

試験溶鉱炉の送風限界試験について

Tests on the Limit of Blowing Rate of the Experimental Blast Furnace

中根 千富*・桑野 芳一*・鈴木 吉哉*・金 鉄 裕*
 Chifu NAKANE, Yoshikazu KUWANO, Kichiya SUZUKI, KIM Tetsu Yu
 本田 紘一*・大谷 啓一*・上田 一清*・岡本 賢*
 Koichi HONDA, Keiichi OTANI, Kazukiyo UEDA and Masaru OKAMOTO

溶鉱炉の増風にともなって現われる諸現象を追求するとともに、過度の増風によって操業不能が起こる場合、これを規定する要因を解明した。最大出銑量に対応する送風量を種々の方法によって推定し、試験溶鉱炉については、最大出銑量を規定する熱的要因および物理的要因が、ほとんど同時に現われることを確かめた。いずれについてもシャフト部における装入物の運動状態が、これらの要因を規定する最大の因子であった。

まえがき

溶鉱炉の総合自動化に関する研究の一環として、第16次操業(1965年3~4月)、第17次操業(1966年7~8月)、第18次操業(1967年7~8月)の3回にわたって、各1カ月間の送風限界試験を行なった。この間、第18次操業の計画段階までは故雀部教授の直接指導を受けた。

第16次操業については、すでに前報**にのべてあるが、3回の試験結果を比較しながら検討を行なうことにする。

1. 第16次および第17次操業

一般に送風量を増加する場合、それに伴って出銑量も増加するが、それと同時に荷下り速度の増大により、鉱石の炉内滞留時間が短縮し、間接還元を十分に受けない鉱石が炉の下部に降りて来て、出銑成分の悪化を引起し、さらに増風すれば、その極限では下からの上昇ガス流によって、鉱石、コークス等の装入物が支えられ、円滑な荷下りが阻害されることなどが予想されたので、送風限界の判定を「出銑成分ならびに荷の降下状況に極端な悪影響をおよぼすことなしに最大出銑量を保証する送風量」と規定し、出銑成分の目標値を $Si \approx 0.7\%$, $S \leq 0.06\%$ とした。

図1に第16次および第17次操業の操業指数を示す。図に見られるように、これらはいずれも同一傾向を示しコークス比と Ore/Coke はいずれも極値を有し、コークス比最小点と Ore/Coke 最大点が対応している。一方最大出銑量はこれらの操業では認められず、漸増の傾向を示している。

これらの現象は次のように見ることができよう。

他の条件を一定に保ちつつ送風量を増すと、単位時間当たりのコークス燃焼量が增大し、その結果発生熱量も還元性ガス量も、ともに増加する。一方炉体からの対流輻射および伝導による熱損失量はほぼ一定とみなせるの

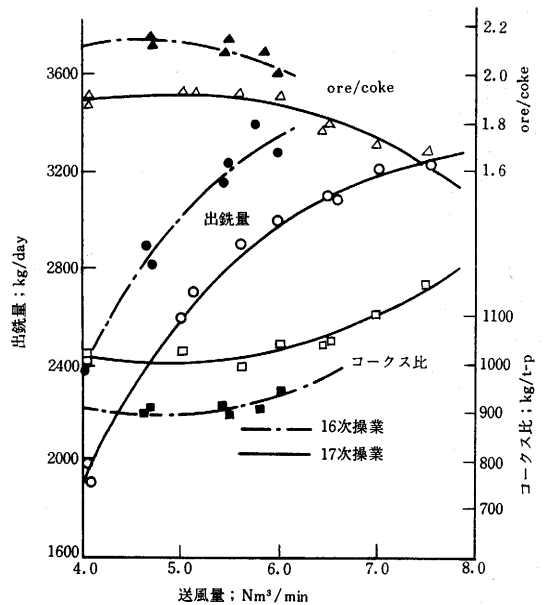


図1 送風量と操業諸指数との関係(第16次, 17次)

で、出銑量の増大によって銑鉄トン当たりの熱損失量は減少することになる。目標の銑鉄成分を維持するためには炉内の熱分布を等しくする必要があり、有効熱量に見合った鉱石量を増さなければならない。その結果として Ore/Coke は増大し、コークス比は減少する。これとともに荷下り速度が早くなるため、出銑量は著しく増加する。

さらに送風量を増し、ある限度以上になれば、ガスと装入物の炉内滞留時間が短くなり、ガスについては、その熱エネルギーと還元能力を十分に利用することができず、また装入物については、加熱も還元も不十分な状態で炉の下部へ降下することになる。これはいわゆる「炉熱」の低下を引起し、これを補償するために鉱石量を減少せざるを得なくなり、Ore/Coke は引下げられる。その結果コークス比は増大に向かうことになる。しかし Ore/Coke の低下による1装入当たりの銑鉄生成量の減

* 東京大学生産技術研究所第4部
 ** 生産研究 Vol. 17, No. 9, p. 17.

