

論 文

UDC 669.162.282 : 622.341.1-188 : 622.341.1-185 : 669.162.263

高炉の軟化溶解帯における装入原料の収縮
および圧損について*

斧 勝 也** ・ 肥 田 行 博***

重 見 彰 利**** ・ 児 玉 惟 孝*****

The Shrinkage of Burden Materials and Pressure Drop of Gas
in Softening and Fusing Zones of Blast Furnace

Katsuya ONO, Yukihiro HIDA,

Akitoshi SHIGEMI, and Koretake KODAMA

Synopsis:

The behavior of burden materials in the softening and fusing zones in the blast furnace was investigated using sinters and pellets under the condition simulating the blast furnace.

Materials with higher basicity showed less degrees of shrinkage at the same elevated temperature and begin to melt and drop at higher temperatures than materials with low basicity, because the materials with higher basicity have higher melting points. The degree of shrinkage of the materials studied was 70~90%, when they began to melt down.

An experiment for pressure drop of gas through the shrinkaged material was carried out and the following equation was presented;

$$K = K_0 \cdot 10^{\alpha\sigma}$$

where. K : index of permeability resistance of softened material

K_0 : index of permeability resistance before shrinkage

σ : degree of shrinkage

α : constant determined by the brand and size of the material

Using this equation, some consideration was tried for the pressure drop of gas in the softening and fusing zones in the actual blast furnace.

1. 結 言

高炉装入物の性状は高炉の生産性と密接な関係があり、原料については常温性状のみならず、還元粉化、熱割れ、還元膨張、荷重軟化などの高温性状も検討されるようになってきた。しかしこれらは予熱、還元、軟化過程までを対象としたものであり、これにつづく造滓-溶解過程については実験室的にスラグの性状を検討したもの^{1)~4)}あるいはFeOの還元速度などを検討したもの^{5)~7)}

がおもで、原料性状と溶融滴下挙動との関連で検討された例は少ない。HAVERKAMP ら⁸⁾は鉄鉱石、焼結、ペレットについて液融滴下時の状況および組成変化などを検討しているが、無荷重での実験であり溶融滴下時の原料の収縮、圧損については検討されていない。最近、高炉を水で急冷して炉内を調査することが試みられており^{9)~11)}その結果によれば炉内に装入原料から生成した岩盤状の融着層が存在することが認められている。この融着層はかなり緻密な層であり、炉内ガスの通気性にか

* 昭和 49 年 8 月 1 日受付 (Received Aug. 1, 1974)

** 新日本製鉄(株)八幡技術研究所 (Yahata Works, Nippon Steel Corp. Edamitsu, Yahata, Kitakyu-shu 805)

*** 新日本製鉄(株)基礎研究所 (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

**** 新日本製鉄(株)八幡技術研究所 工博 (Yahata works, Nippon Steel Corp.)

***** 茨城大学工学部 工博 (Ibaraki University)

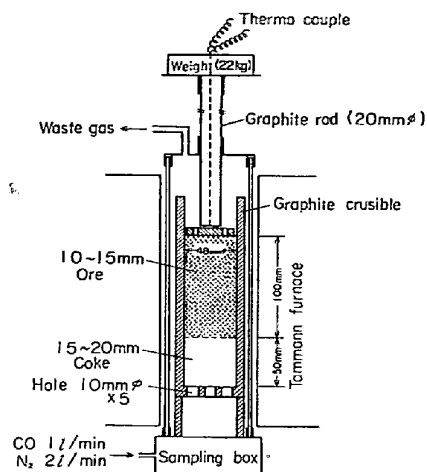


Fig. 1. Experimental apparatus for softening and melting of ore.

なり大きな影響を与えるものと考えられる。

本研究はこの点に着目し高炉原料の大部分を占める焼結鉱、ペレットについて荷重下での熔融滴下実験を行ない、軟化から滴下までの収縮および通気性について検討したものである。またこの結果を利用して実高炉の圧損について若干の考察を加えた。

2. 実験方法

2.1 軟化および滴下実験

実験装置は Fig. 1 に示すとおりで、堅型タンマン炉を使用し、下部に 10 mm ϕ の滴下孔を設けた内径 48 mm ϕ の黒鉛るつぼ中に試料を充填した。黒鉛るつぼの大きさはタンマン炉の内径から許される最大なものとし、試料粒度は高炉装入物の平均粒度に合わせて 10~15 mm とした。試料層の高さは高いほうが好ましいが、タンマン炉内の温度の均一性の幅が約 50 mm のため試料が 50% 収縮したとき試料の温度が一定になるよう 100 mm とした。鉱石試料層の下部にコークス層を設けたが、これは溶解メタルの吸炭用、鉱石層の収縮時の滴下孔の目詰まり防止、および溶解物の下方への円滑な流れを保證するためのもので、コークスの粒度は 15~20 mm とし層高を 50 mm とした。本装置は 1000°C 以上での鉱石の軟化、収縮、滴下状況を調査するのが主目的であるため、1000°C までの過程は JIS 還元法に準じて間接還元を行なわせた試料を前提とした。荷重、炉内雰囲気、昇温条件を Fig. 2 に示す。1000°C までは N_2 雰囲気中で昇温し、1000°C で $CO+N_2$ に切換えて 1 hr 保持したのち、高炉の昇温速度 (10~20°C/min) により近づけるため炉の最大能力の 7°C/min で昇温した。CO ガス量は炉内が還元雰囲気に保たれることを目標と

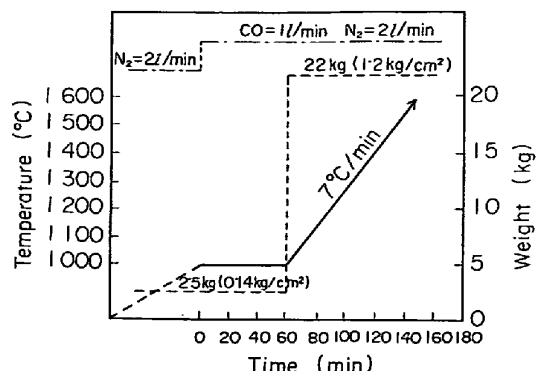


Fig. 2. Experimental condition.

