高炉溶銑温度制御モデルと再火入れ操業計画への適用*

大塚 喜久[†]・小西 正躬[†]・牧 剛司[‡]

Control Model of Hot Metal Temperature in the Blast Furnace and its Application to Re-Start Operation Planning*

Yoshihisa OTSUKA[†], Masami KONISHI[†] and Takeshi MAKI[‡]

This paper studies the control model of hot metal temperature (HMT) in the blast furnace, from the view point of control theory, and clarifies that

- (1) HMT can be stabilized using the feedback of the HMT at the lower area of blast furnace, when it can be measured,
- (2) the estimation model of HMT at the lower area of blast furnace should be developed and be included in the control system, when it can't be measured, and
- (3) the model should estimate not only the dynamics of HMT change against actions like blast temperature change but also that of the HMT change caused by disturbance factor.

Furthermore, the clarified properties are applied to blow-in operation planning and contribute to the short term planning.

1. はじめに

高炉は製鉄所の最上流に位置する巨大な反応器であり熱交換器である。高炉操業において、安定操業の達成は重要な課題の一つであり、特にその製品である溶銑の品質の安定化の面からも溶銑温度の安定化は重要な課題である。従来、溶銑温度の制御は操業者が膨大な計測情報や、これらの計測情報に基づく種々の指数をもとに炉熱(炉下部の熱量を表す指数)の高低を判断し、送風温度や送風湿分などを変化させるアクションにより行っていた。しかし、オペレータの判断による溶銑温度の制御では制御性能が操業者の技量に依存してしまうため、溶銑温度を安定化させるための制御システムやオペレーションガイダンスシステムが種々開発されてきた[1-5]。これらのシステムにおける処理は

- (1) 状況の把握：計測情報や操業条件の獲得および各種指数の計算
- (2) 主要因子の獲得：アクションを決定するためのキーとなる指数の計算
- (3) アクションの決定：主要因子に基づく熱アクションの要否と必要なアクション量の計算

のステップで整理できる。しかし、上記のシステムにおいて利用している計測情報や指数の種類は様々であるし、また、計算の手法も様々である。主要因子を取り上げても、代表的な因子は炉熱であるが、その扱いもシステムにより、レベル、推移、現在値、予測値、など様々であるし、またこれらの組み合わせや、炉腹温度や羽口状況も併用しているシステムもある。高炉は一体ごとに特性が異なるため、その特性に応じた操業方法が必要であるとはいうものの、少なくとも溶銑温度制御のための主要因子は理論的に決定されるべきと考える。しかし上記のモデルの多くはオペレータの判断をシステム化する方向で構築されている。近年、高炉の制御に関する研究として、高炉のシミュレーション結果から融着帯の制御モデルを導出し、制御系を設計する方法[6]が提案されているが、実炉での具体的な検証は今後の課題である。

*原稿受付 1999年2月16日

[†](株) 神戸製鋼所 生産技術研究所 Process Technology Lab., Kobe Steel, Ltd.; 5-5 Takatsukadai 1-chome, Nishi ward, Kobe city, Hyogo 651-2271, JAPAN

[‡](株) 神戸製鋼所 加古川製鉄所 Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.; 1 Kanazawacho, Kakogawa city, Hyogo 675-0137, JAPAN

Key Words: application of control theory, feedback control, hot metal temperature, blast furnace, operation planning.

本論文では、高炉の動特性を解析できるシミュレータ [7] を用い、制御理論の観点から高炉の溶銑温度の制御方法について検討した。2. では、溶銑温度制御のための入力として送風温度を選び、送風温度と溶銑温度の間の動特性について検討し、通常の操業の範囲では線形性が成立することを示す。3. では、高炉を熱交換器ととらえたモデルに積分型最適レギュレータを適用し、溶銑温度を制御するために必要な主要因子を検討し、さらに、この結果を踏まえて溶銑温度の制御には、炉下部の溶銑温度の推定技術が重要であることを示す。4. では得られた知見を地震後の再火入れ操業計画策定に適用し、シミュレータを用いて溶銑温度を一定とするための風温計画を短期間で設計することにより、短期間で再火入れの実現に貢献した結果を示す。

