

論 文

コークス炉燃焼室温度分布測定と操業解析

© 1984 ISIJ

田村 洋一*・山本 俊行*・片山 昭彦*²
 奥井 信之*³・高瀬 省二*⁴

Temperature Distribution Measurement in the Flue and Its Relation to Operating Conditions of the Coke Oven

Yoichi TAMURA, Toshiyuki YAMAMOTO, Akihiko KATAYAMA,
 Nobuyuki OKUI and Syoji TAKASE

Synopsis:

The apparatus which can measure the temperature distribution of a flue wall of a coke oven was developed. The following results are obtained by measuring the temperature distributions at various conditions of coke oven.

(1) Radiation pyrometer which is set in the water cooled probe can measure the flue wall temperature of coke oven.

(2) The quantitative relations between the temperature distributions in the flue and the operating conditions of coke oven were obtained. The method to improve the temperature distributions in the flue was derived.

(3) The coke quality at the upper part of the oven is inferior for the coke oven which has single stage burner. It is verified that the lower limit of coke quality can be guaranteed by controlling the temperature at the upper part in the flue.

1. 緒 言

コークス炉の操業においては、成品コークス品質のばらつきを低減させるとともに、乾留所要熱量の低下をはかることが重要な課題である。現在のコークス炉においては、コークス品質および乾留所要熱量は、コークス炉の構造に大きく影響されることが判明している。その影響を求めるために伝熱シミュレーションの開発が行われ、解析が成されてきている^{1)~3)}。しかしながらこれら伝熱シミュレーションに対する実測の境界条件としては、通常炭化室内の炭中温度のみが使用されてきているため精度上適用範囲が限られ汎用性が低かった。

筆者らは、燃焼室内での実測境界条件を加味することにより、コークス炉内の乾留状況を品質と伝熱の両面から推定できる乾留モデルの開発を進めてきた。燃焼室内の情報としては、境界条件としての定義が明確である燃焼室内の壁温度を用いることとし、その測定法を開発した。

乾留モデルについては、すでに報告されているので⁴⁾、

本稿ではコークス炉燃焼室壁温度分布の測定方法および実炉での操業条件と壁温度分布の関係、コークス品質に与える影響を調査し、現状炉での品質管理の考え方および燃焼室高さ方向温度分布改善の指針を得たので報告する。

2. 燃焼室壁温度分布測定方法

コークス炉の伝熱シミュレーションを行うための燃焼室内の情報として、1) 吸引温度計などによるガス温度、2) 熱電対などによる雰囲気温度、3) 放射温度計による燃焼室壁温度について検討を行った。真のガス温度測定は技術上難しいこと、雰囲気温度については伝熱解析上境界条件が不明確になるので、放射温度計を用いた燃焼室壁温度測定法を採用した。ここでは測温プローブの構造、冷却条件、測温プローブの昇降装置および測定方法について述べる。測定装置の主な仕様を Table 1 に示す。

2.1 測温プローブの構造

測温プローブの構造を Fig. 1 に示す。水冷三重管の

昭和 58 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 11 月 16 日受付 (Received Nov. 16, 1983)

* 住友金属工業(株)制御技術センター (Instrumentation and Control Technology Center, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)東京本社 (Tokyo, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住金化工(株)鹿島製造所 (Kashima Works, Sumikin Coke Co., Ltd.)

*⁴ 住金化工(株)和歌山製造所 (Wakayama Works, Sumikin Coke Co., Ltd.)

Table 1. Specifications of the temperature measurement equipment.

Pyrometer	Type : Radiation pyrometer Detector : Silicon cell Temperature range : 800°C ~ 1500°C Mirror : Pylex glass plated with Cr, Reflectivity : 86%
Probe	Type : Water cooled tubes (Cu or SUS 304) covered with ceramic fiber insulator (about 5 ^{mm} thickness) Length : 8700 mm Dimensions of pipes : 68 ^{mm} ODx2.5 ^{mm} T, 53 ^{mm} ODx2 ^{mm} T, 39 ^{mm} ODx2.5 ^{mm} T
Lifter	Descending speed of probe : 11 m per minute Stroke : 8.7 m

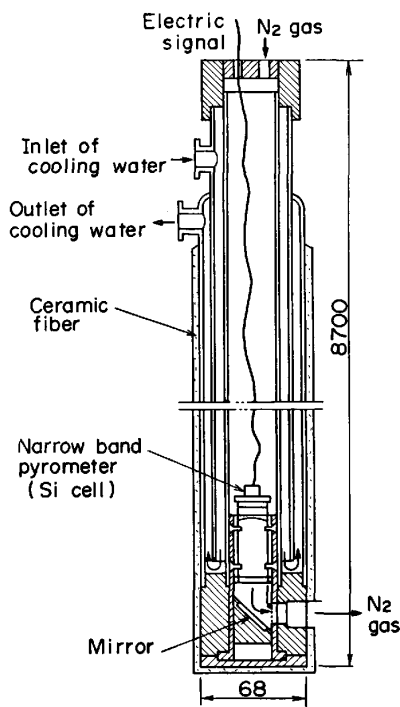


Fig. 1. Schematic figure of temperature measuring probe for coke oven.

