

論 文

コークス炉シミュレーション・モデルとその応用

松原 健次*・田島 治*・鈴木 喜夫*

岡田 豊*²・中山 順夫*³・加藤 友則*⁴

New Simulation Model for Coke Oven and Some Applications

Kenji MATSUBARA, Osamu TAJIMA, Nobuo SUZUKI,
Yutaka OKADA, Yoshio NAKAYAMA, and Tomonori KATO

Synopsis :

Recent studies on simulation model for coke oven dealt with only heat transfer in half a chamber and the differential equations in them were solved only on the basis of observed values as boundary conditions. Therefore, the effect of the adjacent chamber could not be evaluated and coke oven operation was not satisfied to be predicted.

In this article, the authors presented a new simulation model including oven chamber, vertical and horizontal flue, and regenerator with fuel flow rate supplied as boundary conditions. In this model, not only a half chamber, but also a number of chambers were able to be treated. Using this model, some programmed heating systems were evaluated and a new system was proposed. Besides the theoretical studies using the model, the systems were inspected by using both a test oven and a commercial oven.

1. 緒 言

コークス炉の炉内現象解析の手段としてのシミュレーション・モデルは、これまでは炭化室半室内での伝熱を取り扱い、両側の仕切り壁から対称的に加熱されることを仮定し、仕切り壁表面温度を境界条件として解くものが多かった。

最近、コークス炉の消費熱量低減を目的として、いわゆるプログラム加熱法が提案されている¹⁾。それは、通常の一定加熱方式と異なり、乾留初期に大量の燃料を供給し、逐次燃料の供給を減少させる方式である。このような燃焼システムをモデルで評価するためには、境界条件に直接の操作量である燃料流量をとり、炭化室だけでなく、燃焼室と蓄熱室も対象とすることを必要とする。また、順次装入を通常の5とび装入と比較して評価するためには、炭化室半室でなく多室内の現象を取り扱う必要がある。

筆者らは、これらの機能を持つシミュレーション・モデルを開発し、計算結果の検証を含めて、250 kg 試験炉と実炉での試験を行った。また、これに先立つて乾留過程での石炭の熱物性値の変化を実験的に検討し、得ら

れた数値をモデル計算で使用した。

そして、上述のモデル計算と炉による検証の両面からプログラム加熱方式を評価し、独自のプログラム加熱のパターンを案出してその有利性を立証したので報告する。

2. 石炭の物性値の測定²⁾

コークス炉の伝熱シミュレーション・モデルを用いて炉内温度分布を計算するためには、ガス、れんが、石炭とその熱処理残留物(以下この両者を総称して石炭という)の物性値(密度、比熱、反応熱、熱伝導度)が必要である。ガスとれんがの物性値は文献値を用いた。石炭の物性値、特に比熱と熱伝導度は、Fig. 1, Fig. 3の破線に示されるように、文献値間の差が大きく、その評価基準が不明確なので、日本鋼管(株)のコークス炉用配合炭について実測した。コークス炉操業に近い昇温条件で、嵩密度(以下単に密度という)、比熱、熱伝導度を求め、いずれも温度のみの関数としてモデル計算に使用した。

2.1 石炭の密度

熱天秤による -0.25 mmの試料約 0.2 gの歩留り(質量変化)測定値と装入時の密度から、各温度での密

昭和 57 年 4 月本会講演大会にて一部発表 昭和 57 年 3 月 19 日受付 (Received Mar. 19, 1982)

* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K., 1-1 Minamiwatarida-cho, Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*² 日本鋼管(株)本社 (Head Office, Nippon Kokan K.K.)

*³ 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K.K.)

*⁴ 日本鋼管(株)京浜製鉄所 (Keihin Works, Nippon Kokan K.K.)

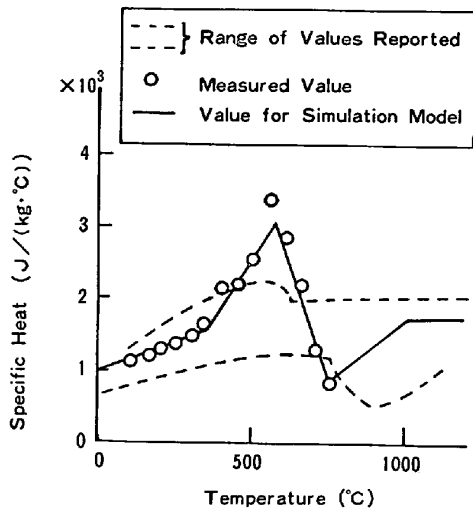
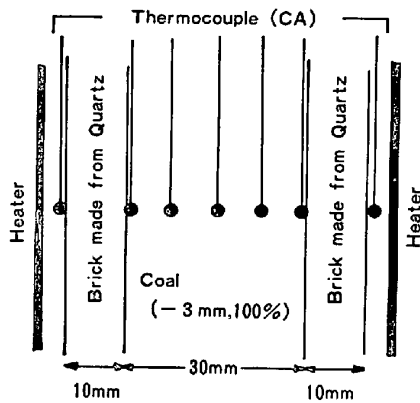


Fig. 1. Specific heat of coal.



