

Analysis of Sintering Behavior for Improved Sintering Performance in High Pisolitic Ore Operation



主代 晃一
Kouichi Nushiro
技術研究所 製鉄研究
部門 主任研究員(掛
長)

大山 伸幸
Nobuyuki Ohyama
技術研究所 製鉄研究
部門

井川 勝利
Katsutoshi Igawa
技術研究所 製鉄研究
部門 主任研究員(部
長補)

要旨

焼結における高結晶水鉍石多量配合時の歩留、通気性の改善を目的として、融液流動挙動および水分凝縮現象の検討を行った。高結晶水鉍石を多量配合した場合には、融液の流動性が低下し、気孔成長および塊状化が遅滞する。ミルスケールの添加は、流動性を改善し、シンターケーキの塊状化を促進し、歩留を改善する。また高結晶水鉍石多量配合時には、ベッドの空間率を減少させる凝縮水分が増加し、原料層の通気抵抗が大きくなる。焼結ベッドに通気スリットを形成することにより、ベッドの全圧損が減少し、通気性の改善が可能である。通気スリット部のガス流速は通常のベッドの1.8倍と計算され、水分凝縮はガス流速の増加により抑制される。

Synopsis:

To improve sintering performance when using a high proportion of pisolitic ore, the flow behavior of the melt and moisture condensation during sintering were investigated. Melt fluidity decreased at higher pisolitic ore ratios, suppressing pore formation and agglomeration. However, an addition of mill scale improved melt fluidity, accelerating the agglomeration of the sinter cake and improving sinter yield. Bed permeability also deteriorated at higher pisolitic ore ratios due to increased moisture condensation, which decreases the void fraction in the sintering bed, but it was possible to reduce the total pressure drop and improve bed permeability by creating vertical slits. The gas flow rate in the slits was calculated at 1.8 times that in a conventional bed. Moisture condensation is reduced by this increased gas flow rate.

1 緒言

近年、焼結鉍の生産においては、鉄鉄コストの低減と将来の良質なヘマタイト鉍石の枯渇への対応を目的として豪州産高結晶水鉍石の使用量を徐々に増加させてきたが、これに伴い、焼結鉍の歩留、強度や生産性の低下などの問題も顕在化^{1,2)}してきた。

そこで高結晶水鉍石の焼結特性を基礎的に検討するため、融液生成とその流動性に関する研究が数多く行われてきた³⁻⁸⁾。ここで融液の流動による気孔構造変化が焼結鉍強度を決定する上で重要と考えられる⁹⁻¹⁰⁾にもかかわらず、この測定が実験上困難なこともあり、高結晶水鉍石の融液流動による気孔構造変化に関する報告はほとんどない。このため、強度低下の原因の解明が必ずしも進んでいないのが現状である。

一方、焼結生産性へ大きな影響を及ぼす通気性に関しては、点火後に形成される原料湿潤帯の通気抵抗が初期原料のそれより著しく大きく、通気を阻害する大きな要因となることが指摘されている^{11,12)}。しかし高結晶水鉍石を多量に使用した場合の湿潤帯の状態について言及した報告もないため、通気性に対する高結晶水鉍石の影響が明

確となっていない。

そこで、高結晶水鉍石多量配合時の歩留低下の原因を検討するため、焼結過程を熱間状態で観察可能な Hot-X 線 CT 焼結実験装置を新たに開発し、融液流動による気孔構造変化および塊状化の解析を行った。また原料層の湿潤状態を調べることで高結晶水鉍石の通気性への影響を調べた。さらに、歩留、通気性を改善する方法についても検討した。

