

論 文

UDC 669.162.26 : 662.614 : 66.012.23 : 669.162.16.012.24 : 519.28

数学的モデルによる高炉限界燃料比の推定*

研野 雄二*** · 須賀田正泰** · 山口 一良**

Estimation of Lower Limit of Fuel Rate in Blast Furnace
by Mathematical Model

Yuji TOGINO, Masayasu SUGATA, and Kazuyoshi YAMAGUCHI

Synopsis:

For the purpose of estimating the fuel rate in case that operating conditions of a blast furnace are given, a mathematical model has been developed. This model was built based upon the method which was used by Muchi et al. and the data which were taken from the recent dissection of blast furnaces were adopted, by taking account of the softening-melting zone, the melts dropping through a dead man, and the reduction of silicates by gas-metal reactions.

With the aid of this model, the fuel rate was estimated based upon the operating conditions at No. 3 blast furnace of Kimitsu Works in March, 1975. By comparing the calculated fuel rate and the actual one, the usefulness of this model has been confirmed. Further, the fuel rate has been estimated making use of the data set at a boundary condition and compared with the theoretical fuel rate which was derived by Nakatani et al.

1. 緒 言

高炉燃料比は年々めざましい低減成果をあげているが、昭和48年末の石油価格高騰後の省エネルギーの要請により、さらに低減努力が要求されている。実際の高炉操業において燃料比を低減していく場合、ある操業条件における限界燃料比がどの程度かを推定し、それを目標として操業管理を行うことは、安定稼働の面からもぜひ必要なことである。燃料比の推定については、簡易的には燃料比に及ぼす各要因の単独効果を理論的あるいは経験的に算出し、要因ごとに積み上げていく方法があるが、各要因が完全に独立因子となりえないこと、各要因の効果が一定となる範囲に限られることなどの理由から、とくに燃料比の低いレベルでの推定精度はよくなる。したがって推定は理論的に行うことが必要と考えられる。

高炉コークス比の理論的考察にもとづく限界値の推定に関しては、古くは GRÜNER¹⁾、P. V. MARTIN²⁾が、最近では児玉ら^{3)~5)}、中谷ら⁶⁾⁷⁾が報告しているが、いずれも理想的状態における高炉操業を仮定し、熱収支、カーボン収支、平衡論による検討であり、実際操業とはかけはなれている。実際操業に適用するためには、熱損失、

脈石の影響など実際操業で考慮すべき項目を取り入れ、かつ速度論を導入し、高炉の炉頂から羽口前までの一定の高さの中で、装入物が加熱、還元、溶融され、羽口前で一定温度の溶融物を降下させるための操業条件を求める必要がある。

速度論を導入した高炉操業の数学的モデルについては、大型電子計算機が発達している現代では、精密化したモデルとして、半径方向に分布のない均一系の場合に、KOUMPら⁸⁾、鞭ら⁹⁾¹⁰⁾、宮坂ら¹¹⁾、館ら¹²⁾が報告しており、さらに最近では半径方向に分布を考慮したモデルについても、LAHIRIら¹³⁾、館ら¹⁴⁾、鞭ら¹⁵⁾によつて報告されている。これらのモデルは、理論、計算手法ともにそれぞれ特徴があるが、館ら¹²⁾がいつているように、高炉の挙動をあらゆる側面にわたつて適確に予測しうるモデルの作成は困難であるため、現状ではある目的に対して有効なモデルを作成するほうが望ましいと考える。

本報告は高炉の操業条件が与えられたときに限界燃料比を算出する数学的モデルに関してであるが、モデルの作成にあたっては鞭ら⁹⁾の考え方を基本とし、最近各所で行われている高炉の解体調査結果^{16)~25)}をできるだけ取り入れて次のような特色をもたせた。

* 昭和53年4月本会講演大会にて発表 昭和53年6月12日受付 (Received June 12, 1978)

** 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp., 1 Kimitsu Kimitsu 299-11)

*** 新日本製鉄(株)本社 (Nippon Steel Corp.)

(1) 鉱石が融着して見かけ粒度の大きくなる融着帯、および、鉱石が熔融開始してから終了するまでの熔融帯を設定した。

(2) 炉芯を通過するスラグ、銑鉄を考慮した。

(3) SiO₂ の還元について、スラグ-メタル反応のほか、SiO ガス-メタル反応を考慮した。

(4) そのほか、諸物性値の決定に高炉解体調査結果を用いた。

そして、このモデルを君津3高炉の低燃料比試験操業³⁵⁾時に適用して、その妥当性を検証し、その後、具体的な操業条件を設定して限界燃料比の算出を試みた。

2. モデルの概要

高炉を半径方向に装入物分布のない、傾斜していない水平平均一分布とするが、プロフィールは考慮する。ヨークスと鉱石は混合装入されるものと炉頂装入物表面から羽ロレベルまでの間を4つの領域(塊状帯、融着帯、溶

融帯、滴下帯)に分け、各領域におけるモデル上での取り扱いを Table 1 に示した。以下 Table 1 について項目ごとにモデルの内容について述べる。

2.1 反応

(1) 間接還元 (CO および H₂ 還元) は、固体温度が 1000°C 以下の塊状帯のみで起こるものとする。すなわち、固体温度=1000°C では、ガス中の CO₂=0, H₂O=0 とする (このとき、ガス温度=固体温度=1000°C とする)。

(2) 固体温度が 1000°C 以上の融着帯より下では、ソリューションロス反応が速いので、ガス雰囲気は N₂, CO, H₂ のみとする。すなわち、みかけ上、カーボンによる直接還元のみが起こるものとする。

(3) 石灰石の分解は、ほとんど高炉に装入していないことから考慮しない。

(4) SiO₂ の還元は滴下帯のみで起こるものとする。

²³⁾²⁶⁾

Table 1. Basic conditions of each zone in mathematical model.

