

焼結鉱の粉化を抑制する最適な高炉炉壁
伝熱条件岩永 祐治*・稲田 隆信*²・山下 道彦*²Optimum Wall Cooling Conditions of Blast Furnace for
Preventing Disintegration of Sinter

Yuji IWANAGA, Takanobu INADA and Michihiko YAMASHITA

Synopsis:

The interior of a blast furnace is excessively cooled down if wall bricks fall off from the front of staves by damage or deterioration. We built an experimental apparatus that can heat a wall from one side and cool it from the other side so that the reduction and disintegration of sinter by this cooling effect can be simulated. The temperature distribution in a lumpy zone was analyzed based on a proposed model.

It was found that the disintegration of sinter was accelerated by a delay in reduction caused by a strong cooling with an overall coefficient of heat transfer greater than $20 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$. This implies that the disintegration of sinter in blast furnaces proceeds remarkably near the wall, resulting in a periphery gas flow distribution.

Key words: blast furnace; heat transfer; stove cooling; thermal load; furnace wall; disintegration of sinter; gas flow.

1. 緒 言

一般に炉壁は、反応炉の内部現象に対して物流および熱流の境界条件を与えるものである。しかしながら、高炉における炉壁条件は初期の構造および稼働後の内面プロフィールの損耗等によって変化していく。内面プロフィールの異常な損耗は、装入物の充填状態を乱してガス流を不安定にする^{1)~5)}と共に、炉壁を通しての熱流出を増加させる。特にステープ高炉でステープ前面炉壁れんがが脱落すると、ステープが炉内に露出し炉内を過度に冷却するようになる。これらは安定操業の阻害因子となり、炉命中期(4~6年)においてれんが脱落により炉況を乱す事例は、これに該当するものと考えられる。

さて、炉壁のもつ熱流の境界条件は、稼働後の内面プロフィール変化以前に炉体の冷却構造に依存する。近年、炉体プロフィールの維持、高炉の高寿命化、改修コスト低減の観点から炉体の保護・耐久性の向上を狙い、炉壁冷却の強化が図られている⁶⁾⁷⁾。高炉操業の基本は炉体への熱負荷を極力抑制しながら、通気・熱交換・還元の各機能を最大限に生かすことであるが、炉壁冷却の強化によ

り炉体熱損失が増すと炉内温度、特に炉壁近傍の温度低下をまねくことから、いわゆる不活性化の進行により炉況不調に陥ることが懸念される。

そこで、ステープが露出した際の設備面、実操業面での対策を把握するために、水冷却、蒸発冷却、 N_2 ガス冷却の焼結鉱還元反応におよぼす影響について実験的に検討した。また、炉壁伝熱条件が主として炉内塊状帯の温度分布、焼結鉱の還元および粉化にどのような影響を及ぼすかについて数式モデルによる検討を行った。

2. 片面加熱・片面冷却による焼結鉱の還元実験

冷却条件による焼結鉱の還元およびそれにとまう粉化状況の違いを再現するために、片面加熱・片面冷却が可能な実験装置を作り還元実験をおこなった。

2.1 実験装置と実験方法

実験装置の概略を Fig. 1 に示す。下部が開放された電気炉、鉄製の反応容器(縦 200 mm, 横 300 mm, 高さ 300 mm の直方体)および反応容器を保持するジャッキの三つの部分より構成されている。

反応容器内に焼結鉱を約 5 100 g 充填し、電気炉内に

平成元年 9 月・2 年 9 月本会講演大会にて発表 平成 3 年 2 月 15 日受付 (Received Feb. 15, 1991)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki pref. 314-02)

*² 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

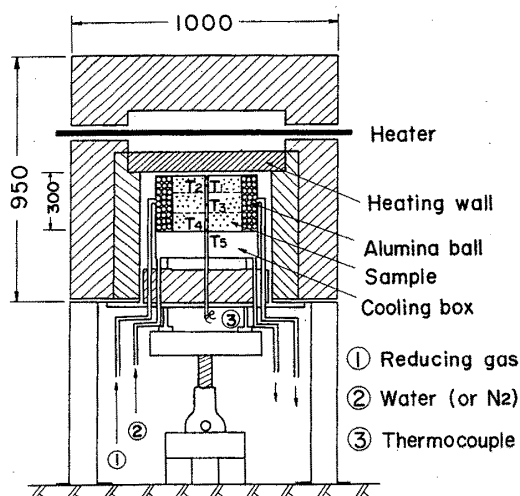


Fig. 1. Experimental apparatus.

Table 1. Cooling conditions.

