

論 文

UDC 669.162.228 : 669.162.264

高炉の通気および荷下がり特性に関する研究*

桑野 芳一**・山本 誠一****・大谷 啓一**
 本田 紘一**・張 東植**・中根 千富***

Investigations of Some Characteristics Concerning to Gas-permeability and Stock Movement of Blast Furnace

*Yoshikazu KAWANO, Seiichi YAMAMOTO, Keiichi OHTANI,
 Kooichi HONDA, Tonshi CHAN, and Chifu NAKANE*

Synopsis:

Some characteristics mainly concerning to gas-permeability and stock movement of No 1 B. F. (of 350 m³ inner volume) at Nishijima Works, Osaka Seiko Co. were investigated and following results were obtained.

(1) Periodic changes from tapping to tapping were observed in blast distribution among tuyeres, top gas composition, radial gas distribution, pressure drop, minute pressure pulsation and stock descending. These changes were quite similar to those obtained in small experimental B. F. (of 0.5 m³ inner volume).

(2) Under the normal conditions, vertical pressure distribution was nearly linear from tuyere level to stock line. Pressure drop at combustion zone was estimated to be 26~34.8% of total pressure drop between blow-pipe and furnace top. In the case of unusual state, a part of stock column with large pressure drop appeared often at upper level of shaft and then it descended downward.

(3) Even under the normal condition, minute pressure pulsation of 0.6~2.8 Hz frequency, which suggested the occurrence of "boiling" of solid particles, was observed. When unusual stock movement appeared at the shaft, increase of energy level of low frequency components, which suggested the occurrence of "bubbling" or "near-slugging", was observed. In the case of irregularities at high-temperature region another type of pulsation with 6~18 Hz frequency, which suggested bubbling in liquid phase, were observed before the appearance of pulsation cited above.

(4) It was presumed that unusual stock movement was mainly caused by the occurrence of violent fluidization of solid particles even in high temperature region. It seems to be difficult to attribute the irregularities in the melting zone, where nonuniform distribution of fluid flow is remarkable, to the occurrence of "flooding".

(Received Sept. 13, 1971)

1. 緒 言

最近の高炉はますます巨大化と急速製錬の傾向を示している。さらには、超高压操業法、送風への酸素の添加、補助燃料の大量吹込みなどの新技術の導入を行なつて、高い生産性と経済性を維持している。一方、炉内に装入される原料は、整粒化が進み調和平均粒径が小さくなる傾向にある。この粒径の縮小は、化学反応を伴う過程ではプラスの要因として作用する。しかし、通気抵抗の面では、マイナスの要因となる。

著者らは、1964年から1969年まで送風限界に関する

試験を東京大学生産技術研究所の試験高炉で実施してきた。そのなかで送風限界は、シャフト部における装入物の流動に端を発する荷下がり状態の異常化、さらにこの異常が進行すると near-slugging 現象の発生によつて操業不能になるという結論に達した^{1)~5)}。しかし、この結論はあくまで試験高炉に関するもので、これが高炉一般の属性か否かは不明である。

* 昭和44年10月本会講演大会にて発表
 昭和46年9月13日受付
 ** 東京大学生産技術研究所
 *** 東京大学生産技術研究所 工博
 **** 大阪製鋼(株)

本報は、上述の試験高炉の諸特性と比較検討を行なう観点から実高炉のなかでも小容量で、かつ単位容積当たりの送風量が多く、出鉄比の高い高炉（大阪製鋼株式会社西島1高炉）について、装入物の粒度分布、炉内の圧損、ガス組成および分布、微圧振動、炉頂ガス組成などの挙動を調査し、両者間に類似点があるか否か、さらに実高炉において吹抜け、あるいは装入物の流動、ならびに flooding 現象などが認められるか否かを明らかにする点に主眼をおいた。

調査にあつては、大阪製鋼西島工場と東大生研鉄鋼研究室が協力して計画を立案し、ゾンデの製作取付け、焼結鉍の強度向上のアクション、その他操炉全般を大阪製鋼側が、測定、データの解析および関連する基礎実験などは生研側が分担した。

2. 調査項目ならびに装置と方法

2.1 設備および操業条件

調査した西島1高炉のおもな諸元は、公表されているのでここでは省略する。調査期間の操業条件は、多少の変動があつたが、送風量 750 Nm³/min, 送風温度 890 °C, 出鉄量 760 t/day, コークス比約 538 kg/t-pig であつた。原料の装入順序は ore-coke, ore-coke で1回の装入量はコークス 2 300 kg, 焼結鉍 6 700 kg とペレット 300 kg で平均の ore/coke は 3.04 であつた。

2.2 調査項目

調査項目はつぎの通りである。

2.2.1 装入物の特性調査

- (1) 装入物の粒度構成とそれらの経時変化
- (2) 装入物の強度の経時変化
- (3) ore/coke と空隙率ならびに平均粒径との関係

2.2.2 高炉特性の調査

- (1) シャフト上部近傍の装入物内のガス分布と微圧振動の調査
- (2) 高さ方向の圧損および微圧振動の測定
- (3) 羽口流速の測定

これらの調査を1968年10月5日から12月末日まで、約3カ月間実施した。

2.3 装置と方法

2.3.1 ガス分析装置と前処理系統

炉頂ガスの連続分析に赤外線ガス分析計 (CO, CO₂) と熱伝導型分析計 (H₂) を用い、炉内ガスの分析はガスクロマトグラフによつた。

前処理系統としては、さきに報告したもの⁶⁾と同型式のものを採用したので省略する。試料ガスは、ダストキャッチャー入口で採取し、系のおくれを少なくするた

め多量流し、分析計に入る直前で必要量以外を大気に放出した。保守および精度についてはさきに発表した場合⁷⁾と大差がなかつた。

2.3.2 炉内ガス採取および炉内圧力測定装置

ゾンデ駆動装置を Fig. 1 に、ゾンデを Fig. 2 に示す。この装置を炉口付近の東西南北の4方向に設置した。ゾンデは、6点を同時に採取できるように工夫されており、壁ぎわより 100 mm の点と中心の距離を5等分した6点 (419 mm 間隔) でサンプリングできるようになっている。なお、この種のゾンデを炉内に3 min 近く挿入すると、荷の移動によつてゾンデが曲り、引抜き不能となるため、1回のガス採取時間を1 min 以内に完了するようにした。

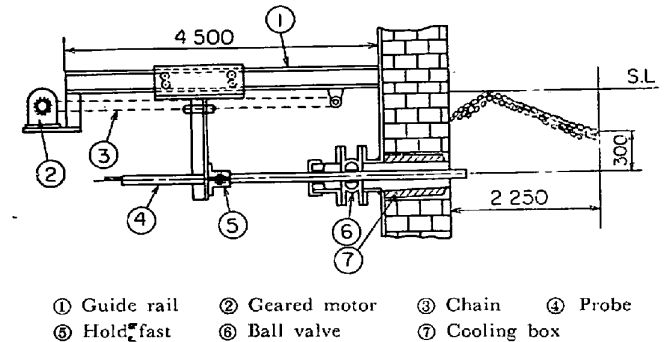


Fig. 1. Gas sampling equipment.

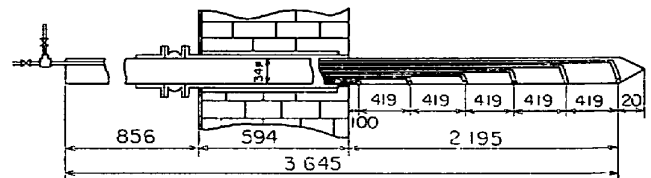


Fig. 2. Gas sampling probe along the radius of furnace.

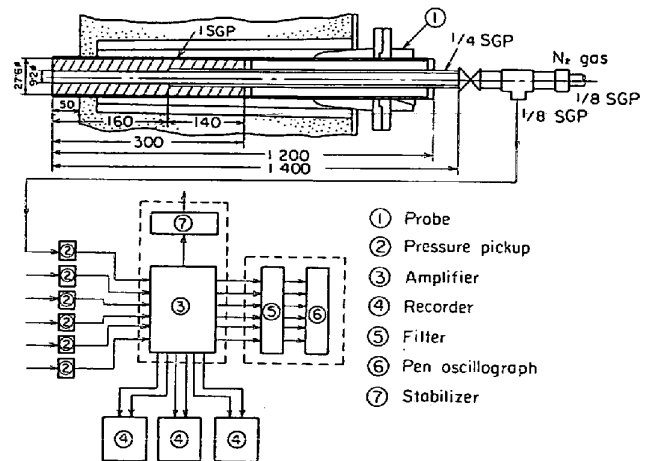


Fig. 3. Flow sheet of the measurement of minute pressure pulsation.

Table 1. Range of measurement of pressure and minute pressure pulsation.

