

高炉での成形コークス多量使用実験と 成形コークス形状の改善*

川崎製鉄技報
29 (1997) 1, 43-50

Plant Trials of Formed Coke Charging and Proposal of New Shape of Formed Coke



原 義明
Yoshiaki Hara

技術研究所 製鉄研究
部門 主任研究員(課
長)



渡壁 史朗
Shiro Watakabe

技術研究所 製鉄研究
部門 主任研究員(掛
長)



松本 敏行
Toshiyuki Matsumoto

千葉製鉄所 製鉄部長

要旨

千葉製鉄所第5高炉において、約6週間にわたり、成形コークス(FC) 20~30%の使用実験を実施した。コークス3バッチ装入での装入物分布制御の適正化により、安定した操業を行うことができた。成形コークス操業においてみられた塊状帯での圧力損失上昇のうち22%はFCの空隙率が小さいことと、FCの内部亀裂に起因して粒径が小さかったことによる。残り78%はヤードでの長期保管による高水分により付着した粉の炉内への持込みによるもので、直送時には問題にならないものである。FC 50%以上の多量使用時には滴下帯での通気性確保が課題と想定された。FC全量使用の際に問題となると予測される通気性の増加と内部亀裂発生を防止するFC形状を検討し、縦横比、断面扁平率の大きなFCが乾留時に内部亀裂が発生せず、空隙率を高く維持できることを見出した。

Synopsis:

Plant trials of formed coke (FC) charging at a blending ratio of 20-30% were carried out for 6 weeks at Chiba Works No. 5 blast furnace. Stable furnace operations were achieved by optimizing radial burden distribution with three batch charging of FC and normal coke. Increase in pressure drop at lumpy zone observed during the trials were caused by two factors; small diameter and void fraction of FC and large input of coke fine. Most of the pressure drop increase is attributable to fine coke stuck to the wet surface of FC during a long-term storage in a stock yard. The plant trials and pressure drop analysis suggest that an increase in gas flow resistance in the dropping zone suppresses blast furnace productivity. A new shape of FC for small gas flow resistance, which prevents inner crack generation during carbonization and has higher void fraction, was developed.

1 緒 言

高炉用コークスはこれまで室炉式コークス炉で製造されてきたが、コークス炉の老朽化とそれに伴うコークス不足、コークス炉更新に必要とされる莫大な設備投資や築炉工の激減は我が国のみならず、世界的な規模で問題となっている¹⁻³⁾。これらを背景として、微粉炭多量吹込みによるコークス使用量の削減や新しいタイプのコークス製造の研究開発が行なわれている。新コークス炉の例として、ヨーロッパを中心とする室炉式コークス炉をさらに大型にした JCR (jumbo coking reactor) 炉のプロジェクト⁴⁾、種々の成形コークス製造法⁵⁾が研究されている。成形コークス製造法の中で実用化に最も近いプロセスとして、日本鉄鋼連盟で開発され、パイロットプラント試験が行なわれた連続式成形コークス製造法 (FCP: formed coke process) が挙げられる⁶⁾。

成形コークス (FC) の高炉使用に関して、これまでも小型高炉で種々の試験が実施されており⁷⁻¹⁰⁾、大型高炉に関しては新日本製鐵(株)八幡製鉄所戸畑第4高炉での74日間の試験により、FC配合比率(FC比)20%で長期間使用可能であることが確認されている¹¹⁾。

当社においても千葉製鉄所第5コークス炉が稼働後32年を経過し、稼働停止後のコークス供給不足が予想されている。また、今日、地球環境保全の面から環境対策の完全実施が強く求められている。FCPは稼働率の変更が容易であり、完全閉鎖系でガス漏れや粉塵の発生を防止できるなどの利点を有している。

千葉製鉄所第5コークス炉の代替としてFCPを建設した場合、FCの高炉使用比率は30%程度になると予想される。そこで、FC比率30%程度での長期安定操業の確立、および将来を見通した多量使用技術の検討を行うことを目的として、千葉製鉄所第5高炉において、約6週間にわたるFC 20~30%配合実験を実施した。本報告では、FC使用時の操業結果および現状の成形コークスの課題とその対策である形状改善について述べる。

* 平成9年3月7日原稿受付

Table 1 Properties of FC and NC

	DI ₁₅ ⁹⁰ (%)	CSR (%)	JIS Reactivity (%)	Porosity (%)	Average diameter (mm)	Apparent density (kg/m ³)	Bulk density (kg/m ³)	Void fraction	Angle of repose (°)
FC	81.1-84.3	44.5-56.7	37.6-47.3	28.4-39.7	37.0-41.8	1 140-1 250	650	0.44	38
NC	78.2-84.0	53.5-66.1	14.4-24.4	44.3-51.2	45-55	990-1 070	500	0.50	42

Table 2 Properties of formed coke, conventional coke and sinter

	Dp (mm)	TI ₆ ⁴⁰⁰ (%)	Moist. (%)	No shape degradation ratio (%)
FC	23.7-39.5	85.9-88.8	5.1-16.3	29
NC	36.7-46.4	84.3-86.0	0.1-3.3	—
Sinter	10.4-11.5	—	0.5-2.3	—