先端に放射温度計と反射ミラを設置し、温度値を電気信号としてプローブ外に導く構造である。放射温度計、ミラの汚れを保護するため窒素ガスでパージする。炉の冷却を少なくするためセラミックファイバの断熱材を使用している。

温度検出部はシリコン・セルを検出器とした放射温度計を用い、反射ミラはパイレックスガラス上にクロムめつきしたものを使用している。シリコン・セルの実効波長約 0.9 μm での反射率は 0.86 である。シリコン・セルを検出素子として採用した理由は以下のとおりである。1) 構造が簡単であるため小型にすることができる。2) 燃焼室内に存在する燃焼ガス (H₂O, CO, CO₂ など) は赤外域で強い吸収帯を有することが知られて

いるので避ける必要がある。シリコン・セルはこれらの影響をほとんど受けない。3) 指示温度が放射率の変動に影響されにくい⁵⁾。コークス炉の燃焼室は 700 mm × 380 mm の断面を有し、断面内の温度分布はほとんどなるとみなせるため断面内での相互反射の影響で放射率がみかけ上増加する。測定にあたっては放射率を 1.0 とみなして行っているが、この推定の誤差にもとづく温度誤差も減少される。

2.2 測温プローブの冷却条件

測温プローブの冷却条件は、以下に示す考え方を満足するように決定した。燃焼室内のレンガの冷却を極力少なくするために、水冷プローブ上に断熱材を巻くが、コークス炉上の既設の穴 (100 mm φ) を利用するため断熱層を十分にとれない。炉への挿入、引き出しの繰り返しによる熱サイクルと機械的摩擦により断熱材の剥離が十分考えられる。したがって 1300°C の炉内で断熱材が完全に剥離しても冷却水出口温度が 80°C を越えないような流速を確保するようにした。80°C の制限はプローブ内蔵の放射温度計の許容温度である。

水冷の測温プローブをコークス炉内に挿入するのは初めての試みであるため、必要流速を理論的に求めるとともに実験により安全性を確認した。

測温プローブへの入熱量は、壁からの放射伝熱と燃焼ガスからの対流伝熱を考えて計算した。壁温度 1300°C、燃焼ガスの温度、流速をそれぞれ 1600~1700°C、1 m/s、放射率を 1 と仮定すると入熱量は約 3 × 10⁵ (kcal/m²h) となる。管内での冷却水の熱伝達は乱流熱伝達として求めた⁶⁾。入側冷却水温度を 30°C とした。壁温度 1300°C で、測温プローブの外表面の放射率を 1 と仮定すると約 2.4 m/s の冷却水流速が必要となる。また放射率 0.6 のときは約 1.5 m/s の流速を確保すれば出側冷却水温度は 80°C 以下になる。

実験的検討は、幅 2.5 m、長さ 8.8 m のガスだき炉

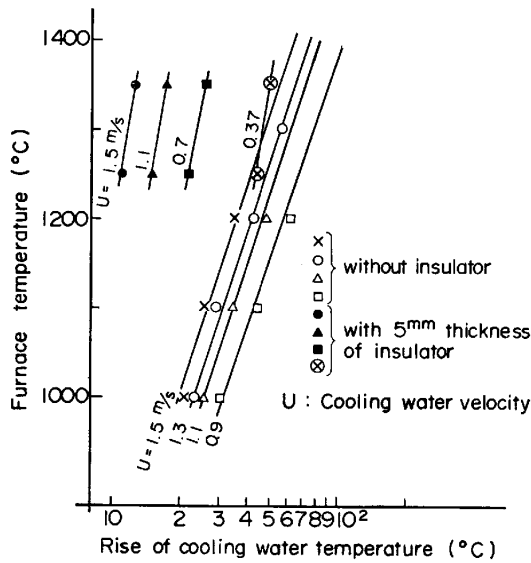


Fig. 2. Relation between furnace temperature and a temperature rise of cooling water.

