

製鉄システムにおけるエクセルギー消費と
CO₂ 排出量の解析

秋 山 友 宏*・八 木 順一郎*2

An Analysis on Exergy Consumption and CO₂ Discharge in
Ironmaking Systems

Tomohiro AKIYAMA and Jun-ichiro YAGI

Synopsis :

Exergy and CO₂ analyses were carried out for three ironmaking systems of blast furnace with pulverized coal injection, SC system proposed by Smitomo Metal and smelting reduction. Blast furnace and SC ironmaking systems were analysed based on operating data reported. For smelting reduction system, operating data was calculated by using the kinetic mathematical model under the various condition of prereduction degree, rate of post combustion and heat recovery efficiency. The exergy loss among the systems have been compared for obtaining detail information on the system evaluation from the point of view of energy consumption. Emission of carbon dioxide discharged from the systems were also compared for environmental preservation.

The results obtained are as follows ;

1) Exergy loss in a conventional ironmaking system of 10 000 t/d was decreased from 9.3 GJ/thm to 8.0 GJ/thm by injecting 110 kg/thm pulverized coal.

2) Exergy loss in SC system of 2 400 t/d was 7.1 GJ/thm.

3) Exergy loss in smelting reduction system depended remarkably on prereduction degree in a shaft furnace or a fluidized bed. As prereduction degree increased from 0 to 80% , exergy loss in the system decreased from 11.8 GJ/thm to 6.2 GJ/thm.

4) Conventional ironmaking system discharged about 520 kg-C/thm, while CO₂ emitted from the smelting reduction system depended considerably on ratio post combustion and heat efficiency.

Key words : ironmaking ; system evaluation ; energy saving ; exergy ; carbon dioxide ; greenhouse effect gas ; blast furnace ; SC ; smelting reduction ; fluidized bed.

1. 緒 言

現在、高炉が製鉄法の主流であることに論議の余地はないが、その操業方法においては若干の変化が生じ始めている。すなわち、強粘結炭の使用を前提としたオールコークス操業から一般炭の使用を可能にする微粉炭吹込み操業への移行が一般化してきて、炉別平均では最高 106.0 kg/t を記録するに至っている¹⁾。また、一時オイルレス化がうたわれ皆無になった重油吹込みも数年前から再開されたが、その量は平均 2.6 kg/t と少なく急激な変化は生じないものと推測される。同様に、原料製造プロセスにおけるエネルギー削減のために粉鉱石吹込みの研究²⁾も進められているが、現時点では実現には至っ

ていない。

一方、鉄浴型溶融還元法³⁾の基本的思想は高炉の「鉱石を還元後溶解する」という手順を逆にして、鉱石を溶解後、溶融状態で固体炭素や溶鉄中の炭素により溶融還元を行うことにある。その結果、コークス炉、焼結機、ペレット製造設備などの塊成化プロセスが不必要になる利点がある。しかし、その反面、新たに酸素製造プロセスが必要となり、高着熱効率を維持した高 2 次燃焼技術の確立が必須条件とされている。

上記両プロセスの中間的な形態として位置づけられる SC 法⁴⁾は高炉を上下に 2 分割したかのごとく、シャフト炉とコークス充填層から構成される。コークス充填層には微粉炭の多量吹込みと酸素吹込みがなされ、そこか

平成元年 9 月・2 年 4 月・9 月本会講演大会にて発表 平成 2 年 11 月 2 日受付 (Received Nov. 2, 1990)

* 東北大学選鉱製錬研究所 (Research Institute of Mineral Dressing and Metallurgy, 2-1-1 Katahira Aoba-ku Sendai 980)

*2 東北大学選鉱製錬研究所 工博 (Research Institute of Mineral Dressing and Metallurgy)

らの排ガスはシャフト炉での鉱石の予備還元利用される。この方法は熱効率のよい向流式移動層を保持しつつコークスに課せられる強度的制約条件の除去という利点がある。

本報では省エネルギーと環境保全の両面から上記三つの製鉄法、すなわち微粉炭吹込み高炉、SC 法および鉄浴型溶融還元法の比較を試みた。エネルギー消費の評価法はシステム内におけるエクセルギーの損失量の和に注目するプロセス・エクセルギー解析法⁵⁾を採用した。一方、地球温暖化の一因として炭酸ガスが挙げられ、現在発生量規制に関する世界的な動きがある。ここでは基礎的データを得るために、上記各製鉄システムからの CO₂ をはじめとする温室効果ガスの発生量を評価した。

2. エクセルギー解析の適用

2.1 高炉法

前報⁵⁾では1)酸化鉄の溶解・還元という機能でみると高炉におけるエクセルギー損失は他の製鉄法に比べ極めて少ないこと、2)微粉炭吹込み (47 kg/thm) 操業はコークス炉でのエクセルギー損失を低減でき有望であること、3)非焼成ペレット (4.9% 配合) の使用は焼結鉱・ペレット製造プロセスでの省エネルギーをはかることができること、等を明らかにした。ここでは主として微粉炭の多量吹込みがエクセルギー損失に及ぼす影響を実業データに基づき検討した。

使用した操業データは内容積 5 151 m³ の大型高炉の一个月間の平均値である。コークス量、微粉炭吹込み量および酸素富化率の月別変化を Fig. 1 に示す。各月で微粉炭吹込み (以下 PCI) の増加量とコークスの減少量はほぼ同一量であり、PCI 量の増加にともなって燃焼性改善のため酸素富化率も上昇していた。羽口前燃焼

