

Decrease in Coke Oven Heat Consumption by Means of Gas Flow Analysis



中川 二彦
Tsuguhiko Nakagawa
水島製鉄所 エネルギー
一部エネルギー技術室



一宮 正俊
Masatoshi Ichimiya
水島製鉄所 エネルギー
一部第1動力課 課長



笠岡 玄樹
Shizuki Kasaoka
水島製鉄所 製鉄部製
鉄技術室 主査(課長)



有吉 一雅
Kazumasa Ariyoshi
水島製鉄所 製鉄部製
鉄技術室

1 緒 言

コークス炉の燃焼制御において、炭化室に装入された石炭を過不足なく加熱するとともに、燃焼ガスから石炭への伝熱効率を最大にすることは、操業を安定化し、乾留熱量を低減するうえで非常に重要である。

石炭の加熱を均一化する方法として、炉および窯間に関しては、火落判定センサーや炉温センサーなどを用いた制御技術が報告されている¹⁻³⁾。しかし、個々の燃焼室を構成するフリュー内におけるガス流れの挙動を解明し、石炭の加熱を効率よく調整する技術は、いまだ確立されていない。そこで、当社では、カールスチル炉を対象とした燃焼室内のガス配分モデル⁴⁾を開発し、模型実験⁵⁾や実炉での操業実験^{6,7)}により、燃焼室および蓄熱室内のガス流れの挙動を解析するとともに、加熱状態の良否を判定するため、コークス押出時の集塵ダスト濃度を定量化し、これを用いて窯内の乾留状態を評価する方法を検討した⁸⁾。以上の結果を実操業へ適用することにより、燃焼室および蓄熱室内の伝熱が改善され、乾留熱量原単位を

要旨

コークス炉の乾留熱量を低減することを目的として、窯内乾留状態の評価方法を検討するとともに、フリュー間のガス流れを調整することにより、窯内の乾留状態を均一化し、燃焼室内における伝熱効率の向上を図った。操業実験の結果、(1) 炉長方向の乾留の均一化には、炉頂圧の上昇とフリュー上部開口面積の調整が有効であり、(2) 伝熱効率の向上には、燃焼ガス温度上昇の効果が大きいことがわかった。伝熱効率の向上によって廃ガス損失熱を低減し、乾留の均一化によって押出コークス温度を低下できた。その結果、約 40 kcal/kg-coal の乾留熱量原単位を低減できた。また燃焼室内のガス流れ解析から、端フリューには他のフリューよりも多くのガスが配分されていることがわかった。

Synopsis:

For the purpose of decreasing heat consumption of coke ovens, uniform carbonization in ovens and improvement of thermal efficiency in combustion chambers have been intended by controlling gas flow in flues and evaluating the state of carbonization. The experimental results show: (1) control of the flue slide brick opening area and elevation of top pressure are effective in uniform carbonization in the horizontal direction, and (2) elevation of combustion gas temperature is also found effective in improvement of heat efficiency. By application of the results, waste gas heat has been reduced due to improved thermal efficiency, and discharged coke temperature due to uniform temperature distribution. Through both the effects, heat consumption was decreased by about 40 kcal/kg-coal.

The result of gas distribution analysis in a combustion chamber shows more combustion gas flows in end flues than in any other flue.

約 40 kcal/kg 低減することができた⁹⁾。

本報告では、窯内乾留状態の評価方法と、燃焼室内のガス流量配分の調整方法および、Mガス燃焼時における操業実験の結果について述べ、さらに、フリュー間のガス流量配分と伝熱量分布について考察した。

2 窯内乾留状態の評価方法

ある窯における加熱状態の良否は、最終的には押出コークスの乾留状態で評価される。そこで、押出時の炭化不良により発生する煤塵発生量をパラメータとして窯内の乾留状態を評価する方法を検討した。

2.1 システムの概要

コークガイド車に設置したセンサーの概要を Fig. 1 に示す。レ

* 昭和62年4月1日原稿受付

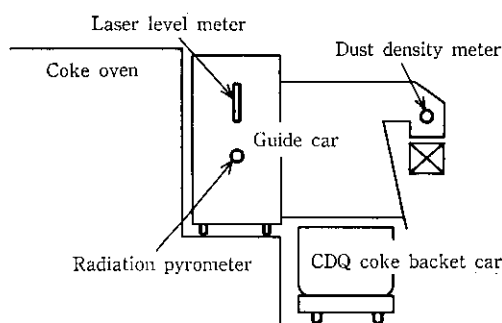
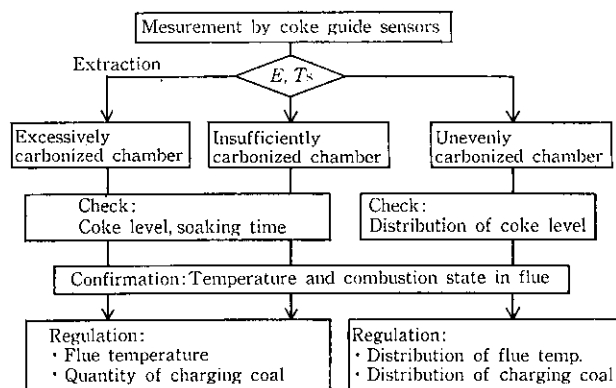