を用い、その炉内に水冷プローブを 6 m 挿入し、断熱材の有無につき必要冷却水流速を確認した。炉温と冷却水の温度上昇、冷却水流速の関係を Fig. 2 に示す。冷却水流量とその温度上昇から求めた入熱量は、测温プローブが黒体条件の計算入熱量の約 60% である。全放射率 0.6 は銅の軽い酸化面に関する文献値⁷⁾とほぼ一致する。また炉温 1300°C、冷却水流速 1.5 m/s のとき、冷却水の温度上昇は 50°C 弱でありほぼ計算と一致すること、および排水の目視観察で気泡が認められなかつたので冷却水流速は 1.5 m/s を確保することにした。

断熱材を 5 mm 巻いたときの入熱量は、断熱材なしのときに比べ約 1/4 に減少し、入熱量より断熱材として用いたセラミック・ファイバの熱伝導率を求めると約 0.18 kcal/mh°C になり、ほぼ妥当な値を示す。

2.3 测温プローブの昇降装置

测温プローブの全長は 8.7 m であり、これを実炉の燃焼室内に挿入するためには、専用の装置が必要となる。コークス炉上での移動および操作の容易性から高揚程のバッテリー式リフタを使用した。その揚程は 8.7 m で、测温用プローブの降下速度は毎分 11 m である。降下速度は一定であるので、高さ方向の测温位置は、プローブの测温点が基準位置を通過したのちの経過時間より求めた。炉上での測定状況を Fig. 3 に示す。

2.4 実炉での測定方法

コークス炉は、一つの燃焼室に関して、燃焼と排気の期間が存在し、燃焼室壁温度は時間的に変化する。测温プローブの昇降に要する時間内での温度変化の確認を実炉にて行つた。また各フリユ対当たりの消費熱量は 8 ×

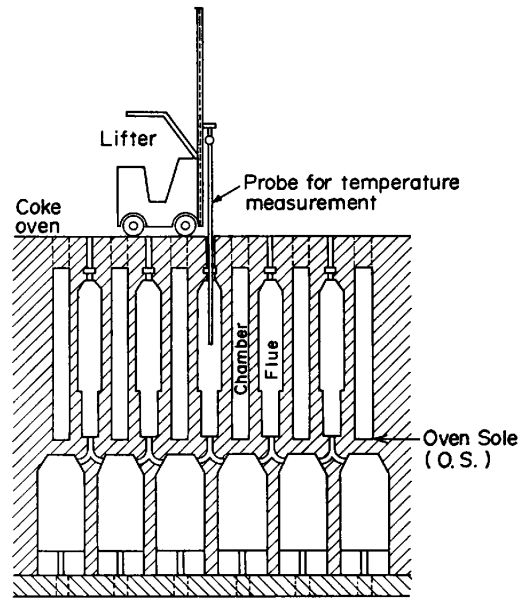


Fig. 3. Measuring method of the flue wall temperature of coke oven.

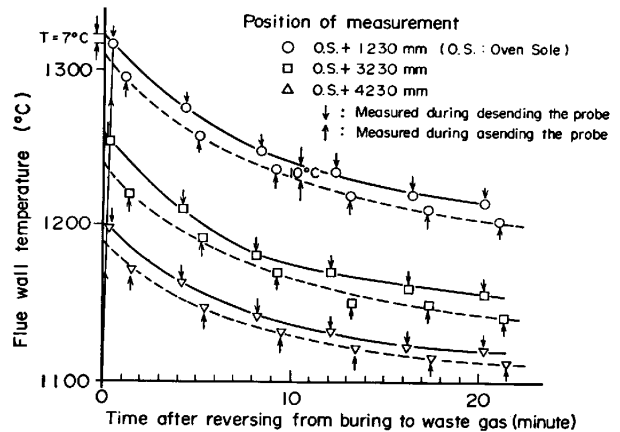


Fig. 4. Temperature measurement errors caused by measuring time lag and cooling of water cooled probe.

10⁴ kcal/h 程度であり、测温プローブへの入熱量が約 5 × 10⁴ kcal/m²·h で、测温プローブの冷却効果は無視できるとは言えないので実験的に確認した。

今回の測定法では、燃焼室高さ方向の場所により測定時刻が異なり、それに伴う読取値の補正の必要性を検討した。排気開始と同時に 4 min 間隔で测温プローブを挿入し、燃焼室炉底近くまで降下し、直ちに引き上げ高さ方向の温度分布を測定した。Fig. 4 には特定の高さでの温度の時間経過を示す。測定時刻の違いによる温度の読取誤差は、測定場所については炉下部、時間的には燃焼ガス切替え直後が最大となる。切替え直後の値を実測データの外挿により求め、実測値と比較するとその差は最大 7°C である。したがって測定時刻の差を補正す

る必要はないと判断した。

測温プローブの冷却効果は、プローブの降下時と引き上げ時の温度差から求まり、その値は約 10°C である。したがって測定頻度を増すと冷却の影響は生ずるが、測定時間 (約 1 min) に比べて十分長い間隔で測定を行い、測温プローブの降下時のデータを使用すれば、水冷測温プローブの冷却効果は無視できる。