C : Measuring point for temperature

Fig. 2. Thermal diffusivity measuring apparatus by slab method.

度を算出した。ただし、装入時の密度は実炉の装炭量と装炭レベルから求め、コークス炉内での焼結りは(3章に述べる2次元モデルを除いて)無視した。また、1000°Cでの歩留りが実炉のコークス歩留りと一致するように補正を行った。

2.2 石炭の比熱と反応熱

石炭の比熱の測定については、示差熱法³⁾、レーザー・フラッシュ法⁴⁾、熱伝導度、温度伝導度、密度から算出する方法⁵⁾⁶⁾などが報告されている。筆者らは、断熱走査型比熱測定装置を使用して、-0.25mmの試料1gについて測定を行った。その結果をFig. 1の丸印に示す。ここに示した比熱は、測定温度域での反応熱を含んだ見掛けの比熱であり、1つの物性値と見なして用いる。モデルに使用した数値は、Fig. 1の実線である。

2.3 石炭の熱伝導度

石炭の熱伝導度の測定については、細線ヒーターを加熱する方法⁵⁾⁶⁾、平行平板を用いる方法⁵⁾、レーザー・

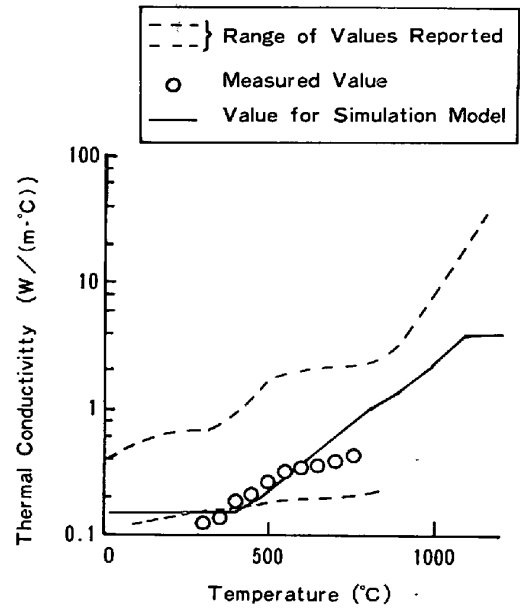


Fig. 3. Thermal conductivity of coal.

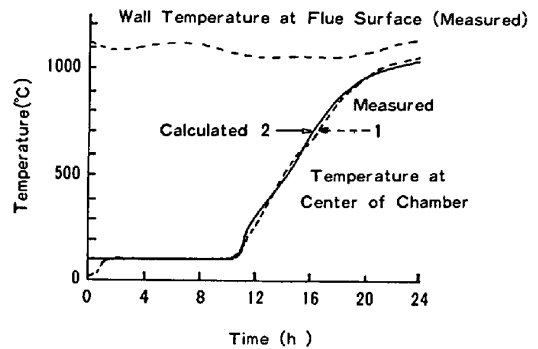


Fig. 4. Comparison between measured and calculated temperature at center of chamber.

フラッシュ法⁴⁾などが報告されている。筆者らは、Fig. 2に示す平行平板型の装置を試作し、BADZIOCHらが用いた方法⁵⁾で温度伝導度を求め、これに前述の比熱と密度を乗じて熱伝導度を算出した。結果をFig. 3の丸印に示す。この測定値の補正と高温域への外挿を次のように行った。

コークス炉の乾留過程の仕切り壁燃焼室側表面温度を水冷プローブに内蔵された連続光高温計を用いて測定し、一方、炭化室中心温度を特殊鋼製の保護管に挿入されたCA熱電対を装炭口から装入して測定した。測定結果をFig. 4に破線で示す。実測した仕切り壁表面温度を境界条件として、3章で述べる1次元半室モデルを用いて炭化室内の温度を計算したが、その際の熱伝導度の数値の与え方を炭化室中心温度の計算値が実測値に接近するように試行錯誤的に修正した。補正後、モデルに適用した熱伝導度をFig. 3の実線、それを用いて計算した炭化室中心温度をFig. 4の実線で示す。

Table 1. Typical simulation models of coke oven.

Authors	Dimension	Properties of Coal	Boundary Conditions
1 TASHIRO et al. ⁹⁾	2	Constant	Flow rate of fuel gas
2 SIMONIS et al. ⁹⁾¹⁰⁾¹¹⁾	1	Temperature dependent	Wall temperature at flue surface
3 BUTOURIN et al. ¹²⁾	1	Temperature dependent	Wall temperature at flue surface
4 YAMADA et al. ¹³⁾	2	Temperature dependent	Wall temperature at flue surface
5 KIM et al. ¹⁴⁾	1	Temperature dependent	Temperature of flue gas

