

高炉への鉱石・コークス多量混合装入技術の開発

渡壁 史朗*・武田 幹治*・西村 博文*²・後藤 滋明*²
西村 望*²・内田 哲郎*²・木口 満*²

Development of High Ratio Coke Mixed Charging Technique to the Blast Furnace

Shiro WATAKABE, Kanji TAKEDA, Hirobumi NISHIMURA, Shigeaki GOTO, Nozomu NISHIMURA, Tetsuro UCHIDA and Mitsuru KIGUCHI

Synopsis : Technique for high ratio coke mixed charging was developed and applied at JFE Steel's East Japan Works (Chiba District) No. 6 blast furnace as the first case of application to a large blast furnace. Simultaneous discharging of ore and coke from the top bunkers, and the precise control of burden distribution technique with the mathematical model considering the segregation behavior of mixed layer have made it possible. Since April 2002, high productivity operation with the world's lowest level of sinter ratio has been conducted using high ratio coke mixed charging technique.

Key words: high ratio; coke mixed charging; blast furnace; bell-less charging; simultaneous discharging; burden distribution; permeability; cohesive zone; coke size; high productivity; sinter ratio; low RAR.

1. 緒論

中国をはじめとした世界的に旺盛な鉄鋼需要や、原料サプライサイドの寡占といった状況¹⁾下で今後の日本国内の高炉操業を考えると、可能な限り少ない高炉基数での生産量の上下弾力性の確保、低還元材比/低コークス比操業の実施、さらに安価劣質原料などの原料選択自由度の拡大などが重要な技術課題である。

これらの課題の達成のためには、高還元性原料や高強度、高反応性コークスの使用、装入物分布制御によるガス利用率の向上、周辺ガス流量の適正化等による熱バランスの改善などが有効であるが^{2,3)}、一方で高出銑比、低還元材比操業では炉内の原料とコークスとの存在比(O/C)が大きくなって、還元停滞や融着帯肥大化による通気性悪化等の問題がある。このような高O/C時の操業改善対策の一つとして、原料にコークスを混合する装入方法(コークス混合装入)が知られている。

堀田らは、原料とコークスの層厚を薄くして層状混合した場合と、完全混合層との場合の高温性状を測定し、いずれも通気性が大幅に改善したとしている⁴⁾。

郷農らは、荷重軟化実験の結果コークス混合で塊鉱石の被還元性、高温性状が改善したとし、名古屋第3高炉への適用試験で、 η_{CO} が0.4%向上し、還元材比が3 kg/t-p低減したと報告している⁵⁾。

Isobeらも荷重軟化実験で混合率が3 wt%以下では混合量の増加とともに高温の圧力損失が低下し、また混合コークスは溶融前に全量消費されたと報告している⁶⁾。

以上のように、コークス混合装入による融着層、還元性の改善が実験的に示唆されているが、実機で混合されるコークス量は5 wt%程度であり、また混合されるのは装入コークスの篩下(小塊コークス)のみである。

この主な理由は次の二点である。第一点は、粒径範囲の拡大による塊状帯の通気性悪化の懸念である。第二点は装入装置からの落下時や高炉堆積面上において、混合層が分離してコークスが炉壁や炉中心部へ偏析する問題である⁷⁻⁹⁾。Sunaharaらは密度の異なる2種類の粒子を用いた実験により、すり鉢状の斜面上で鉱石、コークス混合層が分離して、炉中心部にコークスが偏在することを示した⁹⁾。この混合層の分離によって半径方向のO/C制御が困難となって目標の装入物分布が得られないだけでなく、中心部に流れ込んだ混合コークスがガス化反応によって劣化して炉芯に蓄積し、炉下部の通気性、通液性を悪化させる。

さらに、混合率を大きくすると小塊コークス以外に塊コークスを混合する必要があり、コークスと原料との粒径比が急激に大きくなって上記の問題が顕著になりやすい。

以上に述べた理由から、混合層の分離を最小限にとどめるために一定範囲量の小塊コークスを原料鉱石に事前に混合して装入することが一般に行われ^{10,11)}、一部で中塊コー

原著論文: ISIJ Int., Vol. 46 (2006), No. 4, pp. 513-522

平成18年4月24日受付 平成18年6月20日受理 (Received on Apr. 24, 2006; Accepted on June 20, 2006; originally published in ISIJ Int. Vol. 46, 2006, No. 4, pp. 513-522)

* JFE スチール (株) スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721-8510)

*2 JFE スチール (株) 東日本製鉄所 (East Japan Works, JFE Steel Corporation)

クスが部分的に使用された例¹²⁾や、減産操業の炉体熱負荷制御に用いられた例¹³⁾以外、コークス多量混合装入技術は実用化されなかった。

筆者らは、コークス多量混合装入（以下、本文では多量混合装入）の実用化のために、塊および小塊コークスの混合が塊状帯の通気性、高温性状に与える影響をそれぞれ調べた。また混合層の分離挙動を装入模型実験で調査し、パラメータ化して装入物分布モデルに取り込んだ。このモデルを用いて、目標装入物分布を達成する装入方法を千葉6BFの多機能装入装置(SMART)¹⁴⁾を用いて実機化した。多量混合装入によって千葉6BFでは世界最小レベルの低処理鋳比操業記録を達成し、また低処理鋳比下での高出銑比、低還元材比操業を継続中である。

2. コークス混合層の高温性状

2.1 実験方法

コークス混合が鋳石の高温性状におよぼす影響を荷重軟化実験により調べた。実験装置の概略を Fig. 1 に示す¹⁵⁾。炉本体は黒鉛ヒーターを用いた縦型の電気炉で、るつぼは内径100mmのカーボン製である。炉上部の重錘移動式の荷重発生装置からカーボン製の棒を通じて、るつぼ内に荷重をかける構造となっている。溶融滴下物は回転可能な水冷サンプリング装置で採取する。

CO/CO₂/N₂混合ガス組成および温度は千葉1, 2高炉での垂直ゾンデ測定結果¹⁵⁾を参考に決定した。導入ガスの流量は5×10⁻⁴Nm³/sである。排出ガス組成はガスクロにより120s毎に測定した。加熱温度、負荷荷重、導入ガス組成はプログラム制御される。

900gの鋳石に混合率に応じたコークスを混合した試料を、均熱帯に入るように量を調整した粒径15~25mmのコークス層間にサンドしてるつぼに充填した。原料は、焼

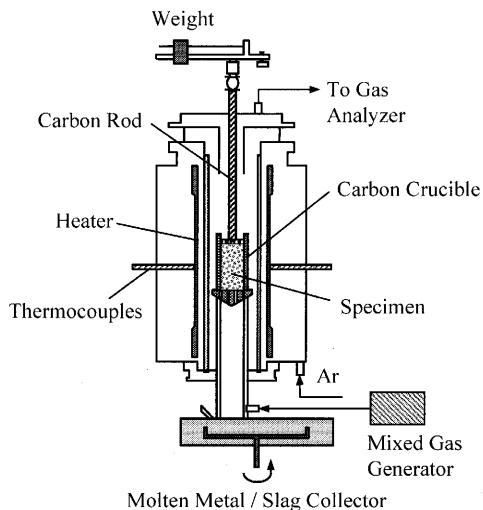


Fig. 1. Schematic view of under-load-reduction test system.

