

高炉における小塊コークスの混合装入技術と
炉内反応挙動に関する研究

柏原 佑介

ABSTRACT : As the measure for the reduction of reducing agent rate of blast furnace to reduce CO₂ emissions, burden distribution control technique is one of the most important control measures on blast furnace operation. In this study, mixed charging technique of nut coke in the ore layer was investigated as a one of the burden distribution control techniques. The behavior of nut coke in the charging process to the blast furnace was investigated, and new charging technique to control the distributions of the nut coke in the blast furnace was proposed. The reaction behavior of nut coke charged in the blast furnace was investigated, and the effect of the nut coke mixed with the ore on the reduction efficiency and the permeability of the blast furnace was clarified. Following results were obtained in this study.

Chapter 1 was the introduction of this doctoral thesis, and the background of this research, purpose and previous studies was described.

Chapter 2 was the investigation for a new charging technique to improve the distributions of the nut coke mixed in the ore layer at a blast furnace with a center feed type bell-less top. By the new charging technique that the nut coke was charged in the determined port of the upper bunker before the ore was charged in the upper bunker, the discharge pattern of the mixed nut coke discharged from the bell-less top was improved, and the radial distribution of the mixed nut coke ratio at the furnace top after the mixed materials were charged in the blast furnace was also improved. The new charging technique was applied to an actual blast furnace at JFE Steel, and the improvement of gas permeability and the decrease in the coke rate were confirmed.

Chapter 3 was the investigation for the distribution of nut coke mixed in the ore layer in the height direction to improve the reduction efficiency. The reduction test under load was performed with various mixed coke ratio distributions in the height direction. As a result, the ore reduction degree with a high mixed coke ratio in the upper part of the ore layer mixed with coke was higher than the ore reduction degree with a uniform mixed coke ratio from the upper part to the lower part of the layer. The effect of the charging pattern on the mixed coke distribution in the ore layer mixed with coke was investigated by a scale model experiment. As a result, it was possible to form an ore layer with a high coke ratio in the upper part of the ore layer mixed with coke at the furnace top by controlling the burden shape of the mixed materials stacked in the top bunker. An operating test was carried out at JFE Steel's actual blast furnace on the basis of the laboratory test results. Gas utilization improved after this technique was applied.

Chapter 4 was the investigation for clarifying the reaction behavior of ore and coke in the mixed layer. The quantification of the mixing condition of the coke in the mixed layer was carried out by a mathematical model analysis using the discrete element method, and the mathematical model to analyze the reduction and the gasification reactions considering the effect of close arrangement of the ore and coke was constructed. The reduction rate of the ore and the gasification rate of the coke in the mixed layer was affected by the degree of contact between the ore and coke. In addition, the reduction rate of the ore and the gasification rate of the coke in the mixed layer was accelerated by the effects of mutual utilization of the gases generated by the reactions.

Chapter 5 was the investigation for clarifying the behavior of hydrogen reduction on the mixed layer of the ore and coke. The reduction rate through the carbon gasification rate was accelerated by simultaneous use of the coke mixing in the ore layer and hydrogen addition in the reduction gas. The effect of the coke mixing and hydrogen addition on the blast furnace operation was examined using a two-dimensional mathematical simulation model. In case of the ore layer mixed with the coke, hydrogen addition in the reduction gas increased the hydrogen reduction ratio and decreased the direct reduction ratio. As a result, the reducing agent rate decreased and the hot metal temperature increased.

Chapter 6 was the investigation for evaluating the effect of the nut coke rate on permeability in the lower part of the blast furnace. The reduced particle size of the nut coke and the pressure drop in the lower part of the blast furnace was analyzed by using the mathematical model considering reaction acceleration of the mixed nut coke. At high nut coke rates, residual nut coke with a reduced particle size was existed in the lower part of the blast furnace after the coke gasification reaction. The increase in the pressure drop of the coke packed bed in the lower part of the blast furnace was larger than the decrease in pressure drop in the cohesive zone, and as a result, the pressure drop in the lower part of the blast furnace increased.

Chapter 7 was the conclusions of this doctoral thesis, and the improvement effect of the blast furnace operation expected in each chapter were summarized. The approach for the high efficiency operation of the blast furnace by utilization of the nut coke was proposed and evaluated.

目次

第1章 緒論	1
1.1 本論文の背景	1
1.1.1 鉄鋼業の現況と課題	1
1.1.2 製鉄プロセスにおけるCO ₂ 削減への取り組み	6
1.1.3 高炉における小塊コークス使用実績の概要	12
1.2 既往の研究	14
1.2.1 小塊コークスの鉬石層への混合装入方法	14
1.2.2 高炉上部の通気性におよぼす小塊コークス混合の影響	20
1.2.3 高炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合の影響	23
1.2.4 還元性におよぼす小塊コークス混合の影響	28
1.3 本研究の目的と構成	33
1.4 参考文献	35
第2章 垂直2段バンカーにおける鉬石コークス混合装入技術の開発	43
2.1 緒言	43
2.2 貯鉬槽における小塊コークスの排出方法変更による混合コークスの制御	44
2.2.1 実験条件および実験方法	44
2.2.2 実験結果および考察	47
2.3 炉頂バンカーへの小塊コークスの装入方法変更による混合コークスの制御 .	49
2.3.1 実験条件および実験方法	49
2.3.2 実験結果および考察	53
2.3.2.1 小塊コークスの装入方法が下部バンカーからの小塊コークスの 排出挙動におよぼす影響	53
2.3.2.2 小塊コークスの堆積状況が下部バンカーからの小塊コークスの 排出挙動におよぼす影響	56
2.3.2.3 小塊コークスの装入方法が炉内でのコークス混合率分布におよぼす 影響	60
2.4 実高炉での小塊コークスの装入方法変更試験	64
2.5 結言	67
2.6 参考文献	68

第3章	パラレルバンカーにおける小塊コークスの高さ方向混合率制御技術	
	の開発	70
3.1	緒言	70
3.2	鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼすコークス混合率分布の影響	71
3.2.1	実験方法	71
3.2.2	実験結果	75
3.3	鉍石コークス混合層内のコークス混合率分布におよぼす装入方法の影響	76
3.3.1	実験方法	76
3.3.2	実験結果および考察	83
3.3.2.1	炉頂バンカーからの排出時のコークス混合率の変化	83
3.3.2.2	炉内堆積面におけるコークス混合率分布	85
3.4	鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率分布制御の実炉試験	87
3.5	結言	90
3.6	参考文献	91
第4章	鉍石コークス混合層の還元ガス化反応におよぼすコークス粒子配置	
	の影響	92
4.1	緒言	92
4.2	実験条件および実験方法	92
4.3	実験結果	94
4.4	考察	97
4.4.1	還元ガス化反応におよぼすガスの相互利用の効果	97
4.4.2	焼結鉍とコークスの混合充填層内におけるコークスの粒子配置	102
4.4.3	還元ガス化反応の数学モデル解析	107
4.5	結言	113
4.6	参考文献	114
第5章	鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼす水素添加の影響	116
5.1	緒言	116
5.2	実験方法	116
5.3	実験結果および考察	120
5.3.1	還元率および最大差圧におよぼす混合コークスおよび水素の影響	120

5.3.2	カーボンガス化反応におよぼす混合コークスおよび水素の影響	121
5.3.3	水素添加によるカーボンガス化反応の促進	124
5.4	高炉操業におよぼす水素添加の影響解析	126
5.5	結言	135
5.6	参考文献	136
第6章	未消失混合小塊コークスが高炉下部通気性におよぼす影響	137
6.1	緒言	137
6.2	高炉内における混合コークスの粒径変化予測	138
6.2.1	計算方法	138
6.2.2	計算結果	141
6.3	未消失小塊コークスを考慮した高炉下部充填層を模擬した 通気性評価実験	144
6.3.1	未消失小塊コークスを考慮したコークス充填層における空隙率の 推定方法	145
6.3.2	未消失小塊コークスを考慮したコークス充填層の圧力損失測定実験	148
6.3.2.1	実験方法および実験条件	148
6.3.2.2	実験結果	148
6.4	未消失混合コークスが炉下部通気性におよぼす影響解析	150
6.4.1	計算方法	150
6.4.2	計算結果	153
6.5	結言	158
6.6	参考文献	159
第7章	結論	161
謝辞		165

第1章 緒論

1.1 本論文の背景

1.1.1 鉄鋼業の現況と課題

素材産業はあらゆる産業の基盤となる極めて重要な産業である。その中でも特に鉄は地殻を構成する元素の約 5%を占め、さらに鉄によって製造された製品は金属製品の約 90%を占めるとも言われており、現代生活に欠かせない最も有用な素材の1つである。鉄は通常、酸化物または水和酸化物の状態で存在する。このうち製鉄原料として活用することができる品質の物がいわゆる鉄鉱石と呼ばれている。この酸化鉄から炭素を熱源および還元材として利用することによって銑鉄が製造され、現代においてもその生産が続けられている。Fig. 1-1 に世界および主要国における鉄の生産量の推移を示す^{1,2)}。日本では 1970 年代前半までの高度経済成長期に大幅に生産量が増えており、産業の発展に貢献している。以降、世界的に見ても生産量の増加が緩やかになり、世界の粗鋼生産量は年間約 8 億トンレベルで推移していた。しかし 2000 年代に入り特に中国の生産量の大幅な増加の影響を受け、近年では年間 16 億トンを超える

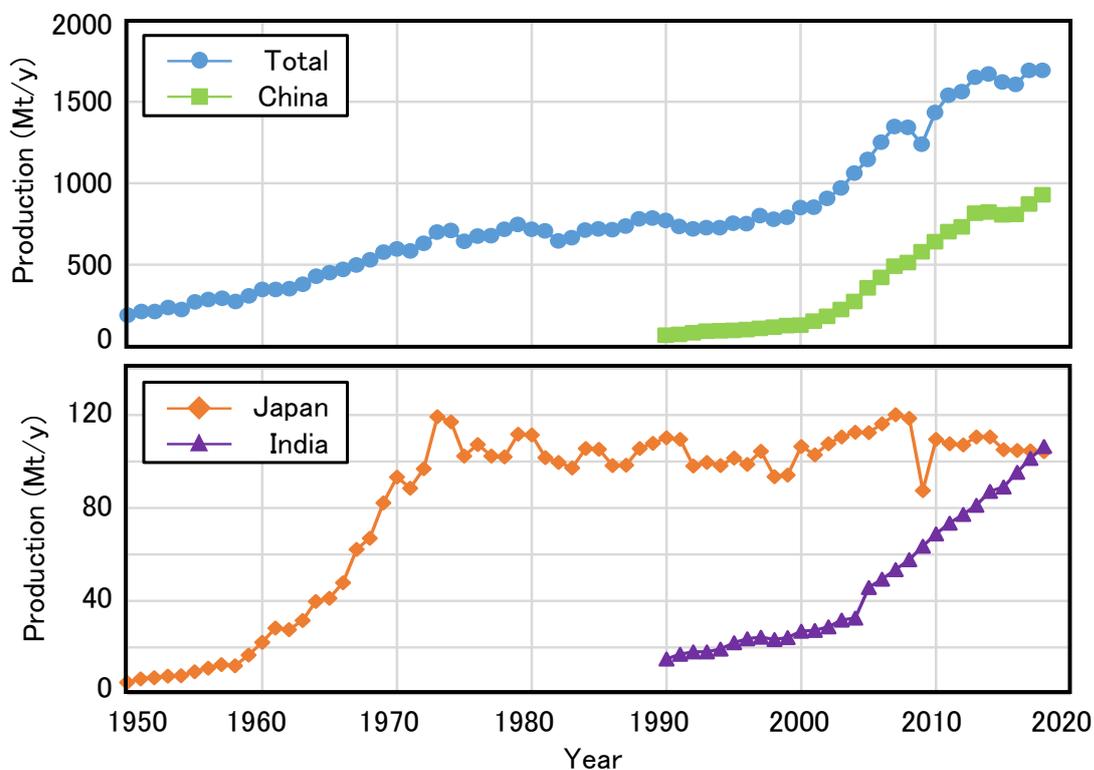


Fig. 1-1. Trend of crude steel production.

レベルで推移している。中国の粗鋼生産量は年間約8億トンにまで急激に成長したが、近年では飽和傾向となっている。日本はリーマンショックの影響で2009年に一時的な減産があったものの年間約1億トン程度で推移している。またインドの生産量が2017年には1億トンを超えるまでに成長し、2018年には日本の生産量を上回っている。

将来の鉄鋼需要の推計も行われており^{3,4)}、Fig. 1-2に推計結果の一例を示す。鉄鋼需要は今後も増加すると推定されており、2100年には年間25億トンを超えると推計されている。ただしその内訳は大きく変わり、現状では主流である鉄鉱石の天然資源由来の鉄鋼材需要は2020年から2030年をピークとして徐々に減少し、2050年から2060年にはスクラップ由来の鉄鋼材需要よりも少なくなる。しかし2100年においても天然資源由来の鉄鋼材供給は約30%を占めており、スクラップだけでは需要量を賄うことができないとされている。したがって鉄鉱石等を使用した鉄の生産は今後も維持されると考えられ、さらに鉄鋼業において現在の主流である高炉-転炉法による鉄の生産はこの先も重要な役割を占めると考えられる。

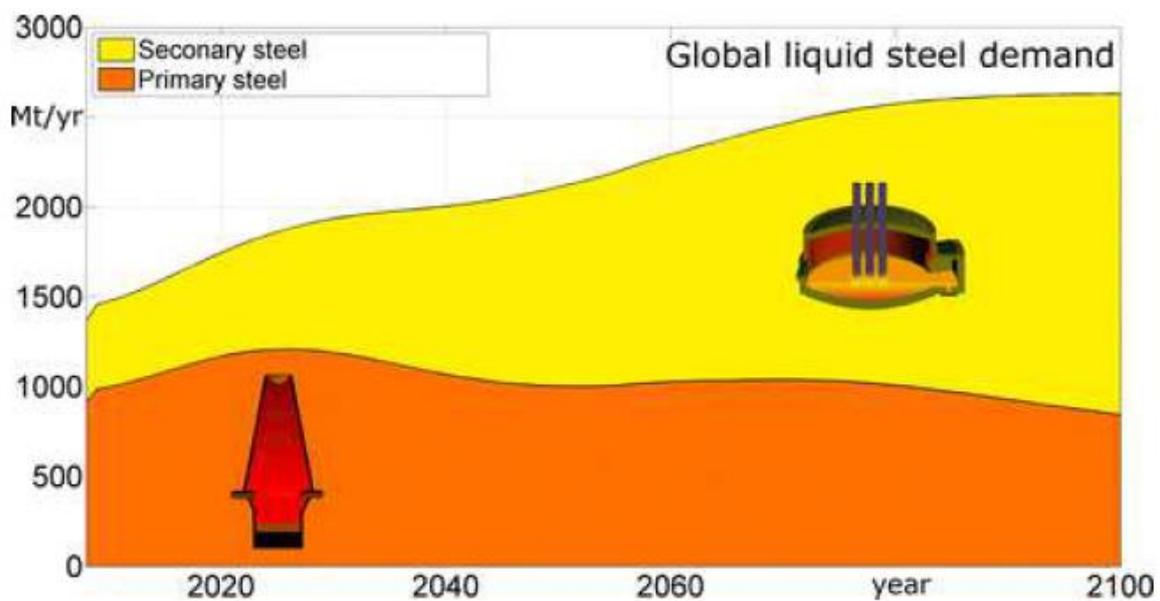


Fig. 1-2. Estimation of global steel demand.³⁾

環境問題に目を向けると、世界的規模の地球温暖化対策として CO₂ 排出量削減が望まれている。世界的な取り組みとして、1992 年の国際連合会議で地球温暖化問題に関する国際的な枠組みを設定した気候変動に関する国際連合枠組条約が採択され、温室効果ガスをどの程度低減する必要があるか各国が目標を定めることになり、議論が行われることになった。そして新たな国際的な約束として、先進国における 2000 年以降の具体的な取組みは 1997 年に開催された地球温暖化防止京都会議で京都議定書としてまとめられた⁵⁾。ここで日本は 2010 年における CO₂ 排出量を 1990 年に対して 6%削減することが目標として定められた。しかし京都議定書では先進国に対する義務が課されただけであり、2000 年以降に急速に発展した中国やインド等の途上国は、実際の CO₂ 排出量が多いにも関わらず含まれていなかった。そこで 2015 年に開催された会議でパリ協定⁶⁾ が合意され、2016 年に発行した。これは締結国だけで世界の温室効果ガス排出量の約 86%、世界 159 か国をカバーするものであり、世界各国の地球温暖化に対する関心が非常に高いことがわかる。パリ協定では、産業革命前 (1870 年) からの世界の平均気温上昇を 2℃以内とし、さらに 1.5℃に抑える努力をすることが目標に掲げられている。日本では 2030 年度の温室効果ガスの排出量を 2013 年度の水準から 26%削減する非常に高い目標が定められた。Fig. 1-3 に 2015 年における鉄鋼主要国の転炉鋼の一次エネルギー原単位の推定結果について、日本を 100 とした値を示す⁷⁾。日本の鉄鋼業はこれまでも省エネに関する取り組みを多数行っているため、鉄鋼主要国の中で最も優れたエネルギー原単位であると推計される。したがって更なる省エネ活動により CO₂ 排出量を大幅に削減していくことは非常に困難であると考えられるが、これらを達成するための取り組みは引き続き実施していく必要がある。

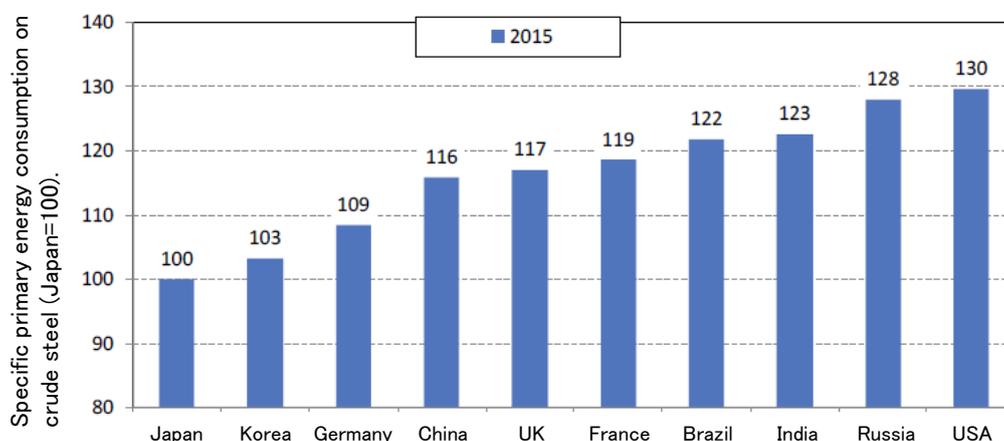


Fig. 1-3. Comparison of specific primary energy consumption on crude steel.⁷⁾

鉄鋼業は、日本国内における CO₂ 排出量の比率が高く、CO₂ 排出量削減に対する重要な役割を担っている。Fig. 1-4 に 1990～2015 年度における部門別 CO₂ 排出量の推移を、Fig. 1-5 に 2015 年度における製造業における CO₂ 排出量の内訳を示す⁸⁾。鉄鋼業における CO₂ 排出量は、日本の製造業における CO₂ 排出量の約 48% を占め、日本全体で見ると約 13% を占めていることがわかる。

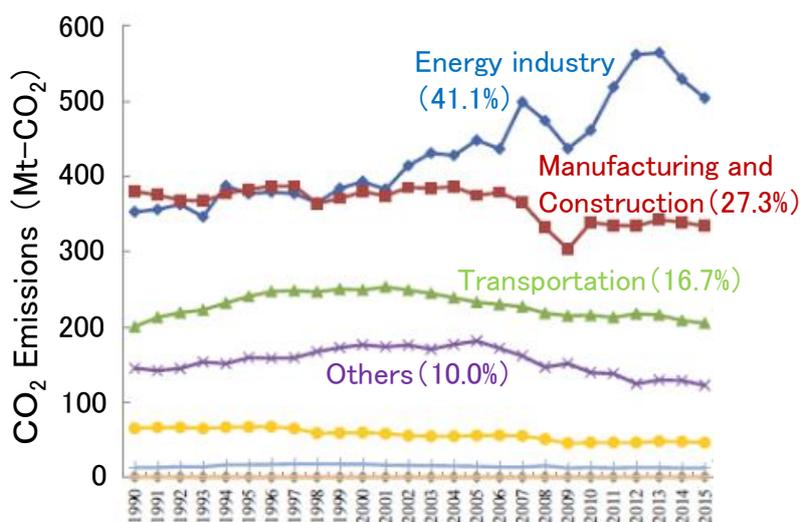


Fig. 1-4. Changes in CO₂ emissions by industrial sector. (1990～2015)⁸⁾

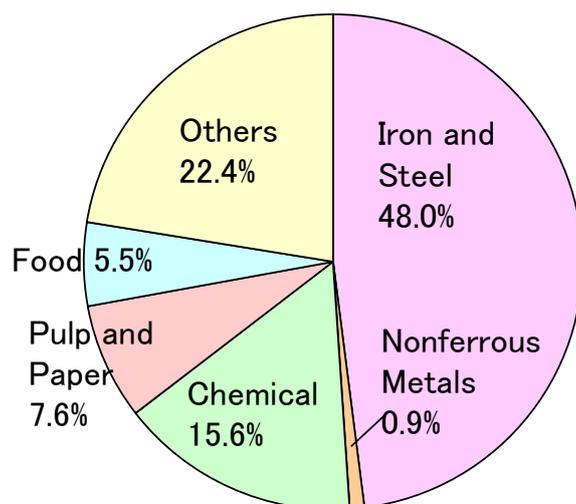


Fig. 1-5. Breakdown of CO₂ emissions on in manufacturing industry. (2015)

これらの背景から、日本鉄鋼連盟では1996年に鉄鋼業界の自主行動計画⁹⁾を定め、1990年の鉄鋼生産における消費エネルギーに対して2010年の消費エネルギーを10%低減（CO₂排出量9%削減）することを目標に定め、操業改善や新技術の導入による省エネ活動に取り組んできた。Fig. 1-6に鉄鋼業全体のCO₂排出量を、Fig. 1-7に1990年度を基準とした鉄鋼業全体のCO₂排出原単位指数の推移を示す。2010年のCO₂排出量は、1990年のCO₂排出量に対して約9%削減、粗鋼あたりのCO₂排出原単位は約7.8%低減した。さらなるCO₂削減を目標として日本鉄鋼連盟では引き続き低炭素社会実行計画^{10,11)}を推進しており、今後ますますCO₂削減のニーズは高まってくると予想される。特に日本における粗鋼生産の約75%を占める一貫製鉄所において、そこからのCO₂排出量の約70%を占める製鉄工程の果たすべき役割は非常に大きい。したがって製鉄工程におけるCO₂削減の推進は今後も重要な課題であると考えられる。

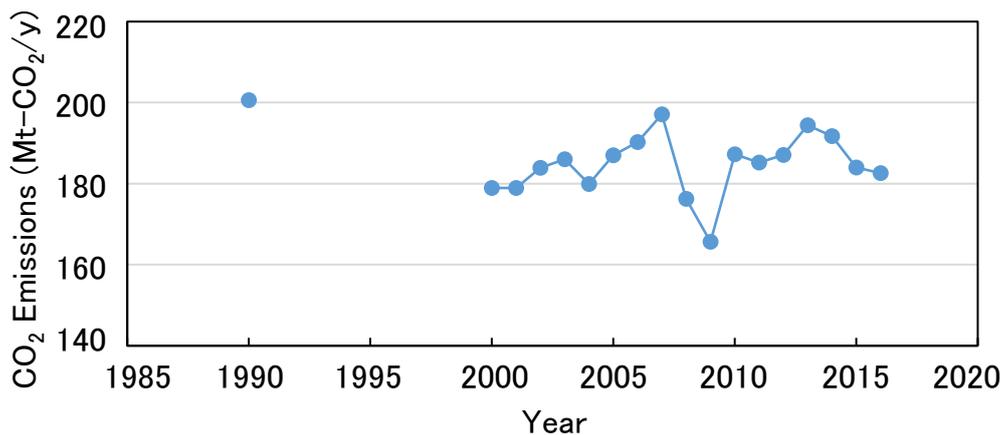


Fig. 1-6. Change in CO₂ emissions from steel industry in Japan.

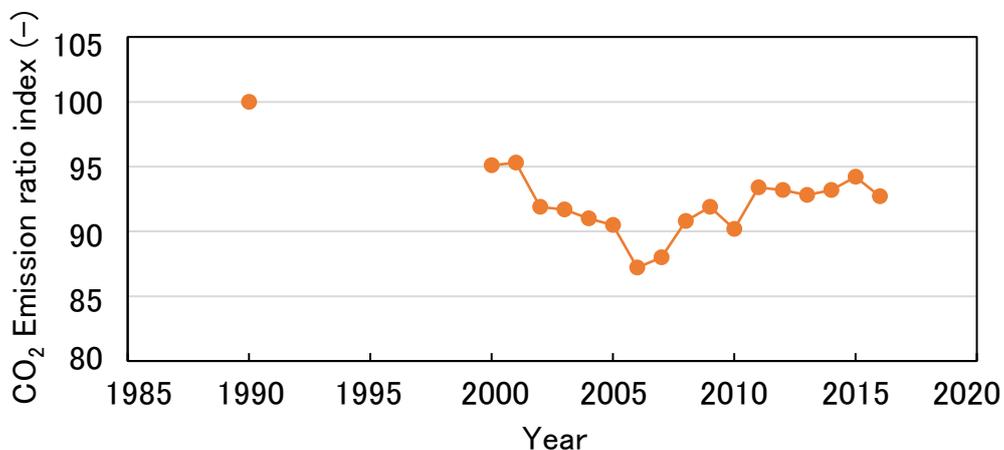


Fig. 1-7. Change in CO₂ emission ratio index.

1.1.2 製鉄工程における CO₂ 削減への取り組み

まず製鉄工程の概要について説明する。Fig. 1-8 に製鉄工程の概要を示す。製鉄工程とは、鉄鉱石等の主原料から酸化鉄を還元、熔融し、銑鉄を製造するプロセスである。その銑鉄を製造するプロセスにおいて現在主流となっているのが高炉法である。高炉は炉頂から粉鉱石を焼結機で焼成した焼結鉱、塊鉱石そしてペレット等の主原料と、石炭をコークス炉で乾留したコークス等の還元材を層状に装入し、炉下部の羽口から熱風の送風と現在では多くの高炉で行われるようになった石炭を微粉碎した微粉炭等の補助還元材吹込みを行い、溶銑を製造する反応装置である。近年では設備の集約と操業の効率化を追求するため高炉の大型化が進んでおり、特に日本国内では 5000m³ を超える大型高炉が多数を占めるようになった。その規模からも明らかなように、高炉では溶銑を製造するために多量のエネルギーを消費し、またコークス等の炭材を還元材として使用している。そのため高炉で使用した炭材由来の CO₂ 排出量としては、関連設備である熱風炉を含めると銑鉄を生産する工程である製鉄工程の中の 62%¹²⁾ を占めるため、日本の CO₂ 排出量の約 6% に相当する。したがって高炉での CO₂ 排出量を削減することは、製鉄所だけではなく日本全体の CO₂ 削減量に対しても非常に大きなインパクトがある。

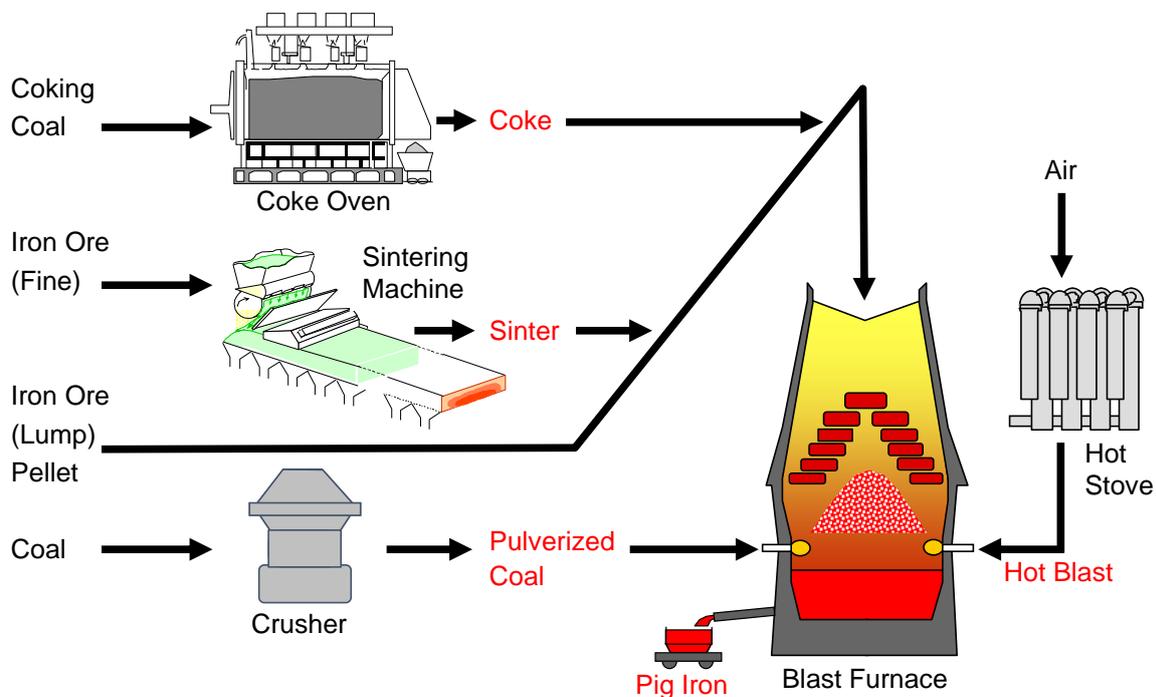


Fig. 1-8. Outline of ironmaking process.

次に製鉄工程における CO₂ 排出量低減について説明する。Fig. 1-9 に一貫製鉄所における典型的なカーボンの流れを示す^{12,13)}。系内へのインプットカーボン (X) は石炭として製鉄所に導入され、主に製鉄工程において熱源と還元材として使用される。またコークスの製造で発生するコークス炉ガス (COG) と高炉から排出される高炉ガス (BFG) は、エネルギーとしてコークス炉、焼結機、熱風炉といった主要な付帯設備で使用され、そして余剰エネルギー (E) は圧延などの下工程に供給される。ここで余剰エネルギーの一部は、発電プラント、酸素製造プラントで利用され、それぞれ電力および酸素として製鉄工程で使用される。製鉄所からの排出カーボンは、製鉄工程からの排出 (Y)、コークス炉からのタールとしての排出 (Z)、発電プラントからの排出 (P)、そして下工程からの排出 (Q) の合計はインプットカーボンと等しく、この関係は次式で表される。

$$X = Y + Z + P + Q \quad \dots (1-1)$$

各プロセスにおけるカーボンの排出量 (Y, Z, P, Q) は、製鉄工程から排出される CO₂ のうち、高炉で直接生成する CO₂ は全体の約 20% であり、その他は製鉄工程から各プロセスに供給されたコークス炉ガス、高炉ガス、そして溶鉄中の炭材の使用等に伴う CO₂ の発生である。高炉でコークス等の炭材の使用量を低減すること、すなわち還元材比の低減は、高炉での発生ガス量の低減だけではなく、コークス炉の稼働率低下に伴う乾留熱量および発生ガス量の低減、そして高炉での必要熱風量の低減に伴う熱風炉エネルギーの削減となり、最終的には各プロセスに供給された炭材等の使用に伴い発生する CO₂ の低減となる。したがって高炉の還元材比低減は製鉄工程におけるカーボン使用量の削減、すなわち CO₂ 排出量の削減に向けて非常に重要である。

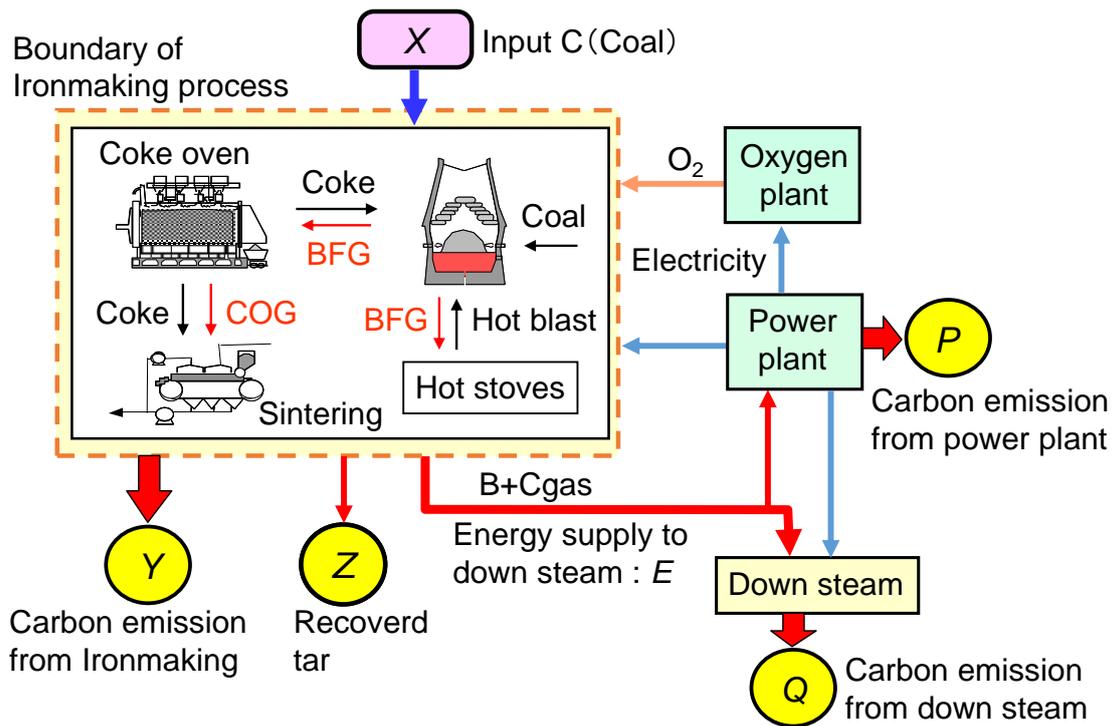


Fig. 1-9. Carbon flow in typical integrated steel works. ¹²⁾

高炉における還元材比削減についてリスト線図^{14-17,19)} (Fig. 1-10) を用いて説明する。リスト線図は2次元の座標軸上に高炉内の熱物質収支を1本の直線(操業線:線分 AP) で示したものである。横軸は、ガス組成の酸素/炭素、縦軸は酸化鉄の組成の酸素/鉄の原子数比である。高炉内ではヘマタイト (Fe_2O_3) からマグネタイト (Fe_3O_4)、 Fe_3O_4 からウスタイト (FeO)、そして FeO から鉄 (Fe) への還元が行われるが、それぞれの還元反応において還元平衡となるガス組成 (CO と CO_2 の比率) が存在する。高炉内でガスと装入物の温度がほぼ一致して熱交換が行われず温度が変化しない領域である熱保存帯における鉄とウスタイトの還元平衡となるガス組成が W 点で表される。この W 点に対して操業線がどの程度近づいているかを表す指標がシャフト効率として定義され、ガス還元が最も効率的に行われた状態に対する操業の度合いを表す指標として用いられる。操業線の傾きは、炭素/鉄の原子数比(装入 Fe 当りの CO のモル数)を表すため、還元材比(溶銑トン当たりを使用するコークス等の還元材の量)に対応する。したがって鉱石やコークスの反応性向上、装入物分布制御等を行い、操業線の傾きを小さくするように操業条件を変化させることにより、還元材比を低減することができる。現行の高炉操業では、装入物分布制御等による鉱石層の還元性改善によりシャフト効率の向上を達成し、還元材比を低減する操業を狙って

おり、これまでもそのような取り組みが行われてきている¹⁸⁾。

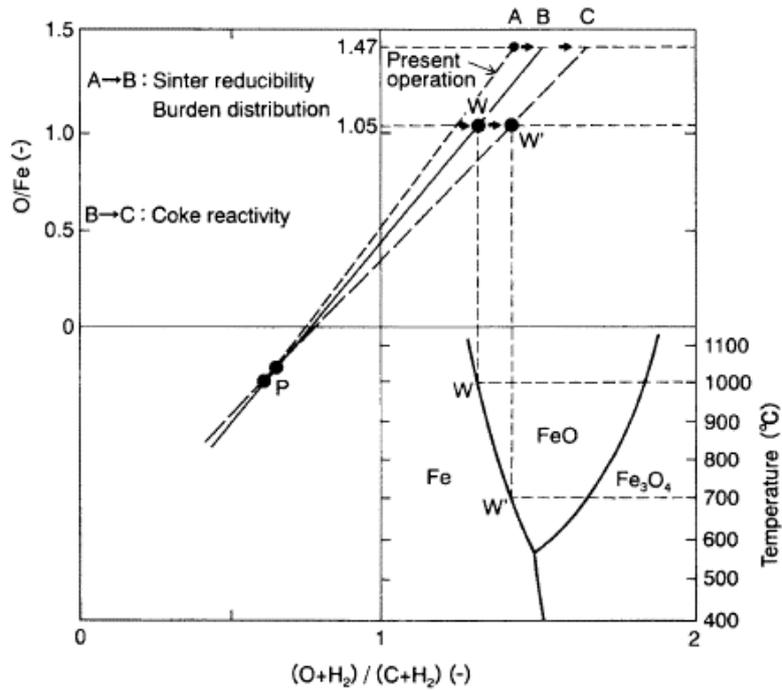


Fig. 1-10. Diagram of blast furnace operation considering heat balance and reduction equilibrium (Rist diagram).¹⁹⁾

Fig. 1-11 に日本の高炉における還元材比の平均値の推移を示す²⁰⁾。還元材比低減に関する取り組みはこれまでも行われており、1950年代には還元材比が1000 kg/t を超える操業であったが、装入物分布制御の改善、原料の整粒強化、焼結鉱品質の改善、コークス品質の改善、送風温度の高温化、高酸素富化送風、高炉の高圧化、高炉の大型化等の取り組みにより高炉操業の高効率化を実現し、現在では還元材比500 kg/t 程度にまで低減されている。

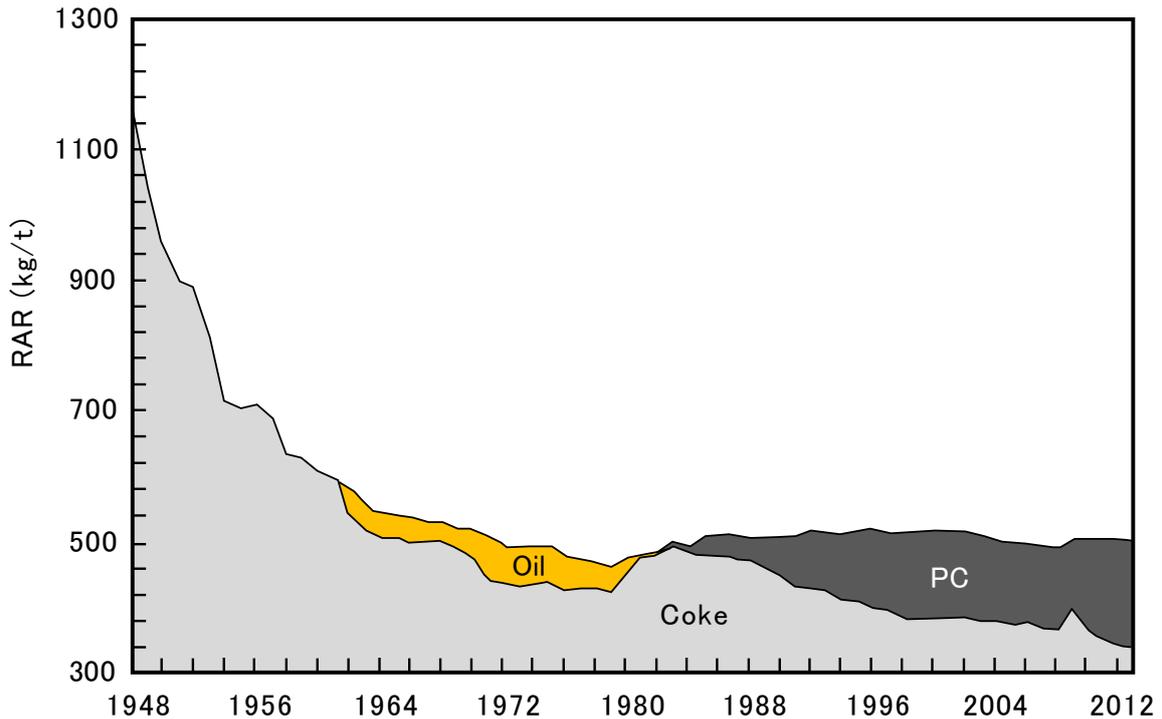


Fig. 1-11. Transition of reducing agent rate (RAR).

今後さらなる高炉操業の還元材比の低減を達成するためには、高効率操業と安定操業技術の両立、すなわち還元効率の向上、溶銑温度制御の高精度化、そして通気性の確保等の多くの課題が考えられる。これらの課題を解決し、高炉の高効率操業の追求、そしてCO₂削減を達成するため、産学連携による多くのプロジェクトや研究会が行われている。エネルギー半減・環境負荷ミニマムを目指した高炉における革新的製錬反応に関する研究（コンパクト高炉）²¹⁾では、還元ガス化反応の高速化技術として、鉍石と石炭を近接に共存させることにより、カップリング反応を利用できることが明らかにされた。鉍石・炭材の近接配置による高炉の還元平衡制御²²⁾では、炭材と鉍石の距離の短縮によるカップリング反応を活用した還元ガス化反応の改善効果に関して系統的に研究された。資源対応力強化のための革新的製銑プロセス技術開発（フェロコークス）²³⁻²⁷⁾では、酸化鉄、金属鉄、炭材の複合塊成物であるフェロコークスの製造および大型高炉での装入試験が行われ、還元材比の低減を確認した。環境調和型製銑プロセス技術開発（COURSE50）²⁸⁻³²⁾では、高炉での水素還元の活用と高炉排ガスからのCO₂分離回収技術から構成される低炭素プロセス化により、2030年までに製銑工程におけるCO₂排出量を30%削減することを目的に研究が行われている。また水素系還元材吹込みにより還元材を炭素から水素に一部置換することによって

CO₂を削減する技術³³⁻³⁸⁾や、スクラップ等のメタリック原料の多量使用による還元材比低減³⁹⁻⁴¹⁾も検討が行われている。

このような革新的な技術開発は、抜本的な還元材比低減に対して極めて重要であると考えられる。しかし大幅なプロセス変革となるため、大幅な操業変更が行われることになり、これまでの経験の蓄積による最適操業条件の探索が容易ではないと考えられる。したがって現行の操業技術をベースとしたアプローチにより上述した将来技術への転換について検討することは、安定操業を継続しつつ革新技術を適用するために重要である。例えばフェロコクス、含炭塊成鉱⁴²⁻⁴⁷⁾のような革新原料を高炉で使用した場合、その効果として近接配置による還元ガス化反応の高速化が報告されている。これは炭材と鉱石が近接に配置された場合、カップリング反応により炭材のガス化開始温度が低下し、還元反応が促進される現象として考えられており⁴⁸⁻⁵⁰⁾、還元材比が低減すると考えられる¹⁹⁾。このような革新原料の高炉使用では Fig. 1-12 に示すように、従来から高炉で実施されている鉱石層への小塊コークスの混合装入技術⁵¹⁾を含めて、酸化鉄と炭材との距離がミリオーダーからミクロンオーダーへの進展とともに反応速度が上昇するとして整理されている⁵²⁻⁵⁴⁾。革新原料は小塊コークスと同様に鉱石層に混合して使用することが想定されているため、小塊コークスの混合装入技術は非常に重要である。

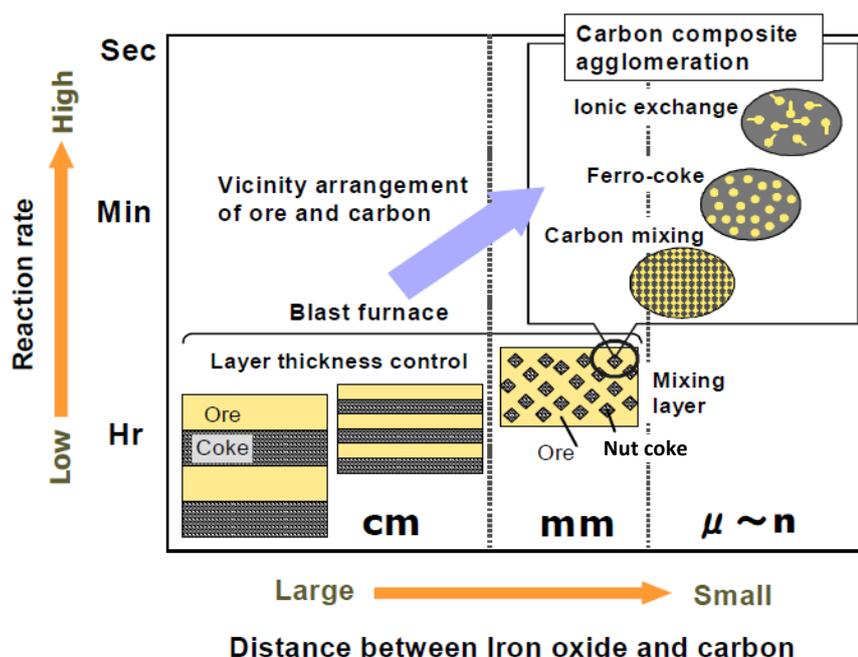


Fig.1-12. Relationship between reaction rate and arrangement of iron oxide and carbon.⁵²⁾

1.1.3 高炉における小塊コークスの使用実績の概要

Fig. 1-13 に典型的な製鉄プロセスにおけるコークスのフローを示す。コークス炉から高炉に向けて搬送されるコークスのうち、大粒径である篩上の塊コークスが 70～80%を占めるが、塊コークスの篩下コークスから粉コークスを篩分けで除いた小粒径の小塊コークスも 10～20%発生する。小塊コークスは、一般的には 10～40 mm 程度の粒径コークスであり、高炉の炉頂から装入してコークス層を形成させるために使用されている塊コークスとは異なり、比較的粒径が近い鉱石層内に混合して使用される。小塊コークスは塊コークスより粒径が小さく圧力損失が大きくなるため、通気性の確保が必要とされる高炉には一般的には不向きである。しかし小塊コークスを高炉で利用することによりコークスの利用率が向上するため、コストメリットも大きい。そのため小塊コークスの高炉での利用技術の開発に関するニーズは高い。

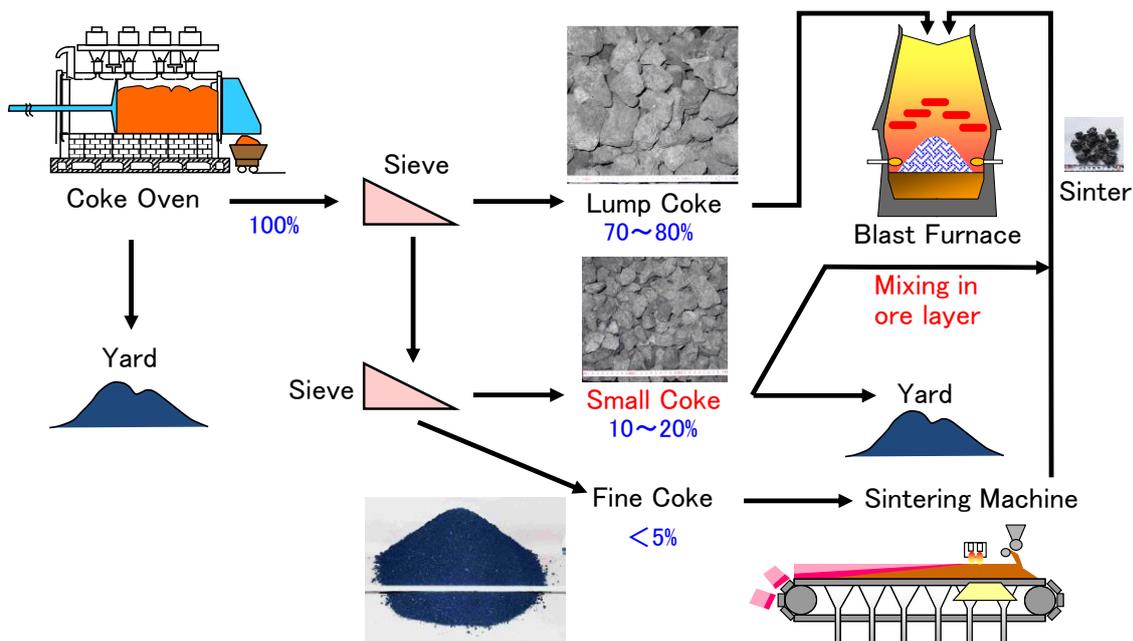


Fig.1-13. Typical process flow of coke in ironmaking process.

