

# 原料性状の高炉通気性への影響評価

松倉 良徳\*・中野 薫\*・砂原 公平\*・宇治澤 優\*・山本 高郁\*

Effect of Burden Properties on Permeability in Blast Furnace

Yoshinori MATSUKURA, Kaoru NAKANO, Kohei SUNAHARA, Yutaka UJISAWA and Takaiku YAMAMOTO

**Synopsis** : Experimental and theoretical studies were made to clarify the effect of raw burden properties, such as high temperature properties, so called KS, and JIS-RI of sinter and the slag rate in blast furnace, on permeability in blast furnace with an experimental blast furnace operation and a 3-dimensional blast furnace mathematical model.

Obtained results are summarized as follows:

- (1) By analyzing the experimental blast furnace operation using the sinter of low SiO<sub>2</sub> contents, it was shown that KS of sinter was more effective on permeability in the experimental blast furnace than slag rate.
- (2) By modeling of permeability evaluation of cohesive-zone based on KS, it was also confirmed that KS of sinter was more effective on permeability in the actual blast furnace than slag rate.

**Key words**: blast furnace; low SiO<sub>2</sub> sinter; low slag rate; permeability; high temperature properties; KS; mathematical simulation model.

## 1. 緒言

高炉の通気性を良好に維持あるいは改善する技術は、高炉の安定操業やコスト合理化、高出銑比操業等の観点から、非常に重要である。近年の高炉微粉炭比増加に伴い、鉱石融着帯幅の増加とコークススリット幅の低下、加えて未燃チャーの発生やコークス発生粉率の増加と蓄積等により、炉内の通気性は悪化する方向にある。したがって、高炉の通気性を保つためには、適切な送風条件および装入物分布を指向することに加えて、装入原燃料の品質設計が重要となる。原燃料の品質設計に当たっては、物理性状として焼結鉱の TI, RDI, RI やコークスの DI, CSR 等の限界値管理、および化学成分として高炉スラグの CaO/SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, MgO 等の濃度の限界値管理を中心として実施されてきた。しかし前述の高炉微粉炭比増加、良質塊鉱の枯渇等の環境変化を考えれば、更に緻密な設計、例えば高炉の融着帯通気性やスラグ粘度等の本質的物性に基づく設計を指向する必要があると考えられ、その一つの方向として焼結鉱低 SiO<sub>2</sub> 化による高炉低スラグ化が推進され、その有効性が報告されている<sup>1-3)</sup>。

従来より SiO<sub>2</sub> 成分をはじめとして焼結鉱の物理化学性状の高炉通気性に及ぼす影響について多数の研究・解析報告がなされているが<sup>4)</sup>、最近の高微粉炭操業を前提とした報告は少なく、焼結鉱 SiO<sub>2</sub> 成分 5% 以下を前提とした報告も少ない。この高微粉炭高炉操業前提での焼結鉱低 SiO<sub>2</sub> 化による高炉通気性改善に関する最近の研究として、大根

ら<sup>5)</sup> は低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱の荷重軟化試験での通気抵抗指数 (KS) の大幅改善および実高炉での通気性改善による高微粉炭操業への寄与を論じている。また、山口ら<sup>6,7)</sup> も高微粉炭操業前提でのガス組成を考慮した断熱型荷重軟化溶融滴下試験を実施し、低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱の高温性状の大幅改善およびホットモデルでの通気性改善などを検証している。更に、野田ら<sup>8)</sup> も高微粉炭操業前提での温度パターンやガス組成を考慮した還元性状の検討により、低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱の通気性改善を論じている。

しかし、これらの報告は低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱の通気性改善を論じてはいるが、その直接的な改善因子が焼結鉱 SiO<sub>2</sub> 成分低減に伴う高温軟化収縮性低下であるのか、被還元性改善であるのか、また滴下スラグ比低下であるのか、定量的な論述がなされていない。これは、バッチ式装置の高温性状試験解析や外乱の多い実炉解析では定量的評価が困難なため、わずかに、スラグ比一定前提でのホットモデルによる解析<sup>7)</sup> がなされているだけである。

そこで、本研究では SiO<sub>2</sub> 成分が大幅に異なる低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱を用いて、微粉炭比 200 kg/pt 前提での試験高炉操業を実施するとともに、その基礎物性に基づく高炉数学モデルシミュレーションを実施し、焼結鉱の高温性状、被還元性 (JIS-RI) および高炉スラグ比の高炉通気性に及ぼす影響の定量的解析を試みた。

平成 12 年 10 月 6 日受付 平成 13 年 2 月 7 日受理 (Received on Oct. 6, 2000; Accepted on Feb. 7, 2001)

\* 住友金属工業 (株) 総合技術研究所 (Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314-0255)