2 実験装置および実験方法

Fig. 1 に Hot-X 線 CT 焼結実験装置を示す。焼結過程での断層像の変化を調べるため、撮影時間の短い、管球・検出器回転方式の X 線 CT を採用した。本装置は X 線管電圧 130 kV、管電流 200 mA で、1 断面画像の撮影時間は 2.8 s である。得られた CT 画像を画像解析装置に転送し、そこで塊状化解析¹³⁾、気孔分岐形態のネットワーク解析¹⁴⁾ および融液流動解析を実施した。塊状化解析に当たっては、焼結部分の CT 値を 1200 以上とし、この CT 値以上の画素の連続した一つの集団を焼結鉍の塊(クラスター)と定義して、その面積と個数を測定した。ネットワーク解析では 200 以下の CT 値の部分画素を気孔として画像を 2 値化し、気孔を細線化により線画像とし、細線化前の画像の気孔面積を線画像の線分全長で除して、気孔の平

*平成9年1月27日原稿受付

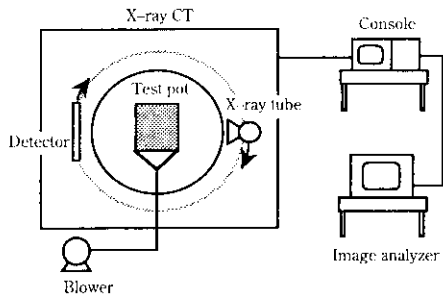


Fig. 1 Schematic diagram of hot X-ray CT scanner for sintering test

Table 1 Chemical composition of raw materials (mass%)

Material	C.W.	T.Fe	FeO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO
Mixture A	1.15	61.99	3.67	3.65	1.65	2.95	0.55
Ore Y	8.05	59.12	0.09	4.82	1.10	0.03	0.05
Mill-scale	0.20	73.96	15.20	0.23	0.06	0.86	0.10

Table 2 Raw mixture for sinter test

Raw mixture	A	B	C
Mixture A (mass%)	100	60	55
Ore Y (mass%)	—	40	37
Mill-scale (mass%)	—	—	8
SiO ₂ (mass%)	5.0	5.0	5.0
Basicity	1.8	1.8	1.8
Coke ratio (mass%)	4.0	4.25	3.98

均的な太さを表わすブランチ幅を求めた。また線画像の分岐数より、単位面積当りの気孔の分岐の本数を表わすブランチ密度を求めた。また融液流動解析に関しては、時間差を有する2つのCT画像を気孔部分と固体部分に2値化し、2つの画像の差分を求め、融液流動による変化と考えられる、固体から気孔へ変化した部分(面積S₁)と気孔から固体へ変化した部分(面積S₂)の面積の和を、撮影時間差(t)で割った時間当りの面積変化量を融液流動指数(index of melt fluidity)と定義した。

$$(\text{index of melt fluidity}) = (S_1 + S_2)/t \dots\dots\dots (1)$$

実験に用いた試験鍋の、鍋側壁、目皿およびウィンドボックスはカーボン製で、X線透過量の制約から内径を0.1m、高さを0.1mとした。実験に使用した主原料をTable 1に、焼結原料配合をTable 2に示す。高結晶水鉍石はY鉍石を使用し、高結晶水鉍石を含まない当社の標準的な原料(原料A)と、原料AをY鉍石で40%振り替えた原料(原料B)、および融液の流動性を改善する¹⁹⁾目的でミルスケールを原料Bに8%配合した原料(原料C)を用い、いずれも配合原料中のSiO₂を5.0%、塩基度を1.8となるように石灰石と珪石の配合量を調整した。コークス量は原料Aで4%、原料BではY鉍石の結晶水の分解熱量を補正し4.25%、原料Cではさらにミルスケール酸化熱分のコークス量を下げ3.98%とした。原料の混合、混練時に水分量が7%となるように水を加えた。焼結に際しては、吸引圧は1.5kPa一定とし、焼結終了は、排ガス温度が最高値を示した時点とした。

通気性の測定は主にφ0.15×0.4m高さの鍋を用いて行った。ここで通気性を改善する目的で通気スリットを形成した実験も実施した。原料層内への通気スリットの形成は、鍋中央に厚さ0.02mの