小塊コークスの高炉使用のコンセプトは 1970 年代には提示されており、小塊コークスを鉱石層に混合装入する技術として実用化されていた⁵¹⁾。その後、徐々にその使用量が拡大してきており、大型高炉でも現行の高炉操業においては、小塊コークス比 85 kg/t 程度までの使用実績が報告されている⁵⁵⁻⁵⁸⁾。また小塊コークス比 20 kg/t 程度

の少量で高炉を使用する場合には、高炉操業におよぼす影響は小さいが^{59,60)}、それ以上の小塊コークス比で高炉を使用する場合には、炉床の通液性悪化に起因すると推定される出銑滓能力の低下による生産量の低下⁶¹⁻⁶³⁾、小塊コークスの炉壁部への偏析により鉍石層における小塊コークスの占める比率が過多となりガス流れが周辺流化する⁶⁴⁾といった高炉操業への悪影響が発生すると報告されている。しかしながら、小塊コークスの偏析を抑制する装入物分布制御技術の適用によりガス流れの周辺流化を抑制し、小塊コークス比 100 kg/t まで増加させた操業実績⁶⁴⁾、そして小塊コークスの高反応性化によるガス利用率の向上等による炉熱の改善⁶⁵⁾が報告されている。しかし小塊コークスの使用による炉内反応の改善メカニズムや通気性の確保に関してはこれまであまり検討が行われていない。したがって小塊コークスの使用による炉内反応メカニズムを明らかにし、装入物分布制御技術を活用して小塊コークスの偏析を抑制しつつ適正に制御することにより、高炉の通気性を改善し、小塊コークスの有効利用技術を確立することがさらなる改善に向けて重要であると考えられる。

1.2 既往の研究

1.2.1 小塊コークスの鉱石層への混合装入方法

高炉は炉頂から鉱石等の主原料とコークス等の還元材を層状に装入し、炉下部の羽口から熱風の送風と補助還元材吹込みを行い、溶銑を製造する。実際の高炉操業で外部から操作できる部分は、炉頂での装入、羽口からの熱風の送風、そして補助還元材の吹込みだけである。特に炉頂での装入操作は、主に高炉内の半径方向におけるコークスと鉱石の装入比率を変えることにより、炉内の半径方向におけるガス流れ分布を制御し、還元効率および通気性の制御を行うことができるため、高炉操業においては最も重要な制御手段の一つである。一般的にこのような炉頂での鉱石、コークス等の装入操作は、装入物分布制御と呼ばれている。

装入物分布制御では、一般的には中心部のガス流れを強化しつつ炉壁近傍の狭い領域のガス流れを確保することが必要とされている⁶⁶⁾。このような制御を高精度に行うため、高炉内に原料を装入するための装置である装入装置が開発された。Fig. 1-14 に代表的な装入装置の模式図を示す。装入装置は大きく分けてベル式、ベルレス式がある²⁰⁾。ベル式装入装置は、ベルを上下動させることで炉頂のホッパーを開閉し、ホッパーから装入物を落下させて高炉内に装入する。装入能力と円周方向の装入物の均一性に優れた特徴を持つ装置であるが、装入物の落下位置を調整する機能に乏しく装入物分布制御を行うには不向きである。一方ベルレス式装入装置は、炉頂に装入物を貯留したバンカーを有し、バンカーから排出した装入物について旋回シュートを通じて高炉内に装入する。旋回シュートの角度調整により、ベル式では不向きとされた装入物の落下位置を調整する機能に優れた特徴を持ち、細かな装入物分布制御を行うこと

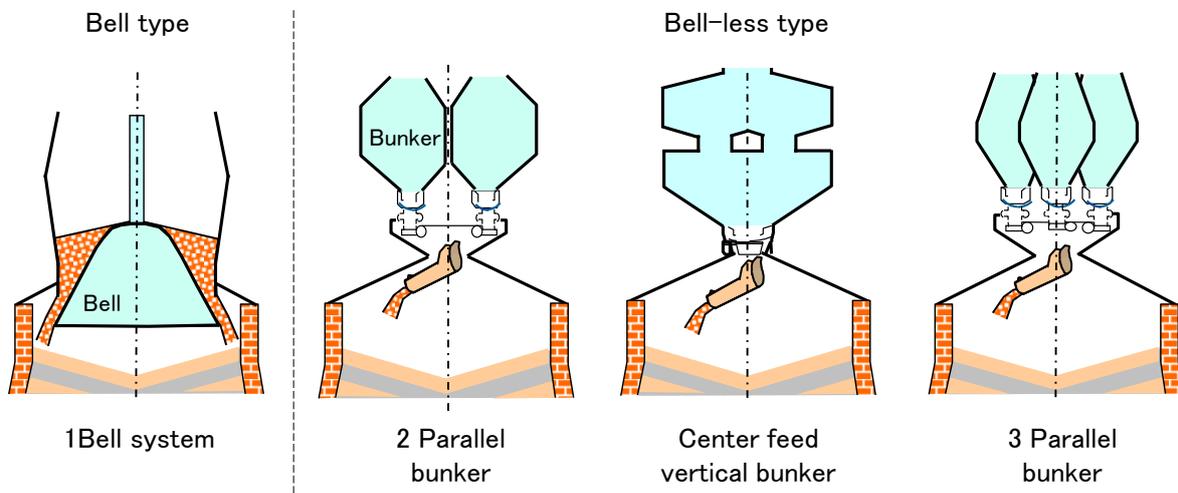


Fig. 1-14. Type of top charging system for blast furnace.

が可能である。かつては 1850 年に George Parry によって発明された炉頂閉塞装置⁶⁷⁾が原形とされるベル式装入装置が主流であった。しかし 1970 年代に高炉の大型化が進められるに伴い、半径方向における装入物分布制御の重要性が高まり、ベル式に比べて装入位置調整の自由度が高いベルレス式に移行した。ベルレス式においては、当初は炉頂バンカーが並列に配置された 2 パラレル方式であった。しかしバンカー位置による高炉内における装入物の落下位置偏差が円周方向における装入位置の不均一性につながるという課題があった。そのため炉頂バンカーを上下に配置した垂直 2 段方式が導入され始めた。高炉の中心軸上から装入物を落下させるバンカーとなり円周方向の不均一性は解消された。しかし装入系統が 1 系統であるため、装入が完了するまで次回装入用の装入物をバンカー内に貯留させておくことができず、装入能力が低下するという課題があり、高出銑比操業には不向きとされた。そこで円周方向の不均一性を緩和しつつ、装入能力を改善した 3 パラレル方式が開発された⁶⁸⁾。

このような装入装置の開発は、装入物分布制御技術の進化をもたらしている。装入物分布制御では、主に還元効率の向上と通気性の確保を目的として行われる。しかし従来から行われている半径方向の層厚分布制御では、層厚分布を均一に近づけるとガス流れが均一化されることにより還元効率は向上するが、通気抵抗も半径方向で均一化されるため層全体の通気抵抗は上昇する。したがって還元効率の向上と通気性の確保の両立は一般的には困難とされている。奥野ら¹⁸⁾は、高炉で使用する焼結鉱を細粒と粗粒に区別し、それぞれを個別に高炉内に装入する粒度別装入法を考案した。これは空隙率の高い粗粒焼結鉱と、還元性が高い細粒焼結鉱を適正な位置に装入することで通気性の改善とガス利用率の向上を達成している。しかし事前に焼結鉱を分離するプロセスを必要とするため、試験操業の実施に留まっている。この粒度別装入法は、通常高炉では使用しない篩下の細粒焼結鉱、細粒ペレットを使用する装入技術にも活用されている⁶⁹⁻⁷³⁾。しかし篩下の細粒原料を使用する場合には、還元性の向上と従来使用していない原料の有効利用の効果は得られるが、従来よりも小粒径の原料の使用により装入物の平均粒径が低下するため、通気性の改善効果は期待できない。

高炉装入物の有効利用技術としては、塊コークスの篩下コークスを使用する技術である鉱石層内へのコークスの混合装入技術がある。この技術は、還元効率の向上と通気性の改善が同時に達成されることが知られている。この技術では鉱石層内へコークスを均一に分散させた状態にすることが理想とされている。しかし貯鉱槽から高炉炉頂部そして高炉内に至る搬送過程のあらゆる容器内で鉱石とコークスの混合原料が堆積する過程で、粒度・密度が鉱石と異なるコークスは鉱石層から分離・偏析するた

め⁷⁴⁻⁷⁷⁾、現状では鉍石層内へコークスを均一に分散させた状態には至っていない。したがって鉍石層内におけるコークスの分布状態をより均一に近づけ、この小塊コークスの混合装入技術をより高度化させるための装入方法に関する技術開発が行われている⁷⁸⁻⁸⁷⁾。

小塊コークスの装入方法の変更についていくつか検討例がある⁷⁸⁻⁸²⁾。奥田ら⁷⁸⁾は、実炉での小塊コークスの原料層からの排出方法を変更した場合において原料層から高炉の炉頂に搬送する装入ベルトコンベア上でサンプリングを行い、小塊コークスの混合状況を調査した。Fig. 1-15に示すように、鉍石の排出に対して小塊コークスを均一に排出した場合が最も偏差が小さいと報告している。しかし実操業において操業におよぼす影響までは評価できていない。村尾ら⁸²⁾は、小塊コークスの排出方法を最適化することで小塊コークスの鉍石層内での混合性が均一に近づくように改善された結果、Fig. 1-16に示すように、実操業において通気抵抗指数を低減しながらガス利用率が向上すると報告している。ただし多くの実験的な検討が行われているが、原料層からの小塊コークスの排出方法を変更する従来技術の改善であり、鉍石層内での小塊コークス混合の均一化にはまだ至っていない。

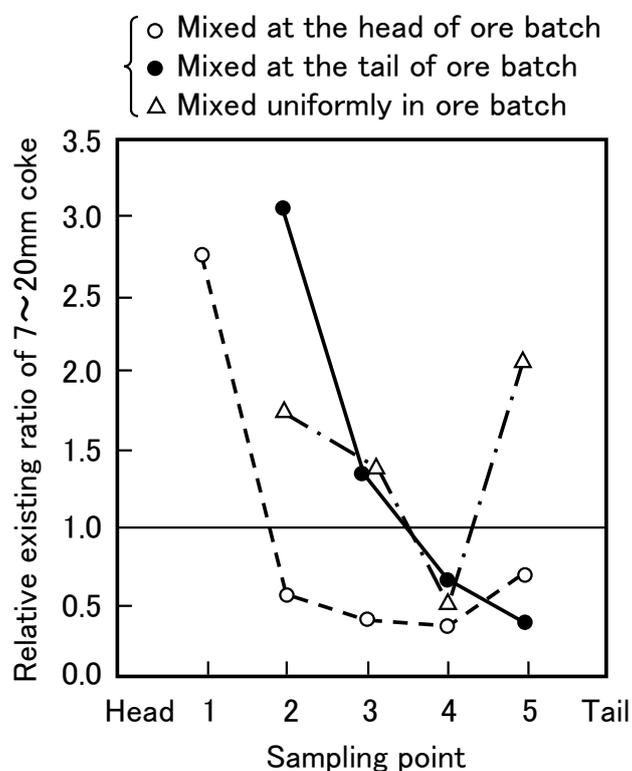


Fig. 1-15. Existing ratio of 7~20 mm coke in several mixing measures.⁷⁸⁾

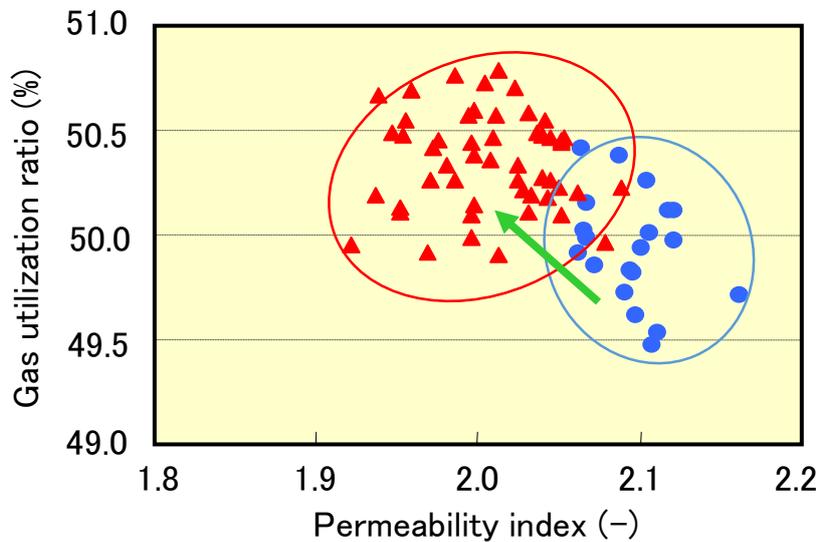


Fig. 1-16. Relationship between permeability index and gas utilization ratio. ⁸²⁾

原料層からの小塊コークスの排出方法が同じであっても炉頂の装入装置の違いにより、装入装置からの小塊コークスの排出特性が異なるため、それぞれ検討が行われている。笠井ら ⁸³⁾ は、ベル式の装入装置ではベル上のホッパー内での堆積状況により小塊コークスの高炉内への装入特性が決まると報告している。高炉内における過度な小塊コークスの偏析は小塊コークスの炉内での反応消費を阻害、融着帯でのガス流れの変動要因となる ⁸⁷⁾ ため、高炉の周辺部への小塊コークスの偏析を抑制することで、ガス流れの過度な周辺流化を抑制した高炉操業が行われている ⁸⁴⁻⁸⁶⁾。

ベルレス式の装入装置では、ベル式と比較して小塊コークスが高炉の中心部に偏析しやすいが、ベルレス式でも旋回シュートの角度を調整して半径方向の複数位置で装入物を装入する多重リング装入にすることで高炉の中心部への小塊コークスの偏析を抑制することができるため ^{88,89)}、装入位置の調整は重要である。砂原ら ⁹⁰⁾ は、実機スケールの装入実験により装入位置の調整により中間部に混合層が形成されることを確認し、実高炉で同様の装入位置の調整を適用して高炉の還元効率の度合いを表す指標の1つであるガス利用率が向上したと報告している。照井ら ⁹¹⁾ は、旋回シュートの角度の調整方法（高炉の中心部への装入から周辺部への装入に向けて調整する場合、高炉の周辺部への装入から中心部への装入に向けて調整する場合）、および高炉の半径方向における装入範囲の適正化により、混合されたコークスの偏析を抑制す

ることができる解析結果を示している。したがってベルレス式の装入装置では、高炉への装入方法や装入範囲の適正化が小塊コークスの鉍石層内への混合挙動に対して非常に重要な制御手段の1つであることがわかる。

ベルレス式の装入装置では、バンカーの形式によりバンカー内での混合コークスの偏析挙動が異なるため、バンカーからの混合コークスの排出特性が異なるという特性がある。特に垂直2段バンカーを有する場合、上から下へのホッパー間の装入物の搬送によりバンカー内での混合コークスの偏析挙動が非常に複雑化されている^{92,93)}。したがって高炉内での混合コークスの偏析を抑制する装入位置調整を行うためには、バンカーからの混合コークスの排出特性を考慮する必要があり、バンカー内での混合コークスの偏析挙動およびバンカーからの混合コークスの排出挙動を明らかにすることが必要であると考えられる。門脇ら⁹²⁾は、模型実験によりバンカーから排出されるコークス混合率の排出挙動、およびバンカー内におけるコークス混合率分布を調査した。垂直2段バンカーから排出されるコークス混合率の変動は大きく、これはバンカー内での混合コークスの偏析による影響であることを示した。しかしコークス混合率の排出パターンを変動の小さいパターンに改善するための制御手段については検討されていない。

バンカー内において混合コークスを偏析させない混合装入技術として、3パラレルバンカーを活用した多量混合装入技術が開発されている⁹⁴⁾。これは Fig. 1-17 に示すように、鉍石と混合コークスを別々のバンカーに貯留し、2つのバンカーから同時に排出することによって、バンカー内において混合コークスの偏析を発生させずに、均一な混合率で高炉内に装入することができる装入方法である。実高炉に適用され、通気抵抗指数の低減、還元材比の低減が確認されている⁹⁴⁾。また鉍石とコークスの同時排出において、バンカーからのコークスの排出量を動的に制御する改良技術も開発されている⁹⁵⁾。本技術のようにバンカー内で混合コークスを偏析させない装入方法は、高炉内での混合コークスの偏析を抑制するための非常に有効な制御手段になると考えられる。

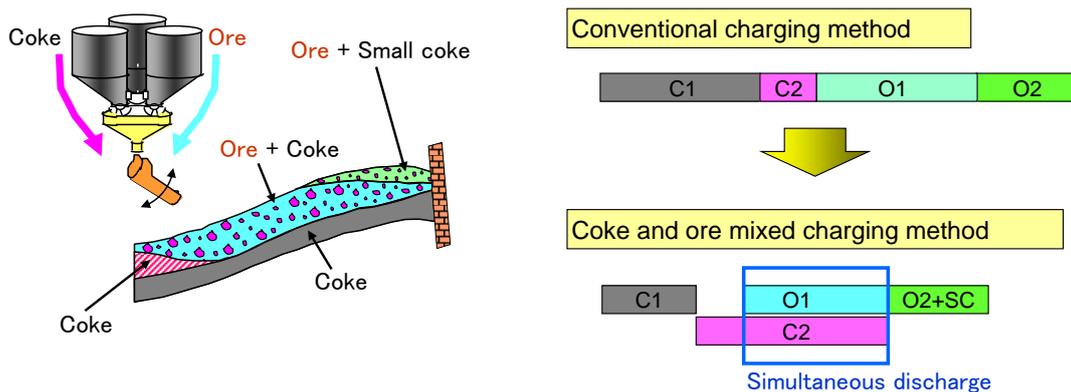


Fig. 1-17. Schematic diagram of high ratio coke mixed charging method.

Mio ら⁹⁶⁾は、離散要素法 (DEM) を用いた数値解析により装入物分布制御技術の検討に取り組んでいる。DEM は全粒子の運動を追跡する解析手法であるため、炉頂での装入物の堆積挙動を精緻に再現できるとして注目されており、計算機能力の進歩により近年は高炉分野においても活用されている。Fig. 1-18 に示すように、ベル高炉での小塊コークスの装入挙動を解析し、粒子単位での高炉内での堆積状況を再現している。ベルレス高炉での装入挙動についても、シュート内での偏析挙動の解析⁹⁷⁾、炉内装入挙動の解析⁹⁸⁾、そして円周偏差の解析⁹⁹⁾が行われている。実炉での観察結果から得られた落下挙動との比較によりモデルの整合性も確認されており¹⁰⁰⁾、今後は計算機能力の進歩とともにこのようなモデルを用いた詳細な装入物分布設計の活用が広がり、さらなる操業改善につながると考えられる。ただし実操業での操業アクションへ適宜反映するためには、さらなる計算時間の短縮が必要とされる。

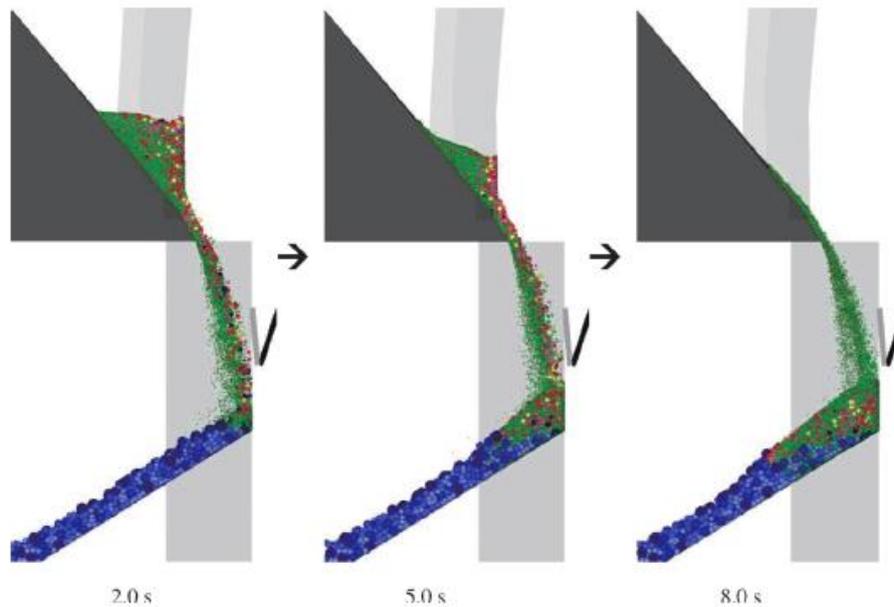


Fig. 1-18. Snapshots of particle charging behavior into the blast furnace at bell type charging system. ⁹⁶⁾

1.2.2 高炉上部の通気性におよぼす小塊コークス混合の影響

小塊コークスを鉱石層内に混合して高炉内に装入した場合、異なる性状の粒子を混合するため、充填構造の変化により通気性に影響を及ぼすと考えられる。特に高炉上部の塊状帯と言われる領域では、ガス流れに及ぼす充填構造の影響が大きいため、鉱石とコークスの混合層における通気性評価は重要な指標であり、従来から塊状帯の通気性に及ぼす小塊コークス混合の影響について検討がされている。

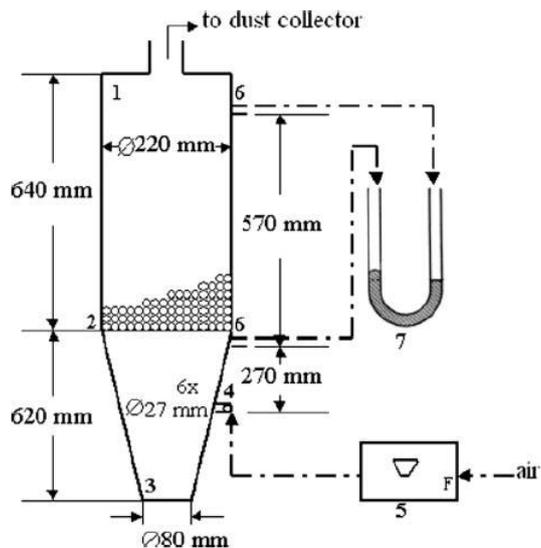
下村ら ⁵²⁾ は、鉱石とコークスを層状に装入している高炉操業において、鉱石層内に小塊コークスを混合使用した実炉試験を行い、鉱石層の平均粒径を増加させる粒径の小塊コークスを使用すると通気性は維持され、さらに塊コークスよりも粒径が小さく比表面積が大きい小塊コークスの優先消費により、塊コークス層のコークス消費が抑制されることで塊コークスの粒径が維持されるため、コークス層の通気性も阻害されないと考察している。しかしながら粒径分布が変更されると空隙率にも影響を及ぼすため、平均粒径だけではなく空隙率についても考慮する必要があると考えられる。

国分ら ¹⁰¹⁾ は塊コークスの鉱石層への混合を想定した完全混合装入の検討を行い、層状装入と混合装入では通気性はほぼ同一であったと報告している。これは層状装入により鉱石層とコークス層の界面に鉱石がコークス層内に浸透することによる通気不良層が形成されて通気悪化となる効果と、混合装入により層全体の空隙率が低下し

て通気悪化となる効果が同等であったと考察している。渡壁ら⁹³⁾も同様に塊コークスの鉍石層への混合を想定した圧力損失測定実験を行い、塊状帯における混合層の通気性評価を行った。焼結鉍粒径に対するコークス粒径の割合が 3.7、5.2 の場合において実験を行い、焼結鉍の粒径に対して塊コークスの粒径が大きいほど圧力損失が増加している。またコークス混合率 15 mass% まではコークス混合率の増加により圧力損失は増加するが、15 mass% 以上のコークス混合では圧力損失は上昇しないと評価している。したがって塊コークスを鉍石層に混合して混合層を形成する場合には、混合層の通気性悪化を考慮した操業設計が必要であると考えられる。

Babich ら^{102,103)} は、Fig. 1-19 に示す円筒形の容器内に試料を充填し、所定流量のガスを流して充填層の圧力損失を測定する冷間の模型実験を行い、高炉の塊状帯を想定した充填層の圧力損失におよぼす小塊コークス混合の影響を調査した。小塊コークスを焼結鉍に 10 mass% または 20 mass% 混合した場合は、混合しない場合よりも混合量の増加により圧力損失が低下する結果が得られている。コークス層と混合層の層厚比率を変更した場合、またそれぞれの層厚を増加させた場合でも圧力損失を測定したが、混合量の増加により圧力損失が低下した。

Song ら¹⁰⁴⁾ も同様に充填層の圧力損失におよぼす小塊コークス混合の影響を調査しており、Fig. 1-20 に示すように、小塊コークス混合量が 40% までの条件で実験を行っている。その結果、焼結鉍への小塊コークスの混合量が 20% までは混合量の増加により圧力損失は低下するが、20% を超えると圧力損失が増加傾向になると報告している。ペレット層への小塊コークスの混合についても同様に圧力損失を測定する実験を行い、20% または 30% で圧力損失が最小値を示すことを示している。したがって高炉の塊状帯における圧力損失による評価においては、小塊コークスの混合量に適正值が存在することを示している。



1: cylindrical stack for packed material; 2: grid; 3: conic hopper; 4: tuyeres; 5: variable area flow meter; 6: pressure drop measuring points; 7: U-tube manometer

Fig. 1-19. Schematic diagram of cold model for evaluating pressure drop of mixed layer. ¹⁰²⁾

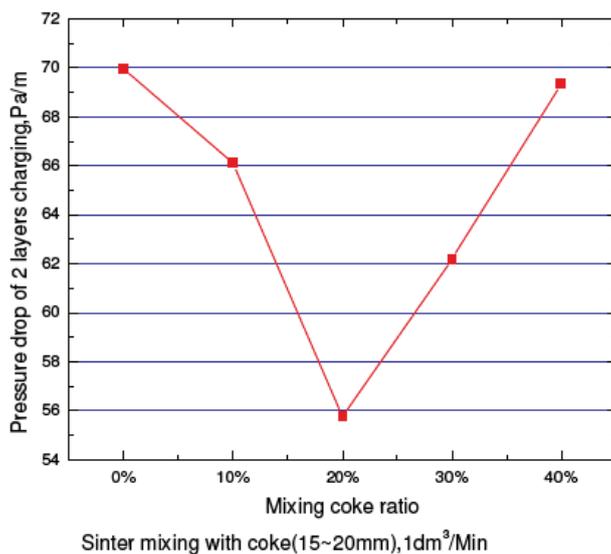


Fig. 1-20. Effect of mixing of 15-20 mm nut coke into sinter layer on pressure drop. ¹⁰⁴⁾

1.2.3 高炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合の影響

小塊コークスの鉍石層への混合装入は、高炉上部の通気性への影響だけではなく、高炉下部の通気性への影響も考える必要がある。その中で特に融着層の通気性を改善する手段の一つとして、精力的に検討が行われてきた。その代表例は、高炉内における温度、ガス組成、そして荷重条件を再現した還元試験装置を用いた荷重軟化試験¹⁰⁵⁾による検討である。荷重軟化試験は、高炉内における温度、ガス組成、荷重を再現した昇温還元試験である。荷重軟化試験では、融着帯として想定される1200℃付近まで鉍石が昇温されると、鉍石は軟化、収縮し、充填層の空隙率が低下することで圧力損失が増加するが、最終的には鉍石が熔融して溶け落ちるため、圧力損失が低下する。そこでこの試験における圧力損失の最大値を高炉融着層の通気性の代表値と考え、通気性の評価を行っている。また排ガス組成の分析により還元率の評価を行うことができる。

堀田ら¹⁰⁶⁾は、コークス混合量の増加により圧力損失の最大値が低下するが、コークス混合量が約6 mass%以上になると圧力損失が大幅に低下するため、圧力損失が上昇しなくなり、最大値が観察されなくなると報告している。Isobeら¹⁰⁷⁾は、Fig. 1-21に示すように、コークス混合量の増加により、融着帯で収縮しないコークスが鉍石層内に存在するため、鉍石層の収縮抑制に伴う空隙率の上昇が観察されていると報告している。そして圧力損失が低下する傾向が示され、還元率の上昇も確認されている。渡壁ら⁹⁴⁾は、コークスを多量に混合装入する状況を想定してコークス混合量がさらに大きい条件まで検討している。約10 mass%まではコークス混合量の増加による還元率の向上および融着層の通気性を表す最大圧力損失の低下が確認されている。

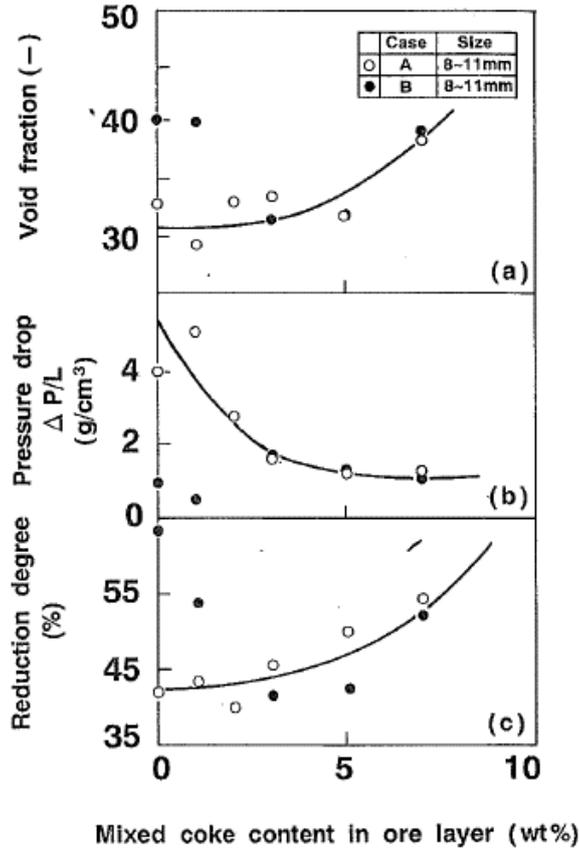


Fig. 1-21. Effect of mixing coke in ore layer on reduction properties of ore at 1150°C. ¹⁰⁷⁾

最近では、融着層の通気性におよぼすコークス混合量の影響だけではなく、原料性状やコークス性状の影響についても検討されている。Hsieh ら ¹⁰⁸⁾ は、低還元性の原料である塊鉱石または酸性ペレットを使用する場合には、約 3 mass% の小塊コークスを混合すると軟化開始温度の上昇と通気抵抗の低下が確認され、それ以上の小塊コークスを混合しても、さらなる改善は見られないことを示している。Song ら ¹⁰⁹⁾ も小塊コークスの混合により軟化開始温度の上昇と通気性の改善を示している。Yang ら ¹¹⁰⁾ は、小粒径のコークスを混合した場合には、還元率の向上と圧力損失の低下を示している。渡壁ら ⁹⁴⁾ は、大粒径のコークスを混合した場合には通気性の改善効果は若干低下するが、コークス混合率の増加により通気性が顕著に改善することは同様であるため、影響は小さいとしている。Tuo ら ¹¹¹⁾ は、混合するコークスの反応性の上昇により、還元率が上昇し、通気性も改善することを示している。したがって鉱石層に適正量の小塊コークスを混合すると融着層の通気性が大幅に改善されるが、さらに原料性状、混合するコークスの性状によっても更なる融着層の通気性改善が期待される。

そのため融着層の通気性におよぼす影響を明らかにするには、コークス混合の影響だけではなく、原料性状やコークス性状の影響も含めて、今後も更に検討していく必要があると考えられる。

融着層の通気性におよぼすコークス混合の影響について、融液の影響を考慮した条件での混合装入の効果に関する検討も行われている。市川ら¹¹²⁾冷間模型実験による検討では、融着帯における液相の圧力損失におよぼす影響を定量化し、荷重軟化実験での圧力損失を推定できることが示されている。液相としてスラグを使用した荷重軟化実験による検討¹¹³⁾では、混合コークスの存在により溶融したスラグが分散され、空隙が確保されることで通気が改善される現象が確認されている。したがって融着帯での通気性評価に関してはコークス混合の影響だけではなく、液相の影響も無視することはできない現象と考えられ、今後の検討課題の一つである。

鉍石層だけではなく、コークス層を含めた融着帯としての通気性の評価が行われており、より実炉に近い条件での評価が検討されている。一田ら¹¹⁴⁾は2次元の温間模型実験により混合装入により明瞭な融着帯が存在しないことで圧力損失が低下することを確認している。従来の荷重軟化試験装置では鉍石層しか考慮していなかったが、市川ら¹¹⁵⁾は、Fig. 1-22に示すように、コークススリット層と鉍石層を考慮して層と平行にガスを流す条件で還元実験を行い、融着帯におけるコークススリット層厚やコークス混合量の影響を検討した。そしてコークススリット層厚や融着層の収縮変化を数式化し、融着帯における圧力損失推定モデルを構築した。このモデルにより通気性におよぼすコークススリット層厚やコークス混合量の影響評価を行っており、実炉での操業試験により通気性におよぼすコークス混合量の影響を確認している。

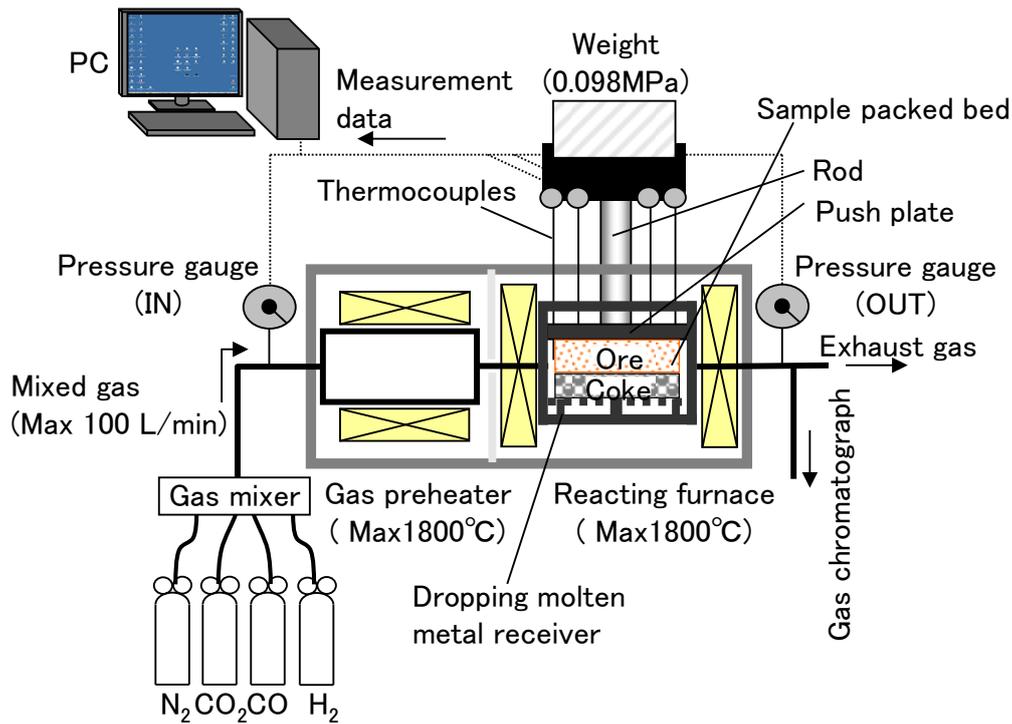


Fig. 1-22 Schematic drawing of cohesive zone simulator. ¹¹⁵⁾

高炉プロセスの解析には、従来主流であった数値流体力学（CFD）による解析と、DEM を用いた粒子毎の詳細な挙動解析とを組み合わせた DEM-CFD を用いた解析手法が活用されている ^{116,117)}。Kurosawa ら ¹¹⁸⁾ は、鉍石の軟化、収縮挙動を DEM で再現し、DEM-CFD を用いた高炉モデルを開発した。Matsuhashi ら ¹¹⁹⁾ は、鉍石の軟化、収縮モデルにコークス混合装入を適用し、DEM-CFD を用いた高炉モデルにより解析を行った。Fig. 1-23 に示すように、50%混合、100%混合のいずれも融着帯の通気性が改善されているが、100%混合では 50%混合に対して顕著な通気性改善がなされていない。Kon ら ¹²⁰⁾ は、融着帯層厚とコークス混合量を変更した解析を行い、融着帯層厚の低下とコークス混合装入の組合せにより顕著な通気性改善が得られるが、100%混合においては 50%混合に対して通気性改善がなされていない。これらの結果から融着帯の通気性改善に関してもコークス混合量には適正值が存在することを示唆している。今後もこのような数値解析モデルの開発が行われ、将来はさらに詳細な操業設計に活用されることが期待される。

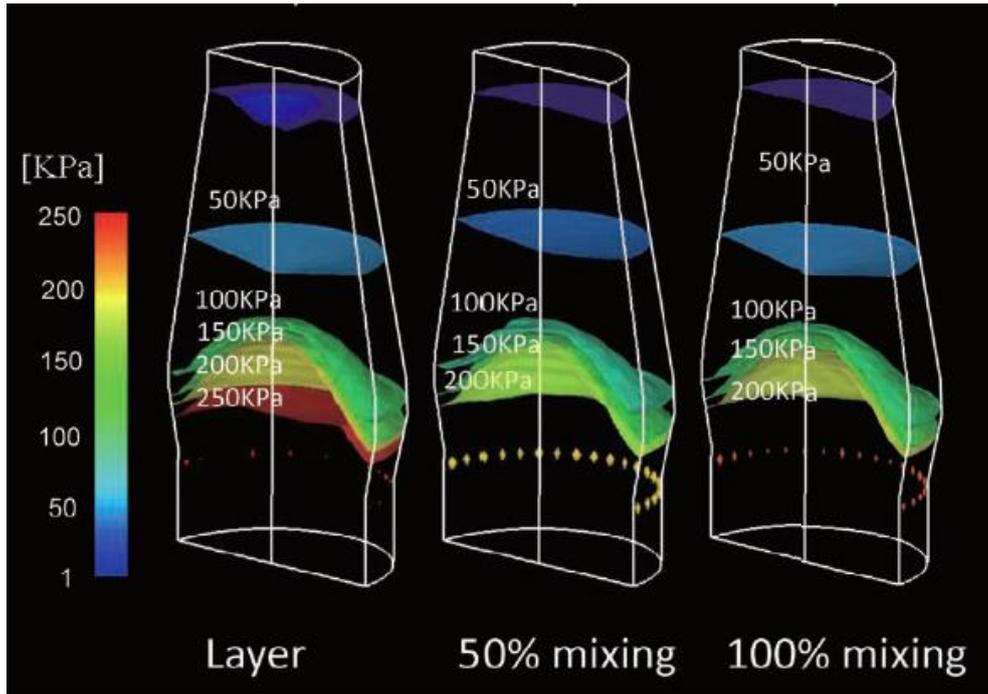


Fig. 1-23. Effect of mixing rate of coke on pressure drop in blast furnace. ¹¹⁹⁾

融着帯より下部のコークス充填層の通気性におよぼすコークス混合の影響についても検討されている。奥田ら ¹²¹⁾ は、実炉での操業試験により、小塊コークスを鉍石層に混合すると通気性が改善し、羽口レベルでのコークスサンプリングにより、小塊コークス混合により平均コークス粒径が増加することを示した。塊コークスに比べて粒径の小さい小塊コークスが高炉内で優先的に反応消費するため、塊コークスの反応劣化を抑制し、粒径低下を抑えることができたと考察している。澤山ら ^{122,123)} は、Fig. 1-24 に示すように、塊コークスと小塊コークスの粒径差に起因した反応速度の違いを考慮した計算により、高炉内における小塊コークスの消失挙動と塊コークスの粒径低下抑制を示している。実炉の操業試験で小塊コークスの粒径低下により通気抵抗指数の改善と炉芯コークス粒径の向上を確認している。夏井ら ^{124,125)} は、内容積 4m^3 の試験高炉でコークス混合量を変更した試験を行い、装入コークスの一部を鉍石層に混合した部分混合装入では圧力損失が増加し、優先反応により粒径低下した混合コークスと塊コークスが炉下部で混在することで充填層の空隙率が低下したと推定している。このように鉍石層に混合した小塊コークスの高炉内における反応挙動、そして粒径変化が高炉下部の通気性におよぼす影響は大きいため、小塊コークスの高炉内挙動を詳細に把握することは重要であると考えられる。

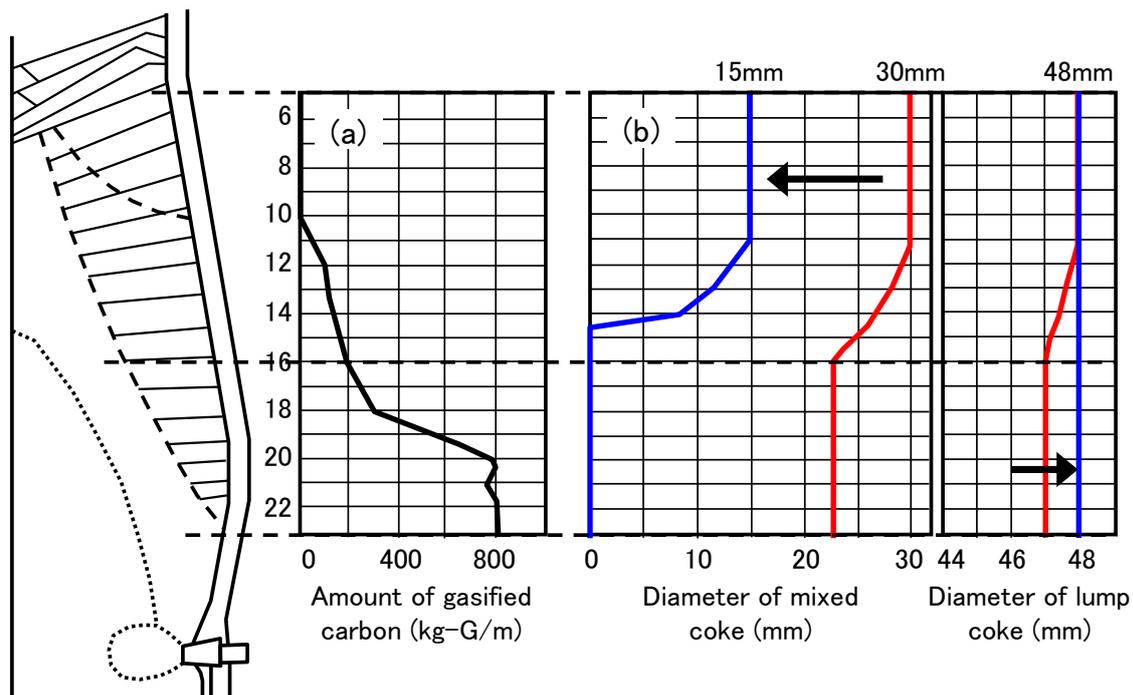
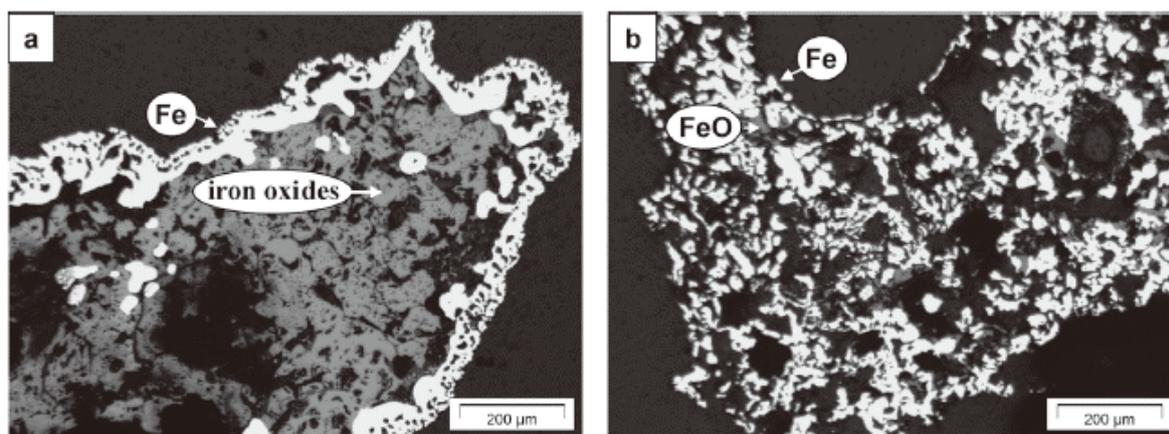


Fig. 1-24. Distribution of gasified carbon and change in coke diameter in peripheral part of blast furnace. ¹²³⁾

1.2.4 還元性におよぼす小塊コークス混合の影響

小塊コークスを鉍石層に混合すると、鉍石の還元速度および炭材のガス化速度がいずれも促進することが知られている。これはカップリング反応と呼ばれ、鉍石と炭材が近接に配置されることにより、局所的な CO 、 CO_2 ガスによる還元、ガス化反応への相互利用や、還元反応熱による炭材の局所的な温度上昇等によるものと推定されている。実高炉での操業試験により還元材比の低減が確認されている ¹²⁶⁻¹²⁸⁾ もの、反応メカニズムについて詳細に検討された例は少ない。砂原ら ⁴⁴⁾、野内ら ^{50,51)} は、ミリオーダーからミクロンオーダーまでの粒子を混合した還元ガス化実験を行った。鉍石と炭材の平均粒子間距離を定義し、平均粒子間距離が小さいほど、炭材のガス化開始温度が低下し、ガス化反応の促進を確認した。そして小塊コークス混合の場合においても、近接配置効果の可能性を示唆している。Mousa ら ^{103,129,130)} は、マッフル炉を用いた還元実験を行い、鉍石層へのコークス混合の影響を評価した。Fig. 1-25 に示すように、混合なしの場合には、還元された鉄殻が粒子表面に生じて密になっているが、混合ありの場合には、全体的に還元が進行しており、小塊コークス混合によりガス還元が進行しやすくなり、還元率が上昇したと考察している。混合するコークスの粒径

低下¹³¹⁾、反応性向上¹³²⁾によっても還元率が上昇する傾向も確認されている。しかしコークス混合量の影響や、混合されたコークスの性状影響も含めて、小塊コークスの混合により鉱石層の還元反応速度が上昇するメカニズムについてはほとんど議論されていない。したがってコークスを混合した鉱石層の反応メカニズムについても、今後の検討課題の一つである。



(a) without nut coke

(b) with nut coke

Fig. 1-25. Microstructure of sinter reduced for 120min at 1523K¹⁰³⁾

高炉操業における小塊コークス使用の影響を総合的に評価する場合、高炉内現象を実験装置で総合的に評価することは困難であるため、実験装置による評価だけではなく、数学モデルによる総合評価が必要であると考えられる。しかしフェロコークス^{22, 25, 133)}や炭材内装鉱¹³⁴⁻¹³⁶⁾のような革新原料については、高炉トータルモデルに革新原料の反応速度式を適用した数値解析による影響解析が行われているものの、小塊コークス混合の影響に関するモデル計算はこれまで議論されていない。最近では鉱石と炭材との近接配置によるカップリング現象を考慮したモデル解析が検討されつつあるものの⁴⁸⁾、小塊コークス混合を想定したモデルは検討されていない。したがって鉱石層への小塊コークスの混合における鉱石の還元、混合されたコークスのガス化反応挙動を表現することができるモデル化についても、高炉評価を行うためには重要な課題であると考えられる。

従来は小塊コークスを鉱石層に均一に混合することを前提に小塊コークス混合の影響が検討されてきた。しかし最近では、鉱石層内における小塊コークスの配置につ

いても検討が行われている。松崎ら¹³⁷⁾は、実炉相当の鉱石層厚を模擬した還元実験を行い、鉱石層内における高さ方向の還元率分布におよぼす小塊コークス混合の影響を調査した。Fig. 1-26 に示すように、鉱石層に小塊コークスを混合すると、小塊コークスを混合した部位とその上部の還元率が向上することを示した。横山ら¹³⁸⁾は、小塊コークスより反応性が高いコークスであるフェロコークスを混合した場合において、鉱石層の還元挙動におよぼすフェロコークス配置の影響を調査した。鉱石の還元率、フェロコークスの消費率は、フェロコークスを鉱石層内に均一に混合した場合が最も高いため、総合的には均一混合が良いとしている。還元率が改善するメカニズムについては、Fig. 1-27 に示すように、鉱石層内の高さ方向で CO、CO₂ のガス濃度に差があり¹³⁹⁾、小塊コークスやフェロコークスの混合部位により小塊コークスのガス化反応速度に影響することが要因であると考えられているが、これまであまり考察されておらず、今後もさらなる検討が必要であると考えられる。

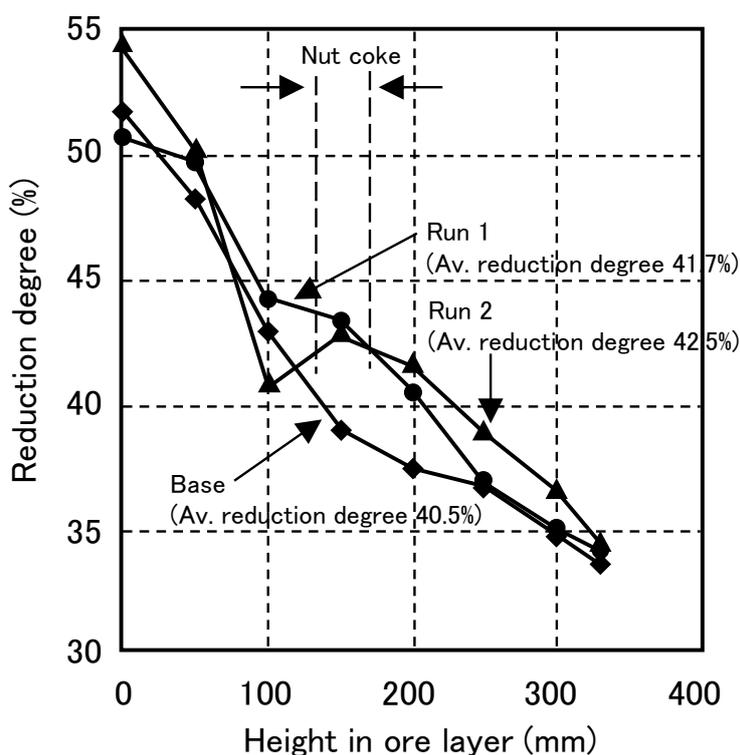


Fig. 1-26. Influence of nut coke addition on reduction degree of sinter.¹³⁷⁾

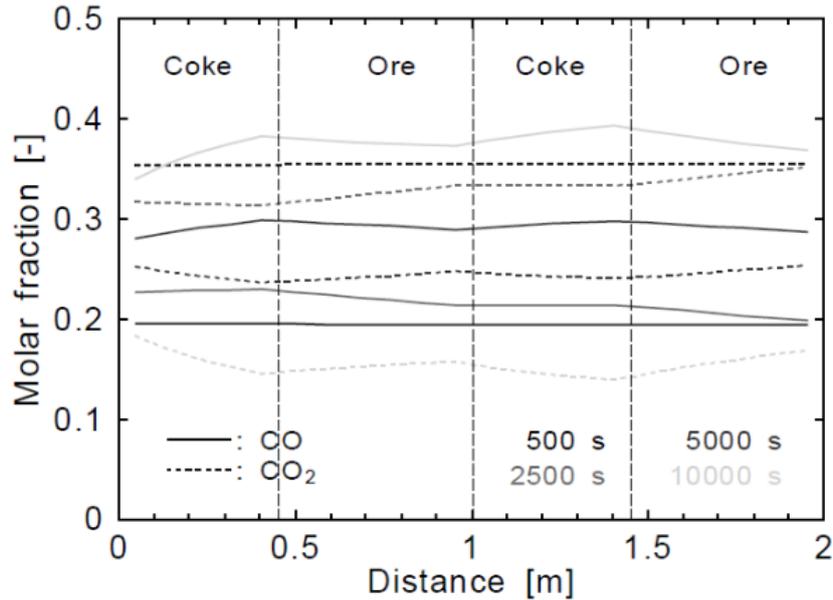


Fig. 1-27. Variation of CO and CO₂ concentration distributions in burden layers. ¹³⁹⁾

DEM-CFD モデルを用いたシミュレーションにおいても、Fig. 1-28 に示すような鉱石の還元速度におよぼすコークス混合の影響¹⁴⁰⁾、混合コークスの反応性の影響¹⁴¹⁾、さらに混合コークスの配置および反応性の影響¹⁴²⁾ について同様に検討が行われている。ここでは還元率におよぼす混合コークスのガス化反応による吸熱の影響が大きいと考察しており、高反応性コークスを混合しても温度低下により還元速度が改善されない場合があることが懸念され、適正な混合量と配置が存在しうることを示唆している。しかし適正配置に関する議論は行われていない。また水素還元についても同様の解析が行われているが¹⁴³⁾、コークス混合を考慮した解析は行われていない。吸熱反応である水素還元の場合には、CO 還元とはコークス混合の影響が異なる可能性があるかと推定される。したがって水素還元におよぼすコークス混合の影響についても検討の余地は残されている。

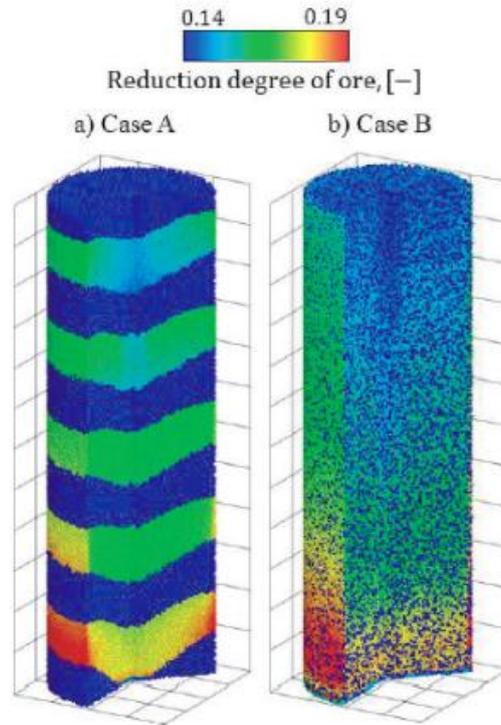


Fig. 1-28. Influence of particle structure on ore reduction rate when $t=10800s$.

