

論 文

UDC 669.162.263 : 669.162.16

コークスの性状変化を考慮した高炉モデル*

羽田野道春**・宮崎 富夫**・岩永 祐治**

Mathematical Model of Blast Furnace Considering the Degradation of Coke by Gasification

Michiharu HATANO, Tomio MIYAZAKI, and Yuji IWANAGA

Synopsis:

The reaction rate of solution loss with CO₂ gas was measured under the conditions which are corresponding to those in the blast furnace. It is represented by the following equation.

$$R = \frac{k_1 P_{CO_2}}{1 + k_2 P_{CO} + k_3 P_{CO_2}} \cdot f(D_p) \cdot h(SL)$$

where R = reaction rate

k₁, k₂, k₃ = reaction rate constant

P_{CO}, P_{CO₂} = Partial pressure of carbon monoxide and carbon dioxide

f(D_p), h(SL) = corrective term

From the results of the experiments and the dissection of blast furnace, a mathematical model of blast furnace was made by presuming the degradation of coke by gasification.

This model is used for discussing what kind of effects the coke properties have on the blast furnace operation.

1. 緒 言

最近活発におこなわれている高炉の解体調査^{1)~6)}によりコークス層、鉍石層の層状構造が鉍石層の熔融にいたるまで持続している事実が確認されたことを始めとして、従来ブラックボックスとして手探り状態であつた高炉の炉内状況が鮮明になりつつある。

当社においても昭和 49 年 9 月 25 日に吹きおろした小倉 2 高炉で解体調査を実施したが⁵⁾、調査結果によればコークスのシャフト部における粒度劣化は小さく、羽口レベル上 2~3m の炉下部にて顕著な劣化が認められた。これは炉下部での苛酷な化学的、物理的条件に起因し、とりわけ化学的に引き起こされたコークス性状の変化が本質的な原因であると考えられる。

一方、コークスのソリューション・ロス反応を微細構造変化の面から検討し、弱粘結炭由来の等方性 reactivities が最も化学的に弱く CO₂ ガスによるアタックを受けやすいという報告がなされている⁴⁾。最近では将来の強粘結炭不足対策として、大量に賦存する弱粘結炭あるいは非粘結炭を配合してのコークス製造技術の研究が進めら

れており、当社においては昭和 50 年 5 月より非粘結炭配合コークスの実炉使用を開始し、現在では非粘結炭配合率で約 20% に達している。しかるにこのような非粘結炭配合コークスは、前記事実からすると CO₂ ガスによる反応を受けやすく、これに起因した粒度劣化が生じた場合には高炉の通気・通液性を阻害し、高炉炉況を変動させる要因となるので好ましくない。この点より同コークスの実炉使用に際しては高炉への影響の十分なる検討が必要とされた。

本報告ではこれらの背景のもとにコークス品質の効果を評価することに主眼を置いた高炉モデル（以下コークス性状評価モデルまたは単にモデルという）を作成して、コークス性状（主として CO₂ ガスとの反応性）が高炉操業におよぼす影響について検討した結果について述べる。

2. コークス性状評価モデルと計算方法

2.1 モデルの概要

高炉内でコークスの粒度劣化を促進させる要因は多いが解体調査結果などから、コークスは主としてソリュ

* 昭和 51 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 53 年 11 月 27 日受付 (Received Nov. 27, 1978)

** 住友金属工業(株)中央技術研究所波崎研究センター (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16 Sunayama Hasaki-machi Kashima-gun 314-02)

Table 1. Change of mean size and microscopic texture in the blast furnace.

No.	Sampling position	Mean size (mm)	Microscopic texture (%)							
			Isotropic texture	Fine mosaic texture	Coarse mosaic texture	Incomplete fibrous texture	Complete fibrous texture	Leaflet texture	Fragment texture	Fusite like texture
1	Before charging	63.7	9.3	4.5	28.6	21.3	1.0	8.1	24.1	3.2
	Tuyere	31.5	6.8	2.3	28.6	17.2	0.6	10.8	33.4	0.3
2	Before charging	56.8	7.6	4.3	29.4	19.2	0.6	7.0	29.9	2.6
	Tuyere	30.9	8.2	3.0	31.4	17.4	1.5	6.9	29.9	1.7
3	Before charging	68.8	11.7	5.4	35.3	15.3	0.6	8.8	22.1	0.8
	Tuyere	31.5	10.5	3.5	36.9	16.9	0.5	9.5	21.9	0.5
4	Before charging	53.5	11.8	5.4	37.6	14.4	0.4	8.4	22.5	0.9
	Tuyere	33.2	12.4	2.5	37.0	16.3	0.2	7.6	23.5	0.5
5	Before charging	52.8	11.4	4.4	37.3	15.9	0.6	7.4	22.2	0.8
	Tuyere	30.7	11.0	3.6	38.0	15.4	0.5	9.0	22.1	0.3
6	Before charging	60.3	11.2	5.3	38.2	14.6	0.3	6.9	22.6	0.9
	Tuyere	28.4	10.7	3.3	36.4	17.6	0.3	8.3	22.7	0.7

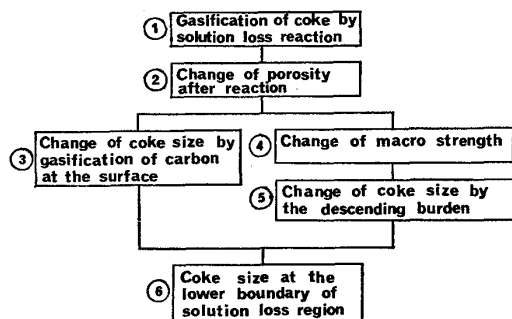


Fig. 1. Flow diagram of the degradation of coke by gasification.