なお燃焼中の壁温度の高さ方向温度分布の測定も実施しており、火災の影響は無視できることを確認している。

3. コークス炉操業条件の測定法

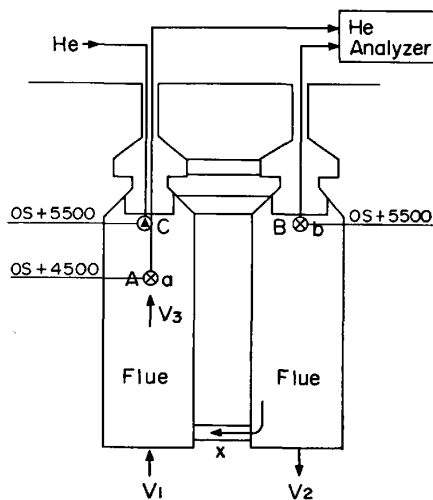
燃焼室内高さ方向温度分布に与える要因および温度分布が品質に与える影響を調査、解析するために、新しく開発した方法について述べる。それらは燃焼室内での排ガスの循環率の測定法と炭化室の特定の場所に対応するコークスのサンプリング法である。

3.1 排ガス循環率の測定方法

排ガス循環率の測定法を Fig. 5 に示す。当社のコークス炉はすべてコッパース炉を採用しており、燃焼と排気を一对の燃焼室で行い、両燃焼室間の炉底部に排ガス循環量を調整するダンパが設けられている。測定は He をトレーサとして用いた。Fig. 5 に示すように燃焼中の燃焼室上部に He ガスを投入し、燃焼中および排気中の燃焼室で He 濃度を同時に測定する。

測定系でのマス・バランスを考えると次式が得られる。

$$\text{系に出入する全体の He 量 } V_2 b = v \dots\dots\dots (1)$$



A, B : Measuring point of He concentration a, b : He concentration C : Position where He is injected x : Circulation ratio V₁, V₂, V₃ : Gas volume

Fig. 5. Method of measuring the circulation ratio.

$$\text{系から排出されるガス量 } V_2 = (V_3 + v)(1 - x) \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{循環している He 量 } aV_3 = (V_3 + v)bx \dots\dots\dots (3)$$

ここで V₁, V₂, V₃ は Fig. 5 に示した各部のガス量であるが、燃焼室側のガス量 (V₁, V₃) は燃焼完了したガス流量に換算している。v は He ガスの流量であり、a, b は測定点 A, B での He 濃度、x が排ガス循環率である。(1)式~(3)式より(4)式が求まり、排ガス循環率はトレーサ濃度の実測値のみより求まる。

$$x = a \cdot (1 - b) / b \cdot (1 - a) \dots\dots\dots (4)$$

He 投入側の He 濃度測定点(A)は、投入 He ガスの影響がなく、かつ燃焼が完了している必要があるため、実炉で最適点を決定した。He 濃度は各測定点で 1000 ppm 以上となるようにし、空気中の He 濃度が無視できるようにした。He 濃度の測定は、He リークディテクタを事前に校正し用いている。

3.2 コークスサンプリング法

燃焼室壁温度の実測値とコークス品質を対応させるためには特定の位置のコークスをサンプリングする必要がある。300 mm×300 mm×500 mm の鉄製バスケットをパイプに固定し、装炭前に炭化室内に設置する。この方法で約 50 kg のコークスが採取でき、回転強度試験に供することができる。またバスケットの中心に熱電対を設置することにより、温度履歴を同時に測定する。

4. 測定結果

測定は住金化工(株)鹿島製造所の 7 m 炉を対象に行つた。炉の仕様を Table 2 に示す。

4.1 燃焼室高さ方向温度分布

4.1.1 燃焼・排気サイクル中の挙動

燃焼から排気までの 1 サイクルは 40 min であり、その間での各位置での温度変化例を Fig. 6 に示す。燃焼室上部に比べて下部での温度変化幅が大きく約 100°C ある。この結果より排気開始後約 8 min の温度が 1 サイクルのほぼ平均温度を示す。以後のデータはこのタイミングで測定を行つた。

4.1.2 乾留過程中的温度分布の変化

Table 2. Dimensions of measured coke oven.

Item	Specifications
Oven type	Koppers type - Combination gun flue type
Oven height	7,125 mm
Oven length	16,500 mm
Oven width	460 ^{mm} , ±35 ^{mm} (horizontal), ±10 ^{mm} (vertical)
Oven pitch	1,400 ^{mm}
Number of heating flues	30
Number of charging holes	4

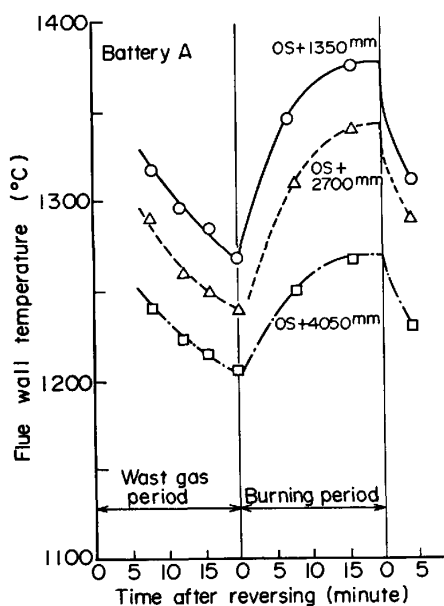


Fig. 6. Temperature changes in reversing cycle.