## 2. 試験高炉操業

### 2.1 設備概要

試験高炉の炉体構成<sup>9)</sup>を Fig. 1 に示す。羽口レベルでの炉内径は0.9mであり、3本の羽口（120° 間隔）を設置している。熱風炉能力は送風温度800°C、原料装入装置はバケット方式である。

### 2.2 試験条件

性状の異なる4種類の焼結鉱を用い、副原料投入量を調整することにより、原料性状および高炉スラグ比を変更した5ケースの試験条件を設定した。Table 1 に試験条件を示す。ここで焼結鉱高温性状は(1)式に示す高温通気抵抗指数(KS)<sup>4)</sup>を用いた。

$$KS = \int_{1000}^{1600} K(T) dT \dots\dots\dots (1)$$

$$K(T) = \frac{\Delta P / \Delta L}{\rho_g^{1-\beta} \mu_g^\beta u_g^{2-\beta}} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $\Delta P / \Delta L$ は充填層の通気抵抗、 $\rho_g$ はガス密度、 $\mu_g$ はガス粘度、 $u_g$ はガス空塔流速、指数 $\beta$ はガス流れにより定まる定数である。

まず、高炉スラグ比の影響を見るために、使用焼結鉱を同一とし、副原料装入量により高炉スラグ比を変更した比較を行った(ケース2, 3)。次に、焼結鉱SiO<sub>2</sub>および高温通気抵抗指数の影響を見るため、使用焼結鉱を高SiO<sub>2</sub>焼結鉱および低SiO<sub>2</sub>焼結鉱に変更し、かつ、副原料により高炉スラグ比を同等とした比較を行った(ケース1, 3)。また、RIの影響を見るために、焼結鉱SiO<sub>2</sub>およびスラグ比を同等とし、RIを変更(焼結鉱FeOにより調整)した比較も行った(ケース4, 5)。

通気性への影響評価という観点から、送風酸素、窒素、微粉炭の流量は燃焼生成ガス量が約900 Nm<sup>3</sup>/h、羽口前温度が約2000°Cで一定、装入 Ore/coke も約3.6で一定となるように設定した。PC吹込み量は酸素過剰係数等価で、実高炉200 kg/t-HM相当とした。スラグ設計目標はスラグ成分CaO/SiO<sub>2</sub>: 1.27, MgO: 6.0 wt%, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>: 14 wt%である。

使用した焼結鉱は鹿島製鉄所 No. 2, No. 3 焼結機で製造し、粒径を10~25 mmに調整した。試験高炉は熱放散が大きく、高炉用コークスではコークス比およびコークス由来スラグ量が多くなるため、コークスは全ケースにおいて、灰分の無いオイルコークスと高炉用コークスを同量混合使用とした。コークス粒径は15~30 mmである。微粉炭は200 mesh 以下に粉碎した高VM炭を使用した。

各ケース共、約半日から1日間操業を継続し、溶鉄温度、送風圧力等の安定を見た。次節における各ケースの実績値は、その安定期間における3~4タップの平均値を採用している。本試験高炉では鉄銜800 kgに相当する鉱石を装入

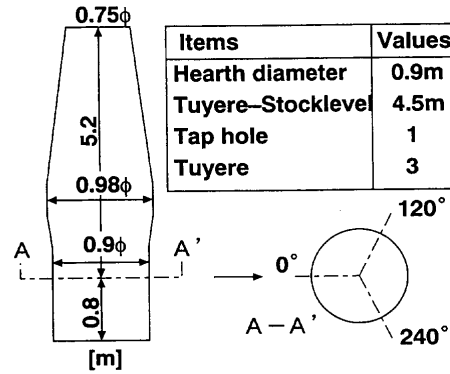


Fig. 1. Configuration of the experimental blast furnace.

Table 1. Experimental conditions.

Case No.		1	2	3	4	5
Sinter	Sample	A	B	B	C	D
	SiO <sub>2</sub> %	5.01	3.89	3.89	4.63	4.60
	CaO %	9.99	9.09	9.09	9.44	9.86
	MgO %	1.09	1.11	1.11	1.19	0.94
	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> %	2.09	1.87	1.87	1.95	1.84
	FeO %	7.47	5.88	5.88	6.93	5.86
	RI %	64.6	68.0	68.0	68.1	66.9
	KS×10 <sup>5</sup>	1500	648	648	1085	1195
	RDI %	41.7	42.8	42.8	45.3	44.2
TI %	76.9	81.3	81.3	75.1	67.2	
Fluxes	kg/t-HM	33.5	13.3	74.1	5.5	19.3
Slag rate	kg/t-HM	302	258	302	271	271
Ore/Coke	-	3.64	3.58	3.60	3.59	3.61