2. 送風温度変更に対する溶銑温度応答の検討

制御系を設計するには対象プロセスの動特性の把握が必要である。動特性の把握は、物理方程式から理論的に導出する方法と測定値のデータ解析による方法とに大別できる。高炉においては計測データは豊富にあるが、高炉操業は安定化を指向しているため、通常の操業データの解析では動特性を把握することは困難である。また、高炉では炉況が乱れると甚大な損害を被ることから実炉を用いた大規模な応答実験は困難である。このために、動特性の解析には高炉の計算機シミュレータ [7] を用いた。本シミュレータは、高炉の羽口から層頂部までの高さ領域を対象とし、炉内の気固液各相の流動、伝熱、反応を表す非線形の物理・化学モデルを基に、温度分布や成分分布などの炉内状態の時間変化を解析する。シミュレーションの一例として、微粉炭吹き込み量をステップ状に変更し、3 時間後に元に戻した場合の溶銑温度の計算結果を Fig. 1 に示す。

Fig. 1 Comparison of simulation and operation data of hot metal temperature against pulverized coal injection change

Fig. 1 には実炉で同様の実験を行った際の溶銑温度の測定値をあわせて示したが、シミュレータは溶銑温度の時間変化を精度良く予測していることがわかる。以下ではアクション量として送風温度を取り上げるが、送風湿分によるアクションに対しても同様の議論が可能である。

まず、送風温度に対する溶銑温度のステップ応答をシミュレータを用いて計算した。本計算では、基準となる操業条件で任意の初期値から定常状態となるまで計算を行い、その後送風温度をステップ状に 50 °C 変化させ、溶銑温度の過渡応答を計算した。得られた溶銑温度の応答を Fig. 2 に示す。

Fig. 2 Simulated step response of hot metal temperature against 50 °C rising of blast temperature

つぎに、送風温度を上記の倍の 100 °C 変化させた場合の溶銑温度のシミュレーション結果を Fig. 3 に示す。

Fig. 3 Simulated step response of hot metal temperature against 100 °C rising of blast temperature

Fig. 2 および Fig. 3 から、送風温度の変化量を倍にすると溶銑温度の応答もほぼ倍となり、入出力間での比例関係がほぼ成り立っていることがわかる。また、送風温度を階段的に変化させたときの溶銑温度のシミュレーション結果を Fig. 4 に示す。Fig. 4 から溶銑温度の応答はアクションの重ねあわせがほぼ成り立つことがわかる。通常操業ではこれらのように大きな送風温度アクションは行わないので、シミュレータの基礎式は非線形性を有

するものの、通常操業の範囲では送風温度と溶銑温度の間の特性は線形近似して差し支えないと考えられる。

Fig. 4 Simulated hot metal temperature against step-wise blast temperature change

3. 溶銑温度制御のための主要因子の検討

高炉には多数のセンサが取り付けられており、操業者はこれらの計測情報を総合的に判断しつつ操業を行っている。また、1. で述べた溶銑温度を安定化させるための種々のシステムにおいても、多くの計測情報や指数を状況の把握のために利用している。ここでは、溶銑温度制御においてアクション量を決定するための主要因子として、これらの中から何に選ぶべきかについて検討する。

まず、主要因子の選定のために、つぎの二つの仮定を基に、高炉内の伝熱現象を状態空間表現によりモデル化する。

【仮定 1】 通常の操業範囲では、送風温度と溶銑温度の関係は線形である。

【仮定 2】 送風温度変化に対し、炉下部の溶銑温度変化と炉下部のコークス温度変化とはほぼ等しい。

仮定 1 に関し、その妥当性はシミュレーション結果から既に示した。一方、シミュレーションの基礎式である物理モデルにおいて、多くの方程式の式の形は非線形である。例えば気相に関する熱バランス式は、(1) 式の非定常項、移動に伴う熱移動項、気固間の熱伝達項、反応熱、および炉壁放散熱のバランス式として記述できる。なお高炉内の熱伝導率は、熱移動量に対して十分小さな値となるため [8] 省略できる。

$$\frac{\partial C_g \rho_g T_g}{\partial t} + \frac{\partial C_g \rho_g V_g T_g}{\partial z} = A_{hp}(T_s - T_g) + Q_g \quad (1)$$

