

高炉の通気性改善に適した焼結鉱品質の評価

竹内 直幸^{1)*}・岩見 友司²⁾・樋口 隆英²⁾・主代 晃一²⁾・大山 伸幸²⁾・佐藤 道貴²⁾

Evaluation of Sinter Quality for Improvement in Gas Permeability of Blast Furnace

Naoyuki TAKEUCHI, Yuji IWAMI, Takahide HIGUCHI, Koichi NUSHIRO, Nobuyuki OYAMA and Michitaka SATO

Synopsis : In the recent operation of blast furnace, it is supposed that high gas permeability of burden is important for low RAR and high PCR operation. In this work, sinter quality for improvement in gas permeability of blast furnace was investigated with reduction degradation and under-load-reduction tests. As the results, the reduction degradation of sinter is deteriorated by increasing H₂ concentration in the reduction gas under the condition of below 3.8vol% H₂. However, over 3.8vol% H₂, increase of H₂ has no effect on the reduction degradation because the diffusion of reduction gas in the sinter is limited. On the other hand, from the under-load-reduction test, there is possibility that increase in H₂ concentration of reduction gas and decrease in slag ratio in sinter are effective to improve gas permeability of lower part of blast furnace rather than reducibility of sinter. Due to adoption of these experimental results to a 2-dimensional mathematical simulation model, the precision of pressure drop calculation of blast furnace was improved. It is considered from the evaluation by this model calculation that the RDI, a slag ratio and the slag viscosity as the sinter properties are greatly influence on the permeability of blast furnace.

Key words : sinter; blast furnace; PCR; gas permeability; H₂; RI; RDI; slag.

1. 緒言

近年、鉄鋼需要の増減に伴う高炉の生産弾力性が要求されているが、高炉の低CR操業技術は普遍的な課題である。また、原料価格高騰の影響から、CR (Coke Rate) 低減を目的とした高PCR (Pulverized Coal Rate) 操業や、低品位原料の使用量の増加によるコスト低減が強力に推進されている。しかし、これらの操業の変化に伴い、高炉内の通気性の悪化やスラグ比の増加といった様々な悪影響が生じる。特に、高炉内の通気性の改善は、所定の出鉄量、送風量を維持する上で重大な課題であるため、日常の操業の中で高炉内の上部から下部までの全体の通気性を管理する必要がある。

例えば、高炉内の通気性に影響を及ぼす焼結鉱の代表的な管理指標として、炉上部通気性に関しては還元粉化性RDI (Reduction Degradation Index) が、炉下部通気性に関してはS値¹⁾やKS値²⁾が挙げられる。還元粉化性が高い焼結鉱は、高炉内で粉化して粒径が低下し易いため、高炉上部の通気性を悪化させる。一方、KS値に及ぼす焼結鉱RI (Reducibility Index), RDI, TI (Tumbler Index), 脈石量 V_g および脈石融点 T_{mg} の影響が報告²⁾されており、被還元性が高い焼結鉱は、高炉下部の通気性を改善すると考えられる。それゆえ、高炉の通気性を改善するためには、高い被

還元性、低い還元粉化性を有する焼結鉱が適していると考えられるが、一般的には、被還元性が高いと、還元粉化性が高くなる傾向がある。このような背景の下、焼結鉱の品質管理指標について、これまでに様々な研究が実施されているが³⁻⁷⁾、高炉の上部から下部までの一貫した通気性を評価した研究はこれまでに少ない。

一方、LNG (Liquefied Natural gas) などのH₂含有ガスは、CO₂削減と高炉の通気性改善に有効と期待されているが⁸⁾、H₂含有ガスが高炉の通気性に及ぼす影響については、未だ不明な点が多い。

そこで本研究では、高PCR操業や水素系ガス (LNGやH₂) 吹き込み操業の炉内雰囲気を再現し、焼結鉱品質や還元ガス組成が、還元粉化性や荷重軟化性に及ぼす影響を圧力損失に着目して調査した。また、本実験結果を元に、従来のシミュレーションモデルの高精度化を試み、高炉の通気性改善に適した焼結鉱品質について検討した。

2. 実験方法

2・1 実験に用いた焼結鉱性状と還元ガス条件

実験には、焼結鉱性状が高炉内の通気性に及ぼす影響を評価するため、焼結鉱として被還元性、還元粉化性、化学成分の異なる4種類の焼結鉱 (A) - (D) を用いた。焼結

平成25年1月10日受付 平成25年3月11日受理 (Received on Jan. 10, 2013; Accepted on Mar. 11, 2013)

1) JFEスチール (株) 西日本製鉄所 (West Japan Works, JFE Steel Corp., 1 Kokan-cho Fukuyama Hiroshima 721-8510)

2) JFEスチール (株) スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corp.)

* Corresponding author : E-mail : na-takeuchi@jfe-steel.co.jp

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagané.99.448>

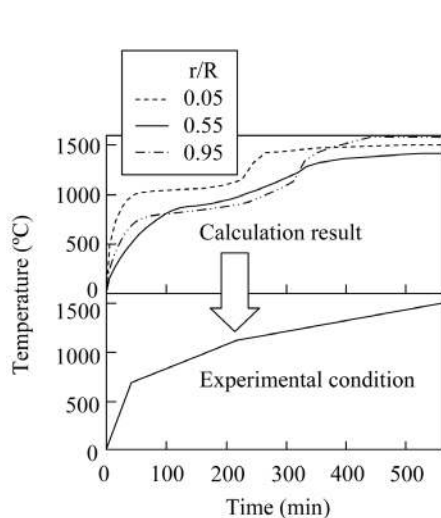
鉱 (A) - (C) は、焼結機の操業条件が異なる実機の焼結鉱、焼結鉱 (D) は、T.Feの含有率が高いペレットフィードを40wt%配合し、HPSプロセス^{9,10)}を模擬したラボの焼結実験機で製造した焼結鉱である。Table 1に、焼結鉱 (A) - (D)の化学成分、JIS-RI¹¹⁾、JIS-RDI¹²⁾を示す。ここで、JIS-RI、JIS-RDIは、それぞれJIS規格に従って測定した被還元性と還元粉化性である。以下、JIS規格に従って測定した被還元性と還元粉化性は、それぞれJIS-RI、JIS-RDIと記す。

本研究では、高炉内の通気性に及ぼす焼結鉱性状とH₂ガスの影響を調査するため、還元粉化実験と荷重軟化実験を実施した。還元粉化実験では、高炉上部の塊状帯における通気性を評価し、荷重軟化実験では、高炉下部の融着帯における通気性を評価する。

実験では、実操業を想定した条件で評価を行うため、焼結鉱還元条件は温度とガス雰囲気を高炉2次元モデル^{13,14)}から算出し、Fig.1のように定めた。実験に用いたガスは、N₂、CO、CO₂、H₂の4種類とした。PCR 80, 120, 160, 200kg/tの高炉内のH₂雰囲気に相当するように、H₂濃度は2.7~9.0vol%の範囲、平均のH₂濃度が3.8, 4.8, 5.8, 6.8vol%となるように調整した。実験で設定したガス組成は、高炉内で焼結鉱の還元状況を再現するために経時変化を持たせており、平均のH₂濃度とは、高炉2次元モデルで計算される羽口レベルから炉頂までの平均値のことである。一方、高炉内に存在するガスとしてH₂Oも考えられるが、H₂Oの還元粉化への影響は未だ不明な点が多く¹⁵⁾、本

Table 1. Specification of tested samples.

