

— 俵論文賞受賞記念論文 —

吹込燃料のコークス置換率の理論式と
その適用限界について*

館 充**・中根千富***・金 鉄裕***・鈴木吉哉***

著者らはさきに A. N. RAMM¹⁾の提唱したコークスの炭素の有効熱量という概念に基いて, 吹込燃料(粉炭)によるコークス置換の諸要因の寄与率を明らかにすること²⁾, ついで燃料そのものの有効熱量なる概念を導入することによつて, 置換率を理論的に求めることを試みた⁴⁾. しかし理論置換率を求めるにあつて, 送風中水分に由来する水素の還元への参与を全く無視したうえ, 実際上きわめて重要な意味をもっている燃料の燃焼率を考慮しなかつた. また理論置換率と実績置換要因との関係が解明されていないうえ, 置換要因そのものについても, 真の要因と, いわばみかけのそれとの区別あるいは関係づけも十分であつたとはいえないなど, 多くの欠点や不備があつた. 本稿の意図の1はこれらの点について補足改訂を加えたいということにある.

他方, 後に述べるように, 燃料の吹込に関連する問題を単に熱量的側面—全熱バランスの側面—だけに着目して取り扱うことには当然の限界があり, この欠点はすでに理論式による実績の説明のさいにも端緒的に現われてくるがさらに進んでこの理論式を予言のために役立てようとする時に, 明瞭に露呈してくる. 本稿の第2の意図はこの意味での限界を明らかにし, 真に予言的な, したがつて創造的な高炉の理論を確立するために, 今後進めるべき研究の方向について私見を述べ, それによつてこれまで著者らの取り組んできた研究の方向に, 一応の終止符をうちたいという点にある.

1. 理論式の誘導

前報⁴⁾で述べたように, 銑鉄 1 t を生成するのに必要な熱量が一定という考え方から, 次式がえられる.

$$k'_B q'_C + k'_S q'_{cd} + \alpha f q_F - f \cdot Z_f = k_B \cdot q_C + k_S \cdot q_{cd} - Z_p \dots\dots\dots (1)$$

ここに $k_B, k'_B, k_S, k'_S, q_C, q'_C, q_F, q_{cd}, q'_{cd}, F, f, Z_f, Z_p$ などの定義は第1表の通りで前報と全く同じであるが, 左辺の第3項に燃料の燃焼率 α が含まれ, また q_C, q'_C および q_F を求めるにあつて, 送風中水

分に由来する H_2 の還元への参与を考慮する点で少し違つたものになる. すなわち q_C, q'_C, q_F は次式で計算される.

$$q_C = C_K [2340 + V_B \{ (C_O + \varphi C_{H_2O}) t_B - 2580\varphi \} - (1 \cdot 21 + 2\varphi) V_B C_O t'_G + \zeta_{CO} \{ 5640 - 1 \cdot 867 \times (C_{CO_2} - C_O) t'_G \} + \zeta_{H_2} V_B \varphi \{ 2580 - (C_{H_2O} - C_O) t'_G \}] - Q_S$$

$$q'_C = C_K [2340 + V'_B \{ (C_O + \varphi' C_{H_2O}) t'_B - 2580\varphi' \} - (1 \cdot 21 + 2\varphi') V'_B C_O t'_G + \zeta'_{CO} \{ 5640 - 1 \cdot 867 (C_{CO_2} - C_O) t'_G \} + \zeta'_{H_2} V'_B \varphi' \times \{ 2580 - (C_{H_2O} - C_O) t'_G \}] - Q'_S$$

$$q_F = C_F [2340 + V'_B \{ (C_O + \varphi' C_{H_2O}) t'_B - 2580\varphi' \} - \left\{ (1 \cdot 21 + 2\varphi') V'_B + \frac{11 \cdot 2}{C/H} \right\} C_O t'_G - J'_F + \zeta'_{CO} \{ 5640 - 1 \cdot 867 (C_{CO_2} - C_O) t'_G \} + \zeta'_{H_2} \left(V'_B \varphi' \frac{11 \cdot 2}{C/H} \right) \{ 2580 - (C_{H_2O} - C_O) t'_G \} - Q'_S$$

一方銑鉄 1 t あたりの被還元酸素量一定の関係から,

$$\frac{11 \cdot 2}{12} \zeta'_{CO} C_K k'_B + \frac{11 \cdot 2}{12} C_K k'_S + \frac{11 \cdot 2}{12} \alpha \zeta'_{CO} C_F f + \frac{11 \cdot 2}{12} \alpha \zeta'_{H_2} C_F \frac{f}{C/H} + \frac{1}{2} \zeta'_{H_2} V'_B \varphi' \times (C_K k'_B + \alpha C_F f) = \frac{11 \cdot 2}{12} \zeta_{CO} C_K k_B + \frac{11 \cdot 2}{12} C_K k_S + \frac{1}{2} \zeta_{H_2} V_B \varphi C_K k_B$$

が成立し, 両辺を $\frac{11 \cdot 2}{12} C_K$ で割つて整理すれば次式がえられる.

