

高炉内固体とガス静圧の不連続挙動に与える羽口ガス流量と炉芯性状の影響—冷間全周模型による実験解析—

高橋 洋志*・河合 秀樹*・福井 俊史*・松本 勇気*・松井 良行*²

Effects of Tuyere Gas Flow Rate and Deadman Properties on Discontinuous Behavior of Descending Solid and Gas Static Pressure in Blast Furnace—Experimental Analysis by a Three-Dimensional Cold Model—

Hiroshi TAKAHASHI, Hideki KAWAI, Toshifumi FUKUI, Yuuki MATSUMOTO and Yoshiyuki MATSUI

Synopsis : In low reducing agents operation of blast furnace, it is considered that deadman gas permeability would become low due to fines accumulation around or in the deadman, which would cause unstable behavior of solid and gas. For the stable operation, especially in high productivity operation, the problem must be overcome. A scale-down three-dimensional cold model of blast furnace with a device capable of changing deadman physical properties such as the permeability and height, was used for this study. The effect of gas flow rate/velocity and deadman properties on both the unstable/discontinuous behavior and the solid flow pattern, is analyzed experimentally. In such a situation that gas is impossible to penetrate from the raceway inside the deadman and further bridging is formed over funnel flow channel in Bosh to Belly region, the discontinuity increased with increasing of gas flow rate and gas velocity. The more the gas impermeable wall is high, the more the discontinuity with bridging becomes severe. If the gas impermeable wall height is lower or deadman gas permeability is well, the discontinuity decreases, the solid bed becomes more homogeneous with dense packing state and solid plug flow region enlarges in the lower part. As a result, maintaining gas permeability of deadman in a good state and controlling deadman height lower might be essential for the stable operation.

Key words : blast furnace; three-dimensional cold model; tuyere diameter; bridging; deadman permeability; deadman height; solid flow pattern.

1. 緒言

低還元材比操業を模擬した高炉二次元冷間模型実験¹⁾によると、炉芯の通気抵抗の増大と羽口ガス流量の増加により粒子の降下運動と炉下部静圧の不連続的変動が増大した。羽口ガスの垂直流化（周辺流化）が原因でレースウェイが拡大し、アーチの成長と崩壊を繰り返す周期的な固体不連続流れが起こるためと考察した。最近の2次元冷間模型実験と数値解析²⁾でも羽口ガス速度・ガス流量とレースウェイの安定性の関係が論じられている。近年指向されている炉頂コークス装入量を削減する低還元材比操業では、コークスはその脆弱化に伴い破壊、細粒化が進むものと考えられている。粉コークスはシャフト中位から炉下部に、また炉芯近傍にも分布する^{3,4)}。このような粉、細粒の蓄積が顕著になった場合には炉芯の通気性は低下するであろう。特に高出銑量操業では、羽口送風量や炉芯通気性によっては冒頭に記述した二次元模型実験から予測される不安定な現象の発生が考えられる。したがって、これらの因子が固体挙動に与える影響を全周模型で実験的に検証することは極めて重要と考えられる。しかし、高炉全周模型を

用いた炉内固体挙動の実験的研究については、館ら⁴⁾の熱間モデルによるコークス劣化挙動の影響解析、清水ら⁵⁾の炉壁状況がもたらす粒子の不均一降下を調べた研究、高橋ら⁶⁾の炉芯形状解析などの例はあるが、上記の問題に直接言及した研究は殆んど見当たらない。本研究では炉芯性状（通気性と炉芯高さ）を変えることのできる高炉冷間全周模型を用いて実験を行い、固体粒子の炉頂変位と炉壁ガス静圧の変化及び炉内粒子フローパターンを測定し羽口ガス流量、ガス速度及び炉芯性状が炉下部の気体・固体挙動に与える影響を考察した。

2. 実験装置と方法

2.1 実験装置

実験装置本体の概略をFig. 1に示した。装置本体のボッシュから上の部分は縦に2分割できる様にフランジのボルトで固定されている（Fig. 9参照）。Fig. 1に示す壁面の所定の個所に静圧タップを設け（Bo2, Bo1, Be, S3, S2, S1）、圧カトランスジューサーにより静圧（ゲージ圧）を記録した。静圧タップ取り付け位置は2分割フランジから90°回転し

平成19年3月12日受付 平成19年6月27日受理 (Received on Mar. 12, 2007; Accepted on June 27, 2007)

* 室蘭工業大学機械システム工学科 (Department of Mechanical Systems Engineering, Muroran Institute of Technology, 27-1 Mizumoto Muroran 050-8585)

*2 (株) 神戸製鋼所技術研究センター (R&D Lab., Kobe Steel Ltd.)

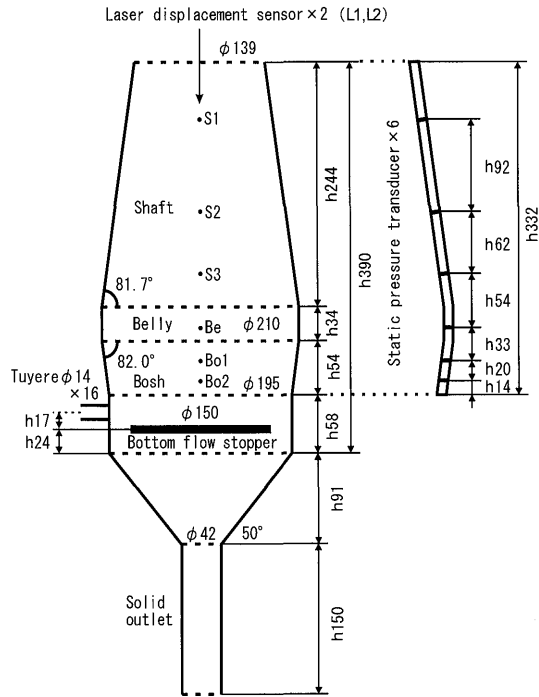


Fig. 1. Schematic diagram of three-dimensional cold model of blast furnace.

た壁面上である。また、レーザー変位計により炉頂粒子の挙動を2箇所測定した（一つは静圧タップ側(L1)、もう一つはこれから170度の位置(L2)であり、Fig. 4にその位置を示した）。炉芯を形成させるために炉下部にストッパーを設けた。羽口は外径14mmで内径 $d_i=5\text{mm}$, 7mm, 9mmの三種類を用意し、全周囲に16本等間隔に配置した。羽口深度=0の時、レースウェイはより垂直方向に膨張し粒子の不連続挙動を起こしやすい⁶⁾。羽口突き出しのある場合と比べると羽口近傍の応力状態は必ずしも同一ではないと考えられるが、本研究では粒子の不安定挙動を効果的に調べるため内部への羽口の突き出しは考えていない。粒子は所定の流量で装置下部の密閉箱内で排出した。なお、実験装置本体は(株)神戸製鋼所加古川第3高炉をモデルとしており縮尺比は約1/73である。