	T.Fe (%)	FeO (%)	SiO ₂ (%)	CaO (%)	Al ₂ O ₃ (%)	MgO (%)	Slag total (%)	CaO/SiO ₂ (-)	JIS-RI (%)	JIS-RDI (%)
Sinter (A)	56.14	7.73	5.13	10.75	2.09	1.28	19.25	2.10	72.1	33.6
Sinter (B)	56.07	9.48	5.28	10.23	2.21	1.66	19.38	1.94	66.8	29.1
Sinter (C)	58.95	10.19	3.71	9.19	1.46	1.37	15.73	2.48	60.5	26.5
Sinter (D)	59.70	8.94	4.04	8.75	1.49	0.82	15.10	2.17	69.0	31.4



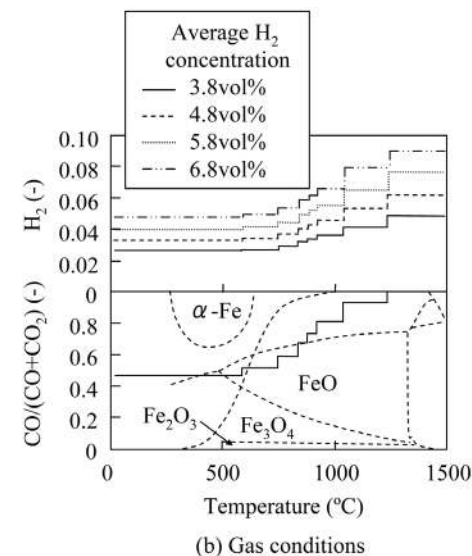
(a) Heat pattern

実験ではH₂Oについては除外した。また、Table 2に上記の実験条件を算出した高炉2次元モデルの計算条件を示す。モデルでは、出銑比2.2t/m³・d、RAR 500kg/tとし、装入物である焼結鉱やコークス性状についても一定とした。この条件の下、PCRを80, 120, 160, 200kg/tと変化させ、高炉内のガス組成と温度の経時変化を算出した。但し、高炉の実操業においても言えることであるが、RAR一定条件下でPCRを増加することは、熱量の高い塊コークスから熱量の低い微粉炭に置換することであるため、炉内の熱が不足し溶銑温度が低下する。また、焼結鉱の還元粉化性や荷重軟化性に大きく影響を及ぼす熱流比が低下する。しかしながら本報では、H₂ガス濃度が焼結鉱の還元粉化性や荷重軟化性に及ぼす影響を明確にするため、実験中のヒートパターンを一定とした。その場合は、高炉操業での酸素富化率を1.0~7.0vol%の範囲で増加させ¹⁶⁾、溶銑温度と熱流比を一定水準に保つことに相当する。

また、従来、高炉内の温度変化については、熱保存帯が知られているが¹⁷⁾、Fig.1 (a)の下図に示すように、本実験では、熱保存帯を想定した1000℃付近での温度保持を行っ

Table 2. Calculating conditions of 2-dimensional mathematical simulation model.

	kg/t	80	120	160	200
PCR	kg/t	500	500	500	500
RAR	kg/t	420	380	340	300
Coke ratio	t/m ³ ・d	2.2	2.2	2.2	2.2
Production	°C	1510	1506	1505	1502
Hot metal temperature	Nm ³ /min	7800	7150	6600	6080
Blast volume	%	1.0	3.0	5.0	7.0
O ₂ enrichment	°C	2110	2119	2109	2101
TFT	mm	18.0			
Mean size of sinter	%	33.6			
JIS-RDI of sinter	%	67.0			
JIS-RI of sinter	mm	45.5			
Mean size of coke	%	83.2			
DI of coke	-	1.25			
CaO/SiO ₂ of slag					



(b) Gas conditions

Fig. 1. Experimental reducing conditions determined with 2-dimensional mathematical simulation model of blast furnace.

ていない。ここで、Fig.1 (a) の上図に本モデルで計算される高炉の炉内半径位置 (例として $r/R = 0.05, 0.55, 0.95$) の温度変化と、本実験で定めたヒートパターンを示す。本モデルの計算結果についても、各半径位置で熱保存帯が観察できる。しかし、実験では高炉に装入される焼結鉄の平均的な温度変化を再現するため、各半径位置 $r/R = 0.05, 0.15, \sim 0.95$ (-) の10箇所の温度とその位置の固体の存在割合から荷重平均しており、結果として熱保存帯がないヒートパターンとなっている。

2・2 塊状帯における還元粉化性に及ぼす焼結鉄性状とH₂濃度の影響

還元粉化性に及ぼす焼結鉄性状とH₂濃度の影響を調査するため、高炉内の雰囲気模擬した還元粉化実験を実施した。実験に用いた試料は、前述の4種類の焼結鉄 (A) - (D) とし、焼結鉄の粒度は15.0~19.0mmとした。

Fig.2に実験装置の概要を示す。装置は、3分割電気炉、反応管、ガス予熱炉、ガス混合装置で構成され、反応管はアルミナ製 (内径: 50mm, 長さ: 1500mm) で、縦型に設置した。このとき、均熱帯は下方から上方へのガス流通下において±15℃の範囲とし、その長さは1000℃で300mmであった。

実験では、白金製の籠に充填した試料600gを均熱帯の中央に設置し、Fig.1に示すの所定温度とガス組成で還元した。ガス流量は15L/minとした。但し、昇温過程の還元粉化を評価するため、最高温度が200, 400, 600, 800, 1000℃の5水準の中断実験を実施し、所定温度に達すると同時に、還元ガスをN₂ガスで置換して冷却した。還元後はIwanagaら³⁾の還元粉化実験に従い、試料から500gを採取し、室温の回転ドラム (内径: 130mm, 長さ: 200mm, 回転数:

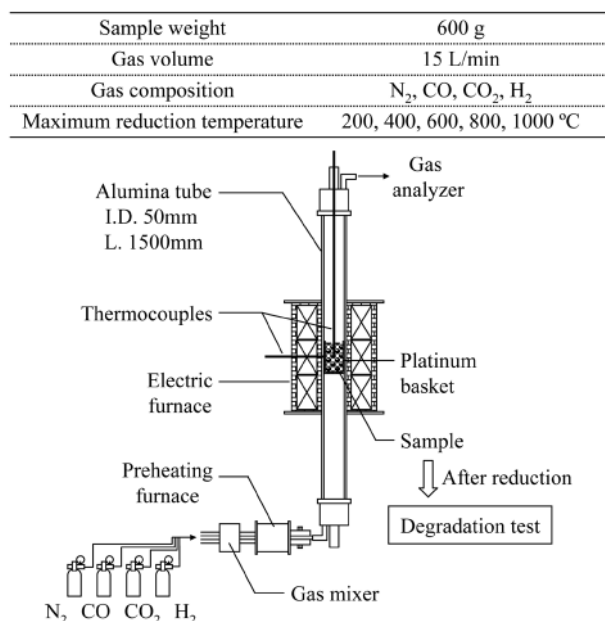


Fig. 2. Schematic view of vertical reduction test.

