高炉の反応速度量による操業指数の線形化

岩 尾 範 人*

Linearization of Blast Furnace Operation Index Obtained with Reaction Rate

Norito Iwao*

In order to develop steady state models of blast furnace systematically, "Basic Model of Blast Furnace operation (BM-BF)" was proposed in the author's first paper¹⁾.

In the following paper²⁾, "Basic Model of Simplified Blast furnace (BM-SBF)" was also proposed in order to avoid mathematical complexity result from many variables of real blast furnace. From this BM-SBF, both Input/Output variables Basic Equation (I/O-BE) and Node Basic Equation (N-BE) were derived. These equations (I/O-BE and N-BE) were regarded as a starting equation to calculate reaction products and as a starting equation to calculate reaction rates, respectively. The equations to be solved, which consist of I/O-BE and N-BE, outnumbered the unknown variables to be obtained.

Therefore, the various calculating methods could be obtained depending on how to select the equations.

In author's third paper³⁾, it was shown how to select a good calculating method of reaction products among various ones mentioned previously. And also indication was made that reaction products were obtained from linearized equations with measurement values (raw materials and reaction products analysis data).

In this paper, the number of independent calculating methods of reaction rate was made clear.

Although there were many BF operation indexes obtained from reaction rate, two indexes, this is Solution Loss Carbon (SLC) and author's own Shrink coefficient of Cohesive Volume (SCV), were picked out among many as most suitable.

These two indexes were calculated according to the definition equation. After regres-

sional analysis, it was known that these operation indexes could be linearized with measurement values.

The linear coupling coefficient matrix obtained from analytical method was shown to be consist with the one statistical method.

In the course of analytical linearization, the structural difference between SLC and SCV become clear.

Key Words: blast furnace, operation index, control model, modelling

1. 緒 言

高炉（溶鉱炉）では、1,000℃の等温面を境にして、鉄の還元形態が変わる。また、装入原料である鉄鉱石もほぼこの温度で融けはじめ、いわゆる融着帯を形成し、炉内の通気形態も変化する。したがって、製鉄技術者と制御技術者は融着帯をいかに検出（推定）し制御するかに多くの努力を払っている。

従来の高炉のモデリングについて、筆者は、素朴につきぎの(Q1)～(Q4)の疑問をもっていた(Q: Quation)。

(Q1) 簡単なアルゴリズムで求まる dFe (直接還元帯での鉄の還元速度量) と iFe (間接還元帯での鉄の還元速度量) の比、 $SCV = iFe/dFe$ は、融着帯の膨張収縮の指数であるはずなのに、この値が、高炉の操業指数として取り上げられていないのはなぜだろうか。

(Q2) 炉熱計算と、融着帯の膨張速度にとって大切な SLC ⁶⁾ は既報Ⅱ²⁾ に指摘したように、多数の計算方法があるのに、なぜ、実用の方法が採用されたのか。

(Q3) 融着帯形状を求める各種のモデル⁴⁾ が発表されており、その連立微分方程式を解くための境界条件の与え方は、現状で良いのだろうか。

(Q4) 複雑な微分方程式を解いて求められた結果は、簡単に測定値のみで線形化できないのだろうか。

以上の疑問に対して、既報Ⅰ¹⁾～既報Ⅲ³⁾、で反応生成物量はどの計算方式で求めるべきかを示した。

* 熊野工業高等専門学校 熊野市有馬町 2800

* Kumano Technical Collage, Kumano
(Received October 8, 1987)
(Revised October 28, 1988)