Coke particles are indicated by blue color. ¹⁴⁰⁾

このように還元挙動におよぼす鉱石層内における小塊コークス等の配置の影響については、還元効率を改善する手段の一つであると考えられているにもかかわらず、これまでに検討された例が少なく、今後もさらなる検討が必要であると考えられる。また鉱石層内における小塊コークス等の配置に関しては、高炉内への原料の装入方法と、高炉内に装入した後の小塊コークスの堆積状況との関係を調査する必要がある。高炉内に装入した後の小塊コークスの堆積状況については横山ら¹³⁸⁾により調査された例はあるものの、具体的な制御手段との関係に関する議論は行われていない。

還元挙動に関して高炉評価を行うためには、混合装入における還元ガス化反応のモデル化が必須であるが、モデル化に関して検討された例は少ない。植田ら¹⁴⁴⁾は、炭材内装鉱内において粒子間の空隙を通じて発生する鉱石と炭材間での局所的な反応を考慮した集合反応モデルを提案し、炭材内装鉱の反応挙動を再現している。近接配置の影響を再現するためには、このような局所的な反応現象を考慮したモデル化が有用であると考えられる。

1.3 本研究の目的と構成

本研究では、製鉄所からの CO₂ 排出量を削減するための手段として高炉の還元材比低減に着目し、その中で現行技術の改良だけでなく、革新原料の高炉使用を想定した将来技術にもその考え方が活用できる可能性がある小塊コークスの鉱石層への混合装入技術について検討した。Fig. 1-29 に本研究の概要を示す。本研究は主に小塊コークスの装入技術に関する研究、そして小塊コークスの高炉内反応挙動に関する研究の2つから構成される。前者では炉頂から高炉内に原料を装入する装置内における小塊コークスの挙動を把握し、最終的に高炉内における小塊コークスの分散挙動を制御するための最適な装入技術に関する提案を行う。後者では高炉内に装入された小塊コークスの反応、消失挙動を把握し、最終的に高炉の還元効率および通気性におよぼす影響を解明することを目的とする。

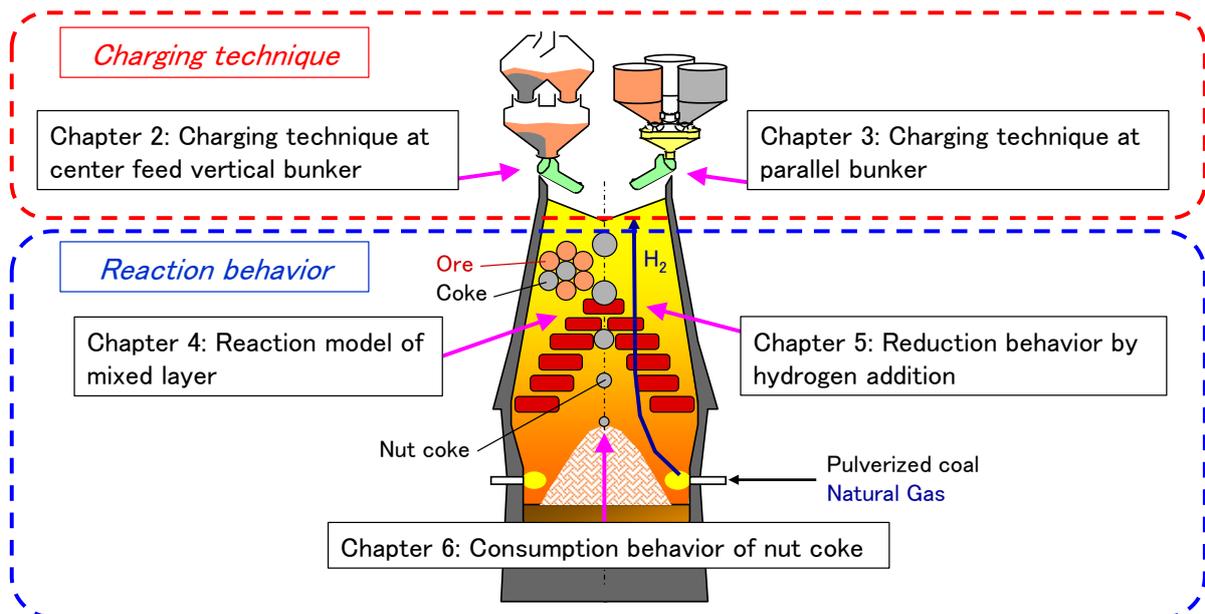


Fig. 1-29. Composition of this research.

本論文は全7章で構成され、以下のように要約される。

第1章は緒論である。

第2章では、ベルレス式の装入装置の中で垂直2段式の炉頂バンカーを備えた高炉に関して、小塊コークスの高炉への装入方法を検討した。これまで回避することができなかった炉頂バンカー内における小塊コークスの分離、偏析を最小化する新しい装

入方法を提案し、実炉試験により操業改善効果を確認した。

第3章では、ベルレス式の装入装置の中で並列式の炉頂バンカーを備えた高炉に関して、小塊コークスの高炉への装入方法を検討した。これまでは小塊コークスを鉍石層内に均一に混合することを目標とされていたが、鉍石層内の高さ方向における小塊コークス配置の最適化分布を提案した。そしてその小塊コークス配置を実現できる装入方法を提案し、実炉試験により操業改善効果を確認した。

第4章では、小塊コークスを混合した鉍石層内における小塊コークスのガス化反応挙動について検討した。小塊コークス粒子と鉍石粒子との間の近接領域におけるカップリング反応を考慮した反応モデルを構築して解析を行い、小塊コークスを鉍石層に混合装入した場合における小塊コークスのガス化反応および鉍石の還元反応の促進効果に関する現象を整理した。

第5章では、小塊コークスを混合した鉍石層の還元反応におよぼす水素還元材使用の影響について検討した。小塊コークスのガス化反応と水素還元を考慮することで、還元反応におよぼす影響について新しい知見を得た。またシミュレーションモデルを用いて高炉内状況を推定し、水素系還元材の使用が高炉操業におよぼす影響を整理した。

第6章では、高炉内における小塊コークスの反応消失挙動を解析し、未消失の小塊コークスが高炉下部の通気性におよぼす影響について検討した。高炉下部では未消失の小塊コークスによる通気性悪化が考えられるが、融着帯では小塊コークス混合による通気改善が考えられるため、小塊コークスの反応を考慮したモデルを構築して総合評価を行い、高炉における小塊コークスの適正使用に関する指針を得た。

最後に第7章では、全体を総括した。

1.4 参考文献

- 1) 日本鉄鋼連盟 HP: <http://www.jisf.or.jp/data/jikeiretsu/syuyoukoku.html>,
(accessed 2018-08-17).
- 2) World Steel Association HP: <https://www.worldsteel.org/steel-by-topic/statistics.html>,
(accessed 2018-08-17).
- 3) S. Pauliuk, R. L. Milford, D. B. Muller and M. Allwood: *Environ. Sci. Technol.*, 47(2013),
3448.
- 4) J. Morfeldt, W. Nijs and S. Silverira: *J. Clean. Prod.*, 103(2015), 469.
- 5) Y. Adachi: 第 203・204 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (2010), 127.
- 6) H. Tezuka: 第 233・234 回西山記念技術講座, 日本鉄鋼協会編, 東京, (2018), 87.
- 7) RITE HP: [http://www.rite.or.jp/system/global-warming-ouyou/download-data/
Comparison_EnergyEfficiency2015steel.pdf](http://www.rite.or.jp/system/global-warming-ouyou/download-data/Comparison_EnergyEfficiency2015steel.pdf), (accessed 2018-08-28).
- 8) 環境省 HP: <https://www.env.go.jp/earth/ondanka/ghg-mrv/emissions/results/index.html>,
(accessed 2018-07-18).
- 9) 日本鉄鋼連盟 HP: [http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/
4-1tekkowg20170215.pdf](http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/4-1tekkowg20170215.pdf), (accessed 2017-02-1).
- 10) 日本鉄鋼連盟 HP: [http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/
4-2tekkowg20180207.pdf](http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/4-2tekkowg20180207.pdf), (accessed 2018-07-18).
- 11) 日本鉄鋼連盟 HP: [http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/
4-1tekkowg20180207.pdf](http://www.jisf.or.jp/business/ondanka/kouken/keikaku/documents/4-1tekkowg20180207.pdf), (accessed 2018-07-18).
- 12) T. Ariyama, R. Murai, J. Ishii and M. Sato: *ISIJ Int.*, 45(2005), 1371.
- 13) T. Ariyama and M. Sato: *ISIJ Int.*, 46(2006), 1736.
- 14) A. Rist and B. Bonnard: *Rev. Metall.*, 60 (1963), 23.
- 15) A. Rist and N. Meysson: *J. Metals*, (1967), 50.
- 16) Y. Ono: *Tetsu-to-Hagane*, 79(1993), N618.
- 17) Y. Ono: *Tetsu-to-Hagane*, 79(1993), N711.
- 18) Y. Okuno, T. Irita, M. Isoyama, T. Imai, Y. Hara and A. Suzawa: *Tetsu-to-Hagané*,
69(1983), 1578.
- 19) M. Naito, A. Okamoto, K. Yamaguchi, T. Yamaguchi and Y. Inoue: *Tetsu-to-Hagané*,
87(2001), 357.
- 20) M. Naito, K. Takeda and Y. Matsui: *Tetsu-to-Hagané*, 100(2014), 2.

- 21) K. Ishii and J. Yagi: *Tetsu-to-Hagané*, 87(2001), 207.
- 22) M. Shimizu: *ISIJ Int.*, 51(2011), 1203.
- 23) S. Nomura, K. Higuchi, K. Kunitomo and M. Naito: *Tetsu-to-Hagané*, 95(2009), 813.
- 24) T. Yamamoto, T. Sato, H. Fujimoto, T. Anyashiki, K. Fukada, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama: *Tetsu-to-Hagané*, 97(2011), 501.
- 25) K. Higuchi, S. Nomura, K. Kunitomo, H. Yokoyama and M. Naito: *ISIJ Int.*, 51(2011), 1308.
- 26) T. Anyashiki, H. Fujimoto, T. Yamamoto, T. Sato, H. Matsuno, M. Sato and K. Takeda: *Tetsu-to-Hagané*, 101(2015), 515.
- 27) K. Nishioka, Y. Ujisawa and T. Inada: *Tetsu-to-Hagané*, 100(2014), 1347.
- 28) T. Miwa and H. Okuda: *J. Jpn. Inst. Energy*, 89(2010), 28.
- 29) S. Watakabe, K. Miyagawa, S. atsuzaki, T. Inada, Y. Tomita, K. Saito, M. Osame, P. Sikström, L. S. Ökvist and J. Wikstrom: *ISIJ Int.*, 53(2013), 2065.
- 30) H. Ueno, S. Endo, S. Tonomura and N. Ishiwata: *J. Jpn. Inst. Energy*, 94(2015), 1277.
- 31) Y. Kashihara, Y. Sawa and M. Sato: *Current Advances in Materials and Processes*, 23(2010), 93.
- 32) 日本鉄鋼連盟 HP: <http://www.jisf.or.jp/course50/>, (accessed 2018-08-17).
- 33) M. Sato, T. Yamamoto and M. Sakurai: *JFE Giho*, 32(2013), 18.
- 34) Y. Kashihara, T. Sato, M. Sato, K. Takeda, M. Nagaki and S. Hasegawa: *28th Journées Siderurgiques Internationales, FFA, Paris, (2007)*, 1.3.
- 35) K. Yamamoto, Y. Kashihara and H. Tsukiji: *JFE Giho*, 22(2008), 55.
- 36) M. Chu, H. Nogami and J. Yagi: *ISIJ Int.*, 44(2004), 801.
- 37) H. Nogami, J. Yagi, S. Kitamura and P. R. Austin: *ISIJ Int.*, 46(2006), 1759.
- 38) H. Nogami, Y. Kashiwaya and D. Yamada: *ISIJ Int.*, 52(2012), 1523.
- 39) H. Tanaka and T. Harada: *Tetsu-to-Hagané*, 92(2006), 1022.
- 40) P. R. Austin, H. Nogami and J. Yagi: *ISIJ Int.*, 38(1998), 697.
- 41) K. Nakamura, H. Oda, T. Onuma and H. Ayukawa: *Current Advances in Materials and Processes*, 21(2008), 6.
- 42) A. Kasai and Y. Matsui: *ISIJ Int.*, 44(2004), 2073.
- 43) M. Naito and M. Nakano: *Current Advances in Materials and Processes*, 18(2005), 2.
- 44) H. Yokoyama, K. Higuchi, T. Ito and A. Oshio: *ISIJ Int.*, 52(2012), 2000.
- 45) H. M. Ahmed, N. Viswanathan and B. Bjorkman: *Steel Research Int.*, 85(2014), 293.

- 46) K. Sunahara, Y. Ujisawa, T. Murakami and E. Kasai: *Tetsu-to-Hagané*, 102(2016), 475.
- 47) K. Iwase, Y. Iwami, T. Yamamoto and H. Matsuno: *Current Advances in Materials and Processes*, 29(2016), 581.
- 48) Y. Kashiwaya, M. Kanbe and K. Ishii: *ISIJ Int.*, 41(2001), 818.
- 49) Y. Kashiwaya, M. Kanbe and K. Ishii: *ISIJ Int.*, 46(2006), 1610.
- 50) Y. Kashiwaya and K. Ishii: *Current Advances in Materials and Processes*, 30(2017), 758.
- 51) Y. Shimomura, Y. Kushima, F. Sato and S. Arino: *Tetsu-to-Hagané*, 54(1976), S404.
- 52) M. Shimizu: *Current Advances in Materials and Processes*, 21(2008), 2.
- 53) T. Nouchi, M. Sato and K. Takeda: *Current Advances in Materials and Processes*, 22(2009), 89.
- 54) S. Watakabe, T. Nouchi, T. Hirosawa and M. Sato: *Current Advances in Materials and Processes*, 26(2013), 21.
- 55) I. F. Kurunov: *Metallurgist*, 54(2010), 114.
- 56) Z. Liu, J. Zhang and T. Yang: *ISIJ Int.*, 55(2015), 1146.
- 57) D. J. Gavel: *Materials Science and Technology*, 33(2017) 381.
- 58) D. D. Zhou, S. S. Cheng, Y. S. Wang and X. Jiang: *Ironmaking and Steelmaking*, 44(2017), 351.
- 59) S. L. Yaroshevskii, V. A. Nozdrachev, A. P. Chebotarev, V. A. Rudenko, S. A. Feshchenko, A. M. Kuznetsov, V. P. Padalka, N. S. Khlaponin and A. V. Kuzin: *Metallurgist*, 44(2000), 598.
- 60) S. N. Pishnograev, A. V. Chevychelov, V. A. Gostenin, N. S. Shtafienko and V. P. Gridasov: *Stal*, 39(2009), 878.
- 61) L. D. Nikitin, M. F. Maryasov, V. P. Gorbachev, S. F. Bugaev and Y. M. Denisov: *Metallurgist*, 43(1999), 30.
- 62) G. N. Logachov, S. N. Pishnograev, V. A. Gostenin, A. V. Chevychelov and V. P. Gridasov: *Metallurgist*, 56(2012), 87.
- 63) G. N. Logachov, S. N. Pishnograev, V. A. Gostenin, A. V. Chevychelov and V. P. Gridasov: *Steel in Translation*, 42(2012), 136.
- 64) J. Sato, M. Ariduka, J. Yamagata, H. Miyagawa, T. Goto and M. Mizugushi: *Current Advances in Materials and Processes*, 5(1992), 1064.
- 65) Y. Horimi, H. Yoshida, N. Sasaki, M. Naito, K. Yamaguchi and S. Ikehara: *Current Advances in Materials and Processes*, 7(1994), 1003.

- 66) 高炉製鉄法の理論: A. D. Gotlib 著, 日本鉄鋼協会, 東京, (1966), 8.
- 67) S. Sakurai: *Tetsu-to-Hagané*, 68(1982), 2319.
- 68) T. Sawada, T. Uetani, S. Taniyoshi, M. Miyagawa, H. Sugawara and M. Yamazaki: *Tetsu-to-Hagané*, 78(1992), 1337.
- 69) M. Gono, N. Kawamura, T. Noda, T. Osawa, T. Miwa and K. Imada: *Tetsu-to-Hagané*, 69(1983), S59.
- 70) K. Okuda, S. Matsukura, H. Yamada, K. Kurihara: *Tetsu-to-Hagané*, 72(1986), S917.
- 71) S. Fukuda, T. Nakauchi and H. Kumaoka: *Current Advances in Materials and Processes*, 30(2017), 657.
- 72) R. Hori, H. Miyatani, T. Goto, R. Ono, Y. Matsui and M. Arizuka: *Tetsu-to-Hagané*, 78(1992), 1330.
- 73) K. Tanaka, T. Maeda, N. Mitsuoka, H. Toyoda, J. Sato and T. Matsuo: *Current Advances in Materials and Processes*, 30(2017), 659.
- 74) M. Kondo, H. Kosaka, K. Okabe, H. Marushima, H. Takahashi and J. Kurihara: *Tetsu-to-Hagané*, 65(1979), S593.
- 75) R. Nakajima, T. Sumigama, A. Maki, K. Wakimoto, and M. Sakurai: *Tetsu-to-Hagané*, 73(1987), S752.
- 76) K. Sunahara, C. Kamijo and T. Inada: *55th Ironmaking Conf. Proc., ISS, Warrendale, PA, (1996)*, 3.
- 77) S. Matsuzaki and Y. Taguchi: *Tetsu-to-Hagané*, 88(2002), 823.
- 78) Y. Okuda, K. Yamaguchi, N. Ishioka, K. Furukawa and H. Endo: *Tetsu-to-Hagané*, 62(1984), S102.
- 79) J. Kim, T. Choi, J. Chung, S. Yi and I. Suh: *Proceedings of METEC InSteelCon, VDEh, Düsseldorf, (2011)*, 4.2
- 80) J. Kim, Y. Lee and C. Baek: *European Steel Technology and Application Days 2015 Proceedings, VDEh, Düsseldorf, (2015)*, 1.
- 81) A. V. Chevychelov, A. V. Pavlov, E. O. Teplykh, A. S. Kharchenko and S. K. Sibagatullin: *Steel in Translation*, 43(2013), 434.
- 82) A. Murao, Y. Kashihara, N. Oyama, M. Sato, S. Watakabe, K. Yamamoto and Y. Fukumoto: *ISIJ Int.*, 55(2015), 1172.
- 83) A. Kasai, K. Miyagawa, Y. Matsui, K. Nozawa, S. Kitano and M. Shimizu: *Current Advances in Materials and Processes*, 11(1998), 212.

- 84) R. Ono, T. Goto, J. Kiguchi, R. Horii and K. Kuwano: *Tetsu-to-Hagané*, 78(1992), 1322.
- 85) M. Tanaka, K. Miyata, K. Shibata, R. Ono and T. Yabata: *Current Advances in Materials and Processes*, 8(1995), 1064.
- 86) Y. Yamano, S. Sakano, R. Tanaka, S. Tagawa and M. Sawayama: *Current Advances in Materials and Processes*, 23(2010), 1012.
- 87) N. Uchida, M. Sawayama, K. Miyagawa and K. Nozawa: *Current Advances in Materials and Processes*, 24(2011), 109.
- 88) S. Sakurai, R. Nakajima, T. Sumigama, A. Maki and K. Wakimoto: *Tetsu-to-Hagané*, 73(1987), S3.
- 89) S. Sakurai, R. Nakajima, T. Sumigama, A. Maki and K. Wakimoto: *Tetsu-to-Hagané*, 73(1987), S752.
- 90) K. Sunahara, K. Nakano, S. Komatsu and T. Ota: *Current Advances in Materials and Processes*, 19(2006), 703.
- 91) K. Terui, Y. Kashihara, T. Hirose and T. Nouchi: *Tetsu-to-Hagané*, 103(2017), 86.
- 92) M. Kadowaki, S. Matsuzaki and K. Kunitomo: *Current Advances in Materials and Processes*, 21(2008), 891.
- 93) Y. Kashihara, A. Muraio, Y. Sawa, M. Sato and K. Yamamoto: *30th Journées Siderurgiques Internationales*, FFA, Paris, (2012), 5.4.
- 94) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi: *ISIJ Int.*, 46(2006), 513.
- 95) A. Muraio, Y. Kashihara, S. Watakabe and M. Sato: *ISIJ Int.*, 51(2011), 1360.
- 96) H. Mio, S. Komatsuki, M. Akashi, A. Shimosaka, Y. Shirakawa, J. Hidaka, M. Kadowaki, H. Yokoyama, S. Matsuzaki and K. Kunitomo: *ISIJ Int.*, 50(2010), 1000.
- 97) H. Mio, S. Komatsuki, M. Akashi, A. Shimosaka, Y. Shirakawa, J. Hidaka, M. Kadowaki, S. Matsuzaki, K. Kunitomo: *ISIJ Int.*, 48(2008), 1696.
- 98) H. Mio, S. Komatsuki, M. Akashi, A. Shimosaka, Y. Shirakawa, J. Hidaka, M. Kadowaki, S. Matsuzaki, K. Kunitomo: *ISIJ Int.*, 49(2009), 479.
- 99) H. Mio, T. Nakauchi, Y. Kawaguchi, T. Enaka, Y. Narita, A. Inayoshi, S. Matsuzaki, T. Orimoto and S. Nomura: *ISIJ Int.*, 56(2016), 272.
- 100) Y. Narita, H. Mio, T. Orimoto and S. Nomura: *ISIJ Int.*, 57(2017), 429.
- 101) H. Kokubu, K. Sato, Y. Konishi, S. Taguchi, S. Sakurai, K. Okumura and K. Ichifuji: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), S50.

- 102) A. Babich, D. Senk and H. W. Gudenau: *Ironmaking and Steelmaking*, 36(2009), 222.
- 103) E. Mousa, A. Babich and D. Senk: *ISIJ Int.*, 51(2011), 350.
- 104) Q. Song, Y. Yang, H. Hage and R. Boom: *Proceedings of METEC InSteelCon*, VDEh, Düsseldorf, (2011), 5.1
- 105) Y. Yamaoka, H. Hotta and S. Kajikawa: *Tetsu-to-Hagané*, 66(1980), 1850.
- 106) H. Hotta, H. Taninaka, R. Yamamoto and S. Kishimoto: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), S814.
- 107) M. Isobe, T. Sugiyama and S. Inaba: *Proc. Int. Iron and Steel Cong.*, ISIJ, Tokyo, (1990), 439.
- 108) L. Hsich and K. Liu: *Ironmaking conference proceedings*, (1998), 1623.
- 109) Q. Song, Y. Yang, H. Hage and R. Boom: *30th Journées Siderurgiques Internationales*, FFA, Paris, (2012), 1.8.
- 110) Z. Yang and J. Yang: *Ironmaking and Steelmaking*, 22(1995), 161.
- 111) B. Tuo, J. Wang, Y. Yao and J. Yang: *Steel Research Int.*, 86(2015), 1028.
- 112) K. Ichikawa, J. Ishii, S. Watakabe and M. Sato: *Tetsu-to-Hagané*, 100(2014), 270.
- 113) S. Hori, K. Ono, T. Maeda, K. Kunitomo and K. Ichikawa: *Current Advances in Materials and Processes*, 28(2015), 608.
- 114) M. Ichida, K. Tamura, K. Ono and Y. Hayashi: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), S774.
- 115) K. Ichikawa, Y. Kashihara, N. Oyama, T. Hirose, J. Ishii, M. Sato and H. Matsuno: *Tetsu-to-Hagané*, 102(2016), 1.
- 116) S. Natsui, H. Nogami, S. Ueda, J. Kano, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 51(2011), 41.
- 117) S. Natsui, S. Ueda, H. Nogami, J. Kano, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 51(2011), 51.
- 118) H. Kurosawa, S. Matsushashi, S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 52(2012), 1010.
- 119) S. Matsushashi, H. Kurosawa, S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 52(2012), 1990.
- 120) T. Kon, S. Natsui, S. Matsushashi, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *Steel Research Int.*, 84(2013), 1146.
- 121) Y. Okuda, S. Amano, N. Ishioka, S. Ono, K. Furukawa and T. Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, 61(1983), S731.
- 122) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: *Current Advances in Materials and Processes*, 20(2007), 77.

- 123) K. Miyagawa, M. Sawayama and Y. Matsui: *Current Advances in Materials and Processes*, 22(2009), 1.
- 124) T. Natsui, K. Nakano, Y. Matsukura, K. Sunahara, Y. Ujisawa and T. Inada: *Current Advances in Materials and Processes*, 25(2012), 958.
- 125) T. Natsui, K. Nakano, Y. Matsukura, K. Sunahara, Y. Ujisawa and T. Inada: *Energy and Material Efficiency and CO₂ Reduction in the Steel Industry 2017 Proceedings*, ISIJ, Tokyo, (2017), 456.
- 126) M. Gono, K. Iwatsuki, M. Takasaki, K. Nozaki and T. Miwa: *Tetsu-to-Hagané*, 60(1982), S709.
- 127) T. Shiota, T. Sato, T. Nagata, Y. Fujiwara, M. Tarui, E. Maeshiba and M. Naito: *Current Advances in Materials and Processes*, 3(1990), 1012.
- 128) K. Anan, T. Nagane, T. Nagata, T. Ogata, M. Honda and M. Isobe: *Current Advances in Materials and Processes*, 12(1999), 234.
- 129) E. Mousa, D. Senk and A. Babich: *Steel Research Int.*, 81(2010), 706
- 130) E. Mousa, D. Senk, A. Babich and H.W. Gudenau: *Ironmaking and Steelmaking*, 37(2010), 219.
- 131) A. V. Kuzin: *Metallurgist*, 57(2014), 783.
- 132) M. Lundgren, L. S. Okvist and C. Brandell: *AISTech 2015 Proceedings*, (2015), 638.
- 133) T. Hirosawa, A. Murao, N. Oyama, S. Watakabe and M. Sato: *ISIJ Int.*, 55(2015), 1321.
- 134) M. Chu, H. Nogami and J. Yagi: *ISIJ Int.*, 44(2004), 510.
- 135) M. Chu, H. Nogami and J. Yagi: *ISIJ Int.*, 44(2004), 2159.
- 136) M. Chu, H. Nogami and J. Yagi: *Steel Research Int.*, 78(2007), 10.
- 137) S. Matsuzaki, T. Orimoto, S. Nomura, K. Higuchi, K. Kunitomo and M. Naito: *Current Advances in Materials and Processes*, 17(2004), 10.
- 138) H. Yokoyama, H. Mio and K. Higuchi: *Current Advances in Materials and Processes*, 26(2013), 118.
- 139) H. Nogami and H. Kawai: *Current Advances in Materials and Processes*, 25(2012), 563.
- 140) S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, J. Kano, R. Inoue, T. Ariyama and H. Nogami: *Tetsu-to-Hagané*, 98(2012), 341.
- 141) S. Natsui, R. Shibasaki, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 53(2013), 1770.

- 142) R. Shibasaki, S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *Tetsu-to-Hagané*, 99(2013), 391.
- 143) S. Natsui, T. Kikuchi and R. O. Suzuki: *Metallurgical and Materials Transactions B*, 45(2014), 2395
- 144) S. Ueda, K. Yanagiya, K. Watanabe, T. Murakami, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 49(2009), 827.

第2章 垂直2段バンカーにおける鉍石コークス混合装入技術の開発

2.1. 緒言

CO₂ 排出量削減に向けて高炉の低還元材比操業が期待されており¹⁾、還元性の改善と通気性の確保が重要となっている。これらを達成するための手段の一つとして、鉍石層内へのコークスの混合装入が行われており²⁻¹³⁾、焼結鉍に比較的粒径の近い小塊コークスが混合コークスとして主に使用されている。

高炉において鉍石コークス混合装入を実施する場合、第1章でも示したように、貯鉍槽から鉍石とコークスを排出して高炉に装入する方法がこれまで主に行われてきた^{2,4,14,15)}。しかし、鉍石と混合コークスには粒径差があるため、貯鉍槽から高炉内への搬送過程において鉍石とコークスの分離・偏析が起こる¹⁶⁻¹⁹⁾。炉内装入後に鉍石と混合コークスが偏析しているとコークス混合率が低下するため、被還元性および通気性の改善効果が低下する¹²⁾。したがって搬送過程における鉍石と混合コークスの偏析を抑制するため、混合状態で搬送するのではなく、炉内への装入位置に近い位置で鉍石とコークスを混合する必要がある。並列に3つのホッパーを備えた3パラレルバンカー式のベルレス装入装置を備えた高炉では、3つのうち2つの炉頂バンカーを同時に使用して、鉍石とコークスとの炉内への同時排出により、バンカー内で混合コークスの偏析を発生させることなく、混合装入を実施している^{11,12)}。同じベルレス式の装入装置で上下に2つのホッパーを連結した垂直2段バンカー式のベルレス装入装置を備えた高炉についても、鉍石コークス混合装入に関する検討が行われてきたが²⁰⁾、偏析を抑制する装入方法は示されていない。

そこで本章では、鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率分布を制御する装入方法により高炉の通気性を改善することを目的として、まず垂直2段バンカー式のベルレス装入装置を備えた高炉で鉍石とコークスを混合して高炉に装入する場合、炉頂バンカー内での混合コークスの偏析を抑制し、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率の排出パターンを制御するための装入方法を縮尺模型実験により検討した。次に高炉内に堆積した鉍石コークス混合層内のコークス混合率分布におよぼす装入方法の影響を縮尺模型実験により調査した。最後に垂直2段バンカー式のベルレス装入装置を備えた京浜第2高炉において新装入方法を適用した操業試験を実施したので、これらの結果について報告する。

2.2 貯鉱槽における小塊コークスの排出方法変更による混合コークスの制御

2.2.1 実験条件および実験方法

実験装置の模式図を Fig. 2-1 に示す。実験装置は京浜第 2 高炉の縮尺比 1/18.8 の模型であり、装入装置は上下のバンカーを連結するポートを 4 つ有する垂直 2 段バンカー式のベルレス装入装置である。バンカーの内径は上部、下部ともに 372 mm、旋回シュート長は 266 mm、炉体上部の炉口径は 585 mm である。実炉での原料の搬送過程を再現するため、鉱石槽、コークス槽、サージホッパー、炉頂バンカーを設置し、各槽はベルトコンベアで連結させ、鉱石槽またはコークス槽から鉱石またはコークスを排出して上部旋回シュートを介して上部バンカーに投入され、ポートを通じて下部バンカーに投入された後、旋回シュートを介して鉱石またはコークスを炉内に装入する。装入速度、シュートの旋回速度 (39.0 rpm) については、重力と慣性力の比であるフルード数が実炉条件と実験条件が一致するように設定した^{21,22)}。炉体下部の周辺部には、送風用のための 12 本のガス吹込み口を円周方向の等間隔に有している。原料の装入中はガス吹込み口から 200 Nm³/h の Air を送風した。炉体底部からは電磁フィーダーによる原料の抜き出しが可能であり、原料の荷下がり再現している。

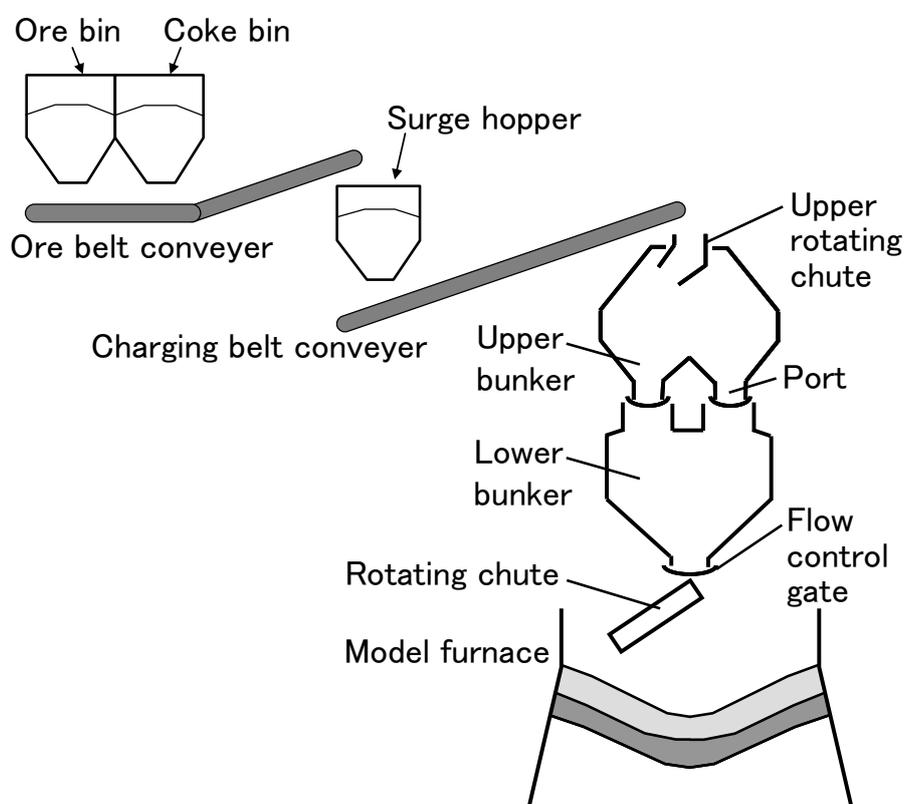


Fig. 2-1. Schematic illustrations of experimental apparatus.

試料は実炉で使用するコークス (560 kg/m³)、焼結鉱 (2010 kg/m³) を破碎して、実炉の粒度分布に対して模型と同じ縮尺比で調整した。実験に使用したコークス、小塊コークス、焼結鉱の粒度分布を Fig. 2-2 に示す。小塊コークスの粒度は塊コークスの粒度に比べて焼結鉱の粒度に近い。本実験においては、京浜第2高炉の装入方法を再現した。各バッチの装入重量、装入時間を Table 2-1 に示す。コークス1回 (C)、鉱石2回 (O1、O2) の合計3回のサイクルで装入とし、小塊コークスは、鉱石の両方の装入 (O1、O2) に混合した。小塊コークスの装入方法は、貯鉱槽下の鉱石ベルトコンベア上で鉱石と小塊コークスは同時に排出され、鉱石の排出量が全排出量の1/4に達したときに小塊コークスの排出を完了させた¹⁴⁾。

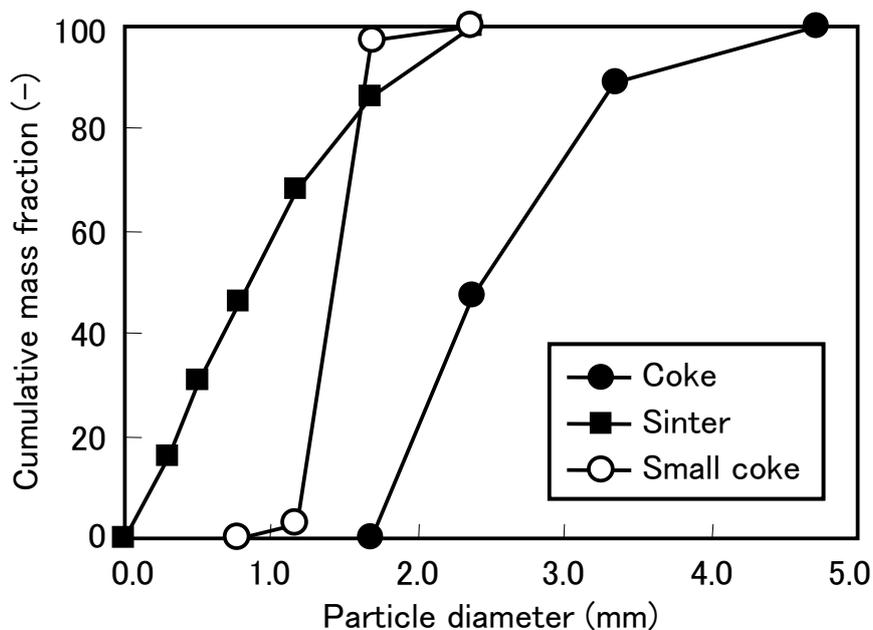


Fig. 2-2. Particle size distributions of coke, sinter and small coke.

Table 2-1. Charging conditions.

	Experiment		Actual BF	
	Charging weight (kg)	Charging time (s)	Charging weight (t)	Charging time (s)
Coke (C)	4.42	43.1	29.4	186.7
Ore1 + Small coke1 (O1)	14.72 + 0.49	21.5	97.8 + 3.3	93.3
Ore2 + Small coke2 (O2)	9.02 + 0.40	13.8	60.0 + 2.7	60.0

まず下部バンカーから排出された混合原料のコークス混合率の経時変化を測定した。下部バンカーから排出された混合原料をサンプリングするための実験装置の模式図を Fig. 2-3 に示す。下部バンカーの流量調整弁の下方にサンプリングボックス、ベルトコンベア、ローラーコンベアを設置し、サンプリングボックスを連結してコンベア上に並べて配置した。そして鉱石槽とコークス槽から鉱石とコークスを排出してベルトコンベアで上部バンカーに投入した後、円周方向に4つ配置されたポートを通して下部バンカーに装入した。下部バンカーからの原料排出開始と同時にベルトコンベアを稼働させ、下部バンカーから排出される原料をサンプリングボックスで連続的に採取した。採取した混合原料中の焼結鉱と小塊コークスは、Fig. 2-2 に示すように粒度分布が重なっていることから、その分離には、焼結鉱とコークスの比重差を利用した重液分離を用いた¹¹⁾。原料条件は Table 2-1 に示す O1 の条件とした。

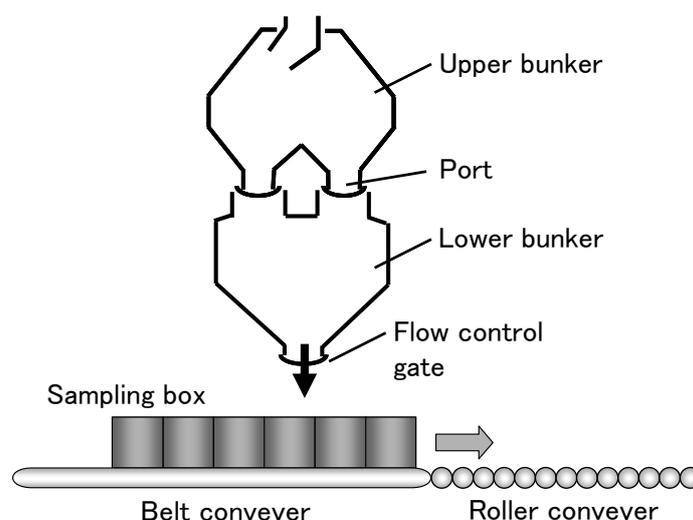


Fig. 2-3. Schematic illustrations of experimental apparatus for collecting mixed materials discharged from bell-less top.

ここでは、鉍石ベルトコンベア上での小塊コークスの排出方法を変化させた。実験条件を Fig. 2-4 に示す。Base は、鉍石と小塊コークスを同時に排出し、鉍石の排出量が全排出量の 1/4 に達したときに小塊コークスの排出を完了した。Case A は、小塊コークスを鉍石よりも先に排出開始、完了し、鉍石と重ねることなく鉍石の前方に排出した。Case B は、鉍石を小塊コークスよりも先に排出開始、完了し、鉍石と重ねることなく鉍石の後方に排出した。いずれの条件においても、鉍石と小塊コークスの排出完了後、そのままサージホッパーにベルトコンベアで投入し、装入ベルトコンベアを介して上部バンカーに投入し、下部バンカーに装入した後、下部バンカーから排出した。

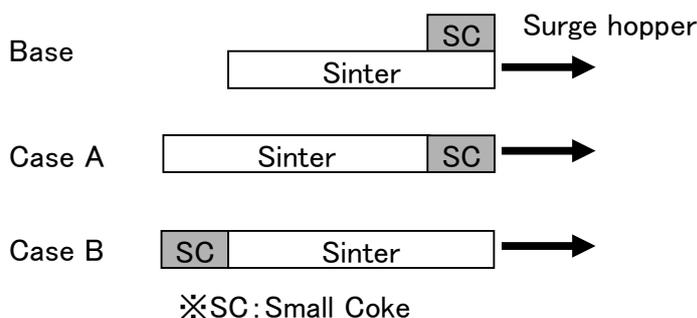


Fig. 2-4. Experimental conditions.

2.2.2 実験結果および考察

Fig. 2-5 に鉍石ベルトコンベア上での小塊コークスの排出方法が下部バンカーから排出された原料のコークス混合率（コークス重量 / (コークス重量 + 鉍石重量)）の排出重量割合（採取された原料重量の積算値 / 全採取重量）による変化を示す。Base 条件では、コークス混合率は排出初期から中期にかけて平均値より高めで推移し、排出後期では排出末期にかけて徐々に減少した。Case A では、Base と比較して排出初期ではコークス混合率は増加し、排出後期では Base と同様に排出末期にかけて徐々に減少した。Case B では、Base と比較して排出初期のコークス混合率が減少し、排出中期にかけて増加した。しかし排出後期では、Base や Case A と同様に排出末期にかけて徐々に減少した。

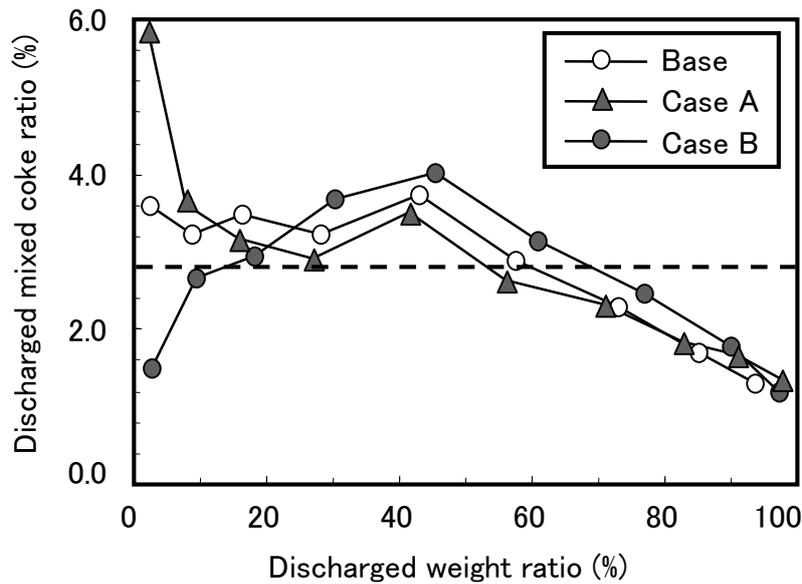


Fig. 2-5. Changes in mixed coke ratio discharged from top bunker.