	Lumpy zone	Softening zone	Melting zone	Dropping zone
Definition of zone	Surface of burden~start of softening (1000°C)	Start of softening~start of melting (1400°C)	Start of melting~start of dropping (1400°C unchangeable)	Start of dropping~tuyere center
Burden	Coke & ore	Coke & ore	Coke, ore, slag & pig (metal)	Coke, slag & pig (metal)
Change of burden	Size of coke & ore unchangeable Bulk density of coke & ore increased	Size of ore increased by cohesion Size of coke decreased by solution loss	As well as the left Slag formation & melting of slag & metal	As well as the left Dropping of slag & metal in coke layer
Heat flow	Gas→coke & ore Gas→the wall of furnace (heat loss) Heat of reaction → {50% gas 50% coke & ore Temperature of coke & ore equal	As well as the left	Gas→coke, ore, slag & metal Gas→the wall of furnace (heat loss) Heat of reaction → {50% gas 50% coke, ore, slag & metal Heat of slag formation & melting of slag & metal (temperature unchangeable)	Gas→coke, slag & metal Gas→the wall of furnace (heat loss) Heat of reaction → {50% gas 25% coke 12.5% slag 12.5% metal
Reaction	3Fe ₂ O ₃ (S) + CO(H ₂) → 2Fe ₃ O ₄ (S) + CO ₂ (H ₂ O) Fe ₃ O ₄ (S) + CO(H ₂) → 3FeO(S) + CO ₂ (H ₂ O) FeO(S) + CO(H ₂) → Fe(S) + CO ₂ (H ₂ O)	FeO(S) + C(coke) → Fe(S) + CO	FeO(S) + C(coke) → Fe(S) + CO FeO(l) + C(coke, C) → Fe(l) + CO	FeO(l) + C(coke, C) → Fe(l) + CO (SiO ₂) + 2C → Si + 2CO SiO ₂ (coke) + C(coke) → SiO + CO SiO + C → Si + CO SiO + (FeO) → (SiO ₂) + Fe(l)

(5) 浸炭は、熔融開始時を1%とし²³⁾、最終出銑値との間を高さで直線近似する。

2.2 伝熱

(1) 塊状帯、融着帯ではコークス、鉍石の温度は等しいとする。また熔融帯では、鉍石の熔融開始より終了までは装入物(鉍石、コークス、スラグ、銑鉄)の温度は変わらないとする(高炉解体結果では、鉍石はある温度以上になると急速に熔融滴下し、鉍石層はなくなりコークス層のみとなり、それまでは融着層とよばれる1つの塊となつている²¹⁾)。

(2) 炉芯コークス層中をスラグ、銑鉄は滴下するが、ガスは通過しないものとする。したがって炉芯コークス層中のスラグ、銑鉄は加熱されず反応も起こらないものとする。ある切断面における炉芯とそれ以外のコークス層中の滴下物の滴下割合は断面積比による(滴下物はすべて炉芯を通過するとしてモデル¹¹⁾もあるが、高炉解体結果をみると、滴下物は炉芯にもそれ以外のコークス層中にも存在し、かつ炉芯コークス温度は低い³²⁾)。炉芯の形状は宮坂らの式¹¹⁾、清水らの式²⁷⁾を用いて求めた。

(3) 羽口レベルにおけるガス温度は羽口前理論燃焼温度とする。羽口前理論燃焼温度は R_{AMM} の式における羽口前コークス予熱温度を理論燃焼温度の0.9倍として求める(高炉解体結果では、羽口前コークス温度の最高は理論燃焼温度の0.9倍に近い³²⁾)。

(4) 炉頂から装入される固体の温度は30°Cとする。

(5) 熔融帯の幅は次のように熱収支をとり、入熱=出熱となるように決定する。

$$\begin{cases} \text{入熱} = \text{ガス, 装入物顕熱} + \text{スラグ生成熱 (含む熔融)} \\ \text{出熱} = \text{ガス, 装入物顕熱} + \text{銑鉄熔融熱} + \text{反応熱} + \text{損失熱} \end{cases}$$

2.3 粒度

(1) 塊状帯におけるコークス、鉍石粒度は不変とする。

(2) コークス粒度は、融着帯より下ではソリューションロス反応分だけ小さくなるものとする。

(3) 融着帯における鉍石粒度は、融着して大きくなると考えられるので、溶け落ち開始時に約100mmとなるように次式に従うとし、この粒度をRANZの単一球の式に導入した。

$$d_0 = d_{01} + 0.0002 \cdot (t_0 - 1000) \dots\dots\dots (1)$$

(4) 滴下帯におけるスラグ、銑鉄の粒径は、それぞれ10mm, 5mmとする。

2.4 炉内圧力

炉内圧力は、炉頂装入物表面を炉頂圧力、羽口レベルを送風圧力の0.9倍としてその間は高さで直線近似し

た。

2.5 伝熱係数

ガスと固体または液体間の伝熱係数は次のようにする。

(1) 塊状帯ではRANZの単一球の式²⁹⁾を用いる。

(2) 融着帯では融着開始から熔融開始までの距離(融着帯の幅)が約4m(洞岡4高炉解体結果より²¹⁾)となるようにRANZの単一球の式で求めた値に補正係数を乗じる。この補正係数は熔融帯でもそのまま用いる。

(3) 滴下帯では、羽口レベルにおけるコークス温度が羽口前理論燃焼温度の0.9倍³²⁾、スラグ温度が出銑温度+100°C、銑鉄温度が出銑温度+50°Cとなるように、RANZの単一球の式で求めた値に補正係数を乗じる。補正係数は3つを同時に求めることはできないので、適当な値を入れて計算し、ほぼ3つの条件を満足する値を試行錯誤的に求める。