Table 1 Notation of variables

	Notation	Contents (unit: kmol/T)	Average value
Raw materials	BN2 *1	Nitrogen (N2) moles in hot Blast Air	48.00 u *8
	BO2	Oxygen (O2) moles in hot Blast Air	12.00 u
	LFO	Wustite (FeO) moles in Iron Ore	1.00 u
	LHM	Hematite (Fe2O3) moles in Iron Ore	8.00 u
	LMS	MS Component moles in Iron Ore	4.83 u
	CCK	Carbon (C) moles in Cokes	36.00 u
Analysis data	CMS	MS Component moles in Cokes	0.67 u
	vN2	Vol % of Nitrogen (N2) in BRG	*4 60.00 %
	vDC	Vol % of DiOxide Carbon (CO2) in BRG	21.25 %
	vCO	Vol % of MonoOxide Carbon (CO) in BRG	18.75 %
	wFe	Weight % of Ferrum (Fe) in molten pig Iron	95.19 %
	wC	Weight % of Carbon (C) in molten pig Iron	4.81 %
Products	UN2	Nitrogen (N2) moles in BFG	48.00 u
	UDC	DiOxide Carbon (CO2) moles in BFG	17.00 u
	UCO	MonoOxide Carbon (CO) moles in BFG	15.00 u
	PFe	Ferrum (Fe) in molten pig Iron	17.00 u
	PC	Carbon (C) in molten pig Iron	4.00 u
	SMS	MS Component moles in Slag	5.50 u
Reaction ratio	rFO *2	Reaction rate of Fig-1-① in IRZ	*5 8.00 u
	rFe	Reaction rate of Fig-1-② in IRZ	9.00 u
	rDC	Reaction rate of Fig-1-③ in DRZ	*6 8.00 u
	rC	Reaction rate of Fig-1-④ in TRZ	*7 24.00 u
	t	t=vDC/vN2 molar ratio in BFG	0.3542
	i	i=vCO/vN2 molar ratio in BFG	0.3125
0.1	c	c=PC/PFe molar ratio in molten Iron	0.2353
	SLC1	SLC1=dFe/PFe Solution Loss Carbon	0.4706
	SLC2	SLC2=dFe/(dFe+iFe)	1.125
SCV	SCV	SCV=iFe/dFe Shrink coefficient of CV	1.125

- *1 BN2 ~ CMS B~C; Charging Place, N2~MS; Molecular name
 *2 rFO ~ rC i~t; Reaction zone FO;Wustite~main material
 *3 MS; Miscellaneous Slag component equivalent molar weight =60
 *4 BFG; Blast Furnace Gas *5 IRZ; Indirect Reduction zone
 *6 DRZ; Direct Reduction zone *7 TRZ; Tuyere Reaction zone
 *8 u : kmol/Ton-pig Iron *9 0.1; Operation Index

Table 2 Notation of vector

$$(X)_t = [BN2 \ BO2 \ LFO \ LHM \ LMS \ CCK \ CMS]$$

$$(Y)_t = [UN2 \ UDC \ UCO \ PFe \ PC \ SMS]$$

$$(Z)_t = [BN2 \ BO2 \ LFO \ LHM \ LMS \ CCK \ CMS \ vN2 \ vDC \ vCO \ wFe \ wC]$$

今回は、まず、適正な炉内反応速度量はどのように計算すべきか。つぎに、反応速度量に関する操業指数がプロセス・データ[Z]で線形化でき、上記(Q1)~(Q2)の回答がだせること、および、(Q3)、(Q4)については、線形化技法が、そのあしがかりになれるだろうと考えここに紹介した。

以降に、使用する記号を、Table 1, 2 に示した。なお、[X], [Y] などはベクトル (X), (Y) などの時系列行列である。

2. 簡単化高炉と選定された反応生成物量の計算法

2.1 簡単化高炉とその基本型モデル

実高炉⁵⁾を例にとると、プロセス変数が多くなり、複雑さが増すので、本報も既報IIと同様に、簡単化高炉(以後 SBF という、SBF: Simplified Blast Furnace)で論旨を展開する。

SBF の概念図を Fig. 1 に示す。すなわち Fig. 1 は SBF への反応原料量 [X], 炉内の反応速度量

[R], 反応の熱化学式、および反応生成物量 [Y] を示している。

Fig. 2 は Fig. 1 の SBF で示された物質流と反応速度量を、質量保存則と原子数保存則に基づいて線形化した SBF の基本型モデルである(既報I参照)。

2.2 選定された反応生成物量の計算法

いま、Fig. 2 に着目し、物質収支および反応生成物間の分析値を考慮して、反応原料量(X)と反応生成物量(Y)についての式を立てると(1)式が得られる。

$$\begin{bmatrix} UN2 \\ UDC \\ UCO \\ PFe \\ PC \\ SMS \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ X_4 \\ X_5 \\ X_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} EbN2 \\ EbC \\ EbFe \\ EbMS \\ EbDN \\ EbCN \\ EbCF \end{bmatrix} \quad (1)$$

