

.....
 論 文

UDC 669.162.267 : 669.046.464 : 669.162.25

炉頂ガス循環法による高炉への還元ガス吹込みの効果と 炉内分布についての考察*

西尾 浩明**・宮下 恒雄**

On the Top Gas Recycled Reforming Process and the Injected Gas Distribution

Hiroaki NISHIO and Tsuneo MIYASHITA

Synopsis:

Penetration of the gas injected into blast furnace stack and its influence on iron ore reduction was investigated by two and three dimensional cold model experiments and the theoretical consideration to predict it for the commercial furnace. Gas compositions and the coke replacement ratio were also investigated experimentally and theoretically when top recycled reforming process—NKG Process—was adopted. Very low nitrogen content in the injected gas will be possible if newly proposed method can be applied for the above process.

(1) Gas penetration into furnace was mainly governed those three factors such as the injected gas ratio to the total gas passing through furnace $U/(U+V)$, the radial eddy diffusion of the gas, and the radial distribution of burden.

(2) Compositions of the top recycled material gas and injected gas can be calculated by fixing $U/(U+V)$ and C/H ratio of reformed hydro carbon.

(3) The top recycled material gas and the injected gas containing very low hydrogen can be obtained by taking out of the top gas periphery of the furnace throat.

(4) The more amount of reducing gas is injected, the larger coke replacement ratio is predicted by the mathematical model calculation. When more than 400 Nm³/tHM of reducing gas is injected, 23 kg/100 Nm³ of the coke replacement ratio is expected by taking out of top gas periphery comparing with 17 kg/100 Nm³ by the conventional method.

(Received Feb. 10, 1973)

1. 緒 言

高炉シャフト下部への還元ガス吹き込みは、大幅なコークス比低減を可能にする方法として、ポンペイ社¹⁾、アメリカ鉱山局²⁾、アゾフスタリ製鉄所³⁾、日本鋼管技研⁴⁾、新日鉄広畑⁵⁾、CRM⁶⁾、Cockerill Co.⁷⁾などで、操業実験が行なわれている。還元ガス吹き込み操業のねらいは、酸化鉄の直接還元を系外で製造したガスによる還元で置換えることで、熱収支のみからすれば、約 200 kg/tHM のコークス比の達成も可能と推定⁸⁾される。

すでに報告⁴⁾した日本鋼管技研や CRM⁶⁾の実験では、大幅なコークス比低下を立証している。実際高炉における試験¹⁾³⁾⁵⁾⁷⁾も行なわれているが、新日鉄で約 100 Nm³/tHM の吹き込みで置換率 0.9~1.0⁹⁾を得たとしているが、大型高炉で多量の還元ガスを吹き込む場合の効果に

についての正当な評価はいまだ明らかにされていない。この操業技術の最も重要な点は、還元ガスの高炉内での分布のコークス比低下に及ぼす効果と、経済的に還元ガスを製造する技術の確立にある。従来の実験では、酸素による重油の部分酸化¹⁾⁴⁾⁵⁾、天然ガスの部分酸化²⁾⁶⁾、天然ガスの水蒸気改質³⁾⁷⁾を還元ガス製造法として採用している。わが国のエネルギー事情の将来を考えると上記のいずれの方法も経済性は考えられない。

日本鋼管では、資源や還元ガス価格の面から、炉頂ガスを主原料とし、その中の CO₂ と H₂O により、炭化水素ガスを変換することがわが国の条件に最も適した方法と考えた。類似の方法は、ARMCO 法⁹⁾、Purofer 法¹⁰⁾

* 昭和47年10月本会講演大会にて発表
昭和48年2月10日受付

** 日本鋼管(株)技術研究所

などの直接製鉄プロセスにみられるが、これらとの根本的な相違は、高炉での還元ガス吹き込みでは、普通の方法で炉頂ガスを循環すると送風中の N_2 が不可避免的に循環ガス中に入り、吹き込みガスの還元能力を低下することである。

コールドモデルや理論により、還元ガスの炉内への浸透について調べ、実際高炉の場合に、鉱石の分布条件と関連させて、還元に及ぼす効果とコークス比低下量を算定し、実際高炉での還元ガス吹き込み効果を推定した。同時に、炉頂周辺ガス流を取出すというアイデア¹¹⁾により N_2 % の低い原料ガスを用い、循環方式で還元ガスを製造する方法について実験的に、また理論的に効果を調べた。

2. 高炉への還元ガス吹き込み時における還元ガスの浸透

著者らは、試験高炉による還元ガス吹き込み実験時に、自動ゾンデにより、炉内半径方向のガス分布を測定し、吹き込みガス (Injected Reducing Gas—以下 IRG という) の炉内への浸透は、吹き込み量が支配的因子になることを認めた。八塚ら⁶⁾ は、ガラス球を充填した容器の底から水を流し、側壁から着色水を吹き込み、同様の結論を得る一方、空気- CO_2 のモデル実験などにより、炉内の IRG の混合拡散について考察している。JESCHAR ら¹²⁾ は IRG の浸透について考察をして、混合拡散が十分起こらないことを理由に、吹き込みガスの効果に否定的な見解を述べている。

ここでは、2次元コールドモデルにより、IRG の浸透に及ぼす総流量、吹き込み流速、IRG 流量、混合拡散の影響について検討し、つぎに 8 本の IRG 吹き込み口を取り付けた 3次元コールドモデルで、IRG の 3次元的な浸透に及ぼす IRG 流量の影響、隣接する吹き込み口間の IRG の干渉について考察した。さらに理論的計算により 2次元モデルの実験結果をシュミレートし、理論の妥当性を確かめたのち、実際高炉での IRG の浸透について理論的に推定した。

2.1 2次元コールドモデルによる実験と考察

2.1.1 実験装置

実験装置は、川崎 2 高炉 (内容積 $1148m^3$) の 1/10、内厚 40 mm、内部に 12 mm ϕ のガラス球を充填したアクリル樹脂製で、炉床、炉腹中央にそれぞれ 2 本ずつの取り替え可能な送風羽口、IRG 吹き込み口を有する (Fig. 1)。表面には 7 段にわたって約 80 個のサンプリング孔を有する。送風羽口から N_2 、IRG 吹き込み口から空気を吹き込み、サンプリング孔で採取したガスをガ

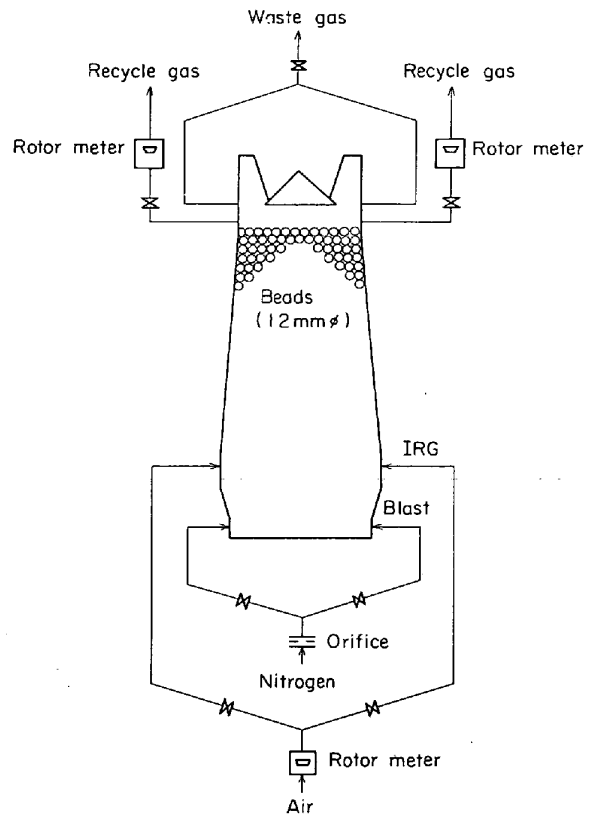


Fig. 1. Experimental apparatus (two dimensional model).

スクロにて分析して O_2 の濃度分布により、IRG の濃度分布を求めた。

充填層内の流体流れについては、半経験的に (1) 式が適用できる¹³⁾。

$$-g_c \nabla P + \rho \vec{g} = (\mu/c_1 \rho |\vec{u}| + 1/c_2) \rho |\vec{u}| \vec{u} + c_3 \rho \partial \vec{u} / \partial t \dots \dots \dots (1)$$

一方 ERGUN の式¹⁴⁾は、

$$g_c \nabla P / H = \{150(1-\epsilon) / Re + 1.75\} \{(1-\epsilon) / \phi D_p \epsilon^3\} \rho u^2 \dots \dots \dots (2)$$

このうち右辺第 1 項は、 $Re > 800$ で 6% 以下となり、通常の高炉操業では無視してもよい。(1) 式の係数は方向性を持っていないから、(1) と (2) 式を比較すると、定常状態では (3) 式のように係数をきめられる。

$$-g_c \nabla P = 1.75 \{(1-\epsilon) / \phi D_p \epsilon^3\} \rho |\vec{u}| \vec{u} = 1.75 \{(1-\epsilon) / \phi D_p \epsilon^3\} (MP/R'T) |\vec{u}| \vec{u} \dots \dots \dots (3)$$

IRG 吹き込み流速 u_0 、代表長さ L_c として無次元化すると、

$$-L_c \nabla \ln P = \nu |\vec{u} / u_0| (\vec{u} / u_0) \dots \dots \dots (4)$$

ここで無次元項 ν は (5) 式にて定義される。

$$\nu = 1.75 M L_c u_0^2 (1-\epsilon) / g_c R' T \phi D_p \epsilon^3 \dots \dots \dots (5)$$

無次元項 ν は、ガスの分子量 M 、IRG の吹き込み流速

u_0 , 空隙率 ϵ , ガス温度 T , 粒子の表面係数 ϕ , 粒子径 D_p を含んだもので, 実験時の無次元項の値が実際高炉のそれと等しくなるように実験条件を選ぶことによって流体の運動を相似させることができる. IRG 吹き込み口付近について2次元モデル (Fig. 3の条件) と実際高炉の ν を比較すると, 2次元モデルでは(6)式, 実際高炉では(7)式のようになる.

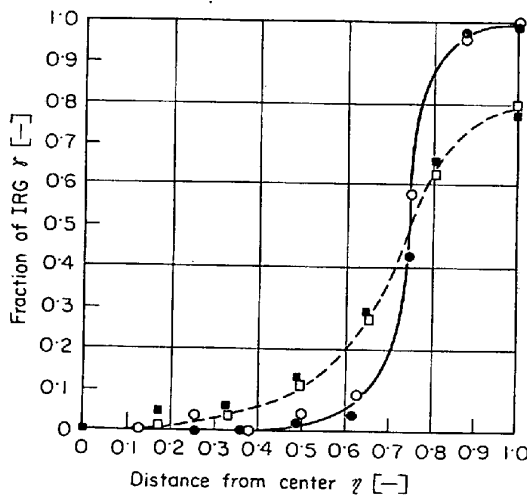
$$\nu = (1.75) (28.5) (l_1) (66)^2 (1-0.38) / (9.8) (847.8) (293) (1.00) (1.2 \times 10^{-3}) (0.38)^3 = 84 l_1 \dots \dots \dots (6)$$

$$\nu = (1.75) (23) (10 l_1) (80)^2 (1-0.40) / (9.8) (847.8) (1493) (0.75) (30 \times 10^{-3}) (0.40)^3 = 85 l_1 \dots \dots \dots (7)$$

両者の値は等しくできるが, 等温, 非等温の相違のほか, 2次元と3次元という根本的な差がある. Table 1 から, 2次元モデルの炉口部の Re 数を実際高炉の値にあわせると, 炉腹部では2次元モデルの Re 数が過大とな

Table 1. Reynolds number of two dimensional model and commercial blast furnace.

