

Rist線図による中国唐鋼 No. 3 高炉の解析

常 久柱*・佐々木 康*²・鮎川 祐之*³・石井 邦宜*²

Analysis of No. 3 Blast Furnace Operation of TangGang Works at China Based on Rist Diagram

Jiu Zhu CHANG, Yasushi SASAKI, Hiroyuki AYUKAWA and Kuniyoshi ISHII

Synopsis : By applying the Rist model to the blast furnace No. 3 of TangGang works (China), the operating lines were calculated through which the coke rate and fuel rate were evaluated. The obtained data were compared to the operating lines in the blast furnace of Muroran works of Hokkai steel. The estimated comparative data clarified the effects of the various operating parameters on the operating line of the blast furnace No. 3 of TangGang. From these parameter dependencies, the cause of the high coke rate of the blast furnace No. 3 of TangGang works have been discussed; a strong measure for the reduction of the coke rate have been suggested. According to the above, it was confirmed that the Rist model was very effective method to solve the real problems of blast furnaces despite of its simplicity.

Key words: Rist diagram; blast furnace; operating line; coke rate.

1. はじめに

現在の中国では、近年建設された宝山などの一部の製鉄所を除き、多くの高炉にはまだ炉内状況監視センサーなどの設置が少なく、炉内状況の把握は主に経験に頼っており、その操業の効率や安定性に多くの問題を抱えている。また炉内状況が不明なため、操業の問題点を明確にすることも容易ではない状況にある。日本においては4流体モデルなど多くの高炉モデルが開発されているが、中国の多くの高炉においては炉内状況が明確でなく、その効果的な適用は現時点では困難である。中国は今経済発展に呼応して多くの鉄鋼を必要とし、高炉の近代化が緊急課題となっている。しかし、そのためには多大な経費と時間を要し、高炉の効率化に短時間で向上させていくことは容易ではない。Ristによる高炉モデル¹⁻³⁾は高炉の熱・物質収支と反応平衡から高炉反応を捉え、細部は別として、高炉全体の挙動把握が可能のため、炉内の詳細なデータがなくとも高炉のエネルギー利用率やコークス比などの評価ができる優れた特徴を持っている。本報告では、Ristモデルを中国唐鋼の高炉に適用してその操業の解析と検討を行った。さらに最近の高炉として北海製鉄(株)の室蘭第2高炉を選び、その操業との比較・評価も行ったので、それらの結果について報告する。

2. 中国唐鋼の高炉の概要

唐鋼の正式名は唐山鋼鉄集団有限責任公司で、北京の東

南部約230 km離れた河北省唐山市に位置する。周囲には品位は良くないが鉄鉱石、石炭の鉱山があり、原材料資源には恵まれている。最近の唐鋼の生産能力は、銑鉄435万トン/年、粗鋼350万トン/年、鋼材248万トン/年で、中国の“十大鋼”の一つ鋼鉄公司である。本解析の対象であるNo. 3高炉は1998年11月新設され、内容積は2560 m³、年生産能力は175万トンである。

3. Ristモデル

本報告ではPeaceyら⁴⁾による羽口からの吹込み物質の影響を取り入れたRistモデルを用いた。以下の説明において、各物質および熱収支式はFe 1 molあたりの量で記述し、各式で用いた主要な記号の意味はTable 1に示した。

吹込み物質としては石炭を考えるが、石炭をCとHからなる物質と仮定し、それぞれの重量を θ (mass% C)と λ (mass% H)で表し、吹込む石炭重量からCとHの重量 w' をFe 1 molあたりのモル数に換算した。

3.1 Ristモデルにおける基本的仮定

(1) 化学保存帯での反応特性

熱保存帯の温度を1200Kとし、化学保存帯では酸化鉄はすべてウスタイトとなり、CO₂-COガス組成はFe_{0.947}O/Fe平衡反応で決定されるとした。

その時のガス平衡組成^{5,6)}は $X_{CO}=0.70$ 、 $X_{CO_2}=0.30$ 、かつ $(O/Fe)^s=1.06$

H₂-H₂Oガス組成もFe_{0.947}O/Fe平衡反応で決まるとし、その平衡ガス組成^{5,6)}は $X_{H_2}=0.62$ 、 $X_{H_2O}=0.38$ 。

平成14年8月12日受付 平成14年11月7日受理 (Received on Aug. 12, 2002; Accepted on Nov. 7, 2002)

* 唐山鋼鉄公司 (TangGang Steel Works, China)

*² 北海道大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Hokkaido University, Kita 13 Nishi 8 Kita-ku Sapporo 060-8628)

*³ 北海製鉄(株) 製造部 (Hokkai Iron & Coke Corp.)