結鋳比を100, 75, 65wt%とし、残りを塊鋳石とした。原料粒径は10~15mm, 混合するコークスは粒径10~15, あるいは30~40mmとした。原料, 混合コークスを, ピンセットで1個ずつるつぼ内に装入し, 均一に分布するようにした。実験に用いた焼結鋳, 塊鋳石, 混合コークスの物性値を Table 1 に示す。

2.2 実験結果と考察

焼結鋳比100wt%での荷重軟化実験における圧力損失の変化を Fig. 2 に示す。コークス混合によって最大の圧力損失が大きく低下し, 圧損上昇開始温度も上昇していることがわかる。

コークス混合率と焼結鋳比とが最大圧力損失に与える影響を Fig. 3 に示す。いずれの焼結鋳比でも, 混合率12.5wt%までは最大圧力損失が減少したが, 15wt%ではそれとほぼ同じか若干増加する結果となった。

Table 1. Properties of the ore and mixed coke used in experiments.

	t-Fe	FeO	CaO	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	S	(wt%)
Sinter	56.5	9.29	10.21	5.43	1.36	3.80	0.014	
Ore	64.1	0.14	0.43	3.32	0.03	0.94	0.008	

	FC	ash	CaO	SiO ₂	(wt%)
Mixed Coke	83.7	12.6	0.25	7.50	

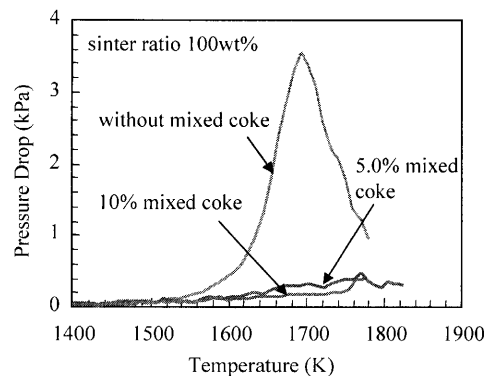


Fig. 2. Effects of mixed coke ratio on high temperature gas permeability of burden material (sinter ratio 100%).

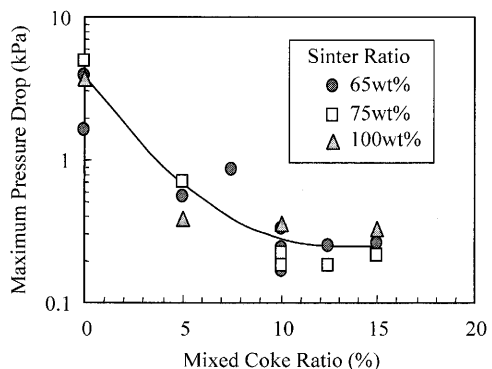


Fig. 3. Effects of mixed coke ratio and sinter ratio on high temperature gas permeability of burden material.

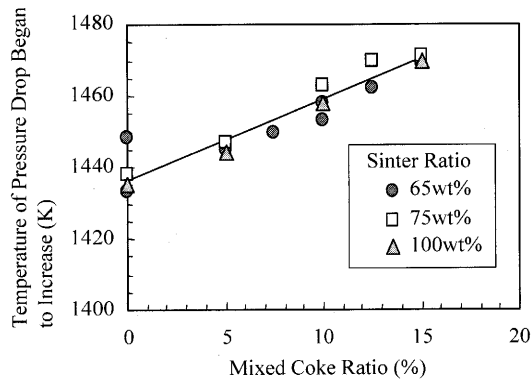


Fig. 4. Effects of mixed coke ratio and sinter ratio on the temperature of pressure drop began to increase.

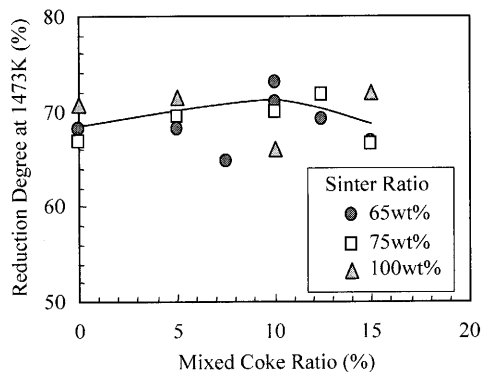


Fig. 5. Effects of mixed coke ratio and sinter ratio on the reduction degree at 1473K.

コークス混合率と焼結鉱比が圧損上昇開始温度に与える影響を Fig. 4 に示す。混合率とともに直線的に圧損上昇開始温度は上昇した。

Fig. 5 に 1473K における還元率の変化を示す。混合率 10 wt% レベルまでは混合率とともに還元率が向上している。また、Fig. 6 に示すように溶け落ち開始温度も混合率 10 wt% でピークを示した。

次に、焼結鉱比 75 wt% における、混合率と最大圧損との関係におよぼす混合コークス粒径の影響を Fig. 7 に、同じく 1473K での還元率との関係におよぼす影響を Fig. 8 に示す。混合コークス粒径が大きくなると通気性の向上効果が若干低下するが、混合率とともに顕著に改善することは小粒径時と同様であり、また還元性に関しては粒径比の影響はほとんどないことがわかった。

酸化鉄の CO ガスによる還元は、高温では還元生成物の緻密化が進行するためにガスの拡散が妨げられて速度が低下するのに対し、固体 C による還元は試料表面での solution loss 反応が活発となり、CO 濃度が增大すると考えられる¹⁶⁾。本実験において荷重軟化実験中の試料を取り出し断面を観察した結果では、軟化した原料と混合コークスとの境界部に空隙が観察された。これは還元で生じた金属とコークスとが接触して局所的な浸炭が起こり、溶融して空隙が発生した⁴⁾ためと推定される。高温でもこの空隙にガ

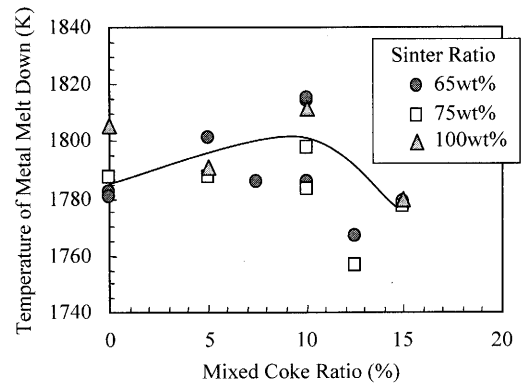


Fig. 6. Effects of the mixed coke ratio and the sinter ratio on the temperature of metal melt down.