Case 1	Case 2	Case 3	Case 4~Case 5
1st layer 2nd layer 3rd layer Brick	Sample N₂ N₂	Water Vapor < 0.1 l/min	Water Water 0.5~15 l/min

設置してジャッキで保持する。上面が加熱壁に近接し高炉の炉内側、下面が炉壁側に相当する。反応容器下面にれんがあるいはクーリングボックスを付帯することにより、Table 1 に示すような冷却条件に変更可能とした。ガスは横側より流入するが反応容器の左右にはガスの予熱あるいは分配均一化を目的にアルミナボールを配している。試料層は上、中、下に3分割し還元率、粒径の分布を測定できるように工夫するとともに容器内垂直方向の温度分布を熱電対により測定した。

N₂ ガス雰囲気下で2日間昇温し、所定の冷却条件で炉内温度が定常に達した後、還元ガス(CO 25%, CO₂ 15%, N₂ 60%; 総流量 100 l/min)に切り換えて2h反応させた。還元後の試料は篩い分けられ平均粒径、-5 mm% を還元粉化性とした。また各層別に試料全量を微粉碎して化学分析に供し、還元率(=(初期酸化度-還元後酸化度)/初期酸化度×100)を求めた。

冷却条件としては、水冷却の場合 20°C の水を所定流量、蒸発冷却の場合は排水側から蒸気が出てくる流量に水量を絞る、N₂ 冷却の場合 10 Nl/min の N₂ を流しはば一様な一方向冷却を形成させた。

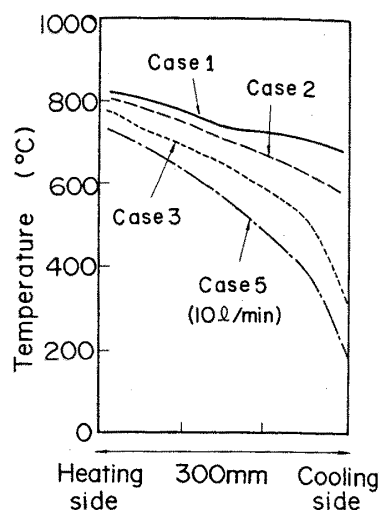


Fig. 2. Effect of cooling condition on temperature distribution in a sample layer.

2・2 実験結果

2・2・1 温度分布

冷却状態を変えた際に得られた炉内温度分布を Fig. 2 に示す。熱の流れは電気炉→反応容器(焼結鉱)→クーリングボックス→冷却水の経路をたどるが、れんがを介した空冷の場合、加熱側と冷却側の温度差は小さく、れんが内面温度も 700°C 近くに加熱されている。これに対して、水冷却になると放熱強化によりクーリングボックス近傍の温度が急速に低下し、加熱側と冷却側とでは 500°C 以上の大きな温度分布が生じている。水冷却から蒸発冷却に変えると、温度は一樣に 50~100°C 程度に上昇するが、クーリングボックス内面温度は依然として 300°C 以下の低い温度にとどまっている。冷却媒体を水から N₂ ガスに切り換えると、上層および中間部の温度は 50~100°C 上昇するにすぎないが、下層部の温度が顕著に上昇して、クーリングボックス内面でも 600°C 程度の高い温度が得られ、れんがを介した空冷の場合の温度分布にかなり近づいている。

一方、水冷却の場合、水量が低下すると温度はゆるやかに上昇するが、15 l/min から 0.5 l/min まで変えてもその変化は比較的小さく、温度分布にはほとんど影響がなかった。

2・2・2 還元率

還元率分布を Fig. 3 に示す。還元率は加熱側が高く、中間部および冷却側で低い。冷却が強化されるほどこの傾向が強くなり、中間部での還元が鈍化していることを示している。

れんがを介した空冷の場合還元率が 25% 以上であるのに対して、水冷却の場合中間部および冷却側では 10%

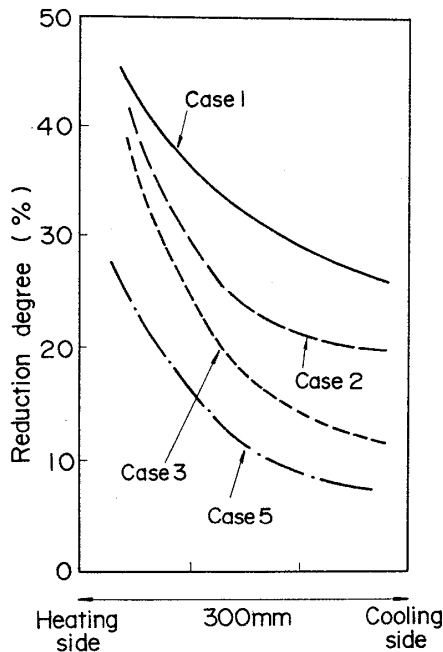


Fig. 3. Effect of cooling conditions on the reduction of sinter.