Fig. 1 Coke guide sensors

Fig. 2 Action flow based on evaluation of final coking state (E , Index of dust concentration; T_s , Discharged coke surface temperature)

ーザレベル計, 2色放射温度計および光透過型煤塵濃度計を用いて、押出時にガイドウェイを通過するコークスに対して、コークスレベル、コークス表面温度および集塵ダスト濃度を連続的に測定する。乾留状態の評価は、Fig. 2に示すようにコークス表面温度と集塵ダスト濃度を用いて行う。その結果、乾留状態が過剰な窯、不足している窯および不均一な窯を検出し、コークスレベルから推定した装入炭分布を考慮したうえで、燃焼調整や装入・レベリング作業に情報をフィードバックしている。

2.2 評価指標

コークス押出中の時刻 t におけるガイド車集塵ダスト濃度 (C_t) は、Lambert-Beerの法則から (1) 式で与えられる¹⁰⁾。

$$C_t = A \log \frac{I_0}{I_t} \quad (1)$$

ここで、 I_0 : 投光強度

I_t : t における受光強度

A : 定数 (ただし、 $A < 0$)

したがって、コークス押出時における窯全体の発塵の大きさは、(2) 式によって定義する発塵指標 (E) を用いて定量化できる。

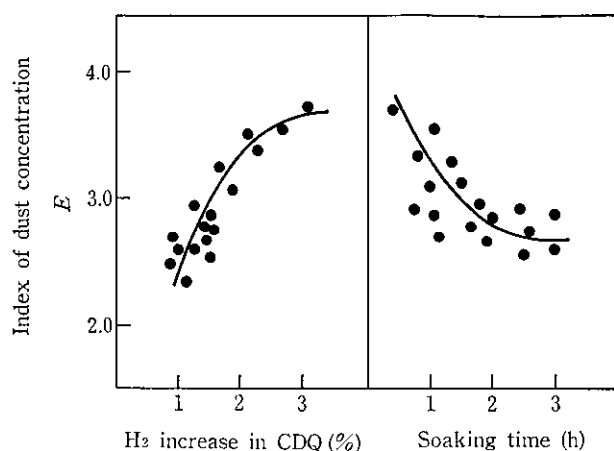
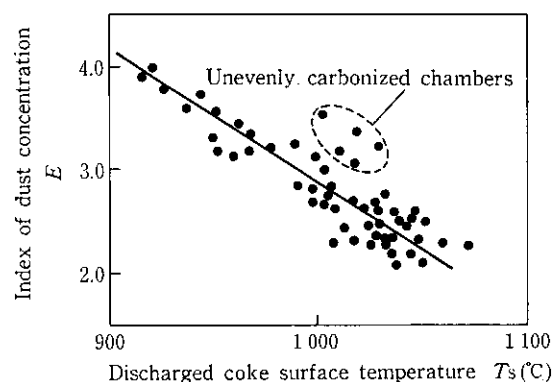
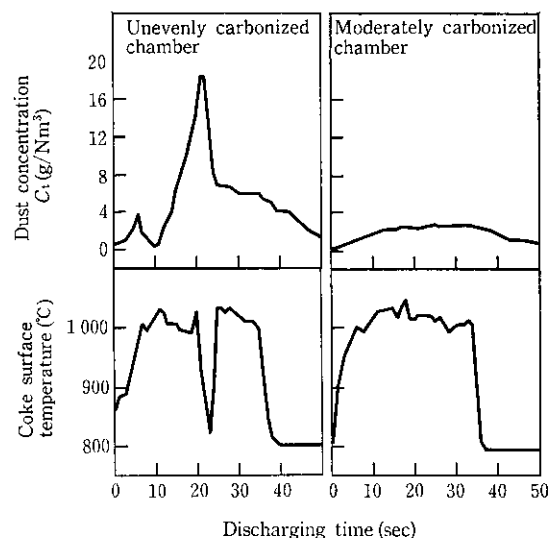
$$E = \left(\int_{t_0}^{t_1} C_t dt \right)^B = (\sum C_t)^B \quad (2)$$

ここで、 t_0 : コークス押出開始時刻

t_1 : コークス押出終了時刻

B : 定数

指標 E と CDQ 内 H_2 濃度増加量、置時間との関係を Fig. 3 に示す。乾留不足のコークスを CDQ へ装入した場合、発生した H_2 によって CDQ 循環ガス中の H_2 濃度が増加することや燃焼条件が同じ場合には、置時間が押出コークスの乾留状態に大きく影響するこ

Fig. 3 Relationship between E , H_2 increase in CDQ, and soaking timeFig. 4 Correlation between E and discharged coke surface temperature T_s Fig. 5 Evaluation of carbonization distribution by using C_t and discharged coke surface temperature

となどが知られており、指標 E は押出コークスの乾留状態を表現する特性値と考えられ、乾留状態が良いほど小さくなるのがわかる。また、Fig. 4に示すように指標 E と押出コークス表面平均温度 (T_s) の間には明確な負の相関がある。Fig. 4で回帰線上から外れた指標 E の高い窯群については、Fig. 5に示すように、炉長方向のコークス表面温度分布に局所的な谷が生じていることがわかった。