30rpm) で900回転した後、粒度分布を測定した。還元粉化実験は、焼結鉄とガス組成、還元温度を変え、それぞれN=3で実施しており、後述の試験結果の図中では平均値をプロットし、その他はエラーバーとして表記する。

2・3 融着帯における荷重軟化性に及ぼす焼結鉄性状とH₂濃度の影響

荷重軟化性に及ぼす焼結鉄性状とH₂濃度の影響を調査するため、高炉内の雰囲気模擬した荷重軟化実験を実施した。実験に用いた試料は、還元粉化実験と同様の4種類の焼結鉄 (A) - (D) とし、焼結鉄の粒度は、4.8~6.7mmとした。

Fig.3に実験装置の概要を示す。装置は、電気炉、反応管、荷重発生装置、ガス予熱炉、ガス混合装置、ガス分析装置で構成される。炉体は、黒鉛ヒーターを用いた縦型電気炉で、反応管は、アルミナ製 (内径: 80mm, 長さ: 1000mm) とした。反応管の中に設置する坩堝は、内径65mmのカーボン製で、ガスと溶融物を通過させるため、坩堝の底に内径6.7mmの穴を設けた。上部の重錘移動式の荷重発生装置は、カーボン製のロットを通じて試料に荷重を加え、同時に焼結鉄の軟化溶融による高さ方向の変化量を測定できる構造となっている。均熱帯は、ガス流通下において±15℃の範囲とし、その長さは1650℃で50mmであった。

実験では、坩堝に充填した試料100gを均熱帯中央に設置し、図中に示すような荷重を加えながら、所定温度とガス組成で還元した。ガス流量は6L/minとした。高炉内では、水性ガス化反応 ($C + H_2O = CO + H_2$, $C + 2H_2O = CO_2 +$

Sample weight	100 g
Gas volume	6 L/min
Gas composition	N ₂ , CO, CO ₂ , H ₂
Maximum reduction temperature	1650 °C

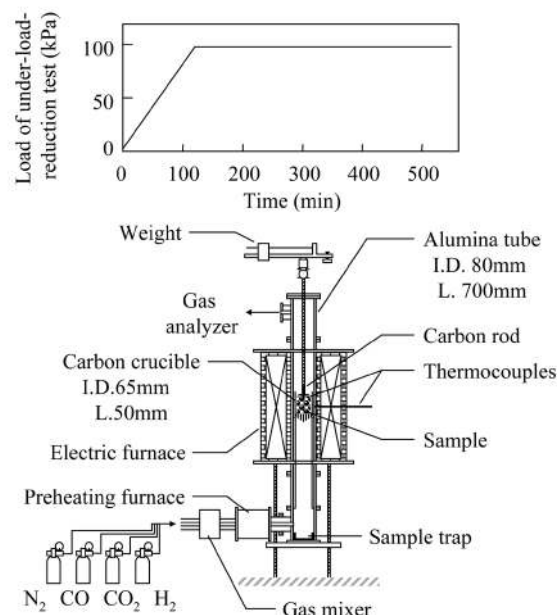


Fig. 3. Schematic view of under-load-reduction test.

2H₂), および水性ガスシフト反応 ($\text{CO} + \text{H}_2\text{O} = \text{CO}_2 + \text{H}_2$) が考えられる^{18,19)} ため, 実験条件を算出した高炉2次元モデルでは, これらを考慮したガス組成の変化が考慮されている。また, 加熱温度は, 焼結鉄の軟化・溶融・滴下までを評価するため, 1650°Cとした。実験終了後は, 還元ガスをN₂ガスで置換し徐冷し, 実験後に回収した試料は, 溶鉄とスラグに分離して化学分析を実施した。荷重軟化実験は, 焼結鉄とガス組成を変え, それぞれN=3で実施しており, 後述の試験結果の図中では平均値をプロットし, その他はエラーバーとして表記する。

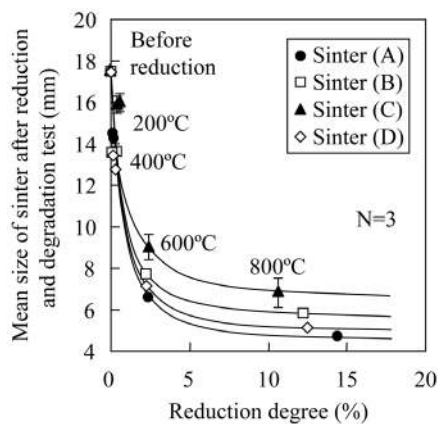
3. 実験結果

3・1 還元粉化性に及ぼす焼結鉄性状とH₂濃度の影響

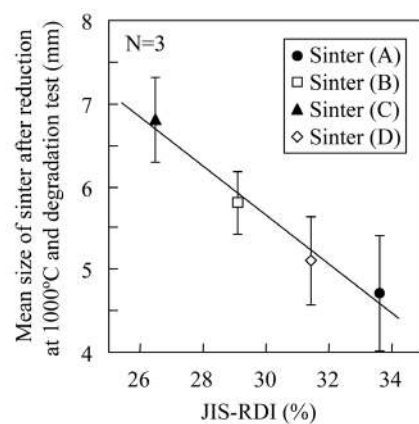
本報ではIwanagaの手法³⁾に従い, 焼結鉄の還元粉化による粒径の低下について粉化実験後の算術平均粒径を用い

て評価した。Fig.4 (a) に平均H₂濃度5.8vol%の条件での焼結鉄 (A) - (D) の還元粉化実験後の還元率と平均粒径との関係を示す。いずれの焼結鉄においても, 温度が上昇して還元が進行するに従い粒径が低下した。特に, 還元温度が400°Cから600°Cの範囲では, 平均粒径の低下が著しい。しかし, 600°C以上となると, 粒径の低下が停滞した。また, Fig.4 (b) には, 焼結鉄のJIS-RDIと1000°Cにおける還元粉化実験後の平均粒径との関係を示す。JIS-RDIが低いほど, 粒径の低下が緩和された。これらの傾向は, 他のH₂濃度の条件においても同様の傾向であった。

Fig.5 (a) に平均H₂濃度3.8, 4.8, 5.8, 6.8vol%の条件での焼結鉄 (A) の還元粉化実験後の還元率と平均粒径との関係を示す。本図より, 焼結鉄の粒径の低下は, H₂濃度が異なるにも関わらず, ほぼ同程度であった。また, 図中には平均H₂濃度5.8vol%のH₂濃度をモル当量が等しくなるようCO濃度に換算し, N₂-CO混合ガスで実施した還元粉

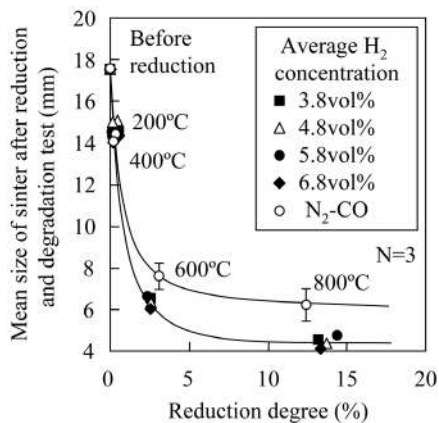


(a) Relation between reduction degree and mean size of sinter after reduction and degradation test.

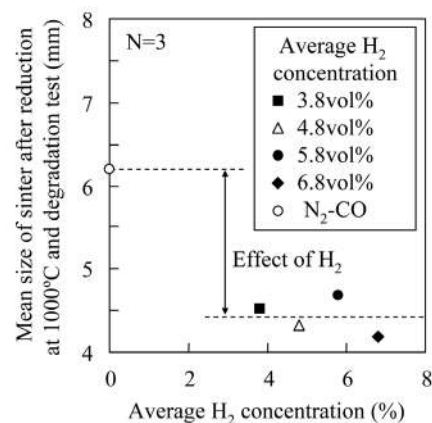


(b) Relation between JIS-RDI and mean size of sinter after reduction at 1000°C and degradation test.

Fig. 4. Effect of specification of tested sample on mean size of sinter after reduction and degradation test.



(a) Relation between reduction degree and mean size of sinter after reduction and degradation test.



(b) Relation between average H₂ concentration and mean size of sinter after reduction at 1000°C and degradation test.