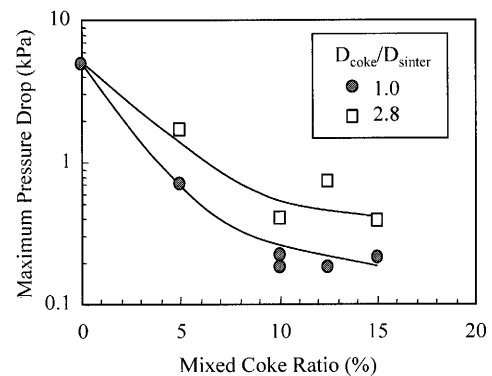


Fig. 7. Change in the maximum pressure drop at 1473K with large-diameter mixed coke with a sinter ratio of 75%.

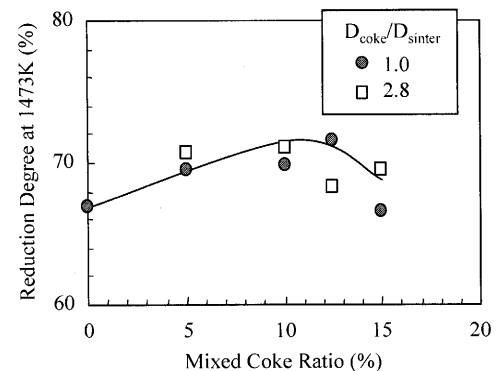


Fig. 8. Change in the reduction rate at 1473K with large-diameter mixed coke with a sinter ratio of 75%.

スが流れることで通気性が確保され、特に塊鉱石のように還元性の低い原料の還元も促進されたと考えられる。

また、塊鉱石は焼結鉱に比べて還元性が低いために高温で未還元 FeO が多く残留して軟化開始温度、最大圧損温度が低いとされるが⁵⁾、コークス混合によって未還元 FeO の生成を抑制し、塊鉱石の還元が促進されることが期待される。

Bicknese らは高 C/FeO 条件下での C による FeO の還元速度は、固体還元材の種類に寄らないことを報告している¹⁶⁾。このため、今回の実験において混合層の粒径比率が還元性

に与える影響が少なかったと考えられる。

以上の実験結果から、均一混合では塊コークス混合においても混合率10wt%までは原料層の高温性状が改善することがわかった。

3. 多量混合装入の実機化の検討

3.1 コークス混合充填層の通気性

実機で使用する原料とコークスを用いて、コークス混合充填層の通気性の測定を行った。焼結鉱100kgと所定量のコークスとを内径400mmの円筒内に混合して装入した。焼結鉱は調和平均粒径9.30 mm, コークスは同じく34.5mmと48.7mmのものを用いた。装置の下方から空塔速度1~2 m/sで空気を流し、充填層内の圧力損失を測定した。

測定結果をFig. 9に示す。いずれのコークスでも混合率の上昇とともに圧力損失は増加し、混合率15 wt%では34.5mmのコークス混合で約30%, 48.7mmでは約57%上昇した。ただし、15 wt%より多量のコークス混合では、さらなる通気抵抗の悪化はほとんど見られなかった。

3.2 融着帯の通気性

一定のコークス比で多量混合装入を実施する場合、1回当たりの装入コークス量が同じなら原料層間のコークス層(コークススリット)の厚みが減少し、融着帯でのガスの通気抵抗が悪化することが懸念される。

一方で、コークス混合によって軟化融着層の通気性が著しく向上することが荷重軟化実験により判明した。これから、混合装入では通気抵抗が低下した融着層を通過するガス量が増加し、コークススリットを通過するガス量が減少して融着帯全体の通気抵抗が低下することが期待される。そこで、これらの効果を考慮した融着帯での通気性の評価を試みた。

融着帯での融着層とコークススリットのガス量が、両層の半径方向の圧力損失が同じとなるように分配されると仮定した。融着層の通気抵抗は杉山らの式¹⁷⁾を、コークス層の通気抵抗はErgun式¹⁸⁾を用いて計算した。

$$\frac{\Delta P}{L} = \left(\frac{1}{Cm} \right)^2 \left(\frac{1}{\Phi D_p (1 - S_r)} \right) \left(\frac{\rho_g u^2}{g D_p} \right) \dots \dots \dots (1)$$

$$\frac{\Delta P}{L} = 150 \frac{u\mu}{g D_p^2} \frac{(1 - \epsilon)^2}{\epsilon^3} + 1.75 \frac{\rho_g u^2}{g D_p} \frac{1 - \epsilon}{\epsilon^3} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 ΔP は圧力差、 L は距離、 C は流出係数、 m は開口比、 Φ は混合層中の粒子の形状係数、 D_p は粒子の平均粒径、 S_r は混合充填層の収縮率、 ρ_g はガスの密度、 u はガスの空塔速度、 g は重力加速度、 M はコークス混合率で、 ϵ は充填層の空隙率である。 D_p と Φ は荷重軟化実験の中断試験試料の断面観察から求めた。

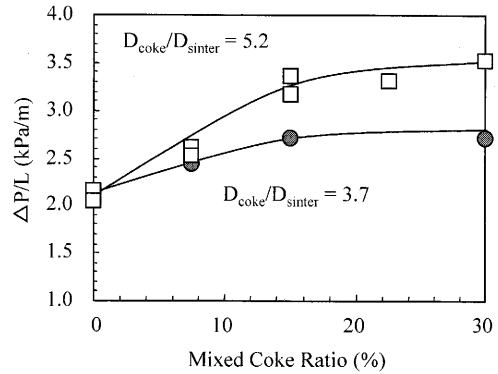


Fig. 9. Effect of the diameter of the mixed coke on the gas permeability of the coke mixed bed.

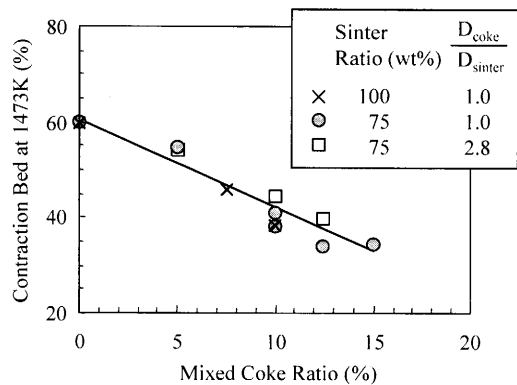


Fig. 10. Effects of the mixed coke ratio, mixed coke diameter ratio and the sinter ratio on the contraction of bed at 1573K.

