

技 術 資 料

原子力熱エネルギーの現行高炉プロセスへの利用*

——高炉炉腹部への還元ガス吹込みを中心として——

小林 正**・中谷 文忠***

岡部 俠児****・宮下 恒雄*****

An Investigation of Application of Atomic Heat Energy to Blast Furnace Process, Stressed on Hot Reformed Gas Injection into Furnace Stack

Tadashi KOBAYASHI, Fumitada NAKATANI,

Kyoji OKABE, and Tsuneo MIYASHITA

1. 緒 言

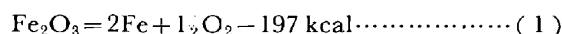
鉄鋼業においては今後ますます経済的に有利になる核熱エネルギーの利用を考えることが重要な課題のひとつであるが、とくに多量の熱エネルギーを消費する高炉にそれをうまく利用できれば、莫大なエネルギー資源を海外に依存せねばならないわが国にとって非常に価値のあることである。なかでも今後高炉に必要な良質の強粘結炭を入手することは、価格的な条件も考慮にいれて、ますます困難になることが予想され、コークス消費量を減少させることはもちろんできるだけ多量のコークスを核熱エネルギーのようなほかのエネルギーに置換してゆかねばならない。核熱エネルギーを鉄鉱石の還元を利用する場合に、高炉を用いない直接製鉄法と組み合わせることも長期的な観点からは考えねばならないが、今日隆盛をきわめている大型高炉に核熱エネルギーを利用することは、国家的見地からも焦眉の急を要する問題であるといえよう。

昨年発足した鉄鋼共同研究会原子力製鉄部会第二小委員会では、核熱エネルギーを現行の高炉プロセスに利用することを鋭意検討してきたので、その検討内容の要点を技術資料として報告することとする。

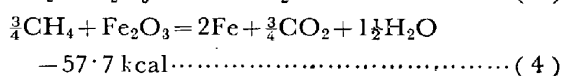
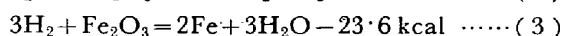
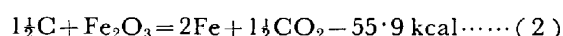
2. 高炉プロセスとその必要エネルギー

鉄鉱石を還元して溶鉄を得るプロセスとしての近代的高炉製鉄法はエネルギー利用効率がきわめて高く、最近では1基で1日当たり7000tに達する高生産性を誇り、いかなる直接製鉄のプロセスも追従を許していない。鉄鉱石から鉄を得る場合の反応は、利用するエネルギーのいかにかわららず同じことであり、熱エネルギー

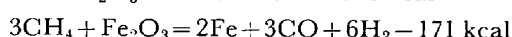
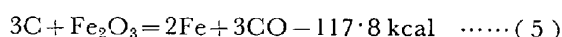
を与えて鉄酸化物から酸素を取り去ることである。酸化鉄の形をヘマタイトとすれば、その熱エネルギーは(1)式で示される。



すなわち Fe 112 g を生成するのに 197 kcal のエネルギーをなんらかの形で加えれば反応が起こることを示している。しかし実際の工業的プロセスでは、反応速度、炉体熱損失または反応生成物の顕熱を考慮にいれねばならない。還元に必要な炭素、水素または炭化水素量は、(2)、(3)、(4)式によれば、理論的には Fe 112 g を生成するためにそれぞれ 18 g、6 g、12 g と計算される。



しかし実際的にはこのような理論計算は成立せず、ごく一部の還元剤が酸化鉄から酸素を奪うにすぎず、酸化度の低い生成ガスを生ずる。もし生成ガスを CO とすれば次の(5)式および(6)式から理論的には Fe 112 g を生成するために炭素およびメタンはそれぞれ 36 g と 48 g 必要となる。



* 昭和44年12月5日受付(依頼技術資料)
この技術資料は、日本鉄鋼協会・原子力製鉄部会・第二小委員会・高炉製鉄ワークグループにおいて調査検討した結果をとりまとめたものである。

** 製鉄ワークグループ主査 日本鋼管(株)技術部

*** 同委員 住友金属工業(株)中央研究所 工博

**** 同委員 川崎製鉄(株)技術研究所

***** 同委員 日本鋼管(株)技術研究所

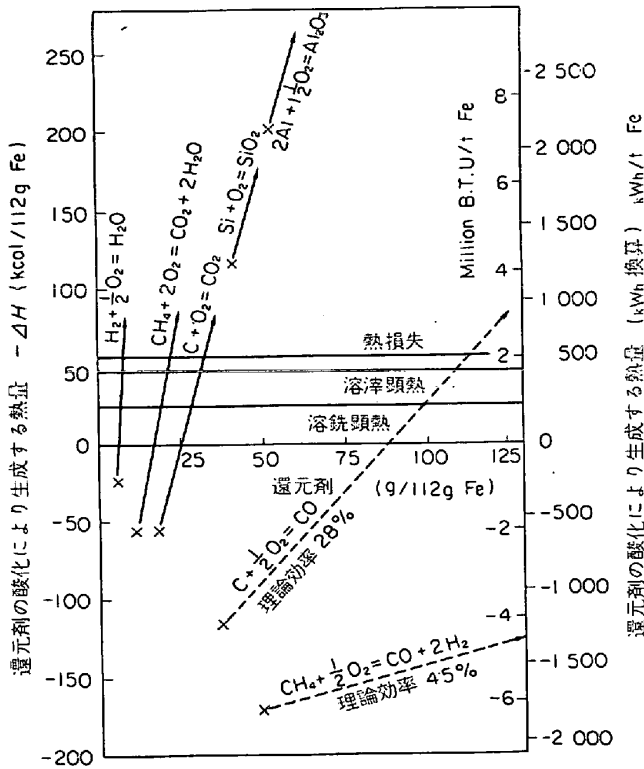


図1 過剰の還元剤の燃焼を伴う場合の Fe₂O₃ の還元¹⁾

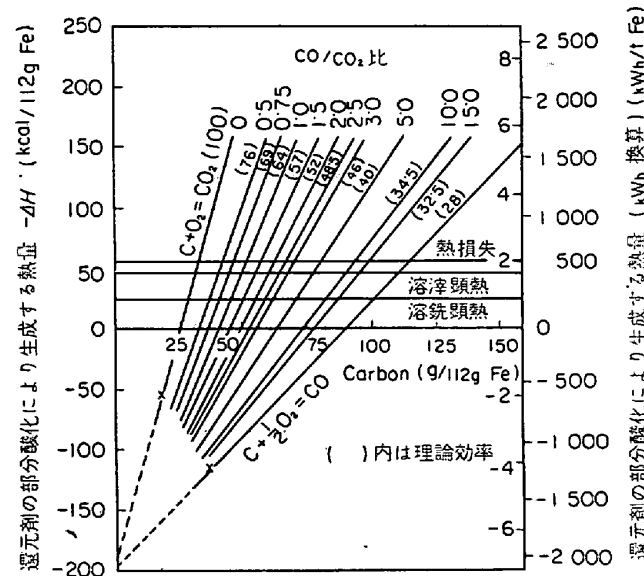


図2 Fe₂O₃ を炭素で還元して、いろいろな CO/CO₂ 比で燃焼させた場合¹⁾

$$\dots\dots\dots(6)$$

これらの反応はいずれも吸熱反応であり、さきに述べたように炉体熱損失、生成物の頭熱を考えるとすれば、羽口先でさらに余分の炭素を燃焼させるなり熱風頭熱などの形で必要エネルギーを供給せねばならない。この熱エネルギーを炭素を燃焼させて得るとすれば、完全燃焼させる場合には(7)式、低い効率で燃焼させれば(8)式のように示される。

$$C + O_2 = CO_2 + 94 \text{ kcal} \dots\dots\dots(7)$$

$$C + \frac{1}{2} O_2 = CO + 26.4 \text{ kcal} \dots\dots\dots(8)$$

ここでは Fe 112 g を生成する場合について、スラグ比を 50% とし、溶鉄およびスラグの温度を 1400°C とし、頭熱を考え、熱損失を溶鉄とスラグの頭熱の 20% とし、所要熱量とし、(7)、(8)の反応を考えた場合の炭素の所要量を推定したものを図1りに示す。すなわち系全体の中で還元剤が(7)の反応により消費される場合には、その理論的なエネルギー効率は 100% となり、(8)の反応により CO が未反応状態で系外に出る場合の理論的なエネルギー効率は 28% になる。実際のプロセスにおいては両者の中間の値が得られており、CO/CO₂ をパラメータとして計算したものが図2りである。すなわち熱風炉を系内と考え、炉頂発生ガスを燃焼させて、そのエネルギーを熱風の形で回収して高炉に吹き込むとし、このような形で回収利用された CO を分母に含めて考えれば、CO/CO₂ の分率はかなり低い値になり、理論的なエネルギー利用効率 100% に近づく。近代的な高炉において熱風炉などを含めて考えた場合にエネルギーの利用効率は、80~85% に達するといえよう。

3. 高炉プロセスへの核熱エネルギー利用の可能性

酸化鉄を還元して溶鉄を得る場合に、熱風炉などを含めた系としての高炉プロセスにおいて核熱エネルギーを有効に活用するためには、原子炉から発生する熱エネルギーを頭熱の形で利用するか、あるいは使用済みの CO₂ を再び変成して CO とするために必要な熱エネルギーの形で利用することが望ましいと考えられる。

まず第一に核熱エネルギーを頭熱の形で利用する場合に、高炉に吹込んでいる熱風を熱風炉で加熱する代わりに核熱エネルギーで加熱することが考えられる。しかしコストの点からいつても、副産物を有効に活用するという点からいつても、現在熱風炉加熱用の B ガスを核熱エネルギーにより代替することは得策ではない。

次に、高炉において固体コークスは炉頂から装入されシャフトで予熱され羽口先で CO に燃焼し、この熱エネルギーがプロセス全体の入熱の約 70% を占めている。また同時に発生した CO ガスにより酸化鉄が還元される。したがって高炉のシャフト部において破壊されない強度の高いコークスを製造せねばならない。しかし価格的な要素も含めて、鉄鋼生産に必要な量を確保することは今後ますますむずかしくなることも予想され、できるだけ多くのコークスを天然ガス、重油など他の炭化水素に置換える必要があり、すでに羽口から重油などの補助燃料を吹込むことが広く採用されている。しかし大型高炉において炉況を悪化せずに吹込むことができる重油量は鉄鉄 t 当たり 30~50 kg とされており、多量に使用するためには酸素富化との組み合わせ、熱補償、吹込み方

法などの改善が必要である。大阪製鋼の例²⁾では、熱風中酸素含有率を約 28% まで上昇させることにより重油を鉄鉄 t 当たり約 150 kg 吹込み、コークス比 370 kg を達成している。さらに炭化水素を多量に用いる方法として、事前に CO や H₂ まで分解して予熱した還元ガスを朝顔や炉腹部に吹込むことが考えられ、古くは RAICK³⁾により提案され、最近では重油や天然ガスを部分酸化して分解し羽口よりも上部から吹込む考えが Texaco 法⁴⁾として特許出願されており、McCUTCHEON⁵⁾によつても示されている。しかし実際の高炉に吹込まれた例は少なく、フランスの Pompey 社の高炉の朝顔に吹込んだ例⁶⁾が報告されているのみで、最近富士製鉄(株)広畑製鉄所において Texaco 社との共同で FTG 法といわれる高炉の朝顔への還元ガス吹込み試験が実施されており、この結果についてはとくに注目される場所である。