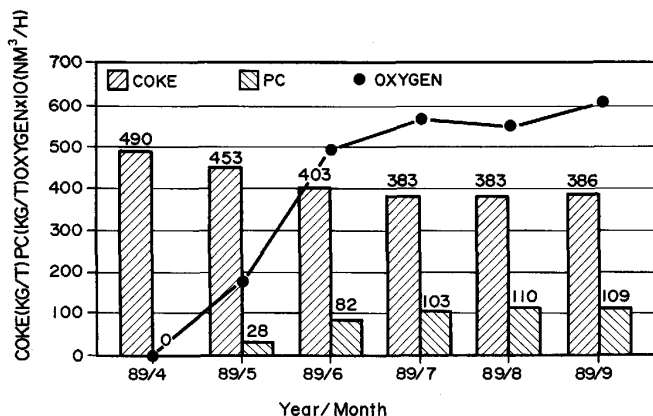


Fig. 1. Changes of coke and pulverized coal rate in a blast furnace.

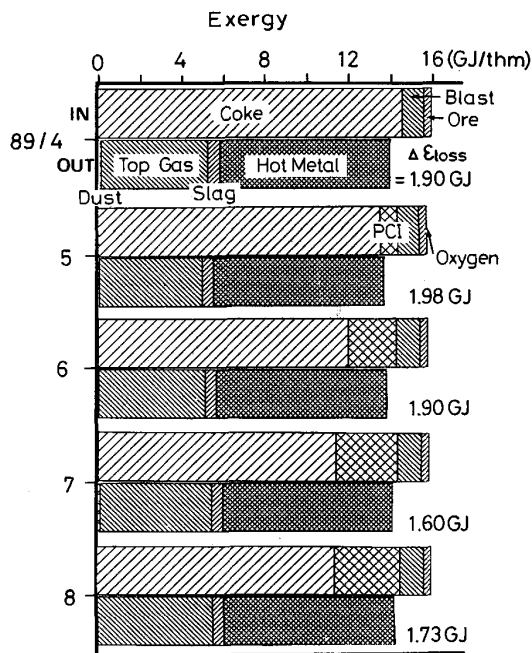


Fig. 2. In- and outflows of exergy in the blast furnace with pulverized coal injection.

温度は PCI 量の増加につれて低下したが、最低でも 2050°C 以上を維持していた。また、40 g/Nm³ 程度の高湿分添加送風により、カーボン・ソリューション・ロス量を低く抑えているのが特徴といえる。熱損失量は熱収支計算第 2 法⁷⁾によると 10 数% であった。

高炉における流入流出エクセルギーを Fig. 2 に示す。棒グラフの上部が流入エクセルギー、下部が流出エクセルギーを表し、その差が高炉における損失エクセルギーを意味している。投入エクセルギーは約 16 GJ/thm と莫大であり、内訳はコークスと PCI の合計エクセルギーの割合はほぼ一定で 91~92% であった。排出エクセルギーは約 14 GJ/thm で、その内溶鉄が最大で 57~59%、次いで炉頂ガスが 36~39% を占め、ガス発生炉としての側面も表している。このように高炉には大量のエクセルギーが流入流出し、結果として流入エクセルギーの 10% 弱が鉄 1 t を製造するのに消費されている。PCI 量の増加につれてわずかにエクセルギー損失量が減少する傾向がみられる。これは炉頂ガス量の増加と熱流比低下による炉頂温度の上昇により、炉頂ガスのエクセルギーが増加したためと推察できる。

原料製造プロセスも含めた高炉トータルシステムにおけるエクセルギー損失の和を Fig. 3 に示す。高炉での損失に比べコークス炉、焼結機におけるエクセルギー損失が大きい。そのため塊成鉱比が少なからぬ影響を持ち、この値が高い時は (Sinter & Pellet) の部分も大きくなっている。コークス炉での損失は PCI 量の増加に比例し

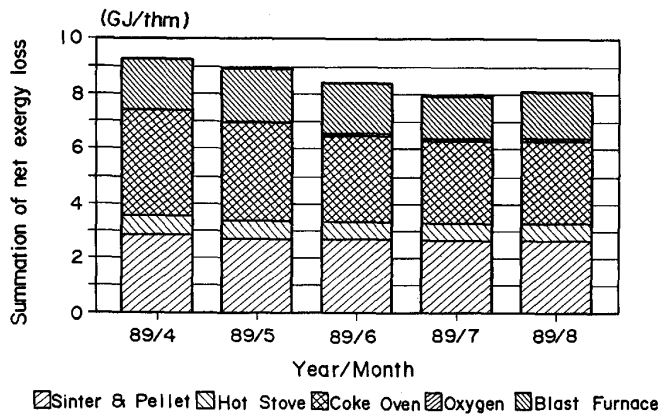


Fig. 3. Summation of net exergy losses in the blast furnace system.

