

論 文

UDC 669.162.263.43 : 669.162.28 : 669.162.12 : 53.07

高炉の装入物分布に及ぼすガス流の影響*

西 尾 浩 明**・有 山 達 郎**

Influence of Gas Flow on Burden Distribution in Blast Furnace

Hiroaki NISHIO and Tatsuro ARIYAMA

Synopsis :

The surface angle of burden and the process of formation of burden distribution were studied under conditions of gas flow with the aid of experiments and theoretical calculations. The following results were obtained :

- (1) The gas flow affects the burden distribution in three ways, namely, the decrease in surface angle of burden, the collapse of surface coke and the transient fluidization of coke at furnace center, when ore is charged.
- (2) The surface angle depends on the value of ρu^2 of gas and is 2 to 7 degree lower with normal gas flow in blast furnace than without gas flow.
- (3) The collapse of surface coke in charging ore becomes considerable with increasing gas flow rate.
- (4) When ore moves from the periphery toward the center, gas flows avoiding ore bed because of its low permeability, collects at the center and fluidizes the coke there, blocking the ore motion.
- (5) Such a phenomenon to form coke pillar at the center is to be rather observed with pellets than sinter.

1. 結 言

高炉の炉口部で形成される装入物分布は、炉内のガス分布と密接な関係を持ち、操業成績を支配する重要な因子である。装入物分布に関する研究は、従来より多数実施されてきたが^{1)~8)}、ガス流の装入物分布形成に及ぼす力学的影響は無視しうることを前提として、無風でなされるのが普通であつた。

一方、1964年にソ連の高炉でガス流が装入物分布形成に著しく影響した例が報告されており⁹⁾、最近の解体調査でもペレットを多量使用した高炉で確認されている¹⁰⁾。すなわち、F. A. YUSHINらは、休風後の立ち上がりを利用して、低送風量と高送風量の2ケースで原料を装入し表面形状を測定したところ、両者の表面形状は異なり、高送風量では、低送風量に比較して、表面形状が緩やかとなり、とくに中心部においてその傾向が著しいことを確認した⁹⁾。粉体の分野では、WILHELMら¹¹⁾および森ら¹²⁾によつて、粉体の安息角が通風によつて低下するという報告がある。杉山らは、高炉を対象として、2次元縮尺模型により1.65~3 mmと4.76~6 mmのコークス、1.65~3 mmの焼結鉱を使用して実験を行い、傾斜

角がガス流速の増加に伴つて連続的に減少し、最小流動化速度で零になることを示した¹³⁾。さらに彼らは、傾斜角とガス流速を、それぞれ無風時の傾斜角と最小流動化速度によつて無次元化することによつて実験結果を整理し、実炉で装入される装入物の通風時における傾斜角を推定した¹³⁾。この実験結果はまことに示唆に富むものであるが、実炉への適用にはかなり無理がある。なぜなら、実験で使用された小径粒子と実炉用装入物粒子ではガスの力学的作用の異なることが予想されるからである。すなわち、実験に使用された粒度範囲のコークス、焼結鉱へのガスの関与には、ガスの粘性力がかなり効くのに対して、実炉で使用されるコークス、焼結鉱、ペレットでは、ガスの慣性力が支配的となると考えられるのである。

そこで本研究では、まず第一に装入物の傾斜角に及ぼすガス流の影響の解明を扱うこととする。はじめに、この現象についてモデルを立てて理論解析を行い、小径から大径までの広範囲の粒子に適用可能な理論式を誘導する。そして、その適用性の有無を9種類の粒子を使用した実験で確認したのち、実炉の場合に適用、検討を試みる。

安藤らは3.2m³の試験高炉の解体調査から、送風中

* 昭和53年4月本会講演大会にて発表 昭和55年3月21日受付 (Received Mar. 21, 1980)

** 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

の装入物分布と吹き止め後装入されたチャージの装入物分布が異なることをみつけた¹⁴⁾。すなわち、前者では、中心部にコークスだけの領域（コークス柱）が存在するのに対して、後者では、鉍石層は炉中心まで到達していた。また、ペレット 70% を配合した日本鋼管鶴見 1 BF の解体調査によると、正常な送風量では、中心部にコークス柱が存在していたが、吹き止め直前の減風によつて、この領域は消失した¹⁰⁾。このように、ガス流が鉍石とコークスの層厚分布に著しく影響する場合のあることが明らかとなつた。しかし、そのメカニズムは不明である。

本研究の第 2 の目的は、このメカニズムを明らかにすることにある。まず、中心部にコークスだけの領域を生ぜしめるようなガス流の力学的作用のモデルを想定する。そのモデルの当否を理論計算と模型実験により検討することとする。

2. 装入物の傾斜角低下とガス流速

2.1 理 論

Fig. 1 のように、粒子層としての構造が均質とみなしうる、角度 β で傾斜した十分に長い装入物の表面近傍を想定する。表面に平行な方向を X 軸、それと直交する方向を Y 軸とする。粒子層下部から上昇してくるガスは、装入物表面が実質的に等圧面とみなせるので、この面と直交する方向、すなわち Y 軸に平行に流れるものとする。表面近傍で表面から距離 H の深さに平行面をとれば、これはもう 1 つの等圧面となる。この 2 つの等圧面で挟まれた粒子層には、粒子層それ自身の重力と、ガスの抗力が作用する。重力と抗力の合力の働く方向が Y 軸となす角を θ としよう。Fig. 1 のように、2 つの等圧面と合力の働く方向に平行な面で画された単位奥行、単位幅の菱面体 ABDC について考える。

この菱面体に働く力、すなわち上で述べた合力は、 θ

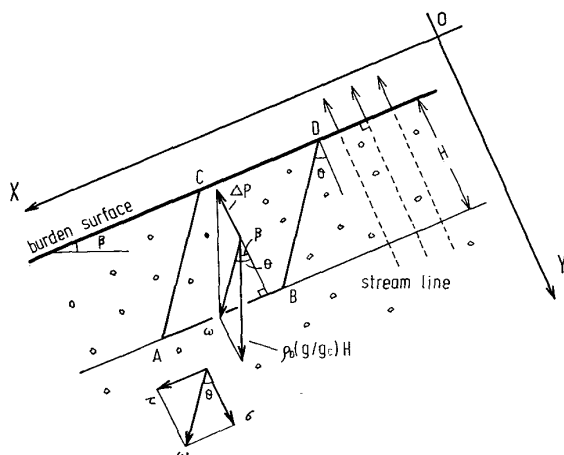


Fig. 1. Forces acting on a piece of surface burden.

