

コークスおよび副産物品質制御に関する 数学モデルの開発

井川 勝利*・笠岡 玄樹*²・大島 弘信*³

Mathematical Models for Coke and by-product Quality Control

Katsutoshi IGAWA, Shizuki KASAOKA and Hironobu OHSHIMA

Synopsis :

Mathematical models for predicting coke strength and tar quality were developed. The features of these models are as follows :

(1) Coke porosity and the abrasion index of the coke pore wall are factors affecting coke strength. Those two indices are correlated with the operating conditions of the coke oven and the properties of the blended coal.

(2) Tar quality is determined by the secondary decomposition reaction, which is a function of temperature in the space above the charge and off gas velocity.

The models, because of their good agreement with operational data, can be utilized for the better control of coke strength and tar quality, and thus contribute to stable coke oven operation.

Key words : coke oven ; coke strength ; porosity ; tar quality ; secondary decomposition reaction.

1. 緒 言

わが国の鉄鋼業は、豪州を中心に世界各地から多種多様の原料炭を輸入し、これらの石炭を効果的に配合して高品位のコークスを製造している。このため多種多様の石炭を最も合理的に配合する必要がある、これまでに多くのコークス強度推定法が提案されている^{1)~3)}。本来、コークス強度は材料力学的に取り扱われるべきであり、その値は石炭のコークス化過程を反映して決定されたものであるから、強度の推定にはコークス化機構が反映されていることが望ましい。しかし、コークスが不均質な材料であること、コークス化反応が複雑であること等から、これまでの強度推定法はこれらの理論的取扱を放棄したものが多し。最近、八嶋⁴⁾はコークス強度を材料の破碎エネルギーの見地から検討し、杉辺⁵⁾はコークスの摩耗強度をコークス気孔壁の破壊強度という観点で評価している。また西岡ら⁶⁾はコークス炉内における炉幅方向のコークス強度偏差に着目し、伝熱機構とコークス化反応の考察から、独自の強度推定モデルを提案している。

しかし、これら理論的な研究はまだ少ないといえる。

一方、製鉄所におけるコークス炉の役割は高炉用コークス製造のみならず、エネルギー供給、あるいは、化成品原料の供給設備としても重要な位置を占めている。特に、近年は化成品原料の高付加価値化に対する関心が高まっており、コークスの品質制御はもちろんのこと、副産物の品質制御をも考慮した操炉設計が要望されている。石炭の熱分解機構からコークス炉の副産物についてKrevelen⁷⁾や大内ら⁸⁾は理論的な考察を加えている。コークス炉操業条件との関係については三浦ら⁹⁾が副産物歩留をコークスの最終温度と石炭の揮発分で回帰する推定モデルを、鶴野¹⁰⁾が炭化室内での一次タールの分解機構を報告している。しかし、石炭分解機構とコークス炉の操業条件の両者を結びつけた報告はない。

このような背景のもとで著者らは、気孔壁の破壊強度に関し、気孔率と気孔壁摩耗指数なる気孔構造因子を提案し、またこれら因子と原料炭配合条件およびコークス炉操業条件との関係を定量化することを試みた。副産物品質制御に関しては、タール品質推定モデルの開発を目

平成3年11月5日受付 平成4年4月10日受理 (Received on Nov. 5, 1991; Accepted on Apr. 10, 1992)

* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

*² 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

的として、炭化室内石炭からの低温タール生成機構、低温タールの炭化室上部空間における熱分解機構、および、炭化室内石炭の炉高方向の収縮を考慮した上部空間伝熱機構を検討した。

2. コークス強度推定モデル

2.1 モデルの概要

本モデルの特徴は、コークスの強度評価指数としてコークスの気孔率と後述する気孔壁摩耗指数からなる気孔構造因子を採用したことにある。気孔構造因子の採用は推定精度の大幅な向上を可能とした。気孔構造因子の採用により、乾留条件に応じた配合炭のコークス化性評価が可能となり、従来、明確化されていなかった配合炭性状に及ぼす乾留条件の影響を取り込むことができた。気孔構造因子と原料炭配合条件、および乾留条件との対応関係は 40 kg 乾留実験で定量化した。Fig. 1 に推定モデルの構成を示す。コークス炉操業因子として装入炭嵩密度 ρ_c 、と乾留速度 CR を用い、それぞれをコークス炉内嵩密度分布推定モデルとコークス炉伝熱モデルによって求める。配合炭性状因子は流動性 MF 、炭化度 \bar{R}_o 、粉碎粒度 D 、および水分 TW で評価する。操業因子と配合炭性状因子から気孔壁摩耗指数を求め、最終的にタンブラー強度指数 TI を算出する構成になっている。

2.2 コークス強度因子

2.2.1 コークス気孔構造因子の提案

コークス強度を推定する場合、強度を構成している因子の究明が不可欠である。コークスの摩耗性をコークス気孔壁の破壊強度という観点で評価すると、コークス強度を構成する因子は、気孔と気孔間を構成している壁の強度にあるとみなすことができる。

Ryskewich¹¹⁾ と Knudsen¹²⁾ らは引張強度と気孔率の関係について焼結アルミナや種々のセラミック焼結体の

Table 1. Properties of materials.