荷重軟化実験より求めた、コークス混合率、混合コークスと焼結の粒径比が1573Kにおける混合充填層の収縮率に与える影響をFig.10に示す。この結果から、1573Kでの S_r (%)を次式で与えた。

$$S_r = -1.88M + 61.3 \dots \dots \dots (3)$$

また、混合層の ϵ は充填層通気性の測定結果から混合率の関数として与えた。

融着帯内の融着層の段数は、炉腹直径を底面直径とし、根部から頂点までの距離をその高さとする円錐から推定した。融着帯形状はコークスを混合しないベース条件での二次元高炉シミュレーションモデル¹⁹⁾の計算結果から求めた。

得られた計算結果をFig.11に示す。これからコークスの混合率の増加とともに、融着帯全体の通気性は向上すると推定された。

3.3 多量混合装入による高炉操業の予測

以上で得られた結果から、処理鉱比を変更した場合の高炉操業の変化を二次元高炉シミュレーションモデルを用いて予測した。計算のベース条件は2002年10月の千葉6BFの操業諸元であり、主な諸元は出鉄比2.0 t-p/m³/d、コークス比387.5 kg/t-p、PCR89.1 kg/t-p、送風量7780 Nm³/

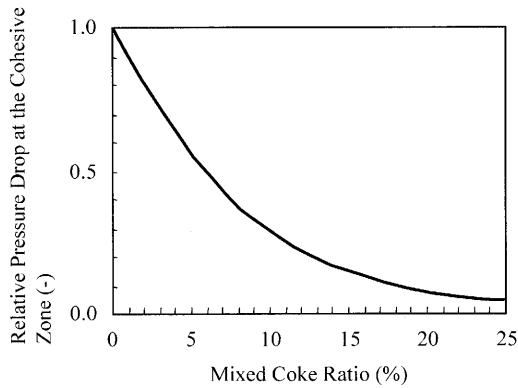


Fig. 11. Calculation result of change in pressure drop at the cohesive zone by coke mixing.

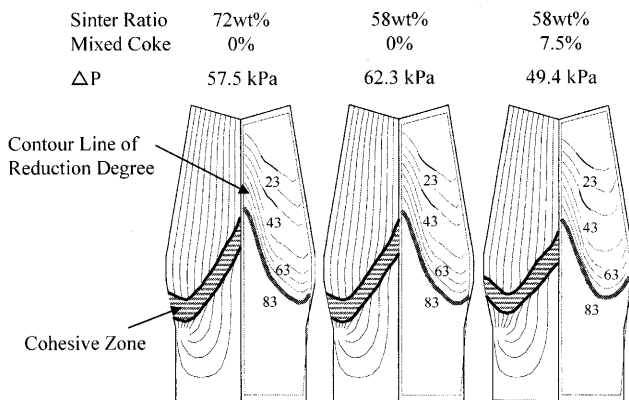


Fig. 12. 2-D BF simulation model calculation: change in cohesive zone and reduction degree in the blast furnace by the sinter ratio and coke mixing.

min, 酸素富化率 1.4% である。これに対して処理鉱比 (72 wt% または 58 wt%), 混合装入 (混合なし, または混合率 7.5 wt% (120 kg/t-p)) の影響を調べた。モデルには, 荷重軟化実験で得られた融着層の最大収縮率, 収縮開始温度, 溶け落ち開始温度, 還元速度を混合率, 処理鉱比の関数で与えた。

計算結果を Fig.12 に示す。処理鉱比を 72 wt% から 58 wt% まで低下させると, 還元が遅れ, 中間の融着帯が肥大化して圧力損失が上昇する。コークス混合によって炉内の還元速度が上昇する。また収縮開始温度, 溶け落ち開始温度が上昇するが, 収縮率が低下するために融着帯の幅が減少して上方に移動する結果, 低処理鉱比下においても, コークス混合によって炉内圧力損失が低下する。

4. 多量混合装入技術の開発

4.1 高炉装入模型実験方法

コークスと原料とを混合した時点から両者の分離は始まり, 高炉への搬送中や炉内装入時に混合層の分離を完全に防ぐことは不可能である。そこで, 多量混合装入の実機化においては, 混合するタイミングをできるだけ高炉の近く

とし, 高炉装入後は炉頂堆積面での混合層の分離を予測して予め設定した混合率分布となるように装入方法を高度に制御することがキーポイントである。

そのために, 装入模型実験を用いて垂直シュートからの混合層排出の経時変化, 高炉炉頂堆積面上での混合層の分離について調べ, その結果を装入物分布モデルに組み込んで, 実機化における装入方法の設計を行った。

実験に用いたのは, 3 平行炉頂バンカーを備えたベルレス式の千葉 6BF の 1/17.8 装入模型である。実機の原料排出挙動を再現するために, 複数の貯鉱槽, サージホッパー, ベルトコンベアで構成されている。実験条件や原料粒径は模型の相似比に基づき, 原料の落下運動は慣性力と重力の比を, また原料堆積については内部摩擦力と重力の比, ガス抗力と重力の比を一致させた^{20,21)}。

本実験における原料とコークスの混合方法は, 1) それぞれ貯鉱槽から同時に切り出してベルトコンベア上で混合, 2) コークスを先行して貯鉱槽から切り出し, 次に原料を貯鉱槽から切り出してベルトコンベア上で混合, 3) 原料を先行し, 次にコークスを貯鉱槽から切り出してベルトコンベア上で混合, 4) 原料, コークスをそれぞれ炉頂バンカーから切り出し, 回転シュート上で混合, の 4 種類とした。本文では, それぞれ 1) 貯鉱槽同時排出, 2) コークス先行排出, 3) 鉱石先行排出, 4) 炉頂バンカー同時排出, と呼ぶ。

それぞれの混合方法について, 垂直シュート下に設置した 10 mm 間隔のサンプリングボックスを 0.1 m/s で動かし採取し, 混合率の経時変化を測定した。コークス混合率は 12.5 wt% とした。

また, 回転シュート先端のスタビライザー¹⁴⁾ による落下位置の変化への影響を調べた。原料と混合率 5 wt% のコークスを炉頂バンカー同時排出し, ストックラインレベルでの落下範囲を調べた。

炉頂堆積面での混合層の分離挙動に対する装入速度, 混合コークスと鉱石との粒径比の影響を調べた。分離挙動の測定は以下の手順で行った。実機 120 t 相当の原料に所定量のコークスを混合し, 回転シュートを用いて傾斜角 30° のコークスペース面上に単リングで装入した。混合方法は, コークス先行排出, 鉱石先行排出, 炉頂バンカー同時排出のいずれかを用いた。実験中は炉口部で空塔速度 0.043 m/s の空気を炉体下部から送風した。