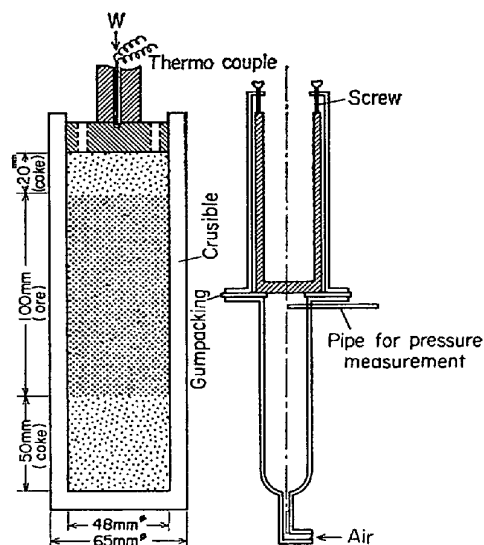


Fig. 3. Experimental apparatus for measurement of bed permeability after shrinkage.

して 1 l/min にし、荷重は中型高炉 (2000 m³) の融着帯近傍での荷重を想定して 1.2 kg/cm² とした。したがって本実験での鉱石の軟化、収縮、滴下条件は高炉内の条件とほぼ一致しているものと考えられる。

2.2 通気性実験

通気性の実験は軟化、融着、滴下過程で測定するのが理想であるが、高温でのるつぼの機密性の低下、その他測定上の困難があるので、今回の実験では実験途中で急冷し、常温による通気性測定を行なった。通気性測定装置を Fig. 3 に示す。

2.3 実験試料

実験に供した焼結鉱およびペレットの化学組成を、Table 1 に示す。

3. 実験結果

3.1 鉱石の軟化、収縮、滴下におよぼす塩基度の影響

3.1.1 ペレットの収縮、滴下

Table 1. Chemical composition of sample ores.

Kinds	Brands	T.Fe	M.Fe	FeO	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	CaO/SiO ₂
Pellet	Unfluxed (Domestic)	65.14	—	0.89	3.67	0.59	0.37	1.10	0.16
	Self-fluxing (Domestic)	62.55	—	1.08	3.66	4.94	0.48	1.19	1.35
	Marcona	65.41	—	1.68	3.44	0.56	0.84	0.88	0.16
	Tobata	68.14	—	8.33	—	—	—	—	—
	Savage River	67.50	—	0.35	1.20	0.16	0.66	0.38	0.13
	Reduced	85.60	70.60	17.80	1.63	—	—	—	—
Sinter	Tobata D.L	56.52	—	7.99	6.03	9.72	1.03	3.24	1.60
	Laboratory (A)	59.65	—	9.40	6.14	6.40	0.62	2.14	1.04
	Laboratory (B)	55.72	—	6.18	6.22	11.70	0.66	1.98	1.88

Table 2. Results of melt down experiment of pellet.

Pellet	Temperature at beginning of melt down (°C)	Temperature at 100% shrinkage (°C)	Accumulative weight of drops melted down (g)			Sample weight (g)
			~1 330°C	~1 350°C	~1 400°C	
Unfluxed (Domestic)	1 300	1 330	25	162	Non weigh	420
Self-fluxing (Domestic)	1 320	1 400	≈0	28	114	370

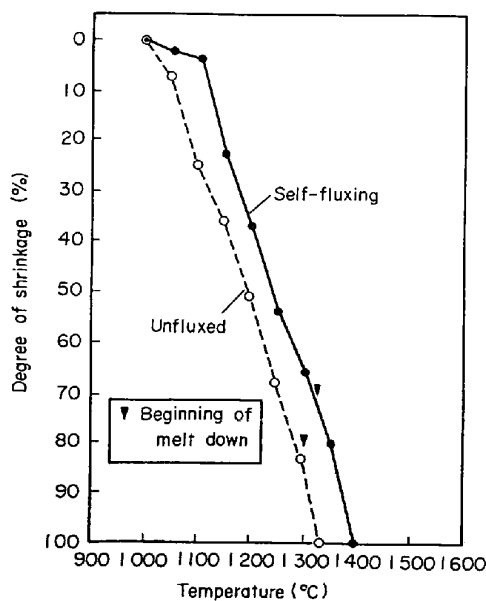


Fig. 4. Shrinkage curve and melt down temperature of pellet.

国内製の酸化ペレットおよび塩基性ペレットを用いて溶融、滴下実験を行なった。本実験では予備実験の意味と高炉内で還元が十分に進行していないときを想定して、予備還元を行なっていないペレットについて実験した。その結果を Fig. 4 に示す。高炉内と相似の条件で各種塩基度の焼結鉱とペレットについて 1 200°C までの荷重軟化性状の比較を行なった結果¹²⁾¹³⁾によると、塩基度の高いものほど収縮率が小さいことが認められている。本実験のように更に高温まで昇温して溶融、滴下させたときにも、Fig. 4 から明らかなように塩基性ペレ

ットのほうが同一温度での収縮率が小さいことが認められた。したがって軟化しやすい酸性ペレットは塩基性にして脈石の融点を上昇させることにより耐軟化性を改善することができる。

一方、滴下は収縮率が 70~80% になったときに始まっている。滴下の状況を Table 2 にまとめて示したが、酸性ペレットのほうが早く滴下を開始しており、同一温度では多く滴下している。収縮率が 100% になる温度*は約 70°C の差があつた。ペレットの化学組成から $\text{CaO} + \text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{MgO} = 100\%$ と補正して 4 元系状態図¹⁴⁾から脈石融点を計算で求めた結果、酸性ペレットの脈石融点は 1 300~1 350°C で塩基性ペレットの脈石融点 1 500~1 550°C よりも低く、そのため滴下温度が低かつたものと考えられる¹⁵⁾。

