

© 1982 ISIJ

高炉数式モデルによる減尺吹き出し操作の検討

論 文

羽田野道春*・栗田 興一*²・山岡 秀行*²・横井 毅*³

Investigation of the Empty Blow-out Operation of Blast Furnace through Mathematical Simulation Model

Michiharu HATANO, Kooichi KURITA, Hideyuki YAMAOKA, and Tsuyoshi YOKOI

Synopsis :

In order to carry out a blow-out operation with emptying a blast furnace without those troubles as the channeling, the overheat of top gas and the abnormal drop of hot metal temperature, a system has been developed to establish an operation schedule by means of a two-dimensional gas flow model and an one-dimensional dynamic model.

In this system, the two-dimensional gas flow model is used for the simulation of the blast furnace gas flow pattern at each stage in the operation to evaluate the critical blast volume to the channeling and the one-dimensional dynamic model is used to predict the transitions of the stock level, the top gas temperature and the hot metal temperature during the operation to build a blasting schedule to avoid the channeling and a water sprinkling schedule to avoid the overheat of top gas and to set the coke rate just before the operation to prevent hot metal temperature from the abnormal drop.

This system was applied to the emptying blow-out operation of Kokura No. 2 blast furnace in March 1981, to give satisfactory result.

1. 結 言

近年、高炉の短期改修などを目的として、装入停止後も送風を継続して炉内を羽ロレベルまで空状態にして吹き止める減尺吹き出しが実施されるようになった^{1)~4)}。しかし、減尺吹き出しは炉頂ガス温度の過上昇、層頂の降下にもなる炉内ガス流分布の変化に起因する吹き抜け、減風による炉熱低下に起因する出鉄滓不良など多くの問題点を含んだ非定常操業である。したがって、安定かつ計画的な減尺吹き出し操作を実施するためには減尺吹き出し操業過程における炉内のガス流れや熱的状态の変化を的確に把握することが不可欠の条件となる。

そこで著者らは高炉2次元ガス流れモデル⁵⁾と高炉非定常モデル⁶⁾⁷⁾を用いて減尺吹き出し過程における炉内状態を予測し、吹き抜け、炉頂ガス温度過上昇、及び炉熱低下防止を目的とする操業計画を立案し、実操業に適用するとともに操業予測と実績の比較検討を行ってきた。ここでは小倉2高炉における減尺吹き出し操業(1981年3月)への適用結果について報告する。

2. 2次元ガス流れモデルによる減尺吹き出し過程での吹き抜け限界送風量の検討

減尺吹き出し過程における層頂の降下に起因する炉内半径方向ガス流分布変化のために、通常操業では問題にならない程度の低送風量下でも吹き抜けが発生する懸念が持たれたので、著者らが開発した2次元ガス流れモデル⁵⁾を適用して各減尺段階での炉内ガス流れを予測し、吹き抜け限界送風量を決定した。

2.1 2次元ガス流れモデルの概要

高炉内のガス流れを記述するために2次元に拡張したErgunの圧損式と、コークスのCO₂, H₂O, FeOによるガス化反応に起因するガス量増加を考慮した物質保存式を採用した。

$$\text{grad } P = -(\alpha \cdot \rho_g \cdot |\vec{V}_g| + \beta \cdot \mu_g) \cdot \vec{V}_g \quad \dots\dots 1)$$

$$\text{div}(\rho_g \cdot \vec{V}_g) = W \quad \dots\dots\dots 2)$$

ここで、 P (kg/m²)はガス静圧、 ρ_g (kg/m³)、 μ_g (kg·s/m²)はガスの密度と粘性係数、 \vec{V}_g (m/s)はガス実質流速ベクトル、 $|\vec{V}_g|$ はその内積、 W_g (kg/s·m³)はコークスガス化反応に起因するガス増加量を示す。また α (1

昭和56年11月本会講演大会にて発表 昭和57年3月18日受付 (Received Mar. 18, 1982)

* 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)中央技術研究所波崎研究センター (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16 Sunayama Hasakimachi Kashima-gun 314)*³ 住友金属工業(株)小倉製鉄所 (Kokura Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

/m), β (1/m²) は鉱石とコークスの層状構造に起因する通気の異方性を考慮した通気抵抗指数であり, コークスと鉱石の粒子径 d_c, d_o , 層厚 X_c, X_o 及び定数 a_c, a_o を用いて以下のように算出する.

