

論 文

UDC 669.162.26 : 62-533

溶銑温度制御のための高炉数式モデル

羽田野道春*・美坂 佳助*²・的場 祥行*³・大塚 宏一*³

A Mathematical Model of Blast Furnace for Control of Hot Metal Temperature

Michiharu HATANO, Yoshisuke MISAKA, Yoshiyuki MATOBA, and Koichi OTSUKA

Synopsis:

For the automatic control of hot metal temperature, a new simplified mathematical model of blast furnace has been developed on the following assumptions:

- (1) The working volume in the furnace is divided into five horizontal zones. Only the specified materials and reactions are considered in each zone.
- (2) By taking material balance, the flow rates of solid and gas at each zone are determined so that the amount of the material existed in each zone remains constant.
- (3) Heat balance is applied to solid and gas in each zone respectively taking account of their average temperature.
- (4) The reaction rates are formulated as the functions of operational variables on the basis of their step response characteristics.

The temperature of solid and gas at each zone can be predicted by the adjustment of parameters in the model using actual operational data. Since the predicted solid temperature at the fifth zone (tuyere level) agrees well with the actual hot metal temperature, the validity of the model has been proved.

At Kokura No. 2 BF, the model is being used for the automatic control and contributes to the stable blast furnace operation.

1. 結 言

高炉の炉熱制御の研究は、1960年代初期にフランスをはじめ欧州各国ではじめられた。

その成果の代表的なものに STAIB らにより開発された W_u モデルがある¹⁾。このモデルは、炉下部における熱レベルの指標 W_u を計算する静的な理論モデルであり、溶銑中 Si 値を間接的に測定する役割を果していると考えられる。STAIB らは、 W_u の動特性を実験的に研究し、1960年代後半には、送風湿分操作による W_u 制御を実施し、Si 値が低位安定化したと報告している²⁾。また VIDAL からも同種のモデルによる制御結果が報告されている³⁾⁴⁾。

我が国でも、STAIB らと同時期に、桂らにより Si 値の統計回帰モデルにもとづく制御方式⁵⁾が、また 1970 年

代に入り、岩村らで炉下部熱収支モデルが⁶⁾、さらに加瀬らにより各種検出端、理論・統計モデルにもとづく炉熱・通気性両面にわたる制御方式がそれぞれ開発されており⁷⁾、これらにもとづく Si 値の制御実施例が報告されている⁸⁾⁷⁾。

以上 STAIB ら、桂ら、岩村らの例にみられるごとく、従来の炉熱制御は、炉下部における静的なモデルにより間接測定された熱相当量を指標として、応答性の速い湿分操作により、Si 値をフィードバック制御する方式が主流であった。一方動的なモデルについては、1960年代後期に BARBIERI らにより、Si 予測モデルが開発されており⁹⁾、また炉内動的挙動の精密なシミュレーションを行うモデルが、1968年に FIELDEN らにより⁹⁾、また 1975年に FLIERMAN らにより¹⁰⁾発表され、高炉の動特性が理論的に計算されるようになった。しかし、BESWICK

昭和 53 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 2 月 18 日受付 (Received Feb. 18, 1980)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 波崎研究センター 工博 (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagahondori Amagasaki 660)

らから発表されたような予測制御方式¹¹⁾については、いまだ実施例はほとんど見当たらない。

本研究は、従来の制御方式を発展させ、炉内の熱的現象を系統的に説明する予測モデルを作成し、これにもとづいて、刻々の状態に対して、当然予想される変化を事前に計算し、必要な制御動作を決定する方法により、応答は遅いが、燃料比の面で有利な重油流量操作などにも、一般的に適用し得る制御方式の開発をめざした。以上の観点より、

(1) 高炉を高さ方向の分布系として扱う。

(2) 単に熱量指標ではなく、炉内の状態を表わす反応速度、固体・ガスの流量、温度を計算可能とする^{12)~14)}。

(3) 単に間接測定モデルでなく、入力条件に対して出力を予測し得るモデルとする。

(4) オンライン適用を前提として簡潔なモデルとする。

などの諸点を考慮したモデルを開発し、オンラインへの適用をはかり溶銑温度自動制御の実用化に成功した^{15)~17)}。以下数式モデルの概要と、実操業データによるモデル妥当性の検証結果について述べる。

2. 数式モデルによる炉内動的状態の把握

2.1 予測機能を有する数式モデルの基本構造

炉内の状態は、“各種反応とこれに伴う物質移動”及び“熱移動”の2現象に大別してとらえられ、結果として炉頂ガス、溶銑の各成分・温度が観測される。したがって溶銑温度や、溶銑中 Si 値を制御するためには、これらの結果をもたらす炉内の状態を推定し、当然起こるべき結果を事前に予測して制御するのが理想的と考えられる。このような目的に対して本来必要とされる数式モデルは、炉内の反応、物質・熱移動の動的な挙動を総合的に記述し、入力条件のみから炉内の状態変化を推定し、結果を予測可能とするいわゆる予測モデルである。

さて、上記のごときモデル化を行う場合、反応速度の定式化が問題になる。特にカーボンソリュージョン反応速度、Fe 生成速度は炉内の熱的状态を左右する重要な因子であることが知られており、少なくともこの2反応については精度よい定式化が必要である。この問題に対して、理論的には、反応速度をミクロな観点から粒子・ガスの温度、組成などの影響因子の関数として定式化した未反応核モデル¹⁸⁾が提案されている。しかしながら、これを高炉に適用することについては、

(1) 炉内の固体粒子の形状は未知である。

(2) 炉内の固体粒子・ガスの温度、組成は半径方向に分布をもち、これらを定式化するのは容易でない。

(3) モデルの複雑さが増す。

などの問題があり、直ちに実高炉に適用することはむづかしい。

そこで、反応速度については、未反応核モデルによるアプローチではなく、高炉の実操業データの解析から、入力に対する出力の関係を定式化する方法をとることにした。そのためまず炉内状態の間接的な測定器としての役割を果たす数式モデルを開発した。

2.2 間接測定器としての数式モデル

2.2.1 モデルの構造

本モデルでは、炉内状態をできるだけマクロな観点からとらえるため、炉内現象の簡潔化をはかるいくつかの仮定を設定しており、それらは次のごとく要約される。

(1) 炉内は半径方向に均一であるとする。

(2) 高炉の反応領域は、高さ方向に5段に分割され各段では特定の物質のみが存在し、特定の反応のみが進行するものとする。

すなわち、上部より①予熱帯、② $\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4$ 還元帯、③ $\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{FeO}$ 還元帯、④ $\text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$ 還元及びカーボンソリュージョン反応帯、⑤羽口前コークス燃焼帯、の5つの反応帯を想定し、考慮する反応は主要な反応のみに限定する。