3.1.2 焼結鉱の収縮、滴下

実験に使用した焼結鉱は戸畑 D・L 焼結鉱 ($\text{CaO}/\text{SiO}_2 = 1.6$) と 250 kg 試験焼結鍋で製造した塩基度の異なる焼結鉱 (CaO/SiO_2 : A=1.04, B=1.88) である。収縮状況を Fig. 5 に示したが、焼結鉱の場合にもペレットと同様塩基度が高いほど収縮しにくくなることが認められる¹²⁾。収縮率の差は 1 200°C 以上の高温で明確になつている。

滴下は収縮率が 75~85% になったときに開始しており、Table 3 に示したように塩基度が低いほど低温より

* 収縮率が 100% になるのは鉱石が収縮して鉱石層が見掛け上消失する温度を指すが、実際にはコークス層にめり込んでコークスと混合して一体となつていることが多い。

Table 3. Results of melt down experiment of sinter.

Sinter	Temperature at beginning of melt down (°C)	Temperature at 100% shrinkage (°C)	Accumulative weight of drops melted down (g)			Sample weight (g)
			~1380°C	~1400°C	~1470°C	
Laboratory (A)	1300	1380	40	Non weigh	Non weigh	270
Laboratory (B)	1450	1475	0	0	123	280
Tobata D.L	1325	1450	≒0	13	Non weigh	320

Table 4. Pre-reducing condition.

Apparatus	For JIS reducing test
Temperature (°C)	1000
Time (min)	180
Reducing gas	CO 30%, N ₂ 70%

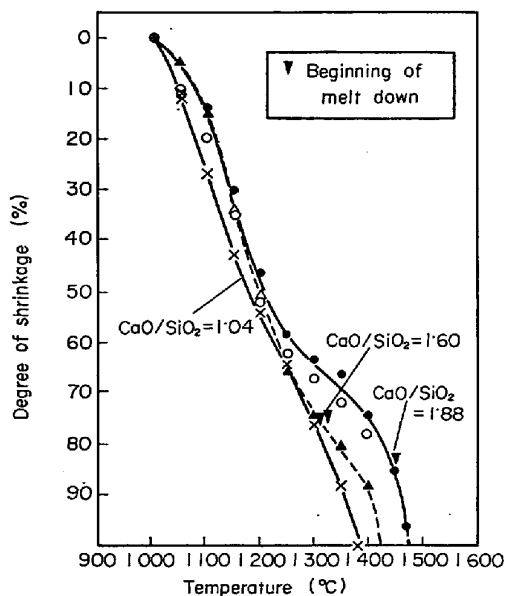


Fig. 5. Shrinkage curve and melt down temperature of sinter.

滴下し始める。塩基度 1.04 と 1.88 との比較では滴下開始温度で約 150°C、100% 収縮率の温度で約 100°C の差が認められた。

3.1.3 収縮、滴下と塩基度との関係について

ペレット、焼結鉱について軟化から滴下までの状況を検討した結果をまとめると次のとおりである。

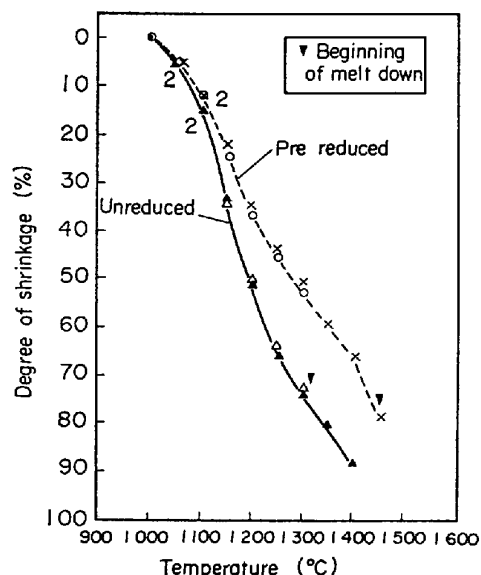
① 塩基度が高いほど同一温度での収縮率は小さく、滴下開始温度、軟化終了温度（収縮率 100% の温度）が高くなる。

② 滴下開始温度と収縮率の関係はあまり明確ではないが、70~85% の収縮率のとき滴下を開始しており、だいたい同一の収縮率で滴下が始まると考えられる。

③ 以上の点より塩基度が高いほど高温で滴下するため、スラグ中の FeO も低くなり、スラグ、メタルの温度も高くなることが考えられ、炉熱、脱硫などの面から有利になると考えられる。

④ 滴下が低温で起こるペレットは塩基性にして改質することは有効であると考えられる。

⑤ 滴下があまり高温になり過ぎることには問題があり、上限があると考えられるが、これらの点については

Fig. 6. Effect of pre-reduction.
(Tobata D.L sinter)

今後検討を行ないたい。

3.2 予備還元鉱石による軟化、収縮、滴下挙動

3.2.1 予備還元焼結鉱、ペレットの収縮、滴下

3.1 では前処理をしていないペレット、焼結鉱の収縮、滴下を検討したが、実高炉では通常の場合約 1000°C まではかなりの間接還元が行なわれており、実高炉内条件と合致していない。そこで 1000°C までの鉱石の高炉内の状況を再現するために、予備還元を行なった試料について予備還元をしない試料との比較で検討した。試料は戸畑 D.L 焼結鉱とマルコナペレットを用いた。予備還元条件を Table 4 に示す。予備還元の割合は高炉内でのガス流れ、温度上昇速度などいろいろの要因に左右されるが、通常操業時では滴下時の還元はかなり進行しており、滴下スラグの FeO は数パーセント以下である¹⁰⁾ことから、予備還元条件は 1000°C、3 hr 一定

Table 5. Results of melt down experiment of pre-reduced ore.