以下にとどまり Magnetite まで還元は進行していない。

2・2・3 粒径(粉率)

冷却が強化されるほど粗粒部分が減少して細粒および微粒が多く出る累積粒度分布変化を示す。すなわち、Fig. 4 に示すように加熱側から冷却側に向かって粉化が進行するが、冷却の強い水冷却になると、クーリングボックス近傍の還元が極端に落ちるために、中間部に比べて粉化が抑制されているのが特徴的である。実炉でこのような粒径偏差が顕著になると、Fig. 5 に示すように中間部を避けて炉壁へ流れようとするガス抜けが生じやすくなるものと推定される。

3. 伝熱シミュレーションモデル

解析の対象領域(高炉の場合はシャフト部)を円筒形で近似している。径方向に等断面積の同心円で分割し、おのおのに一次元の反応・伝熱モデルを配した構成としており、次のような前提を置いている。

- ①物流は、各円筒セルで装入物・ガスはともにピストン・フロー
- ②荷下がり速度は、径方向で均一
- ③ガス流は、各円筒セルで圧損が一致するように分配
- ④熱の流れは、ガス・固体間の熱交換の他、軸方向・径方向の伝導伝熱も考慮

各円筒セルに配した一次元モデルは、以下に示すように、ガス・固体に対する物質収支、熱収支式、およびガ

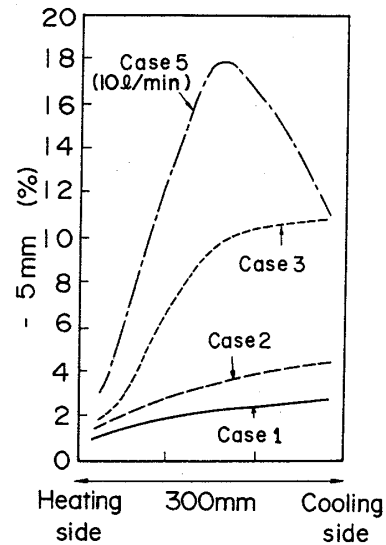


Fig. 4. Effect of cooling condition on disintegration of sinter.

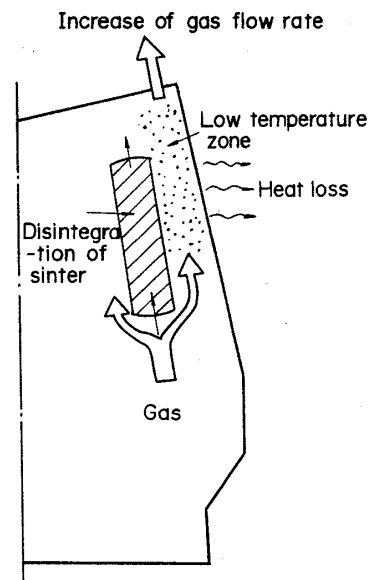


Fig. 5. Effect of disintegration of sinter on the gas flow in blast furnace.

スの圧力損失式により構成されている。ここで、固相熱収支式の中の k_z , k_r は軸方向および、径方向の有効熱伝導率をそれぞれ表している。なお、冷却部(実験ではクーリングボックス、高炉では炉壁)に接触しているセルの径方向伝熱については、充填層・壁面間および後述する炉壁部熱伝達係数をもとに計算している。

[物質収支]

$$\text{ガス: } u_g \frac{\partial}{\partial Z} (\rho_g Y_i) = \sum_l M_{il} \cdot R_l \dots \dots \dots (1)$$

$$\text{固体: } \frac{d}{dt} (\rho_s X_j) = m_j \sum_l M_{il} \cdot R_l \dots \dots \dots (2)$$

[熱収支]

$$\text{ガス: } u_g \frac{\partial}{\partial Z} (\rho_g T_g \sum_i C_i Y_i) = a_p \cdot h_p (T_s - T_g) \cdots (3)$$

$$\begin{aligned} \text{固体: } \frac{d}{dt} \left(\rho_s T_s \sum_j \frac{1}{m_j} \right) C_j X_j &= a_p \cdot h_p (T_g - T_s) \\ &- \frac{\partial}{\partial Z} \left(K_z \frac{\partial T_s}{\partial Z} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_r \cdot r \frac{\partial T_s}{\partial r} \right) \\ &+ \sum_l R_l \Delta H_l + \alpha (A/V) \cdot (T_o - T_w) \cdots (4) \end{aligned}$$

ここで、

Z: 反応容器内の上部を基準とした下向きの高さ方向位置 (m)

r: 反応容器内半径方向位置 (m)

 u_g, ρ_g : ガスの流速 (m/s), 密度 (kmol/m³) ρ_s : 固体の高密度 (kg/m³) X_j, Y_i : 固体の重量率 (-), ガスのモル分率 (-) T_g, T_s : ガス温度 (°C), 固体温度 (°C) C_i : 熱容量 (kcal/kmol·°C) m : モル分子量 (kg/kmol) h_p, a_p : 熱伝達率 (kcal/m²·s·°C), 比表面積 (m²/m³) K_z, K_r : 充填層の有効熱伝導率 (kcal/m·s·°C) R, M : 反応速度 (kmol/m³·s), 化学量論係数 ΔH : 反応熱 (kcal/kmol) α : 総括伝熱係数 (kcal/m²·s·°C) A : 炉壁断面積 (m²) V : 容器内容積 (m³) T_o : 冷却部内側温度 (°C) T_w : 冷却部外側温度 (°C) i : CO, CO₂, H₂, H₂O, N₂ j : Fe₂O₃, Fe₃O₄, FeO, Fe, C, 脈石 l : CO 還元, H₂ 還元, 炭素析出, シフト反応などの反応