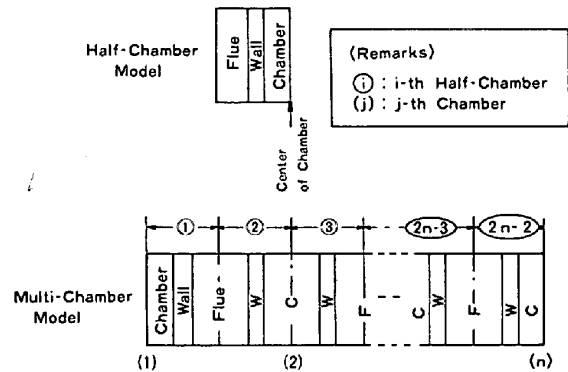


Fig. 5. Half-chamber model and multi-chamber model. (1-dimensional)

3. シミュレーション・モデルとその応用

3.1 モデルの概要

コークス炉 (水平室炉) 内での石炭の乾留過程のシミュレーション・モデルとして、以前から伝熱に基づくモデルが提案されており⁷⁾, 1960年代後半以降は熱伝導方程式を差分近似して逐次的に解くアプローチが盛んに行われた^{8)~14)}. これらのモデルがどういう問題に適用できるかは、基礎方程式の次元、境界条件と物性値の与え方で決まると考えられるので、それらを総括して Table 1 に示す. これらのモデルは、1つを除いて燃焼ガスまたは仕切り壁表面の温度を境界条件としているために、その実測値が必要となり、予測計算には適さない. 一方、田代ら⁸⁾のモデルは、燃料流量を境界条件として、焰の長さなども考慮した興味ある2次元モデルであるが、物性値を一定としているので、炭化室内現象の定量的検討には適さない. 筆者らは、次の条件を満足するコークス炉モデルの作成を目指した.

1) 乾留過程での石炭の変化に伴う物性値の著しい変

化を取り込むことができる.

2) 実測値なしに予測計算が可能のように、温度でなく、燃料流量を境界条件とする.

そして、検討する問題によつて規模を変えて対応できるように、1次元の半室及び多室モデルと2次元 (半室) モデルを作成した.

(1) 1次元半室及び多室モデル (Fig. 5)

多室モデルは半室モデルを偶数個結合したもので、各部分の現象を記述する基礎方程式と境界条件を Table 2 に示す. 式中の C_{pe} , ρ_c , λ_c などは、その時間その位置の温度の関数とする. 装入炭水分の蒸発については、潜熱に相当する熱量が温度 100°C で吸収されると仮定した.

数値計算は、Table 3 に示す2つの積分変換によつて方程式を単純化した後に前進差分法によつて行う¹⁵⁾. 初期条件として、石炭は装入温度、仕切り壁は妥当と見なせる仮定温度を与え、1サイクルごとに装入時の仕切り

Table 2. Equations and boundary conditions (1-dimensional model).

Position	Time	Before separation of coke from wall	After separation of coke from wall	After pushing
Gas in flue		$F\gamma C_{pg}(T_c - T_g) = h_1 A(T_g - T_w(0))$		
Gas-wall		$\lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \Big _{x=0} = -h_1(T_g - T_w(0))$		
In wall		$C_{pw}\rho_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \right)$		
Wall-chamber		$T_c _{x=x_1} = T_w _{x=x_1}$ $\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial x} \Big _{x=x_1} = \lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \Big _{x=x_1}$	$\lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \Big _{x=x_1} = \lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial x} \Big _{x=x_1}$ $= -h_2(T_w(x_1) - T_c(x_1))$	$\left(\lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial x} \Big _{x=x_1} = 0 \right)$
In chamber		$C_{pe}\rho_c \frac{\partial T_c}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_c \frac{\partial T_c}{\partial x} \right)$		
Center of chamber		$\left(\frac{\partial T_s}{\partial x} \Big _{x=x_c} = 0 \right)$		

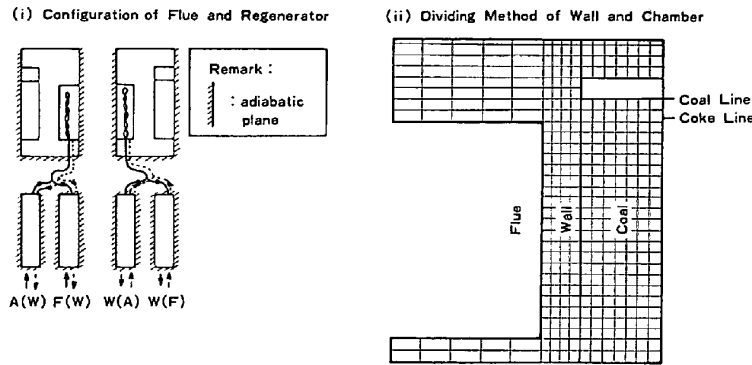


Fig. 6. Schematic diagram of 2-dimensional model.

Table 3. Numerical method for 1-dimensional model.

(i) Original differential equation
$C_{ps}\rho_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right)$
(ii) Simplified differential equation
$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2}$
where $v = \int_0^{T_s} C_{ps}(T) \rho_s(T) dT$
$u = \int_0^{T_s} \lambda_s(T) dT$
(iii) Forward difference equation
$\frac{v_{n+1,i} - v_{n,i}}{\Delta t} = \frac{u_{n,i+1} - 2u_{n,i} + u_{n,i-1}}{(\Delta x)^2}$

Table 4. Fundamental equations of 2-dimensional model.