乾留過程中の炉温の変化はW型の挙動を示すことは良く知られている。炉温が最大、最少になるときおよび乾留過程の中間時の高さ方向の温度分布の変化を Fig. 7 に示す。温度変化幅は約 30°C でありその温度分布のパターンはほぼ同じである。

4.1.3 燃料ガスカロリの温度分布に与える影響

コークス炉ガスと高炉ガスの混合ガス(Mガス)のカロリを変化したときの温度分布の変化を Fig. 8 に示す。ガスカロリが高くなるにつれ上下の温度差は大きくなり、Mガスカロリに関しては、投入熱量同一の条件下で 100 kcal/Nm^3 減少することにより上下温度差は 13°C 減少する。上下温度差は O. S.+5 250 mm と O. S.+875 mm 間の温度差として求めた。O. S. は燃焼室の炉底を意味する。

4.1.4 負荷率が温度分布に与える影響

コークス炉の負荷率を変更したときの温度分布の測定

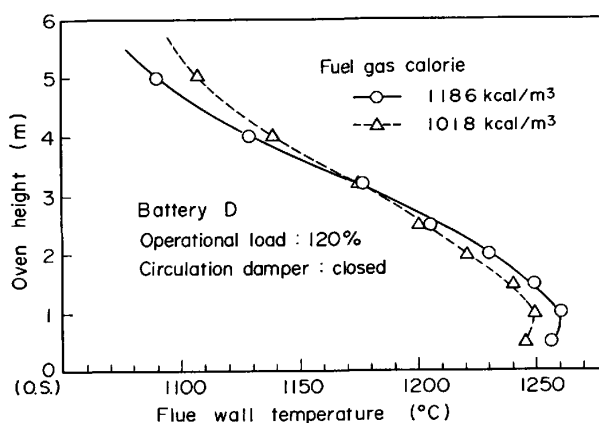


Fig. 8. Fuel gas calorie effect to flue wall temperature distribution.

結果を Fig. 9 に示す。負荷率が高くなるにつれて上下温度差は減少する。負荷率 10% の上昇により上下温度差は 20°C 程度減少する。

4.1.5 排ガス循環の効果

排ガス循環量を調整するダンパを開いたときおよび閉じたときの温度分布測定結果を Fig. 10 に示す。排ガス循環量はそれぞれ 20%、6% であり、14% の排ガス循環量増加により上下温度差は約 50°C 改善されている。

4.2 燃焼室壁温度分布とコークス品質の関係

燃焼室高さ方向の温度分布の不均一さがコークス品質に与える影響を少なくするために、コークス炉設計時に壁厚、炭化室幅を高さ方向で変更している。Fig. 11 にバーナ構造以外は構造の同一な 2 つの炉について温度分布を測定した結果を示す。これらの炉において、同一条件の装入炭を用いて乾留したときの品質 (D_{10}) の結果を Fig. 12 に示す。これらの結果より、燃焼室の温度分布がなおコークス品質に影響を与えることがわかる。

5. 考 察

燃焼室高さ方向の温度分布とコークス品質の関係をシ

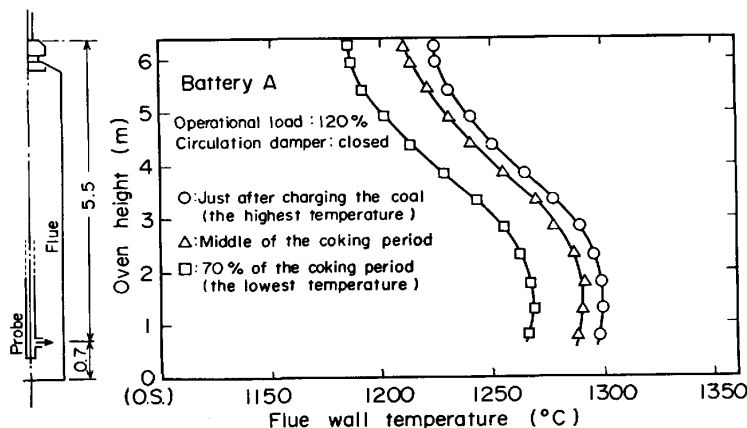


Fig. 7. Flue wall temperature distributions during coking process.

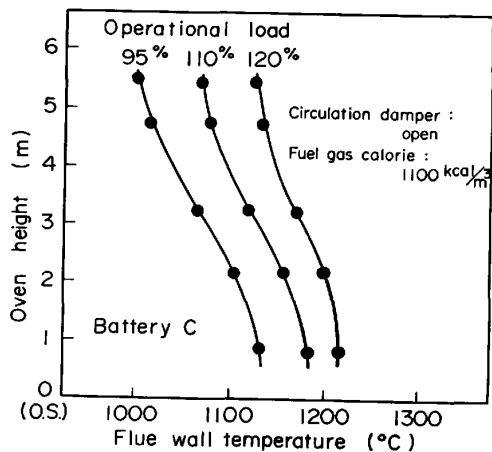


Fig. 9. Effect of gas volume to flue wall temperature distribution.