天然ガスや重油を變成するのでなく、炉頂部から発生する廃ガスをなにかの形のカーボンと接触させ變成して吹込みガスを生成するプロセスを考え、カーボンソリューション反応の熱源を電気や核熱エネルギーに求めることも考えられるが、これは原理的にはスウェーデンで開発された WIBERG 法⁷⁾などがあげられる。

このように高炉に核熱エネルギーを利用する方法は種々あろうが、高価な固型コークスを安価な炭化水素に代替し、その際必要な分解や予熱の過程で、核熱エネルギーを利用することが可能性ある方向であろう。したがって、この問題にしほつて調査と理論的検討を進めた。

4. 高炉炉腹部への還元ガス吹込みについて

高炉の炉腹部へ還元ガスを吹込む着想はすでに古くからあり、たとえば RAICK³⁾は 1952 年に図 3 に示すように高炉の朝顔部へ重油を酸素とともに吹込む設備を示し重油や天然ガスなどと酸素を 370°C に予熱して部分燃焼させ、1500~1600°C の高温にして吹込むことを提案している。そしておそらく推定計算と思われるが、天然ガス 210 Nm³/t-pig と 128 Nm³/t-pig の酸素を吹込んだときに、コークス比が 945 kg から 458 kg に、212 l/t-pig の重油を 170 Nm³/t-pig の酸素とともに吹込むとコークス比は 945 kg から 436 kg まで低下すると述べている。実際高炉でガス變成炉を用いて実験され公表されている唯一の例と思われる Pompey 社での実験は、図 4 に示すような變成炉で、重油を部分酸化して、朝顔部に取り付けた 4 カ所の羽口から 1300°C の温度で吹込んだ。出鉄量が 280 t/day、コークス比が 920 kg のときに 1600 kg/hr の重油を變成して吹込み、出鉄量は 7.6% 増加、コークス比は 6% 減少したが、この程度(重油 1 kg 当たり酸素 1 kg と水蒸気を 0.36 kg 使用した)では経済性について検討できるには至らなかった。さらに Texaco 社では、原料となる炭化水素により異なるが、CO₂ や H₂O の含有量の低い 1000°C 以上

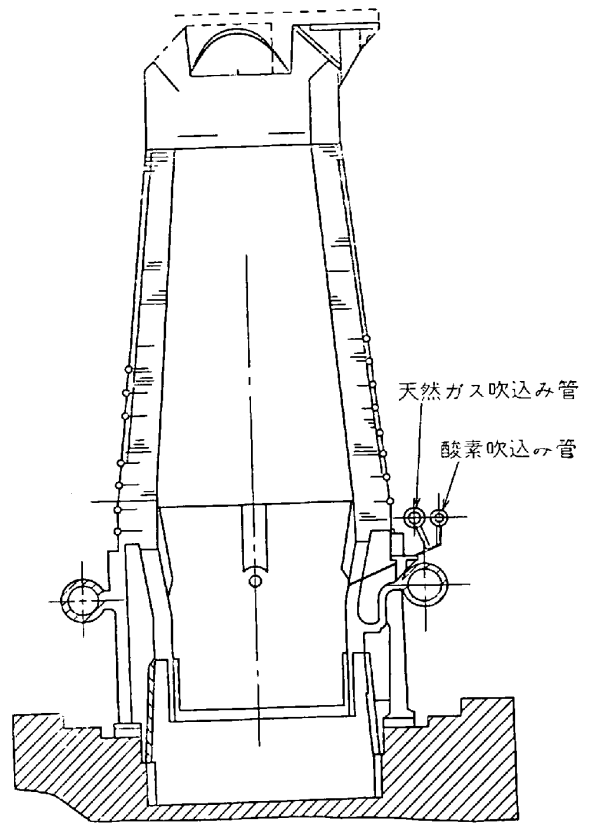


図 3 天然ガスと酸素を高炉の朝顔部に吹込む場合の想定図³⁾

の還元ガスを、装入物温度が 850°C 以上のシャフト下部 1/3 のところに吹込むとしており、最近富士製鉄(株)広畑第 3 高炉(内容積 1706m³)で実験中である。

5. 高炉炉腹部への還元ガス吹込みの理論的検討

高炉の炉腹部に還元ガスを吹込む問題について理論的に検討を加える場合、物質収支と熱収支により、吹込みガスの望ましい温度、組成、吹込み位置を推定し、その効果や経済性について大体的見当をつけることは一応可能であるが、単なる物質収支と熱収支計算では、結果の予測は困難であり、反応速度式を仮定して、伝熱の式と反応の式を連立させ解を得て、予測してみる方法もある。いずれにしても吹込み位置など、吹込み条件を変えた場合の還元ガス利用効率の推定は、かなり困難な問題である。ここでは、これらのふたつの方法で検討をした。

5.1 吹込みガスの温度、組成、吹込み位置の検討

還元ガスを吹込む場合の望ましい領域については、REICHARDT の熱線図⁸⁾を用いて検討した。図 5 に、装入物温度が 1000°C 以下の領域に還元ガスを吹込む場合について示す。この図の横軸は熱量を、縦軸は温度を示し、線分 aRl はそれぞれの温度以上における必要なエネルギー量を、線分 bRf はそれぞれの温度以上において

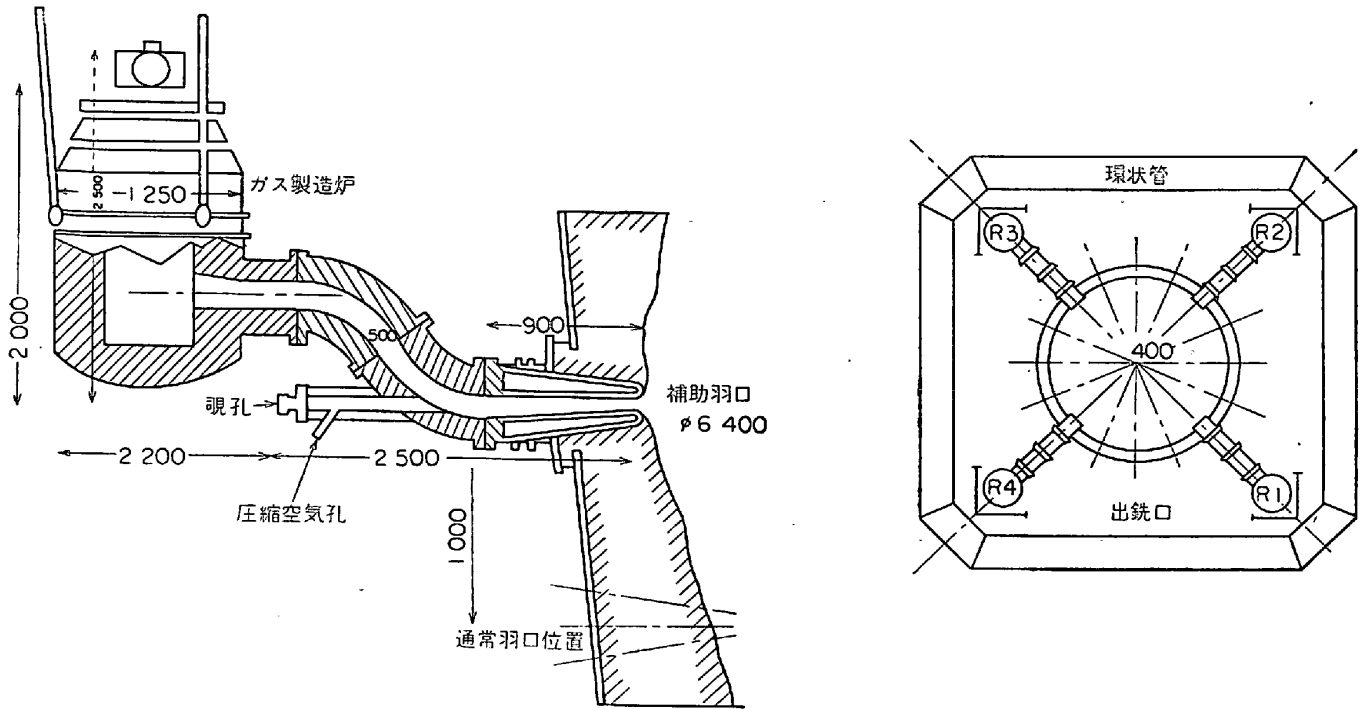


図 4 1960 年に Pompey 社で実験した際の変成炉と吹込羽口の配置⁶⁾

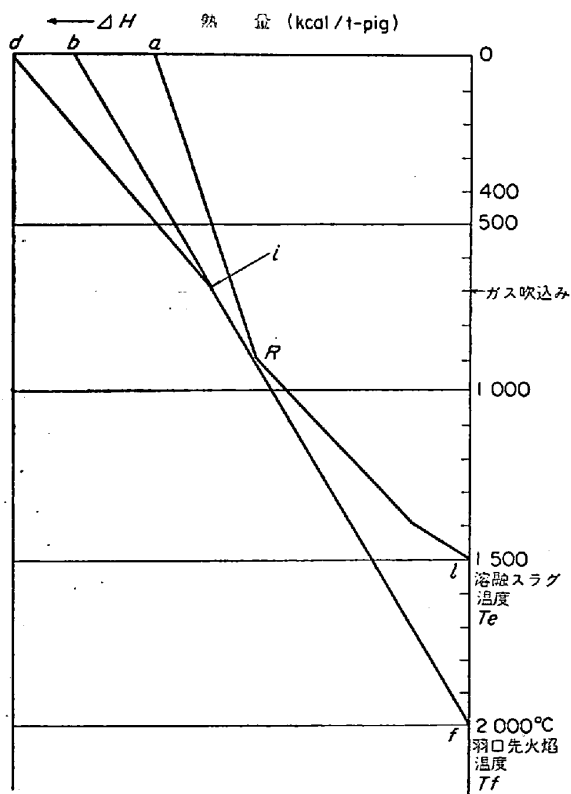


図 5 1000°C 以下の部分から還元ガスを吹込む場合の熱線図

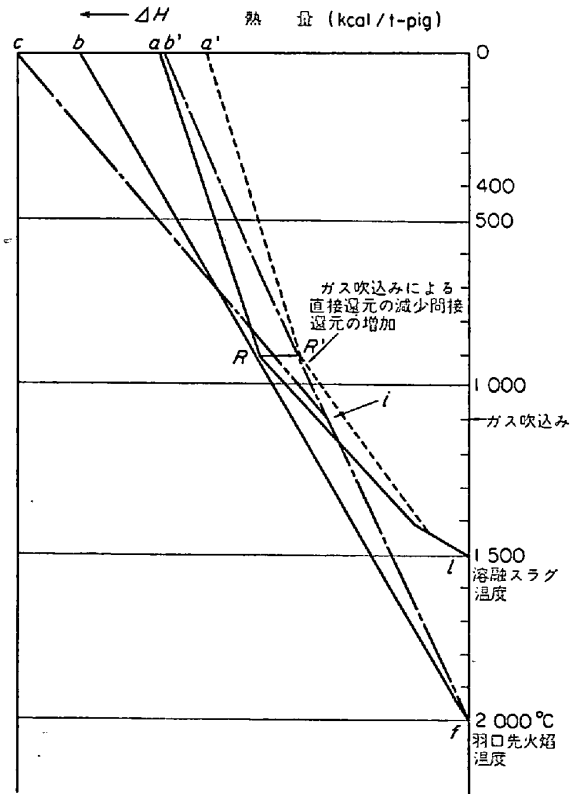


図 6 1000°C 以上の部分から還元ガスを吹込む場合の熱線図

供給されるエネルギー量を示すが、ここで *i* の温度の位置に還元ガスを吹込むと炉頂ガスの顕熱が線分 *db* で示される分だけ増加するのみであり、律速となる 1000 以上の熱収支にはなら影響を与えず、炉頂からカロリー