(3) 上記(2)の反応に関して

① Fe_2O_3 から Fe までの各還元過程は定常的な比率をもつて進行するものとする。

② また、羽口前では、吹込まれた酸素、水蒸気は直ちにコークスと反応し CO 、 H_2 ガスを発生し、重油は全量 C と H_2 に分解するものとする。

(4) 各段に存在する物質量は不変とする。したがって荷下がりに関しては、鉱石は炉下部における Fe 生成速度に比例して装入され、降下し、一方コークスはコークスの消費速度に応じて装入され、降下するものとする。

(5) 物質収支については、 Fe_2O_3 、 Fe_3O_4 、 FeO 、 Fe 、 C 、 CaO 、 SiO_2 、 Al_2O_3 、 CaCO_3 、 CO 、 CO_2 、 H_2 、 N_2 、 O_2 、 H_2O 、の各成分毎の収支を考える。

(6) 温度については、各段の平均固体温度 (TS_i , $i=1\sim 5$) 及び平均ガス温度 (TG_i , $i=1\sim 5$) のみを考慮して、各段毎に熱収支を考える。

Fig. 1 は各段に存在する物質と段間を流れる物質を示す。Table 1 は本モデルで考慮した 10 種類の反応を示す。

2.2.2 物質収支

(1) 反応速度 (R_j) の間接測定

反応速度 $R_1 \sim R_{10}$ は入力データである送風、装入物条件及び操業の結果である炉頂ガス成分を用いれば、次の

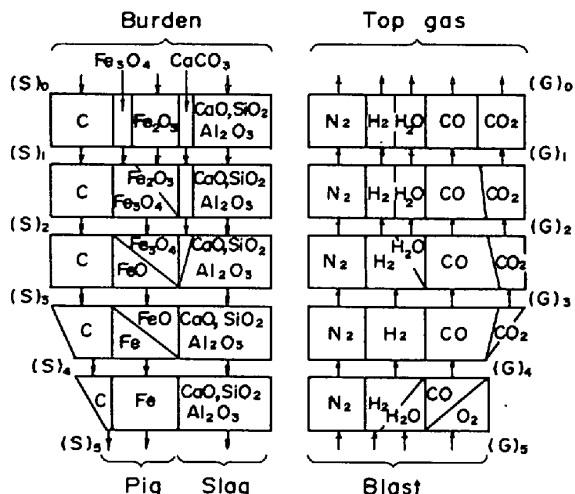


Fig. 1. Resident and flowing materials of each zone.

Table 1. The reactions at each zone in the furnace.

Zone	Reactions	(rate)
1	Preheating zone	
2	$3Fe_2O_3 + CO \rightarrow 2Fe_3O_4 + CO_2$	R_1
3	$C + CO_2 \rightarrow 2CO$	R_2
	$Fe_3O_4 + CO \rightarrow 3FeO + CO_2$	R_3
	$Fe_3O_4 + H_2 \rightarrow 3FeO + H_2O$	R_9
	$CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2$	R_{10}
4	$C + CO_2 \rightarrow 2CO$	R_4
	$FeO + CO \rightarrow Fe + CO_2$	R_5
5	$C + 1/2 O_2 \rightarrow CO$	R_6
	$C + H_2O \rightarrow CO + H_2$	R_7
	$Oil (C_n H_m) \rightarrow nC + \frac{m}{2} H_2$	R_8

ごとく間接測定することが可能である。

① 羽口前での燃焼反応に関する速度 $R_6 \sim R_8$ は仮定 (3) より、送風条件から直ちに決定される。

② Fe 生成速度 R_5 、カーボンソリュージョン反応速度 R_2, R_4 及び水素還元速度 R_9 については、それぞれ総括の酸素、炭素、水素収支にもとづいて求められる。ここで R_2 と R_4 は一定比をなすと仮定する。

③ 還元過程における反応速度 R_1, R_3 及び石灰石の分解反応速度 R_{10} は仮定 (4) より R_5, R_9 の関数として求められる。

以上のようにして求められた結果を Table 2 に示す。

(2) 各段間固体、ガス流量 ($(S)_i, (G)_i$)

各段における固体、ガス各成分の流入、流出量及び反応による発生、消費量の間には仮定 (4) より次の物質収支式が成立する。

Table 2. Equations used for the calculation of reaction rates through the blast conditions and the top gas compositions.

Reaction rates (R_i)	Equations
R_1	$\frac{1}{3} R_{Fe_2O_3} R_5$
R_2	$\delta \cdot R_4$
R_3	$\frac{1}{3} R_5 - R_9$
R_4	$\frac{1}{1+\gamma} [(CO_2)_0 + (CO)_0 - 2(O_2)_0 - (H_2O)_0 - R_{CaCO_3} R_5]$
R_5	$\frac{2(CO_2)_0 + (CO)_0 - 2(O_2)_0 + \frac{P_{O_2} H}{2} (O_{II})_0 - (H_2)_0}{2R_{CaCO_3} + 3R_{Fe_2O_3} + 4R_{Fe_3O_4}}$
R_6	$2(O_2)_5$
R_7	$(H_2O)_5$
R_8	$(O_{II})_5$
R_9	$(H_2O)_5 + \frac{P_{O_2} H}{2} (O_{II})_5 - (H_2)_0 = ((H_2O)_5 + \frac{P_{O_2} H}{2} (O_{II})_5) \sqrt{\frac{1}{H_2}}$
R_{10}	$R_{CaCO_3} R_5$

$$(S)_i = (S)_{i-1} + \sum_{j=1}^{10} S_{ij} \cdot R_j \dots \dots \dots (1)$$

$$(G)_{i-1} = (G)_i + \sum_{j=1}^{10} G_{ij} \cdot R_j \dots \dots \dots (2)$$

ここで $(S)_0, (C)_0$ は

$$(S)_0 = (\text{装入物中 Fe に対する固体成分 S のモル比}) \times R_5$$

$$(C)_0 = (\text{炉下部におけるコークス中カーボン消費速度})$$

として計算され、 $(G)_5$ は羽口における送風条件より直ちに与えられる。したがって各反応速度 R_j の値を用いて上記 (1), (2) 式にしたがって各成分の段間流量が求められる。