Fig. 2に炉芯形成用フローストッパーの外観を示した。底部円盤ストッパー(φ150)に円筒壁を設けたものであり、円筒壁の材質は鉄板(厚さ0.3mm)と金網(線形0.1mm, 1mm四方メッシュ)である。鉄板円筒の場合は外周に金網を巻きつけ摩擦状態を金網のみの時と同じにした。Fig. 3に3種類のストッパー高さ h [(a), (b), (c)]と羽口の取り付け位置を示した。 $h=60\text{mm}$, 30mmではストッパー壁が鉄板円筒の場合、羽口ガスは炉芯内部に侵入できず、一方、金網円筒の場合はガスは炉芯内部に侵入できる。ストッパーが鉄板の時でも $h=10\text{mm}$ の場合は羽口ガスのほんの一部がストッパー壁に衝突する状況である。即ち、 $h=60\text{mm}$, 30mmの鉄板円筒壁の設定により炉芯通気抵抗が極めて大きい場合を、また金網使用では通気抵抗が小さい場

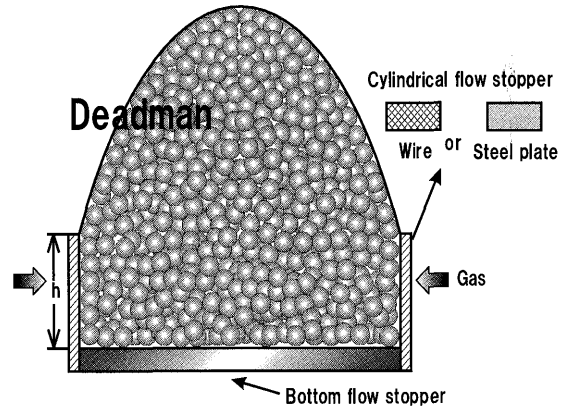


Fig. 2. Cylindrical flow stopper.

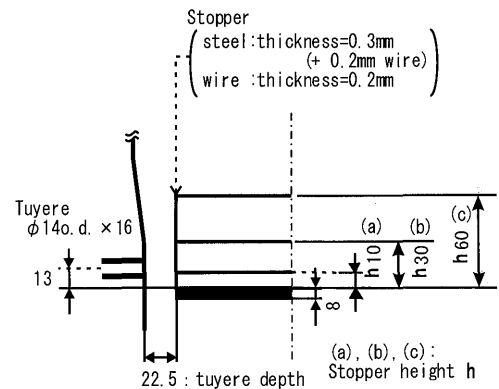


Fig. 3. Position and height of flow stopper.

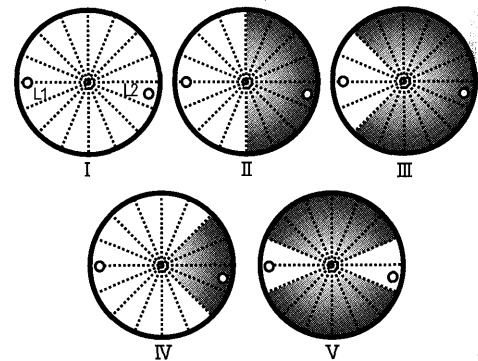


Fig. 4. Tuyere arrangement (open part for gas injection) and laser irradiation points (●).

合を模擬した。なお、羽口とストッパー円筒間の実距離22~22.3mmは縮尺比からそのまま計算すると実炉では約1.6mの距離に相当する。本研究ではこの距離を一定とし、風量・風速を変えて実験を行った。

Fig. 4にガス吹込み領域を16分割で示した。図で白色部分がガス流入領域である。羽口内径が7mmと9mmの場合、16本の羽口からの全周吹込みでは、実験に用いたブロー送風能力により羽口一本当たりの風量を増加させるには限界があった。そこで羽口流速を高める時はTable 2に示すように羽口使用本数を減らして実験した。Table 2では羽口数 j をFig. 4の羽口設置タイプと共に示してある。羽

口数を減らした処置は実炉ではありえない非対称吹込みを検討するためでもなく、また例えば羽口16本から4本にして風量を4倍とするような飛躍的な操業条件の変化を想定したものではない。ガス吹込みに用いた羽口の設置位置はFig. 4の水平軸に対して周方向対称である。このような部分送風ではガスの一部は周方向にも分散し、非対称流れとなるため実高炉の状況を厳密に模擬しているとは言い難い。しかし、羽口列の中央近傍（例えば、Fig. 4(III)で白色4領域で示されている羽口列4本の時は中央の白色2領域）とその直上の領域に限ると、炉下部粒子挙動に与える羽口流量・流速の影響は考察できるものと考えた。静圧タップは使用羽口数を2分割する壁面上に取り付けられている。

2.2 使用粒子

炉内粒子としてポリプロピレン樹脂、またフローパターン測定トレーサーとしてアルミナ球を用いた。物性をTable 1に示した。用いたポリプロピレン樹脂は非球形であるためこれを楕円体近似し、これと体積が等しくなるような球の直径（球相当径）をもって平均粒子径とした。なお、ポリプロピレン樹脂はレーザー反射光を捕らえるために表面着色を施した。また、表中のかさ密度、空間率は自然充填状態に近いときの値である。使用粒子の表面摩擦を代表する特性として安息角の測定値も示してある。

2.3 粒子降下速度とガス流量の設定

炉頂基準粒子降下速度 U_s と羽口速度 U_B の推定は以下のように行った。(1)式と(2)式で表される固体、気体の各フルード数が模型と実炉で等しいと置く相似則を適用するとスケールファクター F_s 、 F_g は(3)式、(4)式で与えられる。 ρ_a 、 ρ_f はそれぞれ粒子、気体の密度、 d_p は粒子径、添え字 m は模型、添え字 p は実炉を表している。

$$Fr_s = \frac{U_s^2}{gd_p} \dots\dots\dots (1)$$

$$Fr_g = \frac{\rho_f U_B^2}{(\rho_a - \rho_f)gd_p} \dots\dots\dots (2)$$

$$\frac{U_{s,m}}{U_{s,p}} = \sqrt{\frac{d_{p,m}}{d_{p,p}}} = F_s \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{U_{B,m}}{U_{B,p}} = \sqrt{\frac{(\rho_{a,m} - \rho_{f,m})\rho_{f,p}d_{p,m}}{(\rho_{a,p} - \rho_{f,p})\rho_{f,m}d_{p,p}}} = F_g \dots\dots\dots (4)$$

実炉炉頂で $d_{p,p}=50$ mmを仮定し $d_{p,m}=3.2$ mm（ポリプロピレン樹脂粒子）と置くと $F_s=0.25$ 、従って、 $U_{s,p}$ （実炉炉頂） $=7\sim 10$ cm/minに対して炉頂基準の粒子降下速度 $U_{s,m}=1.75\sim 2.5$ cm/minを得る $[Fr_s=(2.7\sim 5.4)\times 10^{-6}]$ 。実験では $U_{s,m}=2.1$ cm/minに設定した。一方、実炉のレースウェイ近傍の圧力 ≈ 350 kPa（ゲージ）、流入ガス温度1200K、

Table 1. Physical properties of particles.