した時点で減風減圧して出銜を行い、出銜ごとに操業実績を集計して単位データ(1タップ)としている。

### 2.3 試験結果

高炉低スラグ化に伴う高炉通気性への影響を、通気抵抗指数(KR)<sup>10)</sup>と高炉スラグ比、KS, RI および RDI の各要因との関係から評価した。ここで、KR は住友金属工業で高炉内の通気状況を表す指標として採用している指数であり、(3)式で算出される。

$$KR = \frac{\Delta P / \Delta L}{\frac{1}{g_c} \left( \frac{215}{(\phi d_p) / (1-\epsilon)} \mu_g \right)^\beta \rho_g^{1-\beta} u_g^{2-\beta}} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $g_c$ は重力加速度係数、 $\phi$ は形状係数、 $d_p$ は粒子径、 $\epsilon$ は空隙率である。

#### 2.3.1 解体調査結果

Table 2 に操業実績を示す。全試験操業を終了し、炉内を窒素ガス冷却した後、炉内内容を層頂から順次掘り出し、所定のレベルにおいて炉断面の状況を観察した。目視による炉内内容物の状態により、鉱石層未融着域を上部(塊状帯)、鉱石層の一部~全部融着域を中部(融着帯)、鉱石層一部消失(滴下)以下を下部(滴下帯)と炉高さ方向に3分割し、定義した。

Fig. 2 に各部のKR比較を示す。ここでの各部の圧損は羽口レベルから炉高さ方向に0.3 mピッチで設置された炉壁静圧計の内、前述の各部境界に最も近い静圧計の測定値

Table 2. Operation results.

Case No.		1	2	3	4	5
Blast volume	Nm <sup>3</sup> /h	535	535	535	535	535
O <sub>2</sub>	Nm <sup>3</sup> /h	84	84	84	84	84
PCI	kg/h	159	164	162	164	163
Productivity	kg/h	495	480	495	495	500
Fuel rate	kg/t-HM	679	654	680	649	668
Coke rate	kg/t-HM	358	312	353	318	342
Top gas temp.	°C	404	431	407	414	408
Gas utilization	%	34.3	34.3	36.3	34.0	34.0
HMT	°C	1434	1463	1450	1453	1467
[Si]	%	0.63	0.80	0.78	0.51	0.61
[S]	%	0.026	0.036	0.043	0.038	0.053
Slag rate	kg/t-HM	302	258	302	271	271
Sinter	Sample	A	B	B	C	D
	SiO <sub>2</sub> %	5.01	3.89	3.89	4.63	4.60
	RI %	64.6	68.0	68.0	68.1	66.9
	KS×10 <sup>5</sup>	1500	648	648	1085	1195
KR	1/m	3589	2946	3041	3178	3466

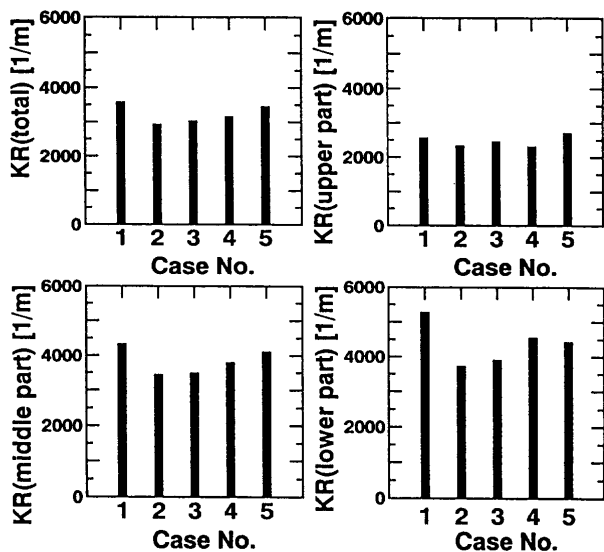


Fig. 2. Comparison of KR between each case. (KR: Gas flow resistance)

を用いた。本図より、本試験では中部および下部の通気性変化が支配的であったことがわかる。

2.3.2 通気性への影響解析

(1) 高炉スラグ比およびKSの影響

Fig. 3 に KR に及ぼす高炉スラグ比および KS の影響を示す。ケース1をベースと考えると、ケース2は焼結鉄低SiO<sub>2</sub>化により、KSが低下するとともに低SiO<sub>2</sub>化に対応する高炉スラグ比も低下した場合であり、ケース3はその高炉スラグ比低下分を高炉副原料で補った場合である。図より高炉通気性へのKSの影響が大きく、高炉スラグ比の影響はKSに比較してかなり小さいことがわかる。高炉スラグ比およびKSのKRへの影響係数を求めた結果を以下に示す。

- ・ 高炉スラグ比の影響係数  
 中部 KR: +1.04 (1/m)/スラグ比: +1.0 (kg/t-HM)  
 下部 KR: +4.11 (1/m)/スラグ比: +1.0 (kg/t-HM)
- ・ KSの影響係数  
 中部 KR: +1.00 (1/m)/KS: +1.0 (×10<sup>5</sup>)

