

## 論 文

# 装入物の軟化熔融過程から見た加湿送風の 高炉操業への影響

国分 春生\*・佐々木 晃\*・田口 整司\*・樋谷 暢男\*<sup>2</sup>

## Effect of Humidified Blast on Blast Furnace Operation from the Viewpoint of Softening and Melting Process of Ore Burdens

Haruo KOKUBU, Akira SASAKI, Seiji TAGUCHI, and Nobuo TSUCHIYA

### Synopsis :

Oil-less operation of the blast furnace has been carried out on the background of the recent oil market soar-up. During the early period of oil-less operation, the furnace encountered a temporary instability resulting from the increase in slips, but currently the stabilized operation has been maintained mainly due to the application of the humidified blast.

In order to clarify the effect of hydrogen upon the blast furnace operation from the viewpoint of softening and melting process of ore burdens, softening under-load tests have been carried out under simulated blast furnace conditions.

H<sub>2</sub> addition improves the softening resistivity of burdens and shifts the beginning temperature of pressure drop to the higher temperature side by virtue of the reduction enhancement effect of H<sub>2</sub> at high temperature. This results in the cohesive zone with narrowed width. Possible influence of the cohesive zone width on in-furnace permeability has been examined by using a simulation model for estimating the in-furnace pressure distribution. The calculation in the case of non-humidified blast indicates the increase in pressure gradient in the region of cohesive zone. The humidified blast decreases the possibility of slip occurrence and helps the stable operation.

### 1. 緒 言

高炉の解体調査<sup>1)2)</sup> や実高炉での融着帯の検出<sup>3)</sup> および高炉内ガス流れのモデル計算<sup>4)</sup> が精力的に行われ、融着帯の位置や形状が高炉のガス流れを左右し高炉操業の安定性に大きな影響を与えることが明らかになってきた。そのため融着帯の形成過程に密接に関係すると考えられる装入鉱石の高温での軟化、熔融、滴下特性についても鉄鋼各社において高温荷重軟化試験装置が相次いで導入され多くの研究<sup>5)~7)</sup>が行われている。しかし、これらの研究の多くは自溶性焼結鉱、ペレット、鉱石の同一条件下での相対的評価やそれに基づく製造面からの改善を目的としており、最も重要と思われる装入鉱石の高温特性と高炉操業との対応に関する研究<sup>8)</sup>は少ない。この理由の一つとして装入鉱石の化学成分や配合割合が日常操業においてほとんど変化せず装入鉱石特性の炉況に対する影響が現れにくいことが考えられる。しかし最近、オイル価格の高騰に伴い高炉でのオイルレス操業が一般化した。このオイルレス操業への移行期においては多く

の高炉で炉況が不安定となつたが、加湿送風の実施、装入物分布制御によるガス流れの適正化、羽口先条件の管理などにより安定な炉況を得ることが可能となり、中でも加湿送風の効果は顕著であつた。オイルの使用中止から加湿送風に至る過程は高炉への水素入量の変化をもたらし、装入鉱石のガスによる還元挙動に大きな変化を与えたと考えられる。また高温域での還元率は装入鉱石の軟化熔融挙動に大きく影響することが知られている。そこで本報告では加湿送風の影響を装入鉱石の高温特性の面から明らかにするために自溶性焼結鉱および酸性ペレットの荷重軟化特性に及ぼす H<sub>2</sub> の影響を調査し、さらに高炉内ガス流れモデル<sup>9)</sup>を用いて加湿送風による高炉の通気性の変化について考察した。

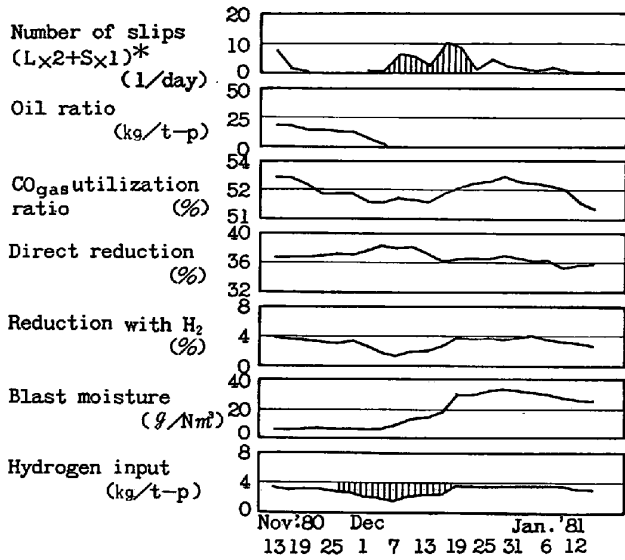
### 2. オイルレス操業前後の操業推移

Fig. 1 に千葉第 6 高炉におけるオイルレス操業前後の操業推移を示す。水素入量はオイル吹き込み量の低減とともに減少し送風への水蒸気添加とともに増加している。また水素入量とスリップ指数との間に対応が見られ

昭和 57 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 3 月 16 日受付 (Received Mar. 16, 1982)

\* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

\*<sup>2</sup> 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)



\* L : Large slip (1m<) S : Small slip (1m>)

Fig. 1. Change of operating data before and after the oil-less operation.

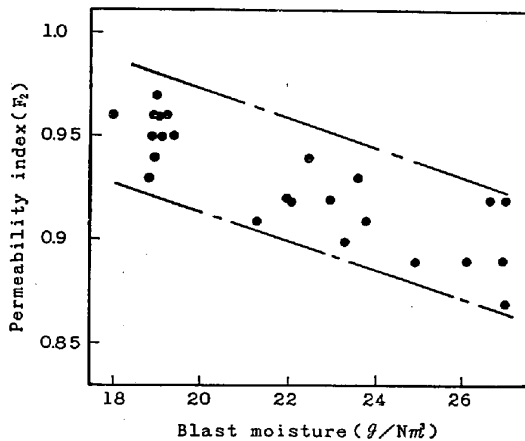


Fig. 2. Relation between blast moisture and permeability index ( $F_2$ ).