(i) Heat conduction in solids
$C_{ps}\rho_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \right) \Delta H_M \frac{\partial M}{\partial t}$
(ii) Heat transfer between gas and solid
$F \Delta H_c \frac{\partial f}{\partial y} - C_{pg}\rho_g F \gamma \frac{\partial T_g}{\partial y} = h_1(T_g - T_w(0))$

壁各位置の温度差を求めて収束を判定し、計算を終了させた。蓄熱室では、燃焼室からの排出熱量のうちの指定した比率が1次遅れを介して回収されるとした。

(2) 2次元モデル (Fig. 6)

1次元モデルは、多種類の問題を検討するために有効であるが、プログラム加熱法で燃料流量が急変する前後の最高温度、最低温度など炉高方向の温度分布が関係する問題には適用できないので、蓄熱室の熱交換及び炉幅、炉高の両方向を考慮し(炉長方向を無視)した2次元モデルを作成した。基礎方程式を Table 4 に示す。

燃焼室に関しては、1段燃焼、多段燃焼のどちらにも適用できる。また、蓄熱室については、スロット積、格子積のどちらにも適用できる。炉長方向を無視しているため、蓄熱室とフリューの結合の形式は考慮されていない。燃焼は拡散焰を仮定し、ある条件での測定から焰長さに基準値を与え、各条件ごとに推算式から焰長さを計算する。そして各セクションごとに燃焼量を算出し、燃焼熱、仕切り壁との伝熱、ガスの持ち込み持ち去り熱量の収支から、1セクション下流のガス温度を求める。伝熱係数は、温度、ガス組成、角関係、ガス厚さ、ガス流速の関数とし、放射分と対流分の和として計算する。石炭の収縮については、石炭レベルの降下を時間の関数として与え、全体が同じ比率で収縮すると仮定する。数値計算は ADI (Alternative Direction Implicit) 法¹⁶⁾による。

3.2 シミュレーション計算の結果

(1) モデルによる計算結果と実測値の比較

1次元半室モデルについては2章に既述した (Fig. 4)。通常操業の装入順序 (5 とび 1-3-5-2-4 の順) に従って、隣り合う炭化室の装入を2/5周期ずらす場合の昇温過程を多室モデルで計算すると、温度分布が非対称になるが、順次装入に比較して火落が約 15 min 早くなる事が分かる (Fig. 7)。

2次元モデルによる計算結果と実測値は Fig. 8 のとおりである。

(2) 設備、操業条件による投入熱量の変化の予測

装入炭 1 t (乾基準) 当たりの投入熱量が、炉幅、乾留時間、装入炭水分によつてどう変化するかを、1次元半室モデルで計算した結果を Fig. 9 に示す。この結果は、従来の操業経験とよく一致している。

このほか、(i) 予熱炭装入法による稼働率増加の推定、(ii) (各温度域毎のガスの発生率を与えることによる) コークス炉から発生する粗ガスの量、組成、温度推

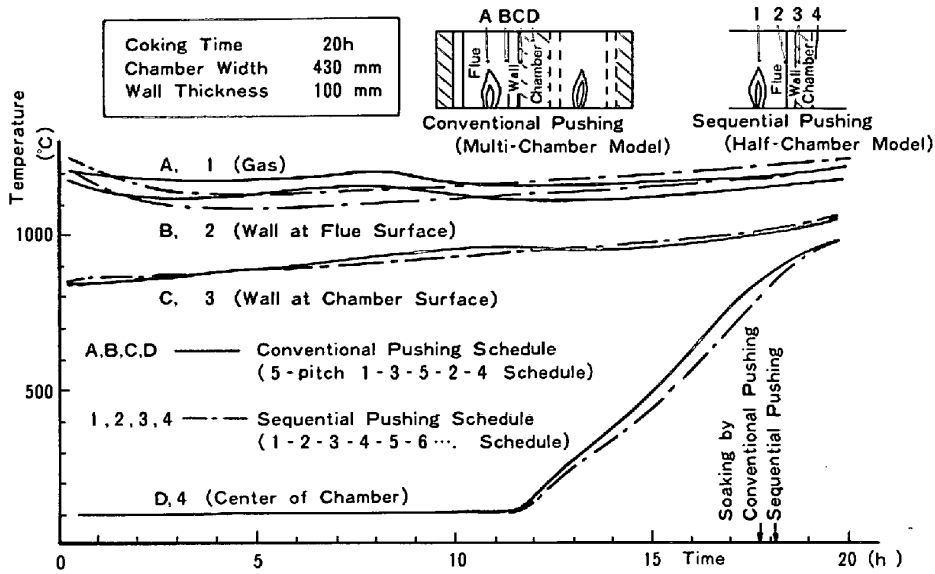


Fig. 7. Comparison between results calculated under different pushing schedule.