	Two dimensional model	Kawasaki No 2BF	Fukuyama No 3BF
Throat	3 300	2 800	5 000
Belly	2 200	800	1 100



	Height ξ	$U+V$	Re at throat
○	0.14	200 Nm ³ /hr	1 900
●	0.14	320	3 000
□	0.91	200	1 900
■	0.91	320	3 000

$U/(U+V) = 0.26$

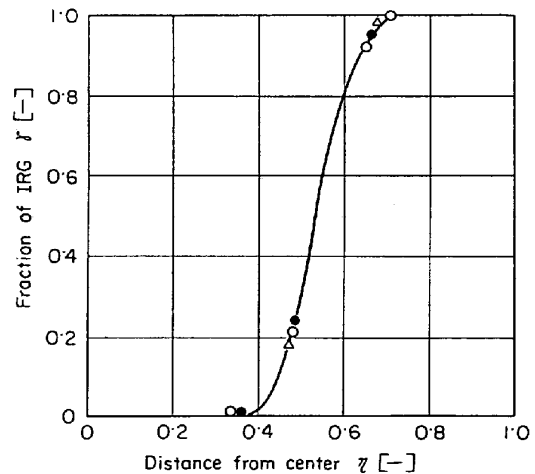
Fig. 2. Influence of total flow rate on IRG distribution.

る. しかし, 後述するが, Re 数がある程度以上大きくとれば, この相違が誤った結論に導くことはない.

2.1.2 IRG の炉内への浸透に及ぼす各種要因の影響

IRG の流量を U , 羽口先コークスの燃焼と直接還元により発生するガス量を V とする. $U/(U+V)=0.26$ として, 総流量 ($U+V$) の2水準 (Fig. 2) に対し総流量の浸透に及ぼす影響を, ξ で示す無次元高さ (0.14 は吹き込み口近く, 0.91 は装入線近く) の違つた位置で調べ, この範囲内では総流量を変えても, IRG の炉内分布には影響しないことを確かめ, 以下すべて $U+V=2.00$ Nm³/hr で実験した.

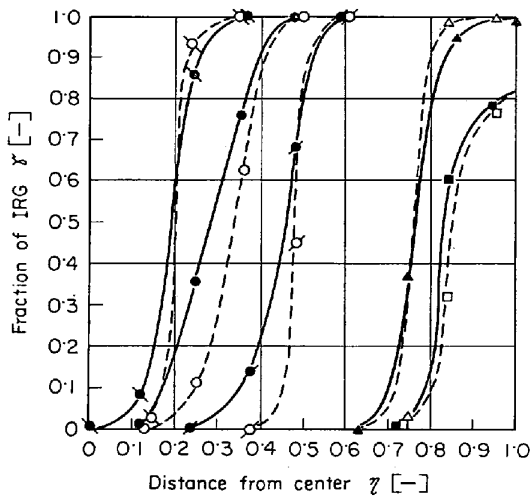
$U/(U+V)=0.46\sim 0.50$ として IRG 吹き込み口径を3水準変えて, 吹き込み口近くの IRG 分布に及ぼす吹き込みガス流速の影響を調べ, 吹き込み流速が炉内 IRG 分布にほとんど影響しないことを確かめた (Fig. 3). 本実験は, (6), (7)式で, 吹き込み口近傍で2次元モデルと実際高炉の ν の値がほぼ等しくなるように選んだ. しかし実際高炉では, 3次元であるから「すぼまり効果」によつて, 浸透するにしたがい, 吹き込みガスが互いにぶつかり合い, 見かけ上, 2次元モデルで吹き込み流速をさらに大きくしたときの挙動に近くなると思うが, 実験範囲では, 流速を大にしても挙動に変化がなく, IRG の浸透が吹き込み口近傍で完了するという結論は試験高炉での測定¹⁵⁾結果からみても, 実際高炉にもあて



	Nozzle diameter (mm)	Injection velocity (m/sec)
○	15	66
●	20	49
△	30	33

$U/(U+V) = 0.50$

Fig. 3. Influence of injection velocity on IRG penetration.



	Height ξ	$U/(U+V)$
□	0.03	0.13
■	0.09	
△	0.03	0.23
▲	0.09	
◇	0.03	0.55
◆	0.09	
○	0.03	0.71
●	0.09	
⊙	0.03	0.80
⊙	0.09	

Fig. 4. Influence of $U/(U+V)$ on IRG penetration.

はまると推論できよう。

$U/(U+V)$ の値を 0.13 から 0.80 まで 5 水準とり、吹き込み口近傍の IRG 分布に及ぼす影響を Fig. 4 に示す。 $U/(U+V)$ の値が大になるに従い、IRG は炉内深く浸透する。 IRG 分布を示す曲線の右の領域の全体に対して占める割合は、ほぼそれぞれ対応する $U/(U+V)$ の値に等しく、吹き込みガス量の全炉内通過ガス量に対する比 $U/(U+V)$ が IRG の浸透の支配的要因と考えられる。これは実験高炉の結果⁴⁾¹⁵⁾と一致する。

Fig. 5 には、5 水準の IRG 吹き込み量を取り、吹き込み口近傍と装入線近傍での濃度分布を測定したものを示す。両者の差は後で理論計算により確かめるが、吹き込みガスが炉内を上昇する間に半径方向の混合拡散により浸透したものである。混合拡散は一般に粒子径に比例¹⁶⁾するが、本実験では炉径に比較し、相対的に粒子径を大きくとっており、混合拡散の効果は実際高炉の場合より過大にでている。

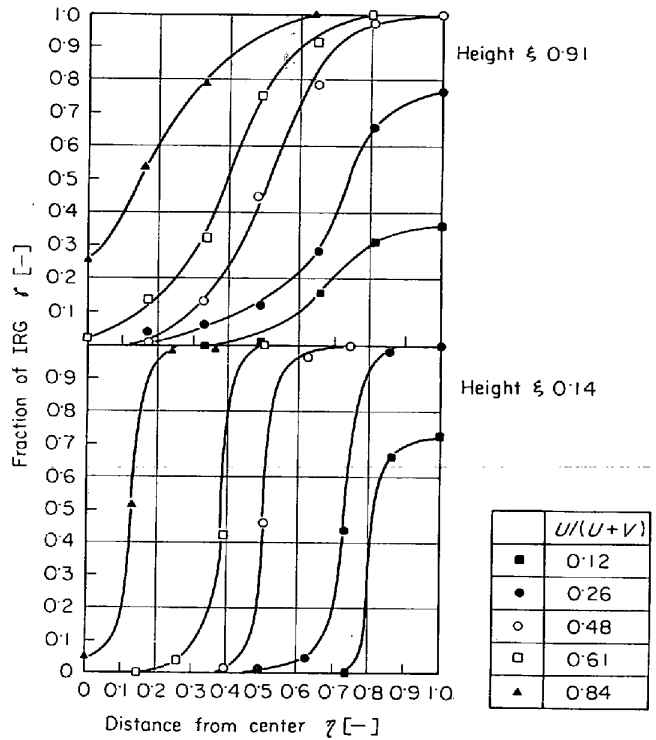


Fig. 5. Radial eddy diffusion of IRG.

2.2 3次元コールドモデルによる実験と考察

2次元モデルの結果は、ガス吹き込み口の本数が十分あり、IRG が炉周部で円環状に分布したときの現象に対応するが、ここでは、吹き込み本数の炉内 IRG 分布に及ぼす影響を 3次元モデルにより調べた。

2.2.1 実験方法

実験装置は、川崎 3 高炉 (内容積 936m³) の 1/20 の鉄製 3次元モデルで、3mm ϕ のガラス球を充填し、送風羽口 8 本、シャフト下部に IRG 吹き込み口 8 本を有する (Fig. 6)。側壁に 3 段にわたり、合計 48 個のサンプリング孔がある。送風羽口から N₂、吹き込みガスとして空気を用い、2mm ϕ の銅パイプにより、半径方向のガスを採取し、O₂ 濃度分布を測定した。実験条件は、総流量 $(U+V)=225 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ 、ガス吹き込み口径 25mm 一定とした。

2.2.2 3次元的な IRG 分布に及ぼす $U/(U+V)$ の影響

3次元モデルで 8 本の羽口とガス吹き込み口を用いて、IRG を $U/(U+V)$ で 0.2, 0.4, 0.6, 0.8 と 4 水準とり吹き込み、IRG の炉内分布を、吹き込み口より 188mm 上と 500mm 上で測定した。Fig. 7 に 0.2 と 0.8 の場合に 500mm 上で測定した IRG の炉内分布を示す。吹き込み量が少なきときは、吹き込み口を中心として円状または楕円状に広がり、多くなると隣接した吹き込み口からの IRG が互いに干渉し、炉の中心部

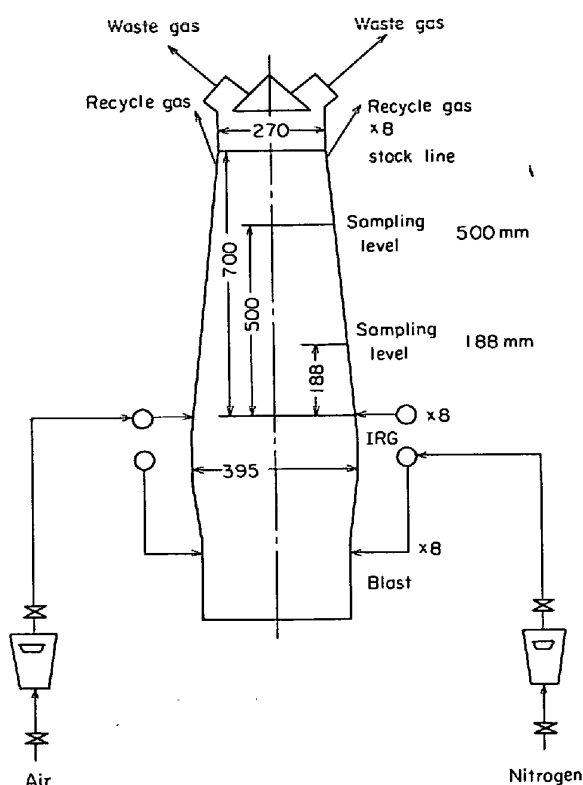


Fig. 6. Experimental apparatus (Three dimensional model).

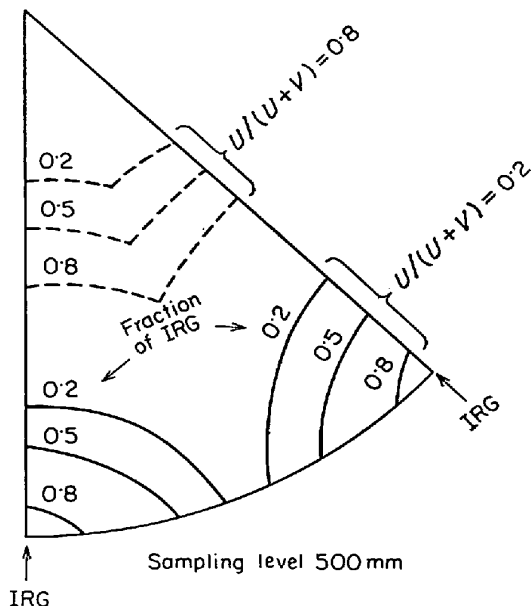


Fig. 7. Influence of $U/(U+V)$ on IRG penetration in the three dimensional model.