炉況の安定化に対して一定水素入量の確保が重要であることを示している。Fig. 2 に千葉第 6 高炉における送風中湿分と炉内通気抵抗指数 ( $F_2$ )、(1)式との関係を示す。送風湿分の増加により炉内通気性が改善されることを示している。

$$F_2 = \frac{(P_B^2 - P_T^2) \times 10^4}{1.033 \times L} \times \left( \frac{S}{V_{\text{BOSH}}} \right)^{1.7} \times \frac{273}{\frac{\text{TFT} + \text{TGT}}{2} + 273} \dots \dots \dots (1)$$

著者らは以上のような水蒸気添加によるスリップの減少あるいは炉内通気性の改善効果を装入鉱石の軟化溶融特性改善の結果としてとらえ以下の検討を行った。

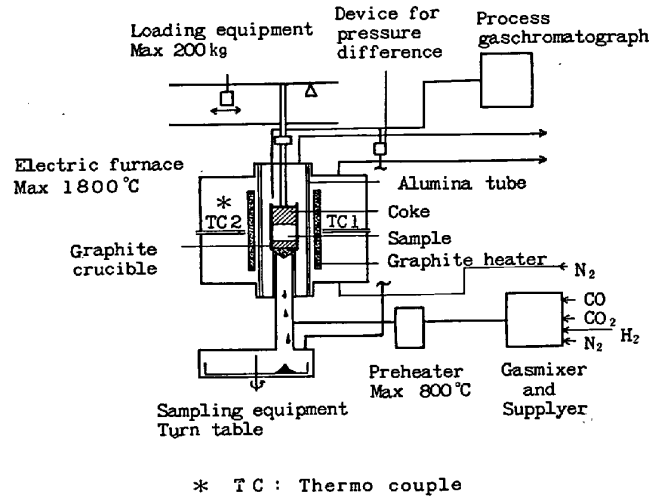


Fig. 3. Schematic layout of testing apparatus.

### 3. 実験方法

#### 3.1 実験装置

Fig. 3 に高温荷重軟化試験装置の概略図を示す。本装置はガス導入系、反応系、排ガス分析系に大別される。ガス導入系は、

- 1) ガス混合供給装置 (サーマルマスフロー方式, 最高流量 50 l/min)
- 2) ガス予熱炉 (最高 800°C, 常用 500°C) から成る。1) は任意の組成の混合ガスを圧力, 流量ともに制御して流すことが可能であり, 混合ガスは 2) を通過してほぼ 400°C に加熱されて反応系に送られる。反応系は
- 3) 電気炉 (黒鉛発熱体, 最高 1800°C, 常用 1600°C, 高純度アルミナ炉芯管 (165φ×1100) 内蔵)
- 4) サンプリング装置 (ターンテーブル方式)
- 5) 荷重負荷装置 (重錘移動式, 最大 2.55 kg/cm<sup>2</sup>) から成る。鉱石試料層はその上下を粒径 15~20 mm のコークス層で挟んで黒鉛るつぼにセットする。高温で溶け落ちたスラグとメタルは 4) のターンテーブルで連続的に採取される。温度, 荷重はプログラム式自動制御である。排ガス分析装置は
- 6) プロセスガスクロマトグラフ (ガスサンプラー, アナライザー)

であり, 排ガス中の CO, CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>, N<sub>2</sub> を 2分周期で分析し還元率を計算する。

#### 3.2 実験条件および方法

高炉内では装入鉱石がシャフト上部から滴下帯まで降下して行くに従い, 周囲のガス組成, 温度および装入鉱石自身の受ける荷重は刻々と変化する。したがって温度, ガス組成, 荷重を高炉内の変化にできるだけ近づけ

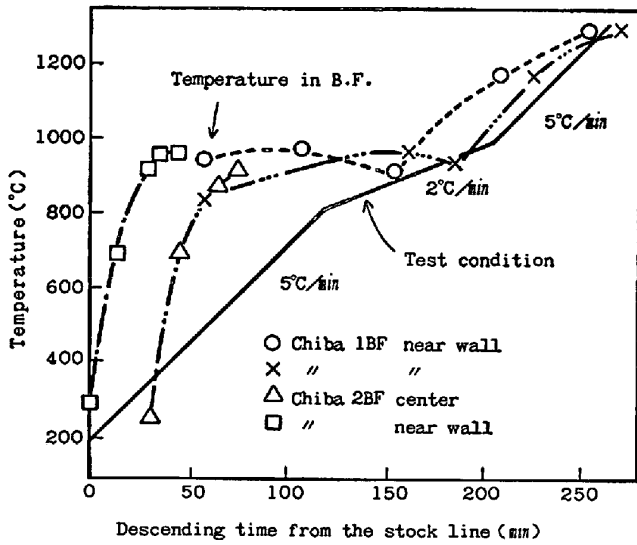


Fig. 4. Comparison of temperature in the test with that measured in B.F.

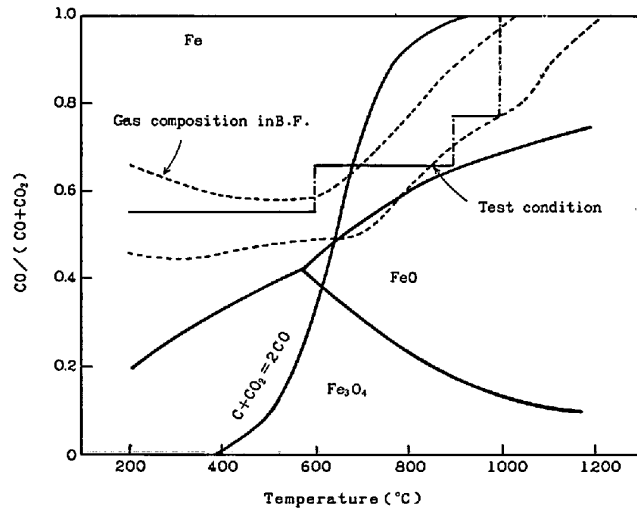


Fig. 5. Comparison of gas composition in the test with that measured in B.F.

