

論文

高炉シャフト上部中心温度低下時の装入物
分布形成武田幹治*・小西行雄*・田口整司*・福武 剛*²Burden Distribution in Case of Low Gas Temperature at the Center of
Upper Shaft of Blast Furnace

Kanji TAKEDA, Yukio KONISHI, Seiji TAGUCHI and Tsuyoshi FUKUTAKE

Synopsis :

Lowering of gas temperature at center of upper shaft was observed by decreasing sinter ratio in Mizushima No. 4 blast furnace and the stable operation was disturbed.

The burden distribution in case of the low gas temperature at center has been studied through quantitative analysis of the furnace operation data and model experiments. The ore layer collapse during ore charging was observed by the scale model experiments. The ore layer collapse could be treated quantitatively by use of a simulation model adopting a theory on the stability of the piled layer. The stability of ore layer was discussed by the model study in terms of operation variables, such as ore diameter, throat gas velocity and bell stroke. The results revealed that decrease in bell stroke and bell descending velocity could effectively prevent the burden distribution in case of low gas temperature at center.

Key words : blast furnace ; modelling ; simulation ; burden distribution ; gas ; temperature.

1. 緒 言

高炉の安定操業、低コスト操業を行う場合、装入物分布制御により炉内の融着帯形状を適正に維持することは不可欠である。炉内の融着帯形状を推定する指標としてシャフトゾンデ、炉口ゾンデの温度、ガス成分分布が用いられている。温度や CO ガス利用率の半径方向の分布から中心流、周辺流を判断しムーバブルアーマー(MA)の位置、ベルレス装入装置の旋回シュートの傾動パターンを変えることにより装入物の半径方向分布を調整している。

通常の操業方法では、シャフトゾンデの温度は炉中心部で最高となる。ところが、水島 4 高炉において、減産操業下で焼結鉱配合比を低下させたところ、上部シャフトゾンデ中心温度が極度に低下する分布（以下中心温度低下型装入物分布と呼ぶ）が現れ始めた。

通常の分布から中心温度低下型装入物分布への移行が短時間で完了し、中間段階が在存しない等の中心温度低下型装入物分布の特徴から、この分布の形成の原因が分布の形成過程における装入物層の不安定化にあると推察

されたが、その機構は明らかではなかった。

炉頂での装入条件と装入物の炉内での堆積状況に関係づけるために、装入物分布模型実験による実験室的な研究から堆積層形成のメカニズムの研究まで多くの研究^{1)~5)}が報告されている。堆積層形成に対するガス流れの影響に着目した研究により、杉山ら²⁾は装入物表面傾斜角がガス流速の増加とともに減少し、最少流動化開始速度で零になることを報告している。また、西尾ら³⁾は、鉱石装入時に中心部ガス流速が増加し、下層のコークス層が流動化することを報告し、堆積層の形成とガス流れの相互作用の重要性を強調している。堆積層、特に鉱石層装入時のコークス層の安定性に関し、力学的な観点から検討した研究も報告されている⁴⁾⁵⁾。梶原ら⁴⁾は鉱石装入時に下層のコークス層を巻き込んで生ずる混合層量を実験的に求め、装入物の落下エネルギーを用いて定量化している。一方、奥野ら⁵⁾は、コークス層の崩れを土質力学で使われている斜面の崩壊理論⁶⁾を用いて解析し、鉱石荷重によって生ずるすべり線に沿ってコークスが中心方向へ移行する機構を提案している。

炉頂堆積層の不安定化を取り扱ったこれらの研究^{3)~5)}

昭和 60 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 3 月 13 日受付 (Received Mar. 13, 1987)

* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*2 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki, Steel Corp.)

では、堆積層の不安定化の結果として中心部のコークス層厚が増加しており、中心部の温度は上昇すると考えられる。このことは、中心温度低下型装入物分布の形成機構が、従来報告されている機構では、説明できないことを示している。

溶銑コストを低減させるために、しばしば焼結鉱比を下げたり、細粒鉱石が使用されるが、中心温度低下型装入物分布はこのような場合に発生し、スリップ指数の増加等の炉況の乱れを生じ、同時に MA による分布の制御性を低下させる。本報の目的は、中心温度低下型装入物分布の形成機構を模型実験により明らかにし、定量的に評価できるモデルを作成し、中心温度低下型装入物分布防止に対する装入物分布操作因子の効果を明らかにすることにある。