Coal	Ash (db%)	VM (db%)	MF (log ddpm)	\bar{R}_o (—)
A	8.5	28.2	2.65	1.02
B	9.1	38.2	2.44	0.83
C	7.5	21.5	2.30	1.30
D	8.9	35.2	2.20	0.79
E	11.5	33.4	1.90	1.00

強度を測定し、実験式(1)を提案している。しかし c 、 σ_o の評価法についてはいまだ定説がなく西岡らは c を定数とし、 σ_o はマイクロストレングス測定法でのふるい目を 48 mesh から 60~80 mesh へと変更する方法で、このふるい上の歩留から相対的に評価する方法を採用し、コークス強度の推定に適用している。八嶋らは c を石炭の揮発分と反射率で、 σ_o を石炭の流動度でそれぞれ評価する方法でコークス強度との対応を検討している。

$$\sigma_t = \sigma_o \exp(-cPor) \dots \dots \dots (1)$$

σ_t : 引張強度[MPa] σ_o : 基質強度[MPa]

Por : 気孔率[—] c : 定数[—]

著者らも複数の単味炭について引張強度と気孔率の関係を検討した。40 kg 乾留炉 (400 W×500 L×400 H mm) を使用し、Table 1 に示すような流動性 MF と炭化度を表すピトリニットの最大平均反射率 \bar{R}_o の異なる 5 銘柄の供試炭を嵩密度を 700~800 kg/m³、乾留速度を $3 \times 10^{-6} \sim 4 \times 10^{-6}$ m/s の乾留条件で乾留して供試コークスを製造した。乾留終了後供試コークスを炉内から静かに取り出し、加熱壁方向からそれぞれ頭、胴、足に 3 分割し、各区分から試験片 (10 φ×10 mm) をそれぞれ 50 個以上取り出し宮川らの方法¹³⁾に従って引張強度と気孔率を測定した。なお解析にあたり引張強度と気孔率の測定データは頭、胴、足それぞれについて引張強度 1 MPa ごと、4 ないし 5 領域に層別し、それぞれ平均化

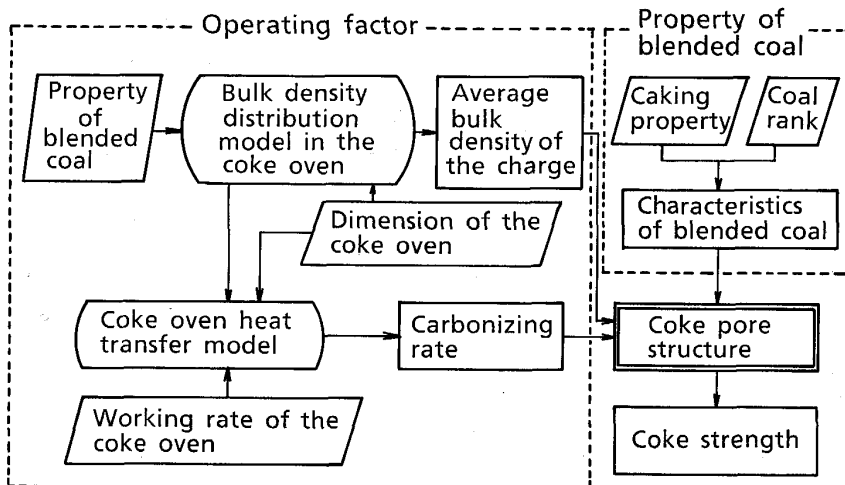


Fig. 1. Constitution of coke strength prediction model.

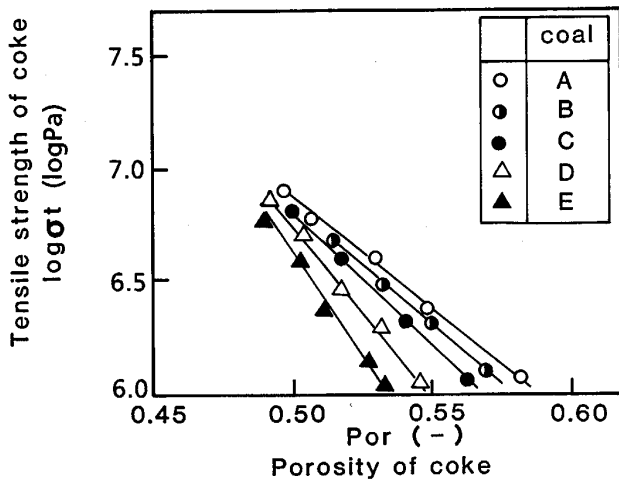


Fig. 2. Relation between tensile strength and porosity of coke.

処理して1点のデータとして使用した。Fig. 2 に測定結果を示す。Ryskewich と同様、引張強度と気孔率には良好な対応が認められたが、図中での直線の傾き、つまり Ryskewich らが(1)式で定数項として扱っていた c 値は、銘柄によって変化するという結果を得た。さらに図中の各直線は気孔率の減少とともにある一定値に収束する傾向を示し、炭種間での σ_0 の差は小さいことが予想された。以上の結果から著者らは σ_0 を定数、 c を変数としてそれぞれ扱った。均一なセラミックス焼結体とは異なり不均一性物質(石炭粒子)が互いに融着してマトリックスを形成するコークスの場合、粒子内の融着強さの不均一さが引張強度に与える影響が大きいと考えるのは合理的である。特に、高气孔率の領域ではこの傾向が強くあらわれ、 c が変数扱いされたものと考えられる。 c 値つまり直線の傾きはコークスの引張強度に対する気孔率寄与の差異を示しているとみなせるので、この傾きを気孔壁摩耗指数(Pai : Abrasion index of coke pore wall)と定義し、気孔率と共に、コークス強度を支配する因子として採用した。 Pai の物理的な意味としては、石炭粒子間の融着状態や、気孔に関する質的なもの、例えば気孔径分布や気孔形状等を表しているものと考えられる。

$$Pai = -d(\log \sigma_t) / d(Por) \dots \dots \dots (2)$$

2.2.2 コークス気孔構造因子におよぼす影響因子の定量化

Fig. 3~5 に Pai と Por におよぼす石炭性状と乾留条件の影響に関する 40 kg 乾留実験結果を示す。Fig. 3 にみられるように、 Pai は MF の低下と共に上昇し、2.2 以下で上昇率が著しくなる。 MF があるレベルを下回ると気孔壁の中に粒子間の融着不足の部分を生じ、その部分に応力が集中して試験片の急激な破壊を引き起こ