ジョン・ロス反応によつて Fig. 1 に示すような過程で劣化していくものと考えた。

まずコークス表面のカーボンが CO_2 ガスと反応消失し粒子径が減少していく一方、粒子内部では気孔が拡大し、気孔壁が薄くなつてマクロ強度の低下をもたらす。そしてこのようなマクロ強度の低下がいつそうコークスの細粒化を助長していく。コークスが表面の脆弱部分より剝離して細粒化していくことは Table 1 に示すように羽口前コークスは高炉装入前コークスの約 1/2 以下に粒径が低下しているにもかかわらず、コークス組織面ではほとんど変化が認められないことによつても裏づけられているといえよう。

モデルは定常操業下での高炉の炉内状況を推算するこ

とに実用されている鞭モデル⁷⁾を骨子に構成されている。すなわち第一段階として操業条件を入力し、鉱石類の装入速度を仮定して炉全体の物質収支、熱収支をもとに層頂レベルと羽口レベルにおけるガスに関するパラメータ（流量、組成、圧力、密度、温度等）および粒子に関するパラメータ（流量、嵩密度、還元率、温度等）を計算する。

次に第二段階として層頂～羽口間の任意の高さにおけるガスと粒子の炉内状態を示すパラメータに関する連立微分方程式を導き、第 1 段階で求めた層頂レベルでのガスと粒子のパラメータを初期値として RUNGE-KUTTA-GILL 法によりこの連立微分方程式を解くことによつて各パラメータの高さ方向分布を求める。

このようにして計算した羽口レベルでの状態量と第一段階で求めたそれを比較して、仮定した鉱石類の装入速度の正否を判定する。一致した場合には収束したと判断し出銑量、コークス比、燃料比、送風圧等を出力する。一致しないときには鉱石類装入速度の設定値が不適当とみなし、これを変化させて再度計算を進め、両者が一致するまでこれをくり返す。

このように層頂での値を初期値として炉内状況を計算で解いていく場合、反応速度式が重要なかわり合いを持つてくる。コークスが関係するソリューション・ロス

反応に関して、鞭モデルで使用している速度式は反応のメカニズムを詳細に追い過去の実験例を考慮して組み立てられた実験式であるが、一般に反応速度はコークス種類によつても異なるはずである。

本モデルでは実験結果を基にコークス種類を表わす因子を含んだ形で整理した速度式を導きモデルに組み込むとともに、また反応による強度・粒度の変化を考慮することにより高炉操業におよぼすコークス品質の評価を可能にした。以下本モデルの特徴であるソリューション・ロス反応に関する部分について述べる。

2.2 ソリューション・ロス反応速度式

ガス化反応量を計算する際に必要となる反応速度式を導出するために Fig. 2 に示す装置を用いて、次のような手順でガス化反応実験を実施した。

ステンレス反応管 (管径 76φ) 内に Table 2 の性状を有するコークスを試料として約 200 g 充填し、下方か

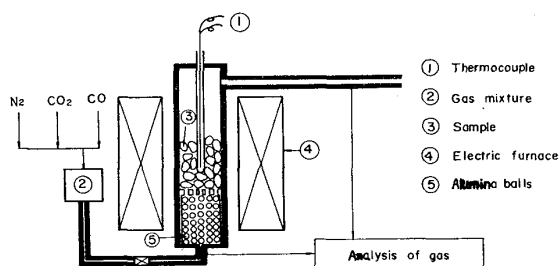


Fig. 2. Experimental apparatus for testing coke reactivity.

Table 2. Characteristics of sample coke.

Kind of coke	A	B	C	D
Drum strength of coke (DI ₁₀ ³⁰) %	92.6	93.6	93.2	93.5
Drum strength of coke (DI ₅₀ ³⁰) %	44.7	42.3	41.4	42.1
Ash %	12.2	12.3	11.4	11.9
Tensile strength* kg/cm ²	67.5	52.8	54.0	61.2
Micro strength (+65 mesh) %	47.1	46.5	49.0	48.1
Reactivity** (SL) %	26.7	30.0	34.3	41.7
Porosity %	49.4	46.5	47.8	47.1

* The cylindrical test piece, 1.5 cm in diameter and 0.75 cm in thickness, is cut out from the bulk sample of coke by boring machine.

Then, the vertical force *W* is loaded to the test piece in the radial direction.

In this case, the tensile strength *Q* is given as

$$Q = \frac{2W}{\pi \cdot D \cdot t} \quad (\text{kg/cm}^2)$$

where *D*: diameter of test piece (cm)

t: thickness of test piece (cm)

** Weight loss after 2 hours by reaction with 5 Nl/min CO₂ gas at 1100°C.

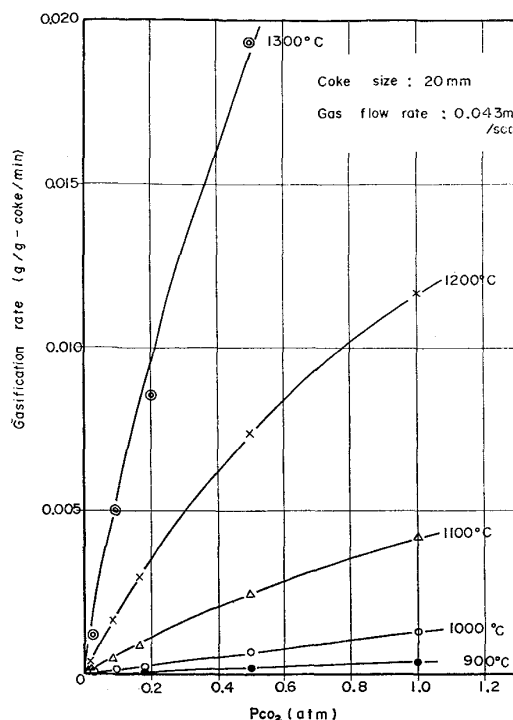


Fig. 3. Effect of CO₂ partial pressure on gasification rate.