$$\alpha_o = a_o \cdot \frac{1 - \epsilon_o}{\epsilon_o^3} \cdot \frac{1}{d_o}, \quad \alpha_c = a_c \cdot \frac{1 - \epsilon_c}{\epsilon_c^3} \cdot \frac{1}{d_c}$$

$$\beta_o = b_o \cdot \frac{(1 - \epsilon_o)^2}{\epsilon_o^3} \cdot \frac{1}{d_o^2}, \quad \beta_c = b_c \cdot \frac{(1 - \epsilon_c)^2}{\epsilon_c^3} \cdot \frac{1}{d_c^2}$$

$$\alpha_{\perp} = \frac{\alpha_o X_o + \alpha_c X_c}{X_o + X_c}, \quad \alpha_{\parallel} = \frac{(X_o + X_c)^2 \cdot \alpha_c \cdot \alpha_o}{(X_o \sqrt{\alpha_c} + X_c \sqrt{\alpha_o})^2}$$

$$\beta_{\perp} = \frac{\beta_o X_o + \beta_c X_c}{X_o + X_c}, \quad \beta_{\parallel} = \frac{(X_o + X_c) \beta_o \beta_c}{X_o \beta_c + X_c \beta_o}$$

$$\alpha = \begin{pmatrix} \alpha_{\perp}, & 0 \\ 0, & \alpha_{\parallel} \end{pmatrix}, \quad \beta = \begin{pmatrix} \beta_{\perp}, & 0 \\ 0, & \beta_{\parallel} \end{pmatrix}$$

また, \parallel と \perp は装入物層の水平と垂直の成分を示す. つぎに, 次式で定義する流れ関数 Ψ を導入する.

$$\frac{\partial}{\partial r} \cdot V_{g,r} = \frac{1}{\rho_g \cdot r} \left(\frac{r^2 \cdot W}{2} - \frac{\partial}{\partial z} \Psi \right) \dots\dots 4-1$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \cdot V_{g,z} = \frac{1}{\rho_g \cdot r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \Psi \dots\dots\dots 4-2$$

ここで, r, z は円筒座標を示し, $V_{g,r}, V_{g,z}$ はガス実質流速ベクトルの半径方向成分と高さ方向成分を示す.

1), 2) 及び 4) 式を用いて, 圧力 P とガス実質流速 \vec{V}_g を消去すれば流れ関数の r と z に対する 2 階偏微分方程式が得られるので, 炉体内面に添った流れ関数の値と層頂面における流れ関数の法線方向微係数の値とを境界条件として設定すれば, 緩和法にもとづく数値計算により高炉内のガス流分布と圧力分布を予測できる.

2.2 入力条件の設定

減尺吹き出し過程の炉内ガス流分布を支配する炉体形状, 融着層形状, 層頂形状, 及び炉内の温度分布と粒子径, 空隙率分布を以下のように入力条件として設定した.

1) 炉体形状

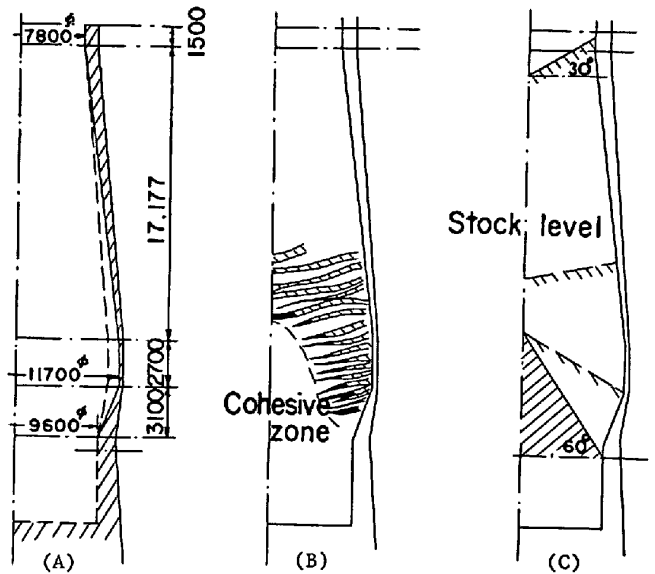
Fig. 1(A) に示すように, 炉体ボーリング結果から推定した侵食後のプロフィールを採用した.

2) 融着層形状

Fig. 1(B) に示すように, 1975 年に実施した小倉 2 高炉 (1 次) の解体調査⁸⁾ から得た融着層形状を用いた. また減尺吹き出し過程で融着層形状は変化しないこととし, 層頂が融着層の頂層まで降下した後は頂層部から順次融着層が消滅して行くものとした.

3) 層頂形状

減尺初期の段階では, 安息角 30° の V 型層頂形状を想定した. しかし, 減尺吹き出し過程では半径方向の荷下り速度差に起因して層頂形状が変化するため, この間の



(A) Geometric profile from the boring data
 (B) Shape of the cohesive zone from the quenched blast furnace (previous campaign)
 (C) Shape of the stock level at each stage of the empty blow-out

Fig. 1. Data used in the evaluation of the critical blast volume.

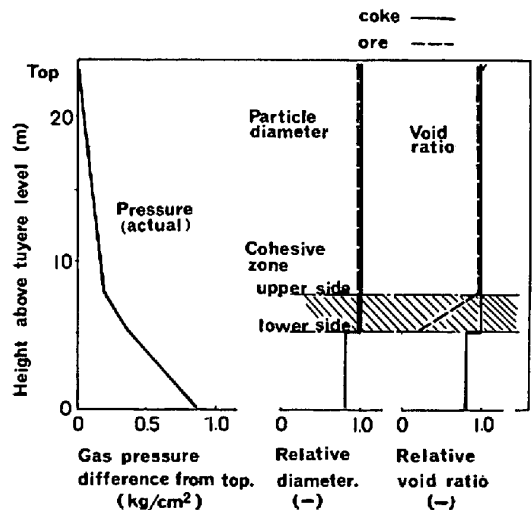


Fig. 2. Setting of the packed bed condition in the two dimensional gas flow model.