Table 1. List of symbols.

| Symbol | Meaning |
|--------------|--|
| $(O/C)^g$ | kg moles of O per kg mole of carbon in top gas |
| $(O/Fe)^x$ | kg moles of O per kg mole of Fe in iron oxide |
| n_O^B | kg moles of O from dry blast air per kg mole of product Fe |
| n_C^A | Active carbon, kg mole per kg mole of product Fe |
| n_C^{coke} | Carbon from lump coke in charge, kg mole per kg mole of product Fe |

(2) ウスタイト還元帯における各種必要熱量

ウスタイトを鉄まで還元し、1800Kまで昇温するための必要熱⁴⁻⁶⁾(D^{Fe}):

$$D^{Fe} = 319000 \text{ kJ (kg mole of Fe)}^{-1}$$

炭素を1200Kから1800Kまで昇温、1800KのFeへ炭素を溶解させるための必要熱⁴⁻⁶⁾(D^C):

$$D^C = 44000 \text{ kJ (kg mole of Fe)}^{-1}$$

吹込み石炭(298K)を分解、1200Kまで昇温の必要熱⁴⁻⁶⁾(D^I):

$$D^I = D_C^I + D_{H_2}^I \\ = \frac{1}{12} \frac{\theta}{100} [H_{1200}^0 - H_{298}^0]_C + \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} [H_{1200}^0 - H_{298}^0]_{H_2} \\ \text{kJ (kg mole of injectant)}^{-1}$$

D_C^I と $D_{H_2}^I$ は必要熱の炭素と水素のそれぞれの寄与、石炭の298Kにおける分解熱は本報告では0とした。

その他の必要熱⁴⁻⁶⁾:

$$D^{loss} = 20000 \text{ kJ (kg mole of Fe)}^{-1}$$

$$D^{Si} = 873000 \text{ kJ (kg mole of dissolved Si)}^{-1}$$

$$D^{Mn} = 435000 \text{ kJ (kg mole of dissolved Mn)}^{-1}$$

$$D^P = 145000 \text{ kJ (kg mole of dissolved P)}^{-1}$$

$$D^{slag} = 250 \text{ kJ (kg mole of slag)}^{-1}$$

D^{Si} , D^P , D^{Mn} はそれぞれ SiO_2 , P_2O_5 , MnO の還元と溶解のための総熱量で、熱力学データ⁴⁻⁶⁾から算出した。 D^{loss} と D^{slag} は炉体の熱損失、およびスラグ全体の加熱・溶解の総熱量で、本報告ではPeaceyら⁴⁾が求めた値を用いた。

3.2 高炉全体に対する物質および熱収支式

(1) 酸素収支

$$n_O^B + (O/Fe)^x + Y_U = (O/C)^g \cdot n_C^A + Y_{H_2O} \dots \dots \dots (1)$$

$$Y_U = 2(Si/Fe)^m + (Mn/Fe)^m + 5/2(P/Fe)^m$$

$$Y_{H_2O} = X_{H_2O}^g \cdot \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} \cdot W^I$$

$X_{H_2O}^g$ は炉頂ガス中の H_2O のガス分率($H_2O/(H_2+H_2O)$), $(Si/Fe)^m$, $(Mn/Fe)^m$, $(P/Fe)^m$ はそれぞれ鉄鉄のFe 1 molあたり

のSi, MnおよびPのmol量, W^I は吹込み石炭のFe (kg mol)あたりの吹込み重量(kg)。 Y_U は SiO_2 , MnO および P_2O_5 の還元による酸素収支への寄与を表す。