以上の結果から、貯鉱槽での混合コークスの排出方法の変更により、炉頂バンカーから排出される初期の小塊コークスの混合率については制御できることがわかった。しかしこの方法では、排出後期の小塊コークスの混合率は制御することができない。これは垂直2段バンカーを備えた高炉では、原料の装入系統が貯鉱槽から炉頂バンカー、そして炉内まで1系列である。そのため貯鉱槽で小塊コークスの排出方法を変更する場合、鉱石と小塊コークスが事前に混合された状態で炉頂バンカーに装入されるため、混合された小塊コークスの挙動は、炉頂バンカー内での偏析により大きく支配される。したがって排出後期の小塊コークスの混合率を制御するためには、炉頂バンカー内での小塊コークスの偏析を発生させない必要がある。そこで3パラレルバンカー式のベルレス装入装置を備えた高炉で行われている2つの炉頂バンカーを同時に使用した鉱石とコークスの高炉内への同時排出装入¹⁾のように、高炉への装入直前に鉱石と小塊コークスを混合することができる新しい装入方法を実現するため、装入模型実験を用いて新しい装入方法を検討する。

2.3 炉頂バンカーへの小塊コークスの装入方法変更による混合コークスの制御

2.3.1 実験条件および実験方法

2.2 節で検討したように、従来のように鉱石と小塊コークスを事前に混合して炉頂バンカーに装入する方法では、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率は排出末期にかけて低下傾向となることがわかった。したがって、炉頂バンカー内での小塊コークスの偏析を抑制するために今回提案した新装入方法の概念図を Fig. 2-6 に示す。新装入方法は、まず鉱石を炉頂バンカーに装入する前に、小塊コークスを単独で炉頂バンカーに装入した。次に小塊コークスと鉱石を分離した状態で下部バンカーに搬送し、下部バンカー内で小塊コークスと鉱石を分離した状態で堆積させた。その後、高炉内に鉱石と小塊コークスを混合しながら装入する方法である。そこで本装入方法が炉頂バンカーからの小塊コークスの排出パターンに及ぼす影響を縮尺模型実験により検討した。ここでは2.2 節で行った下部バンカーから排出された混合原料のコークス混合率の経時変化を測定する実験に加えて、混合コークスの排出パターンが変化するメカニズムを調査するため、下部バンカーから排出される原料の排出順序を調査する実験、および下部バンカー内における小塊コークスの堆積状況を観察する実験を行った。次に高炉内での小塊コークスの堆積状況を確認するため、炉内装入後の炉頂堆積面におけるコークス混合率分布を測定する実験を行い、炉頂バンカーへの小塊コークスの装入方法変更の影響について検討した。

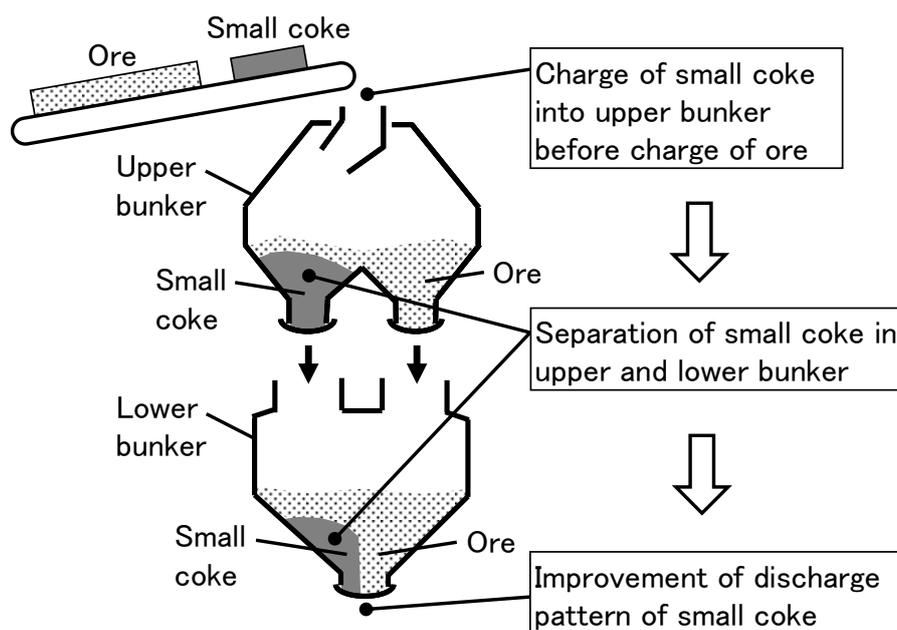


Fig.2-6. Concept of new charging method.

実験装置および実験方法は 2.2.1 項の下部バンカーから排出された混合原料のコークス混合率の経時変化を測定する実験と同様である。ここでは新装入方法として、小塊コークスの上部バンカーへの投入方法、小塊コークスを投入する上部バンカー内のポート数、そして、上部バンカーから下部バンカーへ小塊コークスを排出する遅れ時間、について検討した。実験条件を Table 2-2 に示す。小塊コークスは通常は全 4 ポートに投入していたが、ここでは全 4 ポートのうち 1 ポートだけに投入する条件と、上部バンカーから下部バンカーに鉱石と小塊コークスを排出する時に、小塊コークスを投入したポートだけを他の鉱石を投入したポートより遅らせて下部バンカーに排出する条件について検討した。小塊コークスを上部バンカーの 1 ポートだけに投入する場合、まず上部旋回シュートを 1 つのポート上に停止させておき、小塊コークスの投入完了後、上部旋回シュートを回転させて鉱石を全 4 ポートに投入した。なお上部バンカーから下部バンカーへは約 3 秒で全原料が排出される。各条件について、下部バンカーから排出された原料のコークス混合率の経時変化についてサンプリングボックスを用いて測定した。原料条件は Table 2-1 に示す O1 の条件とした。

Table 2-2. Experimental conditions.

	Charging method of small coke into upper bunker	Number of small coke ports (-)	Discharge time lag of small coke (s)
Base	mixing with ore before charge into upper bunker	4	0
Case1	charging separately before charge of ore	4	0
Case2	charging separately before charge of ore	1	0
Case3	charging separately before charge of ore	1	0.3
Case4	charging separately before charge of ore	1	0.5

下部バンカーからの小塊コークスの排出挙動におよぼす下部バンカー内における小塊コークスの堆積状況の影響を考察するため、下部バンカーから排出される原料の堆積位置と排出順序の関係を調査する実験、および下部バンカー内における小塊コークスの堆積状況を観察する実験を行った。

本実験では Fig. 2-3 の実験装置を用いて、下部バンカーから排出される原料のトレーサー粒子を用いた排出順序測定実験^{23,24)}を行った。Fig. 2-7 に下部バンカー内におけるトレーサー粒子として用いたアルミナボールの配置条件を示す。下部バンカー内に鉱石を装入しながら、アルミナボールを縦横 40 mm 毎の格子状に設定した領域の中心部 20ヶ所、1ヶ所につき5個ずつ配置した。鉱石、アルミナボールを装入した後、Fig. 2-3 と同様に下部バンカーから排出される原料についてサンプリングボックスを用いた経時サンプリングを行い、サンプリングされたアルミナボールの番号とサンプリング順序である排出重量割合から、下部バンカー内における各位置の排出順序を決定した。各位置の排出重量割合は、同じ番号を記入した5個のアルミナボールが採取された排出重量割合の平均値とした。原料は 2.0~2.8 mm に篩分けした鉱石と、トレーサー粒子として番号を記入した 4.0 mm のアルミナボールを使用した。

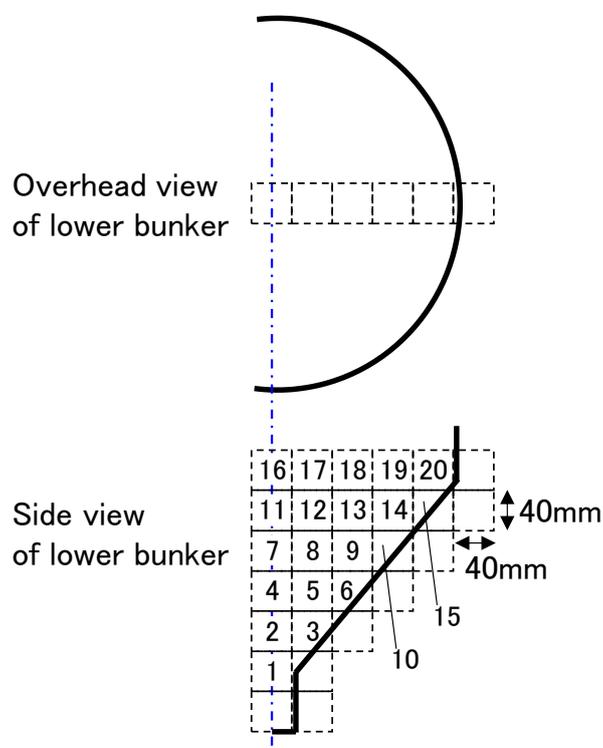


Fig. 2-7. Arrangement conditions to measure discharged order of ore stacked in lower bunker.

下部バンカー内における小塊コークスの堆積状況を観察するための実験装置の模式図を Fig. 2-8 に示す。実験装置は幅 372 mm、奥行き 50 mm のアクリル製の矩形模型とし、Fig. 2-8 の左図に示すように、4 ポートのうち対角線上に存在する 2 ポートを再現する断面とした。上部バンカーのポートおよび下部バンカーの排出口は、幅と奥行きはいずれも 50 mm とした。矩形模型の内容積は Fig. 2-3 に示す実験装置の炉頂バンカーの内容積の約 1/10 であるため、本実験における原料の使用量は Table 2-1 に示す O1 条件の 1/10 の量とした。本実験では小塊コークスを観察しやすくするため、嵩密度がコークス (560 kg/m³) に近い白色の軽石 (540 kg/m³) を小塊コークスの代替として使用した。軽石は Fig. 2-2 に示す小塊コークスの粒度分布と同じ粒度分布になるように篩分けにより整粒した。

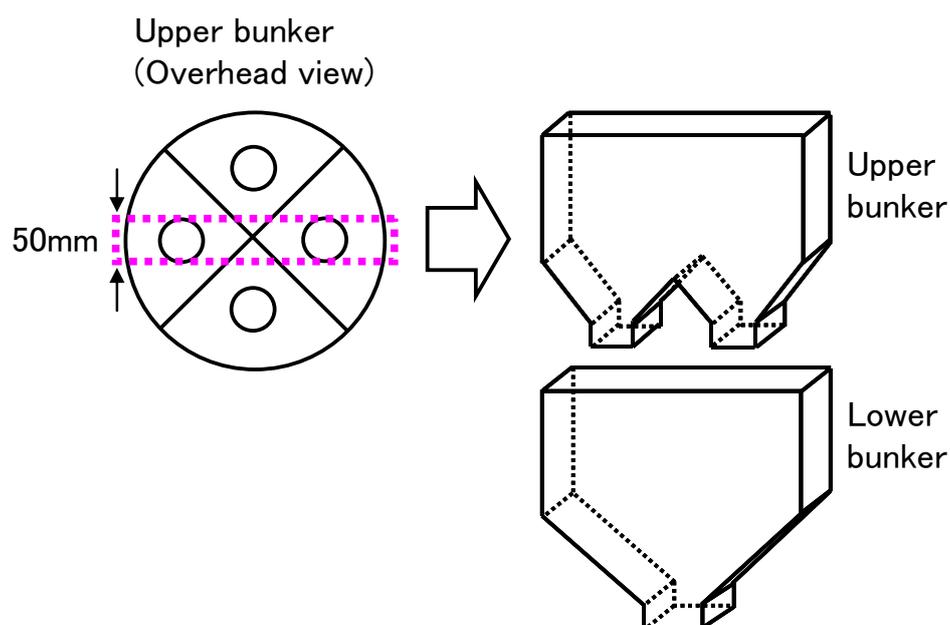


Fig. 2-8. Schematic illustrations of rectangle model.

鉍石と小塊コークスを混合して炉頂バンカーに投入する従来の装入方法 (Base) と、鉍石と小塊コークスを分割して炉頂バンカーに投入する新装入法では、炉頂バンカーから排出される原料のコークス混合率の排出パターンが異なるため、炉内装入後の炉頂堆積表面の鉍石層内において半径方向のコークス混合率分布が変化する。そこで小塊コークスの炉頂バンカーへの装入方法が炉内装入後の炉頂堆積面におけるコーク

ス混合率分布におよぼす影響を調査した。2.1 節の Fig. 2-1 に示した高炉装入模型実験装置を用いて、Table 2-1 に示す原料条件、所定の装入パターンで C、O1、O2 を 1 サイクルとして合計 3 サイクルを炉体内に装入した後、炉内堆積後の炉頂堆積表面での半径方向における堆積した原料の表面形状および鉍石層内のコークス混合率分布を測定した。炉内への原料装入後の堆積した原料の表面形状は、C、O1、O2 各装入後にレーザー変位計を用いて径方向に測定した。半径方向のコークス混合率分布は、直径 30 mm の円管を堆積面の上部から鉛直方向に差し込み、各半径位置において管内の混合原料を吸引装置で上部から吸引して採取し、各位置でのコークス混合率として測定した。また混合層内におけるコークスの混合状況を調査するため、低粘性の樹脂を堆積した原料の表面から流し込んで層内に浸透させ、樹脂の硬化後に切断して堆積断面の観察を行った。得られた断面から、鉍石コークス混合層内のコークス混合率を定量化するため、既報¹²⁾と同様の手法（画像解析）により鉍石層内におけるコークス混合率（小塊コークスの装入量に対する画像解析によって得られた炉内に堆積した混合層内に混合している小塊コークスの量の比率）を定量化した。解析の手順として、まず堆積断面を半径方向 20、高さ方向 10 のメッシュに分割し、メッシュ内の鉍石層を解析領域とした。次に各メッシュ内のコークス、鉍石を輝度の相違から 2 値化し、コークスと鉍石の面積率を算出後、円周方向に積分し、任意の半径位置における体積に換算した。最後に、求められたコークスの体積とコークスの密度からコークスの重量に換算して鉍石層内におけるコークス混合率を求めた。ここで解析領域の最外周部（中心部、炉壁部、コークス層と鉍石層との境界面、鉍石層の表面）については、そのメッシュ内のコークスは未混合コークスとして解析から除外した。下部バンカー内における小塊コークスの堆積状況観察実験と同様に、本実験においても小塊コークスを観察および識別しやすくするため、白色の軽石を小塊コークスの代替として使用した。

2.3.2 実験結果および考察

2.3.2.1. 小塊コークスの装入方法が下部バンカーからの小塊コークスの排出挙動におよぼす影響

Fig. 2-9 に小塊コークスの上部バンカーへの装入方法が下部バンカーから排出された原料のコークス混合率の排出重量割合におよぼす影響を示す。Case1（全 4 ポートに小塊コークスを鉍石よりも先に投入）、Case2（全 4 ポート中 1 ポートだけに小塊コ

ークスを鉱石よりも先に投入) の下部バンカーからの排出末期におけるコークス混合率は、Base (鉱石と小塊コークスを混合して全4ポートに投入) の下部バンカーからの排出末期におけるコークス混合率より高い。したがって、鉱石を装入する前に上部バンカー内に小塊コークスを装入する方法は、下部バンカーからの排出末期のコークス混合率の上昇に効果的である。

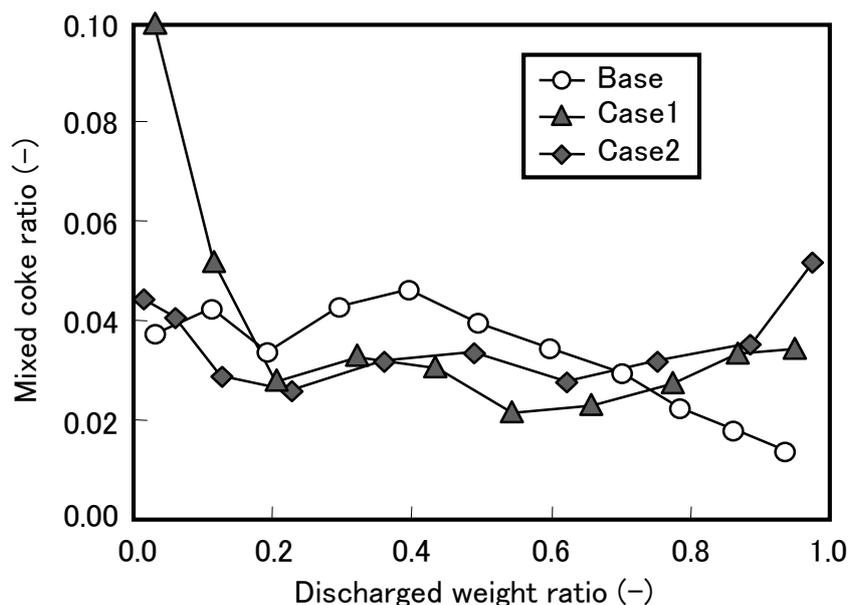


Fig. 2-9. Change in mixed coke ratio discharged from top bunker.

本実験の装置条件設定において参考対象とした京浜第2高炉のように、逆傾動装入 (中心部から周辺部に向かう装入)²⁵⁾で小塊コークスを混合した鉱石を高炉内に装入している場合には、下部バンカーから初期に排出される原料は、高炉の中心側に装入される。中心側に装入されたコークスにより炉芯コークスが更新されるため²⁶⁾、排出初期のコークス混合率が高い場合には、炉芯コークスに多量の小塊コークスが取り込まれると考えられる。炉芯コークスに小塊コークスが混合して炉芯の空隙率が低下すると、高炉内の圧力損失の増加²⁷⁾、および高炉内の残銹滓量の増加²⁸⁾となり、高炉操業に悪影響をおよぼす。したがって本節で検討したBase、Case1およびCase2の3種の上部バンカーへの小塊コークスの装入方法のうちでは、排出末期のコークス混合率が高く排出初期のコークス混合率が低いCase2 (全4ポート中1ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入) の装入方法が最適である。

Fig. 2-10 に下部バンカーから排出された原料のコークス混合率の変化におよぼす下部バンカーへの小塊コークスの遅れ排出の影響を示す。0.3 秒遅れとした Case3、0.5 秒遅れとした Case4 の下部バンカーからの排出初期におけるコークス混合率は、遅れ排出なしの Case2 の下部バンカーからの排出初期におけるコークス混合率より低い。したがって、小塊コークスの下部バンカーへの排出を遅れて開始する装入方法は、下部バンカーからの排出初期のコークス混合率の低下に効果的である。小塊コークスの下部バンカーへの排出開始時間が遅い Case4 (0.5 秒遅れ排出) では、Case3 (0.3 秒遅れ排出) よりも下部バンカーからの排出初期におけるコークス混合率は低下した。しかし下部バンカーからの排出末期におけるコークス混合率も低下した。

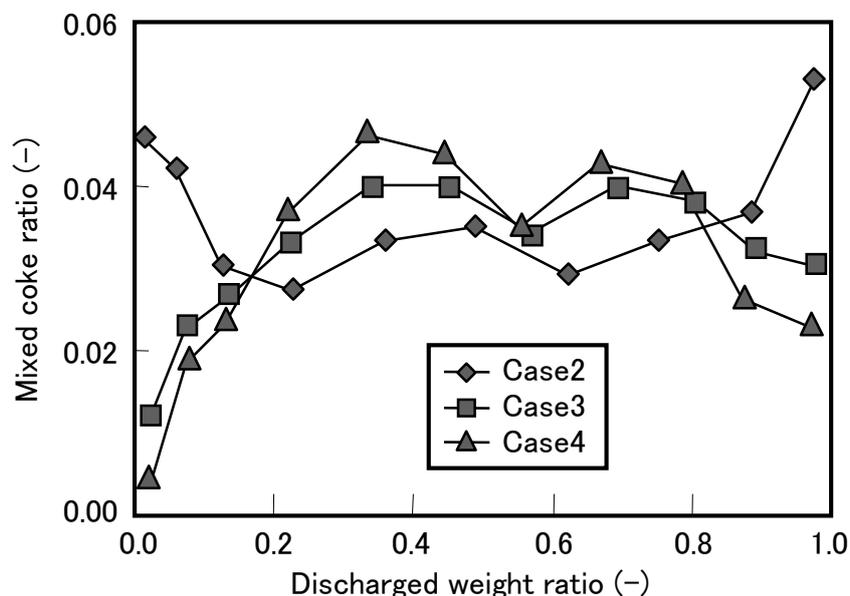


Fig. 2-10. Change in mixed coke ratio discharged from top bunker.

排出初期のコークス混合率の低い方が高炉操業への悪影響が少ないため、ここでは排出初期のコークス混合率を除いて変動の度合いを評価する必要があると考え、排出初期である排出重量比率 0.0~0.1(-)のコークス混合率を除いた小塊コークス混合率の値を用いた標準偏差で変動の度合いを評価した。Fig. 2-11 に下部バンカーから排出されたコークス混合率の標準偏差におよぼす小塊コークスの下部バンカーへの排出遅れ時間の影響を示す。排出遅れ時間 0.3 秒とした Case3 における小塊コークス混合率の標準偏差が最も小さいため、小塊コークス混合率の変動が小さい。したがって本節

で検討した Case2、Case3 および Case4 の 3 種の小塊コークスの装入方法のうち、標準偏差が最も小さい Case3 (全 4 ポート中 1 ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入し、下部バンカーに小塊コークスを 0.3 秒遅らせて排出) の装入方法が最適である。

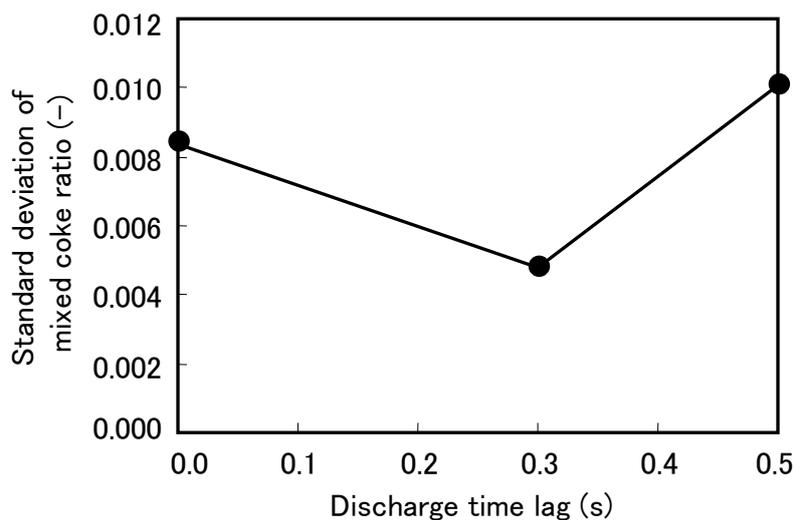


Fig. 2-11. Relationship between discharge time lag of small coke and standard deviation of mixed coke ratio discharged from top bunker.

2.3.2.2. 小塊コークスの堆積状況が下部バンカーからの小塊コークスの排出挙動におよぼす影響

Fig. 2-12 にトレーサー粒子のサンプリング順序から決定した下部バンカー内に堆積した原料の排出重量割合の分布を示す。下部バンカーの排出口の直上部に堆積した原料が下部バンカーから初期に排出され、周辺部に向けて順次排出された後、下部バンカーの周辺部に堆積した原料が最終的に排出された。したがって下部バンカーから排出されるコークス混合率の排出パターンは、上部バンカーから投入された小塊コークスの下部バンカー内における堆積位置によって決定していると考えられる。

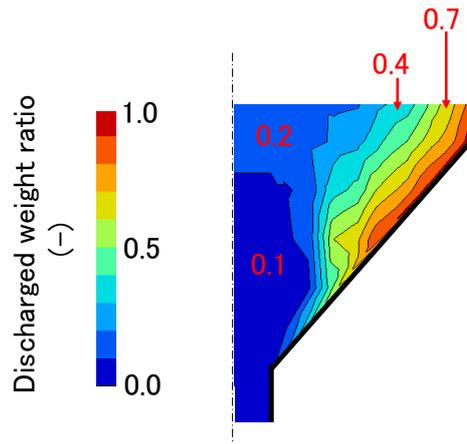


Fig. 2-12. Discharged weight ratio of ore stacked in lower bunker determined from discharged order of tracer particles.

全ポートに小塊を混合して投入した Base、1 ポートだけに小塊を鉱石より先に投入して遅れ無しで小塊コークスを下部バンカーに投入した Case2 および 1 ポートだけに小塊を鉱石より先に投入して 0.3 秒遅れで小塊コークスを下部バンカーに投入した Case3 における矩形模型の下部バンカー内に装入された鉱石および小塊コークスの堆積状況を Fig. 2-13 に示す。Base では、鉱石と小塊コークスが事前に混合された状態で両方のポートから下部バンカーに装入される。バンカー内で小塊コークスが偏析し、周辺部の斜面に沿った領域では小塊コークスが少なくなっている。Fig. 2-12 より下部バンカー内の周辺部領域の原料は末期に排出されるため、排出末期にかけてコークス混合率が低下する。しかし Case2 (上部バンカーの 1 ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入し、遅れ無しで小塊コークスを下部バンカーへ投入) の場合、上部バンカーに最初に投入された小塊コークスの一部は、小塊コークスが投入されていないポートの鉱石と同時に下部バンカーに最初に装入するため、下部バンカー内において、小塊コークスは主に排出口の直上部から左側の斜面に沿った領域の下方部に堆積する。Case3 (上部バンカーの 1 ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入し、0.3 秒遅れで小塊コークスを下部バンカーに投入) の場合には、小塊コークスが投入されていないポートからの鉱石を初期に下部バンカーに装入するため、鉱石のみが排出口の直上部に堆積している。したがって下部バンカー内において、小塊コークスは排出口の直上部には堆積せず、主に左側の斜面に沿った領域の下方部に堆積し、Case2 の場合より少し上部となる。

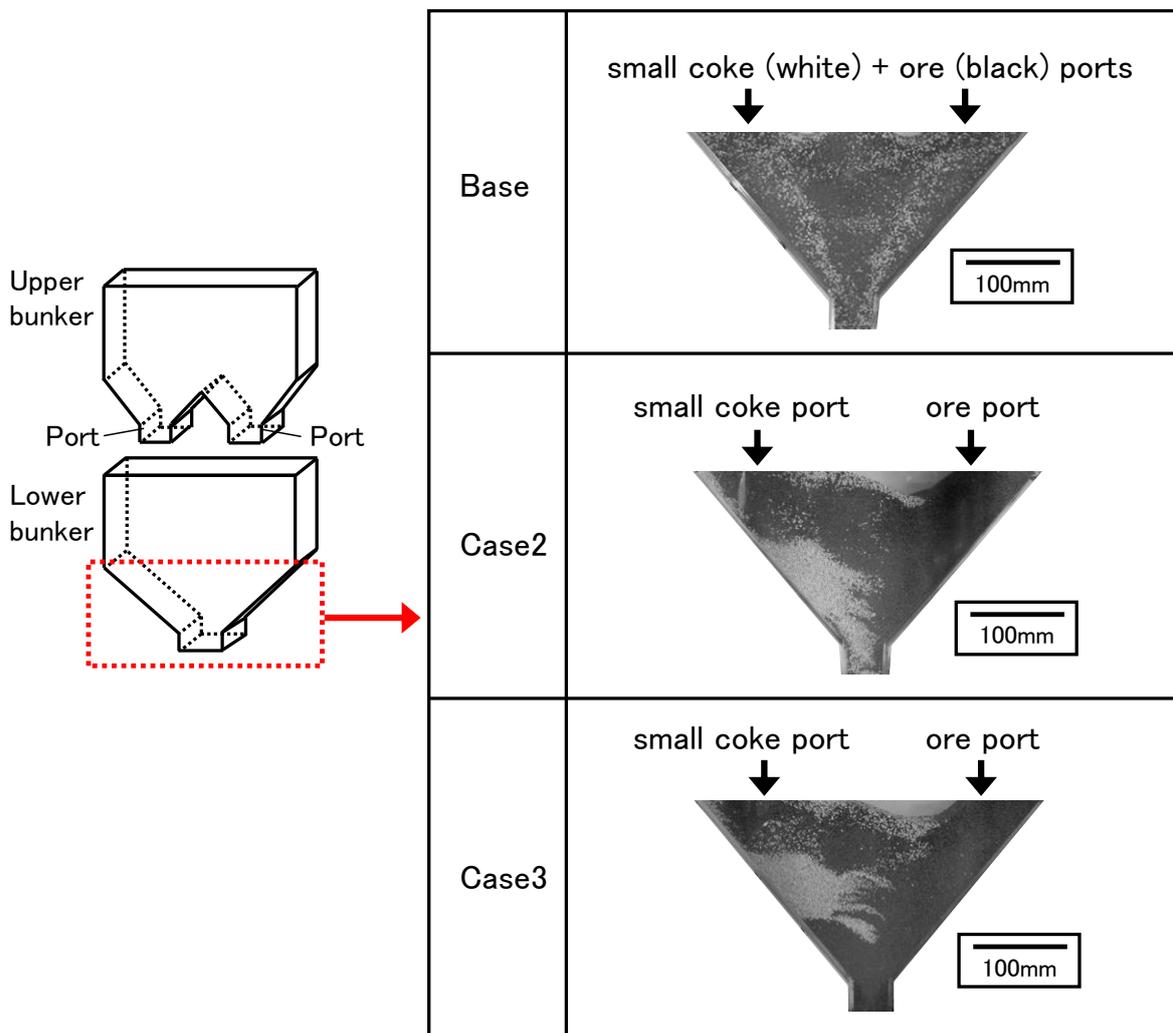


Fig. 2-13. Distribution of ore and small coke charged in lower part of lower bunker.

Fig. 2-14 に Case2、Case3 の炉頂バンカー内における原料の堆積状況および下部バンカーからの原料排出挙動の模式図を示す。上部バンカーにおいては Case2、Case3 いずれにおいても小塊コークスが一方のポートに投入され、小塊コークスが投入されていないポートには鉱石が投入されているが、下部バンカー内においては Case2 では小塊コークスを鉱石と同時に排出しているため、小塊コークスが排出口の直上部から左側の斜面に沿った領域の下方部に堆積している状況を、Case3 では小塊コークスの遅れ排出を行っているため、小塊コークスが排出口の直上部には堆積されず、左側の斜面に沿った領域の下方部に堆積している状況を示している。Case2 の場合、下部バンカーの周辺部の斜面に沿った領域に堆積した小塊コークスが末期に排出されたため、下部バンカーからの排出末期のコークス混合率が上昇したと考えられる。また Case3

の場合には、下部バンカーの排出口の直上部に堆積した鉱石が、下部バンカーから初期に排出されるため、下部バンカーからの排出初期のコークス混合率が低下したと考えられる。

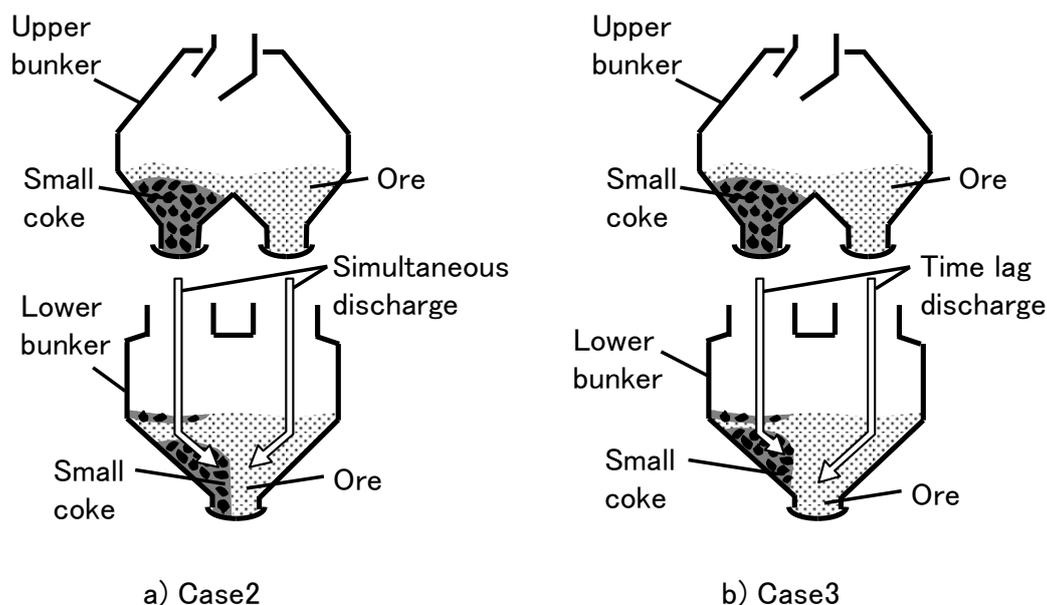


Fig. 2-14. Schematic illustrations of stacked materials in top bunker and discharge behavior of materials from lower bunker.

以上の結果より、上部バンカーの全4ポート中1ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入し、下部バンカーに小塊コークスを0.3秒遅らせて排出する本装入方法 (Case3) は、下部バンカー内における小塊コークスの堆積位置を排出口の直上部を除いた斜面に沿った領域の下方部に変化させ、下部バンカーから排出される小塊コークスの排出パターンについて、排出初期のコークス混合率を低下させつつ排出末期のコークス混合率を上昇させる装入方法となることが確認された。

2.3.2.3. 小塊コークスの装入方法が炉内でのコークス混合率分布におよぼす影響

従来の装入方法 (Base) と今回提案した新装入方法 (Case3) では、下部バンカーから排出された時の小塊コークスの排出パターンが異なる。そこで小塊コークスの排出パターンの違いが高炉内のコークス混合率分布におよぼす影響を確認するため、炉内装入後の炉頂堆積面におけるコークス混合率分布におよぼす小塊コークスの炉頂バンカーへの装入方法の影響について検討した。Fig. 2-15 に原料装入後に堆積した原料の表面形状の測定結果を示す。ここでは従来の装入方法 (Base) と、2.3.2 節で最適と評価された新装入方法 (Case3) で比較した。中心部と周辺部にはコークス (C) が相対的に多く堆積し、中間部には鉱石 (O1、O2) が相対的に多く堆積し、Base と Case3 では同様の堆積形状を示している。

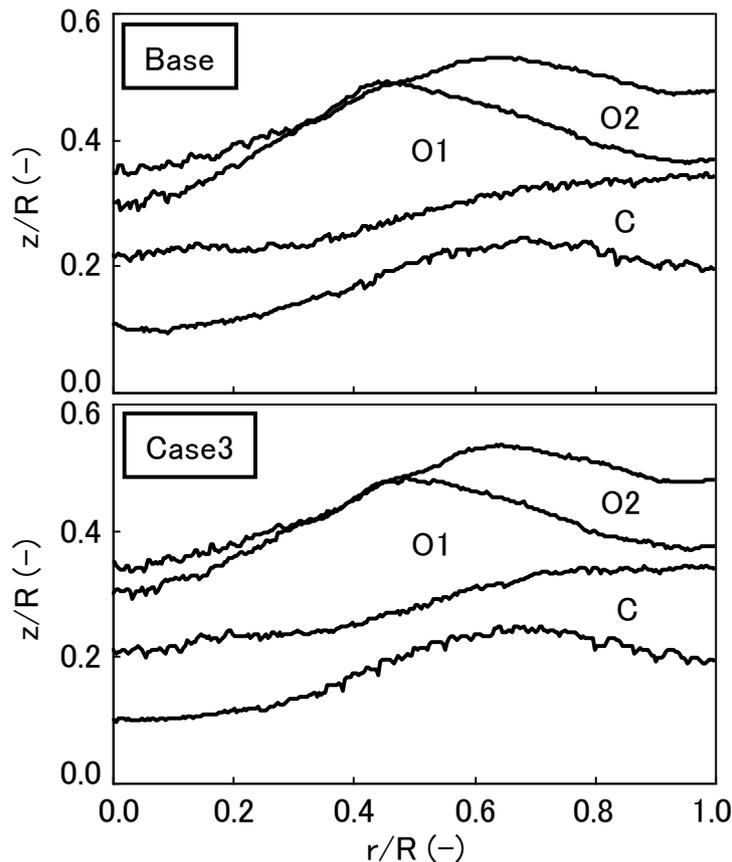


Fig. 2-15. Comparison of surface profiles after charging.

Fig. 2-16 に炉頂堆積面の鉱石層内における半径方向のコークス混合率分布におよぼす小塊コークス装入方法の影響を示す。Base では炉中心側と炉周辺側でコークス混合率が大きい分布となっている。Case3 では Base と比較して炉中心側でコークス混合率が低く、 $r/R=0.5\sim 0.8$ でのコークス混合率が大きい。これは Base では Fig. 2-9 に示すように、下部バンカーから排出される初期のコークス混合率が大きく、かつ逆傾動装入により排出初期の原料は中心側に装入されるためと考えられる。一方 Case3 では Fig. 2-10 に示すように、下部バンカーから排出される初期のコークス混合率が小さく、このコークス混合率が小さい原料が逆傾動装入により中心側に装入されたため、炉中心側でコークス混合率が小さい。また z/R が最も大きい堆積面の頂点付近である $r/R=0.5\sim 0.8$ でのコークス混合率が大きい。頂点位置は各鉱石の最終装入位置を表しており、Fig. 2-10 に示すように、下部バンカーから排出される末期のコークス混合率が大きいと考えられる。

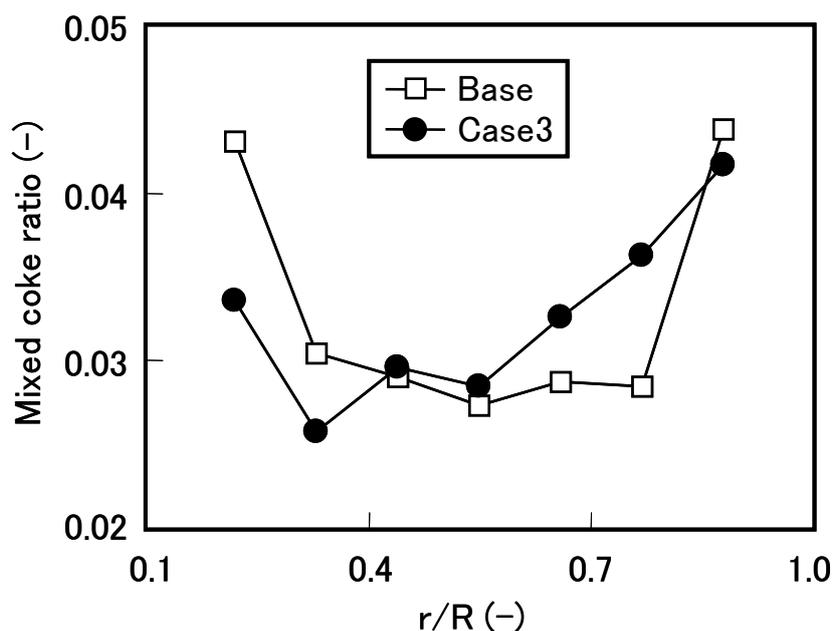


Fig. 2-16. Effect of charging method of small coke on radial distribution of mixed coke ratio.

Fig. 2-17 に炉内への原料装入後におけるコークス層および鉍石と小塊コークスの混合層の断面観察結果を示す。Base では半径方向 $r/R=0.5\sim 0.8$ での鉍石層内において、高さ方向 $z/R=0.4$ 付近および最上面付近において混合コークスが少ない領域が観察された。一方 Case3 では Base で観察された混合コークスが少ない領域が観察されず、比較的全体に小塊コークスが混合されている。Fig. 2-18 に高炉の装入条件に応じて高炉内に装入された原料の堆積状況を推定する装入物分布シミュレータ²⁹⁾による鉍石装入において炉内に堆積した原料の表面形状 (Base) を示す。下部バンカーから排出された鉍石と小塊コークスの混合原料は、旋回シュートが複数回旋回する間に高炉内に装入されている。ここでは Table 2-1 に示すように鉍石を 2 回に分けて高炉内に装入する条件 (O1、O2) であるため、各鉍石層において鉍石が下部から上部に積層されている状況が 1 旋回毎の表面形状として複数の線で表されており、排出初期の原料は下層に、排出末期の原料は上層に堆積している状況を示している。Fig. 2-17 で観察された混合コークスが少ない領域は、O1 および O2 の積層された鉍石層の上部付近であることから、O1 および O2 の装入末装入末期の部位に対応すると考えられる。Base では、Fig. 2-9 に示すように炉頂バンカーからのコークス混合率が排出末期にかけて低下するため、O1、O2 のいずれにおいても鉍石の装入末期に相当する鉍石層上部の混合コークスが少なくなっていると考えられる。しかし Case3 では、混合コークスが鉍石の装入末期に相当する鉍石層上部にも装入されている。したがって、上部バンカーの全 4 ポート中 1 ポートだけに小塊コークスを鉍石よりも先に投入し、小塊コークスを下部バンカーに 0.3 秒遅らせて排出する新装入法により、高炉内での半径方向におけるコークス混合率分布を中心部で低下させ、中間部で上昇させるように制御することができる。

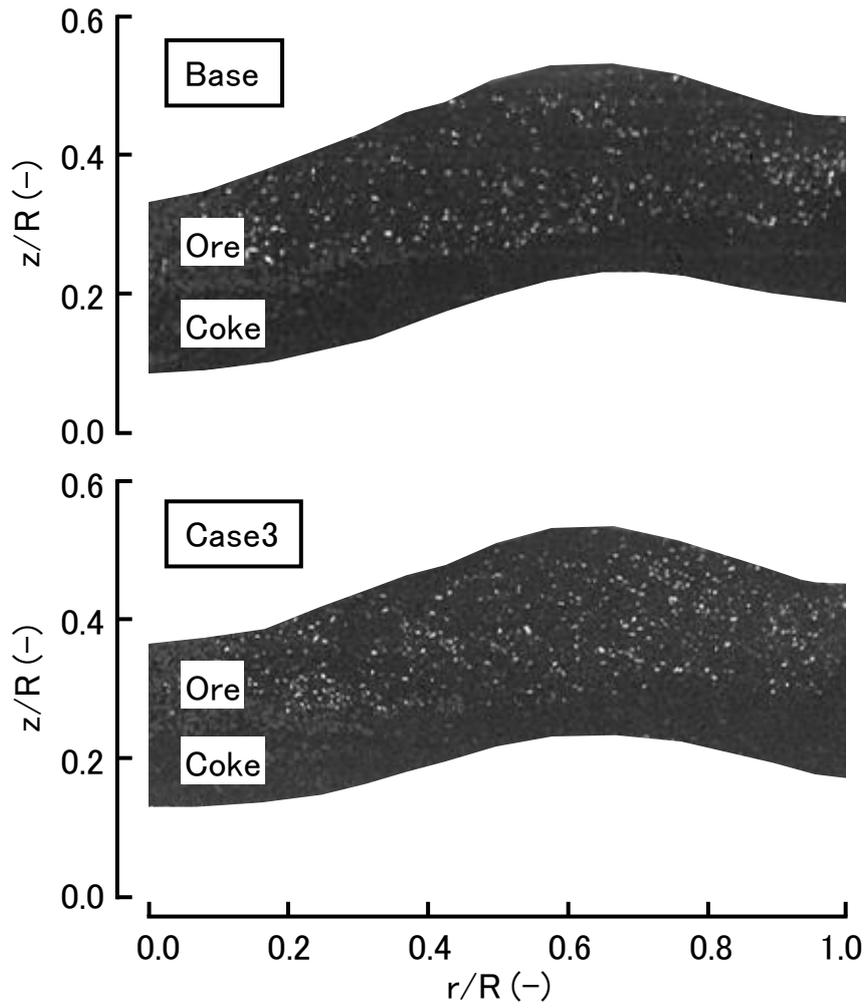


Fig. 2-17. Comparison of cross sections of coke and ore after charging.

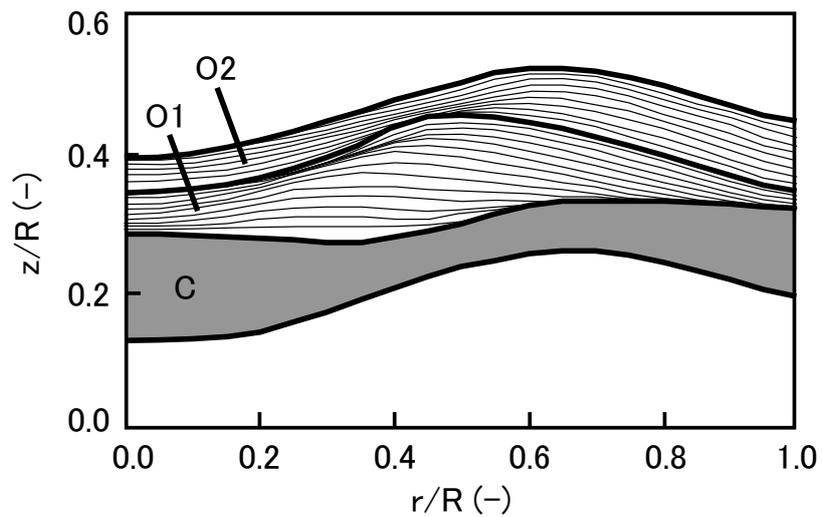


Fig. 2-18 Calculation result of surface profiles of ore layer charged by one rotation.

Fig. 2-19 に画像解析により求めた鉱石層内におけるコークス混合率（小塊コークスの装入量に対する画像解析によって得られた炉内に堆積した混合層内に混合している小塊コークスの量の比率）におよぼす小塊コークス装入方法の影響を示す。Case3 のコークス混合率は、Base のコークス混合率より約 11% 高い。本検討と同様の画像解析による手法で求めた鉱石層内におけるコークス混合率の上昇により高炉融着帯での圧力損失が低下することが既報告¹²⁾ において確認されているため、本検討においても高炉の通気性改善が期待される。

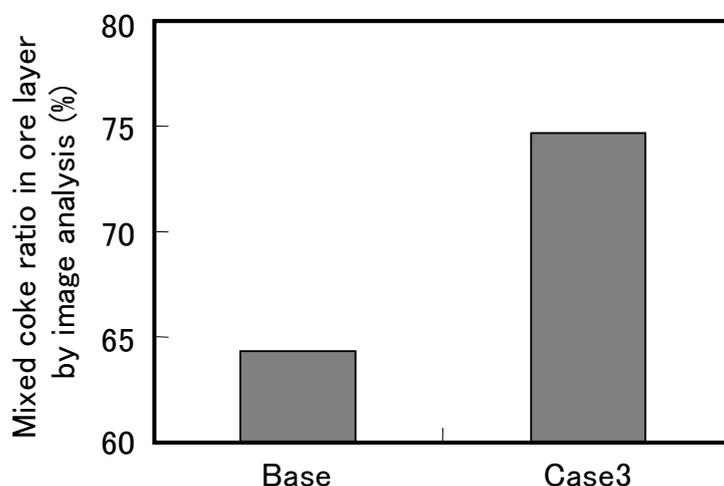


Fig. 2-19. Effect of charging method of small coke on mixed coke ratio in ore layer by image analysis.

2.4. 実高炉での小塊コークスの装入方法変更試験

小塊コークスの装入方法を変更した新装入方法が実炉操業におよぼす影響を調査するため、模型実験と同じ構造および装入方法の垂直 2 段バンカー式のベルレス装入装置を備えた京浜第 2 高炉（内容積 5000m³）において、出銑量 11500 t/d、微粉炭比 145 kg/t の操業条件の下で操業試験を行った。京浜第 2 高炉では、コークス 1 バッチ（C）、鉱石 2 バッチ（O1、O2）で装入している。試験前は、小塊コークスは従来の装入方法（模型実験の Base 条件と同様に鉱石と小塊コークスを混合した状態で上部バンカーに投入）であった。試験中は、上部バンカーの全 4 ポート中 1 ポートだけに小塊コークスを鉱石よりも先に投入し、下部バンカーに小塊コークスを遅らせて排出

する新装入法（模型実験の Case3 相当条件）とした。実炉での上部バンカーから下部バンカーへの小塊コークスの排出遅れ時間は、フルード数を模型実験に合わせるように 1 秒とした。小塊コークスの装入方法は、O1、O2 の両方のバッチで変更した。

Fig. 2-20 に、小塊コークスの装入方法変更前後における通気抵抗指数の比較を示す。通気抵抗指数は次式で計算される値であり、低位ほど通気性が良好であることを表す。

$$K = \frac{P_b^2 - P_t^2}{V_b^{1.7}} \times 100 \quad \dots (2-1)$$

ここで K は通気抵抗指数、 P_b は送風圧力(kPa)、 P_t は炉頂圧力(kPa)、 V_b は送風流量 (Nm^3/min)である。小塊コークスの装入方法変更後は、同じコークス比において通気抵抗指数が低位であった。Fig. 2-21 に、小塊コークスの装入方法変更前後での高炉炉壁部に設置されているシャフト圧力計（全 7 か所）から得られた圧力値について、炉頂の原料堆積表面より上部に設置された圧力計から得られた圧力値（炉頂圧力）からの上昇値の比較を示す。小塊コークスの装入方法変更後は、シャフト圧力計の下段から 2 つの圧力が低下した。これは小塊コークスの装入方法の変更により、鉍石層内におけるコークス混合率が改善し、融着帯での圧力損失が低下した効果と推定された。また Fig. 2-20 に示した試験前後で比較すると、コークス比が 2.0%低下、通気性が 2.0%改善した。

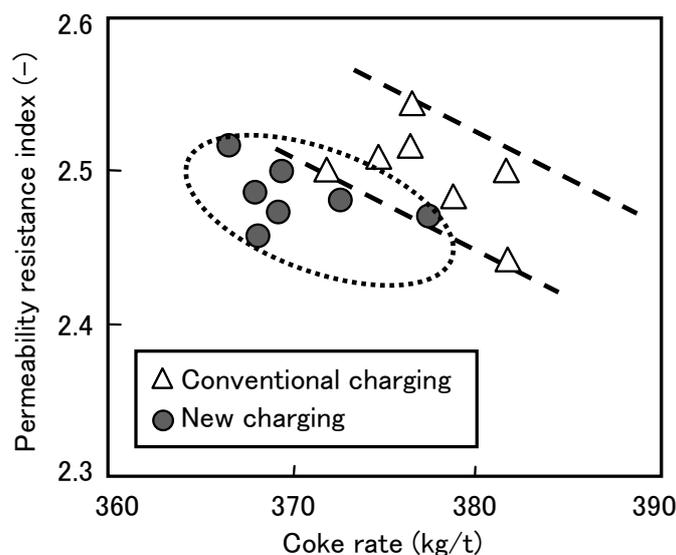


Fig. 2-20. Comparison of permeability resistance index before and after change in charging method of small coke.