(Bj) (Y) = [A] (X) + (Eb)

この(1)式は反応生成物量の各種計算方式の出發方程式になるので『I/O-基本式』(I/O: Input/Output variables)ということにする。(1)式の(Eb)はI/O-基本式の収支差である。

(1)式で求めたい変数は UN2~SMS の六つなのに、式は八つあり、計算可能な計算方式は既報IIに述べた19方式があるが、既報IIIに述べた、rms N と、rms D の小さいことを良いとして選ばれた。筆者の提案する一般逆行行列法⁶⁾(Y0)とTable 3に示す四つ(Y2, Y11, Y12, Y16)を本報文の検討式として選定する。

3. 炉内反応速度量[R]の計算方法

3.1 N-基本式とグラフの理論⁷⁾

反応原料量[X]と反応生成物量[Y_p]が決まったので、つぎは、反応速度量を求める問題である。いま、SBF-BM の全ノードに着目して、ノード方程式

Fig. 1 Schematic figure of simplified blast-furnace

法は、Table 6 と Table 7 の Y 12 の列に示す①～⑩の 10 方法になる。

(4) $B(C \times)B(O \times)B(FeO)$ の場合 (Y 16)

SBF への出入り元素の O 収支差 (dO) は $n(O^*)$ に出て、C 収支差 (dC) は $n(C^*)$ に出るので、ノードの選択方法により、反応速度量の計算法は Table 7 の Y 16 の列に示す 15 方法になる。

この場合は上述の (2) $B(CO)B(O \times)B(FeO)$ の場合と (3) $B(C \times)B(OO)B(FeO)$ の重なりあった形になる。すなわち、R 1 と R 20 の 2 方法が重複しているので $7+10-2=15$ となる。

(5) 同一ノード選定による解の同一性の検討

計算方式 Y 2R 1 と Y 12R 1 とは解が同じになる。これはつぎの理由からである。代表反応生成物量計算法 Y 2, Y 11, Y 12, Y 16 の計算値の相違は UDC, PC の 2 変数だけである。この関係を Fig. 4 に示した。この図は、計算方式 Y_p 相互間に引かれた線上に書かれた変数のみ計算値が違うことを表わしている。たとえば、Y 2 と Y 11 とでは UDC, PC について、また、Y 11 と Y 16 とでは UDC のみ、計算値が違い他は同一である。これを N-基本式とノードの選択 Table 4 とあわせて考えると、 PC に関係したノードは nC であるからこれを不採用としたノードの選択は Y 2 でも Y 12 でも同じ解になる。Table 7 の備考欄に nC とつけた行では、Y 2, Y 12 は同じ解になる。このことを、Y 2, Y 12 の欄に=印をつけた。

同様に、Y 11, Y 12, Y 16 は UDC だけ計算値が相違するので、これに関連する nDC を不採用としたノードの選択方法では解は同じになる。

以上の考察で計算方式 $Y_p R_v$ の独立な組合せは Table 7 の各欄に*印、および**印をつけた計 20 方法になる(*印は $dFe + iFe = PFe$, **印は $dFe + iFe \neq PFe$)。

3.3 反応速度量計算法の選定

上述で、I/O-基本式と N-基本式の選択の区別が明確になったので、どの計算法が良いかを検討する。ここでも、『良さ基準』として $rmsD$ (推定値と推定真値との差の 2 乗平均値) を採用する。

さらに大切なことは、SBF に限らず、熱化学プロセスでは、反応を制御する大切な操作端がある (SBF

では羽口よりの吹き込み酸素 BO_2 である)。これらが連結するノード (SBF では nO) を除外すると求められた式の可制御性が失われることがある。

Y 11, Y 16 では $B(O \times)$ であるから、 nO を除くと求めた式は単なる観測式になる。

一般には、大切な操作端は精度高くするようにしているので、これを除いたものが良い選択になることはめったにないが、理論的には、大切なことである。

評価については既報Ⅲにも記載したように、式を正直に解いて『良さ基準』を適用する方法が統計的といい、近似 I/O-基本式を利用し式を解かずに『良さ基準』を適用する方法が解析的ということにする。