Kinds of ore	Temperature at beginning of melt down (°C)	Weight of drops melt down under 1400°C (g)	Sample weight (g)
Tobata D. L Sinter	1320	13	320
Pre-reduced D. L Sinter	1445	0	180
Marcona pellet	1350	128	270
Pre-reduced Marcona pellet	1390	9	230

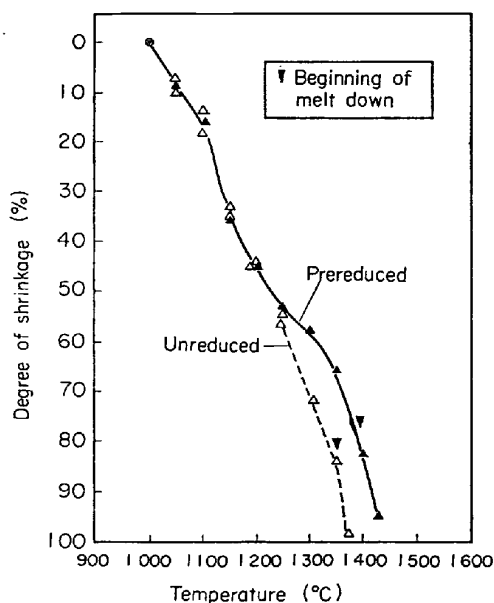


Fig. 7. Effect of pre-reduction. (Marcona pellet)

とし、かなり高い還元率になる条件とした。

軟化、収縮、滴下状況を Fig. 6, Fig. 7 に示す。予備還元を行なったものはいずれも収縮が小さく、とくに高温においてその影響が大きい。焼結鉱およびペレットの予備還元率はいずれも 95～98% であり、低融点の鉱物を作りやすい FeO が少ないため、軟化収縮の割合が小さかつたものと考えられる。滴下状況は Table 5 に示すように、予備還元を行なうと滴下開始温度が高くなることが認められた。このように高炉内では鉱石が十分に間接還元が行なわれているかどうか滴下温度すなわち炉熱に影響する。しかしながら順調に操業されている高炉では極端に被還元性の悪い鉱石を使用しないかぎり、滴下スラグの FeO は低く¹⁰⁾、滴下温度は鉱石の脈石融点に強く左右されるものと考えられる¹⁵⁾。なお Table 5 で予備還元鉱の装入量が予備還元をしていないものより少ないが、これは嵩比重が小さくなっているためである。

3.2.2 内装型還元ペレットの収縮、滴下

炭材を内蔵したペレットを高温で加熱して製造した内装型還元ペレットは、ガス還元ペレットに比較して高温

Table 6. Blending ratio of raw materials and properties of reduced pellet.

Blended Materials (%)	Degree of reduction (%)	Bulk density t/m ³
Fine ore (Savage river) 83	88	28
Coal 17		
Bentnite 3		

で焼成され、固体還元が行なわれているためよく焼きしまっており、高炉内での性状変化がガス還元ペレットと異なるものと考えられる。そこで内装型還元ペレットの軟化、収縮、滴下挙動について同一原料の酸化ペレットおよび予備還元ペレットとの比較で検討した。

酸化ペレットは輸入サベージリバーペレットおよびサベージリバー粉鉱をポットグレートで焼成したペレットの 2 種類とし、予備還元ペレットは輸入サベージリバーペレットを Table 4 に示した 1000°C、3 hr 時間の条件で CO ガス還元を行なったものである。内装型還元ペレットは Table 6 に示す条件で八幡技研のロータリーキルンで焼成したもので、還元率が高くよく焼きしまつた良好なペレットである。

実験結果を Fig. 8 に示したが、内装型還元ペレットは酸化ペレットあるいは予備還元ペレットに比較して、収縮が非常に小さく良好であることが認められた。滴下状況は Table 7 に示したように、還元ペレットの滴下開始温度は若干低くなるが滴下量には特別な差異は認められない。滴下温度の低い理由は、① 石炭添加による脈石組成の変化、② 残留炭素 (C=2%) により浸炭速度が早いことなどが考えられる。

以上の結果より、よく焼きしまつた還元ペレットは軟化、収縮が小さく通気性の面で良好なペレットであるといえる。

3.3 軟化帯における通気性

高炉の塊状帯での圧損に関する式はこれまで多くの研究によりほぼ確立されている^{16)~18)}。しかし通気抵抗が最も大きいと考えられる軟化帯以下の領域についての圧損式についてはまだ確立されていない。机上実験で軟

Table 7. Results of melt down experiment of reduced pellet.

Kinds of pellet		Temperature at beginning of melt down (°C)	Weight of drops melt down under 1400°C (g)	Sample weight (g)
Reduced pellet with internal carbon		1 290	42	400
Oxidized pellet	Laboratory pellet	1 300	92	420
	Commercial pellet	1 350	29	400
Pre-reduced pellet		1 440	0	290