2.6 反応速度式

酸化鉄の還元速度式は次のようにする。

(1) 塊状帯では原²⁹⁾の式をもとにして化学反応律速の3界面モデルを導いた。ただし、ヘマタイト、マグネタイト、ウスタイトのCO還元における活性化エネルギーについては、自溶性焼結鉍を用いて還元ガス温度、還元ガス組成を変えてJIS塊状還元試験を行い、その結果を相馬³⁰⁾の行っている試行錯誤法により、排ガス組成が実験値に合うように計算で求めた。結果は次のとおりである。

$$\Delta H_h = 17\,255 \text{ cal/mol}$$

$$\Delta H_m = 16\,271 \text{ cal/mol}$$

$$\Delta H_w = 14\,956 \text{ cal/mol}$$

CO還元の平衡定数は鞭ら⁹⁾の提出している式を用いる。またH₂還元はCO還元按比例するとし、シフト反応(CO+H₂O \rightleftharpoons CO₂+H₂)は簡単化のため起こらないとした。

(2) 融着帯、熔融帯では鞭ら⁹⁾の式で計算される値に対し、熔融開始時の還元率が80~90%²²⁾、滴下開始時が約95%²³⁾となるように補正係数を乗じる。

(3) 滴下帯では鞭ら⁹⁾の式をそのまま用いる。

SiO₂の還元速度式は次のようにする。

(1) スラグ-メタル反応については、鞭ら³¹⁾の式を用いる。

(2) SiOガス-メタル反応については、洞岡4高炉解体結果より³²⁾、コークス中SiO₂含有量を次の式で設定し、温度差で減少したSiO₂はSiOとして発生したものとみなし、その60%が銑鉄に吸収されるものとした²⁶⁾。

$$\text{SiO}_{2c} = \text{SiO}_{2c1} - 0.00666 \cdot (t_c - 1400) \cdot 10^{-2} \dots (2)$$

Table 2. Operating results of base period, of test period and at boundary condition.

Item	Unit	Actual results Oct. 1974	Actual results Mar. 1975	Estimated results Mar. 1975	Estimated results at boundary condition
Blast temperature	°C	1 275	1 316	→	1 350*
Blast humidity	g/Nm ³ -Blast	10.7	7.1	→	0.0*
Coke ash content	%	11.7	12.0	→	10.0*
FeO content in ore	"	6.36	6.54	→	0.00*
Mean size of ore	mm	19.84	18.71	→	18.00*
Melting temperature of ore	°C	1 400	1 400	→	1 450*
Reducibility of ore	%	67	70	→	75*
Slag volume	kg/t-pig	321	323	→	219*
Blast volume	Nm ³ /min	6 713	6 374	→	7 038
Oxygen enrichment	Nm ³ /h	12 735	5 476	→	3 000
Top gas pressure	g/cm ²	2 282	2 279	→	2 282
Fuel rate	kg/t-pig	454.7	430.5	440.3	396.5
Coke rate	"	379.4	364.7	370.9	326.0
Oil rate	"	75.3	65.8	69.4	70.5
O/C	—	4.297	4.474	4.395	4.754
Production	t/day	10 091	9 533	9 190	11 731
Pig temperature	°C	1 514	1 508	1 514	1 514
Si content in pig iron	%	0.35	0.30	0.34	0.28
Top gas temperature	°C	124	107	118	130
CO gas utilization	%	49.8	51.9	51.9	58.8
Solution loss carbon	kg/t-pig	91.9	97.7	92.7	95.9
Ratio of C reduction	%	31.1	33.0	31.4	31.5
" H ₂ "	"	10.7	9.7	10.3	10.2
" CO "	"	58.2	57.3	58.3	58.3
Heat loss	kcal/t-pig	165 × 10 ⁸	117 × 10 ⁸	154 × 10 ⁸	110 × 10 ⁸

* Data set at boundary condition.

3. 計算手法

基準期間として君津3高炉の昭和49年10月の休風日を除いた月平均値をとり、それをTable 2に示す。

鞭ら⁹⁾の方法にもとづいて、層内微小区間における物質収支、熱収支より、高炉の高さ方向におけるガス温度、固体、液体温度の微分方程式をたてる。基準期間のデータを用いて炉頂ガス温度、炉頂ガス組成を初期値として、炉頂装入物表面から羽口レベルに向かってRunge-Kutta-Gill法にて数値計算を行い、高さ方向のガス温度、固体、液体温度を求める。そして固体温度が1000°Cのときガス中CO₂が0となるように炉壁熱伝達係数H_wを調整する。このH_wを用いて融着帯、溶融帯を計算し、滴下帯においては、羽口レベルにてガス温度が羽口前理論燃焼温度に一致するように、炉壁熱伝達係数H_{w'}を調整する。この計算のフローチャートをFig. 1に示す。この計算の際、前節で述べた伝熱係数、反応速度式の補正係数を同時に決定し、以後の計算にはこの値を固定して用いる。基準期間の計算された炉内温度分布をFig. 2に示す(溶け落ち温度は1400°Cとした)。

次に、ある操業条件における限界燃料比の推定を行うには、鉱石とコークスの装入割合(以下O/Cと略す)を設定し、5つの物質収支(Fe, C, H, O, N)および

次に示すガス利用率(η_{CO}, η_{H₂})の決定式を用いて7つの代数方程式をたて、炉頂ガス流量、炉頂ガス組成(CO, CO₂, H₂, H₂O)、鉱石、コークスの装入速度の7つの

