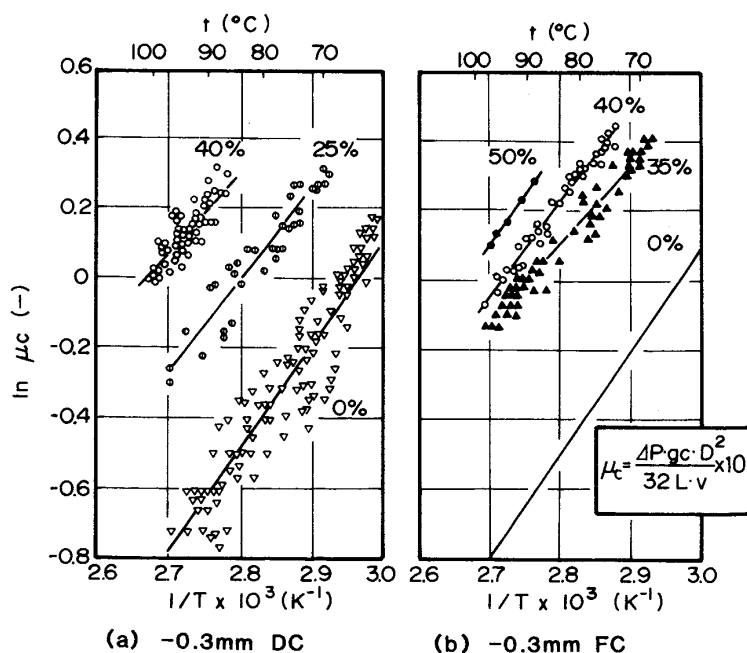
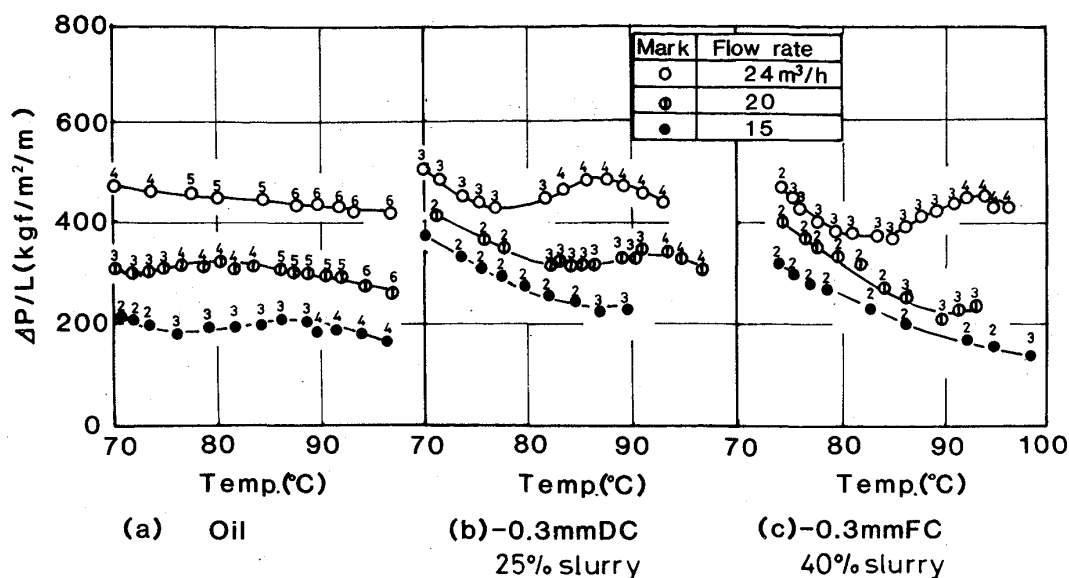


Fig. 8. Temperature dependence of calculated viscosity of petroleum coke-oil slurry.



Flow rate: 20 m³/h

Fig. 9. Effect of Reynolds number on pressure loss in the straight pipeline.