Material		Polypropylene resin particle	Alumina sphere
Particle diameter	d_p [mm]	3.22	2.58
Apparent density	ρ_a [kg/m ³]	950	1500
Bulk density	ρ_b [kg/m ³]	549	812
Void fraction	ϵ [-]	0.422	0.459
Angle of repose	θ [°]	35	31

羽口ガスは空気（理想気体）、羽口近傍コークス粒子径 ≈ 25 mmを仮定するとスケールファクター $F_g=0.31$ を得る。ちなみに、 $U_{B,p}=200$ m/s ~ 220 m/sに対して相似則からの羽口速度（室温）は $U_{B,m}=63$ m/s ~ 68 m/sとなる $[Fr_g=159\sim 188]$ 。炉頂ガス速度に関しては実炉での速度を1m/s、圧力と温度を170kPa（ゲージ）、200°Cと仮定すると $Fr_g=3\times 10^{-3}$ 、スケールファクターは $F_g=0.27$ であり、(4)式から計算される炉頂ガス速度は $U_{B,m}=0.27$ m/sとなる。実験の炉頂速度 $=0.59\sim 0.8$ m/sであるので、相似側から得られた値の(2.2 \sim 3)倍のガス速度ということになる。

Table 2に使用羽口数に対応する風量、羽口速度、スケールファクター $F_g=0.31$ から推算した実炉換算羽口速度、ストッパー高さと材質をまとめて示した。表より実験における最大羽口風速 $U_B=65$ m/sの場合は実高炉換算風速 $U_{B,p}=210$ m/sとなり、これは実高炉の風速（約220m/s）に近い。一方、前述のように、羽口での相似則を満足しても模型と実高炉の装置比が1/73と模型が極めて小さいため実炉の条件に比べてシャフト中部～上部のガス量が多くなり過ぎる。特に羽口風速が大きい場合は後述のように炉上部で粒子の流動化が発生している。したがって、本研究は主としてシャフト下部からの炉下部領域が考察の対象となる。また、装置比が小さいため炉下部現象が炉頂での変位に現れ易い。この意味では、炉頂で計測されるレーザー変位は炉下部現象の影響を直接反映しているものと考えられることができる。

2.4 実験方法

2.4.1 炉頂降下距離とガス静圧の測定

所定の羽口数、ガス流量、粒子降下速度のもとで模型高炉の約1体積相当の粒子が入れ替わるまで運転して炉内充填状態を定常とした時点を開始とし、その後2分間、炉頂変位と静圧の時間変化を測定する。この間、炉頂での粒子供給は行わない。1回目終了後、ポリプロピレン樹脂を炉頂まで水平装入し再び同様の測定を行った。この操作を3回繰り返した。

2.4.2 炉芯形状とフローパターンの測定

ストッパーの上方に白色トレーサー粒子（アルミナ球）とプロピレン樹脂を交互にトレーサーが4層となるまで水平充填し、残りの部分は炉頂までプロピレン樹脂を充填した後、所定の条件下で炉頂より粒子を供給しながらガス供

Table 2. Experimental conditions.

Tuyere diameter d_t [mm]	Number of tuyeres j [number]	Gas flow rate Q_B [m ³ /h]	Blast velocity U_B [m/s]	Blast velocity*) $U_{B,p}$ [m/s]	Cylindrical flow stopper Height h [mm]	Material	Corresponding figures
5	16(I)	44	38.9	125	60	steel plate	Fig.5(a)
7	16(I)	44	19.8	64	60	steel plate	Fig.5(b)
9	16(I)	44	12	39	60	steel plate	Fig.5(c)
7	12(IV)	36	21.7	70	60	steel plate	Fig.6(a)
7	8(II)	36	32.5	105	60	steel plate	Fig.6(b)
7	4(III)	36	65	210	60	steel plate	Fig.6(c)
7	4(III)	32	58	187	60	steel plate	Fig.9
9	4(III)	36	39.3	127	60	steel plate	Fig.10
9	4(III)	32	35	113	60	steel plate	Fig.11
9	4(V)	32	35	113	60	steel plate	Fig.12
7	4(III)	36	65	210	30	steel plate	Fig.13(a)
7	4(III)	36	65	210	10	steel plate	Fig.13(b)
7	4(III)	36	65	210	60	wire	Fig.14(a)
7	4(III)	36	65	210	30	wire	Fig.14(b)

$U_s=2.1$ cm/s, $W_s=0.175$ kg/min, *)Velocity estimated on the scale factor, $U_{B,p}=U_B/F_g$

給と粒子排出を行い定常状態とした。トレーサーの残留位置から炉芯（静止層）形状がわかる。その後、粒子排出のみを止めて炉頂にトレーサー粒子を水平に層厚5mmでフルスパン充填し、炉頂での粒子の供給を行わないで90秒粒子排出を行う。次に、粒子の排出を止めて炉頂近くまでポリプロピレン樹脂を充填した後に2回目のトレーサー粒子を水平充填し、再び90秒間の粒子排出を行う。この操作を最初のトレーサーがレースウェイに達するまで繰り返した。フローパターン測定の際は静圧・炉頂変位の測定は行わず、ガス吹込み羽口が装置2分割フランジをはさんで対称となるように使用羽口位置を変更した。一連の上記の操作が終了した後、装置下部粒子排出パイプのユニオンの隙間にパイプ直径とほぼ同じサイズの鉄板(0.3mm)を一気に差し込んで固定し、この本体を水平に設置できる架台に移した。フランジのボルトをはずし、本体の半分を取り去り、装置中心断面が現れるまで粒子を除去して、現れたトレーサー模様をデジタルカメラで撮影した。これにより炉芯形状と炉内粒子フローパターンを得た。

また、レースウェイ~ボッシュの炉壁近傍の粒子挙動を炉壁外部からビデオカメラで撮影した。

3. 実験結果と考察

3.1 全周ガス吹込みにおける静圧と粒子の挙動（鉄板ストッパー、 $h=60$ mm）

炉芯の通気抵抗が大きい場合を想定し、全周ガス吹込みの条件下で羽口ガス速度の影響を調べた。

ガス流量 $Q_B=44$ m³/h（羽口一本あたりの流量 $q_B=2.75$ m³/h）の下で羽口内径 d_t を変えてガス速度を変化させた。結果を Fig. 5, (a) ($d_t=5$ mm, $U_B=38.9$ m/s), (b) ($d_t=7$ mm, $U_B=19.8$ m/s), (c) ($d_t=9$ mm, $U_B=12$ m/s) に示す。炉頂粒子降下に伴う2分毎の静圧と粒子の降下距離の変化が示されている。右上がりの線(L1, L2)が粒子の降下距離をレー