層頂形状の推移は小倉 2 高炉 (1 次) 解体調査で得た鉱石とコークスの層頂構造に一致すると仮定した. ただし, 炉下部では傾斜角 60° の炉芯コークスの存在を仮定し, 減尺末期段階ではこの炉芯コークスが上述の傾斜角で露出状態になるとした.

4) 炉内温度分布

減尺初期段階で層頂ガス温度を 150°C, 以下順次, 融着層の上辺を 1000°C, 融着層の下辺を 1450°C, そして羽口レベルを 2000°C とした. また, おのおのの中間部は直線的な温度分布を仮定して決定し, この分布は減

尺吹き出し過程で変化しないものとした。

5) 炉内粒子径, 空隙率分布

コークスは炉下部でガス化反応により消費されるとともに鉱石は約 1000°C 以上で荷重軟化収縮することを考慮して, コークスと鉱石の粒子径ならびに空隙率の分布を Fig. 2 に示すように仮定した。そして, 2次元ガス流れモデルを用いて計算された炉壁静圧分布が通常操業中に実測されたものと一致するようにコークスと鉱石の粒子径および空隙率の炉内分布を設定した。

2.3 吹き抜け限界送風量の決定方法

2次元ガス流れモデルを用いて計算すれば炉内各位置におけるガス静圧が求められる。そこで, 炉内各位置でガス静圧と炉頂圧の差として算定されるガス圧損と, その位置から層頂までの装入物重量の積算として算定される装入物荷重との比を計算し, その値の炉内における最大値を吹き抜け指標 $SF_{max.}$ と定義した。

$$SF_{max.} \equiv \left(\frac{\text{ガス圧損}}{\text{装入物荷重}} \right) \dots\dots\dots 5)$$

$SF_{max.} \geq 1$, すなわち, ガス圧損が装入物荷重より大きくなる部分が炉内に発生したとき吹き抜けが生じる。また, $SF_{max.}$ は送風量の増加とともに上昇するため, $SF_{max.} = 1$ となる送風量が理論的吹き抜け限界送風量である。

ただし, 減尺吹き出し操作の立案と実施に際しては対象高炉の操業実績を参考に, 吹き抜けを生じない最大の $SF_{max.}$ 値を限界 $SF_{max.}$ とし, $SF_{max.} = \text{限界 } SF_{max.}$ の関係を満足する送風量を吹き抜け限界送風量とした。送風計画立案に際しては限界 $SF_{max.}$ 値よりもさらに余裕をみた値を制約条件とした。

小倉 2 高炉の場合, 過去に吹き抜けはなく, $SF_{max.}$ の最大値は 0.65 であった。そこで, 限界 $SF_{max.}$ を 0.65 とし, さらに送風計画は $SF_{max.} = 0.6$ を制約条件として立案した。

2.4 吹き抜け限界送風量検討結果

減尺吹き出し過程における代表的な段階に対する検討結果を Fig. 3 に示す。減尺初期の段階では, 層頂形状は通常操業時と同じく V 型を呈していると想定したので, ガスは層頂近傍から中心に偏流する結果, 層頂中心部で最も吹き抜けが発生しやすい。この位置に対する吹き抜け限界送風量は炉頂圧を 1.5 kg/cm² とすれば, 2950 Nm³/min となる。つぎに, Fig. 3 に示すように, 層頂が降下してフラット化する減尺中期においては通気性の著しく低い融着層が炉中心部よりしだいに消滅するため, 炉中心ではガス流れの集中化と同時に装入物荷重が減少する結果, 最も吹き抜けやすい位置はやはり炉中心にあるが, 吹き抜け限界送風量は大幅に低下する。さらに, Fig. 3 に示すように, 減尺が進行して融着層が完全に消滅し, 炉芯コークスが露出状態となる減尺末期ではコークス層厚の最も薄い炉壁側にガスが集中するため, レースウェイ直上が最も吹き抜けやすくなり, この時期の吹き抜け限界送風量は通常操業時の約 30% にまで減少する。以上の結果を層頂深度を横軸に炉頂圧をパラメータとして整理すれば, Fig. 4 に示すような吹き抜け限界送風量線図が得られる。本線図を制約条件として減尺吹き出し操作計画を立案した。