るように制御した。

千葉第1, 2高炉での垂直ゾンデによる温度分布測定結果<sup>10)</sup>と実験温度条件を Fig. 4 に示す。高炉シャフト上部での実験昇温速度が実測値と異なっているが、これは熱衝撃による炉芯管の割れを防ぐために昇温速度が制限されるためである。

千葉第1高炉の炉内周辺部での垂直ゾンデによるガス分布調査結果<sup>11)</sup>は H<sub>2</sub>, 0% 時の実験ガス組成を Fe-O-C 系平衡状態図とともに Fig. 5 に示す。装置上の制約からガス組成は段階的に変化させたが、垂直ゾンデによる温度測定範囲のほぼ中央を推移するように制御した。

千葉第1高炉での垂直ゾンデによる炉内調査<sup>12)</sup>から H<sub>2</sub> 濃度は 1100°C 以上の温度域で一定であり、CO<sub>2</sub> 濃度はほぼ 0 である。つまり 1100°C 以上の温度域で

はみかけ上直接還元のみが生じ、H<sub>2</sub> は物質バランス上還元に寄与しない。また Fig. 1 に示すように水素入量増加によるみかけの直接還元率の低下幅は小さく、さらに水素還元率は最大4%である。本実験ではこのような炉内条件を考慮して直接還元率が H<sub>2</sub> 添加率によらずほぼ一定となり、かつ水素還元率を極力抑える意味から H<sub>2</sub> の添加開始温度を 1100°C と定めた。実験での H<sub>2</sub> 添加率は自溶性焼結鉱で 0, 1, 2, 5, 8.4%, また酸性ペレットで 0, 2, 4, 6% とした。なお送風湿分 10 g/Nm<sup>3</sup> はボッシュガス中 H<sub>2</sub> 濃度で約1%に相当する。1000°C 以上の基準ガス組成は CO 45%, N<sub>2</sub> 55% であり H<sub>2</sub> は CO と置換することにより添加した。ガス流量は装置の制約上 30 Nl/min とした。なお、酸性ペレットについて試験の中断を行い充填層の観察を行った結果、層高方向に若干の還元率の差を確認したが、その高温性状評価に対する影響はほとんど無視できる程度のものであると考えられる。

Table 1. Chemical composition of samples used (wt%).

Sample	F.Fe	FeO	CaO	SiO <sub>2</sub>	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
Self-fluxed sinter	56.5	5.48	8.29	5.62	2.23	1.97
Acid pellet	64.8	—	0.83	5.12	0.11	0.88

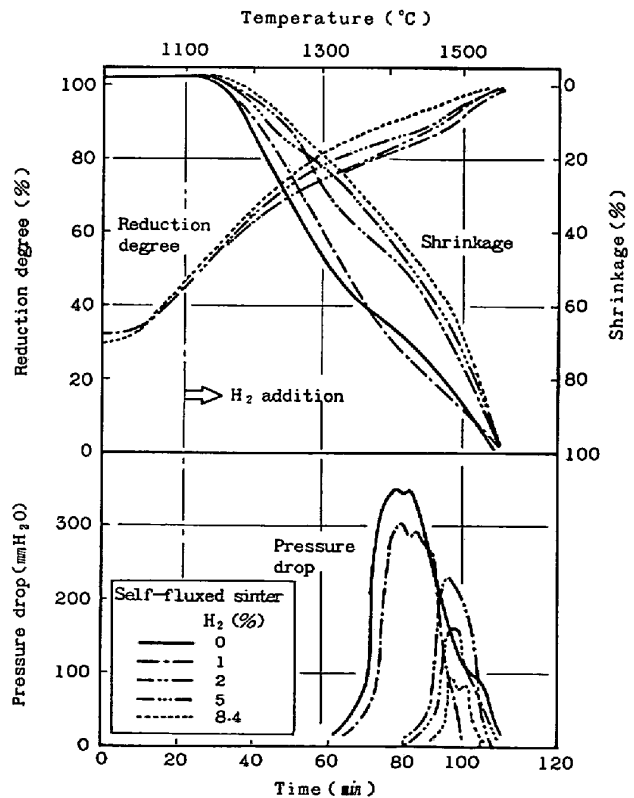


Fig. 6. Change of testing curves with H<sub>2</sub> addition in case of self-fluxed sinter.

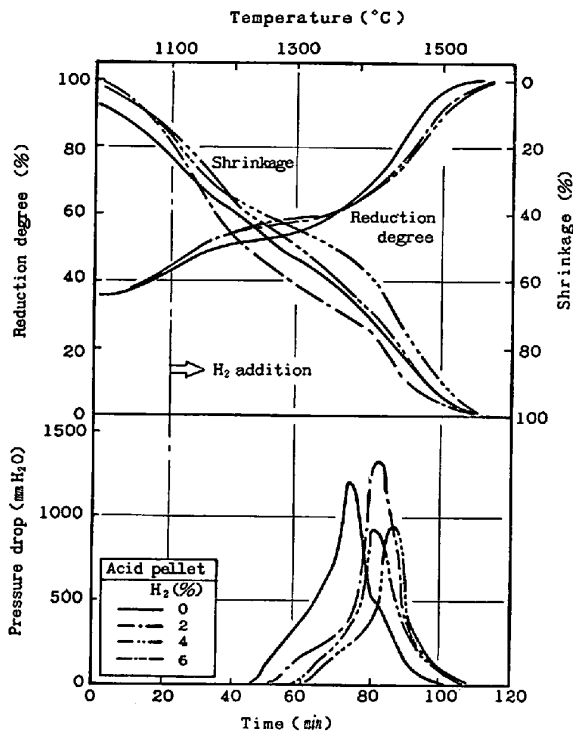


Fig. 7. Change of testing curves with H<sub>2</sub> addition in case of acid pellet.