装入後の炉頂堆積形状はレーザー変位計を用いて測定した。また, 堆積面上に直径 50 mm の円管を 8~10 本半径方向に差込んで試料を採取し, その位置でのコークス混合率の分布を求めた。採取した試料は原料とコークスとに分離した後で粒度分析を行った。混合層の分離にはコークスと鉱石との比重差を利用した重液分離を用いた。比重が 1.95 となるように温度を調節したヨウ化ナトリウム飽和水溶液に採取した混合層を入れ, コークスと原料とを分離した。

分離精度は98%以上である。

4.2 装入模型実験結果

4.2.1 垂直シュートからのコークス混合率経時変化

Fig.13に垂直シュートからのコークス混合率の排出経時変化を示す。コークス先行排出では初期にコークスが多く排出され、逆に鉱石先行排出と貯鉱槽同時排出では鉱石が初期に多く排出される結果となった。これは、サージホッパー内で混合コークスが壁面側に偏在し、ファンネルフローによって最初に鉱石が多く排出されてしまうためである。一方、炉頂バンカー同時排出では、コークス混合率の排出の経時変化は一定となった。

次に、旋回シュートの傾動角が49°の場合の混合層の落下位置に対するスタビライザーの影響をFig. 14に示す。スタビライザーがない場合は、混合層が分離してコークスが炉壁方向に、原料が中心方向に偏る傾向を示した。これに対して、スタビライザーがある場合には、原料、コークス双方の落下位置がほぼ一致するとともに、落下幅がシャープになった。

これは、旋回シュート上で混合層の一部が分離して、コークスが落下流の上方に、また原料が下方に偏るためと、原料、コークスと旋回シュートとの摩擦力が粒径、表面性状によって異なり、旋回シュートからの排出速度がコークスの方が大きい²²⁾と推定される。

4.2.2 炉頂堆積面での混合層分離挙動の定量化

傾動角54.5°で単リング装入を行った場合の、炉頂堆積面でのコークス混合率の半径方向分布をFig.15に示す。主流落下位置付近から炉中心、あるいは炉壁に向かって遠く

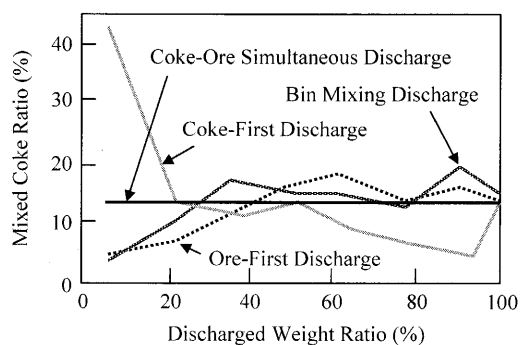


Fig. 13. Change in discharged mixed coke ratio by discharging method.

なるほどコークス混合率が高くなること分かる。

粒度分布を持つ粒子群が斜面上を流れると、パーコレーションを起こして斜面の下方に粗粒が、斜面上方に細粒が多く存在する。これは、粗粒が細粒に対して篩の役目を果たすためと考えられており²³⁾、三輪によって斜面上のパーコレーションが粒子の流れ込んだ距離Lの関数として(4)式のように定式化されている²⁴⁾。

$$\log X = aL + b \dots \dots \dots (4)$$

ここで、Xは粗粒の割合である。また、密度が異なる2種類の粒子の混合物が斜面を流れ込む時にも同様の分離挙動を示すことが知られており²⁵⁾、これがコークスと鉱石の混合層の分離挙動にも適用できると考えて次式により実験結果を整理した。

$$\log \left(\frac{X}{1-X} \right) = P \left(\frac{r-r_f}{R} + w \right) + C \dots \dots \dots (5)$$

ここで、Xはコークス混合率、 r_f は中心と落下位置との距離、Rは炉口半径、wは無次元の落下流幅、Cは落下位置でのコークス混合率の対数値である。また、Pは落下位置からの距離に比例した混合層の分離しやすさであり、本論文ではパーコレーション定数と呼ぶ。様々な条件で実験を行った結果、wとCはいずれもほぼ一定の値を取り、それぞれ0.1、1.2であった。

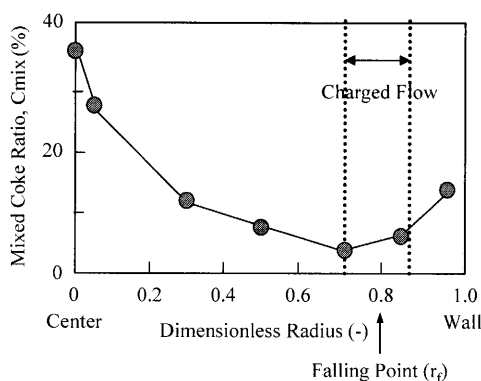


Fig. 15. Radial distribution of the mixed coke ratio in the burden (single-ring discharge, chute tilting angle 54.5°).

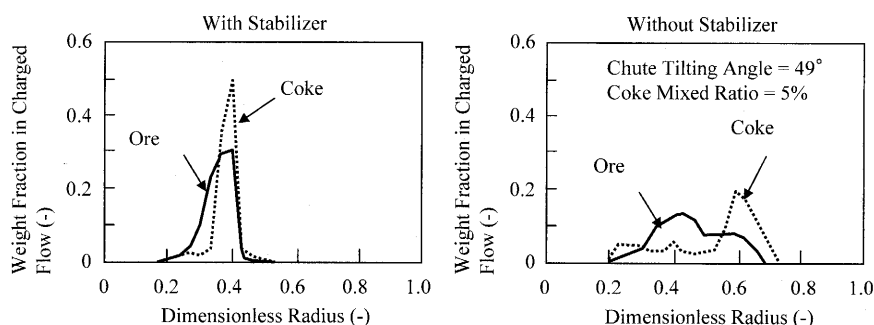


Fig. 14. Effects of the stabilizer on the dropping behavior of the discharged material.

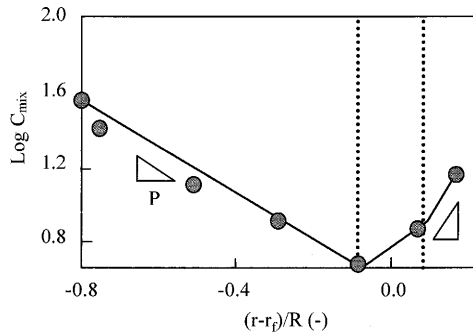


Fig. 16. Arranged result of Fig. 14.

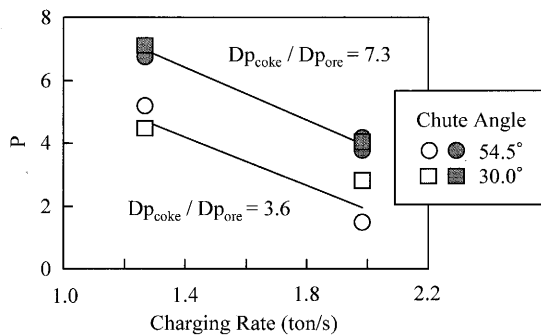


Fig. 17. Effects of the ratio of the mixed coke diameter to the ore diameter and the charging rate on the segregation parameter.