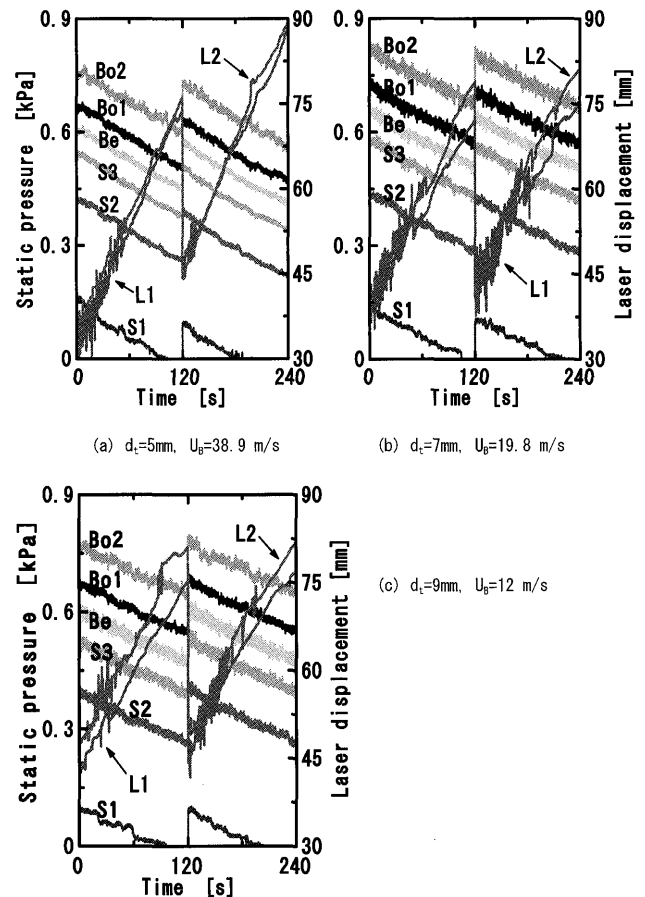


Fig. 5. Laser displacement and static pressure; gas injection from all the tuyeres, $Q_B=44$ m³/h (steel stopper).

ザー変位計で測定した値である。右縦軸の数値はレーザー変位計の測定下限（装置の上端から7~8mm）から粒子表面までの距離である。変位測定開始位置は炉頂粒子の充填レベルの設定高さによって変わる。Fig. 5ではレーザー変位に激しい変動が見られる部分があるが、これは表面近傍でガス速度が粒子層の流動化開始速度を超えたため粒子が流動化しながら降下したためである。2.3節で述べたよう

にシャフトでガス速度の相似則が満たされていない結果である。静圧の値は図の上段から Bo2, Bo1, Be, S3, S2, S1 の測定位置に対応する。ポッシュ Bo2, Bo1 の炉下部静圧変動幅の大きさは羽口内径 $d_i=7\text{ mm} > d_i=9\text{ mm} > d_i=5\text{ mm}$ の順であった。Be, S3, S2 では逆に $d_i=9\text{ mm}$ の場合の方が $d_i=7\text{ mm}$ の時よりも変動幅が大きい。 $d_i=5\text{ mm}$ の場合は羽口ガス速度が 38.9 m/s と大きいにもかかわらず静圧変動幅が小さく、炉下部の挙動はより安定している。

以上の結果はレースウェイおよびその上方のファンネルフロー領域での粒子と静圧の挙動が羽口内径によって異なることを反映している。例えば、 $d_i=7\text{ mm}$ の場合、ポッシュ部静圧値が他の場合よりも大きい、ポッシュで形成される応力受働状態（アーチ応力場）⁶⁾ が粒子荷重と流体抗力の両者の力を受けて密充填状態となり通気に対する抵抗が大きくなったためと考えられる。この場合レースウェイの拡大・収縮^{6,7)} と連動して応力受働状態から主働状態（粗充填で流動性の良い状態）へ遷移する時、静圧・粒子運動の不連続挙動が発生する。羽口速度の遅い $d_i=9\text{ mm}$ の場合はレースウェイが垂直方向により縦長になり、かつ本実験のように羽口深度=0 の場合、レースウェイの拡大はポッシュ壁に達する傾向をもつ^{1,2,6)}。このため比較的上方のベリー～シャフト下部でも不連続な粒子降下運動が発生し、Be, S3 の静圧変動が大きくなったものと解釈出来る。羽口内径が大きいほどガス流速は小さく、従って、レースウェイ深度が浅くレースウェイ上方に分配されるガス量が多くなる場合は、レースウェイ上方の棚吊、スリップが発生しやすいことが中野、山岡²⁾ の冷間模型及び数値計算で示されている。また、レースウェイの安定性と風速・風量の関係論じ、(レースウェイ高さ)/(レースウェイ深度) < 1 でレースウェイは安定すると述べているが、本研究の $d_i=5\text{ mm}$ の場合はこの領域での操作に対応するものと考えられる。

3.2 非対称ガス吹込みにおける静圧と粒子の挙動（鉄板ストッパー, $h=60\text{ mm}$, $Q_B=36\text{ m}^3/\text{h}$ ）

本節では、非対称ガス吹込み実験により、羽口前でのガスの垂直流化が進み、レースウェイはもとより炉下部で固体・気体の不安定挙動が顕著になる場合について羽口ガス速度とガス流量の影響を検討する。

3.2.1 羽口内径 $d_i=7\text{ mm}$ の場合

シャフト上部での流動化を抑えるため全流量を減少させ $Q_B=36\text{ m}^3/\text{h}$ とした。羽口数を j として結果を Fig. 6, (a) [$j=12(\text{IV})$], (b) [$j=8(\text{II})$], (c) [$j=4(\text{III})$] に示した。Fig. 6 では静圧の変動は羽口一本当たりのガス流量 q_B 及びガス速度の増大と共に大きくなっており、Fig. 6(b), (c) では変動の大きな位置は炉下部 Bo2, Bo1, Be である。流速が最大の Fig. 6(c) では静圧変動とレーザー変位の周期性が明瞭に示されている。この拡大図を Fig. 7 に示した。レーザー変位が水平に近い部分では炉頂粒子はほぼ静止状態にある。

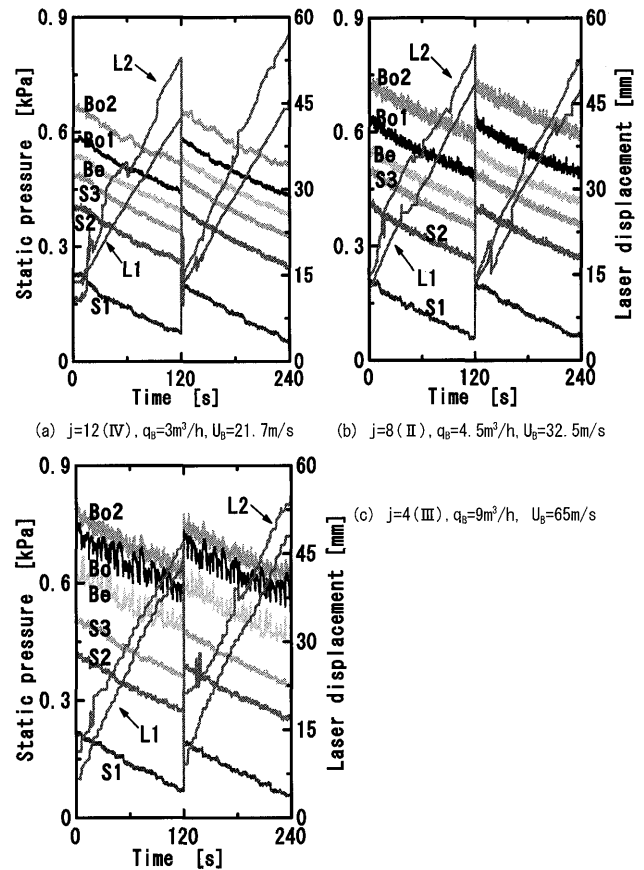


Fig. 6. Laser displacement and static pressure in asymmetrical gas injection, $d_i=7\text{ mm}$, $Q_B=36\text{ m}^3/\text{h}$, (steel stopper).