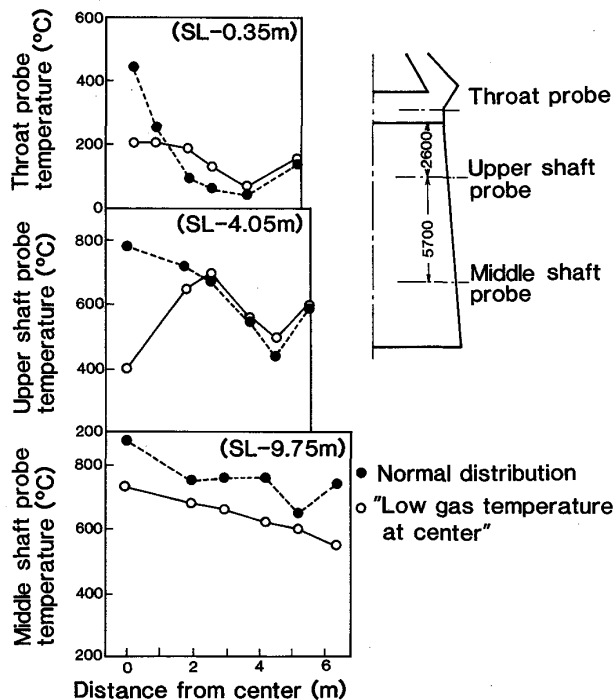
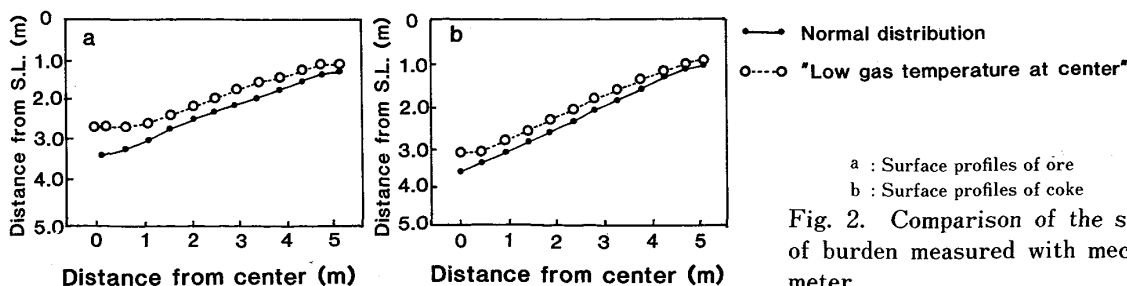


Fig. 1. Typical temperature distribution of the type of low gas temperature at center (Mizushima No. 4BF).



2. 中心温度低下型装入物分布の特徴

中心温度低下型装入物分布の特徴である半径方向の温度分布を、炉口部、シャフト部、シャフト中部の各位置で Fig. 1 に示す。通常時と比較して以下の点が異なる。

(1) 炉口ゾンデ中心温度が低下し、周辺部温度が上昇し、平坦な温度分布となる。また、上部シャフトゾンデ中心温度がその周囲に比較して著しく低下し、極端な場合には 200°C 前後になる。

(2) 上部シャフトゾンデの中心温度が低いにもかかわらず中部シャフトゾンデ中心温度は 750°C まで上昇している。

(3) Fig. 2 に示すように、中心温度低下型装入物分布の場合には、装入物表面傾斜角が低下し、中心部が平坦な装入物表面形状を示す。

(4) 通常の装入物分布から中心温度低下型装入物分布への移行は数チャージ (約 1 h) 内で完了する。また、両者の中間的な分布を形成することはない、離散的な変化を示す。

(5) 中心温度低下型分布の発生に対する焼結鉱比の影響を Fig. 3 に示す。焼結鉱比 70% 以下で上部シャフトゾンデ中心温度が低下し中心温度低下型装入物分布となっている。

(6) 減産に伴って焼結鉱品質の規格を緩和した時や、ヤード保管焼結鉱を使用した時等で焼結鉱粉率が上昇した時に中心温度低下型分布が発生する。

中心温度低下型装入物分布時にはスリップ指数の増加やガス利用率の低下等の乱れが発生する。また、従来のガス分布管理範囲から外れた分布であり、MA による分布の制御性が低下するという問題が生じていた。

中心温度低下型装入物分布の場合の上部シャフトゾンデの温度分布は、中心部の熱流比が 1.0 以上であることを示している⁷⁾。また、高熱流比にもかかわらず中部シャフトゾンデ中心温度が上昇しており、融着帯頂層位置が、上部シャフトゾンデ温度分布から類推されるほど低下していないことを示している。中心部での高熱流比は、鉱石/コークス (O/C) の上昇より装入物粒径低下

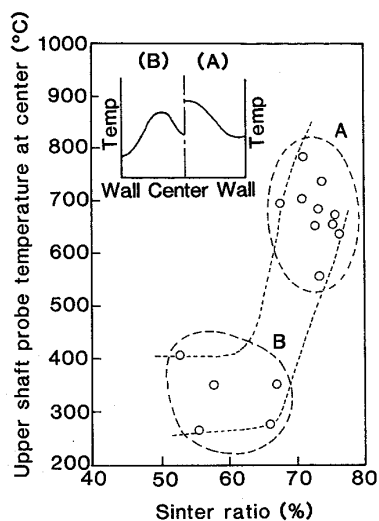


Fig. 3. Effect of sinter ratio on the temperature distribution of upper shaft probe (Mizushima No. 4BF).