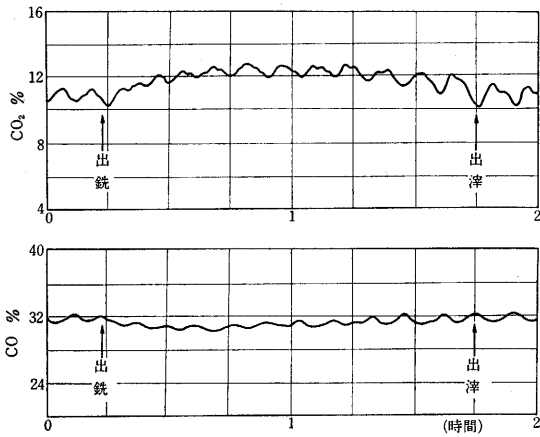


図 2(a) 炉頂ガス組成の正常変動(6.0 Nm³/min)

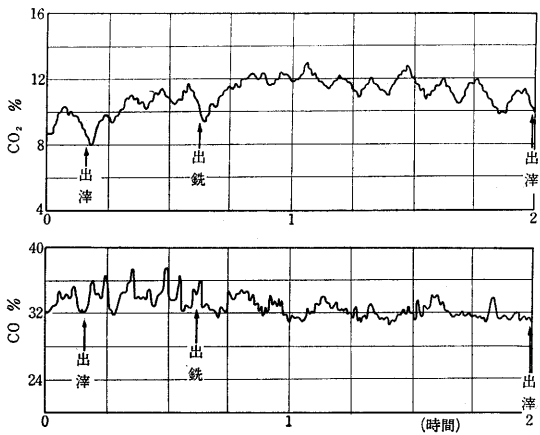


図 2(b) 炉頂ガス組成の異常変動(6.0 Nm³/min)

少率が、降下速度の増大による銑鉄生成量の増大率より小さければ、出鉄量はまた増加するが、その増加率にはぶくなる。

次に第16次操業の経過であるが、増風による棚吊りなどはまったく見られなかったが、はじめ1日1回程度、のちには数回も、銑鉄成分が突然低 Si 高 S に変わり、次の出鉄では、逆に高 Si 低 S に変わるという変動が見られた。この現象が現われる前に炉頂ガス分析値が、急激な変化を伴いながら CO は増大し、CO₂ は減少するという変動を示した。図 2 に炉頂ガスの正常変動と異常変動を示す。

羽口前でコークスの燃焼によって生成された CO、および炉の下部における直接還元による CO は、炉の上部において間接還元を行ない、結果としてその一部分は CO₂ となる。したがって装入により鉱石が炉内に投入されると、試験溶鉱炉では炉頂温度が高いので、シャフト上部で急激な間接還元が行なわれ、荷の降下につれて間接還元がにぶり、次の装入を迎えるという繰返しになる。これが正常変動で図に見るように装入間隔毎のなめらかな曲線を描いている。CO は炉況が安定しておれば、

そのときの生成量はほぼ一定であるから、CO₂ が増加すれば CO は減少するという逆の関係にある。ところが異常変動のときには、正常時のようになめらかな変化でなく、また CO+CO₂ のレベルも正常の場合より高いという結果が得られた。このことから炉頂ガスの増量が推定されるが、送風量が一定であるのでガス量の増加は直接還元の増加の結果としか考えられない。しかしこの時点ではそれが何に帰因するかは明らかでなかった。

さらに鉱石準備量が不足したので、試験期間の終わりに焼結鉱の銘柄を変更せねばならなかった(表 1 参照)。この結果、出鉄成分のみだれおよび炉頂ガスの異常変動がみられなくなった。したがってこれらの現象には鉱石の特性も関連するものと思われるが、確たる根拠はつかめなかった。

表 1 各操業時の使用原料

コークス					
	F. C. %	Ash %	粒度範囲 (mm)	平均粒度 (mm)	
16次	89.3	9.7	10~20	12.3	
17次	89.0	10.0	10~20	12.2	
18次	85.9	12.1	6~10	6.1	
焼結 鉱					
	T. Fe %	CaO/SiO ₂	粒度範囲 (mm)	平均粒度 (mm)	
16次	I	59.14	1.57	3~10	6.2
	II	56.69	1.78	3~10	6.5
17次	50.9	2.01	3~10	5.2	
18次	58.5	1.86	3~6	3.9	