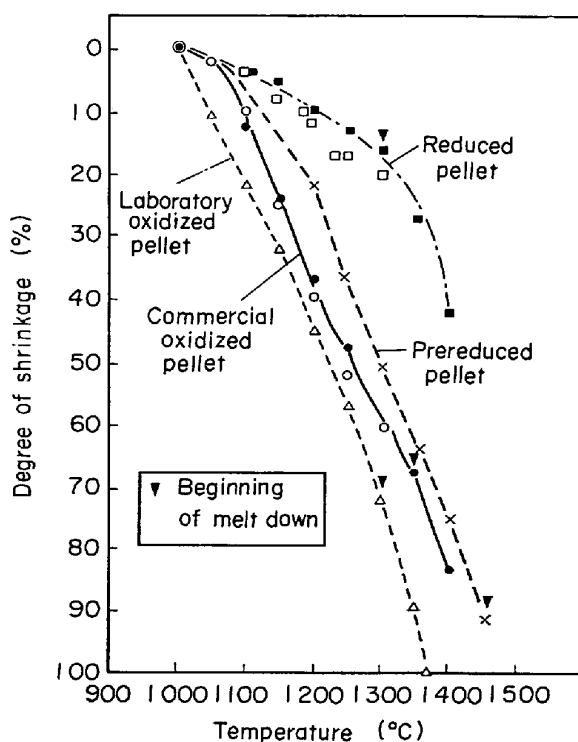


Fig. 8. Shrinkage curve of oxidized pellets, pre-reduced pellet and reduced pellet. (Savage River fine used)

化、溶解帯での通気性を測定した結果¹⁹⁾によると Fig. 9 に示すように軟化収縮時に圧損が急激に上昇し、溶融滴下を開始すると圧損が減少することが認められている。ここでは軟化帯の通気性を推定する方法の手がかりを得る目的で、鉱石の収縮率と通気性との関係を検討した。

3.3.1 軟化鉱石の通気性

軟化鉱石の通気性の測定は、軟化、収縮、滴下実験の昇温過程でとめ直ちに水冷箱で間接冷却した試料について常温で行なった。実験試料は焼結鉱、予備還元焼結鉱、サベージリバーペレットおよび還元ペレットで、実験温度は 1 300°C および 1 400°C とした。本実験試料にはコークス層も存在するが、コークスの通気抵抗は鉱石あるいは軟化鉱石に比べて非常に小さく、コークスの影響は無視した。

軟化鉱石の通気抵抗に関する関係式がないので、本検討では塊状帯の圧損式が軟化帯にも適用できるものとして通気抵抗指数 K を求め、収縮率との関係を求めた。

高炉塊状帯での圧損式は次式で示される¹⁶⁾。

$$\Delta P = K \cdot G^{1.7} \rho^{-1} \cdot \mu^{0.3} \cdot \Delta L \dots\dots\dots (1)$$

ただし、

ΔP : 圧力損失 (kg/m²)

G : ガスの空塔質量速度 (kg/m²·s)

ρ : ガスの密度 (kg/m³)

μ : ガスの粘性 (kg/m·s)

ΔL : 微小高さ (m)

ここで K は著者ら¹⁶⁾が定義した通気抵抗指数で、装入物の物理性状によつて決まる値で次のように表わされる。

$$K = C(1/\phi \cdot D_p)^{1.3} \cdot (1-\epsilon)^{1.3}/\epsilon^3 \dots\dots\dots (2)$$

ただし、

K : 通気抵抗指数 (M. K. S 単位)

D_p : 鉱石粒度 (m)

ϵ : 空隙率 (-)

ϕ : 球係数 (-)

C : 定数

K の値は塊状帯における装入物でも正確には測定できないため、通気実験により (1) 式から逆に K の値を求めて通気性を表わす指数として利用している¹⁶⁾¹⁸⁾。本報告でも軟化鉱石の K を求めて通気性を表示することにした。軟化鉱石試料で Fig. 3 に示した通気性実験装置でガス量 G (kg/m²·s) を 0.5~3.0 の範囲で変化させて圧損を測定し (1) 式によつて K の値を求めたところ、同一の試料では K の値が一定になった。したがって軟化帯での圧損式は K を決めれば (1) 式が利用できる。各試料について通気実験によつて求めた K の値が収縮率とどのような関係にあるかを示したのが Fig. 10 である。Fig. 10 のたて軸は通気抵抗指数であるが、層の高さは実験前の高さを L_0 とすれば実験後の高さは、 $L_0(1-\sigma)$ で表わされる。