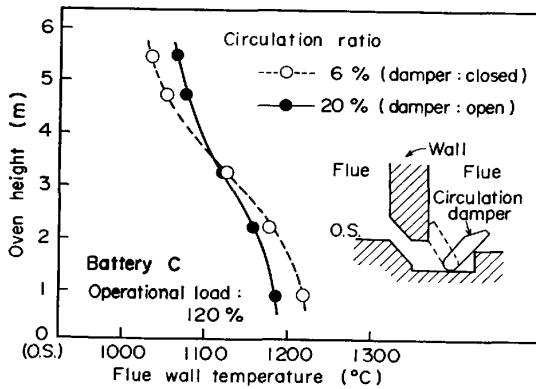


Fig. 10. Circulation effect to flue wall temperature distribution.

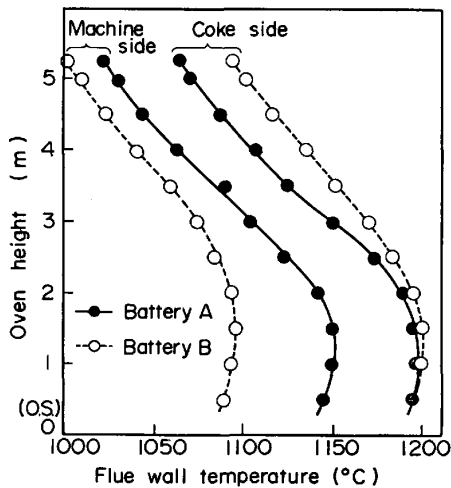


Fig. 11. Difference of the temperature distribution between two batteries.

シミュレーションモデルを用いて解析することにより現状炉のコークス品質の管理法を提案するとともに、温度分布に与える操業要因を簡単なモデルを用い解析し温度分布改善の指針を得た。

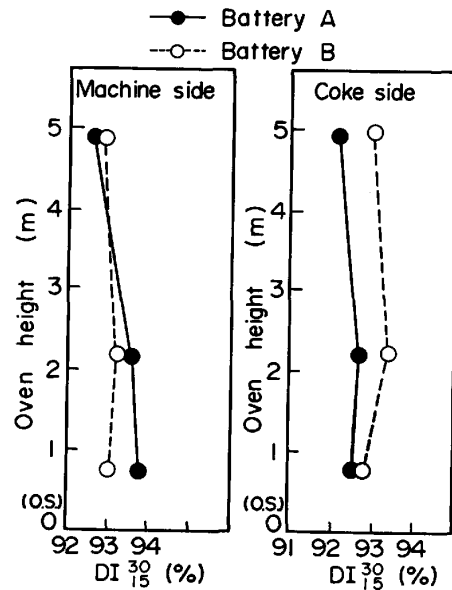


Fig. 12. Difference of the coke strength distribution between two batteries.

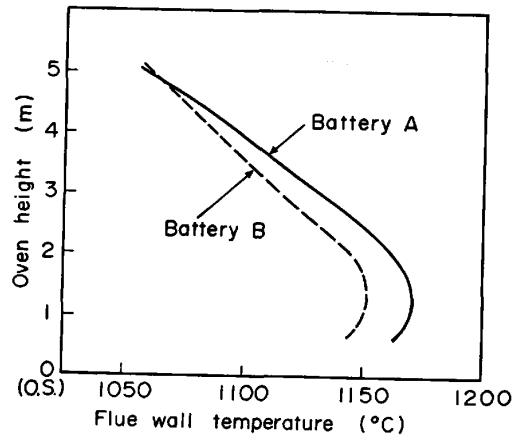


Fig. 13. Difference of flue wall temperature distribution between two batteries.

5.1 燃焼室高さ方向温度分布とコークス品質

コークス品質が高さ方向でばらつきがあることはすでに示したが、炉温が変動したとき高さ方向のどの位置でコークス品質の変動が大きいかを実測結果にもとづくシミュレーションモデル⁴⁾を用いて検討した。

温度分布の実測結果を代表するモデルヒートパターンを Fig. 13 に示す。このパターンにもとづきコークス品質 (DI₃₀[%]) をシミュレーションモデルを用いて求めた結果を Fig. 14 に示す。このときコークス炉の炭化室幅、壁厚などの寸法諸元および原料条件は同一で、温度分布のみ変更している。

Fig. 13 および Fig. 14 から、炭化室上部が、下部に比べて燃焼室内の温度変化が品質に与える影響が大きいことがわかる。これは炭化室上部の石炭の嵩密度が低い (約 700 kg/m³)⁴⁾ ことが大きく影響している。最終乾