第17次操業は、前へのべたように全体的な傾向は第16次操業と同一であったが、6.5Nm³/min 段階より炉頂ガス成分の異常変動が顕著に現われた。しかし前回のように出鉄成分の急激な悪化は見られなかった。CO の異常

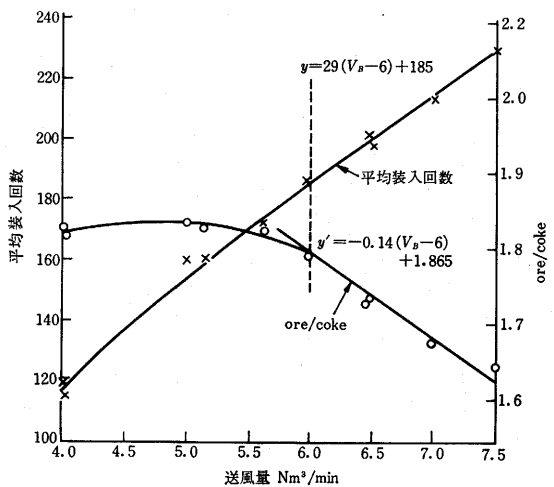


図 3 送風量と Ore/Coke および平均装入回数の関係(第17次)

変動に関連して炉頂温度にも異常変動が現われ、熱風圧も上昇するといった一連の現象が見られた。7.0 および 7.5 Nm³/min の段階で同様の所見があったが、荷下りも一応順調であって、限界としての顕著な徴候は見られなかった。

出銑量は装入回数と Ore/Coke の積に比例することから、第 17 次操業の結果にもとづいて、最大出銑量とそれに対応する送風量の予測を行なった。図 3 に示すように平均装入回数と、Ore/Coke が最高に達し、それ以後増風に伴って減少する領域での変化を、いずれも送風量に対して近似的に直線変化とみなして、それぞれの関係直線から送風量と出銑量との関係式を求めると次のようになる。

$$P = -36.24 V_B^2 + 636.38 V_B + 265.56$$

ここで P は 1 日あたり銑鉄生成量 (kg/d), V_B は送風量 (Nm³/min) である。

これより、操業条件が大幅に変化しない限り、最大出銑量は約 3.5 t/d, 対応送風量は約 9.5 Nm³/min が得られた。

2. 第 18 次操業

上述の予想送風量 9.5 Nm³/min は、既設の送風機および送風量制御系統の能力を超えているので、7.0 Nm³/min 前後の送風量で限界が来るような操業条件を採用せねばならなかった。

送風限界に到達する要因として、ガスと装入物間の接触時間の短縮による熱交換ならびにガス利用率の悪化などが原因となって Ore/Coke の低下をもたらす熱的要因と、棚吊りなどの荷下り不順による物理的要因が考えられた。第 17 次操業においても棚吊りを予想して、試験溶鋳炉の高さ方向の各段の炉内圧を測定したが、送風量の増大とともにシャフト部の圧力損失が増大する傾向があった。一方第 17 次操業の実績より、6.5 Nm³/min 段階ではシャフト部のガス速度は約 3.9 m/sec で、装入物の降下速度は 3.5 mm/sec と推定される。したがって試験溶鋳炉は向流移動層であるが、近似的には固定層と考えても差支えない。そこで化学工学で良く知られている充てん層の諸特性から、高炉内での送風量の増大による圧力損失の増大もよく説明される。

またガス利用率の悪化は一般には linear な変化であって、Ore/Coke が急激に低下するような場合は荷下り不順のような非定常状態であろうと考えられる。

以上のことから、物理的要因に着目して、シャフト部中段で、第 17 次操業における条件で 9.5 Nm³/min の送風量のときに推定される圧力損失が、6~7 Nm³/min の送風量で実現できるような原料粒度を採用することにした。しかし供給を受けるコークス粒度、既設粉砕機的能力などから表 1 に示すような粒度に落着いた。