3. 非定常モデルによる減尺吹き出し操作計画の立案

減尺吹き出しは層頂の降下を伴う典型的な非定常操業

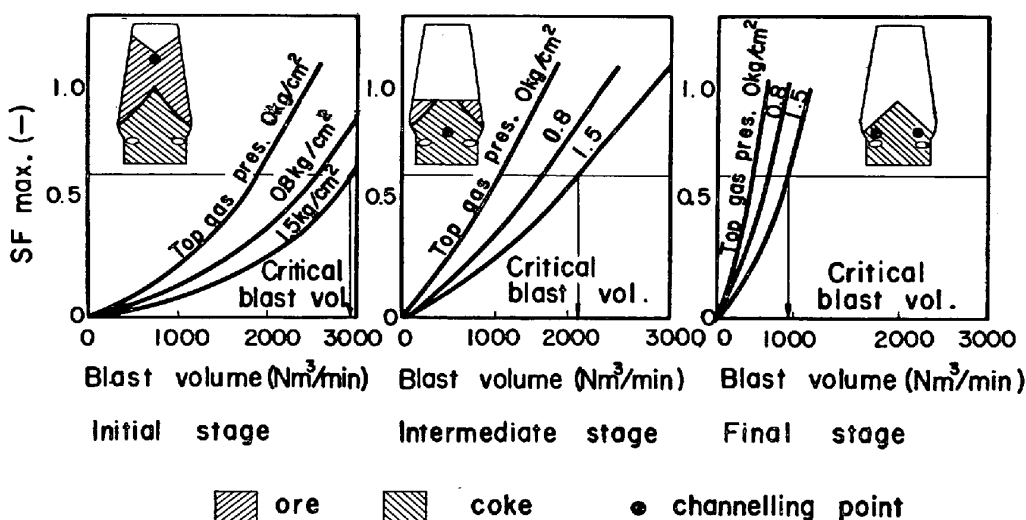


Fig. 3. Critical blast volume to each empty blow-out stage calculated by the two-dimensional gas flow model.

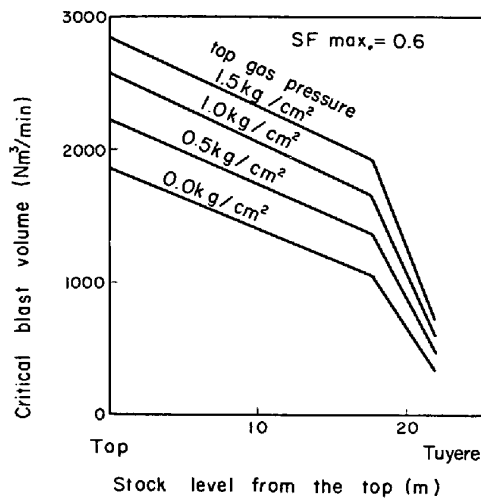


Fig. 4. Stock level vs critical blast volume diagram for the empty blow-out operation.

であり、操業計画の立案に際して高炉の動的挙動を正確に予測する必要がある。そこで、以下に示す1次元非定常モデルを用いて操業計画を立案した。

3.1 1次元非定常モデルの概要

前報⁶⁾で報告したように高炉内におけるガスと固体の状態記述式をガス及び固体の流速で規定される特性曲線を用いて以下のように連立1階常微分方程式として書くことができる。

$$\frac{d}{d\theta} Y_s = f_s, \quad \frac{dz}{d\theta} = V_s; \text{ 特性曲線} \dots\dots\dots 6-1)$$

$$\frac{d}{dz} Y_g = \frac{1}{V_g} \cdot f_g, \quad \frac{d\theta}{dz} = \frac{1}{V_g} = 0; \text{ 特性曲線} \dots\dots\dots 6-2)$$

ここで、 Y_s , Y_g は固体及びガスの状態変数、 V_s (m/h), V_g (m/h) は固体及びガスの流速、 f_s , f_g は固体及びガスの状態記述関数を示し、 θ (h) は時間座標、 z (m) は高炉内の高さ方向位置座標を示す。

6-1), 6-2)式で示した常微分方程式の概念を Fig. 5 に示す。時間と位置の座標上で、羽口レベルから流入するガスは瞬時に炉頂から流出し、炉頂から装入される固体は $dz/d\theta = V_s$ で規定される特性曲線に添って炉内を降下する。減尺吹き出し操業の場合、操業開始時点から装入を停止するので、層頂は特性曲線に添って降下する。

したがって、もしも送風諸元を、減尺吹き出し操業開始時点と同じに保つて減尺吹き出し操業を実施するならば、減尺過程における炉頂ガス温度、成分の推移は減尺開始時点の高炉内ガス温度、成分の高さ方向分布を層頂から順次たどって行くこととおおむね一致する。

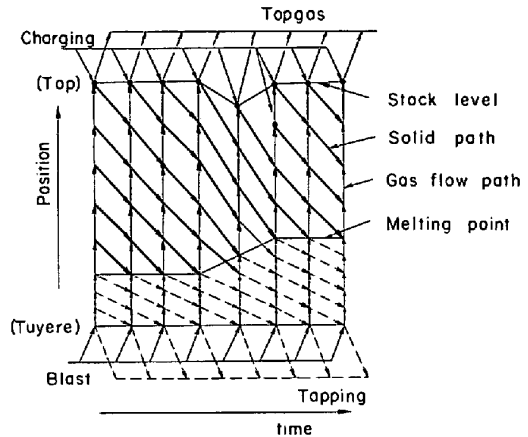


Fig. 5. Schematic diagram of the calculation of the present dynamic model.

Table 1. Fitting of the blast furnace dynamic model to the actual operation of Kokura No. 2 blast furnace.