$$k'_B \left(\zeta'_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V'_B \varphi' \zeta'_{H_2} \right) + k'_S + \alpha f \frac{C_F}{C_K} \times \left(\zeta'_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V'_B \varphi' \zeta'_{H_2} + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right)$$

* 昭和40年5月1日受付
** 東京大学生産技術研究所, 工博
*** 東京大学生産技術研究所

第1表 各種記号の意味と単位

記号	意 味	単 位
k_B, k_B'	羽口で燃えるコークスの量	kg / t - 銑鉄
k_S, k_S'	ソリユーション・ロス反応によつて消費されるコークス量	〃
q_C, q_C'	羽口で燃えるコークスの有効熱量	kcal / kg - コークス
q_F	吹込燃料の有効熱量	kcal / kg - 燃料
q_{cd}, q_{cd}'	Fe の直接還元で費されるコークスの有効熱量	kcal / kg - コークス
F	1日の燃料吹込量	kg / 日
f	銑鉄トンあたり燃料吹込量	kg / t - 銑鉄
Z_f	吹込燃料 1 kg あたりの炉体熱損失	kcal / kg - 燃料
Z_p	銑鉄トンあたり炉体熱損失	kcal / t - 銑鉄
C_K	コークスの固定炭素含有量	kg / kg - コークス
C_F	燃料の炭素含有量	kg / kg - 燃料
C/H	燃料の炭素%と水素%との比	〃
P, P'	出 銑 量	t / 日
Q_S, Q_S'	コークス灰分および燃料の灰分の滓化熱	kcal / kg - コークス - 燃料
V_B, V_B'	炭素 1 kg あたり乾燥風量	Nm ³ / kg - 炭素
φ, φ'	送風の水分	Nm ³ / Nm ³ - 乾風
t_B, t_B'	送風温度	°C
t_G, t_G'	炉頂ガス温度	°C
ζ_{CO}, ζ'_{CO}	CO の利用率	—
$\zeta_{H_2}, \zeta'_{H_2}$	H ₂ の利用率	—
C_O	2 原子ガスの比熱	kcal / m ³
C_{H_2O}	水蒸気の比熱	kcal / m ³
C_{CO_2}	CO ₂ の比熱	〃
n	燃料のコークス置換率	—

註: ' のない記号は通常操業時, ' をつけた記号は燃料吹込時の量を示す。

$$= k_B(\zeta_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V_B \varphi \zeta_{H_2}) + k_S \dots \dots \dots (2)$$

ゆえに

$$\zeta_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V_B \varphi \zeta_{H_2} = \eta \dots \dots \dots (3)$$

$$\zeta'_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V'_B \varphi' \zeta'_{H_2} = \eta' \dots \dots \dots (4)$$

$$\frac{C_F}{C_K} \left(\zeta'_{CO} + \frac{6}{11 \cdot 2} V'_B \varphi' \zeta'_{H_2} + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right) = \frac{C_F}{C_K} \left(\eta' + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right) = t' \dots \dots \dots (5)$$

とおけば, 式(2)は前報⁴⁾の式(4)とごく似た形

$$k'_B \eta' + k'_S + \alpha f t' = k_B \eta + k_S \dots \dots \dots (2)'$$

となり, 前報の $\zeta_{CO}, \zeta'_{CO}, t$ の代りに η, η', t' を用いれば, 形式的には前と全く同様の取り扱いができることがわかる。

1日の送風により燃焼しうる炭素のコークス相当量については,

$$P' k'_B + \alpha \frac{C_F}{C_K} F = K$$

が成立し, $f = F/P'$ を用いて P' を消去すれば

$$k'_B = f \left(\frac{K}{F} - \alpha \frac{C_F}{C_K} \right) \dots \dots \dots (6)$$

がえられる。

(1), (2)' および (6) から出銑量 P' および置換率 n を求めれば次のようになる。

$$P' =$$

$$F \frac{\left(\frac{K}{F} - \alpha \frac{C_F}{C_K} \right) (q'_C - \eta' q'_{cd}) + \alpha (q_F - t' q'_{cd}) - Z_f}{k_B (q_C - \eta q'_{cd}) + k_S (q_{cd} - q'_{cd}) - Z_p}$$

$$\dots \dots \dots (7)$$

$$n = \frac{k_B (1 - \eta)}{f} + \alpha t' - (1 - \eta') \left(\frac{K}{F} - \alpha \frac{C_F}{C_K} \right) \dots \dots \dots (8)$$

2. 置換率の構成要素

出銑量の増加 ΔP (t/day) および燃料添加率 m (kg / kg あるいは m³ / kg) を次のように定義する。

$$P' = P + \Delta P \quad m = F / K$$

これらを用いて(8)を書き直すと

$$n = \frac{(P + \Delta P) k'_B}{F} (1 - \eta) + \alpha \frac{C_F}{C_K} \times \left(\eta' + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right) - (1 - \eta') \left(\frac{1}{m} - \alpha \frac{C_F}{C_K} \right) \dots \dots \dots (8)'$$