(1) 計算方式の統計的な選定

N-基本式 (2) の、未知数 $[R]$ にかかる係数行列 $[D]$ は確定値であり、容易に逆行列の計算ができる。

Table 4 に基づいて、方式 R_v で選択したとき、N-基本式 (2) の変数に係る係数行列 $[D], [E], [F]$ は、それぞれ、不採用行がなくなるので、これらを $[D_v], [E_v], [F_v]$ と書くことにする (添字 v : 逆行列の意味)。

また、変数は反応原料量 $[X]$ は 1 次データだからそのままだが、反応生成物量は計算方式 Y_p で求めた値を用いるので $[Y_p]$ とし、反応速度量 $[R]$ は反応生成物量計算方式 Y_p で反応速度量計算方式 R_v で、求まる反応速度量を $[Y_p R_v]$ と書くことにすると、(2) 式は (3) 式になり、(3) 式を解くと (4) 式なる。

$$[D_v][Y_p R_v] = [E_v][X] + [F_v][Y_p] \quad (3)$$

$$[Y_p R_v] = [D_v]^{-1}[E_v][X] + [D_v]^{-1}[F_v][Y_p] \quad (4)$$

(5) 式で作った、ランダム・データで $[Y_p]$ を求め、つぎに $[Y_p R_v]$ を、(4) 式に従って求める。

$$Z = Z_0 \{1 + E(RND - 0.5)\} \quad (5)$$

ただし、

Z_0 : Table 1 の中心値

RND : 0~1 の一様乱数

$E=0.1$: $BN_2, BO_2, vN_2, vDC, vCO, wFe, wC$

$E=0.2$: CCK, CMS

$E=0.3$: LFO, LHM, LMS

この場合、反応速度量の中心値 (Ro) はわかっているのでこれを $[Ro]$ として (シミュレーションでは、中心値を真値としている) 上述の (4) 式で求めた反応速度量 $[Y_p R_v]$ との差を偏差行列 $[\Delta Y_p R_v]$ とし、(6) 式に示す。データ長を J として、その分散行列を $[Y_p D_v D]$ とすると (7) 式になる (添字 v : 転置行列)。

$$[\Delta Y_p R_v] = [Y_p R_v] - [Ro] \quad (6)$$

Fig. 4 Relation of calculated product values

$$[YpDvD] = (1/J)[\Delta YpRv][\Delta YpRv], \quad (7)$$

求めたい $rmsD$ は偏差の分散行列 $[YpDvD]$ のトレースの平均値の平方根である。

(7)式に従って, $rmsD$ を求め Table 8 ①に示した。この結果, 各 Yp についての上位 3 位は R 11, R 12, R 13 となるので, 今後はこの 3 種と R 17 (操業指数として実用されている方式) を選定する。このようにすると Y 2 は R 1 (R 12 と同じ) のみ, Y 11 は R 11, R 12, R 13, R 17 の 4 方式で, Y 12 は R 1 (R 12 と同じ) のみ, Y 16 は R 11, R 12, R 13, R 17 の 4 方式となる。ところが Table 7 の R 12 の段より Y 2 R 1, Y 11 R 12, Y 12 R 1, Y 16 R 12 は同じだから 7 方式となり, Y 0 R 0 を追加して 8 方式を検討の対象とする。

(2) 統計的線形結合係数行列を求める

既報 II で反応生成物量の線形化が, いい精度で求めたので, 式の構造上, 反応速度量も線形化できるはずであり, 後の解析的線形式の正しさを検証するために線形結合係数行列 $[SpCv]$ を求めておく。統計的という意味と, 計算方式 $YpRv$ との意味をもたせて, 測定値 $[Z]$ からの反応速度量の推定値を $[SpRv]$ とし, 推定誤差行列を $[EpRv]$ とすると, (8), (9) 式になる。

$$[SpRv] = [SpCv][Z] + [EpRv] \quad (8)$$

$$[EpRv] = [YpRv] - [SpRv] \quad (9)$$

$[YpRv]$ の平均値と $[SpRv]$ の平均値を同じにすると, (9) 式は (10) 式になる。

$$\begin{aligned} [EpRv] &= [YpRv] - [Ro] - [SpRv] + [Ro] \\ &= [\Delta YpRv] - [\Delta SpRv] \\ &= [\Delta YpRv] - [SpCv][\Delta Z] \end{aligned} \quad (10)$$