の方向に伝えられて面 AB にかかり、この面に剪断力を生ずる。高炉へ原料が装入されて周辺部から中心部へ向かつて流れ込むとき、この剪断力が粒子層の特性として決まるある限界値以上であれば、粒子は堆積することなく下流へと向かい、限界値以下であれば粒子は動きを止め堆積する。そして結局、剪断力と限界値が釣り合ったところで、装入物の傾斜角が決まるというモデルに基づいて、理論式を誘導しよう。

まず、AB 面にかかる圧縮応力 σ は、

$$\sigma = \rho_b(g/g_c)H \cos \beta - \Delta P \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 ρ_b は装入物の嵩密度、 g は重力加速度、 g_c は重力換算係数、 ΔP は等圧面 AB および CD 間のガスの圧損である。AB 面にかかる剪断応力 τ は、

$$\tau = \rho_b(g/g_c)H \sin \beta \quad \dots\dots\dots (2)$$

重力と抗力の合力の方向 θ は次式により決まる。

$$\tan \theta = \frac{\tau}{\sigma} = \frac{\tan \beta}{1 - \frac{\Delta P/H}{\rho_b(g/g_c) \cos \beta}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

装入物の内部摩擦角を ϕ_i とすると、AB 面の剪断強度 τ_c は Coulomb の式により、

$$\tau_c = \sigma \tan \phi_i \quad \dots\dots\dots (4)$$

AB 面にすべりが生じないためには、

$$\tau \leq \tau_c \quad \dots\dots\dots (5)$$

(4) 式を (5) 式へ代入して変形すると、

$$\tau/\sigma \leq \tan \phi_i \quad \dots\dots\dots (6)$$

(3), (6) 式より、

$$\tan \theta \leq \tan \phi_i \quad \dots\dots\dots (7)$$

(7) 式より、合力の働く方向 θ が内部摩擦角 ϕ_i に等しくなつたとき、斜面の安定限界に対応する極限応力状態になることになる。(3), (7) 式より、

$$\frac{\tan \beta}{\tan \phi_i} \leq 1 - \frac{\Delta P/H}{\rho(g/g_c) \cos \beta} \quad \dots\dots\dots (8)$$

極限応力状態にあるとすれば、(8) 式の両辺は等号で結ばれ、次式が導かれる。

$$\frac{\tan \beta}{\tan \phi_i} = 1 - \frac{\Delta P/H}{\rho_b(g/g_c) \cos \beta} \quad \dots\dots\dots (9)$$

(9) 式において、粒子層の圧損に相当する $\Delta P/H$ がガス流速を含むパラメータの関数として与えられれば、装入物の傾斜角とガス流速の関係を計算することができる。この式において、 $\Delta P/H = 0$ 、すなわちガス流速零とすれば、 $\beta = \phi_i$ となつて傾斜角は内部摩擦角と一致する。一方、 $\Delta P/H = \rho_b(g/g_c)$ (これは装入物の流動化開始の条件である。)、すなわちガス流速を最小流動化速度 u_{mf} に等しくすると、 $\beta = 0$ となる。このように、(9) 式に従うと、ガス流速が零から最小流動化速度まで上昇

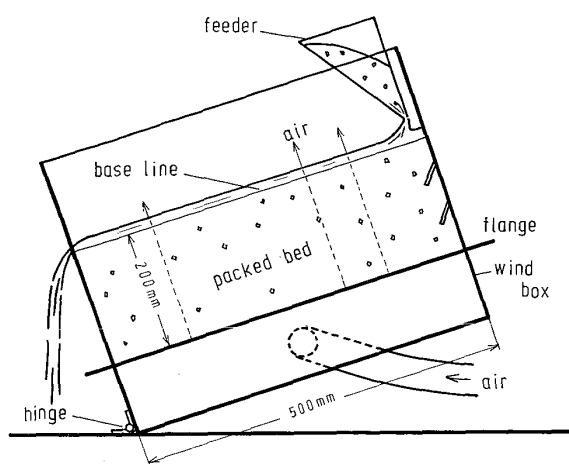


Fig. 2. Experimental apparatus.

するに伴つて、傾斜角は内部摩擦角から零まで低下することがわかる。

2.2 実験装置および方法

Fig. 2 に実験装置を示すが、本体は幅 500 mm、高さ 400 mm、奥行 200 mm の箱であり、前面は内部の観察を可能にするために透明アクリル板、左側面は粒子を流出させるために高さ 200 mm の板、底面は金網でできている。下部には、本体に空気を均一に送るための風箱があり、上部には粒子供給用のホッパーを設けてあり右側面近傍へ粒子を供給することができる。そして装置全体は風箱の左下端を支点として任意の角度に傾斜できるようになっている。また、空気流量の大きいとき、傾斜した装入物層と本体右側面との間に間隙ができて吹抜けを生ずるので、ここに吹き抜け防止板 2 枚を取り付けた。

実験方法について説明すると、まず、測定対象粒子を

装置内に高さ 200 mm まで充填し、空気流量を所定の値に設定後、適当な角度に装置を傾斜させる。次に上部のホッパーから粒子を連続的に供給し、粒子が定常的に層表面を流れるようになったら、粒子の供給を停止し固定層を形成させる。この固定層の高さが層全体に渡って均一になっているかどうかを確認する。均一になっていない場合には、装置の傾斜角を変更し、層高が均一になるまで、同様の手順を繰り返す。以上の方法で固定層内等ガス流速の条件を作つて、その流速に対応した装入物の傾斜角を実験的に決定することができる。

2.3 実験結果と理論計算の比較

Table 1 に実験に使用した粒子について理論計算を実施するのに必要な圧損とガス流速の関係式、嵩密度、安息角を示す。圧損とガス流速の関係は既存の式を使つて計算することもできるが、実測による方が精度が高いので実測した。表中、最小流動化速度を同時に示したが、実測値とは圧損と流速のグラフのプロットから、計算値とは $\Delta P/H = \rho_b(g/g_c)$ の流動化開始条件より求めたものである。これを傾斜角零対応のガス流速の実験値とした。理論計算には粒子の内部摩擦角が必要であるが、METCALF¹⁵⁾ および森¹⁶⁾ の考え方に従つて安息角に一致するとして扱うこととし、(9) 式中の ϕ_i には Table 1 に示す、無風で求めた安息角を用いた。

以上のデータを(9)式に代入して傾斜角とガス流速の関係を求めた。この計算結果と前述の実験から得られた結果を Fig. 3-1~3-3 に示す。図中の理論曲線をみると、傾斜角はガス流速の増加とともに減少し最小流動化速度で零となるが、その減少の割合はガス流速の増加と

Table 1. Physical properties of particles used.