以上の結果から、乾留不足に起因するコークス品質の低下を指標 E で評価した場合、Fig. 4 に示した T_s と指標 E の関係を利用して、次のことが可能になった。

- (1) 最低限確保しなければならない T_s を決めることができる。
- (2) 炉長方向の乾留状態分布が悪いと判断される窯を検出することができる。
- (3) 炉長方向の押出コークス表面温度分布を適正にすることにより、 T_s を下げることができる。

炉長方向の押出コークス表面温度分布を適正にするためには、燃焼室から炭化室への伝熱量分布に大きな影響を及ぼす燃焼室内のガス流量配分を適正に調整する必要がある。

3 燃焼室内のガス流量配分調整方法

3.1 ガス流量配分の制御因子

カールスチル炉の燃焼室と蓄熱室の流路系は非常に複雑である。Mガス燃焼時における燃焼用空気、Mガスおよび燃焼ガスの流れをFig. 6 に示す。燃焼室と蓄熱室の流路を管路網と考え、燃焼室内のガス流れを定常流れと仮定すると、各流路のガス流速 (U) には、流体の力学的エネルギー収支から (3)~(8) 式が適用できる。

$$\frac{P_{out}-P_{in}}{\rho} + \frac{U_{out}^2-U_{in}^2}{2\alpha} + \frac{\rho-\rho_{atm}}{\rho} gZ + \sum H(U) = 0 \dots (3)$$

$$H(U) = (K_1 + K_2 + K_3 + K_4) \frac{U^2}{2} \dots (4)$$

$$K_1 = f_1(L, D, U) \dots (5)$$

$$K_2 = f_2(S) \dots (6)$$

$$K_3 = f_3(L, D, U) \dots (7)$$

$$K_4 = f_4(S, U) \dots (8)$$

P_{in}, P_{out} : 流路入口と出口の圧力 (Pa)

ρ, ρ_{atm} : 燃焼ガスと空気の密度 (kg/m^3)

U, U_{in}, U_{out} : 各流路, 流路入口, 流路出口の流速 (m/s)

g : 重力加速度 (m/s^2)

Z : 炉高 (m)

H : 流路の損失抵抗 (m^2/s^2)

α : 流速分布補正係数

L : 代表長さ (m)

D : 相当直径 (m)

S : 流路断面積 (m^2)

K_1 : 摩擦損失係数

K_2 : 縮小, 拡大損失係数

K_3 : 曲がり損失係数

K_4 : 合流, 分岐損失係数

(3) 式より、各流路へのガス流量配分は、第1項で示される流路入口と出口の圧力差、第2項の流路入口と出口の流速項、および第4項の各流路における損失抵抗の和の項によって制御できることがわかる。なお、(3) 式中の第3項は、浮力の項であり、ガス流量配分の結果から求まる燃焼ガス温度や、蓄熱室におけるMガスや空気の子熱温度の影響を受けるが、これらがフリュー間において等しいと考えた場合には、第1項の一部とみなすことができる。

3.2 実炉でのガス流量配分調整操作

流路入口と出口の圧力差は、エアースリット開口面積と廃気弁ドラフト圧によって調整することができ、調整の指標として炉頂圧を用いることができる。流路入口と出口の流速は、燃焼用空気流量と燃料ガス流量によって調整することができ、これらは空気比や燃料ガスカロリーの設定値により変更することができる。流路の損失抵抗は、先の(4)~(8)式に示したように、流路断面積や流速の関数であることから、流路の開口面積を変えることによって調整することができる。実際には、既設の上部スライドダンパーを用いて、各フリューの上部開口面積を調整する。

4 操業実験の結果

4.1 フリュー上部開口面積の調整

燃焼室上部の流路は、コークサイドを例にとるとFig. 7のような構造をしている。No. 5~No. 16 フリューの上部開口面積は、Fig. 8 に示す範囲で調整することができるが、No. 1~No. 4 フリューの開口面積は変更することができないようになっている。

炉長方向の伝熱量分布をできるだけ均一にするようなフリュー上部開口面積を求めるため、(3)~(8)式に基づくガス配分モデル⁴⁾を用いて計算を行った。コークサイドにおける最適なフリュー上部