板を立て、グレート面からの高さ0.15mまで板の回りに原料を装入し、板を引き抜いた後、上面にガーゼを敷き、その上にさらに原料を装入して行った。焼結は風量一定(0.3Nm³/min)および吸引圧一定(5.9kPa)の条件で行った。この実験には原料Bを使用した。

3 実験結果および考察

3.1 高結晶水鉍石多量配合時の融液流動性とシンター構造変化

Fig. 2に原料Aの焼結過程でのCT像の変化を示す。本装置により焼結による気孔構造変化や塊状化の様子が観察できた。このCT像を用いて画像解析を行い、気孔構造変化、融液流動性、塊状化の定量化を行った。

Fig. 3に焼結過程でのブランチ幅の時間変化を示す。ブランチ幅は焼結開始とともに増加し始め、焼結終了前に飽和した。原料Bでは、ブランチ幅の増加が遅く、最終的なブランチ幅は原料Aに比べ約20%小さくなっており、気孔の合体が抑制されたと考えられる。一方、原料Cでは約8%の減少に止まった。

Fig. 4に融液流動指数の時間変化を示す。焼結が比較的安定して進行していると考えられる150~250sに注目すると、原料Bは原料Aに比べ、融液流動指数は概ね40%程度低下したのに対し、原料Cでは20%程度の低下であった。

Fig. 5に焼結終了後のシンターケーキの断面における固体の粒径分布を示す。ここで粒径は円相当径であり、固体のつながりの太さを表わす。原料Aに比較し、原料Bのシンターケーキでは4mm程度を境に小さな粒径が多く、大きい粒径が少ないケーキ構造となっており、このことから原料Bでは焼結時の粒子の塊状化が抑

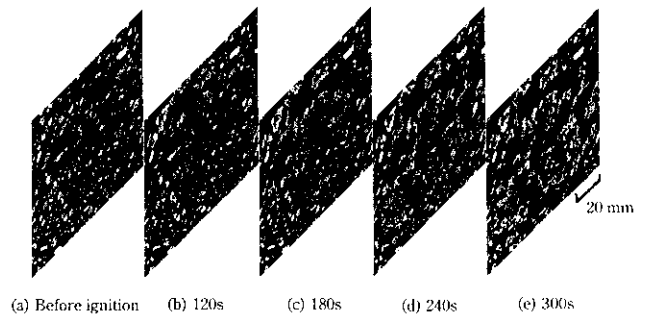


Fig. 2 Changes of CT images of sinter cake during sintering process

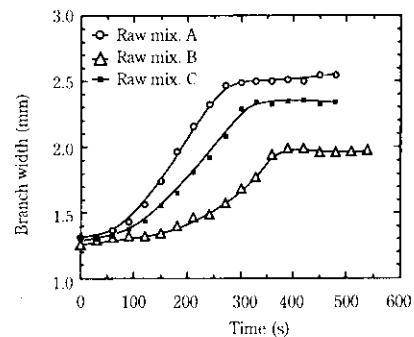


Fig. 3 Changes of branch width of sinter cake with blending of pisolitic ore and mill-scale during sintering process

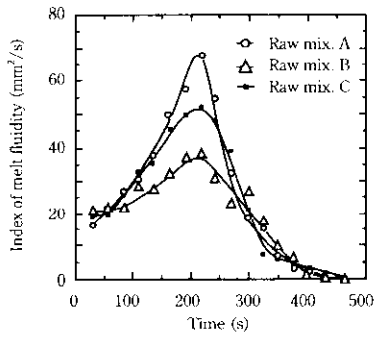


Fig. 4 Changes of index of melt fluidity with blending of pisolitic ore and mill-scale during sintering process

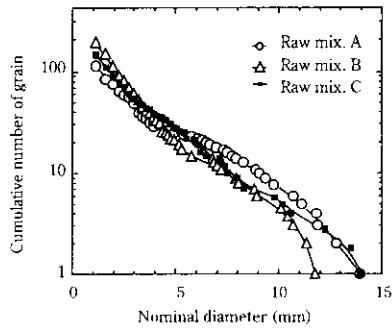


Fig. 5 Grain size distribution of sinter cake with blending of pisolitic ore and mill-scale