移の推定などに適用して有効な結果を得た。

4. プログラム加熱の検討

コークス炉のエネルギー (燃料) 原単位は、燃焼制御システム¹⁷⁾の開発などによつて、600 kcal/kg-dry coal を切るところまで低下してきている。現在のコークス炉は、定量燃焼、すなわち一定加熱である (ただし、供給と消費のアンバランスを装入順序の調整でならそうとしている) が、必要に応じて供給熱量を変化させることにより総供給熱量を低減させるのがプログラム加熱法である^{18)~20)}。コークス炉のプログラム加熱は、乾留初期に大量の熱量を供給し、末期には少量の熱量を供給する燃焼方法であり、STALHERM らが 1 つの考え方と実験例を報告している¹⁾。

筆者らは、既述した物性値とシミュレーション・モデルを用いて、コークス炉の設備、操業条件と加熱プログラムの形 (加熱パターン) によつて供給熱量原単位がど

う変わるかを検討すると共に、250 kg 試験炉と実炉によつてプログラム加熱の試験を行い、消費熱量、コークス品質との関係を調査した。

4-1 モデルによるプログラム加熱法の検討

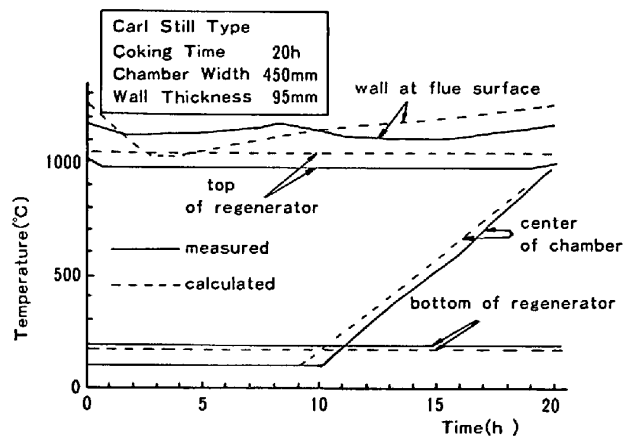
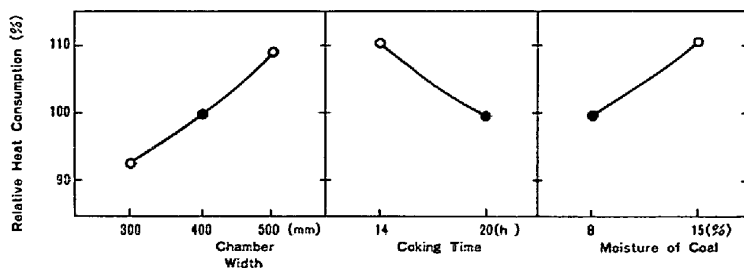


Fig. 8. Comparison between temperature values measured and calculated by 2-dimensional model.



Standard condition : 1) Chamber width 400mm } (● in Figure)
 2) Coking time 20 h }
 3) Moisture of coal 8% }
 4) Wall thickness 100mm }
 5) Soaking time 2 h }

Fig. 9. Effect of various parameters on heat consumption.

Table 5. Condition for simulation model.

Goaking temperature; 850°C				
Soaking time ; 2 h				
Factor	Level			
	1	2	3	4
Wall thickness (mm)	70	100		
Coaking time (h)	14	20		
Chamber width (mm)	300	400	500	
Heating pattern ^(*)	(i)	(ii)	(iii)	(iv)

(*) ref. Fig. 10

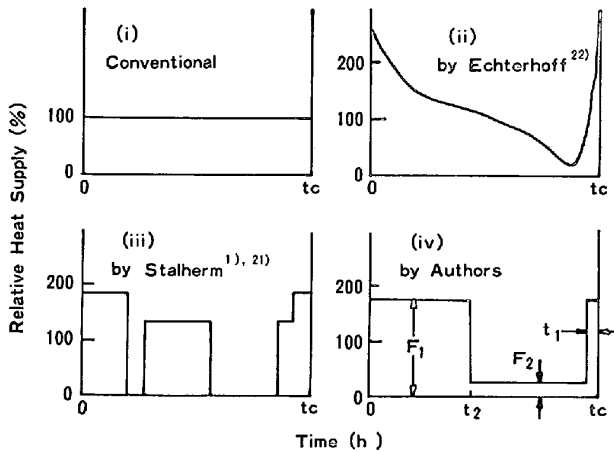


Fig. 10. Heating patterns investigated.