ら N₂ ガスを流しながら加熱する。所定温度に到達後 N₂ ガスを反応ガス (N₂+CO₂ または CO+CO₂) に切換えソリューション・ロス反応をおこさせる。試料粒径は装置の許容範囲内で高炉用コークス粒径に近いものとし、19~21 mm, 20~25 mm, 25~30 mm, 35~38 mm, 38~50 mm の 5 種類でおこない反応温度は 900~1300 °C, 反応時間は 2 h とした。

Fig. 3 に N₂-CO₂ 系についてコークス粒径一定 (20 mm) で温度をパラメータとして CO₂ 分圧の影響を調べた結果を示す。CO₂ 分圧が高くなるとともに、反応速度は増大するが反応温度が高くなるほど高 CO₂ 分圧域における分圧依存性は弱まる傾向がみられ、この傾向は各粒径について認められた。

炭素質のソリューション・ロス反応速度式についてはこれまでに数種の式が報告されている^{8)~13)}。またそれらの速度式が持つ特性についての詳細な検討¹⁴⁾によれば、窒素が多量に存在するような高炉を対象にした場合には GADSBY¹²⁾ によつて提案された (1) 式がよいとの報告がなされている。

$$R = \frac{k_1 p_{CO_2}}{1 + k_2 p_{CO} + k_3 p_{CO_2}} \quad \dots \dots \dots (1)$$

本結果に (1) 式を適用して N₂-CO₂ 系より *k*₁, *k*₃, CO-CO₂ 系より *k*₂ を求めそれらの温度依存性を示す式として (2)~(4) 式を得た。

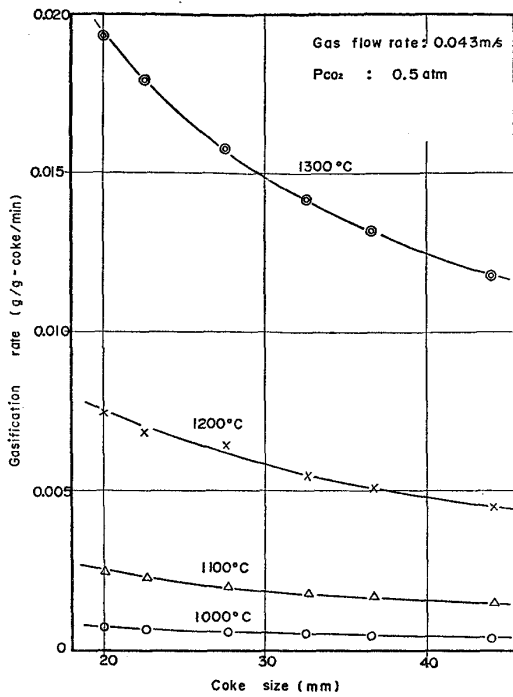


Fig. 4. Effect of coke size on gasification rate.

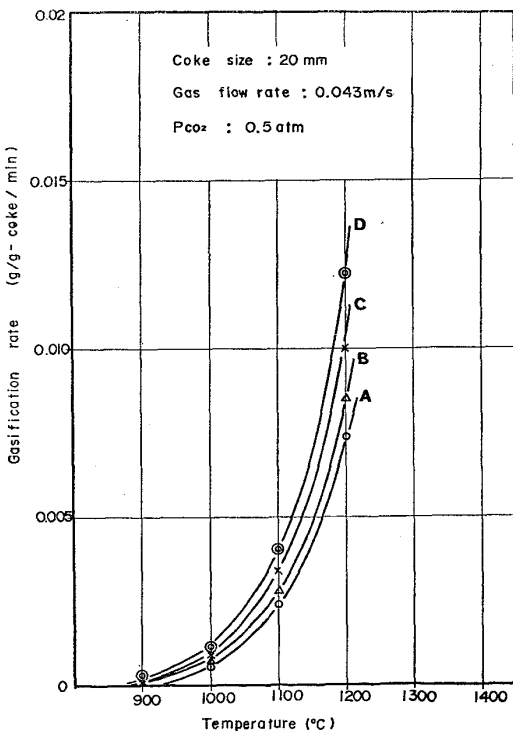


Fig. 5. Relation between gasification rate and temperature of different kinds of cokes.

$$k_1 = \exp(13.48 - 28609/T) \dots\dots\dots (2)$$

$$k_2 = \exp(10.21 - 8593/T) \dots\dots\dots (3)$$

$$k_3 = \exp(16.99 - 25809/T) \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 R は反応速度 (g/g-coke/min), k_1, k_2, k_3 は反応速度定数 ((min⁻¹), (-), (-)), T は反応温度

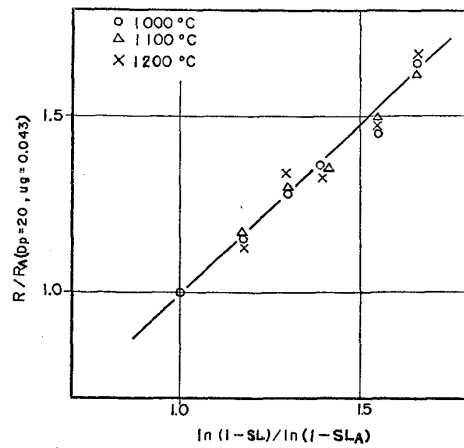


Fig. 6. Relation between gasification rate ratio and coke reactivity ratio.