2.2.3 熱収支

各段での熱量の増減は、各段への物質移動に伴う流入・流出熱、反応熱、ガス・固体間の熱交換熱、炉壁からの損失熱の因子を考慮することにより、熱収支にもとづいて下記のごとく計算される。

① i 段固体に関する熱収支式

$$\begin{aligned} & \left(\sum [S]_i \tilde{C}_{Si} \right) \frac{dT_{Si}}{dt} \\ &= \sum^{Si-1} (S)_{i-1} \tilde{C}_{Si-1} T_{Si-1} - \sum^i (S)_i \tilde{C}_{Si} T_{Si} \\ &+ \sum_{j=1}^{10} R X_{ij} R_j \Delta H_j (1-p_j) + h_p \cdot H_{pi} \cdot (TG_i - T_{Si}) \\ &- h_w \cdot H_{wi} \cdot A_{wi} (T_{Si} - T_a) \quad (i=1 \sim 5) \dots \dots (3) \end{aligned}$$

② i 段ガスに関する熱収支式

$$\begin{aligned} & \left(\sum [G]_i \tilde{C}_{Gi} \right) \frac{dT_{Gi}}{dt} \\ &= \sum^{Gi+1} (G)_{i+1} \tilde{C}_{Gi+1} T_{Gi+1} - \sum^{Gi} (G)_i \tilde{C}_{Gi} T_{Gi} \\ &+ \sum_{j=1}^{10} R X_{ij} R_j \Delta H_j p_j - h_p \cdot H_{pi} (TG_i - T_{Si}) \end{aligned}$$

$$-h_w \cdot H_{wi} \cdot A_{wi} (TG_i - T_a) \quad (i=1 \sim 5) \dots\dots (4)$$

ここで熱伝達係数 H_{pi} は、充填層における RANZ-MARSHALL の実験式を用いて計算される¹⁹⁾。

上記各段の固体、ガス温度に関する熱収支式 (3)、(4) はベクトル $T = (TS_1, \dots, TS_5, TG_1, \dots, TG_5)'$ を用いれば次の行列形式で表現することができる。

$$C \frac{dT}{dt} = AT - B \dots\dots\dots (5)$$

ここで C 、 A 及び B はそれぞれ R_j 、 $(S)_i$ 、 $(G)_i$ 、操業データから計算される行列あるいはベクトルを表わす。

2.2.4 炉内温度の推定計算法

(1) 定常温度の計算

定常操業データ (例えば一週間平均操業データ) に対しては、(5)式について $\frac{dT}{dt} = 0$ とみなせるので $T = A^{-1}B$ として各段温度が計算される。ここで計算されたガス温度 TG_i 及び固体温度 TS_i が、それぞれ実績の炉頂ガス温度及び溶銑温度に一致するように熱伝達率の有効係数 h_p 、 h_w を収束計算することにより、最終的にモデルパラメータ h_p 、 h_w 及び各段の定常温度、 TS_i 、 TG_i が求められる。Fig. 2 に各段固体温度計算例を示す。

(2) 非定常温度の計算

上記定常温度を例えば初期値として、以下の手順により各段温度の動的推移を計算することができる。

- ① 高炉の操業データから Table 1 にしたがって反応速度 (R_j) を求める。
- ② 反応速度 (R_j) より Fe 生成速度、コークス消費速度を求め、(1)、(2) 式にしたがって各段における物質流量 ($(S)_i$ 、 $(G)_i$) を求める。
- ③ R_j 、 $(S)_i$ 、 $(G)_i$ を用いて、各段における熱収支微分方程式 (5) の係数 A 、 B 、 C を求める。
- ④ 微分方程式 (5) を前時刻の TS_i 、 TG_i ($i=1 \sim 5$)

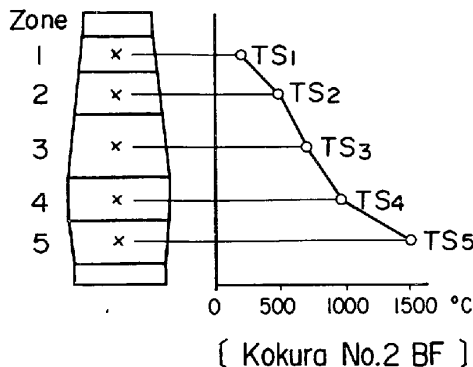


Fig. 2. Example of calculated solid temperature at each zone.

を初期値として解くことにより、該当時刻の TS_i 、 TG_i が計算される。

ここでは、反応速度を炉頂ガス分析値を用いて計算したが、これを予測可能とすることにより、予測モデルへ発展させることができる。そこで以下の研究を行った。

2.3 間接測定モデル利用による応答特性の研究

前節で構成されたモデルでは、10種類の反応速度が考慮されているが、操作量に対する応答特性の解明を必要とするのは、Table 2からわかるようにカーボンソリューション反応速度 R_4 と Fe 生成速度 R_5 の2反応速度にしぼられる。(水素還元速度 R_9 は、通常ボッシュガス中水素量に比例し、他の反応速度は操作量及びこれら R_4 、 R_5 、 R_9 の関数として計算される)したがって本節では、前記間接測定モデルを用いて求められる反応速度 R_4 、 R_5 及び制御対象である溶銑温度について、操作量に対するステップ応答特性を実験及び理論的に研究した結果について述べる。

一般にプロセスの応答特性を求めるには、実際のプロセスの入力条件について、大きなステップ変更を行い、その応答特性を調べるのが最も直接的な方法であるが、高炉の場合、大きな入力を加えて実験することは、炉況への影響が大きいことから容易ではない。そこで過去の操業データから、溶銑温度、溶銑中 Si 値、炉頂ガス成分が安定している時期に、ステップ操作変更を行ったケースを抽出し、解析を行うことにより、各操作変数に対する平均的ステップ応答特性を求めた。さらに主操作変数である重油量に対しては、小倉2高炉(内容積 1850 m³)において、炉熱が安定状態にあると考えられる時点で重油をステップ的に変更する実験を数回にわたり実施し、直接的にその応答特性を求め、実験結果と解析結果を比較検討した。その結果それぞれ平均値のまわりに最大 $\pm 10^\circ\text{C}$ 程度のばらつきがあるが、両者の平均的応答特性はほぼ一致することが確認され、解析の信憑性を裏付けることができた。Fig. 3には実炉における重油のステップ応答特性の解析と実験の結果を示した。