Table 3 Conditions for test operation

Production (t/d)	Blast volume (Nm ³ /min)	Coke ratio (kg/t)	PC ratio (kg/t)	Fuel ratio (kg/t)	Sinter ratio (%)	Small sinter ratio (kg/t)
4 300	3 800	480	40	520	69.7	120

2 実験方法

実験には日本鉄鋼連盟が開発した FCP（新日本製鐵(株)八幡製鉄所）で製造した FC を用いた。製造した FC の特徴を、室炉コークス (NC) と比較して Table 1 に示す⁹⁾。FC は表面が滑らかな一定粒度の枕型をしており、空隙率が小さく、嵩密度が高いことから、高炉で使用した場合に通気抵抗の増加、炉芯の不活性化が懸念される。また、安息角が小さいため堆積状況が NC と異なることが予想され、反応性が高いことからソリューションロス反応量の増大も考えられる。

実験期間中に使用した原料の性状を Table 2 に示す。実験に用いた FC は、原形率が 29% と低く、そのために調和平均径が 24~40 mm と低いこと、作り置きのためヤードに長期保管した結果、水分が 5~16% と NC より著しく高いことが特徴である。実験は Table 3 に示す操業条件を基準とし、状況に応じて、減風、減荷を実施した。

FC 使用時の装入物分布制御は以下の考え方に基づいて行った。FC を炉中心に装入すると、FC が炉芯へ流れ込み、炉芯不活性化が懸念されるため、コークス装入を 3 バッチとし 2 バッチ目に FC を炉壁側へ装入するパターンをとった。事前に FC の代わりに 35~50 mm にふるい分けた NC を全コークス量の 20% だけ 2 バッチ目に装入する NC3 バッチ装入実験を行い、通常の NC1 バッチ装入と同じガス流分布が得られる装入パターンを求めた。その結果から、各バッチのムーバブルアーマ（MA と称する）のノッチを $C_6C_0C_1O_2O_2$ とし、各バッチのコークス比率を 45%、20%、3% とする装入パターン ($C_6(45)C_0(20)C_1(35)O_2O_2$ と記す) を基準とした (Fig. 1)。試験中、固定ゾンドの半径方向の炉頂ガス分布を監視し、ガス流分布変化時、あるいは FC 比率変更時に装入物分布モデル¹²⁾による検討結果と合わせて、装入物分布の変更を行った。

3 高炉操業結果

3.1 操業状況

操業の推移を Fig. 2 に示す。実験は FC 比率 15% から開始し、Table 3 の基準操業条件に調整した後、FC 比率 20% で 20 日間操業した。その後 FC 比率を上げて行き、FC 比率 30% で 8 日間操業した。5 月 28 日の臨時休風後約 1 週間、高コークス比操業を行った。

FC 比率 20% 前半および FC 比率 30% では通気抵抗上昇による減風はほとんど発生しなかった。しかし、FC 比率 20% 後半から

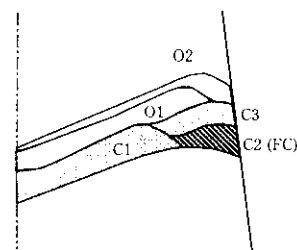


Fig. 1 Schematic diagram of burden distribution

FC 比率 25% の期間で通気抵抗が管理基準を越えることがあり、減風で対処した。通気抵抗上昇が FC 使用に起因するのを確認するため、FC 比率 25% 使用期間中、3 日間、FC の使用を中断した。この時通気抵抗指数 K 値は FC 使用前のレベルに戻り、通気抵抗の上昇が FC 使用に起因することが確認された。

ガス利用率 η_{CO} は装入パターンの変更に応じて、49~52% の間で変動した。炉頂ガス温度はほぼ燃料比の変化に従っている。ダスト発生量の低下およびソリューションロスの低下が見られたが、荷下がり安定しており、スリップは全く発生しておらず、また出鉄滓状況に変化は見られなかった。

3.2 装入物分布およびガス分布

炉頂の固定ゾンド、ガスサンプラーで測定した半径方向の炉頂ガス温度と η_{CO} 分布の変化を Fig. 3 に示す。炉頂ガス温度 (TGT) の変化による影響を除くため、固定ゾンドの各温度 T を TGT で除した T/TGT をガス流分布の指標とした。FC 20% 使用の前半はほぼ NC 100% の時と同じガス分布が得られた。しかし、FC 比率 20% 後半から FC 比率 25% では周辺側のガス温度が低下したため、温度分布が NC 100% 時と同じになる方向に装入パターンを変更した。その結果周辺の η_{CO} が低下しているのに対し、中心の η_{CO} は高くなり中心ガス流が弱く、周辺流過多のガス流分布になった。そのため Fig. 2 に示したようにスチープ熱負荷が著しく上昇し 4.0×10^7 kJ/h に達した。周辺側ガス温度が低下したのは、周辺部に装入した FC の水分が高く、その蒸発潜熱のためと考えられる。

FC 比率 30% 時、FC 装入時に固定ゾンドの中心温度の低下が見られなかった。また、FC 比率 25% の期間にレースウェイからサンプリングしたコークス中の FC 存在率は 25.2% で装入比率とほぼ同じであったのに対して、炉壁に装入した FC は炉中心にはほとんど流れ込んでいないと判断される。