ここで増風率(送風による供給酸素量の増加率)を λ とすれば $K = \lambda P k_B$ であるから, これを(8)'に入れて

$$n = \frac{(P + \Delta P) k_B}{\lambda P k_B m} (1 - \eta) + \alpha \frac{C_F}{C_K} \times \left(1 + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right) - \frac{1 - \eta'}{m} = \frac{1}{\lambda m} \left(1 + \frac{\Delta P}{P} \right) (1 - \eta) + \alpha \frac{C_F}{C_K}$$

$$\begin{aligned} & \times \left(1 + \frac{6}{C/H} \zeta'_{H_2} \right) - \frac{1-\eta'}{m} \\ & = \alpha \frac{C_F}{C_K} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} + \frac{1-\eta}{\lambda} \frac{\Delta P/P}{m} \\ & + \frac{1}{m\lambda} \{ (1-\eta) - \lambda(1-\eta') \} \\ & = \alpha \frac{C_F}{C_K} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} + \frac{1-\eta}{\lambda} \frac{\Delta P/P}{m} \\ & + \frac{1-\lambda}{\lambda} \frac{1-\eta}{m} + \frac{\eta'-\eta}{m} \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

がえられる。

(9)の右辺において, 第1項は吹込燃料の含有炭素のうち, 実際に燃焼したもののコークス当量, 第2項は燃料の含有水素のうち, 分解して酸化鉄の還元利用されたもののコークス当量, 第5項は燃料吹込に伴う ζ_{CO} および ζ_{H_2} の変化に起因するコークスの節約分で, 第2項と第5項の和に相当する Solution Loss の減少がおこるとみることができる。また第3, 4項の分母 $\lambda m = F/Pk_B$ である

ことから, 前者は出鉄量増加率, 後者は増風率 (いずれも燃料 1 kg あたり) に関するコークス節約分であることがわかる。このうち出鉄量増加に起因するコークスの節約は, 鉄 1 t あたりの炉体熱損失および炉頂ガス量一したがって炉頂ガス顕熱一の減少によるものとみることができるから, 式(9)の 1, 2, 3, 5 項は前報²⁾で述べた実績置換要因と, 少なくとも定性的には一致しているといえる。

(9) による計算と実績との定量的な一致程度の検討は後まわしにして, さらに先へ進もう。

問題は増風を行わない場合, すなわち $\lambda = 1$ の場合に, 出鉄量が増加する原因とその程度を調べることにあ

3. 出鉄量の変化

(9)において $\lambda = 1$ とすると次式がえられる。

$$\begin{aligned} n & = \alpha \frac{C_F}{C_K} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} + (1-\eta) \\ & \times \frac{\Delta P/P}{m} + \frac{\eta'-\eta}{m} \dots\dots\dots (9)' \end{aligned}$$

一方 $\Delta P/P$ を計算するため, (7)に $K = Pk_B$ を入れると

$$\begin{aligned} P' & = Pk_B m \\ & \times \frac{\left(\frac{1}{m} - \alpha \frac{C_F}{C_K} \right) (q'_c - \eta' q'_{cd}) + \alpha (q_F - t' q'_{cd}) - Z/Pk_B m}{k_B (q_C - \eta q'_{cd}) + k_S (q_{cd} - q'_{cd}) - Z/P} \end{aligned}$$

となるから

$$\begin{aligned} \frac{\Delta P}{P} & = \frac{P' - P}{P} \\ & = \left\{ \left(1 - \alpha m \frac{C_F}{C_K} \right) (q'_c - \eta' q'_{cd}) + m \alpha (q_F - t' q'_{cd}) \right. \\ & \left. - Z/Pk_B \right\} / \left\{ k_B (q_C - \eta q'_{cd}) + k_S (q_{cd} - q'_{cd}) - Z/Pk_B \right\} \\ & - 1 \end{aligned}$$

となる。ここで $q_{cd} - q'_{cd}$ が一般に非常に小さく

$$q_C - \eta q_{cd} - Z/Pk_B = q_C - \eta q'_{cd} - Z/Pk_B \gg k_S/k_B$$

$\times (q_{cd} - q'_{cd})$ であることを考慮して上の式を書き直せば (演算省略)

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{\left[q'_c - q_C - (\eta' - \eta) q'_{cd} + m \alpha \left\{ q_F - \frac{C_F}{C_K} \left(q'_c + \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} q'_{cd} \right) \right\} \right] - \frac{k_S}{k_B} (q_{cd} - q'_{cd})}{q_C - \eta q_{cd} - Z/Pk_B}$$

がえられ, さらに (10) の右辺の分子で

$$[] \gg \frac{k_S}{k_B} (q_{cd} - q'_{cd})$$

を考慮すれば, 結局次式がえられる。

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{(q'_c - q_C) - (\eta' - \eta) q'_{cd} + m \alpha \left(q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c \right) - m \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} q'_{cd}}{q_C - \eta q_{cd} - Z/Pk_B} \dots\dots\dots (10)'$$