次に伝熱の扱い方であるが、ガス-固体間の熱交換については RANZ の式⁸⁾ 充填層内の有効熱伝導率は KUNII, SMITH らの式⁹⁾ を、充填層と壁面間については YAGI, KUNII の式⁸⁾ を使用している。

さらに、基礎実験から得られた焼結鉱の還元パラメータ⁹⁾ および還元粉化速度式¹⁰⁾ を用いて還元過程における焼結鉱の粒径変化を反映している。

4. 考 察

4.1 焼結鉱の粉化を抑制する適正な冷却条件 (総括伝熱係数)

反応容器内各部の温度分布の経時変化測定結果によると、反応容器下面の冷却開始後約 6 h で温度は一定となり、還元ガスを流すと反応熱により容器内の温度は上昇

する。冷却部の総括伝熱係数 α は (5) 式で与えられるので、熱流量 q と冷却部内側温度 T_5 を測定すれば求まる¹¹⁾¹²⁾ が、 q の正確な測定が困難なので、伝熱シミュレーションをおこない推定した。

$$q = \alpha (T_5 - T'_w) \cdots (5)$$

 q : 熱流量 (kcal/m²·s) T_5, T'_w : クーリングボックス外面および冷却水排水温度 (°C)

反応容器縦断面を等断面積に 6 分割し、加熱側から冷却部への熱伝導および冷却部最外面からの熱放散を考慮して、各分割セル内の一次元の物質収支式 ((1), (2) 式), 熱収支式 ((3), (4) 式) に基づいて、温度、還元率、粒径分布を経時的に計算した。

計算に際しては総括伝熱係数を未知パラメータとし、実験から得られる加熱側から冷却側方面における温度分布から実測値と計算値の一致度を調べた一例を Fig. 6 に示す。両者は実験誤差と考えられる範囲内で一致している。

このようにして、各条件における温度分布の実測値に一致するように総括伝熱係数を決定した。その結果、水冷却の総括伝熱係数はれんがを介した空冷の場合の 8~30 倍に増大することがわかった。すなわち、れんがが脱落によりステーブが露出すると総括伝熱係数は 4.2 kcal/m²·h·°C から 30~120 kcal/m²·h·°C に急上昇する。この場合、蒸発冷却、N₂ ガス冷却に変更することによりそれぞれ 24 kcal/m²·h·°C, 12 kcal/m²·h·°C に低下することができ、過冷却が緩和される。

Fig. 7 は平均粒径および -5 mm 粉率と総括伝熱係数

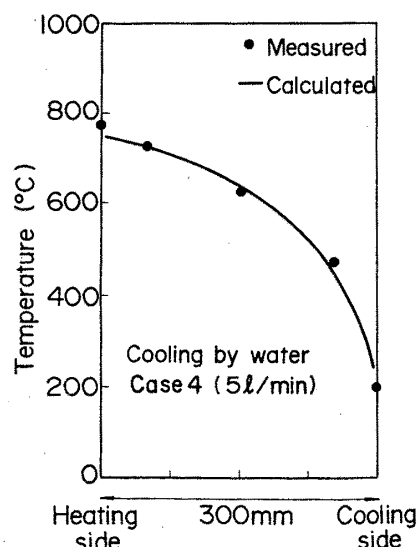


Fig. 6. Comparison of temperature profile between measured and calculated.

との関係を示したものである。総括伝熱係数が大きくなるにつれて焼結鉱粒度が小さくなっている。総括伝熱係数が大きい（抜熱が大きい）と、400～600℃の還元粉化をおこしやすい温度⁹⁾で還元が進行するために、粉化は顕著に進むものと解釈される。

なお、蒸発冷却にしても反応容器内の平均的な粒径上昇および粉率低減の量は比較的小さい。しかしながら、Fig. 4 によれば、水冷却から蒸発冷却へ変化させても、クーリングボックス近傍では還元粉化の激しい400～600℃の温度域が形成されるために粉化抑制効果は小さいものの、冷却側から100 mm～200 mm位置での粉化が抑制されている。この位置では600℃以上の温度に昇温されるために粉化が水冷却より大幅に減少するもので、実炉においても径方向の粒径偏差が低減し、Fig. 5 に示したような中間部を避けて炉壁部へ流れようとするガス抜けの抑制が期待できる。