ここで、 t は時間、 z は高さ位置、 T は高さ方向の温度分布を表し、添え字 g , s は気相および固相を表す。(1) 式において、比熱 (C)、密度 (ρ)、速度 (V)、熱伝達の効率を表す係数 (A_{hp})、および反応熱と炉壁放散熱 (Q) は温度依存性があるため、(1) 式は非線形の偏微分方程式となる。しかし仮定 1 の線形性の仮定により、通常操業の範囲では (2) - (5) 式と近似できる。

$$\frac{\partial C_g \rho_g}{\partial t} = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial C_g \rho_g V_g}{\partial z} = \text{const.} \quad (\text{for each height level}) \quad (3)$$

$$A_{hp} = \text{const.} \quad (\text{for each height level}) \quad (4)$$

$$Q_g = a_1 T_g + a_2 T_s + a_3 \quad (5)$$

つぎに、仮定 2 の妥当性を検証するために、2. で行った送風温度を 50 °C 変化させたシミュレーションにおいて、炉下部のコークス温度の推移を検討した。その結果、炉下部のコークス温度と溶銑温度の変化の推移は Fig. 5 に示す良い対応が取れることが確認できた。また、同様の結果が得られている報告 [9] や、炉下部のコークス温度と相関の高い羽口先の温度は溶銑温度と相関があるとの報告 [10] も本仮定は妥当性を裏付けている。高炉においては、固体で装入した鉱石とコークスが炉下部では固体のコークスと液体の溶銑およびスラグに分かれるため、シミュレータでは気固液 3 相を取り扱っている。しかし本仮定により、固相と液相の温度変化がほぼ等しいことから、通常操業における制御系の検討では、炉下部における鉱石も固体のままで扱い、炉内全域で気固 2 相で近似したモデルを用いても差し支えないと考えられる。

Fig. 5 Simulated step response of coke temperature against 50 °C rising of blast temperature

上記の二つの仮定を用い、さらに、 T_g , T_s の平衡点からの偏差を改めて T_g , T_s と記述し直すと、線形化した気相および固相の熱バランス式は (6), (7) 式で記述できる。なお、比熱や密度などのパラメータは、まとめて P_{gg}

などで表した。

$$\frac{\partial T_g}{\partial t} = -V_g \frac{\partial T_g}{\partial z} + P_{gg}T_g + P_{gs}T_s \quad (6)$$

$$\frac{\partial T_s}{\partial t} = -V_s \frac{\partial T_s}{\partial z} + P_{sg}T_g + P_{ss}T_s \quad (7)$$

(6), (7) 式から状態方程式を導くには高さ方向の偏微分を離散化する必要がある。離散化の手法としては、(8) 式で示す中心差分が局所的な精度が良いが、流れを伴う場での離散化手法として (9) 式で示す風上差分 [11] もシミュレーションではよく用いられる。

$$\frac{\partial T}{\partial Z} = \delta_c(T) = \frac{T_{i+1} - T_{i-1}}{2\Delta Z} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial Z} = \delta_u(T) &= \frac{T_i - T_{i-1}}{\Delta Z} \quad (V > 0) \\ &= \frac{T_{i+1} - T_i}{\Delta Z} \quad (V < 0) \end{aligned} \quad (9)$$

高炉における (6), (7) 式の差分化手法として適切なスキームを検討するため、これらを統合した (10) 式のスキーム [12] を考える。

$$\frac{\partial T}{\partial Z} = (1-\alpha)\delta_c(T) + \alpha\delta_u(T) \quad (10)$$

(10) 式における適切な α を検討するために、(6) 式と (7) 式の連立方程式の定常解（時間に関する偏微分項を削除した微分方程式の解）にて解析解と種々の α での数値解を比較した。比較において対象は Fig. 6 に示す高さ方向に 5 分割した 1 次元領域とし、高炉と同様に下部のガス温度と上部の固体温度を固定境界条件として与えた。また、方程式中の各物性値は高炉内における代表的な値を用いた。比較結果は Fig. 7 に示すように、(8) 式の中心差分 $\alpha=0$ でも (9) 式の風上差分 $\alpha=1$ でも数値解は解析解と大きく外れ、精度良く差分化するためには、これらの適切な加重平均を用いる必要があることがわかった。