(2) 炭素収支

$$n_C^A + (C/Fe)^m = n_C^{coke} + \frac{1}{12} \frac{\theta}{100} \cdot W^I \dots \dots \dots (2)$$

n_C^{coke} はコークス中炭素のFe 1 molあたりのmol量を表す。

(3) 高炉化学保存帯(1200K熱保存帯)での酸素収支

$$n_O^B + 1.06 + Y_U = 1.3 \cdot n_C^A + 0.38 \cdot \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} \cdot W^I \dots \dots \dots (3)$$

(4) 化学保存帯での熱収支式⁴⁾(ウスタイト還元帯での必要熱と炭素の燃焼による供給熱の収支) D^T :

$$D^T = D^{Fe} + (C/Fe)^m \cdot D^C + W^I \cdot D^I + D^{loss} + (Si/Fe)^m \cdot D^{Si} \\ + (Mn/Fe)^m \cdot D^{Mn} + (P/Fe)^m \cdot D^P + wt_{slag} \cdot D^{slag} \\ = 198000 \cdot n_C^A + E^B \cdot n_O^B + 95000 \cdot \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} \cdot W^I \dots \dots \dots (4)$$

wt_{slag} はスラグの総量, E^B は乾燥送風熱量から1200Kの乾燥送風熱量を引いた値である。 D^I は吹込む石炭kgあたりの必要熱。

(5) 化学保存帯での物質収支式と熱収支式を組み合わせ、以下の式を得る⁴⁾。

$$D^T = n_C^A \cdot (198000 + 1.3E^B) - E^B \cdot \{1.06 + 2(Si/Fe)^m + (Mn/Fe)^m \\ + (5/2)(P/Fe)^m\} + 0.38 \cdot \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} \cdot W^I \cdot (249000 + E^B) \dots \dots (5)$$

熱収支の計算は熱力学データ^{4,5)}により算出した。

3.3 Rist線図による操業線の表示

(1)式を変形して

$$(O/Fe) - [-n_O^B - Y_U + Y_{H_2O}] = n_C^A \cdot [(O/C) - 0] \dots \dots \dots (6)$$

式(6)はO/Fe軸とO/C軸に関して二つの座標点EとAを通り, n_C^A の傾きを持つ直線となる。

$$\left. \begin{aligned} E \text{ 点の座標: } O/C = 0; \\ O/Fe = -\{n_O^B + Y_U - Y_{H_2O}\} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (7)$$

Table 2. The operating data of BF No. 3 at TangGang works.

| Item | Specification | kg per tonne of Fe | kg moles per tonne of Fe | Model variable (kg moles per kg mole of product Fe) |
|-------------------|--|--------------------|--------------------------|---|
| Fe | | 1000 | 17.85 | |
| Iron oxide | (FeO, Fe ₂ O ₃) | | | (O/Fe) [*] =1.46 |
| Coke | 85.61% | 466 | | |
| As carbon | | 399 | 33.24 | n _c ^{coke} =1.86 |
| Pig iron | 4.46%C | | | (C/Fe) ^m =0.21 2(Si/Fe) ^m =0.022 (Mn/Fe) ^m =0.002 5/2(P/Fe) ^m =0.013 |
| Blast temperature | | | | T _B =1350K |
| Top gas | | | | (O/C) ^g =1.43 X _{H₂} ^g =0.43 W ^l =6.14 |
| Injectant | Coal enters at 298K | 110kg/tonne Fe | | |
| | 75.3%C; 3.85%H | | | |
| Pig iron | 1800K | | | |
| slag | | 486kg/tonne Fe | wt _{slag} =27.6 | |

A点の座標：O/C=(O/C)^g;
O/Fe=(O/Fe)^{*} }(8)

EとA点以外の重要な座標点として、ウスタイトの還元平衡を表すW点と炉下部での熱バランスを示すH点がある。1200KでのW点の座標は以下の値となる。

W点の座標：O/C=1.3;
O/Fe=1.06 }(9)

H点の座標は式(3), (4)を組み合わせ、OとC収支に関する項に書き直すことにより求めることができる⁴⁾。

H点の座標：

$$\left. \begin{aligned} O/C &= \{169000 / (282000 + E^B)\}; \\ O/Fe &= 1.06 - \{D^T + E^B \cdot (1.06 + Y_U) \\ &\quad - 0.38 \frac{1}{2} \frac{\lambda}{100} \cdot W^l (249000 + E^B)\} / (282000 + E^B) \end{aligned} \right\} \dots\dots(10)$$