(K) である。

Fig. 4 は温度をパラメータとしてコークス粒径の影響を調べた結果で、反応温度が 1200°, 1300°C と高くなるに従つて反応速度におよぼす粒径の影響が大きくなっている。ソリューション・ロス反応速度におよぼす粒径 D_p (mm) の効果については、田口ら¹⁵⁾の方法を適用し粒径の影響を含む反応速度式として(5)式を導いた。

$$R = \frac{k_1 p_{CO_2}}{1 + k_2 p_{CO} + k_3 p_{CO_2}} \cdot f(D_p) \dots\dots\dots (5)$$

$$f(D_p) = \left(\frac{D_p}{20}\right)^{-0.64}$$

Fig. 5 は Table 2 に示したように、性状の異なる4種類のコークスについてのガス化反応実験結果から、ソリューション・ロス反応速度を温度に対してプロットしたものである。ここで反応性を示す指数として小型熱間性状試験値**(SL)を採用し、Aコークスを基準として反応速度比 (R/R_A) と $\ln(1-SL)/\ln(1-SL_A)$ の関係を調べると Fig. 6 に示すような関係に整理できることが明らかとなり、コークス種類の影響を表わす項 (SL)を含む速度式として(6)式を導出した。

$$R = \frac{k_1 p_{CO_2}}{1 + k_2 p_{CO} + k_3 p_{CO_2}} \cdot f(D_p) \cdot h(SL) \dots\dots (6)$$

$$h(SL) = \frac{\ln(1-SL)}{\ln(1-SL_A)}$$

2.3 計算方法

2.3.1 コークスのガス化反応量 (Fig. 1 の①)

ソリューション・ロス反応によるコークス中カーボンの消失量は温度が一定とみなせる微小高さの円板状空間を考え、これらの微小空間内における反応量を積算することにより(7)式より算出する。

$$V_r = \sum_1 V_i = 1 - \exp\left(-\int_0^t R dt\right) \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 V_r はガス化反応量 (g/g-coke), V_i は微小時間内のガス化反応量 (g/g-coke), t は反応時間 (min) である。

2.3.2 コークスのガス化にともなう粒径変化 (Fig. 1 の②, ③)

コークスを球状粒子と仮定すると、ガス化反応前後では(8), (9)式が成立する。

$$W_0 = 1/6 \cdot \pi \cdot D_{p0}^3 \cdot \rho_0 (1 - \epsilon_0) \dots\dots\dots (8)$$

$$W_r = 1/6 \cdot \pi \cdot D_{pr}^3 \cdot \rho_r (1 - \epsilon_r) \dots\dots\dots (9)$$

ここで W はコークス重量 (g), D_p はコークス粒径 (mm), ρ はコークス真密度 (g/mm³), ϵ はコークス気孔率 (-) を、また添字 0 は反応前を、添字 r は反応後を示している。ガス化消失量 V_r (g/g-coke) は上式中 W_0, W_r を用いることにより(10)式で与えられることになる。

$$V_r = (W_0 - W_r) / W_0 \dots\dots\dots (10)$$

そこで(8), (9)式を(10)式に代入し、解体調査結果を参考にして $\rho_r = \rho_0$ とみなすと

$$D_{pr} = \{(1 - V_r)(1 - \epsilon_0) / (1 - \epsilon_r)\}^{1/3} \cdot D_{p0} \dots\dots (11)$$

が得られ、一方反応後の気孔率 ϵ_r を浸水法 (JIS 2151) によつて測定したところ ϵ_r は反応量 V_r をパラメータとして

$$\epsilon_r = \epsilon_0 + 0.214V_r \dots\dots\dots (12)$$

で整理されるので、これら(11), (12)式を組み合わせることによつてガス化反応前後の粒径を求めることができる。

2.3.3 コークスのガス化にともなうマクロ強度の変化 (Fig. 1 の④)

Fig. 7 に概略を示す大型塊状反応性試験装置によつて種々の反応量を与えたコークスについてのドラム試験 (JIS 法) 結果によると、ガス化反応量と強度低下率の間には Fig. 8 に示すような関係があり、これらの関係を表わす式として(13)式が求まる。

本モデルではこの(13)式によりガス化後のマクロ強度 DI_r を評価している。

$$DI_r = DI_0 (1 - 0.01 e^{2.302a}) \dots\dots\dots (13)$$

$$a = 1.125 - 0.0563 / V_r$$

2.3.4 コークスのマクロ強度低下にともなう粒径変化 (Fig. 1 の⑤)

コークスのマクロ強度低下による破壊については、高炉内においてコークスの受ける機械的なエネルギーを解体調査および基礎実験結果等よりドラム試験の回転数 γ (-) に換算し、(14)式にて評価する。

$$D_p = (1 - \gamma \cdot \delta) \cdot D_{pr} \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 δ はドラム 1 回転当りの粒度劣化率で、ドラム

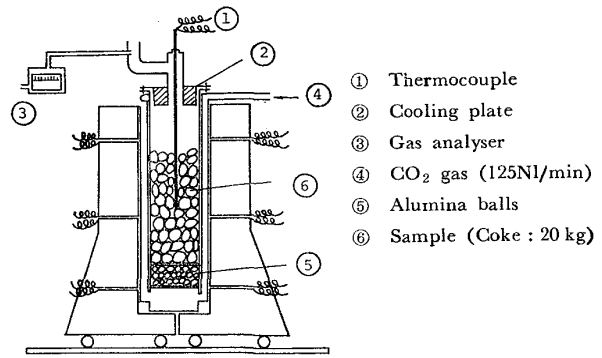


Fig. 7. Experimental apparatus for gasification of coke.

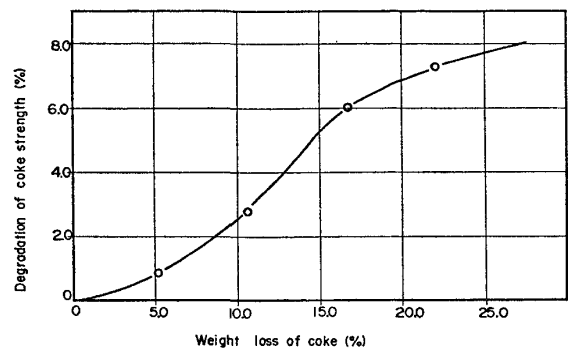


Fig. 8. Degradation of coke strength by gasification.