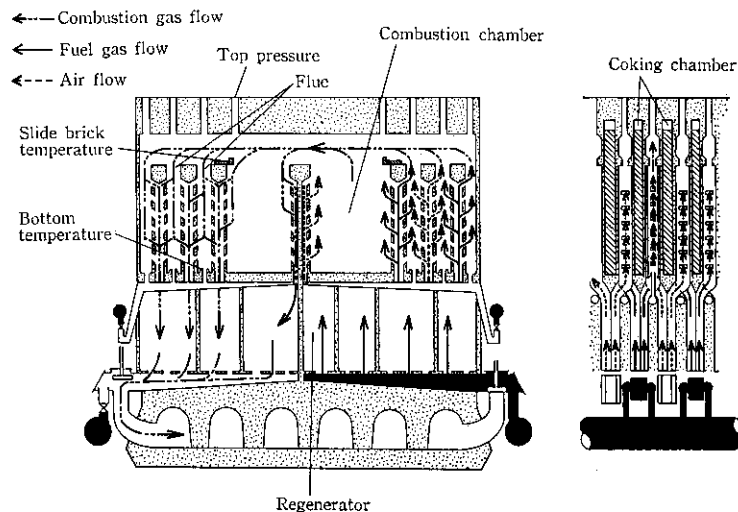


Fig. 6 Carl-Still coke oven

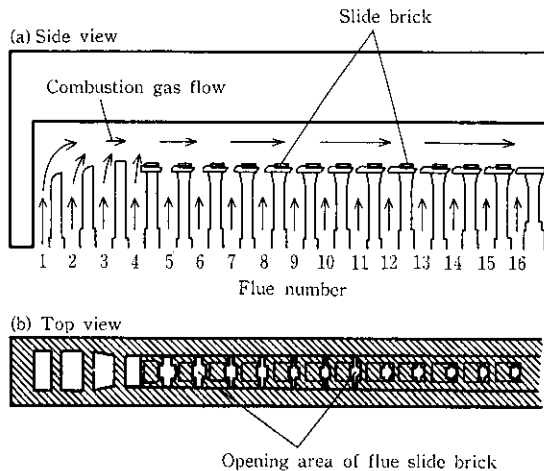


Fig. 7 Sections around the upper part of combustion chamber (coke side)

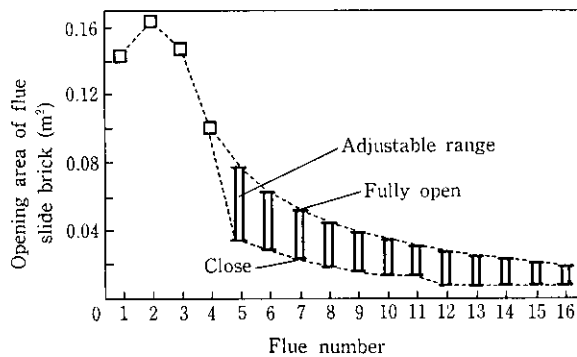


Fig. 8 Adjustable range of opening area on each flue slide brick (coke side)

開口面積の計算結果例を Fig. 9 に示す。これらの開口面積となるように、Fig. 9 中の燃焼条件下にある実炉のフリー上部開口面積を実際に調整した結果、炉長方向の温度分布は、燃焼室壁面において Fig. 10 に示すように、端フリーを除いてほぼ均一な温度分布が得られた。同様に、押出コークス表面温度も Fig. 11 に示すように均一な分布となった。

4.2 炉頂圧の調整

モデルを用いて計算した結果では、フリー間のガス流量配分は炉頂圧を変更してもほとんど変化しないことが示された。しかし、レンガで構成されているコークス炉では、レンガの目地や割れなどのすきまが多くあり、そこから炉内への侵入空気の影響が考えられる。

フリー上部開口面積、Mガスおよび空気比が一定の条件下で炉頂圧を上昇した場合に、炉長方向の燃焼室壁面温度分布は Fig. 12 のように変化した。その結果、炉頂圧を上昇することによって端フリーの燃焼室壁面温度が上昇し、炉端部での乾留状態を改善することができた。また、Fig. 13 に示すように、炉頂圧の上昇によって廃ガス温度は低下し、廃ガス損失熱量を低減することができた。これらの結果は、炉頂圧の上昇によって炉内への侵入空気が減少し、燃焼室や蓄熱室内のガス配分が適正化されたためと考えられる。

4.3 M ガスカロリーおよび空気比の調整

Mガスカロリーおよび空気比の設定値を変更して、燃焼室内を流れるMガス、空気および燃焼ガスの流量を増減させると、燃焼ガス温度が変化し、燃焼ガスから燃焼室壁面への伝熱効率に影響を及ぼ

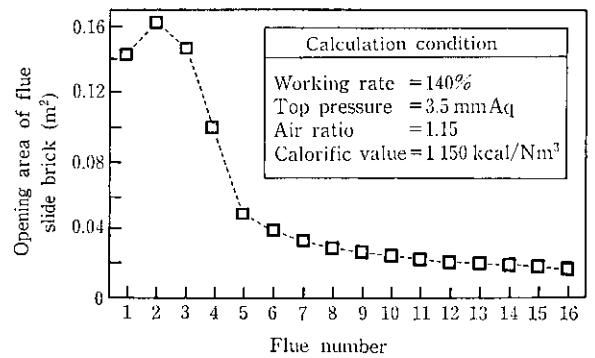


Fig. 9 Calculated optimum adjustment guidance of opening area on each flue slide brick (coke side)

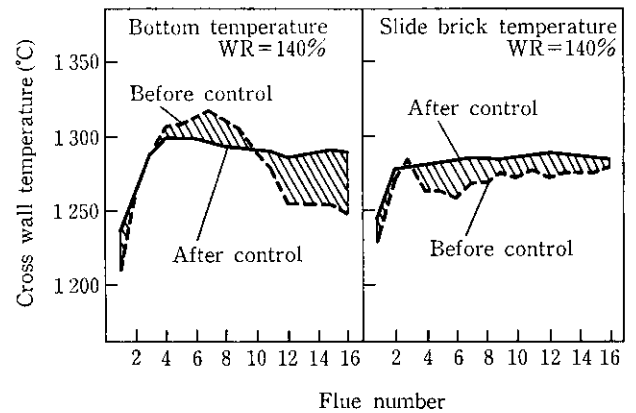


Fig. 10 Effect of flue opening area control on cross wall temperature profile (coke side)