図 4 に操業諸指数を示す。基本的には前 2 回の操業と

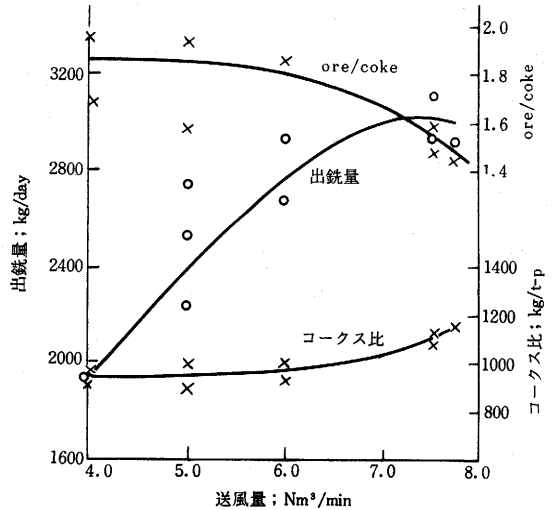


図 4 送風量と操業諸指数との関係 (第 18 次)

まったく同様な傾向であったが、出銑量—送風量曲線には明確な最大点がみられた。前回と同じく実績より送風量と平均装入回数および Ore/Coke の関係を直線近似して、次の式を得た。

$$P = -51.5 V_B^2 + 762 V_B + 241$$

これより最大点を求めると、 $V_B = 7.4$ Nm³/min, $P = 3.06$ t/d となり、実績とかなりよく一致している。

しかし炉況は前 2 回とはなはだしく異なり、低送風段階から棚吊り、荷下り停滞がしばしばみられ、とくにある送風段階から次の段階へ増風した直後に顕著であった。また 6 Nm³/min 付近からは下ベルの降下不良、炉頂金物へ吹上げられた原料が衝突した結果と思われる音の発生があり、さらに 7.5 Nm³/min 付近からは強固な棚吊り、2本の up-take の一方の閉塞と他方の赤熱が再三にわたって発生し、8.5 Nm³/min にいたってはこれらの現象がさらに激化し、2本の up-take が同時に閉塞するという操業不能の状態にたちいたった。また全期間を通じて、出銑成分の調整も困難をきわめ、安定した炉況は前 2 回に比べて、なかなか実現できなかった。

高送風段階におけるこのような装入物の降下障害が常に炉の最上部でおこることは、棚吊り時の休風のときの炉内観察、ガス圧測定などにより確認された。図 5 に

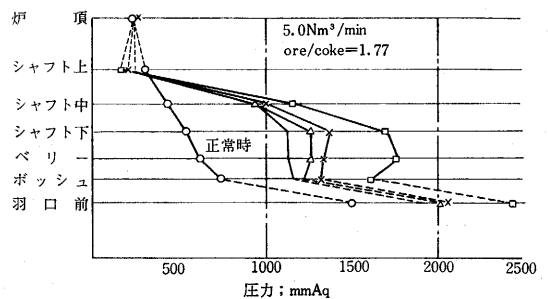


図 5 棚吊り発生時の炉内圧分布

5.0 Nm³/min 段階における棚吊時の炉内圧の変化を示すが、他の場合もだいたい同じ傾向を示している、

これらのことから第 18 次操業における送風限界 7.5 Nm³/min は、荷下り障害と炉熱の低下とが相関連しあって規定されたものとみられる。

3. 送風限界を規定する要因

炉頂ガスの連続分析の結果から、従来オルザットまたはヘンペルによる断続的な分析値ではわからないガス成分の変動を知ることができた。羽口送风量についても、マノメータの読みによる送风量の積算の不備を補うために連続記録して、プラニメータによって積算値を得るようにしたし、各羽口の送风量の変動についても、特有の様式があることを知った。

これらのことから、第 17 次操業では炉内圧をマノメータによって読んでいたが、第 18 次操業ではこれを連続記録することを試みた。

また第 17 次操業後にシャフト部の荷の運動状態を知るために、充てん層によるモデル実験を試み、ガラスモデルによって、圧力の変動と充てん層の状態との関連について肉眼観察を行なって来た。この段階で圧力損失の変化だけでなく、各点の圧力について微小な圧力の変動が付随することがわかった。

第 18 次操業では半導体ゲージを用いて圧力を電気信号に変換し、連続的にシャフト部各段の圧力を記録するとともに、微圧変動が現われたときはペン書きオシログラフによって記録した。図 6 に 7.56 Nm³/min のときシャフト部上、中、下段における微圧変動を示す。これら

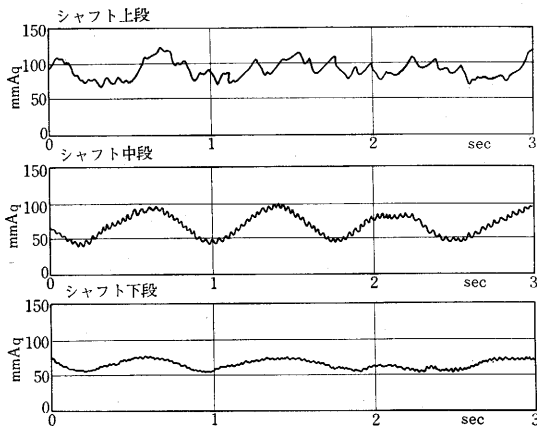


図 6 7.56 Nm³/min 段階のシャフト部における微圧変動

の微圧変動が充てん層中の固体粒子の運動に関連のあることはわかっていたので、さらにこれを確認するために、第 18 次操業に使用したコークスおよび焼結鉱によるモデル実験を行なった。