(10) 式の分散行列を $[EpRvR]$ とすると (11) 式と

なる。ただし, $[Rrz]$ は反応速度量と測定値の, $[Rzz]$ は測定値の, $[Rrr]$ は反応速度量の分散行列である。

$$\begin{aligned} [EpRvR] &= (1/J) * [EpRv][EpRv], \\ &= (1/J) * \{ [\Delta YpRv] - [SpCv][\Delta Z] \} * \\ &\quad \{ [\Delta YpRv] - [SpCv][\Delta Z] \}, \\ &= \{ [Rrz] - [SpCv][Rzz] \} [Rzz]^{-1} * \\ &\quad \{ [Rrz] - [SpCv][Rzz] \}, \\ &\quad + [Rrr] - [Rrz][Rzz]^{-1}[Rrz], \end{aligned} \quad (11)$$

(11) 式の下線付の第一項が零のとき, 推定誤差の分散行列 $[EpRvR]$ は最小になり, そのとき求まる $[SpCv]$ が最適の線形結合係数行列である。また (11) 式に (12) 式を代入すると誤差の分散行列は (13) 式になる。

$$[Rrz] - [SpCv][Rzz] = 0$$

$$[SpCv] = [Rrz][Rzz]^{-1} \quad (12)$$

$$[EpRvR] = [Rrr] - [SpCv][Rrz], \quad (13)$$

結果は示さないが $[EpRvR]$ はほとんど零であり, 測定値により, 1 次結合が可能であることを示している。

ここで, 大切なことはこの演算ができるのは $[Rzz]^{-1}$ が求まる場合 [測定値が, 互いに独立であるとした (5) 式] のみである。

(3) 解析的線形結合係数行列を求める

近似 I/O-基本式より, 計算方式 Yp に従って解析的に求めた反応生成物量は $[ApY] = [ApC][Z]$ であるから (既報 III 参照) N-基本式に代入し, (4) 式の導出にならって, 求めた反応速度量を解析的の意味を含めて $[ApRv]$ とすると (14) 式が求まる, (14) 式の $[EEv]$ は $[Ev]$ を変形したものである。すなわち, $[Ev]$ は $[X]$ の係数行列であるが $[EEv]$ は $[Z]$ の係数行列だから $[Z]$ と $[X]$ の差 (反応生成物量の分析値) に係る係数部を零として $[Ev]$ に追加したものである。

$$\begin{aligned} [Dv][ApRv] &= [Ev][X] + [Fv][ApC][Z] \\ &= [EEv][Z] + [Fv][ApC][Z] \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} [ApRv] &= [Dv]^{-1} \{ [EEv] + [Fv][ApC] \} [Z] \\ &= [ApCv][Z] \end{aligned} \quad (15)$$

(12) 式で求めた $[SpCv]$ と, (15) 式で求めた $[ApCv]$ は, ほとんど等しい。一例として, 計算方式 Y 16 R 17 のそれを, LFO, LMS, CMS の項を除いて (以降の Table では同形にする) Table 9 に示す。

(4) 『良さ基準』の解析的な選定

解析的に線形結合係数行列が求まると『良さ基準』の検討だけでなく, 各種の検討も解析的にでき, いちいち反応生成物量, 反応速度量を求めて, 検討する必要はなくなる。