の高いガスが出るのみで熱的な面のメリットはない。つぎに、図 6 に 1000°C 以上の領域に、その領域と同じまたはそれ以上の温度の還元ガスを吹込む場合について示す。900°C 以上の領域でおこる直接還元が、吹込まれた

還元ガスにより間接還元に置換えられることによつて、必要な熱量が減少し、従来の臨界点 R は R' になり熱必要量は aRl が $a'R'l$ で示される線になる。今かりに、 1100°C の温度で還元ガスを吹込むと、供給熱量は線分 aif で示され、羽口先コークスを燃焼させることによつて供給せねばならない熱量は、見掛け上 bRf から $b'R'f$ に移動したものとみなされコークス比は減少する。しかしこの際注意すべきことは、 1100°C 以上の温度で還元ガスを吹込んだことにより直接還元の一部が間接還元で置換えられると仮定していることである。この場合コークス比は低下しても、還元ガスの炭素、水素を加えた銑鉄 t 当たりの全還元剤比は増加し、炉頂ガス温度の上昇、炉頂ガス酸化度の低下をきたす。ここで吹込み還元ガスの温度がその領域の温度より低い場合には、羽口から重油などを吹込む場合に温度補償が必要なように、温度レベルの熱収支を満足するような温度まで吹込みガスを予熱する必要がある、これは羽口先でコークスの燃焼により発生する熱量により供給されるので、結局、その予熱に必要なエネルギーを確保するために余分にコークスを必要とするか、または送風温度を高めなければならないことになり、あまり得なことではない。

還元反応の面から望ましい吹込み条件について検討すると、ヘマタイトやマグネタイトからウスタイトへの間接還元は、 CO_2 の分率が高くても起こるが、ウスタイトから金属鉄への反応は、図7⁶⁾に示すように、たとえば 1000°C においては、 $\text{CO}/(\text{CO}+\text{CO}_2)$ の値として約 0.75 以上の必要があり、図8に示すように、 CO_2 分率の上昇により還元反応の反応速度は低下し、しかも還元率が高くなると反応速度は低下する。すなわち還元反応の面からみれば、高炉で律速となる反応はウスタイトから金属鉄への還元である。

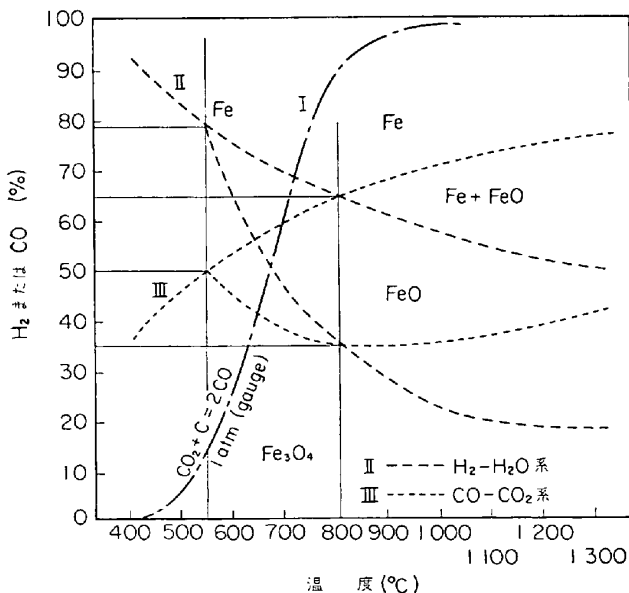


図7 鉄-酸素-炭素および水素系における還元平衡図

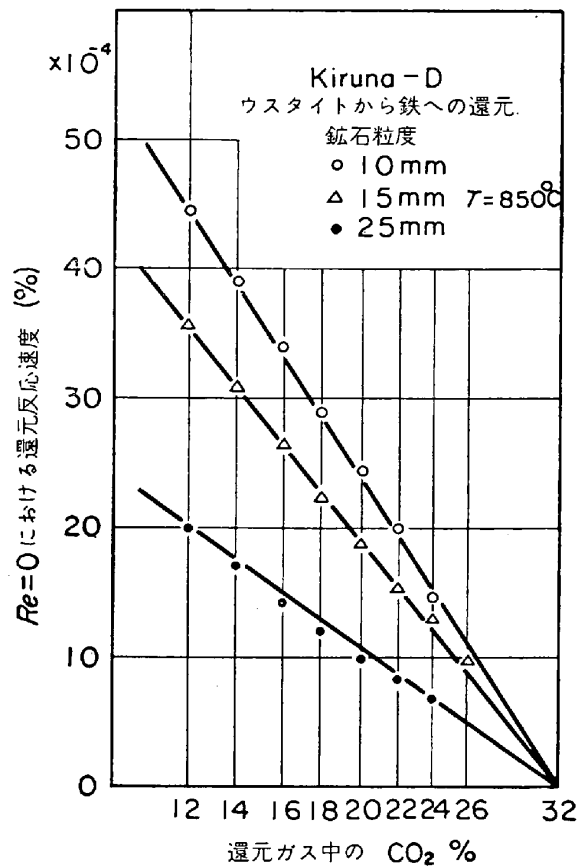


図8 還元ガス中 CO_2 含有量の還元反応速度(初速度)におよぼす影響⁶⁾

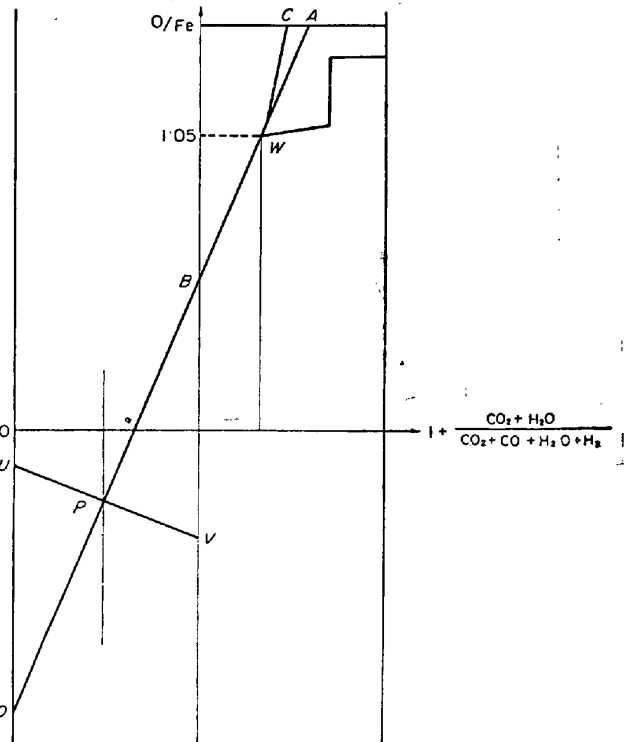


図9 間接還元のみ領域に還元ガスを吹込んだ場合の操業線図

このようなことを念頭において、RIST らが研究した高炉の図式解析法¹⁰⁾を適用することにより、還元反応の面から望ましい吹込み条件や定量的に検討できる。まずヘマタイトやマグネタイトからウスタイトへの還元が進んでいる領域、すなわち通常は 900°C 以下の領域に還元ガスを吹込んだ場合についての状況は、図 9 に示される。この図において、横軸はガスの酸化度、縦軸の O より上側は装入物酸化度、P 点は炉下部の熱収支により決まる点である。W 点の座標は酸化度 1.05 であり、ウスタイトの酸化度に相当し、横座標は約 1000°C におけるウスタイトと平衡するガスの酸化度を示す。直線 ABD の勾配により基準状態の操業の際の鉄 1 原子当たりの還元ガスの必要モル数が示され、これに鉄鉄に溶解する炭素を加えれば、その条件におけるコークス比に比例する値となる。線分 AB の部分は間接還元により鉄酸化物の酸素が奪われ、 B 以下の部分は直接還元で奪われる。通常直接還元は 1000°C 以上で起こるとし、かりに 1000°C 以下の領域に還元ガスを吹込むとすると、その場合の操業直線は CBD に示される。この結果、炉頂ガスの酸化度が低下するのみで、操業直線の勾配は変わらないからコークス比の低下は期待されない。

つぎに、コークス炭素のガス化により発生した CO を還元ガスで一部置換えるか、あるいは酸化鉄の直接還元の一部または全部が間接還元で置換えられた場合についての線図を図 10 に示す。基準状態の操業直線 ABD に

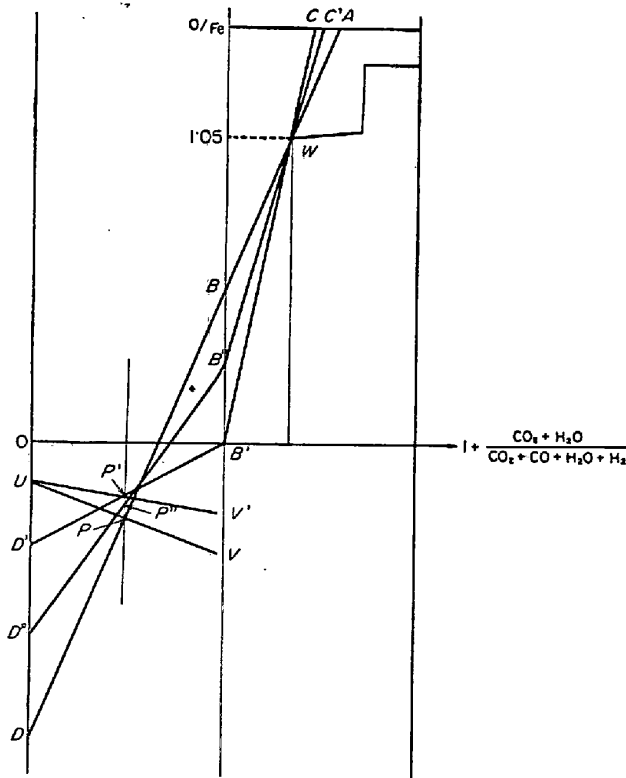
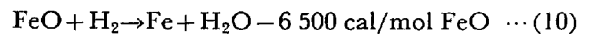
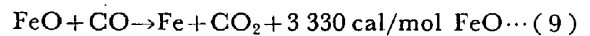