W点とH点の2点を通る操業線は保存帯でCOによるウスタイト還元が平衡となる操業線に対応する。本報告ではこの操業線を理論操業線と呼び、理論操業線から求められるコークス比を理論コークス比と定義した。また水素の存在により、理論コークス比は小さくなるが、本報告では水素の影響は取り入れなかった。

4. Ristモデルによる唐鋼高炉の解析

4.1 唐鋼高炉の実際操業線

唐鋼高炉の操業条件をTable 2に示した。これらの値を式(1)に代入して

$$n_O^B = 1.43n_C^A - 1.45 \dots\dots\dots(11)$$

C収支による化学量論式(2)から

$$n_C^A = n_C^{coke} + \frac{1}{12} \frac{\theta}{100} \cdot W^l - (C/Fe)^m = 2.02$$

この値を(11)式に代入し

$$n_O^B = 1.43$$

式(7), (8)からEとA点の座標は、

$$E(0, -1.42), A(1.43, 1.46)$$

以上の計算から求めた唐鋼高炉の実際の操業線をFig. 1に実線で示す。

4.2 唐鋼高炉の理論操業線

ウスタイト還元帯における必要熱D^Tは以下で表せる。

$$D^T = D^{Fe} + (C/Fe)^m \cdot D^C + D^{loss} + (Si/Fe)^m \cdot D^{Si} + (Mn/Fe)^m \cdot D^{Mn} + (P/Fe)^m \cdot D^P + wt_{slag} \cdot D_{slag} + W^l \cdot (D_C^l + D_{H_2}^l) \dots\dots\dots(12)$$

羽口からの吹込み物質の必要熱⁴⁾

$$D_C^l = (75.3/1200) \cdot (22.7 \times 1200 - 11000) = 1020 \text{ kJ (kg of injectant)}^{-1}$$

$$D_{H_2}^l = (3.85/200) \cdot (30.9 \times 1200 - 10300) = 515 \text{ kJ (kg of injectant)}^{-1}$$

送風温度は1350Kなので

$$\text{送風空気熱}^4) E^B = 82.75T - 98830 = 12900 \text{ kJ}$$

求めた数値と3.1で既に示したD^{Fe}, D^C, D^{loss}, D^{Si}, D^{Mn}, D^{slag}およびTable 2の値を(12)式に代入して

$$D^T = 374500 \text{ kJ (kg mole of product Fe)}^{-1}$$

一方、式(3)に求めた各数値を代入し、

$$n_O^B + 1.05 = 1.3 \cdot n_C^A \dots\dots\dots(13)$$

式(4)にも各数値を代入して

$$364500 = 198000 \cdot n_C^A + 12900 \cdot n_O^B \dots\dots\dots(14)$$

式(13), (14)から $n_C^A = 1.76$, $n_O^B = 1.24$ が得られ、炭素収支式

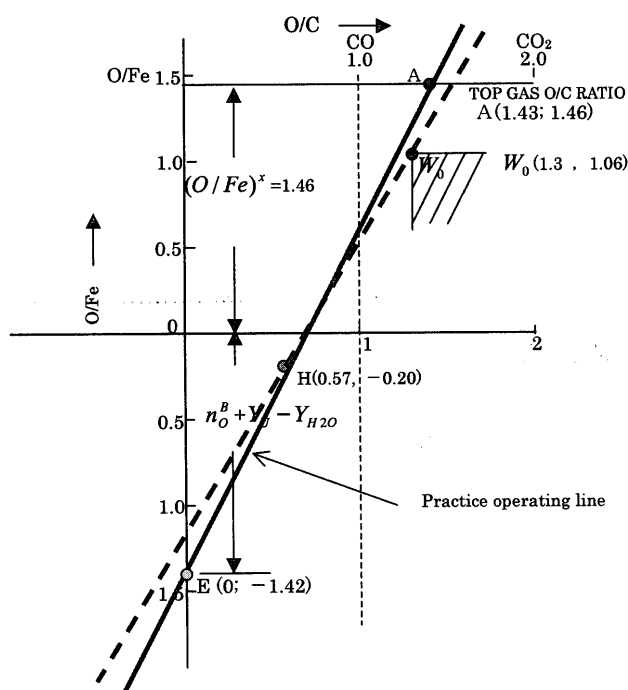


Fig. 1. The comparison between theoretical and practical operating lines of blast furnace No. 3 at TangGang works.