Table 8 Goodness of reaction rate calculating methods

	① Statistical			② Analytical	
	rmsD			rmsD	
	Val.	Ord.		Val.	Ord.
Y 2, R 1	0.804	2		0.813	2
Y11, R 1	3.372	21		3.239	21
Y11, R10	2.159	18		2.084	17
Y11, R11	1.718	12		1.709	12
Y11, R13	1.412	10		1.431	10
Y11, R17	3.030	20		2.970	20
Y11, R20	1.859	13		1.835	13
Y12, R 4	1.514	11		1.463	11
Y12, R19	1.224	5		1.244	5
Y12, R21	1.333	9		1.349	9
Y12, R25	2.148	17		2.121	18
Y16, R 1	1.890	14		1.999	15
Y16, R 4	2.086	16		2.083	16
Y16, R10	1.249	6		1.333	8
Y16, R11	1.085	4		1.085	4
Y16, R13	0.999	3		0.971	3
Y16, R17	1.902	15		1.936	14
Y16, R19	1.289	8		1.323	7
Y16, R21	1.285	7		1.305	6
Y16, R25	2.362	19		2.312	19
Y 0, R 0	0.689	1		0.732	1
	Val.:Value		Ord.:Order		

Val.: Value

Ord.: Order

Table 9 Linear coupling co-efficient matrix (reaction rate)

	BN2	BO2	LHM	CCK	vN2	vOC	vCO	wFe	wC
iFO	1.02	-2.02	-2.02		-0.82	1.60	0.81		0.06
	1.02	-2.00	-2.00		-0.82	1.60	0.81		
iFe	-0.66	2.01	2.00		0.53	-0.80	-0.80		-0.03
	-0.67	2.00	2.00		0.53	-0.80	-0.80		
dFe	-0.66	-2.01			-0.53	0.80			-0.03
	-0.67	-2.00			-0.53	0.80			
tC		2.00							
		2.00							

 Upper Val. *SI6C17*, Lower Val. *A16C17*

ここでは、*rmsD* を解析的に求める。Yp, Rv での反応速度量とそれの中心値の差を $[\Delta ApRv]$ とすると、

$$\begin{aligned} [\Delta ApRv] &= [ApRv] - [Ro] \\ &= [ApRv] - [ApCv][Zo] \\ &= [ApCv][Z] - [Zo] \\ &= [ApCv][\Delta Z] \end{aligned}$$

$[\Delta ApRv]$ の分散行列を $[ApDvD]$ とすると、

$$\begin{aligned} [ApDvD] &= (1/J) * [\Delta ApRv][\Delta ApRv] \\ &= [ApCv][Rzz][ApCv], \quad (16) \end{aligned}$$

(16)式の $[Rzz]$ は与条件であるから、これを(16)式に代入し、統計的方法に求めた値と比較するために、Table 8 ②に示した。両者はほとんど同じ値である。なお、Table 8 の Ord. は良さ基準の順位である。

4. 反応速度量に関する操業指数とその線形化

高炉には、反応生成物量と反応速度量についての多数の操業指数(制御目標、または状態変数)があるが、そのなかで特に大切なものの一つに、炉熱と融着帯の膨張を表わす(17)式と、(18)式で定義する *SLC*(Solution Loss Carbon) がある。

これと緒言で述べた(19)式で定義する *SCV*(Shrinking coefficient of Cohesive Volume) を例にとり、操業指数の線形化について述べる。その他の多数の操業指数もここで述べる技法で線形化が可能である。

$$SLC1 = dFe/PFe \quad (17)$$

$$SLC2 = dFe/(dFe + iFe) \quad (18)$$

$$SCV = iFe/dFe \quad (19)$$

4.1 操業指数の統計的線形化

定義式に基づき、計算して得られた操業指数行列を計算方式、Yp, Rv の意味をもたせて $[RpHv]$ とし、測定値 $[Z]$ と線形結合係数行列 $[SpHv]$ で得られる推定値との差行列を $[EpHv]$ とし、その分散行列を $[EpHvH]$ として、前述の(8)~(13)式と同様な演算で $[SpHv]$ と $[EpHvH]$ を求めると(20)~(22)式が得られる。

$$[EpHv] = [RpHv] - [SpHv][Z] \quad (20)$$

Table 10 Linear coupling co-efficient matrix (operational index)

	BN2	BO2	LHM	CCK	vN2	vOC	vCO	wFe	wCN
SLC1	0.01	-0.06	0.03		-0.01		0.02		
	0.01	-0.06	0.03		-0.01		0.02		
SLC2	0.01	-0.06	0.03		-0.01		0.02		
	0.01	-0.06	0.03		-0.01		0.02		
SCV	-0.04	0.28	-0.16		0.03		-0.11		
	-0.04	0.27	-0.15		0.03		-0.11		