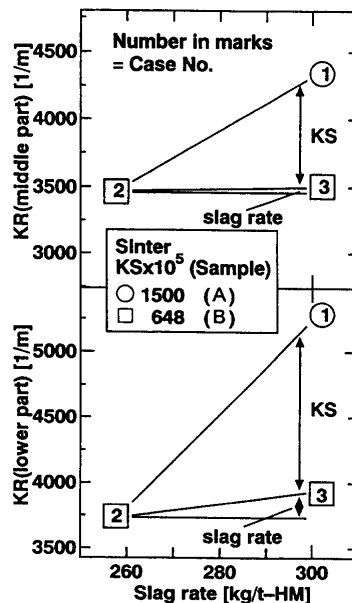


Fig. 3. Comparison of effect of KS on KR with that of slag rate.

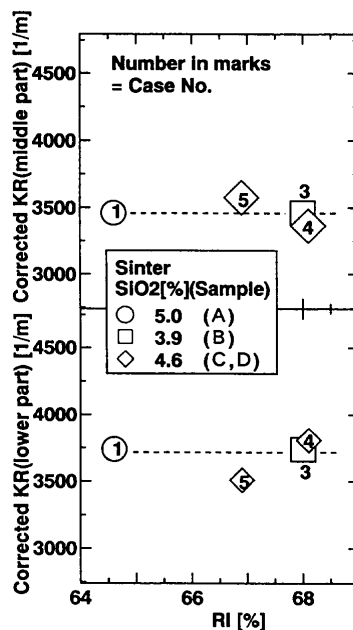


Fig. 4. Relation between RI and corrected KR. (corrected the effects of slag rate and KS)

下部 KR: +1.64 (1/m)/KS: +1.0 (×10<sup>5</sup>)

(2) RIの影響

Fig. 4 に RI と、前述の KS および高炉スラグ比の影響を補正した補正 KR との関係を示す。RI と補正 KR の間には影響が見られないが、従来の報告<sup>11)</sup>にあるように RI と KS には相関があることが知られており、今回の RI も相関範囲内であったため KS の影響に包括されたものと考えられる。

(3) RDIの影響

RDI と KS および高炉スラグ比の影響を補正した補正 KR との間に影響は見られなかった。試験高炉は実高炉に比べ

て炉高が低く、炉内温度分布が層頂下約0.3mから800°C以上の温度領域になっており、還元粉化温度領域が短いために、RDIの違いによる還元粉化の差が明確になかったと考えられる。

以上より、KSおよび高炉スラグ比に高炉通気性への影響が認められ、更に、KSの影響が大きく、高炉スラグ比の影響はKSに比較して小さいことが明らかになった。

### 3. 高炉モデルによる高炉通気性への影響評価

試験高炉の試験結果よりKSの通気性への影響が大きいことが判明した。そこで、KSの実高炉への影響を把握するために、KSの試験方法（以下、荷重軟化試験）および結果をモデル化して高炉モデル<sup>12)</sup>に組み込んだ。このモデルに基づいて、実高炉の通気性を評価した。

#### 3.1 高炉融着帯充填層の通気抵抗のモデル化

##### 3.1.1 通気性評価における層構造のモデル化

炉内の鉱石とコークスの層状構造は融着帯領域まで維持されていること、また通気抵抗に対する焼結鉱の高温性状の影響は融着状態にある鉱石層に作用することを踏まえ、鉱石層とコークス層の通気抵抗を各々独立に計算し、融着帯を垂直に通過する流れには直列抵抗とし、また融着帯に沿った方向では並列抵抗とすると、ガスの通気抵抗に及ぼす層状構造の影響は(4)~(7)式で表される。

##### (1) 炉高方向の通気抵抗

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \left( \frac{L_o}{L_o + L_c} \alpha_o + \frac{L_c}{L_o + L_c} \alpha_c \right) \mu_g u_{gv} + \left( \frac{L_o}{L_o + L_c} \beta_o + \frac{L_c}{L_o + L_c} \beta_c \right) \rho_g u_{gv}^2 \dots\dots\dots (4)$$

##### (2) 半径方向の通気抵抗

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \alpha_o \mu_g u_{go} + \beta_o \rho_g u_{go}^2 \dots\dots\dots (5)$$

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \alpha_c \mu_g u_{gc} + \beta_c \rho_g u_{gc}^2 \dots\dots\dots (6)$$

$$L_o u_{go} + L_c u_{gc} = (L_o + L_c) u_{gx} \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $\alpha, \beta$ はErgunの通気抵抗係数、 $L$ は層厚であり、添え字 $o, c$ は鉱石層、コークス層に対応し、添え字 $x, y$ は半径方向、炉高方向に対応していることを表す。