- (10)' の右辺の分子の各項は次の意味をもっている。
- 第1項 $(q'_c - q_C)$ — 燃料吹込に伴う羽口先燃焼コークスの有効熱量の変化
 - 第2項 $(\eta' - \eta) q'_{cd}$ — ζ_{CO} および ζ_{H_2} の変化に伴う直接還元のコークスの有効熱量の変化
 - 第3項 $m \alpha \left(q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c \right)$ — 羽口先燃焼コークスの一部を燃料の炭素で置換したことによる有効熱量の変化
 - 第4項 $m \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} q'_{cd}$ — 燃料の含有水素の還元への参与による直接還元コークスの有効熱量の減少

これにたいして分母は基準操業における羽口先燃焼コークス 1 kg あたりの有効利用熱と考えられる。ゆえに (10)' は上述の意味をもつ4項の熱量変化の代数和と, 基準操業における燃焼コークス 1 kg の利用熱との比によつて $\Delta P/P$ がきまることを示している。

(10)' を (9)' に入れると, 次式がえられる。

$$\begin{aligned} n & = \alpha \frac{C_F}{C_K} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta'_{H_2}}{C/H} \left(1 - \frac{1-\eta}{q} q'_{cd} \right) \\ & + \alpha \frac{(1-\eta)}{q} \left(q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c \right) \end{aligned}$$

$$+ \frac{\eta' - \eta}{m} \left(1 - \frac{1 - \eta}{q} q'_{cd} \right) + \frac{1 - \eta}{q} \cdot \frac{q'_c - q_c}{m} \dots\dots\dots (11)$$

ただし $q = q_c - \eta q_{cd} - Z/Pk_B$ である。

(11) で $1 - \eta/q$ は基準操業の状態によつて決まる定数であり、 $q'_{cd} = q_{cd}$ とすれば $\frac{1 - \eta}{q} q'_{cd}$ も定数とみなしうるから、結局置換率 n は燃料の組成と燃焼率、水素の利用率 ζ_{H_2} , CO および H_2 の利用率の変化 ($\eta' - \eta$), ($q_F - C_F/C_K q'_c$) ならびに ($q'_c - q$) なる量, および燃料添加率 m によつて決まることがわかる。

4. 理論式と実績との対比

前報²⁾³⁾ で試験高炉の第13次操業における粉炭吹込の効果を検討したさい、置換率 1.127 の構成が次のようになっていることを示した。

- a. 粉炭の炭素のークス当量.....0.473
- b. Solution Loss 減少分のークス当量 ...0.286
- c. 炉頂ガス顕熱減少分のークス当量.....0.172
- d. 熱損失減少分のークス当量.....0.196

かつ上の c, d の要因は出銹量の増加によるものが大部分であることを述べた。

以下この実績と (9)' による計算との対応関係を検討してみる。

吹込を行なつた田川特粉の元素分析を第2表に、計算に必要な諸量の値を第3表に示した。

田川炭の工業分析では固定炭素=45.8%, 灰分=11.9

第2表 粉炭の元素分析

元 素	C	H	O	N	S	灰分
重量(%)	71.3	5.4	11.7	0.7	0.4	10.5

第3表 粉炭吹込試験に関する諸量の値

記 号	数 値	記 号	数 値
α	0.738	k_B	1320.4 kg/t pig
ζ_{CO}	0.139	k_S	92.3 kg/t pig
ζ_{H_2}	0.028	t_B	574°C
ζ'_{CO}	0.179	t_B'	594°C
ζ'_{H_2}	0.361	t_G	481°C
ϕ	0.0276 Nm ³ /Nm ³	t_G'	414°C
ϕ'	0.0275 "	q_c	2369 kcal
V_B	4.16 Nm ³ /kg	q'_c	2752 "
V_B'	3.40 Nm ³ /kg	q_{cd}	1714 "
F	479.1 kg/day	q_{cd}'	1750 "
P	1181 kg/day	q_F	2150 "
P'	1320 kg/day	Z	1,882, 135 kcal/day
C_K	0.881		

%となつており、元素分析との間に若干の差があるが、ここでは元素分析の値を採用して

$$C_F = C - \frac{12}{16} O = 0.713 - \frac{12}{16} \times 0.117 = 0.625$$

$$C/H = 0.625/0.054 = 11.6$$

を使用する。

4.1 粉炭の炭素のークス当量

(9)' と 第 1, 2 表より直ちに

$$\alpha \frac{C_F}{C_K} = 0.738 \frac{0.625}{0.881} = 0.523 \dots\dots\dots (a)'$$

4.2 粉炭の水素のークス当量

これも (9)' と 第 2, 3 表から直ちに

$$\alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta_{H_2}}{C/H} = 0.738 \times \frac{0.625}{0.881} \times \frac{6 \times 0.361}{11.6} = 0.098 \dots\dots\dots (b)'$$

4.3 η の変化によるークス節約分

第2表でわかるように ζ_{H_2} は非常に小さく、 $V_B \phi$ の値もあまり大きくないから、 η の代りに ζ_{CO} をとることができる。また羽口から入る水素源が送風の水分だけの場合には、原因は明らかでないが、みかけ上 ζ_{H_2} がマイナスになることがしばしばある。これにたいして燃料吹込の場合には ζ_{H_2} はほとんど常にプラスの大きい値になるため、同量の送風水分による H_2 の働らきに大きな差があるかのごとき不合理な印象を与える。したがつて η , η' の代りに ζ_{CO} , ζ'_{CO} をとるのがむしろ合理的とも思われるが、ここでは機械的に η による計算を試みる。