Levels	Measurement	
	Pressure kg/cm ²	Minute pressure pulsation kg/cm ²
Upper shaft	0~0.15	0~0.005
Middle shaft	0~0.3	//
Lower shaft	0~0.5	//
Belly	0~0.7	//
Bosh	0~1.0	//
Blow pipe	0~1.5	0~0.01

炉内圧ならびに微圧振動の測定装置を Fig. 3 に示した。これらの詳細はさきに述べた⁸⁾ので省略するが、炉の半径方向6点、あるいは炉の高さ方向6点がそれぞれ同時に測定記録できるようになっている。

Table 1 に炉内平均圧力と微圧振動の測定位置および範囲を示した。圧力測定ゾンデは、特殊冷却板から水平方向に炉内へ 50 mm 突き出した。羽口前圧力については、羽口先端より手前 1 000 mm の位置まで覗き穴を介してゾンデを挿入し、連続測定を行なった。微圧振動の測定は、30min ごとに約 50 sec (1 日 48 点) ずつ 3 カ月間にわたって行なった。こうして得られたデータの中から炉況が比較的安定していた期間と、それが悪化した期間を選び、そのうちから典型的な 1 日をおのおのについて選びだし、48 点 (24 hr) について各レベルの振幅を秒間 (1 レベル 480 点) 読取り、これを電算機にかけて、波形解析^{9)~11)}を行ない、つぎの各項を求めた。

- (1) 自己相関関数
- (2) パワースペクトル密度

2.3.3 羽口流量の測定

各羽口流量とそれらの経時変化を知るため、特殊ピトー管を製作して、それを重油吹込み口から 20 度の角度をもつて、ブローパイプの中心部まで挿入し、ブローパイプ内の流速を連続的に測定した。測定系を 2 組準備して、No 3 羽口、No 9 羽口、続いて No 5 羽口、No 11 羽口の順で測定した。

3. 結果と考察

3.1 装入物の特性について

3.1.1 粒度分布とその経時変化

調査時の装入原料は焼結鉱が約 90% であつたから、焼結鉱とコークスの粒度分布ならびに強度を調査すれば装入物の特性が把握できると考えた。

コークスならびに焼結鉱の粒度分布の経時変化を Fig. 4 に示した。コークスの粒度は 10~75 mm の範囲で分

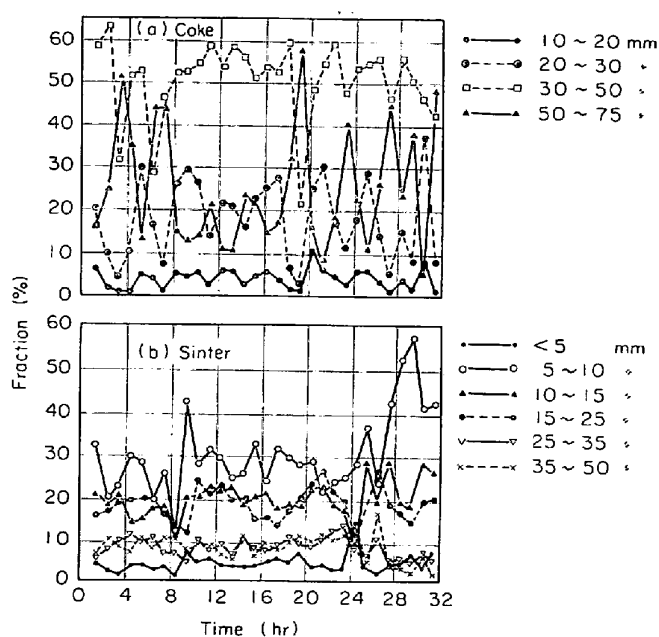
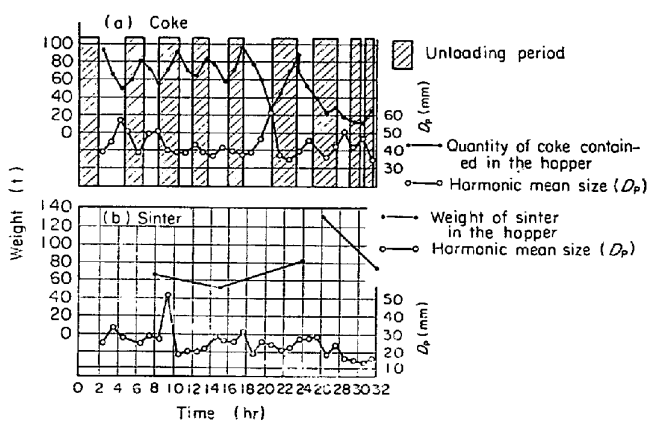


Fig. 4. Size distribution and its fluctuation of charged coke and sinter.

Fig. 5. Fluctuation of harmonic mean size (D_p) of coke and sinter.

布しており、なかには 75~100 mm のものが時折りみられた。30~50 mm の占める割合が最も多く、50~75 mm が激しく変動している。そこで、ある時期に装入ベルトコンベア上から 1 hr ごとにコークスおよび焼結鉱をおのおの 20 kg ずつ 36 回 (36 hr) 採取し、調和平均粒径 D_p (以下 D_p という) を求め、それらの経時変化を Fig. 5 に示した。図より明らかなように、コークスの D_p は炉前ホッパーの在庫量が減少するにつれて、漸次大きくなる傾向を示し、はしけから荷揚げしてホッパーへ装入する直前が最も大きくなっている。そしてホッパー在庫量が増加するにつれて小さくなり、荷揚げ停止の時期が最少となる。

焼結鉱については、コークスほどには顕著な変動が認

められないが、 D_p は17~38 mmの間で変動していた。

3.1.2 装入物の強度について

焼結鉱の強度は通常シャッターテストによつて評価されている。試験期間中の値は、71.5~87.5%の範囲で80.5%付近のものが最も多く、74.0%以下のものもかなり認められた。シャッターテストの値が低下すれば、炉内で機械的に破壊されやすく、破壊による粉が通気障害を引き起こし、荷下がり不順に結びつくことが予想される。試みにスリップや棚吊りが多発していた時期に使用した焼結鉱(炉前ホッパーに装入される以前のもの)のシャッターテストの値を調べたところ、79%以下の場合が非常に多かつた。なおこの期間中のスリップおよび棚吊りの大半は、シャフト上部で起こっており、焼結鉱の強度を高める必要性を感じた。そこで焼結時の燃料配合割合を2.7~3.2%から3.5~4.25%に高めたところ、FeOは9.2%台から11.2~12.0%にあがり、強度もあがった。結果は良好でスリップおよび棚吊りは激減した。

コークスについては、ドラム指数またはタンブラー指数などをもつて強度の評価を行なっている。そこで上述同様の調査を行なつたところ、ドラム指数は、88.5~93.8%の範囲で、91.0%付近のものが多かつた。しかし、荷下がり異常と強度との間には明りような関係¹²⁾は見いだせなかつた。

3.1.3 ore/coke と空隙率の関係

実高炉ではコークスと鉱石類とが別々の層として装入されるため、装入物柱の通気抵抗にとつて重要な意味をもつ空隙率は、これら2種の装入物の単味層のもつ空隙率の平均値によつてきまると考えるのが普通である。その場合 ore-coke, ore-coke といった装入法では、装入物の最上層は常にコークスで占められ、その表面の幾何学的形状はコークスの安息角によつてきまることになる。ところがこの上に次に鉱石が装入されると、コークスの表面は押流されて鉱石と混合することになり、結果としてコークス-鉱石の境界面付近の安息角は、両者のおおのの安息角を合成したものになると思われる。もしそうだとすれば混合域の粒度分布は単味の場合にくらべて著しく広がるため、空隙率も平均粒径(D_p)も小さくなると考えられる。この点を検討するため ore/coke をゼロから無限大まで変化させたときの混合充てん層の空隙率を実測し、これを混合装入を原則としている試験高炉用装入物の値と比較してみた。結果を Fig. 6 に示す。

図より明らかなようにコークスの空隙率は密に充てんした場合、小粒(試験高炉18次操業時のコークス)で

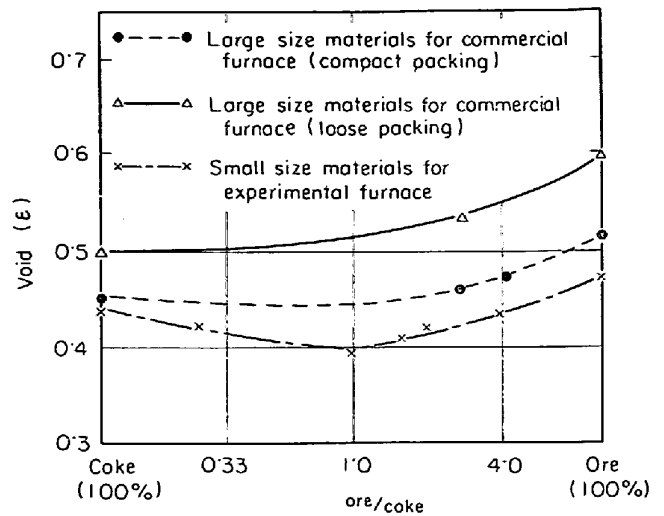


Fig. 6. Relation between ore/coke and void fraction.