等による通気抵抗の上昇に起因していると考えられる。また、装入物表面形状の変化、短時間での離散的な変化という中心温度低下型装入物分布の特徴は、その形成過程に装入物の流動化、堆積層の崩れ等の堆積層の不安定化が関与していることを示している。

鉬石装入時のコークス層の流動化に関して西尾ら³⁾、成田ら⁸⁾の報告がある。鉬石層の通気抵抗がコークス層に比べて大きいと、鉬石装入過程で中心部コークス層にガス流が集中し、中心部のコークス層が流動化する。流動化により中心部にコークスのみからなる層が形成され、中心部のコークス層が平坦化することを報告している。コークス層の流動化は表面形状に着目すると中心温度低下型装入物分布と似ているが、コークス層の流動化が起これば中心部の熱流比は逆に低下する点異なる。また、鉬石装入時のコークス層の層崩れに関しては、奥野らの報告⁵⁾があるが、コークス層の層崩れにより中心部の熱流比が低下する点で中心温度低下型分布の形成機構を説明できない。中心温度低下型装入物分布は、その特徴を従来報告されている堆積機構では説明できないため、モデル実験により堆積機構を検討した。

3. 中心温度低下型装入物分布形成機構のモデル化

3.1 1/20 半裁模型実験

中心温度低下型装入物分布の形成過程を水島4高炉1/20 半裁装入物分布模型⁹⁾(Fig. 4)を用いて検討した。Table 1 に示す実験条件で鉬石とコークスを2回ずつ装

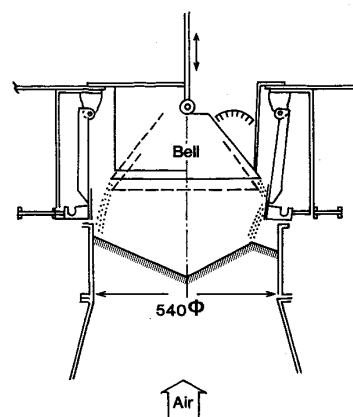


Fig. 4. Schematic diagram of 1/20 scale experimental apparatus of Mizushima No. 4BF.

Table 1. Experimental charging conditions.

Item	Experimental value
Basic charging conditions	1) MA sequence ; $[C_5 \downarrow O_5 \downarrow]$ 2) Coke base ; 4.6 kg/ch 3) O/C ; 3.5 4) Stock level ; 71 mm 5) Bell stroke ; 38 mm 6) Bell descending time ; 12 s 7) Blast volume ; 1.3 Nm ³ /min
Experimental conditions	1) Fine ore ratio ; 1, 5, 7, 10% 2) MA sequence ; $[C_5 \downarrow O_4 \downarrow]$, $[C_5 \downarrow O_6 \downarrow]$, $[C_5 \downarrow O_8 \downarrow]$, $[C_5 \downarrow O_{10} \downarrow]$, $[C_5 \downarrow O_{12} \downarrow]$, $[C_0 \downarrow O_{12} \downarrow]$ 3) Bell stroke ; 38, 25, 18 mm 4) Bell descending time ; 12, 20, 30 s 5) Two batch charge of ore; $[C_5 \downarrow O_5 \downarrow O_5 \downarrow]$

$[C_n \downarrow O_m \downarrow]$; Subscript n and m denote MA position of coke and ore, respectively $\downarrow$ denotes dump charge from large bell

入後、同一条件で3回目の装入を行い、この際の鉬石とコークスの層厚および表面ガス流速を測定した。ただし、半裁面のガラス面を通して装入物の堆積過程をビデオに収録する実験では観察や解析を容易にするためコークス層上に鉬石を1層分装入した。

鉬石中の粉率(−0.21 mmの割合)を変えることにより鉬石層の通気性を変化させて行った装入実験の結果をFig. 5に示す。粉率1%の場合には中心部のガス流速の大きい通常の分布が得られるが、粉率7%以上では、中心での流速が低下し、無次元半径0.2の位置にガス流速のピークが現れる。同時に、中心部の鉬石の表面形状が平坦となり、実炉の中心温度低下型装入物分布と類似の分布が得られる。

半裁のガラス面を通してビデオ観察した鉬石層の堆積挙動をFig. 6に示す。通常時の場合、大ベルから排出された鉬石は、炉壁近傍に一時堆積し、その後中心に向かって流れ込む。鉬石装入中の鉬石層の表面傾斜角は最終的に形成される表面傾斜角より数度大きく、装入中はほぼ一定である。中心温度低下時の鉬石層の堆積挙動は、

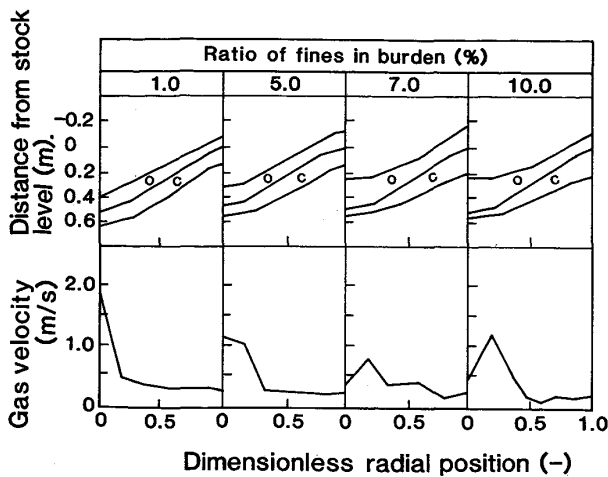


Fig. 5. Effect of fine ore ratio on the burden distribution.