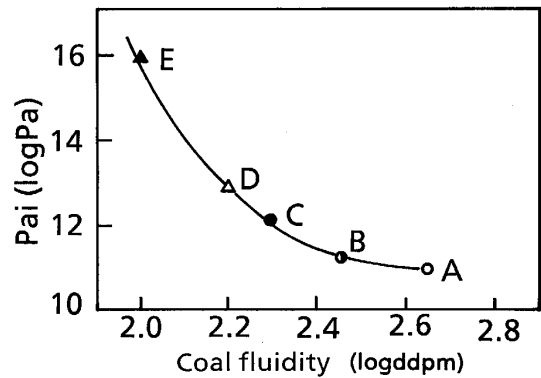


Fig. 3. Relation between Pai and coal fluidity.

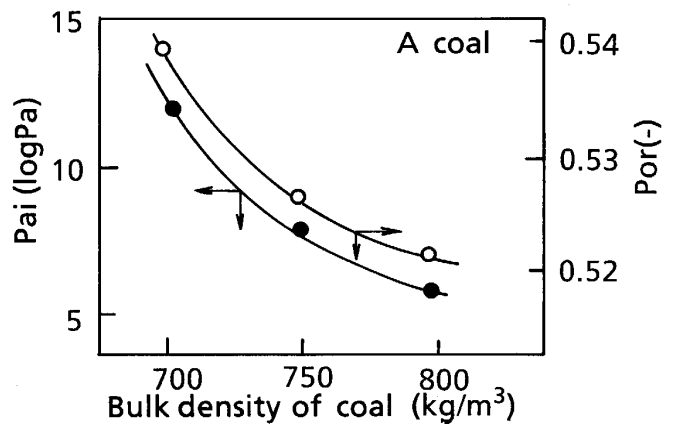


Fig. 4. Relation between Pai , Por and bulk density of coal.

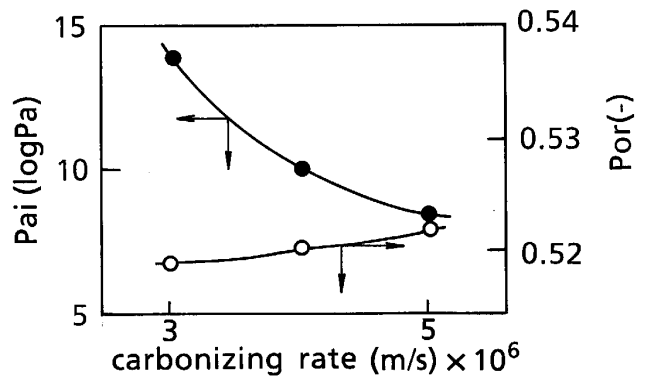


Fig. 5. Relation between Pai , Por and carbonizing rate.

したものと考えられる。供試炭の \bar{R}_0 と Pai に明らかな相関はみられず、 \bar{R}_0 のコークス強度への影響は気孔率のみを考慮すれば良いと考える¹⁴⁾。Fig. 4 に高密度 ρ と Pai および Por との関係を示す。 Pai および Por は ρ の増加と共に低下し、いずれも低下率は 800 kg/m² 近傍で小さくなる傾向を示す。 Por の低下は石炭粒子間距離の減少に、 Pai の低下は膨張圧増大による粒子間の融着促進にそれぞれ起因しているものと考えられる。Fig.

5 に乾留速度 CR と Pai および Por との関係を示す。
 なお CR は (3) 式で示すように炉幅 W_0 を乾留時間 t_c で除した値とした。

$$CR = (W_0/2)/t_c \dots\dots\dots (3)$$

CR の増加と共に Pai は低下し、 Por は増加する。特に Pai の低下は通常のコークス炉の操業範囲、 $3 \times 10^{-6} \sim 4 \times 10^{-6} \text{ m/s}$ で顕著に見られる。 CR の増加は軟化熔融時の石炭の流動性、あるいは膨張性を促進して粒子の融着を強固にしたためと推定する。

2.3 乾留制御因子

2.3.1 高密度分布推定モデル

コークス炉内の高密度分布は粉炭凝集塊の粒子間凝集力と装入時の落下衝撃に支配されると考え、石炭の凝集力 H と装入時の落下衝撃力 F をパラメーターとするコークス炉内高密度分布推定モデルを作成した。モデル作成にあたり、Fig. 6 に示すような、次の前提を置いた。