(10) 式の差分スキームを用いて (6), (7) 式を差分化し、上部の固体温度を固定値 (=0) とすることにより、付録に示す離散表現が得られる。ここで、下部のガス温度を入力 u 、各高さ位置のガスと固体の温度を状態 x 、下部の固体温度を出力 y とすることにより、状態空間表現モデル (11) 式が得られる。

$$\frac{d}{dt}x = Ax + Bu, \quad y = Cx \quad (11)$$

ここで、

$$x = [T_{g1}, T_{g2}, T_{g3}, T_{g4}, T_{g5}, T_{s1}, T_{s2}, T_{s3}, T_{s4}, T_{s5}]^T$$

$$u = T_{g0}$$

$$y = T_{s1}$$

である。

(11) 式のモデルが高炉の伝熱特性を表現していることを検証するために、 u に 50℃ のステップ入力を加えた場合の y の応答を調べた。応答は Fig. 8 に示すように、シミュレーションにおけるコークス温度や溶銑温度の変化

Fig. 6 Simplified blast furnace model for analysis

Fig. 7 Comparison of difference scheme

Fig. 8 Step response of solid temperature (T_{s1}) against 50℃ rising of blast temperature using state space model

と良い対応をしており、(11) 式のモデルの妥当性が検証できた。

入出力関係が状態空間表現できたことにより、制御理論の適用が可能となった。(11) 式に (12) 式の評価関数に

よる積分型最適レギュレータ問題 [13] を適用して最適入力 (13) 式を求めた。ここで、 r は出力の目標値である。

$$J = \int \{100(r-y)^2 + \dot{u}^2\} dt \quad (12)$$

$$u = -K_1 x + K_2 \int (r-y) dt \quad (13)$$

最適ゲイン K_1 , K_2 の計算結果を (14), (15) 式に示す。

$$K_1 = [0.005, 0.001, 0.000, 0.000, 0.000, 9.246, 0.957, 0.004, 0.000, 0.000] \quad (14)$$

$$K_2 = 1.000 \quad (15)$$

(14) 式からわかるとおり、状態フィードバックの項では、最下部の固体温度 (T_{s1}) の係数が最も大きく、次いでその上部の固体温度 (T_{s2}) の係数が大きい。 T_{s1} の係数以外の係数の影響を検討するために、固体の最下部温度のみをフィードバックした場合 (Fig. 9(a)) と、全状態量をフィードバックした場合 (Fig. 9(b)) の応答を比較したところ、それらに対する T_{s1} の応答の差は Fig. 10 に示すとおり 2% 以下と微小であった。この結果から、今回検討した状態の中では最下部の固体温度が主要因子であり、フィードバックすべき情報は各時刻での固体の最下部温度のみで十分であることがわかった。ここで、固体の最下部温度 (T_{s1}) は出力でもあるので、制御系は出力フィードバックとなる。また、仮定 2 を用いれば、溶銑温度を制御するためには、高炉下部の溶銑温度を主要因子としてフィードバックすればよいとも言い換えることができる。

Fig. 9 Output feedback system and state feedback system

Fig. 10 Comparison between output feedback and state feedback

4. 溶銑温度制御モデルの検討

高炉では炉内のガス流れの変化などに伴う炉内反応の変化や炉壁からの放散熱量の変化などの外乱により溶銑温度が変動を受ける。これらの外乱による溶銑温度の変動を制御することが、溶銑温度を安定化させるために必須である。ここでは、これらの外乱に対する溶銑温度の変動を抑制するための制御系について検討する。

4.1 溶銑温度の動特性の伝達関数による記述

3. では主要因子を検討するために状態空間モデルを用いたが、送風温度に対する溶銑温度の応答をより精度良くモデル化するために、送風温度に対する溶銑温度の応答を伝達関数によりモデル化する。シミュレーションによれば、応答は Fig. 2 に示すように、応答の早いモードと遅いモードの和と考えられる応答となった。そこで、伝達関数による定式化では、(16) 式で示すように、応答の早いモードを 1 次遅れ、応答の遅いモードを 2 次遅れとして設定した。

$$G(s) = \frac{k_1}{\xi_1 s + 1} + \frac{k_2}{\xi_2^2 s^2 + 2\zeta_2 \xi_2 s + 1} \quad (16)$$