1 次元半室及び多室モデルを用い、仕切り壁の厚さ、炭化室幅、乾留時間を変えた時のプログラム加熱法による乾留熱量低減率（次式）を求めた。

乾留熱量低減率 (%)

$$= \left(1 - \frac{\text{所要熱量}}{\text{一定加熱所要熱量}} \right) \times 100$$

各因子の水準を Table 5 に、検討した加熱パターンを Fig. 10 に示す。

最適制御の観点からは¹⁹⁾、炭化室を均一に加熱するにはなるべく早い時期に燃料を供給すべきである。また、仕切り壁によつて、伝熱の遅れが生ずるので、燃料供給量は炭化室での必要熱量の変化に先立ち変化させるべきである。このような考察に基づいて筆者らが考案した、非常に単純で制御しやすい 1 回増減 2 水準式加熱パターン (Fig. 10 の (iv)) は熱量低減の効果が大きいことを Fig. 11 に示す。この方式では、3 個のパラメータ F_1 , F_2 , t_1 と所要熱量に関する t_2 によつてパターンが決定される。モデル計算により、Fig. 10 の (iv) の $F_1=150\sim 200\%$, $F_2=0\sim 25\%$, $t_1=1$ h が効果の大きい範囲であることが分かった。以下、特に断わらない場合は、 $F_1=150\%$, $F_2=0\%$, $t_1=1$ h とする。

計算結果によると、プログラム加熱による操業では、排ガス温度（平均値）が一定加熱に比べやや高くなるが、窯出コークス温度が低く、総供給熱量は少ない。加

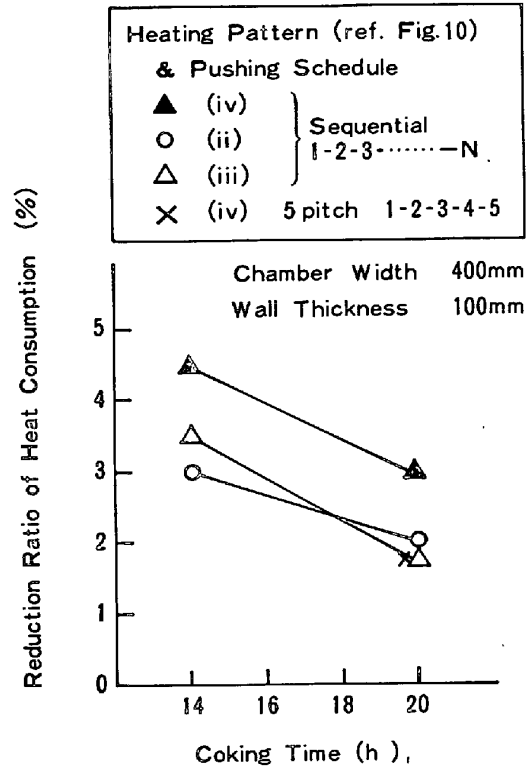


Fig. 11. Comparison among heating patterns.

	Chamber Width	500	450	400	mm
Wall Thickness					300
100mm		●	×	▲	■
70		○		△	□

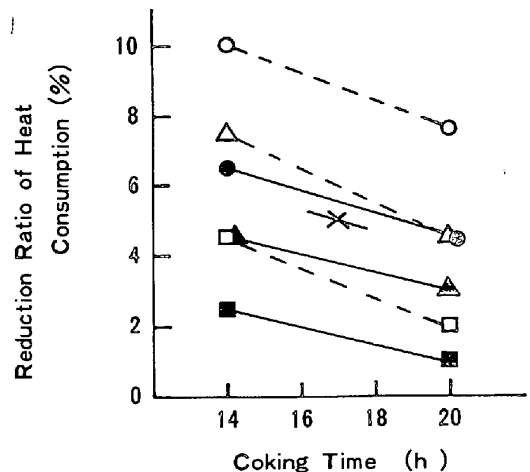


Fig. 12. Effect of dimension of coke oven and coking time on reduction ratio of heat consumption.

熱パターンと乾留時間による乾留熱量低減率の変化を Fig. 11 に、また、コークス炉寸法と乾留熱量低減率の関係を Fig. 12 に示す。これらの結果から、仕切り壁

の厚さが薄い程、炭化室幅が広い程、稼働率が高い程、プログラム加熱法の乾留熱量低減効果が大きいことが分かる。さらに、装入順序に関して、プログラム加熱は、順次装入と組み合わせると効果が大きく、5 とび 1-2-3 4-5 装入と組み合わせると、熱量低減効果が、順次装入時の約 1/2 になることが判明した。

4.2 試験炉及び実炉でのプログラム加熱試験

試験炉ではコークス品質の調査、実炉では乾留熱量低減効果の検討を主目的として、1 回増減 2 水準式加熱パターンによるプログラム加熱の試験を実施した。

(1) 250 kg 試験炉による試験

250 kg 試験炉 (電気加熱) による試験の操作条件と結果を Fig. 13 に示す。コークス強度については、一定加熱とプログラム加熱の間でほとんど差が認められなかった。粒度 (平均粒径) はプログラム加熱法によるコ

ークスの方が小さいが、これはプログラム加熱法の方が、700°C 付近までの昇温が速いために推定される。

(2) 実炉による試験

実炉による試験の操作条件と結果を Fig. 14 に示す。試験は 5 窯で実施し、一定加熱は通常装入 (5 とび 1-3-5-2-4 装入) で、プログラム加熱は順次装入 (1-2-3-4-5 の順) で行つた。