第3表によれば粉炭吹込時の $V'_B = 3.40$ と計算され、また基準操業時の $V_B = 4.16$ であるから

$$\eta' - \eta = 0.179 - 0.139 + 6/11.2 (3.4 \times 0.0275 \times 0.361 - 4.16 \times 0.0276 \times 0.028) = 0.056$$

一方粉炭吹込時の1日羽口送酸量は 1276m³ (これは基準操業時のそれ 1282m³ とほぼ等しく、 $\lambda = 1.0$ とみてよい) であるから、 K は次の値となる。

$$K = 1276 \times 12/11.2 \div 0.881 = 1552 \text{ kg/day}$$

$$\text{ゆえに } m = 479.1/1552 = 0.309$$

したがつて η の変化によるークス節約分は

$$\frac{\eta' - \eta}{m} = 0.056/0.309 = 0.181 \dots\dots\dots (c)'$$

4.4 出銹量の増加によるークスの節約分

これを求めるため (10)' によつて $\Delta P/P$ を求めると (演算省略) $\Delta P/P = 0.238$

となり、実績の 0.148 にくらべてはなはだしく高い値がでる。より正確な (7) 式から $\Delta P/P$ を求めても 0.256 でこの傾向には変りがない。

したがってこの値を利用してコークス比低下分を計算すると

$$\frac{1-\eta}{m} \frac{\Delta P}{P} = \frac{1-0.140}{0.309} \times 0.238 = 0.661 \dots (d)'$$

となり, 対比すべき実績(c+d)にくらべてはなはだしく大きくなってしまふ。

$\Delta P/P$ の計算値が実績とはなはだしく違う原因の1としては, この種の計算にありがちな誤差の累積も考えられるが, 第15次操業における粉炭吹込試験のデータの処理のさいには, 同じ式を用いてもこのようなはなはだしい不首尾がみられなかつたことからみて, この原因が唯一かつ主要なものであつたとは思えない。

ここで想起されることは, 粉炭の燃焼率が第15次操業ではほぼ100%近くと推定されたのにたいし, 第13次では約73%と計算されており, 未燃粉炭が炉に与える作用を全く考慮していないということである。いまがりにこの作用が熱量的なマイナスだけであるとして, これを未燃粉炭1kgあたり q_L kcal であるとし, これによる補正を $\Delta P/P$ の式に施せば, 式(10)'の形と各項の意味から, 次の式がえられる。

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{m(1-\alpha)q_L}{q_c - \eta q_{cd} - Z/Pk_B} \dots (10)''$$

そこで $\Delta P/P$ の実績値と理論値との差から q_L を逆算してみると

$$\frac{m(1-\alpha)q_L}{q_c - \eta q_{cd} - Z/Pk_B} = 0.238 - 0.148$$

とおけるから, $q_L = 1037$ kcal となり, 粉炭が単に炉頂温度に加熱されて排出されると考えて計算した値にくらべると非常に大きな値である。

もちろん未燃粉炭の逆効果が単なる熱量的なマイナスだけでなく, もつと機能的な悪作用もあり, それを全体として熱量に換算したものが上の q_L の値であると考えられることもできる。しかしその機能的な悪作用がどんなものであるか, それをいかにして定量的に評価すべきかという問題は, いまここで立脚している全物質バランス, 全熱バランスの方法をこえる問題である。

いずれにせよ $\Delta P/P$ の計算値が大きくなりすぎる以上, 計算では実績値を採用せざるをえない。また α や $\eta'-\eta$ について実績値を採用しているから, そうすることがはなはだしく不当だということにはならない。するとこれによる相対的コークス比低下の置換率への寄与は

$$\frac{1-\eta}{m} \frac{\Delta P}{P} = \frac{0.860}{0.309} \times 0.148 = 0.411 \dots (d)''$$

となる。

以上のようにして求められた(a)', (b)', (c)', (d)''を実績の(a), (b), (c), (d)と比較すると, (b)'+(c)'=0.279は(b)=0.286とほぼ等しいが, (a)'は(a)より(d)''も対応する(c)+(d)=0.368よりかなり大きい。したがってまた(a)'+(b)'+(c)'+(d)''=1.213も実績の1.127よりかなり大きくなっている。

このうち(a)と(a)'との違いについていえば, 採用した分析値に明らかな差がある[(a)の計算では工業分析を採用している]うえ, (a)の計算では(a)'の場合のように, コークスの炭素と粉炭のそれとが熱量的に等価という立場をとっていないのであるから, 違いがでるのが当然であり, 両者の相違は計算基準の相違にすぎない。

一方(d)''については $\Delta P/P$ の計算値と実績とのくい違いのようなかなり本質的な問題を含んでいるから, たとえ(c)+(d)との相違がこの種の計算誤差としては大きすぎるといふほどのものではないとしても全く問題がないとはいえない。