実炉操業において、総括伝熱係数を何 $\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 以下にする必要があるかどうか、現状でははっきり決められず今後の調査によらなければならないが、Fig. 7 によれば $20 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 以上で粉率が急激に変化することから、総括伝熱係数の限界は $20 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ となる。このように、炉内で焼結鉱の粉化が急激に進行することを回避することを一つの指針として炉壁熱負荷の管理をおこなうことが望ましい。

4.2 炉壁伝熱条件の高炉炉内状態におよぼす影響

炉内容積 3830 m^3 の高炉における内径 13.8 m 、高さ 19 m のシャフト部を検討対象とした。Table 2 に示す操業条件および径方向の装入物分布についてはムーバブルアーマのノッチで $\text{C}_6\text{C}_6\text{O}_6\text{O}_0$ と $\text{C}_0\text{C}_0\text{O}_6\text{O}_6$ に対応する O/C 分布、粒径分布をそれぞれ基準条件とした。また、焼結鉱の還元粉化指数 *RDI* については 34%、28% の 2 ケースに変化させた。

一方、炉壁の伝熱条件については、炉壁の伝熱係数と

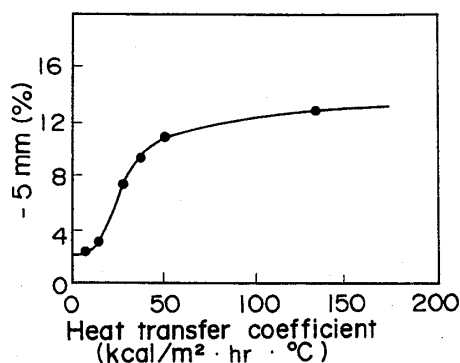


Fig. 7. Relation between disintegration of sinter and heat transfer coefficient.

してステープ前面に耐火レンガが存在する場合に対応する $2.1 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ と、前面レンガが無くなり伝熱抵抗が約 $1/30$ になった場合とを想定した。炉内充填層が炉壁の伝熱抵抗および充填層・炉内壁間伝熱抵抗を挟んで、炉外熱浴（ここではその温度を 30°C にした）と熱的に接触しているものと仮定し、Table 3 に示すように炉壁伝熱係数の高さ方向の配置を変えて、炉内状態の変化を調べた。

4.2.1 炉内状態分布の一般的な変化

Fig. 8 は、炉壁の伝熱条件を変えたときの炉内固体温度の変化を示している。図中の実線はベース条件、短かい破線、長い破線、および一点鎖線は、それぞれシャフト上段、シャフト中段、シャフト下段での抜熱が強まった場合のヒートパターンである。

炉壁の熱伝導を上げて抜熱を増すと、炉壁近傍の温度が低下する。ヒートパターンの変化の様子は、熱伝導を上げた部位の位置により異なるが、抜熱の強い部分近傍のヒートパターンのみならず、これより上方についてはガス温度の低下を介して、下方については固体温度の低下を介してその影響が伝播している。また、ヒートパターンの変化の度合いで見ると、炉内の高温帯すなわち炉下部領域での炉壁伝熱条件の変化の方が、炉上部領域の変化よりもヒートパターンに与える影響が大きいことがわかる。

一方、層頂近傍での径方向ガス温度分布の計算結果（シャフト上部ゾンデ等で測定される炉上部の径方向温度分布に対応）によると、シャフト上部での伝熱条件の影響が大きく現れている。また、径方向のヒートパターンへの変化は Fig. 8 からわかるように、炉壁から $1 \text{ m} \sim 1.5 \text{ m}$ の範囲でその影響が現れている。

4.2.2 炉壁近傍の高さ方向状態分布の変化

炉壁伝熱条件に起因するヒートパターンの変化は、還

Table 2. Operating conditions.

Gas volume	12 244 Nm^3/min	Ore/Coke	3.75
$\text{CO}/\text{CO}_2/\text{H}_2$	45/0/3	Burden descend	90 mm/min
Gas temperature	1100°C	MA	$\text{C}_6\text{C}_6\text{O}_6\text{O}_0$
Top gas pressure	3.0 kgf/cm^2	<i>RDI</i>	$\text{C}_0\text{C}_0\text{O}_6\text{C}_6$
			34, 28%

Table 3. Wall cooling conditions.

	Heat transfer coefficient ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$)		
	Throat and upper level of shaft	Middle level of shaft	Lower level of shaft
Case A	2.1	2.1	2.1
Case B	59.2	2.1	2.1
Case C	2.1	59.2	2.1
Case D	2.1	2.1	59.2