Particles	Size range [mm]	Pressure drop $\Delta P/H$ [Kg/m ³]	U_{mf} [m/s]		Bulk density [kg/m ³]	Angle of repose [deg]
			Calculated	Measured		
(a) Glass beads	1.5~2.5	1 240 u ^{1.44}	1.09	1.05	1594	24.7
(b) Glass beads	3.5~4.5	650 u ^{1.63}	1.69	1.77	1525	25.7
(c) Glass beads	6.0	415 u ^{1.68}	2.19	2.35	1549	25.4
(d) poly-styrene	1.5 ϕ ×2	760 u ^{1.43}	0.85	0.88	604	34.8
(e) Coke	3~10	362 u ^{1.79}	1.34	1.43	611	37.5
(f) Coke	5~10	288 u ^{1.75}	1.42	1.70	535	37.7
(g) Sinter	1~3	1 320 u ^{1.64}	1.26	1.49	1934	36.5
(h) Sinter	1~5	680 u ^{1.67}	2.09	2.00	2330	36.7
(i) Pellets	2~4	585 u ^{1.62}	2.04	1.90	1853	32.9

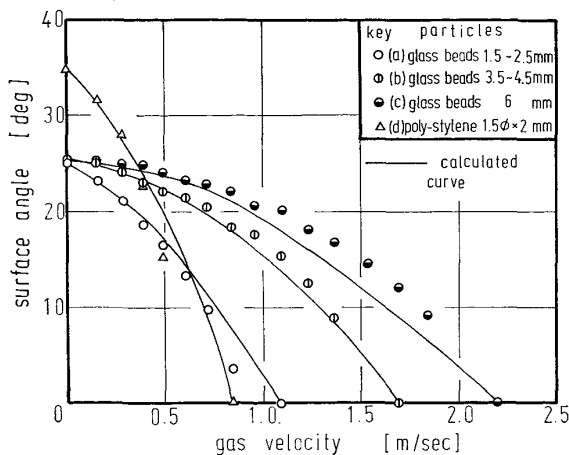


Fig. 3-1. Surface angle of particle bed in gas flow.

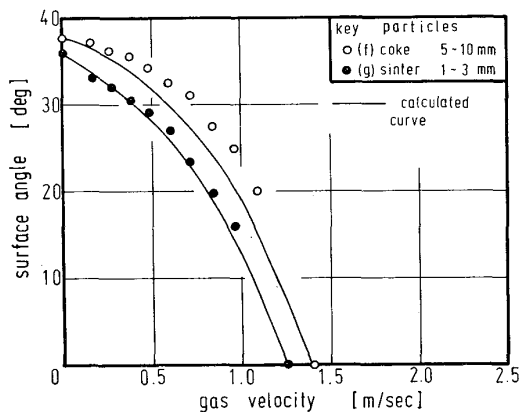


Fig. 3-2. Surface angle of particle bed in gas flow.

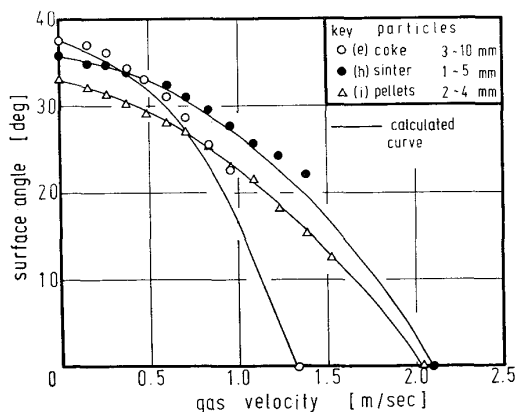


Fig. 3-3. Surface angle of particle bed in gas flow.

ともに増加することがわかる。理論曲線は、データとして与えたガス流速零の安息角に対応する点と、傾斜角零の最小流動化速度に対応する点では当然実験値と一致するが、その間の両者の傾向は比較的良好に一致し本理論の妥当性を示す。

2.4 実炉への拡張

モデル実験に使用した小径粒子の理論計算では、(9)

式中の $\Delta P/H$ に流速で整理した実験式を代入したが、本理論を実炉へ適用するにあたって、粒子レイノルズ数の広い範囲に渡って適用可能な ERGUN の式¹⁷⁾

$$\Delta P/H = \left\{ \frac{150(1-\epsilon)}{Re_p} + 1.75 \right\} \left(\frac{1-\epsilon}{\phi D_p \epsilon^3} \right) \left(\frac{\rho u^2}{g_c} \right) \quad (10)$$

を(9)式に代入する。すなわち、

$$\frac{\tan \beta}{\tan \phi_i} = 1 - \left\{ \frac{150(1-\epsilon)}{Re_p} + 1.75 \right\} \left(\frac{1-\epsilon}{\phi D_p \epsilon^3} \right) \left(\frac{\rho u^2}{\rho_b g} \right) \left(\frac{1}{\cos \beta} \right) \quad (11)$$

Table 2 に示される実炉のコークス、焼結鉄、ペレットのデータとそれぞれの無風時の傾斜角を使って炉頂圧 2 atg、炉頂ガス温度 120°C の条件で、傾斜角とガス流速の関係を計算した結果を Fig. 4 に示す。この条件ではガス流速 0.3 m/s 以下では傾斜角の低下は無視できる。1m/s では傾斜角は無風時に対して約 3 度低下する。1m/s を越えると傾斜角の低下は顕著となる。

このようにガス流速の影響は実質的に 0.3 m/s 以上で生ずるが、この流速域では慣性項が支配的となるので、(11)式は次式のように簡単化される。

$$\frac{\tan \beta}{\tan \phi_i} = 1 - 1.75 \left(\frac{1-\epsilon}{\phi D_p \epsilon^3} \right) \left(\frac{\rho u^2}{\rho_b g} \right) \left(\frac{1}{\cos \beta} \right) \quad (12)$$

Table 2. Physical properties of blast furnace burden.