Fig.15を(5)式で変換した結果をFig.16に示す。落下位置を境界としたそれぞれの領域で直線関係を示していることから、炉頂堆積面上での混合層の分離挙動を(5)式で定式化できると考えられる。

4.2.3 混合層粒径比、装入条件が分離挙動に与える影響

パーコレーション定数Pに与える混合コークスと原料との粒径比、および装入速度の影響をFig.17に示す。粒径比は3.6または7.3、装入速度は、0.96 kg/s、0.64 kg/s (実機換算1.27 t/s、0.85 t/s)とした。実験結果から、装入速度が大きくなるとPが小さくなる傾向が得られた。また、粒径比が小さいほどPが小さくなった。

装入後の堆積面の原料、およびコークス量の分布を調べると、装入速度が大きくなると原料、コークスともに落下位置から遠方に流れ込んでいたが、原料の方がその傾向がより顕著であった。そのため、装入速度とともにPが低下したと考えられる。

4.3 多量混合装入方法

4.3.1 混合装入に対応した装入物分布モデル

混合層の分離挙動を考慮した装入物分布数学モデルを構築した。前述の実験結果から得られたパーコレーション定数を粒径比および装入速度の関数として与え、以下の手順で従来の装入物分布モデル²⁶⁾に組み込んだ。

(1) 巡回毎のコークス混合率の計算

混合方法に応じたコークス混合率の経時変化の実験結果より、バルレスシュート巡回毎のコークス混合量を算出す

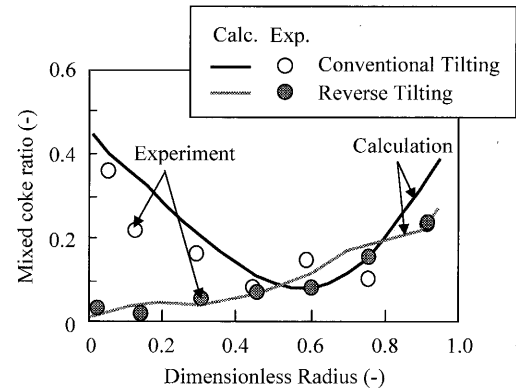


Fig. 18. Comparison of the calculated and experimental results for conventional tilting and reverse tilting.

る。

(2) 主流落下軌跡の計算

従来の鉱石の落下軌跡を用いて主流落下軌跡を計算する。

(3) 混合コークスの半径方向分布の計算

シュート巡回毎に堆積面半径方向の混合コークス量をパーコレーション定数を用いて計算する。各巡回のコークス混合量と、堆積面内混合コークス量のマスバランスを一致させる。

(4) 堆積面形状の計算

堆積面形状を原料やコークスの落下位置、安息角などから計算する。得られた堆積面形状から主流落下位置を計算し、コークス混合率の半径方向分布を再計算する。それから得られた落下位置が一致するまで(3)、(4)を繰り返して計算する。

(5) 半径方向のコークス混合率の導出

半径方向の各位置での混合率を、(3)の各巡回のコークス混合量を全巡回について積分して算出する。

得られたモデルの精度を検証するため、順傾動および逆傾動パターンで装入した場合の模型実験結果と計算結果とを比較した。結果をFig.18に示す。両者はよく一致しており、本モデルによる混合層を考慮した装入物分布の予測が可能であることがわかった。

4.3.2 装入方法の検討

前項の装入物分布モデルを用いて半径方向に均一なコークス混合率分布となるような装入パターンを設定し、装入実験を行ってその効果を確認した。コークスと鉱石とをそれぞれ2バッチに分割し、鉱石1バッチ目に塊コークスを、2バッチ目に小塊コークスを混合した。塊コークスは炉頂バンカー同時排出とし、小塊コークスは貯鉱槽同時排出で鉱石に混合して所定のパターンで切り出した。コークス混合量は両バッチそれぞれ3.75 wt%とし、合計で7.5 wt%とした。この装入方法をここではaと呼ぶ。また、1、2バッチともに混合コークス全量を貯鉱槽から切り出して順傾動で装入する方法をbと呼ぶ。

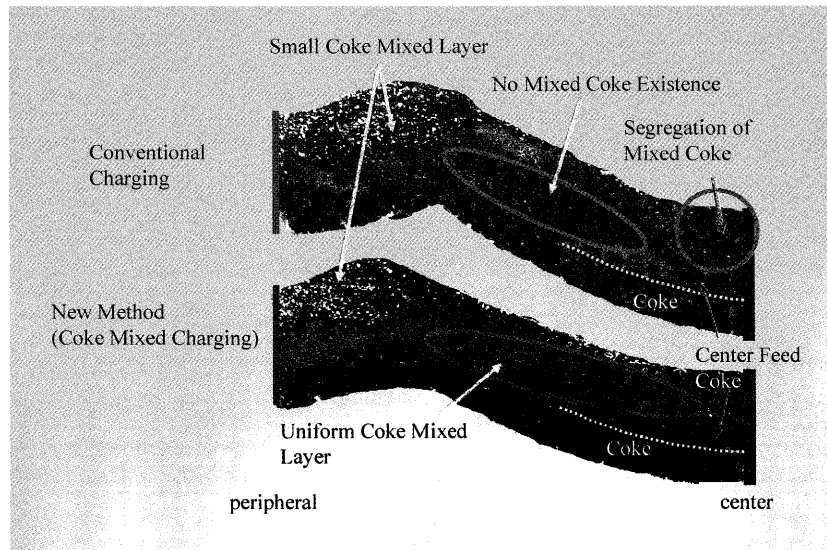


Fig. 19. Comparison of mixed coke distribution of high ratio coke mixed charging by the conventional method and the developed method (cross-section of burden model experiments).