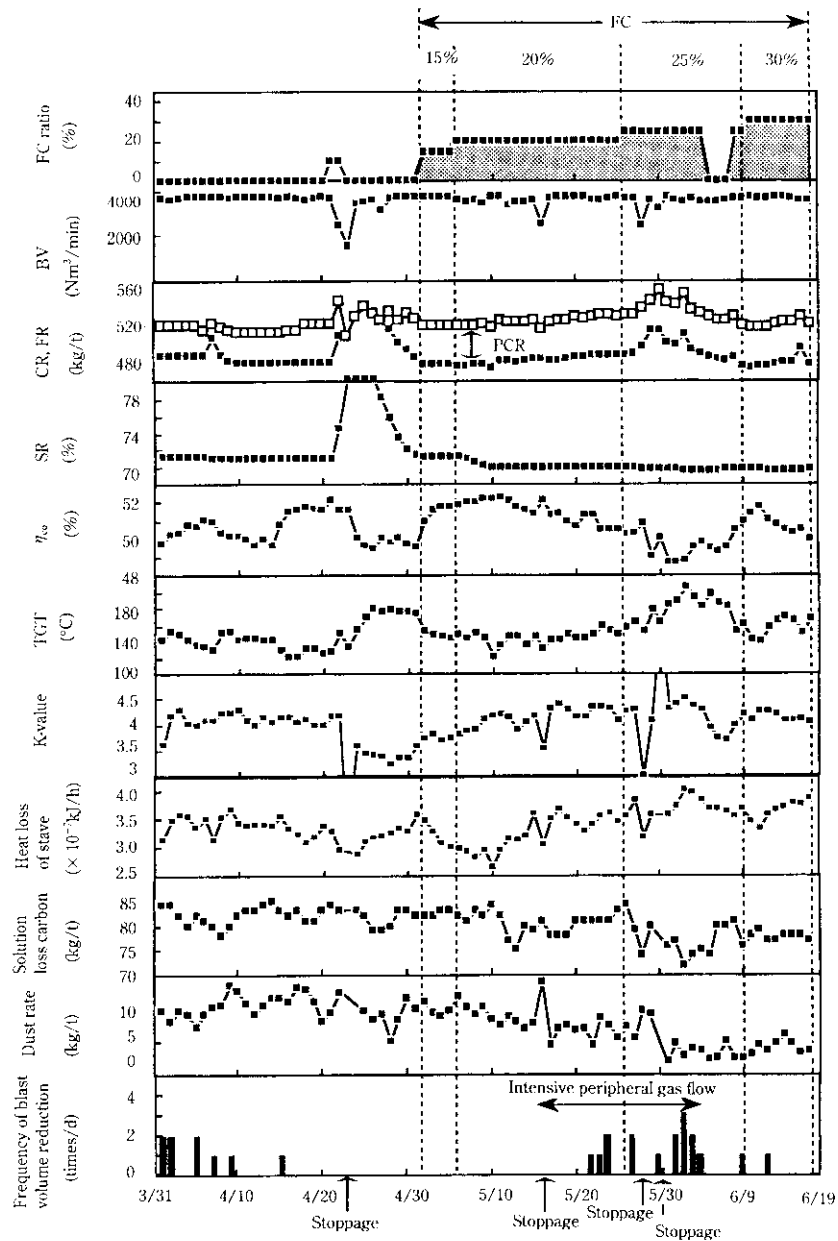
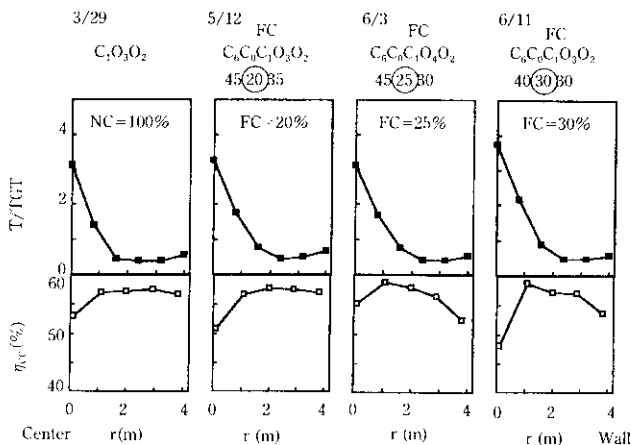


Fig. 2 Operation trends at Chiba No. 5 BF



3.3 通気抵抗

高炉内を高さ方向に4分割して求めた各段における通気抵抗指数 K_i 値を Fig. 4 に示す。 K_i 値は圧力損失の理論式に基づいて (1) 式で求めた。ここで i は各段を示す。

$$K_i = (P_i^2 - P_j^2) / V_{BG}^{1.7} \times 10^{-4} \quad (1)$$

K_i : 通気抵抗指数

V_{BG} : ボッシュガス量 (Nm^3/min)

P_i : K_i 算出区間の下端絶対圧 (Pa)

P_j : K_i 算出区間の上端絶対圧 (Pa)