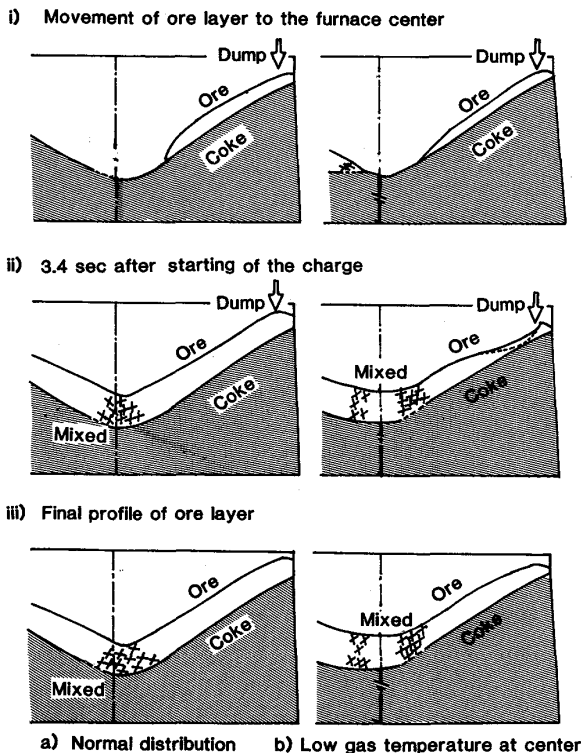


Fig. 6. Comparison of ore layer change through charging between a) normal distribution and b) low gas temperature at center.

装入された鉱石が中心に到達するまでは通常時と同一の経過をたどる。鉱石層が中心に到達すると鉱石層の落下位置を起点にして鉱石層が崩れ始め、中心部の鉱石量が増加する。斜面内の鉱石は壁側に滞留することなく、直ちに中心に流れ込み、中心部から炉壁に向かって順に堆積し、層厚を増していく。鉱石装入時にコークス層自体も崩れることが多く、通常時と比較して中心部に形成される混合層領域は増大する。以上の装入物の堆積挙動が

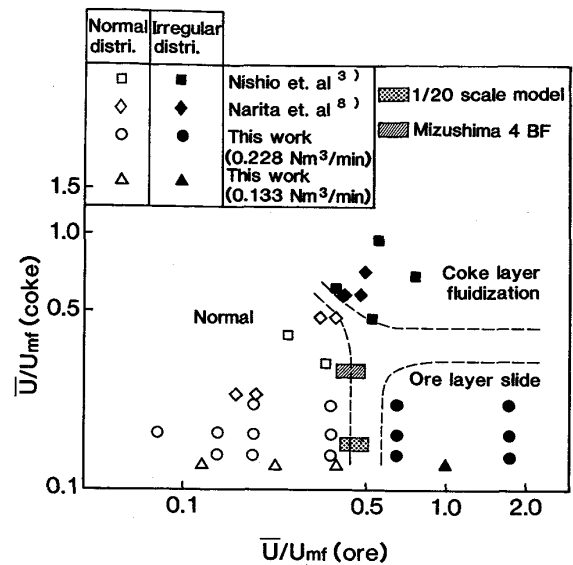


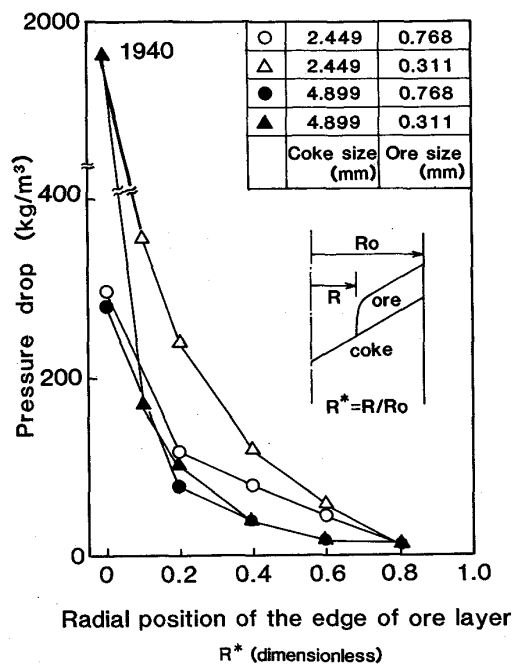
Fig. 7. Effect of ratio of superficial velocity and minimum fluidization velocity on characteristics of layer formation.

ら、鉱石装入途中に鉱石層が層崩れを起こし、炉壁部に堆積していた細粒原料が中心に流れ込み中心部の通気性を低下させることが中心温度低下型装入物分布形成の直接の原因であると推察される。

3.2 鉱石層崩れに対する鉱石粒径の影響

鉱石装入時の層崩れに対する鉱石層の通気抵抗の影響を定量的に把握するため、実験および解析が容易な粒度範囲の狭い鉱石を用い、二次元矩型 (200 mm 幅×100 mm 奥行き) の装入物分布モデルを用いて実験を行った。送風量 (0.228 Nm³/min, 0.133 Nm³/min, 0.088 Nm³/min の3水準)、コークス粒径および鉱石粒径を変更し、鉱石の層崩れに対する各要因の影響を調査した。鉱石の層崩れに対し、ガスの浮力が主要な要因になっていると考え、各粒子の最小流動化速度 (U_{mf}) と断面平均流速 $\bar{U}$ の比を用いて実験結果を整理し Fig. 7 に示した。また、コークスの流動化に関する従来の報告³⁾⁸⁾ から、幾何平均により平均粒径を算出し、著者が実験的に求めた焼結鉱とコークスの平均粒径と最小流動化速度の関係式から各粒子の最小流動化開始速度を求め、Fig. 7 に示した。