	Actual	Calculation
Blast volume	2 600Nm ³ /min	
Blast temperature	1 230°C	
Oxygen	25 l/min	
Oil	64 l/min	
Ore/Coke	3.68	
Productivity	3 744 t/D	3 724 t/D
Pig temperature	1 506°C	1 509°C
Top gas temperature	125°C	132°C
Reduction parameter*		0.7
Heat exchange parameter*		0.7

* Fitting parameters.

高炉非定常操業は、任意の固体の炉内状態分布を初期条件とし、送風諸元を用いて算出される羽口レベルのガス状態、並びに装入条件から算出される層頂の固体状態を境界条件として、差分法にしたがう数値計算を行うことによりシミュレートすることができる。

3.2 減尺吹き出し操業計画への適用

1) 速度パラメータの設定

本非定常モデルは、高炉内半径方向状態分布を考慮していないことや、採用した化学反応速度式、熱交換速度式も高炉内における実際の化学反応、熱交換を必ずしも正しく記述しているとは限らない。そこで、本非定常モデルを検討対象高炉に適合させるために、対象高炉の最新の操業実績と非定常モデル計算結果が一致するように、対象高炉のCOガス還元反応速度とガス固体間熱交換速度におおむねの修正係数を掛けて修正する操作を行う。

Table 1に小倉2高炉の操業実績に対する非定常モデルの適合操作結果を示す。COガス還元反応速度、及びガス固体間熱交換速度ともに、本非定常モデルで採用した速度式⁶⁾の0.7倍に修正すれば計算と実績は一致した。

2) コークスと鉱石の密度の設定

操作計画の要点となる層頂降下速度の予測を行う場合
 コークスと鉱石の高炉内における嵩密度設定が大きな影
 響因子となる。小倉 2 高炉減尺吹き出し操作計画立案に
 際しては、その前に実施した鹿島 2 高炉の渡尺吹き出し
 操作 (1978 年) の解析で得られた結果を採用し、コーク
 ス嵩密度を 525 kg/m^3 、鉱石嵩密度を 2200 kg/m^3 と
 した。

3) 操作計画立案上の制約条件

以下に示す制約条件のもとに計画を立案した。

(1) 操作開始時点における高炉内コークス比は出銑
 末期の溶銑温度が 1400°C となる条件で決定する。た
 だし、減尺吹き出し操作中は送風温度、調湿などの出銑
 温度制御操作は行わない。

(2) 各減尺段階における層頂深度に対し、Fig. 4 に
 示した吹き抜け限界送風量に一致する条件で送風計画を
 作成する

(3) 各減尺段階における炉頂ガス温度が 400°C 一
 定になる条件で炉頂散水計画を作成する。

3.3 減尺吹き出し操作計画

Fig. 6 に小倉 2 高炉の減尺吹き出し操作計画立案結
 果を示す。出銑温度は減風にもない低下傾向を示す
 が、操作開始時点における高炉用コークス比を $550 \text{ kg}/$
 t に設定すれば最終出銑温度を 1400°C にすることが
 できる。この場合、操作開始時点で高炉内に存在するコ
 ークスと鉱石類の量は、おのおの、装入時点重量換算で
 690 t 及び 998 t と算定された。

吹き抜け防止の制約条件から、減尺の進行とともに送
 風量を減少させなければならないが、吹き出しを完了す
 るために要する送風量累計は、消費しつくすべき炉内コ
 ークス量に支配され、 1675 kNm^3 と予測された。した

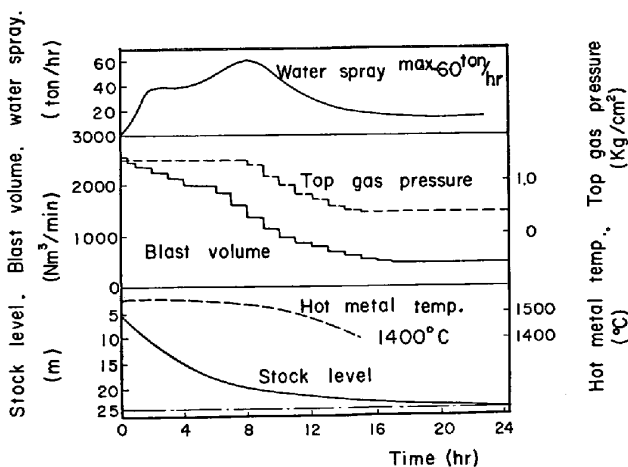


Fig. 6. Schedule of the empty blow-out operation of Kokura No. 2 blast furnace based on the present dynamic model.

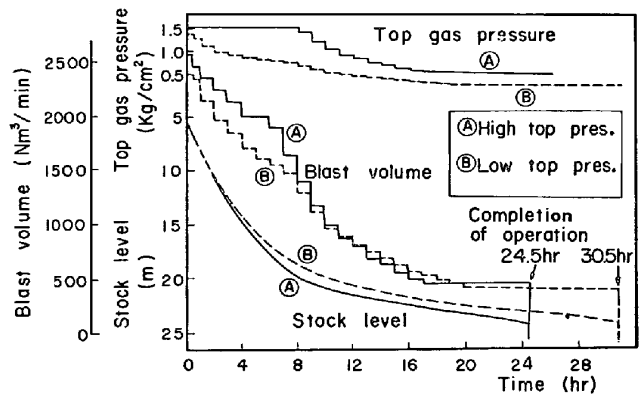


Fig. 7. Effect of the top gas pressure on the empty blow-out operation calculated by the present dynamic model.