(1) モデル実験

図 7 に実験装置を示す。粒子としてはコークスおよび

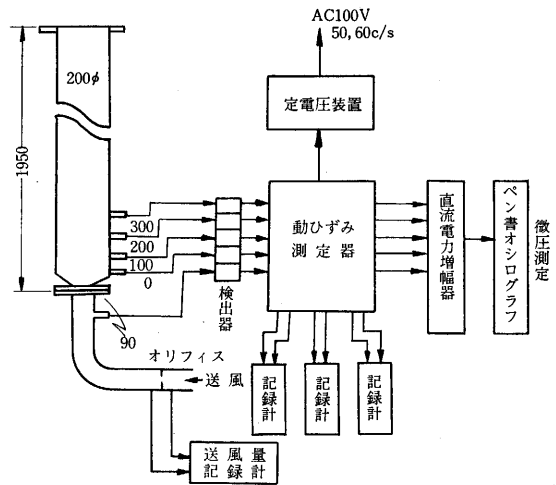


図 7 モデル実験装置

焼結鉱をそれぞれ単味で、また両者を Ore/Coke=1.5 の割合で混合したものの 3 種を用いた。層高は 300~1300 mm とし、これに常温空気を送ったが図に示した各レベルと送風管の圧力を操業に使用した計器で記録した。また充てん層の状態を上方から肉眼観察した。

図 8 に得られた空気流速と圧損の関係を示す。コークスおよび焼結鉱の単味充てん層はそれぞれ非移動充てん

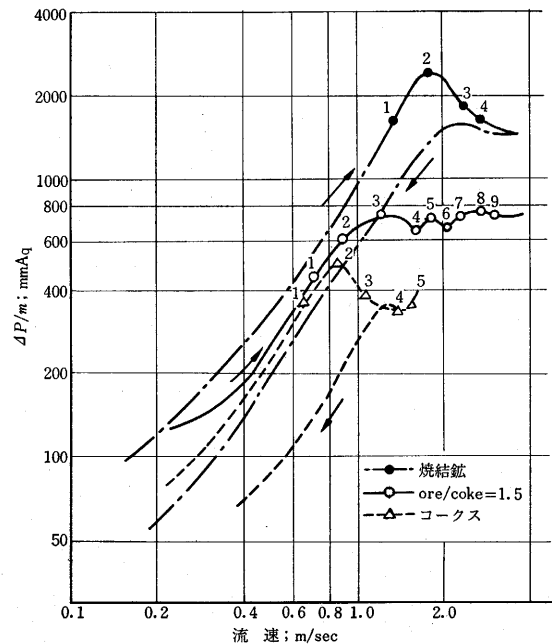


図 8 モデル実験における流速と圧損の関係

層の典型的な動向を示している。図に記入した数字は次のような状態を示している。① channeling 開始、② channeling の全断面への拡がりや周辺部での bubbling 開始、③ bubbling の断面半分への拡がり、④ 安定な fluidizing、⑤ 平均粒度以下の粒子の層外への飛びだし

開始。

これにたいして混合粒子層は、流動開始時の圧損の急降下部が現われないという特徴のほかに、次の点で異なる

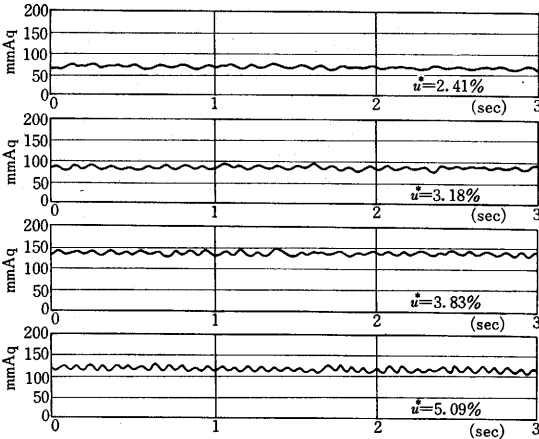


図 9 (a) 単味層における微圧変動と U^* との関係 (モデル実験, 上段, コークス)