試料粒径は自溶性焼結鉱で 10~15 mm, 酸性ペレットで 10~13 mm, また試料重量は 1 kg である。

実験に供した試料の化学組成を Table 1 に示す。

本実験の主な測定項目は還元率, 温度, 収縮率, 圧力損失 (以下圧損と略す) である。

#### 4. 実験結果

Fig. 6, 7 に自溶性焼結鉱と酸性ペレットの高温荷重軟化試験結果を示す。また Fig. 8 に自溶性焼結鉱に関して H<sub>2</sub> 添加による荷重軟化特性値 (1300°C での収縮率, 圧損上昇開始温度, 圧損ピーク値) の変化を示す。なお圧損上昇開始温度は圧損 50 mmH<sub>2</sub>O 時の温度で定義した。

自溶性焼結鉱は酸性ペレットに比べ軟化開始温度が高く圧損ピーク値は低い。またいずれの場合も H<sub>2</sub> 添加率の増加とともに還元率の上昇, 耐軟化性の向上, 圧損上昇開始温度の上昇, 圧損ピーク値の低下などの傾向が認められ, H<sub>2</sub> 添加により高温性状が改善されることを示しているがその効果は自溶性焼結鉱において顕著である。

滴下開始温度は自溶性焼結鉱, 酸性ペレットとも H<sub>2</sub> 添加率によらず 1480~1500°C とほぼ一定であった。

#### 5. 考察

##### 5.1 還元反応における H<sub>2</sub> の役割

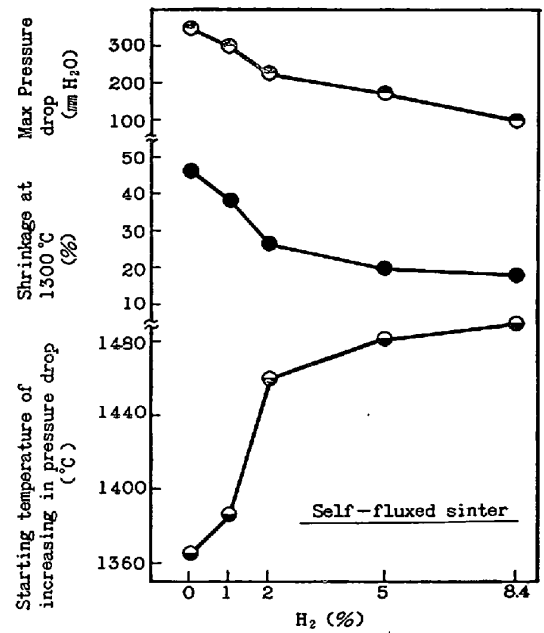


Fig. 8. Effect of H<sub>2</sub> addition on softening properties of self-fluxed sinter.

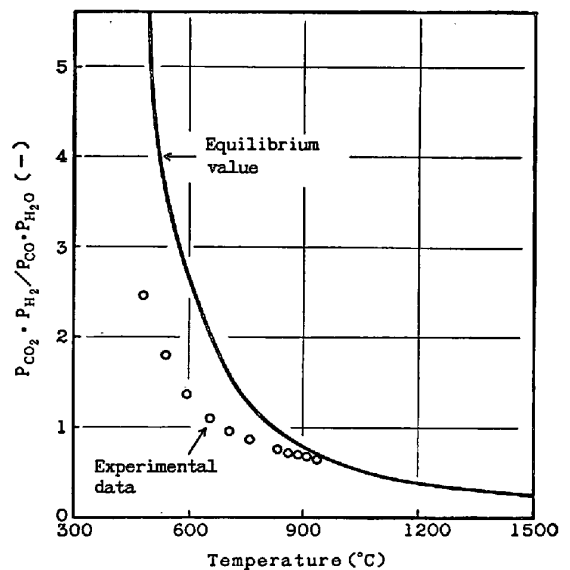
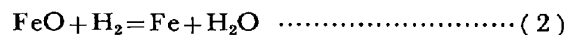


Fig. 9. Comparison of equilibrium value of water gas shift reaction with testing data.

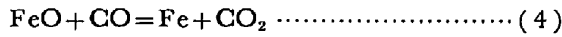
高炉内での還元機構を考える上で水性ガス反応は重要である。なぜならば水性ガス反応は (2), (3) 式で示されるように水素還元により生成される H<sub>2</sub>O から H<sub>2</sub> を再生し新たに還元剤として機能される働きを有する<sup>13)</sup>からである。



水性ガス反応の平衡到達度を調査するために 200°C から H<sub>2</sub>, 5% を添加した荷重軟化試験を実施し, 排ガ

スの  $P_{CO_2} \cdot P_{H_2} / P_{CO} \cdot P_{H_2O}$  の比を求め平衡値とともに Fig. 9 に示した. なお  $P_{H_2O}$  は  $H_2$  バランスより計算で求めた. 実験値と平衡値は約  $1000^\circ C$  で一致する.

$1000^\circ C$  以上の温度域では  $CO_2, H_2$  濃度とも測定誤差内に入るため図上では省略したが, 事実上  $1000^\circ C$  以上の温度域で水性ガス平衡が成立すると考えられる. したがって, (2), (3)式の反応は(4)式の反応と等価となり,  $H_2$  添加によりみかけ上は  $CO$  還元速度が増加



することになる. なおソリューションロス反応が活発化し, かつ水性ガス平衡が成立する約  $1000^\circ C$  以上の温度域においては  $P_{H_2O} \approx 0$  となるために添加された  $H_2$  のほとんどが還元剤となり, また水性ガス反応の触媒として特に固体鉄が有効である<sup>14)</sup>などの理由から  $H_2$  の還元促進効果は約  $1000^\circ C$  以上の高温域において顕著であるとされる.