それゆえ $\Delta P/P$ を正しく評価できれば, (9)'によるnの各要素の計算値と実績との定量的一致度も必ずしも悪いものではない。しかし前述のように $\Delta P/P$ を常に正しく計算できるとは限らない事情があること, また粉炭の炭素とコークスの炭素とが熱量的に等価という機械的な見方を採用していること, すなわち粉炭とコークスとの羽口付近を含む高温帯における機能の相異を捨象していることに, この理論すなわち全熱バランスのみに立脚した理論の大きな欠点がある。それゆえこの理論の価値はその定量的正確さよりは, むしろ定性的明確さにあるというべきであろう。

5. 理論式の応用に関する諸問題

燃料吹込に関して最も興味ある問題は

(イ) 各種燃料について, その与えられた熱補償条件のもとでの, 最大吹込可能量すなわちmの最大値を求めること。

(ロ) mの変化による置換率nの変化を定量的に求めること。

(ハ) (イ), (ロ)により最大コークス置換量を見出して, 最も有利な燃料とその吹込量を決定することである。

ある燃料の, ある送風条件(送風量, 送風温度, 送風中酸素濃度など)のもとでの最大吹込可能量を決定するのが, 燃焼率 α の値であることは周知の事実である。し

たがつて上の(イ)の問題を解決するためには、 α と m との関係、さらに進んで $\alpha = 1$ でかつ m を最大とするような吹込条件を知ることが必要である。ところが現在この分野でえられている知識はこの問題に答えるのには十分でない。ここに展開した理論がこの点で全く無力であることはいうまでもない。それゆえこの方面の研究、すなわち高炉の燃焼帯における、各種燃料の炭素だけの不完全燃焼の機構、条件、効率などに関する研究が要求される。

次に(ロ)の問題については理論式の応用が考えられるので、以下それについて述べる。

式(11)の右辺の第3項の $(q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c)$ は q_F 、 q'_c の計算式を参照して、次のように書くことができる。

$$q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c = \frac{11 \cdot 2 C_F}{C/H} \left[\zeta'_{H_2} \{2580 - (C_{H_2O} - C_O) t'_G\} - C_O t'_G \right] + \frac{C_F}{C_K} Q_S - Q'_S - C_F J_F^0 \dots \dots \dots (12)$$

また第5項の $(q'_c - q_c)$ も、 $V_B = V'_B$ 、 $\varphi = \varphi'$ とすれば、次のように書ける。

$$q'_c - q_c = C_K [V_B (C_O + \varphi C_{H_2O}) (t'_B - t_B) - (1 \cdot 21 + 2\varphi) V_B C_O (t'_G - t_G) + (\zeta'_{CO} - \zeta_{CO}) \{5640 - 1 \cdot 867 (C_{CO_2} - C_O) t_G\} - 1 \cdot 867 \zeta_{CO} (C_{CO_2} - C_O) (t'_G - t_G) + V_B \varphi (\zeta'_{H_2} - \zeta_{H_2}) \{2580 - (C_{H_2O} - C_O) t_G\} - V_B \varphi \zeta_{H_2} (C_{H_2O} - C_O) (t'_G - t_G)]$$

$V_B \varphi \zeta_{H_2} (C_{H_2O} - C_O)$ の値が小さいことを考慮してこれを含む項を省略し、かつ通常送風条件における ζ_{H_2} の真の値を知ることがむずかしく、 $(\zeta'_{H_2} - \zeta_{H_2})$ を含む項を取り除くのが合理的であることを考慮すれば、結局次のようになる。

$$q'_c - q_c = C_K [V_B (C_O + \rho C_{H_2O}) \Delta t_B - \{(1 \cdot 21 + 2\varphi) V_B C_O + 1 \cdot 867 \zeta_{CO} (C_{CO_2} - C_O)\} \Delta t_G + \{5640 - 1 \cdot 867 (C_{CO_2} - C_O) t_G\} \Delta \zeta_{CO}] \dots \dots (13)$$

ただし Δt_B 、 Δt_G 、 $\Delta \zeta_{CO}$ はいずれも差を表わす。

同様の理由により式(11)の η 、 η' を ζ_{CO} 、 ζ'_{CO} で置きかえれば次のようになる。

$$n = \alpha \frac{C_F}{C_K} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6 \zeta'_{H_2}}{C/H} \left(1 - \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} q'_{cd} \right) + \alpha \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} \left(q_F - \frac{C_F}{C_K} q'_c \right) + \frac{\zeta'_{CO} - \zeta_{CO}}{m} \times \left(1 - \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} q'_{cd} \right) + \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} \cdot \frac{q'_c - q_c}{m} \dots \dots (11)'$$