回転数を変化させて粒度変化を測定する実験結果に基づき、強度 DI をパラメータとして(15)式より算出される。

$$\delta = 0.01 (0.007645DI^2 - 1.477DI + 72.155) \dots (15)$$

すなわち(13)式より反応後の強度を見積り、この強度に変化したコークスが、 γ なる機械的エネルギーの場合には(15)式より計算される粒径に低下するものと考えた。

3. コークス性状評価モデルの適用

コークス品質の相違によつて高炉の操業がどのような影響を受けるか、モデルを使つてシミュレーション計算をおこなつた結果について以下に述べる。

3.1 コークス反応性が高炉成績に与える影響

操業条件を Table 3 に示す数値に固定して、コークス反応性のみが変化した時の高炉内部状態として炉内ガス温度の炉高方向分布を計算した結果を Fig. 9 に示す。コークス反応性が高くなると温度分布が低下し、特に炉下部における温度の低下が著しい。

これは、

- (1) 大きな吸熱反応をともなうソリューション・ロス反応量が増大したこと、
- (2) コークス消費スピードが増加して荷下りスピー

Table 3. Base values of calculation.

Blast volume	6 036 Nm ³ /min
Blast temperature	1 243°C
Blast humidity	6.7 g/Nm ³
Top pressure	1.77 kg/cm ²
Oxyge enrichment	2.9%
Oil ratio	53.6 kg/t

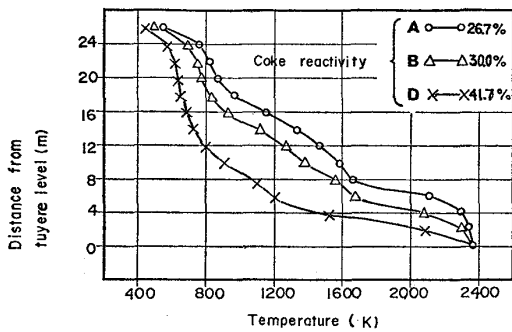


Fig. 9. Effect of coke reactivity on temperature distribution of blast furnace.

ドが増大した

ことによるものと解釈される。このようなヒートパターン
の低下にともない溶銑温度は低下するはずである。な
ぜなら炉下部に着目した熱収支を考えると(16)式の関係
を得、コークス反応性によつて ML , θ , W_{slag} , W_{pig}
が変化することから溶銑温度 t_{pig} はコークス反応性の
影響を強く受けるはずである。

$$A \cdot ML \cdot (\bar{T} - \bar{t}) \cdot \alpha \cdot \theta$$

$$= (W_{pig} \cdot C_{pig} + W_{slag} \cdot C_{slag}) (t_{pig} - 1400) \dots (16)$$

ここで、 A は炉下部断面積 (m²)、 ML は羽口からの
1400°C レベルまでの断面平均長さ¹⁶⁾ (m)、 \bar{T} は溶解帯
 ML 内のガスの平均温度 (°C)、 \bar{t} は溶解帯 ML 内の溶
銑滓の平均温度 (°C)、 t_{pig} は溶銑温度 (°C)、 α はガ
ス・融体間の伝熱効率 (kcal/°C·m³·h)、 θ は溶解帯 ML
内の滞留時間 (h)、 W_{pig} は溶解帯 ML 内に滞留する
溶銑量 (kg)、 C_{pig} は溶銑比熱 (kcal/°C·kg)、 W_{slag}
は溶解帯 ML 内に滞留するスラグ量 (kg)、 C_{slag} はス
ラグ比熱 (kcal/°C·kg) である。

高炉操業では溶銑温度を一定に維持することを一つの
条件に操業しているので、このような場合には溶銑温度
を回復させるべく何らかの炉熱アクションが必要とな
る。いま装入物側条件の変更すなわち ore/coke を操作
することにより溶解帯 ML を一定にコントロールする
として高炉内におけるコークスのソリューション・ロス

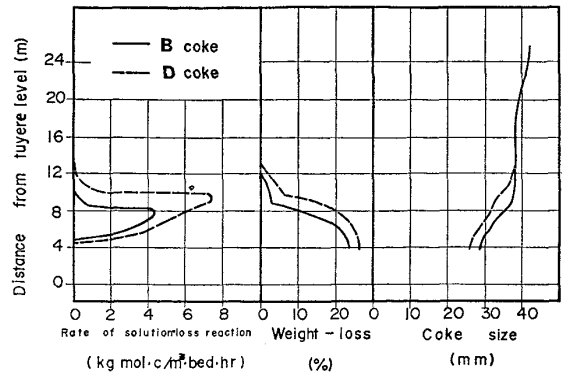


Fig. 10. Estimation of gasification rate, weight-loss and change in size of coke in blast furnace.

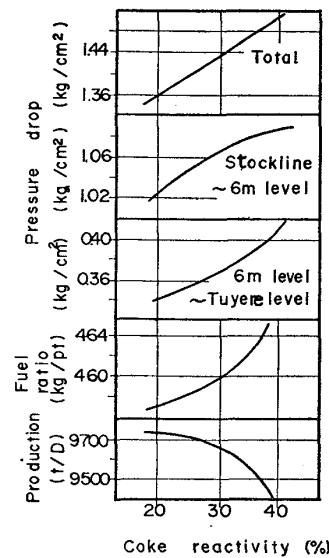


Fig. 11. Effect of coke reactivity on the blast furnace operation.

反応によるガス化反応量およびコークス粒徑を推定した
結果を Fig. 10 に示す。例えばBコークスの場合羽口
上 12m の位置よりソリューション・ロス反応が始まり
8m の位置で急速に反応が進行し、反応が最高に達した
後徐々に低下して羽口上 5m 付近で反応は終了してい
る。これに対して反応性の高いDコークスの場合にはソ
リューション・ロス反応の開始位置および反応速度の最
高となる位置は炉上部に移動し反応帯の幅も広がって
いる。一方コークス粒徑はソリューション・ロス反応対
応して細粒化が進み、B, D 両コークスの間には約 2mm
の粒徑差が生じている。

Fig. 11 はコークス反応性と高炉操業成績の関係を示
したもので、コークス反応性が高くなるとともに炉内圧
損は増加し、その増加率は約 10% の反応性上昇で 5.3
%が見積られる。羽口上 6m の位置を境に炉上部と炉下
部に分割して各ゾーンでの圧損を比較してみると炉上部
圧損が単調に増加するのに対して炉下部圧損は指数関数