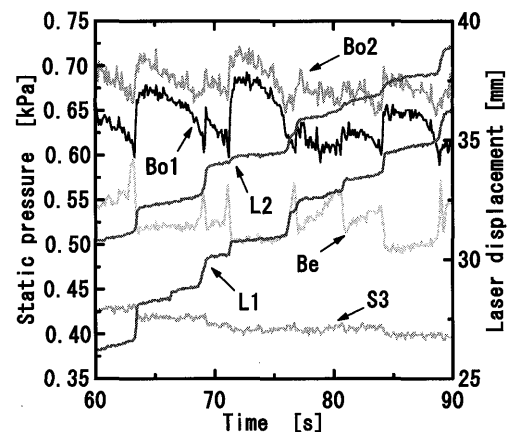


Fig. 7. Enlarged view of Fig. 6(c).

Fig. 8 に装置の外側から撮影した流動模様を示す。図から明らかなようにポッシュからベリーにかけて棚吊の様子が見られる。したがって、Fig. 7 は炉下部棚吊の発生・崩壊がレーザー変位に反映され、これと連動して静圧の増加・減少がポッシュ (Bo2, Bo1) からベリー部 (Be) にかけて発生することを意味している。羽口列4本の内、両側の2本からのガスは周方向にも向かうが、中央の2本からのガスはほぼ直線的に流入し、鉄板円筒ストッパーで障害を受けて、全ガスが垂直流となって上昇する。



Fig. 8. Collapsing bridge at Belly in the case of Fig. 7.

このような場合のガス流量・流速の影響を以下に考察する。充填層圧力損失 Δp に関するErgun式によると乱流域では、ガス空塔速度を U 、空間率等の物性値を不変として、 $\Delta p/L \propto U^2$ である。羽口ガスの全てが垂直流化する場合を想定し、炉壁とストッパー間を速度 U で上昇するガスに対して、 L をストッパー高さ h で置き換える。さらに、 $U \propto U_B$ を仮定する。また、羽口径が決まると $U_B \propto q_B$ である。流体抗力 F_D は単位面積に作用する圧力損失に等しいので、結局、次のような関係が成り立つ。

$$F_D \propto U_B^2 h \propto q_B^2 h \propto q_B U_B h \dots (5)$$

即ち、Fig. 6に示すように羽口流量と速度が増加するにつれて鉛直方向に大きな流体抗力 F_D が生み出され、レースウェイの拡大・成長と共にその上方領域でのアーチ応力場が促進されたものと考えられる。Fig. 8からも予想できるように、中央2本の羽口からのガス流により形成されたそれぞれの棚吊が合体し、棚吊が周方向へ拡大している。上記の大きな不連続挙動は二次元装置で指摘したように、微粉・細粒がレースウェイ奥に蓄積しガスが炉芯内に透過出来なくなった時の不連続挙動に対応するものと考えられる¹⁾。松井ら⁸⁾はポッシュ壁と擬停滞域⁶⁾に囲まれた環状部でのアーチ応力場から実炉における粒子の不連続挙動を論じたが、三次元模型実験でもポッシュ~ベリーのファンネル領域にアーチ応力場(受働状態)と棚吊が形成されることを確かめたことになる。

Fig. 7, 8より流量が若干小さい $Q_B=32 \text{ m}^3/\text{h}$ の条件でのフローパターンをFig. 9にタイムラインで示した。図の左側にタイムラインに対応する滞留時間を、またストッパー上端からの静止域高さを示してある。アーチの崩壊と共に粒子はアーチ空隙を再充填するよう速やかに降下するものと考えられる。この再充填運動がベリー、シャフト下部へと伝播し、図のように粒子降下速度の大きい領域(ファンネルフロー域)が形成されるものと思われる。また、Fig. 6(c), 7(羽口片側4本)では炉頂変位測定位置がガス吹込み側L1と反対側のL2において同様の不連続降下を示さ

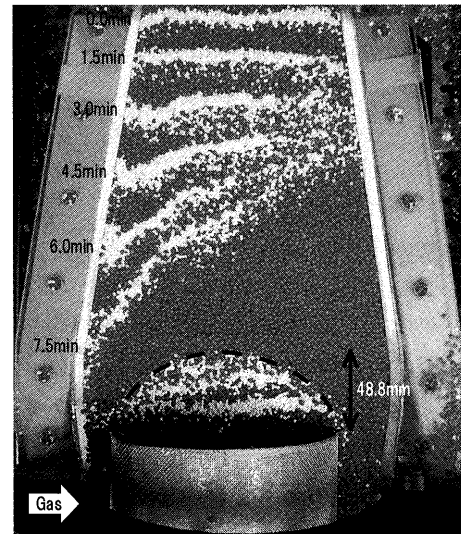


Fig. 9. Solid flow pattern with time lines and deadman by $j=4(\text{III})$ injection ($d_i=7 \text{ mm}$, $U_B=58 \text{ m/s}$, steel stopper with $h=60 \text{ mm}$).

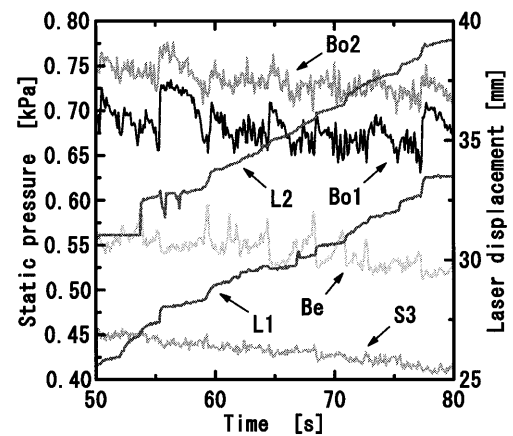


Fig. 10. Same as Fig. 7, but $d_i=9 \text{ mm}$ ($Q_B=36 \text{ m}^3/\text{h}$, $q_B=9 \text{ m}^3/\text{h}$, $U_B=39.3 \text{ m/s}$, steel stopper with $h=60 \text{ mm}$).