図10 直接還元の起こる領域に還元ガスを吹込んだ場合の操業線図

対して、還元ガスを吹込んだ場合には $C'B''D''$ または $C'B'D'$ のようになり、とくに $C'B'D'$ の場合は直接還元がすべて間接還元により置換えられた場合に相当する。図 10 からわかるように、還元ガス吹込みの極限はこの $C'B'D'$ の状態で示され、これについて検討すると、まず操業直線 $C'B'$ の勾配は吹込み物質も含めた鉄 1 原子当たりの還元ガス比に相当する。この場合直接還元が減少するので、この熱量分とコークス比低下によるスラグの顕熱減の分が節約され、1000°C 以上の領域における熱収支から決まる点 P は P' となり、コークス比は操業直線 $B'D'$ の勾配から求めることができる。すなわち炉頂ガス組成から計算されるコークス比は 100% 間接還元の場合と同じになり、固体コークスの所要量は金属化率 100% の金属化ペレットを 100% 使用したときのコークス比、すなわち約 200 kg になることがわかる。

さらに鉄 1 原子当たりの羽口から吹込まれる酸素量は DU , $D''U$, $D'U$ の線分により表わされるので、生産性はこの逆数に比例して増加し、炉内通気性の限界が生産性向上の限界となる。

吹込み還元ガスの組成については、先に示した図 7 と図 8 からわかるように、反応速度を低下させるという点からも、ソリューションロス反応を増加して余分のコークスを消費する点からも、吹込みガス中に CO_2 や H_2O の分率が低いことが望ましい。さらに還元ガス中の H_2 含有率が高くなると、(9)式および(10)式からわかるように H_2 による反応は熱反応であり、温度を補償するために吹込み温度をあげる必要があり、CO の含有率の高いものにくらべて不利であると考えられる。



還元ガス組成の例については、表 1 を参照にすれば、上述したことのほかに、炉内におけるガス流速を低下させ固体との接触をよくして還元ガス利用効率をあげるためと、通気障害を防ぐために、燃料を酸素または酸素富化空気で部分酸化させ、 N_2 の分率を低下させたほうがよいこともわかる。

5.2 吹込み還元ガス量とコークス比、出鉄量との関係および吹込みガスの経済価格について

還元ガス吹込み量とコークス比の関係は、ガス利用効率が変わらないかぎり予測できないが、簡単のため送風中湿分や吹込みガス中 H_2 を無視し、炉頂ガス中 $CO/(CO+CO_2)$ か還元ガスの利用効率(シャフト部でウスタイトと、それに平衡するガス組成が存在するとき利用効率は 1 とする)をパラメーターとして仮定し、さらにいくつかの操業上の仮定をすることにより、吹込み還元ガス量とコークス比の関係を物質収支と熱収支から求めることができる。

5.2.1 操業線図を用いた推定

以下一例として現在稼働中の高炉のデータに適当な修

表 1 吹込還元ガスの組成 (例)

	吹き込みガス温度	吹き込みガス組成
Texaco 法	いずれも 1800°F 以上の温度にして装入物温度が 1600°F 以上のシャフト下部 1/3 のところに吹き込む	例(1) 天然ガスを空気で燃焼 CO 16.7 H ₂ 30.2 CO ₂ 1.0 H ₂ O 4.9 N ₂ 45.7 CnHm 1.5 例(2) 天然ガスを O ₂ で燃焼 CO 31.3 H ₂ 50.0 CO ₂ 2.3 H ₂ O 12.9 N ₂ 0.5 CnHm 3.0 例(3) コークス炉ガスを O ₂ で燃焼 Co 26.2 H ₂ 61.3 CO ₂ 1.2 H ₂ O 8.1 N ₂ 3.1 CH ₄ 0.1 例(4) コークス炉ガスを O ₂ と空気で燃焼 CO 20.4 H ₂ 45.8 CO ₂ 1.5 H ₂ O 9.8 N ₂ 22.0 CH ₄ 0.2 例(5) Oil を O ₂ 富化空気, または O ₂ で燃焼 CO 23.1 H ₂ 17.4 CO ₂ 2.4 H ₂ O 4.8 N ₂ 51.4 CH ₄ 0.7 例(6) Oil を O ₂ と流動型ガス発生炉中で反応させる CO 46.3 H ₂ 43.8 CO ₂ 3.5 H ₂ O 5.8 N ₂ 0.2 H ₂ S 0.4
POMPEY	1300°C	(Dry) CO 46.9 H ₂ 46.1 CO ₂ 4.3 N ₂ 2.7 (Wet) CO 68.2 H ₂ 4.8 CO ₂ 9.9 H ₂ O 11.4 C 1.2 N ₂ 4.5
RAICK	2470~2900°F	CO H ₂ 25% 以上

正を加えたものをもとにして検討する。

(1) 操業条件の仮定

出鉄量 1500 t/day コークス比 520 kg/t-pig
 装入物は全部自溶性焼結鉱として石灰石を装入しない。
 装入物酸化度を 1.42 とする。送風湿分は考慮しない。

溶鉄成分		スラグ成分	
Fe	93.3%	SiO ₂	36%
C	4.5	CaO	39
Si	1.0	MgO	3
P	0.2	Al ₂ O ₃	16
Mn	1.0		
S	0.05		

溶鉄温度 1400°C スラグ温度 1450°C

スラグ比 260 kg/t-pig
 (コークス比最低時 200 kg/t-pig)

送風温度 1000°C
 吹き込みガス組成 CO 100%
 吹き込みガス温度 1000°C

基準操業状態の還元ガス利用効率 0.9
 熱損失 3.4 × 10⁸ kcal/day

1000°C 以上の部分の熱損失は全熱損失の約 7 割とし
 ガス吹き込みにより送風量が減少しても熱損失量は一定と
 する。

(2) 最低コークス比の推定

ソリューションロスカーボン量を仮定して 1000°C 以
 上の部分の熱収支計算と鉄以外の金属酸化物の還元鉄鉄
 中への炭素溶解量を考慮して、最低固体炭素消費量を推
 定した。鉄以外の金属の直接還元と鉄鉄中へ溶解する炭
 素量の推定は上の溶鉄成分から

溶鉄中への溶解	45 kg/t-pig	} 合計 58 kg/t-pig (11)
SiO ₂ の還元	9 "	
MnO の還元	2 "	
P ₂ O ₅ の還元	2 "	

1000°C 以上の部分の所要熱量として上の仮定をもとに
 すると、鉄以外の金属の還元反応熱、溶鉄中へ炭素の溶解
 熱、溶鉄および溶滓の顕熱、熱損失があげられ、送風温
 度と吹き込みガス温度はいずれも 1000°C と仮定してい
 るので入熱としては羽口先コークス炭素の燃焼熱のみを考
 えればよい。固体コークスの最低量は、金属化率 100% の
 金属化ペレットを溶解するときに必要なコークス量とし
 て推定され、還元ガス吹き込みの場合には、シャフトにお
 ける流体力学的な条件から通過ガス量一定として考えね
 ばならないので、金属化ペレットを使用したときのように
 大幅な増産は考えられない。最低固体コークス消費量
 は、出鉄量が 2 倍になったときに、鉄鉄 t 当たりの熱損
 失が約半分になるとして推定するとつぎのようになる。

出鉄増を見込まぬとき 260 kg/t-pig
 出鉄増を見込むとき 220 kg/t-pig

(3) 過元ガス吹き込み量とコークス比の関係の推定

最初に述べたように、酸化鉄の直接還元を CO による
 ガス還元により、いろいろなレベルで置換えていつたとき
 に、還元ガス利用効率をパラメーターとして変えて図
 11 に示す操業直線群を用いてつぎの式により推定した。

$$[C]_{gas} = 1000 \cdot (12/55 \cdot 8) \cdot (\mu_1 - \mu_2) \dots\dots\dots (12)$$

[C]_{gas}: 吹き込み還元ガス炭素 [kg/t-Fe]

μ₁: 全還元ガス [mol/atom-Fe]

μ₂: 固体炭素より還元ガス [mol/atom-Fe]

$$F_{gas} = (22 \cdot 4/12) \cdot (100/93 \cdot 3) \cdot [C]_{gas} \dots\dots\dots (13)$$

F_{gas}: 還元ガス吹き込み量 [Nm³/t-pig]

固体コークスについては、

$$C.R. = 215 \cdot (\mu_2 + \gamma) \cdot (100/93 \cdot 3) \cdot (100/F.C) \dots\dots\dots (14)$$

γ: 溶鉄中への溶解炭素 [atom-C/atom-Fe]

F.C: コークス中固定炭素 [%]

炉頂ガス組成は、装入物の初期酸化度を 1.42 とした
 ので、Y_A を通る横軸に平行な直線と操業直線の交点の
 横座標 X_A から求められる。

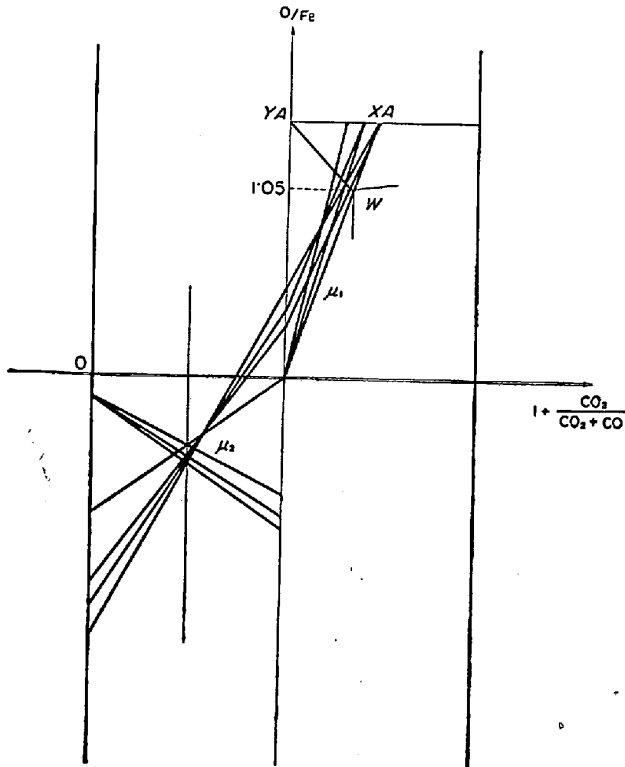


図11 推定計算に用いた操業線図

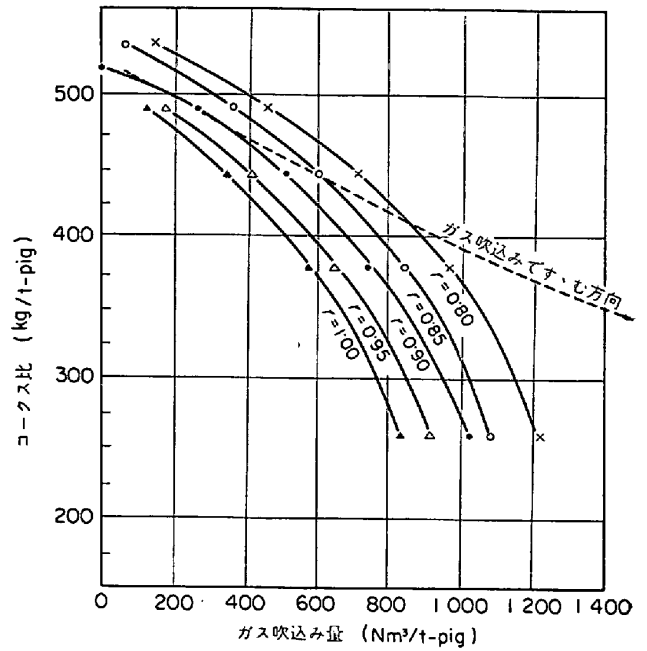


図13 ガス吹込み量とコークス比の関係 (パラメーター r : ガス利用効率)