ただし $q' = q_c - \zeta_{CO} q_{cd} - Z/Pk_B$ である。

(11)'に(12)、(13)を入れて整理すると次のようになる。

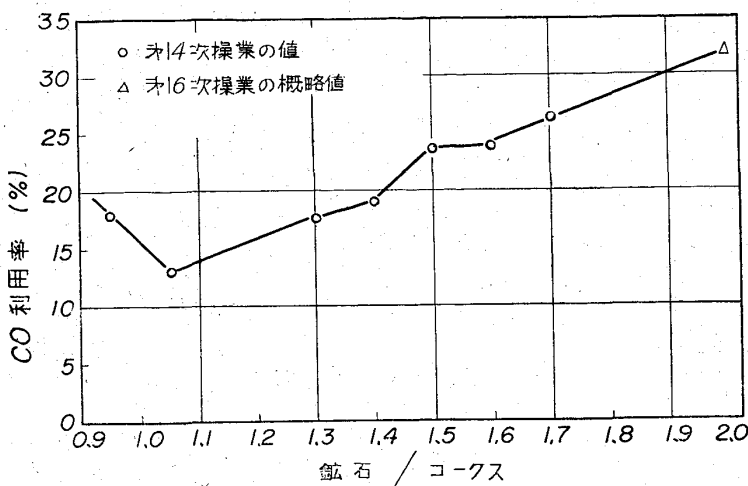
$$n = \alpha \left\{ \frac{C_F}{C_K} + \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} \left(\frac{C_K}{C_F} Q_S - Q'_S - C_F J_F^0 \right) \right\} + \alpha \frac{C_F}{C_K} \frac{6 \zeta'_{H_2}}{C/H} \left(1 - \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} q'_{cd} \right) + \alpha \frac{11 \cdot 2 C_F}{C/H} \left[\zeta'_{H_2} \{2580 - (C_{H_2O} - C_O) t'_G\} - C_O t_G \right] \times \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} + \frac{\zeta'_{CO} - \zeta_{CO}}{m} \left[\left(1 - \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} q'_{cd} \right) + C_K \{5640 - 1 \cdot 867 (C_{CO_2} - C_O) t_G\} \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} \right] - \frac{C_K (1 - \zeta_{CO})}{q'} \{1 \cdot 21 + 2\varphi\} V_B C_O + 1 \cdot 867 \zeta_{CO} \times (C_{CO_2} - C_O) \} \frac{t'_G - t_G}{m} + \frac{1 - \zeta_{CO}}{q'} C_K V_B (C_O + \varphi C_{H_2O}) \frac{t'_B - t_B}{m} \dots \dots (14)$$

この式で $q'_{cd} = q_{cd}$ であることおよび $t'_B - t_B$ が人為的に指定されるものであることを考えに入れると、結局(ロ)の問題は m と ζ'_{H_2} 、 ζ'_{CO} 、 t'_G との関係を知ること、すなわちある燃料の添加率の変化に伴うガス還元状態および熱交換状態の変化を定量的に知ることになる。

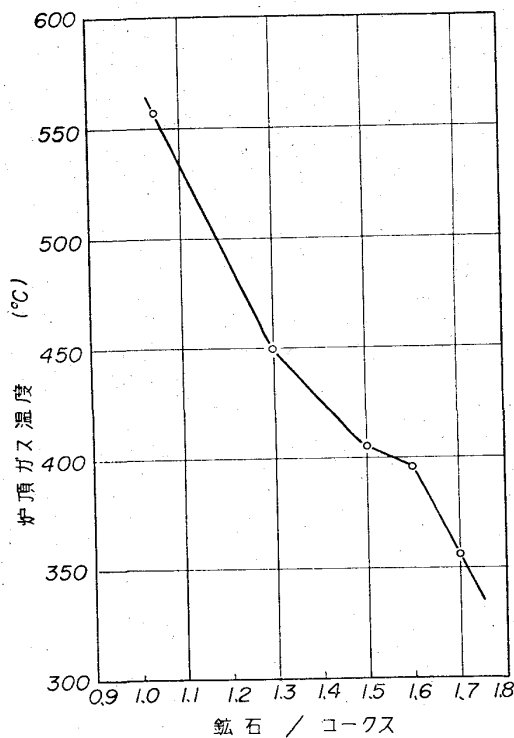
一般に m の増大につれて生成ガス量が増大するから、 t'_G は t_G より高くなり、かつ ζ_{CO} 、 ζ_{H_2} がすでにかなり大きい場合には ζ'_{CO} 、 ζ'_{H_2} は小さくなる可能性がある。しかし燃料の炭素と水素の1次的コークス置換効果によつてコークス比が下がると、荷下がり速度の減少あるいはOre/cokeの増大がおこり、それが t'_G の低下と ζ'_{CO}

ζ'_{H_2} の向上を招く可能性がある。ガス中の H_2 濃度の増大もこの傾向を助長する可能性がある。このほか燃料吹込そのものと熱補償の程度、方式によつて、ガス分布や温度分布に変化が生じる。 Δt_G や $\Delta \zeta$ の符号と絶対値はこれらの諸要因の複雑な絡みあいによつて決定されるのであり、これらと m との関係を知るとは簡単な問題でない。もちろんここまで展開してきた理論もこれに解答を与えるものではない。むしろこれらの問題こそ、 α と m との関係や高温帯における燃料の挙動とならんで、高炉の理論を真に理論の名にふさわしいものとするために、とり組むべき研究課題というべきであろう。

試験高炉に関する限り、粉炭の1次的置換効果に基づくOre/cokeの増大が、 ζ'_{CO} の上昇と t'_G の低下を招いたことは確実である。このことは第13次操業当時は必らず