れ、かつ平均粒子降下速度 (Fig. 6(c), 7:レーザー変位の時間変化の平均傾き) もほぼ等しい。Fig. 9のフローパターンからも炉頂付近の粒子は断面でほぼピストンフロー(押し出し流れ)である。しかし、炉頂での流動化は生じていないものの、ガス速度の相似則は成立していないことを考慮すると、Fig. 6(c)のように炉下部特定個所の棚吊の形成・崩壊に起因する不連続挙動が炉頂全域に及ぶ可能性については今後の課題である。

3.2.2 羽口内径 $d_i=9 \text{ mm}$ の場合

Fig.10に羽口片側4本、 $d_i=9 \text{ mm}$ 、 $U_B=39.3 \text{ m/s}$ の結果を示した。ガス吹込み流量はFig. 6(c)の時と同じであるが、羽口速度は $U_B=39.3 \text{ m/s}$ となり $d_i=7 \text{ mm}$ の時($U_B=65 \text{ m/s}$)より相当小さい。図から判るようにこの場合でも、ポッシュからベリーにかけて静圧およびレーザー変位の変動の周期性が捉えられている。しかし、静圧・レーザー変位の変動の周期、レーザー変位の変動幅は、 $d_i=7 \text{ mm}$ (Fig. 7)に比

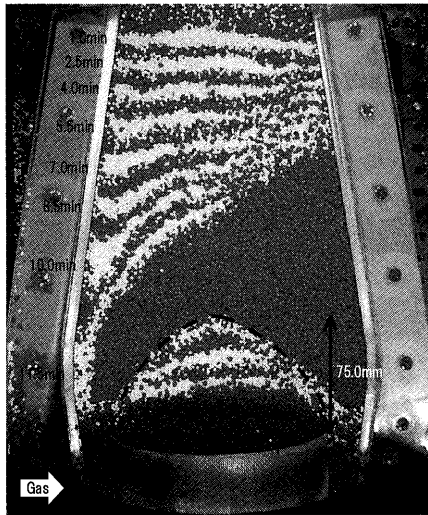


Fig. 11. Solid flow pattern with time lines and deadman by $j=4(\text{III})$ injection ($d_t=9$ mm, $U_B=35$ m/s, steel stopper with $h=60$ mm).

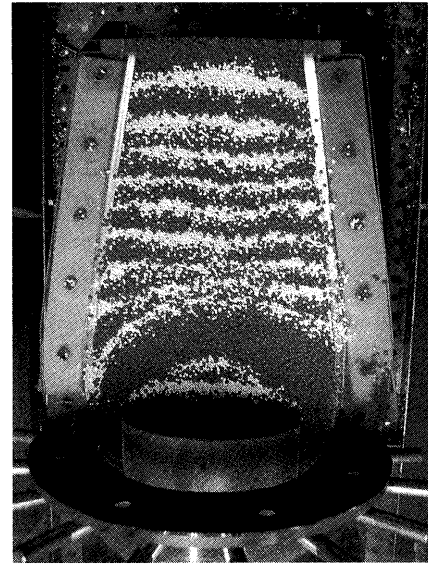


Fig. 12. Same as Fig. 11, but with gas symmetrical injection, $j=4(\text{V})$; $d_t=9$ mm, $U_B=35$ m/s, steel stopper with $h=60$ mm.

べて小さい。これは Eq. (5) からわかるように流量が同一でも U_B の減少により、 F_D が減少するからである。なお、Fig. 8 と同様の棚吊が形成されることが観察された。

3.3 炉内フローパターン (鉄製ストッパー)

Fig. 11 に $d_t=9$ mm, 鉄製ストッパーのときの炉内粒子のフローパターンを示した。羽口片側 4 本, $Q_B=32$ m³/h, $U_B=35$ m/s の結果である。Fig. 9 ($d_t=7$ mm, $Q_B=32$ m³/h, $U_B=58$ m/s) と共に検討すると、粒子の非対称フローパターンの特徴は以下のとおりである。1) 粒子ストッパー上に静止域が形成され、粒子はこの静止域と炉壁間の環状部を降下する。2) 片側羽口からのガス吹込みにもかかわらず、静止域の形状はほぼ対称である。3) シャフトを降下した粒子の主流はあるレベルからガス吹込みが行われている炉壁側に方向を変えて流路を縮小しながら降下し、炉下部では炉壁に沿うようなファンネルフローを示す。

以上は非対称流れのフローパターンであるが、羽口を対称に設置した場合のフローパターンを調べるために、羽口対面 2 本 (Fig. 4(V), $Q_B=32$ m³/h) で得られる対称フローパターンを Fig. 12 に示した。対称流れではピストンフロー域がシャフト下部にまで及びかつ、静止域高さが低くなるが、上述の非対称流れの特徴、1) 静止域、3) 炉下部ファンネルフロー、は保存されている。

3.4 フローパターンと粒子充填率

炉頂に装入したトレーサーがベリー部に達する時間が、Fig. 9 では約 7.5 min, Fig. 11 では約 11 min である。この滞留時間の差は、 $d_t=7$ mm では $d_t=9$ mm の場合より強固で大きな棚吊が形成されることが主な原因と考えられる。Fig. 8 に示したように、棚吊が空洞を伴って強固に発達するほどその崩壊周期は長くなるが、一度崩壊すると大きな空隙部分の再充填のための粒子量は増大する。従って、再充填挙動が早い速度で伝播して空間率が大きくて流動性の良い

ファンネルフロー領域が炉壁近傍に形成され、滞留時間が短くなることは十分考えられる。一方、Fig. 7 と Fig. 10 の比較から、 $d_t=9$ mm の方がレーザー変位の変動の振幅が小さく、周期も短かく、また滞留時間が長い。従って、棚吊崩壊による変動の振幅が小さく周期が短いこと (強度が弱い小さな棚吊) と再充填速度が遅いことの相関を認めることができる。Fig. 7 ($d_t=7$ mm) と Fig. 10 ($d_t=9$ mm) の静圧をみると $d_t=7$ mm の方が $d_t=9$ mm の時より小さい。これは、 $d_t=7$ mm では上述のようにガスの流れやすいより空間率の大きい壁近傍ファンネルフロー領域が形成されるため、この領域をガスが透過しやすくなることが第一の原因と考えられる。

物質収支の点から、Fig. 9 および Fig. 11 の粒子速度の大きいファンネルフロー領域の充填状態は粗、即ち空間率は大きく、一方、その他の運動の緩慢な領域の空間率はより小さくなっていなければならない。装置下部からの粒子抜き出し速度は Fig. 9 と Fig. 11 で同一である。このことより、Fig. 9 と Fig. 11 におけるファンネルフロー領域の充填状態は、滞留時間の差から判断して、Fig. 11 の方が Fig. 9 に比べてより密充填になっていることが推察できる。また、炉芯高さは粒子降下速度が小さいほど高くなると報告されている⁶⁾。したがって、Fig. 11 の静止域の高さが Fig. 9 のそれより高いのは、ファンネルフロー領域を含め、それ以外の緩慢流動域でも粒子降下速度が遅いためと解釈できる。すなわち、緩慢流動域の充填状態も Fig. 11 は Fig. 9 よりも密充填になっているものと推定される。また、両図とも静止域の形状がほぼ対称なことから判断して、静止域の形成を支配するのは主として炉芯表層を含む密充填領域の力学特性であることが示唆される。