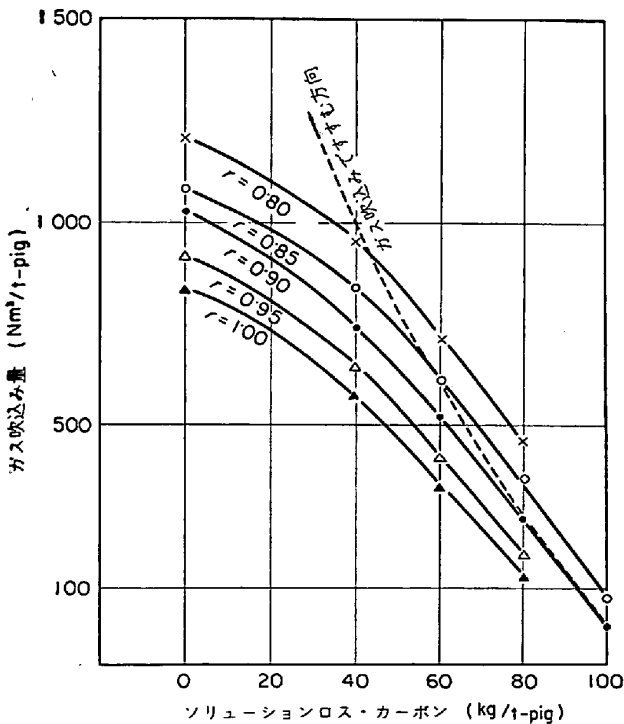


図12 ソリューションロスとガス吹込み量との関係 (パラメーター r : ガス利用効率)

$$X_A = 1 + \text{CO}/(\text{CO}_2 + \text{CO}) \dots\dots\dots (15)$$

(4) 推定結果

推定結果については、図12、図13、図14に示す。還元ガスの利用効率をパラメーターとして変え、ソリ

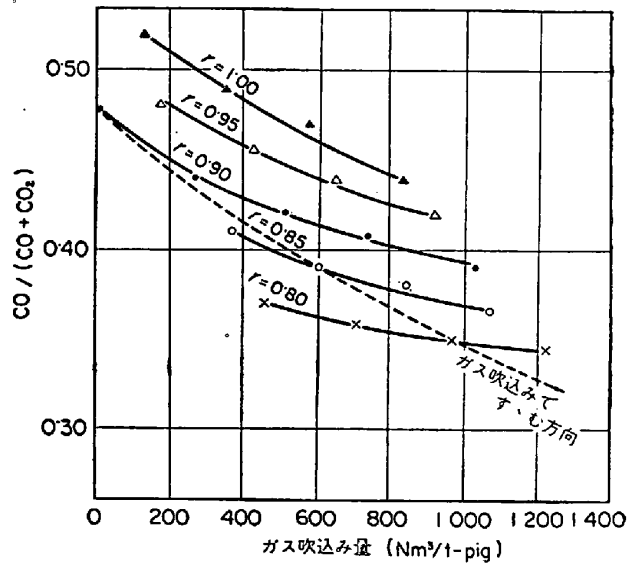


図14 吹込みガス量と炉頂ガス酸化度の関係 (パラメーター r : ガス利用効率)

ューションロスカーボン量をかえたときの還元ガス吹込み量を図12に示す。図13には、還元ガスの利用効率をパラメーターとして、還元ガス吹込み量とコークス比の関係を示す。次に図14に、還元ガス利用効率をパラメーターとして、還元ガス吹込み量と炉頂ガス酸化度との関係を示す。ここで注意すべきことは、これら3つの図によつて実際の高炉における還元ガスの吹込み結果をあらかじめ予想をすることができないことである。なぜならば、最初に述べたように還元ガスのシャフト部における利用効率 r は、吹込み条件により、また吹込み量により変化するので、吹込み結果は操業試験の結果にまっ

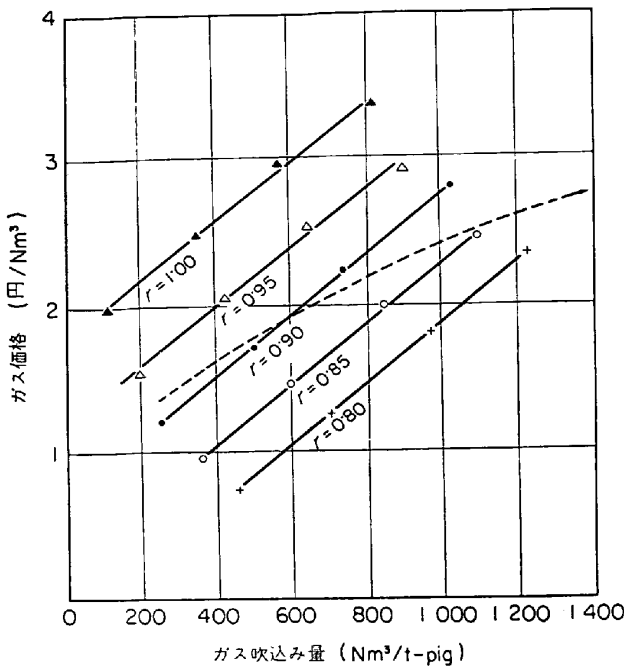


図15 ガス吹込み量と限界ガス価格
(パラメーター r : ガス利用効率)

より仕方がない。ここでいえることは、定性的にはガス吹込み量が増すにつれて、ガス利用効率が低下し点線で示すような傾向に進むことが考えられる。

(5) 経済的検討

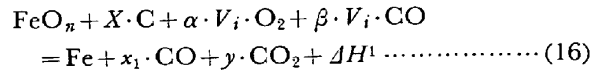
以上の定量的検討にもとづき、現状のコークス価格をもとにして、現在経済的に置換しうる吹込み還元ガスの価格を推定したところ図 15 に示すようにおよそ 2~3 円/Nm³ であることがわかった。

5.2.2 総括熱収支、物質収支モデルを用いた推定

次に送風に酸素または窒素を添加したとき、あるいは CO ガスを吹込んだとき、コークス比がどのように変化するかを明らかにすることを目的として、単純化した高炉内反応を考え、その物質収支、熱収支にもとづいて、送風中酸素含有率あるいは CO ガス吹込み率と所要理論炭素比との関係を求め、コークス比低下対策などについて検討を加えた。

(1) 理論炭素比の誘導

実際の高炉操業では、複合送風が採用されるので水素が高炉内に装入され、装入鉄原料も酸化鉄以外の不純物があり、炉内反応はかなり複雑であるが、理論的考察の第一歩としては、適当な仮定を設け、問題をできるかぎり単純化して考えることとする。まず、高炉装入物は純酸化鉄 (FeO_n) のみで不純物はなく、コークスも純炭素とし、送風は乾送風で、湿分、液体燃料は吹込んでいないと想定する。この高炉の送風量を V_i [Nm³/K mol Fe]、送風中の酸素含有率を α [Nm³/Nm³]、CO 吹込比を β [Nm³/Nm³] とすると、還元反応式は次式で与えられる。

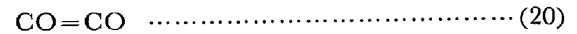
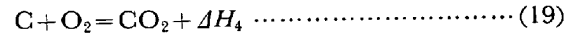
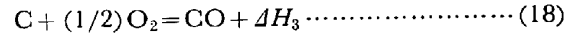
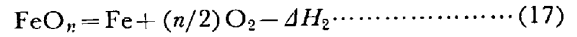


ただし X : 所要理論炭素比

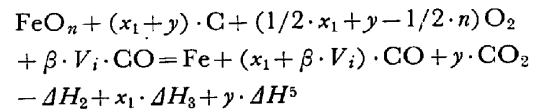
x_1, y : 炉頂ガス中の CO, CO₂ の量
kmol/k mol · Fe

ΔH_1 : 発熱量 kcal/kmol · Fe

ここでつぎの 4 つの式を導入する。



(17) + (18) × x_1 + (19) × y + (20) × $\beta \cdot V_i$ より



$$x = x_1 + \beta \cdot V_i \text{ とすれば,}$$

$$X = x_1 + y = x + y - \beta \cdot V_i$$

ここで $x/y = \gamma$ とすると $x = y \cdot \gamma$

$$\therefore X = (\gamma + 1)y - \beta \cdot V_i \dots (21)$$

酸素バランスより $n + 2\alpha \cdot V_i + \beta V_i = x + 2y$

$$\therefore V_i = (x + 2y - n) / (2\alpha + \beta)$$

$$= \{(\gamma + 2)y - n\} / (2\alpha + \beta) \dots (22)$$

熱バランスより

$$\Delta H_1 = -\Delta H_2 + x_1 \cdot \Delta H_3 + y \cdot \Delta H_4$$

$$= -\Delta H_2 + (x - \beta \cdot V_i) \Delta H_3 + y \cdot \Delta H_4$$

$$= -\Delta H_2 - \beta \cdot V_i \cdot \Delta H_3 + (\gamma \cdot \Delta H_3 + \Delta H_4) y$$

$$= -\Delta H_2 + \beta \cdot n \cdot \Delta H_3 / (2\alpha + \beta)$$

$$+ \{ \Delta H_4 - (\gamma + 2) \beta \cdot \Delta H_3 / (2\alpha + \beta) + \gamma \cdot \Delta H_3 \} y$$

$$\dots (23)$$

発熱量 ΔH_1 は高炉が安定操業状態で次式のようになる。

$$\Delta H_1 = (\text{溶鉄顕熱 } \Delta H_p) + (\text{炉頂ガス顕熱 } \Delta H_o)$$

$$+ (\text{高炉熱損失 } \Delta H_l) - (\text{送風顕熱 } \Delta H_i) \dots (24)$$

炉頂ガス温度が T_o °C、送風、吹込み CO ガス温度を T_i °C とすると

$$\Delta H_o = \{x + (1 - \alpha) V_i\} C_{P_2}^{T_o} \cdot T_o + y \cdot C_{P_3}^{T_o} \cdot T_o$$

$$= \{[\gamma + (1 - \alpha)(\gamma + 2)] / (2\alpha + \beta)\} C_{P_2}^{T_o} + C_{P_3}^{T_o} T_o \cdot y$$

$$- (1 - \alpha) n \cdot C_{P_2}^{T_o} \cdot T_o / (2\alpha + \beta) \dots (25)$$

$$\Delta H_i = (1 + \beta) V_i \cdot C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i$$

$$= y(1 + \beta)(\gamma + 2) C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i / (2\alpha + \beta) - (1 + \beta) n \cdot C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i / (2\alpha + \beta) \dots (26)$$