① 高密度は粉炭装入時、すなわち、粉炭の粒子配列が最も容易に変化する時に受ける衝撃力によって決まり、炉内に静置した後の静圧によっては変化しない。

② 安息角 θ は装入期間を通じて一定、すなわち装入炭が堆積山の斜面上に単位時間に降り積もる厚み d が斜面上のどの位置でも同じ。

③ 堆積山斜面の高密度 ρ は装入孔直下部の高密度 ρ_0 を頂点として、斜面の長さ l に沿って連続的に低下する。その割合は斜面上の各位置における ρ の大きさに比例する。

$$d\rho/dl = -k_x\rho \dots\dots\dots (4)$$

これを解いて

$$\rho = \rho_0 \exp(-k_x l) \dots\dots\dots (5)$$

なお、定数 k_x は装入実験で求める。

(1) 空隙率 ε の推定式

凝集粉炭の空隙率 ε を、粒子の単位表面積当たりの液橋凝集力 H/D_p^2 と衝撃力 F の関数と考え (6) 式で与える。なお、 D_p は石炭粒子の平均径で、凝集力に関する定数 K_H 、衝撃力に関する定数 K_F は装入実験結果から

求める。

$$\varepsilon = C \exp\{K_H(H/D_p^2)\} \exp(-K_F F) \dots\dots\dots (6)$$

(2) 石炭の凝集力 H の推定式

Rumpf¹⁵⁾ らは粒径 D_p の真球粒子系について検討し、粒子が水に対して完全ぬれ性の場合、 H は (7) 式で与えられることを理論的に示している。

$$H = \alpha\pi \sin^2 \beta \{1 + (D_p/4)(1/R_1 - 1/R_2)\} D_p \dots\dots\dots (7)$$

但し、

$$R_1 = \{D_p(1 - \cos \beta) + a_p\}/(2 \cos \beta) \dots\dots\dots (8)$$

$$R_2 = (D_p/2) \sin \beta + R_1 (\sin \beta - 1) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、液橋中心 $1/2$ 角 β は液橋体積 V_L との関係から (10)~(15) 式で求める。

$$V_L = 2\pi \{(R_1^2 + b^2) R_1 \cos \beta - (R_1^3 \cos^3 \beta)/3 - bR_1^2 (\cos \beta \sin \beta + \pi/2 - \beta) - (D_p^3/24)(2 + \cos \beta)(1 - \cos \beta)^2\} \dots\dots (10)$$

ここで、

$$b = R_1 + R_2 \dots\dots\dots (11)$$

液橋体積 V_L の増加割合が粒子の単位体積当たりの水分量に比例すると仮定して

$$dV_L/dm = k_m m/v \dots\dots\dots (12)$$

(12) 式を解くと

$$V_L = (k_m/12)(TW/(100 - TW))^2 d_r^2 \pi D_p^3 \cdot 10^{-6} \dots\dots\dots (13)$$

ここで、

$$m = \{TW/(100 - TW)\} d_r \pi (D_p^3/6) \cdot 10^{-3} \dots\dots (14)$$

$$v = \pi D_p^3/6 \dots\dots\dots (15)$$

なお、 a_p は $D_p/100$ とみなした。

(3) 石炭の落下衝撃力 F の推定式

装入車から粉炭が質量速度 M_s で連続的に落下してくるとすると、この粉炭が炉内の堆積山の頂点に達した時、堆積山の頂点におよぼす衝撃力は (16) 式で与えられる。

$$F = (4M_s/(\pi D_c^2)) \sqrt{2gh} \dots\dots\dots (16)$$

2.3.2 コークス炉伝熱モデル

コークス炉の伝熱解析は種々試みられているが、ここでは炉幅方向 (炭化室加熱壁面~炭化室中心) および炉長方向を考慮し、高さ方向の分布を無視した二次元モデルで解析した。加熱壁から石炭への伝熱は輻射、石炭内の伝熱は熱伝導のみとした。石炭のエンタルピーは反応熱を含む見掛の比熱から算出した。石炭の有効熱伝導度は三浦ら¹⁶⁾の測定値を参考に、装入炭の嵩密度に応じて補正した値¹⁷⁾を用いた。

2.4 石炭性状因子

粘結性指数としてギーセラー最高流動度の対数値 MF

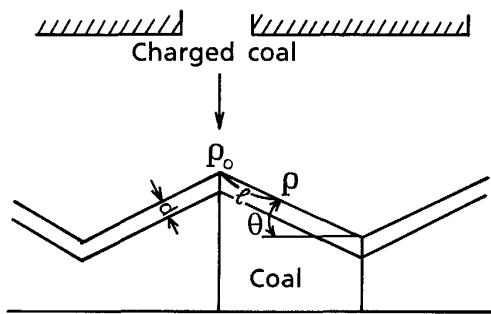


Fig. 6. Charging model.

を、炭化度指数としてピトリニットの平均最大反射率 \bar{R}_o をそれぞれ採用した。これら指数はすべて加成性があるものとみなし、配合炭の場合、単味炭値の加重平均値として算出した。

2.5 コークス強度の推定式

コークスタンプラー強度 TI の推定式は精度と実用性の両面から考慮してコークス気孔構造因子 Pai , Por の一次式とした。 Pai , Por の推定式はそれぞれ ρ , CR , MF , \bar{R}_o の多項式とし、各因子への影響係数 $a_1 \sim a_{23}$ は 40 kg 乾留実験の結果をベースとして決定した。(17)~(19)式にこれらを示す。

$$TI = a_1 Pai + a_2 Por + a_3 \dots \dots \dots (17)$$

$$Pai = a_4 \rho (a_5 CR + a_6) + a_7 MF + a_8 (a_9 \bar{R}_o^2 + a_{10} \bar{R}_o + a_{11}) + a_{12} CR + a_{13} \dots \dots \dots (18)$$

$$Por = a_{14} \rho (a_{15} CR + a_{16}) + a_{17} MF + a_{18} (a_{19} \bar{R}_o^2 + a_{20} \bar{R}_o + a_{21}) + a_{22} CR + a_{23} \dots \dots \dots (19)$$