制されたと考えられる。一方原料Cの粒度分布はAとBの中間に位置しており、高結晶水鉍石を多量配合した場合でもミルスケールを配合することにより塊状化が促進されたものと思われる。

融液の流動性は、焼結原料の反応性や溶融性に間接的に影響を及ぼしながら、原料粒子の再配列による緻密化および気孔の生成に大きな影響を及ぼすと考えられる¹⁾。そこで融液流動と塊状化の関係について調べた。焼結開始から終了までの固体の平均粒径と融液流動指数の積算値の関係を Fig. 6 に示す。ここで平均粒径は個数平均値とした。平均粒径と融液流動指数の積算値のプロットは原料条件によらず同一曲線上に位置しており、融液流動と塊状化には密接な関係が認められる。このことより、融液流動に伴い、気孔合体による気孔構造変化と同時に塊状化も進行し、その程度も融液の流動性に依存していると考えられる。

以上のことより、高結晶水鉍石多量配合時に強度が低下するという一般的現象は、融液の流動性の低下に帰着すると考えられ、融液流動性の改善にはミルスケールの添加が有効であることがわかった。

3.2 高結晶水鉍石多量配合時の通気性

原料A、Bを $\phi 0.3 \times 0.4$ m高さの鍋を用い、風量一定(1.2 Nm³/min)の条件で焼結した時の、高さ0.200mと0.215m位置間の圧力損失を、パイプを挿入して測定した。その結果を Fig. 7 に示す。高結晶水鉍石を多量配合した原料Bでは、反応溶融帯前後の湿潤帯と焼結帯の通気抵抗が増大した。焼結帯での通気抵抗の上昇は、気孔成長の遅滞によると考えられ、湿潤帯での上昇は水分凝縮挙動の違いと考えられる。

そこで、高結晶水鉍石を多量配合したときの原料湿潤帯の状態を把握するため、 $\phi 0.15 \times 0.4$ m高さの鍋を用いて、焼結中断試験を

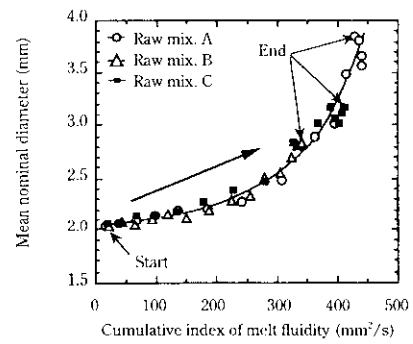


Fig. 6 Relationship between cumulative index of melt fluidity and mean nominal diameter of grain through sintering process

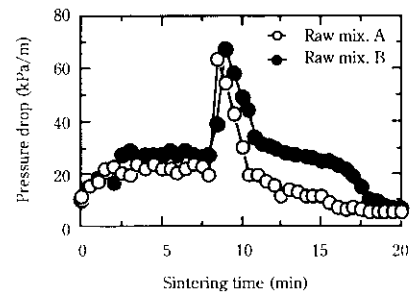


Fig. 7 Changes of pressure drop in sintering bed with blending of pisolitic ore during sintering process

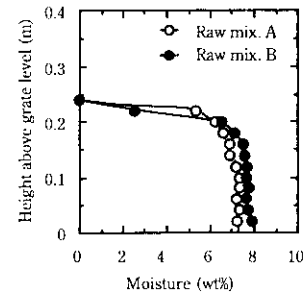


Fig. 8 Moisture condensation in sintering bed with blending of pisolitic ore

行い、層内水分分布を調査した。その結果を Fig. 8 に示す。原料Aでは湿潤帯の水分は7.3%程度であったが、原料Bでは湿潤帯の水分は7.8%程度に上昇しており、この水分上昇が原料湿潤帯の通気抵抗上昇の原因と考えられる。