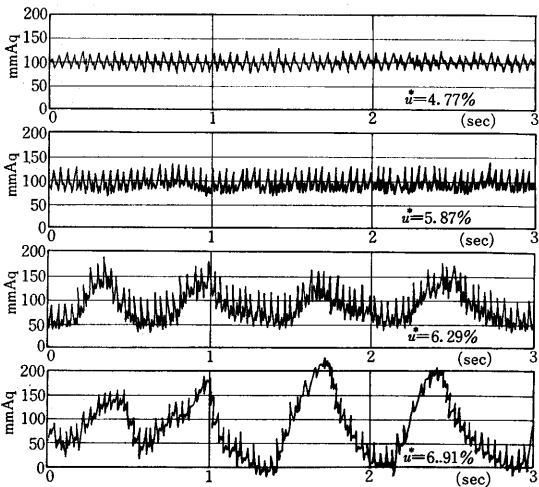


図 9 (b) 単味層における微圧変動と U^* との関係 (モデル実験, 上段, 焼結鉱)

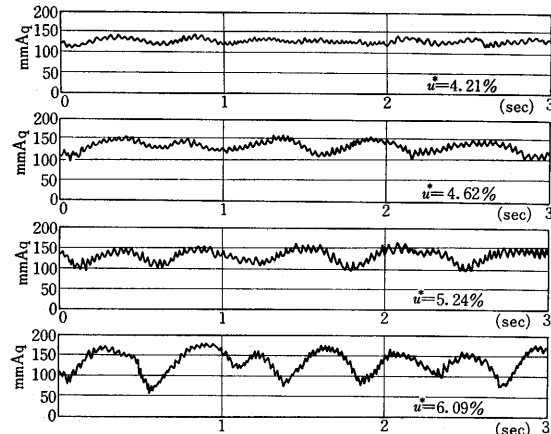


図 10 混合層における微圧変動と U^* との関係 (モデル実験, 中段, Ore/Coke=1.5)

った様相を示した。すなわち②～④で単味充てん層と同様な bubbling とともに、コークスと焼結鉱の分離すなわち分級効果が始まり、それが強調され、やがて上層に集まったコークス粒子が流動しはじめる。⑤では粒子の層外への飛びだしと共に上層部に boiling を生じ、層高が急激に高くなり、やがて下層に集まった焼結鉱が流動しはじめて、分離していた粒子の再混合がおこる。⑥, ⑦ではこの再混合と全粒子の流動がますます強化される。この際とくに注目されることは、再混合と全粒子の流動がはじまると、とくにコークス充てん層と異なる微圧変動が出現し流速の増大につれて振幅が次第に大きくなることである。これらの微圧変動を図 9 と図 10 に示す。これから微圧変動によって混合粒子層の流動状態を判定することができることを示している。また図 6 に示した溶鉱炉で得られた微圧変動と混合粒子層のそれと酷似していることはシャフト部の装入物が流動状態にあることを示している。

また単味充てん層については、固定層から流動層までの状態を、終端速度に対する実ガス速度の比 $U^* = U/U_t$ で一義的に表わすことができ、これが R_{e-p} と $U^* = k (R_{e-p})^n$ なる関係をもつことが知られている。図 11 に示すように混合粒子層についても、この関係が成立することがわかる。

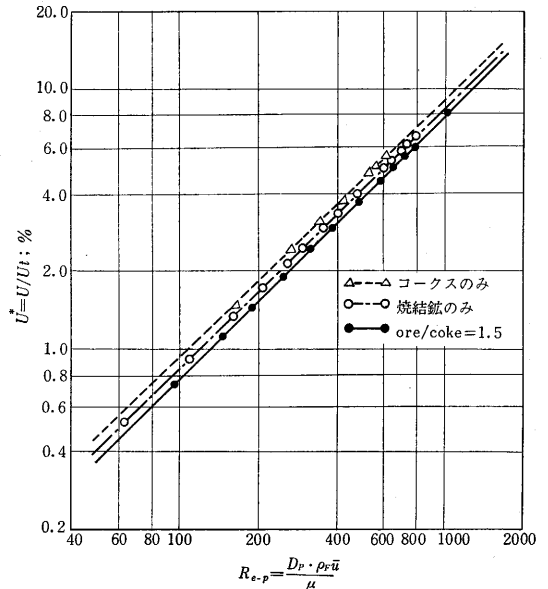


図 11 R_{e-p} と U/U_t の関係 (Model)