一方、理論的に検証するため動的な理論モデルを用いて以下の検討を行った。すなわち炉内の状態について断面均一性を仮定し、高さ方向の位置 (z)、時刻 (t) を変数とする固体、ガスに関する物質、熱収支式、反応速度式、荷下がり速度式の各理論式(概要付録参照)²⁰⁾を連立させ、与えられた操作条件と初期状態のもとに微小変化量 Δz 、 Δt に対して数値計算することにより、高さ方向の固体、ガス温度 (TS 、 TG)、固体成分密度 (ρ_s)、反応速度 (R_j) 等の値の動的推移を理論的に計算することが可能である。そこで前記重油ステップ応答の実験結

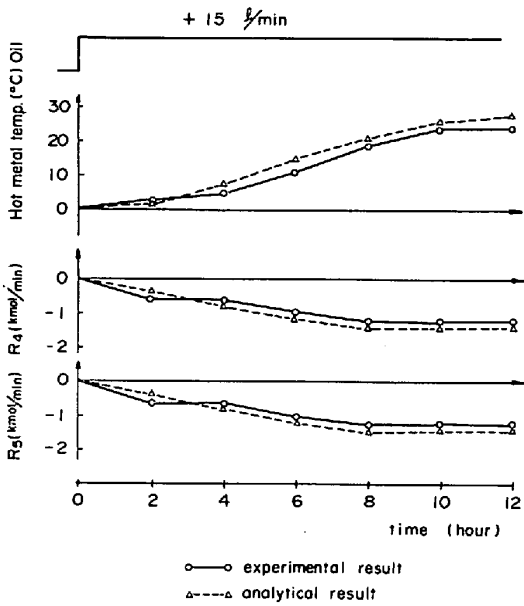


Fig. 3. Average step response of hot metal temperature and reaction rates by the change of 15 l/min in oil injection rate of Kokura No. 2 BF.

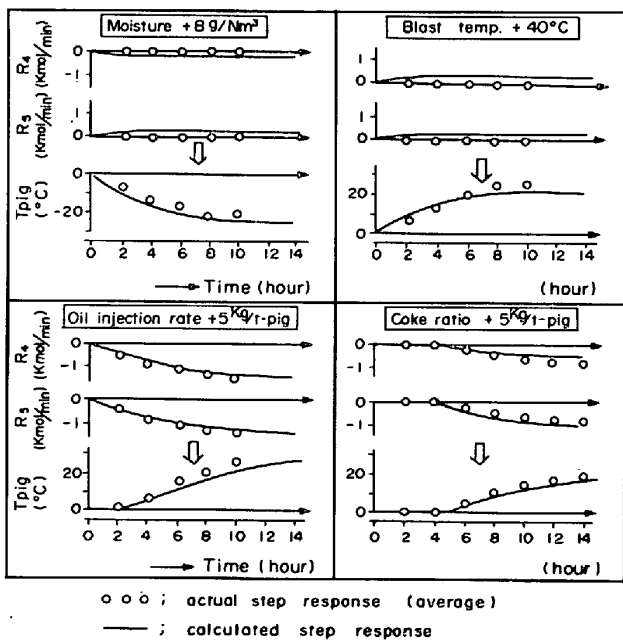


Fig. 4. Step responses of reaction rates (R_4, R_5) and hot metal temperature (T_{pig}).

果にもとづいて、ガス・固体間の熱交換係数などのモデルパラメータをあらかじめ調整して各操作変数のステップ応答特性を理論的に計算し、実績データ解析より得られた結果と比較検討したところ、両者は、Fig. 4 に示すごとくほぼ一致することが確かめられ、得られた解析結果は理論的に説明し得ることがわかった。

実績解析及び理論的検討を通じて得られた結果は次のごとく要約される。

(1) 送風温度 +40°C, 送風湿分 +8 g/Nm³ に対する応答

いずれも溶銑温度は一次遅れの6~10 h にわたり応答し、応答量は約 25°C と推定されるが、 R_4, R_5 の応答は顕著でない。すなわち主として送風顕熱、湿分分解吸熱を介して応答するものと考えられる。

(2) 重油吹込量 +5 kg/t-pig に対する応答

溶銑温度は二次遅れの10~14 h にわたって応答し、最終応答量は約 +30°C と推定される。 R_4, R_5 は、時定数約 6 h の一次遅れで応答し、最終応答量はそれぞれ約 1.0 kmol/min (絶対値の約 5%, 3% に対応) 減少することが認められた。これは重油量の増加により、羽口前コークスの消費速度が減少し、荷下がり抑制されるとともに、水素還元増加から間接還元が徐々に増加し、直接還元が減少することによるものと考えられる。

(3) コークス比 +5 kg/t-pig に対する応答

溶銑温度は、5 h のむだ時間の後に一次遅れの8~12 h にわたり応答し、最終応答量は約 20°C と推定される。 R_4, R_5 についても同様に約 5 h のむだ時間後に、時定数約 5 h の一次遅れで応答し、最終応答はそれぞれ、約 0.6 kmol/min, 0.9 kmol/min (絶対値の約 2.5%, 1.5% に対応) 減少することが認められた。5 h のむだ時間については、装入物が炉下部の直接還元帯へ到達するのに要する時間によるものであり、 R_4, R_5 が減少するのはコークス比の増加により、被還元物質が減少することによるものと考えられる。

上記のごとく各操作変数に対する R_4, R_5 のステップ応答特性は、むだ時間を含む一次遅れ系として表わされることがわかった。Table 3 はそれぞれの応答特性のパラメータをまとめたものである。

以上のごとく、反応速度の定式化について実証的に研究を行った結果

(1) マクロな観点から炉内動的状態を間接測定する数式モデルを開発し、

(2) これを用いて認識される反応速度についてその

Table 3. Parameters for step responses of reaction rates (R_4, R_5) to operational variables.

Operational variables	Reactions			Reactions		
	R_4	R_4	R_4	R_5	R_5	R_5
	K ($\frac{\text{kmol}}{\text{unit step}}$)	T (hr)	L (hr)	K ($\frac{\text{kmol}}{\text{unit step}}$)	T (hr)	L (hr)
Blast temp. (°C)	almost no response					
Moisture ($\frac{\text{g}}{\text{Nm}^3}$)	almost no response					
Injected Oil ($\frac{\text{kg}}{\text{t}}$)	0.26	6	0	0.26	6	0
Coke ratio ($\frac{\text{kg}}{\text{t}}$)	0.12	5	5	0.16	5	5

[Kokura No. 2 B.F.]