(16) 式の各係数は、(16) 式の伝達関数のステップ応答が Fig. 2 の結果に最も適合するように決定した。すなわち、Fig. 2 の応答を 1 時間ごとにサンプリングし、サンプリング点の溶銑温度と (16) 式の伝達関数のステップ応答との差の 2 乗和が最小となる伝達関数中の各係数を求めた。求めた係数を用いた (16) 式の伝達関数のステップ応答を Fig. 11 に示す。Fig. 2 と Fig. 11 の溶銑温度の差は、1 °C 以下であり、(16) 式の伝達関数はシミュレータによる溶銑温度の計算結果を非常に精度良く近似できていることが確認できた。

4.2 炉下部溶銑温度が測定可能な場合

ここでは炉下部の溶銑温度が測定できるとの仮定のもとで、送風温度による溶銑温度のフィードバック特性の

Fig. 11 Step response of hot metal temperature using transfer function

Fig. 12 H.M.T feedback control system against disturbance and its regulation result

検討を行う。プロセスのモデルには (16) 式の伝達関数を用いた。また、外乱の溶銑温度に対する動特性を $D(s)$ とし、溶銑温度目標値を一定 ($=0$) とすると、Fig. 9(a) と等価な制御系は Fig. 12(a) に示す PI 制御系となる。ここで、3. の結果を基に PI コントローラは (17) 式とした。

$$G_c(s) = 9.246 + \frac{1.000}{s} \quad (17)$$

高炉における外乱要因は種々考えられ、またそれら動特性はほとんど明らかになっていないので、ここでは $D(s)=1$ とした。上述したとおり本論文では通常操作を対象としており、高炉プロセスモデルの線形性が仮定できるので、以下では単位ステップ外乱に対する制御特性を検討する。単位ステップ外乱に対する溶銑温度の応答は、Fig. 12(b) に示すとおり約 5 時間で整定し、良好な制御特性となることがわかった。なお、(17) 式におけ

るコントローラは (11) 式の状態空間モデルを基に設計したものであり、(16) 式伝達関数モデルに対しては最適ではないが、この結果からプロセスの特性がコントローラの設計に用いたモデルとずれている場合でも PI 制御により良好に制御できることもわかった。

以上の結果より、炉下部の溶銑温度が測定できる場合には、出力フィードバックによる PI 制御により、溶銑温度は良好に制御できると考えられる。

4.3 炉下部溶銑温度が測定できない場合

4.2 では炉下部の溶銑温度が測定できると仮定したが、現実には炉下部の溶銑温度を直接測定する技術は確立されていない。また、炉下部の溶銑温度と対応のとれる炉下部のコークス温度も連続的かつ長期にわたって測定する技術も確立されていない。現在は出銑後の溶銑温度を測定しているが、溶銑は炉内で生成してから出銑するまでにむだ時間が存在する。ここでは、炉下部の溶銑温度が測定できず、出銑後の溶銑温度のみが測定できている場合について検討する。なお、溶銑が生成してから溶銑温度が測定されるまでのむだ時間は十分に解明されていないので、ここでは以下のように設定した。すなわち、Fig. 1 で溶銑温度のシミュレーション結果と実測値の比較を示した。実測値は出銑後に測定するのに対し、シミュレーションは炉内の溶銑温度である。シミュレーション結果を約 2 時間シフトすることにより Fig. 1 に示すように実測値と最もよくフィットした結果が得られたので、ここではむだ時間を 2 時間とした。