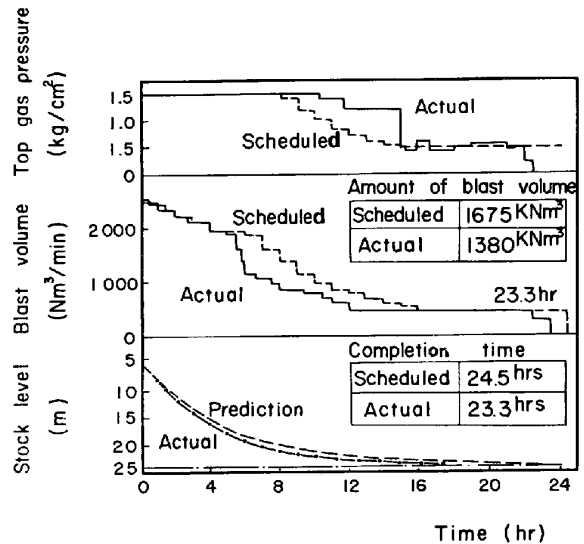


Fig. 8. Results of the empty blow-out operation of Kokura No. 2 blast furnace.

Table 2. Results of the empty blow-out operation of Kokura No. 2 blast furnace.

	Actual results	Schedule	Error
Blow-out operation time (h)	23.3 h	24.5 h	- 5 %
Accumulated amount of blast volume (kNm ³)	1 380 kNm ³	1 675 kNm ³	- 18 %
Accumulated amount of water spray (t)	694 t	716 t	- 3 %
Pig iron produced during blow-out (t)	880 t	998 t	- 12 %
Amount of total coke consumption (t)	550 t	690 t	- 20 %
Coke consumption by blast (t/kNm ³)	0.40 t/kNm ³	0.41 t/kNm ³	- 2 %

がつて減尺吹き出し所要時間を短縮するためには炉頂圧
 力を高位に維持してガス実質流速を低下させ、吹き抜け
 限界送風量を高くする方が有利になるため、設備制約の

Table 3. Errors in the blasting schedule for empty blown out blast furnaces.

	Kashima No. 2 BF (4080m ³)	Wakayama N. 4 BF (2610m ³)	Kokura No. 2 BF (1850m ³)
Amount of total blast volume ^{*)}	$\frac{3750\text{kNm}^3}{3250\text{kNm}^3}=1.15$	$\frac{2305\text{kNm}^3}{2370\text{kNm}^3}=0.97$	$\frac{1380\text{kNm}^3}{1675\text{kNm}^3}=0.82$
Amount of total coke consumption ^{*)}	$\frac{1520\text{ t}}{1303\text{ t}}=1.17$	$\frac{930\text{ t}}{980\text{ t}}=0.95$	$\frac{550\text{ t}}{690\text{ t}}=0.80$
Coke consumption by blast ^{*)}	$\frac{0.41}{0.40}=1.02$	$\frac{0.40}{0.41}=0.98$	$\frac{0.40}{0.41}=0.98$
Density of coke used in schedule	470 kg/m ³	525 kg/m ³	525 kg/m ³
Density of coke after corrected	525 kg/m ³	505 kg/m ³	450 kg/m ³

*) Actual/Scheduled

許す限り炉頂圧を高位に保つことを条件に送風計画を立案した。

炉頂ガス温度を 400°C に保持するためには、減尺開始直後から炉頂散水が必要になる。散水量は送風量が多いほど、また、減尺が進行するほど多くなるが、この送風量と減尺進行度合の関係から、層頂深度が約 20m に達したとき最大 60 t/h となるが、それ以後は送風量の減少にともない低下し、散水量累計は 716 t と予想された。

4. 操 業 実 績

Fig. 8 に示すように、途中、計画に比べて層頂深度の低下が早い傾向が認められたので吹き抜け防止の観点から早めに送風量を低下させたが、この間吹き抜け、炉頂ガス温度過上昇、出銑温度異常低下による出銑滓不良などの障害なく、所要時間 23.3 h で、ほぼ計画通り操業を完了できた。

計画諸元と実績を対比した Table 2 において累計送風量、累計出銑量、及び炉頂ガス成分分析の結果から算定した累計コークス消費量の予測が実績より約 20% 多かつたことが注目される。

5. 考 察

5-1 送風計画誤差要因の検討

送風計画の誤差は減尺吹き卸しに要した累計送風量の誤差で要約されるが、この原因として炉内存在コークス量の予測誤差とともに送風中酸素による燃焼と炉内での CO₂、H₂O ガスによるガス化、並びに直接還元反応によるコークス消費速度の予測誤差があげられる。しかし、Table 3 に示すように累計コークス消費量と累計送風量の比で示される平均コークス消費速度の予測と実績はほとんど一致しており、この傾向は他の操業例においても