ただし $C_{P_2}^T$: 温度 T °C で 2 原子ガスの平均比熱 kcal/kmol · °C

$C_{P_3}^T$: 温度 T °C での 3 原子ガスの平均比熱 kcal/kmol · °C

(24) 式に (23), (25), (26) を代入して

$$-\Delta H_2 + \beta \cdot n \Delta H_3 / (2\alpha + \beta) + \{ \Delta H_4 - (\gamma + 2) \beta \cdot \Delta H_3 / (2\alpha + \beta) \} \gamma \cdot \Delta H_3 y$$

$$\begin{aligned}
 &= \Delta H_p + \{[\gamma + (1 - \alpha)(\gamma + 2)] / (2\alpha + \beta)\} \\
 &\quad C_{P_2}^{T_0} + C_{P_3}^{T_0}\} T_0 \cdot \gamma \\
 &- (1 - \alpha)n \cdot C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0 / (2\alpha + \beta) + \Delta H_1 \\
 &- (1 - \beta)(\gamma + 2) C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i / (2\alpha + \beta) \cdot \gamma \\
 &\quad + (1 + \beta)n C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i / (2\alpha + \beta) \\
 \therefore y &= [\Delta H_2 + \Delta H_p + \Delta H_1 - \{(1 - \alpha) \\
 &\quad C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0 + \beta \cdot \Delta H_3 - (1 + \beta) C_{P_2}^{T_i} - T_i\} \\
 &\quad \times n / (2\alpha + \beta)] / [\Delta H_4 - (\gamma \cdot C_{P_2}^{T_0} + C_{P_3}^{T_0}) T_0 + \gamma \cdot \Delta H_3 \\
 &\quad - \{(1 - \alpha) C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0 + \beta \cdot \Delta H_3 - (1 + \beta) \\
 &\quad \quad C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i\} (\gamma + 2) / (2\alpha + \beta)] \dots \dots \dots (27) \\
 (22), (27) \text{式を(21)式に代入して} \\
 X &= [\Delta H_2 + \Delta H_p + \Delta H_1 - \{(1 - \alpha) C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0 \\
 &\quad + \beta \cdot \Delta H_3 - (1 + \beta) C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i\} \\
 &\quad \times n / (2\alpha + \beta)] \{ (1 + \gamma) - \beta(\gamma + 2) / (2\alpha + \beta) \} / \\
 &\quad [\Delta H_4 - (\gamma \cdot C_{P_2}^{T_0} + C_{P_3}^{T_0}) T_0 + \gamma \cdot \Delta H_3 \\
 &\quad - \{(1 - \alpha) C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0 + \beta \cdot \Delta H_3 \\
 &\quad - (1 + \beta) C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i\} (\gamma + 2) / (2\alpha + \beta)] + n\beta / (2\alpha + \beta) \\
 &\quad \dots \dots \dots (28)
 \end{aligned}$$

(2) 結果の検討

理論所要炭素比 X は(28)式で示されるように、送風中酸素含有率 α 、および CO 吹込比 β 、そのほかの函数であるが、高炉の安定操業中について考えると、 α 、 β がいちじるしく変化しない範囲では、炉頂ガス比 γ 、炉頂ガス温度 T_0 、溶銑顕熱 ΔH_p は一定と考えてもよい。また反応熱 $\Delta H_2 \sim \Delta H_4$ 、ガス比熱 C_p は物理定数で一定値である。送風温度は指定値であるから一定値としてよい。ここで計画生産のときを考えると、銑鉄生産速度一定で熱損失も一定と考えてよい。このような場合には(28)式は α 、 β のみを変数とする函数といえる。

① 送風中酸素含有率の変化の炭素比におよぼす影響

CO ガスを吹込まないとき、すなわち $\beta = 0$ のときの(28)式は、送風中の酸素含有率と炭素比との函数を示すといえる。そこでまず $\beta = 0$ の(28)式を求めると、

$$\begin{aligned}
 X &= n(1 + \gamma)(A\alpha + \beta) / (C\alpha + D) \\
 &= n(1 + \gamma) \{K_1 - K_2 / (\alpha + K_3)\} \dots \dots \dots (29)
 \end{aligned}$$

ただし $A = 2(\Delta H_2 + \Delta H_p + \Delta H_1) / n + C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0$

$$B = C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i - C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0$$

$$\begin{aligned}
 C &= 2(\Delta H_4 + \gamma \cdot \Delta H_3) - \gamma \cdot C_{P_2}^{T_0} \\
 &\quad \cdot T_0 - 2(C_{P_3}^{T_0} \cdot T_0 - C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0)
 \end{aligned}$$

$$D = (\gamma + 2)(C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i + C_{P_2}^{T_0} \cdot T_0)$$

$$K_1 = A/C \quad K_2 = (AD - BC) / C^2 \quad K_3 = D/C$$

以上送風中酸素含有率 α と炭素比の関係を(29)式に示したが、通常の高炉操業成績では、 K_2 、 K_3 は正值を取るため炭素比 X は α ($\alpha > 0$) に関し単調増大函数であると

表 2 送風中酸素含有率 α と炭素比 X との関係 (kg-C/t-pig)

T_i \ α	0.23	0.21	0.19
1 000	441.7	437.3	432.5
1 200	439.2	434.2	428.5

ただし、 $\gamma = 1.20$ $T_0 = 200^\circ\text{C}$ $n = 1.5$

$$\Delta H_1 = 11\,200 \text{ kcal/kmol-Fe}$$

$$\Delta H_p = 16\,530 \quad 22$$

$$\Delta H_2 = 98\,100 \quad \text{〃}$$

$$\Delta H_3 = 26\,400 \quad \text{〃}$$

$$\Delta H_4 = 94\,000 \quad \text{〃}$$

$$C_{P_2}^{T_0} = (0.302 + 0.000022T) \times 22.4 \text{ kcal/kmol}$$

$$C_{P_3}^{T_0} = (0.406 + 0.00009T) \times 22.4 \quad \text{〃}$$

いえる。したがって炭素比 X は α が小さくなるほど小さくなり、コークス比低下の面からは送風中酸素含有率は低いほどよいといえる。

一方(29)式は、送風温度 T_i を大きくすれば X が減少する関係になつていて、送風温度の上昇により炭素比が減少することも示している。一般に送風中酸素含有率が低下すれば燃焼温度は低下するから、酸素含有率が低下するときは、炉内温度を一定に保つためには送風温度を上昇することが望ましい。したがって、送風中酸素含有率を低下させ(この手段としては送風中への窒素添加)、送風温度を上昇させると、炭素比は一段と低下するといえる。

以上一般式で示してきたが、ここで γ 、その他に具体的な実操業での値をいれて、送風中酸素含有率と炭素比との関係を求めた結果を表 2 に示す。なお実際には溶銑中に炭素が約 45 kg/t-pig はいるので、表の炭素比よりその分だけ大きくなるが、炭素比の比較のみには影響がないので、これは省略している。表 2 からわかるように送風中酸素含有率が 1% 減少すると炭素比で約 2.5 kg/t-pig (コークス比で約 3 kg/t-pig) の節減が予測されるといえる。

② CO ガス吹込時の炭素比の変化

通常操業すなわち送風中酸素含有率 $\alpha = 0.21$ の状態で、送風温度と同温に加熱した CO ガスを高炉に吹込む場合の炭素比の変化を考察する。すなわち(28)式において $\alpha = 0.21$ とし、CO ガス吹込量と送風量との比 β と X との関係を検討する。

$\alpha = 0.21$ を(28)式に代入すると

$$X = [\Delta H_2 + \Delta H_p + \Delta H_1 - \{0.79 C_{P_2}^{T_0} \cdot$$

$$T_0 + \beta \Delta H_3 - (1 + \beta) C_{P_2}^{T_i} \cdot T_i\}$$

$$\times n / (0.42 + \beta)] \{ (1 + \gamma) - (2 + \gamma) \beta / (0.42 + \beta) \} /$$

$$[\Delta H_4 - (\gamma \cdot C_{P_2}^{T_0} + C_{P_3}^{T_0})$$

表 3 CO 吹込率 β と炭素比 X との関係の一例

β	X (kg/t-pig)	β	X (kg/t-pig)
0	437.3	0.7	265.2
0.1	401.1	0.9	237.5
0.2	370.2	1.0	225.5
0.3	343.5	2.0	147.5
0.4	320.2	5.0	65.2
0.5	291.8		

ただし, $T_0=1000^\circ\text{C}$
 その他は表 2 と同じ.

$$\begin{aligned} & \times T_0 + \gamma \cdot \Delta H_3 \{0.79C_{P_2}^T \cdot T_0 + \beta \Delta H_3 - (1-\beta) \\ & C_{P_2}^T \cdot T_i\} (\gamma+2) / (0.42-\beta) + n\beta / (0.42+\beta) \\ & \dots\dots\dots (30) \end{aligned}$$

(30)式が β ($\beta > 0$) に関し単調増大関数であることは、その物理的意味が CO ガス添加量を増大することであるから、当然いえねばならないが、(30)式のままでは複雑でわかりがたいので、①と同様 γ その他に具体的な数値を代入して整理すると、次式のとおりとなる。

$$X = (2.355\beta + 0.9893) / (\beta^2 + 1.587\beta + 0.4902) - 0.095 \quad (\text{kmol/kmol-Fe}) \dots\dots\dots (31)$$

β と X の関係を(16)式より求めた結果を表 3 に示す。表 3 からわかるように $\beta = 0$ と 0.1 とで炭素比は 36 kg/t-pig の差がある。すなわち送風量の 10% の CO 吹込みにより、コークス比は約 40 kg 低減が予測される。 $\beta = 1$ では $\beta = 0$ より約 210 kg/t-pig 炭素比は低下するが、この近傍では β の 0.1 の変化により炭素比の低下は約 12 kg/t-pig となり、その低減率は低下している。すなわち、CO 吹込みによるコークス比低減の効果は吹込量が少なきほど効果が大きであることがわかる。

5.2.3 速度論的な考察にもとづく、ガス吹込み効果予測

高炉のシャフトにおける還元反応速度式および伝熱の式が求められれば、炉内の状態について微分方程式を立て、これを電子計算機により解き、還元ガスを吹込んだときの予測計算を行なうことができる。つぎにこの考えにもとづき高炉炉内溶融帯上部に還元ガスを吹込み、一定送風量を維持しうるものとして、コークス比の低下量および出鉄量の増加量を推定した。推定に用いた数式モデルは実際高炉のゾンデ測定データの解析結果からえたものである¹¹⁾。