$$L = L_0(1-\sigma) \dots\dots\dots (3)$$

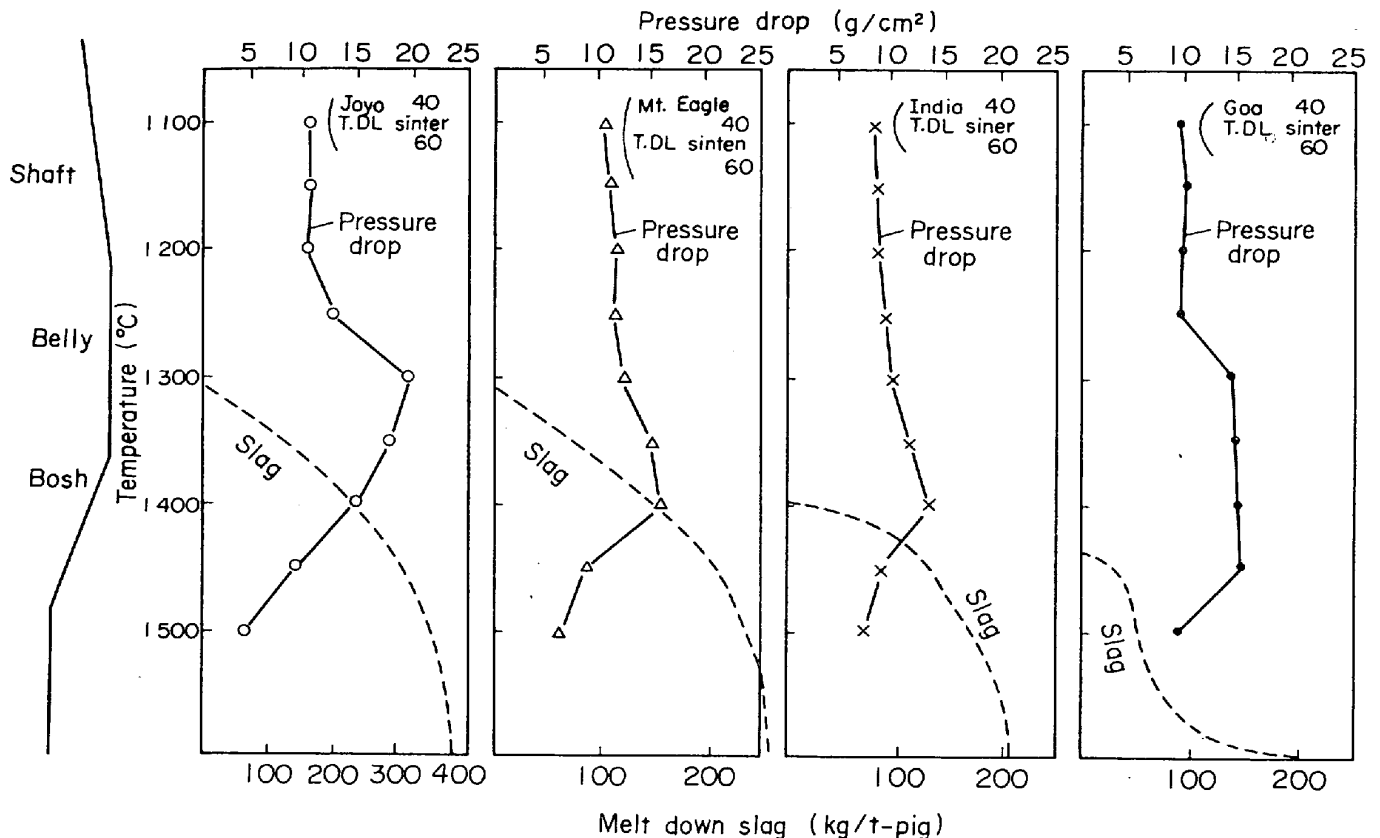


Fig. 9. Pressure drop in softening and fusing zones (bench scale).

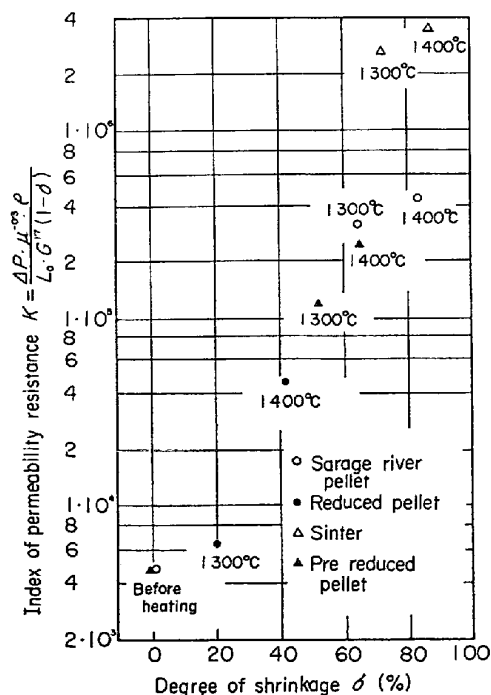


Fig. 10. Relation between degree of shrinkage and index of permeability resistance at 1300°C and 1400°C.

ただし,

L : 収縮後の鉱石層の高さ (m)

L_0 : 収縮前の鉱石層の高さ (m)

σ : 収 縮 率 (—)

Fig. 10 から明らかのように、収縮率が大きいほど通気抵抗指数も大きくなっているのが認められる。実験後の試料を観察すると半熔融の鉱石がコークス中にめり込んでおり、Fig. 10での収縮率 σ は見掛け上小さくなっている。コークス層とオーバラップしている鉱石層の厚みを実測してもとの鉱石層に加え、補正収縮率 σ_c を求めて通気抵抗指数との関係を示したのが Fig. 11である。ここでは通気抵抗指数を実測の鉱石層高さで求めている。

$$L' = L_0(1 - \sigma_c) \quad (4)$$

ただし,

L' : 実測の鉱石層高さ (m)

σ_c : 補正収縮率 (—)

K と σ_c との関係は Fig. 11 に示すように K を対数目盛とし、 σ_c を普通目盛としたとき直線関係が得られ次のように整理することができた。

$$K = K_0 10^{2.6\sigma_c} \quad (5)$$

ただし,

K_0 : 収縮率 0 のときの通気抵抗指数

(M. K. S 単位)

(5) 式の妥当性を検討するため、粒度の異なる戸畑

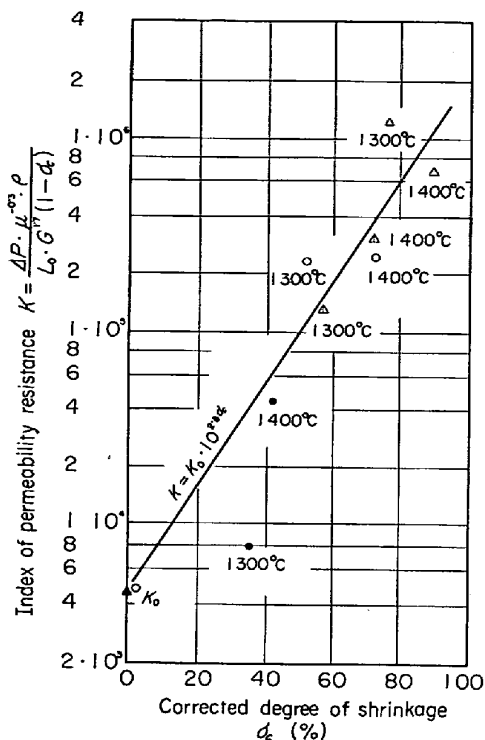


Fig. 11. Relation between corrected degree of shrinkage and index of permeability resistance at 1300°C and 1400°C.