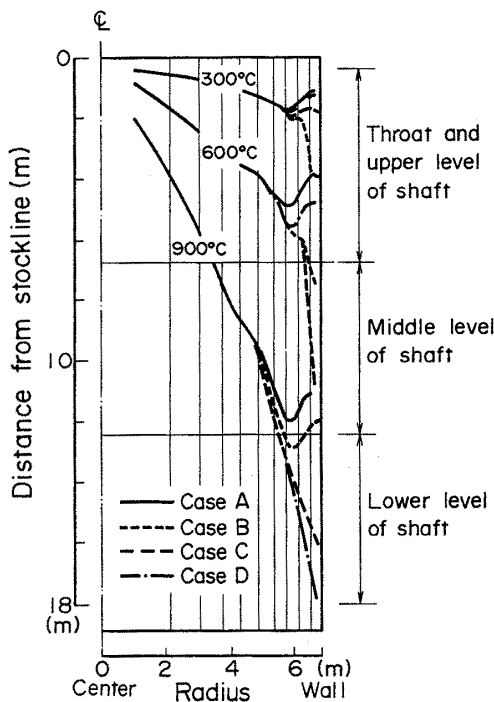


Fig. 8. Effect of wall cooling conditions of heat pattern of lumpy zone.

元の進行のみならず鉄源原料の大半を占める焼結鉱の還元粉化現象に影響を与えることになる。焼結鉱の還元粉化に関する基礎実験結果⁹⁾においても、焼結鉱の還元粉化は温度域 400~600°C、還元段階では還元率が 0 から 12%、すなわち Hematite→Magnetite への還元段階で著しく進行する。

Fig. 9 は、炉壁直近部の高さ方向の還元率分布を示したものである。炉壁直近部の温度の低下は同時に還元の進行を遅らせ、特に Hematite→Magnetite の還元速度の鈍化により還元率との関係において、最も粉化の進行しやすい状況をつくることになる。シャフト中段・下段の炉壁伝熱を大きくした Case C、Case D の場合にこのような状況が顕著になる。

Fig. 10 は、前記焼結鉱の還元粉化速度式を用いて、炉壁直近部の粒径変化状況を推定したものである（層頂での焼結鉱の初期粒径は 11.5 mm）。Case C で粒径の劣化が著しく初期粒径の 1/4 程度になっている。これは、温度的にも還元率においても最も還元粉化しやすい状態が、形成されたためである。

このように、特に昇温帯から熱保存にかけての初期還元が進行する領域での抜熱量の増加は、焼結鉱の著しい粉化をもたらすことになる。

4・2・3 炉壁近傍の径方向状態分布の変化

塊状帯下部での径方向の焼結鉱の粒径分布を炉壁抜熱

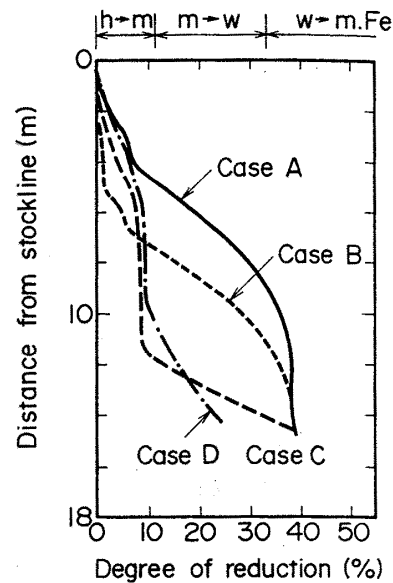


Fig. 9. Effect of wall cooling conditions on reduction degree of sinter at periphery.

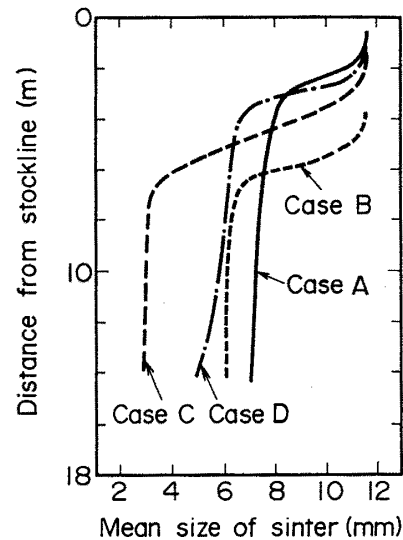


Fig. 10. Effect of wall cooling conditions on degradation of sinter at periphery.

の強弱で比較すると、いずれも還元粉化によって炉中間から炉壁側の部分で粒径の低下が生じているが、炉壁からの抜熱を強めると炉壁近傍でさらに粉化が顕著になる。なお、炉壁伝熱条件の粒径分布への影響が、炉壁から約 1 m 付近にまで及んでいるが、これは先に述べた径方向炉内温度分布の影響範囲にほぼ対応するものである。

ところで、炉壁伝熱条件の径方向状態分布への影響は、単に径方向の伝熱だけにとどまらず、径方向の物流分布、すなわちガス流分布にも影響すると考えられる。

Fig. 11 に、各ケースでの径方向ガス流量分布を示す。炉壁の抜熱が強まったとき、壁側ガス量は増加傾向を呈する。これは、通気抵抗に応じてなされる径方向のガス流分配に関係しているものと考えられる。すなわち、壁近傍の通気抵抗は炉壁の抜熱が強まったとき還元粉化による粒径低下が生じるものの、温度低下によるガス流速の低下の効果が結果的にこれを上回る。一方、炉壁部より少し中に入った位置ではガス量の一部が炉壁側に迂回することにより間接的に熱流比が増加し、ヒートパターンの変化が炉壁部より少し中に入った位置にも浸透したものと考えられる。