応答特性を、実績データ解析及び理論モデルにもとづいて明らかにすることができた。

上記のようにして得られた応答特性をもとに、反応速度式を、操作条件の関数として定式化することが可能となつた。

3. 簡略予測モデル

3.1 反応速度の定式化

反応速度 R_4, R_5 の変化は、(1) 外部的な操作量の変更、(2) 内部状態などに起因した外乱、によつて生じる。外乱による変化を予測することはできないが、操作量の変更に伴う変化は、前記 R_4, R_5 のステップ応答特性にもとづいて、予測可能な形に定式化することができる。例えば送風量、吹込み酸素量が変更された場合についても予測可能とするためには、 R_4, R_5 は近似的に羽口前コークス消費速度に比例して変化するという関係から送風中酸素量に対する R_4, R_5 の応答特性を定式化すればよい。したがつて送風温度、湿分、重油量、コークス比、送風中酸素量の各操作量 U_k ($k=1\sim 5$) に対する R_4, R_5 のインパルス応答関数 $g_k(t), g_k'(t)$ はそれぞれ次式で表される。

$$g_k(t) = \frac{K_k}{T_k} e^{-\frac{t-L_k}{T_k}} \dots\dots\dots (6)$$

($g_k'(t)$ についても同様)

これらを用いて R_4, R_5 の反応速度式は Table 4 に示すごとく与えられる。なお表中の R_4^0, R_5^0 は初期時刻 t_0 における R_4, R_5 の初期値で、例えば時刻 t_0 で間接測定された R_4, R_5 によつて与えられ、各パラメータ K, T, L は Table 3 に示されている。なお送風中の酸素量に対しては、小倉 2 高炉における羽口前コークス消費速度と R_4, R_5 の関係から、 $K=0.04, K'=0.08, T=T'=0.5$ (h), $L=L'=0$ (h) で与えられる。

上記 R_4, R_5 の反応速度式を用いることにより、結局反応速度 $R_1\sim R_{10}$ は Table 4 に示すごとく操作条件より予測可能な形に定式化される。なお表中の $\delta R_4, \delta R_5, \eta R_9$ は以下に述べる実測値からの適応修正項を表わす。

3.2 予測モデルの構成

2.2 節で述べた数式モデルは、反応速度を、実操業データを用いて間接測定するという点で、間接測定モデルの域を出なかつたが、上記の反応速度予測式を組み込むことにより、予測機能をもつ数式モデルが下記のごとく構成される。

- (1) 2.2 節で述べたモデルと同一構造を設定する。
- (2) 反応速度 R_j ($j=1\sim 10$) については、Table 4 の各式より与えられる。
- (3) 固体・ガスの各段間流量 (S)_i, (G)_i について

Table 4. Simplified equations for the prediction of reaction rates.

Reaction rates (\hat{R}_i)	Equations
\hat{R}_1	$\frac{1}{3} R_{Fe_2O_3} \cdot \hat{R}_5$
\hat{R}_2	$\gamma \cdot \hat{R}_4$
\hat{R}_3	$\frac{1}{3} \hat{R}_5 - \hat{R}_9$
\hat{R}_4	$R_4^0 + \sum_{k=1}^5 \left[\int_0^t g_k(1-\tau) U_k(\tau) d\tau - \int_0^{t_0} g_k(1-\tau) U_k(\tau) d\tau \right] + \delta R_4$
\hat{R}_5	$R_5^0 + \sum_{k=1}^5 \left[\int_0^t g_k'(1-\tau) U_k(\tau) d\tau - \int_0^{t_0} g_k'(1-\tau) U_k(\tau) d\tau \right] + \delta R_5$
\hat{R}_6	$2(O_2)_5$
\hat{R}_7	$(H_2O)_5$
\hat{R}_8	$(Oil)_5$
\hat{R}_9	$\left(\frac{P_{Oil} H}{2} (Oil)_5 + (H_2O)_5 \right) \cdot \eta_{H_2}^0 \cdot \eta R_9$
\hat{R}_{10}	$R_{CaCO_3} \cdot \hat{R}_5$

は物質収支式 (1), (2) が成立する。

(4) 各段の固体・ガス温度 TS_i, TG_i ($i=1\sim 5$) については熱収支式 (3), (4) が成立する。

3.3 高炉プロセスのシミュレーション

上記モデルより、操作条件にしたがつて炉内状態をシミュレーションできるが、モデルと実炉の適合性をより高めるため、観測データを用いて以下の適応修正が行われる。Fig. 5 は本モデルによるシミュレーションの概念図を示す。

3.3.1 モデルパラメータの適応修正

(1) 反応速度式のパラメータ

操作量変更にもとづく反応速度の変化は、前記のごとく定式化されたが、反応速度はその未知の要因、例えば炉内の装入物性状、ガス流れ分布などによつても変る。したがつて、刻々、実操業データを用いて Table 2 のごとく間接測定される反応速度により、計算値を適応修正する。

反応速度は R_4, R_5, R_9 に対する刻々の適応修正項 δR_4 ,

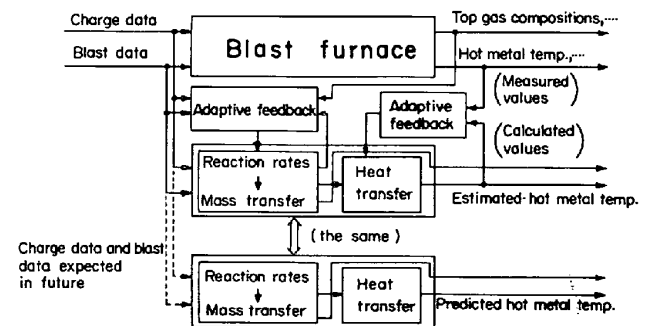


Fig. 5. Schematic diagram of simplified prediction model of blast furnace.