に押込まれて円環状分布になる。3次元の実験でも混合拡散による浸透が認められた。

2.3 実高炉における IRG の浸透の推定

以上の実験や試験高炉での測定⁴⁾¹⁵⁾から、実際高炉の場合に、IRGは吹き込み口近傍で急速に浸透し、炉内分布は $U/(U+V)$ に支配されると推論すれば、残され

た問題は混合拡散の程度である。IRGの混合拡散を表わす基礎式にて理論的に計算した結果が、2次元モデルの実験結果と一致することを認めたので、3次元の基礎式を実際高炉の条件にて解いて、IRGの実際高炉での混合拡散による浸透の効果を推定した。

2.3.1 基礎式

以下の4つの仮定に基き基礎式をたてた。

- (1) 吹き込み レベル以上で半径方向の流速分布はない。
- (2) 吹き込み口レベルで IRG は $U/(U+V)$ の割合で周辺部面積を占める。
- (3) 炉壁のテーパの影響は無視できる。
- (4) 充填物の粒子径、空間率、表面係数の分布は無視できる。

(8)式は2次元モデル、(9)式は実際高炉に対する基礎式で、境界条件を(10)~(15)のように定めた。

$$u (\partial C / \partial l) = D (\partial^2 C / \partial r^2) \dots\dots\dots (8)$$

$$u (\partial C / \partial l) = D \{ (\partial C / \partial r) / r + (\partial^2 C / \partial r^2) \} \dots\dots\dots (9)$$

$$r = 0, \quad \partial C / \partial r = 0 \dots\dots\dots (10)$$

$$r = R, \quad \partial C / \partial r = 0 \dots\dots\dots (11)$$

$$l = 0, \quad \begin{cases} 0 \leq r < B, & C = 0 \dots\dots\dots (12) \\ B \leq r \leq R, & C = C_0 \dots\dots\dots (13) \end{cases}$$

ここで B は初期浸透位置であり仮定(2)から、

$$B = \begin{cases} R (1 - U / (U + V)) & (2 \text{次元モデル}) \dots\dots\dots (14) \\ R \sqrt{1 - U / (U + V)} & (\text{実際高炉}) \dots\dots\dots (15) \end{cases}$$

(8)式から(15)式までをすべて無次元化すると、(16)式は2次元モデルに(17)式は実際高炉に対する基礎式で、境界条件は(18)~(23)式ようになる。

$$\partial \gamma / \partial \xi = \kappa (\partial^2 \gamma / \partial \eta^2) \dots\dots\dots (16)$$

$$\partial \gamma / \partial \xi = \kappa \{ (\partial \gamma / \partial \eta) / \eta + (\partial^2 \gamma / \partial \eta^2) \} \dots\dots\dots (17)$$

$$\eta = 0, \quad \partial \gamma / \partial \eta = 0 \dots\dots\dots (18)$$

$$\eta = 1, \quad \partial \gamma / \partial \eta = 0 \dots\dots\dots (19)$$

$$\xi = 0, \quad \begin{cases} 0 \leq \eta < \beta, & \gamma = 0 \dots\dots\dots (20) \\ \beta \leq \eta \leq 1, & \gamma = 1 \dots\dots\dots (21) \end{cases}$$

ここで、初期浸透位置 β は、

$$\beta = \begin{cases} 1 - U / (U + V) & (2 \text{次元モデル}) \dots\dots\dots (22) \\ \sqrt{1 - U / (U + V)} & (\text{実際高炉}) \dots\dots\dots (23) \end{cases}$$

各種無次元項の定義は次のようである。

$$\gamma = C / C_0, \quad \xi = l / L, \quad \eta = r / R, \\ \kappa = (LD_p / R^2) / Pe, \quad Pe = u D_p / D \quad (\text{ペクレ数})$$

(16) と (17) 式の右辺を差分化すると、(半径方向の分割数+1)個の連立常微分方程式となる。これらを、RUNGE-KUTTA-GILL 法¹⁶⁾によつて、軸方向に沿つて解くことができる。半径方向の分割数は2次元モデルで40、実際高炉では κ の値が小さくなるので80とした。

充填層内の流体混合の実験は、数多く行なわれており、 Pe 数と Re 数との関係で整理されている¹⁶⁾。 Re 数の低い領域では、分子拡散が支配的となり、 Pe 数は Re 数の値により変化するが、 Re 数が 20 以上では、混合拡散が支配的となり Pe 数は 8~10 のほぼ一定の値とみなせるので、ここでは Pe 数を 8 とした。炉の半径 R は、高さをそのまま固定して、2次元モデルでは、吹き込み口から装入線までの面積が等しくなる矩形を、実際高炉では容積が等しくなるような円柱を考えてきめた。

2.3.2 計算結果

Fig. 8 は、2次元モデルの実験条件により、(16) 式で計算した結果に実験結果をプロットしたもので、両者はよく一致している。これより、IRG が炉内を上昇する間のひろがり、混合拡散が支配的であると説明できる。この結果から2次元モデルでの壁内厚の影響も無視できることがわかった。(17)式にて幅山3高炉(内容積 3016m³) の条件で IRG の炉内分布を計算した結果を、Fig. 9 に示す。IRG の浸透深さは、2次元モデルに比較すると少ないが、円周部に占める面積が広いことがわ

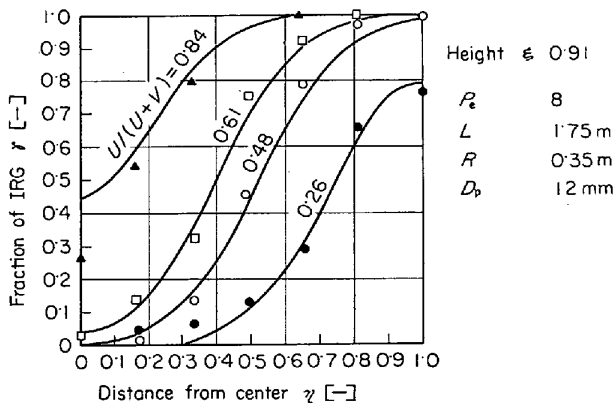


Fig. 8. IRG distributions obtained by theoretical calculation and experiments.

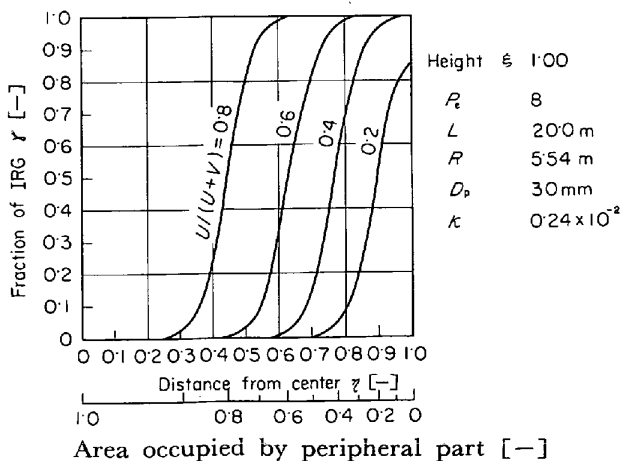


Fig. 9. IRG penetration calculated for Fukuyama No 3BF.

かる。(16) と (17) 式からわかるように、混合拡散の効果は、無次元項 κ のみにて整理でき、 κ を無次元混合拡散係数と名付ける。Table 2 は、当社の 8 基の高炉について κ の値を計算したもので、炉内容積の拡大に伴い相対的に装入物粒子径が小さくなるのでその値は低下し、混合拡散の効果は炉容が大になるほど小さくなる (Fig. 10)。実際高炉で IRG 浸透を支配する因子は、 $U/(U+V)$ と κ であり、周辺部の IRG 濃度が高くなることがわかる。

2.4 半径方向の装入物分布の影響

以上の考察は、炉内径方向に流速分布が存在しないものとしてすすめてきたが、実際高炉では、鉱石とコークスの分布などに起因するガス流速分布が実在する。IRG の利用効率を高める上からも、鉱石分布と IRG 分布の関係を検討しておくことは、実用上重要なことである。

試験高炉で還元ガス吹き込み実験時⁴⁾に、Fig. 11 に

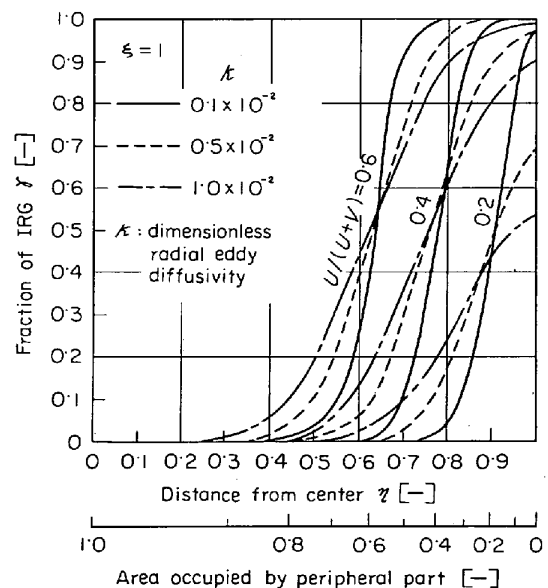


Fig. 10. Influence of κ and $U/(U+V)$ on IRG distribution.

Table 2. Dimensionless eddy diffusivity of commercial blast furnaces in NKK.

		Inner volume	$\kappa (= LD_p/R^2 Pe)$
Kawasaki	No 2BF	1 148 m ³	0.48×10^{-2}
	No 3BF	936	0.50
Tsurumi	No 1BF	1 150	0.46
Mizue	No 1BF	1 728	0.40
Fukuyama	No 1BF	2 004	0.33
	No 2BF	2 828	0.24
	No 3BF	3 016	0.24
	No 4BF	4 197	0.17

($D_p=30$ mm, $Pe=8$)

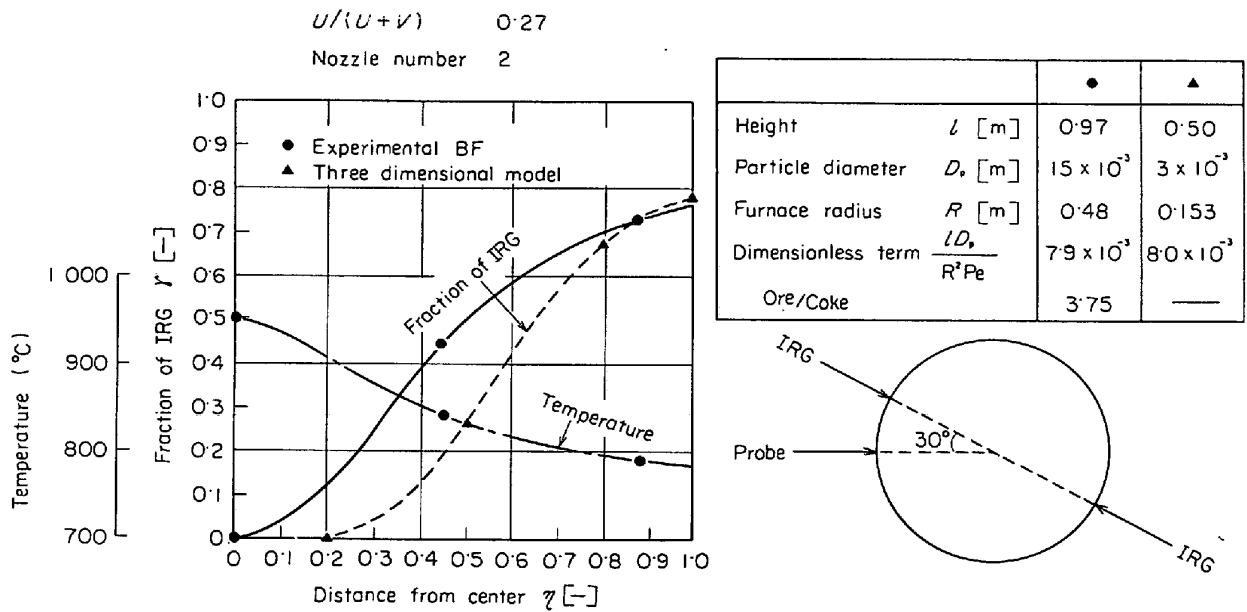


Fig. 11. IRG penetration measured from experimental B-F and third dimensional model.