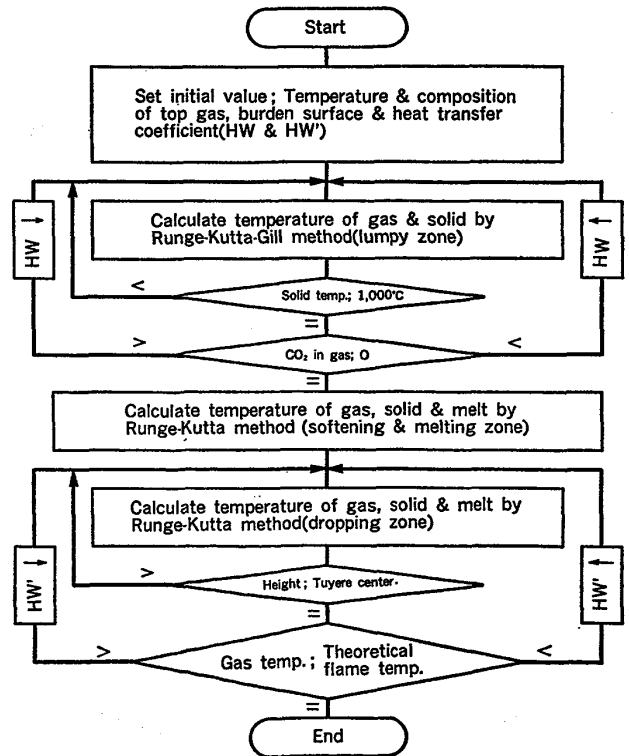


Fig. 1. Flow chart of calculation (base period).

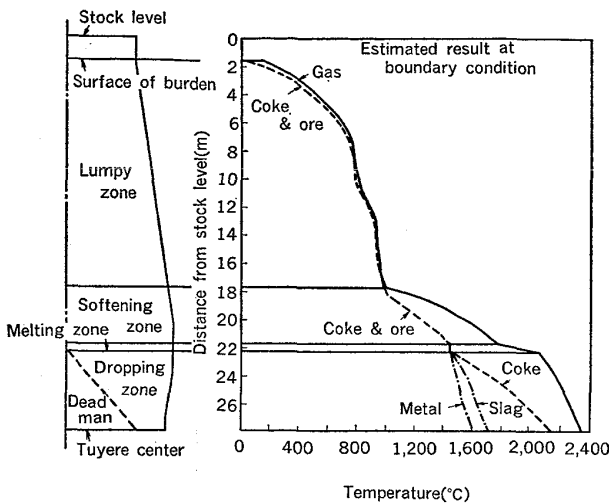


Fig. 2. Temperature distribution in blast furnace (Actual result).

未知数を求める。

$$\left\{ \begin{array}{l} \eta_{CO} \propto (\text{酸化鉄として存在する酸素装入速度}) / (\text{間接還元帯に入ってくる CO ガス流量}) \\ \eta_{H_2} \propto \eta_{CO} \end{array} \right.$$

比例定数は基準期間のデータによりあらかじめ求めておく。炉壁熱伝達係数 H_w は、基準期間において塊状帯で求めた値に対し、葛岡の式³³⁾から炉頂ガス流量の0.7乗に比例するとして決定し、一方、O/Cの異なることによる通気抵抗の変化は ERGUN の式³⁴⁾により求めて、あらかじめ設定した炉頂圧力に対して送風圧力を算出する。

基準期間と同様に微分方程式をたて、求めた炉頂ガス組成を初期値とし、炉頂ガス温度を設定して、決定された H_w を用いて数値計算を行い、固体温度が 1000°C のときガス中 CO_2 が 0 となるように炉頂ガス温度 T_t を調整する。以下の計算方法は基準期間の場合と同様であり、羽ロレベルにおける平均銑鉄温度が基準期間の値(出銑温度 $+50^\circ\text{C}$)に一致するように O/C を調整する。なお、羽ロレベルの平均銑鉄温度は、羽口前に降下してきたものと、炉芯を通過したものと平均である。この計算のフローチャートを Fig. 3 に示す。

4. モデルの妥当性の検証および限界燃料比推定例

モデルの妥当性を検証するために、君津3高炉の昭和50年3月(燃料比 431 kg/t-Pig ³⁵⁾ 達成時の休風日を除いた月平均値の操業条件 (Table 2 に示す) を用いて燃料比の推定を行った結果を Table 2 に示す。3月の推定燃料比は 440.3 kg/t-Pig となり、3月の実績値 (Table 2 に示す) に比較して 9.8 kg/t-Pig 高い。この理由は次のように考えられる。すなわち、このモデルは

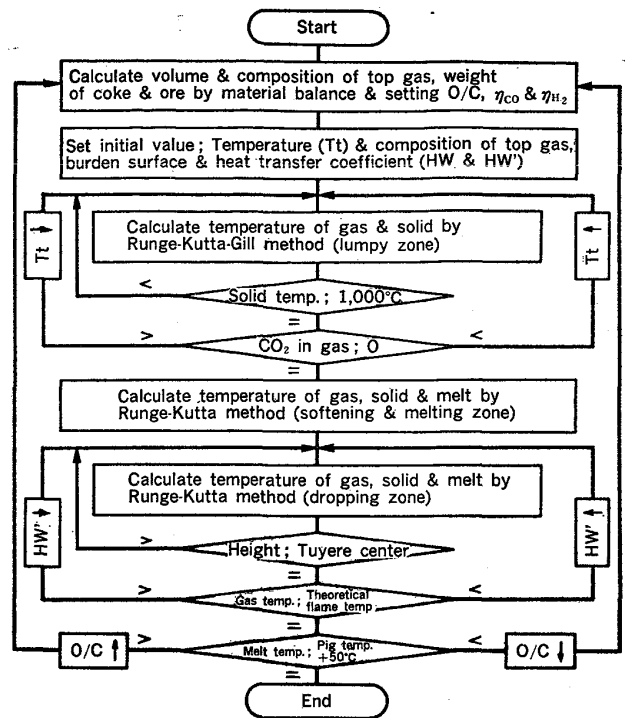


Fig. 3. Flow chart of calculation (at boundary condition).