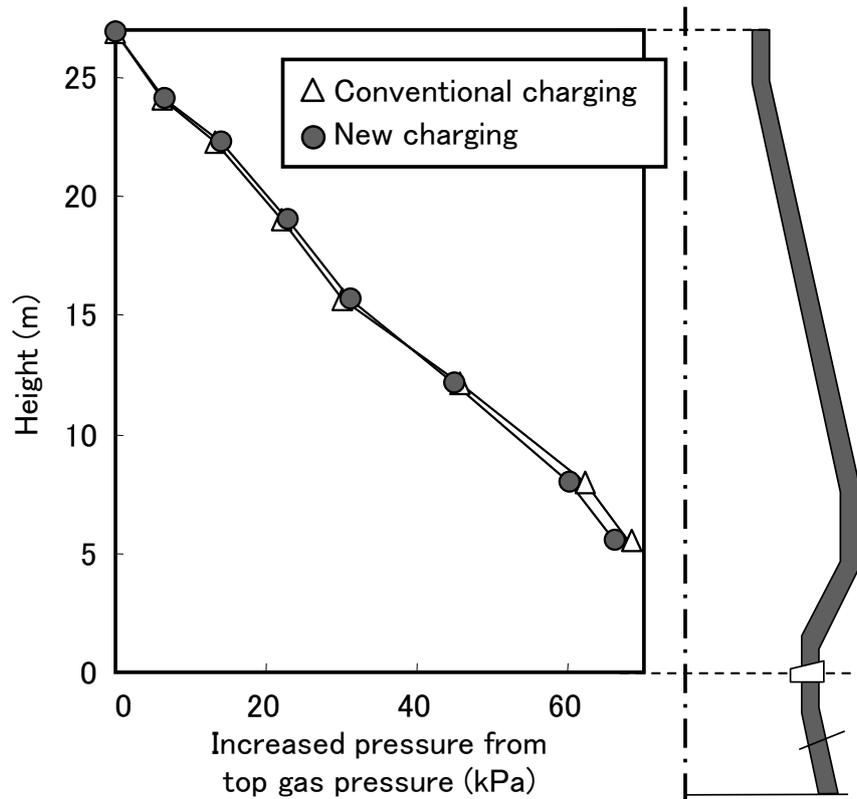


Fig. 2-21. Pressure distribution obtained by shaft pressure gauge before and after change in charging method of small coke.

以上の結果から、上部バンカーの全4ポート中1ポートだけに小塊コークスを鉾石よりも先に投入し、下部バンカーに小塊コークスを遅らせて排出する新装入方法は、垂直2段バンカーを備えた高炉において、コークス比および通気抵抗を低下させる効果的な装入方法になり得ると考えられる。

2.5. 結言

垂直 2 段バンカーを備えた高炉において高炉の通気性を改善することを目的として、鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率分布を制御する装入方法について検討を行った。まず炉頂バンカーから排出されるコークス混合率の排出パターンを制御する新装入方法を縮尺模型実験により検討した。次に新装入方法が高炉内に堆積した鉍石コークス混合層内のコークス混合率分布におよぼす影響を縮尺模型実験により調査した。最後に実炉での操業試験を行い、新装入方法の効果を確認した。得られた知見を以下に示す。

(1) 鉍石を上部バンカーに装入する前に上部バンカー内の 1 ポートに小塊コークスを単独で装入する装入方法により、バンカー内における小塊コークスの偏析が抑制され、下部バンカーから末期に排出される原料のコークス混合率が上昇した。また上部バンカー内の小塊コークスが装入されたポートからの下部バンカーへの原料の排出を他のポートより遅れて開始する装入方法により、下部バンカーから初期に排出される原料のコークス混合率が低下した。

(2) 上部バンカー内の小塊コークスが装入されたポートからの下部バンカーへの原料の排出を他のポートより遅れて開始する装入方法により、炉内での半径方向のコークス混合率分布が改善され、画像解析によって得られた鉍石層内におけるコークス混合率が上昇した。

(3) 小塊コークスの装入方法を変更した新装入方法を適用した操業試験を京浜第 2 高炉で実施した。本技術の適用により、コークス比および通気抵抗指数が低下した。

2.6 参考文献

- 1) T. Ariyama, R. Murai, J. Ishii and M. Sato: ISIJ Int., 45(2005), 1371.
- 2) Y. Shimomura, K. Kushima, F. Sato and S. Arino: Tetsu-to-Hagané, 62(1976), S404.
- 3) K. Okuda, S. Amano, N. Ishioka, H. Ono, T. Furukawa and T. Inoue: Tetsu-to-Hagané, 69(1983), S731.
- 4) K. Okuda, K. Yamaguchi, N. Ishioka, T. Furukawa, and H. Endo: Tetsu-to-Hagané, 70(1984), S102.
- 5) T. Shiota, T. Sato, M. Nagata, Y. Fujiwara, M. Sanui, E. Maenami and M. Nito: Current Advances in Materials and Processes, 3(1990), 1012.
- 6) Y. Horimi, H. Yoshida, N. Sasaki, M. Naito, K. Yamaguchi, S. Ikehara: Current Advances in Materials and Processes, 7(1994), 1003.
- 7) M. Tanaka, K. Miyata, K. Shibata, R. Ono and T. Yabata: Current Advances in Materials and Processes, 8(1995), 1064.
- 8) K. Anan, T. Nagane, M. Nagata, N. Ogata, M. Honda and M. Isobe: Current Advances in Materials and Processes, 12(1999), 234.
- 9) S. L. Yaroshevskii, V. A. Nozdrachev, A. P. Chebotarev, V. A. Rudenko, S. A. Feshchenko, A. M. Kuznetsov, V. P. Padalka, N. S. Khlaponin and A. V. Kuzin: Metallurgist, 44(2000), 598.
- 10) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: Current Advances in Materials and Processes, 20(2007), 77.
- 11) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi: ISIJ Int., 46(2006), 513.
- 12) A. Murao, Y. Kashihara, S. Watakabe and M. Sato: ISIJ Int., 51(2011), 1360.
- 13) Y. Kashihara, Y. Morikawa, T. Sato, N. Ishiwata and M. Sato: ISIJ Int., 55(2015), 1165.
- 14) Y. Kashihara, A. Murao, M. Kuwabara, N. Ishiwata and M. Sato: Proc. 20th IAS Steel Conf., IAS, Argentina, (2014), 437.
- 15) A. Murao, Y. Kashihara, S. Watakabe, M. Sato and N. Ogawa: Current Advances in Materials and Processes, 23(2010), 1014.
- 16) M. Kondo, H. Kosaka, K. Okabe, H. Marushima, H. Takahashi and J. Kurihara: Tetsu-to-Hagané, 65(1979), S593.
- 17) R. Nakajima, T. Sumigama, A. Maki, K. Wakimoto, and M. Sakurai: Tetsu-to-Hagané, 73(1987), S752.

- 18) K. Sunahara, C. Kamijo and T. Inada: 55th Ironmaking Conf. Proc., ISS, Warrendale, PA, (1996), 3.
- 19) S. Matsuzaki and Y. Taguchi: *Tetsu-to-Hagané*, 88(2002), 823.
- 20) M. Kadowaki, S. Matsuzaki and K. Kunitomo: *Current Advances in Materials and Processes*, 21(2008), 891.
- 21) S. Miyagawa, K. Takeda, S. Taguchi, T. Morimoto, M. Fujita and H. Fujimori: *Kawasaki Steel Giho*, 23(1991), 130.
- 22) M. Hattori, B. Iino, A. Shimomura, H. Tsukiji and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 33(1993), 1070.
- 23) S. Jung and W. Chung: *ISIJ Int.*, 41(2001), 1324.
- 24) A. Muraio, Y. Kashihara, N. Ooyama, M. Sato, S. Watakabe, K. Yamamoto and Y. Fukumoto: *ISIJ Int.*, 55(2015), 1172.
- 25) T. Sato, T. Nouchi, K. Takeda and H. Kamano: *Tetsu-to-Hagané*, 86(2000), 648.
- 26) M. Shimizu, Y. Kimura, S. Inaba and C. Che: *Tetsu-to-Hagané*, 73(1987), S754.
- 27) T. Sato, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama: *Tetsu-to-Hagané*, 92(2006), 1006.
- 28) T. Nouchi, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 45(2005), 1515.
- 29) T. Sato, T. Nouchi, and M. Kiguchi: *Kawasaki Steel Tech. Rep.*, 38(1998), 24.

第3章 パラレルバンカーにおける小塊コークスの高さ方向混合率制御技術の開発

3.1 緒言

第2章で述べたように、CO₂排出削減に向けた高炉の低還元材比操業¹⁾を達成するための制御手段の1つとして装入物分布制御技術^{2,3)}、特に鉍石層中にコークスを混合して装入する鉍石コークス混合装入が注目されている⁴⁻¹⁰⁾。

鉍石層内にコークスを混合すると鉍石の還元率が上昇することは従来から知られているが^{4,6)}、それらは鉍石層内にコークスが均一に混合された条件でのものである。鉍石層内における混合コークス配置が鉍石の還元挙動におよぼす影響についての検討の一例として、折本ら^{11,12)}は実炉相当の鉍石層厚での還元実験を行い、鉍石層下部の還元率に比べて鉍石層上部の還元率が低下することを示し、さらに還元率が低い部位へ小塊コークスを混合することにより、鉍石層全体の平均還元率が上昇することを示している。しかしこれらはコークス混合率が4%での検討であり、実炉でも適用されているコークス混合率が7%程度の高い条件での混合コークス配置の効果、影響調査が必要であると考えられる。

高炉への装入後の炉内堆積面における鉍石コークス混合層内のコークス混合率分布については、第2章でも行ったように、半径方向におけるコークス混合率分布に関する検討がこれまで行われている^{8,13)}。しかし高炉への原料装入方法が高炉内での高さ方向のコークス混合率分布におよぼす影響については、これまでほとんど議論されていない。したがって鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を適正に制御するためには、高炉内への装入方法と、鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布の関係を調査する必要があると考えられる。

そこで本章では、高炉の還元効率を高めるための鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を制御する装入方法を開発することを目的として、まず鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布が鉍石の還元挙動に与える影響について高炉内の温度およびガス条件を再現した還元実験により調査した。次に高炉内に堆積した鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を制御する装入方法について高炉への原料装入を再現する縮尺模型実験により検討した。最後に実高炉において鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を変更した操業試験を行った。

3.2 鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼすコークス混合率分布の影響

3.2.1 実験方法

鉍石内に混合されたコークスの混合層内における混合率分布が鉍石の還元挙動におよぼす影響を荷重軟化実験装置⁶⁾を用いて検討を行った。実験装置の模式図を Fig. 3-1 に示す⁶⁾。本装置は反応炉内にあるつぼを設置し、るつぼの下部からガスを流して昇温還元を行う。るつぼは底部にガス流通および熔融物滴下のために $\phi 5$ mm の穴を備えている。るつぼに充填した試料には昇温、反応させながら上部から荷重を負荷できる装置を備えている。10~15 mm の焼結鉍 900 g と 10~15 mm のコークス 69 g とを混合して内径 100 mm の黒鉛るつぼ内に投入した。るつぼ内への焼結鉍とコークスの投入方法は、焼結鉍とコークスはそれぞれ下層、中層、上層用に 3 分割して準備し、各層が所定のコークス混合率で均一となるように焼結鉍とコークスを混合して順番に投入した。全層厚は高さ方向の混合率分布によらず 72 mm で一定となるように充填した。Fig. 3-2 に鉍石層内におけるコークスの混合条件を示す。コークス混合率は、各層における焼結鉍とコークスの合計投入量に対するコークス投入量の質量比率で示している。Base は混合コークスを層全体で均一に配置した条件（コークス混合率 7.12%）、Case1 は上層のコークス混合率が高く（コークス混合率 10.45%）、下層のコークス混合率が低い（コークス混合率 3.54%）条件、Case2 は逆に下層のコークス混合率が高く（コークス混合率 10.45%）、上層のコークス混合率が低い（コークス混合率 3.54%）条件である。なお試料の上下にはるつぼのガス流通用穴の目詰まり防止のためコークスをそれぞれ充填した。実験に使用した焼結鉍、コークスの化学組成を Table 3-1 に示す。

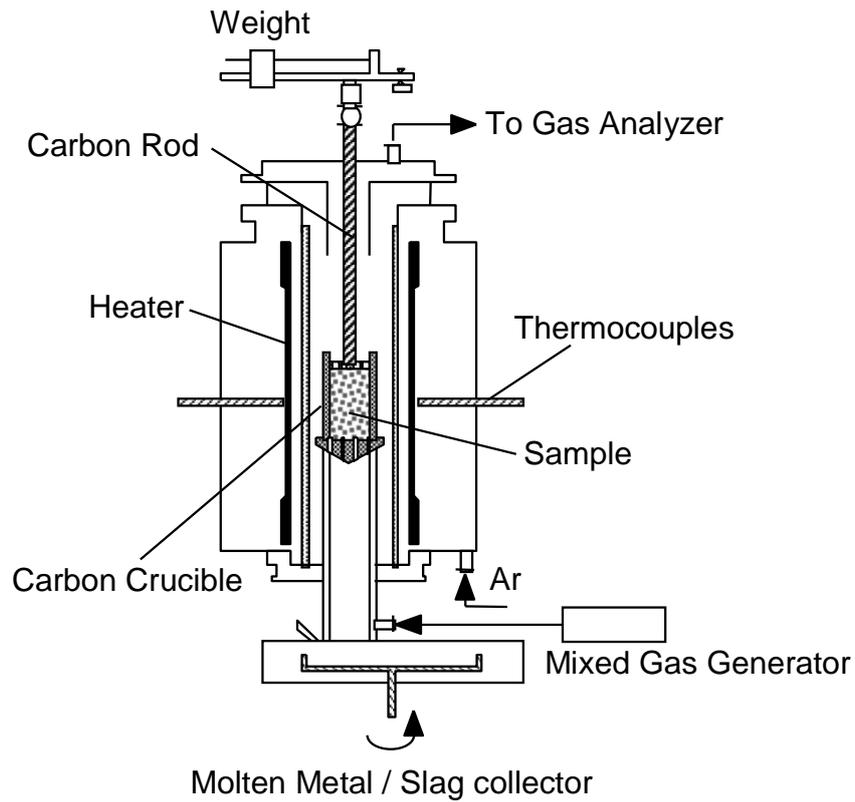


Fig. 3-1. Experimental apparatus for reduction test under load.

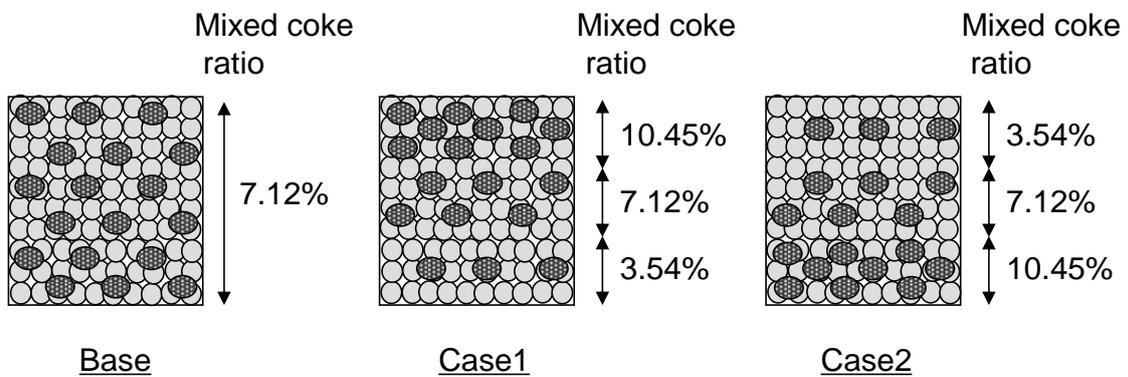


Fig. 3-2. Mixing conditions of coke in ore layer mixed with coke.

Table 3-1. Chemical compositions of sinter and coke (mass%).

	T-Fe	FeO	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	MnO
Sinter	57.6	9.87	9.68	5.00	1.93	1.26	0.36
	Ash	V.M	F.C	S	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃
Coke	11.5	0.9	87.6	0.47	0.25	6.35	3.04

試料を充填したるつぼを電気炉内に設置し、高炉内を模擬した温度、ガス組成、荷重下において昇温還元実験を行った。Fig. 3-3 にガス組成、温度、荷重の実験条件を示す。ガス組成および昇温パターンは実高炉（千葉第 1、2 高炉）での垂直ゾンデと呼ばれる計測装置による炉内の温度、ガス組成の測定結果¹⁴⁾を参考にして決定したものである。混合ガスの流量は 1.8 Nm³/h とした。ガス組成は 650℃未満では N₂:CO:CO₂=55.0:24.8:20.2(%), 650℃以上 960℃未満では N₂:CO:CO₂=55.0:29.7:15.3(%), 960℃以上 1060℃未満では N₂:CO:CO₂=55.0:32.7:12.3(%), 1060℃以上では N₂:CO:CO₂=55.0:45.0:0.0(%)とした。昇温条件は 900℃未満では 5℃/min、900℃以上 1100℃未満では 2℃/min、1100℃以上では 5℃/min とした。荷重条件は実験初期から増加させて最大荷重 1.0 kgf/cm² とした。常温から昇温しながら還元を行い、温度が 1200℃に到達した所で混合ガスを N₂ に切り替えて冷却し、冷却後に試料を取り出して焼結鉱の化学分析を行い、金属鉄および酸化鉄の比率を測定した。そして焼結鉱の還元率(RD)を(3-1)式によって算出した。

$$RD = (O_A - O_B) / O_A \times 100 \quad \dots (3-1)$$

ここで O_A は還元前における焼結鉱の被還元酸素量を表し、O_B は還元後において焼結鉱に残っている被還元酸素量を表す。被還元酸素量は(3-2)式によって算出した。

$$O_i = \left[\frac{(\%FeO)}{71.85} + \frac{(\%T.Fe) - (\%M.Fe) - (\%FeO) \times (55.85/71.85)}{2 \times (55.85/15.7)} \times 3 \right] / 10 \quad \dots (3-2)$$

ここで O_i (O_A または O_B) は焼結鉍中の被還元酸素量(mol/g)、(%T.Fe)は試料中の全鉄分の比率(mass%)、(%M.Fe)は試料中の金属鉄の比率(mass%)、(%FeO)は試料中の FeO の比率(mass%)である。焼結鉍の還元率は、混合層の上層と下層で採取した焼結鉍の分析結果を用いてそれぞれについて算出し、上層の還元率と下層の還元率の平均値を平均還元率とした。

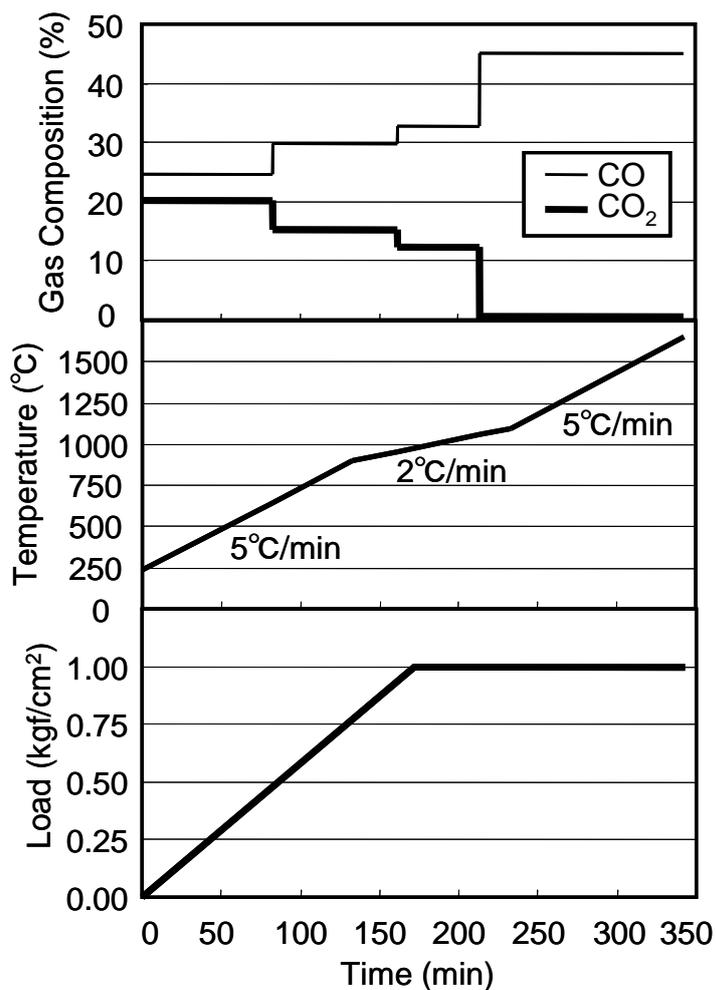


Fig. 3-3. Experimental conditions (gas composition, heating pattern and load).

3.2.2 実験結果

Fig. 3-4 に 1200°C到達時の鉍石の還元率におよぼす鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率分布の影響を示す。いずれの条件においても鉍石層上部と下部の還元率を比較すると、鉍石層下部の還元率の方が鉍石層上部の還元率よりも高い。また混合層下部、混合層上部のいずれにおいてもコークス混合率が高い条件の還元率が高い。混合層下部は Case1、混合層上部は Case2 の還元率が高い。結果として鉍石コークス混合層上部でコークス混合率が高い Case1 で平均還元率が最も高くなった。これは還元率が高い部位である鉍石コークス混合層下部ではコークス混合率の増加による還元率の上昇が小さいが、還元率が低い部位である鉍石コークス混合層上部ではコークス混合率の増加による還元率の上昇が大きいため、鉍石コークス混合層上部へのコークス混合率の上昇が平均還元率の上昇にも影響したためである。

鉍石コークス混合層下部で還元反応により生成された CO_2 がガス流の下流側である鉍石コークス混合層上部に搬送され、鉍石コークス混合層上部でのガス化反応 ($\text{C} + \text{CO}_2 = 2\text{CO}$) によって再生成された CO ガスにより還元反応が起こるため、鉍石コークス混合層下部に多くコークスを混合した場合よりも還元反応が促進されたためであると考えられる。

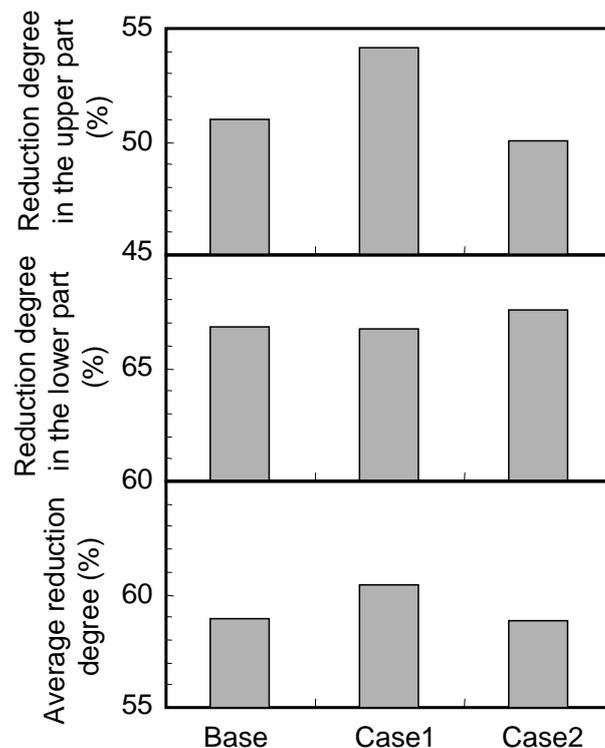


Fig. 3-4. Effect of mixed coke ratio distribution on local reduction degree of sinter.

以上の結果より、コークス混合率が同じ鉍石コークス混合層において、還元率が低い部位である鉍石コークス混合層の上部に混合コークスを偏在させることにより、鉍石コークス混合層の平均還元率を上昇させることが可能であることが確認された。

3.3 鉍石コークス混合層内のコークス混合率分布におよぼす装入方法の影響

3.3.1 実験方法

前節において、還元ガス流の下流側である鉍石コークス混合層の上部に混合コークスを偏在させることにより鉍石の還元率が高くなることが確認されたため、本節では高炉内に装入した鉍石コークス混合層において上部のコークス混合率が高い高さ方向の混合率分布を達成するための装入方法について検討した。実高炉では通常コークスと鉍石を交互に装入するが、コークスや鉍石をそれぞれ数回（数バッチ）に分割して装入することができる。鉍石コークス混合層を形成させる鉍石バッチを下層用の鉍石バッチと上層用の鉍石バッチに分割し、下層用の鉍石バッチを低コークス混合率に、上層用の鉍石バッチを高コークス混合率の配合にすれば、鉍石コークス混合層の下層部が低コークス混合率に、上層部が高コークス混合率となる鉍石コークス混合層が形成される。ただし全体の装入量が一定の条件下でバッチ数を増加させた場合には、1回当たりの装入量が低下するため、出銑量を維持するためには単位時間当たりの装入回数を増加させなければならない。単位時間当たりの装入回数には設備の稼働スピードによって限界があるため、出銑量が増加した場合には設備制約により原料の装入が間に合わなくなる可能性がある。ここではバッチ数を増やすことなく、鉍石コークス混合層の上部でコークス混合率が高いコークス混合率分布を達成するための装入方法について高炉装入模型実験により検討した。具体的には、炉頂バンカーから排出された混合原料のコークス混合率の経時変化の測定、炉頂バンカー内におけるコークス混合率分布の測定、炉頂バンカーから排出される原料の排出順序の調査、および炉内装入後における混合層のコークス混合率分布の測定を通じて、混合層上部に混合コークスを偏在させることができる装入方法について検討した。

実験に用いた高炉装入を模擬した実験装置の模式図を Fig. 3-5 に示す。装入装置は円周方向に3つのホッパーを並列に配置した3パラレルバンカーのベルレス装入装置であり、千葉第6高炉の縮尺比1/17.8の模型である。バンカーの内径は296 mm、旋回シュート長は236 mm、炉体上部の炉口径は640 mmである。実炉の原料搬送過程

を再現するために、炉頂バンカーに加えて、鉍石槽、コークス槽およびサージホッパーを設置し、各槽はベルトコンベアで連結した。装入速度、シュートの回転速度 (42.2 rpm) は実機条件とフルード数が一致するように設定した¹⁵⁾。試料は実炉で使用するコークス、焼結鉍を破碎して、実炉の粒度分布に対して模型と同じ縮尺比で調整した。実験に使用したコークス、小塊コークスおよび焼結鉍の粒度分布を Fig. 3-6 に示す。小塊コークスの粒度は塊コークスの粒度に比べて焼結鉍の粒度に近い。

本実験ではコークス 2 バッチ (C1、C2)、鉍石 2 バッチ (O1、O2) の装入とし、O2 に小塊コークスを混合した。各バッチ (C1、C2、O1、O2) の装入重量、装入時間を Table 3-2 に示す。本実験条件は千葉第 6 高炉の装入方法を再現したものである⁸⁾。C1 から始める塊コークスは、2 バッチ目 (C2) の一部が鉍石の 1 バッチ目 (O1) と炉頂バンカーから同時に排出されることによって混合し、回転シュートを通して炉内に装入した。小塊コークスは鉍石槽のベルトコンベア上で鉍石と合わせて排出することによって混合された状態で炉頂バンカーに投入した後、炉内に装入した (O2)。本実験では、小塊コークスと鉍石は貯鉍槽から同時に排出を開始し、鉍石重量の 1/3 が排出完了した時に小塊コークスの排出を完了させた。鉍石槽のベルトコンベア上に切り出されて搬送された鉍石と小塊コークスの混合原料は、炉頂バンカー内において堆積形状を変化させた。各条件における炉頂バンカーへの装入方法と炉頂バンカー内の堆積状況の模式図を Fig. 3-7 に示す。炉頂バンカー内には装入した原料の流れを調整して炉頂バンカー内に装入された原料の堆積形状を制御するための偏析制御板¹⁶⁾を有している。Case A は炉頂バンカーの排出口から遠い側に原料を落下させるように偏析制御板を調整した場合、Case B は炉頂バンカーの排出口側に原料を落下させるように偏析制御板を調整した場合である。

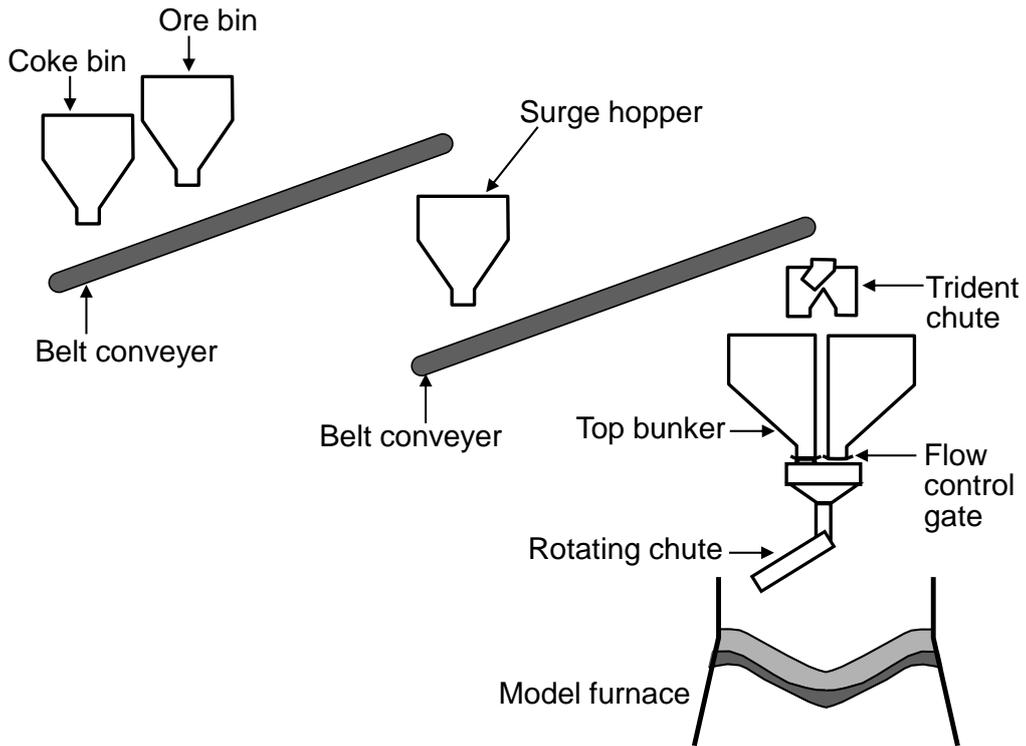


Fig. 3-5. Experimental apparatus for material charging.

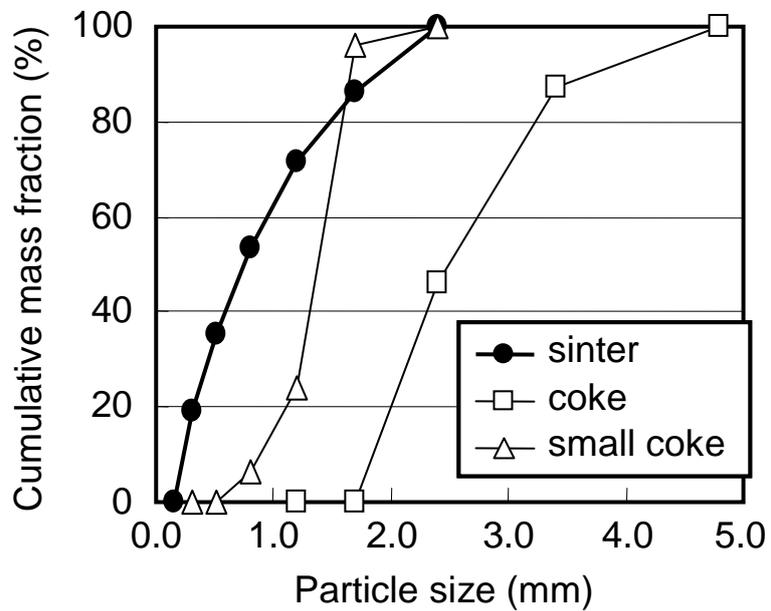


Fig. 3-6. Particle size distributions sinter, coke and small coke.

Table 3-2. Summary of charging conditions.

	Actual Plant		Experiment	
	Charging weight (kg)	Charging time (sec)	Charging weight (t)	Charging time (sec)
C1	28.4	120	5.03	28.4
C2	11.3	96	2.01	22.8
O1	107.7	48	16.54	11.4
O2 + Small coke	82.3 + 8.1	48	14.59 + 1.44	11.4

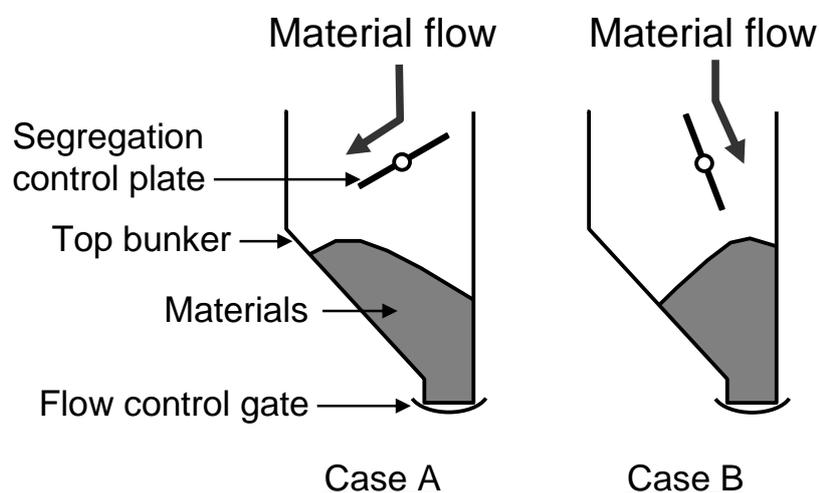


Fig. 3-7. Schematic illustrations of burden shape charged in top bunker.

まず炉頂バンカーから排出された混合原料のコークス混合率の排出パターンを測定した。実験装置の模式図を Fig. 3-8 に示す。Fig. 3-5 中に示した炉頂バンカーの下方にサンプリングボックス、ベルトコンベアを設置し、サンプリングボックスを連結してコンベア上に並べて配置した。炉頂バンカーからの原料排出開始と同時にベルトコンベアを稼働させ、炉頂バンカーから排出される原料をサンプリングボックスで連続的に採取した。採取した混合原料中の焼結鉱と小塊コークスは、Fig. 3-6 に示すように粒度分布が重なっていることから、その分離には焼結鉱とコークスの比重差を利用した重液分離を用い⁶⁾、分離した焼結鉱とコークスの重量からコークス混合率（コークス重量 / (コークス重量 + 鉱石重量)）を決定した。本実験では Table 3-2 に示した

小塊コークスを混合した鉬石の 2 バッチ目 (O2+Small coke) の原料条件で測定を行った。

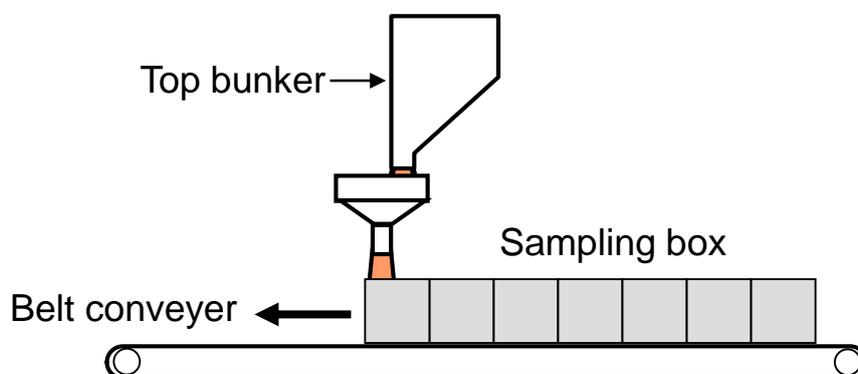


Fig. 3-8. Schematic illustrations of experimental apparatus for collecting mixed materials discharged from top bunker.

次に炉頂バンカー内に堆積した混合層内におけるコークス混合率分布を堆積混合物のサンプリングにより測定した。炉頂バンカー内のサンプリング調査では、Fig. 3-5 の実験装置図に示した通常的全周炉頂バンカーに代えて半裁面がアクリル板で構成された半裁炉頂バンカーを使用した。混合原料はベルトコンベアを経由して炉頂バンカーまで搬送し、半裁炉頂バンカー内に混合原料が装入された後、混合原料上部の空間全てを発泡ウレタンで充填して固定した後、アクリル板が上側になるように半裁炉頂バンカーを横にしてアクリル板を取り外した。直径 30 mm、長さ 100 mm の円管を原料表面から垂直に原料内に差し込んで、円管内の混合原料を採取した。採取した混合原料は、炉頂バンカーから排出された原料のサンプリングと同様の方法で焼結鉬とコークスに分離し、コークス混合率を測定した。本測定では全周炉頂バンカーの半分の体積である半裁の炉頂バンカーを用いたため、原料装入量は Table 3-2 に示す O2+Small coke の半分とした。

本実験では Fig. 3-8 の実験装置を用いて、炉頂バンカー内に堆積した原料の堆積層内における各部位の排出順序を定量化するため、トレーサー粒子を用いた排出順序測定実験を行った。Fig. 3-9 に炉頂バンカー内におけるトレーサー粒子として用いたアルミナボールの配置条件を示す。炉頂バンカー内に鉬石を装入しながら、アルミナボールを径方向、高さ方向について 40 mm 毎の格子状に設定した領域の中心部 1 ヶ所に

つき 5 個ずつ配置した。鉱石、アルミナボールを装入した後、Fig. 3-8 と同様に炉頂バンカーから排出した原料についてサンプリングボックスを用いた経時サンプリングを行い、サンプリングされたアルミナボールの番号とサンプリング順序である排出重量割合から、炉頂バンカー内における各位置の排出順序を決定した。各位置の排出重量割合は、同じ番号を記入した 5 個のアルミナボールが採取された排出重量割合の平均値とした。原料は 2.0~2.8 mm に篩分けした鉱石と、トレーサー粒子として番号を記入した直径 4.0 mm のアルミナボールを使用した。

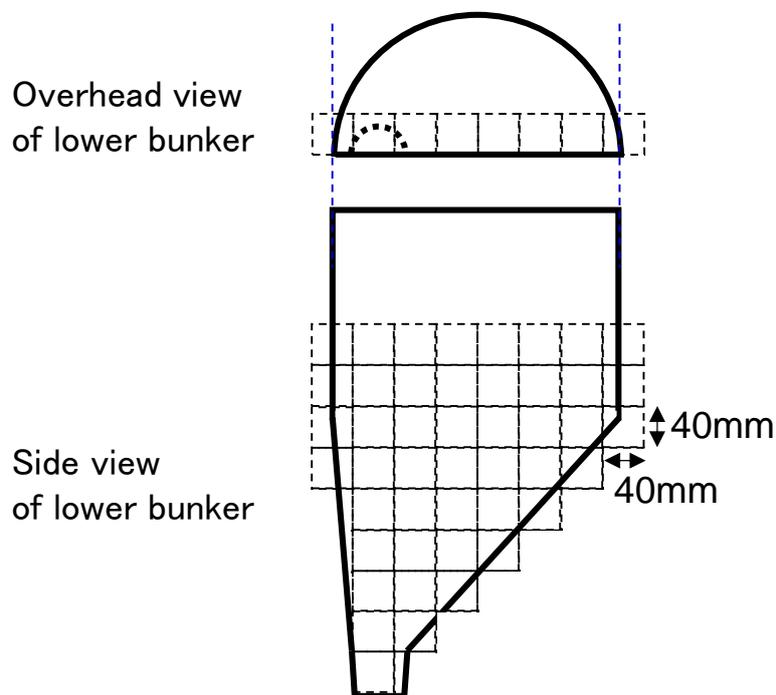


Fig. 3-9. Arrangement conditions to measure discharged order of ore stacked in top bunker.

次に炉頂バンカー内における原料の堆積形状を変更した条件である Case A と Case B では、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率の排出パターンが異なるため、Case A と Case B において炉内装入後のコークス混合率分布を測定した。本実験では、O2 の炉頂バンカー内における原料の堆積形状の変更に合わせて、装入方法も変更した。Case A の装入方法は高炉の中心部から周辺部に向けて原料を装入する逆傾動装入とした。Case B については、まず排出初期から排出中期にかけては中間部から周辺部に旋回シュートを傾動させながら装入し、その後、排出中期から排出末期にかけては周辺部から中間部に旋回シュートを傾動させながら装入する折り返し装入とした。傾

動は、装入重量の半分が装入完了となる時に最も炉外側とし、装入原料が全て装入完了となる時に最も炉内側となるように制御した。ここで半径方向における装入範囲は Case A、Case B で同じである。C1、C2、O1 の装入方法は Case A、Case B で同じである。C1 は高炉の周辺部から中心部に向けて原料を装入する逆傾動装入であり、C2 と O1 は 2 つの炉頂バンカーからコークスと鉍石を同時に排出する技術を適用した逆傾動装入である。

炉内への原料装入が完了した後、低粘性の樹脂を堆積表面から流し込んで混合層内に浸透させ、硬化後に切断して混合層の断面状況を観察した。また鉍石コークス混合層内のコークス混合率を定量化するために第 2 章と同様の手法で画像解析⁸⁾を行い、メッシュ毎にコークス混合率を測定した。ここでは解析対象領域とする混合層の断面を Fig. 3-10 に示すように、主に無次元半径 $r/R=0.6\sim 1.0$ の周辺側の最上部に黒色の焼結鉍と白色の小塊コークスの鉍石コークス混合層である O2 の炉壁部 ($r/R=1.0$) の最下面を基準点にして半径方向に 5 分割、高さ方向に 5 分割した。解析領域の半径方向は $r/R=0.5\sim 1.0$ とし、高さ方向はメッシュ下面を 0.0 として $z/R=0.0\sim 0.15$ とした。ここでは O1 がメッシュ内の面積比率の半分以上を占める場合には解析対象から除外した。断面観察の実験では、鉍石コークス混合層内の混合コークスを観察し易くするために、O1 の鉍石層として鉄鉍石 (赤色)、O2 の鉍石層として焼結鉍 (黒色)、小塊コークスとして嵩密度がコークス (560 kg/m³) に近い白色の軽石 (540 kg/m³) を代替として使用した⁸⁾。

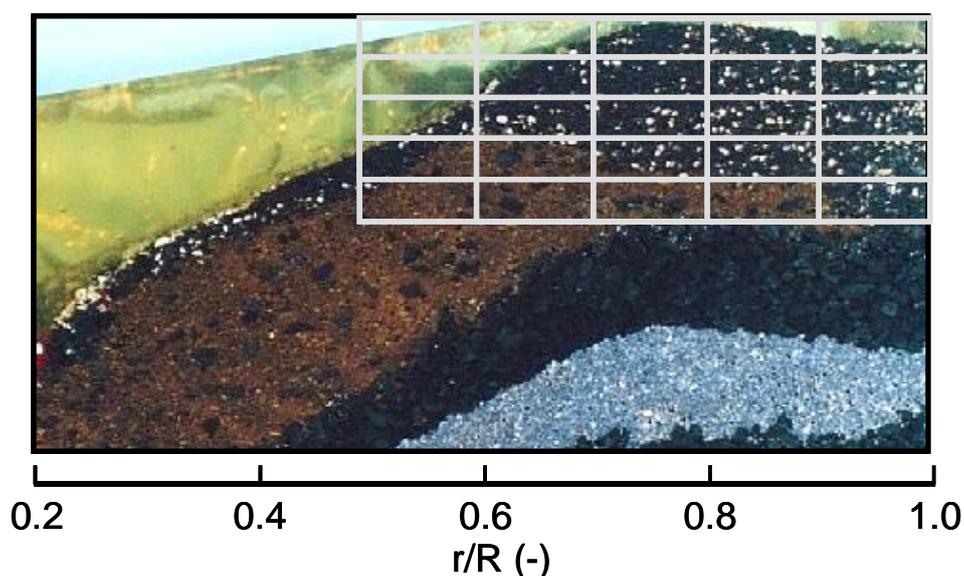


Fig. 3-10. Mesh division for image analysis.

3.3.2 実験結果および考察

3.3.2.1 炉頂バンカーから排出時のコークス混合率の変化

Fig. 3-11 に炉頂バンカーから排出時のコークス混合率の排出の進行に伴うパターンの比較を示す。炉頂バンカーの排出口から遠い側に原料を落下させた場合である Case A では、炉頂バンカーの排出口側に原料を落下させた場合である Case B よりコークス混合率の最大値と最小値との差は約 15% 小さい。また Case B では排出末期にコークス混合率が増加した。

Fig. 3-12 にトレーサー粒子のサンプリング順序から決定した炉頂バンカー内に堆積した原料の排出重量割合の分布を示す。炉頂バンカーの排出口上部の排出重量割合が小さく、炉頂バンカーの排出口から遠い側の排出重量割合が大きいことから、炉頂バンカーの排出口上部に堆積している原料が初期に排出され、炉頂バンカーの排出口から遠い側に堆積している原料が末期に排出されることがわかる。

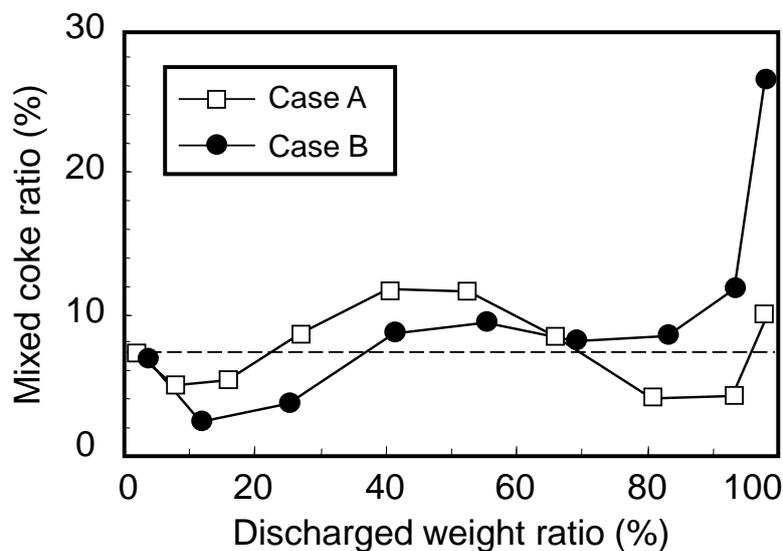


Fig. 3-11. Change in mixed coke ratio discharged from top bunker.

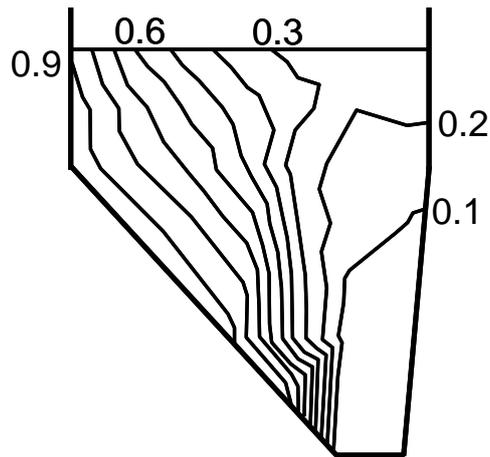


Fig. 3-12. Discharged weight ratio of ore stacked in top bunker determined from discharged order of tracer particles.

Fig. 3-13 に炉頂バンカー内における平均コークス混合率で無次元化したコークス混合率分布を示す。Case A は炉頂バンカーの排出口から遠い側に原料を落下させて堆積した場合、Case B は炉頂バンカーの排出口側に原料を落下させて堆積した場合である。Case A は排出口上部のコークス混合率が大きく、Case B は排出口から遠い側のコークス混合率が大きい。Case B のように排出口から近い側に原料を落下させて堆積させた場合、焼結鉱に対して粒径が大きく密度が小さい小塊コークスは偏析現象^{17, 18)}により小塊コークスが層上部に分離して流れ込むため、排出口から遠い側に多く堆積する。Fig. 3-12 より排出口から遠い側に堆積した原料は末期に排出されるため、Case B では小塊コークスの混合率は排出末期に高くなったと考えられる。

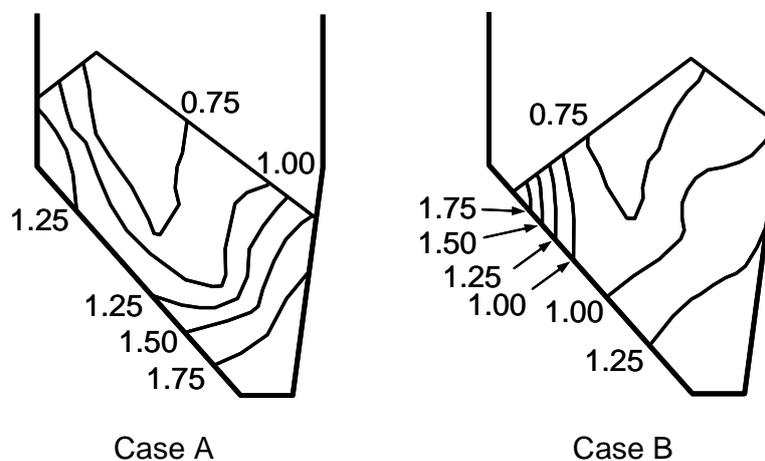


Fig. 3-13. Comparison of dimensionless mixed coke ratio distribution in top bunker.