3.5 炉芯通気抵抗とストッパー高さ (羽口径 $d_t=7$ mm, 羽口数=4本)

ガス流量 $Q_B=36$ m³/h ($q_B=9$ m³/h, $U_B=65$ m/s)の下, ストッパー側壁の材質と高さを変えて実験した結果を検討する。結果を Fig.13 (鉄板ストッパー), Fig.14 (金網ストッパー) に示した。Fig. 6(c) (鉄板ストッパー, $h=60$ mm) と合わせて, 羽口速度の大きい場合は, 以下のことが結論できる。

図より, ストッパーが鉄板の方が金網の時よりも常に静圧変動の振幅は大きいことがわかる。即ち, 鉄板ストッパーの場合は高さ h が大きいほど変動が大きく, 静圧変動の影響はより上方にまで達する ($h=60$ mmではBo2, Bo1, Beまで, $h=30$ mmではBo2, Bo1まで, $h=10$ mmではBo2まで)。これは先に述べたように, h が大きいほどガスの垂直流化が強化され, Eq. (5)から予想されるように強固なアーチ応力場と棚吊りが成長するからである。 $h=10$ mmの時, 静圧は減少している。これは, 羽口からの流入ガスは炉芯・炉下部の内部へと拡散しやすく, 炉下部~シャフトで全断面がガス透過域となり, ガスはより低い速度で上昇

するため静圧が低下したものと考えられる。

一方, 金網ストッパーの場合は羽口からの流入ガスはそのまま金網を通過して炉芯内部へ透過しやすいため羽口近傍でのガスの垂直流化, 従って, アーチ応力場の成長が抑制される。このため Fig.14(a), (b)に示されるように変動挙動の影響が及ぶのはBo2の位置程度までである。炉芯通気抵抗を小さく確保するほど, 固体・気体の変動挙動は軽減されることを示唆している。

3.6 炉内粒子フローパターンと炉芯性状

Fig.15(a)~(d)に $U_B=65$ m/sの下で芯性状を変えたときの粒子フローパターンを示した。Fig. 9 ($h=60$ mm, 鉄板ストッパー) と共に検討する。

(鉄板ストッパー)

① $h=60$ mm, Fig. 9: 前述のように, 空間率が大きくガスと粒子の流れやすい領域がガス流入側の炉壁近傍を上方に伝播する。粒子流れは結果としてシャフトの比較的高いレベルからファンネルフローを発達させる。

② $h=30$ mm, Fig.15(a): 炉壁~ストッパー間の狭い環状流路の垂直方向距離が短いためこの部分での流体抗力は①に比べると小さい。ファンネルフロー領域の粒子の充填状態は① Fig. 9に比べて密充填と予想される。これは Fig. 9に比べて Fig.15(a)でファンネルフロー領域の滞留時間が長

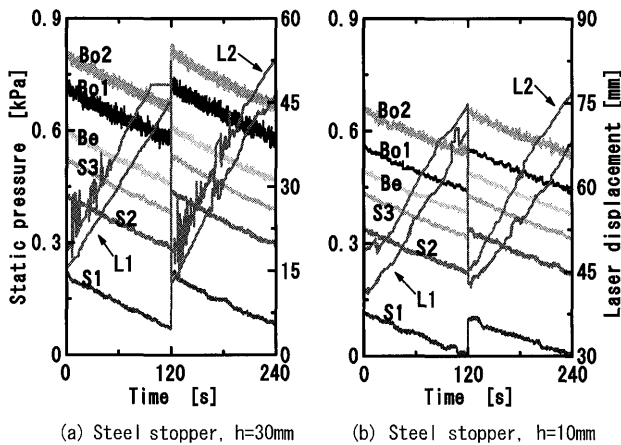


Fig. 13. Effect of stopper height on laser displacement and static pressure(steel stopper); $d_t=7$ mm, $U_B=65$ m/s, $j=4$ (III).

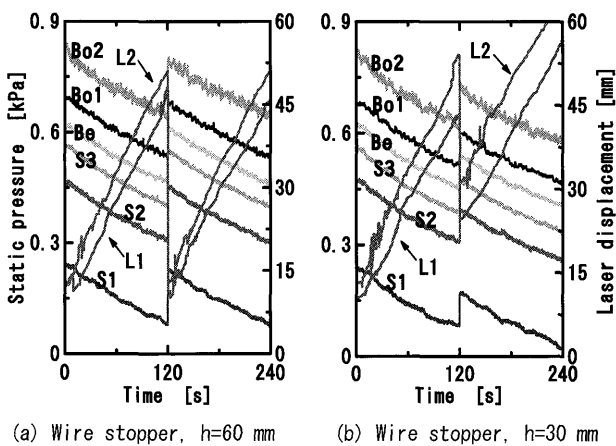
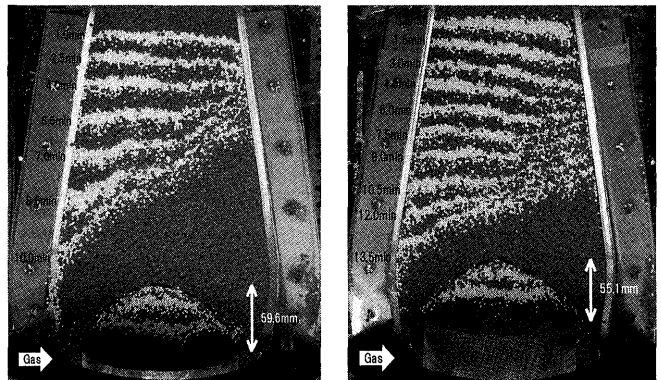
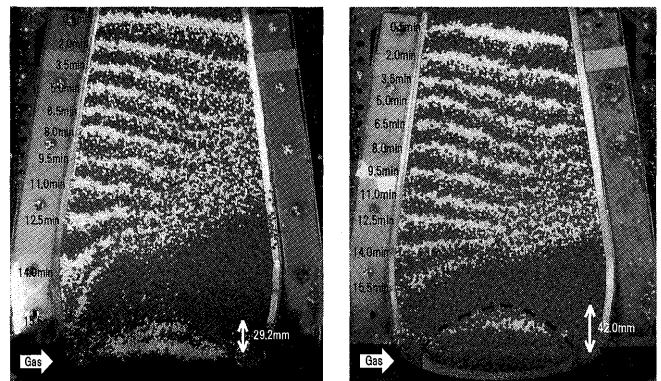


Fig. 14. Same as Fig. 13, but with wire stopper; $d_t=7$ mm, $U_B=65$ m/s, $j=4$ (III).



(a) steel stopper, $h=30$ mm (c) wire stopper, $h=60$ mm



(b) steel stopper, $h=10$ mm (d) wire stopper, $h=30$ mm

Fig. 15. Effect of deadman permeability and height on solid flow pattern, $d_t=7$ mm, $U_B=65$ m/s, $j=4$ (III).