(1) 高炉シャフト部の数式モデル

ストックラインからの距離を z [m] として伝熱および反応式はつぎのようになる。

$$C_g G_g A_z (dT/dz) = h_p a A_z (T-t) - (1-\alpha_0) F_{Mi} \Sigma \{(-JH_i^0) R_i\} + Q_L \dots\dots\dots (32)$$

$$C_s G_s A_z (dt/dz) = h_t a A_z (T-t) + \alpha_0 F_{Mi} \Sigma \{(-JH_i) R_i\} \dots\dots\dots (33)$$

$$dx/dz = R_R - 2R_S \dots\dots\dots (34)$$

$$dy/dz = -R_R - R_L + R_S \dots\dots\dots (35)$$

$$df_s/dz = (F_M/M_0) R_R \dots\dots\dots (36)$$

$$df_{s,0}/dz = (F_M/M_0) R_S \dots\dots\dots (37)$$

ここで R_R, R_S, R_L は間接還元, ソリュションロス石灰分解の各反応速度であり、実際高炉において測定により求めた。 k_R を間接還元反応速度定数, k_S をソリュションロス反応速度定数とすれば、

$$R_R = k_R (\eta^{*R} - \eta) (x+y) \dots\dots\dots (38)$$

$$K_R = 25.6 \cdot \exp(-10000/RT) \dots\dots\dots (39)$$

$$R_S = k_S (\eta - \eta^{*S} (x+y)) \dots\dots\dots (40)$$

$$k_S = 7.8 \times 10^6 \cdot \exp(-44300/RT) \dots\dots\dots (41)$$

$$R_L = 0.0081 \dots\dots\dots (42)$$

- ここで A_z : 炉断面積 [m²/m³bed]
 C_g, C_s : ガスおよび粒子の比熱 [kcal/kg^oC]
 f_s, D : z 位置での粒子の還元率および直接還元率 [-]
 F_M : ガスのモル流量 [kg-mol/hr]
 G_g, G_s : ガスおよび粒子の質量速度 [kg/m²hr]
 h_p : 粒子-流体間伝熱係数 [kcal/m²hr^oC]
 M_0 : 鉱石中 O 原子の装入速度 [kg Oatom/hr]
 Q_L : 炉体熱損失 [kcal/m²hr]
 R_R, R_S, R_L : 間接還元, ソリュションロス, 石灰分解の各反応速度 [l/m]
 T, t : ガスおよび粒子の温度 [°K]
 x, y : CO および CO₂ のモル分率 [-]
 α_0 : 反応熱の粒子取得率 [-]
 $-\Delta H_i^0$: それぞれの標準反応熱 [kcal/kg-mol(反応ガス)]
 η : ガス利用率 [-]
 η^{*R}, η^{*S} : 還元反応およびソリュションロスの各温度での平衡利用率 [-]

(2) 計算条件

高炉の操業が定常状態にあるとして、つぎの諸条件は一定とする。

鉄鉄成分		スラグ成分	
C	4.5%	CaO	41%
Si	0.7	MgO	8
Mn	0.8	SiO ₂	36
P	0.1	Al ₂ O ₃	15
溶鉄温度	1470°C	スラグ温度	1500°C
スラグ比	260 kg/t-pig		
鉱石酸化度	1.50 [atom.O/atom.Fe]		
コークス中炭素%	0.884[%]		
送風中 O ₂ %	0.21	送风量	1500[Nm ³ /min]
送風温度	1000[°C]	装入物温度	30[°C]

以上の仮定値は、実際高炉において反応速度の測定時の実績値である。さらにつぎの3つの仮定を設ける。すな

わち、①送風中に水分を含まず、また重油吹込みは行なわれない。②スラグ中 CaO, MgO は装入物中でCaCO₃, MgCO₃ の形である。③炉壁からの熱損失は単位時間当たり一定とする。

(3) 反応速度定数の補正

反応速度が(反応ガス%/高炉単位高さ)であらわされているので、これから求めた反応速度定数 (K_i)_{ob} に対し、鉱石配合比 (ore/coke), 送風量およびガスと装入物の組成が実測時と変わると K_i も変化する。そこで、つぎのように補正する。まず、単位充填層体積中の鉱石、コークス量をそれぞれ ρ_A, ρ_B [kg/m³(bed)] とすれば

$$\rho_A = W_{ore} / [W_{coke} / \rho_{coke} + (W_{ore} + W_{slag}) / \rho_{m\ddot{o}ller}] = (ore/coke) / [1 / \rho_{coke} + (1 + \alpha S_R / \rho_{Fe}) / \rho_{m\ddot{o}ller}] \dots\dots\dots (43)$$

$$\rho_B = W_{coke} / [W_{coke} / \rho_{coke} + (W_{ore} + W_{slag}) / \rho_{m\ddot{o}ller}] = 1 / [1 / \rho_{coke} + (1 + \alpha S_R / \rho_{Fe}) / \rho_{m\ddot{o}ller}] \dots\dots\dots (44)$$

となる。ここで

$W_{ore}, W_{coke}, W_{slag}$: 鉱石, コークス, スラグ成分の装入速度 [kg/min]

$\rho_{m\ddot{o}ller}, \rho_{coke}$: 原料, コークスの嵩密度 [kg/m³(bed)]

α : 酸化鉄中の Fe 重量% [-]

S_R : スラグ比 [-]

ρ_{Fe} : 鉄鉄中 Fe の重量% [-]

したがって

$$K_R = \{\gamma_{ob} V_{ob} \rho_A / \gamma V (\rho_A)_{ob}\} (K_R)_{ob} \dots\dots\dots (45)$$

$$K_S = \{\gamma_{ob} V_{ob} \rho_B / \gamma V (\rho_B)_{ob}\} (K_S)_{ob} \dots\dots\dots (46)$$

γ : 送風 1Nm³ 当たり発生(還元ガス吹込量を含む)したガス量 [Nm³/Nm³ 送風]

V : 送風量 [Nm³ 送風/min]

なお添字 ob は実積および実測値であり、鉱石 (ore) は FeO_n とし、通常の鉱石に含まれる SiO₂ などはすべてスラグとして別に考慮する。

(4) 還元ガス吹込み操作条件

還元ガスについて温度 (T_{inj}), 組成 (CO, H₂, N₂) および還元ガス吹込量 (V_{inj}) が変化するのであるが、今回はこれらは一定とし、吹込みによる効果と吹込み位置の関係および還元ガス吹込みによる鉄鉄コストの変化を検討する。

吹込位置 (z_{inj}) : 7m, 10m の 2 種類

温度 (T_{inj}) : 1000°C

吹込量 (V_{inj}) : 0.5 [Nm³/Nm³ 送風]

還元ガス組成 : CO 100%

(5) 炉頂羽口間の物質および熱収支

定常状態では鉄鉄生成量 P は物質収支から, (ore/coke) と鉱石直接還元率 ($D.R$) との函数として,

$$P = (12 \cdot 2 X_{O_X} / 22 \cdot 4) / [\beta / (\alpha / \rho_{Fe}) (ore/coke) - \{C_M + C_C + 12 \rho_{Fe} \cdot \eta \cdot (D.R) / 55 \cdot 85\}] \dots\dots\dots (47)$$

X_{O_X} : 送風中 O₂ モル分率 [-]

β : コークス中炭素% [-]

C_M, C_C : 非鉄金属還元, 滲炭の炭素量 [kg/kg-pig]

η : 鉱石中 Fe 原子に対する O 原子の比 [-]

したがって、炉頂でのガスの境界条件なども炉頂羽口間および熱収支から (ore/coke) と ($D.R$) との函数となる。

(6) 計算結果

つぎの 3 つの場合について、アナログ計算機を用いて計算する。

① ガス吹込みのない場合

② ストックラインの下方 7 m の位置からのガス吹込み

③ ストックラインの下方 10 m の位置からのガス吹込み

それぞれの場合につき (ore/coke) と直接還元率を計算し、おのおの最低コークス比あるいは最大出鉄量を達成しうるときの (ore/coke) を求め操業成績を比較すると表 4 のようになる。吹込みガス量は、②の 7 m の位置の場合 564 Nm³/t-pig ③の 10 m の位置の場合 523 Nm³/t-pig である。

図 16 および図 17 にはそれぞれ、②と③の場合の炉内における変数分布を示す。

(7) 経済的検討

コークスを t 当たり 10000 円、還元ガスを Nm³ 当たり 3.5 円として表 5 に示す結果が得られる。以上の計算は、実際高炉のデータを基準にしたものであり、ガス吹込みのない場合とは送風中に水分がなく重油吹込みがない場合としているが、実際には重油を約 45 l/t-pig 使用しており、コークス比は約 530 kg である。したがって、ガス吹込みによるコークス節約のメリットはより減

表 4 計 算 結 果

	出 鉄 量 (t/day)	コークス比 (kg/t-pig)	炉頂温度 (°C)	炉頂ガス利用率 CO ₂ /(CO+CO ₂)	直接還元率	Ore Coke
①ガス吹き 込みなし	1.542	559	184	0.430	0.415	2.40
② 7m位置	1.916	471	281	0.317	0.360	2.85
③10m位置	2.066	433	252	0.367	0.310	3.10

表 5 経済性推定結果

	コークス 節約費 (円/t-pig)	吹き込み ガス量 (円/t-pig)	鉄鉄コスト ト高 (円/t-pig)	出鉄増 (t/day)
7 m位置	880	1 970	1 090	374
10m位置	1 260	1 830	570	524

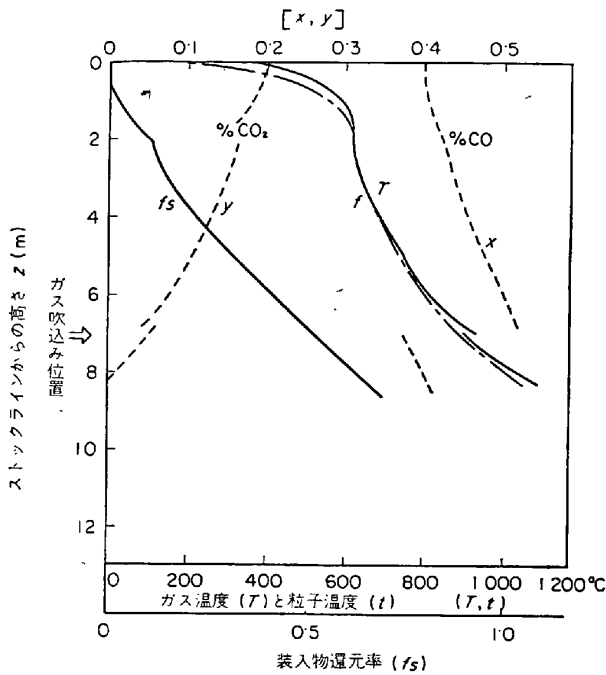


図16 7 m位置での吹き込み

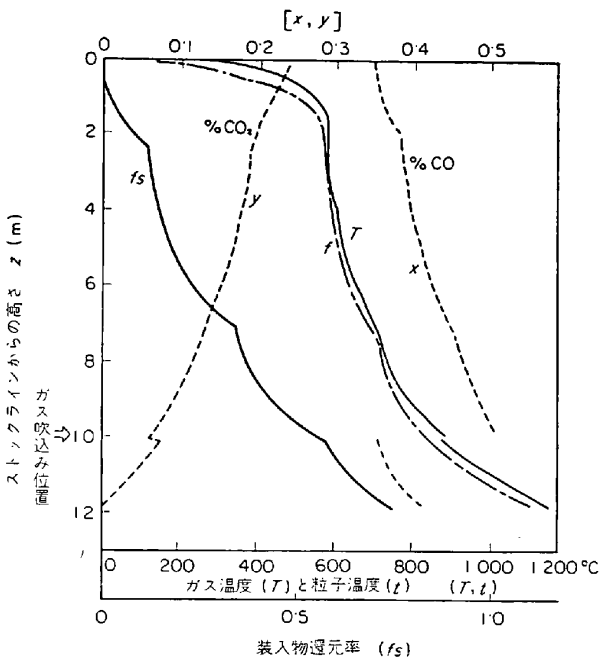


図17 10m位置での吹き込み

少する。一方還元ガス製造費は現在の価格を想定しており将来より安価になることは期待されよう。

表4の計算結果は、単純化した高炉シャフト部のモデルを用いているので厳密とはいえず、またより正確に計算するためには、溶触帯以後をモデル化して検討し、さらに通気性の問題なども考慮しなければならない。なお図16ではCO₂の存在する間接還元領域が短くなっている。この場合には炉下部のモデルを考慮すれば操業不可能となることが考えられ、この際には(ore/coke)を下げても間接還元領域が長くなる操業条件をさがさねばならない。