高炉を半径方向に分布のない均一系として取り扱っているが、実際操業においては半径方向の装入物分布を調整してガス流れを制御し、炉下部放散熱の低減、炉上部のガスと鉱石の接触機会の増加によるガス利用率の向上をはかり、燃料比はさらに低減される可能性があるため、実績として3月は損失熱が推定より大きく低減されている。この程度の差はあるものの、このモデルは限界燃料比の推定に十分用いることができると考えられる。

次に、実際にある限界操業条件を与えて燃料比を推定してみる。限界操業条件としては、今後到達しようと考えられるものとして Table 2 (*印) のように設定した。このなかで原料性状は自溶性ペレットを参考にして次のように決定している。

- ①化学組成: T. Fe=60%, $\text{SiO}_2=3.8\%$
 $\text{CaO/SiO}_2=1.47$ (ヘマタイト鉱石)
- ②溶け落ち温度: 1450°C
- ③還元率: 75% (JIS 法)
- ④平均粒度: 18 mm

そのほか、送風条件は、羽口前理論燃焼温度が 2350°C 程度になるように決定した。推定結果を Table 2 に示すが、限界燃料比として 396.5 kg/t-Pig が得られた。計算された炉内温度分布を Fig. 4 に示すが、基準期間に比べて溶け落ち温度の高い分だけ融着帯が低下している。この限界燃料比の達成には、上述した性状の原料製

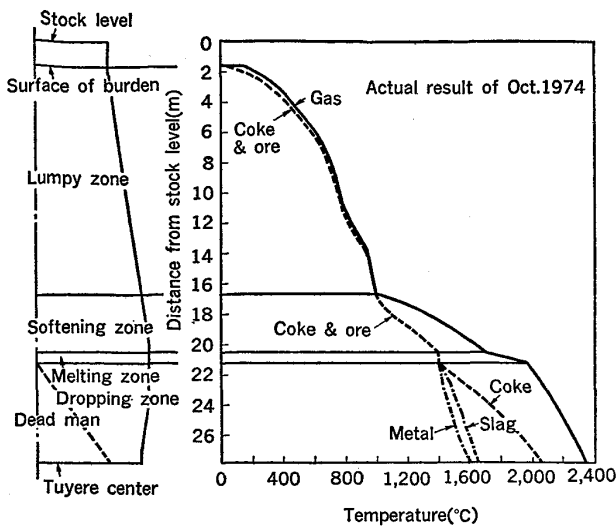


Fig. 4. Temperature distribution in blast furnace at boundary condition (Estimated result).

造技術の確立、O/C=4.75 をささえる通気保証などの問題を解決せねばならない。

5. 考 察

前節で行った燃料比の推定に対し、簡易的方法（各要因の単独効果を要因ごとに積み上げる方法）を用いて推定してみると次のようになる。燃料比に及ぼす要因としては以下の8つをとりあげ、君津3高炉の昭和49年10月の実績値に対して各要因の効果を積み上げると366 kg/t-Pig と低くなりすぎ、推定精度はよくない。

- 送風温度：0.8 kg/t-Pig/10°C
- 送風湿度：0.8 kg/t-Pig/1 g/Nm³
- スラグ量：0.25 kg/t-Pig/1 kg/t-Pig
- コークス灰分：10 kg/t-Pig/1%
- 溶銑中 Si 含有量：70 kg/t-Pig/1%
- 原料中 FeO 含有量：4.4 kg/t-Pig/1%
- 重油比：0.2 kg/t-Pig/1 kg/t-Pig
- 鉬石粒度：1 kg/t-Pig/1 mm

次に、中谷ら⁶⁾の方法により理論燃料比を推定してみる。中谷らは理想的状態での高炉操作において、重油吹込みなし、送風温度=1000°C、炉頂ガス温度=200°Cとして炭素比曲面上で操作できる限界を明示しているが⁶⁾、送風温度=1350°C、炉頂ガス温度=130°Cとして炭素比曲面を計算しなおし、限界を示す炭素比曲面の曲線の中でもつともカーボン比の小さなところを求めると380 kg/t-Pigとなる。一方、重油吹込み時の置換率Rについては、重油吹込み前後で炉頂ガス比γ(CO/CO₂)、水素ガス利用率η、直接還元率が変わらないとしたとき次のように算出している⁷⁾。

$$R = 6B\eta(1 + \gamma) + A$$

ただしA、Bは重油中の炭素、水素重量分率
この式にA=0.86、B=0.116、η=0.5、γ=0.9を代入するとRが計算され、置換率は1.52となりカーボン比は344 kg/t-Pig（コークス比換算382 kg/t-Pig）と計算される。前節で推定した値と比較して14.5 kg/t-Pig低下しており、これが理想的状態との差（脈石、炉体放熱など）と考えられる。

6. 本モデルの問題点

本モデルは、高炉の操業条件が与えられたときに限界燃料比を算出する目的で作成されたものであるが、高炉の解体調査結果を極力取り入れて実際の炉内の状態を反映させている反面、目的をそこなわない範囲内で、簡略化のため次のような仮定を設定したため、それによる精度悪化が考えられる。

- ①水平均一分布、コークスと鉬石の混合装入
- ②固体温度=1000°Cのときガス中CO₂=0、かつガス温度=固体温度=1000°Cの仮定
- ③炉芯におけるガス流れ、伝熱、反応の無視
- ④浸炭の高さによる直線近似
- ⑤炉内圧力の高さによる直線近似
- ⑥SiO₂ガス-メタル反応の取り扱い
- ⑦H₂還元とCO還元の比例、およびシフト反応の無視
- ⑧η_{CO}、η_{H₂}の設定

今後は、この点について詳細に検討を加え、さらに実際の炉内の状態を反映できるモデルに改良していく必要がある。

7. 結 言

高炉の操業条件が与えられたときに燃料比を推定するために、鞭らの考え方を基本とし、高炉の解体調査結果を取り入れて数学的モデルを作成した。このモデルを君津3高炉の低燃料比試験操業時の操業条件に適用し、実績と比較的によく一致する推定値を得た。さらにこのモデルにより、将来達成可能と考えられる限界操業条件を設定して燃料比の推定を試み、限界燃料比として396.5 kg/t-Pigを得た。この値と中谷らの理論燃料比の推定値との比較も行った。