て減少するために、全体としての損失は 9.3 GJ/thm から 8.0 GJ/thm まで約 14% 減少した。単純にこの図から判断すると 200 kg/thm の PCI 操業が可能であるならば、6.8 GJ/thm 程度までエクセルギー損失量の減少が見込まれる。また、酸素製造のエクセルギー損失は深冷分離法⁵⁾により評価したがグラフ中にわずかに現れる程度であった。

2.2 SC 法

高炉製鉄法の特徴は高いシャフトを活用して原料とガスを向流させることにより高熱効率を達成することにあるが、この場合炉内の通気性維持が不可欠であり、鉱石、コークス共に強度の優れたものを必須とする。また、高炉法においては窒素を 79% も含有する空気を使用するためその加熱にエネルギーを要し、H₂、CO 濃度が低

下する。もし、酸素を空気の代替として使用し低シャフト炉で操業が可能ならば、強度的な原料制約条件を緩和でき、併せて H₂、CO 濃度が高い副生ガスを得ることができる。

このような酸素吹込みの低シャフト炉の思想を背景に、SC 法⁴⁾が開発された。この方法は高炉における還元と溶解製鉄の機能をシャフト式還元炉とコークス充填層式溶解炉に分離し、溶解炉で微粉炭の多量吹込みを併用して酸素送風を行うことを特徴としている。日産 8 t のパイロットプラントを建設して溶解炉および還元炉の基本機能実証実験および両炉の連結操業が実施され、生産速度 = 10~16 t/d、出鉄比 = 3~5 t/dm³、燃料比 = 650~950 kg/t で安定操業を達成し、溶鉄成分も高炉と同等であることなどが確認された。これらの結果に基づき、2400 t/d にスケールアップした場合の予想される操業データが報告されている。この時のシャフト炉での予備還元率は 57% で、塊成鉱比は 93% であった。

ここでは、Fig. 4 の右に示す操業データに基づきエクセルギー損失量の計算を行った。計算結果を同図左に示す。シャフト炉でのエクセルギー損失は極めて少ない。これは予備還元率が 57% と比較的小さいことにもよるが、向流式移動層においては気体と固体間の温度差が小さく連続的に熱交換が起こりエントロピーの生成が小さい⁸⁾ためと推察できる。高炉法と比較すると酸素製造におけるエクセルギー損失がかなりあることがわかる。酸素、コークス、焼結鉱およびペレットの原料製造プロセスにおけるエクセルギーの損失が全体の約 84% も占めている。今後、塊成鉱比および酸素富化率の低減、酸素

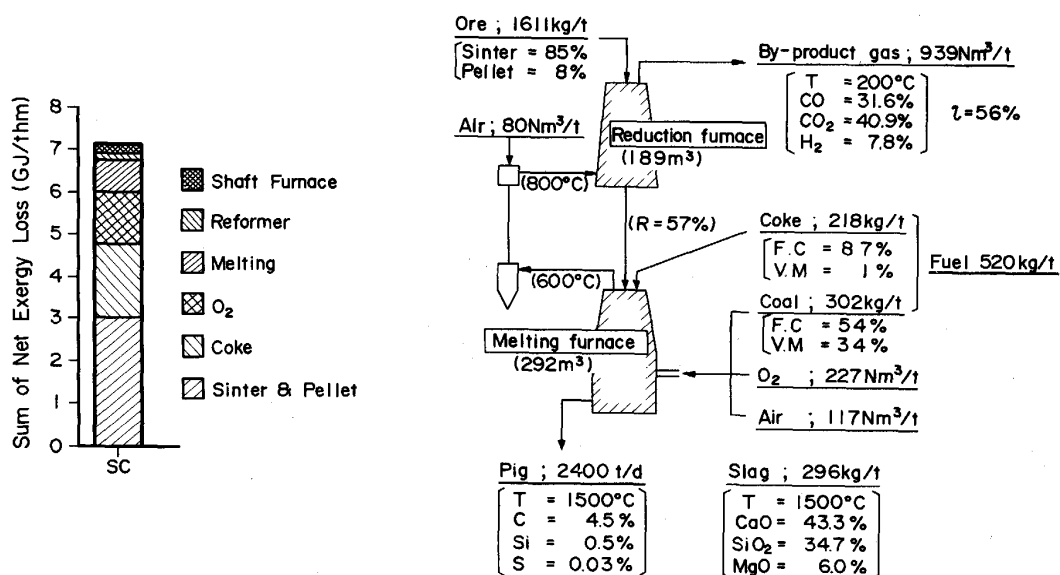


Fig. 4. Summation of net exergy losses in Sumitomo SC system.

製造プロセスの改善等によりエクセルギー損失をさらに減少させる可能性を秘めている。全エクセルギー損失は約 7.1 GJ/thm であり、これは 2・2 節の結果から判断すると高炉法で約 170 kg/thm 微粉炭を吹き込んだ操業に相当する。

2・3 鉄浴型溶融還元法

Fig. 5 に示すように対象とした溶融還元炉を構成する単位プロセスは基本的には前報⁵⁾と同様である。すなわち、鉄浴型溶融還元炉 (Smelting Reduction Furnace)、メタン添加型冷却改質炉 (Cooling Reformer) および予備還元炉 (Pre-Reduction Furnace) である。本報と前報の違いは PRF を後述するように動力学的にモデル化したことと予備還元率 (Pre-Reduction degree)、2 次燃焼率 (Post Combustion degree) および着熱効率 (Heat Efficiency) をパラメーターとして操業成績を検討したことである。ここでは PR を 0% から 20% 刻みの変数として取り扱った。また、PC および HE は転炉なみの

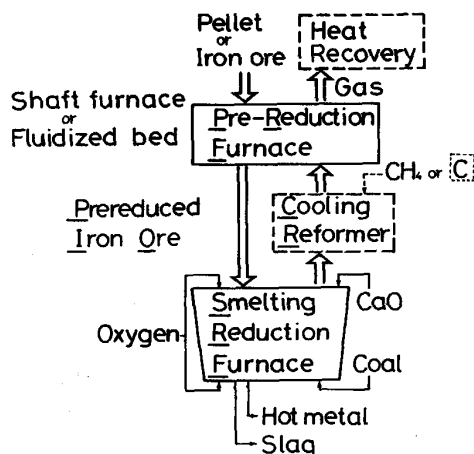


Fig. 5. Smelting reduction system.