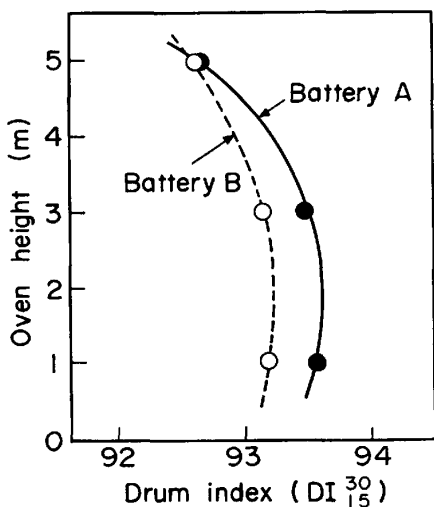


Fig. 14. Difference of coke strength between two batteries by model simulation.

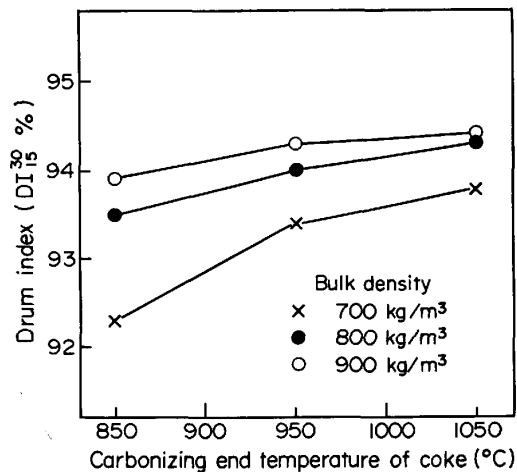


Fig. 15. Influence of carbonizing end temperature to coke strength.

留温度と嵩密度がコークス品質に与える影響を Fig. 15 に示す。最終乾留温度が低下すると、嵩密度の低い上部では、嵩密度の高い下部(約 800 kg/m³)に比べて、乾留温度の低下がよりコークス品質に影響を与える。さらに炭化室上部は、壁厚を薄くしてあるため熱伝導がよいこと、炭化室幅を狭くしてあることと嵩密度が低いいため熱容量が小さく、燃焼室の温度変化が乾留温度に対しより大きく影響するためである。

従来は炉底温度の管理でコークス炉が操業されてきたが、操業条件の変動により高さ方向の温度分布が変化すること、上述のごとく炭化室上部のコークス品質は炉温変動により敏感に変化するため、コークス炉の操業においては、燃焼室上部の温度を制御することにより、ドラム強度の最低値を保証する必要がある。

5.2 燃焼室高さ方向温度分布と操業要因との関係

操業要因の変化による温度分布の変化につき実炉での

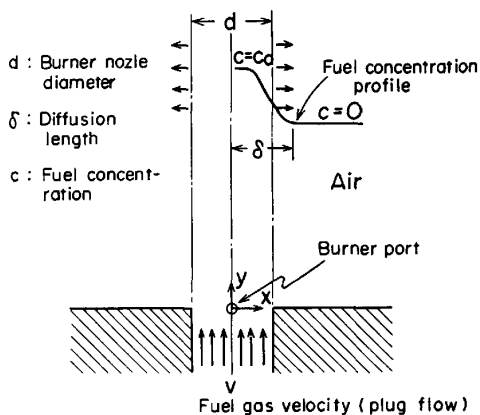


Fig. 16. Schematic figure of turbulent diffusion flame model.

測定結果を示したが、それらの傾向をモデル計算で検討した。

コークス炉は燃料ガスと空気が2つのノズルから噴射されるが、簡易化のため空气中に燃料ガスが噴出され、周囲から空気が巻き込まれ燃焼が生ずるモデルを用いた。さらに燃料噴出孔は円形とした。モデルの概要を Fig. 16 に示す。燃焼速度は拡散速度に比べて無視できるとすると、火炎単位長当たりの燃料濃度増加速度と、燃料の単位長当たりの拡散速度が等しくなり次式が得られる。

$$-\left(\frac{\pi d^2}{4}\right) \cdot \left(\frac{dc}{dt}\right) = \pi d \cdot (D + \epsilon) \cdot \left(\frac{c}{\delta}\right) \dots\dots (5)$$

ここで c は燃料ガス濃度 (mol/m³)、 d はノズル径 (m)、 δ は拡散距離 (m)、 D は燃料ガスの分子拡散係数 (m²/s) および ϵ は燃料ガスの乱流拡散係数 (m²/s) である。火炎ガス流速を $v_f = dy/dt$ として代入すると (6) 式が得られる。

$$-\left(\frac{4}{d}\right) \cdot \left(\frac{D + \epsilon}{\delta}\right) \cdot c = v_f \frac{dc}{dy} \dots\dots (6)$$