5-2 高炉装入物の荷重軟化性に及ぼす  $H_2$  の影響

過去に蓄積された自溶性焼結鉱の荷重軟化試験結果を総括し,  $1300^\circ C$  での還元率と圧損上昇開始温度および圧損ピーク値との関係を Fig. 10 に示す. 還元率が高

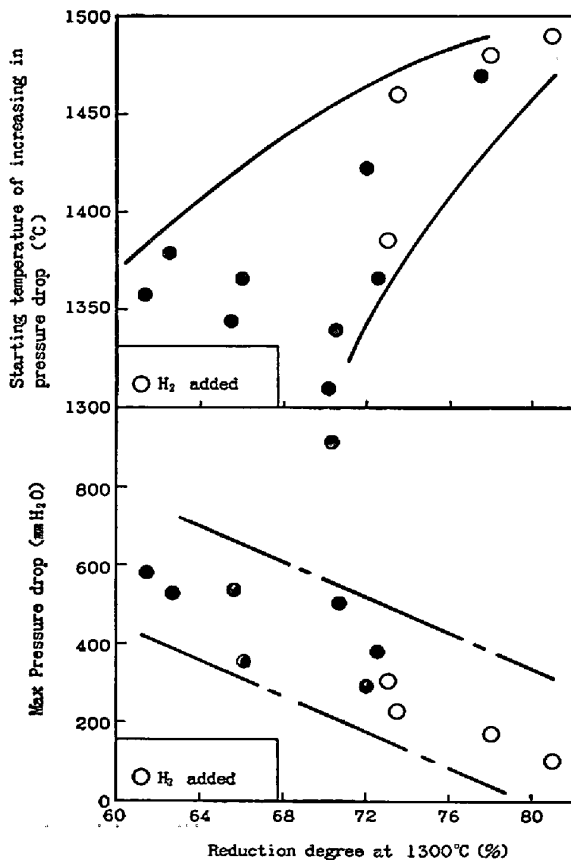


Fig. 10. Relation between reduction degree at  $1300^\circ C$  and values in relation to pressure drop in the test.

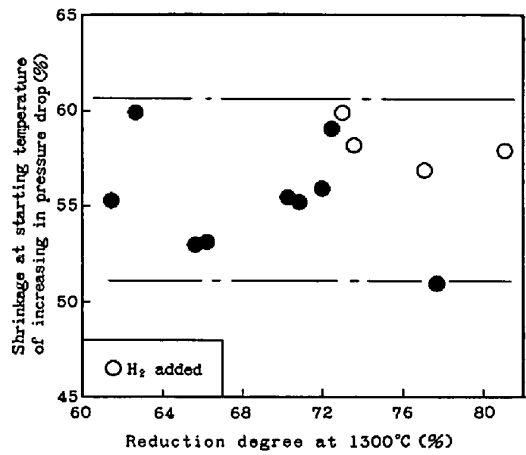


Fig. 11. Relation between reduction degree at  $1300^\circ C$  and shrinkage at starting temperature of increasing in pressure drop.

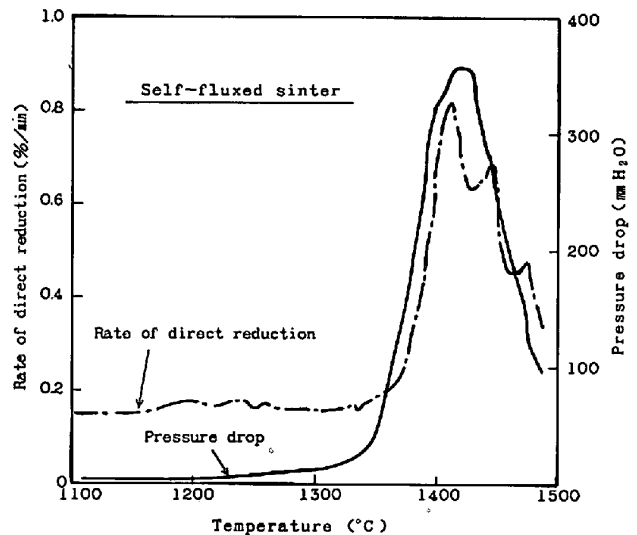


Fig. 12. Variation of pressure drop and rate of direct reduction with temperature in the test.

いほど圧損上昇開始温度は上昇し, 圧損ピーク値は低下する. この傾向は  $H_2$  添加率を変化させた場合の傾向と一致することから  $H_2$  添加による荷重軟化性の改善はその還元促進効果に基づくと考えられる.

羽田野ら<sup>15)</sup>は還元促進に基づく金属鉄相の生成により焼結鉱の軟化粘度が増加することを示しており,  $H_2$  添加による耐軟化性の向上も同様の理由によるものと考えられる.

Fig. 11 に  $1300^\circ C$  での還元率と圧損上昇開始時の収縮率との関係を示す. 圧損上昇開始時の収縮率は還元率によらず  $50\sim 60\%$  とほぼ一定値を示すことから, 一般に圧損上昇開始温度は耐軟化性の向上とともに上昇することがわかる.

Fig. 12 に圧損と直接還元速度との関係を示す. 圧損の上昇とともに直接還元速度が急速に増加することから

Table 2. Characteristics of sinter (500 g) after preliminary reduction and max pressure drop in softening test.