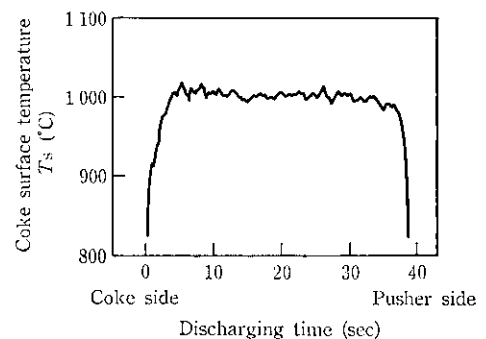


Fig. 11 Distribution of coke surface temperature after flue opening area control

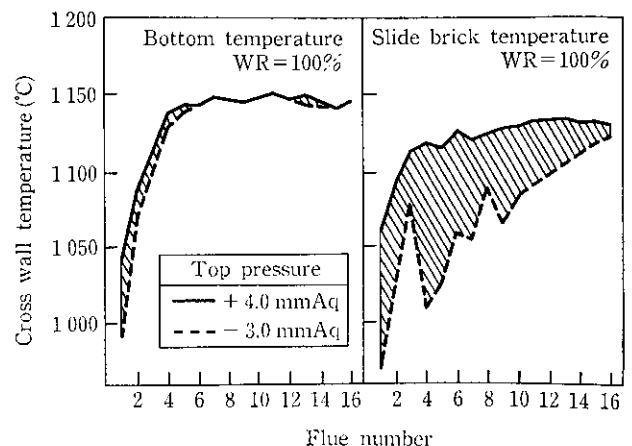


Fig. 12 Effect of top pressure control on cross wall temperature profile (coke side)

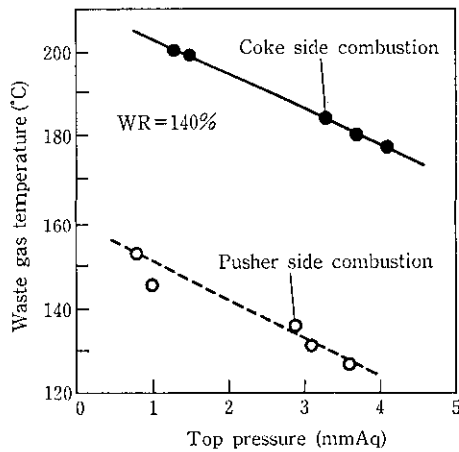


Fig. 13 Effect of top pressure control on waste gas temperature

Table 1 Experimental conditions

	Condition I* ¹	Condition II* ²
Working rate	140* ³ %	
Heat consumption	580* ³ kcal/kg-coal ($\sigma=5.1$)	
Total water of coal	9.3* ³ % ($\sigma=0.34$)	
Top pressure	3.5* ³ mmAq ($\sigma=0.3$)	
Opening area of each flue	The optimum* ³	
Air ratio	1.30	1.10
M-gas calorific value	920 kcal/Nm ³	1 150 kcal/Nm ³

Note *¹ Condition which minimize the combustion gas temperature T_F

*² Condition which maximize the combustion gas temperature T_F

*³ Constant value

すと考えられる。そこで、Table 1 の燃焼条件下において、これらの影響を検討した。

4.3.1 窯全体の伝熱効率

フリー内での燃焼ガス温度の変化を示す代表値として、(9)式で与えられる断熱理論燃焼ガス温度 (T_F) を用いた。

$$T_F = \frac{H_1 + G_w \Delta h}{G_w \bar{C}_p} \quad (9)$$

ここで、 H_1 : 燃焼ガスの低発熱量 (kcal/kg-fuel)

G_w : 湿り燃焼ガス量 (kg/kg-fuel)

Δh : 25°C 基準の蓄熱室予熱後の未燃混合ガスの比エンタルピー (kcal/kg)

$\bar{C}_p$: 燃焼ガス平均比熱 (kcal/kg·°C)

実炉で、入熱量、操業率および装入炭水分値が一定の条件下において、空気比とMガスカロリーを Table 1 の範囲で変更して T_F を変化させた。この結果 Fig. 14 に示すように、 T_F の上昇にともなって、火落時間 θ は短縮され、また指標 E も低下して窯全体の乾留状態が改善されており、燃焼室から炭化室への伝熱が良くなることがわかる。なお、 T_F は、空気比を低下し、Mガスカロリーを高くすることによって上昇する。