上式を境界条件 $y=0$ で $c=c_0$ として解くと次式が求まる。

$$c/c_0 = \exp(-ky/\bar{v}_f) \dots\dots (7)$$

$$k = 4(\bar{D} + \bar{\epsilon})/\delta \cdot d \dots\dots (8)$$

ただし D, ϵ, v_f は時間変動分を有するが、時間平均値 $\bar{D}, \bar{\epsilon}, \bar{v}_f$ を用いて解いた。噴流の乱流拡散係数に関しては、Tollmie の噴流理論⁸⁾から次式を用いた。

$$\bar{\epsilon} = 2.74 \times 10^{-3} v_0 d \cdot (\rho_0/\rho_f)^{1/2} \cdot (T_f/273) \dots\dots (9)$$

v_0 は噴出ガス流速 (標準状態) であり、 ρ_0 は噴出ガスの密度、 ρ_f は火炎ガス密度および T_f は火炎温度である。ここで乱流拡散火炎の場合は $\bar{\epsilon} \gg \bar{D}$ であることを考慮し、99%燃焼点を火炎長さ L とすると、 L は (7) 式より次のように求まる。

Table 3. Effect of operational conditions of coke oven to decrease the temperature distribution in the flue.

Item	Operational condition	Obtained result
Difference of velocity between air and gas	Decreasing the calorie of fuel gas	13°C/(100 kcal/Nm ³)
Distance between air port and gas port	Not available to change for the operating furnace	—
Velocity of gas in the flue	Opening the circulation damper	50°C/(14%)circulation ratio up
	Increasing the operational load	20°C/10% operational load

$$L = 420 \cdot \left(\frac{273}{T_f}\right) \cdot \left(\frac{\bar{v}_f}{v_o}\right) \cdot \left(\frac{\rho_f}{\rho_o}\right)^{1/2} \cdot \delta \dots\dots (10)$$

実際のコークス炉では、(10)式の噴出速度 (v_o) は空気と燃料ガスとの噴出速度差とし、拡散距離 (δ) は両ポート間の距離で近似できる。以上の結果から、火炎温度以外の要因に関しては以下の対策により長炎化が可能となる。

- 1) 空気と燃料ガスの噴出速度差を小さくする。
- 2) エアポートとガスポートのセンタ間距離を大きくする。
- 3) 燃焼室内のガス流速を大きくする。

実炉での結果をまとめると Table 3 が得られ、これらは次のように定性的に説明できる。排ガス循環率の増加および負荷率の増加は、火炎ガス速度の増加が主体的要因で長炎化する。また現在使用している混合ガス組成では約 950 kcal/Nm³ のとき、空気と混合ガスの噴出速度が計算上同一となる。したがって燃料ガスカロリの増加は空気と燃料ガスの噴出速度差 (v_o) が大きくなり、短炎化する。

実炉において燃焼室高さ方向温度分布改善の操作要因となり得るのは、サーキュレーション率の変更である。従来はサーキュレーション・ダンパ閉で操業していたが、開とすることにより燃焼室上下での温度差は 50°C 程度改善された。コークス炉の負荷率の変更に対して

は、高さ方向温度分布を容易に調整できることが望ましいが、既設の単段バーナコークス炉では調整機構が十分とは言えない。今後温度分布の調整技術を開発する必要がある、今回得られた知見にもとづき開発研究を実施中である。

6. 結 言

コークス炉の燃焼室壁温度分布測定装置を開発し、種々の操業条件下で温度分布の測定を行つた。またコークス品質との関係を検討することにより次の結論が得られた。

- (1) 放射温度計を内蔵した水冷 3 重管で構成された測温プローブが、燃焼室壁温度を測定するのに非常に有効であることが確認された。
- (2) 燃焼室高さ方向壁温度分布と操業条件の間の定量的な関係が得られ、温度分布改善の指針が得られた。
- (3) 単段バーナを有するコークス炉では、炉上部のコークス品質が劣る傾向にあり、炉上部の温度を制御することにより、コークス品質の下限が保証できることが判明した。

最後に本研究を遂行するにあたり、終始御指導を賜りました住友金属工業(株)白岩俊元技鑑および阪本喜保博士に厚く感謝の意を表します。

文 献

- 1) 田代 清, 小川秀治, 串岡 清: 富士製鉄技報, 17 (1968), p. 353
- 2) J. KASPERCZYK and W. SIMONIS: Glückauf-Forschungshefte, 32 (1971), p. 23
- 3) C. S. KIM and E. AUKRUST: Ironmaking Steelmaking, 6 (1979), p. 49
- 4) K. NISHIOKA S. YOSHIDA and M. HARIKI: Trans. ISIJ, 23 (1983), p. 482
- 5) 温度計測 (1981), p. 188 [計測自動制御学会]
- 6) 伝熱工学資料 (1970) [日本機械学会]
- 7) 鉄鋼熱計算用数値 (1966), p. 54 [日刊工業新聞社]
- 8) H. SCHLICHTING: Boundary-Layer Theory (6th ed.) Chapter XXIV