鉱石層の $\bar{U}/U_{mf}$ が 0.5 以上、コークス層の $\bar{U}/U_{mf}$ が 0.1~0.3 の領域で鉱石の層崩れが顕著である。ガス流速が等しい場合、 $\bar{U}/U_{mf}$ の増加は U_{mf} の低下、粒径低下等による通気抵抗の増大を意味する。一定のガス流速のもとで鉱石粒径を低下させた場合、コークス層の粒径が小さい場合 ($\bar{U}/U_{mf}(\text{coke}) > 0.5$) にはコークス層の流動比が、コークス層の粒径が大きい場合 ($\bar{U}/U_{mf}(\text{coke}) < 0.3$) には鉱石層の層崩れが発生する。また両



Gas velocity = 0.207 m/s, 25°C

Fig. 8. Calculated results of pressure drop change across the ore layer as it proceeds toward furnace center during charging.

者の境界では、層崩れとコークスの流動化を区別するのが困難となる。また水島4高炉の場合、粉率の上昇により鉱石層の層崩れの発生する領域にある。

装入途中の鉱石層とコークス層へ加わるガスの浮力を実測することが困難なため、二次元ガス流れモデル¹⁰⁾を用いてガス浮力に対する粒径の影響を検討した。コークス層上に鉱石層が装入された場合、鉱石層が中心方向へ流れ込む際のガス流れの変化を、ガス流れの定常、装入物表面で等圧という仮定を設けて検討した。Fig. 8に中心から鉱石層先端までの距離 R と鉱石層に加わるガス浮力の平均値との関係を示す。コークス粒径が大きい場合 (図中●▲)、鉱石層が中心に到達するまでは、ガス浮力の上昇は小さく、鉱石層が中心に到達してはじめて鉱石粒径に応じたガス浮力を生ずる。鉱石の粒径が小さく、この際に生ずるガス浮力が大きい場合 (図中▲) には、鉱石層が不安定となり、層崩れを発生させる。

コークス粒径が小さく、鉱石粒径も小さい場合 (図中△)、鉱石層のガス浮力は装入途中で急激に増加する。鉱石層へのガス浮力の増加は、同時に露出しているコークス層への浮力の増加を意味し、コークス層の自重をガス浮力が超えると露出コークス層が流動化して中心部にコークス単味層を形成する。また、コークス単味層の形成により、ガス浮力のそれ以上の上昇が妨げられ、鉱石層崩れは発生しなくなる。

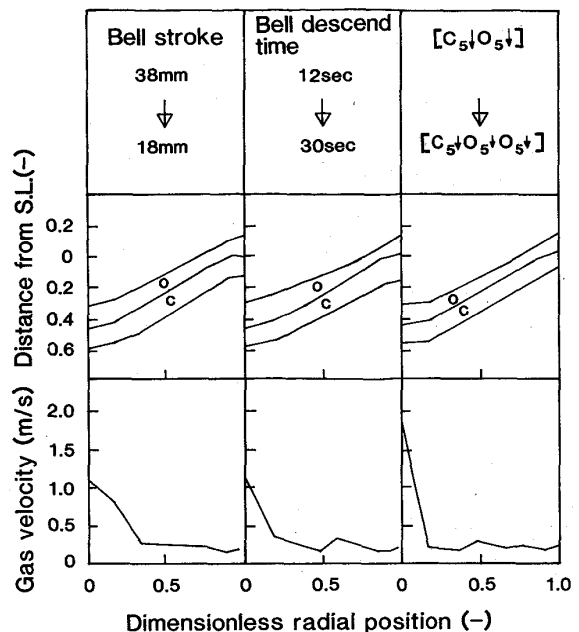


Fig. 9. Effect of charging conditions on the distribution of layer thickness and gas velocity.

以上の計算結果から、Fig. 7の鉱石層崩れの領域では、鉱石層へのガス浮力が、鉱石層先端が中心に達する直前まで増加せず中心部コークスの流動化が生じないことおよび、鉱石が中心に達した際のガス浮力が鉱石層を不安定にすることにより鉱石層崩れをおこすことがわかる。

3.3 鉱石層崩れに対する装入条件、焼結鉄配合比の影響

鉱石粒径以外の因子、例えば大ベル開度等の装入条件や焼結鉄配合比 (SR) が鉱石層の層崩れに与える影響を検討する。Fig. 9には、前述の半裁 1/20 装入物分布模型実験装置を用いてそれぞれ大ベル開度縮小、大ベル開速度低下、鉱石層の2分割装入が鉱石層の層崩れに与える影響を示した。Fig. 9に示すように基本条件 (Fig. 5中の粉率 7% の実験) では中心温度低下型分布だったものが、ベル開度縮小、ベル開速度の低下、鉱石の2分割装入により中心部のガス流速が最大となる通常の分布へ移行していることがわかる。すなわち、鉱石層の層崩れは鉱石粒径の他に装入条件が影響している。

3.4 鉱石層崩れのモデル化

鉱石層の層崩れという現象に対し、土質力学で用いられている斜面崩壊に関する解析手法⁶⁾を適用し、力の釣合いに対する圧力損失、装入物の装入条件、焼結鉄の影響を検討した。Fig. 10に鉱石層に働く力の釣合いを示す。コークス層上に鉱石層が堆積し、装入物自重、ガス