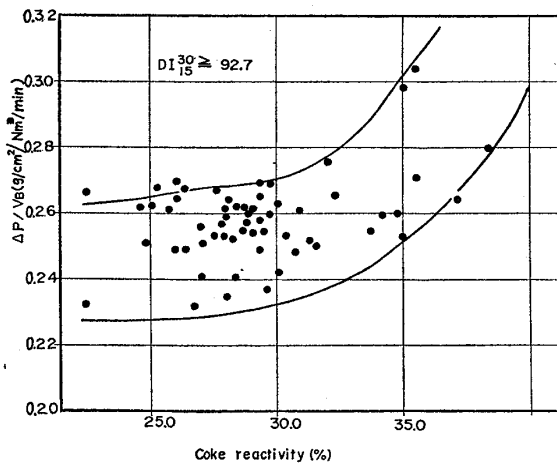


Fig. 12. Relation between $\Delta P/V_B$ and coke reactivity.

的增加を示し、コークス反応性が増すにしたがつて炉全体の圧損に対する炉下部圧損の占める割合の増加することがわかる。

このように高炉操業面ではコークスの反応性は低い方が好ましいが、反応性低下につれて Fig. 11 でもわかるように燃料比の改善効果が小さくなり高炉における銑銑コスト低減効果は減少するので、価格の高い強粘結炭の多配合による低反応性コークスの製造はトータルコスト的にみた場合にはメリットが薄くなることを示唆しているといえよう。

実高炉でコークス反応性と高炉通気性の関係について解析した例を Fig. 12 に示す。比較的冷間強度の安定していた時期 ($DI_{15}^{30} \geq 92.7$) についてコークス反応性と $\Delta P/V_B$ の関係をプロットしたものであるが、 DI_{15}^{30} が高くてもコークス反応性が高くなると通気性が悪化していることを示している。特に反応性が 35% 以上に上昇した場合に、通気性改善のためのアクションを何らとることなくそのまま操業を続けると、 $\Delta P/V_B$ の上昇が顕著となり（反応性 35%、 $\Delta P/V_B$ 0.30 g/cm²/Nm³/min 付近の 2 点）炉況悪化に陥りやすくなる。

このようにコークスの反応性が通気性を支配する要因の一つであることが判明したことは、コークス性状評価モデルが高炉操業の解析に十分役立つものであることを示しているといえよう。

3.2 非粘配合率が高炉成績に与える影響

さて前述のごとく、当社においては高炉用コークス製造に必要な良質粘結炭の不足対策として非粘炭配合コークスの製造が実施されている^{17)~20)}。非粘炭配合コークスは Fig. 13 に示すように強度的には通常コークスに比して遜色は認められないが CO₂ ガスによるソリューション・ロス反応の面ではやや劣っている。この点から

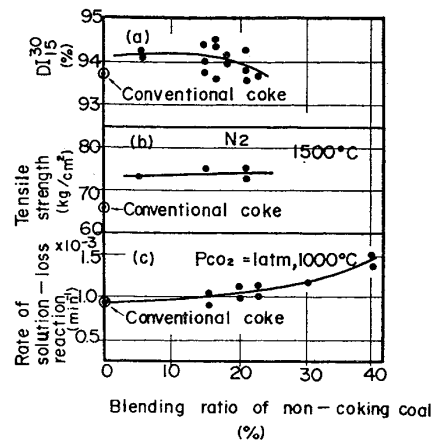


Fig. 13. Effect of blending ratio of non-coking coal on the coke strength and the reactivity.

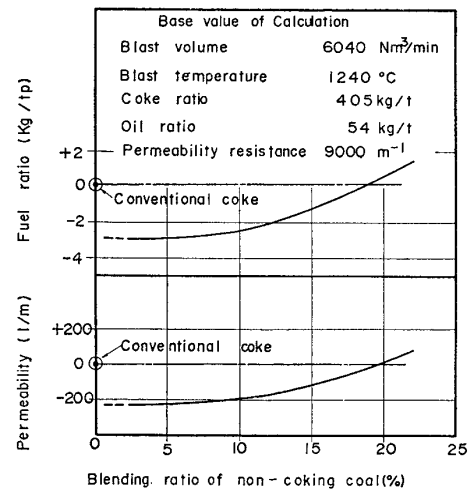


Fig. 14. Effect of the blending ratio of non-coking coal on the blast furnace operation.

同コークスの高炉使用に際しては十分なる事前検討をおこない実炉使用に踏み切つた。

Fig. 14 は非粘炭配合コークスが高炉操業に与える影響をモデルにより検討した結果である。非粘配合率が低い場合には冷間強度の上昇によるコークス粒径劣化量の低下と成型効果による嵩密度の上昇、気孔率の低下がもたらす粒子間接触の向上によるソリューション・ロス反応抑制効果により燃料比・通気抵抗ともに若干減少するが、非粘配合率の増配にともなつてソリューション・ロス反応によるガス化反応量が増加するため、燃料比・通気抵抗ともに徐々に上昇する。しかしながら非粘配合率が 20% 前後までは通常コークス並の操業成績が期待されることがモデル解析により示された。