付 録 I

各領域における高さ方向のガス、固体、液体温度の微分方程式は次のとおりである。

①塊状帯

$$dT/dz = [6(1 - \epsilon)H_p A_z (T - t) / d \cdot \phi + 22.4q_1 A_z \{C_{py}$$

$$-C_{px} + r(C_{pv} - C_{pu})\} T + 0.5q_2 A_z + \pi D_z H_w (T - t_w)] / C_{pg} \cdot F_g$$

$$dt/dz = \{6(1-\varepsilon)H_p A_z (T-t) / d \cdot \phi - q_3 A_z (1+r)t - 0.5q_2 A_z\} / C_{ps} \cdot F$$

$$q_1 = R_{c,oh}^* + R_{c,om}^* + R_{c,ow}^*$$

$$q_2 = R_{c,oh}^* (-12\ 642 - 2\ 816r) + R_{c,om}^* (6\ 246 + 16\ 108r) + R_{c,ow}^* (-3\ 330 + 6\ 500r)$$

$$q_3 = R_{c,oh}^* (2 \cdot 231.55 C_{pm} - 3 \cdot 159.7 C_{ph}) + R_{c,om}^* (3 \cdot 71.85 \times C_{pw} - 231.55 C_{pm}) + R_{c,ow}^* (55.85 C_{pf} - 71.85 C_{pw})$$

②融着帯

$$dT/dz = \{6(1-\varepsilon)H_p A_z (T-t) / d \cdot \phi + 22.4 R_{c,ow}^* A_z C_{pg} T + 0.5 \cdot 34\ 846 R_{c,ow}^* A_z + \pi D_z H_w (T-t_w)\} / C_{pg} \cdot F_g$$

$$dt/dz = \{6(1-\varepsilon)H_p A_z (T-t) / d \cdot \phi + 12 R_{c,ow}^* A_z C_{pct} / C_c - q_4 A_z t - 0.5 \cdot 34\ 846 R_{c,ow}^* A_z\} C_{ps} \cdot F$$

$$q_4 = R_{c,ow}^* (55.85 C_{pf} - 71.85 C_{pw})$$

③溶融帯

$$dT/dz = [0.5 A_z \{6(1-\varepsilon)H_p / d \cdot \phi + A_s H_{ps} + A_p H_{pp}\} (T-t_m) + 22.4 R_{c,ow}^* A_z C_{pg} T + 0.5 \cdot 34\ 846 R_{c,ow}^* A_z + \pi D_z H_w (T-t_w)] / C_{pg} \cdot F_g$$

$$dt/dz = 0$$

④滴下帯

$$dT/dz = \{A_z q_5 + 22.4 (R_{c,ow}^* + 2R_s^*) A_z C_{pg} T + 0.5 (34\ 846 R_{c,ow}^* + 150\ 732 R_s^*) A_z + \pi D_z H_w' (T-t_w)\} / C_{pg} \cdot F_g$$

$$dt_c/dz = \{6(1-\varepsilon)H_{pc} A_z (T-t_c) / d_c \cdot \phi + q_6 C_{pct_c} - 0.25 (34\ 846 R_{c,ow}^* + 150\ 732 R_s^*) A_z\} / C_{pc} \cdot F_c$$

$$dt_s/dz = \{A_z A_s H_{ps} (T-t_s) - q_7 C_s t_s - 0.125 (34\ 846 R_{c,ow}^* + 150\ 732 R_s^*) A_z\} / C_s \cdot F_s$$

$$dt_p/dz = \{A_z A_p H_{pp} (T-t_p) - q_8 C_p t_p - 0.125 (34\ 846 R_{c,ow}^* + 150\ 732 R_s^*) A_z\} / C_p \cdot F_p$$

$$q_5 = 6(1-\varepsilon)H_{pc} (T-t_c) / d_c \cdot \phi + A_s H_{ps} (T-t_s) + A_p H_{pp} (T-t_p)$$

$$q_6 = 12(R_{c,ow}^* + 2R_s^*) A_z / C_c + F_p ([C] - 0.01) / C_c \cdot z_{mt}$$

$$q_7 = q_6 x_c - 71.85 R_{c,ow}^* A_z$$

$$q_8 = 55.85 R_{c,ow}^* A_z + 28 R_s^* A_z + ([C] - 0.01) F_p / z_{mt}$$

$$A_s = 6F_s / u_s \cdot A_z \cdot \rho_s \cdot d_s$$

$$A_p = 6F_p / u_p \cdot A_z \cdot \rho_p \cdot d_p$$

$$u_s = 0.9 + 0.0012(t_s - 1\ 400)$$

$$u_p = 6.0 + 0.005(t_p - 1\ 400)$$

u_s, u_p は当社の滴下実験により³⁶⁾ 求めた。

付 録 II

5つの物質収支および2つのガス利用率決定式より、7つの代数方程式をたて、炉頂ガス流量、炉頂ガス組成、鉍石、コークスの装入速度の7つの未知数を求める

には次のようにする。

7つの代数方程式は次のとおりである。

①Fe 収支:

$$F_p [Fe] + F_s Fe_s = F_o \{Fe\} + F_c Fe_c$$

②C収支:

$$F_g (x+y) \times 12/22.4 = F_c C_c + F_1 \rho_1 C_1 - F_p [C]$$

③H収支:

$$F_g (u+v) \times 2/22.4 = F_b (60+\beta) W \times 2/18 \cdot 1\ 000 + F_1 \rho_1 H_1 + F_c H_c$$

④O収支:

$$F_g (x+2y+v) \times 16/22.4 = F_b (12.6+\beta) \times 32/22.4 + F_b (60+\beta) W \times 16/18 \cdot 1\ 000 + \alpha F_p \times 16/12 \cdot 1\ 000 + F_o \{O\} + 0.4297 F_c Fe_c - F_s Fe_s \times 16/55.85$$