まず、このむだ時間の影響を検討するために、Fig. 13(a) に示す制御系でシミュレーションを行った。ここで、制御ゲインは限界感度法 [13] を用いて設定した。本制御系における溶銑温度の応答は、Fig. 13(b) に示すように 24 時間経っても十分には整定しておらず、むだ時間がない場合に比べて大幅に制御特性が劣化していることがわかる。また、Fig. 13(b) にはプロセスのモデルに誤差があった場合を想定して、プロセスのゲインを 0.5 倍、および 1.5 倍とした場合の結果も併せて示したが、これらの場合はさらに制御特性が劣化している。これらの結果から、実炉においては出銑後の溶銑温度の測定値に基づく単純なフィードバック制御では、溶銑温度を制御することは困難であることがわかった。

つぎに、むだ時間に対処するために、Fig. 14(a) に示すスミス方法 [13] を用いた制御系について検討する。ここで、制御ゲインは限界感度法を用いて設定し直した。スミス方法によるシミュレーション結果、および、プロセスのゲインを 0.5 倍と 1.5 倍とした場合のシミュレーション結果を Fig. 14(b) に示す。Fig. 14(b) に示すように、スミス方法により、モデルの特性が実炉とずれてい

(a) control system

(b) regulation result

Fig. 13 H.M.T. feedback control system against disturbance and its regulation result in the case of the system including time delay

(a) control system

(b) regulation result

Fig. 14 H.M.T. control system using Smith method and its regulation result

る場合でも、良好な制御系が構築できることがわかった。

高炉において溶銑温度に影響を及ぼす外乱は多くの種類が考えられる。ここでは、外乱が観測または推定でき、かつ外乱に対する溶銑温度の変動を推定するモデル（以

下では外乱推定器）が存在する場合について考察する。このような外乱としては、ソリューションロスカーボン量（吸熱反応）の変動などがある。外乱に対する制御特性を改善するために、Fig. 15(a) に示すように、外乱推定器を付加した結果、溶銑温度は Fig. 15(b) に示す応答となった。この外乱推定器の導入の効果を (18) 式に示す 24 時間の溶銑温度の分散値で評価したところ、Table 1 に示すように外乱推定器を導入しない場合と比較して分散値はほぼ半減した。この結果から、外乱に対する予測モデル導入が溶銑温度の安定化に有効であることが示された。

$$\sigma = \sqrt{\frac{\int_0^{24} \Delta HMT^2 dt}{24}} \quad (18)$$

また、高炉では、送風温度をステップ状に変化させる

(a) control system

(b) regulation result

Fig. 15 H.M.T. control system using Smith method with disturbance model and its regulation result

Table 1 Comparison of difference deviation between simple Smith method and Smith method with disturbance estimator

	Process gain	0.5	1.0	1.5
Control model				
Smith method with disturbance estimator		0.2612	0.1613	0.1816
Smith method without disturbance estimator		0.3893	0.3307	0.3410

アクションにより溶銑温度の制御を行っている。溶銑温度制御にステップ状のアクションを用いることの可否を検討するために、Fig. 15(a) のコントローラの後にはサンプリングタイム 30 分の 0 次ホールドを付加した。結果は Fig. 16 に示すとおりサンプリングタイムが 30 分でも良好な制御特性が得られた。したがって、サンプリングタイムが 30 分以内であれば送風温度のステップ状のアクションでも問題はなく、また、本コントローラはオペレーションガイダンスシステムとしても十分活用可能であることがわかった。

Fig. 16 Hot metal temperature regulation results in the case that the controller has 0-th order hold of 30 minute

以上の検討をまとめると、炉下部の溶銑温度が測定できない場合には、出銑後の溶銑温度の測定値を単純にフィードバックするだけでは溶銑温度の制御は困難であり、炉下部の溶銑温度を推定するモデルを制御系に組み込む必要がある。また、この推定モデルは送風温度などのアクションに対する変動を推定する機能と、炉内で生じる外乱に対する変動を推定する機能が必要である。また、本制御システムはオペレーションガイダンスシステムとしても十分活用可能である。

5. 火入れ操業計画策定への適用

4.2 では炉下部の溶銑温度が測定できれば単純な PI 制御で溶銑温度を制御できることを示した。ここでは、この知見を火入れ操業に活用した結果について述べる。

火入れ操業計画は 2 日程度の期間の短期計画と、1ヶ月程度の期間の長期計画の 2 本を策定する。通常、これらは過去の火入れ実績を基に種々の操業条件案を比較検討して決定する。