この通気抵抗の上昇を改善することを目的として、原料Bに対し通気スリットを形成したときの、風量一定条件でのベッド内の圧力損失と温度分布の測定結果を Fig. 9 に示す。なお測定結果は、グレート面より0.25mの高さの熱電対が最高温度に達した時点のものである。通気スリットを形成すると、圧力損失が低下し通気性が改善しているが、特に下層の圧力損失の低下が大きかった。

次に吸引用一定条件下での点火開始からの風量変化を Fig. 10 に示す。通常のベッドに比較し、通気スリットを形成したベッドの通過風量は点火前から大きく、そのまま推移した。いずれの場合も点火直後から通過風量が急速に減少し、焼結後半に再び増加した。

同様の条件で、グレート面より0.25mの高さの熱電対が最高温度に達した時点で焼結を中断したときの原料水分の測定結果を

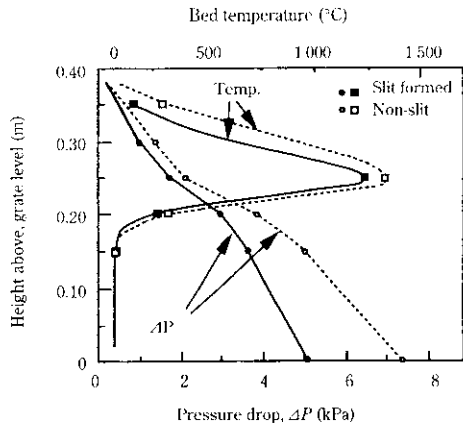


Fig. 9 Pressure drop and temperature in sintering bed

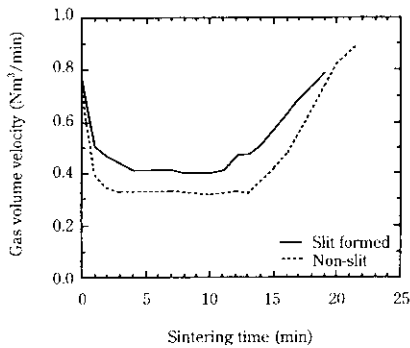


Fig. 10 Change of gas volume velocity during sintering

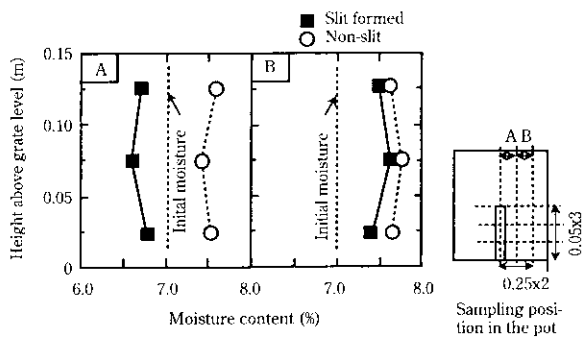


Fig. 11 Distribution of moisture in sintering bed

Fig. 11 に示す。通気スリットを形成しない場合には全域で水分の凝縮がみられ、湿潤帯の形成が確認された。通気スリットを形成した場合は、通気スリット付近 (A の領域) では水分が低下したが、鍋周辺部 (B の領域) では水分の凝縮が生じた。

以上の結果にもとづき、通気スリット形成時のベッド内ガス流速分布と通気性の関係を検討した。小型試験鍋内での2次元のガス流速分布を、汎用流体解析プログラム Phoenics を用いて計算した。計算に当たり、ベッド内の圧力損失は Ergun の式¹⁶⁾により求めた。

$$\Delta P/H = 150(1 - \epsilon)^2 \cdot \mu \cdot U / (\epsilon^3 \cdot d_p^2) + 1.75(1 - \epsilon) \rho_g \cdot U^2 / (\epsilon^3 \cdot d_p) \dots (2)$$

- d_p : 粒子径 (m)
- H : ベッド層高方向距離 (m)
- ΔP : 圧力損失 (Pa)