3.3.2.2 炉内堆積面におけるコークス混合率分布

Fig. 3-14 に炉内装入後の堆積層断面におけるコークス混合率分布の比較を示す。下層から黒色のコークス (C1+C2)、茶色の鉱石 (O1) が堆積しており、主に無次元半径 $r/R=0.6\sim 1.0$ の周辺側の最上部に黒色の焼結鉱と白色の小塊コークスの鉱石コークス混合層 (O2) が堆積している。焼結鉱と混合して装入された小塊コークスは、Case A では鉱石コークス混合層の上部から下部にほぼ均一に分布しているが、Case B では鉱石コークス混合層の上部に多量に混合している。

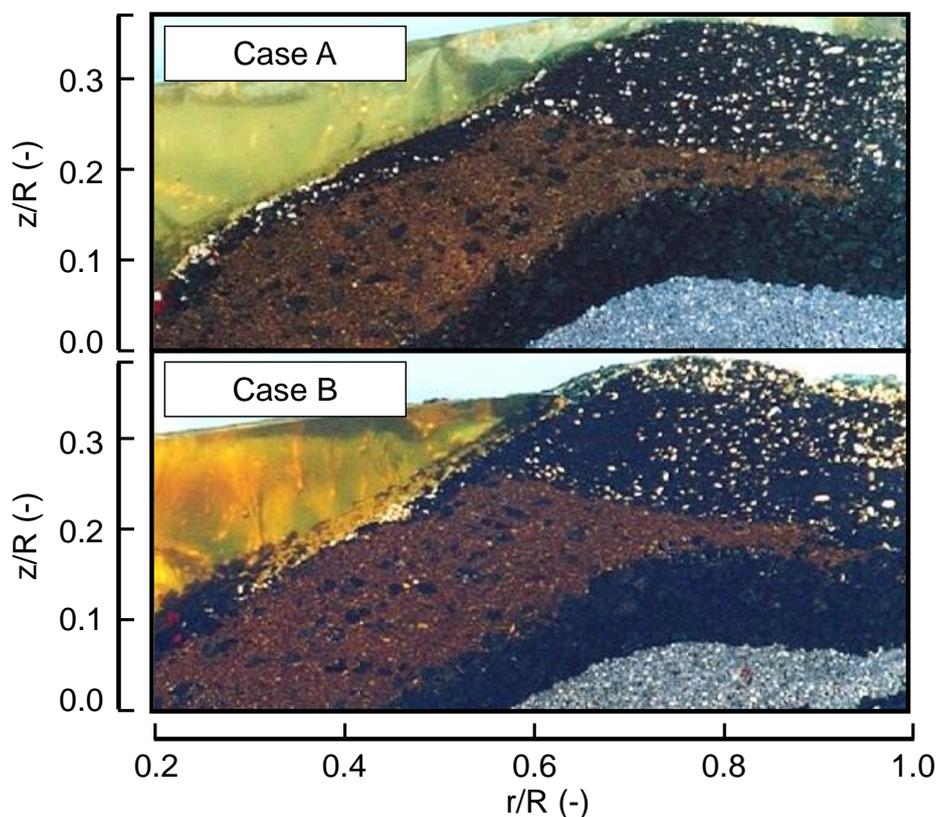


Fig. 3-14. Comparison of cross-sections of coke and ore after charging.

Fig. 3-15 に画像解析によって得られた鉱石コークス混合層の堆積層断面におけるコークス混合率の半径方向の平均値の高さ方向分布を示す。炉頂バンカーから排出されたコークス混合率の排出パターンの変動が比較的小さい Case A では、鉱石コークス

混合層内の上部と下部でもコークス混合率がほぼ同じであった。一方、排出末期のコークス混合率が高い **Case B** では、鉍石コークス混合層内の上部でコークス混合率が高い。炉頂バンカーから高炉内に装入された原料は逆傾動装入 (**Case A**) および折り返し装入 (**Case B**) のいずれにおいても下層から上層に向けて積層するため、装入初期の原料は下層部に堆積し、装入末期の原料は上層部に堆積する。したがって Fig. 3-11 に示したように、**Case B** のように炉頂バンカーから初期に排出された原料のコークス混合率が低く、末期に排出された原料のコークス混合率が高い場合には、炉口堆積層の下層部に堆積した原料のコークス混合率が低く、上層部に堆積した原料のコークス混合率が高くなったと考えられる。

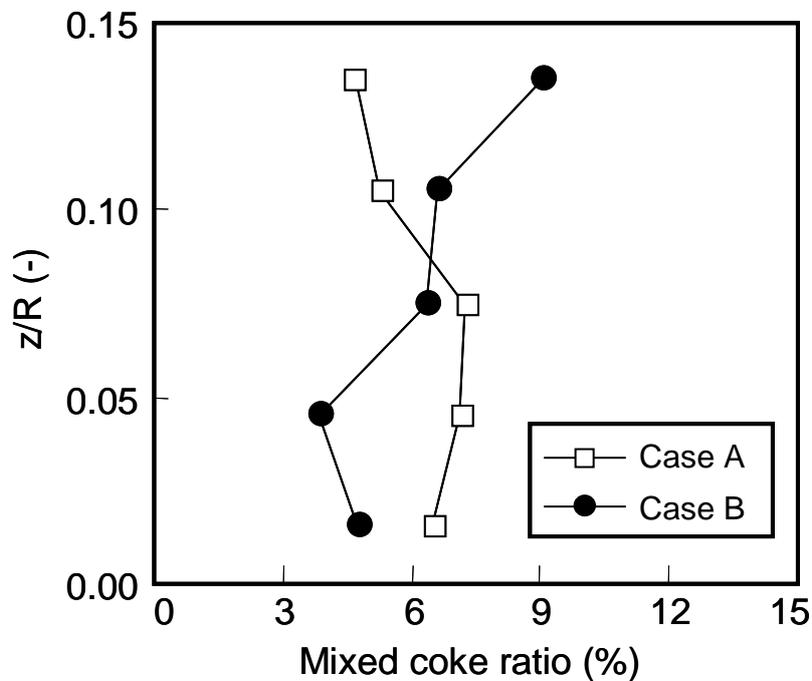


Fig. 3-15. Mixed coke ratio distribution in height direction in ore layer mixed with coke.

Fig. 3-16 に画像解析によって得られた鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率の高さ方向平均値の半径方向分布を示す。**Case A** と **Case B** では炉頂バンカーから排出されるコークス混合率の排出パターンは異なるが、半径方向のコークス混合率は同程度になった。これは折り返し装入により **Case B** では排出初期の低コークス混合率部と排出末期の高コークス混合率部を同じ位置に装入したため、半径方向におけるコークス混合率分布が平均化されたためと考えられる。

したがって Case B のように炉頂バンカーの排出口側に原料を落下させた後に炉頂バンカーから排出し、折り返し装入で高炉内に原料を堆積させる装入方法により、混合層上部のコークス混合率を高くすることができるため、還元効率の上昇が期待できる。

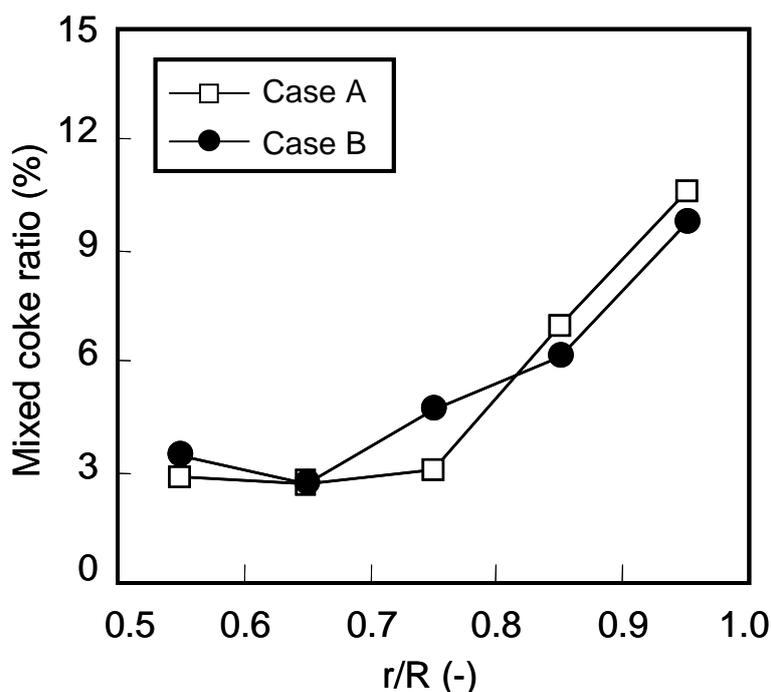


Fig. 3-16. Radial distribution of mixed coke ratio in ore layer mixed with coke.

3.4 鉱石コークス混合層内におけるコークス混合率分布制御の実炉試験

鉱石コークス混合層上部への多量のコークス混合が実炉操業におよぼす影響について調査するため、千葉第6高炉（内容積 5153m³）において操業試験を行った。千葉第6高炉ではコークス2バッチ（C1、C2）、鉱石2バッチ（O1、O2）で装入を実施している。試験は鉱石層の高さ方向におけるコークス混合率分布の異なる2条件（試験期間A、B）で行い、試験期間AのO2装入ではFig. 3-7のCase Aに示したように炉頂バンカーの排出口から遠い側に原料を落下させるように偏析制御板を調整し、逆傾動装入とした。試験期間BのO2装入では、Fig. 3-7のCase Bに示すように炉頂バンカーの排出口から近い側に原料を落下させるように偏析制御板を調整し、折り返し装入とした。試験期間A、Bいずれの期間においてもコークス混合率は一定条件とした。

Table 3-3 に試験期間Aと試験期間Bについて操業データの比較を示す。これらは

2 週間の日データの平均値である。試験期間 A、B の両期間の操業データを比較すると、試験期間 B ではコークス比が 3.7 kg/t 低下し、ガス利用率が 0.5% 上昇した。溶銑温度は試験期間 A、B の両期間の差は 2°C でありほぼ一定であった。また試験期間を通して通気性の変動もなく、安定操業を継続することができた。

Table 3-3. Comparison of operational data during period A and period B.

		Period A	Period B
Productivity	t/d/m ³	2.26	2.28
RAR	kg/t	488.0	487.2
CR	kg/t	377.3	373.6
Permeability Index	—	0.964	0.969
η_{co}	%	49.5	50.0
Shaft efficiency	—	0.898	0.905
Hot metal temp.	°C	1504	1502
Coke DI	%	83.6	83.1
Sinter RDI	%	32.1	32.7
Sinter RI	%	62.5	62.7

Fig. 3-17 に試験期間 A と試験期間 B の間にシャフトガスサンプラーによって測定されたガス利用率 (η_{co}) 分布を示す。ガス利用率の分布は中心部で最も低く、中間部で上昇し、周辺部では中間部よりも少し低い値となっている。ガス利用率の上昇は主に発熱反応である間接還元の比率の増加 (吸熱反応である直接反応の比率の低下) に対応しており、高炉の還元効率を表す指標として用いられており、ガス利用率は炉頂から排出されるガス中の CO 濃度 (%CO) と CO₂ 濃度 (%CO₂) を用いて (3-3) 式によって定義される。

$$\eta_{co} = (\%CO_2) / (\%CO + \%CO_2) \quad \dots (3-3)$$

試験期間 B においては半径方向の周辺側の領域 ($r/R=0.7\sim 1.0$) のガス利用率が上昇した。この領域は Fig. 3-14 に示された装入模型実験による鉍石層内におけるコークス

混合率分布の断面観察の結果から、小塊コークスと鉱石の混合層 (O₂+Small coke) が装入された位置に相当する。したがってガス利用率の上昇は Fig. 3-4 の荷重軟化実験結果に示されたように、鉱石層上部のコークス混合率を高くすることによって鉱石の還元速度が向上した効果であると考えられる。以上の結果から、鉱石コークス混合層上部への小塊コークスの多量混合は、高炉におけるガス利用率向上の有効な制御手段になり得ると考えられる。

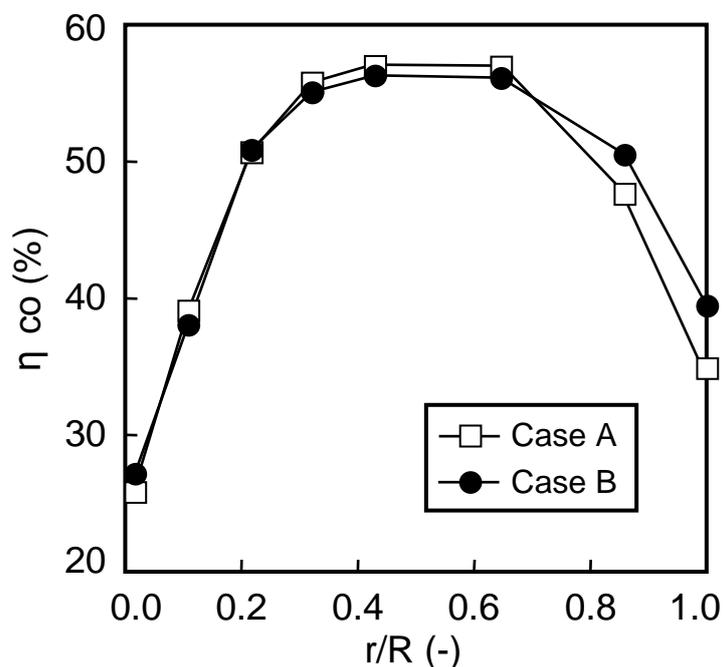


Fig. 3-17. Comparison of gas utilization obtained by shaft gas sampler during period A and period B.

3.5 結言

高炉の還元効率を高めるための鉱石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を制御する装入方法を開発することを目的として、まず荷重軟化実験により高コークス混合率条件下においてコークス混合率分布が還元速度におよぼす影響について調査した。次に装入模型実験を行い、高炉内でのコークス混合率分布について調査した。最後に実炉での操業試験を行い、本技術の効果を確認した。以下に得られた結果を示す。

(1) 鉱石コークス混合層のコークス混合率が高い条件においても、鉱石コークス混合層上部のコークス混合率が高い場合に平均還元率が最も高い結果となった。コークス混合率が高い条件においても、鉱石コークス混合層の上部は還元率が低いため、鉱石コークス混合層上部のコークス混合率を増加することによって鉱石コークス混合層上部の還元速度が上昇し、平均還元率も上昇した。

(2) 炉頂バンカーの排出口から近い側に原料を落下させて炉頂バンカー内に鉱石とコークスの混合原料を堆積させた場合には、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率は排出末期に増加した。したがって高炉内に堆積した場合には、下層部に堆積した原料のコークス混合率が低く、上層部に堆積した原料のコークス混合率が高くなる。また折り返し装入により、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率が排出末期に増加する場合においても、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率が均一な場合と半径方向のコークス混合率は同程度になる。

(3) 鉱石コークス混合層の上部に混合コークスを多量混合する操業試験を千葉第6高炉で実施した。本技術を適用した高炉の周辺側においてガス利用率が上昇したことによって全体のガス利用率が上昇した。試験期間中には溶銑温度、通気性の変動もなく、安定操業を継続することができた。

3.6 参考文献

- (1) T. Ariyama and M. Sato: ISIJ Int., 46(2006), 1736.
- (2) T. Sato, T. Nouchi, K. Takeda and H. Kamano: Tetsu-to-Hagané, 86(2000), 648.
- (3) T. Sato, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama: Tetsu-to-Hagané, 92(2006), 1006.
- (4) H. Kokubu, K. Sato, Y. Konishi, S. Taguchi, S. Sakurai, K. Okumura and K. Ichifuji:
Tetsu-to-Hagané, 70(1984), S50.
- (5) K. Okuda, K. Yamaguchi, N. Ishioka, K. Furukawa and H. Endo: Tetsu-to-Hagané, 70(1984),
S102.
- (6) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi:
ISIJ Int., 46(2006), 513.
- (7) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: Current Advances in
Materials and Processes, 20(2007), 77.
- (8) A. Murao, Y. Kashihara, S. Watakabe and M. Sato: ISIJ Int., 51(2011), 1360.
- (9) Y. Kashihara, A. Murao, Y. Sawa, M. Sato, S. Hirooka and M. Kuwabara: Current Advances
in Materials and Processes, 23(2010), 1013.
- (10) A. Murao, Y. Kashihara, S. Watakabe, M. Sato and N. Ogawa: Current Advances in
Materials and Processes, 23(2010), 1014.
- (11) T. Orimoto and M. Naito: Current Advances in Materials and Processes, 13(2000), 894.
- (12) S. Matsuzaki, T. Orimoto, S. nomura, K. higuchi, K. Kunitomo and M. Naito: Current
Advances in Materials and Processes, 17(2004), 10.
- (13) N. Uchida, M. Sawayama, K. Miyagawa and K. Nomura: Current Advances in Materials
and Processes, 24(2011),109.
- (14) H. Kokubu, A Sasaki, S. Taguchi and N. Tsuchiya: Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 2338.
- (15) S. Miyagawa, K. Takeda, S. Taguchi, T. Morimoto, M. Fujita and H. Fujimori: Kawasaki
Steel Giho, 23(1991), 130.
- (16) T. Sawada, T. Uetani, S. Taniyoshi, M. Miyagawa, H. Sugawara and M. Yamazaki:
Tetsu-to-Hagané, 78(1992), 1337.
- (17) K. Sunahara, C. Kamijo and T. Inada: Ironmaking Conf. Proc., AIST, Warrendale, PA,
(1999), 3.
- (18) S. Matsuzaki and Y. Taguchi: Tetsu-to-Hagané, 88(2002), 823.

第4章 鉍石コークス混合層の還元ガス化反応におよぼすコークス粒子配置の影響

4.1. 緒言

高炉の装入物分布制御技術では、還元効率の向上と通気性の改善を両立する鉍石コークス混合装入技術が注目を集めており、多くの高炉で実施されている¹⁻⁶⁾。第2章および第3章では、鉍石層内への小塊コークスの混合装入方法について提案し、実高炉での改善効果を確認した。本章では鉍石層内へのコークス混合装入における高炉操業影響の解析技術の確立に向け、高炉内での鉍石コークス混合層における還元反応およびガス化反応のメカニズムとそのモデル化について検討する。

コークスを鉍石層内に混合装入した場合、鉍石の還元反応 ($\text{Fe}_2\text{O}_3 + 3\text{CO} = 2\text{Fe} + 3\text{CO}_2$) および炭材のガス化反応 ($\text{C} + \text{CO}_2 = 2\text{CO}$) がいずれも促進されることが知られている⁷⁾。これはカップリング現象と呼ばれ主に基礎実験によりこの現象が確認されている⁸⁾。鉍石とコークスとの混合装入が還元、ガス化反応におよぼす影響については、これまで多くの研究が行われている^{5,6,9-20)}。高炉における鉍石層へのコークス混合装入の操業解析を行うためには混合装入条件における還元反応およびガス化反応のモデル化は必須であるが、第1章で述べたように検討例は少ない^{11,18-20)}。

そこで本章では、鉍石コークス混合層における還元ガス化反応モデルの構築および反応メカニズムの解明を目的として、まずコークスが混合された鉍石層における鉍石の還元挙動、コークスのガス化挙動を等温還元実験により調査し、還元ガス化反応に及ぼす鉍石層内に混合されたコークスの混合率、コークス粒径の影響を評価した。次に鉍石層内における鉍石とコークスの粒子配置が鉍石の還元挙動、コークスのガス化挙動におよぼす影響を検討するため、離散要素法 (DEM) を用いて鉍石層内におけるコークスの混合状況を定量的に評価し、その結果を取り入れて鉍石とコークスの粒子配置を考慮した還元ガス化反応モデルを構築して、コークスの混合状況が還元ガス化反応挙動におよぼす影響を評価した。

4.2. 実験条件および実験方法

コークス混合が焼結鉍の還元挙動におよぼす影響を調査した。実験装置の模式図を Fig. 4-1 に示す。電気炉に炉芯管が設置され、炉芯管には内径 75 mm の SSA-S チューブを用いた。炉芯管内に充填したサンプルの下部に CO_2/N_2 系ガス、 N_2 系ガスの供給ラインを接続した。熱電対をサンプルの下部から設置し、炉内温度を測定した。実験

に使用した焼結鉱とコークスの性状を Table 4-1 に示す。本試料は高炉用の焼結鉱およびコークスである。本実験ではこれらを破砕、整粒して使用した。焼結鉱とコークスを混合する場合には、粒径 15~20 mm の焼結鉱 500 g に所定量および所定粒径に調整したコークスを焼結鉱内に均一に混合した。コークス混合率を変更した条件では、コークス混合率は 1.9~11.3 mass% とし、混合コークスの平均粒径は 17.5 mm とした。また混合コークスの平均粒径を変更した条件では、コークス混合率は 3.8 mass% とし、混合コークスの平均粒径は 10~24 mm とした。

焼結鉱内にコークスを均一に混合して内径 75 mm の反応管内に充填し、反応管の下部から N₂ ガスを流して、実験温度(1000°C)まで昇温した。実験温度に到達後 30 min 保持し、N₂ ガスを CO/N₂ (=30/70) ガスに切り替えた。そのまま一定温度で 3 hr 反応させた後、流通ガスを N₂ ガスに切り替えて空冷しながら降温した。ガス流量は実験中の全期間で 15 NL/min とした。常温まで冷却した後に試料を取り出し、焼結鉱とコークスを分離し、それぞれの重量を測定した。焼結鉱の還元率は、焼結鉱の重量減少量は全て被還元酸素と仮定し、実験前における焼結鉱の被還元酸素量に対する焼結鉱の重量減少量の比率として算出した。

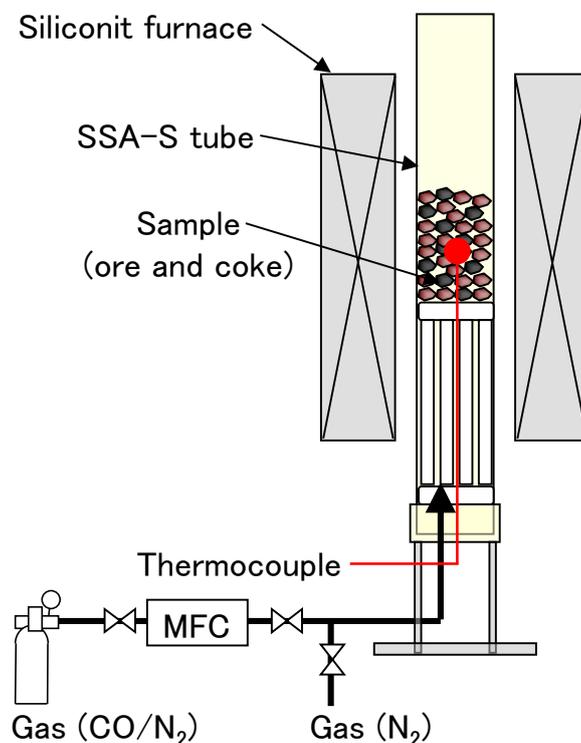


Fig. 4-1. Schematic diagram of experimental apparatus

Table 4-1. Composition of sinter and coke (mass%).

	T-Fe	FeO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO
Sinter	56.6	8.95	5.36	1.52	11.1	1.20

	Ash	V.M.	F.C.	S	SiO ₂	Al ₂ O ₃
Coke	11.9	0.8	87.3	0.47	6.28	3.33

4.3. 実験結果

焼結鉱の還元率におよぼすコークス混合率の影響を Fig. 4-2 に示す。焼結鉱の還元率は、コークス混合率が上昇するにつれて上昇した。これは、還元反応により発生した CO₂ と混合コークスとのガス化反応により CO が再生成され、その再生成された CO が還元材として焼結鉱と反応することにより、還元反応速度が上昇したと考えられる。

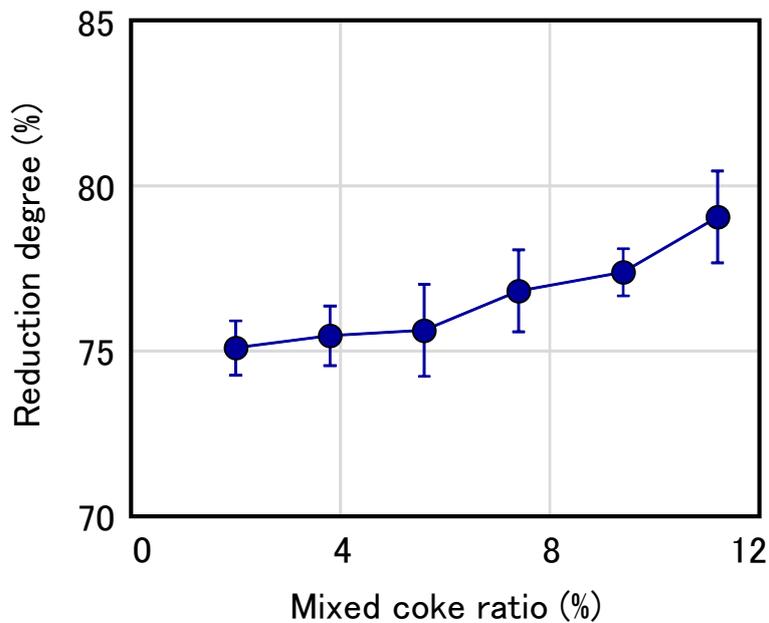


Fig. 4-2. Effect of mixed coke ratio on reduction degree of sinter.

コークスの重量減少におよぼすコークス混合率の影響を Fig. 4-3 に示す。コークスの総重量減少は、コークス混合率の上昇により増加した。しかしコークス粒子 1 個当りのコークスの重量減少 (=コークス重量減少/実験前コークス粒子数) は、コークス混合率の上昇によりわずかに低下した。コークス混合率が高い場合には、還元反応により発生した CO_2 と混合コークスとのガス化反応は生じるが、コークス 1 個粒子当たりの反応効率が低下していると考えられる。

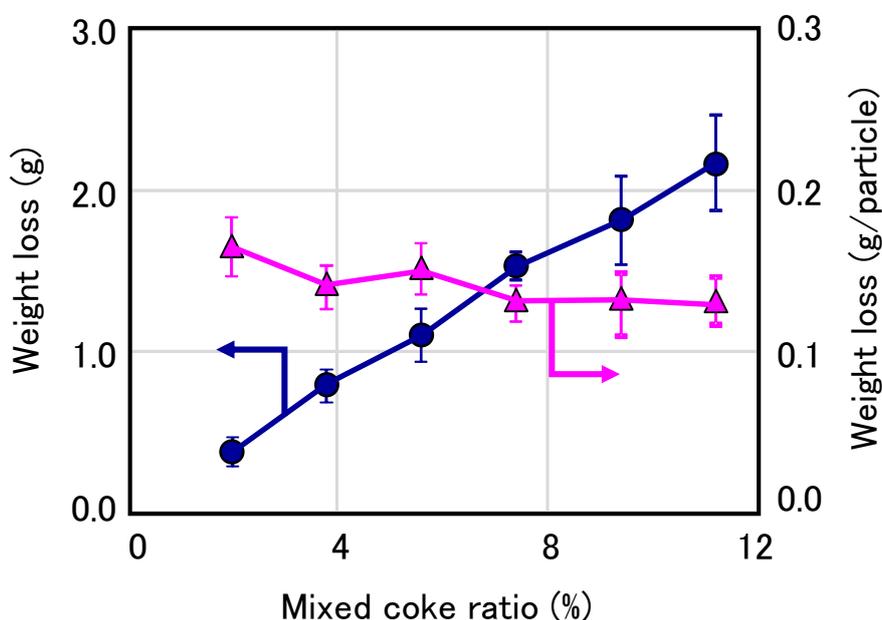


Fig. 4-3. Effect of mixed coke ratio on weight loss of mixed coke.

焼結鉍の還元率におよぼす混合コークス粒径の影響を Fig. 4-4 に示す。混合コークス粒径を低下させると、焼結鉍の還元率は上昇した。これは混合コークス粒径が小さいほどコークスの比表面積が大きくガス化反応速度が高くなる。したがって還元反応により発生した CO_2 と混合コークスとのガス化反応による CO 発生量が多く、 CO 濃度が上昇するため、還元反応速度が上昇したと推定される。

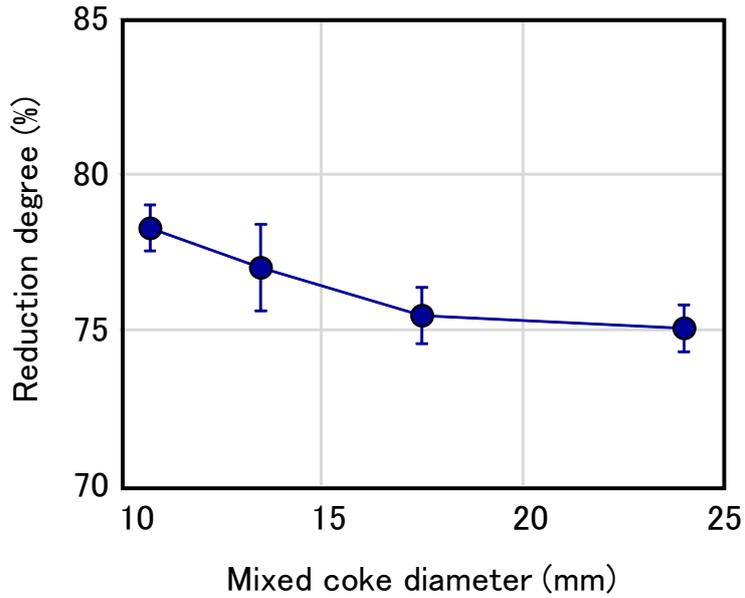


Fig. 4-4. Effect of mixed coke diameter on reduction degree of sinter.

コークスの重量減少におよぼす混合コークス粒径の影響を Fig. 4-5 に示す。コークスの総重量減少は、混合コークス粒径が小さいほど増加した。しかしコークス粒子 1 個当りのコークスの重量減少は、混合コークス粒径が小さいほど低下した。これは混合コークス粒径が小さい場合には、1 粒子の大きさが小さく、1 粒子あたりの反応面積が小さいため、コークス粒子 1 個当りの重量減少は低下していると考えられる。

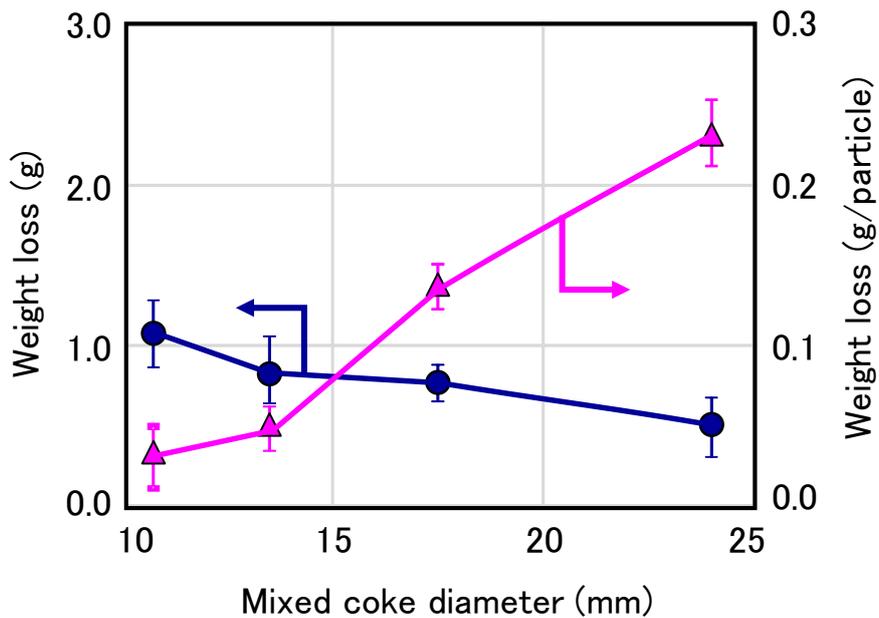


Fig. 4-5. Effect of mixed coke diameter on weight loss of mixed coke.

4.4. 考察

4.4.1. 還元ガス化反応におよぼすガスの相互利用の効果

実験結果を従来の総括反応速度式²¹⁾による計算値との比較により、還元ガス化反応により生成したガスの相互利用を考慮した反応速度におよぼす焼結鉱とコークスとの混合装入の影響を評価した。焼結鉱の還元速度の総括反応速度式 R_1 ($\text{mol}/(\text{m}^3(\text{bed})\cdot\text{s})$) として、ガスの境膜内拡散、粒内拡散および化学反応を考慮した(4-1)式²¹⁾を使用した。

$$R_1 = \frac{\pi d_{p1}^2 \phi_1^{-1} N_o \cdot 273 P' (x_{\text{CO}} - x_{\text{CO}}^*) / 22.4 T_p}{\frac{1}{k_{f1}} + \frac{d_{p1}}{2} \left\{ (1 - f_s)^{-\frac{1}{3}} - 1 \right\} / D_{s1} + \left\{ (1 - f_s)^{\frac{2}{3}} k_{r1} \left(1 + \frac{1}{K_1} \right) \right\}^{-1}} \quad \dots (4-1)$$

ここで、 d_{p1} は粒子径 (m)、 ϕ_1 は形状係数(-)、 N_o は単位体積あたりの鉱石粒子数 ($1/\text{m}^3(\text{bed})$)、 P' は圧力 (Pa)、 T_p は温度 (K)、 k_{f1} は境膜物質移動係数 (m/s)、 f_s は還元率 (-)、 D_{s1} は粒内拡散係数 (m^2/s)、 k_{r1} は反応速度定数 (m/s)、 K_1 は平衡定数 (-)、 x_{CO} は CO ガス濃度 (-)、 x_{CO}^* は平衡 CO ガス濃度 (-) であり、境膜物質移動係数は(4-2)から(4-5)式、粒内拡散係数は(4-6)から(4-11)式、反応速度定数は(4-12)式、平衡定数は(4-13)から(4-17)式を使用した。

$$k_{f1} = Sh \cdot D_{\text{CO}} / d_{p1} \quad \dots (4-2)$$

$$Sh = 2.0 + 0.55(Re)^{1/2} (Sc)^{1/3} \quad \dots (4-3)$$

$$Re = d_{p1} u_g \rho_g / \mu_g \quad \dots (4-4)$$

$$Sc = \mu_g / \rho_g D_{\text{CO}} \quad \dots (4-5)$$

$$D_{s1} = D_{\text{CO}} \varepsilon_{v1} \xi_1 \quad \dots (4-6)$$

$$\varepsilon_{v1} = 0.53 + 0.47 \varepsilon_{p1} \quad \dots (4-7)$$

$$\xi_1 = 0.238 \varepsilon_{p1} + 0.04 \quad (0.15 \leq \varepsilon_{p1} \leq 0.5) \quad \dots (4-8)$$

$$\varepsilon_{p1} = 0.4 \quad \dots (4-9)$$

$$D_{\text{CO}} = 2.592 \times 10^{-6} T_g^{1.78} / P' \quad (T_g < 848\text{K}) \quad \dots (4-10)$$

$$= 2.592 \times 10^{-6} T_g^2 / P' \quad (T_g > 848\text{K}) \quad \dots (4-11)$$

$$k_{r1} = 347 \exp(-3460/T_p) \quad \dots (4-12)$$

• $T \leq 848 \text{ K}$

$$fs < 0.111 \quad K_1 = \exp(4.91 + 6235/T_p) \quad \dots (4-13)$$

$$fs > 0.111 \quad K_1 = \exp(-0.7625 + 543.3/T_p) \quad \dots (4-14)$$

• $T > 848 \text{ K}$

$$fs < 0.111 \quad K_1 = \exp(4.91 + 6235/T_p) \quad \dots (4-15)$$

$$0.111 < fs < 0.333 \quad K_1 = \exp(2.13 - 2050/T_p) \quad \dots (4-16)$$

$$fs > 0.333 \quad K_1 = \exp(-2.642 + 2164/T_p) \quad \dots (4-17)$$

コークスのガス化速度の総括反応速度式 R_2 (mol/(m³(bed)·s))については、ガスの境膜内拡散、粒内拡散および化学反応を考慮した(4-18)式²¹⁾を使用した。

$$R_2 = \frac{\pi d_{p2}^2 \phi_2^{-1} N_c \cdot 273 P' / 22.4 T_p}{1/k_{f2} + 6/d_{p2} \rho_c E_f k_{r2}} x_{\text{CO}_2} \quad \dots (4-18)$$

ここで、 d_{p2} は粒子径 (m)、 ϕ_2 は形状係数(-)、 N_c は単位体積あたりのコークス粒子数 (1/m³(bed))、 k_{f2} は境膜物質移動係数 (m/s)、 ρ_c は粒子密度 (kg/m³)、 E_f は反応有効係数 (-)、 k_{r2} は反応速度定数 (m³/(kg·s))、 x_{CO_2} は CO₂ ガス濃度 (-) であり、境膜物質移動係数は(4-19)から(4-22)式、反応有効係数は(4-23)から(4-28)式、反応速度定数は(4-29)式を使用した。

$$k_{f2} = Sh \cdot D_{\text{CO}_2} / d_{p2} \quad \dots (4-19)$$

$$Sh = 2.0 + 0.55(Re)^{1/2} (Sc)^{1/3} \quad \dots (4-20)$$

$$Re = d_{p2} u_g \rho_g / \mu_g \quad \dots (4-21)$$

$$Sc = \mu_g / \rho_g D_{\text{CO}_2} \quad \dots (4-22)$$

$$E_f = 3(m \cdot \coth m - 1) / m^2 \quad \dots (4-23)$$

$$m = (d_{p2} / 2) \sqrt{\rho_c k_{r2} / D_{s2}} \quad \dots (4-24)$$

$$D_{s2} = D_{\text{CO}_2} \varepsilon_c \xi_c \quad \dots (4-25)$$

$$D_{\text{CO}_2} = 2.236 \times 10^{-6} T_g^{1.78} / P' \quad \dots (4-26)$$

$$\xi_c = 0.04 + 0.238 \varepsilon_c \quad \dots (4-27)$$

$$\varepsilon_c = 0.45 \quad \dots (4-28)$$

$$k_{r_2} = 2.988 \times 10^{13} \exp(-80000/RT_p) \quad \dots (4-29)$$

(4-1)および(4-18)式を使用して、本実験における鉱石とコークスの混合状態での還元・ガス化挙動を再現するモデル計算を行った。本モデルでは、焼結鉱とコークスの混合層内は完全混合と仮定した。砂原ら¹¹⁾によつてるつぼ内の高さ方向のガス濃度分布が還元率の計算結果におよぼす影響は小さいことが報告されているため、本モデルでは、るつぼ内における温度およびガス濃度については均一分布を仮定した。そして焼結鉱とコークスの混合層内では、焼結鉱、コークスそれぞれの総括反応速度 R_1 , R_2 は均一であると仮定した。本モデルは、層内の還元反応により発生した CO_2 の濃度を用いてガス化反応速度を計算し、そしてガス化反応により発生した CO と流入ガスの CO を合わせた CO の濃度を用いて還元反応速度を計算した。すなわち、還元およびガス化反応により混合層内で生成した CO および CO_2 ガス組成変化の影響を考慮した計算を行う反応モデルとした。

計算のフローを Fig. 4-6 に示す。初期値として、時刻 $t = 0$ (s)、焼結鉱の還元率 $f_s = 0$ (-) とコークスの重量減少 $w = 0$ (g) を与えた。流入ガス組成 $(x_{\text{CO}}, x_{\text{CO}_2}) = (0.3, 0.0)$ における R_1 を用い、還元反応で生成した x_{CO_2} を(4-30)式を用いて計算した。次にこの x_{CO_2} における R_2 を用い、ガス化反応で生成した CO と流入ガスを合わせた CO である x_{CO} を(4-31)式を用いて計算した。これを x_{CO} の計算値に対する繰り返し計算の 1 回前による計算値との差の絶対値が 0.01 (-) 以内に収束するまで繰り返した。 x_{CO} が収束したら、このときの R_1 および R_2 を用いて f_s , w を(4-32)式、(4-33)式により計算した。これらの計算を 1 min 毎に反応終了時刻 $t = 180$ min まで行い、最終的な f_s および w とした。

$$x_{\text{CO}_2} = R_1 V / V_g \quad \dots (4-30)$$

$$x_{\text{CO}} = (2R_2 V + V_{g,\text{CO}}) / (2R_2 V + V_g) \quad \dots (4-31)$$

$$f_s = R_1 V t / O_t \quad \dots (4-32)$$

$$w = 12R_2 V t \quad \dots (4-33)$$

ここで V は混合層の体積 ($\text{m}^3(\text{bed})$)、 V_g は流入ガス量 (mol/s)、 $V_{g,\text{CO}}$ は流入ガス量 (mol/s)、 t は時間 (s)、 O_t は焼結鉱の被還元酸素量 (mol) である。次に鉱石層内へのコークス混合による焼結鉱の還元反応、コークスのガス化反応の促進効果を評価するため、焼結鉱

およびコークスの総括反応速度の計算値(R_n)に対する焼結鉱およびコークスの総括反応速度の実験値(R_n')の比率をそれぞれ α_1 、 α_2 として(4-34)式および(4-35)式のように定義した。

$$\alpha_1 = R_1' / R_1 \quad \dots (4-34)$$

$$\alpha_2 = R_2' / R_2 \quad \dots (4-35)$$

α_1 は焼結鉱の還元反応に関する促進係数、 α_2 はコークスのガス化反応に関する促進係数である。ここでは予備実験により、未混合条件での還元反応速度およびガス化反応速度には、(4-1)式と(4-18)式にそれぞれ 0.77、1.30 を乗じ、その係数を用いた総括反応速度による 180 min 後の還元率およびガス化反応速度の計算値が未混合条件での実験結果に合うように調整している。したがって焼結鉱とコークスを混合していない条件では、 α_1 、 α_2 の値はそれぞれ 1.0 (-)である。

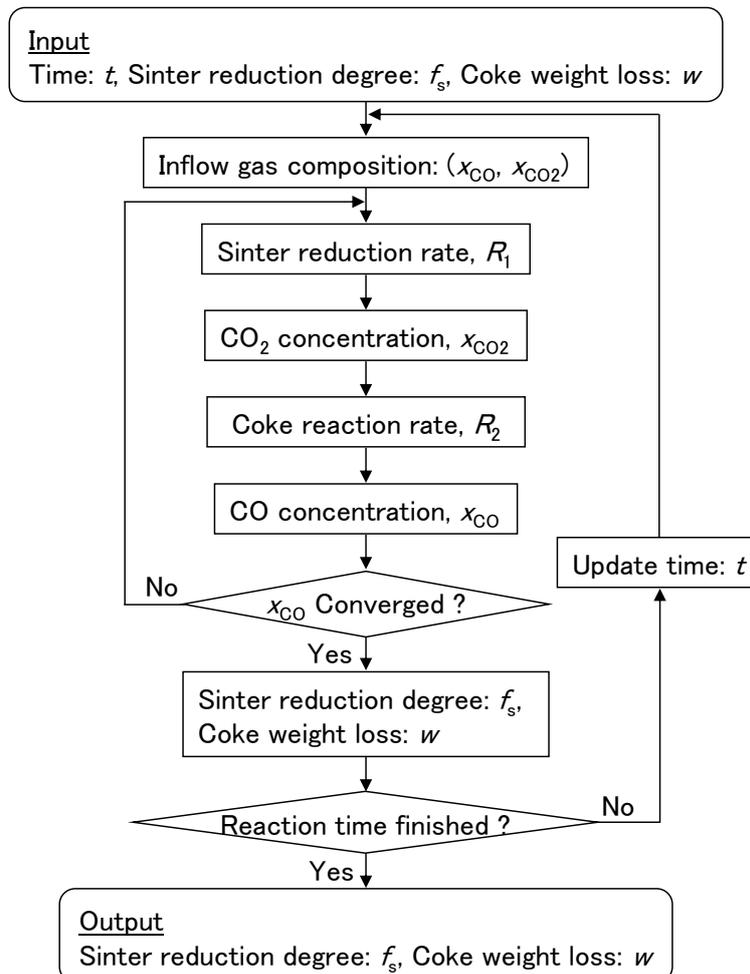


Fig. 4-6. Calculation flow of reduction and gasification reaction.

α_1 、 α_2 におよぼすコークス混合率の影響を Fig. 4-7 に示す。還元促進係数 α_1 はコークス混合率によらずほぼ 1.0 (-)であった。一方、ガス化促進係数 α_2 はコークス混合率によらず 1.0 (-)より高い値であった。次に α_1 、 α_2 におよぼすコークス粒径の影響を Fig. 4-8 に示す。 α_1 は混合コークス粒径によらずほぼ 1.0 (-)であった。一方、 α_2 はコークス粒径によらず 1.0 (-)より高い値であった。以上より、焼結鉱の還元反応の促進におよぼす焼結鉱層内へのコークス混合の効果として、混合コークスのガス化反応の促進が大きく影響していると考えられる。

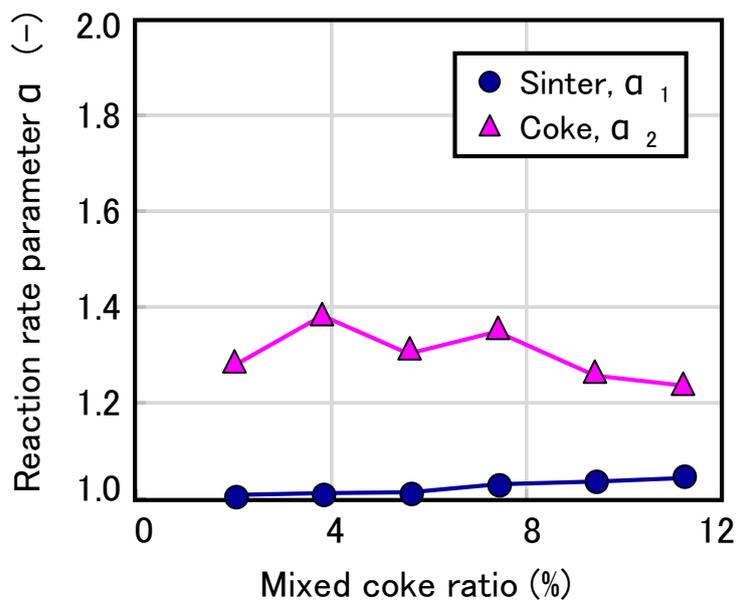


Fig. 4-7. Effect of mixed coke ratio on reaction rate parameters.

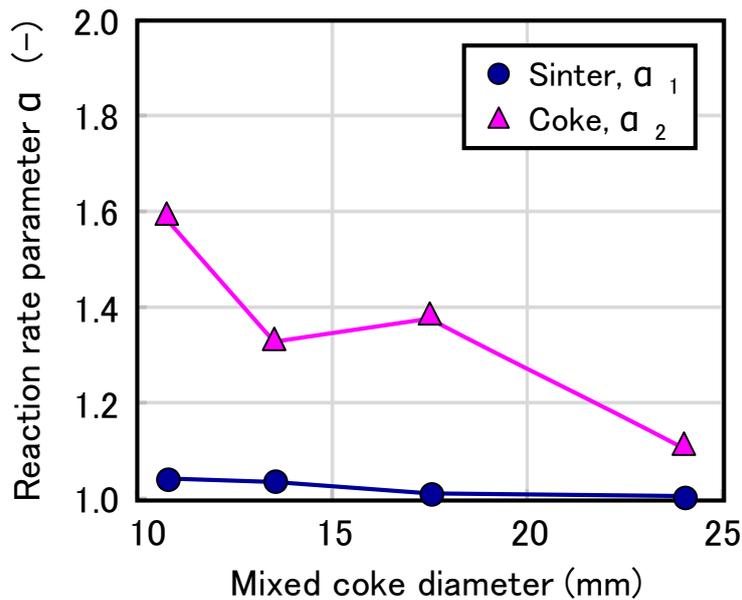


Fig. 4-8. Effect of mixed coke diameter on reaction rate parameters.

4.4.2. 焼結鉱とコークスの混合充填層内におけるコークスの粒子配置

焼結鉱粒子とコークス粒子との混合充填層の場合には、焼結鉱粒子とコークス粒子との接触点近傍において、酸化鉄と炭材が近接配置されている。そこで焼結鉱とコークスの接触が局所的なコークスガス化反応の促進に影響すると考え、焼結鉱とコークスの混合充填層内における焼結鉱粒子とコークス粒子の接触状況を推定した。

焼結鉱粒子とコークス粒子の混合状況について、DEM (Discrete Element Method) を用いた数値シミュレーションにより再現した。従来の研究で焼結鉱粒子の形状変化に対しては層の空間率はほぼ一定値であると報告されており²²⁾、粒子形状が充填構造すなわち粒子同士の接触状況におよぼす影響は小さいと考え、本計算では焼結鉱粒子とコークス粒子は球形であると仮定した。解析には、汎用3次元粒状体挙動解析ソフトウェアである PFC3D を用いた。DEM では、個々の粒子間に作用する応力とモーメントにより並進運動および回転運動が変化する。接触力は法線方向成分とせん断方向成分に分け、Fig. 4-9 に示すように、バネとダッシュポットにより表される Voigt モデルで計算した。摩擦力による相互作用を考慮するため、せん断方向成分には摩擦スライダを挿入した。4.2 節で実施した焼結鉱とコークスの混合充填層内における還元ガス化反応実験を模擬する条件で、焼結鉱とコークスの混合粒子の充填挙動を計算した。

内径 75 mm の円筒容器内に、所定量の焼結鉱粒子とコークス粒子をランダムな位

置に発生させて自由落下により充填し、焼結鉱とコークスの接触状況を調査した。コークス混合率を変更した条件では、コークス混合率は 1.9～11.3 mass% とし、混合コークス粒径は 17.5 mm とした。また混合コークス粒径を変更した条件では、コークス混合率は 3.8 mass% とし、混合コークスの粒径は 10～24 mm とした。焼結鉱の粒径は 17.5 mm で一定とした。各条件についてランダムな位置に発生させる焼結鉱とコークスの発生条件を変更した条件で 30 回ずつ計算し、その平均値を接触数として評価した。

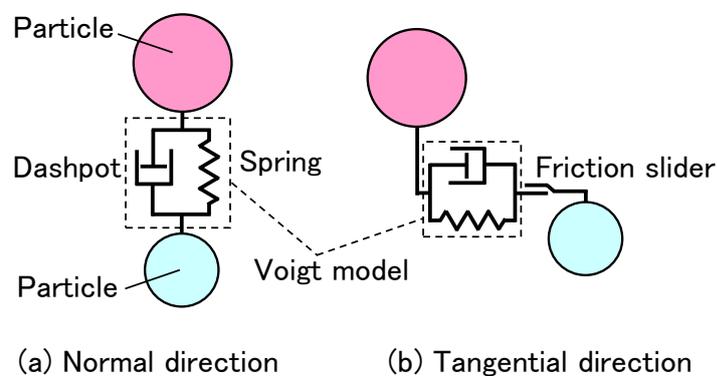


Fig. 4-9. Schematic diagram of Voigt model.