2.6 推定モデルの検証

Fig. 7 に炭化室内における TI 分布の計算値と千葉 No. 3 コークス炉におけるバスケットサンプリング法¹⁸⁾ で得た測定値との対応を示した。計算値と実測値はほぼ一致し、本モデルの精度が高いことを証明している。モデルでの解析によれば、炭化室内での TI 分布は、炉内の高密度分布に強く影響され、炉壁温度バラツキの寄与は小さい。Fig. 8 に高炉の出銑比が大きく変動し、こ

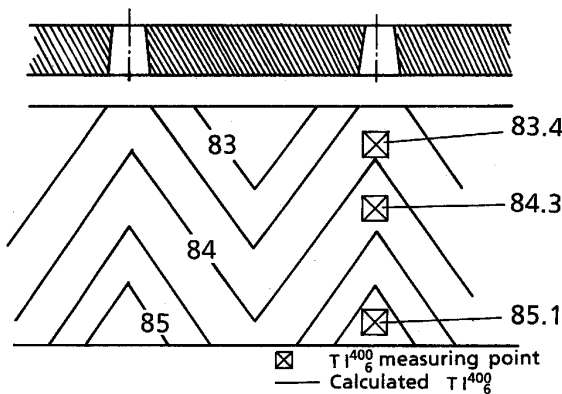


Fig. 7. Comparison of contour line of calculated TI_{400} in the oven chamber with measured TI_{400} .

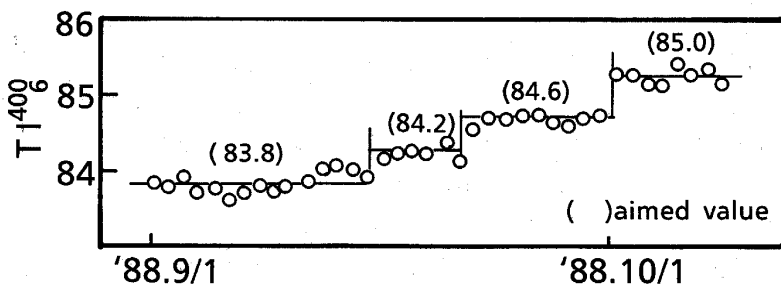


Fig. 8. Operation result of coke strength.

れに伴い TI 管理値が大きく変化した時期の水島 No. 2 コークス炉での TI の日間平均値の推移を示す。実績値は目標値とよく一致し、精度の高い品質管理状態が維持され、推定モデルは高炉の安定操業にも貢献していると言える。

3. コークス炉発生タール品質推定モデル

3.1 モデルの概要

本モデルの特徴は、石炭層から発生した低温タールが炭化室上部空間や高温のコークス層で熱分解して高温タールとなる過程をモデル化したこと、および、炭化室上部空間温度を装入物の高さ方向の収縮を考慮した伝熱モデルで算出したところにある。モデルの構成は Fig. 9 に示すように、①炉内の石炭温度の算出 ②石炭の熱分解による低温タール生成量の算出 ③石炭の高さ方向収縮による炭化室上部温度の算出 ④低温タールの二次分解で生成する高温タール品質の算出、の4フローから成る。変数は炉温とコークス炉仕様(炉幅、炉長、炉高、上部水平煙道高さ)から成るコークス炉因子、および、水分、粒度、揮発分から成る装入炭性状因子で構成される。

3.2 低温タールの生成機構と二次分解機構のモデル化

石炭から低温タールが発生し、最終的に高温タール(コークス炉タール)となるまでの過程を、Fig. 10 に示すようにモデル化している。炭化室内 ij 区分の石炭 M_{ij} は熱分解反応で低温タール $TAR1_{ij}$ を生成するが、その生成量は低温タール発生量関数 $f(T)$ で求める。 $TAR1_{ij}$ は層内での通気抵抗差から(21)式に示す分配指数 D_i により、粉炭層側へ移動する $TAR1(C)_{ij}$ とコークス層側へ移動する $TAR1(W)_{ij}$ に分離する。 $TAR1(W)_{ij}$ は赤熱コークスを通過する際、デポジット比 Z でコークス中にデポジットし、残りは二次分解して、後述するタール成分 k に応じた収率 P_{2k} で高温タール $TAR2(W)_{ijk}$ になる。 $TAR1(C)_{ij}$ は炉上部に上昇して二次分解し、同様に収率 P_{2k} で、高温タール $TAR2(C)_{ijk}$ になるものとする。なお、 $f(T)$ は榎木らの実験方法¹⁹⁾で、 D_i , Z および P_{2k} については後述する数式モデ

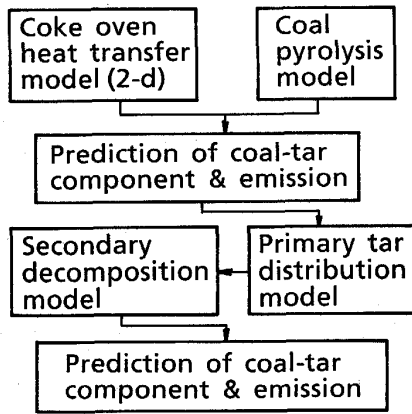


Fig. 9. Concept of coal-tar prediction model.