Fig. 5. Effect of reduction gas condition on mean size of sinter (A) after reduction and degradation test.

化実験の結果についても同時に示す。ここで、平均H₂濃度5.8vol%とは、炉頂から羽口レベルまでの平均ガス組成が49.2vol% N₂-33.2vol% CO-11.8vol% CO₂-5.8% H₂であるのに対し、H₂をCOに換算すると46.4vol% N₂-42.4vol% CO-11.2vol% CO₂-0% H₂となる。N₂-COによる還元においては、H₂が含有される条件と比べ、還元粉化が抑制されていることから、H₂の還元粉化への影響が大きいことが分かった。一方、Fig.5 (b)には、還元ガス中の平均H₂濃度と1000℃における還元粉化実験後の平均粒径との関係を示す。H₂濃度の増加に伴い0~3.8vol%間で粒径が低下するが、平均H₂濃度3.8~6.8vol%の範囲において、H₂濃度の還元粉化への影響は小さい。

3・2 荷重軟化性に及ぼす焼結鉍性状とH₂濃度の影響

Fig.6 (a) に平均H₂濃度5.8vol%の条件での焼結鉍 (A) - (D) の荷重軟化実験での焼結鉍温度と圧力損失との関係を示す。本実験で得られた圧力損失の最大値は、JIS-RIの高い焼結鉍 (A) が最も高く、続いて (B), (C) という結果となった。しかし、JIS-RIが (B) と (C) よりも高い焼結鉍 (D) は、圧力損失が最も低い値であった。JIS-RIの最も低い焼結鉍 (C) は軟化溶解しても滴下の進行が遅く、1500℃付近まで坩堝内に滞留していた。

次にFig.6 (b) に平均H₂濃度3.8, 4.8, 5.8, 6.8vol%の条件での焼結鉍 (A) の荷重軟化実験での焼結鉍温度と圧力損失との関係を示す。焼結鉍 (A) の圧力損失の最大値は、H₂濃度の上昇に伴って低下した。また、焼結鉍の溶解開始の温度も高温側へ移行し、滴下が終了する温度はH₂濃度の上昇に伴い低温側に移行した。

4. 考察

4・1 還元粉化性に及ぼす焼結鉍性状とH₂濃度の影響

本研究では、高炉内のガス雰囲気模擬した条件での

H₂濃度の還元粉化への影響を明らかにするため、異なる4種類の焼結鉍を用い、還元ガス中のH₂濃度を調整して焼結鉍性状の影響を調査した。Fig.4 (a) の結果では、400℃から600℃の粒径の低下が顕著であり、N₂-COガスによるIwanaga³⁾の報告と一致した。また、平均H₂濃度5.8vol%条件での焼結鉍 (A) - (D) の粒径の低下は、Fig.4 (b) のようにJIS-RDIと相関がある。

Fig.5の結果からH₂濃度の増大により粉化が増加し、平均H₂濃度3.8~6.8vol%の範囲において、還元ガス中のH₂濃度の還元粉化への影響は小さくなる。Kamiyaら¹⁵⁾は還元時のガス組成において、4vol%まではH₂濃度の増加でRDIと還元率が增加するが、それ以上の増加では、これらは減少すると報告しており、今回の実験結果の傾向と概ね一致する。そこで、この傾向を焼結鉍破壊挙動の観点から確認するため、Sakamotoら²⁰⁾の手法を用いて、焼結鉍中の亀裂のWeibull²¹⁾解析を行った。Weibull解析では、粉化実験を行う前の還元後焼結鉍から試料を採取して断面観察を行い、各粒子につき100本の亀裂を無作為に選択し、その長さを測定して確率密度関数を求めた。亀裂長の分布確率がWeibull分布に従う場合、モード値x_m (μm) は、次の(1) - (3) 式により求められる。

$$\log\{-\ln\{1-G(x)\}\} = \log \beta + m \cdot \log x \dots\dots\dots (1)$$

$$g(x) = dG(x)/dx = m \cdot \beta \cdot x^{m-1} \cdot \exp(-\beta \cdot x^m) \dots\dots\dots (2)$$

$$x_m = (1/\beta)^{1/m} \cdot (1-1/m)^{1/m} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、G(x)、β、m、x、g(x) は、それぞれG(x)：累積分布関数 (-)、β：定数 (-)、m：Weibull係数 (-)、x：亀裂長さ (μm)、g(x)：確率密度関数 (-) である。

Fig.7にWeibull解析の結果を示す。最終還元温度が異なるCase 1~Case 3 (200~600℃) で比較すると、焼結鉍 (A) のモード値x_mが増加している。200℃では数十μm程度の

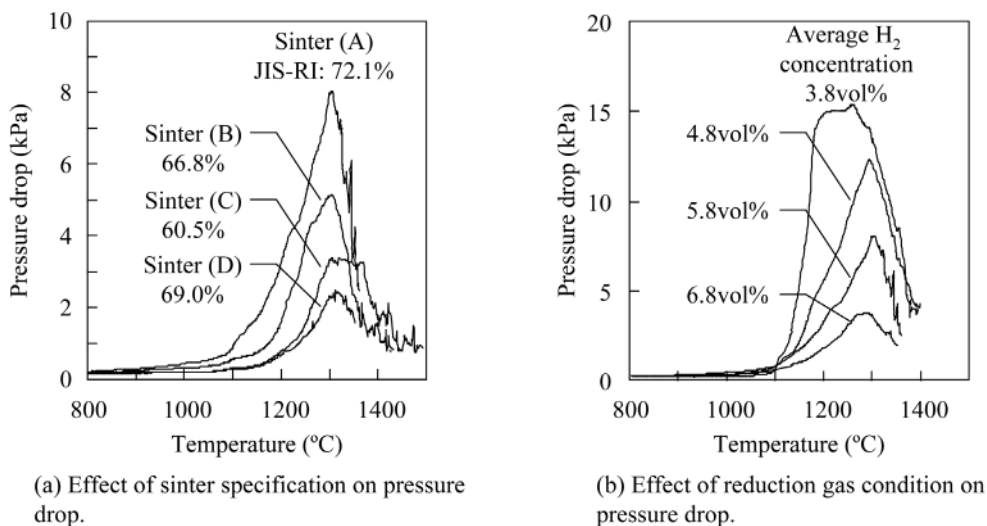


Fig. 6. Experimental results of under-load-reduction test.

微細な亀裂が主体であるのに対し、温度が上昇し還元が進行するに従って亀裂の発生と成長が起り、還元温度が600℃に達するときには、800μm前後の亀裂が多くなる事が分かる。また、Case 2 (400℃) とCase 3 (600℃) を比較すると、モード値 x_m の増加が著しく、Fig.4 (a), Fig.5 (a)の粒径低下の傾向と一致する。次に、 H_2 濃度が異なるCase 3 (平均 H_2 濃度5.8vol%) とCase 4 (平均 H_2 濃度3.8vol%) の2条件で比較すると、モード値 x_m がほぼ同等で H_2 濃度の影響は見られず、更に還元ガス中に H_2 を含有するCase 3と N_2 -CO還元のCase 5を比較すると、Case 3のモード値 x_m が高い。このようにWeibull解析と還元粉化実験の傾向は良く一致しており、 H_2 濃度の影響に関しては3.8vol%までの範囲で亀裂長さが増加し還元粉化が進行するが、平均 H_2 濃度3.8~6.8vol%の範囲においては、亀裂成長への H_2 濃度の影響は小さく、還元粉化も進行しないと考えられる。一方、Inazumiら²²⁾は、焼結組織の亀裂発生状況について、骸晶状菱形ヘマタイトと結晶内包物(マグネタイト、カルシウムフェライト、シリケート系スラグ)の混合組織では、両者の還元速度の違いによる膨張差で亀裂が発生し易いことを述べている。ここで、Fig.8にCase 3 (平均 H_2 濃度5.8vol%) の条件で還元後の断面写真を示す。本試験についても800μm前後の大きな亀裂が発生している領域では、骸晶状菱形ヘマタイトと結晶内包物が混在しており、Inazumiらの知見と一致している。また、 N_2 -COガスにて還元粉化試験を行っているSakamotoら²⁰⁾は、数十μm範囲の亀裂長さで解析しているが、本実験のCase 3やCase 4では、800μm前後の粗大な亀裂が多数確認されている。この