D・L 焼結鉱について 荷重軟化試験を行ない、通気抵抗指数と収縮率との関係を検討した。Fig. 12 はその結果を示したもので軟化帯での通気抵抗指数は一般に次のように表わすことができると考えられる。

$$K = K_0 10^{\alpha \sigma} \quad \dots \dots \dots (6)$$

ただし、

α : 鉱石の銘柄、粒度によつて定まる係数

3.3.2 高炉における軟化帯での圧損について

これまで検討してきた軟化帯での圧損式が成立するものと考えて実高炉での圧力損失について考えてみる。

(1) 前提条件

(i) 対象高炉 戸畑 2 高炉

(ii) 温度分布 羽口前理論燃焼温度を 2300°C とし、固体の温度は鞭モデル²⁰⁾の計算結果に合わせて Fig. 13 のようにきめる。

(iii) 高炉操業条件

ボッシュガス : 4700 Nm³/min (CO + H₂ + N₂)

鉱石/コークス = 3.5

嵩比重 : 鉱石 2.0 t/m³, コークス 0.45 t/m³

(iv) 1000°C レベルでの通気抵抗指数

鉱石 : $K_{0.0} = 5 \times 10^3$ (M. K. S 単位)

コークス : $K_{0.0} = 6 \times 10^2$ (M. K. S 単位)

(v) シャフト下端での炉内圧

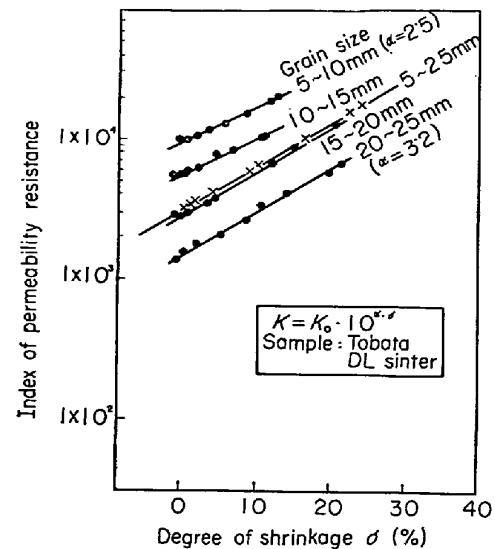


Fig. 12. Relation between degree of shrinkage and index of permeability resistance.

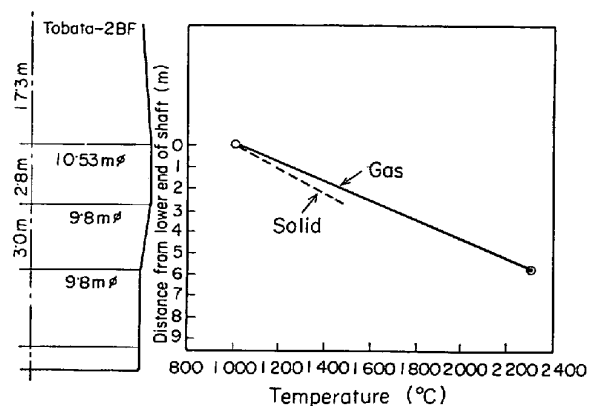


Fig. 13. Temperature of gas and solid in blast furnace (calculated).

2 kg/cm²-A (実測値)

(2) 検討結果

本実験で用いた戸畑 D・L 焼結鉱が 100% 炉内に装入されたとし、軟化帯での圧損式が (1), (6) 式で表わされるものと考え、 α を変化させた時の炉内圧を求め、Fig. 14 に示す結果を得た。図中に送風圧の実績値を付記したが、荷重軟化実験、軟化、収縮、滴下実験から求めた α の値は 2.5~3.2 であつて、Fig. 14 の実高炉の推定結果と合致しない。この理由は、実高炉では鉱石の融着、滴下が炉の半径方向で一様でなく¹⁰⁾、コークス層に選択的にガスが流れるため、本計算のように鉱石、コークスが層状に規則正しく降下するとして求めた結果と合致しないものと思われる。ガス流れの不均一に対する検討は今後の研究に待つ必要があり炉内圧損もガスの偏流を考慮して検討すべきであるが、炉内の平均的な圧力

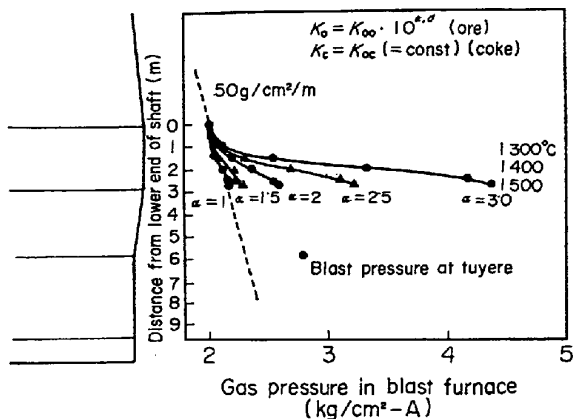


Fig. 14. Changes of pressure drop in blast furnace.

損失を考える場合には便宜的に $\alpha = 1.5 \sim 2.0$ と置いてもそれほど大きな誤りはなく比較推定できるものと考えられる。

次に、滴下開始温度の相異による炉内圧の変化について検討してみる。いま収縮開始温度が同一で収縮が終了する温度が 100°C 高い鉱石があると仮定すれば、Fig. 13, Fig. 14 より収縮終了位置は約 0.5 m 下り、 $\alpha = 2.0$ とすれば圧損は約 200 g/cm^2 大きくなる。しかしながら一般に滴下開始温度の高い鉱石は収縮を起こしにくく、収縮開始温度も高くなるから圧損の増加はこの値よりも小さくなることが予想される。滴下開始温度の異なるマルコナペレットとサベージリバーペレットを例にとって考えてみる。この両ペレットを予備還元し、高炉と相似の条件で軟化収縮、滴下実験を行なった結果 (Fig. 7, Fig. 8) を利用して、高炉内における圧力損失を計算すると Fig. 15 のようになる。Fig. 15 では $\alpha = 2$ と置いて求めたが、滴下温度が約 50°C 異なるにもかかわらず炉内圧の変化はあまりなく、滴下開始温度の高いサベージリバーペレットは炉の下部の高温域で滴下を始める。このように軟化帯は高炉内での圧力損失の最も大きい領域であるが、装入物の滴下開始温度の差異による圧力上昇はあまり大きくなく、実操業では他の要因による圧力変化のほうがはるかに大きいと考えられる。