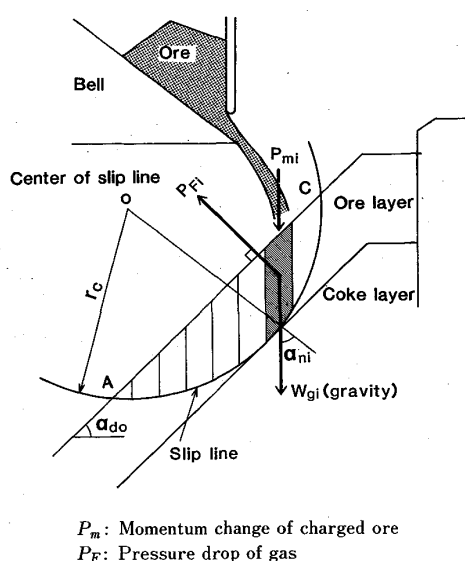


Fig. 10. Schematic diagram on calculation method of safety factor of ore layer.

浮力、装入物の落下に伴う力が鉙石層に加わり釣り合っていると仮定する。このような層の安定性は装入物面内のすべり面に沿って働くすべり力と、すべり面と垂直な方向に働く力によつて生ずる摩擦抗力との釣合いで検討することができる。鉙石層の層崩れでは鉙石層が中心に到達した際の装入中期以降の鉙石層自身の安定性を取り扱う点が、装入初期のコークス層の安定性をモデル化した奥野ら⁵⁾と異なる点である。

Fig. 10 に示すように 0 を中心とした円弧 AC をすべり面として仮定した. クーロンの法則によればすべり面におけるせん断強さ S は (1) 式で与えられる.

$$S = \sigma \tan \phi_0 + C_0 \dots\dots\dots (1)$$

ここで σ はすべり面に直角な有効圧力, C_0, ϕ_0 はそれぞれ固有な粘着力, 内部摩擦角であり, 鉋石の場合通常は $C_0=0$ である. この状態での円弧 AC 面のせん断応力を τ とすれば, 斜面の崩壊に対する安全率 SF は (2) 式で定義できる.

$$SF = \frac{\sigma \tan \phi_0}{\tau} \dots\dots\dots (2)$$

安全率 SF は円弧 AC のとり方により種々の値が求まる。一般にコークス層の内部摩擦角は、鉬石層の内部摩擦角に比べて $5\sim 6$ 度大きい¹¹⁾。また、炉内での鉬石、コークスの堆積角の差は約 2 度と小さいため、コークス層が安定層として作用するものと考え、ここではすべり面をコークス層に接する円弧で近似した。従つてすべり面は O 点を仮定すると、コークス表面に接する円弧で一意的に与えられる。中心点 O の位置を少しずつ変えて円弧を仮定し、そのたびごとに安全率 SF を計算する。こ

のうち、安全率が最小となるすべり面を求め、このときの SF が 1 より小さい場合に斜面が不安定となる。

円弧すべり面に沿うせん断力 τ を計算するため、Fig. 10 に示すようにすべり面を鉛直方向に多数の帯状要素に分割し、各要素に働く力を計算し、全体で合計する。要素 i についてすべり面に平行なせん断力 τ_i は(3)式、面に垂直な有効力 σ_i は(4)式で与えられ、各要素について和を求めると、安全率 (SF) として(5)式が得られる。ただし、 P_{mi} は装入位置のみで値を持ち、その他では零である。

$$\tau_i = (W_{gi} + P_{mi}) \sin \alpha_{ni} + P_{fi} \sin (\alpha_{do} - \alpha_{ni}) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\sigma_i = (W_{gi} + P_{mi}) \cos \alpha_{ni} + P_{Fi} \cos (\alpha_{do} - \alpha_{ni}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$SF = \frac{\sum_i \sigma_i r_c \tan \phi_0}{\sum_i \tau_i r_c} \dots\dots\dots (5)$$

大ベルから落下する装入物により斜面に与えられる力を求めるには大ベルから落下する単位幅当たりの装入物流量 F と、速度 u を知る必要がある。装入物斜面と装入物との反発係数を e_n とすると、装入物面に加わる力として(6)式が得られる。

$$P_m = \frac{u(1+e_n)F}{g_c W_d} \dots\dots\dots (6)$$

落下時の装入物の運動を観察した結果，垂直方向の装入物ののはね上がりはほとんど認められないので $e_n=0$ と仮定した．また単位幅当たりの装入物流量 F ，落下幅 W_d は実験により求めた．

3・5 層崩れモデルの計算結果

鉤石層崩れシミュレーションに用いた条件を Table 2 に示す。既述のように、すべり面の断面形状をコークス層に接する円弧と仮定しているため、円弧の中心 0 の位置によりすべり面は一意的に決まり、円弧の中心 0 の位置に対応して安全率が求められる。Fig. 11 には、0 の位置に対応した安全率の分布を示す。すべりは最もすべりやすい面で起こるため、安全率の最小値ですべりの有無と位置が判断でき、最小値が 1 を超えておればすべりを起こさない。Fig. 11 の例では、最小安全率を有する

Table 2. Simulation condition for ore layer collapse.