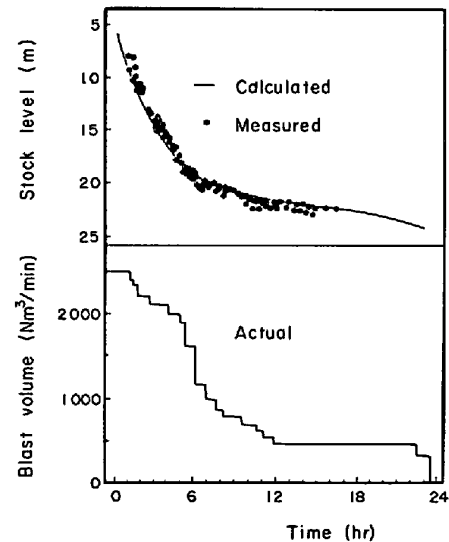


Fig. 9. Transition of stock level calculated for the actual operation.

同様である。したがって、送風計画誤差の主要因は累計コークス消費量、すなわち減尺吹き卸し開始時点における炉内コークス存在量の予測誤差と判定できる。実績送風量を入力して再度非定常モデル計算を実施し、Fig. 9 に示すように層頂深度推移の計算値と実績が一致するようにコークス嵩密度を修正した結果も Table 3 に示した。修正コークス嵩密度は大型高炉の方が大きい傾向を示している。この原因として大型高炉の方が炉断面積が大きいために装入物静荷重が大きくなる効果もあげられる。しかし、高炉内容積の設定、融着層位置の予測なども誤差原因となりうることから炉内コークス存在量の正確な予測は非常に難しい問題である。

小倉 2 高炉の操業計画作成に際しては鹿島 2 高炉の経験をもとに炉内コークス存在量決定因子であるコークスと鉱石の嵩密度を設定したが、誤差を含む可能性が予知

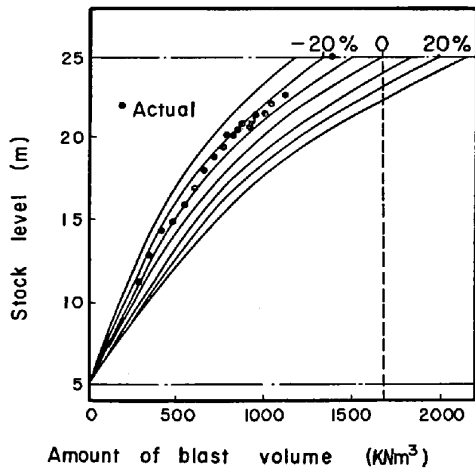


Fig. 10. Blast volume vs stock level diagram for the empty blow-out operation.

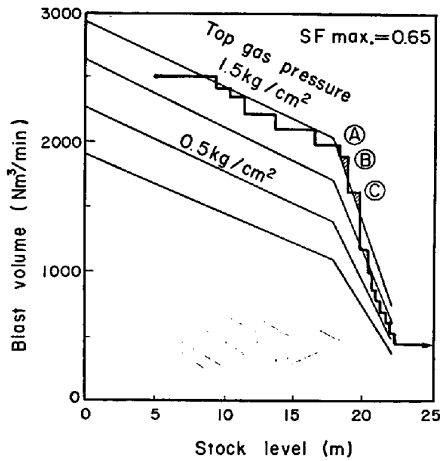


Fig. 11. Actual blast volume in the critical blast volume vs stock level diagram.

されたので、実施に際しては Fig. 10 に示すように累計送风量に対する減尺レベルの対応線図を準備し、操業過程で両者の関係をプロットすることにより早期に送風計画誤差を検知して送風計画変更の指針として活用した。

5.2 吹き抜け限界送風線図の妥当性

操業計画の誤差や設備上または操業上のトラブルなどのために送風計画の変更を余儀なくされる場合が予知されたので Fig. 11 に示したように吹き抜け限界送风量線図を準備して計画の修正に対する指針とした。層頂深度が予測よりも速く降下したことに対応して Fig. 11 のA~Cに示した位置において局所的に送风量が吹き抜け限界値を越えている。これに対応して、Fig. 12 に示すように、送风量と送風圧に若干の変動が認められ吹き抜けやすい状況にあったことが推察された。この間実操作では測深棒により層頂深度が把握されたタイミングで