##### 3.1.2 融着鉱石層のモデル化

融着鉱石層のモデル化には融着鉱石層の通気抵抗および収縮挙動の評価式が必要である。通気抵抗に関し、融着鉱石層の圧損が塊状帯での圧損に比例する（比例定数： $\gamma$ ）とし、Fig. 5に示す荷重軟化試験結果から、融着鉱石層圧損変化を図中の破線三角形パターンで直線近似すると、そ

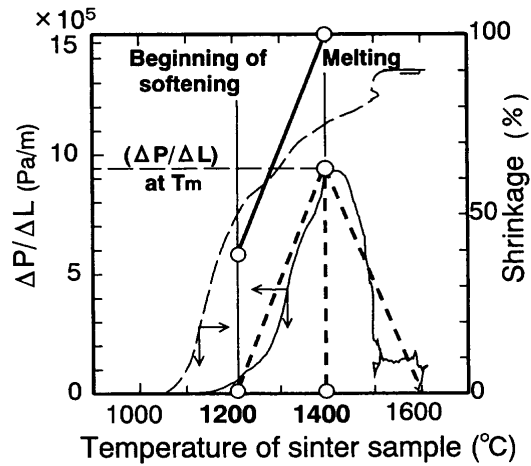


Fig. 5. Modeling for estimating the pressure drop gradient and shrinkage degree of the cohesive layer based on the softening-melting test results.

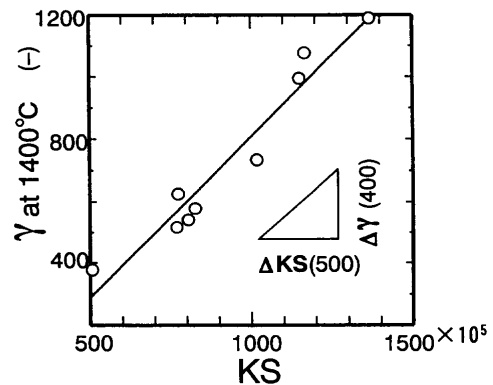


Fig. 6. Quantitative determination of  $a_{const}$  by the relationship between KS and  $\gamma$  at 1400°C.

の導出詳細は付録に示すが、前述のKSの定義(1),(2)式から(8)式が導出される。式中の比例定数： $a_{const}$ は、Fig. 6に示す種々の焼結鉱に関する試験結果を整理し得られたKSと温度1400°Cでの $\gamma$ との直線回帰式より決定した。一方、収縮挙動は収縮率の温度依存性をFig. 5中の実線直線で近似し、(9),(10)式で表した。

##### (1) 融着鉱石層の通気抵抗

$$\gamma(T) = 1 + a_{const} \frac{T - T_c}{T_m - T_c} KS \cdot 10^{-5} \dots\dots\dots (8)$$

$$a_{const} = 0.8$$

##### (2) 融着鉱石層の収縮挙動

$$L'_o = (1 - \chi_s(T)) L_o \dots\dots\dots (9)$$

$$\chi_s(T) = \chi_c + (1 - \chi_c) \frac{T - T_c}{T_m - T_c} \dots\dots\dots (10)$$

$$(T_c \leq T \leq T_m, T_c = 1200^\circ\text{C}, T_m = 1400^\circ\text{C})$$

ここで、 $L_o$ は未融着鉱石層厚、 $L'_o$ は融着帯鉱石層厚、 $\chi_s(T)$ は融着帯鉱石層の収縮率、 $\chi_c$ は温度 $T_c$ での収縮率で

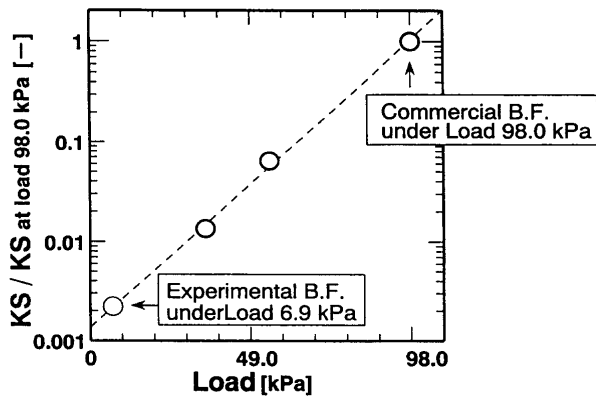


Fig. 7. Experimental results of effect of load on KS by the use of the softening-melting tester.