約0.446、実高炉の場合で0.469で、両者間に大きな差異が認められない。

焼結鉱の空隙率は、試験高炉用のものでは0.454であつたのに対し、実高炉のそれは、密充てんで0.51、粗充てんで0.60となり、いずれもコークスより大きくなっている。このことは焼結鉱の形状係数がコークスのそれと比較して粒度依存性をもっているためと推定される。また、ore/cokeは1.0~1.2付近で空隙率が最小になる傾向を示すが、これは粒径の異なる粒子をある種の割合で混合すると、空隙率が小さくなるがよく知られている。

3.2 羽口への送風の分配

Fig. 7にNo 3, No 9羽口について測定した流速の経時変化を示した。これによれば羽口流速は出鉄を周期として変動しており、出滓中に極小が現われ、その後増大し始めて、出鉄直後に極大となる傾向が認められる。環状管内へ流入する送風量は熱風本管入口を基点に左右対称に分流するものとみなして、No 9: No 10, No 8: No 11, No 7: No 12, No 6: No 1, No 5: No 2,

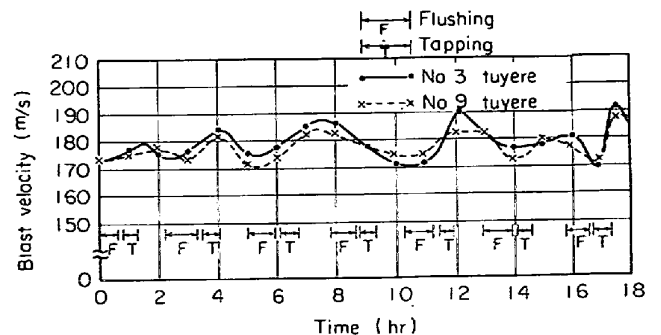


Fig. 7. Change of blast velocity at the tuyere.

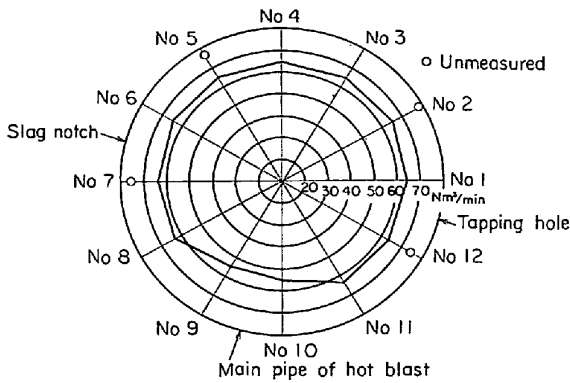


Fig. 8. Distribution of blast volume among the tuyeres.

No 4 : No 3 の 6 組のうち、4 組の測定値および測定をしなかつた羽口は 両隣の平均値を用いて 流速分布を求め、流量を算出したダイアグラムを Fig. 8 に示した。これは測定の同時性および推定値などの点で問題が含まれているが、これより各羽口への送風の分配状況が推定される。分配状況は、出鉄から出鉄の周期に対応して変動することが特徴的であり、これは試験高炉の挙動と酷似している。また環状管入口部に近い羽口 No 9, No 10 などは風の入りが悪く、装入ベルトコンベア側が通りやすい傾向を示していた。

以上のような各羽口風量のタップ間の変動の機構をつぎのように考えてみた。出滓直前は、溶解したスラグならびに溶鉄の液面が羽口レベルに接近する状態になっている。この状態では、湯溜部内の溶融物中に沈んだコークスが浮力によつて押し上げられて、羽口近傍にある装入物の充てん密度を大きくするから、羽口前の通気抵抗は増大する。他方送風量は一定となるよう制御されているので、熱風圧が上昇し、送風は通りやすい羽口に集中することになり、分配はより不均一になる。出滓終了に続く出鉄開始に伴つて短時間に多量の溶融物が炉外へ取り出されるために羽口近傍は上述と逆の現象が起こり、送風の分配が変わる。なおこの傾向が顕著に発生する羽口とそうでない羽口があるが、その機構を考えるためには全羽口について流速を測定することが必要と思われる。

3.3 シャフト上段におけるガス分布

シャフト上段の直径方向のガス分布を知るため、1 日 3 ~ 4 回の頻度で約 3 カ月間にわたつて、炉況に関係なく延べ 1300 箇 (2 直径方向で約 120 回) の炉内ガスを採取した。出鉄から次の出鉄までの間のシャフト上段中心部の CO の変化を Fig. 9 に示す。これにはもちろん操業条件および炉況などによる影響が含まれており、単純な取り扱いはできない。しかし、中心部のガス分布の

変動には、一定の傾向があることがわかつた。すなわち、出鉄開始とともに CO は急激に減少し始め、出鉄口閉塞と同時に出鉄直前の濃度水準にもどる。以後減少し始め、出滓直前が極小となる。CO 濃度の変化をガス流速の変化とみなせば、その周期的変化の傾向は、前述の羽口風量の変化の傾向とよく対応しているといえる。

Fig. 10 に炉況安定時におけるシャフト上段の直径方

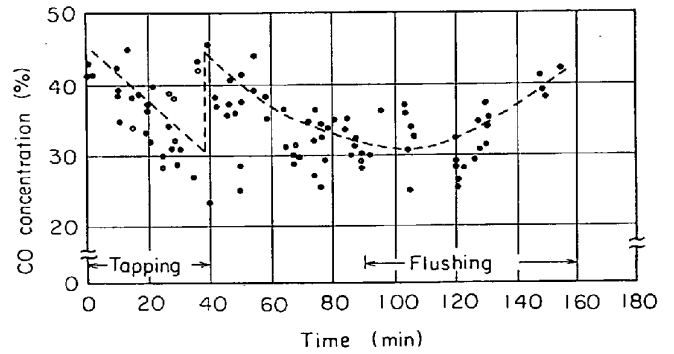


Fig. 9. Change of CO concentration in the center part of upper shaft level between tapping to tapping.

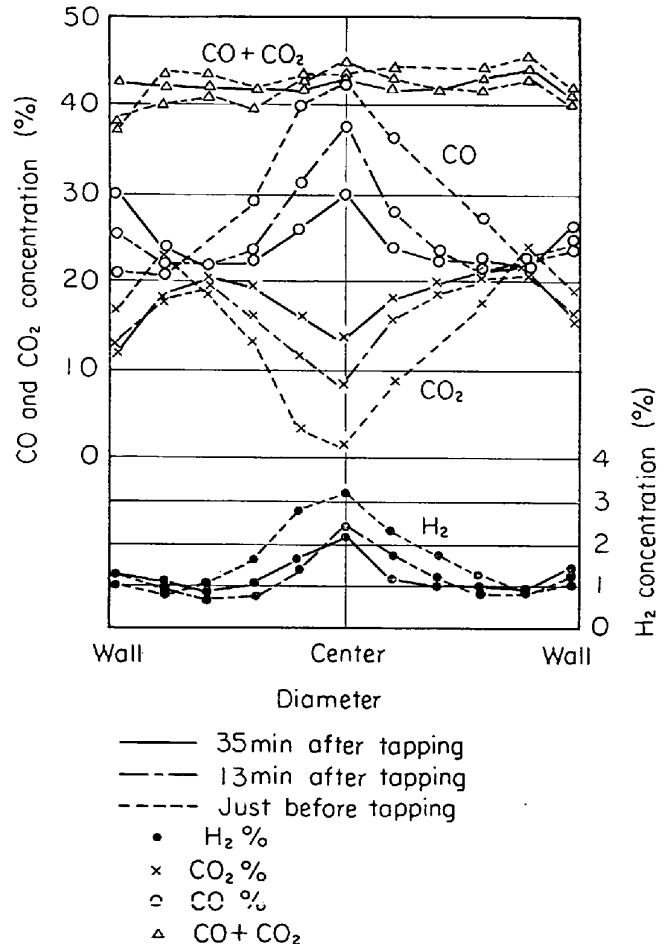


Fig. 10. Distribution of gas composition along the diameter of upper shaft.

向 (No 3 : No 9 羽口方向) のガス分布を, 出鉄開始直前, 出鉄口閉塞後13min, 35min 経過時について示した. これによれば, 出鉄開始直前の CO 分布は極端な逆V型で, 中心部の CO 濃度は 42%を超えており, CO₂ はその逆で 1.0% 以下である. 閉塞後13minを経過したところ CO は約 35% で, 短時間に約 7% 以上減少している. これに対して周辺部は約 3.0%増加し, ややW型の様相を呈する. 35min を経過したところの中心部の CO は約30% に低下し, 周辺部は約 28% で典型的な W 型を呈している. CO₂ は, いずれも CO の逆で M 型の分布を示す.

このように炉内ガスの分布は, 出鉄を契機として変化しており, その要因の一つとして前章で述べた湯溜部における融体のレベルの変化に起因する浮力の効果が考えられる. さらには出鉄開始後数分を経ずして, 短時間に多量の装入物が炉内へ投入されるために, 高さ方向の温度水準ならびに通気抵抗の変動に伴うガスのエネルギー交換率の変化, したがってまた直接還元帯への流入酸素量に変化が起こり, ガス組成が変動するものと考えられる. このような現象は, 試験高炉の特性と酷似しており, 炉容が小さいものほど顕著になるものとする. また逆に最近の大容量の高炉は連続出鉄に近く, マクロ的には融体液面が一定レベルに保たれるため, このような現象は現われにくいと思われる. この意味で大容量の高炉について同様の調査を行なうことは有意義であろう.