 Upper Val. *SI6H12*, Lower Val. *A16H12*

$$[SpHv] = [Riz][Rzz]^{-1} \quad (21)$$

$$[EpHvH] = [Rii] - [SpHv][Riz], \quad (22)$$

$[Rii]$ は操業指数の、 $[Rzz]$ は測定値の、 $[Riz]$ は操業指数と測定値との分散行列である。結果の一例として、Y 16R 12 の線形結合係数行列を Table 10 の各欄の上位に示す。

4.2 操業指数の解析的な線形化

式を簡単化するため、 $X = dFe$, $Y = iFe$, $SLC = Z$, $SCV = S$ として、2次微小量を零とすると、*SLC 2* は(24)式に近似される。

$$\begin{aligned} Z &= \frac{X}{X+Y} \\ \Delta Z &= \left(\frac{dZ}{dX} \right)_0 * \Delta X + \left(\frac{dZ}{dY} \right)_0 * \Delta Y \\ \Delta Z &= Z - Z_0, \Delta X = X - X_0, \Delta Y = Y - Y_0 \quad (23) \\ Z &= Z_0 * \left(\frac{Y_0}{X_0 + Y_0} * \left(\frac{1}{X_0} * X - \frac{1}{Y_0} * Y \right) + 1 \right) \quad (24) \end{aligned}$$

同様な展開で *SLC 1* と *SVC* を求め、まとめると、(23)、(24)式は(25)式になる。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} SLC1 \\ SLC2 \\ SCV \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} SLC1_0 \\ SLC2_0 \\ SCV_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -1/P_0 & 1/X_0 & 1 \\ A/X_0 & -A/Y_0 & 1 \\ -1/X_0 & 1/Y_0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} PFe \\ dFe \\ iFe \end{bmatrix} \quad (25) \\ A &= 1 - SLC2_0 \\ P_0 &= PFe_0, X_0 = dFe_0, Y_0 = iFe_0 \end{aligned}$$

⊗ 一語表示で
 $(RpHv) = (H) (K) (XpRv)$

(25)式で *SLC 2* と *SCV* を比べると定数項(*SLC2*₀, *SCV*₀) と主振幅比 (*A* : -1) が違うだけで、反応速度量 *dFe*, *iFe* についての変化傾向は同一である。したがって、*SLC 2* と *SCV* は同じとみなせる、ところが Y 11, Y 16 の R 11, R 13 の4方式は、補償ノードが nFe となっているので *SLC 1* と *SLC 2* は同じでない。本来 $SLC = dFe/PFe$ であるから、実用 *SLC 2* は R 17 と同じ値になる。

SLC 2 は(25)式でわかるように、*A* はほぼ 0.5 程度だから平均値に対して、測定値による変化幅が *SCV* と比較すると小さい。この意味では、*SLC 2* は *SCV* より、測定値による感度が鈍い操業指数であるといえる。

Table 11 Goodness table of operational index

	SLC1		SLC2		SCV	
	Val.	Ord.	Val.	Ord.	Val.	Ord.
Y2R1	0.038	1	0.038	2	0.182	2
Y11R11	0.142	6	0.042	4	0.197	3
Y11R13	0.142	6	0.060	6	0.333	6
Y11R17	0.142	6	0.142	8	0.960	8
Y16R11	0.102	3	0.041	3	0.204	4
Y16R13	0.102	3	0.055	5	0.287	5
Y16R17	0.102	3	0.102	2	0.532	7
Y0R0	0.045	2	0.036	1	0.175	1

ここで、 PFe, dFe, iFe は、既報Ⅲと前述で、測定値 $[Z]$ で 1 次線形結合が可能であるから、その結合係数行列を $[ApSv]$ とすると (26) 式とかける。

$$[XYpRv] = [ApSv][Z] \quad (26)$$

(25) 式と (26) 式を考慮すると、解析的に求めた操業指数 $[ARpHv]$ と操業変数 $[XYpRv]$ の関係および、測定値との関係は、(27)、(28) 式になる。

$$[ARpHv] = [H][K][XYpRv] \quad (27)$$

$$= [H][K][ApSv][Z] \\ = [ApHv][Z] \quad (28)$$

統計的に求めた $[SpHv]$ と、解析的に求めた $[ApHv]$ を Table 10 の各欄の下段に示した。ほぼ両者は等しいのでこの近似法で線形化が可能といえる。