4.3.2 窯内の伝熱量分布

T_F と燃焼室壁面平均温度 (T_w)、端フリー壁面温度 (T_E) との関係を図 15 に示す。これより、 T_F の上昇にともない T_w と

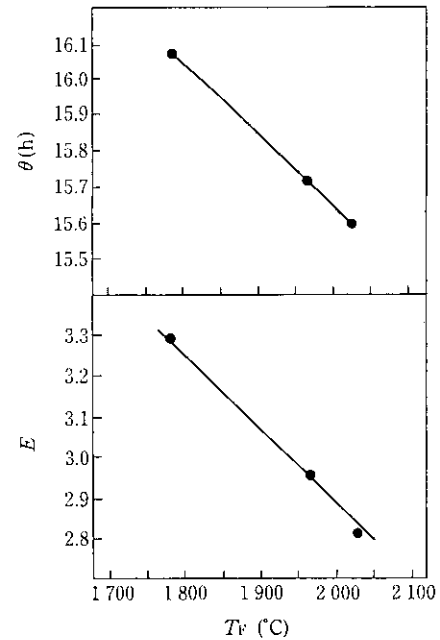


Fig. 14 Effect of adiabatic flame temperature for ideal combustion process, T_F , on net coking time θ and index of dust concentration E

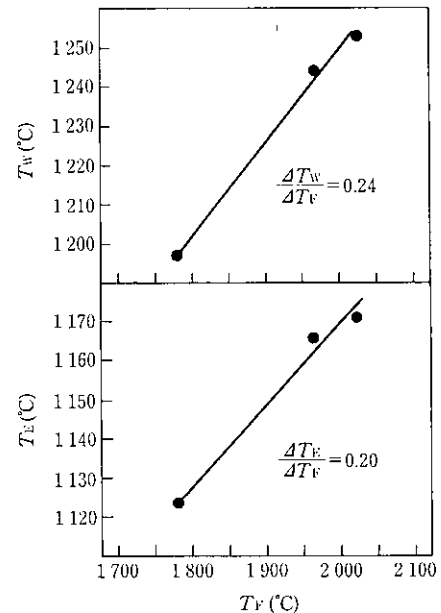


Fig. 15 Relationship between T_F , T_E and T_w (T_E , end flue wall temperature; T_w , average cross wall temperature)

T_E は上昇することがわかる。ただし、 $(\Delta T_w / \Delta T_F) > (\Delta T_E / \Delta T_F)$ であることから、 T_F の上昇にともない、 $T_w - T_E$ の値、すなわち、端フリーにおける平均炉温との差は拡大することがわかる。しかし、4.3.1 項で述べたように、 T_F を上昇することによって窯全体としての乾留状態は良好になるので、乾留熱量を低減するためには、燃焼条件を決定する際に、従来から操業の指針とされている燃焼室温度分布¹¹⁾だけでなく、 T_F による窯全体の伝熱効率も考慮する必要があると考える。

4.4 乾留熱量の低減効果

4.1~4.3 節での結果に基づいて、燃焼条件を最適な方向へ調整することによって以下の効果を得た。

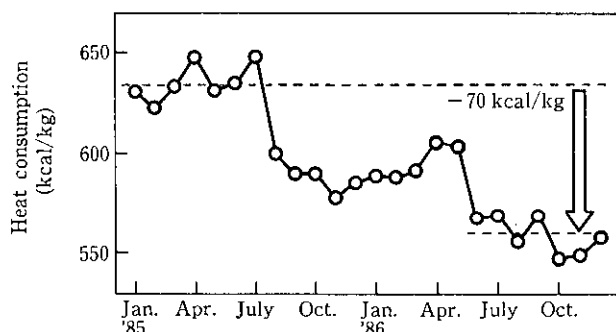


Fig. 16 Transition of heat consumption of coke ovens in Mizushima Works

- (1) フリュウ上部開口面積の調整と炉頂圧の上昇により、フリュー間のガス流量配分を適正化し、この結果、廃ガス温度を 37°C 、押出コークス表面平均温度を約 20°C それぞれ低下させることができた。
- (2) Mガスカロリーの上昇と、空気比の低下により、燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱効率が向上し、廃ガス流量を約 21% 低減することができた。

以上の結果、水島製鉄所におけるコークス炉の燃焼調整に適用することによって、約 40 kcal/kg の乾留熱量原単位を低減することができ、他の技術による低減効果と合わせて、Fig. 16 に示すように、約 70 kcal/kg-coal の乾留熱量原単位を低減し、 560 kcal/kg-coal 以下の乾留熱量原単位で操業できる技術を確認した。

5 考 察

5.1 炉長方向の伝熱量分布を均一にするガス流量配分

Fig. 9 に示したフリュー上部開口面積において、ガス配分モデルにより計算したフリュー間のガス流量配分と燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱量分布 (Fig. 17) によると、次のことが示された。

- (1) 端フリューに配分される燃焼ガスは、燃焼時および引落時とも他のフリューよりも多く、全燃焼ガス量の 10% 以上が配分されている。

- (2) 燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱量分布を均一にするガス流れは、燃焼時に中心流化し、引落時に周辺流化する傾向にある。

上記の (1) については、カルスチル炉の端フリューに設置されているMガスと燃焼用空気の流れに配分されるMガスと空気の流量が多いためである。

Fig. 18 に示すトレーサガス流量測定法¹²⁾を用いて、コークサイドの端フリューにおける入気時の燃焼ガス流量を測定した結果を Table 2 に示す。これより、測定値と計算結果はほぼ一致しており、上記 (1) は事実であると考えられる。このように端フリューには多くの燃焼ガスが配分されているにもかかわらず、他のフリューに比べて炉温が低くなっている。これは、Fig. 17 に示したように、燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱量が端フリューでは、他のフリューに比べて小さくなっていることから説明することができ、炉体からの熱放散が大きいためと考えられる。