1995 年 1 月 17 日の阪神淡路大震災により神戸製鉄所第 3 高炉は緊急停止を余儀なくされ、急きょ高炉内部の装入物を入れ替えし、再火入れを行うこととなった。この際は炉底部に残銑を残したままで火入れをするという未経験の操業 [14] となったため、通常より多くの操業条件案を検討する必要がある。また、未経験の操業に対してはシミュレーションによる検討が有効であると考え、シミュレータによる検討を開始したが、長期計画を検討するためのシミュレーションおよびその準備には 1 ケースあたり数時間を要するうえに、検討期間が限られていたために、シミュレーションの回数を低減させる必要が生じた。そこで、4.2 の知見を活用し、種々の送風温度計画案に対するシミュレーションをおこなう代わりに、溶銑温度を一定に保つという制約を設けて、一回の計算で送風温度の長期計画を設定した。

Fig. 17 Blast furnace re-start condition candidates and the designed blast temperature in order to stabilize the hot metal temperature

送風温度の設定のために、Fig. 12(a) のフィードバック制御系で、高炉プロセスをシミュレータで置き換えたシステムを計算機内で構成した。火入れ操業は通常操業時と大きく状況が異なるため、ここでは (16) 式の伝達関

数は用いずにシミュレータそのものを用いた。また、(17)式のフィードバックゲインは通常操業に対応するものであるため、高炉の動特性が大きく変化する火入れ操業時には対応できないと考え、ゲインを下げて設定した。

検討結果の一例として、ある送風量計画と装入計画（鉱石量とコークス量の比の計画）の候補に対する送風温度の計算結果（設計値）と溶銑温度の計算結果を Fig. 17 に示す。Fig. 17 より溶銑温度を一定に確保するための送風温度計画が1回の計算で立案できていることがわかる。溶銑温度を一定とする送風温度を試行錯誤で求める場合に比べ、本手法では大幅に設計時間を短縮することができ、地震後75日目という当初に想定していたよりも短い期間での再火入れの実現に貢献することができた。

6. おわりに

高炉内の物理・化学現象に基づくシミュレータを用いて、高炉における溶銑温度を送風温度により安定化するための制御について検討した結果、以下の性質がわかった。

- (1) 炉下部の溶銑温度が測定できる場合には、この値のみを用いたフィードバック制御で制御可能である。
- (2) 炉下部の溶銑温度が測定できない場合には、炉下部の溶銑温度を推定するモデルを制御系に組み込む必要がある。
- (3) 炉下部の溶銑温度を推定するモデルは送風温度などのアクションに対する変動を推定する機能と、炉内で生じる外乱に対する変動を推定する機能が必要である。

上記の(2)において、炉下部の溶銑温度の推定を、炉熱の推定、または測定される溶銑温度の予測値と読み直せば、上記の(2),(3)は高炉オペレータの知見や構築されている溶銑温度制御システムやオペレーションガイダンスシステムの手法との共通点も多い。炉下部の溶銑温度の推定が溶銑温度制御の主要因子であることがわかったことにより、センサの開発や溶銑温度推定モデルの精度向上など、今後の研究開発の目標が明確になったと考える。

また、得られた知見を地震後に休止していた高炉の再火入れ操業計画策定に適用し、シミュレータを用いて溶銑温度を一定とするための風温計画を短期間で設計することができ、短い期間での再火入れの実現に貢献することができた。

参考文献

- [1] 湯井, 西川, 渡辺ほか：高炉プロセスの操業監視支援における知識システムの適用；計測と制御, Vol. 26, No. 8, pp. 712 - 719 (1987)
- [2] 中島, 炭竈, 牧ほか：人工知能を応用した高炉操業管理エキスパートシステムの開発と適用；鉄と鋼, Vol. 73, No. 15,

pp. 2100 - 2107 (1987)