示すように炉内 IRG 分布を測定した。そのときの測定結果から、炉内 IRG 分布を計算したものを実線で示し、実測値が黒丸である。再び3次元モデルにて、無次元混合拡散係数 κ が等しくなるような条件で、 $U/(U+V)$ を試験高炉の吹き込み条件と同じ 0.27 として、位置関係も 30° ずらせ、 κ の値を満足する測定レベル l (3次元モデルで吹き込み口上 500 mm の位置) の点で IRG 分布を測定したものを点線で示す。これより試験高炉の場合には、IRG が3次元モデルでの実験による予測値より深く浸透しているのは、Fig. 11 と温度測定結果⁴⁾で中心部温度が高いことと、解体後調査¹⁷⁾でコークスが非常に多く中心に分布していたことから中心ガス流を助長したことは明らかであり、半径方向のガス流速分布に IRG 浸透深さが影響をうけたと考えている。

この事実から、半径方向の装入物分布が IRG の分布を支配するもう1つの因子と考えられ、半径方向の装入物分布とガス流速分布、IRG 分布の関係および還元ガス吹き込みに適した装入物分布について検討する。

2.4.1 基礎式

基礎式をたてる上の仮定は次の二つである。

(1) 炉内の鉱石層、コークス層ともに層内の粒径分布、空隙率分布、表面係数の分布は無視できる。

(2) 半径方向のガスの温度、圧力、密度の分布は無視できる。

最近装入物分布とガス流速分布の解析が報告¹⁸⁾されているが、ここでは簡単にするため混合拡散を考えずに IRG の浸透と関係づけて、装入物の最適分布を考える。

鉱石とコークスが層状に装入されるので、両者の見か

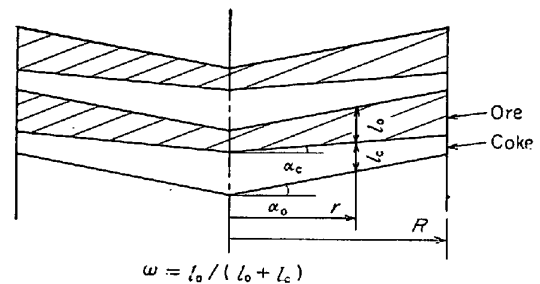


Fig. 12. Radial distributions of ore and coke.

けの安息角の差により半径方向に Ore/Coke の分布が生ずる。Fig. 12 で示すように、炉口半径 R [m]、鉱石とコークスの見かけの安息角を α_o , α_c とし、1チャージの鉱石量を a_o [m³(Ore)/ch]、鉱石とコークスの比を δ [m³(Ore)/m³(Coke)] とすれば、半径方向の鉱石層の分布 ω [m(Ore)/m(Ore+Coke)] は、

$$\omega = \{1 + (\eta - 2/3) (\tan \alpha_o - \tan \alpha_c) (\pi R^3 / a_o)\} \delta / (1 + \delta) \dots \dots \dots (24)$$

粒径、空隙率、表面係数の分布は、仮定(2)を考慮し(25), (26), (27)式で与えられる。

$$D_p = D_{p0} \omega + D_{pc} (1 - \omega) \dots \dots \dots (25)$$

$$\epsilon = \epsilon_o \omega + \epsilon_c (1 - \omega) \dots \dots \dots (26)$$

$$\phi = \phi_o \omega + \phi_c (1 - \omega) \dots \dots \dots (27)$$

(2)式(ERGUNの式)を変形して、

$$dp/dl = (f/g_c) \{ (1 - \epsilon) / \phi D_p \epsilon^3 \} \rho u^2 \dots \dots \dots (28)$$

物質収支より、

$$\int_0^R 2 \pi r \rho u dr = \rho (U + V) \dots \dots \dots (29)$$

(28), (29)式に仮定(2)してを考慮して変形すると、半径方向の流速分布 λ (平均流速で無次元化) は、

$$\lambda = u / \{ (U + V) / \pi R^2 \}$$

$$= \sqrt{\phi D_p \varepsilon^3 / (1 - \varepsilon)} / 2 \int_0^1 \eta \sqrt{\phi D_p \varepsilon^3 / (1 - \varepsilon)} d\eta \quad \dots\dots\dots (30)$$

送風から発生したガスは、炉中心から初期浸透位置まで ($r=0 \sim B$) を占めるので、

$$\int_0^B 2 \pi r u dr = V \quad \dots\dots\dots (31)$$

これを変形して無次元化すれば、

$$\int_0^\beta \eta \lambda d\eta = \{ 1 - U / (U + V) \} / 2 \quad \dots\dots\dots (32)$$

(32)式を満足する β を求めれば、これが Ore/Coke の存在するときの IRG の浸透位置である。

IRG が炉内へ浸透して接触しうる鉱石量は、初期浸透位置から炉壁まで ($r=B \sim R$) の炉周辺円環部に含まれる鉱石量を合計すればよい。IRG の接触する鉱石の割合を ζ とすれば、

$$\zeta = \int_\beta^1 \omega \eta d\eta / \int_0^1 \omega \eta d\eta \quad \dots\dots\dots (33)$$

2.4.2 計算結果

半径方向に鉱石とコークスの分布がない場合、焼結鉱またはペレットを使用した場合の三つの場合の結果を示す。Table 3 に計算に用いた装入物の条件を示す。

上述の三つの場合について、半径方向のガス流速 λ と鉱石層の占める割合 ω の分布を示す Fig. 13 にて、焼結鉱の場合は周辺に鉱石が多くなり中心流が強くなり、ペレ

Table 3. Conditions of burden used to the calculations.

	Apparent angle of repose	Fractional void	Surface coefficient
Coke	30°	0.45	0.65
Sinter	36	0.40	0.65
Pellet	27	0.35	0.90

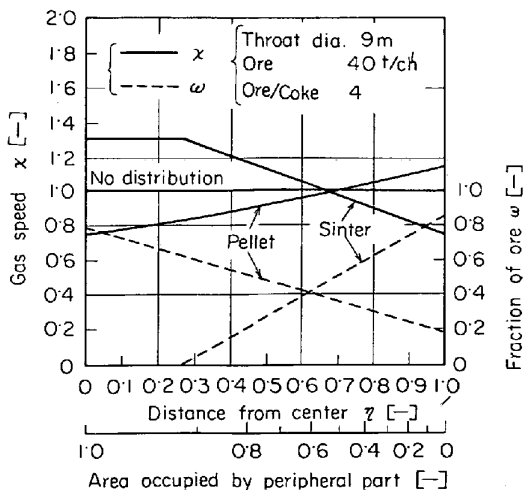


Fig. 13. Radial distribution of ore and gas speed [-].

トの場合には、中心の鉱石層が厚く周辺流が強い。これは実際操業の経験に一致する。

ここで得た λ の分布により、(32)式から β を計算し IRG の初期浸透深さ ($1 - \beta$) と $U / (U + V)$ の関係を得たのが、Fig. 14 であり、周辺流の強いペレット装入の場合に IRG の浸透深さが短く、中心流の強い焼結鉱装入時には長くなる。Fig. 15 に、三つの場合の鉱石の分布 ω と浸透位置 β を (33) 式に代入し、IRG と接触しうる鉱石量の割合 ζ を求めた。ペレットに比較し、焼結鉱の場合が、同一 $U / (U + V)$ に対し、IRG との接触量が 4 ~ 2 倍多くなる。IRG は羽口先発生ガスより N_2 % が低く、還元能力が高いから、装入物分布を適切に調節し、両者のガスの還元効率を等しくすることが望ましい。IRG と羽口先発生ガスの還元能力の比を θ とすると、IRG と接触できる鉱石の割合 ζ の理想的な分布は、(34)式で与えられる。

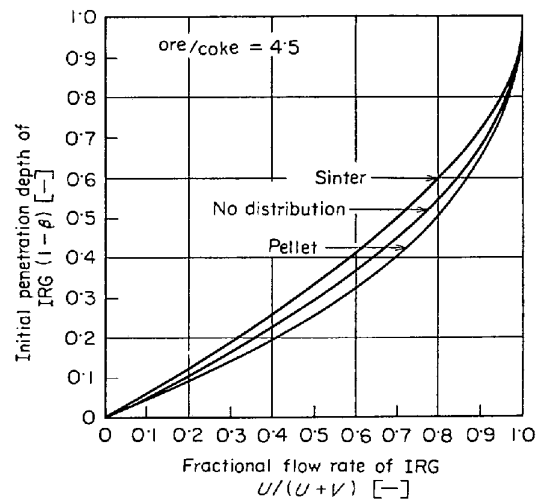


Fig. 14. Influence of burden distribution on initial penetration depth of IRG (-).

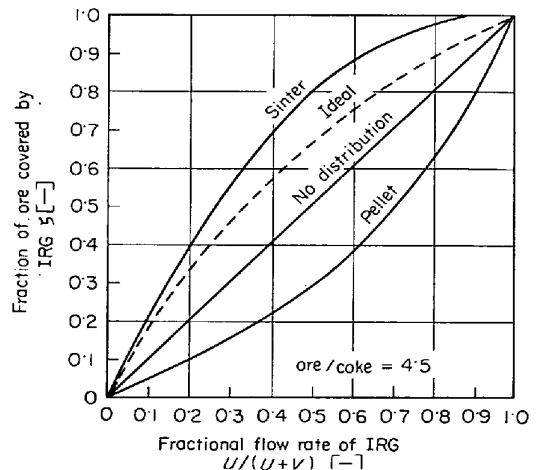


Fig. 15. Influence of burden distribution on fraction of ore covered by IRG ζ .

$$\zeta = \vartheta U / (\vartheta U + V)$$

$$= \vartheta \{ U / (U + V) \} / [\vartheta - 1 \{ U / (U + V) \} + 1] \dots (34)$$

Fig. 15 で理想的な場合とは、IRG が羽口先発生ガスに対し約 2 倍の CO+H₂ を含むとし、 $\vartheta=2$ としたときの理想的な分布 ζ を計算したもので点線で示し、焼結鉱装入の場合が最もこれに近い。還元ガス吹き込みは周辺に鉱石が多く中心流の強い操業の場合にとくに効果がある。

3. 炉頂ガス循環法による高炉への還元ガス吹き込み理論

3.1 炉頂周辺ガス流を變成用ガス源とする可能性

2.3 項で検討したように、周辺部の IRG 濃度は高くなるから、この部分のガスを選択的に取出せれば、送風中の N₂ があまり混入しない還元能力の高い原料ガスとして利用できる¹¹⁾、高炉でも炉頂ガス循環方式 (NKG プロセス) を実現できる。この原理は Fig. 16 に示され、炉頂部で IRG 分布があるとき、 $\eta = \eta_0 \sim 1.0$ の範囲のガスを取り出せば、この範囲に対応する矩形の領域に対して斜線の領域の占める割合が、取り出されたガス中で IRG が占める割合になる。取り出したガス中の IRG の割合を ψ とすれば

$$2 \text{次元のとき, } \psi = \int_{\eta_0}^1 \eta d\eta / (1 - \eta_0) \dots (35)$$

$$3 \text{次元のとき, } \psi = \int_{\eta_0}^1 2\pi\eta r d\eta / \int_{\eta_0}^1 2\pi\eta d\eta$$

$$= 2 \int_{\eta_0}^1 \eta r d\eta / (1 - \eta_0^2) \dots (36)$$

2次元モデル (Fig. 1) ではシャフト上部の左右に 2本の周辺流取り出し口が、3次元モデル (Fig. 6) では、IRG 吹き込み口直上のシャフト上部に 8本の取り出し

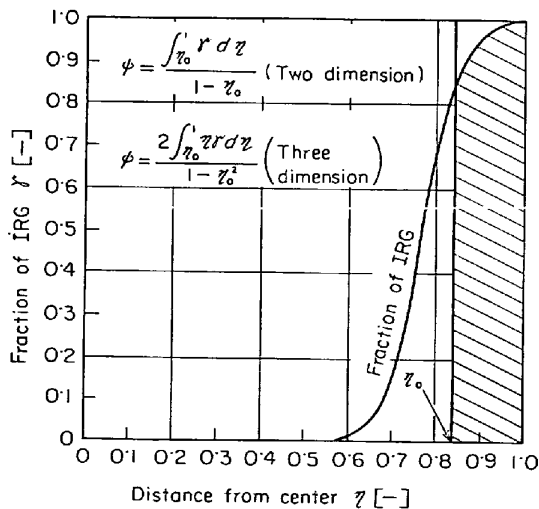


Fig. 16. Ideal fraction of IRG in recycle gas taken out of periphery.