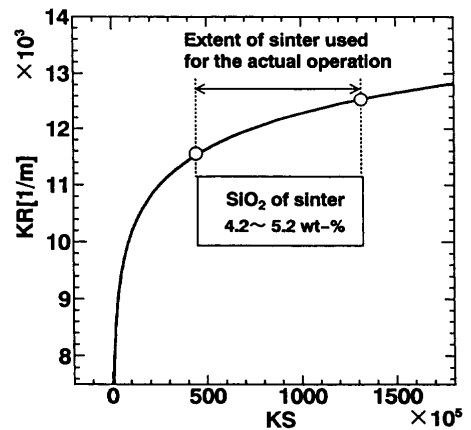


Fig. 9. Effect of KS on gas flow resistance in the commercial blast furnace evaluated by the model.

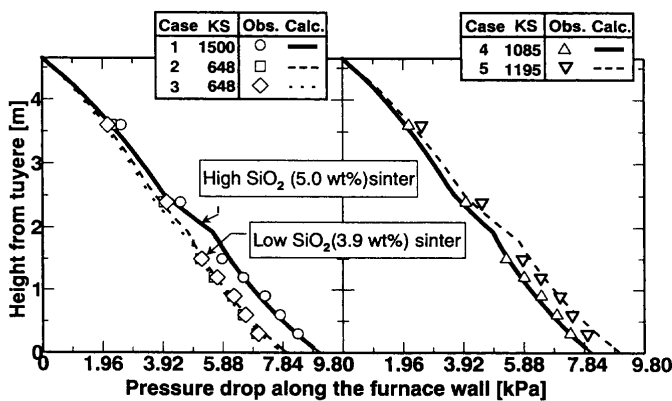


Fig. 8. Comparison of observed pressure drop distribution with calculated one in the experimental blast furnace.

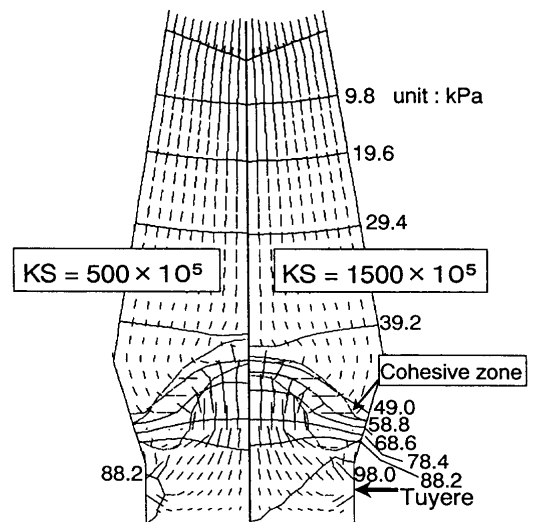


Fig. 10. Calculated results of gas flow and pressure drop profile in the commercial blast furnace by the model.

ある。

### 3.1.3 試験高炉における取扱い

充填層内荷重解析<sup>13)</sup>によると試験高炉の融着帯存在位置における荷重は、実高炉の1/14程度である。また、斧ら<sup>14)</sup>によると融着鉱石層の通気抵抗変化は収縮率とともに片対数で整理されると報告されている。収縮率は荷重に依存すると考えられることから、荷重軟化試験における荷重の影響を調べた結果をFig. 7に示す。これによれば試験高炉条件下での通気抵抗は実高炉条件すなわち荷重軟化試験条件の1/500程度と推定される。

前項の通気抵抗評価式にこの荷重の影響を組み込んで、試験高炉炉内をシミュレートした。その結果をFig. 8に示すが、試験高炉の炉壁静圧分布の実測値と良好な一致が得られ、高SiO<sub>2</sub>焼結鉱から低SiO<sub>2</sub>焼結鉱へ移行した際の変化挙動についても捉えている。

以上より、本モデル化の定量的妥当性が検証された。

### 3.2 実高炉の通気性評価

実高炉における、KRに及ぼすKSの影響計算を実施した結果をFig. 9に示す。実炉の特徴として、KSが低い領域では前述の(8)式に従い、KSの増加に伴ってKRは直線的に増加するが、KSが高い領域ではその増加の割合は

減少する。これは、融着帯における鉱石層とコークス層を通るガスの分配に起因していると考えられる。すなわち、KSが低い領域では鉱石層にもガスが十分に分配されているが、KSが高くなると鉱石層の通気抵抗が非常に大きくなるため、大部分のガスはコークス層を炉半径方向に流れるためである。言い換えると、炉内の通気抵抗は、低KS領域では融着帯部での鉱石層の通気抵抗が支配し、高KS領域ではコークス層の通気抵抗が律速となる。現在の実炉使用焼結鉱のKSは800~1700×10<sup>5</sup>の範囲であり、KRが変曲点を越えてほぼ直線的に漸増する領域に相当する。