Sample No	T.Fe (wt%)	Pre reduction (%)	FeO volume (cm <sup>3</sup> )	Total slag volume (cm <sup>3</sup> )	Max. pressure (mm H <sub>2</sub> O)
1	50.5	80	40.3	151.2	370
2	43.9	90	17.5	164.5	385
3	40.9	100	0	169.1	345

圧損上昇開始温度は FeO 系融液が融着層表面へ溶融流出し周囲のコークスと溶融還元を開始する温度であることがわかる。

この FeO 系融液の溶融流出に起因する融着層の通気性悪化原因として主に次の要因が考えられる。

- 1) 溶融流出した FeO 系融液が融着層内の空隙を埋めることにより融着層の空隙率が低下する。
- 2) 溶融流出した FeO 系融液と周囲のコークスとの溶融還元により生じるスラグフォーミングが融着層の通気性を悪化させる。

上記 1), 2) の圧損ピーク値に及ぼす影響を分離評価することを目的として Table 2 に示すように T. Fe の異なる 3 種類の自溶性焼結鉱について、(5)式で与えられる全スラグ体積がそれぞれほぼ等しく、かつスラグ中の FeO 量が異なるように所定の子備還元を行い、その後 500 g の試料を用いて N<sub>2</sub> 雰囲気下で荷重軟化試験を実施した。

$$V_{slag} = W_{FeO} / \rho_{FeO} + W_{gangue} / \rho_{gangue} \dots (5)$$

ここで  $\rho_{FeO} = 4.6$   $\rho_{gangue} = 2.6$

圧損ピーク値を Table 2 に示す。圧損ピーク値は FeO 量によらずほぼ一定値を示すことから、融着層の通気性に及ぼすスラグフォーミングの影響は小さく、H<sub>2</sub> 添加による圧損ピーク値の低下は還元の促進により融着層内の空隙を埋めるべき FeO 系融液量が減少するため起こると考えられる。またその結果、コークスと FeO 系融液との直接反応による溶融還元量は減少し、みかけの直接還元率に占める溶融還元率の割合は H<sub>2</sub> 添加により減少する。

酸性ペレットに対する H<sub>2</sub> 添加効果が自溶性焼結鉱に比べて小さい理由は、Fig. 7 に示したように酸性ペレット特有の還元停滞現象が生じるためと考えられる。

### 5.3 高炉の通気性に及ぼす H<sub>2</sub> の影響

H<sub>2</sub> 添加により装入鉱石の耐軟化性が改善され、圧損上昇開始温度が上昇することが明らかとなったが、これらの現象は高炉内において融着帯幅の減少を意味しこれによつて高炉の融着帯近傍での通気性が改善されると予想される。そこで有限要素法を適用することにより高炉内の圧力分布を推定できるガス流れモデル<sup>9)</sup>を用いて高

炉の通気性に及ぼす H<sub>2</sub> の影響につき検討した。

無次元圧力を(6)式で定義すると ERGUN<sup>16)</sup> の式、連続の式はそれぞれ(7), (8)式で与えられる。

$$P^* = (P^2 - P_2^2) / (P_B^2 - P_2^2) \dots (6)$$

$$\text{grad } P^* = (f_1 \cdot |\vec{V}^*| \cdot \vec{V}^* + f_2 \cdot \vec{V}^*) \cdot B_0 \dots (7)$$

$$\text{div } \vec{V}^* = 0 \dots (8)$$

高炉内無次元圧力分布は(7), (8)式を解くことにより得られる。

本ガス流れモデルでは高炉内を上部塊状帯、下部塊状帯、融着層、コークススリット層、滴下帯の 5 つの領域に分割し、それぞれに Table 3 に示す物性値と温度を与えている。また融着帯まではコークス、鉱石の層状構

Table 3. Conditions of model calculation.

		Voidage	Particle diameter	Temperature
		(-)	( $\mu\text{m}$ )	(°K)
Upper lumpy zone	Ore	0.35	$7.26 \times 10^{-3}$	860
	Coke	0.45	$2.46 \times 10^{-2}$	860
Lower lumpy zone	Ore	0.35	$7.26 \times 10^{-3}$	1250
	Coke	0.45	$2.46 \times 10^{-2}$	1250
Cohesive layer		0.15	$4.24 \times 10^{-3}$	1500
Coke slit		0.4	$2.07 \times 10^{-2}$	1500
Dropping zone		0.346	$1.45 \times 10^{-2}$	1800

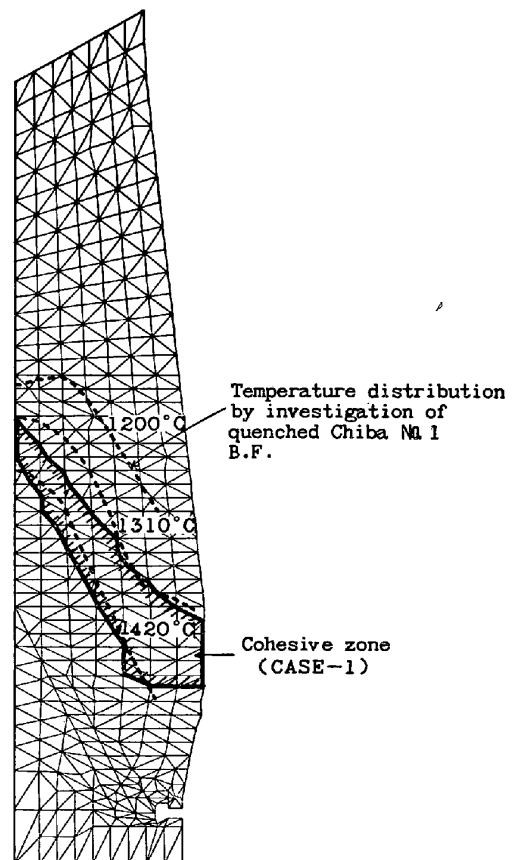


Fig. 13. Temperature distribution in quenched Chiba No. 1 B.F. and cohesive zone assumed in simulation model.