3.3 高炉内におけるコークスのガス化反応量の推定

3.1, 3.2 で述べたようにコークス性状評価モデルによつてコークス品質が高炉操業におよぼす影響を解析することが可能であるが、計算所要時間の面でやや長いと

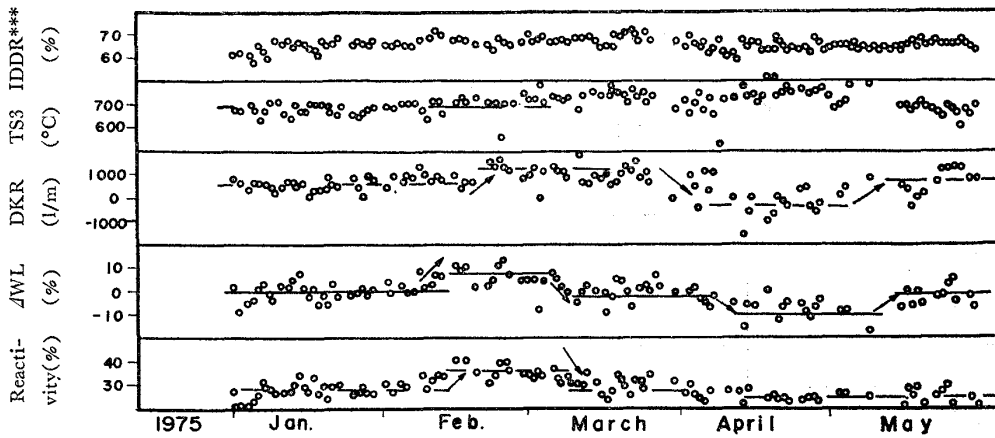


Fig. 15. Blast furnace operations as influenced by coke reactivity.

*** The degradation index means the weight fraction of + 3 mm sinter after the reduction test of the sampled sinter in a reaction tube by introducing the reducing gas.
 sampled sinter 19~21 mm×500 gr reaction tube 75 mmφ×600 mm
 reducing gas CO=30%, N₂=70%, 15Nl/min reaction temperature 500°C

Table 4. Operation factors influencing on solution loss reaction.

Coke reactivity	Blast temperature
Coke strength (DI ₁₈ ⁸⁰)	Blast humidity
Coke mean size	Top gas pressure
Ore/Coke	Oil rate
Blast volume	Oxygen enrichment

いう欠点を持つている。この点をカバーするために、次に述べるような方法で簡略化すると実用面では非常に便利になるであろう。

ガス化反応量 WL はモデルでは (17) 式で記述される。

$$WL = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_i, \dots) \dots\dots\dots (17)$$

ここに、 x_i は送風温度、送風湿分等の操作因子を表わしている。(17)式に偏微分の基本的な公式を適用して、2次以上の項を無視すると(18)式が得られる。

$$\Delta WL (= WL - WL_0) = \sum_i (\partial f / \partial x_i)_{x_j \neq i} (x_i - x_{i0}) \dots\dots\dots (18)$$

ここに、添字0は基準を示す。ソリューション・ロス反応に関係する操作因子としては Table 4 に示すような10個の因子を選び、各操作因子について他の因子を一定にして基準量から微小変化させて単位変化量当りのガス化反応量の変化量 $(\partial f / \partial x_i)_{x_j \neq i}$ を計算しておくこと、(18)式の1次結合からトータルのガス化反応量を算出することができる。

このような方法により算出したガス化反応量と高炉の通気性の関連について解析した例を次に述べる。

Fig. 15 は当社K高炉における昭和51年1月~昭和

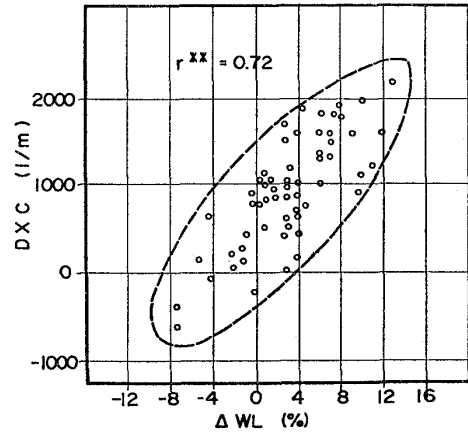


Fig. 16. Relation between DXC and ΔWL .

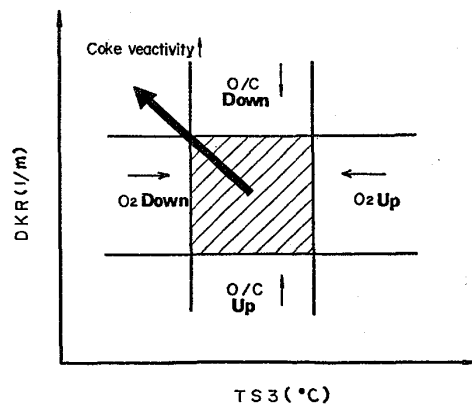


Fig. 17. Relation between coke reactivity and medium term control of TS3 and DKR.

51年5月の5ヶ月間の日間データをもとに(18)式より算出したガス化反応量の変化量 ΔWL の推移を主な操作データとともに示したものである。 ΔWL と通気抵抗 DKR は比較的良好な対応を示していることがわかる。高

炉の通気性は当然のことながらコークス性状の他に焼結
 鉱性状 $IDDR, o/c$, 炉壁厚 t および炉内の熱的状态 $TS3$
 等に支配されているので, これらの効果を補正してコー
 クス性状に起因すると思われる通気抵抗の変化分を
 DXC として (19) 式で定義すると, ΔWL との関係は
 Fig. 16 に示すように一層明瞭になる.

$$DXC = KR - KR_0 - a(IDDR - IDDR_0) - b(o/c - o/c_0) - c(t - t_0) - d(TS3 - TS3_0) \dots \dots \dots (19)$$

ここで, a, b, c, d は定数である.

3.4 ソリューション・ロス反応の制御

さてソリューション・ロス反応によるコークスのガス
 化反応量の上昇はこのような通気性の悪化のほかに, 3.1
 で指摘されたごとく吸熱量増大による内部温度の低下と
 いう炉況変化としても認識される. このことから, 各操
 作因子のソリューション・ロス反応量, 通気抵抗, 内部
 温度におよぼす影響度を把握しておけば各因子の組み合
 わせ効果により炉況を一定にコントロールすることが可
 能となるであろう.