以上のようにモデル実験で、微圧変動が混合粒子層の流動状態の判別の基準となり、この状態の U^* によって一義的に表わされることがわかった。

(2) 第 18 次操作における微圧変動

図 6 に溶鉱炉における微圧変動の記録を示したが、モデル実験の結果と観察および操業中の種々の現象からみて高送風段階におけるシャフト上部の原料層はslugging

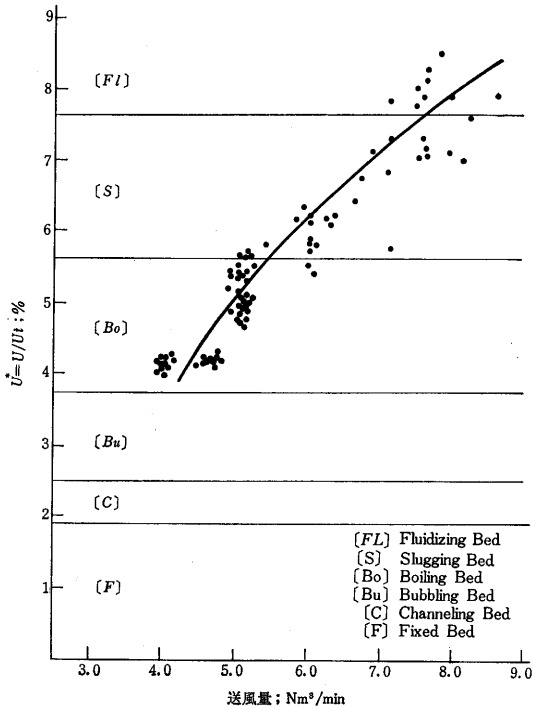


図 12 U^* と送風量の関係

または fluidizing の状態にあったことは疑う余地がなく、それが送風限界を規定する要因となったものと断定してよい。

各送風段階における U^* を求め、 $U^* - V_B$ の関係をしらべると図 12 のようになる。この U^* によって装入物層の運動状態が区別されているが、この区分は実験と観察によって得られたもので、各送風段階で得られた種々の現象および棚吊りの発生傾向ともよく対応する。

また $U^* = k(R_{e-p})^n$ なる関係がモデル実験で確かめられているが、 R_{e-p} の変域の異なる操業結果について、

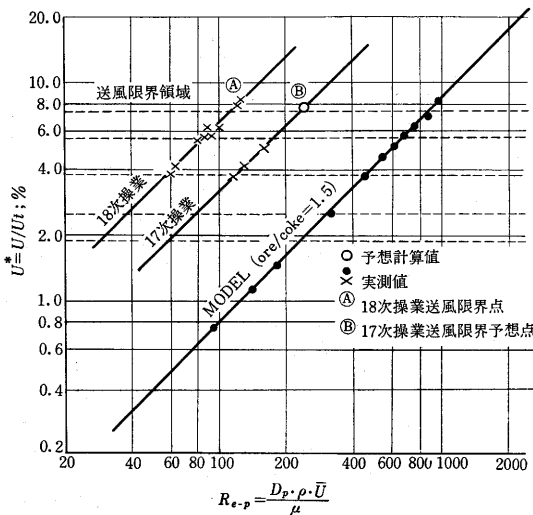


図 13 R_{e-p} と U^* の関係

同様の処理を行なった。図 13 にこれを示す。これから各操業時のそれぞれの送風段階で、装入物の運動状態がどのようなであったかを類推できるが、第 17 次操業の最高送風量 $7.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の段階は、第 18 次操業の $5.0 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の段階に相当し、このことも炉況その他の実績とよく符合している。

第 18 次操業の条件で、最初の顕著な流動が確かめられた $7.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$ が限界送風量であったとして、これに対応する $U^* = 7.6\%$ を試験溶鉱炉の限界点とみると、第 17 次操業の限界送風量は $9.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$ と計算され前述の 2 次式の推定と非常によく一致する。これらのことから試験溶鉱炉の限界点はシャフト部の状態が slugging 状態から fluidizing 状態に移る近傍であるといえるだろう。そして slugging 領域では棚吊りがひん発し、棚に至らないまでも下ベル降下不良等の現象を誘発し、荷下りの停滞が繰返されるといえる。

しかし第 18 次操業では、一時的に装入物の降下障害が起きても、とにかく操業を継続し、結局 $8.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 近くまで操業しえたのであるから、送風限界にも幅があるとするのが妥当であろう。