プログラム加熱法による乾留熱量低減率は 1% であった。設備上の制約から、前述の加熱パターンのパラメータ F_1 を 125%、 F_2 を 50% にせざるを得ず、これが 4.1 に述べた最適範囲から大きくずれているために、1% という小さい低減率しか得られなかつたものと考えられる。また、計算結果と同じく、プログラム加熱によつて、排ガス温度がやや上昇し、窯出コークス温度は低下した。

5. 考 察

5.1 シミュレーション・モデル

コークス炉シミュレーション・モデルは、ある設備及び操作条件下で、コークス炉内の熱的現象の推移を予測する手段として極めて有効である。設備寸法に関するパラメータ、仕切り壁れんがと石炭の物性値、装入炭の温度と水分を与えることにより、コークス炉内の各部温度及びその他の熱的指標を求めることができる。

その他に、モデルは石炭の装入密度と炉内温度分布のコークス品質への影響を検討するための強力な手段となるものと考えられるが、今後の課題である。

筆者らは 3 章で述べた 3 つのモデルについて

- (i) 大半の問題には 1 次元半室モデル
- (ii) 装入順序に関連して温度分布を正確に求めるには 1 次元多室モデル
- (iii) 燃焼室や蓄熱室の設備検討あるいは炉高方向温度分布の検討には 2 次元モデル

を適用した。計算時間は (炭化室及び仕切り壁は必要に応じて細かく分割するが、各 5 分割とすると) 実時間 24 h に対応して、半室モデルでは 20 s、多室モデルでは 2 ~ 3 min、2 次元モデルでは 30 min である。

5.2 プログラム加熱

プログラム加熱は実操業への適用に当たつては次のような設備上の問題点がある (ただし、試験的には人手の投入、ガス発熱量の上昇、作業能率の無視により解決可能な場合もある)。

- (i) 各フリー列ごとに制御装置を設ける必要がある。
- (ii) 最大流量 (一定加熱法の 150~200%) に合わ

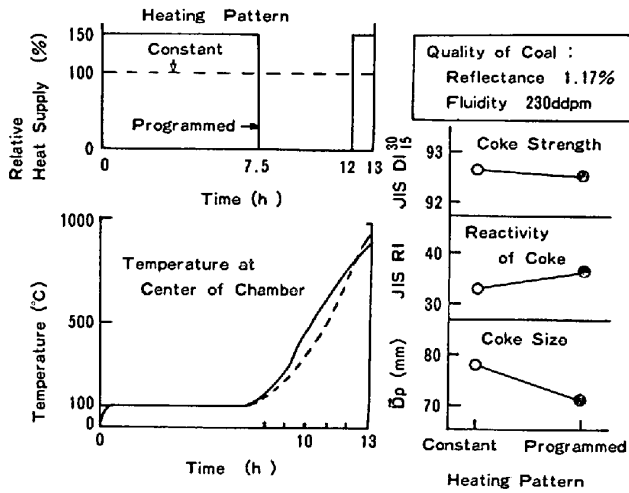


Fig. 13. Results of programmed heating test on 250 kg coke oven.

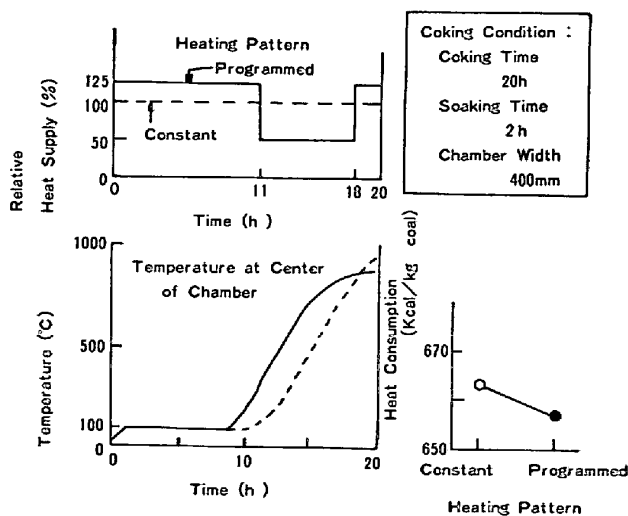


Fig. 14. Results of programmed heating test on commercial coke oven.

せて、燃料ガス供給圧力とドラフト能力を大きく取る必要がある。

(iii) 順次装入を実施する場合には、5 とび装入で使用されている押し出し機など、一部設備の構造を変える必要がある。

加熱パターンが適切であり、かつ、設備上の問題点を克服できれば、プログラム加熱法は省エネルギーという現今のニーズに合った、期待される技術である。乾留熱量低減率は炉の寸法、仕切り壁れんがの物性値、稼働率などの因子で異なるが、筆者らが検討した条件の範囲では 3~6% である。

6. 結 言

コークス炉（水平室炉）の炭化室、燃焼室および蓄熱室を対象とするシミュレーション・モデルを考案し、その妥当性を試験炉および実炉による温度測定で検証した。このモデルを使つて各種のプログラム加熱方式の評価を行い、試験炉および実炉による検証でこれを確認し、独自のプログラム加熱方式を提案して乾留熱量低減率を推定した。そのほか、モデルを使つて予熱炭装入法やガス発生パターンを検討した。このモデルは、さらに他のプロセス、スタンピングや成型炭などについての評価にも適用可能と考えられ、応用範囲は広い。