30 および 90% (ケース A) のほか、最近の高 2 次燃焼、高着熱効率技術の進歩から PC60%, HE85% の場合 (ケース B) も考慮した。そのほかの主要な条件として、熱損失 10%, 石炭炭種 (VM27%), PRF 入口温度 1073 K, PRF 入口の酸化度 5% は前報と同様とした。

計算を試みた各ケースを Table 1 に示す。CR で CH₄ 添加が必要か否かは Fig. 6 の平衡状態図に基づき判断した。すなわち、PC30% の場合は SRF 排ガス組成は鉄まで還元するポテンシャルを有する。しかし、PC60% の場合はウスタイトまでしか還元できず、PR

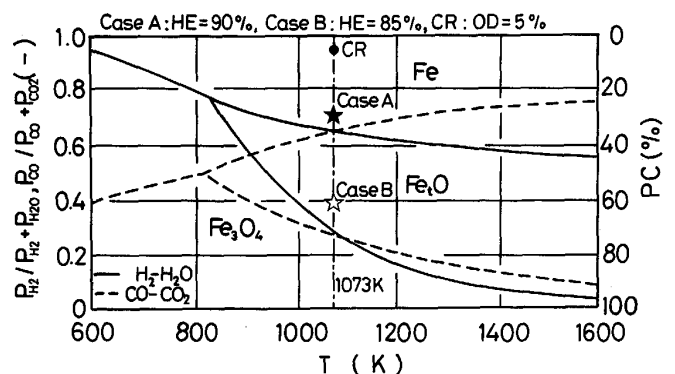


Fig. 6. Cases A and B in Fe-O-(C or H) equilibrium diagram.

Table 1. Cases estimated for exergy analysis.

	Case		Prereduction degree (%)					
	PC	HE	0	20	40	60	80	100
A	30%	90%	○	⊙	⊙	⊙	⊙	⊙
B	60%	85%	○	⊙	●	●	●	●

○ Without CR & PRF ◎ Without CR ● With CR
PC : Post Combustion HE : Heat Efficiency

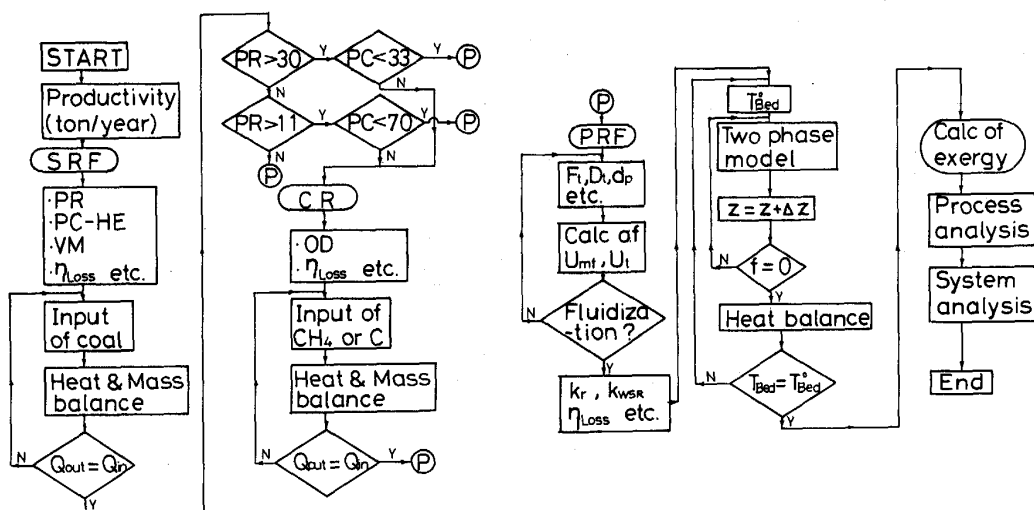


Fig. 7. Algorithm for exergy analysis for the smelting reduction system.

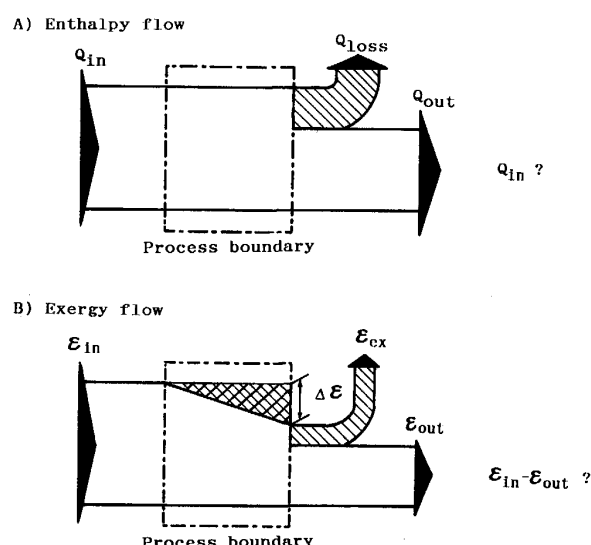


Fig. 8. Difference of two energy evaluation method.