	Coke	Sinter	Pellet
Bulk density [kg/m ³]	525	1660	2150
Void fraction [—]	0.51	0.45	0.41
Size of burden [m]	50 × 10 ⁻³	18 × 10 ⁻³	12 × 10 ⁻³
Shape factor [—]	0.63	0.67	0.85
Minimum fluidization velocity*1) [m/s]	2.9	2.5	2.2
Apparent friction factor*2) [1/m]	205	876	1469

*1) Calculating condition :

Top gas temperature 120 °C
Top gas pressure 2 atg

*2) $F = \frac{(\Delta P/H)g_c}{\rho u^2} = 1.75 \left(\frac{1-\epsilon}{\phi D_p \epsilon^3} \right)$

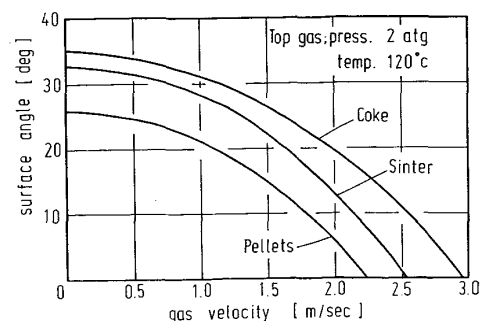


Fig. 4. Surface angle of burden in gas flow.

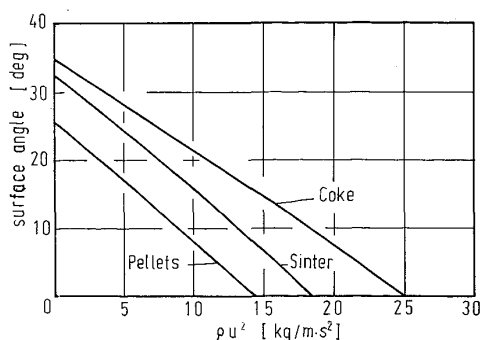


Fig. 5. Correlation between surface angle of burden and ρu^2 of gas.

一方、 0.3m/s 以下ではガス流速の影響は無視でき、 $\tan \beta / \tan \phi_1 = 1$ とみなせる。この条件が(12)式でも満足されているという意味で、(12)式は、実炉の粒子に対して最小流動化速度以下の全流速域に拡張、適用できる。

(12)式よりガス流の影響は ρu^2 で一般的に整理される。横軸にガス流速のかわりに ρu^2 を採つてコークス、焼結鉱、ペレットの傾斜角低下を計算した結果を Fig. 5 に示す。傾斜角の低下曲線は上に凸であるが、 ρu^2 に対してほぼ直線的に減少する。炉口部の平均の ρu^2 の値は、特に炉頂圧の値により変わるが、 $1.5 \sim 4.0 \text{ kg/ms}^2$ の範囲に入るので、約 $2 \sim 7$ 度になるものと予想される。

Fig. 3 の小径粒子の場合と Fig. 4 の実炉で使用する粒子の場合を比較すると、前者では低流速域でも傾斜角の低下がみられ、この傾向は粒子 a および d で顕著である。この原因は、(12)式にみられるように実炉の装入物粒子では、傾斜角は流速の 2 乗に支配されるのに対して、Table 1 に示した小径粒子では流速の $1.43 \sim 1.79$ 乗に支配されることにある。(12)式にはこのような小径粒子と実炉用大径粒子の特性の違いが考慮されているので、これによつて実炉の現象をよりよく説明できるものと思われる。

3. 装入物分布形成とガス流

ペレットの傾斜角はコークスに比べて小さいので、ペレットを多量に配合すると炉中心部の鉱石層厚は大きくなるという考え方が従来なされていた。しかし、ペレット 70% を配合した日本鋼管鶴見 1BF の解体調査では、ガス流の影響によつて炉中心部にコークスのみからなる領域(コークス柱)の形成されることが判明した¹⁰⁾。この現象を中心としてガス流の力学的作用について検討する。

3.1 ガス流の作用

ガス流存在下で炉中心部にコークス柱が形成される現

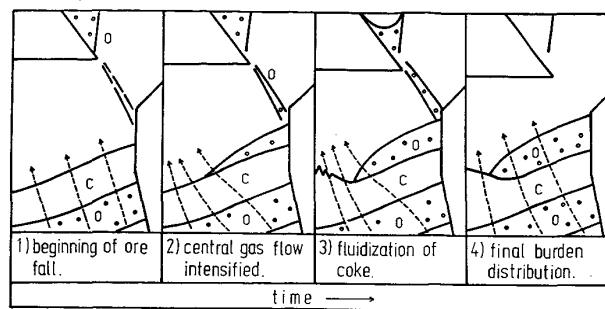


Fig. 6. Mechanism of formation of burden distribution in gas flow.

象を、コークスが炉中心部において流動化した鉱石層の進入を妨げた結果と考えるのは、きわめて自然な発想である。しかし、Table 2 に示すように、コークスの最小流動化速度は焼結鉱、ペレットのいずれよりも大きいので、特殊な条件を想定しなければ、炉中心部でコークスが鉱石に優先して流動化するとは考えにくい。炉内で成立可能な特殊な条件を明らかにすることによつてこの現象の解明が可能になるものと思われる。

Table 2 に見掛けの摩擦係数の値を示した。この値はコークス、焼結鉱、ペレットの順に大きくなるが、コークスに比べて鉱石の値が著しく大きいこと、すなわち、鉱石の圧損がコークスに比べて著しく大きいことが特徴的である。このような特性の差に着目して Fig. 6 のようなモデルを考えた。

大バレルから炉内へ鉱石が落下してコークス層上に堆積していく過程をとらえると、Fig. 6 のように、鉱石層が炉周辺から炉中心へ向かつて流れ込んでいく。鉱石層の圧損は大きいので、炉下部から上昇してきたガスは、2) のように、流れ込んでくる鉱石層をさけて中心部へまわる。このため中心部のガス流速は上昇する。鉱石の流れ込みが進むと、中心部のガス流速はさらに上昇し、条件によつては、3) のように、中心部のコークスが流動化を開始する。その結果、この領域のコークス層が盛り上がり、4) に示すように、このコークス層が鉱石層の中心部への到達を妨げる。このようにして最終的な鉱石層、コークス層の分布が形成される。ガス分布は全体の通気性のバランスによつてきまるので、最終状態では再び中心のガス速度はやや低下し流動化が停止するかもしれない。