第1図 CO 利用率と鉄石/コークスとの関係



第2図 炉頂温度と鉄石/コークスとの関係

しも明らかでなかつたが, 第14次操業で送風温度をやや高くして Ore/coke をどこまで上げるかを調べたさい確認された. すなわち送風温度のわずかの上昇により Ore/coke の増大が可能になつたが, そのことが ζ_{CO} の向上と t_G の低下を招き, ζ_{CO} の向上と t_G の低下がまた Ore/coke の一そうの増大を可能にするという循環がみられ, この結果 ζ_{CO} , t_G と Ore/coke との間には第1図, 第2図のような linear な関係が確かめられたのである. とりわけ ζ_{CO} のこの傾向は $\zeta_{CO}=35\%$ 付近まで接続していることが, ごく最近行なつた第16次操業でも確認されている.

したがつて前述の計算でも実績の検討のさいにも, η の変化の実績をすべて粉炭吹込の(間接的)効果とみなして, そのまま採用したことは正しかつたといえる. しかし第1図, 第2図の ζ_{CO} あるいは t_G と Ore/coke との関係をこれらと m との関係に変換し, 計算に都合のよい形とするためには若干の単純化あるいは近似化を行なわねばならない. そのことは当然計算の精度を一そう引下げることになり, 結局多少時間はかかつても精密な熱バランスの計算を行なうのがより目的にかなうということになつてしまう.

こうして現状では対象を試験高炉に限る場合でさえ(14)による n の予想は簡単でも非常に正確なものでもない. しかしこれによれば, 定性的性格は濃厚であつてもかなり本質的な見通しができる.

すなわち, 燃料吹込を行なう前の炉況と成績のよい高炉では

(イ) ζ_{CO} が高く, t_G が低いので吹込による Δt_G のマイナスの変化, $\Delta \zeta_{CO}$ のプラスの変化の余地で少なく, 場合によつては Δt_G がプラス, $\Delta \zeta_{CO}$ がマイナスになる可能性がある. またいずれにしても右辺の第4, 5項の比重が小さくなり, しかもこの項の影響は m の増大につれて小さくなる.

(ロ) このような炉では $1-\zeta_{CO}/q'$ の値が小さいから, これを含む項の影響が小さくなり, 置換率のその燃料の組成と α および ζ_{H_2} によつて規定される部分の比重が大きくなる.

(ハ) 熱補償の直接的効果を含むのは第6項であり, その影響は成績のよい炉ほど小さいだけでなく, m の増大につれて小さくなる. たとえば $C_K=0.9$, $t_B=1000^\circ C$, $\varphi=0.03$, $t_G=200^\circ C$, $\zeta_{CO}=0.45$, $Z/Pk_B=500$ kcal/kg の場合についてこの項を計算すると $0.00019 \Delta t_B/m$ であり, $\Delta t_B=100^\circ C$ では $0.019/m$ 程度である.

(ニ) したがつてある燃料の n の値を決定する最も重要な要素は α と ζ_{H_2} であるが, 実際の n の値は炉の操業状態によつてかなり大幅に変動する可能性がある.

なお $\Delta P/P$ の式 (10)' に (12), (13) を入れて整理すると

$$\frac{\Delta P}{P} = \frac{A \Delta t_B}{q'} - \frac{B \Delta t_G}{q'} + \frac{C \Delta \zeta_{CO}}{q'} + \frac{m \alpha}{q'}$$

$$\times \left[\frac{11.2 C_F}{C/H} \left\{ \zeta'_{H_2} (2580 - \Delta C_{H_2 O t_G}) - C o t'_G \right\} \right]$$

$$-\frac{C_F}{C_K} \frac{6\zeta_H}{C/H} q'_{cd} + \frac{C_F}{C_K} [Q_S - Q'_S - C_F J_F^0] \dots \quad (15)$$

の形になるから、出銑量増加率についても、置換率の場合と同様に、次のことがいえる。

(i) 通常操業時の炉況と成績のよい炉では $\Delta P/P$ は主として熱補償に関する第1項と、 $m\alpha$ を含む第4項によつて決定され、かつ成績のよかつた炉ほど $\Delta P/P$ が小さい。

(ii) 上の (ハ) と同じ値を用いて (15) の A/q' を求めると 0.00035 となるから、 $\Delta t_B = 100^\circ\text{C}$ の熱補償で 3.5% の出銑量増となる。

(iii) 第4項の[]内の値は燃料の組成のほか、 ζ_{H_2}' によつて大きく左右されるから、 n と同様 $\Delta P/P$ の場合にも ζ_{H_2}' が決定的な役割を演じる。

文 献

- 1) A. N. RAMM: *Sovremennye Problemy Metallurgii*, (1958), p. 61~95
- 2) 館, 中根, 鈴木, 野崎: 鉄と鋼, 49 (1963), p. 1310~12
- 3) 館, 中根, 金, 鈴木: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 2157~66
- 4) 館, 中根, 金, 鈴木: 鉄と鋼, 50 (1964), 1682~85