口がある。両モデルともに、取り出し流量を測定できるようにした。 $U/(U+V)=0.40$ で、周辺流取り出し量 U_r を変えて、循環するガス中の IRG 分率 ψ を測定した。また取り出し口近傍のレベルで測定した IRG 分布 η を (35) 式に代入し、取り出しガス中の理想的な IRG 分率を計算した。Fig. 17 で 3次元の場合の計算値を実線と点線、実測値を黒丸で示したが、両者はよく一致し、理想 IRG 分率で取り扱える。

周辺流取り出しをしない場合、 ψ の値は循環するガス量にかかわらず、 $U/(U+V)$ の値に等しくこの実験では 0.40 になる。周辺流取り出しをする場合 ψ の値は、すべて 0.40 より高く、とくに取り出し量の少ないとき ψ が大きくなる。実際高炉では混合拡散が少ないので、周辺流取り出しの効果はさらに大きい。福山 3 高炉につ

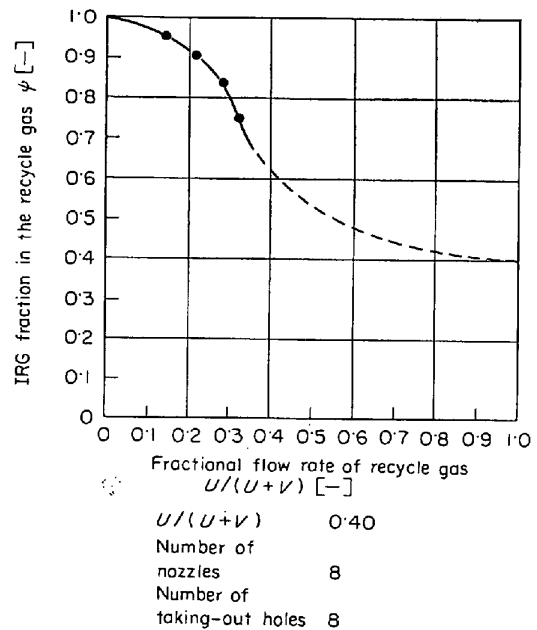


Fig. 17. Effect of taking-out of peripheral flow on IRG penetration in the recycle gas ψ (three dimensional model).

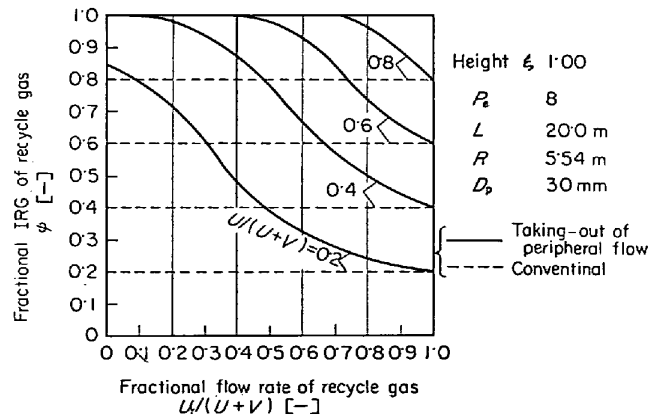


Fig. 18. Effect of taking-out of peripheral flow on IRG fraction in the recycle gas ψ (Fukuyama No 3BF).

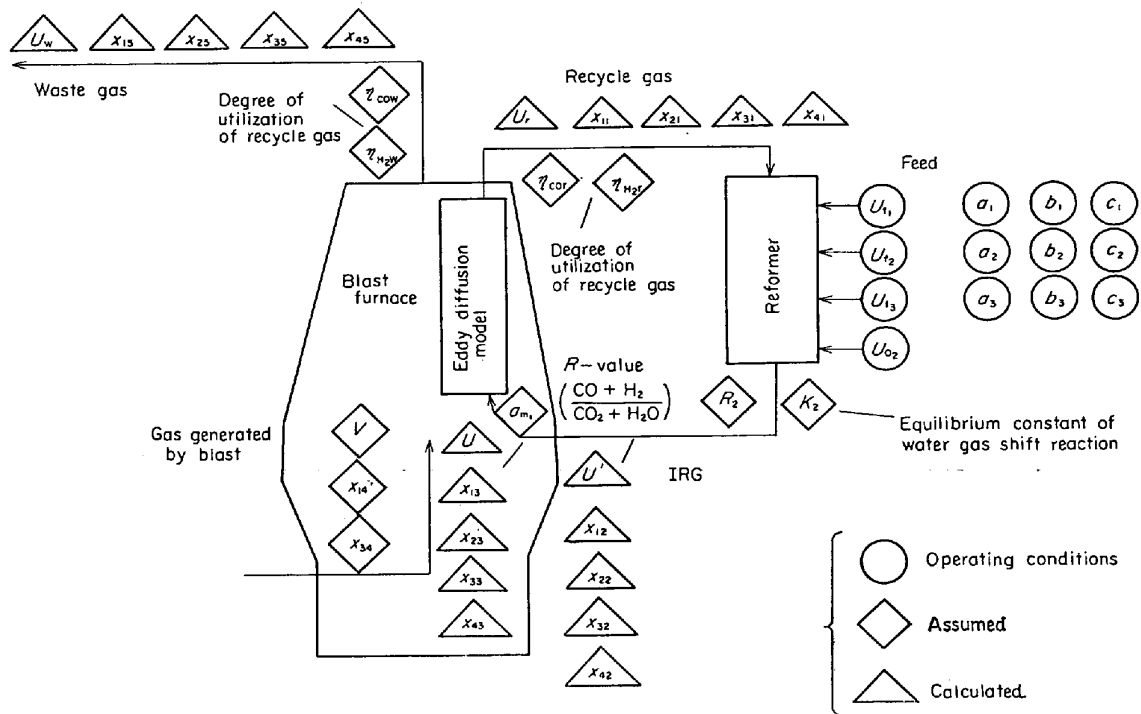


Fig. 19. Scheme of the calculation of reducing gas injection by top gas recycle.

き計算した 装入線近傍の IRG 分布 (Fig. 9) により (36)式で ϕ を計算したのが Fig. 18 である。点線は周辺流取り出しをしない場合で、点線と実線との領域が周辺流取り出しの効果となる。

3.2 炉頂ガス循環法による還元ガス性状の予測計算

周辺流取り出しをする場合としない場合について、IRG のガス組成を予測し、両者のコークス比低下に及ぼす効果を推定するため、Fig. 19 に計算の構成を示す。操作条件は循環ガスと反応させる炭化水素の量と組成で、部分酸化法の併用も考慮したモデルで、答えは IRG、循環ガス (取り出しガス) と炉頂廃ガスの流量と組成が求まる。

3.2.1 基礎式

(1) リフォーマー前後の物質収支

変成用炭化水素の組成 a_1, b_1, c_1 は $CH_{2a_1}O_{b_1}N_{2c_1}$ で示し、C 1 モルに対する H_2, O, N_2 のモル比を表わす。流量 U_{f1} は炭化水素から発生するガス量換算流量で、C 1 モル当たり $(1+a_1+c_1)$ モルのガスを発生するとした。

C バランス :

$$U_{f1}/(1+a_1+c_1) + U_{f2}/(1+a_2+c_2) + U_{f3}/(1+a_3+c_3) + (x_{11}+x_{21})U_r = (x_{12}+x_{22})U' \dots (37)$$

H_2 バランス :

$$a_1U_{f1}/(1+a_1+c_1) + a_2U_{f2}/(1+a_2+c_2) + a_3U_{f3}/(1+a_3+c_3) + (x_{31}+x_{41})U_r = (x_{32}+x_{42})U' \dots (38)$$

O バランス :

$$b_1U_{f1}/(1+a_1+c_1) + b_2U_{f2}/(1+a_2+c_2) + b_3U_{f3}/$$

$$(1+a_3+c_3) + (x_{11}+2x_{21}+x_{41})U_r + 2U_{O_2} = (x_{12}+2x_{22}+x_{42})U' \dots (39)$$

N_2 バランス :

$$c_1U_{f1}/(1+a_1+c_1) + c_2U_{f2}/(1+a_2+c_2) + c_3U_{f3}/(1+a_3+c_3) + (1-x_{11}-x_{21}-x_{31}-x_{41})U_r = (1-x_{12}-x_{22}-x_{32}-x_{42})U' \dots (40)$$

IRG の熱的制約 (吹き込み温度でシフト反応平衡を仮定) :

$$x_{32} \cdot x_{22}/(x_{12} \cdot x_{42}) = K_2 \dots (41)$$

IRG の R 値 :

$$(x_{12}+x_{32})/(x_{22}+x_{42}) = R_2 \dots (42)$$

(2) IRG 吹き込み前後の物質収支

IRG 中の CO_2, H_2O のうち温度条件により、炉内にてソリューションロス反応を起こすと考えその反応率を a_{m1} とする。

ソリューションロス反応 :

$$\{x_{12}+a_{m1}(2x_{22}+x_{42})\}U' = x_{13}U \dots (43)$$

$$(x_{32}+a_{m1}x_{42})U' = x_{33}U \dots (44)$$

H_2 バランス :

$$(x_{32}+x_{42})U' = (x_{33}+x_{43})U \dots (45)$$

O バランス :

$$(x_{12}+2x_{22}+x_{42})U' = (x_{13}+2x_{23}+x_{43})U \dots (46)$$

N_2 バランス :

$$(1-x_{12}-x_{22}-x_{32}-x_{42})U' = (1-x_{13}-x_{23}-x_{33}-x_{43})U \dots (47)$$

(3) IRG 吹き込み口と炉頂間における物質収支

C バランス

$$x_{13}U + x_{14}V = (x_{11} + x_{21})U_r + (x_{15} + x_{25})U_w \quad \dots\dots (48)$$

H₂ バランス :

$$x_{33}U + x_{34}V = (x_{31} + x_{41})U_r + (x_{35} + x_{45})U_w \quad \dots\dots (49)$$

N₂ バランス :

$$(1 - x_{13} - x_{33})U + (1 - x_{14} - x_{34})V \\ = (1 - x_{11} - x_{21} - x_{31} - x_{41})U_r \\ + (1 - x_{15} - x_{25} - x_{35} - x_{45})U_w \quad \dots\dots (50)$$