一方、炉内へコークスが落下して鉱石層上に堆積していくときを考えると、コークスの圧損は小さいため、コークス層を迂回して中心へまわるガス流は少なく、炉中心のガス流速上昇は小さい。このため、下層の流動化は起きにくい。したがってコークス層の中心部への流れ込

みが阻害されることはなく、コークス層は炉中心にまで到達する。

以上のようなモデルによつて炉中心部のコークス柱形成が説明できるかどうかを、まず理論計算によつて検討することとする。

3.2 理論

装入物が大バレルより落下して炉周辺部より炉中心部へ向かつて流れ込み静止するまでの時間に起こる層頂付近のガス分布の変化を求めるために簡単な理論計算を実施した。Fig. 7 または Fig. 8 に示されるシャフト上部を想定して、ここに実線のように、35 度の傾斜でコーク

スと焼結鉱が層状に装入されているとしよう。K. POLTHIER はモデル実験によつて、装入物の表面が傾斜していることによつてガス流が影響を受ける範囲は、平均の層頂レベルから炉口径の $1/2$ の深さまでであることを確かめている¹⁸⁾。この考えにしたがつて、Fig. 7, Fig. 8 の実線の層表面から求めた平均層頂レベルを基準として炉口半径に相当する深さに等圧線があるものとする。一方、破線で示した流れ込み途中の層の表面をもう一つの等圧線とみなす。この2本の等圧線にはさまれた領域にある装入物の軸方向の通気抵抗分布に対応して層表面の流速分布が定まるものとする。さらに炉壁を垂直とし

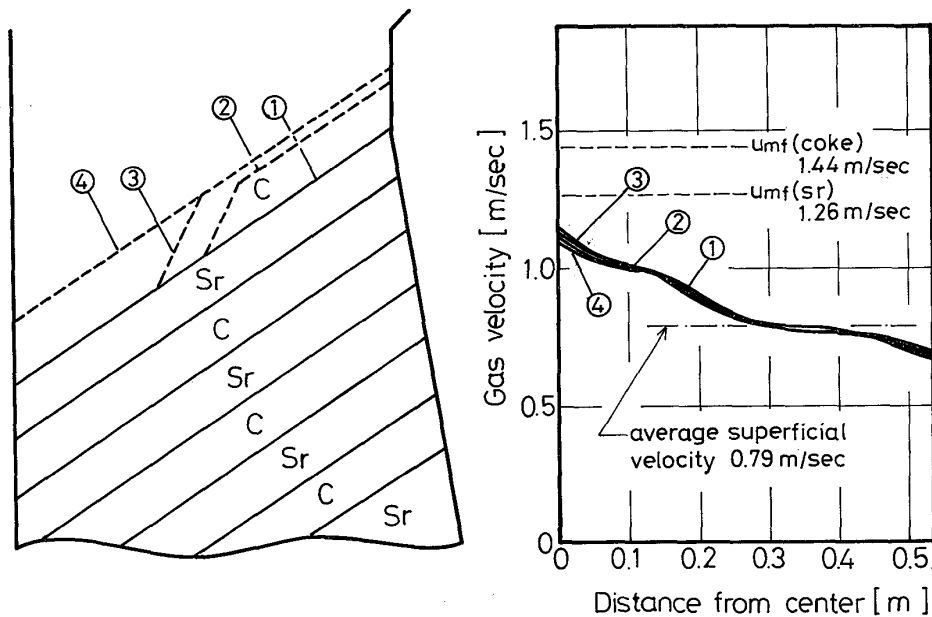


Fig. 7. Change of gas velocity just after coke dumping.

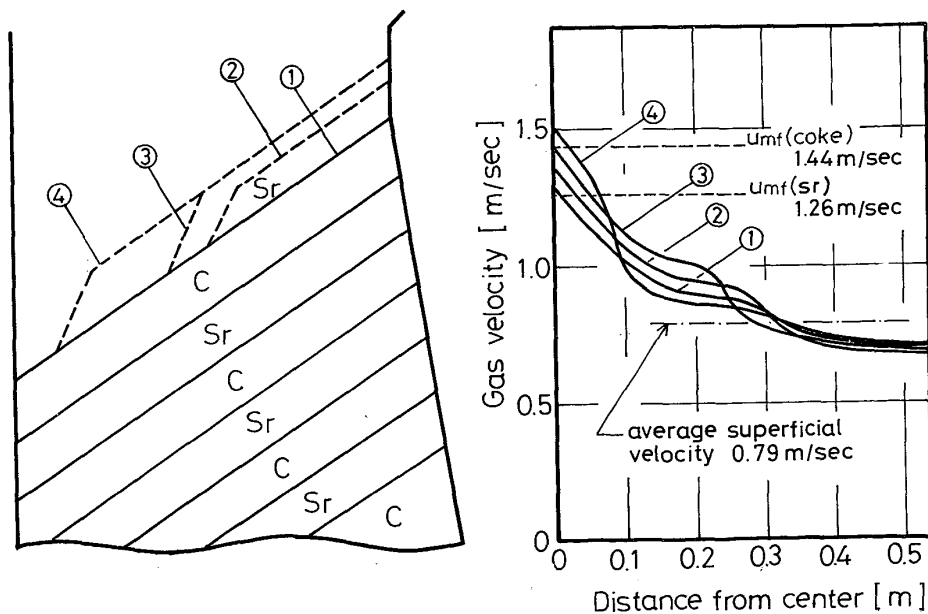


Fig. 8. Change of gas velocity just after ore dumping.