>30% の高還元率操作を指向する場合は、CR において CH₄ 添加を必要とする。CH₄ 添加が不必要の操作においても PRF との接続をはかる場合、1873 K 以上の排熱をいったん 1073 K 程度まで冷却しなければならない。計算ではこの場合も触媒充填層型の CR を通過させ水性ガスシャフト反応 ($\text{H}_2\text{O} + \text{CO} \rightarrow \text{H}_2 + \text{CO}_2$) を生起させ水素濃度を高くすると仮定した。

上記計算手順を Fig. 7 に示す。種々の操作条件を入力後、SRF, CR, PRF の順に操作データを求めエクセルギー計算を行った。生産能力は 40 万 t/年とした。最終的には、鉱石予備処理、酸素製造、CaO 製造の各プロセスにおけるエクセルギー量を求めシステム全体の所要エクセルギー量を算出した。

Fig. 8 にプロセス内のエンタルピーとエクセルギーの流れの模式図を示す。エンタルピー評価では流入量に着目するが、プロセス・エクセルギー解析では損失量に注目する。エクセルギー損失量の内訳は熱力学第 1 法則によるプロセスの外部に逃げていく第 1 種損失 (ϵ_{ex}) と熱力学第 2 法則によるプロセス内部で消費される第 2 種損失 ($\Delta\epsilon$) とに分けられる。前者はプロセスの気密性や断熱性の改善により減少する余地は残されているが、後者はプロセス特有の値で減少できない場合が多い。ケース B に関して熱損失量を 0% と 10% として計算することにより両者の分離を試みた。すなわち、0% とすることにより第 2 種損失量を知ることができる。結果を Fig. 9 に示す。第 1 種損失の割合は 29~18% で PR が低いほどその割合は大きい。逆に第 2 種損失は 61~82% と第 1 種損失に比べ大きな割合を占めていること

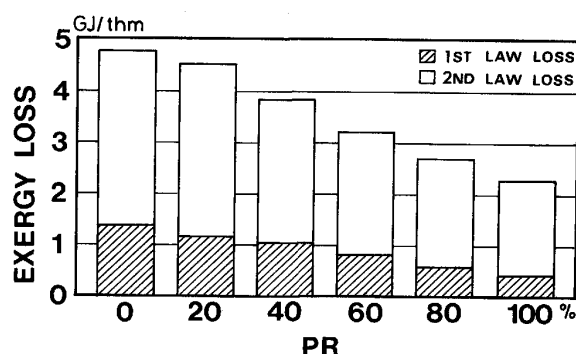


Fig. 9. Exergy losses by first and second laws of thermodynamics for case B in the smelting reduction furnace.

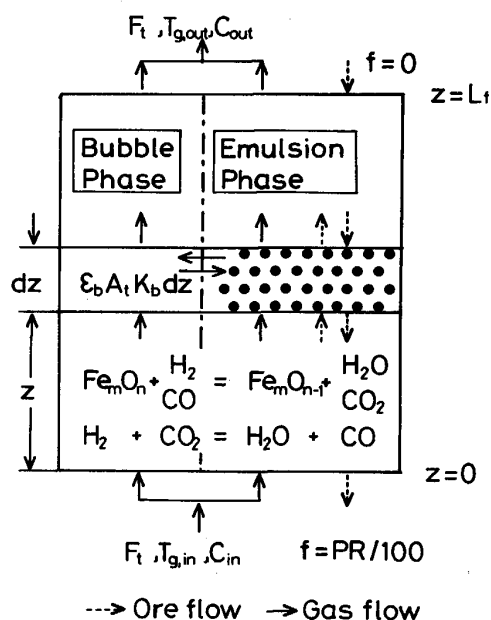


Fig. 10. Schematic diagram of two phase model.

がわかる。

予備還元炉については以下に示す動力学的数学的モデルを作成した。移動層の数学的モデルは TAKAHASHI ら⁹⁾が開発したモデルを使用した。他方、流動層についてはバブル型を想定し Fig. 10 に示す 2 相モデルの概念¹⁰⁾に従い数学的モデルを作成した。このモデルは粒子が流動化開始時とほぼ等しい空間率で浮遊する濃厚相と粒子が存在しない気泡相から成り、両相間にはガス交換が考慮されている。ガス流れは両相ともピストン流れで鉱石は完全混合とした。作成した基礎式を Table 2 に、また基礎式中の各種パラメーターを Table 3 に示す。反応は水素還元、CO 還元その他、還元鉄存在時にのみ水性ガスシフト反応を考慮した。各種反応速度定数は 1~2 mm 径の MBR 粉鉱石の固定層で測定した値¹¹⁾を使用した。

Table 2. Fundamental equations for fluidized bed.

Mass balance

Bubble phase

$$dC_{b,x}/dz = -\varepsilon_b A_t K_b (C_{b,x} - C_{e,x}) / F_b$$

Emulsion phase

$$dC_{e,x}/dz = -\varepsilon_b A_t K_b (C_{b,x} - C_{e,x}) / F_e + (1 - \varepsilon_b) A_t (L_{mf} / L_f) a / F_e \\ \times [\pm (1 - f) k_r (C_{e,y} - C_{e,y0} / K_r) \pm k_w (C_{e,H_2} C_{e,CO_2} - C_{e,H_2O} C_{e,CO} / K_w)]$$

where $x = H_2, H_2O, CO, CO_2, y = H_2, CO, y_0 = H_2O, CO_2$

Heat balance

$$Q_{g,in} = Q_{g,out} + Q_{s,out} + Q_{red} + Q_{usr} + Q_{loss}$$

Table 3. Estimation of parameters.