	Rectangular model	Mizushima 4BF
Bell diameter (m)	0.141	4.025
Bell descending speed (m/s)	0.020	0.0633
Bell angle (°)	45	53
Throat diameter (m)	0.200	5.3
Surface angle of ore (°)	35	35
Internal friction factor of ore (—)	1.0	1.0
Pressure drop in ore (kgf/m ²)	300	300

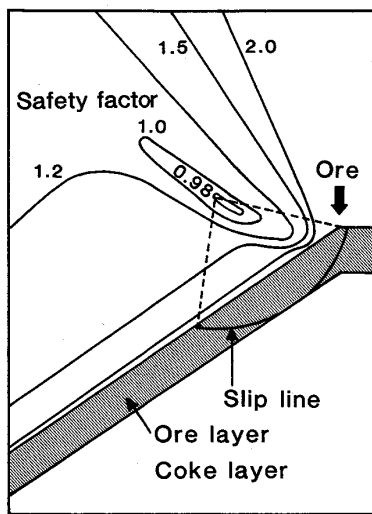


Fig. 11. Change of safety factor for ore collapse with change of the location of the center of slip line arc.

すべり面は、装入物落下位置を起点として、コークス層に接する円弧である。このすべり面の形状は、Fig. 6 に模式的に示した鉱石層崩れの形状に類似している。

このようなモデルを用いて層崩れの発生限界を把握するためには、鉱石装入過程での表面形状、装入物の内部摩擦角を定量的に求める必要がある。しかし、本報告では解析を容易にするため、表面形状、内部摩擦角を Table 2 に示す一定値にし、装入条件、圧力損失が鉱石の層崩れに与える影響について検討した。

Table 2 に示した条件で、圧力損失のみを変更した場合の安全率の変化を Fig. 12 に示した。圧力損失の増加に伴い安全率が低下し鉱石層が不安定になることを示している。2次元ガス流れモデル¹⁰⁾を用い Fig. 8 の条件で鉱石層が中心まで到達した時の粒径と圧力損失の関係を求め、Fig. 12 内に示した。粒径の低下に伴い安全率が低下し、鉱石の粒径低下、粉率の増加により鉱石層の層崩れが起こることがわかる。

大ベル開度変更による装入物の落下運動量の変化が、鉱石層崩れに与える影響について Fig. 13 に示した。大ベル開度の低下により装入物の排出流量が低下し、鉱石層の層崩れが防止できることを示している。Fig. 9 に示した、大ベル開度の低下、大ベル開速度の低下により、中心温度低下型装入物分布の生成が防止できるという実験結果と、Fig. 13 の計算結果は一致している。また、鉱石層の2分割装入も装入物の排出量の低下という点で中心温度低下型装入物分布の防止に効果があることは容易に理解できる。

鉱石の層崩れに対する種々の要因の影響を最小安全率

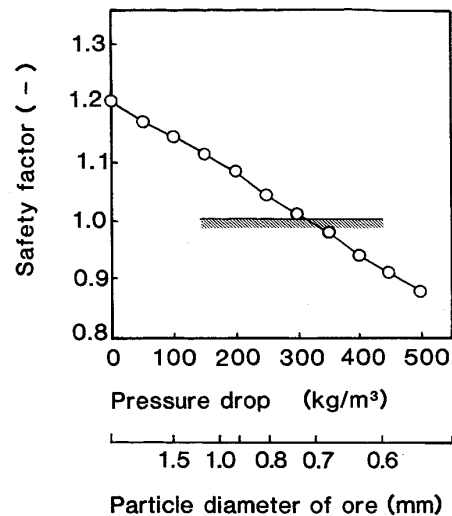


Fig. 12. Change of safety factor of ore layer collapse with the pressure drop.

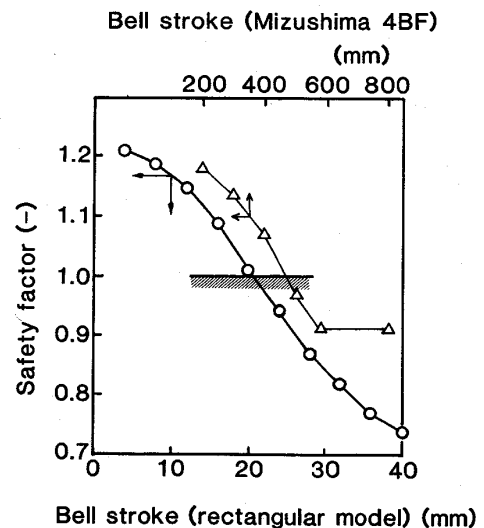


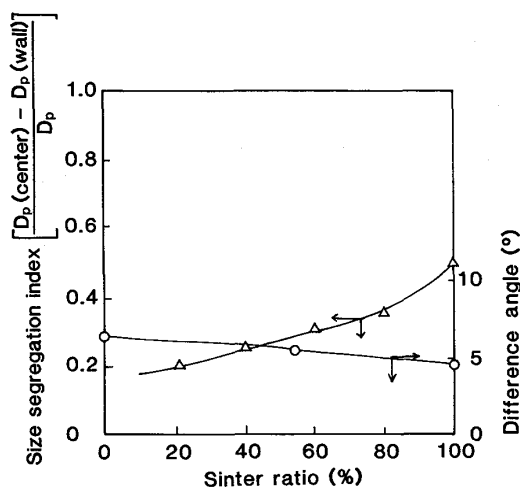
Fig. 13. Effect of bell stroke on safety factor of ore layer.