3.4 高さ方向の圧力分布

高さ方向の圧力測定では, 羽口レベルより 0.7m 上の朝顔下部の測定口が閉塞しやすく, 長時間の連続測定は困難であった. そこでこの部分の炉内圧を次のように推定した. この高炉は楕円形の羽口を使用しているため, これを円形に換算し, その径から流速を求め, この値に管路拡大時の圧損計算式(1)を適用して圧損を計算し, その値を実測した羽口前圧力から差し引いて朝顔下部の圧力とした.

$$\Delta P = \xi(1 - \alpha)^2 \cdot U_1^2 \cdot \rho_G / 2g_c \dots\dots\dots(1)$$

ここで Δp : 圧損失 [kg/cm²], ξ : 管断面の形状に関する係数 [-], α : 拡がり比 [-], U_1 : 羽口先端の熱風流速 [m/sec], ρ_G : ガスの密度 [kg/m³], g_c : 重力単位換算係数 [kg·m/kg·sec²].

これによると 羽口前 ~ 朝顔下部間の圧損は, 0.09 ~ 0.16 kg/cm² となつて, この値は実測値とよく一致していた. この計算圧損を燃焼帯の圧損とみなし, 全圧損に対する比を求めたところ, 羽口前圧力の26.0 ~ 34.8%, 熱風圧に対しては 15.0 ~ 26.0% に相当しており, 燃焼帯の圧損は著しく大きいことがわかった. また, この値

は, プロパイプの圧損を考慮した M. HANSEN¹³⁾ らの計算結果ともよい一致をみた.

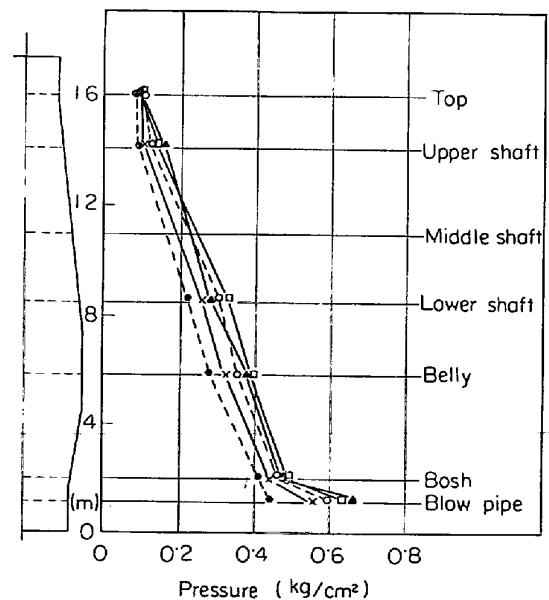
3.4.1 荷下がり正常時の圧力分布とそれらの経時変化

Fig. 11 に予定休風後送風量を漸次増大したとき, 荷下がり正常時の高さ方向における圧力分布 (朝顔下部も実測値) を示した. 図より明らかなように休風後送風量を増加する際, 送風量が指定値の 93.5% (720 Nm³/min) まで, ガス圧は羽口前から炉頂にかけて直線的に減少している. 97.5% (750 Nm³/min) からは燃焼帯部分で急激に圧損の増大が起こり, 指定風量に達するとこれがますます大きくなる. しかし, その場合でも羽口レベルより 0.7m上の位置から炉頂に至るまでは, 圧力分布がほぼ直線的で, 送風量の増加につれて圧力水準があるだけである. なお各レベルの単位高さ当たりの圧損は 0.02 ~ 0.04 kg/cm²-m の範囲で変化していた. 圧力分布のこのようなパターンは試験高炉の場合と酷似していた.

3.4.2 荷下がり異常時の圧力分布とそれの経時変化

Fig. 12 は炉況が著しく悪化したときの高さ方向の圧力分布のパターンを次の3つの場合に分類して示したものである.

(a) : シャフト上段で圧損が著しく増大する場合



Slack wind blowing after the stoppage.	Normal blowing
○-----○ 720 m ³ /min (17°00')	×-----× 770 m ³ /min (17°41')
○-----○ 750 m ³ /min (17°30')	□-----□ 770 m ³ /min (18°00')
	▲-----▲ 770 m ³ /min (23°00')

Fig. 11. Change of gas pressure distribution along the furnace height due to the increase of blowing rate.

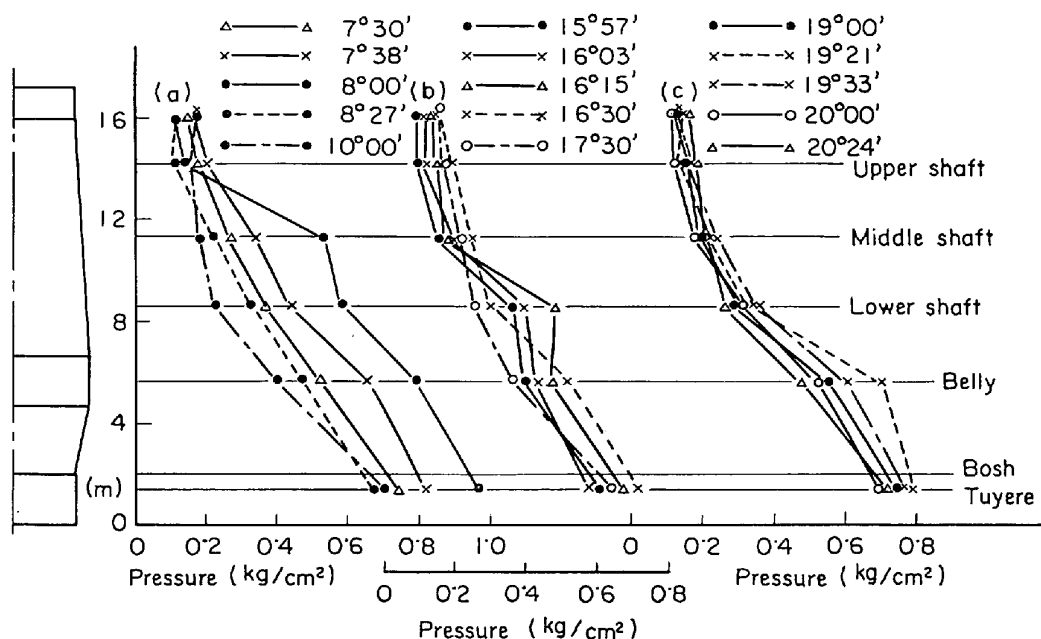


Fig. 12. Vertical pressure distribution at abnormal travelling.

(b) : シャフト中段～下段間で圧損が増大し、下段～炉腹間で減少する場合

(c) : シャフト下段～炉腹間で圧損が増大し、炉腹～羽ロレベル間で圧損が著しく低下する場合

(a)の場合について

図から明らかなようにシャフト上段～中段間で圧損が急激に増大し、それ以下のレベルではほとんど変化しない。圧力水準は、ともに高くなっているが、これはシャフト部の圧損が増大した結果とみられる。このような場合検尺棒は急激に降下する。炉頂ガス中の CO が急増 (CO₂ はわずかに増大) し、CO+CO₂ の値は著しく増加する。また炉頂温度が急激に上昇するにもかかわらず、炉内壁ぎわ温度は変化が少ないなどの現象が認められた。

(b)の場合について

圧損の大きい部分が上部に発生した後、下方へ移動して(b)の圧力分布が現われた場合を(b₁)型、このとき検尺棒の動きは非常に不規則で、移動時には大きく動く傾向があつた。一方圧損の大きい部分がこのレベルで直接発生する場合(b₂)型は、それまで順調であつた検尺棒の動きが急激に停止し、典型的なスリップの様相を示す。この場合棒が大きく動く場合とそうでない場合とがある。炉内温度(壁ぎわから炉内へ 300 mm)ならびに炉頂ガス組成(とくに CO) などの変化は(b₁)型では小さく、(b₂)型で大きい。また炉頂ガス中の CO の増大は(a)の場合よりも顕著で、正常時の水準よりは数%高くなり、その状態が数分間持続した後、元の状態にもどる。

(c)の場合について

これについても上方から移動したと思われる場合(c₁型)とこのレベルで直接発生したと思われる場合(c₂型)がある。(c)型の場合検尺棒の動きは(b₂)型の場合と区別しにくい、炉頂ガス組成についても同様である。後者の機構としては loading あるいは flooding 現象などの発生が考えられるが、これらについては後章で詳述するのでここでは省略する。

3.5 微圧振動

3.5.1 シャフト上部半径方向各位置における微圧振動

シャフト上部では、出鉄直前でも直後でも、すなわちガス分布が比較的均一な場合にも、不均一な場合にも微圧振動が発生していることがわかつた。

出鉄直前に壁ぎわでみられる微圧振動は、出鉄直後のものとほぼ同一波型を示すのに対し、中心部のそれは多くの場合、振幅が大きくかつ波型が歪んでいた。そしてこの傾向は異常な炉況の場合にとくに著しかつた。Fig. 13 はそうした場合の一例である。波形解析の結果によれば、周期成分の主体は 0.6~2.8 Hz の振動波であるが、中心部のものには高調波が含まれており、uniformity index¹⁴⁾は周辺部で 0.198 kg/m²-Hz、中心部で 0.555 kg/m²-Hz であつた。