- 1) $K_b = 0.11 / D_b$ [KOBAYASHI et al.]
 $D_b = D_{bm} - (D_{bm} - D_{b0}) \exp(-0.3z / D_b)$ [MORI-WEN]
 $D_{bm} = 2.59 g^{-0.2} [U_0 - U_{mf}] A_t^{0.4}$
 $D_{b0} = 3.77 g^{-1} (U_0 - U_{mf})^2$
- 2) $F_b = (U_0 - U_{mf}) A_t$
 $F_e = U_{mf} A_t$
- 3) $L_{mf} / L_f = 1 / (1 - \varepsilon_b)$
- 4) $\varepsilon_b = (U_0 - U_{mf}) / U_b$
 $U_b = U_0 - U_{mf} + 0.711 (g D_b)^{0.5}$ [DAVIDSON-HARRISON]

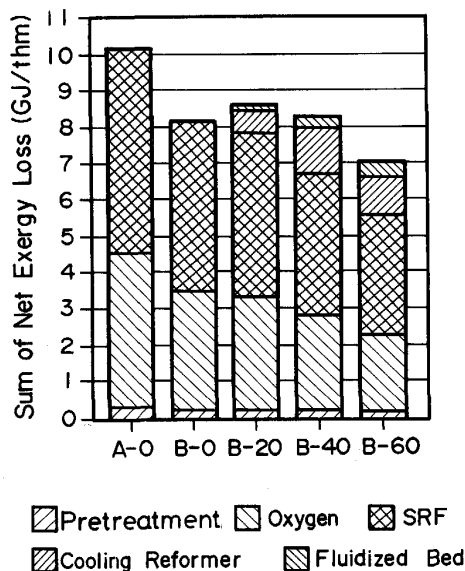


Fig. 11. Summation of net exergy losses in the smelting reduction system with fluidized bed.

溶融還元トータルシステムのエクセルギー損失に関して、PRFに流動層、およびシャフト炉を想定した場合の計算結果をそれぞれ Fig. 11 および Fig. 12, 13 に示す。高予備還元率操業で動力学の観点から実現可能性が小さい場合は計算結果を表示していない。横軸の英字は各ケースを、数字は予備還元率を表している。いずれもケース B では高 2 次燃焼率操業により石炭投入量が減少するためエクセルギー損失量は減少している。また、予備還元率を高くすると SRF での損失は減少し、PRF での損失は増加する。しかし、その量は後者が相対的に小さいために、全体として高予備還元率操業の方がエクセルギー損失量は小さくなっている。このことは SRF で酸素を多量に含む鉱石を溶解・還元するよりは、PRF

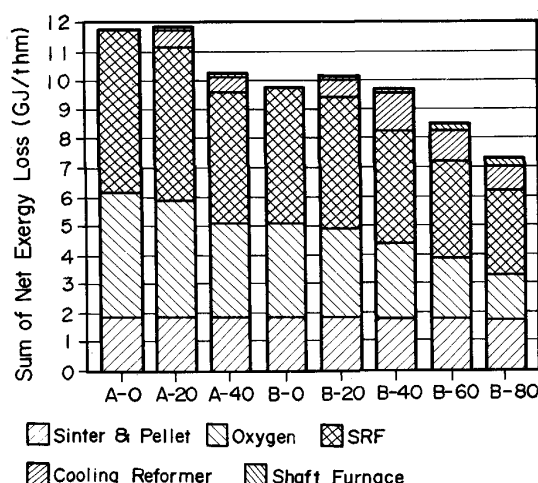


Fig. 12. Summation of net exergy losses in the smelting reduction system with shaft furnace using fired pellets.

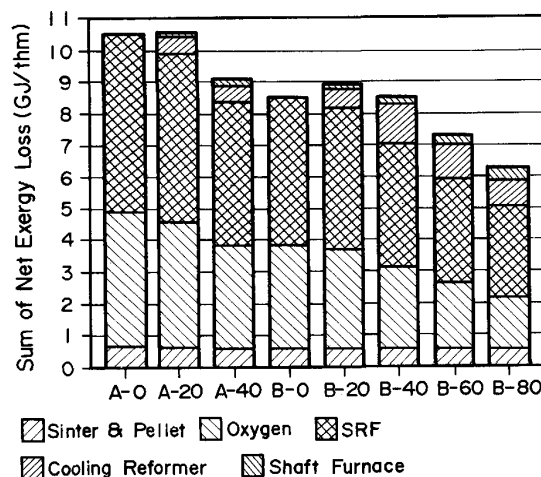


Fig. 13. Summation of net exergy losses in the smelting reduction system with shaft furnace using nonfired pellets.