循環ガスの CO 利用率 :

$$x_{21}/(x_{11} + x_{21}) = \eta_{CO_r} \quad \dots\dots (51)$$

循環ガスの H₂ 利用率 :

$$x_{41}/(x_{31} + x_{41}) = \eta_{H_2_r} \quad \dots\dots (52)$$

廃ガスの CO 利用率 :

$$x_{25}/(x_{15} + x_{25}) = \eta_{CO_w} \quad \dots\dots (53)$$

廃ガスの H₂ 利用率 :

$$x_{45}/(x_{35} + x_{45}) = \eta_{H_2_w} \quad \dots\dots (54)$$

(4) 循環ガスと廃ガスの C, H₂ の分配

C の分配 :

$$x_{11} + x_{21} = x_{13}\phi + x_{14}(1 - \phi) \quad \dots\dots (55)$$

H₂ の分配 :

$$x_{31} + x_{41} = x_{33}\phi + x_{34}(1 - \phi) \quad \dots\dots (56)$$

ここで、循環ガス中の IRG 分率 ϕ は、周辺流取り出しをしないとき $\phi = U/(U+V)$ で与えられ、周辺流取り出しをするときには、(17)式を所定の境界条件のもとに解き、炉内 IRG 分布 γ を得たのち(36)式に代入して求まる。

3.2.2 計算結果

循環ガス中の CO₂ と H₂O で、新たに供給される炭化水素 GH_m を変成するから、炭化水素の種類すなわち m の値により発生する IRG の量と組成が変わる。m を供給炭化水素の C/H (重量比) で計算結果を整理することにし、Table 4 に例を示した。Table 5 に計算条件を示した。供給炭化水素を単一種類とし、部分酸化を併用しないことにすると、計算結果は $U/(U+V)$ と $U_r/(U+V)$ の表示で整理され、V が 0 以外なら、いかなる値を入れても結果は変わらない。Fig. 18 にガス吹き込み量 $U/(U+V)$ を変えて、循環ガス中の IRG 分率 ϕ と循環ガス量 $U_r/(U+V)$ の関係を示したが、本来これらの各数値は、C/H が与えられると、相互に関連してきまる。

循環ガス量の増加による IRG 吹き込み量の増加を、C/H をパラメータとして、Fig. 18 の上に重ねて示したのが Fig. 20 である。たとえば、C/H=4 の原料を使つて、 $U/(U+V)=0.2$ の IRG を製造するとき、周辺流取り出しをすれば、循環ガス量は 0.1 必要で、そのとき ϕ は 0.8 となる。周辺流取り出しなしでは、0.15 の循環ガスが必要で吹き込みガス中の IRG 分率 ϕ は 0.2 になる。C/H をパラメータとして、循環ガスの組成と IRG 吹き込み量の関係も N₂, CO, CO₂, H₂, H₂O につき求められ、Fig. 21 に循環ガス中の N₂% の変化をまた C/H=4, $U/(U+V)$ が 0.1 と 0.3 のときのガス組成計算例を Table 6 に示した。周辺流取り出しをすれば、 $U/(U+V)$ の小さい範囲で循環ガス中の N₂% が急激

Table 4. C/H (rate by weight) of various materials.

Hydrogen	Coke oven gas	LNG	LPG	Naphtha	Kerosene	Crude oil	Heavy oil	Tar	Carbon
0	2.5	3.0	4.6	5.9	6.1	6.5	8.0	16.4	∞

Table 5. Conditions for the calculations.

[Feed]	
Flow rate:	$U_{f1} = \text{given}, U_{f2} = 0, U_{f3} = 0, U_{O_2} = 0$
Composition:	$a_1 = \text{given}, b_1 = 0, c_1 = 0, a_2 = 0, b_2 = 0, c_2 = 0, a_3 = 0, b_3 = 0, c_3 = 0$
[IRG]	
$R_2 = 10,$	$K_2 = 0.40 (1\ 200^\circ\text{C}), a_{m1} = 1.0$
[Gas generated by blast]	
Flow rate:	$V = \text{given},$
Composition:	$x_{14} = 0.40, x_{34} = 0.08$
[Degree of utilization of top gas]	
$\eta_{CO_w} = 0.45,$	$\eta_{H_2_w} = 0.45, \eta_{CO_r} = 0.45, \eta_{H_2_r} = 0.45$

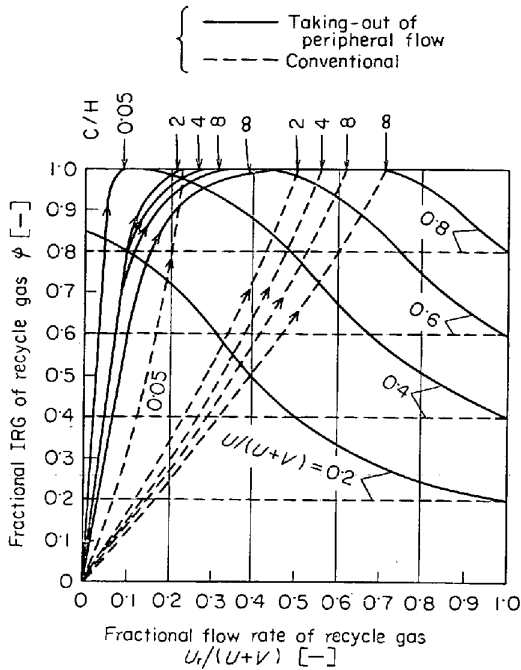


Fig. 20. Effect of taking-out of peripheral flow on IRG fraction in the recycle gas ϕ

に低下し、0.5に達するまでにほとんど0になる。この傾向は C/H が低いほど顕著である。周辺流取り出しをしないと、逆に $U/(U+V)$ の小さい範囲で $N_2\%$ 低下は鈍く、ほとんど実用性のない0.5以上で大きく低下する。両者の $N_2\%$ の差は、C/H=4 のとき、 $U/(U+V)=0.4$ で最大となり、40%、 $U/(U+V)=0.2$ で 32% となる。Fig. 22 には、吹き込みガス中の $N_2\%$ を、同様な条件で示した。C/H=4、 $U/(U+V)=0.4$ で、周辺流取り出しをしないと、しるべ $N_2\%$ は 28% も低くなり、0.45 以上では、IRG 中の $N_2\%$ は 0 になる。Fig. 23, 24 は、IRG 中の $CO\%$ 、 $H_2\%$ の計算値を示したものである。

以上から、周辺流取り出し技術を用いれば、高炉において循環方式により、 N_2 の低い還元ガス吹き込みが可能となる。

3.3 炉頂ガス循環法による高炉への還元ガス吹き込み効果の推定

周辺流取り出しを含めて、炉頂ガス循環方式により高

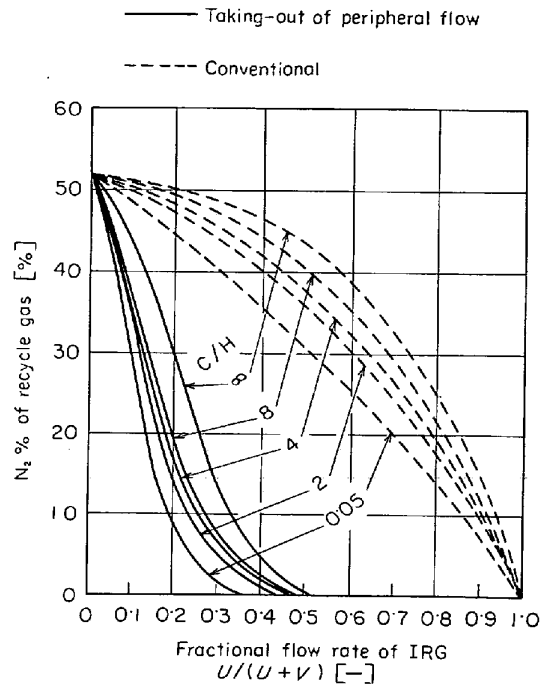


Fig. 21. Effect of $U/(U+V)$ and C/H on $N_2\%$ of recycle gas.

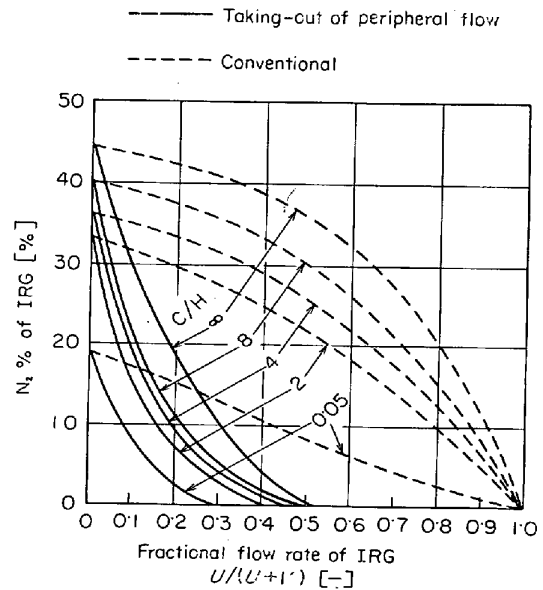


Fig. 22. Effect of $U/(U+V)$ and C/H on $N_2\%$ of IRG.

Table 6. Gas compositions of recycled gas with or without taking out of peripheral flow in C/H=4.

%		N_2	CO	CO_2	H_2	H_2O
$U/(U+V)=0.1$	Taking out of peripheral flow	38	24	20	12	8
	Conventional	51	21	18	4	4
$U/(U+V)=0.3$	Taking out of peripheral flow	7	27	21	24	18
	Conventional	46	21	19	7	5

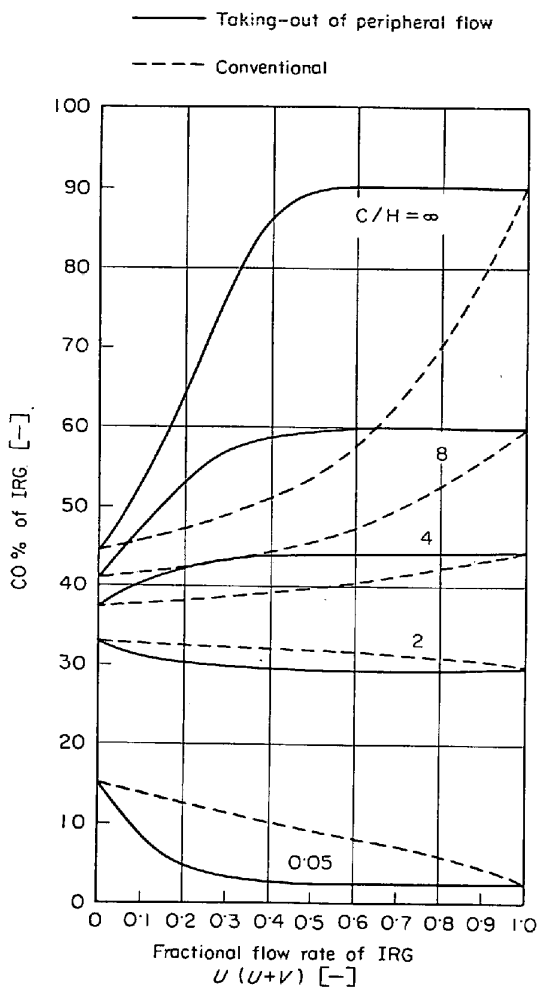


Fig. 23. Effect of $U/(U+V)$ and C/H on CO % of IRG.