一方、Table 2 から炉頂圧を変化しても、端フリューのガス流量配分変化はわずかであることがわかる。これより、炉頂圧の低下によって端フリューの燃焼室壁面温度が低下する原因は、4.2 節で述べた炉内への侵入空気によって、端フリューへ配分されていたMガスが (3) 式のバランスから減少し、中心流化したためと推定され

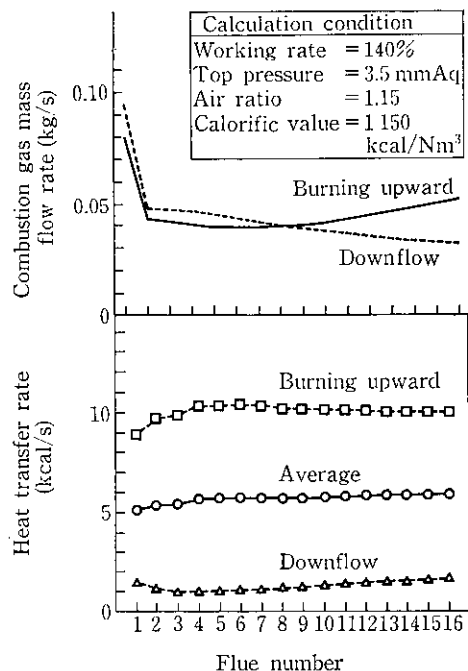


Fig. 17 Calculation results of combustion gas distribution and heat transfer rate on each flue (coke side)

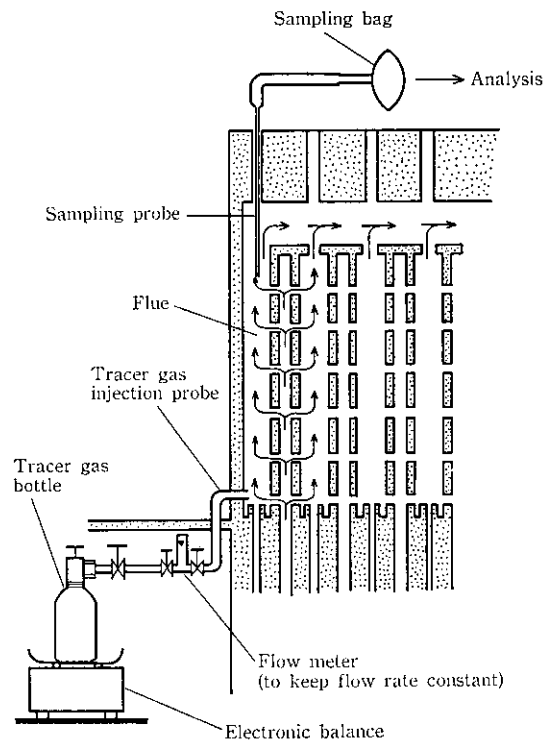


Fig. 18 Measurement of end flue gas flow rate

Table 2 Combustion gas distribution of end flue

Top pressure (mmAq)	Measured value		Calculated value	
	Combustion gas flow rate (Nm ³ /min)	Distribution factor (%)	Combustion gas flow rate (Nm ³ /min)	Distribution factor (%)
-3.0	2.3	10.1	2.5	10.9
+4.0	2.5	10.9		

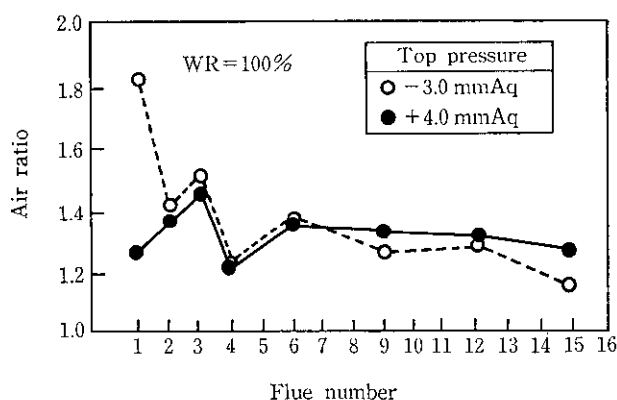


Fig. 19 Measurement results of air ratio on each flue (coke side)

る。この現象は、炉頂圧を -3.0 mmAq から $+4.0$ mmAq へ変化した時に測定した Fig. 19 に示すフリュー内の空気比分布から、炉頂圧を低下することによって、 O_2 濃度が端フリュー部で上昇し、中央部フリューで低下することから確認される。

一方、燃焼時と引落時にフリュー間のガス配分傾向が異なる理由については、Fig. 6 に示したように、入気時と引落時でガス流れの向きが逆向きになるため、(4) 式中の K_2 と K_4 の f_2 および f_4 が変化して、フリュー間の損失抵抗のバランスが変化するためと考えられる。また、このようなガス配分傾向から、炉の周辺部では中央部に比べて蓄熱室での予熱による入熱の比率の高いことがわかる。