本研究に関連して、乾留過程における石炭の熱物性値の意味と測定法などの問題について御指導をいただいた東京工業大学片山功蔵教授とプログラム加熱のための最適加熱パターンの探索戦略について貴重な示唆をいただいた東京大学北森俊行教授に感謝の意を表する。

記 号

- A : 仕切壁伝熱面積 (m^2)
- C_p : 定圧比熱 ($J/kg \cdot ^\circ C$)
- F : 燃料ガス流量 (m^3/s)
- f : 燃料ガス燃焼割合 (—)
- F_1, F_2 : 1 回増減 2 水準式加熱パターンの大及び小相対流量 (—)
- h_1 : ガス仕切壁間伝熱係数 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)
- h_2 : 仕切壁石炭間伝熱係数 ($W/(m^2 \cdot ^\circ C)$)
- M : 石炭水分 (—)
- T : 温度 ($^\circ C$)
- t : 時間 (s)
- t_1, t_2 : 1 回増減 2 水準式加熱パターンの先回り時間及び流量減少時間 (s)
- t_c : 乾留時間 (s)
- T_t : 理論火焰温度 ($^\circ C$)
- u, v : 変換温度 ($W/m, J/m^3$)
- x : 位置座標 (m)
- x_1 : 仕切り壁の炭化室側表面位置 (m)
- x_c : 炭化室中心位置 (m)
- y : 炉高方向位置座標 (m)

- γ : 生成ガス流量 / 燃料ガス流量 (—)
- Δ : 差分演算子
- ΔH_c : 燃料燃焼熱 ($J/kg \cdot ^\circ C$)
- ΔH_M : 水分蒸発熱 ($J/(kg \cdot ^\circ C)$)
- λ : 熱伝導度 ($W/(m \cdot ^\circ C)$)
- ρ : 密度 (kg/m^3)
- (添字)
- c : 石炭
- f : フリュー
- g : ガス
- i : x 方向代表点番号
- n : t 方向代表点番号
- s : 固体 (c または w)
- w : 炉壁

文 献

- 1) D. STALHERM and C. MEYER: Int. Meeting Iron and Steel Making 1976, Vol. 1a, Ref. 2, 3, Brussel-Dusseldorf (1976)
- 2) 松原健次, 田島 治, 鈴木喜夫, 平田英一: 第16回石炭科学会議発表論文集 (1979), p. 212
- 3) 山下安正, 大内公耳: 燃料協会誌, 49 (1970), p. 890
- 4) 山口 潔, 丸山勝久, 木村英雄: コークス・サーキュラー, 27 (1978), p. 119
- 5) S. BADZIOCH, D. R. GREGORY, and M. A. FIELD: Fuel, 43 (1964), p. 267
- 6) A. A. AGROSKIN, V. B. GLEIBMAN, E. I. GONCHAROV, and M. G. SKLYAR: Coke and Chemistry U.S.S.R. (1973) 5, p. 21
- 7) 西尾 醇, 世木公明: コークス・シリーズ第7号 (燃料協会編) (1957), p. 141
- 8) 田代 清, 小川秀治, 串岡 清: 富士製鉄技報, 17 (1968) 4, p. 353
- 9) J. KASPERCZYK and W. SIMONIS: Gluckauf-Forschungshefte, 32 (1971), p. 23
- 10) K. HOFHERR and W. SIMONIS: Gluckauf-Forschungshefte, 32 (1971), p. 35
- 11) B. BOGENSCHNEIDER and W. SIMONIS: Gluckauf-Forschungshefte, 33 (1972), p. 198
- 12) V. I. BUTORIN and G. N. MATVEEVA: Coke and Chemistry U.S.S.R. (1975) 10, p. 19
- 13) 山田健彦, 大木 蔵, 奥井信之, 田村洋一, 高島啓行, 越後格之: 燃料協会誌, 56 (1977), p. 36
- 14) C. S. KIM and E. AUKRUS: Ironmaking and Steelmaking, 6 (1979) 2, p. 49
- 15) 片山功蔵, 斎藤彬夫, 服部 賢: 伝熱工学の進展 3 (1974), p. 111 [養賢堂]
- 16) 平野菅保: 電子計算機のための数値計算法 II (山内二郎ほか共編) (1967), p. 175 [培風館]
- 17) 樋口正昭, 松下太郎, 小泉哲人, 長谷部新次: コークス・サーキュラー, 25 (1976), p. 191
- 18) 辻本嘉伸, 宮下恒雄, 田島 治, 坪井邦夫: 鉄と鋼, 49 (1963), p. 1302
- 19) Y. SAKAWA: IEEE Transactions on Automatic Control, AC-9 (1964), p. 420
- 20) 田村庸一, 国岡計夫, 芳賀行雄: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1947
- 21) 米国特許 4086143
- 22) 米国特許 4064017