⑤N収支:

$$F_g (1-x-y-u-v) = 60 F_b \times 0.79 + F_c N_c \times 22.4/28$$

⑥ η_{co} の設定:

$$y/(x+y) = k^* F_o \{O\} / F_g \cdot (x+y)$$

⑦ η_{H_2} の設定:

$$v/(u+v) = r^* y/(x+y)$$

$$\text{ただし } \begin{cases} \alpha = 854.1[\text{Si}] + 218.5[\text{Mn}] + 967.7[\text{P}] \\ \quad + 500[\text{Ti}] \\ \beta = F_{ox}/F_b \end{cases}$$

①~⑦の式は次のようにして解く。

$$\delta = F_o / F_c$$

$$m = (\delta \{Fe\} + Fe_c) / ([Fe] + S \cdot Fe_s / 1\ 000)$$

$$a = (C_c - [C]m) \times 22.4/12$$

$$b = F_1 \rho_1 C_1 \times 22.4/12$$

$$c = 0.8 N_c$$

$$d = 47.4 F_b$$

$$e = 11.2 H_c$$

$$f = F_b W (60+\beta) \times 22.4/18 \cdot 1\ 000 + 11.2 F_1 \rho_1 H_1$$

$$g = \alpha m \times 22.4/12 \cdot 1\ 000 + 1.4 \{O\} \delta + 0.6016 F_c e$$

$$-0.004 \times S \cdot m F_c e$$

$$h = 2 F_b (12.6+\beta) + F_b W (60+\beta) \times 22.4/18 \cdot 1\ 000$$

$$i = g - a$$

$$j = h - b$$

$$k = k^* \{O\} \delta$$

$$l = k^* \{O\} \delta r^*$$

$$A = a \cdot i - k \cdot a - l \cdot e$$

$$B = b \cdot i + a \cdot j - k \cdot b - l \cdot f$$

$$C = b \cdot j$$

$$F_c = -(\sqrt{B^2 - 4 \cdot A \cdot C} + B) / 2 \cdot A$$

$$F_o = \delta F_c$$

$$F_g = (a+c+e) F_c + b+d+f$$

$$y = k^* F_o \{O\} / F_g$$

$$x = (aF_c + b) / F_g - y$$

$$v = r^*y(eF_c + f) / (aF_c + b)$$

$$u = (eF_c + f) / F_g - v$$

$$F_p = mF_c$$

$$F_s = S \cdot F_p / 1000$$

記号

A_z : z の位置での高炉の断面積 (m^2)
 A_s, A_p : 滴下帯におけるスラグ, 銑鉄の表面積 (m^2/m^3 (bed))
 $C_{pg}, C_{px}, C_{py}, C_{pu}, C_{pv}$: 高炉ガス, CO, CO₂, H₂, H₂O ガスの平均比熱 (kcal/Nm³·deg)
 $C_{ps}, C_{ph}, C_{pm}, C_{pw}, C_{pf}, C_{pc}, C_s, C_p$: 固体 (塊状帯, 融着帯), ヘマタイト, マグネタイト, ウスタイト, メタル, コークス, スラグ, 銑鉄の平均比熱 (kcal/kg·deg)
 $C_c, C_b, [C]$: コークス, 重油, 銑鉄中の C の重量分率 (-)
 D_z : z の位置での高炉の直径 (m)
 $d, d_o, d_c, d_{oi}, d_s, d_p$: 固体 (塊状帯, 融着帯), 鉱石, コークス, 装入前鉱石, スラグ, 銑鉄の粒子径 (m)
 F, F_o, F_c, F_s, F_p : 固体 (塊状帯, 融着帯), 鉱石, コークス, スラグ, 銑鉄の質量流量 (kg/h)
 F_g : 高炉ガス流量 (Nm³/h)
 F_b : 送風流量 (Nm³/min)
 F_1 : 重油流量 (l/h)
 F_{ox} : 酸素流量 (Nm³/h)
 $\{Fe\}, Fe_c, Fe_s, [Fe]$: 鉱石, コークス, スラグ, 銑鉄中の Fe の重量分率 (-)
 $H_p, H_{pc}, H_{ps}, H_{pp}$: ガス-固体 (塊状帯, 融着帯), ガス-コークス, ガス-スラグ, ガス-銑鉄間の伝熱係数 (kcal/m²·h·deg)
 H_w : 塊状帯, 融着帯, 溶融帯における炉壁熱伝達係数 (kcal/m²·h·deg)
 H_w' : 滴下帯における炉壁熱伝達係数 (kcal/m²·h·deg)
 H_c, H_1 : コークス, 重油中の H の重量分率 (-)
 $\Delta H_h, \Delta H_m, \Delta H_w$: ヘマタイト, マグネタイト, ウスタイトの CO 還元時の活性化エネルギー (cal/mol)
 k^* : η_{CO} 決定式の比例定数 (Nm³/kg)
 $[Mn]$: 銑鉄中の Mn の重量分率 (-)
 N_c : コークス中の N の重量分率 (-)
 $\{O\}$: 鉱石中の O の重量分率 (-)
 $[P]$: 銑鉄中の P の重量分率 (-)
 r : 炉頂ガス中の H₂O と CO₂ の比 (-)
 r^* : η_{H_2} と η_{CO} の関係式における比例定数 (-)
 $R_{c_{oh}}^*, R_{c_{om}}^*, R_{c_{ow}}^*, R_s^*$: ヘマタイト, マグネタイト, ウスタイトの CO 還元, SiO₂ の還元の反応速度 (kg mol(CO)/m³(bed)·h), kg mol(SiO₂)/m³(bed)·h)
 S : スラグ量 (kg/t-pig)
 $[Si]$: 銑鉄中の Si の重量分率 (-)
 SiO_{2c}, SiO_{2cl} : コークス, 装入前コークス中の SiO₂ の重量分率 (-)
 T, T_t : 高炉ガス, 炉頂ガスの温度 (°C)