Fig. 10に炉内シミュレート結果を示すが、焼結鉱のKSが上昇すると、融着帯での炉半径方向のガス速度成分が増加し、炉内通気抵抗が上昇することがわかる。

次に本モデルを用いて、炉容積の異なる小倉2高炉(炉容積1850m<sup>3</sup>)および鹿島2高炉(炉容積4800m<sup>3</sup>)の通気性解析を実施した。Table 3に計算の対象とした操業実績を計算結果と併せて示す。炉内通気性に関し、計算結果は

実績値と良い一致を示した。この操業実績を基にKRに対するKSの影響計算を実施した結果と実高炉実績を Fig.11 に示す。ここで、実績値は補正KRの10日間平均値である。補正KRは、従来から統計解析により決定されている影響係数に基づき、PC比、焼結鉱RDI、コークスDI、CSR、粒径の影響を除いている。

小倉2高炉は、評価対象の期間中、高炉スラグ比がほぼ一定であったが、鹿島2高炉はKS(≒焼結鉱SiO<sub>2</sub>)とともに、高炉スラグ比も変更している。それにもかかわらず、両高炉とも、高炉スラグ比の影響を考慮せず、KSの影響評価を導入した本モデルによる計算値と実績値の変化挙動が一致していることから、実高炉においても試験高炉の操業結果と同様に、通気性に対する高炉スラグ比の影響は小さいと評価される。

4. 結言

高炉通気性に及ぼす原料性状の影響について、試験高炉による実験操業を行い、解析した結果、高温通気抵抗指数(KS)の影響度が大きく、これに対して高炉スラグ比の影響度は相対的に小さいことが明らかになった。

更に、炉内融着帯構造を考慮に入れた高炉数学モデルシミュレーション解析によって、KSの炉内通気性に及ぼす影響を試験高炉はもとより実高炉に対しても定量評価示すことを示し、実高炉においても高炉通気性へのKSの影

響度が大きいこと、および、高炉スラグ比の影響度がKSに比較し小さいことが判明した。

記号

- $\Delta P/\Delta L$  : 充填層の通気抵抗 (Pa/m)
- $\rho_g$  : ガス密度 (kg/m<sup>3</sup>)
- $\mu_g$  : ガス粘度 (kg/m/s)
- $u_g$  : ガス空塔流速 (m/s)
- 指数  $\beta$  : ガス流れにより定まる定数 ( $\beta=0.3$ )
- $g_c$  : 重力加速度係数 (-)
- $\phi$  : 形状係数 (-)
- $d_p$  : 粒子径 (m)
- $\varepsilon$  : 空隙率 (-)
- $\alpha, \beta$  : Ergunの通気抵抗係数 (-)
- $L$  : 層厚 (m)
- $o, c$  : 鉱石層, コークス層を表す添え字
- $x, y$  : 半径方向, 炉高方向を表す添え字
- $L_o$  : 未融着鉱石層厚 (m)
- $L_c$  : 融着帯鉱石層厚 (m)
- $\chi_c(T)$  : 融着帯鉱石層の収縮率 (-)
- $\chi_c$  : 温度  $T_c$  (=200°C)での収縮率 (-)

文献

- 1) Y.Matsukura, A.Koike, M.Yoshida, M.Yariyama and T.Sasaki: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 141.
- 2) H.Ito, A.Koike, Y.Matsukura, M.Matsumura, Y.Nishiyama and Y.Ujisawa: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 824.
- 3) K.Katayama, H.Ito, M.Matsumura, Y.Nishiyama and A.Koike: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 218.
- 4) K.Mochizuki, T.Murai, Y.Kawaguchi and Y.Iwanaga: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), 1855.
- 5) K.One, T.Kawaguchi, M.Hoshi, Y.Hadano and T.Umezaki: *Rev. Metall., Cah. Inf. Tech.*, (1998) Mar., 321.
- 6) Y.Hosotani, K.Yamaguchi, T.Orimoto, K.Higuchi, T.Kawaguchi and H.Goto: *Tetsu-to-Hagané*, **83** (1997), 97.
- 7) K.Yamaguchi, K.Higuchi, Y.Hosotani, T.Tanaka, T.Sato and F.Koizumi: *Tetsu-to-Hagané*, **85** (1999), 501.
- 8) H.Noda, K.Ichikawa, S.Machida and N.Sakamoto: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 725.
- 9) Y.Kamei, T.Miyazaki and H.Yamaoka: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 449.
- 10) H.Matoba and T.Shimoda: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 354.
- 11) Y.Hadano, T.Umezaki, S.Matsumura, T.Kawaguchi and M.Hoshi: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 631.
- 12) K.Takatani and Y.Ujisawa: *CAMP-ISIJ*, **5** (1992), 1144.
- 13) K.Katayama, S.Wakabayashi, T.Inada, K.Takatani and H.Yamaoka: *Tetsu-to-Hagané*, **83** (1997), 91.