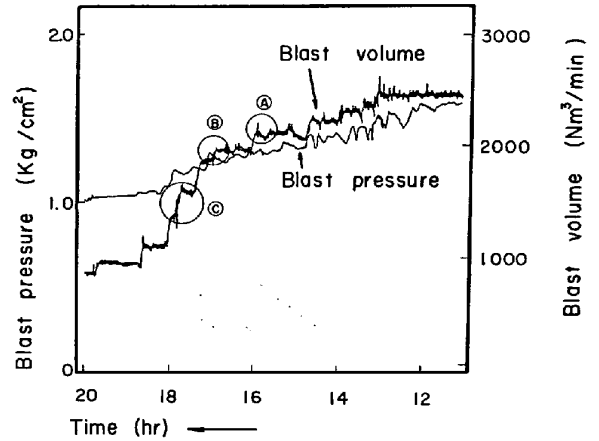
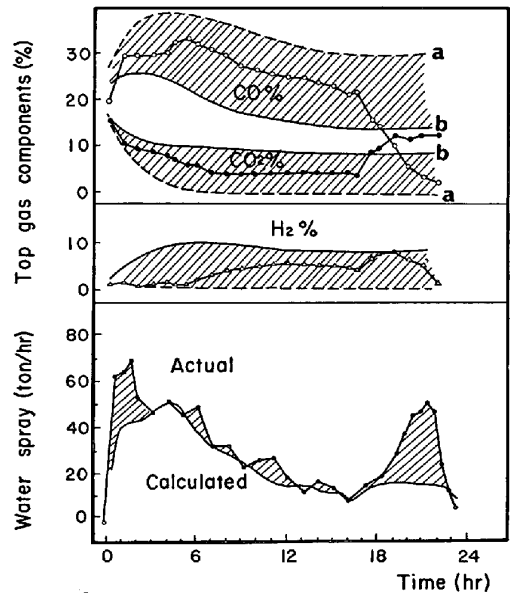


Fig. 12. Chart diagram of the blast volume and the blast pressure.



a : gas generated in the burden.
c : gas after shift reaction to the equilibrium.

Fig. 13. Transition of the top gas component and the water spray calculated for the actual operation.

線図をもとに送风量を検討して変更操作を実施した。

また、Fig. 11 のA~Cに示す最も吹き抜けやすかつた時点は操業開始後約 6 h で層頂深度が約 18m の時点であり Fig. 3 に示したように融着層が頂層部から徐々に消滅しはじめる炉内状態と対応している。

5.3 炉頂散水実績の分析

炉頂散水量は送风量に依存するので送风量実績を用いて再計算を行い炉頂ガス温度を 400°C に維持するために要する必要散水量の計算値と実績を比較して Fig. 13 に示した。ここで、必要散水量は水が 30°C で散水され 100°C になり蒸発し、さらに、蒸気が 400°C になるまでに要する熱量で、炉内から生成する炉頂ガスを 400°C

まで冷却するものとして算定し、ガスシフト反応 ($\text{H}_2\text{O}_{(\text{gas})} + \text{CO}_{(\text{gas})} \rightarrow \text{H}_2_{(\text{gas})} + \text{CO}_2_{(\text{gas})} - 9700 \text{ kcal/kmol H}_2\text{O}$) は考慮していない。また、炉頂ガス成分の推移も示したが、炉頂ガス成分の計算値として高炉内生成ガスの成分と、高炉内生成ガスと散水由来の水蒸気の混合ガスの 400°C におけるガスシフト反応平衡ガス成分の2種を示した。炉内生成ガス成分の計算値が正しければ実績の炉頂ガス成分は、前記2種の計算炉頂ガス成分の間にあるはずである。

炉頂散水の実績は、減尺開始直後と減尺完了直前で計算値よりも多くなっている。他方、減尺途中段階では極めて効果的な散水が実施されていた。ここで、散水実施に際して複数個の散水ノズルを炉頂部に設置して個々のノズルの水量は一定に保ち、全開のノズル個数の変更によつて散水量を調整するとともに、水滴径は上昇ガスによる吹き上げがなく、かつ装入物表面での蒸発を容易とする適正直径約 1 mm に保つためにノズル口径と水圧を調整している。

なお、必要以上に散水を要した原因として、減尺途中段階ではガスシフト反応発熱の影響、減尺末期ではガスの発生位置が炉壁側、すなわちレースウェイ上方部に偏在するのに対して炉内全面に散水が行われていた可能性があることのほか、レースウェイから CO_2 ガスが生成してソリューションロス反応吸熱を伴わないことがあげられる。しかし、全期間を通して、実績散水量は計算散

水量の約 15% 増にとどまり、効果的な散水が実施できた。

6. 結 言

高炉2次元ガス流れモデルと一次元非定常モデルを組み合わせて減尺吹き出し操業計画を立案し、小倉2高炉に適用した結果、操業指針として有効に活用することができた。

今後、さらに精度向上を図るとともに、各種高炉非定常操業への適用拡大を図る予定である。

文 献

- 1) 日本鉄鋼協会共同研究会：第41回製鉄部会 (1972) 日本鋼管(株) (私信)
- 2) 日本鉄鋼協会共同研究会：第52回製鉄部会 (1977) 日本鋼管(株) (私信)
- 3) 日本鉄鋼協会共同研究会：第55回製鉄部会 (1979) 住友金属工業(株) (私信)
- 4) 羽田野道春，下田輝久，栗田興一，山岡秀行，狩谷順二：鉄と鋼，64 (1978) 11, p. 503
- 5) 羽田野道春，栗田興一，岡根幸司，：鉄と鋼，63 (1977) 2, p. 217
- 6) 羽田野道春，栗田興一，山岡秀行，横井 毅：鉄と鋼，投稿中
- 7) 羽田野道春，山岡秀行：鉄と鋼，63 (1977) 11, p. 431
- 8) 佐々木寛太郎，羽田野道春，渡辺雅雄，下田輝久，横谷勝弘，伊東孝夫，横井 毅：鉄と鋼，62 (1976) 5, p. 580