$\delta_{R_5}^n, \eta_{R_9}^n$ はそれぞれ次のごとく計算される.

$$\delta_{R_4}^n = \delta_{R_4}^{n-1} + \alpha((R_4^{n-1} - \hat{R}_{4,c}^{n-1}) - \delta_{R_4}^{n-1}) \dots\dots\dots (7)$$

$$\eta_{R_9}^n = \eta_{R_9}^{n-1} + \beta(R_9^{n-1}/\hat{R}_{9,c}^{n-1} - \eta_{R_9}^{n-1}) \dots\dots\dots (8)$$

(2) 熱伝達におけるパラメータ

一方熱的な面においても(3), (4)式中のガス・固体熱交換係数, 炉壁熱伝達係数について適応修正する. すなわち, 計算温度 TG_i と実績炉頂ガス温度, 及び各段温度 TS_i, TG_i を用いて計算される炉壁熱損失と実測炉壁温度より計算される実績熱損失が, それぞれ合致するように有効係数 h_p, h_w が適応修正される.

3.3.2 炉内温度の予測計算法

上述のように適応修正したモデルを用いれば, 与えられた操作条件に応じた炉内状態の変化が, 以下の手順により予測される. すなわち

(1) 現時刻において推定された反応速度, 各段固体・ガス温度 TS_i, TG_i を初期値とする. なお各パラメータは最新の値で固定される.

(2) 次に, 想定された操作量の変更条件を入力し, 刻々(例えば10分毎に) Table 4の各式にしたがつて反応速度を計算する. 以下 2.2.4 節 (2) と同様に計算を進めることにより TS_i, TG_i の動的推移が予測される.

制御対象である溶銹温度は, 上述のごとく予測された第5段固体温度 TS_5 (羽口前平均固体温度を表わす) より直接次式のごとく予測される.

$$\hat{T}_{pig}(3) = TS_5 + \delta_{T_{pig}}^n \dots\dots\dots (3)$$

ここで $\hat{T}_{pig}(3)$ は炉断面平均の溶銹温度(後述)の推定値であり, $\delta_{T_{pig}}^n$ はタップ毎に推定値と実測値の差を指数平滑した適応修正項を表わす.

4. 数式モデル妥当性の実証

本節では多くの実操業データについて, モデルより計算された第5段の固体温度 TS_5 と実測された溶銹温度との対比から, モデルの妥当性の検証を行った結果について述べる.

4.1 モデルの推定対象としての溶銹温度

通常出銹口は複数個あり, 各出銹口から出銹された溶銹の温度には, 炉内装入物の円周方向偏差に起因した偏りが存在するため, そのままをモデルの推定対象とするのはモデルの性格上妥当でない. そこで過去 30~40 タップのデータにもとづき, 該当出銹口における温度の偏りを, 該当出銹口より出銹された溶銹の平均温度と全平均溶銹温度との差から推定し, 各偏りを補正した後, 更に測定誤差にもとづくばらつきを平均化するために, 前後タップを含めたタップ平均値 $T_{pig}(3)$ を当該時刻に

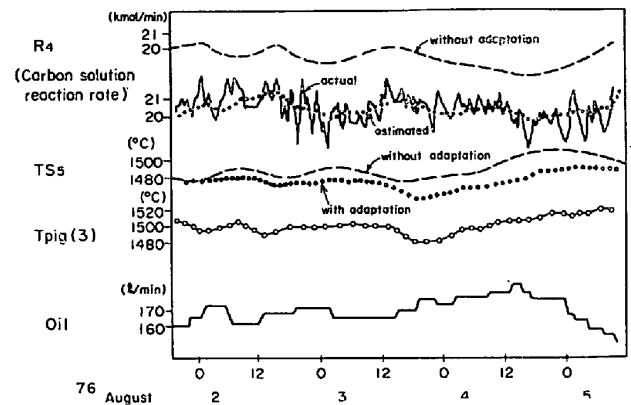


Fig. 6. Example of the simulation by the mathematical model with/without the adaptation to top compositions.

おけるモデルの推定対象とした.

4.2 モデルによるシミュレーション例

Fig. 6 は小倉2高炉の重油操作が行われている実操業の10分毎平均データについて, モデルでシミュレーションした例であり, 反応速度 R_4 , 固体温度 TS_5 について操作条件のみから計算した結果, 刻々実績値と計算値との対比から反応速度を適応修正して計算した結果及び実績溶銹温度をそれぞれ対比して示した. 本例からわかるように, モデルから予測された R_4, TS_5 はそれぞれ実績値とよく対応しており, さらに適応修正することにより, 計算値のドリフトが修正され, 対応の精度がより向上していることがわかる.

モデル精度についてさらにいくつかの検証を行ったが, それらについて以下に示す.

4.3 数式モデルの間接測定器としての精度

Fig. 7 は小倉2高炉の10分毎の操業データを用いて, 羽口レベルの固体温度 TS_5 の変化を計算し, 実績の溶銹温度と比較した一例を示す. 本例では, 実測されたタップ毎の溶銹温度の偏りが大きい (NO.3 出銹口の温度が低い) が, 平均温度 $T_{pig}(3)$ と TS_5 とはよく対応している.

モデル妥当性を検証するために, 多くの操業データにもとづいて計算した結果, TS_5 と $T_{pig}(3)$ はよく一致することが判明した. TS_5 より推定された溶銹温度 $\hat{T}_{pig}(3)$ の実績温度 $T_{pig}(3)$ に対する適中率はタップ数の95%以上が $\pm 5^\circ\text{C}$ 内に入る精度であった. Fig. 7の破線は, TS_5 より推定された溶銹温度の一例を示すものである.

4.4 数式モデルの予測器としての精度

Fig. 8, 9 は小倉2高炉の実操業データについて, それぞれ初期時刻において間接測定された反応速度, 炉内温

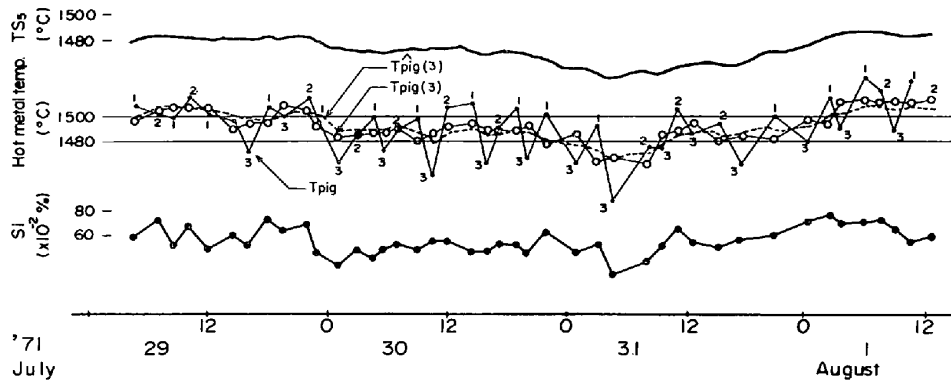


Fig. 7. Examples of calculated solid temperature at fifth zone (TS_5), estimated hot metal temperature ($\hat{T}_{pig}(3)$), actual hot metal temperature (T_{pig} , $T_{pig}(3)$) and silicon content (Si).