(2)から

$n_C^{\text{coke}} = 1.58$ となる。これは理論コークス比(純炭素成分換算)として338kg/t Feに相当する。実際のコークス比(純炭素成分換算)は399kg/t Feで、理論コークス比との差は61kg/t Feとなり、まだ61kg/tのコークス比低下の可能性を示している。唐鋼高炉の理論操業線をFig. 1に破線で示した。(10)式から、H点の座標は(0.57, -0.20)となる。

本報告では吹込み石炭の燃焼・分解熱の無視と炉体の熱損失の簡略化、平衡点に及ぼす水素の影響を無視する仮定を行ったが、これらが、計算結果に及ぼす影響は相対的に小さく、得られた結果を本質的に変えるものでない。

5. 室蘭第2高炉の操業線

代表的データとして室蘭第2高炉の2001年5月の操業実績に基づく各操業変数をTable 3に示した⁴⁾。

(1) 実際操業線

酸素収支式(1)から計算した結果、以下の値を得た。

$$n_C^A = 1.84, \quad n_O^B = 1.21$$

E点とA点の座標はそれぞれ(0, -1.20)と(1.50, 1.46)となる。

(2) 理論操業線

化学保存帯での酸素収支式(4)および化学保存帯での熱収支式(5)から、

$$n_C^A = 1.72, \quad n_O^B = 1.22, \quad n_C^{\text{coke}} = 1.33$$

の値を得た。この時の理論コークス比(純炭素成分換算)は286kg/t Feに相当する。実際のコークス比(純炭素成分換算)は314kg/t Feであり、理論コークス比との差は

Table 3. The operating data of BF No. 2 at Muroran works.

| Item | Specification | kg per tonne of Fe | kg moles per tonne of Fe | Model variable (kg moles per kg mole of product Fe) |
|-------------------|--|--------------------|---------------------------|--|
| Fe | | 1000 | 17.85 | |
| Iron oxide | (FeO, Fe ₂ O ₃) | | | $(O/Fe)^x = 1.46$ |
| Coke | 87.10% | 361 | | |
| As carbon | | 314 | 26.2 | $n_C^{\text{coke}} = 1.46$ |
| Pig iron | 4.70%C | | | $(C/Fe)^m = 0.22$ $2(Si/Fe)^m = 0.015$ $(Mn/Fe)^m = 0.002$ $5/2(P/Fe)^m = 0.0017$ |
| Blast temperature | | | | $T_B = 1473\text{K}$ |
| Top gas | | | | $(O/C)^g = 1.50$ $X_{H_2O}^g = 0.39$ |
| Pig iron | 1800K | | | |
| Injectant | Coal enters at 298K | 169kg/tonne Fe | 1 | $W^I = 9.46$ |
| | 76.7%C, 4.3%H | | | |
| slag | | 333kg/tonne Fe | $wf_{\text{slag}} = 18.6$ | |

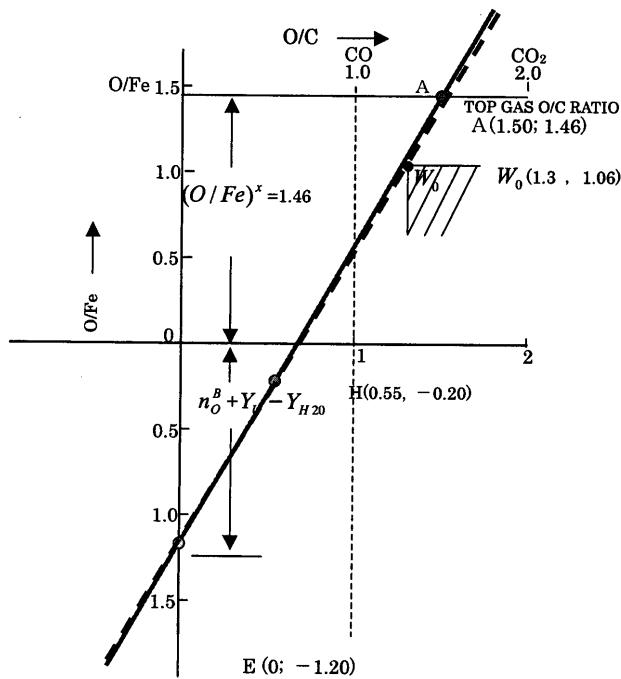


Fig. 2. The theoretical and practical operating line of the blast furnace No. 2 at Muroran works.