Test No.	Sample	Average H_2 (vol%)	Maximum Temperature (°C)	Mode length of crack x_m (μm)	Weibull modulus m (-)
Case 1	Sinter (A)	5.8	200	54	1.1
Case 2	Sinter (A)	5.8	400	101	1.2
Case 3	Sinter (A)	5.8	600	802	2.1
Case 4	Sinter (A)	3.8	600	785	2.1
Case 5	Sinter (A)	N_2 -CO	600	537	1.8

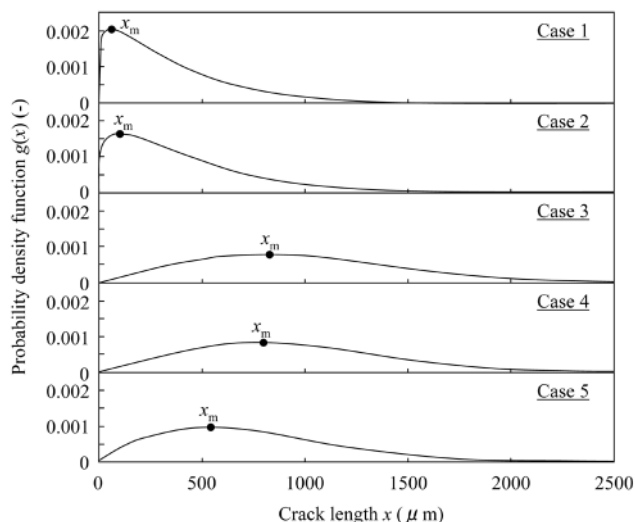
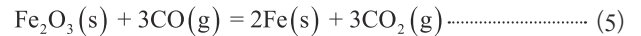
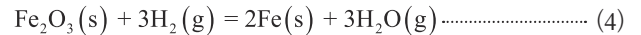


Fig. 7. Effect of reduction temperature and gas condition to crack distributions in sinter (A).

発生する亀裂長さの違いは、本実験ではCOよりも還元速度の速い H_2 を還元ガスとして用いており、還元中の骸晶状菱形ヘマタイトと結晶内包物との膨張差が増大したためではないかと推察される。

次に、 H_2 の還元メカニズムを解明するため、(4)、(5)式の反応形態である未反応核モデル²³⁾について、還元速度解析を行った。



ここで、未反応核モデルによる還元速度解析を行うため、還元温度を600℃、還元時間を3hr、平均 H_2 濃度3.8, 4.8, 5.8, 6.8vol%のガス組成とした等温還元実験を別途実施した。Fig.9には、未反応核モデルより算出した有効拡散係数 De を示す。平均 H_2 濃度3.8, 4.8, 5.8, 6.8vol%の還元では、いずれも N_2 -CO還元よりも有効拡散係数 De が増加している。しかし、平均 H_2 濃度3.8vol%以上では、 H_2 濃度の有効拡散係数への影響は見られなかった。Ishiiら²⁴⁾は、焼結鉄のCO還元における H_2 添加の影響に関し、450℃~600℃では還元抑制効果が、600~800℃では還元促進効果があると報告しており、本論文の平均 H_2 濃度3.8vol%以下

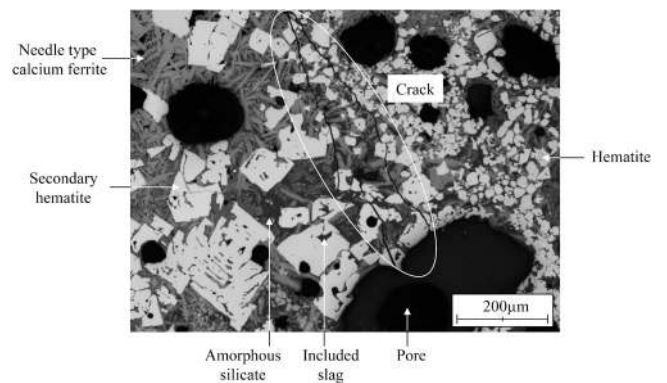


Fig. 8. Cross sectional micrograph of partially reduced sinter (A).

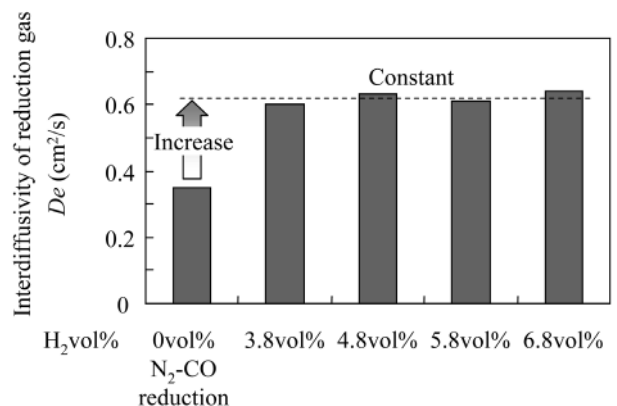


Fig. 9. Calculation results of the reduction rates analysis with the un-reacted core model at 600℃.

の条件では、還元促進効果として現れていると考えられる。また、平均 H_2 濃度3.8vol%以上の H_2 濃度の領域では、上記解析の結果から還元ガス拡散が律速となっていると推定される。以上のことから、平均 H_2 濃度3.8vol%以下の領域では、 H_2 濃度の上昇により、焼結鉱内部での還元ガスの拡散が促されるため、焼結鉱の亀裂長さが増加して還元粉化が助長されるが、それ以上の H_2 濃度の領域では、還元ガスの焼結鉱中での拡散が律速となり、亀裂の発生と成長が停滞するものと推察される。

4・2 荷重軟化性に及ぼす焼結鉱性状と H_2 濃度の影響

高PCR操業の炉内雰囲気を考慮した場合、還元ポテンシャルが上昇し、固体での還元率が上昇してFeOを含有した低融点スラグ等の生成が抑制され高温性状が改善される⁵⁾。そこで本実験結果における高PCR操業を模擬した炉内雰囲気でのJIS-RIの影響について着目すると、Fig.6 (a)ではJIS-RIの高い焼結鉱(A)が最も圧力損失の最大値が高く、(B)、(C)、(D)の順に低下しておりJIS-RIの影響は明確ではなかった。一方、Fig.6 (b)では圧力損失の最大値は、 H_2 濃度の上昇に伴って低下しており、これは固体での還元率が上昇したことによると推察された。