ここで、 K_i の算出に必要な羽口内圧力 BP' は、千葉製鉄所第5高炉で測定した実測値 BP' と送風条件との関係式である (2) 式から求めた。

$$BP'^2 - BP'^2 = 1.641 \times (BT + 273) BV^2 \quad (2)$$

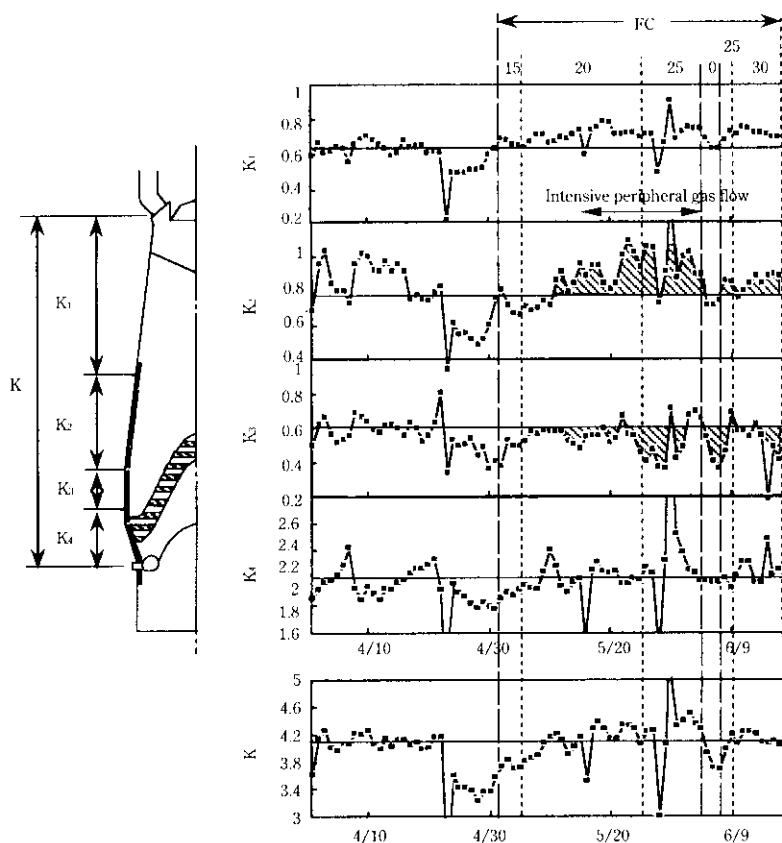


Fig. 4 Transition of gas flow resistance during the test operation period

BP：送風絶対圧 (Pa)

BP'：羽口内絶対圧 (Pa)

BT：送風温度 (°C)

BV：送風量+富化酸素 (Nm³/min)

シャフト上部の K_1 は FC 比率の増加に対し段階的に増加している。シャフト下部の K_2 は最も上昇している部分であるが、 K_3 と合わせて見ると、斜線で示すように両者の動きは相反していることがわかる。 K_2 の上昇は周辺流を強化した時期と対応しており、高炉内で最も通気抵抗の大きい融着帯が、特に周辺部で上昇したことによると考えられる。FC 比率 30% では、装入物分布の変更により K_2 の上昇は抑えられている。か下部の K_4 は FC 操業前と変わらず特に通気の悪化は見られない。

以上に示したように、高炉操業試験の結果から、FC 比率 30% までは塊状帯での通気抵抗上昇は見られたが、コークス 3 バッチ装入での装入物分布制御の適正化により、安定な操業を実施することができた。

3.4 炉内コークスの性状

NC 100% 操業期間および FC 25% 操業期間に、羽口上ボッシュ部のコークス、および、羽口から炉芯までのコークスをサンプリングした。羽口上ボッシュ部に存在するレースウェイに入る前の FC の原形率は 25% であり、装入前の FC 原形率 29% に比べてその変化は小さいことから、装入時に原形を保っていた FC は炉内でほとんど割れを起こしていないと考えられる。ここで、FC の原形率とは体積割れを起こさず枕型を保っているものの割合をいう。次式で定義される炉内コークスの粒径減少率を FC と NC とで比較した結果を Fig. 5 に示す。

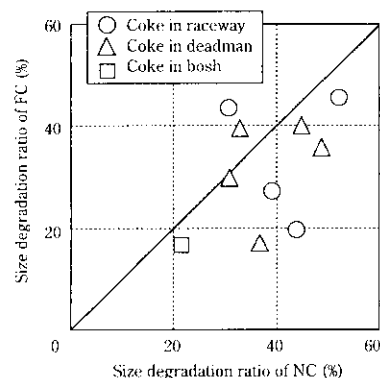


Fig. 5 Relation between size degradation ratio of FC and NC

FC の粒径減少率

(装入 FC の算術平均径) - (炉内 FC の算術平均径)

$$= \frac{\text{.....}}{\text{(装入 FC の算術平均径)}} \times 100 \quad \text{..... (3)}$$

ここで、コークスの算術平均径は +12mm のコークスから求めた。Fig. 5 より、FC の粒径減少率は NC より小さいことがわかる。ただし、ボッシュ部に存在していた原形を保った FC の粒径減少率は 7.9% であり、ボッシュ部の全 FC の粒径減少率 16.5% より小さい。これは、炉内 FC の観察から、割れた FC ではその破面から選択的に反応している傾向が見られ、このような FC の粒径減少率が原形を保った FC より大きいためである。

装入前および炉内コークスのタンブラー強度、マイクロ強度、気孔率を FC と NC で比較して Fig. 6 に示す。炉内 NC のタンブラー強度は装入前とほとんど変わらないが、炉内 FC のタンブラー強