3.5.2 高さ方向各レベルにおける微圧振動

(1) 炉況が正常な場合

Fig. 14(a) にこの場合に各レベルでみられる微圧振動の一例を示した。これからわかるように、炉況正常時

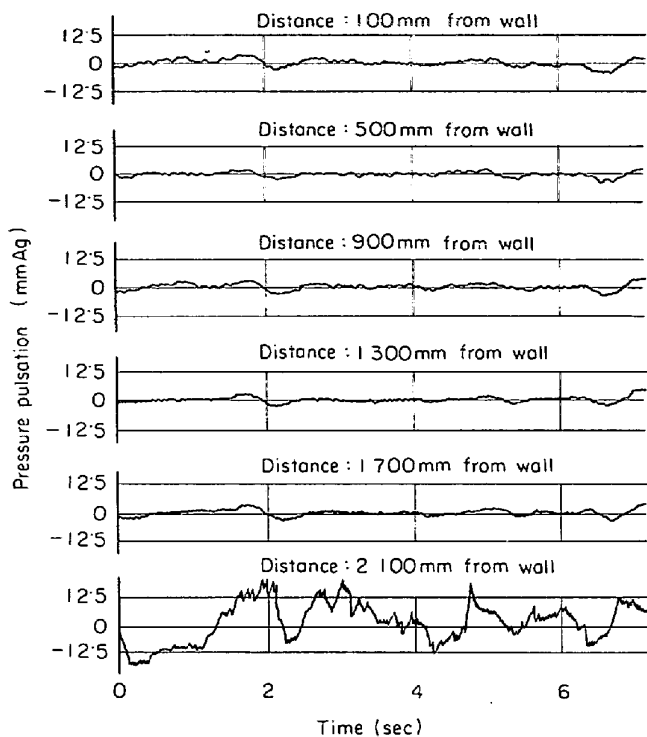


Fig. 13. Radial change of minute pressure pulsation in the upper shaft level before the tapping.

には炉腹以上の各レベルで、振幅に多少の相違はあつても、同一波形の振動が認められる。例外はブローパイプ部のそれで、これには広帯域の振動波が含まれている。Fig. 15はこの場合の自己相関関数を求めたものであるが、これから各レベルとも周期成分とランダム成分をもち、周期成分の振動数は炉腹より上のレベルでは0.6~2.8 Hzが主体であり、これが全体の約25%を占めることがわかる。ブローパイプ部では振動数200 Hz、振幅10 mmAq程度の安定成分に6~18 Hzの振動波が重畳しているが、出滓、出銑直前には、これにさらに低エネルギーレベルではあるが0.6~2.8 Hzのものが現われることが認められた。

(2) 炉況が異常な場合

微圧振動の特徴からみて、異常時には次の3つの場合がある。

(i) シャフト各レベルで微圧振動の振動数は変化せず、振幅のみが変化する場合。(この場合、ブローパイプ部には同じ振動数ができるときと、でないときがある。)

Fig. 14(b)はこの場合の一例で、スリップならびに棚吊りが連発したときに関するものである。この例ではシャフト下段の振幅が最も強く、以下炉腹、ブローパイプ部、シャフト中段、上段の順に弱くなつていくが、一般的には最大圧損を示す部分の直下の振幅が最大となる

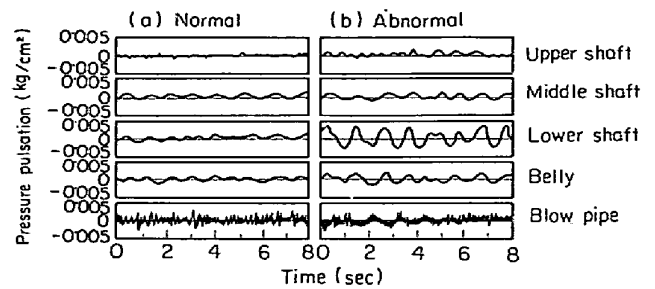


Fig. 14. Vertical change of minute pressure pulsation.

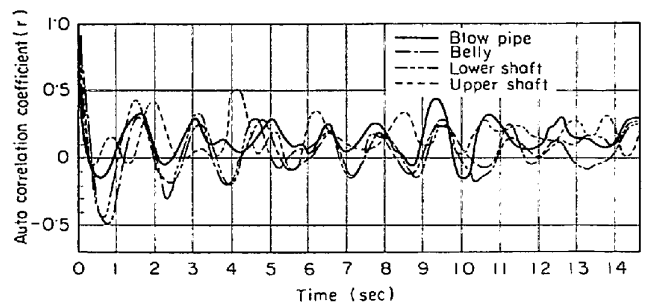


Fig. 15. Auto correlation coefficient of minute pressure pulsation (r) at the case of normal state.

ことが多く、このレベルから炉腹までは振幅に大きな差はない。これに対し最大圧損部より上位のレベルと炉腹以下では振幅が小さくなる。

Fig. 16はFig. 14(b)に対応するパワースペクトル密度で、これから明らかなように各レベルとも0.6~2.8 Hzの範囲に周波数帯域がある。また各レベルで0.6 Hzにピークがみられるが、このピークはシャフト下段でとくに鋭く、しかも下段ではこの外に1.2 Hzと2.3 Hzに明りようなピークがみられ、このレベルに振動源があることを示している。

(ii) 炉腹部に(i)の場合とは異なる振動が発生する場合

この場合はシャフト下段一炉腹間に圧損の増大がみられる場合に最も多く、振動の周期成分は6~18 Hzのものであることがわかった。なおこの場合には、振動がしばらく持続した後消滅するときと、やがて炉の全レベルに0.6~2.8 Hzの振動波が発生するときがある。

(iii) 始めブローパイプ部に6~18 Hzの振動波が発生し、上部では正常炉況時にもみられる振動さえみとめられなくなるが、やがて0.6~2.8 Hzの振動波が全レベルに発生する場合。

この場合は炉腹一羽口間の圧損が大きく、荷下がり不順となつた直後にみられ、周波数の大きさとその変化の傾向からみて、(ii)と同種の現象が高さの異なるレベル

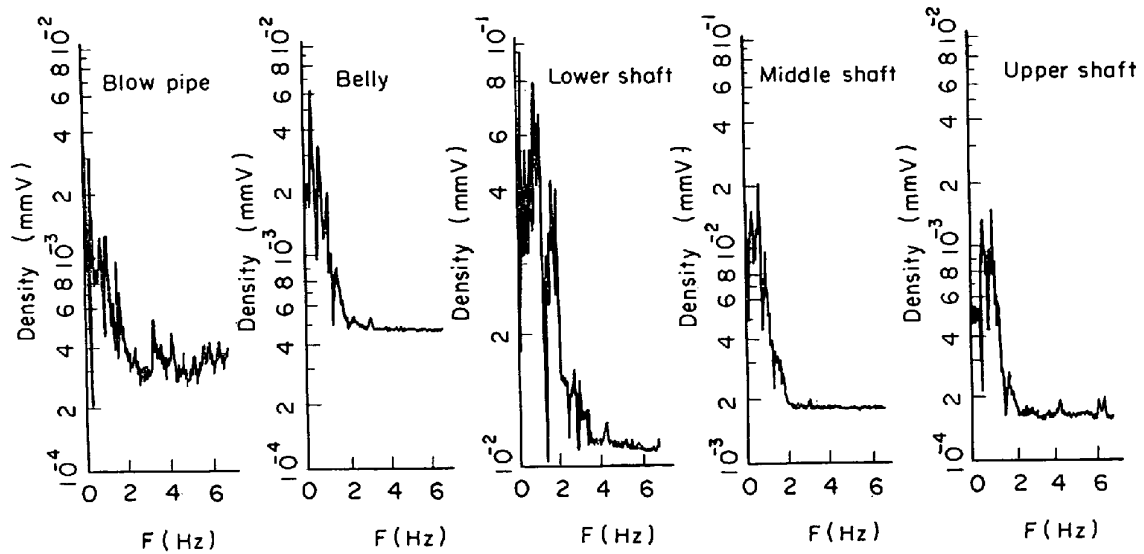


Fig. 16. Power spectral distribution of minute pressure pulsation at the case of abnormal state.