くなっていることから理解できる。

③ $h=10\text{ mm}$, Fig.15(b) : Fig. 3から想定してもストッパーの存在による垂直流化は殆んど起こらず、ファンネルフローはボッシュ近傍に限られ、シャフト粒子はかなり炉下部までピストンフローに近い状態で降下する。この状態ではFig.15(b)で示されるように滞留時間が大きくなり(粒子速度は小さくなり)、より密充填が進むものと考えられる。羽口からのガスはほぼ水平に透過できるため炉芯表層近傍はガス透過の影響を大きく受けるものと考えられる。粒子降下速度は小さいにもかかわらず静止層が低くなるのは、この影響のためと考えられる。ガスは炉下部で断面全体に拡散して低ガス速度で上昇する。

(金網ストッパー)

④ $h=60\text{ mm}$, Fig.15(c) : 前述のように羽口からのガスは金網メッシュを通して炉芯内に侵入できるので、金網と静止層の抵抗はあるものの羽口近傍での垂直流化は相当小さい。従って、Fig. 9に比べてアーチ崩壊由来のファンネルフロー化の程度は小さく、炉下部でも粒子は比較的ピストンフローで降下する傾向を示している。Fig. 9に比べFig.15(c)では粒子滞留時間がかなり長くなっていることから、炉内の充填構造は密充填状態と考えられる。しかし、炉芯内を上昇するガスの流体抗力は存在する。粒子降下速度が遅いにもかかわらず炉芯静止層高が鉄板ストッパーの時と同程度なのはこの炉芯内流体抗力に一原因があるものと思われる。

⑤ $h=30\text{ mm}$, Fig.15(d) : ファンネルフロー領域は殆んど消滅し、ピストンフロー状態で炉下部まで一層拡がる。滞留時間から判断して④より密充填状態である。静止層高が低いのはストッパーが金網のため、鉄板ストッパー $h=10\text{ mm}$ の時と同様、炉芯表層近傍の粒子に対するガスの水平透過の影響を受けたためと考えられる。

なお、本実験の片側送風固有の現象として、ガス流入側と対面する炉壁側で粒子降下速度が大きくなる傾向がフローパターンに見られる。片側に形成されるレースウェイが吸引力となり、そこに向かうファンネルフローや粒子の斜行運動では空間率の大きいせん断・混合領域が形成される。前述のようにストッパー高さが低い場合や金網ストッパーの場合には、羽口ガスはそのまま炉芯内に侵入・透過して対面壁の方向にも流れやすくなるので粒子の斜行運動領域の流動性はより良好になる。これが羽口と対面する炉壁側の粒子降下速度が大きくなった原因と考えられる。

以上、フローパターンの特徴をまとめると、ストッパーの高さを含めて炉芯静止高さを低く、また炉芯の通気性を良好に確保できるほど、1)粒子流動域はピストンフローで炉下部まで拡がり、2)粒子滞留時間が長くなり、3)粒子充填状態はより均一になることが示された。

4. 結論

高炉冷間全周模型を用いて、ボッシュ～ベリー部のファンネルフロー領域でのアーチ応力場と棚吊の形成・崩壊に由来する炉頂変位の変動、炉下部静圧の変動を測定、さらに炉内粒子フローパターンを観察した。炉下部粒子と流体の挙動に与える羽口ガス流量・流速と炉芯性状の影響を検討して次の結果を得た。

(1) 実操業において羽口ガスが炉芯内に透過できないような通気抵抗の大きい壁がレースウェイ奥の炉芯に形成される場合を想定し、羽口奥に円筒状の鉄板ストッパーを設けた模擬炉芯を用いた実験をおこなった。羽口当たりのガス流量が小さい場合には羽口速度大きくても安定した粒子・流体の挙動が得られた。これは、棚吊の形成を伴わない安定したレースウェイ形成によるものと考えた。しかし、羽口ガス流量及びガス速度の増加により羽口前ガスの垂直流化が顕著になる場合は、炉下部での粒子降下挙動と流体静圧の不連続性は増大した。

(2) 模擬炉芯のガス不透過域の高さが高いほど粒子降下・ガス静圧の不連続挙動が激しかった。崩壊した棚吊部分を再充填する過程で空間率の大きいファンネルフロー領域が炉壁近傍に形成され、これが上方に伝播した。ガスはこの領域を流れやすくなるため全圧力損失は減少した(ガス吹きぬけ)。一方、炉芯のガス不透過域の高さが低いほど挙動の不連続性は減少し、粒子層のより均一な密充填化、粒子降下速度の減少、ピストンフロー領域の炉下部までの拡大が見られた。

(3) 炉芯の通気性が良好な場合を想定し模擬炉芯形成に金網ストッパーを用いた場合は粒子運動・ガス静圧の不連続挙動は激減し、粒子ピストンフロー領域も炉下部まで拡大した。

以上、冷間モデル実験から、高出鉄量・低還元材比操業のためには炉芯の通気性を保ち、炉芯高さを低く制御することが固体・気体の安定な挙動に寄与することが示唆された。

記号

d_p	: Particle diameter (mm)
d_i	: Inner diameter of tuyere (mm)
F_g	: Scale factor for particle velocity, defined by Eq. (4)
F_s	: Scale factor for blast velocity, defined by Eq. (3)
Fr_g	: Froude number of gas, defined by Eq. (2)
Fr_s	: Froude number of solid, defined by Eq. (1)
h	: Stopper height (mm)
j	: Number of tuyere (—)
q_B	: Blast flow rate per tuyere (m^3/h)
Q_B	: Total blast flow rate (m^3/h)
U_B	: Blast velocity (m/s)
U_s	: Particle descending velocity at top of apparatus (cm/min)
W_s	: Particle descending rate (kg/min)
ϵ	: Void fraction of particle bed (—)
θ	: Angle of repose of particle bed ($^\circ$)

ρ_a : Apparent density of particle (kg/m³)
 ρ_b : Bulk density of particle bed (kg/m³)
 ρ_f : Density of gas (kg/m³)

文 献

- 1) H.Takahashi, H.Kawai, M.Kobayashi and T.Fukui: *ISIJ Int.*, **45** (2005), 1386., or *Tetsu-to-Hagané*, **92** (2006), 997.
- 2) K.Nakano and H.Yamaoka: *Tetsu-to-Hagané*, **92** (2006), 939.
- 3) K.Kojima, T.Nishi, T.Yamaguchi, H.Nakama and S.Ida: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), 570.
- 4) M.Tate, Y.Kuwano, K.Suzuki, T.Chang, H.Go and M.Matsuzaki: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), 495.
- 5) M.Shimizu, Y.Kimura, M.Isobe, C.Che and S.Inaba: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 1996.
- 6) H.Takahashi and N.Komatsu: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 655.
- 7) K.Tamura, M.Ichida, H.Ueno and K.Yamagami: *McMaster Symp.*, No. 19, (1991), 303.
- 8) Y.Matsui, M.Tanaka, M.Sawayama, S.Kitano, T.Imai and A.Goto: *Tetsu-to-Hagané*, **92** (2006), 932.