実験は、初期の堆積面傾斜角を 30° として所定の装入パターンで3回繰り返し行った。いずれの実験でも2回目と3回目の装入後の堆積面形状はほぼ一致しており、3回の装入により下面形状の影響がなくなることを確認した。

装入実験後に低粘性の樹脂を堆積表面から流して浸透させ、固化後に切断して堆積断面の様子を観察した。装入方法aとbで混合装入を行った場合の結果をFig. 19に示す。いずれの装入方法でもコークステラス上の2バッチ目鉬石中には小塊コークスはいずれも均一に分布している。一方、1バッチ目に混合した塊コークスはbでは分離して中心に流れ込んでいるが、aでは鉬石中に均一に存在していることがわかる。

5. 多量混合装入の実機化

5.1 千葉6BFにおける多量混合装入の実機化

これまでに述べた実験結果、装入物分布制御技術をもとに、千葉6BFでの多量混合装入の実機化を目指した。混合率のターゲットは、局所的な混合率が10wt%を超えないように、7.5wt%とした。前章の装入方法と同様に、鉬石を2バッチに分割して、1バッチ目に炉頂バンカー同時排出で塊コークスを混合し、2バッチ目に貯鉬槽同時排出で小塊コークスを混合した。

高出鉄比操業に対応するため、中心装入コークスと混合コークスとを1バッチで炉内に装入することにより、炉頂バンカー同時排出でも炉頂バンカーへの装入回数が増えないようにした。すなわち、2バッチ目のコークスを単独で炉中心から装入し始め、途中から1バッチ目鉬石を別バンカーから同時に装入を開始して混合した。この装入方法によって、出鉄比 $2.5\text{ t/m}^3/\text{d}$ 以上の多量混合装入が可能となった。

5.2 多量混合装入による操業への影響

2002年4月3日から、千葉6BFにおいて多量混合装入を開始した。ベースの装入はコークス2バッチ(C1, C2)、鉬石2バッチ(O1, O2)の4バッチ装入で、O2に小塊コークス 45 kg/t-p を貯鉬槽排出で混合していた。多量混合装入開始時は、O1に塊60, O2に小塊45, 合計 105 kg/t-p の混合率とした。その後、徐々に混合量を増やして、4月8日から 120 kg/t-p に移行した。

多量混合装入の移行直後は風圧上昇が見られた。当初は開始前の $Lo/(Lo+Lc)$ 分布に近くなるように装入物分布モデルを用いて決定したが、このパターンではO2装入時に壁際の堆積面を崩して中心方向へ流れ込み、中間部のコークススリット層厚が薄くなっている様子が模型実験や実機プロフィールから推定された。これは混合層の安息角が鉬石に比べて低下したためと考えられる。そこで、O2の流れ込みを防止し、安定なコークススリットを確保する装入パターンへの変更を行った結果、炉況は安定し η_{CO} も上昇した。通気抵抗も安定し、特にシャフト下部以下の通気抵抗が大幅に改善した。Fig.20に混合装入前後の代表的なシャフトガスサンプラーによる η_{CO} 分布を示すが、通気性の改善により全体にフラットなガス利用率となり、また中間部の熱流比の過度の上昇も防止できている。

操業データから混合装入によってシャフト効率が向上し、6.2wt%の混合率で還元材比が約 10 kg/t-p 低下したことが示された。これは、混合コークスの反応性向上による熱保存帯温度の低下²⁷⁾や、融着帯の通気性、熱伝導の改善によるものと考えられる。

Fig.21に多量混合装入前後における溶鉄Si濃度と溶鉄温度との関係の変化を示す。いずれの期間も両者の回帰係数はほぼ $0.004\%-\text{Si}/\text{deg}$ であるが、多量混合装入後は約0.15%低下した。これは、溶け落ち開始温度が上昇し、融着帯レ

ベルが低下したためと考えられる。

一方、高反応性コークスを用いた低還元材比操業では、コークス反応量の増大が問題となる可能性がある²⁸⁾。その場合、炉芯コークス粉率が上昇して空隙率が低下し、出銑滓の悪化が懸念される²⁹⁾。過去に試みられた多量混合装入試験でも、炉底温度の低下や出銑滓の悪化がしばしば問題となった。しかし、今回の千葉6BFでの操業では出銑滓の悪化は全く見られなかった。Fig.22に羽口サンプラーによる炉芯内コークス粉率を示すように、多量混合装入後は炉芯内の粉率が低下した。これは、高度装入物分布制御に

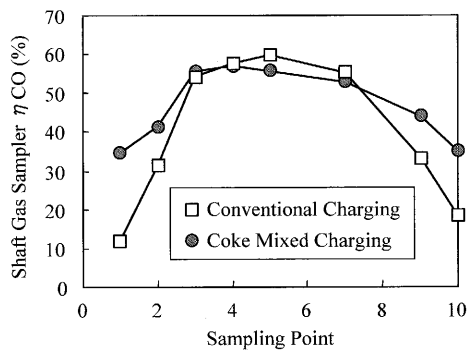


Fig. 20. Typical burden profile and gas utilization distribution obtained by the shaft gas sampler before and after high ratio coke mixed charging operation.

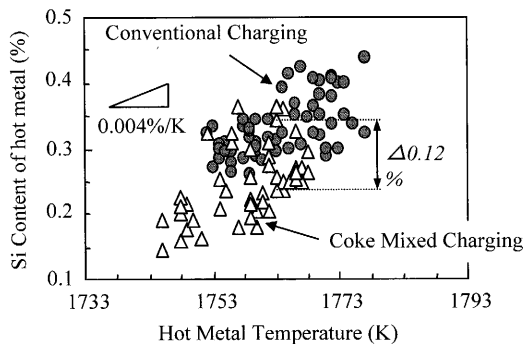


Fig. 21. Relationship between Si content and temperature of hot metal.

よって、反応後に残留した混合コークスの炉芯への流れ込みが防止されたためと考えられる。

以上の多量混合装入による操業改善効果の基本的な評価を終え、千葉5BF停止後の高出銑比操業に向けて従来装入と多量混合装入との操業比較試験を実施した。Table 2に従来装入（期間A）と多量混合装入（期間B）との操業状況を比較した（減風前後を除く平均値）。期間Aの処理鉱比は72.9 wt%（全量焼結鉱，うち自家焼結49.4 wt%）で、期間Bは74.1 wt%（同45.4 wt%）である。

期間Aでは、装入物分布の調整を頻繁に行ったが下部通気性が終始安定せず、還元材比の低減が困難であった。また、スラグ中(%FeO)や(%MnO)/[%Mn]が上昇した。期間Bでは、上部通気抵抗は上昇したが下部の通気抵抗が顕著に低下し、通気変動も減少した。また η_{CO} が上昇、熱負荷が低下し、還元材比が低減した。

以上のように、多量混合装入によって高炉操業が大幅に改善され、低処理鉱比下での低還元材比、高出銑比操業が可能となることが明らかとなった。

5.3 多量混合装入による低処理鉱比，高出銑比操業

千葉6BF実操業への適用においては、5BF稼動中は操業諸元をほぼ一定としたまま処理鉱比の低下を試みた。出銑比1.8~2.0 t/m³/d、還元材比約500 kg/t-pの条件で、72 wt%の処理鉱比を2002年11月から徐々に低下させ、翌

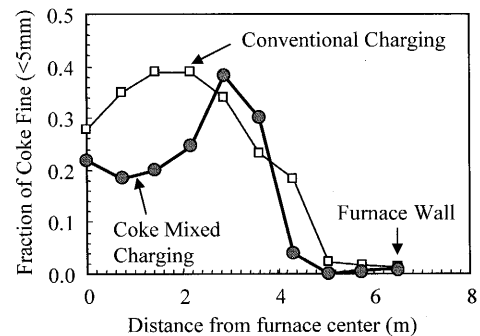


Fig. 22. Change in coke fine ratio in the deadman.