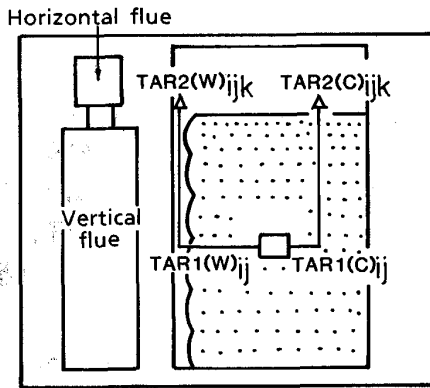


Fig. 10. Coal pyrolysis model in the coke oven.

ルの解析でそれぞれ求める。

$$\text{TAR } 1_{ij} = M_{ij}(\partial T / \partial t)_{ij} f(T) \dots\dots\dots (20)$$

$$\text{TAR } 2(C)_{ijk} = \text{TAR } 1_{ij} D_i P_{2k} \dots\dots\dots (21)$$

$$\text{TAR } 2(W)_{ijk} = \text{TAR } 1_{ij} (1 - D_i)(1 - Z) P_{2k} \dots\dots\dots (22)$$

$$\text{TAR } 2_{ijk} = \text{TAR } 2(C)_{ijk} + \text{TAR } 2(W)_{ijk} \dots\dots\dots (23)$$

$$\text{TAR } 2 = \sum_i \sum_j \sum_k \text{TAR } 2_{ijk} \dots\dots\dots (24)$$

3.3 数式モデルによる高温タール収率 P_{2k} の評価

コークス炉タールはナフタリン、アントラセン、タール酸、およびピッチ等々、数多くの成分で構成されている。タール重質度の指標である溶剤分割成分の収率（ベンゼン不溶分やキノリン不溶分等）に関しては、ベンゼン可溶分の逐次多量化反応モデル²⁰⁾があるが、タール成分別の収率に関する検討はこれまでない。著者らはタール成分別の収率特性 P_{2k} を評価するため、実炉の1窯について、装入から押し出しまでの乾留全期間を通して、上昇管バンド部でのタールの連続サンプリングと炭化室上部の空間温度 T_g を測定した。さらに、(20)~(24)式に示す P_{2k} を変数とするタール成分の計算式に、

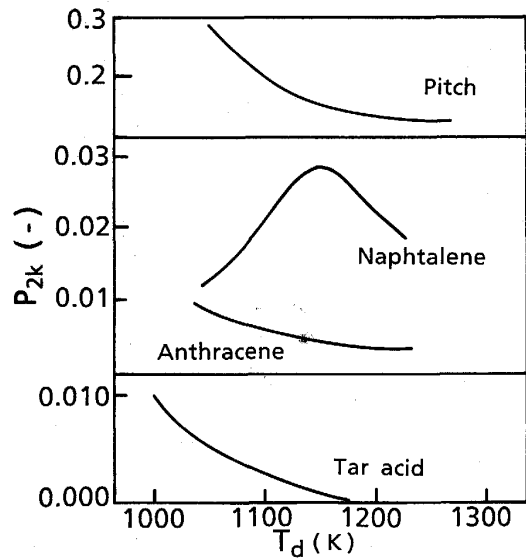


Fig. 11. Relation between P_{2k} and T_d .

実炉でのタールサンプリング時の操作データを与え、タール成分毎の計算値と測定値が一致するように計算式中の P_{2k} を求めた。なお、 u はコークス炉ガス発生予測モデル¹⁹⁾で、 T_g は後述する炭化室上部空間温度推定モデルでそれぞれ算出した。Fig. 11 に P_{2k} と二次分解温度 T_d の関係を示す。ナフタリンが 1123 K 近傍でピークをとる以外は、 P_{2k} はいずれも T_d の上昇とともに低下する傾向にある。

3.4 数式モデルによる炭化室内のタール分配指数とデポジット比の評価

P_{2k} の評価と同様、(20)~(24)式に実炉でのタールサンプリング時の操作条件を与え、計算値と測定値が一致するように D_i と Z を求めた。 D_i は全量デポジット ($Z=1$) と仮定するケースで 0.8, 半量がデポジットする ($Z=0.5$) ケースで 0.7, 全くデポジットしない ($Z=0$) ケースで 0.4 となった。前述の計算結果、および、小島²¹⁾ や三浦²²⁾ らの測定した粉炭層とコークス層の通気抵抗指数の値等を参考に、本モデルでは Z を 0.7, D_i を 0.75 とした。

3.5 炭化室上部空間温度の推定モデル

モデル化にあたり下記的前提を置いた。

- ①炭化室内の天井面から装入物上面までの距離は装入物の収縮 L_0 を考慮し、時間 t の関数とする。
- ②上部水平煙道温度 T_{Hf} は一定とする。
- ③煉瓦と石炭間の伝熱は輻射とし、上部空間における煉瓦と発生ガス間の伝熱は輻射と対流とする
- ④炭化室から発生するガスの温度は炭化室内の石炭の温度 T_c に等しいものとする。
- ⑤炭化室上部空間から上方への抜熱速度 Q_{out} は上部

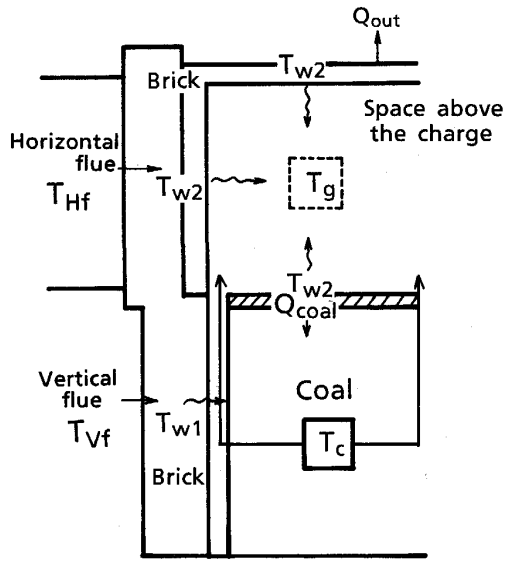


Fig. 12. Concept of heat transfer model in the coke oven.