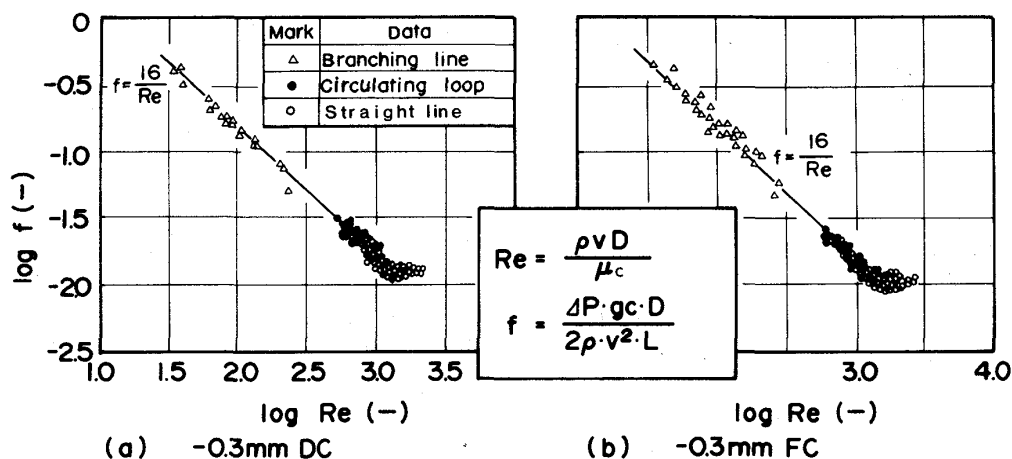


Fig. 10. Relation between friction factor and Reynolds number of petroleum coke-oil slurry.

その値を 1~6 の添え字で層別して Fig. 9 中に示す。添え字と Re 数の関係は 1 が 800 以下, 2 が 800~1200, 3 が 1200~1600, 4 が 1600~2000, 5 が 2000~2400, 6 が 2400 以上である。この結果より温度の上昇に伴って圧力損失が増加する領域の Re 数は 1200~2000 (添え字で 3~4) に相当することがわかる。したがって圧力損失の逆転現象は流送条件が遷移領域にあつたために生じたものと考えられる。

さらに遷移領域を示す Re 数を明らかにするために輸送管だけでなく環状管と吹込み管のデータも用いて (6) 式から管摩擦係数を求め、 Re 数との関係を Fig. 10 に示す。この図よりつぎのことがわかる。(1) いずれのスラリーにおいても層流から乱流に移行する遷移領域の Re 数は約 2000 である。(2) 層流域では $f = 16/Re$ の

関係がほぼ成立する。(3) 吹込み管と環状管のデータは層流域にあり、輸送管のデータは層流域と遷移領域にある。

以上の結果より本実験条件内ではスラリーがほぼニュートン流体であると考えられる。これは 2.3 節でスラリーの粘度を求めたときの仮定と一致する。

一方、(5) 式による計算粘度と沈降防止槽から採取して B 型粘度計によつて測定したスラリーの粘度とを 90°C で比較すると、Fig. 11 のようにオイルコークスの銘柄によつてその傾向が異なる。すなわち、沈降しにくい DC では計算粘度が測定粘度の 0.78 倍の値を示し、沈降しやすい FC では両者の値がほぼ一致している。したがって配管内の圧力損失を計算する場合にはスラリーの沈降性を考慮して、すなわちオイルコークスの銘

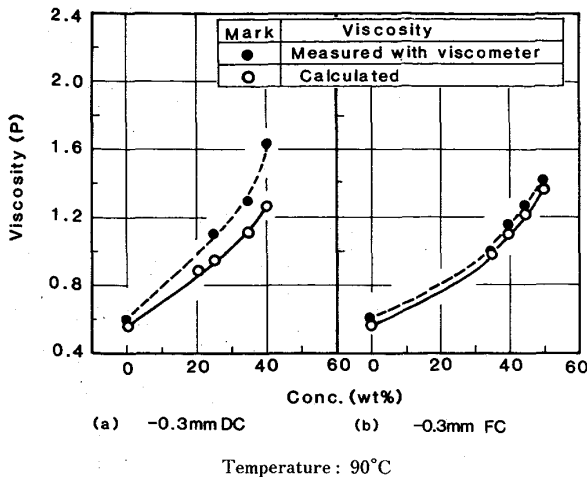


Fig. 11. Comparison of calculated viscosity with measured one with viscometer.