以上のように、高炉の軟化帯における装入物の滴下開始温度あるいは収縮終了温度の圧損への影響は小さく、熔融滴下開始温度の高い鉱石ほど炉熱、脱硫の面から有利であり好ましいと考えられる。もちろんこの場合にも熔融温度の上限を考慮する必要がある。

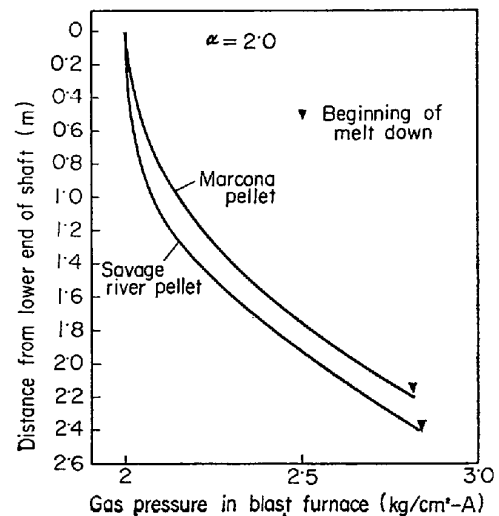


Fig. 15. Comparison of gas pressure using Marcona pellet and Savage River pellet in blast furnace.

4. 結 論

焼結鉱およびペレットの軟化から滴下までの収縮および通気性の検討を行ない、次の結論を得た。

1) 国内装の酸性ペレット、塩基性ペレットおよび塩基度の異なる焼結鉱により、高炉内の鉱石の軟化収縮および熔融滴下と塩基度との関係を検討した結果、塩基度が高いほど収縮率は小さく、滴下開始温度が高いことが認められた。滴下開始温度と収縮率との関係はあまり明確ではないが、 $70 \sim 90\%$ の収縮率で滴下を開始している。

2) 塩基度が高いほど高温で滴下するため、高塩基度の原料を用いればスラグ中の FeO が低く、スラグ、メタルの温度も高くなるから、炉熱あるいは脱硫の面で有利になると考えられる。

3) 滴下が低温で起こる低融点脈石を持つペレットは塩基性にすることが有効であると考えられる。

4) 間接還元率の高い原料は軟化帯での収縮は小さく、また滴下温度も高くなる。

5) よく焼きしまつた内基型還元ペレットは酸性ペレットに比較し、滴下温度にはそれほど差がなく、軟化収縮性が優れており、通気性の面で非常に良好であるのが認められた。

6) 軟化熔融過程での通気抵抗について検討した。通気抵抗は塊状帯での圧損式がそのまま適用できるものとして通気抵抗指数と収縮率との関係を求めたところ、次式が成り立つことが認められた。

$$K = K_0 \cdot 10^{\alpha \sigma}$$

7) 戸畑 2 高炉を対象として実高炉での軟化溶解帯での圧力損失を検討したところ、 $\alpha=1.5\sim2.0$ とすれば比較検討が可能であることが認められた。

8) 鉍石の滴下開始温度と圧損増加量との関係を検討したが、滴下開始温度 100°C の上昇で圧損の増加量はたかだか $100\sim200\text{ g/cm}^2$ と推定され、それ程大きくないと考えられる。

9) したがって炉熱、脱硫などの面から装入物の熔融温度を高めることが有利であると推定される。もちろん、熔融温度には上限があると考えられ、最適な熔融温度については今後検討を行なう予定である。

文 献

- 1) A. D. GOTLIB: 高炉製鉄法の理論(館充訳), (1966), p. 167 [日本鉄鋼協会]
- 2) 沢村: 鉄と鋼, 48(1962), p. 8
- 3) 児玉, ほか: 鉄と鋼, 49(1963), p. 1869
- 4) 児玉, ほか: 鉄と鋼, 51(1965), p. 1107
- 5) W. O. PHILBROOK, et al.: J. Metals, 8(1965),

p. 351

- 6) H. P. BEER, et al.: Arch. Eisenhüttenw., 41 (1970), p. 805
- 7) 鞭, ほか: 日本金属学会誌, 30(1966), p. 826
- 8) K. D. KAVERKAMP, et al.: Arch. Eisenhüttenw., 39(1968), p. 319
- 9) 児玉: 学振 54 委, 1176 (1965)
- 10) 神原, ほか: 鉄と鋼, 59(1973), '73-A77
- 11) 梶川, ほか: 鉄と鋼, 59(1973), '73-A81
- 12) 八幡技研: 学振 54 委, 1129(1964), p. 11
- 13) 八幡技研: 学振 54 委, 571(1955), p. 18
- 14) A. MUAN and E. F. OSBORN: Phase Equilibria Among Oxides In Steelmaking, (1964), p. 130 [Addison-Wesley Pub. Co. Inc.]
- 15) 斧, ほか: 鉄と鋼, 59(1973), S33
- 16) 児玉, ほか: 鉄と鋼, 52(1966), p. 295, 298
- 17) 安藤, ほか: 鉄と鋼, 52(1966), p. 1415
- 18) 福武, ほか: 鉄と鋼, 57(1971), p. 1627
- 19) 児玉, ほか: 未発表
- 20) 鞭, ほか: 鉄と鋼, 54(1968), p. 1019