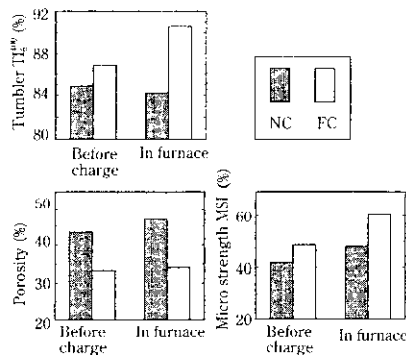


Fig. 6 Properties of FC and NC before charge and in furnace

度は装入前より大きくなっている。これは、装入前と炉内とを比べると FC の気孔率がほとんど変わらず、マイクロ強度が上昇していることに起因すると考えられる。炉内でのマイクロ強度上昇量が NC より FC の方が大きいのは NC (乾留温度 1050°C) より低温 (950°C) で乾留された FC が炉内で再度乾留されたためと考えられる。

これらの結果から、FC は炉内でほとんど体積割れを起こさず、粒径の変化も NC より小さい。また、強度の面からも NC より優れているといえる。ただし、FC 内部の選択的な反応を防ぐために装入前の FC 原形率を高める必要がある。

4 FC使用時の通気性の評価

FC 比率 30% までは装入物分布制御の適正化により安定な操業を実施することができたが、FC 使用に起因する通気抵抗の上昇が認められた。FC 比率 30% 以上の多量使用時における FC 性状に起因する通気性の問題を明らかにするために、FC 使用時の塊状帯および滴下帯での圧力損失の変化を定量的に評価した。

4.1 塊状帯での通気性

塊状帯上部の通気抵抗は FC 使用比率に応じて上昇した。これに対する FC 性状の影響を以下の方法で検討した。

炉を半径方向に 10 分割し、それぞれの領域での圧力損失 ΔP_i を FC 層、NC 層、鉬石層の各層の圧力損失の合計として (4) 式から求めた。それぞれの領域の圧力損失が等しく ((5) 式)、かつ、(6) 式からそれぞれの領域のガス流量の和が炉頂ガス流量になるように、圧力損失 ΔP 、ガス流速 u_i を求めた。

$$\Delta P_i = \Delta P_{FC,i} + \Delta P_{NC,i} + \Delta P_{O,i} \\ = \left\{ \left(\frac{\Delta P_{FC}}{L_{FC}} \right)_i \left(\frac{L_{FC}}{L} \right)_i + \left(\frac{\Delta P_{NC}}{L_{NC}} \right)_i \left(\frac{L_{NC}}{L} \right)_i + \left(\frac{\Delta P_O}{L_O} \right)_i \left(\frac{L_O}{L} \right)_i \right\} \times L_i \quad \dots (4)$$

$$\Delta P = \Delta P_1 = \Delta P_2 = \dots = \Delta P_{10} \quad \dots (5)$$

$$V_{top} = \sum (u_i S_i) \quad \dots (6)$$

$$L = L_{FC} + L_{NC} + L_O \quad \dots (7)$$

ΔP_{FC} , ΔP_{NC} , ΔP_O : FC, NC, 鉬石の各層での圧力損失 (Pa)

L_{FC} , L_{NC} , L_O : 圧力損失測定範囲内にある FC, NC, 鉬石の層厚 (m)

V_{top} : 炉頂ガス量 (m³/s)

L : 圧力損失測定距離 (m)

ΔP_i , u_i , S_i : 各領域の圧力損失 (Pa), ガス流速 (m/s), 断面積 (m²)

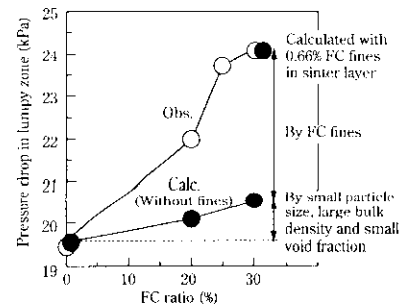


Fig. 7 Comparison between the observed and the calculated pressure drop in lumpy zone

ここで、各層の圧力損失の計算は、NC 層、鉬石層は山田らの式¹³⁾、FC 層は田口ら¹⁴⁾と同様な方法で実験的に定式化した (8) 式を用いた。

$$\frac{\Delta P}{L} = 492800 \frac{\mu_g (1-\varepsilon)^2}{D_p^{0.672} \varepsilon^2} u_g + 2.130 \frac{\rho_g (1-\varepsilon)}{D_p^{1.064} \varepsilon^3} u_g^2 \quad \dots (8)$$

μ_g : ガス粘性係数 (Pa·s)

ε : 空隙率

ρ_g : ガス密度 (kg/m³)

D_p : 粒径 (m)

計算条件として、 K_L の範囲である塊状帯 S_L の圧力計のレベルと炉頂堆積表面との平均間隔 8 m を対象とし、その間の塊状帯平均半径 4.65 m の円柱を考え、炉半径方向に圧力勾配はないと仮定する。炉内の平均絶対圧を 0.3 MPa とし、炉内ガス温度は NC 100% 時の圧力損失計算値が実測値と一致する温度とし、他の条件においても同一温度と仮定した。NC, FC, 鉬石の粒径は高炉操業試験中に測定した +1 mm の粒径分布から、それぞれ、39.0 mm, 33.5 mm, 11.2 mm とした。炉内半径方向の NC 層、FC 層、鉬石層の粒度分布、空隙率、層厚比は、FC の嵩密度増加を考慮して装入物分布モデルより求めた。