炉へ還元ガス吹き込みを行なった場合に、ガス吹き込み量とコークス比低下や置換率を、以上の検討をもとに推定した。

3.3.1 計算方法

前節までの計算は、送風により生成するガス量と組成、炉内ガス利用率を固定して計算したが、コークス比を推定するためには、これらも操作条件の関数とする必要がある。高炉のコークス比を推定するモデルは、Ristらのモデル²⁰⁾をさらに発展させ、還元ガス吹き込みを考慮した操業直線モデルを作成した。このモデルでは、シャフト効率と炉下部熱損失のみを仮定すれば、その操業条件でのコークス比、送风量、炉頂ガス組成を予測できる。

モデルの総合的な構成は、Fig. 25 に示す。計算の手順は、Fig. 26 に示すように、まず操作条件、仮定値を読み込み、循環ガスの組成と流量の第1近似値を適当に与え、流量は、IRGの組成に対する制約 (IRGのR値: R_2) を満すまで、NEWTON-RAPHSON法¹⁹⁾でその値を変

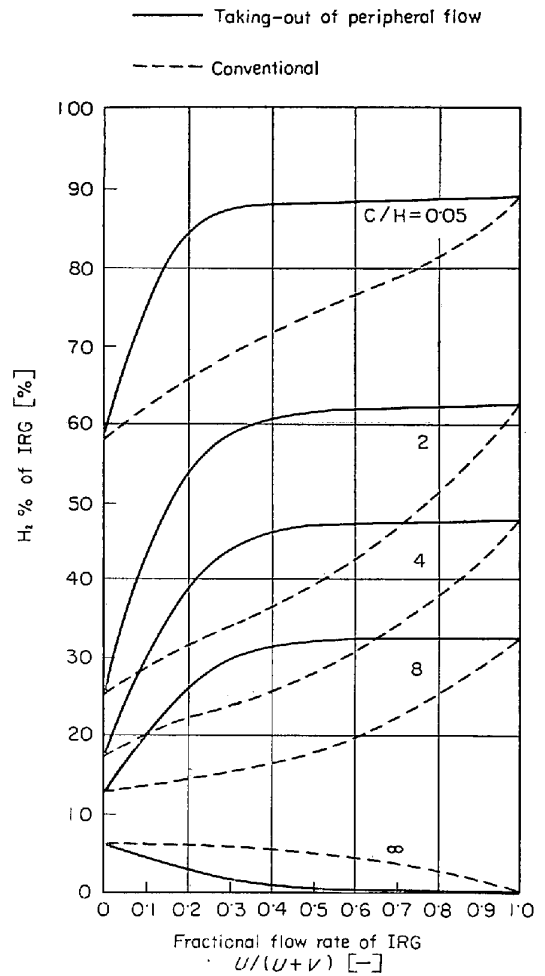


Fig. 24. Effect of $U/(U+V)$ and C/H on $H_2\%$ of IRG.

化させ決定される。循環ガスの組成は、操業直線モデルによるコークス比、送风量の推定を含めて、1ループの計算で得られる値を反復使用し、最終的に全体的にバランスのとれた収束値が得られる。混合拡散モデルは、循環ガス中のIRG分率 ϕ を計算するためのもので、周辺流取り出しをするときには、2.3項の解析に使用したモデルを利用する。

3.3.2 計算結果

還元ガスの吹き込み温度を 1200°C 、R値 $[(\text{CO} + \text{H}_2)/(\text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O})] = 20$ 、供給炭化水素をコークス炉ガスとした場合について、還元ガス吹き込み量とコークス比低下量と直接還元量の減少を、付表の条件に対して、Fig. 25 に示したモデルで推定した結果を Fig. 27 に示す。

周辺流取り出しをしたときには、還元ガス吹き込み量を増加するにつれて、コークス比低下率が大きくなり、 $400 \text{ Nm}^3/\text{t HM}$ 以上では、 $23 \text{ kg}/100 \text{ Nm}^3$ の値ではほぼ一定になる。ちなみに実験値としては、八塚ら⁵⁾が $27 \sim 30 \text{ kg}/100 \text{ Nm}^3$ と高めたが、著者らの試験高炉での実

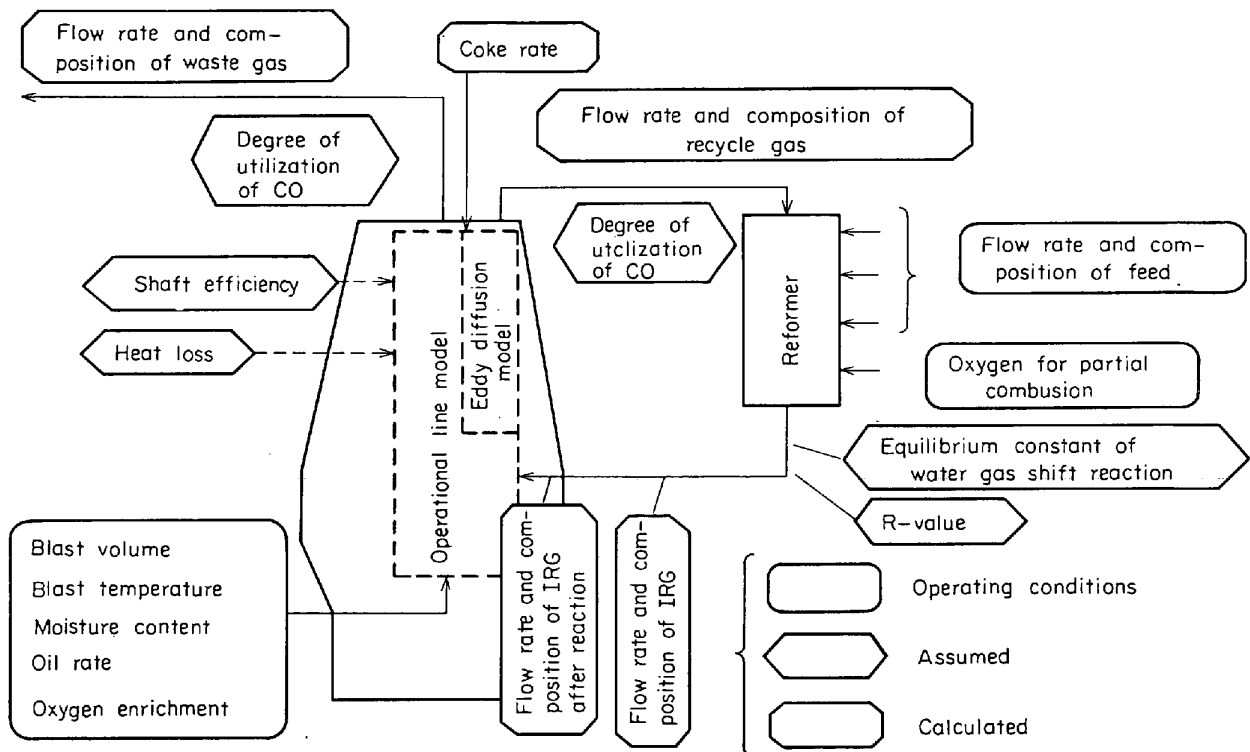


Fig. 25. Scheme of the calculation of effect of reducing gas injection.

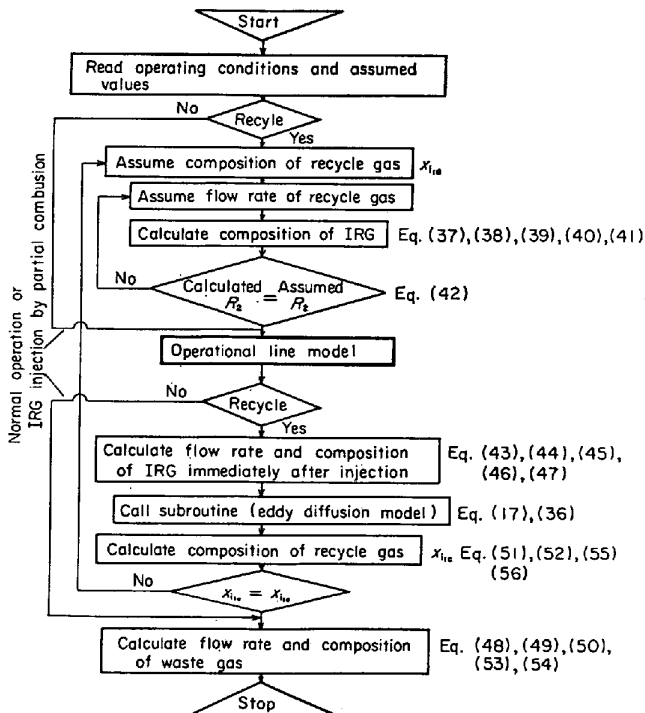


Fig. 26. Flow chart of calculation.

験⁴⁾で 23~25 kg/100 Nm³, Cockerill Co.⁷⁾で 24 kg/100 Nm³ と、ここで得た計算結果に近い値を出している。

周辺流取り出しをしないときも、還元ガス吹き込み量の増加により置換率が向上し、400~1000 Nm³/tHM の間の置換率は、17 kg/100 Nm³ となる。周辺流取り出し

Blast temperature 1200°C	R-value of IRG 20
Moisture 15g/Nm ³	Shaft efficiency 0.90
Oil from tuyere 50kg/tHM	Heat loss 16x10 ⁴ kg/tHM
IRG temperature 1200°C	Feed Coke oven gas

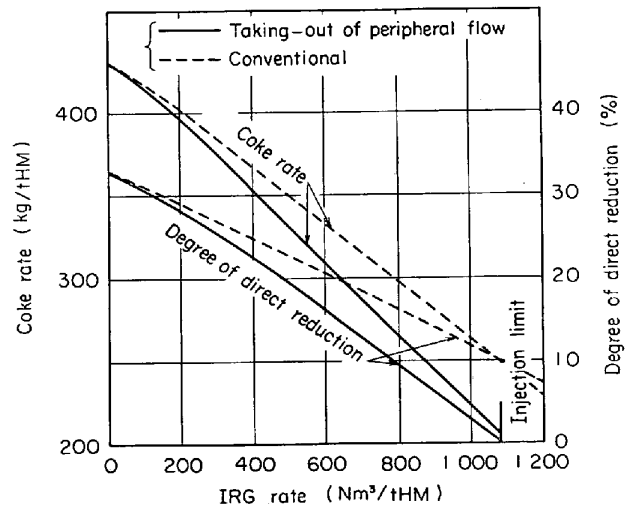


Fig. 27. Effects of reducing gas injection on coke rate with or without taking-out of peripheral flow.