で現われたものと考えられる。

3.5.3 装入物の運動状態に関する推論

(1) モデル実験などによつて確認された事実

試験高炉用の装入物、および実高炉用の装入物を充てん材として用いた常温モデルの実験、ならびに試験高炉による測定・直接観察の結果、次のような事実が確認されている。

(i) 固体粒子の充てん層が流動し始めると、周波数 2.8 Hz 以下の微圧振動が発生する。周波数域の下限は粒子が大きくなるにつれて小さくなる傾向を示し、試験高炉用装入物で 1.0 Hz 、実高炉のそれで 0.6 Hz である。

(ii) 流動化の程度が進むにつれてパワースペクトル密度のピークは低周波側にずれ、また場合によつては高調波が含まれるようになって *uniformity index* が大きくなる。

(iii) 2.8 Hz 以下の微圧振動は層内に気泡が形成されることによつて発生する。

(iv) 試験高炉装入物と同径の固体粒子の充てん層に気・液を向流させると、液の hold-up が増大したある時点に、 $6 \sim 18 \text{ Hz}$ の振動波が発生する。この振動波はガスが液層中を bubbling して上昇することによつておこる。

(v) (iv) と同じ実験で充てん粒子にコークスを用いた場合には、 $6 \sim 18 \text{ Hz}$ の振動波が発生した後、やがてコークス粒子の流動がおこり、 $1.0 \sim 2.8 \text{ Hz}$ の振動波が発生するようになる。

(2) 正常炉況時の運動状態

3.5.1 および 3.5.2 (1) に述べたこと、および上述の (1), (i), (ii) の事実を総合すれば、本調査の対象となつた高炉は正常炉況下でも boiling 領域にあつたものと推定される。事実 $U^* = U_G/U_t$ を計算してみると $3.75\%^{**}$ となり、boiling 領域に相当する。またとくに出銑直前の中心部は、*uniformity index* の値からみて、より高次の流動段階にあつたと考えられ、Fig. 13 の例ではすでに流動領域にあつたものと推定される。

(3) 異常炉況時の運動状態

3.5.2(2) に述べた異常炉況のうち(1)の場合(たとえばその一例としての Fig. 14(b)の状態)では、本節(1)(ii)の事実からみて、(Fig. 14(b)の場合にはシャフト下部付近で)激しい bubbling が発生したものと推定される。また異常炉況(ii)および(iii)の場合には、本節(i), (iv), (v)の事実からみて、部位は異なつていても、まず液層中でのガスの bubbling が起こり、それが場合によつては間もなく終熄し、また場合によつては間もなく溶解帯から炉頂に至る大規模な吹き抜けを引き起こすに至つたことを示している。

(4) 異常状態の発生部位とその機構の推論

さきに 3.4.2 で述べたように棚吊りまたはスリップといつた異常炉況が出現する場合には、圧損の著しい部位がみられ、この部位の初発レベルと関連して a, b_1, b_2, c_1, c_2 などの型がある。しかし高圧損部がシャフト中段～下段間に発生する場合 (b_2 型) の頻度は少なく、シャ

**註 Re_p の水準からみて U_t は Newton 域として求めた。その場合には流動域は $U^* = 7.6\%$ となるが、実際には不均一分布の効果などもあり、これ以下のレベルでスリップあるいは棚吊りなどが多発することになると思われる。

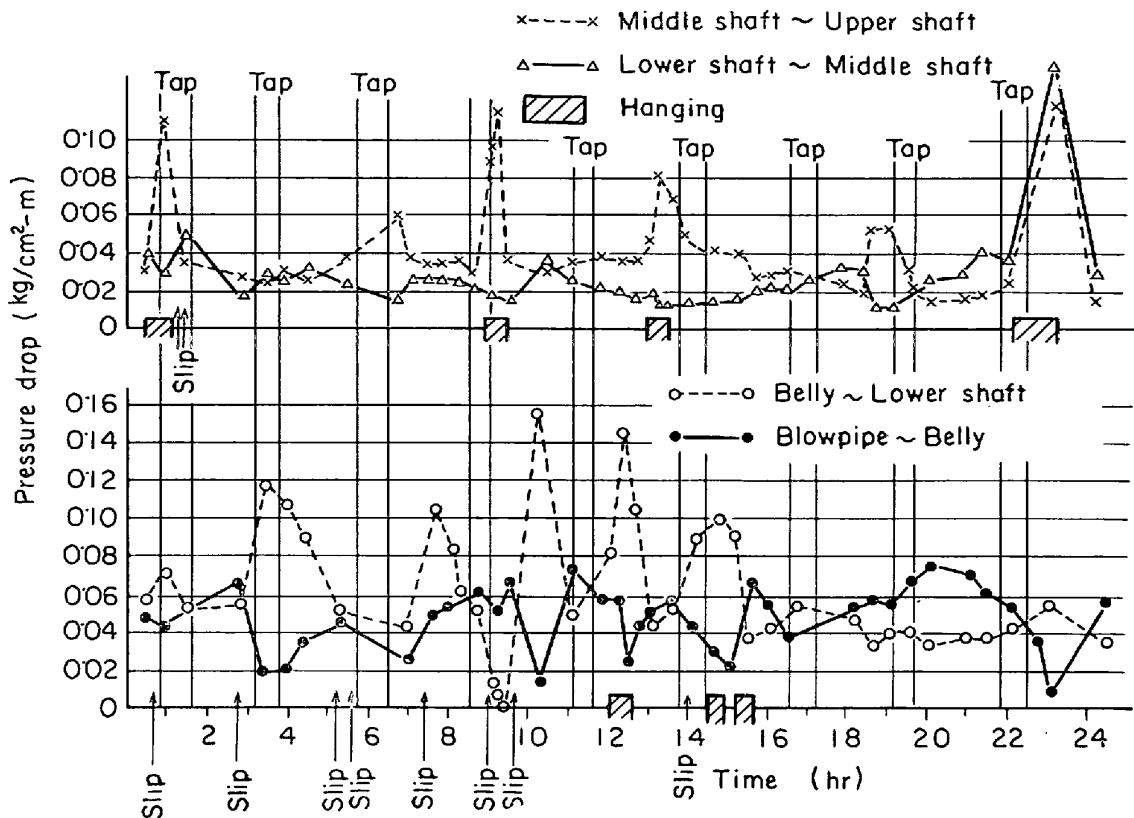


Fig. 17. Pressure drop per unit height at abnormal operation.

フト上段～中段間に発生する場合(a-b₁-c₁系列)が最も多くみられた。Fig. 17にこれらの一例を示した。これより明らかなようにa型で高圧損部が下方へ移動する場合にも、この部分はシャフト中段～下段間には現われず、シャフト下段～炉腹間で再び出現するケースが多くみられた。

それゆえb₂型を高圧損部がa型と同じ機構によつて、a型より下位のレベルで初発した場合とみなせば、異常炉況の多くはシャフト上部で端を発し、それが(a-b₁-c₁, b₂-c₁, a-c₁)などの形で下部に移動したものと考えることができる。これらの場合にくらべればc₂型あるいは炉腹以下に直接異常が起こる場合の頻度はきわめて少ないことがわかつている。こうして異常炉況をその発生(ないし発生源)の部位に注目して、2つの型に分けてみれば、これらを本節(3)に述べた2つの場合、すなわち、シャフト部における固体装入物のbubblingと高温部における液層中でのbubbling(およびその後の吹き抜け)と結びつけて考えることができるように思われる。

さきに述べたように本研究の対象となつた高炉では、正常炉況下でも局部的な吹き抜けが起こつており、とくに出鉄直前には炉の中心部でかなり激しい流動が発生している。したがつたとえは装入物の性状劣化などの原

因によつて通気抵抗が平均的に増大すれば、流動はいつそう激しくなる可能性があり、その効果が中心部でとくに強く現われて、bubbling域に達したものと思われる。こうした状態では中心部で装入物の比重分離が起こつて、厚い鉱石層が形成されることが予想される。するとこの部分部分の通気抵抗が大きくなつて、ガス流は一時的に他の低抵抗部へ移動する。こうした現象が繰り返される結果、最も抵抗の大きい部分はsluggingに近い状態に達し、その周辺部は膨張して疎充てんとなる。そしてもしこうしたプロセスがとくに強く進行する場合に、おそらく荷下がり障害が発生するのであろう。また高圧損部の下方では荷下がりは正常であろうから、やがて粗充てんとなり、荷重のアンバランスを招き、結局スリップすることになるであろう。

こうして形成された厚い鉱石層が高温部へ到達するか、または比較的下部で直接形成されれば、一時に多量の液層が局部的に生成される可能性がある。しかもこの層には未還元酸化鉄が多量に含有されることになるから、生成した液相中のFeOはコークスと激しく反応し、急速にCOを生成する。こうして上昇ガスと生成COによる液のbubblingが起こると予想される。さらに液相の生成量の不均一性は、炉の下部で顕著なガス流の不均

一性を助長し、液自体もガス流の弱い部分へ偏ることになる。そしてこうしたプロセスがとくに強く進行する結果として、おそらく溶解帯から炉頂に達する大規模な吹き抜けが発生するであろう。なお bubbling が激しくおこる場合には、気泡の通過→そこへの装入物の落ちこみ→通気抵抗の増大→bubbling という繰返しがおこるのがふつうであり、荷下がりの停滞は、この繰返しを経ておこるものと考えられる。下段～炉腹間で圧損増大→6～18 Hz の振動発生→0.6～2.8 Hz の振動発生→スリップ多発、といった経過はこうした推定を裏付けるものと思われる。