Table 2. Comparison of the operational data for conventional charging (period A) and coke mixed charging.

		Conventional (*04/4/6-5/8) Period A	Coke-Mixed (5/10-6/21) Period B	After 5BF Blown Off (7/1-11)
Operation	Productivity (t/m ³ /d)	2.06	2.18	2.39
	RAR (kg/t)	517.8	495.8	495.7
	CR (kg/t)	412.4	396.1	395.1
	η_{CO} (%)	47.3	49.9	49.8
	Shaft Efficiency (%)	87.5	91.0	90.4
	Gas Permeability Index	0.993	0.927	0.913
	Stave Heat Loss (GJ/hr)	40.6	31.8	29.5
Burden	Agglomerate Ratio (%)	72.9	74.1	74.7
	No.4 Sinter Ratio (%)	49.4	45.4	39.5
	Mixed-Coke Ratio (kg/t)	60.0	109.0	116.3
	Coke TI 400-6 (%)	84.4	85.3	84.9
Tapping	Si Content in Metal (%)	0.288	0.305	0.268
	(MnO)/[Mn]	1.31	1.13	1.17
	Tapping (-/day)	7.53	7.43	7.45

年3月には月間平均で56 wt%の処理鋳比（出銑比2.0 t/m³/d）を達成した。

2004年6月の千葉5BFの吹卸後は、千葉6BFの出銑比を順次増加させ、目標出銑量12000 t/dを達成した。以来、千葉6BFは極めて安定した操業を継続中であり、2005年4月から6月の平均で出銑比2.30 t/m³/d、コークス比397 kg/t-p、還元材比498 kg/t-p、処理鋳比74.1 wt%である。

6. 結論

多量混合装入技術の開発を目的として、荷重軟化実験、装入模型実験を行い、また装入物分布モデルを構築して実機装入方法を設計した。その結果、大型高炉では世界で初めて多量混合装入技術を千葉6BFで実機化した。

(1) コークス混合により原料の還元性が向上し、融着層の通気性などの高温性状が著しく改善する。混合コークスの粒径を大きくしても、これらの高温性状の改善効果に大きな差異は見られなかった。

(2) 混合層の分離しやすさを表すパーコレーション定数を導入して混合層の分離挙動を定式化した。

(3) 炉頂バンカー同時排出と旋回シュートスタビライザーによる混合率制御、混合層の分離挙動を考慮した装入物分布モデルを用いた高精度分布制御により、混合コークスの均一な分布と中心への流れ込みを抑制することが可能となった。

(4) 多量混合装入によって千葉6BFにおいて低処理鋳比下での高出銑比、低還元材比操業を安定的に継続中である。

文 献

- 1) K.Nagano: *Tetsu-to-Hagané*, **90** (2004), 1.
- 2) M.Naito, Y.Hosoya, K.Yamaguchi, M.Higuchi, Y.Inoue and T.Haga: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 627.
- 3) T.Sato, M.Sato, T.Ariyama, S.Watakabe and K.Takeda: *CAMP-ISIJ*, **17** (2004), 18.
- 4) H.Hotta, H.Yanaka, R.Yamamoto and S.Kishimoto: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S814.
- 5) M.Gono, K.Iwatsuki, M.Takasaki, K.Nojima and T.Miwa: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), S709.
- 6) M.Isobe, T.Sugiyama and S.Inaba: *Proc. 6th Int. Iron Steel Cong., ISIJ, Tokyo*, **2** (1990), 439.
- 7) H.Kokubu, M.Sato, Y.Konishi, S.Taguchi, S.Sakurai, K.Okumura and K.Ichifuji: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S50.
- 8) R.Nakajima, T.Sumigama, A.Maki, K.Wakimoto and M.Sakurai: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), S3.
- 9) K.Sunahara, C.Kajimoto, T.Inada: *Proc. Ironmaking Conf., AIST, Warrendale*, (1999), 3.
- 10) K.Okuda, K.Yamaguchi, N.Ishioka, T.Furukawa and H.Endo: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S102.
- 11) K.Anan, T.Nagane, M.Nagata, M.Ogata, M.Honda and M.Isobe: *CAMP-ISIJ*, **12** (1999), 234.
- 12) T.Sato, T.Sumigama, A.Yamaguchi, K.Kimura, A.Shimomura and S.Furuya: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S777.
- 13) Y.Nakagawa, T.Sawai and J.Hasegawa: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), S55.
- 14) T.Sato, T.Nouchi, K.Takeda and H.Kamano: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 648.
- 15) H.Kokubu, A.Sasaki, S.Taguchi and N.Tsuchiya: *Tetsu-to-Hagané*, **88** (1982), 2338.
- 16) E.Bicknese and R.Clark: *Trans. Met. Soc. AIME*, **236** (1966), 2.
- 17) T.Sugiyama, J.Yagi and Y.Omori: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), 1676.
- 18) S.Ergun: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 89.
- 19) T.Sato, T.Nouchi and M.Kiguchi: *Kawasaki Steel Tech. Rep.*, **38** (1998), 24.
- 20) S.Miyagawa, K.Takeda, S.Taguchi, T.Morimoto, M.Fujita and H.Fujimori: *Kawasaki Steel Giho*, **23** (1991), 130.
- 21) K.Konishi, S.Taguchi, T.Fukutake, K.Fukami, H.Itaya and Y.Serizawa: *Kawasaki Steel Tech. Rep.*, **18** (1988), 16.
- 22) J.R.Johanson: *Chem. Eng.*, May 8 (1978), 183.
- 23) K.Shinohara: *Tetsu-to-Hagané*, **81** (1995), 89.
- 24) S.Miwa: "Huntai Kogaku Tshuron", *Nikkan Kogyo Shinbun*, Tokyo, (1981).
- 25) D.R.Michell: *Trans. AIME*, **130** (1938), 107.
- 26) T.Nouchi, T.Sato, S.Miyagawa, K.Takeda and H.Itaya: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1004.
- 27) M.Naito, K.Yamaguchi, H.Ueno and A.Okamoto Itaya: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1036.
- 28) Y.Ujisawa, K.Nakano, Y.Matsukura, K.Sunahara, S.Komatsu and T.Yamamoto: *CAMP-ISIJ*, **17** (2004), 6.
- 29) K.Nishioka, T.Maeda and M.Shimizu: *ISIJ Int.*, **45** (2005), 1496.