Fig. 4-10 に混合コークス粒径 17.5 mm におけるコークス混合率 1.9～11.3%、およびコークス混合率 3.8%における混合コークス粒径 10～24 mm の各条件における焼結鉱とコークスの充填状況の計算結果の一例を示す。図中の a)は混合コークス粒径一定でコークス混合率を変更した条件、b)はコークス混合率一定で混合コークス粒径を変更した条件である。コークス混合率の増加または混合コークス粒径の低下により、コークス粒子数が増加しており、コークスが充填層内に分散して混合されている状況が観察された。

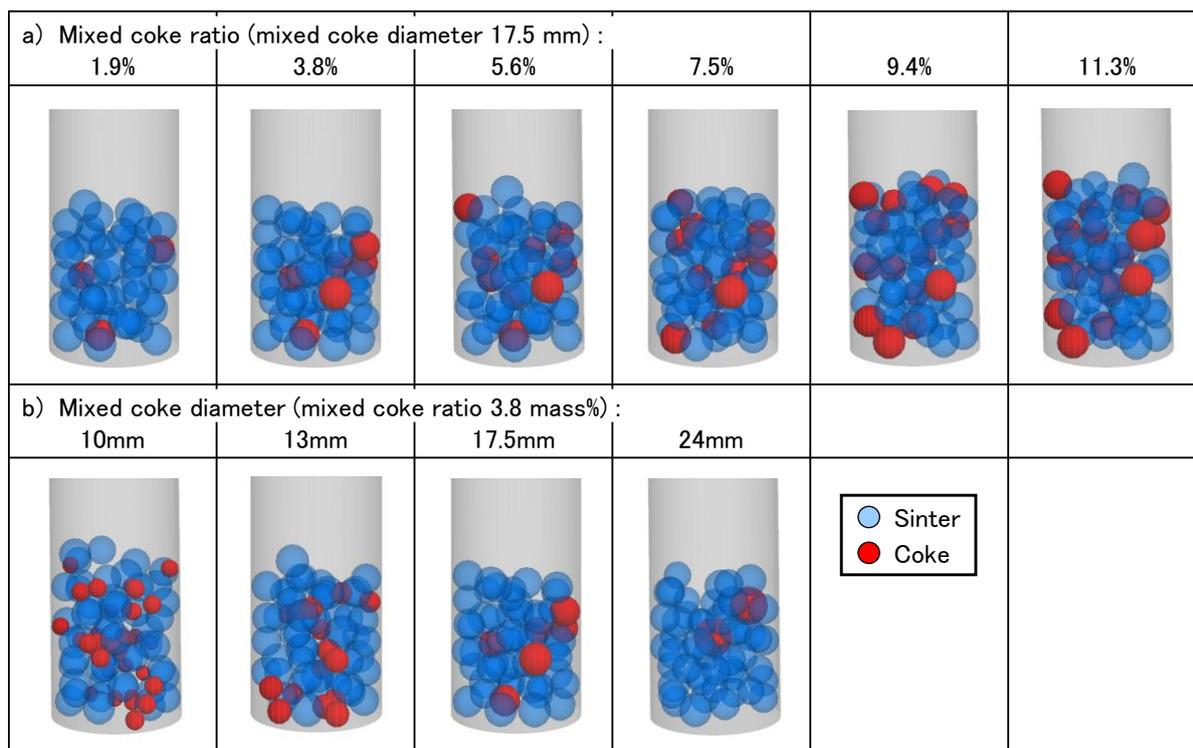


Fig. 4-10. Arrangement of sinter and coke particles calculated by DEM.

Fig. 4-11 に DEM による計算から得た焼結鉱とコークスの混合充填層内における焼結鉱粒子のコークス粒子の焼結鉱 1 粒子当りの平均接触点数 (N_1) におよぼすコークス混合率の影響を示す。コークス混合率の上昇により N_1 は増加した。Fig. 4-12 に焼結鉱とコークスの混合充填層内におけるコークス粒子の焼結鉱粒子のコークス 1 粒子当りの平均接触点数 (N_2) におよぼすコークス混合率の影響を示す。コークス混合率の上昇により N_2 は低下した。これらの結果は、Figs. 4-2 および 4-3 に示した焼結鉱の還元率、コークス粒子当りのコークスの重量減少の変化と定性的には傾向が一致している。

次に Fig. 4-13 に焼結鉱とコークスの混合充填層内における N_1 におよぼす混合コークス粒径の影響を示す。混合コークス粒径の上昇により N_1 は低下した。Fig. 4-14 に焼結鉱とコークスの混合充填層内における N_2 におよぼす混合コークス粒径の影響を示す。混合コークス粒径の上昇により N_2 は増加した。これらの結果は、Figs. 4-4 および 4-5 に示した焼結鉱の還元率、コークス粒子当りのコークスの重量減少の変化と定性的には傾向が一致している。

したがって、焼結鉱とコークスを混合して充填した場合には、近接配置された焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍において、焼結鉱の還元反応速度とコークスのガス化反応速度が促進された結果、充填層全体における焼結鉱の還元率およびコークス

の重量減少が増加した可能性があるとは推定される。

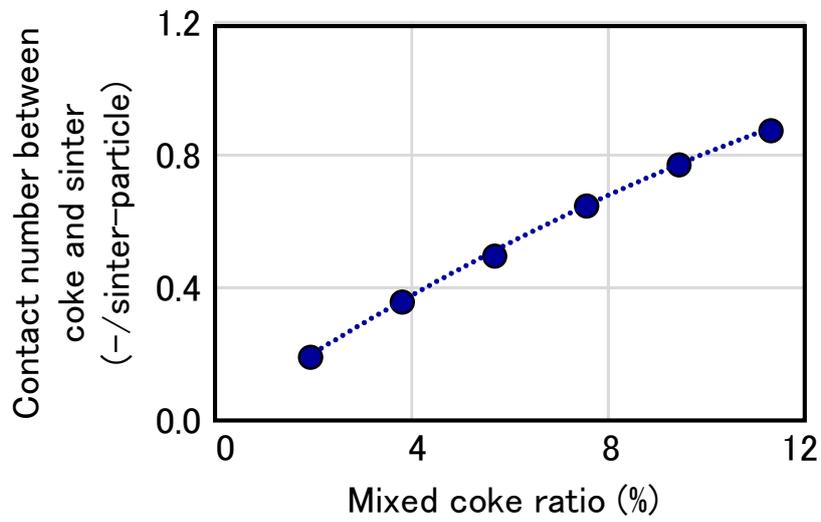


Fig. 4-11. Effect of mixed coke ratio on average sinter-to-coke contact number per sinter particle.

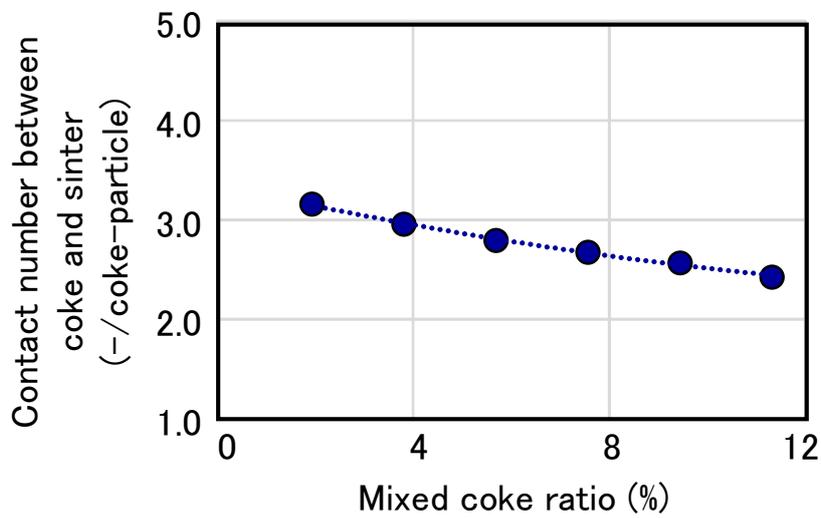


Fig. 4-12. Effect of mixed coke ratio on average sinter-to-coke contact number per mixed coke particle.

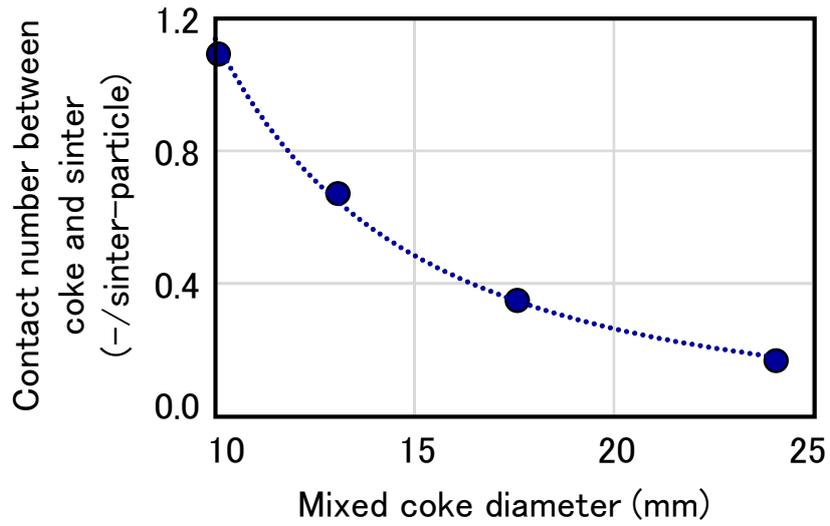


Fig. 4-13. Effect of mixed coke diameter on average sinter-to-coke contact number per sinter particle.

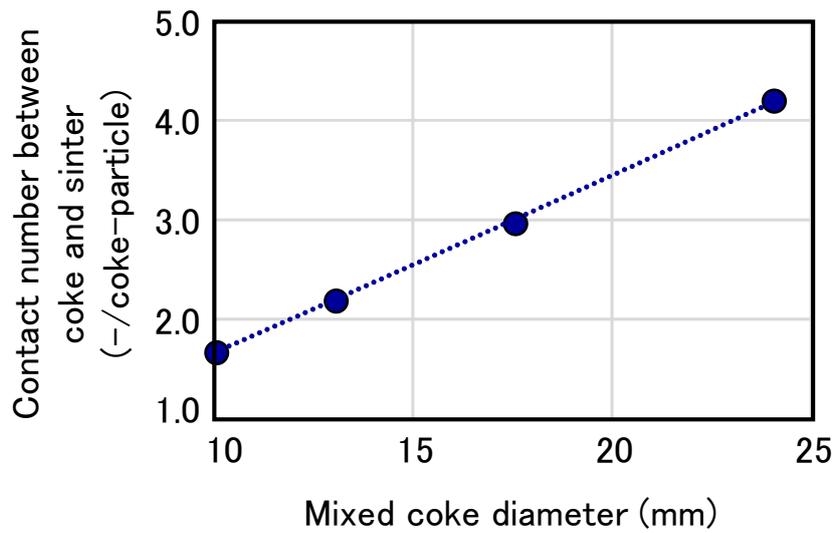


Fig. 4-14. Effect of mixed coke diameter on average sinter-to-coke contact number per mixed coke particle.

4.4.3. 還元ガス化反応の数学モデル解析

焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍では、還元反応速度およびガス化反応速度が促進されている可能性が推定されたため、還元ガス化反応速度の数学モデル解析を行い、現象解明を試みた。鉄と炭材が近接配置されているフェロコークスでは、ガス化反応開始温度低下が約 150°C、すなわち温度が 150°C 低下しても通常のコークスと同じガス化反応速度を有すると報告されている^{16,23,24)}。本モデルでは、焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍では、フェロコークスと同様にガス化反応開始温度を炭素の 0.1 mass% が反応した温度として定義し、これが 150°C 低下、すなわち 150°C の温度低下時に通常のコークスと同じガス化反応速度となるように設定した。

ここでは焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍の領域とその他の領域で、それぞれの領域で還元反応速度およびガス化反応速度を個別に計算した。

接触点近傍の領域とその他の領域は以下のように決定した。Fig. 4-15 に焼結鉱粒子とコークス粒子が接触している状況を表す模式図を示す。2 粒子の表面間の距離を 2 粒子の中心を結ぶ直線と平行にとり、これが所定の距離 L (m) 以下となる領域を接触点近傍の領域と設定した。すなわち、接触点近傍の領域は球殻を円形に切り取った形であり、その半径 $r_{v,1}$ と $r_{v,2}$ (m) は同一である。

$$r_{v,1} = r_{v,2} \quad \dots (4-36)$$

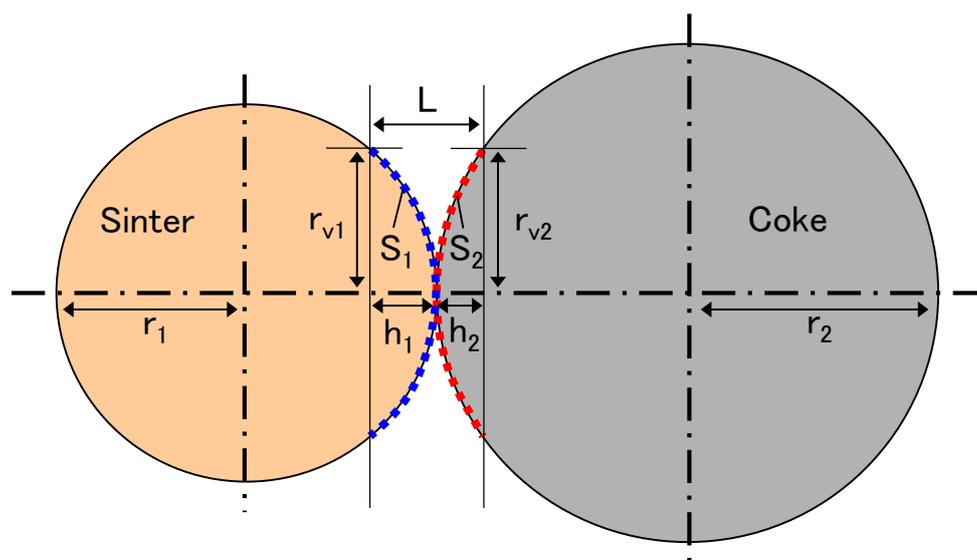


Fig. 4-15. Schematic diagram of influence area by close arrangement effect between sinter and mixed coke.

焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍領域の高さは、それぞれ h_1 、 h_2 (m) で、その和は L に等しい。

$$L = h_1 + h_2 \quad \dots (4-37)$$

それぞれの高さ h_1 、 h_2 は、

$$h_1 = L \frac{2r_2 - L}{2(r_1 + r_2 - L)} \quad \dots (4-38)$$

$$h_2 = L \frac{2r_1 - L}{2(r_1 + r_2 - L)} \quad \dots (4-39)$$

で与えられ、対向した焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍における接触点 1 点の表面積はそれぞれ

$$S_1 = 2\pi r_1 h_1 \quad \dots (4-40)$$

$$S_2 = 2\pi r_2 h_2 \quad \dots (4-41)$$

で与えられる。従来の研究において、炭材と鉍石が 1.0 mm 程度の距離で設置された実験が行われ、カップリング現象が確認されている⁸⁾。したがってここではガス化反応が促進すると仮定した焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍領域は、焼結鉍とコークス間の距離(L)が 1.0 mm 以下である領域とした。

焼結鉍およびコークスそれぞれについて接触点近傍の領域における粒子の表面積と、その他の領域における粒子の表面積を算出し、(4-42)式および(4-43)式に示すような充填層内の焼結鉍の平均還元速度($R_{1,ave}$)、コークスの平均ガス化反応速度($R_{2,ave}$)を求め、焼結鉍とコークスの混合充填層内における還元ガス化反応速度解析を行った。

$$R_{1,ave} = R_1 \cdot N_1 \frac{S_1}{S_{t,1}} + R_1 \left(1 - N_1 \frac{S_1}{S_{t,1}} \right) \quad \dots (4-42)$$

$$R_{2,a} = \beta \cdot R_2 \cdot N_2 \frac{S_2}{S_{t,2}} + R_2 \left(1 - N_2 \frac{S_2}{S_{t,2}} \right) \quad \dots \quad (4-43)$$

ここで $R_{n,ave}$ は充填層内における平均の総括反応速度(mol/(m³(bed)·s)、 $R_{n,a}$ は焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍における総括反応速度(mol/(m³(bed)·s)、 $R_{n,b}$ は焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍以外の領域における総括反応速度(mol/(m³(bed)·s)、 S_n は焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍における1粒子当りの接触点近傍の表面積(m²)、 $S_{t,n}$ は充填層内における1粒子当りの表面積(m²)である。 β はガス化反応の促進を表現するために導入したパラメータである。Fig. 4-16 にカーボンガス化率におよぼす β の影響を示す。 β が増加するにつれてカーボンガス化率が上昇した。ここではカーボンガス化率0.1 mass%で比較し、 $\beta=20$ を用いたカーボンガス化率は、 $\beta=1$ を用いたカーボンガス化率に対して温度が約150°C低下しても同じカーボンガス化率であるため、パラメータ β として20(-)を使用した。 N_n はFigs. 4-11 から 4-14 の値を使用した。

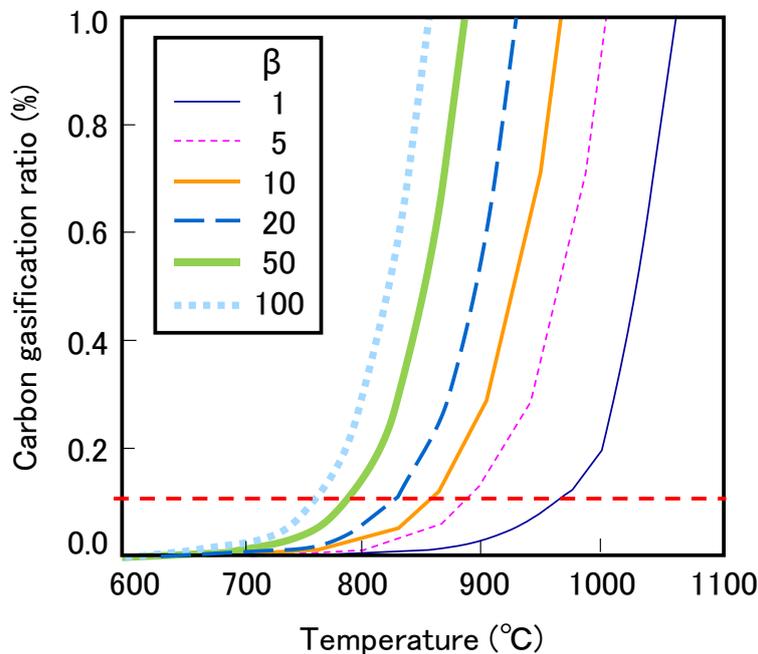


Fig. 4-16. Effect of β on carbon gasification rate.

Fig. 4-17 に焼結鉍またはコークス 1 粒子当りの焼結鉍とコークスの接触点近傍領域の面積におよぼすコークス混合率の影響を、Fig. 4-18 に焼結鉍またはコークス 1 粒子当りの焼結鉍とコークスの接触点近傍領域の面積におよぼす混合コークス粒子径の影響を示す。焼結鉍 1 粒子当りの接触点近傍領域の面積は、コークス混合率の増加により増加、混合コークス粒径の増加により低下した。コークス 1 粒子当りの接触点近傍領域の面積は、コークス混合率の増加により低下、混合コークス粒径の増加により増加した。ただし、いずれにおいてもコークス 1 粒子当りの接触点近傍領域の面積は、焼結鉍 1 粒子当りの面積よりも大きいため、コークス混合による反応速度促進の影響は、還元反応の促進への影響よりも粒子当りの接触点近傍領域の面積が大きいガス化反応の促進への影響の方が大きくなることを表している。

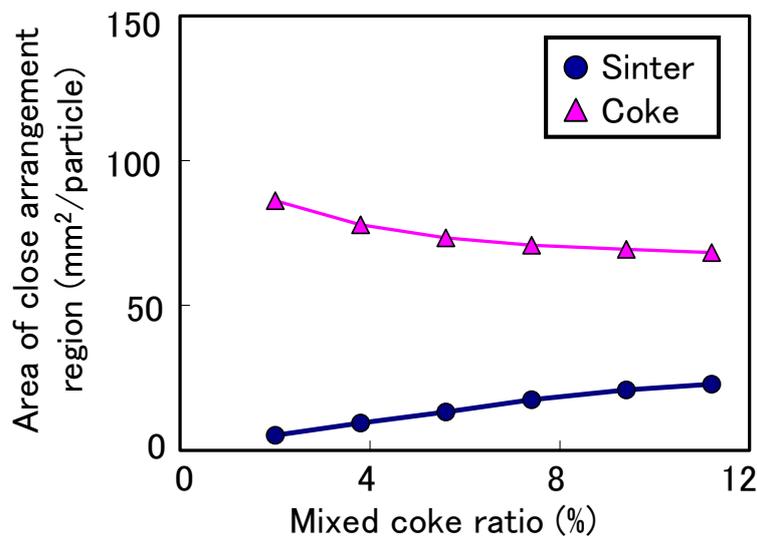


Fig. 4-17. Effect of mixed coke ratio on area of close arrangement region.

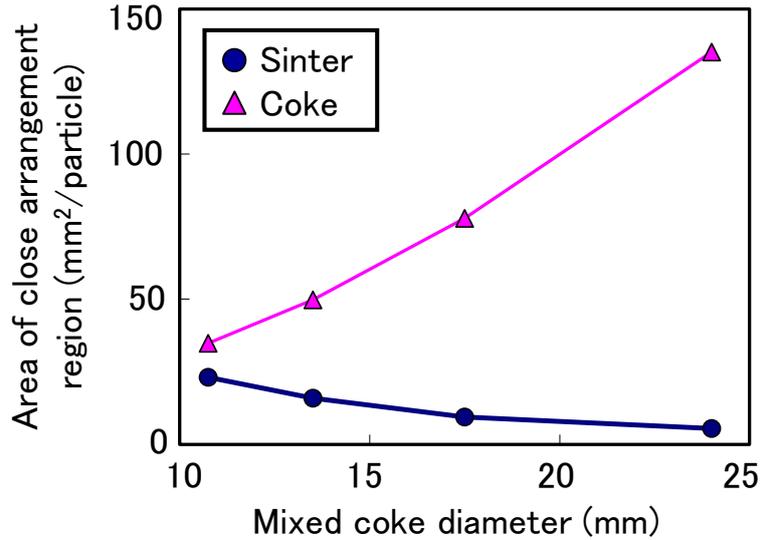


Fig. 4-18. Effect of mixed coke diameter on area of close arrangement region.

4.2 節の還元ガス化実験と同じの条件で還元ガス化反応速度解析を行った。Fig. 4-19 に焼結鉍の還元率の計算結果と実験結果の比較、Fig. 4-20 にコークス粒子 1 個当りのコークスの重量減少の計算結果と実験結果の比較を示す。実験結果は Figs. 4-2 から 4-5 で示した値である。焼結鉍の還元率の測定誤差は±5%以内、コークスの重量減少の誤差は約±10%であり、いずれの計算結果も実験結果によく一致した。

以上の結果から、焼結鉍とコークスの混合充填層では、焼結鉍粒子とコークス粒子の接触点近傍においてカップリング現象により局所的にガス化反応が促進され、そして接触点近傍において焼結鉍の還元反応およびコークスのガス化反応が促進されることで充填層内における焼結鉍の還元反応速度およびコークスのガス化反応速度を促進させると推定された。

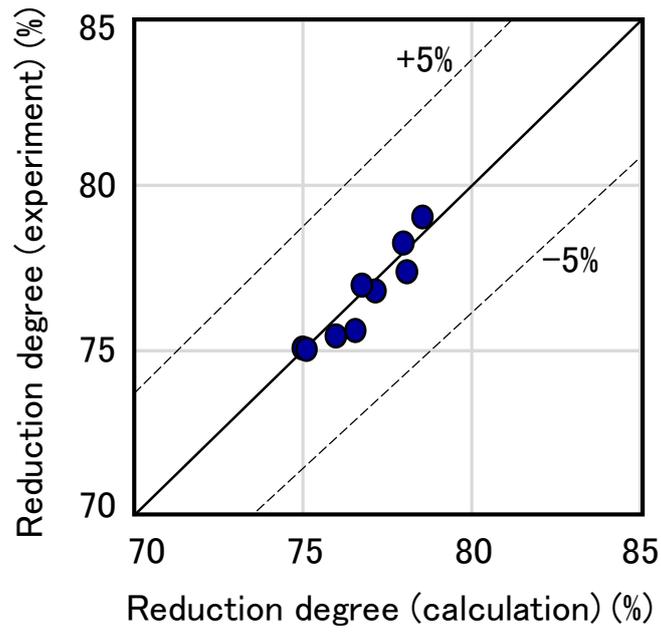


Fig. 4-19. Comparison of calculated and measured reduction degree.

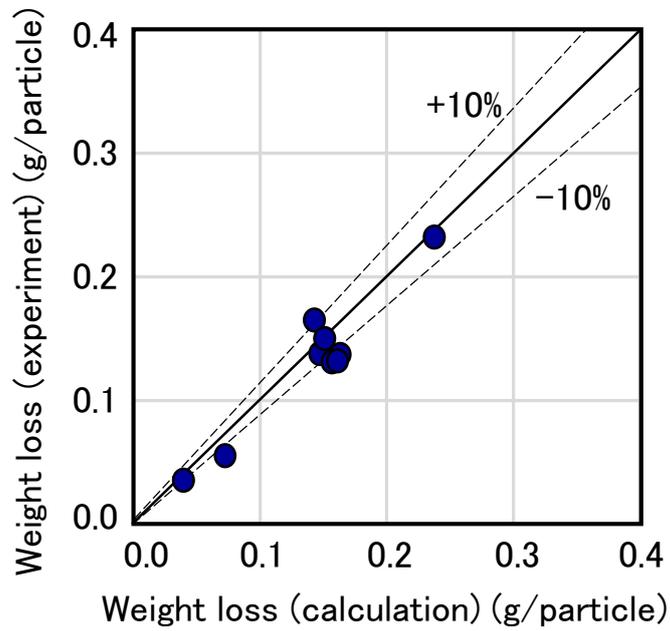


Fig. 4-20. Comparison of calculated and measured weight loss.

4.5. 結言

高炉内での混合層における還元ガス化反応のモデル化とその反応メカニズム解明を目的として、焼結鉱とコークスの混合層における焼結鉱の還元反応およびコークスのガス化反応挙動を実験およびモデル計算により検討した結果、以下の知見を得た。

- (1) 焼結鉱層内へのコークス混合により、焼結鉱の還元反応速度およびコークスのガス化反応速度が増加した。これはコークスガス化反応の促進による影響が大きい。
- (2) 焼結鉱とコークスを混合して充填した場合には、近接配置された焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍において、焼結鉱の還元反応速度とコークスのガス化反応速度が促進した。
- (3) 近接配置による還元反応速度およびガス化反応速度の促進影響を考慮した還元ガス化反応速度解析を行うための数学モデルを提案し、本モデルを用いた解析によると、焼結鉱粒子とコークス粒子の接触点近傍における局所的なガス化反応速度の促進は、接触点近傍において焼結鉱の還元反応およびコークスのガス化反応を促進させることで充填層内における焼結鉱の還元反応速度およびコークスのガス化反応速度が促進した。

4.6. 参考文献

- 1) K. Okuda, H. Amano, N. Ishioka, H. Ono, K. Furukawa and T. Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, 69(1983), S731.
- 2) T. Shioda, K. Sato, M. Nagata, Y. Fujiwara, M. Sanui, E. Maeshibu and M. Naito: *Current Advances in Materials and Processes*, 3(1990), 1012.
- 3) A. Sato, M. Aritsuka, Y. Yamagata, Y. Miyakawa, T. Goto and M. Muzuguchi: *Current Advances in Materials and Processes*, 5(1992), 1064.
- 4) S. L. Yaroshevskii, V. A. Nozdrachev, A. P. Chebotarev, V. A. Rudenko, S. A. Feshchenko, A. M. Kuznetsov, V. P. Padalka, N. S. Khlaponin and A. V. Kuzin: *Metallurgist*, 11–12 (2000), 598.
- 5) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi: *ISIJ Int.*, 46(2006), 513.
- 6) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: *Current Advances in Materials and Processes*, 20(2007), 77.
- 7) E. A. Mousa, D. Senk, A. Babich, and W. Gudenau: *Ironmaking and Steelmaking*, 37(2010), 219.
- 8) Y. Kashiwaya, M. Kanbe, K. Ishii: *ISIJ Int.*, 41(2001), 818.
- 9) M. Naito, A. Okamoto, K. Yamaguchi, T. Yamaguchi, and Y. Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, 87(2001), 357.
- 10) A. Kasai and Y. Matsui: *ISIJ Int.*, 44(2004), 2073.
- 11) K. Sunahara, Y. Ujisawa, T. Murakami and E. Kasai: *Tetsu-to-Hagané*, 102(2016), 475.
- 12) Z. X. Yang, and J. L. Yang: *Ironmaking and Steelmaking*, 22(1995), 161.
- 13) A. V. Kuzin: *Metallurgist*, 9–10(2013), 783.
- 14) Y. Kashihara, Y. Sawa and M. Sato: *ISIJ Int.*, 52(2012), 1979.
- 15) Y. Kashihara, Y. Iwai, T. Sato, N. Ishiwata and M. Sato: *ISIJ Int.*, 55(2015), 1237.
- 16) T. Nouchi, M. Sato and K. Takeda: *Current Advances in Materials and Processes*, 22(2009), 89.
- 17) S. Watakabe, T. Nouchi, T. Hirosawa and M. Sato: *Current Advances in Materials and Processes*, 26(2013), 21.
- 18) S. Ueda, K. Yanagiya, K. Watanabe, T. Murakami, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 49(2009), 827.

- 19) R. Shibasaki, S. Natsui, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *Tetsu-to-Hagané*, 99(2013), 391.
- 20) S. Natsui, R. Shibasaki, T. Kon, S. Ueda, R. Inoue and T. Ariyama: *ISIJ Int.*, 53(2013), 1770.
- 21) I. Muchi, J. Yagi, K. Tamura and A. Moriyama: *J. Jpn. Inst. Met.*, 30(1966), 826.
- 22) M. Ichida, Y. Isozaki and K. Tamura: *Tetsu-to-Hagané*, 77(1991), 1561.
- 23) T. Yamamoto, T. Sato, H. Fujimoto, T. Anyashiki, K. Fukada, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama : *Tetsu-to-Hagané*, 97(2011), 501.
- 24) K. Higuchi, S. Nomura, K. Kunitomo, H. Yokoyama and M. Naito: *ISIJ Int.*, 51(2011), 1308.

第5章 鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼす水素添加の影響

5.1 緒言

第1章でも述べたように高炉の低還元材比（低RAR）操業はCO₂排出量削減に効果的¹⁾であり、その手段として還元効率を高めるための装入物分布制御²⁻¹⁰⁾が行われている。特に鉍石コークス混合装入技術⁷⁻¹⁰⁾が還元性および通気性を改善する技術として実操業にも適用されている。一方、高炉からのCO₂排出量削減に向けた別の方法として、高炉で水素系還元材を利用する技術が挙げられる¹¹⁻¹³⁾。この技術は還元材として炭素の代わりに水素を活用することによってCO₂の代わりにH₂Oを排出するため、CO₂排出量を抜本的に削減する方法として期待されている。

これまで第4章でも説明したように鉍石コークス混合装入条件での還元挙動⁷⁻⁹⁾や、水素系還元材の利用条件での還元挙動¹⁴⁻¹⁶⁾についてはそれぞれ調査がされており、いずれも鉍石の還元速度が改善する。しかし鉍石とコークスとの混合層における水素還元挙動を検討した例はない。現在の高炉操業ではコークスの混合量に差はあるが、多くの高炉で小塊コークス混合装入が適用されている^{8,10)}。今後CO₂排出量の抜本的削減に向けて水素系還元材を利用する場合、鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼす水素添加の影響は明らかにしておく必要があると考えられる。

そこで本章においては、鉍石コークス混合層における水素還元挙動を明らかにすることを目的として、まず鉍石コークス混合層の還元ガスに水素を添加した条件での還元ガス化実験を行い、鉍石コークス混合層の還元性およびコークスガス化反応速度におよぼす水素添加の影響を評価した。次に鉍石コークス混合装入時に水素系還元材を高炉で使用した場合における高炉操業について高炉操業シミュレータ¹⁷⁾による数値解析を行い、高炉操業影響について考察した。

5.2 実験方法

鉍石コークス混合層への水素添加が鉍石層の還元挙動におよぼす影響を明らかにするため、第3章と同様の荷重軟化実験装置⁹⁾を用いて実験を行った。実験装置の模式図をFig. 5-1に示す。鉍石には10~15 mmの焼結鉍900 gを使用した。鉍石層内にコークスを混合する場合には焼結鉍900 gに10~15 mmのコークス25 g（コークス混合率2.7%）または68 g（コークス混合率7.6%）を均一に混合した。鉍石層の上下にはるつぼへのガス流通用穴の目詰まり防止のために粒径15~25 mmのコークス層を充

填した。るつぼは黒鉛製で内径 100 mm の円筒形である。鉍石層内にコークスを混合する場合には混合コークス量の増加に応じて全試料層厚が高くなるため、るつぼ内の全試料層厚が一定になるように鉍石層上下のコークス量を調整した。実験に使用した焼結鉍、混合コークスの化学組成を Table 5-1 に示す。

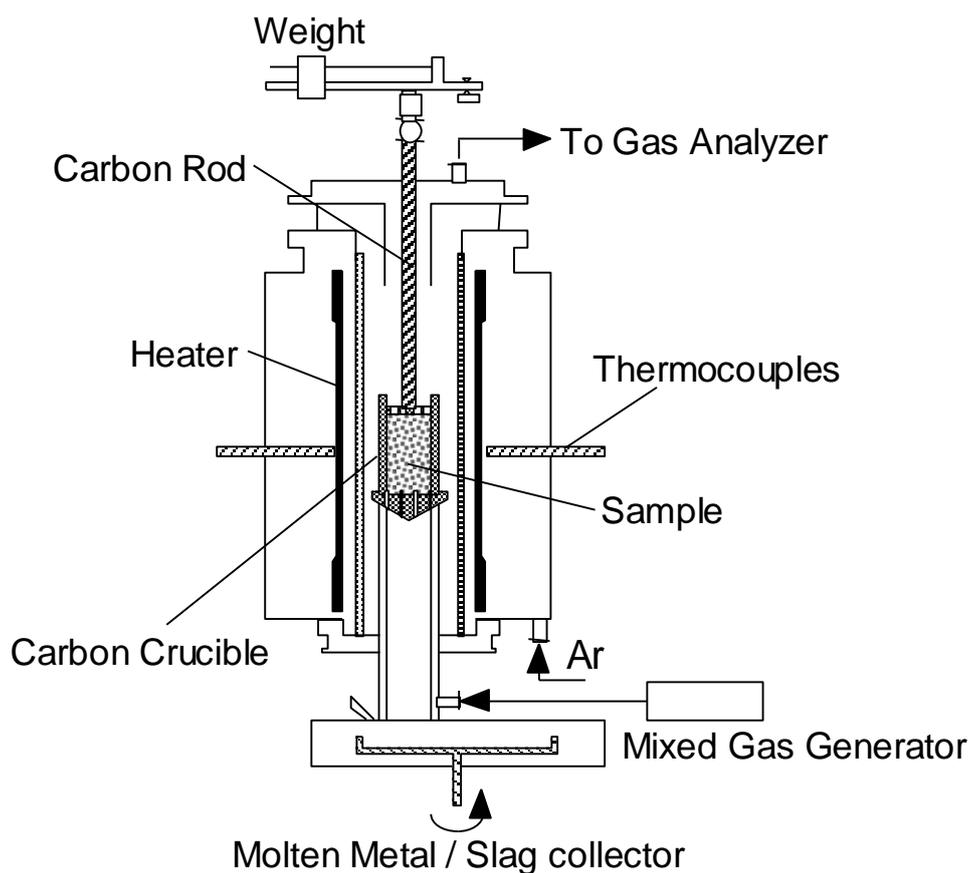


Fig. 5-1. Schematic illustration of experimental apparatus.

Table 5-1. Chemical compositions of sinter and coke (Unit : mass%).

	T-Fe	FeO	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	MnO
Sinter	57.6	9.87	9.68	5.00	1.93	1.26	0.36
	Ash	V.M	F.C	S	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃
Coke	11.5	0.9	87.6	0.47	0.25	6.35	3.04

試料を填充したるつぼを電気炉内に設置し、高炉内を模擬した温度、ガス組成、荷重下において昇温還元実験を行った。Fig. 5-2 にガス組成、Fig. 5-3 に温度、荷重の実験条件を示す。ガス組成および昇温パターンは実炉（千葉第 1、2 高炉）での垂直ゾンデによる測定結果¹⁴⁾を参考にして決定したものである。混合ガスの流量は1.8 Nm³/h とした。H₂=0%の基準条件は第 3 章のガス組成、温度、荷重条件と同じである。Fig. 5-2 中の H₂ 濃度は実験における初期の H₂ 濃度の値を表す。また混合ガス中の H₂ は、CO+H₂ 濃度が全条件で一定になるように H₂ 濃度を増加させる場合には CO 濃度を低下させるように H₂ と CO を置換した。H₂=2% の場合には他のガス組成の変化に合わせて 2.0%、2.2%、2.4%、3.0% の順に増加させ、H₂=4% の場合には 4.0%、4.4%、4.8%、6.0% の順に増加させた。

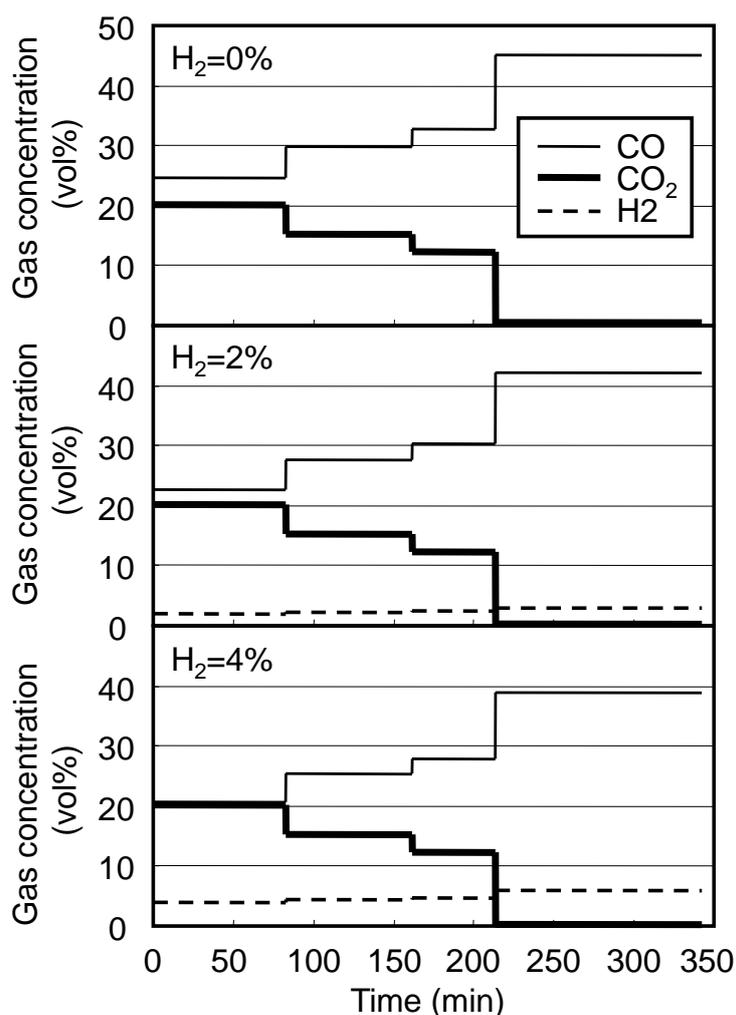


Fig. 5-2. Experimental condition (gas composition).

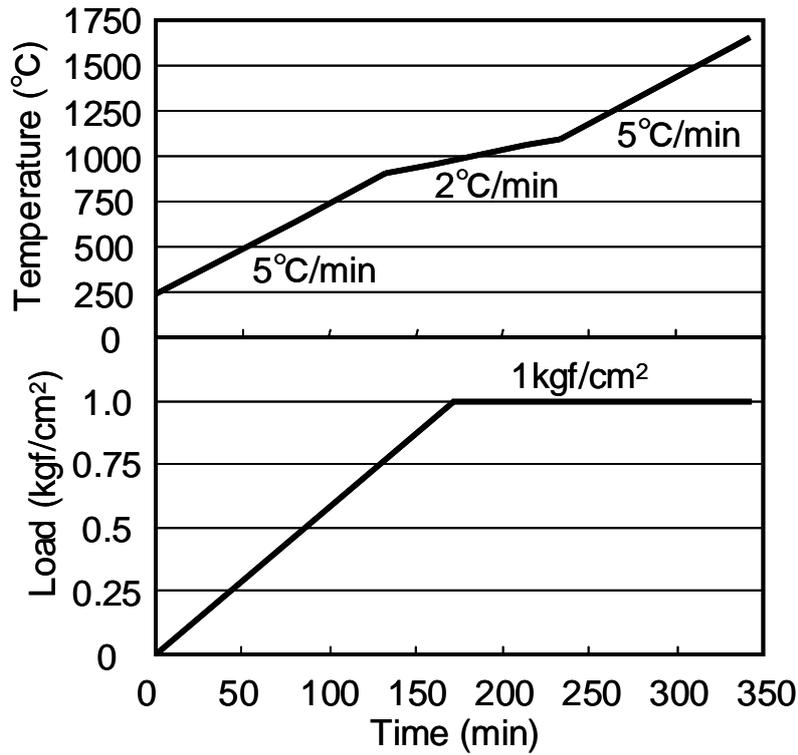


Fig. 5-3. Experimental conditions (heating pattern and load).

実験中、反応後の排ガス組成はガスクロマトグラフィーによって測定した。反応後の N_2 濃度については 100% から CO 、 CO_2 、 H_2 の分析値を差し引くことによって求めた。還元により鉱石中の酸化鉄から除去した酸素量および反応したカーボン量は、入側と出側のガス組成から酸素バランスおよび炭素バランスを取った(5-1)、(5-2)および(5-3)式によって算出した。還元率は還元前試料の被還元酸素量に対する還元酸素量の時間積分値である。

$$\Delta C = \frac{V_I}{100 \times 22.4} \times \int_0^t \left[\{ (CO\%)_o + (CO_2\%)_o \} \times \frac{(N_2\%)_I}{(N_2\%)_o} - \{ (CO\%)_I + (CO_2\%)_I \} \right] dt \quad \dots (5-1)$$

$$\Delta O = \frac{V_I}{100 \times 22.4} \times \int_0^t \left[\{ (CO\%)_o + 2 \times (CO_2\%)_o \} \times \frac{(N_2\%)_I}{(N_2\%)_o} - \{ (CO\%)_I + 2 \times (CO_2\%)_I \} + (H_2\%)_I - (H_2\%)_o \times \frac{(N_2\%)_I}{(N_2\%)_o} \right] dt \quad \dots (5-2)$$

$$RD = \Delta O / O_A \times 100 \quad \dots (5-3)$$

ここで、 ΔC は反応したカーボン量(mol)、 ΔO は還元した酸素量(mol)、 O_A は還元前における鉱石の被還元酸素量、 V_I は反応ガスの流量(NL/min)、 $(CO\%)_I$ 、 $(CO_2\%)_I$ 、 $(H_2\%)_I$ 、 $(N_2\%)_I$ は反応前のガス組成(vol%)、 $(CO\%)_O$ 、 $(CO_2\%)_O$ 、 $(H_2\%)_O$ 、 $(N_2\%)_O$ は反応後のガス組成(%)を示す。

5.3 実験結果および考察

5.3.1 還元率および最大差圧におよぼす混合コークスおよび水素の影響

Fig. 5-4 に融着帯への到達前を想定した 1100°C到達時の鉱石の還元率におよぼすコークス混合率および水素濃度の影響を示す。コークス混合率が高くなるにつれて還元率が増加した。またコークス混合率に関わらず、水素濃度が高くなるにつれて還元率が増加し、さらに鉱石層内にコークスを混合した場合には、鉱石層内にコークスが混合されていない場合よりも還元率が高いにも関わらず、水素添加によって還元率が同等以上に増加した。この理由については 5.3.2 節以降で考察する。

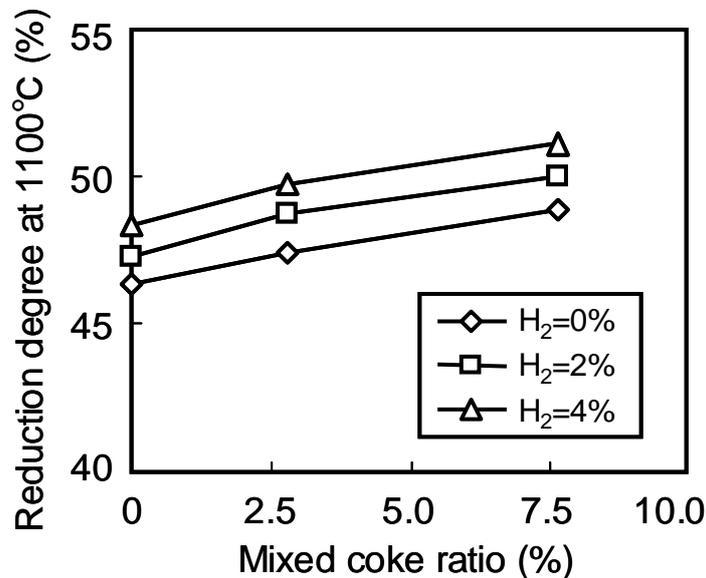


Fig. 5-4. Effect of mixed coke ratio and hydrogen gas concentration on reduction degree.

Fig. 5-5 に通気性の指標として用いられる最大差圧におよぼす混合コークスおよび

水素の影響を示す。コークス混合率の増加によって最大差圧が低下し、水素濃度の増加によって最大差圧がさらに低下した。これは還元ガス中に水素を添加することによって Fig. 5-4 に示したように還元率が向上し、収縮率が低下¹⁴⁾したことで空隙が確保されたためと考えられる。

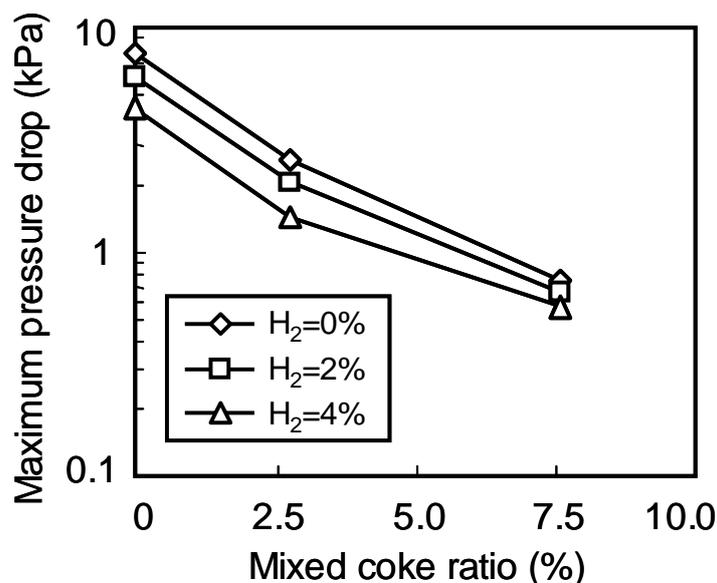


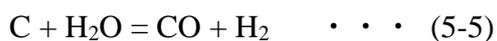
Fig. 5-5. Effect of mixed coke ratio and hydrogen gas concentration on maximum pressure drop.