炉の下部での荷下がり障害に関しては、flooding 現象の発生の可能性も論ぜられているので、次にこれを検討する。

3.6 溶解帯近傍における flooding 現象の可能性について

flooding 現象の解析には、しばしば SHERWOOD¹⁵⁾ の Hanging factor と Fluid ratio の関係(2)が用いられている。

$$\left. \begin{aligned} H \cdot f &= \left\{ \frac{U_0^2 S_0}{g \varepsilon^3} \right\} \cdot \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \cdot \mu L^{0.2} \\ F \cdot r &= \left(\frac{L_0}{G_0} \right) \cdot \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $H \cdot f$: Hanging factor, $F \cdot r$: Fluid ratio, S_0 : 装入物の比表面積 [m^2/m^3], g : 重力の加速度 [m/sec^2], ρ_L : 液体の密度 [kg/m^3], μ : 液体の粘性 [$\text{kg}/\text{m}\cdot\text{sec}$], L_0 : 液体の質量速度 [$\text{kg}/\text{sec}\cdot\text{m}^2$], G_0 : 気体の質量速度 [$\text{kg}/\text{sec}\cdot\text{m}^2$], ε : 空隙率 [—]

上式から明らかなように、この現象に関する要因は8箇あり、その中でとくに影響の大きい要因は、空隙率、ガス速度、気液の質量速度と密度などである。ELLIOT¹⁶⁾らは、この関係を高炉の条件に適用し、flooding 現象を溶解帯近傍の棚吊りの要因の一つとして提唱し、多くの研究者^{17)~20)}によつて支持されてきた。したがつてここでも同じ解析方法を採用するが、その前に上式を高炉に適用する際、とくに影響の大きい要因について検討を行なつてみる。

3.6.1 溶解帯近傍の空隙率

(2)式の $H \cdot f$ には、空隙率 ε^3 の項が含まれており、この値のわずかな変化が大きく影響することは明らかである。ところが溶解帯近傍の実空隙率についての情報は皆無であり、装入前の粒度構成(コークス)からこれを推定し、その値を定数として計算を行なつているのが普通である。われわれは、内田²¹⁾らが提唱している固液2相流動の圧損式を用い、実圧損から空隙率を算出するこ

とにした。

$$\frac{\Delta P \cdot g_c}{\rho_G L g} = K \left(\frac{U_0^2}{2g \cdot D_p} \right)^p \cdot \left(\frac{D_p U_0 \rho_G}{\mu_G} \right)^q \cdot e^{-k \varepsilon_w} \dots (3)$$

ここで、 ΔP : 圧損 [kg/m^2], L : 充てん層の高さ [m], D_p : 調和平均粒径 [m], μ_G : ガスの粘性 [$\text{kg}/\text{m}\cdot\text{sec}$], ε_w : 灌液空隙率 [—], K, p, q, k : 充てん物の形状によつてきまる定数。

(3)式に炉況が正常な場合と異常な場合のおのおのについて、羽口レベル～炉腹間の圧損、送風量、送風湿分、ガス粘性、コークス粒径などを入れて灌液空隙率を求めてみた。

炉況が正常な場合、溶解帯近傍の灌液空隙率はシャフト部に比較して大きく、0.48～0.52の間を変化している。炉況が著しく悪化したときは0.46～0.60の間で激しく変動しており、空隙率が增大する直前で、いつたん小さくなるのが特徴的である。このように溶解帯近傍の空隙率は予想外に大きく、試験高炉の灌液空隙率とほぼ同一の値を示した。

3.6.2 溶解帯近傍のコークス粒径

溶解帯近傍に存在する固体は大部分コークスと推定されるので、休風時に No 3, No 9 の羽口を取りはずし、炉内コークス試料を採取して、その性状ならびに粒度分布を調査した。この結果を Fig. 18 に示す。なお比較のために休風の7hrおよび8hr前の装入コークスの粒度分布も示した。Fig. 18(a)は粒径と累積分布、Fig. 18(b)は粒度分布を示したもので、これにより明らかなように羽口相互間においては粒径に相違が認められない。また羽口レベルのコークス粒径は、装入コークスの調和平均粒径に比較して約20%小さくなつている。この縮小率は、装入物の炉内滞留時間の取り扱い方に若干の問題を残しているが、羽口より上部でのガス化コークス量に関する知見からうなずける。また30mm以下のものが非常に多くなつているのが特徴的である。これはコークスが羽口前に到達する間におこる直接還元と破壊によるものか、あるいは燃焼によつて小さくなつたものかは不明である。

いずれにしても羽口近傍のコークスの粒径については、これがある程度信頼できる値を代表するものとみなして、羽口近傍に到達するコークス粒径は装入前の粒径の80%を取ることにした。なお表面積は、コークスの形状係数 φ_s を0.73として、(3)式により求めた空隙率を使用し、そのときの比表面積を $S_0 = 6(1 - \varepsilon) / D_p \cdot \varphi_s$ から求めた。したがつて比表面積は空隙率の関数として取り扱つた。

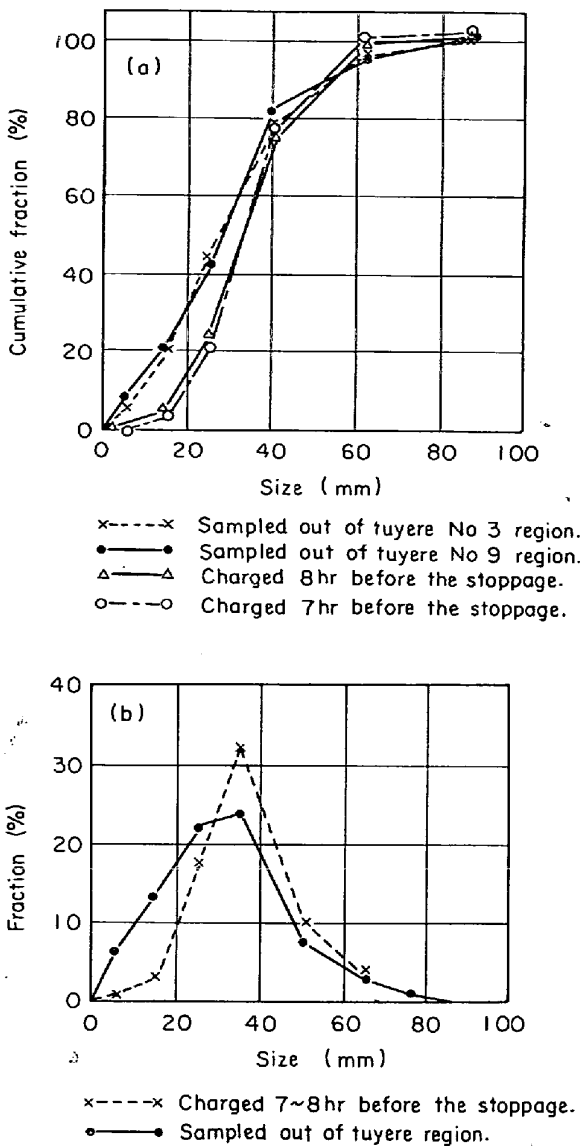


Fig. 18. Comparison of size distribution of coke sampled out of tuyere region with that before charging.

3-6-3 その他の諸量

溶解帯近傍を通過するガスの質量速度を決定する際、断面積ならびに温度が必要となってくる。しかし、現在これらについては信頼できる数値が皆無に近い。休風時に朝顔部の冷却箱を取りはずし、炉壁の浸食状況を調べたところ、約 300 mm 浸食されていたので、設計時の朝顔径に 0.3m の浸食を考慮して断面積を計算し、ポッシュガス量からガス流速を求めた。またそのレベルの温度は理論燃焼温度と炉腹の平均値を用いた。液体の質量速度は 1 日の出鉄量およびスラグ量から単位時間当たりの量を求めた。液の密度は鉄鉄およびスラグの容積比から計算によつて求めた。なお液体の粘性は、スラグのみ flood するものとして 200 cp の値を採用した。

3-6-4 SHERWOOD の判別条件について

瀬川²²⁾らは、高炉の条件において SHERWOOD の提唱している 2 つの無次元数の値が $H \cdot f = 0.1 \sim 1.0$, $F \cdot r = 10^{-3} \sim 10^{-2}$ の範囲であり、両者の関係は両対数でプロットすればほぼ直線で表わされるとし、この直線の勾配が $-1/2$ であることから flooding 現象を起こさないための両者の条件は $(H \cdot f)^2 \cdot (F \cdot r) < 10^{-3}$ としている。そこで前項で述べた数値を使用して、 $(H \cdot f)^2$ と $(F \cdot r)$ の積を求め、これを Fig. 19 に示した。

これによると正常時はもちろん、異常時の最小空隙率 (0.46) の時期でも flooding 現象が発生しない領域にあったことになる。(粘性の影響については、かりにこれを $\mu = 1000$ cp としても $\mu^{0.2}$ であるから 200 cp の約 1.4 倍にしかならない。) ところが前述したように溶解帯近傍においては異常が発生したことを示す事実がある。これについては次のようなことが考えられる。

第 1 には、溶解帯近傍の諸量について、信頼できる数値がないため、計算結果に十分な信頼性がないことなどがあげられる。すなわち、実際には flooding 現象が発生していたのに、計算上それがなかつたという結果になつたとみることが出来る。しかし、かりにそう考えるにしても 3-5 の各節で述べたことを総合すれば、荷下がり障害は高温域においてさえ、結局のところ固体粒子(この場合コークス)流動という型でおこるのであり、少なくとも典型的な flooding に起因するとはいえない。そしてこれは羽口近傍のように不均一分布の傾向が強いところでは、flooding がおこりにくいことと関係していると思われる。

第 2 には、発生した荷下がり障害が flooding 現象によるものでなく、前に述べたように通気抵抗の大きい部分が上部で発生し、それが順次下部へと降下してきた結

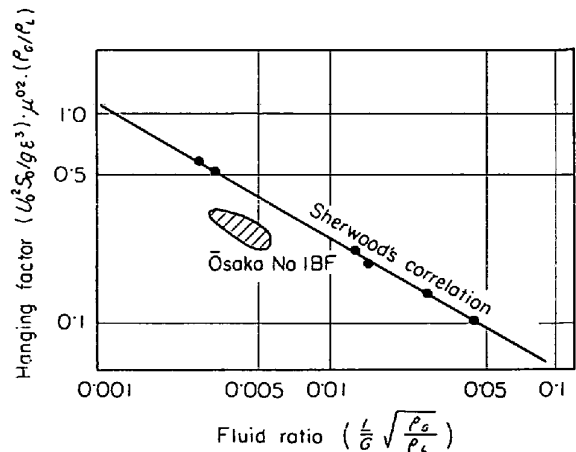


Fig. 19. Relation between fluid ratio and hanging factor.