の変化量という形で定量化し Table 3 に示した。2次元ガス流れモデルを用いて鉱石粒径、炉口部のガス流速の変化に伴う鉱石層の圧力損失の変化を計算し、最小安全率の変化量を計算した。通常の操業で変更できる範囲で変化させた各因子の最小安全率の変化量でみると、新たな分布制御手段である大ベル開度、開速度¹²⁾が中心温度低下型分布の防止に効果的であることがわかる。また、最小安全率が1.0以下になると鉱石の層崩れが発生するため、最小安全率1.0近傍での変化は変化量としては小さくとも軽視することができない。

中心温度低下型装入物分布は焼結鉱比70%以下で顕著に発生している。Fig. 14に、焼結鉱配合比が半径方向の粒度偏析指数および、堆積層に一定の振動を加えた

Table 3. Effect of operational variables on ore layer collapse.

Operational variable	Change of safety factor (—)
Ore diameter 11.8 mm→12.2 mm	0.030
Throat gas velocity 0.90 m/s→0.85 m/s	0.038
Internal friction angle 40→41 (°)	0.026
Bell stroke 760 mm→360 mm	0.19
Bell descending time 12 s→30 s	0.11
C↓O↓→C↓O↓O↓	0.08



Difference angle: Change in angle of repose by the vibration

Fig. 14. Effect of sinter ratio on size segregation and difference angle.

際の堆積角の変化を示す差角に及ぼす影響を示す。塊鉱石は、焼結鉱と比較して粒度範囲が狭いため、焼結鉱の配合率の低下により中心に到達する大塊の量が減少している。このため、焼結鉱比の低下に伴い径方向の粒度偏析が減少し、中心部のガス流が抑制されるため鉱石層平均の圧力損失が増加、層崩れを起こしやすくなっているものと考えられる。また、差角は堆積層の安定性を表す指数であるが、焼結鉱比の低下に伴い差角が増大し、鉱石層が不安定になると考えられる。差角とモデルで用いている内部摩擦角の関係、および実炉粒子の差角、内部摩擦角に対する焼結鉱比の影響が明らかになっていないため、鉱石層崩れに対する焼結鉱比の影響を定量的に説明することは、今後の課題として残されている。

4. 結 言

シャフト上段ゾンデ中心温度が低下する中心温度低下型装入物分布の形成メカニズムの検討を実炉の操業解

析、模型実験装置により行い以下の知見を得た。

(1) 鉱石装入時の鉱石層自身の層崩れにより中心温度低下型装入物分布が形成される。

(2) 鉱石層内にすべり面を仮定した斜面の崩壊に関する理論の適用により鉱石層の層崩れの発生が定量的に表現できる。

(3) 鉱石層の層崩れに対する装入物落下運動量、内部摩擦角の影響を検討し、大ベル開度、大ベル開速度、焼結鉱比の変化と中心温度低下型装入物分布の発生との対応を説明することができた。

(4) また、鉱石中粉率の増大により中心温度低下型装入物分布の発生が顕著になるが、大ベル開度、開速度の変更がその抑制に効果的であることが明らかになった。

記 号

e_n : 反発係数 (—)
 F : 単位幅当たりの装入物流量 (kg/ms)
 P_m : 装入物の落下力 (kgf)
 P_F : ガスの浮力 (kgf)
 SF : 安全率 (—)
 r_c : すべり面半径 (m)
 U : 平均ガス流速 (m/s)
 U_{mf} : 最小流動化開始速度 (m/s)
 u : 落下速度 (m/s)
 W_g : 装入物自重 (kg)
 W_d : 落下幅 (m)
 ϕ_0 : 内部摩擦角 (—)
 τ : センダン応力 (kgf/m²)
 σ : 垂直応力 (kgf/m²)
 α_{do} : 鉱石表面傾斜角 (deg)
 α_{ni} : すべり面傾斜角 (deg)
 添え字 i : 要素番号

文 献

- 1) R. L. STEPHENSON and F. C. LANGENBERG: Blast furnace, raw materials and coke oven proceedings (1953), p. 265
- 2) 杉山 喬, 中村正和, 鶴野建夫, 原 行明: 鉄と鋼, **62** (1976), S39
- 3) 西尾浩明, 有山達郎: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1878
- 4) 梶原義雅, 神保高生, 上甲忠嗣, 網永洋一, 稲田隆信: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 175
- 5) 奥野嘉雄, 国友和也, 入田俊幸, 松崎真六: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 783
- 6) 河上房義: 土質力学 (1971) [森北出版]
- 7) 武田幹治, 小西行雄, 田口整司: 学振 54 委-No. 1698 (昭和 59 年 7 月)
- 8) 成田貴一, 稲葉晉一, 清水正賢, 小林 勲, 沖本憲市, 山口荒太: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 459
- 9) 小西行雄, 浜田尚夫, 槌谷暢男: 鉄と鋼, **69** (1983), S730
- 10) 八木順一郎, 武田幹治, 大森康男: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1888
- 11) H. BIAUSSER, J. B. GUILLOT and A. RIST: Blast furnace conference, Arles (1980), p. I.2.1
- 12) 沢田寿郎, 金子憲一, 奥村和男, 安野元造, 才野光男, 浜田尚夫: 川崎製鉄技報, **15** (1983), p. 185