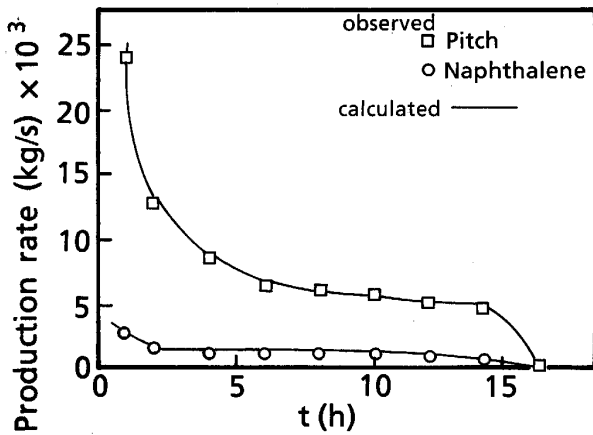


Fig. 13. Comparison of calculated production rate with measured one.

空間温度と外気温度との差に比例する。

⑥炭化室上部空間から石炭層へ Q_{coal} になる伝熱があるものとする。

Fig. 12 にモデルの概要を、計算式を(25)~(32)に示す。なお、 L_c は実炉でのレベル測定結果を解析し、装入から2時間までに生じるものと、これ以降で生じるものに分け、それぞれ装入炭の粉碎粒度 D 、および揮発分 VM により変化するものとしている。

$$S[\sigma a_g(T_{w2}^4 - T_g^4) + h_p(T_{w2} - T_g)] = GC_g(T_g - T_{go}) \dots (25)$$

$$\sigma \cdot a_w(T_{w1}^4 - T_c^4) = K_c(\partial T / \partial X) \dots (26)$$

$$C_c \rho_c \partial T / \partial t = K_c \partial^2 T / \partial X^2 + Q_{coal} \dots (27)$$

$$C_w \rho_w \partial T / \partial t = K_w \partial^2 T / \partial X^2 + Q_{out} \dots (28)$$

$$C_g = \sum_i G_i C_{gi} / \sum_i G_i \dots (29)$$

$$S = O_L(L_c + L_o) \dots (30)$$

$$dL_c/dt = 1.625 \times 10^{-7} D - 8.05 \times 10^{-6} \quad (0 \leq t \leq 7200) \dots (31)$$

$$dL_c/dt = 3.889 \times 10^{-9} VM + 3.05 \times 10^{-8} \quad (t \geq 7200) \dots (32)$$

3.6 推定モデルの検証

千葉 No.5 コークス炉でタールのサンプリングと炭化室上部温度を測定し、モデルを検証した。計算結果と測定値は Fig. 13 に示すように良好に一致し、モデルの精度が高いことが確認された。

4. 結 言

コークス炉操業の最適化および次工程への品質保証の強化を目的として、炭化室内でのコークス化機構を理論的に検討したコークスと副産物の品質推定モデルを開発した。モデルの特徴は次の通りである。

- (1) コークスの強度指数を、材料力学的な視点から、気孔率 Por と気孔壁摩擦耗指数 Pai で評価した。
- (2) これらの指数に対して、原料炭の配合条件および、コークス炉の乾留条件を影響因子として考慮した。
- (3) 低温タールが二次分解して高温タールとなる際のタール成分別の収率特性 P_{2k} を数式モデルで評価した。
- (4) 熱分解で発生した低温タルの石炭層内での流れとデポジットを考慮した。
- (5) 二次分解を大きく左右する炭化室上部空間温度を、装入炭の高さ方向の収縮を考慮した伝熱モデルで算出した。

これらモデルを実操業へ適用した結果、コークスおよびタール製品の品質管理の精度が向上し、次工程に対する品質保証のレベルアップが図られている。

記 号

a_p : 石炭粒子間の空間距離[m], a_g : 発生ガスの熱吸収率[-], a_w : 煉瓦の放射率[-], C : 空隙率に関する定数[-], C_o : 装入炭の比熱[J/(kg·K)], C_g : 発生ガスの比熱[J/(kg·K)], C_w : 煉瓦の比熱[J/(kg·K)], CR : 乾留速度[m/s], d : 石炭粒子の落下厚み[m], D_i : 発生ガスの石炭層側への分配比[-], D : 装入炭の粉碎粒度(-3mm) [%], D_o : 装入孔径[m], D_p : 石炭粒子の平均径[m], d_s : 石炭の真密度[kg/m³], F : 落下衝撃力[N], $f(T)$: 低温タール発生量関数[K⁻¹], G : ガス発生量[m³/s], g : 重力加速度[m/s²], H : 凝集力[N], h : 石炭粒子の落下距離[m], h_p : 発生ガスの対流伝熱係数[W/(m²·K)], i : 炉幅方向の距離区分[-], j : 炉長方向の距離区分[-], k : タールの成分区分[-], k_x : 装入炭の斜面での嵩密度減少度[m⁻¹], K_H : 凝集力に関する定数[m²/N], K_F : 衝撃力に関する定数[N⁻¹], K_c : 装入炭の熱伝導度[W/(m·K)], K_w : 煉瓦の熱伝導度[W/(m·K)], k_m : 定数[-], L_c : 炉高方向の石炭収縮距離