て、等温で扱う。

$$\text{コークス層の圧損 } (\Delta P/H)_1 = \phi_1 u^n \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\text{鉾石層の圧損 } (\Delta P/H)_2 = \phi_2 u^n \quad \dots\dots\dots (14)$$

任意の半径方向位置における軸方向のコークス層、鉾石層の層厚の合計をそれぞれ $l_1(r)$, $l_2(r)$ とすれば、

$$(\Delta P/H)_1 l_1 + (\Delta P/H)_2 l_2 = \text{一定} \quad \dots\dots\dots (15)$$

ガスの物質収支より、

$$\rho u_0 \pi R^2 = \int_0^R \rho u 2\pi r dr \quad \dots\dots\dots (16)$$

ここで u_0 は平均炉口ガススピード、 R は炉口半径である。

$\eta = r/R$ とし、さらにガス密度の変化を無視すれば、(13), (14), (15), (16)式を変形して次式が得られる。

$$u/u_0 = \left(\frac{1}{\phi_1 l_1 + \phi_2 l_2} \right)^{1/n} \left/ 2 \int_0^1 \left(\frac{1}{\phi_1 l_1 + \phi_2 l_2} \right)^{1/n} \eta d\eta \right. \quad \dots\dots\dots (17)$$

(17)式を使用して装入時のガス流速分布の変化を検討することができる。

次節で説明する炉口半径 535 mm のシャフト模型に、Fig. 7 あるいは Fig. 8 の実線のようにコークス (5~10 mm)、焼結鉾 (1~3 mm) があらかじめ装入されているものとし、そこへ破線で示されるように原料が装入されることを想定する。これらの粒子の圧損は Table 1 の f と g に与えられているが、流速にかかる指数がコークスと焼結鉾とで異なるので両者の平均指数 1.70 に統一して整理しなおすと、コークス層の圧損は

$$(\Delta P/H)_1 = 290 u^{1.70} \quad \dots\dots\dots (18)$$

鉾石層の圧損は $(\Delta P/H)_2 = 1309 u^{1.70}$ となる。

まず、Fig. 7 の構造の層に平均ガス流速 0.79 m/s で空気を送った場合について、(18), (19)式を(17)式に適用して、コークス流れ込み時のガス流速分布の変化を計算し、図中に示した。この場合、炉中心部におけるガス流速変化は非常に小さい。

次に Fig. 8 の構造の層について焼結鉾流れ込み時のガス流速分布の変化を計算し、図中に示した。この場合、流れ込みの過程で炉中心部のガス流速は急上昇することがわかる。このような一時的なガス流速の上昇が、条件によつては、中心部でコークスの流動化をひき起こし、コークス層が盛り上がり、鉾石の進入を阻止する可能性は十分あると思われる。

3.3 実験装置および方法

Fig. 9 に示すような福山 5BF の縮尺 1/10, 36 度の扇型断面、炉口半径 535 mm、ストックライン以下 780 mm までの模型を製作した。この装置は固定ベル (ベルホッパーの壁の昇降によつて装入物の装入を行う。), ム

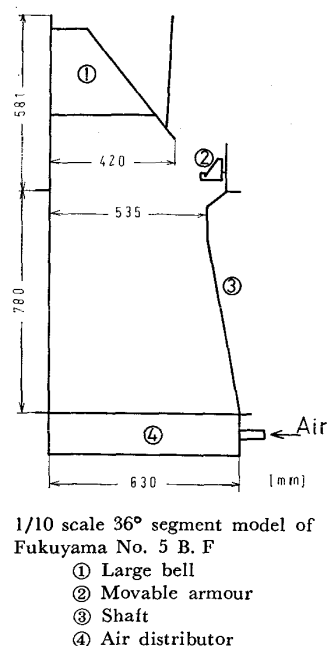


Fig. 9. Experimental apparatus.

ーバブル・アーマー 2 基、下部には本体と金網で仕切られた風箱を有し、ここを通して送風することができるようにになっている。また一方の縦断面は、内部の観察をするために透明アクリル板となっている。なお、炉中心は壁の影響を軽減するために 40 mm の幅をもっている。

実験方法について説明すると、あらかじめ装入物を Fig. 8 の実線で示される層のうち上のコークス層と鉾石層を除く層をつくつた。次に空気流量を設定し、この状態から O↓C↓O↓の順に装入し分布形成過程を 1 s ごとに撮影した。なお、ホッパー壁の開度は、焼結鉾の大ベルからの落下時間が約 8 s になるように、あらかじめ調整した。

3.4 実験結果

まず、Table 1 のコークス f と焼結鉾 g による実験結果を Fig. 10 に示す。この図には最後の O↓の形成過程が、平均ガス流速 0, 0.52, 0.79, 1.15 m/s の 4 水準について示されている。

ガス流のないケース(a)では、0 s のコークス層は焼結鉾とほぼ等しい傾斜で静止しているが、焼結鉾の流れ込みによつてわずかに崩され中心部のコークス層厚が若干増す。いずれにしろこの場合最終分布はかなり均一であつた。

0.52 m/s のガス流速では、0 s のコークス層の形状は(a)の場合に似ているが、焼結鉾流れ込み時に崩される量が増加することによつてコークス層の傾斜角が低下する。このため、中心部の鉾石層厚は小さくなった。

0.79 m/s のガス流速では、0 s の場合、コークス層に

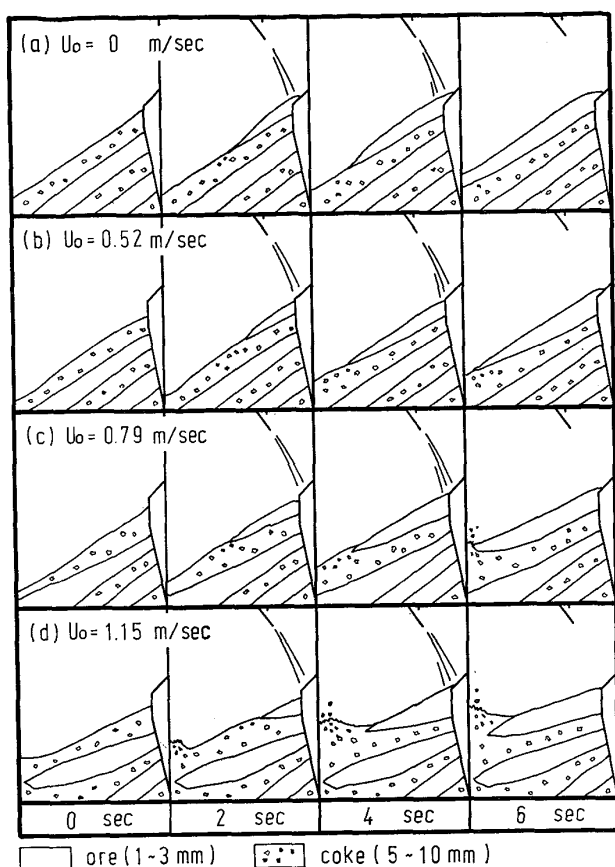


Fig. 10. Formation of burden distribution in gas flow.