4. その他の調査

炉内ガス分布、炉内温度分布および炉内固体試料などの調査を行なった。

炉内ガス分布は壁際—中間—中心—中間—壁際の 5 点を 1 直径方向で採取した。第 18 次操業の結果を図 14 に

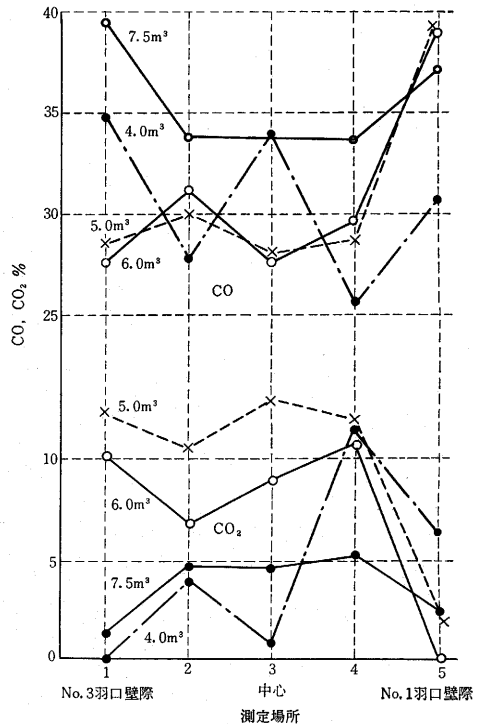


図 14 各送風段階におけるシャフト中段のガス分布 (No. 1~No. 3 羽口方向)

示す。4 Nm³/min 段階で CO は明確な W 型を示しているが、それ以上の送風段階では V 型になっている。第 16 次操業では、4.0~5.5 Nm³/min 段階では W 型で、6.0 Nm³/min 段階のみが V 型である。第 17 次操業では、4.0~6.0 Nm³/min 段階は W 型、6.5 Nm³/min 段階以上では V 型となっている。もちろん CO₂ ではこの逆で、それぞれ M 型と V 型を示している。これらのことは低送風段階ではガスの流れが中心流と周辺流になっているが、高送風段階では周辺流のみになることを示している。さらに各送風段階を比較すれば、前述の装入物の運動状態とよく符合していることがわかる。これ以上については、ガス量の分布が正確に把握できないので、定性的な論議しかできない。

また炉内温度分布よりガス量分布の傾向はつかめるがこれも定量的には把握できない。

これらの点については今後の課題であるとおもう。

試験溶鉱炉の操業試験は約 60 名の人員が 1 カ月連続して行なうが、そのための準備、保守のみならず、試験結果の解析に文字どおり研究室全員が協力した結果が前述の送風限界の確認であって、これらの試験期間に得られた他の課題には、さらに基礎実験などを積上げて解決して行くつもりである。

終わりに、本所試験溶鉱炉委員会の諸先生方、日本鉄鋼協会試験高炉委員会の委員ならびに幹事諸氏に厚く感謝する次第である。 (1968年8月24日受理)

次号予告 (12月号)

——地震小特集——

巻頭言

故久保田教授を偲ぶ..... 富永 五郎
小瀬 輝次

研究解説

光の干渉・回折とその応用..... 小瀬 輝次
—故久保田教授の研究業績—

特集

十勝沖地震における建築物の被害..... 田中 尚
岡田 恒男
—主として八戸市の鉄筋コンクリート造建物について—
機械・配管関係の震害について..... 佐藤 壽芳
南北海道地方の土木構造物の震害調査..... 久保慶三郎
十勝沖地震(1968)震害調査報告—土木班..... 岡本 舜三
田村重四郎

研究速報

A New Formulation of Neutron Emission Probability 原 文雄

研究室紹介

丸安研究室..... 丸安 隆和

(p. 29 よりつづく)

文 献

- 1) 吾妻 潔: 日本鉄業会誌, 59 卷 (昭 18) p. 402~406
- 2) 小川芳樹: “非鉄製錬の基礎”, 産業図書, p. 190~ (特許 17029 号 亜硫酸パルプ廢液による純銅沈澱法)
- 3) 原善四郎: 生産研究, 第 6 卷 10 号, p. 270
- 4) A. R. Burkin & F. D. Richardson: Powder Metallurgy, 1967, Vol. 10, No. 19, p. 34
- 5) 原善四郎: 前掲
- 6) M. Pourbaix: Atlas of Electrochemical Equilibria

in Aqueous Solutions, Pergamon Press, Cebelcor, 1966

- 7), 8) たとえば, E. A. von Hahn & E. Peters: “The Role of Copper(I) in the Kinetics of Hydrogen Reduction of Aqueous Cupric Sulphate Solution”, J. of Phys. Chem. Vol. 69, No. 2, Feb. 1965
- F. A. Schaufelberger: “Precipitation of Metal from Salt Solution By Reduction of Hydrogen”, J. of Metals, May, 1965