[m], L_o : 石炭装入時の天井煉瓦と石炭上面の距離[m], l : 装入した石炭の斜面の距離[m], M : 石炭の質量[kg], MF : 石炭の流動度[logddpm], M_s : 装入炭質量速度(kg/s), O_L : 炉長[m], m : 粒子1個当たりの水分量[m³], P_{2k} : 低温タールからの高温タール k 成分の収率[-], Q_{out} : 抜熱速度[J/(m³·s)], Q_{coal} : 石炭層への伝熱[J/(m³·s)], R_o : 石炭の反射率[-], S : 上部空間の加熱壁の面積[m²], TI : コークスタンプラー強度指数[-], T : 温度[K], T_c : 加熱壁に対面する石炭層の表面温度[K], T_d : 二次分解温度[K], T_{Hf} : 上部水平煙道温度[K], T_{go} : 発生ガスの初期温度[K], T_g : 炭化室上部空間温度[K], T_{vf} : 垂直煙道温度[K], T_{w1} : 加熱壁煉瓦表面温度[K], T_{w2} : 上部空間の煉瓦表面温度[K], $TAR1$: ij 区分からの低温タール生成量[kg/s], D_i : 炭芯側から流れる低温タールの割合[-], $TAR1(W)_{ij}$: ij 区分からの低温タールの加熱壁側への流量[kg/s], $TAR1(C)_{ij}$: ij 区分からの低温タールの炭芯側への流量[kg/s], $TAR2(C)_{ij}$: ij 区分の炭芯側からの高温タール生成量[kg/s], $TAR2(W)_{ij}$: ij 区分の加熱壁側からの高温タール生成量[kg/s], $TAR2_{ijk}$: ij 区分からの高温タールの k 成分の生成量[kg/s], $TAR2$: 一窯からの高温タールの生成量[kg], TW : 石炭の水分[%], t_c : 乾留時間[s], t : 時間[s], VM : 装入の揮発分[%], V_L : 液橋の体積[m³], v : 石炭粒子1個当たりの体積[m³], W_o : 炉幅[m], X : 炉幅方向の距離[m], Z : コークス層でのカーボンデポジット比[-], α : 水の表面張力[N], β : 液橋中心1/2角[rad], ϵ : 空隙率[-], ρ_c : 装入炭の密度[kg/m³], ρ : 装入炭の嵩密度[kg/m³], ρ_w : 煉瓦の密度[kg/m³], σ : ステファンボルツマン定数[W/(m²·K⁴)], θ : 粉炭の安息角[rad]

文 献

- 1) 木村英雄, 宮津 隆: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 158
- 2) 宮津 隆, 奥山泰男, 鈴木喜夫, 福山辰男: 日本鋼管技報 (1975) 67, p. 125
- 3) 杉辺英孝, 宮川亜夫: コークスサーキュラー, **29** (1980), p. 159
- 4) 八嶋三郎: 原料炭の基礎物性部会報告書 (日本鉄鋼協会特定基礎研究会原料炭の基礎物性部会編) (1982), p. 117
- 5) 杉辺英孝: 鉄と鋼, **71** (1985), S854
- 6) 西岡邦彦, 吉田周平: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 343
- 7) D. W. van Krevelen, C. van Heerden and F. J. Huqtjens: Fuel, **36** (1957), p. 85
- 8) 大内公耳, 本田英昌: 燃料協会誌, **40** (1961), p. 845
- 9) 三浦 潔, 西岡邦彦, 上野信行, 池田 寛, 山口孝史, 川口 弘: 鉄と鋼, **70** (1984), S11
- 10) 鶴野建夫, 西 徹, 奥原捷晃: 鉄と鋼, **73** (1987), S38
- 11) E. Ryshkewitch: J. Am. Ceram. Soc., **36** (1953), p. 65
- 12) F. P. Knudsen: J. Am. Ceram. Soc., **42** (1959), p. 376
- 13) 宮川亜夫, 藤嶋一郎: 燃料協会誌, **54** (1975), p. 587; **55** (1976), p. 30
- 14) 榎木義男, 杉辺英孝, 福武 剛: 鉄と鋼, **73** (1987), S792
- 15) H. Rumpf: Chemie-Ing. Techn., **36** (1958), p. 144
- 16) 三浦隆利, 田島浩人, 三浦 潔, 大谷茂盛: 化学工学論文集, **8** (1982), p. 121
- 17) 井川勝利, 藤嶋一郎: 鉄と鋼, **71** (1985), S843
- 18) 南澤 勇, 山田健彦, 浜村欣次, 神原定良: コークスサーキュラー, **29** (1980), p. 209
- 19) 榎木義男, 藤嶋一郎, 田辺仁志: コークスサーキュラー, **34** (1985), p. 181
- 20) 杉辺英孝, 榎木義男: 鉄と鋼, **72** (1986), S38
- 21) 小島紀徳: 石炭の炭化反応機構部会報告書 (日本鉄鋼協会特定基礎研究会石炭の炭化反応機構部会編) (1989), p. 60
- 22) 三浦隆利: 石炭の炭化反応機構部会報告書 (日本鉄鋼協会特定基礎研究会石炭の炭化反応機構部会編) (1989), p. 31