FC 比率 20%, 30% の場合について計算した結果を実績値とともに Fig. 7 に示す。FC, NC, 鉬石各層の物性値を考慮した計算では、FC 30% での圧力損失の増加は 1.0 kPa であり、FC の性状だけでは、実績の塊状帯の圧力損失増加分の 22% しか説明できない。

FC 粉の高炉内への持込みを考慮し、高炉操業時に測定した -1 mm 粉率 0.56% と同量の FC 粉を含んだ FC 層を焼結鉬層の上に堆積させ、下方ガス流により通気抵抗を実験的に測定した。この場合、FC 中の粉がガス流により焼結鉬層へ移動して捕捉され、焼結鉬層の圧力損失が粉のない場合に比べて 17% 増加することが確かめられた。上記の計算において、FC 粉が 0.66% 存在し、焼結鉬層の圧損が粉のない場合に比べて 20% 増加すると考えると、FC 30% 使用時の圧力損失上昇量 4.5 kPa が説明できる。

これより、FC 高炉使用時の塊状帯での通気抵抗の上昇は、水分の高い FC 表面に付着していた粉が炉内で乾燥後飛散する際に焼結鉬層に捕捉され、焼結鉬層の通気抵抗が上昇したためと考えられる。これは FC 使用試験中のダスト発生量の低下により裏付けられる。これは水分の高い原料を使用する際の問題点であり、FC が高炉へ直送される場合は、塊状帯での通気抵抗の上昇は今回の実験の 1/4 以下に低下すると推定される。

4.2 滴下帯での通気性

鉬石層が存在しない滴下帯では、粒径、空隙率が NC より小さい FC を使用した場合、通気性が低下すると予想されるが、FC 使用実

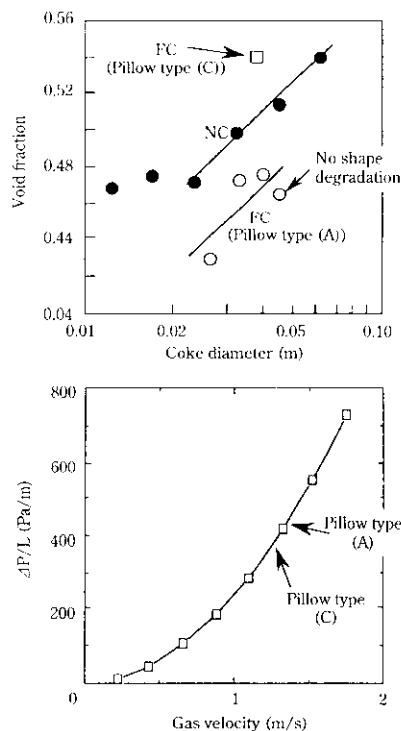


Fig. 8 Measurement of void fraction and gas flow resistance of pillow type (A) and (C)

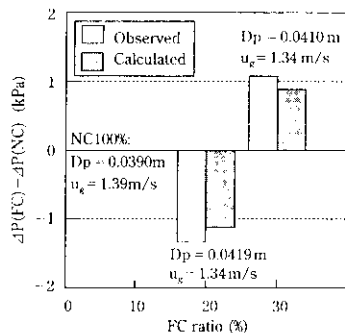


Fig. 9 Comparison between observed and calculated pressure drop in dropping zone

験時の通気抵抗指数 K_q の推移からはFC使用による滴下帯での通気性の変化を明らかにすることはできなかった。ここでは、メタル、スラグのホールドアップを考慮して実操業条件から滴下帯での圧力損失を計算することによりFC性状の影響を検討する。

圧力損失は福武の方法¹⁹⁾に従い、半径方向の分布を考慮せずに次式で計算した。

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = \left\{ 150\mu_k \left(\frac{1-\varepsilon}{D_p\phi} + \frac{h_{ts}}{D_s} + \frac{h_{tm}}{D_m} \right)^2 u_g + 1.75\rho_g \left(\frac{1-\varepsilon}{D_p\phi} + \frac{h_{ts}}{D_s} + \frac{h_{tm}}{D_m} \right) u_g^2 \right\} / (\varepsilon - h_{ts} - h_{tm})^3 \dots (9)$$

ϕ : 形状係数

D_s, D_m : スラグ、メタルの粒径 (m)

h_{ts}, h_{tm} : スラグ、メタルのホールドアップ

ここで、圧力損失計算範囲は K_q の圧力測定位置間の 4.8 m とした。

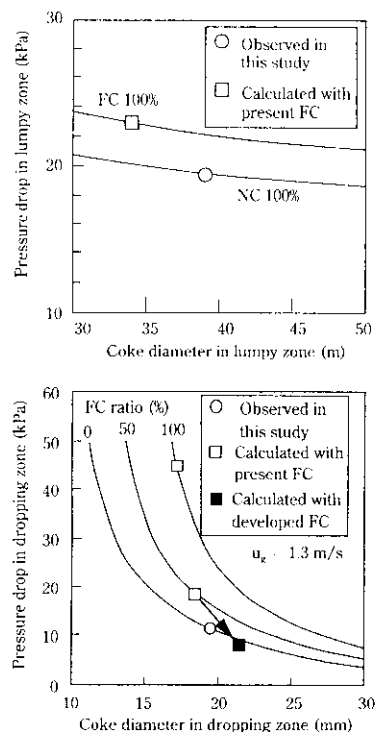


Fig. 10 Estimation of pressure drop in lumpy zone and dropping zone

ガス速度はボッシュガス量、炉内圧力の実績値を用い、温度を理論燃焼温度 (TFT) の 0.75 倍として求めた。また、コークス粒径はコークスサンプリングの結果から装入コークス径の 0.5 倍とした。NC の形状係数¹⁶⁾、空隙率¹⁹⁾の粒径依存性は従来の測定値を、FC のそれは今回測定した値 (Fig. 8) を用いた。