Table 3. Comparison of actual operational results with calculated ones in the commercial blast furnaces.

	Kokura 2BF		Kashima 2BF	
	Actual	Calculated	Actual	Calculated
Productivity (t/day)	3408	3352	10108	9799
PC rate (kg/tHM)	155	159	101	103
Fuel rate (kg/tHM)	491	497	485	500
Top gas utilization (%)	52	52	51	51
Top gas temp. (°C)	181	189	177	219
KR (1/m)	7700	7618	12150	12099
Pressure drop (top-tuyere) (kPa)	92.2	91.2	141.2	140.2

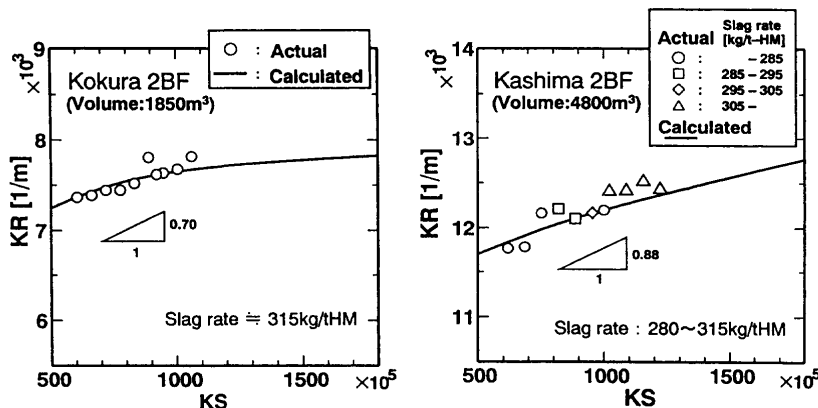


Fig. 11. Effect of KS on gas flow resistance in the commercial blast furnace.

14) K.Ono, Y.Hida, A.Shigemi and K.Kodama: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 777.

付 録

本文(1),(2)式に示したように、KSは荷重軟化収縮による鉱石層の圧損増加をカルマンタイプの圧損式に準拠する通気抵抗係数  $K(T)$  の温度積分値として指標化したものである。融着鉱石層の圧損が塊状帯での圧損に比例し、かつ、温度  $T$  における全圧損は荷重軟化収縮による圧損上昇分  $(\Delta P/\Delta L)^*$  と塊状帯での圧損  $(\Delta P/\Delta L)_0$  との和で記述できるとする。

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \left(\frac{\Delta P}{\Delta L}\right)^* + \left(\frac{\Delta P}{\Delta L}\right)_0 \equiv \gamma(T) \left(\frac{\Delta P}{\Delta L}\right)_0 \quad \text{.....(A-1)}$$

(A-1) 式を  $\gamma(T)$  で整理すると、

$$\begin{aligned} \gamma(T) &= 1 + \frac{(\Delta P/\Delta L)^*}{(\Delta P/\Delta L)_0} \\ &= 1 + \frac{K(T)\rho_g^{1-\beta}\mu_g^\beta u_g^{2-\beta}}{K_0\rho_g^{1-\beta}\mu_g^\beta u_g^{2-\beta}} = 1 + \frac{K(T)}{K_0} \quad \text{.....(A-2)} \end{aligned}$$

ここに、 $K_0$ ：塊状帯での通気抵抗係数。従って、

$$K(T) = K_0(\gamma(T) - 1) \quad \text{.....(A-3)}$$

KSを1400°Cでピークを持つ二等辺三角形の面積で近似し、(A-3)式

の関係をKSの定義式に代入すると、(A-4)式を得る。

$$\begin{aligned} KS &= \int_{1000}^{1600} K(T) dT \approx 2 \int_{1200(=T_c)}^{1400(=T_m)} K(T) dT \\ &= 2 \int_{T_c}^{T_m} K_0(\gamma(T) - 1) dT \quad \text{.....(A-4)} \end{aligned}$$

一方、 $\gamma(T)$  を温度  $T$  の1次関数として次式で表す。

$$\gamma(T) = 1 + \frac{K(T)}{K_0} = 1 + a + bT \quad \text{.....(A-5)}$$

この時、(A-5)式の境界条件は(A-6)式で与えられる。

$$\gamma(T_c) = 1 + a + bT_c = 1 \quad \text{.....(A-6)}$$

上記(A-4),(A-5),(A-6)式の関係から(A-7)式が導出され、 $\gamma(T)$  はKSの1次関数として表される。

$$\begin{aligned} \gamma(T) &= 1 + \frac{K(T)}{K_0} \\ &= 1 + \frac{1}{K_0(T_m - T_c)} \cdot \frac{T - T_c}{T_m - T_c} \cdot KS \quad \text{.....(A-7)} \end{aligned}$$

そこで、(A-7)式の比例定数を本文に基づき同定した。