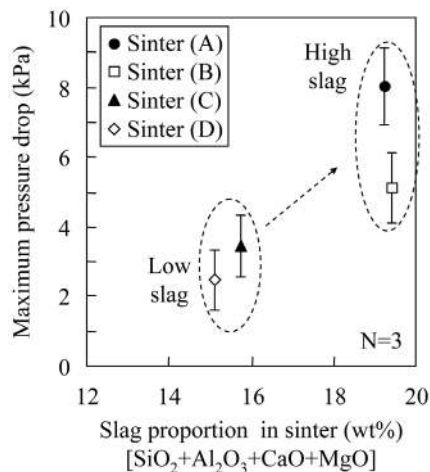
また、還元性以外の要因の影響も大きいと考えられるため、スラグ分の影響についても検討した。ここで、スラグの粘度については、FeOの影響が大きいことが知られているが、滴下時のスラグ中のFeOは数%程度である²⁵⁾。本実験についても滴下後のスラグ中FeOを分析したが、0.2~0.5%程度と低く、FeOのスラグ粘度への影響は小さいと仮定し、結果を整理した。Fig.10 (a)に試料中の SiO_2 、 Al_2O_3 、CaO、MgOの合計のスラグ割合と平均 H_2 濃度5.8vol%の条件による荷重軟化実験の圧力損失の最大値との関係を示す。焼結鉱の軟化溶融時の圧力損失は、焼結鉱中のスラグ割合の増加に伴って上昇する。一方、Fig.10 (b)には、荷重

軟化実験後の滴下したスラグの化学成分を用いて算出した1500℃のスラグ粘度²⁶⁾と、荷重軟化実験の圧力損失の最大値との関係を示す。軟化溶融している1500℃のCaO- SiO_2 - Al_2O_3 -MgO系スラグの粘度は、Fe-C系合金の粘度3~8×10⁻³Pa・sと比べ、0.2~32Pa・sと高く²⁷⁾、スラグ粘度が高い場合は高炉下部の通気性が悪化することが知られているが^{28,29)}、同程度のスラグ量の条件であれば、スラグ粘度の高い方が圧力損失が増加する傾向を本実験結果からも確認できた。

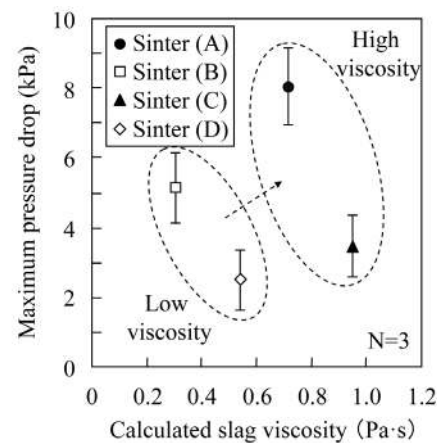
4・3 溶融開始温度と滴下終了温度に及ぼす焼結鉱性状と H_2 濃度の影響

高炉下部での通気性を左右する因子として、融着層の層厚が考えられる。そこで、本研究では荷重軟化実験から得られた結果について、S値¹⁾を参考にし、溶融開始温度 T_i と滴下終了温度 T_f を定義し、これらに及ぼす焼結鉱性状と H_2 濃度の影響を検討した。ここで、溶融開始温度 T_i は坩堝内の試料の収縮率が5%に達した温度、また、滴下終了温度 T_f は収縮率が95%に達した温度と定義した。また、収縮率とは、荷重軟化実験時に測定される試料層厚の変化率のことである。ここで、実験中に試料に加える荷重や、ガスの抗力による試料の滑落、溶融物の滞留が観測されたため、焼結鉱の軟化溶融による試料高さの変化を正確に評価するために0~5%、95~100%の範囲を評価対象から除外した。Fig.11 (a)に焼結鉱(A)-(D)のJIS-RIと荷重軟化実験で得られた溶融開始温度 T_i と滴下終了温度 T_f との関係を示す。焼結鉱の溶融開始温度 T_i は、JIS-RIとの相関が認められずほぼ一定であった。また、滴下終了温度 T_f も、JIS-RIとの相関が見られず、焼結鉱(D)が最も低く、焼結鉱(C)が最も高い温度となった。

Fig.11 (b)に焼結鉱(A)-(D)のJIS-RIと、平均 H_2 濃度5.8vol%の条件で1000℃まで還元した焼結鉱中のFeO濃度



(a) Relation between slag proportion in sinter and maximum pressure drop.



(b) Relation between calculated slag viscosity at 1500°C and maximum pressure drop.

Fig. 10. Effect of slag proportion and slag viscosity to maximum pressure drop.

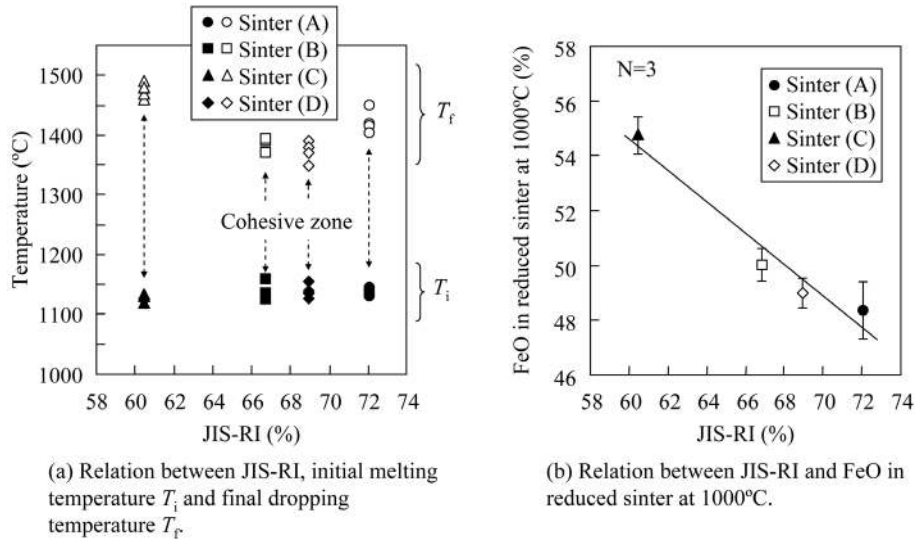


Fig. 11. Effect of JIS-RI to initial melting temperature T_i , final dropping temperature T_f and FeO in reduced sinter at 1000°C on under-load-reduction test.

との関係を示す。焼結鉱中のFeO濃度は、JIS-RIと相関があり、焼結鉱(A)が最も低く、焼結鉱(C)が最も高い値であった。Hatanoら³⁰⁾は、焼結鉱の耐軟化性は、スラグの融点を低下させる残留FeO量の影響が大きいことを示しているが、Fig.11 (a)の結果とは一致しないため、焼結鉱性状を変えた条件では残留FeO量の影響は小さいと考えられる。一方、Fig.6 (b)に示す荷重軟化実験において、 H_2 濃度の増加に伴って溶融開始温度 T_i が高温度側へ移行しているが、この場合には還元速度の速い H_2 濃度が高いほど、焼結鉱中のFeO濃度が低下するためと考えられる。

一方、Fig.11 (a)に示す滴下終了温度 T_f は、スラグ割合と粘度が低い焼結鉱(D)が最も低い。しかし、スラグ割合が少ないにも関わらず、焼結鉱(C)の滴下終了温度 T_f が高い。これは焼結鉱(C)の塩基度が $CaO/SiO_2 = 2.48$ (-)と高く、滴下したスラグの粘度が最も高いことに起因していると考えられる。

4・4 高炉内の通気性改善に適した焼結鉱品質の評価

4・4・1 高炉2次元モデルの概要

日常の操業変動が大きい高炉の装入条件や、送風条件の影響を速やかに予測するため、弊社では高炉2次元モデルの開発に取り組んできた^{13,14)}。本モデルは、炉内の諸現象に対応したサブモデルから構成され、Fig.12に示す計算フローに従って定常状態における炉内状況の2次元的な分布が得られる。