計算結果と実績との比較を Fig. 9 に示す。FC 比率 20%、30% における計算値は実績とほぼ一致しており、NC 100% 操業時に比べて FC 操業時の TFT が低く滴下帯でのガス速度が小さかったことから、FC 使用時期に炉下部の通気抵抗にほとんど変化がなかったものと考えられる。

4.3 FC 多量使用時の課題

FC を多量使用した時の塊状帯および滴下帯での通気性を上記の方法で評価した。ただし、FC を高炉へ直送することを仮定して、塊状帯での評価時には FC 粉の存在は考えない。また、コークス粒径をパラメーターとし、Fig. 8 に示した空隙率の粒径依存性を用いた。その結果を Fig. 10 に示す。塊状帯での圧力損失に関しては、鉱石層の圧力損失が大きいため、FC 使用比率、コークス粒径の影響は非常に小さい。これに対して、滴下帯では、FC の粒径と空隙率の影響が大きく現れ、FC 比率 50%、100% 時の圧力損失は NC 100% 操業のそれぞれ 1.7 倍、4.2 倍となる。FC 多量使用時には FC 平均粒径を大きくすること、および、FC の空隙率を高めることが課題であると考えられる。高炉使用実験に用いた FC の粒径が小さかったのは FC の原形率が低かったためである。これは FC 製造時に内部亀裂が発生し、乾留炉内および高炉装入までのハンドリング時に割れたことが原因である¹⁹⁾。また、割れた FC が装入されると炉内での粒径減少率が大きくなる。したがって、FC 多量使用時には、乾留時に内部亀裂が発生せず、かつ、空隙率の高い FC 形状が必要となる。

Table 4 Shape of formed coke

Shape of FC	$\frac{a}{\sqrt{bc}}$	b/c	Volume (ml)	Dimension (mm)		
				a	b	c
Pillow type (A)	1.8	1.6	92	76	54	34
Pillow type (B)	2.1	1.6	124	90	54	34
Pillow type (C)	2.9	2.4	124	107	56	24
Egg type	—	—	124	103	60	34

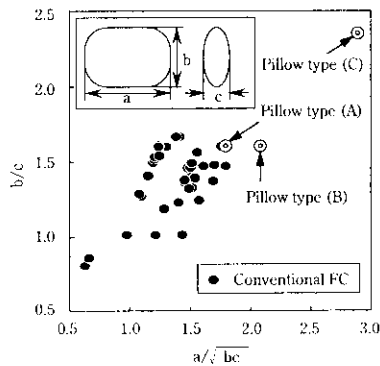
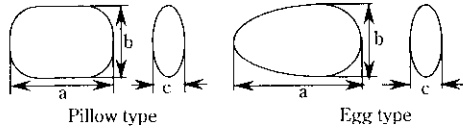


Fig. 11 Shape of formed coke estimated in this study and conventional ones

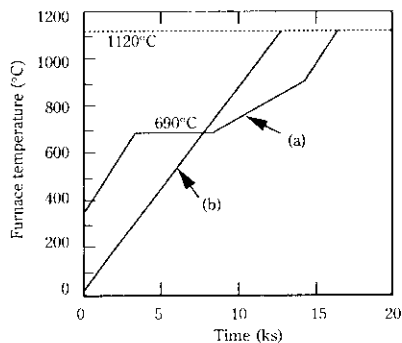


Fig. 12 Heating pattern in carbonization

5 FC形状の改善

乾留実験と熱応力計算¹⁷⁾による乾留時の内部亀裂発生評価、充填時の空隙率と通気性の測定により、内部亀裂の発生を抑制し、通気性の高いFC形状を検討した。検討したFC形状をTable 4に示す。枕型(A)は高炉使用実験で用いたFC形状である。枕型(B)、(C)はこれをもとに体積を大きくするとともに縦横比、断面扁平率を大きくしたものであり、熱応力計算を用いた予備検討により発生応力の緩和が期待される形状である。卵型は通気性向上を期待する形状である。検討した枕型(A)~(C)のFC形状と従来の形状とをFig. 11に比較する。枕型(C)は従来のものと比べて縦横比、断面扁平率とも極めて大きい形状である。

乾留実験ではFig. 12に示す2種類の昇温曲線に基づいて成形炭を1120°Cまで昇温し、その間にX線透視により内部亀裂の発生の

Table 5 Observation of inner crack during carbonization

	Heating pattern	
	(a)	(b)
Pillow type (A)	×	×
Pillow type (B)	×	×
Pillow type (C)	×	○
Egg type	×	×