果とみられることである。シャフト部と溶解帯近傍における荷下がり障害の発生頻度を調査したところ、両者がほぼ等しく、さらに上部の微圧振動と振幅にそれぞれ違いがあることなどから、高温領域の異常状態をただちに flooding 現象と結びつけない方がよいものと考えられる。

なお以上のほかに flooding 現象の有無を判断するきめ手となるものとしては、現在のところ肉眼観察だけであることを考慮すれば、高温領域の異常状態を flooding によつて説明することは困難といわざるをえない。

4. 結 言

以上の結果を総括すれば次のとおりである。

(1) コークスおよび焼結鉱の調和平均粒径はともに変動しており、コークスの粒度の変化は、ホッパー内のレベルの変位と対応している。焼結鉱のそれは、コークスほど明りような関係は認められなかつた。

(2) 各羽口風量は、出銑を周期として変化しており、出滓直前が極小で出銑直後が極大になる傾向がある。また炉頂ガス組成、温度も同様に、出銑を周期として変動している。スリップなどが発生すれば $\text{CO} + \text{CO}_2$ の値は著しく増大する。

(3) 炉況が正常な場合シャフト上部の直径方向のガス分布は、出銑を周期として変化しており、出銑直前は顕著な中心流で出銑後は均一分布に近づく、異常時はこれが助長される。

(4) 炉況が正常な場合燃焼帯部分の圧損は、羽口前圧力の26.0~34.8%であり、それより上部の圧力は、ほぼ直線的に減少している。異常炉況時は、シャフト上部に圧損の高い部分が生じ、それが順次下部方向へと下降する場合、さらにはそれが下部で直接発生する場合がある。

(5) 対象炉の現在の操業水準は、すでに boiling 領域に入っており、荷下がり正常時でも 0.6~2.8 Hz の微圧振動が発生している。炉況が悪化したときは、微圧振動が著しく強まり、羽口前から炉頂に至る大規模な bubbling が発生する。微圧振動の発生については、三つのパターンがある。

(6) SHERWOOD の判別条件を可能な限り厳密に計算した結果、flooding 現象の限界以下の水準で操業がなされていることになつた。ところが溶解帯近傍において異常が発生した事実があり、両者間に矛盾が生じた。これは計算の信頼度、計算法そのものの適用の可否などの問題があるが、高炉では flooding 現象は起こりにくいと考えられる。

実高炉の特性を調査するにあつて、積極的にその機

会を与えて下さつた大阪製鋼株式会社ならびに計画の当初から終始援助を惜しまなかつた同社堺常務取締役(元)および技術者の諸氏、日夜を問わず実験に協力して下さつた現場の皆さんに心から感謝の意を表します。

文 献

- 1) 東大生研試験高炉委員会編：第16次操業報告書，(1964)
- 2) 同 上 : 第17次操業報告書，(1966)
- 3) 同 上 : 第18次操業報告書，(1967)
- 4) 同 上 : 第19次操業報告書，(1968)
- 5) 同 上 : 第20次操業報告書，(1969)
- 6) 桑野， 館：鉄と鋼， 53 (1967) 11, P-1350
- 7) 桑野， 館：鉄と鋼， 52 (1966) 4, P. 764
- 8) 東大生研試験高炉委員会編：第 18 次操業報告書 (1967)
- 9) 堀川明：ランダム変動の解析，(1970)， P. 98 [共立出版社]
- 10) 電気学会編：測定値の統計的処理，(1968) P. 97 [電気学会]
- 11) 磯部 孝：相関関数およびスペクトル，(1968)， p. 29 [東京大学出版会]
- 12) 堺， 堤ほか：鉄と鋼， 55 (1969) 11, S 16
- 13) M. HANSEN: Arch. Eisenhüttenw., 34 (1963) 3, p. 151
- 14) 南宮 寔：入門反応工学，1963) P. 215 [工学図書]
- 15) T. K. SHERWOOD: Indust. Eng. Chem., 30(1938) P. 765
- 16) J. F. ELLIOT: Trans. AIME, 194 (1952), p. 709
- 17) B. I. KITAEV: Teploobmen v Domennoi Pechi (1966), p. 147 [Metyallurgiya]
- 18) 児玉維孝：鉄と鋼， 49 (1963), p. 883
- 19) 下村泰人：学振 54 委， 1118, 化工 21.
- 20) 下間照男：鉄と鋼， 54 (1968) 10, S 673
- 21) 化学工学協会編：化学工学便覧，(1966)， p. 135 [丸善]
- 22) 瀬川 清：鉄冶金反応工学，(1969)， p. 205 [日刊工業新聞社]

討 論

【質問】 三栄鉄工，高橋加造

正常時中心部の CO/CO_2 が非常に大きいですが、これは均一化するほうがよいか、また、もしそうならばその手段は、

【解答】

本文および Fig. 10 で明らかなように中心部の CO/CO_2 は、30.0~3.0 の範囲で変動している。その間は炉況も安定していた。この値が 40.0 を超えると中心部で

吹抜けおよび流動が発生し、炉況がみだれることは本文で述べたとおりである。それゆえ 30.0~3.0 の範囲で変化している間は、あえてガス分布を均一化する必要はないと考えている。ただし、この値が 40.0 を超えるとアクションを取る必要がある。この場合ストックレベル、あるいは装入物の層の厚みなどを変えるような操作を行なう。

【質問】 新日鉄名古屋製鉄所 八塚健夫

吹抜け時のガス分布の図において $\text{CO} + \text{CO}_2$ が西側で異常に高くなっている理由は。

【解答】

周辺部でガスの片寄りに起因する吹抜け流動が発生し、分級作用によつて ore/coke が著しく高まり、未還元焼結鉱が一時的に高温領域内へ流入したことによるソリューションロスが増大が起こり、CO の値が増加して $\text{CO} + \text{CO}_2$ の値が高くなつたものと考えている。

【質問】 川崎製鉄技研 岡部俵児

羽口前圧力測定値と燃焼ゾーン後の圧力値の差異について。

【解答】

朝顔下部の圧力測定位置は円周方向で No 9 羽口と No 10 羽口の中間よりはやや No 9 羽口に寄つた位置である。高さは、本文で述べたので省略する。この位置の実圧損は、送風量が指定値の 93.5% では各レベルとも $0.20 \sim 0.35 \text{ g/cm}^2\text{-cm}$ である。95.0% までは、朝顔下部より上部の圧損は大きく変化しない。これに対して

羽口前~朝顔下部間は $1.60 \text{ g/cm}^2\text{-cm}$ と急激に大きくなる。指定風量では、 $1.9 \sim 2.8 \text{ g/cm}^2\text{-cm}$ の範囲で変化していた。このときの羽口先端の圧損を計算すれば $1.39 \sim 2.3 \text{ g/cm}^2\text{-cm}$ となり、高さ方向の実測値とよく一致する。したがつて高さ方向の圧損は燃焼帯後ではあまり差がないものと考えている。半径方向の圧損は現在のところ不明である。しかし固定層では半径方向の圧力はすべて同じであるが、流動域に入ると、この間に差がでてくることから、この炉の場合本文で指摘したように時折り激しい吹抜けあるいは流動が生じていることから多少の差異はあるものと思われる。

【質問】 新日鉄大分製鉄所 野崎 充

周期振動を律速するのはなにか。装入物の粒度と関係はなかつたか。

【解答】

測定された微圧振動は周期成分と不規則成分とから成つており、異常時は周期成分が強まり不規則成分が弱まる。この周期成分を律速する要因は本文で述べたようにシャフト部の吹抜けあるいは流動、さらには溶解帯近傍の液の存在、コークスの旋回運動などが考えられる。なかでも装入物の粒度および焼結鉱の強度はシャフト部の吹抜け流動と関係が深い。事実スリップならびに棚吊りなどの異常が生じたときは、コークスの粒度ならびに焼結鉱の強度などが低下していた。その時は微圧振動の発生頻度が高く、エネルギーも強かつた。しかしコークス粒度と周期変動との間には関係は認められなかつた。