柄に応じてB型粘度計による測定値の0.8~1.0倍の値をスラリーの粘度として採用すれば良いと考えられる。

4. 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にあたり、その基礎性状と流動特性をそれぞれ実験室規模とパイロットプラントでの実験結果に基づいて検討した結果、以下の結論を得た。

(1) スラリーの粘度や沈降性などの基礎性状はオイルコークスの銘柄によつて非常に異なることが明らかとなった。すなわち、DCスラリーの粘度はFCスラリーよりもかなり高く、またDCの沈降速度はFCよりもかなり小さいことがわかった。

(2) 配管内の圧力損失に関する検討により70~100°Cで50%以下のスラリーはオイルコークスの銘柄や粒度に関係なくほぼニュートン流体として取り扱うことができる。

(3) 層流から乱流への遷移領域の Re 数は約2000でありニュートン流体のそれにほぼ等しい。

(4) 配管内の圧力損失を計算する場合オイルコークスの銘柄に応じてB型粘度計による測定値の0.8~1.0倍の値をスラリーの粘度として採用すれば良い。

文 献

- 1) 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
- 2) 菊地敏治, 長井 保, 岡部俠児, 矢崎三郎, 後藤公平, 才野光男: 鉄と鋼, **53** (1967), S193
- 3) V. K. KORNEV, A. A. FOFANOV, B. L. LAZAREV, Yu. S. BORISOV, A. E. PARENKOV, B. D. YANTSEN and N. F. FROLOV: *Stal in English* (1967), p. 279
- 4) 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
- 5) 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
- 6) K. NARITA, M. MAEKAWA, M. DEGUCHI, C. NAGAI and S. TAMURA: *International Blast Furnace Hearth and Raceway Symposium*, Newcastle (1981), p. 8-1
- 7) 荒谷復夫, 田中智夫, 木村光蔵: 鉄と鋼, **66** (1980), S645
- 8) 一宮正俊, 木村光蔵, 大森英明, 相馬克己, 荒谷復夫: 鉄と鋼, **66** (1980), S646
- 9) 田部茂夫, 宮崎富夫, 東海林泰夫, 亀井康夫, 倉重一郎, 小島正光, 射場 毅: 鉄と鋼, **67** (1981), S3
- 10) S. YABE, I. KURASHIGE, T. MIYAZAKI, T. IBA, M. KOJIMA, Y. SHOJI and Y. KAMEI: *Proc. 40th Ironmaking Conference*, **40** (1981), p. 468
- 11) N. H. KEYSER, V. D. BEAUCAIRE and I. A. MARLIN: *Proc. 39th Ironmaking Conference*, **39** (1980), p. 50
- 12) 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
- 13) 中林恭之: コークスサーキュラー, **29** (1980), p. 30
- 14) 宮崎富夫, 東海林泰夫: 粉体工学会誌, **20** (1983), p. 221
- 15) 太田佳宏: *Energy* (1981), p. 22
- 16) 出口幹郎, 佐藤健一, 宇野孝二, 田村節夫: 神戸製鋼技報, **33** (1983), p. 81
- 17) J. M. MUNRO, M. M. LEWELLYN, P. R. CRACKEL and L. G. BAUER: *AIChE J.*, **25** (1979), p. 355
- 18) Y. YAMAGATA, T. KOKUBO, S. SUZUKI and T. MORO: *Proc. Hydrotransport 7, G1* (1981), p. 259
- 19) B. J. MARLOW and R. L. ROWELL: *Proc. 3rd International Symposium on COM Combustion* (1981), p. 640
- 20) D. R. WALL: *Proc. 3rd International Symposium on COM Combustion* (1981), p. 541
- 21) U. REJEK and F. H. FRANKE: *Proc. 3rd International Symposium on COM Combustion* (1981), p. 723
- 22) E. W. KNELL and H. F. BAUER: *Proc. 3rd International Symposium on COM Combustion* (1981), p. 262
- 23) 荒井英樹, 洪谷恭一, 川本雅男, 広瀬靖夫: JFRC 昭和56年度年次大会発表資料
- 24) 小久保利光, 四元弘毅, 茂呂端生: 公害資源研究所彙報, **14** (1984), p. 37