ただし、モデルでは還元粉化前後で焼結鉱の空隙率が変化しないことを仮定しており、粉化による空隙率の低下が生じたり、さらにはガス流速低下による炉壁への粉の蓄積、あるいは金属蒸気の凝縮等が著しい場合には、これとは逆に炉壁での不活性層の生成につながるものと考えられるが、この点については今後の検討課題である。

4.3 炉壁伝熱条件変化時の高炉操業上の対策

4.3.1 O/C 分布制御の効果

径方向の O/C 分布に変化を与えた場合、温度分布や還元粉化がどのように変わるかについて調べた。O/C 分布としては、鉱石内振りの場合と、コークス内振りの場合をとり上げた。

Fig. 12 に示すように、コークス内振りから鉱石内振りに変化させると（図中の $MA = C_6O_0$ は $C_6C_6O_0O_0$ を省略して示している）、炉壁部のヒートパターンは上昇する。従って、炉壁部 O/C を下げることは炉壁部のヒートパターンの上昇を介して還元粉化帯を縮めることに作用することになる。粉化後の焼結鉱の初期粒径に対する

相対粒度を比較すると、O/C を下げることにより粒径の劣化が緩和されている。

4.3.2 還元粉化指数 (RDI) 変更の効果

焼結鉱の粒径劣化を緩和する他の方法として還元後強度を上昇させる方法がある。Fig. 13 は、焼結鉱の還元粉化指数 RDI を変化させたときの劣化後粒径の径方向分布を示している。RDI を 34 から 28 に低下させることにより粒径は約 1~2 mm 程度大きくなっている。抜熱の増加に起因して焼結鉱の炉内粒径が低下するような場合に RDI の低下によって、熱レベルの低下抑止には効果は無いものの粉化をある程度抑えることが可能であると考えられる。

4.3.3 炉内ガス流分布制御方策

Fig. 11 に示したように、径方向ガス流分布計算結果によると、冷却強化とともに炉壁ガス量は増加し、冷却緩和により炉壁ガス量は低下する。

一方、Fig. 14 に示すように炉壁ガス量は炉中間部（炉壁から 0.28~0.57 m）焼結鉱粒径と関係があり、粒径の低下とともに炉壁ガス量は増加する。冷却緩和にともない、炉壁近傍で還元粉化による粒径低下があるものの、温度低下によるガス流低下効果により通気抵抗が低下する。炉壁近傍での粉化が小さくなると、いっそう通気抵抗は低下する。さらに炉中間部での粉化は冷却が強化されるほど顕著となり、炉壁部と中間部の間の通気抵抗差が拡大する効果が加わる。すなわち、径方向のガス流分配は通気抵抗に応じてなされるために、冷却が強化されて炉壁部と中間部の粒径偏差が顕著になるほどガスは中間部を避けて炉壁部へ流れようとするものと推定される。

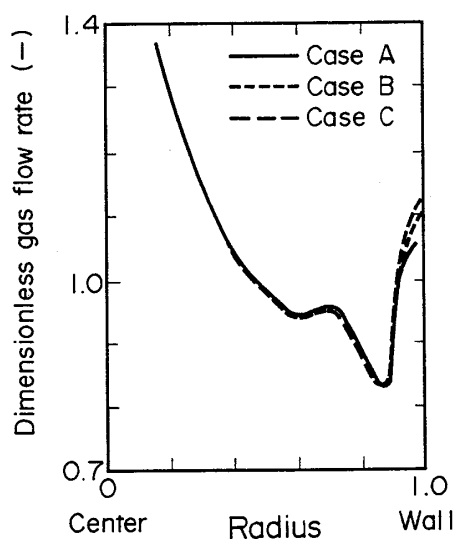


Fig. 11. Radial distribution of gas.

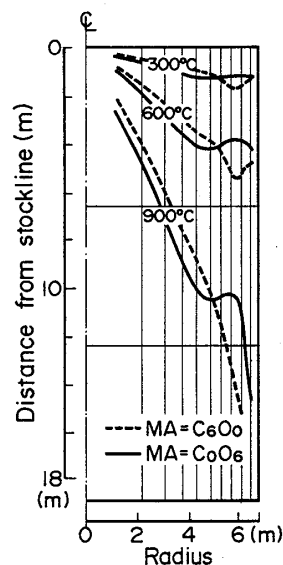


Fig. 12. Heat pattern of lumpy zone (Case D).