に還元の機能を移行し酸素を除去後溶解した方がエクセルギー的に有利であることを意味する。

流動層とシャフト炉を比較した場合、焼成ペレット製造のエクセルギー損失が大きいため流動層が有利であるが、ガス利用率が高く高還元率操業が可能であるという点では後者が有利となる。さらに、非焼成ペレット使用時には原料製造におけるエクセルギー損失は減少する⁶⁾のでシャフト炉の使用は有利になり、ケース B-80 では 6.2 GJ/thm と各ケースの中で最少となった。

3. CO₂ 排出量

3.1 計算方法

上記三つの製鉄システムから排出される炭酸ガス量を

評価し、操業方法が排出量に及ぼす影響について検討した。計算に先だって計算基準を以下のように定めた。

1) 製鉄システムでは炭酸ガス以外にも温室効果ガスとして CH₄, CO, C₂H₄, C₂H₆ 等を発生する。これら大部分はシステム内で反応し最終的には炭酸ガスとなる。したがって、ここでは上記ガスも含めて温室効果ガス (Greenhouse-Effect Gas) として炭素換算で評価する。

2) システム内で GEG が燃焼および酸化により異なる GEG を発生しても二重には計算しない。

3) 電力の使用は発電時において GEG の発生を伴っているので遡って計算する。一般的に、1 kcal の熱量を得るのに炭素重量換算で石炭からは 0.1 g, 石油からは 0.08 g, LNG からは 0.057 g の GEG が発生する。1988 年の火力発電による総発電量の内訳 (石油 : 石炭 : LNG = 11.0 : 41.6 : 47.4) に基づき発電効率 (36.6%) を考慮して、換算係数は 0.168 kg-C/kWh とする。

3.2 解析結果

高炉製鉄法の評価は A, B, C の三つの製鉄所の実操業データに基づいた。高炉、コークス炉、焼結機およびロータリーキルン式ペレット製造設備の各プロセスで発生する量を計算し、高炉製鉄システムから排出される総 GEG 量を評価した。通常、高炉製鉄システムでは副生ガス (BFG, COG) はシステム内の他のプロセスへの燃料となっていて、これらのガスの供給方法は複雑で製鉄所により異なっている。計算結果を Fig. 14 に示す。いずれの製鉄所でも総 GEG 量に大差なく電力を除くと 480 から 520 kg-C/thm であった。高炉、焼結機、コークス炉の順で GEG の発生が多い。高炉における GEG

の発生は、投入燃料の炭素が溶銑とダスト中に取り込まれる以外は炉頂ガスとして排出されるので最も多くなっている。焼結機では、コークスの燃焼による GEG と石灰石の分解 ($\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2$) による GEG に分けられる。コークス使用量は 44~47 kg/t-sinter 程度で各製鉄所ともほぼ同じであったが、石灰石の量は製鉄所により使用量にばらつきがあるためわずかではあるが差が生じている。対象としたロータリーキルンプロセスは燃料として石炭を使用した場合で、石灰石使用量も 8% 程度で焼結機に比べ少ない。そのため GEG 排出量は 26 kg-C/t-pellet と焼結機 (55~62 kg) の半分以下であった。塊成銑比は 81.6~87.3% であったが GEG 発生量に影響を与えた。この値が低くかつ焼結銑配合割合が低いほど GEG 排出量は少なくなった。

A 製鉄所の高炉では微粉炭吹込み操業が行われていた。コークスとの置換率がほぼ等しい場合炉頂ガス中の H 分が増え C 分が減少するため、オールコークス操業時に比べて GEG 排出量は減少した。また、使用コークス量も低減したのでコークス炉での GEG 排出量も減少し、全体としてオールコークス操業時に比べ PCI 132 kg 操業時には約 5% 総 GEG 排出量が減少した。さらに、一部の高炉では PCI と重油の同時吹込みを行っている。重油中の C は石炭の約 8 割なので、この場合はさらに GEG 排出量の減少が見込まれる。使用電力の大部分は高炉における送風電力であった。

2400 t/d の SC 法の操業データに基づき計算を行った結果を同図右に示す。原料製造プロセスは焼結銑、ペレットおよびコークスの他に、酸素製造プロセスを考慮し、総 GEG 量を計算した。酸素製造での GEG の発生は深冷分離法における電力使用によるものである。GEG 総排出量は 489 kg-C/thm で、微粉炭吹込み高炉とはほぼ同程度であった。ただし、システムの稼動に要する電力は含まれていない。

溶融還元法は 2.3 節に示したシステムと同様に考え計算した。溶融還元法における GEG 排出量は SRF 排出ガスと CR へ添加する CH₄ 量から計算できる。PRF では CO が CO₂ に変化するだけなので GEG は発生しない。トータルシステムにおいては、この他に酸素製造プロセス、CaO 製造メルツ炉およびペレット製造ロータリーキルンにおける GEG 排出量を加えた。2.3 節と同様に (PC, HE) = (30%, 90%) および (60%, 85%) をそれぞれケース A および B として計算した。計算結果を Fig. 15 に示す。横軸の英字は各ケースを、数字は PR を表す。ただし、一番上のペレットが意味するのは PRF にシャフト炉を使用した場合で流動層を使用した

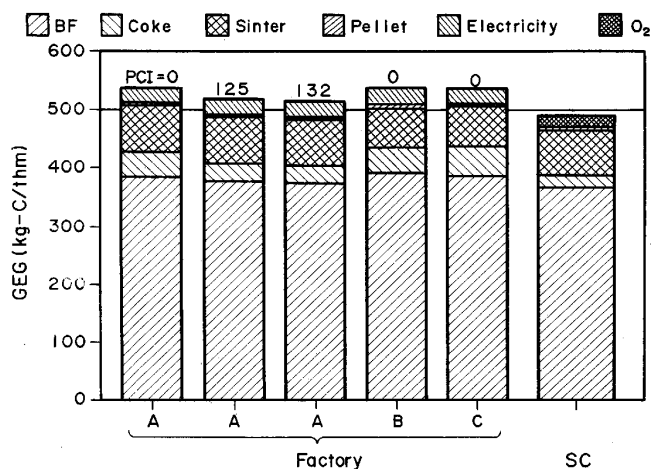


Fig. 14. Summation of greenhouse effect gas emitted from the blast furnace and Sumitomo SC systems.