28 kg/t Feである。W点とH点の座標は、W(1.3,1.06), H(0.55, -0.20)となる。Fig. 2に室蘭高炉の実際および理論操業線をそれぞれ実線と破線で示したが、二つの操業線は非常に近く、シャフト効率が低いことがわかる。

6. 中国唐鋼と室蘭高炉との比較

計算で得た二つの高炉の操業線を比較し、唐鋼高炉の操業改善について検討した。Fig. 3に二つの高炉の実際操業線を示した。Fig. 1, Fig. 2およびFig. 3から唐鋼高炉と室蘭高炉の操業の基本的な差異が見られる。

- ①室蘭高炉の実際操業線の勾配は唐鋼のそれより小さく、室蘭高炉のコークス比は唐鋼高炉より低い。
- ②唐鋼高炉に比べ、室蘭高炉では、理論操業線と実際操業線との乖離が少ない、つまりシャフト効率高く、保存帯での反応が唐鋼高炉より効率的に行われている。

唐鋼高炉においてコークス利用効率が低い原因として、原燃料性状の劣品質、高スラグ比や溶銑中の高[Si]含有量、およびCO利用率が低いことが上げられる。

7. 唐鋼高炉で各操業条件の変化が燃料比に与える影響の検討

前節で述べたように、唐鋼高炉の操業効率は理論的に到達可能な値に比べて低いため、それを高くする可能性について検討した。燃料比を削減するには、基本的にRist線図での操業線の勾配を小さくすればよい。それにはH点の上

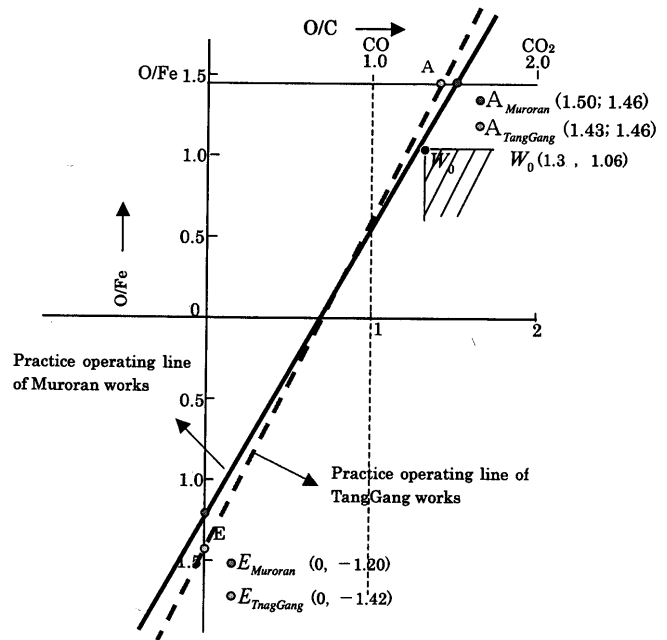


Fig. 3. The comparison of the practical operating line of blast furnace at Muroran and TangGang works.

方への引き上げ、つまり必要熱量 D^T を減らす操業、あるいは実際操業線を理論操業線に近づける、つまり、保存帯での還元効率を向上させる操業が必要である。

(4)式において、必要熱量 D^T を構成している各項はその操業条件により簡単には変更できない項もあり、 D^T 低減の自由度はそれほど大きくない。また、高炉への装入原料や各操業変数の変化は熱量だけでなく、物質収支にも影響を及ぼす。これらを変化させた時のコークス比は物質収支式(1)と(4)および熱収支式(5)から求めることができる。そこで各操業変数を変化させて理論コークス比を求め、各操業変数のコークス比への影響の大きさにより、現時点で実現可能な燃料比低減の対応を検討した。