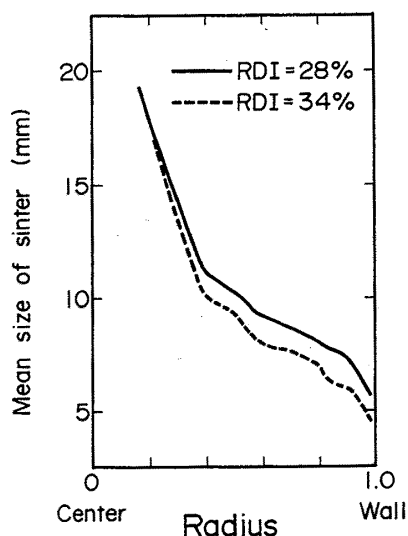


Fig. 13. Effect of RDI index on sinter size after degradation (Case D).

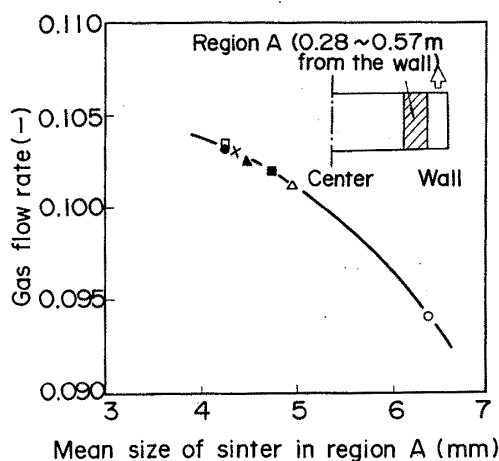


Fig. 14. Effect of sinter size at intermediate zone on the gas flow at wall side.

このように炉体冷却が強くなると、周辺流型のガス流分布が自然に形成され、炉中心部ではガス流の一部が炉壁側に回るために熱流比が増加し融着帯は低下しやすくなる。

したがって、炉壁部の昇温をガス量アップのみに頼ると過度の炉壁流操作となり、設備上問題を生じる。粒度偏析を併用して熱流比の低下を抑制しながら還元性改善を狙う方策が有効と考えられる。

5. 結 言

高炉の炉壁冷却に立脚した焼結鉱の還元反応に関する

実験をおこない、結果に伝熱数式モデルを適用して総括伝熱係数を決定した。総括伝熱係数 $20 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ 以下で粉化が抑制され、水冷却から蒸発冷却への変化により、中間部の粉化が抑制される。また、 N_2 冷却の場合にはれんが残存に近い炉内状況が得られることが明らかとなった。

次に、炉壁伝熱条件の高炉炉内状態分布に及ぼす影響について、塊状帯における温度分布、焼結鉱の還元および粉化現象を中心に検討した。その結果、炉体冷却の不必要な強化に伴う抜熱の過度の増加は、単に投入熱量の損失のみならず、炉内の状態分布の変化を介して安定操業にも影響を与えることが判明した。このような状態分布の変化は、ヒートパターンの低下を介して融着帯（根部）の低下に、還元の遅滞は炉下部の還元負荷の増大につながる。また、炉壁直近部の温度の低下は、微粉による付着物生成の原因になると考えられる。しかしながら、炉体保護の面で炉体の冷却は必須であることは言うまでもなく、今後炉体保護と操業との双方を両立させる炉体冷却条件の把握が必要となろう。

一方、炉壁を通しての熱の流出は炉壁自身の熱伝導のみならず炉内充填層に接触する炉壁内面の状態にも依存する。今回の検討は、清浄な炉内面を仮定した計算に基づいているが、より精度の高い評価を行うためには焼結鉱の粉化のみならず炉壁部通気性に関するその他の因子の影響、さらに不清浄な炉内面と充填層との熱伝導をも考慮に入れた解析が必要である。

文 献

- 1) 稲垣憲利, 徳永正昭, 野宮好堯, 松田正義: 鉄と鋼, 67 (1981), S23
- 2) 一田守政, H. BIAUSSER: 鉄と鋼, 69 (1983), S61
- 3) 一田守政, H. BIAUSSER: 鉄と鋼, 69 (1983), S62
- 4) 大野陽太郎, 近藤国弘: 鉄と鋼, 70 (1984), S51
- 5) 清水正賢, 木村吉雄, 磯辺光利, 車 傳仁, 稲葉晉一: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 1996
- 6) 宮本健彦, 塩原勝明, 名取好昭, 山口 篤: 日本鋼管技報, 115 (1986), p. 2
- 7) 村井良行, 山本嵩夫: 製鉄研究 (1987) 325, p. 14
- 8) 化学工学便覧 [改訂5版] (1988), p. 354 [丸善]
- 9) 岩永祐治: 日本学術振興会製鉄第54委員会還元反応検討WG第6回研究会資料 (1990年11月20日)
- 10) 岩永祐治: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 740
- 11) 松永省吾, 山岡 弘, 川崎守夫, 原田幸一: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 177
- 12) 大野二郎, 日月應治, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 34