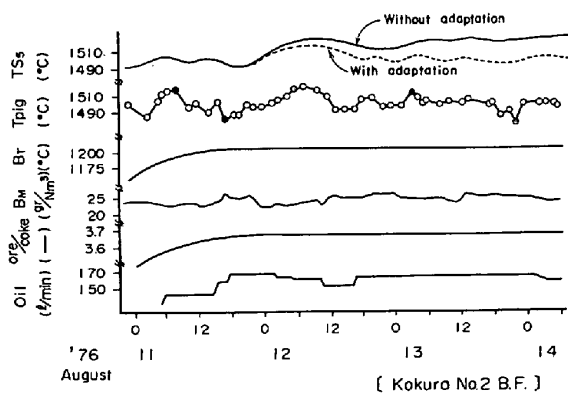


Fig. 8. Correspondence between TS_5 predicted by the mathematical model from only input data and actual hot metal temperature.

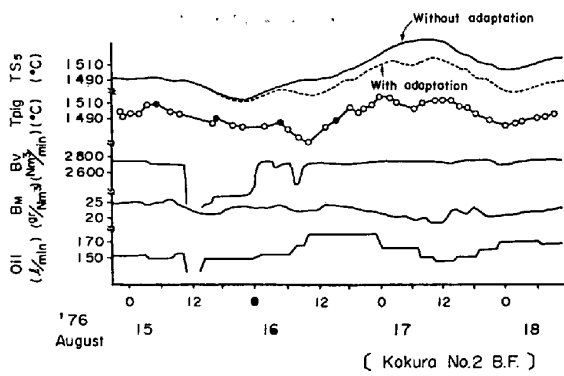


Fig. 9. Correspondence between TS_5 predicted by the mathematical model from only input data and actual hot metal temperature.

度 (TS_i , TG_i) を初期値として、その後とられた重油量、送風量の操作量及び大気湿分のデータを 10 分毎にモデルに入力し、長時間にわたり予計測算した TS_5 (炉頂ガス分析値は使用せず) と実績溶銑温度 $T_{pig}(3)$ の比較

結果を示す。これらは小休風を含んだ比較的炉熱変動の大きい例であるが、 TS_5 と $T_{pig}(3)$ はよく一致していることが認められる。

上記例に示すごとく、通常操作の範囲では、本数式モデルによる予測結果はかなりの妥当性をもつことが判明した。

5. 結 言

従来高炉の炉熱制御の研究は、溶銑中 Si 値を炉熱レベルの代表とするものがほとんどであったが、Si 値は装入物の成分・炉内滞留時間によっても変化するので、必ずしも適切な代表値とはいえない。そのため本研究では、炉内熱的状态を代表する溶銑温度を制御対象として定め、計算機による溶銑温度の自動制御を目的として、オンラインで適用可能な高炉数式モデルを開発する研究を行い、次の結果を得た。

(1) 送風温度、湿分、重油、装入コークス比などの主要操作変数に対するカーボンソリューション・Fe 生成の各反応速度、及び溶銑温度のステップ応答特性を実験及び理論的に検討し、反応速度の応答特性を明らかにした。

(2) 上記応答特性をもとに、モデルに必要な反応速度式を操作変数の関数として定式化した。

(3) 従来の単なる炉下部における熱量指標を算出するモデルを進展させ、高さ方向に 5 段に分割された各反応帯の固体・ガス温度をオンラインで計算可能にするとともに、予測機能を有する簡潔な数式モデルを開発した。

(4) 本モデルにより計算される羽口レベル固体温度は実績の溶銑温度とよく対応し、モデルは間接測定器、予測器の役割を果すシミュレータとして良好な精度をもつことが確認された。

本研究により開発された数式モデルは、現在小倉 2 高炉をはじめとして溶銑温度の自動制御のために活用されており、溶銑温度の低位安定化に効果をあげている。

最後に、本研究に対して御支援、御指導いただいた、当社副社長池島俊雄博士、研究所前所長小田尚輝博士、同副所長白岩俊男博士、住友軽金属顧問岡本豊彦博士に深謝の意を表するとともに、小倉、鹿島製鉄所の技術者の方々の熱心な御討議に対しまして厚く感謝いたします。

付 録

ステップ応答特性の理論的検証 (2.3節) に用いた動的モデルにおける計算式概要を以下に示す²⁰⁾。炉内の状態については断面均一性を仮定

(1) 固体物質・熱収支式

$$A \frac{\partial}{\partial t} \rho_s + \frac{\partial}{\partial z} (s) = A \sum s_{z,j} r_j$$

$$A \frac{\partial}{\partial t} \sum \rho_s \tilde{C}_s TS + \frac{\partial}{\partial z} \sum (s) \tilde{C}_s TS$$

$$= A \sum RX_{z,j} r_j \Delta H_j (1 - p_j)$$

$$+ H_p (TG - TS) - H_w A_w (TS - T_a)$$

(2) ガス物質・熱収支式

固体と同様 (但し時間微分項は無視する)

(3) 還元反応速度式

2 界面未反応核モデルより計算

(4) 荷下がり速度

コークス消費及び鉱石溶解による装入物体積減少速度より計算

(5) 固体物質流量

$$(s) = \rho_s \cdot (\text{装入物体積減少速度})$$

記 号

A : 炉頂より距離 z の位置における炉断面積 (m^2)

A_{wi} : 第 i 層の炉壁表面積 (m^2)

B_T, B_M, B_V : 送風温度 ($^{\circ}C$), 送風湿分 (gr/Nm^3), 送風量 (Nm^3/min)

$\tilde{C}_{Si}, \tilde{C}_{Gi}$: 第 i 層における固体, ガス成分 S, G の平均比熱 ($kcal/kmol \cdot ^{\circ}C$)

$(G)_i$: 第 i 層に流入するガス成分 G の流量 ($kmol/min$)

$[G]_i$: 第 i 層におけるガス成分 G の存在量 ($kmol$)