実際の高炉では各操業変数の変化は独立ではなく相互に影響を及ぼす。しかし、その影響の評価は大変困難であるため、ここではコークス比低減の可能性評価を主目的とし、近似的に相互作用を無視した。

各操業変数の変化がコークス比へ及ぼす影響の度合いはTable 4に示した。Table 4から、コークス比の低減にスラグ比や送風温度が大きな影響を持つが、現時点でこれらを大きく変えることは困難である。対応可能な対策としては、コークス成分の調整、装入焼結鉱の品位向上、銑鉄Si量の低減、反応効率の向上が考えられるが、唐鋼においての具体的対応としては①コークス灰分を0.5%低減し(13%から12.5%)、②配合調整により装入鉄原料中のFe分を1%引き上げる(55.23%から56.23%)、③操業改善により溶銑中[Si]を0.2%低減(0.52%から0.32%)、④装入物の分布調整などの操業改善により炉頂ガス中のCO₂の1.5%(18.18%から19.68%)引き上げがある。これらの変更によ

Table 4. The sensitivity of various parameters on the full coke rate.

| Factors | Variation | The effect on Full coke rate |
|-----------------------------|-----------|------------------------------|
| Coke ash (%) | ±1.0 | ±10 (kg/t-p) |
| Enter ore Fe (%) | ±1.0 | ±5 (kg/t-p) |
| Slag (kg/t-p) | ±100 | ±40 (kg/t-p) |
| Blast temperature (K) | ±100 | ±25 (kg/t-p) |
| Pig iron [Si] (%) | ±0.1 | ±3 (kg/t-p) |
| Top gas CO ₂ (%) | ±1.0 | ±10 (kg/t-p) |
| H% in injectant (%) | ±1.0 | ±2.5 (kg/t-p) |

Table 5. The estimated full coke rate by adjusting operating condition in BF No. 3 of TangGang works.

| Effect element | Element improved | The effect on Full coke rate |
|----------------------------------|-------------------------|------------------------------|
| Coke ash (%) | -0.5 (13% to 12.5%) | -5 (kg/t-p) |
| Enter ore Fe (%) | +1.5 (55.23% to 56.73%) | -7.5 (kg/t-p) |
| Pig iron [Si] (%) | -0.2 (0.52% to 0.32%) | -6 (kg/t-p) |
| Top gas CO ₂ (%) | +1.5 (18.18% to 19.68%) | -15 (kg/t-p) |
| The total reduction of coke rate | | -33.5 (kg/t-p) |

り得られるコークス比の低減量を Table 5 に示した。全体としては高炉の燃料比を現在より 33.5 kg/t-p 低減しうる可能性がある。

8. 結論

Rist モデルを唐鋼高炉の操業解析に適用して、操業結果の検討を行い、燃料比を評価した。得られた主な結果は

(1) 唐鋼高炉の操業状態を操業線で表し、理論操業線との比較により、高炉のエネルギー利用率の簡明な評価が可能になった。

(2) 北海製鉄(株)室蘭の第2高炉と比較した結果、唐鋼高炉の高コークス比、低エネルギー利用率が把握でき、その原因も見いだすことができた。

(3) 唐鋼高炉においてコークス比に及ぼす各影響因子

を定量的に解析し、その結果に基づいて、唐鋼での変更可能な操業因子を具体的に検討し、唐鋼高炉においてさらに 33.5 kg/t-p の燃料比低減の可能性を示した。

北海製鉄(株)室蘭第2高炉の操業データの使用許可をいただきました北海製鉄(株)製造部の阿部哲也製鉄部長に感謝いたします。

文 献

- 1) A.Rist and G.Bonnivard: *Rev. Metall., Cah. Inf. Tech.*, **59** (1962), 401.
- 2) A.Rist and N.Meyerson: *J. Met.*, **19** (1967), 50.
- 3) Y.Ono: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), N618.
- 4) J.G.Peacey and G.Davenport: *The Iron Blast Furnace Theory and Practice*, Pergamon Press, New York, (1979).
- 5) O.Kubaschewski and C.B.Alcock: *Metallurgical Thermochemistry*, Pergamon Press, Oxford, (1979), 378.
- 6) E.T.Turgdogan: *Physical Chemistry of High Temperature Technology*, Academic Press, London, (1980), 5.