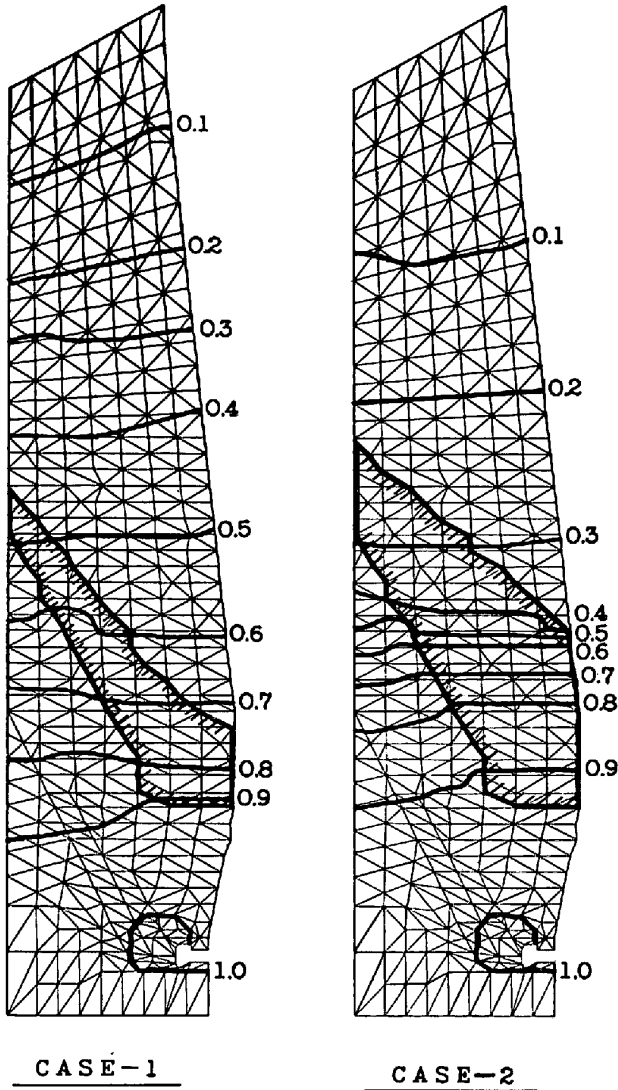


Fig. 14. Change of dimensionless pressure distribution in B.F. with shape of cohesive zone.

造が保持されるとしている。

Fig. 13 の融着帯形状 (CASE-1) は千葉第3高炉通常操作時 (湿分 25 g/Nm<sup>3</sup>) のシャフト無次元圧力値と計算無次元圧力値とがほぼ一致するように定めた。この融着帯形状を基準として H<sub>2</sub>, 0% 時の形状を推定し、両ケースについて炉内無次元圧力分布を計算しこれを比較することにより炉内通気性に及ぼす H<sub>2</sub> の影響についての検討を行った。

Fig. 8 に示すように自溶性焼結鉱については H<sub>2</sub>, 2% 添加で圧損上昇開始温度が約 100°C 上昇し、それ以上の添加でもほとんど変化はない。そこで H<sub>2</sub> 添加率 2.4% から 0% への変化によりモデル上の融着帯生成開始温度が約 100°C 低下すると仮定した。装入鉱石構成が千葉第3高炉と類似した千葉第一高炉の解体調査から得られた炉内温度分布, Fig. 13 によると H<sub>2</sub>, 2.4% 時の融着帯 (CASE-1) の幅は約 100°C の温度差に相当

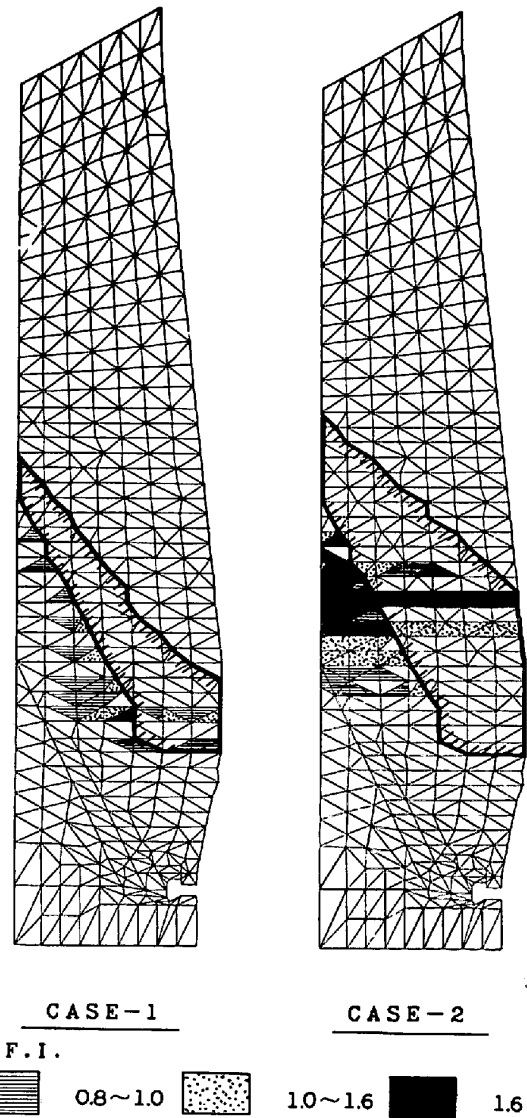


Fig. 15. Change of fluidization index (F.I.) distribution in B.F. with shape of cohesive zone.