比べて下の鉱石層の傾斜角低下が大きいので周辺でコークス層厚が厚く、中心で薄くなった。焼結鉱は下層のコークス層を崩しながら流れ込んでいく。そして中間部を過ぎると中心部でコークスが弱い流動化をはじめ、焼結鉱の流れ込み進行に伴って流動化が活発となり、中心部のコークス層はまわりからコークスの供給を伴いながら盛り上がり鉱石層の中心部への到達を妨げた。

1.15 m/s のガス流速では、0 s のコークス層表面形状は、中心部が平らのすり鉢状をしていた。焼結鉱が流れ込みはじめると、中心部でコークスが激しく流動化し周辺のコークスが崩れてここへなだれ込むとともに中心部が盛り上がった。焼結鉱の層がこれとぶつかる頃になると、この盛り上がったコークスの一部は焼結鉱の層の先端を乗り越え、焼結鉱は停止した。この状態でも中心部ではコークスの流動化が起きていたが、徐々に弱くなってきて 20 s 後にはほとんどおさまった。結局、中心部にはコークス柱が形成され、非常に不均一な分布となった。

なお、いずれのケースについても中心近傍のコークス層と鉱石層の境界で両者の混合が認められた。

以上の観察から、炉中心部におけるコークス柱形成の

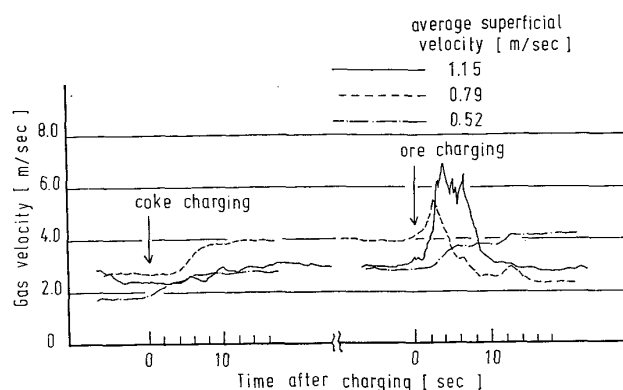


Fig. 11. Change of gas velocity at center just after charging.

原因は、先の理論計算で推論したように、鉱石の流れ込み過程における中心部コークスの一時的な流動化によるコークスの盛り上がりであることが明らかである。

この実験中、炉中心付近の炉口部で、熱線風速計により、コークスおよび鉱石装入時のガス流速の経時変化を測定した。結果を Fig. 11 に示す。ガスの流れがかなり乱れているので、このような一点の測定では絶対値に問題が残るが、計算結果と対応する傾向がよく出ている。すなわち、コークス装入時には明確な流速の変化がでていないが、鉱石装入時には流速は急上昇しピークが形成される。この事実によっても、本報告で提案した装入物分布に及ぼすガス流の作用に対する考え方の妥当性が裏付けられるのである。

城本らは、鉱石装入時に周辺の下層コークス表面が削られて中心部に混合層が形成されることを指摘した⁴⁾。今回の実験からも、無風条件下でこの現象が観察された。この場合、コークス層の傾斜角の変化は微小であつたが、ガスを流すと、流動化を起こさない低ガス流速域でも、鉱石装入時に下層コークスが崩されることによる傾斜角低下が増加する現象のあることがわかった。

次に、Table 1 のコークス e (3~10 mm) と焼結鉱 h (1~5 mm) の組み合わせによる実験結果を Fig. 12 に示す。この場合、Fig. 3-3 に示すようにガス流速 0.4 m/s 以上では、コークスの傾斜角の方が鉱石のそれよりも小さくなる。Fig. 10 のコークスと鉱石の傾斜角はすでに Fig. 3-2 に示したが、コークスの傾斜角は流速にかかわらず鉱石のそれよりも大きい。すなわち、Fig. 12 では、ガス流速を上昇させると、コークスと鉱石の傾斜角の大小関係が Fig. 10 の場合と逆になるのである。両図を比較すると、ガス流速 0 m/s と 0.52 m/s の場合差が認められないが、0.79 m/s と 1.15 m/s の場合に明らかな違いが生ずる。すなわち、0 s の状態を比べると、

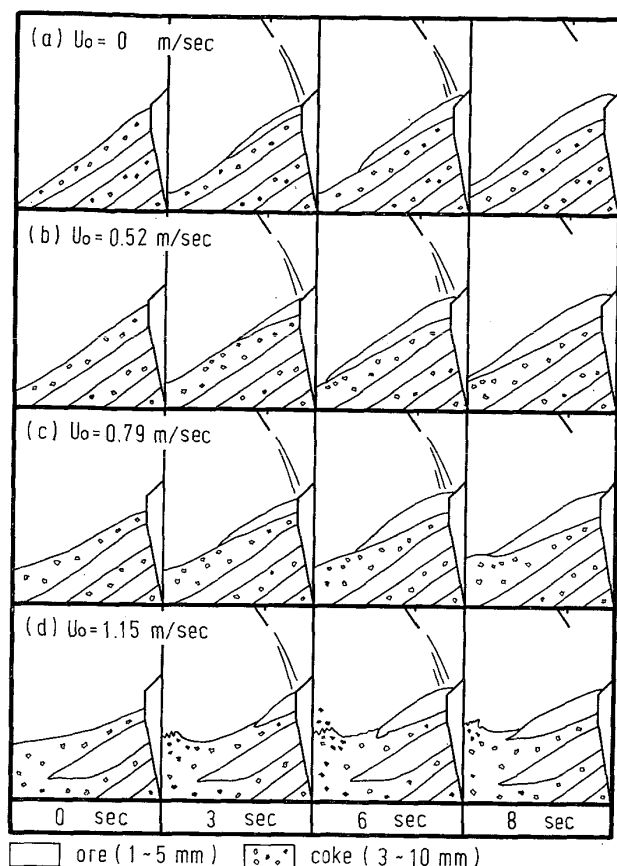


Fig. 12. Formation of burden distribution in gas flow.