○: No crack generation ×: Crack generation

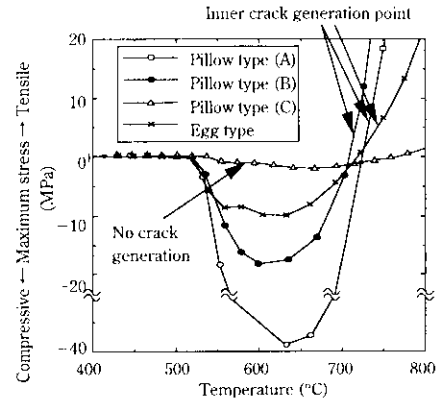


Fig. 13 Calculated maximum stress appeared during carbonization using heating pattern (b)

有無を確認した¹⁷⁾。Fig. 12において、(a)パターンは高炉試験で使用したFCを製造した際の昇温曲線であり、日本鉄鋼連盟での共同実験時に用いたパターンである¹⁸⁾。実験結果をTable 5に示す。(a)パターンの昇温曲線ではいずれの形状でも内部亀裂が発生した。これは、成形炭内部での昇温速度が途中で減少するため¹⁷⁾であり、FC形状の改善では防止することができないと考えられる。(b)パターンの昇温曲線では枕型(C)のみ亀裂は発生しなかった。熱応力計算結果をFig. 13に示す。(b)パターンの昇温曲線では枕型(C)のみ内部に引張り応力を発生せず、実験結果と一致する結果となった。

乾留後のFCを1.5mの高さから鉄板上に30回繰返し落下させた場合、枕型(A)では内部亀裂の存在により75%が破壊したのに対し、枕型(C)ではまったく破壊しなかった。以上の結果より、内部亀裂発生を抑制する観点からは枕型(C)が適していることが判明した。

次に、枕型(A)および(C)の空隙率、通気抵抗の測定値をFig. 8に示す。枕型(C)の等比表面積球相当径は小さいが空隙率が高いため、通気抵抗は枕型(A)とほぼ同じであった。枕型(C)を50%使用した場合の滴下帯での圧力損失を計算し、先のFig. 10に示す。これより、高炉使用試験に用いた枕型(A)と比べて、枕型(C)のFCでは原形率が高いことにより平均粒径が大きくなること、および、空隙率が高いことにより、高炉使用時の滴下帯での通気性が改善されることが考えられる。

6 結 言

千葉製鉄所第5高炉において、約6週間のFC長期使用実験を実施し以下の点が明らかとなった。

(1) FC比率20~30%の場合、コークス3バッチ装入での装入物分布制御の適正化により、安定した作業を行うことができた。

- (2) FC 比率 30% の時、塊状帯の圧力損失が NC 100% に比べて 1.23 倍に増大した。塊状帯での圧力損失上昇のうち 22% は FC の粒径、空隙率が小さいことによるものであり、残り 78% はヤードでの長期保管による高水分により付着した粉の炉内への持込みによるもので、直送時には問題にならないものである。
- (3) FC 比率 50% 以上の多量使用時の課題は滴下帯での通気性確

保と想定される。これに対処するには、乾留時に内部亀裂が発生せず、空隙率の高い FC が必要である。

- (4) 乾留実験、熱応力計算、通気性測定により、縦横比、断面扁平率の大きい枕型 FC が上記の課題を解決する形状であることを見出した。

参 考 文 献

- 1) Y. Yagi: Proc. 6th IISC, Nagoya (1990)2, 7
- 2) K. Wessiepe: *Coke Making Int.*, **2**(1990), 31
- 3) 滝沢 譲: 鉄と鋼, **78**(1992), 969
- 4) G. Nashan: *Coke Making Int.*, **2**(1990), 19
- 5) Battel Report: "The Production of Formed-Coke and its Future Impact on Conventional Coke-Making and Blast Furnace Operation in World"
- 6) Y. Miura and T. Okuhara: *Trans. ISIJ*, **23**(1983), 700
- 7) V. O. Darmann, S. Henkel, and D. Haverkamp: *Stahl u Eisen*, **90**(1970), 1009
- 8) 平尾英治、角南好彦、播木道春、綱島良忠: 住友金属, **29**(1977), 176
- 9) V. I. Stefanescuc, I. Barbu, and C. Avram: *Stahl u Eisen*, **88**(1968), 342
- 10) E. Ahland, B. Bock, H. J. Jagnow, J. Lehmann, and W. Peters: *Advances in Extractive Metallurgy and Refining*, McGraw (1972), 212
- 11) 奥田康介、寺田雄一、野宮好亮、浅井謙一、栗原喜一郎、金森 健: *CAMP-ISIJ*, **73**(1987), S813
- 12) 小西行雄、武田幹治、村川恵美、田口整司、西村博文、高島暢宏: *CAMP-ISIJ*, **1**(1988), 74
- 13) 山田孝雄、佐藤政明、宮崎伸吉、嶋村英郎、田口整司: 川崎製鉄技報, **6**(1974)16
- 14) 田口整司、宮崎伸吉、岡部伏見: 学振 54 委-No. 1315 (昭和 49 年 2 月)
- 15) T. Fukutake and V. Rajakumar: *Trans. ISIJ*, **22**(1982), 355
- 16) 一田守政、磯崎洋一、田村健二: 鉄と鋼, **77**(1991), 1561
- 17) 渡壁史朗、原 義明、武田幹治、板谷 宏: 鉄と鋼, **82**(1996), 805