- U : 層内ガス流速 (m/s)
- ϵ : 層空間率
- μ : ガス粘度 (Pa·s)
- ρ_g : ガス密度 (kg/m³)

ここでガス粘度 μ を 1.8×10^{-5} Pa·s、原料粒子径 d_p を 0.002 m、ガス密度 ρ_g を 1.3 kg/m³ として以下の計算を行った。

小型鍋試験の結果では、吸引圧 5.9 kPa での点火前のベッド通過風量は、通気スリットの無いとき 0.73 Nm³/min であり、この結果より、空間率 ϵ は 0.34 と算出された。一方、通気スリットを形成した場合の通過風量は 0.78 Nm³/min であり、通気スリットの ϵ は、通気スリット以外の ϵ を 0.34 とし、風量を実測値に合わせるように計算して求めた結果 0.41 であった。この計算結果より、通気スリット部分の空間は板の形状そのままの空間ではなく、ここに原料が流れ込んだ比較的疎な充填状態の原料層を形成しているものと考えられる。

点火後通過風量は急激に低下し、焼結初・中期の風量は、通気スリットの無い条件では 0.33 Nm³/min、通気スリットを形成したときは 0.41 Nm³/min 程度であった。Fig. 9 の結果より原料帯より上部の乾燥帯、反応溶解帯および焼結帯の圧力損失と層厚はトータルしておおむね 3.5 kPa、0.2 m となり、この値を用いて先と同様に空間率 ϵ を計算した結果、通気スリットの無い条件での原料層の ϵ は 0.25、通気スリットを形成した場合の通気スリットの ϵ は 0.40 と算出された。次に通気スリットを形成した時の風速分布の計算結果を Fig. 12 に示す。通気スリットを形成しない場合、ガス流速はベッド内でほぼ均一に 0.31 m/s 程度であったが、通気スリットを形成した場合、ガス流れに偏りが生じ、図中 a, b 点ではガス流速は 0.56 m/s と大巾に増加した。c, d 点では 0.28 m/s と若干の減少であった。

Fig. 13 に計算した流速とサンプリングした原料の水分の関係を示す。

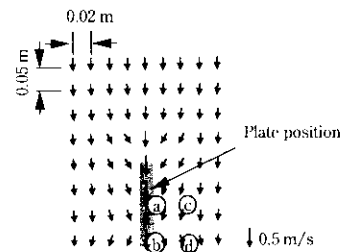


Fig. 12 Calculated velocity pattern of gas flow in the slit formed bed

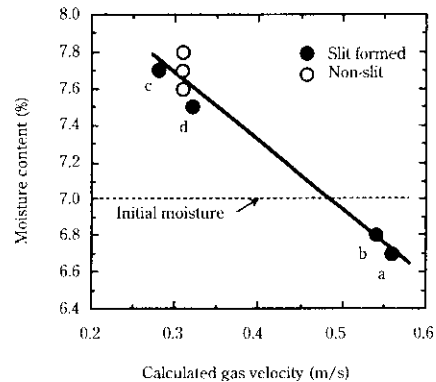


Fig. 13 Relationship between calculated gas velocity and moisture content

示す。流速の増加に対応して原料水分は低下しており、通気スリットの形成によりガス湿度が相対的に低下し、水分の凝縮が抑制されたと考えられる。

通気スリットを形成しない時の、点火前後での湿潤帯形成による原料層の ϵ の減少は0.09であり、その内訳は、凝縮水分の体積分と粒子再配列に伴う層収縮分¹²⁾と考えられ、増加した水分0.5%の体積は ϵ の0.02程度に相当し、残りの0.07程度の減少が層収縮によるものと考えられる。これに対し通気スリットの形成時には、通気スリット部分での水分凝縮が抑制されたことにより、上記の空間率の減少が起こらず、これにより通気性が改善されたと考えられる。