モデル中の焼結鉱の粉化現象は、平均粒径の低下として取り扱われ、Fig.12中に示す固体流れのモデルと結合し、粉化後の粒子個数のバランスを取っている。また、塊状帯と融着帯の通気性は、Ergun式³¹⁾を用いて計算している。炉内の圧力損失への影響が大きい焼結鉱の粒径 D_{po} は、Iwanagaの式³⁾の(6)式で求められる。

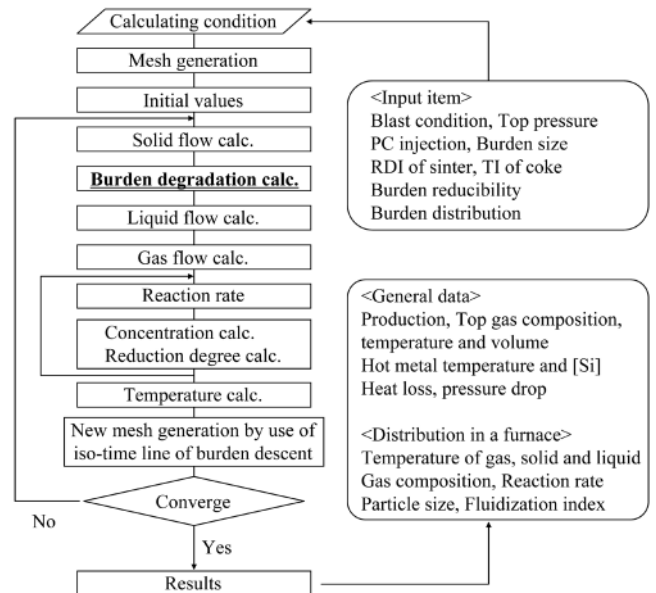


Fig. 12. Flow chart of 2-dimensional mathematical simulation model of blast furnace.

$$D_{po} = D_{pi} - b \cdot f_s + a \cdot f_s^2 \dots \dots \dots (6)$$

ここで、 D_{pi} 、 D_{po} 、 f_s 、 a 、 b は、それぞれ D_{pi} 、 D_{po} ：還元前後の焼結鉱の粒径 (mm)、 f_s ：還元率 (%)、 a 、 b ：焼結鉱の種類、粒径、および還元温度により定まる定数 (-) である。

本研究では、焼結鉱性状と H_2 濃度の影響を調査した還元粉化実験の結果を基に焼結鉱の粒径は(7)式で表せると仮定し、回帰的に係数を求めた。

$$D_{po} = \gamma \cdot (D_{pi} - b \cdot f_s + a \cdot f_s^2) \dots \dots \dots (7)$$

$$\gamma = 0.84$$

ここで、 γ は定数 (-) であり、(7)式は実験で用いた還元

ガスの平均H₂濃度3.8~6.8vol%の範囲で成立すると考えられるが、近年の高炉操業では、これを大きく外れた操業は見られない。

また、従来のモデルにおいては、融着帯を1200~1400℃の範囲と仮定し、圧力損失を計算していたが、Fig.11の結果を基に、溶融開始温度T_iと滴下終了温度T_fについての以下の回帰式を求めた。

$$T_i(°C) = 1067.6 + 5.16 \cdot [H_2] + 0.73 \cdot RI - 0.64 \cdot Slag - 10.8 \cdot \eta_{1500} \quad (8)$$

$$T_f(°C) = 1452.6 + 0.026 \cdot [H_2] - 4.35 \cdot RI + 9.31 \cdot Slag + 14.48 \cdot \eta_{1500} \quad (9)$$

ここで、[H₂]、RI、Slag、η₁₅₀₀は、それぞれ[H₂]：羽口レベルの炉内の水素濃度 (vol%)、RI：被還元性 (%)、Slag：焼結鉱中のスラグ合計割合 (SiO₂ + CaO + Al₂O₃ + MgO) (wt%)、η₁₅₀₀：スラグ粘度 (Pa・s) である。モデル内では、溶融開始温度T_iから滴下終了温度T_fの温度範囲の領域が融着帯として取り扱われる。

4・4・2 高炉2次元モデルによる焼結鉱品質の評価

Fig.13 (a) に、高炉2次元モデルを用いて計算した炉頂から羽口レベルまでの圧力損失の計算結果を示す。高炉2次元モデルの計算条件は、実機と同じく炉容積5500m³、出鉄比2.2t/m³・d、RAR500kg/t、PCR160kg/tとし、計算で用いた焼結鉱は焼結鉱(A)の性状とした。また、図中には実機のシャフト圧力計の測定値から求めた圧力損失も示す。従来の高炉2次元モデルでは、炉頂から羽口レベルまでの圧力損失が実機の圧力損失よりも低い値となっていた。特に、塊状帯と融着帯では、炉頂部より降下するに従い、圧力損

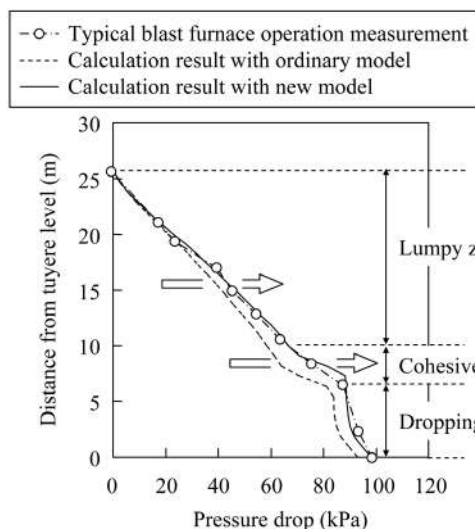
失の乖離が見られた。一方、今回の解析結果を適用した場合、その乖離が見られず、実機の圧力損失と良く一致した。また、Fig.13 (b) には本モデルを用いて計算した融着帯形状を示す。従来モデルでは融着帯を1200~1400℃の温度領域として扱っていたが、モデル変更後は1140~1390℃が融着帯となる。圧力損失との対応を考慮すると、従来の結果は融着帯の厚さが小さく算出されていた可能性がある。

次に、本モデルを用いて焼結鉱(A) - (D)の高炉内の通気性に及ぼす影響を推定した結果をTable 3に示す。装入原料の計算条件は、焼結鉱比63.2wt%、塊鉄比24.0wt%、ペレット比7.0wt%、その他鉄源5.8wt%の操業とし、スラグの塩基度も一定とした。焼結鉱中のT.Feの増減による出鉄比の変動は、送風量を調整し一定とした。

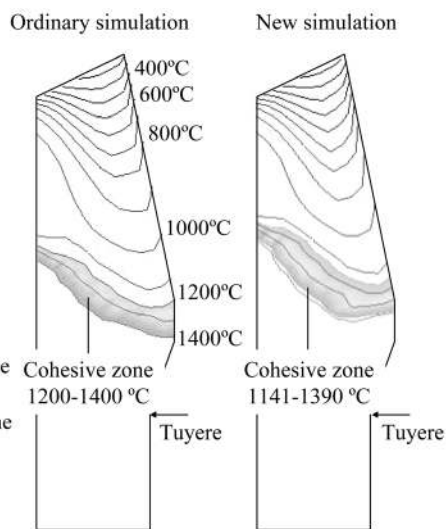
表中に見られるように、焼結鉱(A)を使用する操業ではJIS-RDIが高いため、塊状帯の圧力損失が高く、焼結鉱(C)

Table 3. Calculation results of blast furnace operation with new 2-dimensional mathematical simulation model.