一番上のコークスの層厚は、Fig. 10 では周辺から中心に向かつて減少しているのに対して、Fig. 12 では逆に増加している。この結果は Fig. 3-2, Fig. 3-3 の傾斜角とガス流速の関係とよく対応し、傾斜角への影響という観点からガス流が装入物分布にどう関与するかを如実に示したものといえる。

4. 考 察

以上の検討結果に基づいて、実炉におけるガス流の装入物分布への影響について考察する。

Fig. 4 に示したように実炉ではガス流速の範囲によらず常にコークスの傾斜角が鉱石のそれよりも大きい。この点からは粒子 f と g を使用した Fig. 3-2 の結果が Fig. 3-3 よりも実炉の現象に近い。炉中心部におけるコークス柱の形成には、前述の検討から、コークス層と鉱石層の圧損の比が重要な意味を持つものと思われる。実炉におけるコークスと焼結鉱の単位層厚あたりの圧損の比は、Table 2 に示した見掛けの摩擦係数の比に対応し、1:4.3 となり、ペレットの場合 1:7.2 となる。この数値からみると焼結鉱よりもペレットの方がコークス柱が形成されやすいことになる。ちなみに、日本で10

基の実炉の解体調査が行われたが、焼結鉱を主体とした高炉ではこのような現象は報告されておらず、ペレット70%配合した1基の高炉でのみ確認されている¹⁰⁾。さて、実験に使用したコークス f と焼結鉱 g の単位層厚あたりの圧損の比は、(18), (19)式から計算できるが、1:4.5 となる。この値は実炉のコークスと焼結鉱の場合に近い。以上より、粒子 f と g を使用した Fig. 10 の結果は、傾斜角およびコークス柱形成に関する条件からみて実炉の現象に近い。

5. 結 言

装入物分布に及ぼすガス流の影響を検討するために、装入物の傾斜角とガス流の関係を把握するための実験とガス流存在下で装入物分布形成過程を観察するための実験および理論計算を実施して次のような結論を得た。

(1) ガス流は3種類のルートで装入物分布に影響を与える。第1は装入物の傾斜角低下、第2は鉱石装入時における下層コークスの崩壊による傾斜角低下、そして第3は鉱石装入時における中心部コークスの一時的な流動化である。

(2) 装入物の傾斜角に及ぼすガス流速の影響を表す理論式を導き、モデル実験の結果とよくあうことを確認した。

(3) 実炉の装入物にこの考え方を適用して、その傾斜角が装入物の特性とガスの ρu^2 の値によつて決まることを示した。

(4) 日本の高炉の操作条件下でガス流による装入物の傾斜角低下は 2~7 度である。

(5) 鉱石装入時における下層コークスの崩壊による傾斜角低下は、無風では微小であるが、ガス流があると大きくなる。

(6) 鉱石が装入されて炉周辺から炉中心へ向かつて流れ込む過程で、炉下部から上昇するガス流は圧損の大きい鉱石層を迂回して一時的に炉中心部に集中し、条件によつては、炉中心部のコークスが流動化し、盛り上がつて、鉱石層の炉中心への進入を妨げ、最終的には、炉中心部にコークスのみからなる領域（コークス柱）が形成される。

(7) 実炉における炉中心部のコークス柱形成は、焼結鉱よりもペレットの場合に起きやすい。

記 号

D_p : 粒径	[m]
g : 重力	[m/s ²]
g_0 : 重力換算係数	[kg-m/Kg·s ²]
H : 層厚	[m]

l_1 : 軸方向コークス層厚の合計	[m]
l_2 : 軸方向鉱石層厚の合計	[m]
R_{ep} : 粒子レイノルズ数	[—]
R : 炉口半径	[m]
r : 半径方向距離	[m]
u : ガス流速	[m/s]
u_0 : 平均炉口ガススピード	[m/s]
β : 傾斜角	[deg]
θ : 合力の働く方向	[deg]
ϕ : 形状係数	[—]
ϕ_i : 内部摩擦角	[deg]
ρ : ガスの密度	[kg/m ³]
ρ_b : 装入物の嵩密度	[kg/m ³]
ε : 空隙率	[—]
η : 無次元半径	[—]
σ : 圧縮応力	[Kg/m ²]
τ : 剪断応力	[Kg/m ²]

文 献

- 1) G. HEYNERT, F. TOUSSAINT, J. WILLEMS, and G. QUADE: Stahl u. Eisen, 80(1960), p. 473
- 2) E. PEETZ and G. WÜNZER: Stahl u. Eisen, 81(1961), p. 1101
- 3) 古賀 強, 綿井義雄, 矢部茂慶: 住友金属, 14(1962), p. 1
- 4) 城本義光, 金山有治, 奥野嘉雄, 磯山 正: 製鉄研究, 272(1971), p. 9711
- 5) 山田孝雄, 佐藤政明, 宮崎伸吉, 嶋村鏝郎, 田口 整司: 川崎製鉄技報, 6(1974), p. 16
- 6) W. KOEN, G. A. FLIERMAN, and C. H. vanTOOR: Aus. I. M. M. Illawarra Branch-B. F. A. Symposium, Wollongong, (1975), p. 122
- 7) 研野雄二, 久米正一, 楯岡正毅, 天野 繁, 安倍 勲: 製鉄研究, 288(1976), p. 11842
- 8) 成田貴一, 稲葉晋一, 小林 勲, 沖本憲一, 清水正賢, 矢場田武: 鉄と鋼, 65(1979), p. 358
- 9) F. A. YUHSIN and N. N. BABARYKIN: Stal in Eng., (1964), p. 850
- 10) 伊沢哲夫, 三浦光敏, 里見弘次, 斎藤正紀, 宮本健彦, 福島 勤, 古川 武: 鉄と鋼, 63(1977), S446
- 11) R. H. WILHELM and M. KWAUK: Chem. Eng. Progr., 44(1948), p. 201
- 12) 森 芳郎, 青木隆一, 大屋和夫, 石川八朗: 化学工学, 19(1955), p. 16
- 13) 杉山 喬, 中村正和, 鶴野建夫, 原 行明: 鉄と鋼, 62(1976), S39
- 14) 安藤 遼, 福島 勤, 岸本純幸: 鉄と鋼, 57(1971), S661
- 15) J. P. METCALF: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 3(1966), p. 155
- 16) 森 芳郎: 応用力学, 4(1951), p. 42
- 17) S. ERGUN: Chem. Eng. Prog., 48(1952), p. 89
- 18) K. POLTHIER: Arch. Eisenhüttenw., 37(1966), p. 453