による効果は、置換率で 6 kg/100 Nm³ と大きいことがわかる。Fig. 26 の直接還元量の減少より、周辺流取り出しのとき、還元ガス吹き込み量 1080 Nm³/tHM で、0 となり、コークス比は 205 kg/tHM と推定され、この値が、物質収支と熱収支の面からの、循環方式による

還元ガス吹き込みの限界と最低コークス比となる。

4. 結 言

(1) 実際高炉の 1/10 の 2次元コールドモデル, 1/20 の 3次元モデルで実験を行ない, 吹き込みガスの炉内への浸透に及ぼす各種要因の影響を明らかにし, 実際高炉における IRG の浸透を理論計算で推定し, 以下の結論を得た。

(i) 吹き込みガスは, 吹き込み口直上で急激に炉内に浸透し, 吹き込み量 $U/(U+V)$ に対応する面積を占める。

(ii) 総流量, 吹き込み流速は, 吹き込みガスの浸透に実質的な影響を与えない。

(iii) 吹き込みガスは, 炉内上昇中混合拡散にて浸透する。

(iv) 吹き込みガスは, 吹き込み口を中心とし, 円状あるいは楕円状に拡がり, 吹き込み量, 吹き込み口本数の増加により炉周部を円環状に占め, この面積は相対的に十分広い。

(v) 実際高炉で吹き込みガスの浸透は, 全炉内通過ガス量に対する吹き込みガス量 $U/(U+V)$ と炉内上昇中の半径方向の混合拡散および装入物分布が主要因となる。

(vi) 半径方向の混合拡散の効果は大型高炉ほど小さい。

(vii) 還元ガス吹き込み操作は, 焼結鉱による操作のように, 周辺部に鉱石が多く中心ガス流の強い操作に適する。

(2) 高炉での炉頂ガス循環方式は, 新原料が少なくてもコークス比を大幅に低下できる将来有望な技術である。とくに炉頂部から変成用原料として, 周辺ガス流を取り出し循環使用すると, 吹き込みガス中の $N_2\%$ を著しく低下できることを, コールドモデル実験と, 循環変成システムモデルを開発して確かめ, コークス比低下に及ぼす効果も推定した。

(i) 2次元, 3次元コールドモデルで炉頂から周辺ガス流を取り出す実験により, IRG 分率が高いことを確かめた。

(ii) 循環ガス, IRG の組成を, 供給炭化水素 C/H と $U/(U+V)$ の値を変えて, 周辺流取り出しをする場合, しない場合について, モデル計算により推定した。

(iii) 周辺流取り出しにより, 吹き込みガス中の $N_2\%$ を大幅に低下できる。C/H=4 のとき IRG 中 N_2 を 28% 低下できる。

(iv) 吹き込みガス量増加に伴いコークス比低下率は

大きくなり, $400 \text{ Nm}^3/\text{tHM}$ 以上の吹き込みで置換率は, 周辺流取り出しをするとき, $23 \text{ kg}/100 \text{ Nm}^3$, 周辺流取り出しをしなないと $17 \text{ kg}/100 \text{ Nm}^3$ と推定され, その効果が認められる。

(v) 計算では, 周辺流取り出しで循環方式により $1080 \text{ Nm}^3/\text{tHM}$ のガスを吹き込むと, 直接還元率は 0 となり, コークス比が $205 \text{ kg}/\text{tHM}$ となり限界に達する。

(vi) 高炉で炉頂ガス循環方式による還元ガス吹き込みで周辺流取り出し技術はきわめて有効である。

記 号

g : 重力加速度 [m/sec^2]

g_c : 重力換算係数 [$\text{kgm}/\text{sec}^2 \cdot \text{kg}$]

P : ガスの圧力 [kg/cm^2]

ρ : ガスの密度 [kg/m^3]

μ : ガスの粘性係数 [$\text{kg}/\text{m} \cdot \text{sec}$]

u : ガスの流速 [m/sec]

u_0 : IRG の吹き込み流速 [m/sec]

t : 時間 [sec]

c_1 : 定数 [m]

c_2 : 定数 [m]

c_3 : 定数 [—]

H : 高さ [m]

ϵ : 層空間率 [—]

D_p : 粒子径 [m]

ϕ : 粒子の表面係数 [—]

Re : 粒子レイノルズ数 [—] ($=\rho u D_p/\mu$)

M : ガスの分子量 [$\text{kg}/\text{kg} \cdot \text{mol}$]

R' : ガス定数 [$\text{m}^3 \text{ kg}/\text{deg} \cdot \text{kg} \cdot \text{mol} \cdot \text{cm}^2$]
($=874 \cdot 8$)

T : ガスの温度 [$^\circ\text{K}$]

L_c : 代表長さ [m]

l_1 : 2次元モデルの代表長さ [m]

ν : 無次元項 [—]

($=1.75ML_c u_0^2(1-\epsilon)/g_c R' T \phi D_p \epsilon^3$)

U : IRG 量 (ソリューションロス反応による流量変化を考慮) [Nm^3/tHM]

V : 羽口先コークス燃焼と直接還元による発生ガス量 [Nm^3/tHM]

D : 混合拡散係数 [m^2/sec]

C : IRG 濃度 [$\text{kg} \cdot \text{mol}/\text{m}^3$]

C_0 : ガスのモル密度 [$\text{kg} \cdot \text{mol}/\text{m}^3$]

l : IRG 吹き込み口レベルから上へ向う距離 [m]

L : IRG 吹き込み口レベルから装入線までの距離 [m]

- r : 炉中心からの半径方向距離 [m]
 B : IRG の初期浸透位置 [m]
 R : IRG 吹込み口レベルから装入線までの炉の平均半径 [m]
 κ : 無次元混合拡散係数 [-] ($= (LD_p/R^2)/Pe$)
 γ : 炉内ガスの IRG 分率 [-] ($= C/C_0$)
 ξ : 軸方向距離 [-] ($= l/L$)
 η : 半径方向距離 [-] ($= r/R$)
 β : IRG の初期浸透位置 [-] ($= B/R$)
 η_0 : 周辺流取り出し量 $U_r/(U+V)$ に対応する炉内の位置 [-]
 Pe : ペクレ数 [-] ($= uD_p/D$)
 α_0 : 鉱石の炉内での見掛け上の安息角 [$^\circ$]
 α_c : コークスの炉内での見掛け上の安息角 [$^\circ$]
 ε_0 : 鉱石層の空間率 [-]
 ε_c : コークス層の空間率 [-]
 D_{p0} : 鉱石の粒径 [m]
 D_{pc} : コークスの粒径 [m]
 ϕ_0 : 鉱石の表面係数 [-]
 ϕ_c : コークスの表面係数 [-]
 δ : 鉱石とコークスの容積比 [$m^3(\text{Ore})/m^3(\text{Coke})$]
 a_0 : 鉱石量 [$m^3(\text{Ore})/\text{ch}$]
 ω : 鉱石層の割合 [$m(\text{Ore})/m(\text{Ore}+\text{Coke})$]
 f : 摩擦係数 [-]
 λ : 平均流速で無次元化したガス流速 [-]
 ζ : IRG と接触しうる鉱石の割合 [-]
 ϑ : IRG と送風から発生するガスの還元能力の比 [-]
 ψ : 循環ガスに含まれる IRG の割合 [-]
 U_{f1}, U_{f2}, U_{f3} : 発生ガス量に換算した供給炭化水素の量 [Nm^3/tHM]
 a_1, b_1, c_1 : $CH_{2a_1}O_{b_1}N_{2c_1}$ 表示の供給炭化水素組成 [mol]
 a_2, b_2, c_2 : $CH_{2a_2}O_{b_2}N_{2c_2}$ [mol]
 a_3, b_3, c_3 : $CH_{2a_3}O_{b_3}N_{2c_3}$ [mol]
 U_{O_2} : 部分酸化用酸素量 [Nm^3/tHM]
 U_r : 循環ガス量 [Nm^3/tHM]
 x_{11} : 循環ガスの CO モル分率 [-]
 x_{21} : 循環ガスの CO_2 モル分率 [-]
 x_{31} : 循環ガスの H_2 モル分率 [-]
 x_{41} : 循環ガスの H_2O モル分率 [-]
 U' : IRG の吹き込み量 [Nm^3/tHM]
 x_{12} : IRG の CO モル分率 [-]
 x_{22} : IRG の CO_2 モル分率 [-]
 x_{32} : IRG の H_2 モル分率 [-]
 x_{42} : IRG の H_2O モル分率 [-]
 x_{13} : 流量変化後の IRG の CO モル分率 [-]
 x_{23} : 流量変化後の IRG の CO_2 モル分率 [-]
 x_{33} : 流量変化後の IRG の H_2 モル分率 [-]
 x_{43} : 流量変化後の IRG の H_2O モル分率 [-]
 x_{14} : 送風から発生するガスの CO モル分率 [-]
 x_{34} : 送風から発生するガスの H_2 モル分率 [-]
 U_w : 廃ガス量 [Nm^3/tHM]
 x_{15} : 廃ガスの CO モル分率 [-]
 x_{25} : 廃ガスの CO_2 モル分率 [-]
 x_{35} : 廃ガスの H_2 モル分率 [-]
 x_{45} : 廃ガスの H_2O モル分率 [-]
 a_{m1} : IRG が ソリューションロス反応を起こす割合 [-]
 η_{CO_r} : 循環ガスの CO 利用率 [-]
 $\eta_{H_2_r}$: 循環ガスの H_2 利用率 [-]
 η_{CO_w} : 廃ガスの CO 利用率 [-]
 $\eta_{H_2_w}$: 廃ガスの H_2 利用率 [-]

文 献

- 1) R. LAURENT: O. P. D. Report, No 196/63 M June (1963), p. 27
- 2) N. MELCHER, R. SCHULTER, T. JOSEPH, and R. LEARY: AIME Ironmaking Conf. Proc., 27 (1968), p. 151
- 3) V. N. KOZUB, et al.: Steel in the USSR, (1971) 1, P. 8
- 4) 宮下, 西尾, 下間, 山田, 大槻: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 608
- 5) 八塚, 中山, 大森, 原, 井口: 鉄と鋼, 58 (1972) 5, p. 624
- 6) N. PONGHIS, C. VANOSMAEL, and A. POOS: C. R. M., No 29, December (1971), p. 7
- 7) C. R. M., No 30 December (1972), p. 1
- 8) 小林, 中谷, 岡部, 宮下: 鉄と鋼, 56 (1970) 7, p. 881
- 9) C. CRUSE, A. KERSCHBAUM, W. MARSHALL, and R. MOON: J. Metals, (1969) 11, p. 55
- 10) L. Von BOGDANDY: Stahl u. Eisen, 82 (1962) 13, p. 869
- 11) W. WENZEL: 日本特許公開番号 47-2404, (1972)
- 12) R. JESHAR, et al.: Stahl u. Eisen, 91 (1971) 12, p. 665
- 13) 杉山, 清水, 志水: 化学工学, 31 (1967), p. 907
- 14) S. ERGUN: Chem. Eng. Prog., 48 (1952), p. 89
- 15) 鈴木, 小林, 宮下, 西尾, 大槻, 宮本: 日本鋼管技報, No 58 (1972) December p. 14
- 16) 久保田, 明島: 化学工学, 28 (1964), p. 284
- 17) 安藤, 福島, 岸本: 鉄と鋼, 57 (1971) 11, S 661
- 18) 桑原, 鞭: 鉄と鋼, 58 (1972) 11, S 279
- 19) L. LAPIDUS: Digital Computation for Chemical Engineers, (1962), p. 288 [McGraw Hill]

20) A. RIST and G. BONNIVARD: Rev. Metall., 19 (1966), p. 296

討 論

【質問】 川鉄 技研 福武 剛

吹き込み口におけるガスの浸透の程度と、そのスケールアップについて考慮した点は何か、できれば、軸方向の浸透を調査した図があれば示して欲しい。

【回答】

半径方向の圧力差に依存する IRG の浸透 (吹き込み口付近におけるガスの浸透) のスケールアップ因子は (4) 式の無次元項 ν によつて与えられる。 ν の値のオーダーが実高炉の吹き込み口付近と等しくなるように実験条件を選んだ。 Fig. 3 に示されるように、半径方向の圧

力差に依存する IRG の浸透は吹き込み口付近でほとんど終了する。その後の IRG 分布は、Fig. 5 に示されるように、半径方向の混合拡散によつて軸方向に変化する。

【質問】 住友金属 和歌山 中谷文忠

炉頂ガスを取り出し循環させることによつて、ヨークス比の下げられる可能性があるということだが、これは、 CO_2 を除くとか、あるいは変成させるとかの処理をしてから吹き込むという意味か。

【回答】

供給される炭化水素源を循環ガス中の CO_2 , H_2O によつて変成する方法について検討した。