する<sup>2)</sup>。そこで H<sub>2</sub>, 0% 時の融着帯形状を Fig. 14 の CASE-2 に示すようにその幅が CASE-1 の約2倍になるように定めた。なお従来のオイル吹き込み時の解体調査から得られた融着帯幅は約 200°C に相当するものが多いが, Fig. 11 に示すように融着層の通気性は収縮率 50~60% で急激に悪化することから、実質的に通気の悪い部分の融着帯幅はより狭いと考えられる。

Fig. 14 に H<sub>2</sub>, 2.4% 時 (CASE-1) および 0% 時 (CASE-2) の炉内無次元圧力分布の計算結果を示す。CASE-2 は CASE-1 に比べ等無次元圧力線が融着帯近傍でより密に分布しており、H<sub>2</sub> 添加率の低下により融着帯近傍での通気が悪化することがわかる。

Fig. 15 に (9) 式により求めた流動化指数 (F. I.) の炉内分布図を示す。

$$F. I. = (\partial P / \partial Z) / \rho_B \cdot g \dots\dots\dots (9)$$

CASE-2 は CASE-1 に比べ融着帯下部および内部において  $F. I. > 1$  の領域が広範囲に拡がっている。

$F. I. > 1$  の条件でただちに吹き抜けが起こるとは言えないが装入物降下が不安定になることは十分に予想される。

以上の計算結果から高炉への加湿送風の実施、すなわち  $H_2$  添加により吹き抜け傾向が抑制され、その結果高炉の安定操業に寄与すると考えられる。

## 6. 結 言

自溶性焼結鉱および酸性ペレットの荷重軟化性に及ぼす  $H_2$  の影響について調査し、さらに高炉内ガス流れモデルを用いて装入鉱石の高温特性の面から加湿送風の高炉通気性に及ぼす影響について考察し以下の結果を得た。

(1) 自溶性焼結鉱、酸性ペレットとも  $H_2$  添加により高温域での還元が促進され、耐軟化性の改善、圧損上昇開始温度の上昇、圧損ピーク値の低下など高温特性が改善される。

(2) 酸性ペレットは約  $1100^\circ\text{C}$  以上の温度域において還元停滞現象を示すために、自溶性焼結鉱に比べ  $H_2$  添加による高温性状改善効果は小さい。

(3) 融着層の急激な圧損上昇はメタルシュルから溶融流出した  $FeO$  系融液が融着層内の空隙を埋め空隙率が低下するために起こる。

(4)  $H_2$  添加により高温域での還元が促進されて  $FeO$  系融液量が減少する。その結果みかけの直接還元率に占める  $FeO$  系融液とコークスとの直接反応による溶融還元率の割合は減少する。

(5) 高炉への加湿送風の実施、すなわち  $H_2$  添加により融着帯幅が実質的に減少し、融着帯での通気が改善されて高炉の安定操業に寄与する。

## 記 号

$V_{\text{slag}}$ : スラグの体積 ( $\text{cm}^3$ )  
 $W_{\text{FeO}}, W_{\text{gangue}}$ :  $FeO$  および 脈石成分の重量 (g)  
 $\rho_{\text{FeO}}, \rho_{\text{gangue}}$ :  $FeO$  および 脈石成分の密度 ( $\text{g}/\text{cm}^3$ )  
 $f_1, f_2$ : 空隙率, 粒子レイノルズ数により定まる係数 (-)

$B_0$ : 定数 (-)  
 $g$ : 重力加速度 ( $\text{m}/\text{s}^2$ )  
 $L$ : 羽口, ストックライン間の距離 (m)  
 $P$ : 圧力 ( $\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}^2$ )  
 $P_B$ : 送風圧力 ( $\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}^2$ )  
 $P_T$ : 炉頂圧力 ( $\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}^2$ )  
 $S$ : 高炉平均断面積 ( $\text{m}^2$ )  
 $TFT$ : 理論燃焼温度 ( $^\circ\text{C}$ )  
 $TGT$ : 炉頂ガス温度 ( $^\circ\text{C}$ )  
 $\vec{V}^*$ : 無次元ガス流速ベクトル  
 $V$ : BOSH: ボッシュガス量 ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ )  
 $\rho_B$ : 嵩密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )  
 $Z$ : 炉高方向距離 (m)

## 文 献

- 1) 神原健二郎, 萩原友郎, 重見彰利, 近藤真一, 金山有治, 若林敬一, 平本信義: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 535
- 2) 橋爪繁幸, 高橋洋行, 奥村和男, 富田貞雄, 小坂橋寿光, 小西幸雄, 近藤幹雄, 森岡恭昭: 川崎製鉄技報, 11 (1979) 3, p. 388
- 3) 福島 勤, 斎藤信一, 山田健夫, 小林 隆, 渋谷悌二, 古川 武, 山口 篤: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S69
- 4) M. A. PROPSTER and J. SZEKELY: Ironmaking Steelmaking, 5 (1979) 5, p. 209
- 5) 山岡洋次郎, 堀田裕久, 梶川脩二: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1850
- 6) 清水郁夫, 島山恵存, 河合 晟, 安元邦夫, 山本一博: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S45
- 7) 江崎 潜, 原田昌英, 春名淳介, 高崎 誠, 野島健嗣: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S700
- 8) 加瀬正司, 梅津善徳, 山口一良, 飯田孝司, 斎藤元司, 石橋和人: 鉄と鋼, 67 (1981) 12, R716
- 8) 一藤和夫, 安野元造, 鈴木 達, 福武 剛, 田口整司: 鉄と鋼, 67 (1981) 12, S783
- 10) S. TAGUCHI, H. KATAYAMA, N. TSUCHIYA, K. OKABE, K. TANAKA, and K. OKUMURA: Stahl u. Eisen, 101 (1981), p. 43
- 11) 岡部俠児, 浜田尚夫, 渡辺昭嗣: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 764
- 12) 板谷 宏, 福武 剛, 岡部俠児, 長井 保: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 472
- 13) F. WÜST: Stahl u. Eisen, 48 (1928), p. 505
- 14) V. A. ROYTER, V. A. YUZA, A. N. KUZNETSOV: Zhur. Fiz. Khim, 25 (1951), p. 960
- 15) 羽田野道春, 宮崎富夫, 下田輝久, 岩永祐治, 桐野輝雄: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S699
- 16) S. ERGUN: Chem. Eng. Progr., 48 (1952), p. 89