- [3] 羽田野, 的場, 大塚ほか：高炉溶銑温度の自動制御；鉄と鋼, Vol. 67, No. 3, pp. 528 - 535 (1981)
- [4] 山崎, 佐藤, 木口ほか：Advanced GO-STOP System の開発と水島第4高炉への適用；材料とプロセス, Vol. 2, No. 1, pp. 6 - 9 (1989)
- [5] 松田, 田村, 小西ほか：ファジィ推論を用いた大規模分布形変動予測とその高炉炉熱予測制御への応用；システム制御情報学会論文誌, Vol. 4, No. 2, pp. 86 - 94 (1991)
- [6] 津村：シミュレータを用いた高炉制御モデルの導出と制御系設計；日本鉄鋼協会 計測・制御・システム工学部会シンポジウム資料, pp. 1 - 8 (1998)
- [7] 大塚, 松田, 小西ほか：高炉非定常シミュレーションプログラムの開発；鉄と鋼, Vol. 73, No. 12, p. 89 (1987)
- [8] 羽田野, 栗田：ガス流れ, 伝熱, 反応を考慮した高炉半径方向モデル；鉄と鋼, Vol. 66, No. 13, pp. 1898 - 1907 (1980)
- [9] 羽田野, 美坂, 的場, 大塚：溶銑温度制御のための高炉数式モデル；鉄と鋼, Vol. 67, No. 3, pp. 518 - 527 (1981)
- [10] 福田, 柴田, 野間, 上坂：分光分析による羽口部の温度・輝度・アルカリ成分の定量；鉄と鋼, Vol. 71, No. 4, p. 64 (1985)
- [11] [例えば] ローチェ：コンピュータによる流体力学「上」、構造計画研究所 (1978)
- [12] 大塚, 小西, 田村：高炉内伝熱現象の数値計算に関する報告；第27回自動制御連合講演会予稿, p. 105 (1984)
- [13] [例えば] 計測自動制御学会編：自動制御ハンドブック-基礎編, オーム社 (1983)
- [14] 石脇, 袖久保, 星野ほか：神戸3高炉における震災復旧及び再火入れ操業；材料とプロセス, Vol. 8, No. 4, p. 1062 (1995)

付 録

熱バランス式の離散表現

(6),(7)式を(10)式のスキームを用いて離散化することにより下記の離散表現を得る。ここで、気層および固層の出側においては、中心差分が定義できないため、風上差分のみを用いた。

$$\frac{dT_{g1}}{dt} = -V_g \left(2\alpha \frac{T_{g1} - T_{g0}}{\Delta z} + (1-\alpha) \frac{T_{g2} + 3T_{g1} - 4T_{g0}}{3\Delta z} \right) + P_{gg}T_{g1} + P_{gs}T_{s1} \quad (A1)$$

$$\frac{dT_{gi}}{dt} = -V_g \left(\alpha \frac{T_{gi} - T_{gi-1}}{\Delta z} + (1-\alpha) \frac{T_{gi+1} - T_{gi-1}}{2\Delta z} \right) + P_{gg}T_{gi} + P_{gs}T_{si} \quad (i=2\sim4) \quad (A2)$$

$$\frac{dT_{g5}}{dt} = -V_g \frac{T_{g5} - T_{g4}}{\Delta z} + P_{gg}T_{g5} + P_{gs}T_{s5} \quad (A3)$$

$$\frac{dT_{s1}}{dt} = -V_s \frac{T_{s2} - T_{s1}}{\Delta z} + P_{sg}T_{g1} + P_{ss}T_{s1} \quad (A4)$$

$$\frac{dT_{si}}{dt} = -V_s \left(\alpha \frac{T_{si+1} - T_{si}}{\Delta z} \right)$$

$$\begin{aligned}
 & + (1 - \alpha) \frac{T_{s_{i+1}} - T_{s_{i-1}}}{2\Delta z} \Bigg) \\
 & + P_{sg}T_{g_i} + P_{ss}T_{s_i} \quad (i = 2 \sim 4) \quad (\text{A5})
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \frac{dT_{s_5}}{dt} = & -V_g \left(-2\alpha \frac{T_{g_5}}{\Delta z} - (1 - \alpha) \frac{3T_{s_5} + T_{s_4}}{3\Delta z} \right) \\
 & + P_{sg}T_{g_5} + P_{ss}T_{s_5} \quad (\text{A6})
 \end{aligned}$$