4 実機実験結果

4.1 高結晶水鉍石多量配合時の歩留改善

当社水島製鉄所第2焼結機において、高結晶水鉍石多量配合時の融液流動性改善のためミルスケールを配合する実験を実施した。高結晶水鉍石は40%配合とし、ミルスケールの配合比を0%から3%、8%と増加した。操業条件は生産率および層厚が一定となるように調整した。

Fig. 14 に実験時の操業データを示す。実験開始後（ミルスケール0%）は歩留の低下が見られたが、ミルスケール配合を開始すると歩留は上昇し、8%配合時にはほぼ元のレベルに回復した。以上のように、融液流動性改善を目的としてミルスケールを配合することにより、歩留が改善されることが実機において確認された。

4.2 高結晶水鉍石多量配合時の通気性改善

同じく第2焼結機を用いて、通気スリット形成のために原料装入斜面下部に鉄板を挿入する実験を実施した。焼結機パレット幅は4mであり、板厚0.02mの板を9枚挿入した。挿入する板はFig. 15に示すように焼結機長手方向での移動を可能として、挿入有無での操業データの比較を行った。操業条件はBTP (burn through

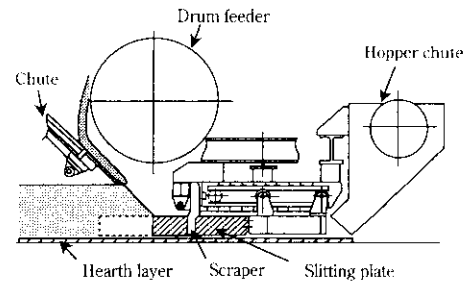


Fig. 15 Outline of the poromeric improvement machine

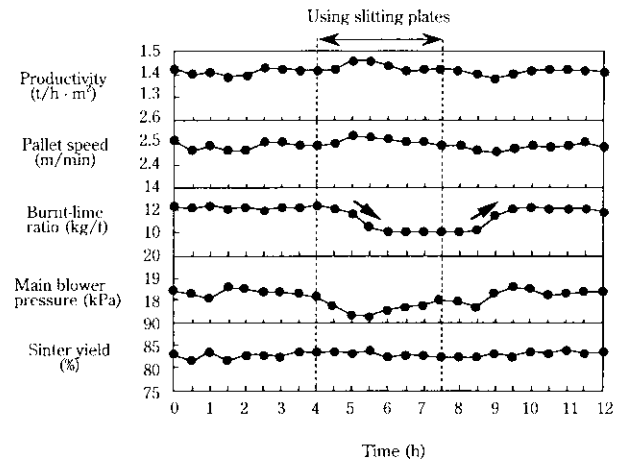


Fig. 16 Effects of the slitting plates on sintering operation

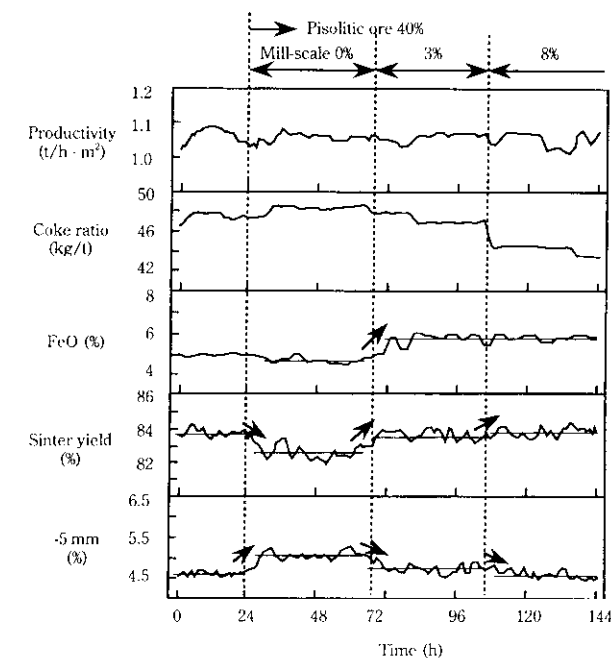


Fig. 14 Operation results using mill-scale with a large amount of pisolitic ore

point) および層厚が一定となるように調整した。

Fig. 16 に操業データの推移を示す。板の挿入により通気が改善し、メインブローの吸引圧の低下が認められた。これに対応して生石灰を減らし、生産率を一定とする通気調整を行った結果、板の挿入により生石灰原単位は2kg/t低減した。逆に板をベッドから抜くことにより通気は悪化し、生石灰原単位が再び上昇した。