G_{ij} : 第 i 層において反応 j により生成するガス成分 G のモル比率 (-)

$g_k(t), g_k'(t)$: 操作量 U_k に対する R_4, R_5 のインパルス応答関数 ($kmol/min/unit\ step$)

ΔH_j : 反応 j の反応熱 ($kcal/kmol$)

H_{pi} : 第 i 層におけるガス・固体熱交換係数 ($kcal/^{\circ}C \cdot min$)

H_{wi} : 第 i 層炉壁熱伝達係数 ($kcal/m^2 \cdot ^{\circ}C \cdot min$)

h_p, h_w : ガス・固体熱交換係数, 炉壁熱伝達係数の有効係数 (-)

K : 反応速度のステップ応答特性におけるゲイン (-)

L : 反応速度のステップ応答特性におけるむだ時間 (h)

n : 計算時刻を表わす添字

p_j : 反応 j の反応熱のガスへの移行比 (-)

p_{oilH} : 重油中水素含有率 (-)

r_j : 反応 j の反応速度 ($kmol/m^3 (bed) min$)

R_j, \hat{R}_j : 反応 j の実績反応速度, 予測反応速度 ($kmol/min$)

RX_{ij} : 第 i 層での反応 j の有無 (有: 1, 無: 0)

$\hat{R}_{4,c}, \hat{R}_{5,c}$: 操作量のみから計算されるカーボンソリューション反応速度, 水素還元速度 ($kmol/min$)

$R_{CaCO_3}, R_{Fe_2O_3}, R_{Fe_3O_4}$: 装入物中 Fe に対する $CaCO_3, Fe_2O_3, Fe_3O_4$ の各比率 ($kmol/kmol$)

$(S)_{i-1}$: 第 i 層に流入する固体成分 S の流量 ($kmol/min$)

$[S]_i$: 第 i 層における固体成分 S の存在量 ($kmol$)

S_{ij} : 第 i 層において反応 j により生成する固体成分 S のモル比率 (-)

$T_{pig}, T_{pig}(3), \hat{T}_{pig}(3)$: 溶銑温度, 3 タップ平均溶銑温度, 3 タップ平均溶銑温度推定値 ($^{\circ}C$)

t : 時間 (min)

T : 反応速度のステップ応答特性における時定数 (h)

TS_i, TG_i : 第 i 層の平均固体温度, 平均ガス温度 ($^{\circ}C$)

T_a : 大気温度 ($^{\circ}C$)

z : 高炉の炉頂からの距離 (m)

α, β : 反応速度計算における適応修正のゲイン (-)

γ : 3 層, 4 層で生じるカーボンソリューション反応速度の比 (-)

$\delta_{R_4}, \delta_{R_5}$: R_4, R_5 の計算における適応修正項 ($kmol/min$)

$\delta_{T_{pig}}$: 溶銑温度推定におけるフィードバック項 ($^{\circ}C$)

ρ_s : 固体成分 S の密度 ($kmol/m^3 (bed)$)

η_{H_2} : 水素利用率 (-)

η_{R_9} : R_9 の計算における適応修正項 (-)

\sum_{Si}, \sum_{Gi} : 第 i 層の固体, ガスの各成分について総和をとる

文 献

- 1) C. STAIB and J. MICHAND: J. Metals, Jan. (1965), Part I p. 33, Feb. (1965), Part II p. 165
- 2) N. JUSSEAU, J. C. COCHERY, C. STAIB, R. VASSE and, Ph. BECE: Proc. Intern. Conf. of Autom. on Iron and Steel Making 1970 (Luxembourg), B-3
- 3) R. VIDAL, J. LÜCKERS, and G. MORE: Proc. Intern. Conf. of Autom. on Iron and Steel Making 1970 (Luxembourg), B-6
- 4) R. VIDAL, J. LÜCKERS, A. POOS, G. MORE, and R. DELACHARLERIE: Intern. Meeting on Iron and Steel Making 1976 (Brassel), Preprint, 3.2.6
- 5) K. KATSURA and T. YAMAMOTO: Proc. Intern. Conf. of Autom. on Iron and Steel Making 1965 (Amsterdam), B-9

- 6) 岩村忠明, 福武 剛, 西山哲司: 川崎製鉄技報 6 (1974) 3, p. 340
- 7) 加瀬正司, 林 洋一, 田村健二, 林秀次郎, 久々宮明, 西納幾平, 山田武弘, 花房章次: 製銑研究, 288 (1976)
- 8) T. BARBIERI, S. PALELLA, et al.: Proc. Intern. Conf. of Autom. on Iron and Steel Making 1970 (Luxembourg), B-5
- 9) C. J. FIELDEN and B. I. WOOD: JISI, July (1968), p. 650
- 10) G. A. FLIERMAN and, H. ODERKERK: ISI Meeting 1973 (Amsterdam), p. 40
- 11) A. A. BESWICK and B. I. WOOD: Proc. Intern. Conf. of Autom. on Iron and Steel Making 1970 (Luxembourg), B-101
- 12) H. TSUCHIYA and M. MORI: IFAC Kyoto Symposium. Aug. (1970), p. 98
- 13) T. OKAMOTO, S. YABE, M. HATANO, Y. MATOBA, S. TOKURA, T. SHIMODA, M. KOGIMA, and H. TSUCHIYA: Intern. Meeting on Iron and Steel Making, 1976 (Brassell), Preprint 3.2.7
- 14) 岡本豊彦, 矢部茂慶, 羽田野道春, 的場祥行, 戸倉誠太郎, 下田輝久, 小島正光, 槌屋治紀: 鉄と鋼, 62 (1976), S68
- 15) 羽田野道春, 的場祥行, 大塚宏一, 望月 顕, 横井毅, 村上陽一: 鉄と鋼, 63 (1977), S44
- 16) 的場祥行, 大塚宏一, 望月 顕, 横井 毅: 鉄と鋼, 63 (1977), S430
- 17) 的場祥行, 大塚宏一, 沖 宏治, 望月 顕, 横井毅, 上野保長: 鉄と鋼, 64 (1978), S505
- 18) 原 行明, 坂輪光弘, 近藤真一: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 3
- 19) W. E. RANZ and W.R. MARSHALL: J. Chem. Eng. Progr, 48 (1952) p. 41
- 20) M. HATANO and H. YAMAOKA: ICHMT Seminar, 1979 (Dubrovnik)