6. 高炉プロセスへの核熱エネルギーの利用

高炉炉腹部へ1000~1200°Cの還元ガスを吹込むことを考え、このプロセスの系内にてガス冷却型原子炉から発生する熱エネルギーを利用するとすれば、図18に示すような場合を想定しよう。おもな設備は通常の高炉設備に加えて、ガス冷却型原子炉、還元ガスを製造・加熱するためのガス変成炉および800°C以下の熱エネルギーを回収する低温熱交換器とからなる。重油、LNG、LPGなどの炭化水素、またはCO₂を含んだ廃ガスをガス変成炉においてCOとH₂ガスに変成して1000°C以上の温度に加熱する。この場合の熱源としてガス冷却型原子炉から発生する熱エネルギーを用いることができ、十分高熱のHeガスが得られない場合には部分燃焼により吹き込みガスの温度を1000°C以上まで高める必要がある。

還元ガスの吹き込みを増加させるにしたがって、通気障害を起こさないかぎり、コークス比の低下と出鉄量の増加は期待できるが、還元ガスの利用効率は低下して炉頂廃ガスの酸化度は低下し、燃料としてのカロリーは増す。一方還元ガスの吹き込みが増加するにつれて通常羽口からの送風量は減少するので、炉頂廃ガスを主燃料とする熱風炉でのその使用量は、カロリー上昇にともなう減少する。したがって、核熱エネルギーをこのような形で用いる場合には炉頂廃ガスとして存在する800~1000 kcal/Nm³程度のガスを有効に利用することと、低温熱交換器で発生するエネルギーを有効に利用することを考えねばならない。図19に示すように、N₂分率の比較的低い炉頂廃ガスを回収して一般炭などの炭素源と接触させて変成し、その際の反応熱源として核熱エネルギーを利用するのもひとつの方法である。この場合には1000°C以上の熱エネルギーが必要であり、1000~800°C以下の膨大に発生するエネルギーを有効に利用することを考える必要があること、またサイクルが進むにつれて羽口からの送風によつてはいつてくるN₂の濃度が増してくるので、つねに新しい還元ガスを補うなどのコントロールをしないかぎりガス吹き込みが増加して通気障害を起こす可能性がある。

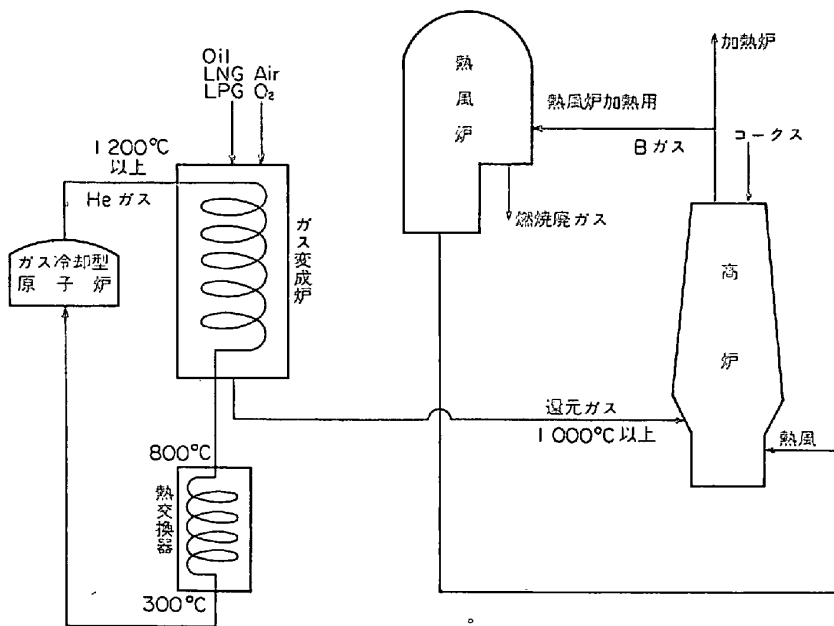


図18 高炉プロセスへの核熱エネルギーの利用想定例の模式図
〔例1〕還元剤を変成したものを高炉に吹込む場合

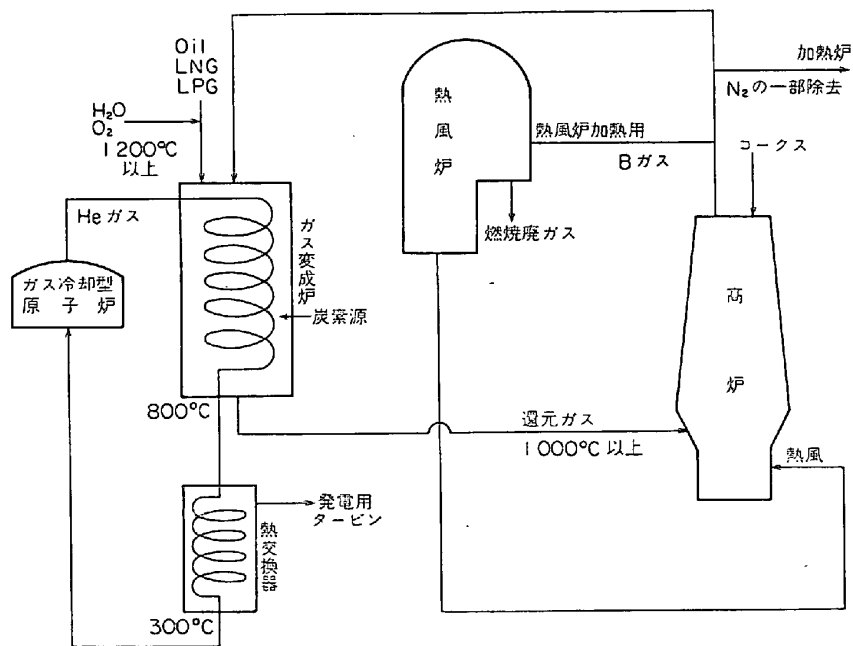


図19 高炉プロセスへの核熱エネルギーの利用想定例の模式図
〔例2〕炉頂ガスを再成したものを高炉に吹込む場合

つぎに理論的検討の中で、高炉炉下部の熱損失や溶銑・溶滓の顕熱、鉄以外の金属の還元反応熱を補うためと溶鉄中に溶解する炭素量、および SiO₂、MnO、P₂O₅ の直接還元に必要なコークス量として、220~260 kg/t-pig と推定したが、もし 1500~1600°C の N₂ ガスが供給可能とすれば、通気障害などの問題は別にして、この高温の N₂ ガスのエネルギーを用いることによつて、この最小必要コークス量のうち理想的な場合には、130~190 kg/t-pig はおきかえることもできるが、もはやこ

うなれば現行の高炉プロセスへの適用というよりも、まったく異なつたプロセスとして検討されねばならず、また 1000~1500°C の N₂ ガスが核熱エネルギーを利用して取り出されるには、原子炉の構造や装置の材質の問題が生じ、将来の検討にまつことになるだろう。

7. 結 言

高炉プロセスへの核熱エネルギーの利用を前提として高炉炉腹部への還元ガス吹込みについて調査検討した結

果、

(1) 装入物温度が 800~1000°C 以上の直接還元がおこる領域以上のできるだけ下部から吹込むことが有利であることは表 4 から明らかである。

(2) 吹込みガス温度は 1000°C 以上であることが望ましく、高ければ顕熱として有効に利用しうる。

(3) 吹込みガス組成は H_2O , CO_2 の分率が低いことが必要で、できれば N_2 ガスの分率も低いことが望ましい。

(4) 還元ガスの吹込みによるコークス比の低下は、酸化鉄の直接還元を間接還元におきかえてゆかなければメリットはない。吹込量が増加すると置換率が悪化することは表 4 から明らかである。なお還元ガス吹込量の最大値は、酸化鉄がすべて間接還元により還元された場合で、そのときの理論的な最低コークス比は、高炉装入鉄添加が金属化率 100% の還元ペレット 100% である場合にそれを溶解するときのコークス比に相当し、その値は操業条件により異なるが、溶解炭素を含めて 220~260 kg/t-pig と推定される。

(5) 吹込み還元ガス量の増加につれて、羽口先で燃焼するコークス炭素量は減少するので、銑鉄 t 当たりの送風量は減少し、シャフト部のガス流速が物理的な限界値を越えるまでは表 4 のように出銑増加を期待しうる。

(6) コークス比の低下、出銑量増加の定量的な値は還元ガスの利用効率が理論的には推定困難なため、実験データがないと予測できない。しかしパラメーターとしてガス利用効率をとった仮定計算、吹込量の比較的低いところでの推定、および一定条件下での予測計算をした。

(7) これらの理論的検討をもとにして推定すると、コークス価格約 10 000 円/t、重油 7 000 円/tとした

場合に、吹込み還元ガス価格を加熱・圧送費も含めて Nm^3 当たり、少なくとも約 3 円以下にしなければ経済的に引合わないと推定されるが、将来コークス価格が上昇し、安価な炭化水素源が豊富に供給されるときには、このかぎりでない。

(8) 核熱エネルギーの利用については、高温ガスの温度や価格的条件が、吹込み還元ガスを製造する場合に有利になれば、十分可能性があると考えられよう。

高炉プロセスへの核熱エネルギーの利用というテーマについて、検討の段階でいろいろな仮定をいれて、理論的な方法にもとづき可能なかぎり定量的な推定をしたがかならずしも十分ではなく、近い将来実験的に立証されることを期待しながらこの調査報告をまとめた。

文 献

- 1) R. WILD: Iron Ore Reduction, (1962), p. 319 ~359 [Pergamon Press]
- 2) B.F.I 委員会調査報告: (昭和41年10月), p. 71
- 3) J. O. RAICK: Iron Steel Engr., 29 (1952) 12, p. 77
- 4) 特許公報: 昭35-13203 テキサコ社出願
- 5) K. McCUTEBEON: Blast Furn. Steel Pl., 53 (1965) 10, p. 936
- 6) R. LAURENT: O.P.D Rept. No 196/63M, June 1963, p. 936
- 7) T. OLOF Dormsjo: Iron Ore Reduction, (1962) p. 279~291, [Pergamon Press]
- 8) P. REICHARDT: Arch. Eisenhüttenw., 1 (1927) 8, p. 77~101
- 9) H. SCHENK and H. SCHULZ: Arch. Eisenhüttenw., 31 (1960) 12, p. 698
- 10) A. RIST and N. MEYSSON: J. Metals, 19 (1967) 4, p. 50~59
- 11) 岡部, 浜田, 渡辺: 鉄と鋼, 55(1969) 9, p. 764 776