焼結歩留に関しては、板の挿入中の低下は認められなかった。

以上のようにベッド下部に垂直に板を挿入することにより、焼結ベッドの通気性が大幅に改善されることが実機においても確認された。

5 結 言

焼結における高結晶水鉍石多量配合時の歩留、通気性の改善を目的として、融液流動性および原料湿潤帯の検討を行い、以下の結果を得た。

- (1) 高結晶水鉍石を多量配合した場合には、融液の流動性が低下し、気孔成長および塊状化が遅滞し、これにより焼結強度が低下すると考えられる。
- (2) ミルスケールを添加することにより、流動性は改善され、気孔成長および塊状化の遅滞が緩和される。
- (3) 高結晶水鉍石を多量配合した場合には、原料湿潤帯の水分が上昇し、原料層の通気抵抗が大きくなり、通気性が悪化すると考えられる。
- (4) 原料ベッド下部に通気スリットを設けた場合、圧力損失が低下し、通気性が改善される。ベッド内のガス流速分布の計算により、通気スリット部分の空間率は0.40程度であり、この部分のガス流速は均一なベッドの1.8倍程度と考えられる。

- (5) 高結晶水鉍石多量配合時には、ミルスケールの添加により歩留の改善が可能であり、給鉍部ベッド下部に板を挿入することにより通気性が改善できることが実機焼結機において確認された。

参 考 文 献

- 1) 松尾 匡, 矢場田武, 大鈴克二, 星野剛一, 河本紀一郎, 野田俊: *CAMP-ISIJ*, **6**(1993), 64
- 2) A. Kanagarajah, L. Jelenich, J. Murray, and M. F. Hutchens: 6th International Symposium on Agglomeration, (1993), 255
- 3) C. E. Loo: *Trans. Inst. Min. Metall.*, **100**(1991), C127
- 4) 葛西栄輝, 呉 勝利, 大森康男: *鉄と鋼*, **77**(1991), 56
- 5) 肥田行博, 岡崎 潤, 伊藤 薫, 平川俊一: *鉄と鋼*, **78**(1992), 1013
- 6) 大友崇徳, 田口 昇, 葛西栄輝, 大森康男, 川口尊三: *鉄と鋼*, **79**(1993), 1145
- 7) 大山伸幸, 主代晃一, 小西行雄, 井川勝利, 反町健一: *CAMP-ISIJ*, **8**(1995), 845
- 8) 松村俊秀, 森岡耕一, 清水正賢, 野田 俊, 松尾 匡: *鉄と鋼*, **82**(1996), 23
- 9) 佐藤 駿, 川口尊三, 一伊達稔, 吉永真弓: *鉄と鋼*, **73**(1987), 964
- 10) 稲角忠弘, 笠間俊次: *鉄と鋼*, **78**(1992), 1061
- 11) 川口卓也, 笠間俊次, 稲角忠弘: *鉄と鋼*, **78**(1992), 1053
- 12) 和島正己, 細谷陽三, 柴田充蔵, 相馬英明, 田代 清: *鉄と鋼*, **68**(1982), 1719
- 13) 柴田充蔵, 和島正己, 相馬英明, 松岡 宏: *鉄と鋼*, **70**(1984), 178
- 14) 笠間俊次, 稲角忠弘, 中安 勤: *鉄と鋼*, **78**(1992), 1069
- 15) 滝平憲治, 藤井紀文, 大山伸幸: *CAMP-ISIJ*, **7**(1994), 133
- 16) S. Ergun: *Chem. Eng. Progress*, **48**(1952), 89