5.2 燃焼条件による伝熱効率の変化

フリュー上部開口面積、入熱量および炉頂圧が一定の条件下で、空気比を 1.30 から 1.10 に低下させ、さらに、Mガスカロリーを 920 kcal/Nm³ から 1150 kcal/Nm³ に上昇させた場合において、フリュー間の伝熱量分布をモデルにより計算した結果を Fig. 20 に示す。これより、次のことが示された。

- (1) 燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱効率を約 5% 向上することが可能である。
- (2) 端フリューにおける燃焼ガスから炭化室壁面への伝熱量は増加するが、その割合は全フリューの平均増加量よりも小さい。
- (3) 伝熱量分布は炉の中央部が相対的に良くなる。

上記の (1) および (2) については、4.3 節で述べた Fig. 14 および Fig. 15 に示した実炉の変化傾向と一致しており、空気比を低減し、Mガスカロリーを上昇することにより、伝熱効率が良くなることがわかる。(3) については、燃焼ガス量の変化により、蓄熱

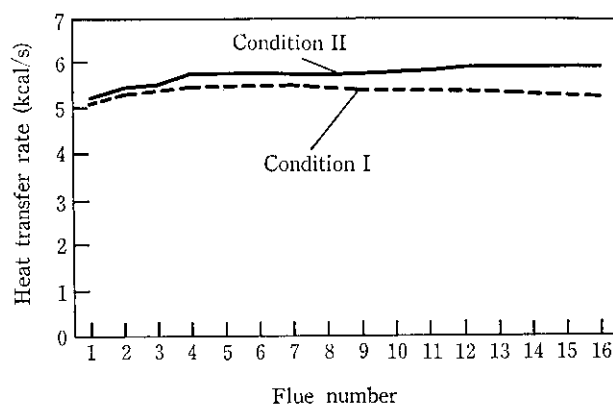


Fig. 20 Calculated effect of burning condition on heat transfer rate (coke side)

室での熱効率が変化しているためと考えられる。さらに、Fig. 14 に示した火落時間の短縮率から考えると、実績の伝熱効率の向上は約 3% と推定され、(1) で示した計算結果よりも効果が小さくなるが、これについては今後の検討を要する。

6 結 論

コークス炉の乾留熱量を低減することを目的として、窯内の乾留状態を評価する方法を検討する一方、フリュー間のガス流量配分を制御することにより、窯内の乾留状態を均一化し、燃焼室内における伝熱効率の向上を図った。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) 乾留状態を評価する指標として、コークス押出時の集塵ダスト濃度を定量化した指標 E を提案し、その有用性を確認した。
- (2) 炉長方向の乾留を均一化するためには、フリュー間のガス流量配分を適正に制御することが有効であり、上部スライドダンパーと炉頂圧によって、フリュー間のガス流量配分を制御する技術を確認した。
- (3) 燃焼室内の伝熱効率を向上するためには、空気比の低減と、Mガスカロリーの上昇によって、理論燃焼ガス温度を上昇させることが重要であり、効果が大きいことを確認した。
- (4) フリュー間のガス流れを解析した結果、端フリューには、全燃焼ガスの 10% 以上が配分されており、フリュー間のガス配分は、入気時に中心流化し、引落時に周辺流化する傾向がある。
- (5) (2)~(4) の知見を水島製鉄所の全コークス炉に適用することにより、昭和 61 年 7 月以降平均 560 kcal/kg 以下の乾留熱量原単位で操業を行っている。

参 考 文 献

- 1) 山本英樹, 中川洋治, 紫原康孝, 永沼洋一, 江崎 昂: 鉄と鋼, 67 (1981) 4, S117
- 2) 牛窪美義, 猪飼恭三, 川西秀明, 中野 盛, 田中昭雄, 長谷川明彦: 鉄と鋼, 71 (1985) 4, S2
- 3) 高木耕平, 佐治秀人, 長谷川明彦: 鉄と鋼, 72 (1986) 4, S32
- 4) 中川二彦, 有吉一雅, 石橋源一, 小林俊明: 鉄と鋼, 73 (1987) 4, S49
- 5) 石橋源一, 小林俊明, 中川二彦, 有吉一雅: 鉄と鋼, 73 (1987) 4, S50
- 6) 中川二彦, 有吉一雅, 橋本邦俊, 木村光蔵, 笠岡玄樹, 白石典久: 鉄と鋼, 73 (1987) 4, S51
- 7) 中川二彦, 小野晴彦, 有吉一雅, 笠岡玄樹, 一宮正俊: 鉄と鋼, 72 (1986) 12, S845
- 8) 有吉一雅, 中川二彦, 石川玉行, 笠岡玄樹: 鉄と鋼, 72 (1986) 12, S846
- 9) 秋月英美, 笠岡玄樹, 橋本邦俊, 松田 洋, 寺園清己, 中川二彦: 鉄と鋼, 73 (1987) 4, S53
- 10) 藤代亮一: 「ムーア物理化学」, (1974), 758, [東京化学同人]
- 11) 鉄鋼便覧 II 製鉄・製鋼, (1979), 197, [日本鉄鋼協会編]
- 12) 中川二彦, 谷口修一, 一宮正俊: 鉄と鋼, 70 (1984) 13, S1084