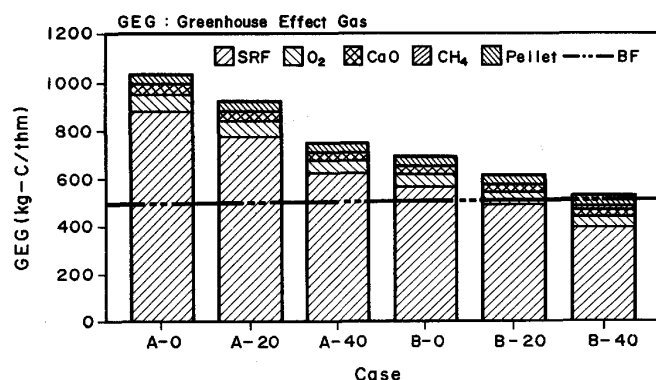


Fig. 15. Summation of greenhouse effect gas emitted from the smelting reduction system.

場合はこの部分は不用となる。使用電力は含まれていないが、転炉と同程度ならば高炉に比べかなり少なくなる可能性がある。

PCが増加すると石炭投入量が減少するために GEG 排出量も低減した。20% 以下の低 PR 操業では石炭投入量が多いため GEG 排出量も大きく、高炉法に比べ約 1.1 から 2.0 倍多い排出量となった。ケース B-40 は CH₄ 添加による冷却改質の場合で GEG 排出量の減少という観点からは効果があり、高炉法とほぼ同等の排出量となっている。

4. 結 言

高炉製鉄法、SC 法および鉄浴型溶融還元法のトータルシステムにおけるエクセルギー損失量と温室効果ガス排出量の両面から比較検討を行った。

結果として以下のことが明らかとなった。

1) 高炉操業のエクセルギー損失は微粉炭吹込み 110 kg/thm で 9.3 GJ/thm から 8.0 GJ/thm まで減少した。

2) 2400 t/d 規模の SC 法のエクセルギー損失量は 7.1 GJ であった。

3) 鉄浴型溶融還元法のエクセルギー損失は予備還元率および 2 次燃焼率に大きく依存した。予備還元率が 0 から 80% に増えると損失は 11.8 GJ/thm から 6.2 GJ/thm まで減少した。

4) 高炉法の温室効果ガスは発電プロセスも含めて約 520 kg-C/thm で、溶融還元法は操業条件に大きく依存した。

流動層に関して元北海道大学教授近藤真一博士に御討論いただき、操業データは川崎製鉄(株)、住友金属工業(株)および新日本製鉄(株)より御提供いただいた。ともに記して謝意を表する。

記 号

a : 単位体積あたりの表面積 (m^{-1}), A_t : 断面積 (m^2), C_b, C_e : 気泡相および濃厚相の着目ガス成分濃度 (mol m^{-3}), D_b : 気泡径 (m), D_{bm} : 最大気泡径 (m), D_{b0} : 初期気泡径 (m), D_t : 層直径 (m), U_0 : 空塔速度 (ms^{-1}), U_{mf} : 流動化開始速度 (ms^{-1}), U_b : 気泡上昇速度 (ms^{-1}), f : 粒子の還元率 (—), F_b : 気泡相内ガス流量 ($\text{m}^3 \text{s}^{-1}$), F_e : 濃厚相内ガス流量 ($\text{m}^3 \text{s}^{-1}$), k_r : 還元反応の速度定数 (ms^{-1}), k_w : 水性ガスシフト反応の速度定数 ($\text{m}^4 \text{mol}^{-1} \text{s}^{-1}$), K_b : ガス交換係数 (s^{-1}), z : 高さ (m), L_f : 流動層の層高 (m), L_{mf} : 流動化開始状態での層高 (m), OD : 酸化度 (%), Q : エンタルピー (W), VM : 石炭揮発分 (%), ϵ_b : 気泡相ホールドアップ (—), η_{loss} : 熱損失割合 (%), 下付き red : 還元反応, 下付き wsr : 水性ガスシフト反応

文 献

- 1) 鉄鋼界, 5 (1990), p. 41
- 2) 内藤誠章, 山口一良, 九島行正: 材料とプロセス, 3 (1990), p. 1049
- 3) 田中祥之, 宮崎富夫: 材料とプロセス, 3 (1990), p. 1069
- 4) 宮崎富夫, 山岡秀行, 亀井康夫, 中村文夫: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 2122
- 5) 秋山友宏, 八木順一郎: 鉄と鋼, 74 (1988), p. 2270
- 6) 秋山友宏, 高橋礼二郎, 八木順一郎: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 2108
- 7) A. D. GOTLIB 著, 館 充訳: 高炉製鉄法の理論 (1966), p. 328 [日本鉄鋼協会]
- 8) 八木順一郎, 秋山友宏: 学振 54 委-No. 1909 (昭和 62 年 11 月)
- 9) R. TAKAHASHI, Y. TAKAHASHI, J. YAGI and Y. OMORI: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., 26 (1986), p. 765
- 10) 鞭 巖, 森 滋勝, 堀尾正毅: 流動層の反応工学 (1984), p. 207 [培風館]
- 11) K. ISHII, T. AKIYAMA, N. KASAI, Y. KASHIWAYA and S. KONDO: The 5th International Iron and Steel Congress, 6 (1986), p. 9
- 12) P. C. CARMAN: Trans. Inst. Chem. Eng., London, 15 (1937), p. 150