例えば Fig. 17 に定性的関係を示すように, コークス
 反応性が上昇した場合には図中太い矢印で示したような
 炉況変化が経験され, コークス反応性が著しく高くなつ
 た場合には, 最適操業範囲 (図中斜線部) からはみ出す
 ことになつて, 炉況面から好ましくない. モデルによれ
 ば o/c の低下あるいは酸素富化率の低下はソリューシ
 ョン・ロス反応を抑制する効果を果すことから, コークス
 反応性上昇時に縦軸の通気抵抗 (DKR) 増加に対処した
 o/c の減少, 横軸の内部温度 ($TS3$) 低下に対処した O_2
 減少のアクションはソリューション・ロス反応を抑制す
 る方向と一致しており, これらの複合アクションはコー
 クス反応性による炉況変化を回避させるものと考えられ
 る.

なお DKR は KR の内部温度依存性を除去した指数
 で, KR は (20) 式にて定義され, 高炉内通気状況のみよ
 り決定される絶対通気抵抗である²¹⁾.

$$KR = \frac{\Delta P/L}{\frac{1}{g_c} \left(\frac{215}{0.027} \mu \right)^\beta \rho^{1-\beta} u^{2-\beta}} \dots \dots \dots (20)$$

ここで KR は絶対通気抵抗 (m^{-1}), ΔP は高炉内全圧
 損 (kg/m^2), L は炉高 (m), u は平均ガス流速 (m/s)
 ρ は平均ガス密度 (kg/m^3), μ はガスの平均粘性係数
 ($kg \cdot m/s$), g_c は重力換算係数 ($kg \cdot m/kg \cdot s^2$), β はガス
 流れにより定まる定数 ($=0.6$) である.

4. 結 言

高炉内におけるコークスのソリューション・ロス反応

を操業条件と結びつけるべく, ソリューション・ロス反
 応実験をおこない, コークス粒径, コークス種類の影響
 を含む速度式として

$$R = \frac{k_1 p_{CO_2}}{1 + k_2 p_{CO} + k_3 p_{CO_2}} \cdot f(D_p) \cdot h(SL)$$

を導いた. またガス化反応後におけるコークス性状 (強
 度, 粒径) について検討を加え, これらの基礎実験結果
 および解体調査より得られた知見をもとに, コークス品
 質の効果を評価することに力点を置いた高炉の数学的モ
 デルを作成した. このモデルによりコークス品質が高炉
 操業におよぼす影響について検討したところ次のことが
 明らかとなつた.

(1) コークス反応性はソリューション・ロス反応を
 介して高炉の通気性を支配する要因の一つであることが
 判明した.

(2) 低反応性コークスの高炉使用は燃料比・通気抵
 抗の改善に効果があるが, 反応性低下につれてその効果
 が小さくなるので, 価格の高い石炭の多配合による低反
 応性コークスの製造はトータルコスト的にはメリットが
 薄くなることが示唆された.

(3) 一方, 非粘炭配合コークスは反応性の面で通常
 コークスに比べて劣るが, その配合率が 20% 前後まで
 は通常コークス並の操業成績を期待できることがモデル
 により示された.

(4) 簡便な計算式 $\Delta WL = \sum_i (\partial f / \partial x_i)_{x_j \neq i} (x_i - x_{i0})$
 より算出した, ソリューション・ロス反応による高炉内
 コークスのガス化反応量の変化量は通気抵抗および内部
 温度に関係し, ΔWL を適当な範囲に制御することによ
 り炉況を一定にコントロールすることが可能であること
 が示された.

このようにコークス性状評価モデルは高炉操業の解析
 に役立つている.

終わりに本研究を遂行するにあたり, 終始ご指導, ご
 鞭達を賜つた住友金属工業 (株) 中央技術研究所小田尚
 輝所長, 西岡邦夫副所長ならびに赤松経一所次長に深く
 感謝の意を表します.

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), p. 535
- 2) 下村泰人, 西川 潔, 有野俊介, 片山 力, 肥田
 行博, 磯山 正: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 547
- 3) 佐々木稔, 斧 勝也, 鈴木 明, 奥野嘉雄, 吉沢
 謙一, 中村 隆: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 559
- 4) 小嶋鴻次郎, 西 徹, 山口徳二, 仲摩博至, 井
 田四郎: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 571
- 5) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅雄, 下田輝久,

- 横谷勝弘, 伊東孝夫, 横井 毅: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 580
- 6) 堀川一男, 伊沢哲夫: 学振製鉄第 54 委員会資料 54 委 1371, (1976)
- 7) 八木順一郎, 佐々木恵一, 鞭 巖, 鉄と鋼: 54 (1968), p. 1019
- 8) E. T. TURKDOGAN and J. V. VINTERS: Carbon, 8 (1970), p. 39
- 9) S. ERGUN: J. Phys. Chem. Solids, 60 (1956), p. 480
- 10) H. J. GRABKE: Ber. Bunsenges., Phys. Chem., 70 (1966), p. 664
- 11) H. D. BEYER, U. PÜCKOFF, and K. H. ULRICH: Arch. Eisenhüttenw., 43 (1972), p. 597
- 12) J. GADSBY: Proc. Roy. Soc., A193 (1948), p. 357
- 13) K. HEDDEN and A. LÖVE: Carbon, 5 (1967), p. 339
- 14) 小林三郎, 大森康男: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 1081
- 15) 田口整司, 岡部俵児: 川鉄技報, 2 (1970), p. 358
- 16) 羽田野道春, 山岡秀行, 山泉千里, 小島正光: 鉄と鋼, 61 (1975), S18
- 17) 桐谷義男, 露口亨夫, 山田健彦, 角南好彦, 西岡邦彦: 鉄と鋼, 63 (1977), S81
- 18) 越後格之, 桐谷義男, 蛭崎八九郎, 大木 巖, 伊藤芳徳, 南沢 勇: 鉄と鋼, 63 (1977), S82
- 19) 宮崎富夫, 下田輝久, 岩永祐治, 桐谷利信, 花田千昭: 鉄と鋼, 63 (1977), S83
- 20) 斎藤隆夫, 河合 晟, 渋沢進一, 羽田野道春, 福田充一郎: 鉄と鋼, 63 (1977), S84
- 21) 的場祥行, 下田輝久: 鉄と鋼, 60 (1974), S354