$[Ti]$: 銑鉄中の Ti の重量分率 (-)
 $t, t_o, t_c, t_s, t_p, t_m, t_w$: 固体 (塊状帯, 融着帯), 鉱石, コークス, スラグ, 銑鉄, 溶け落ち, 冷却水の温度 (°C)
 u_s, u_p : 滴下帯におけるスラグ, 銑鉄の流下速度 (m/min)
 u : 炉頂ガス中の H₂ の体積分率 (-)
 v : 炉頂ガス中の H₂O の体積分率 (-)
 W : 送風湿度 (g/Nm³-Blast)
 x_c : コークス中の灰分の重量分率 (-)
 x : 炉頂ガス中の CO の体積分率 (-)
 y : 炉頂ガス中の CO₂ の体積分率 (-)
 z : ストックラインより羽口レベルへ向かつての距離 (m)
 z_{mt} : 溶け落ち開始位置から羽口レベルまでの距離 (m)
 δ : 装入鉱石とコークスの割合 (O/C) (-)
 ε : 空隙率 (-)
 ρ_1 : 重油密度 (kg/l)
 ρ_s, ρ_p : スラグ, 銑鉄の密度 (kg/m³)
 ϕ : 粒子の形状係数 (-)
 η_{CO}, η_{H_2} : CO ガス, H₂ ガスの利用率 (-)

文献

- 1) GRÜNER: L.D.B. GORDON 英訳単行本, (1874)
- 2) P. V. MARTIN: Blast Furnace & Steel Plant, 27 (1939), p. 669
- 3) 児玉惟孝, 重見彰利: 鉄と鋼, 48 (1962) 11, p. 1217
- 4) 児玉惟孝, 重見彰利, 東辰男: 鉄と鋼, 49 (1963) 3, p. 309
- 5) 児玉惟孝, 重見彰利, 彼島秀雄: 鉄と鋼, 49 (1963) 10, p. 1296
- 6) 中谷文忠, 向井哲也, 中村文夫: 鉄と鋼, 52 (1966) 6, p. 923
- 7) 中谷文忠, 角南好彦, 中村文夫: 鉄と鋼, 53 (1967) 9, p. 1081
- 8) V. KOUMP, R. H. TIEN, R. G. OLSSON, and T. F. PERZAK: Process Simulation and Control in Iron and Steelmaking, (1966), p. 125
- 9) 八木順一郎, 佐々木恵一, 鞭巖: 鉄と鋼, 54 (1968) 9, p. 1019
- 10) 桑原守, 鞭巖: 鉄と鋼, 61 (1975) 3, p. 301
- 11) 宮坂尚親, 須賀田正泰, 原行明, 近藤真一: 鉄と鋼, 58 (1972) 1, p. 18
- 12) 全明, 館充: 鉄と鋼, 61 (1975) 7, p. 935
- 13) A. K. LAHIRI and V. SESHADRI: JISI, 207 (1969), p. 293
- 14) 全明, 館充: 鉄と鋼, 61 (1975) 7, p. 948
- 15) 桑原守, 鞭巖: 鉄と鋼, 61 (1975) 6, p. 787
- 16) 児玉惟孝: 鉄と鋼, 57 (1971) 11, S665
- 17) K. KODAMA and S. HASHIMOTO: Proc. ICSTIS,

- Suppl. Trans. ISIJ, 11(1971), p. 112
- 18) V. N. MURAV'EV, N. I. EFANOVA, I. D. BALON, I. B. BUKLAN, and N. M. MISHCHENKO: *Stal in Eng.*, (1970), p. 591
 - 19) 神原健二郎, 萩原友郎, 佐々木稔, 奥野嘉雄, 片山力, 吉沢謙一: 鉄と鋼, 59 (1973) 11, A77
 - 20) 梶川脩三, 隅田昇, 吉越英之, 福島勤, 鴨志田友男, 福山辰夫: 鉄と鋼, 59 (1973) 11, A81
 - 21) 神原健二郎, 萩原友郎, 重見彰利, 近藤真一, 金山有治, 若林敬一, 平本信義: 鉄と鋼, 62(1976) 5, p. 535
 - 22) 下村泰人, 西川潔, 有野俊介, 片山力, 肥田行博, 磯山正: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 547
 - 23) 佐々木稔, 斧勝也, 鈴木明, 奥野嘉雄, 吉沢謙一, 中村隆: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 559
 - 24) 小嶋鴻次郎, 西徹, 山口徳二, 仲摩博至, 井田四郎: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 570
 - 25) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅男, 下田輝久, 横谷勝弘, 伊東孝夫, 横井毅: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 580
 - 26) 山口一良, 斧勝也, 重見彰利, 吉沢謙一: 鉄と鋼, 60 (1974) 4, S5
 - 27) 清水政治, 長井保, 岡部狭児, 近藤幹夫, 稲谷稔宏: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 589
 - 28) W. E. RANZ: *Chem. Eng. Progr.*, 48(1952), p. 247
 - 29) 原行明: 鉄と鋼, 63 (1977) 12, p. 1894
 - 30) 相馬胤和: 鉄と鋼, 54 (1968) 14, p. 1431
 - 31) 鞭巖, 八木順一郎, 田村健二, 森山昭: 日本金属学会誌, 69 (1966) 9, p. 826
 - 32) 斧勝也: “高炉内の軟化溶解帯における反応”(学位論文), (1978)
 - 33) 城塚正, 染谷善明, 大庭裕共著: 化学装置(4) 工業物理化学と反応装置 (1963), p. 216 [オーム社]
 - 34) S. ERGUN: *Chem. Eng. Progr.*, 48(1952), p. 89
 - 35) 研野雄二, 楯岡正毅, 須賀田正泰, 山口一成, 久米正一, 山口一良, 安倍勲: 鉄と鋼, 65 (1979), p.
 - 36) 未発表