4.3 操業指数について『良基基準』の適用

ここでも、中心値 (Z_0) で求めた値が正しい値であるとして、これを操業指数の中心値 (H_0) として、測定値 $[Z]$ から求めた操業指数を $[RpHv]$ とし、中心値からの差を $[\Delta RpHv]$ として、この $[\Delta RpHv]$ の分散行列を $[RpHvH]$ とすると、(29) 式になる。

$$[\Delta RpHv] = [RpHv] - [H_0]$$

$$[RpHvH] = (1/J) * [\Delta RpHv][\Delta RpHv], \quad (29)$$

(29) 式の対角成分の平方根がそれぞれの操業指数の中心値からの偏差である。SLC1, SLC2, SCV について 4.1 節で選定した 8 方法で求めたものを Table 11 に示す。すべての操業指数で Y0R0, Y2R1 が良く、実用の Y16R17 は SCV で最悪である。

5. 結 言

(1) 反応速度量の計算法は各反応生成物量の計算法に対して、見掛け上は、27 方法の計算方法があるが、独立な計算法は少なくなる。その理由を 3.2 節に示し、その詳細を Table 7 の縦列に示した。

(2) 反応生成物量計算法が異なっても、同一ノード選択方法なら、反応速度量が同一のことがある。こ

れも、Fig. 4 と Table 7 の横行で容易にみつけることができる。

(3) 反応生成物量の計算法を Y2, Y11, Y12, Y16 とすると独立な計算法は 20 方法となる。

(4) モデルに可制御性を要求する場合は大切な操作端 (SBF の場合 BO2) の連結するノード (nO) の採用、不採用は十分に吟味する必要がある。

(5) $rmsD$ が小さいのが良いとすると、各反応速度量計算法で一般逆行列法の $R0$ が良く、従来法では $R12$ が良いといえる。しかし実用のモデルは Y16R11, Y16R13, Y16R17 に相当するものである。これは炉頂ガス分析値を重要視したモデルである。

(6) 反応生成物量と反応速度量で作られる、操業指数で代表的な SLC は、筆者の提案した SCV とほぼ同一であることが、操業指数の解析的線形化式で証明された。ただし、Y16R11, Y16R13 では、多少相違する。

(7) SLC のほうが SCV より多少感度の鈍い操業指数であることもわかった。

(8) 少なくとも、現在利用されている各種の反応速度量による操業指数は、3% 程度の誤差内で、測定値 $[Z]$ により 1 次線形結合形式で表わせ、かつ、解析的に求められる。

おわりに、本論文の作成に当たり、新日本製鐵(株)第三技研、藤原登氏に、マトリクスの演算、および、計算機によるシミュレーションに多大の協力をいただいたことに感謝の意をしるします。

参 考 文 献

- 1) N. Iwao: Study of Steady State Model of Blast Furnace Operation, International Meeting on Iron and Steel Making, Deusseldorf, Bruxelles, May (1976)
- 2) 岩尾: 高炉の定常状態モデルと一般逆行列の応用, 計測自動制御学会論文集, 23-7, 757/763 (1987)
- 3) 岩尾: 高炉の定常状態モデルの選定と線形化, 計測自動制御学会論文集, 24-5, 514/521 (1988)
- 4) 八木順一郎: 高炉の数学的モデル, 鉄と鋼, 69-10, 1242/1249 (1983)
- 5) 重見彰利: 製鉄ハンドブック, 3 章, (p.73), 5 章, (p.134), 6 章(p.178) (1979)
- 6) 児玉, 須田: システム制御のためのマトリクス理論, 第 12 章, 計測自動制御学会 (1978)
- 7) 岸, 木田: 線型回路論, エンジニアリング・サイエンス講座 20, 2 章 (p.6), 4 章, 共立出版 (1976)