		Sinter (A)	Sinter (B)	Sinter (C)	Sinter (D)	Low RDI low slag
RDI	%	33.6	29.1	26.5	31.4	26.5
Production	t/m ³ ·d	2.2	2.2	2.2	2.2	2.2
RAR	kg/t	500	496	486	487	476
CR	kg/t	340	336	326	327	316
PCR	kg/t	160	160	160	160	160
Slag ratio	kg/t	306	298	256	251	251
Pressure drop Lumpy zone	kPa	67	64	62	65	62
Pressure drop Cohesive zone	kPa	26	23	26	18	18
Pressure drop Dropping zone	kPa	13	11	14	12	12
Pressure drop Total	kPa	106	98	102	95	92



(a) Comparison of pressure drop between calculation results with 2-dimensional mathematical simulation model and typical blast furnace operation.



(b) Comparison of cohesive zone between ordinary and new 2-dimensional mathematical simulation model.

Fig. 13. Comparison of pressure drop and cohesive zone between calculation results with 2-dimensional mathematical simulation model and typical blast furnace operation.

は融着帯が肥大化するため、炉下部での圧力損失が高い。また、スラグ割合とスラグ粘度が低い焼結鉱(D)は、高炉内の通気性の改善に有効である。更に、焼結鉱(D)についてRDIを焼結鉱(C)と同程度まで向上させることが可能となった場合、焼結鉱(A)を使用する場合と比べ、通気性を約13%改善できる可能性があることが判明した。

5. 結言

本研究では、今後想定される高PCR操業や水素系還元材(LNGやH₂)吹き込み操業の炉内雰囲気を再現し、焼結鉱品質や還元ガス組成が還元粉化性や荷重軟化性に及ぼす影響を圧力損失に着目して調査した。また、本実験結果を元に従来のシミュレーションモデルの高精度化を試み、高炉の通気性改善に適した焼結鉱品質について検討し、以下の知見を得た。

(1) 還元粉化実験において、還元ガス中のH₂濃度の増大により還元粉化が増加するが、平均H₂濃度3.8~6.8vol%の範囲において、H₂濃度の還元粉化への影響は低下した。これは平均H₂濃度3.8vol%以下の領域では、H₂濃度の上昇にともなって焼結鉱内部での還元ガスの拡散が促され、焼結鉱の亀裂長さが増加して還元粉化が助長されるが、平均H₂濃度3.8vol%以上の領域では、拡散が律速となり、亀裂の発生と成長が停滞することによると推察された。

(2) 荷重軟化特性においては、H₂濃度およびスラグ量の影響が比較的大きく、これらの上昇または低下により高温性状が改善された。H₂濃度の影響に関しては、還元ポテンシャルの上昇に伴う固体での還元率の上昇により、FeOを含有した低融点スラグ等の生成が抑制されたことが考えられる。

(3) 実験結果に基づき還元粉化特性と荷重軟化特性を定式化し、高炉2次元モデルへ適用した結果、従来に比べ炉頂から羽口レベルまでの圧力損失の計算値は、実機の実測値と良く一致するようになった。

(4) 上記モデルを用い推算した結果、焼結鉱性状としてRDIとスラグ量および粘度が高炉の通気性へ大きく影響した。

文 献

- 1) A.Tayama, Y.Shimomura, K.Kushima, T.Nakata and K.Fujita: Proc. 39th Ironmaking Conf., AIME, PA, (1980), 390.
- 2) K.Mochizuki, T.Murai, Y.Kawaguchi and Y.Iwanaga: *Tetsu-to-Hagané*, **72**(1986), 1855.
- 3) Y.Iwanaga: *Tetsu-to-Hagané*, **68**(1982), 740.
- 4) R.Nakajima, T.Sumigama, K.Wakimoto, S.Nagano, H.Kawata and M.Sakurai: *Tetsu-to-Hagané*, **73**(1987), 1964.
- 5) H.Noda, K.Ichikawa, S.Machida and N.Sakamoto: *Tetsu-to-Hagané*, **86**(2000), 17.
- 6) H.Kokubu, A.Sasaki, S.Taguchi and N.Tsuchiya: *Tetsu-to-Hagané*, **68**(1982), 2338.
- 7) K.Yamaguchi, K.Higuchi, Y.Hosotani, A.Ohshio and S.Kasama: *Tetsu-to-Hagané*, **84**(1998), 702.
- 8) K.Yamamoto, Y.Kashihara and H.Tsukiji: *JFE Steel Tech. Rep.*, **22**(2008), 55.
- 9) N.Sakamoto, H.Noda, Y.Iwata, H.Saito and T.Miyashita: *Tetsu-to-Hagané*, **73**(1987), 1504.
- 10) Y.Niwa, N.Sakamoto, O.Komatsu, H.Noda and A.Kumasaka: *Tetsu-to-Hagané*, **78**(1992), 1029.
- 11) JIS M8713, Iron ores-Determination of reducibility by the final degree of reduction index, (2009).
- 12) JIS M8720, Iron ores-Determination of low-temperature reduction-disintegration, (2006).
- 13) Y.Sawa, K.Takeda and S.Taguchi: *Proc. 50th Iron making Conf. of AIME*, **50**(1991), 417.
- 14) T.Sato, T.Nouchi and M.Kiguchi: *KAWASAKI Steel Tech. Rep.*, **29**(1997), 30.
- 15) Y.Kamiya, T.Murakami and E.Kasai: *CAMP-ISIJ*, **23**(2010), 875, CD-ROM.
- 16) M.Sato, T.Maruyama, I.Okochi, A.Shimomura, A.Sakai and A.Maki: *NKK Tech. Rev.*, **166**(1999), 60.
- 17) Handbook of Iron and Steel, 3rd ed., Vol.I, ed. by ISIJ, Maruzen, Tokyo, (1981), 115.
- 18) Y.Kashiwaya and K.Ishii: *Tetsu-to-Hagané*, **79**(1993), 1305.
- 19) Y.Kashiwaya and K.Ishii: *Tetsu-to-Hagané*, **79**(1993), 1311.
- 20) N.Sakamoto, H.Fukuyo, Y.Iwata and T.Miyashita: *Tetsu-to-Hagané*, **70**(1984), 512.
- 21) R.W.Davidge: *Mechanical Behavior of Ceramics*, Cambridge University Press, Cambridge, (1979), 493.
- 22) T.Inazumi, H.Imai, T.Takeuchi and Y.Fujiki: *Koubutu Kogaku, Asakurashoten*, Tokyo, (1976), 213.
- 23) T.Murayama and Y.Ono: *Tetsu-to-Hagané*, **67**(1981), 1478.
- 24) K.Ishii, N.Kasai, Y.Kashiwaya and S.Kondo: *Tetsu-to-Hagané*, **73**(1987), 1519.
- 25) A.Shigemi: *Seisen Handbook*, Tijinshokan, Tokyo, (1979), 127.
- 26) M.Hoshi and T.Kawaguchi: *CAMP-ISIJ*, **12**(1999), 710.
- 27) Handbook of Iron and Steel, 3rd ed., Vol.I, ed. by ISIJ, Maruzen, Tokyo, (1981), 39.
- 28) T.Fukutake and V.Rajakumar: *Tetsu-to-Hagané*, **66**(1980), 1937.
- 29) M.Matsuura and Y.Ohno: *Tetsu-to-Hagané*, **80**(1994), 884.
- 30) M.Hatano, T.Miyazaki, T.Shimoda, Y.Iwanaga and T.Kirino: *Tetsu-to-Hagané*, **66**(1980), S699.
- 31) S.Ergun: *Chem. Eng. Progr.*, **48**(1952), 59.