5.3.2 カーボンガス化反応におよぼす混合コークスおよび水素の影響

鉍石コークス混合層では、還元反応によって生成された CO₂ とのカーボンガス化反応によって CO が再生成され、鉍石の還元がコークスを混合していない鉍石層に対して促進されると考えられている。そのため還元反応の促進に関してカーボンガス化反応について検討する。還元が CO のみの場合はソリューションロス反応 ((5-4)式) が生じる。



還元ガス中に H₂ が存在する場合には、カーボンガス化反応としてソリューションロス反応 ((5-4)式) とともに H₂O によるガス化反応である水性ガス反応 ((5-5)式) も発生する。



ここでは還元ガスに水素を添加する場合には、(5-4)式とともに(5-5)式のカーボンガス化反応が鉱石の還元促進に影響をおよぼすと考え、5.2 節で行った実験から鉱石コークス混合層の還元ガスへの水素添加によるカーボンガス化反応の変化について検討した。

Fig. 5-6 にコークス混合率 0% の鉱石層の場合、Fig. 5-7 にコークス混合率 7.6% の鉱石コークス混合層の場合におけるカーボンガス化反応速度におよぼす還元ガスへの水素添加の影響（初期 H_2 濃度 0% から 4% の場合）を示す。ここでカーボンガス化反応速度は(5-4)式、(5-5)式そして高温で発生する熔融還元反応である(5-6)式の反応速度の合計であるとして考える。

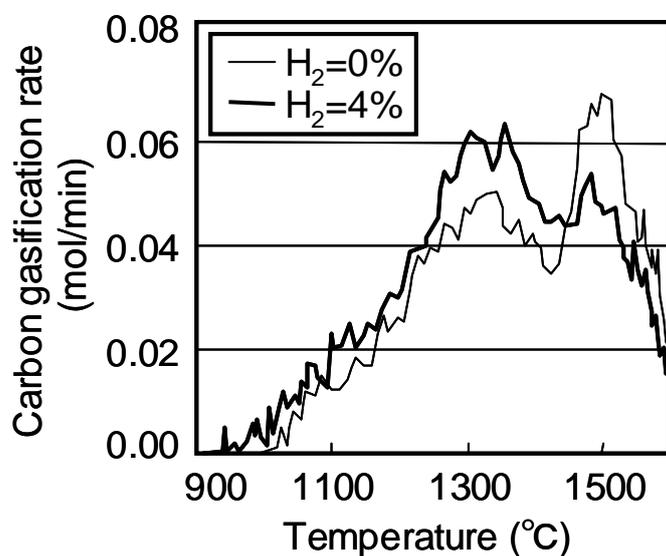


Fig. 5-6. Changes in carbon gasification rate with temperature in case of ore layer.

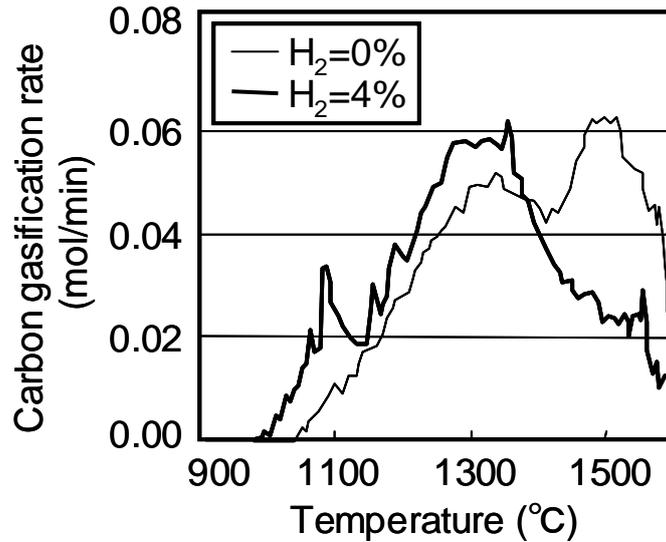


Fig. 5-7. Changes in carbon gasification rate with temperature in case of ore layer mixed with coke.

Fig. 5-6 のコークスが混合されていない鉱石層の場合には、水素添加によりガス化反応開始温度が低温側から開始した。Fig.5-7 の鉱石コークス混合層の場合には、水素添加によりコークスが混合されていない鉱石層の場合と同様にガス化反応開始温度が低温側から開始したが、さらにカーボンガス化反応速度が増加した。そして水素添加の場合にはコークス混合の有無に関わらず 1500°C 付近のカーボンガス化反応速度が低下した。

ここでガス化反応開始温度が低下したのは、水性ガス反応 ((5-5)式) がソリューションロス反応 ((5-4)式) に比べて低温から開始する¹⁵⁾ことに対応すると推定される。また CO 還元相比于 H₂ 還元は反応速度が速く¹⁶⁾、CO 還元によって生成される CO₂ の生成量より H₂ 還元によって生成される H₂O の生成量が多いため、混合層内のコークスと反応する CO₂ 相比于混合層内のコークスと反応する H₂O が増加したことによって、水性ガス反応 ((5-5)式) は増加したと考えられる。また 1500°C 付近におけるカーボンガス化反応の低下は、低温部で還元速度が改善され高温部への到達還元率が上昇したことにより熔融還元反応 ((5-6)式) が低下したためと考えられる。

5.3.3 水素添加によるカーボンガス化反応の促進

次に還元ガスへの水素添加による鉍石コークス混合層のコークスガス化反応の促進効果について、還元ガスへの水素添加によるガス化反応の増加により検討した。コークス混合がある場合の水素添加によるカーボンガス化反応速度の増加(ΔRC_i)は、コークス混合および水素添加によるカーボンガス化反応速度の増分($\Delta RC1$)と、コークス混合によるカーボンガス化反応速度の増分($\Delta RC2$)の差から(5-7)式によって表され、コークス混合がない場合の水素添加によるカーボンガス化反応速度の増加(ΔRC_0)は、(5-8)式によって表される。

$$\begin{aligned}\Delta RC_i &= \Delta RC1 - \Delta RC2 \\ &= (RC_{i,j} - RC_{0,0}) - (RC_{i,0} - RC_{0,0}) \quad \dots (5-7)\end{aligned}$$

$$\Delta RC_0 = RC_{0,j} - RC_{0,0} \quad \dots (5-8)$$

ここで、 RC はカーボンガス化反応速度、 i,j は鉍石コークス混合層で還元ガスへの水素添加の場合、 $0,0$ はコークス混合の無い鉍石層で還元ガスへの水素添加が無い場合、 $0,j$ はコークス混合の無い鉍石層で還元ガスへの水素添加の場合、 $i,0$ は鉍石コークス混合層で還元ガスへの水素添加が無い場合を表す。

Fig. 5-8 にコークス混合率 0%および 7.6%の場合における水素添加によるカーボンガス化反応速度の増加 (ΔRC_0 、 ΔRC_i) を示す。ここで還元ガスへの水素添加は、水素濃度 0%から 4%に増加させた場合である。コークス混合率 0%に比べてコークス混合率 7.6%の方が水素添加によるカーボンガス化反応速度の増加が大きく、ガス化反応開始後の全温度域においてカーボンガス化反応が促進された。そのため鉍石コークス混合層の還元ガスに水素を添加すると、鉍石層の還元ガスに水素を添加するよりも水素還元により生成された H_2O から H_2 への反応 ((5-5)式) が促進されたと考えられる。ここで鉍石層および鉍石コークス混合層内における H_2 による反応挙動の模式図を Fig. 5-9 に示す。Fig. 5-9(a)に示すように鉍石層の場合には鉍石の還元のみが行われ、層内でのカーボンガス化反応は起こらない。しかし Fig. 5-9(b)に示すように鉍石コークス混合層の場合には鉍石は還元に加えて、層内で生成した H_2O と鉍石コークス混合層内のコークスとの間でカーボンガス化反応も発生する。これらの反応の結果、鉍石コークス混合層では H_2O とカーボンガス化反応によって再生成された H_2 がその層内でさらに還元反応に利用されるため、鉍石層に比べて還元速度が促進されたと考えられる。

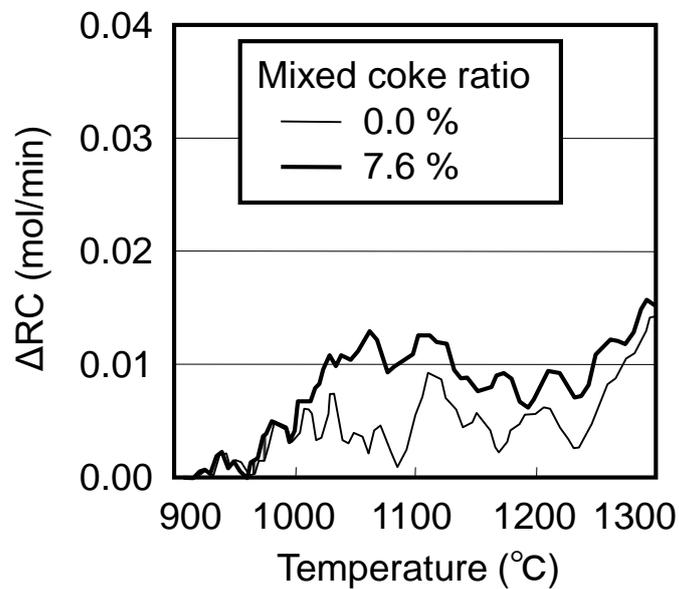


Fig. 5-8. Effect of hydrogen addition in the reduction gas on ΔRC .

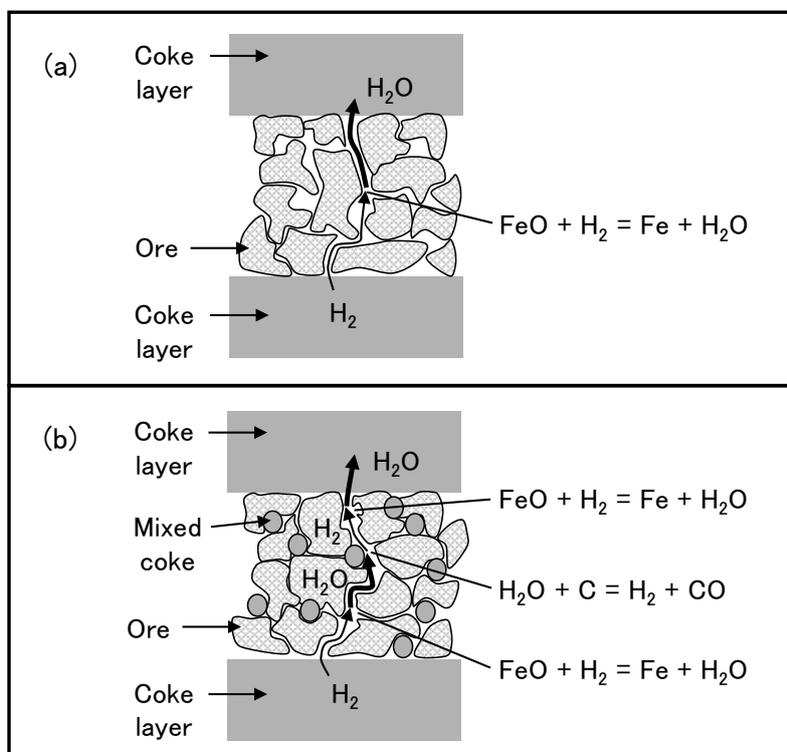


Fig. 5-9. Schematic illustrations of the presumed reduction behavior by H_2 , (a) in ore layer, (b) in ore layer mixed with coke.

5.4 高炉操業におよぼす水素添加の影響解析

鉍石コークス混合層への還元ガスに水素を添加することにより高炉操業の還元材比(RAR)や通気性に与える影響を評価するため、高炉操業シミュレータ¹⁷⁾を用いて数値解析を行った。

高炉操業シミュレータは、2次元軸対象の定常モデルであり、原燃料の品質や操業条件の変更が、溶銑温度、ガス利用率等の操業結果におよぼす影響を評価可能である。さらに高炉内の温度分布、還元率分布、融着帯形状等が予測でき、炉内状況の定量的な把握が可能である。本モデルは、固体流れ、液流れ、ガス流れ、伝熱、反応といった各種炉内現象に対応した複数のサブモデルから構成される。固体流れモデルには運動方程式である(5-9)式および連続の式である(5-10)式を使用し、ポテンシャルフローとした。ガス流れモデルにはエルガン式である(5-11)式および連続の式である(5-12)式を使用した。伝熱モデルには(5-13)式を用いた。(5-13)式はメッシュにおけるガス相の熱バランスを表しているが、コークス相および鉍石相についても同様である。液流れでは鉍石の熔融後、炉体形状に沿って滴下するとした。

$$-grad(\phi_s) = k \cdot u_s \quad \dots (5-9)$$

$$-div(u_s) + R_s = 0 \quad \dots (5-10)$$

$$-grad(P) = (f_1 + f_2 |G_g|) G_g \quad \dots (5-11)$$

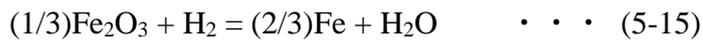
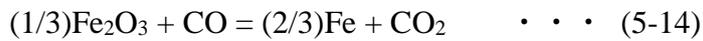
$$-grad(G_g) + R_g = 0 \quad \dots (5-12)$$

$$\begin{aligned} & \sum [A_i Max(G_{gi}, 0) C_{pgi} T_{gi}] - \sum [A_i Max(-G_{gi}, 0) C_{pg0} T_{g0}] \\ & + E_{gc} (T_{c0} - T_{g0}) + E_{go} (T_{o0} - T_{g0}) \\ & + V \sum [\eta_g (-\Delta H) + Q_{cg} + Q_{og}] R_n = 0 \quad \dots (5-13) \end{aligned}$$

$$M a(x, b) = \begin{cases} a & (a \geq b) \\ b & (a < b) \end{cases}$$

ここで ϕ_s は速度ポテンシャル(m²/s)、 k は装入物降下抵抗(-)、 u_s は装入物降下速度(m/s)、 R_s は湧き出し量(1/s)、 P はガス圧力(Pa)、 f_1 、 f_2 はエルガンの抵抗係数(1/s、m²/kg)、 G_g はガス質量流束(kg/m².s)、 R_g は湧き出し量(kg/m³.s)、 A はメッシュ境界面積(m²)、 C_p は平均比熱(J/kg.K)、 T は温度(K)、 E は熱交換係数(W/K)、 V はメッシュ体積(m³)、 $-\Delta H$ は反応熱(W/m³)、 Q は不均一反応の顕熱移動量(W/m³)、 η_g は反応熱取得率(-)であ

る。高炉内における反応として以下の(5-4)式から(5-6)式および(5-14)式から(5-19)式を考慮した。



鉍石のガス還元反応、ソリューションロス反応、水性ガスシフト反応、溶融還元反応については、鞭らによって整理された総括反応速度式¹⁸⁻²⁰⁾を使用した。Si 移行反応については、滴下スラグ中の SiO₂ とコークスの反応による SiO ガスの発生²¹⁾、SiO ガスからの溶銑への Si の吸収²²⁾を考慮した。

Fig. 5-10 に本モデルの計算のフローチャートを示す。送風条件等の計算条件を与えた後、メッシュ条件および初期値を設定する。固体流れ、液流れ、ガス流れ、反応速度、濃度場、温度場が逐次数値計算される。計算は直接差分法により差分化を行い、収束計算を行った。

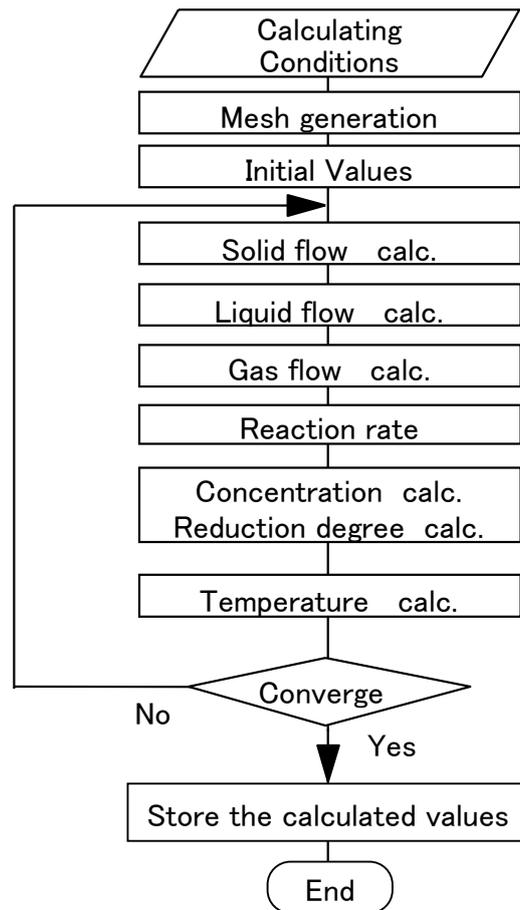


Fig. 5-10. Flowchart of a two-dimensional blast furnace mathematical model.

本解析は炉容積 5153 m³、炉床径 15.0 m の高炉を対象として行った。Table 5-2 に計算条件を示す。ここで Base は鉍石コークス混合装入（コークス混合率 7.5%）⁹⁾ を想定した操業諸元である。Case1 は Base に対して天然ガス吹込み¹¹⁾により、羽口から高炉内に吹き込まれる水素量（送風湿分、微粉炭、天然ガス中の水素量の合計）で定義される Input H を増加させる条件である。送風湿分は H₂O であるとし、微粉炭中の H の比率は 3.7 mass%、天然ガス中の H の比率は 23.4 mass% とした。操業比較を行いやすくするため、出銑量およびコークス混合量は一定とし、送風条件は羽口先理論燃焼温度（燃焼後の生成ガスが全て CO、H₂、N₂ になると仮定して計算した断熱火炎温度）が一定になるように送風中の酸素量を調整した。装入物分布は Base、Case1 いずれも Fig. 5-11 に示す $L_o/(L_o+L_c)$ 分布とした。中心部の $L_o/(L_o+L_c)$ が相対的に低い分布である。 L_o および L_c はそれぞれ鉍石層厚、コークス層厚である。メッシュは高さ方向に 50 分割、半径方向に 10 分割とした。

Table 5-2. Calculation conditions.

Calculation conditions		Base	Case 1
Blast volume	Nm ³ /min	8825	8128
Blast temperature	°C	1100	1100
Blast moisture	g/(Nm ³ /min)	32	32
Oxygen enrichment	%	2.39	4.12
PCR	t/h	55.0	46.0
NGR	t/h	0.0	9.0
O/C	—	4.15	4.18
Input H	kg/t	9.1	12.7

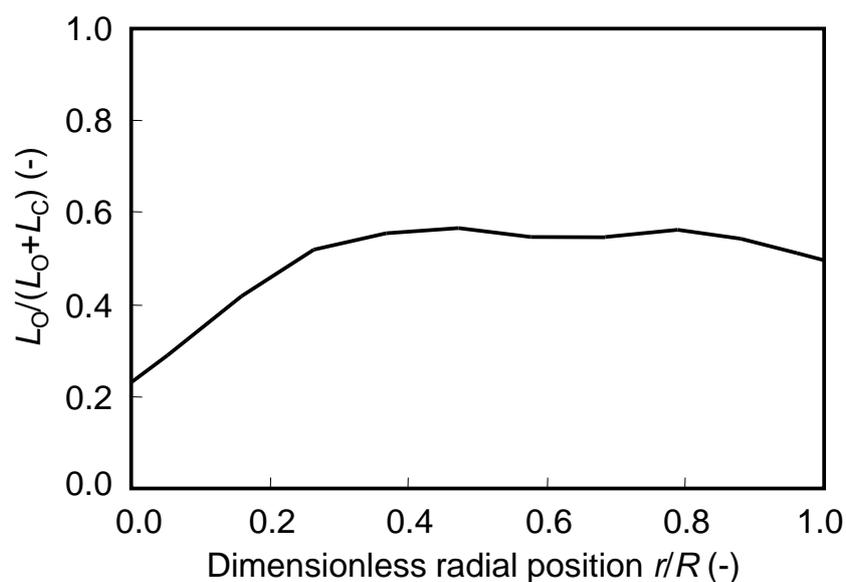


Fig. 5-11. Burden distribution used for simulation.

Table 5-3 に計算結果（出銑量、溶銑温度、RAR）を示す。Input H の増加により出銑量一定の条件下では溶銑温度が上昇し、RAR が低下した。コークス比も 1.0% 低下した。Fig. 5-12 に Base および Case1 における CO による間接還元反応、H₂ による間接還元反応そして直接還元反応の還元寄与率を示す。ここで直接還元反応は溶融還元反

応 ((5-6)式) である。Case1 で Input H が増加すると CO 還元率は減少して H₂ 還元率が増加した。同時に直接還元率が減少した。Fig. 5-13 に実高炉の操業 (千葉第 6 高炉) での鉍石層内にコークスを混合した操業条件 (コークス混合率 7.5%) における Input H と CO および H₂ による間接還元の寄与率との関係を示す。Input H の増加により CO による間接還元寄与率が減少、H₂ による間接還元寄与率が増加、間接還元寄与率以外の比率である直接還元寄与率が減少する傾向が見られ、Fig. 5-12 の計算結果と実高炉の操業結果は同様の傾向を示している。

Table 5-3. Calculation results.

Calculation results		Base	Case 1
Production	t/d	12136	12137
Hot metal temp.	°C	1508	1515
RAR	kg/t	497	493

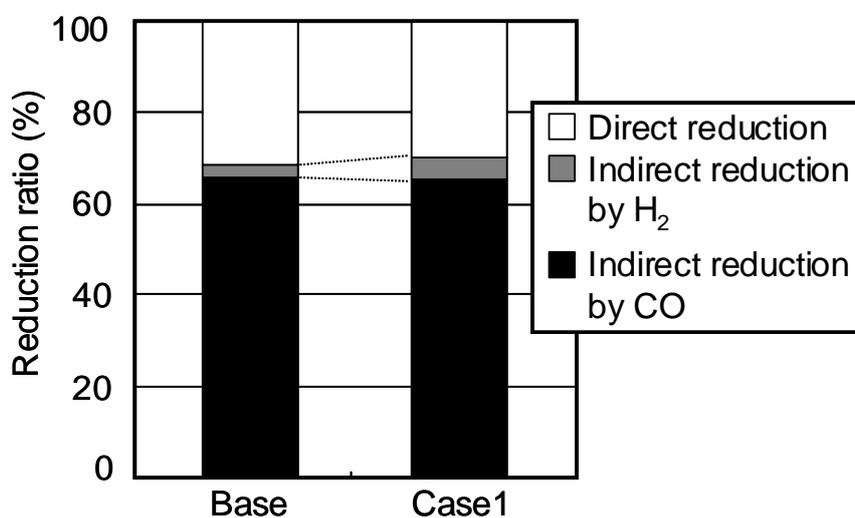


Fig. 5-12. Ratio of each reduction reaction.

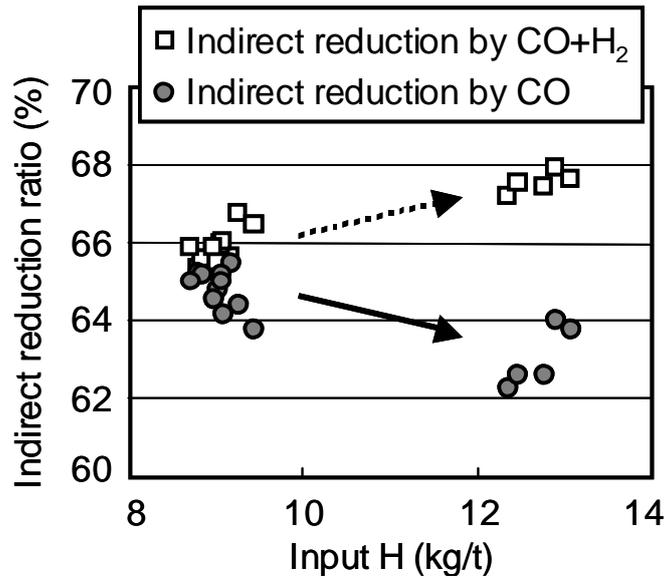


Fig. 5-13. Relationship between input H and indirect reduction ratio under condition with coke mixing in the ore layer at actual blast furnace.

Fig. 5-14 に Base および Case1 の高炉内温度分布を、Fig. 5-15 に Base および Case1 における CO による還元反応および H₂ による還元反応の総括反応速度の分布を示す。Fig. 5-14 において、温度分布は炉上部の温度が低く、炉下部の温度が高い。800°Cの等温線が下方に移動しているように、Case1 では Input H の増加により炉上部の温度が低下した。これは Fig. 5-15 の総括反応速度¹⁸⁾の計算結果において、羽口からの高さ約 14 m より上の領域では CO 還元の減少、羽口からの高さ約 16 m より下の領域では H₂ 還元の増加が示すように、Input H の増加により発熱反応である CO 還元が減少して吸熱反応である H₂ 還元が増加したため、炉上部の温度が低下している。

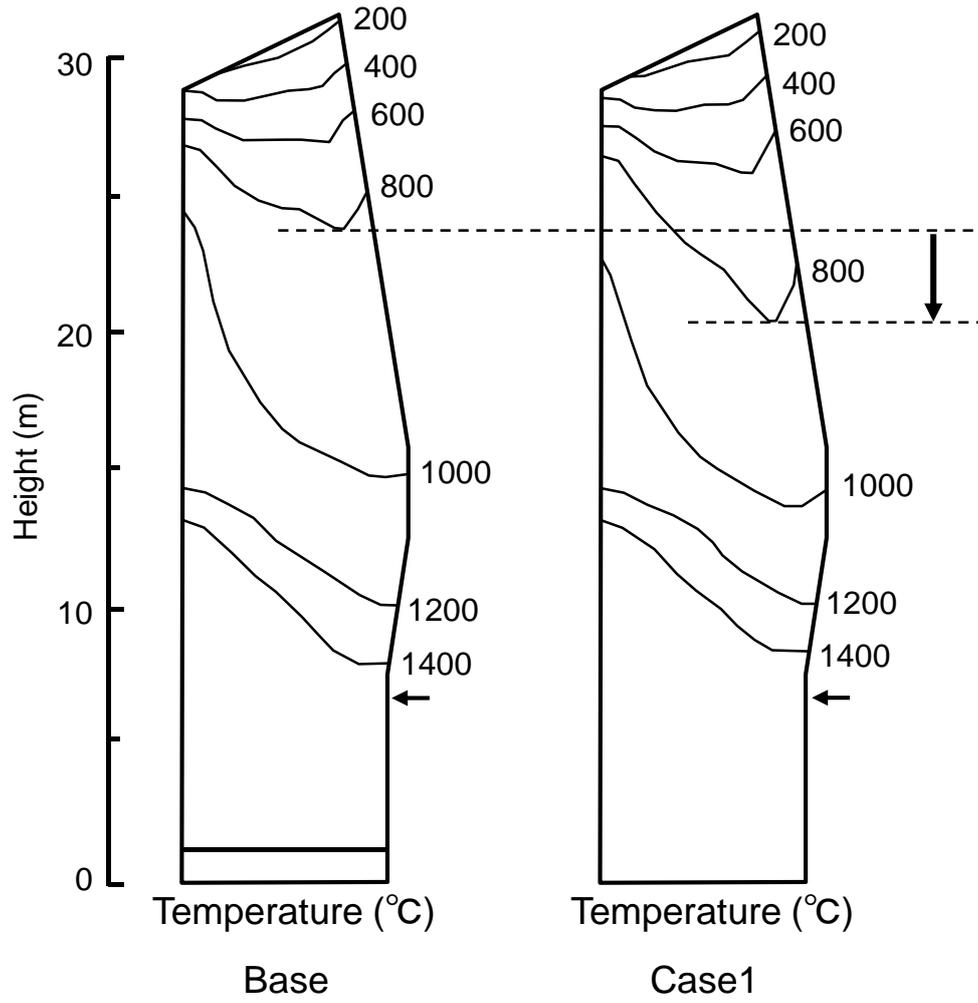


Fig. 5-14. Effect of input H on temperature distribution in blast furnace.

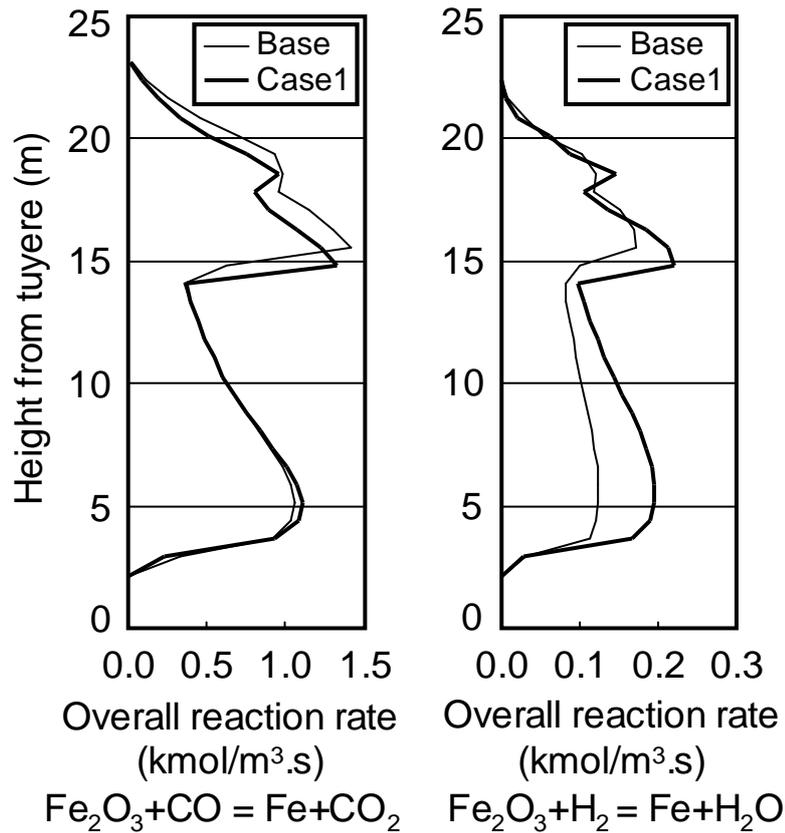


Fig. 5-15. Effect of input H on overall reduction rate.

Fig. 5-16 に Base および Case1 における高炉内の還元率分布を示す。炉上部から炉下部になるにしたがって還元率が上昇している。炉上部では温度低下の影響により 30%の等還元率線は下方に移動している。しかし最終的な還元率に近い 90%の等還元率線が上方に移動しているように、Input H の増加により炉下部の還元率は上昇した。これは Fig. 5-15 に示すように、Input H の増加による H₂ 還元のため、還元速度が上昇したためである。Fig. 5-17 に Base および Case1 の(5-4)～(5-6)式で示されるカーボンガス化反応量を示す。Case1 では Input H の増加により水性ガス反応 ((5-5)式) によるカーボンガス化反応量は Base に対してわずかに増加した。しかし熔融還元反応 ((5-6)式) によるカーボンガス化反応量が減少し、トータルのカーボンガス化反応量も減少した。これは Input H の増加による H₂ 還元のため、還元速度が上昇し、Fig. 5-16 示すように炉下部に到達したときの還元率が上昇した結果、炉下部における直接還元反応 (吸熱反応) が減少している。

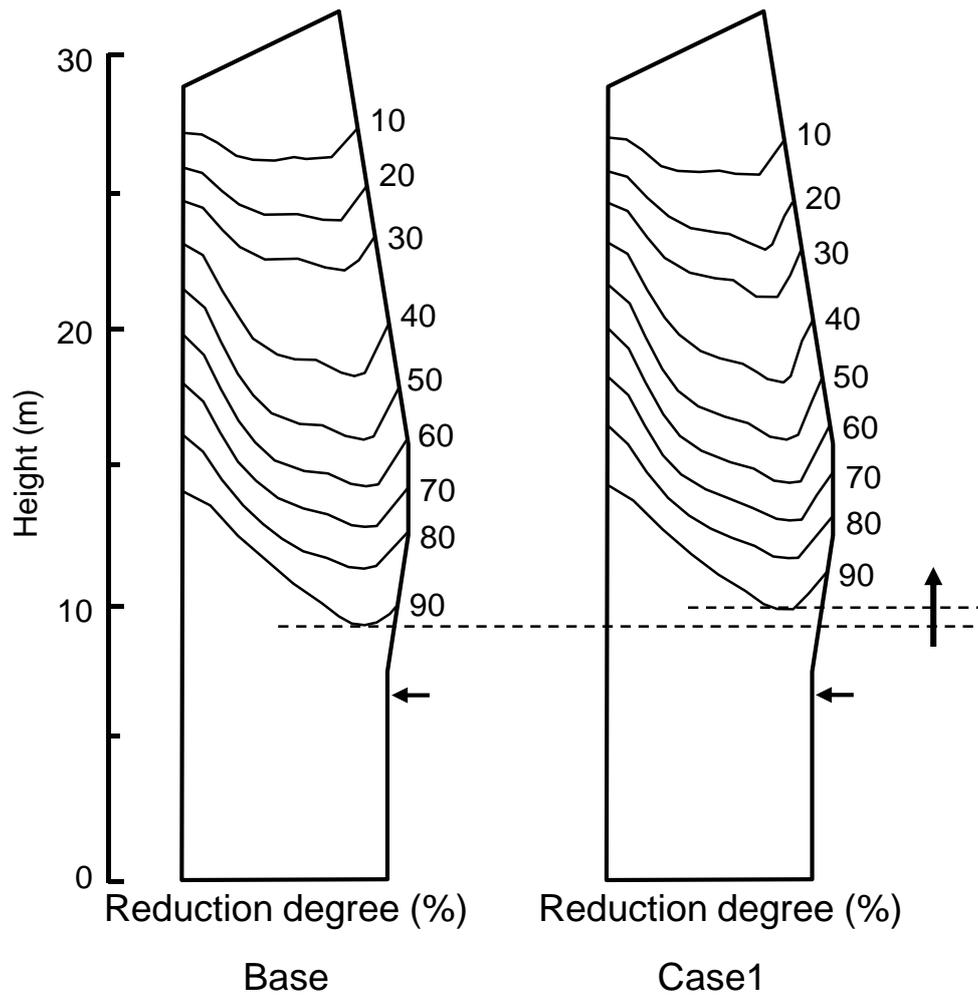


Fig. 5-16 Effect of input H on overall reduction degree distribution in blast furnace.

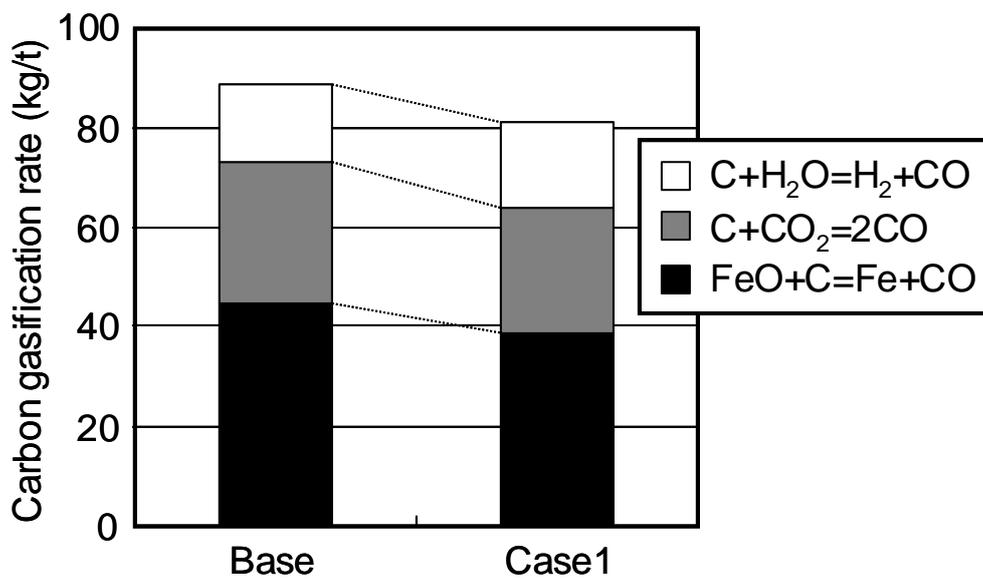


Fig. 5-17 Effect of input H on carbon gasification rate.

以上の結果から、鉍石コークス混合装入時に高炉の **Input H** が増加した場合、炉上部においては H_2 還元が増加により吸熱反応が増加して炉内温度が低下するものの、 H_2 還元が増加により還元速度が改善される。そのため炉下部では熔融還元反応の減少による吸熱反応の低減により炉下部が着熱傾向となり溶銑温度が上昇し、RAR (CR) も 4kg/t 低下した。

5.5 結言

鉍石コークス混合層の還元挙動におよぼす水素添加の影響を明らかにすることを目的として高炉内条件を模擬した還元実験である荷重軟化試験および高炉数学モデルによる解析を行った。その結果、以下の知見が得られた。

- (1) 鉍石コークス混合層の還元ガスへの水素添加によってコークス混合率に関わらず還元率が増加した。特にコークス混合率が高い場合の還元率はコークスが混合されていない場合の還元率より高いにも関わらず水素添加による還元率の増加は同程度であった。また還元率の改善に伴い通気性も改善された。
- (2) 鉍石コークス混合層の還元ガスへの水素添加では、コークスが混合されていない鉍石層の還元ガスへの水素添加に比べてカーボンガス化反応速度が促進された。これは H_2 還元によって生成された H_2O と鉍石層内に混合されたコークスとのカーボンガス化反応が増加したためであると考えられ、カーボンガス化反応によって再生成された H_2 により還元が行われるため還元速度が促進されたと考えられる。
- (3) 鉍石コークス混合装入時に高炉への **Input H** を増加した場合には、間接還元の比率が増加して直接還元の比率が低下した。炉上部では H_2 還元が増加により炉内温度が低下したが、炉下部では直接還元の減少により溶銑温度が上昇した。

5.6 参考文献

- 1) T. Ariyama and M. Sato: ISIJ Int., 46(2006), 1736.
- 2) T. Sato, T. Nouchi, K. Takeda and H. Kamano: Tetsu-to-Hagané, 86(2000), 648.
- 3) T. Sato, M. Sato, K. Takeda and T. Ariyama: Tetsu-to-Hagané, 92(2006), 1006.
- 4) K. Kutita, T. Inada, K. Takada and A. Koike: Tetsu-to-Hagané, 73(1987), S2.
- 5) Y. Okuno, T. Irita, T. Isoyama, T. Imai, Y. Hara and A. Suzawa: Tetsu-to-Hagané, 69(1983), 1578.
- 6) A. Murao, Y. Kashihara, S. Watakabe, M. Sato, K. Yamamoto and M. Nagaki: Current Advances in Materials and Processes, 23(2010), 29.
- 7) H. Kokubu, K. Sato, Y. Konishi, S. Taguchi, S. Sakurai, K. Okumura and K. Ichifuji: Tetsu-to-Hagané, 70(1984), S50.
- 8) K. Okuda, K. Yamaguchi, N. Ishioka, K. Furukawa and H. Endo: Tetsu-to-Hagané, 70(1984), S102.
- 9) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi: ISIJ Int., 46(2006), 513.
- 10) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: Current Advances in Materials and Processes, 20(2007), 77.
- 11) K. Yamamoto, Y. Kashihara and H. Tsukiji: JFE Giho, 22(2008), 55.
- 12) Y. Kashihara, Y. Sawa and M. Sato: Current Advances in Materials and Processes, 23(2010), 93.
- 13) S. Matsuzaki, K. Higuchi, A. Shinotake and K. Saito: Current Advances in Materials and Processes, 23(2010), 1025.
- 14) H. Kokubu, A. Sasaki, S. Taguchi and N. Tsuchiya: Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 2338.
- 15) K. Ishii, N. Kasai, Y. Kashiwaya and S. Kondo: Tetsu-to-Hagané, 73(1987), 1519.
- 16) Y. Ono, T. Maeda, H. Nakagawa and R. Kuwano: Tetsu-to-Hagané, 73(1987), A183.
- 17) T. Sato, T. Nouchi and M. Kiguchi: Kawasaki Steel Technical Report, 38(1998), 24.
- 18) I. Muchi, J. Yagi, K. Tamura and A. Moriyama: J. Jpn. Inst. Met., 30(1966), 826.
- 19) J. Yagi, H. Nishio, K. Sasaki and I. Muchi: J. Jpn. Inst. Met., 31(1967), 711.
- 20) J. Yagi, and I. Muchi: J. Jpn. Inst. Met., 32(1968), 1316.
- 21) N. Tsuchiya, M. Tokuda and M. Otani: Tetsu-to-Hagané, 58(1972), 1927.
- 22) S. Taguchi, N. Tsuchiya, H. Kubo, K. Ichifuji and K. Okabe: Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 2311.

第6章 未消失混合小塊コークスが高炉下部通気性におよぼす影響

6.1 緒言

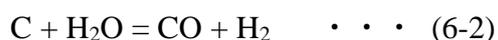
低還元材比操業では溶銑温度の制御に加え、安定操業に向けた通気性の確保が重要であり、これらを達成する手段の一つとして小塊コークスの混合装入が行われている¹⁻³⁾。鉍石層内に小塊コークスを混合した場合、塊コークスの粒径低下抑制¹⁾による空隙率の増加、融着帯における通気抵抗の低減^{4,5)}のため、炉下部の通気性が改善することが知られている。小塊コークスの使用量が増加した場合^{2,3)}、高炉内を降下する過程で小塊コークスが消失されず、小塊コークスがより低粒径のコークスとなって高炉下部まで降下し、低粒径のコークスが塊コークス充填層の空隙を埋めることにより炉下部の空隙率が低下して通気性を悪化させることが懸念されているが⁶⁾、詳細に検討された例はない。コークスの粒径低下はコークスのガス化反応に起因するため、この現象については、小塊コークスの高炉内におけるカーボンガス化反応挙動について考える必要がある。第4章で明らかにしたように、鉍石層内に混合されたコークスは、鉍石と炭材との近接配置により炭材のカーボンガス化反応が促進される⁷⁻⁹⁾ため、鉍石層内に混合されたコークスの粒径低下速度は、コークス層内のコークスの粒径低下速度より大きいと考えられ、高炉内で小塊コークスが消失されない場合には炉下部で、より低粒径のコークスとなって残存する可能性がある。したがって鉍石層内に混合されたコークスの粒径変化を予測するためには、近接配置の影響を考慮した解析が必要である。さらに鉍石層内に混合されたコークスと、鉍石層内に混合されていないコークス層内のコークスを区別し、小塊コークスの挙動を考慮した解析を行う必要がある。

そこで本章では、高炉内における鉍石層内に混合された小塊コークスのガス化反応による粒径低下挙動を明らかにし、高炉炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合量の影響を評価することを目的として、まず高炉下部の小塊コークス粒径におよぼす小塊コークス混合量の影響について数学モデル¹⁰⁾によって推定した。次に高炉下部のコークス充填層に未消失の小塊コークスが存在している場合を想定し、コークス充填層の圧力損失におよぼす未消失の小塊コークス粒径、混合量の影響についてコークス充填層の圧力損失測定実験によって調査した。最後に高炉下部を融着帯とコークス充填層に分割した高炉下部圧力損失評価モデルを構築し、高炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合量の影響について評価した。

6.2 高炉内における混合コークスの粒径変化予測

6.2.1 計算方法

鉍石層内に混合されたコークスの高炉内における粒径低下を推定するため、第5章と同様の高炉操業シミュレータ¹⁰⁾を使用して高炉内の温度分布、ガス組成分布、還元反応、そして次式に示すガスによるカーボンガス化反応と熔融還元によるカーボンガス化反応速度を計算した。



気相成分によるカーボンガス化反応は(6-1)式に示す CO_2 および(6-2)式に示す H_2O との反応がある。カーボンガス化反応は、微粉炭由来で生成した未燃チャー、炉頂から装入された塊コークスと小塊コークスによる反応である。未燃チャーは粒径が小さく反応速度も速いため高炉内で優先的に反応する¹¹⁻¹³⁾とした。微粉炭のレースウェイでの燃焼率は70%¹⁴⁾と仮定し、微粉炭の吹込み量と微粉炭の燃焼率から未燃チャーの発生量を計算した。そして未燃チャーは融着帯以下の領域で全てガスによるカーボンガス化反応で消費されるとした¹²⁾。ガスによるカーボンガス化反応量は、粒径差および第4章で示した近接配置によるガス化反応速度の促進によって表される反応速度差¹⁵⁾に対応して塊コークスと鉍石層内に混合された小塊コークスの反応が起こるとした。鉍石層内に混合された小塊コークスのガス化反応速度は、鉍石、炭材の近接配置により混合されていない塊コークスのガス化反応速度よりも促進されるとし、反応促進係数を小塊コークスの反応速度に用いた。

小塊コークスの反応促進係数を決定するため、第4章と同様の実験を行った。Fig. 6-1 に実験装置の模式図を示す。実験装置は、豎型の電気炉内に炉芯管を設置し、下部からガスを吹込む構造とした。内径80 mmのアルミナ製の炉芯管に粒径15-20 mmの焼結鉍500gと所定量のコークスを混合して充填した。所定温度に到達するまでの昇温中には、炉下部から N_2 ガスを15 L/minで流し、所定温度に到達後、 N_2 ガスを15 L/minの反応ガス($\text{CO}/\text{N}_2=30/70$)に切り替え、3 h 反応させた。その後、反応ガスを N_2 ガスに切り替えてガス冷却し、冷却後に焼結鉍とコークスを取り出して重量測定を行い、実験前後における重量変化を測定した。コークス混合率3.8, 7.5, 11.3%、温度900, 1000, 1100°Cの条件で実験を行った。反応促進係数を決定するためのガス化反応

速度の計算値は、第4章で反応促進係数を求めた手法と同様の手法を用いた。実験と同様のガス組成、ガス流量、反応時間、コークス混合率、温度を計算条件として、焼結鉾内に混合したコークスのガス化反応量を計算した。これらの実験結果および計算結果を用いて、各条件におけるガス化反応促進係数を計算した。Fig. 6-2 にコークス混合率とガス化反応促進係数 (α) との関係を示す。ガス化反応促進係数はおおむね 1.0 より大きい値を示している。一般的な高炉操業では小塊コークスの混合量は約 50 kg/t^{2,3)}であることから、ここではガス化反応促進係数の代表値を 1.25 (-)として以降の解析に使用した。

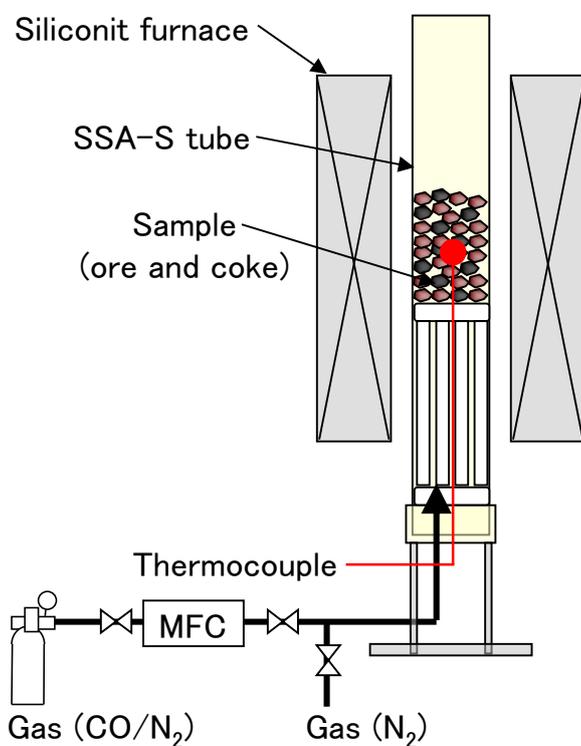


Fig. 6-1. Schematic image of experimental apparatus.

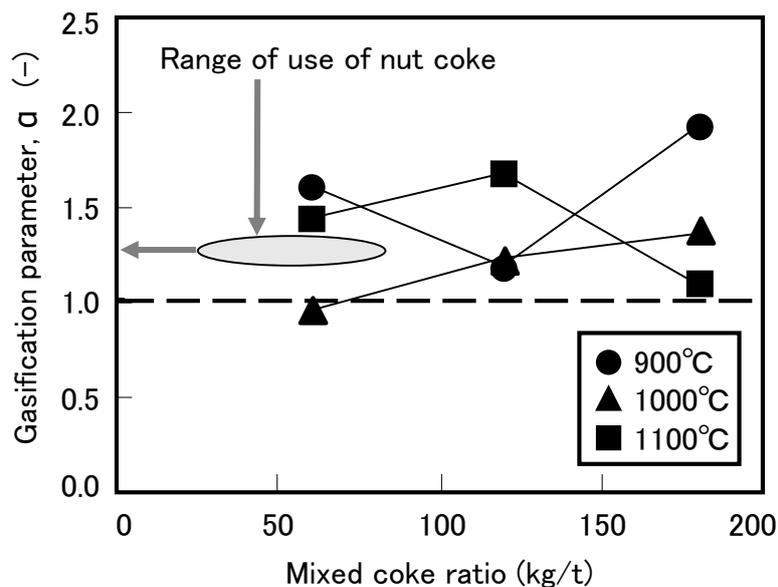


Fig. 6-2. Relationship between mixed coke ratio and gasification parameter.

(6-3)式に示す溶融還元によるカーボンガス化反応は、鉍石層内に混合された小塊コークスが優先的に反応するとし、塊コークスの溶融還元反応によるカーボンガス化反応は、混合された小塊コークスが全て反応した後に起こるとした。そして小塊コークスおよび塊コークスそれぞれのガスによるカーボンガス化反応量および溶融還元によるカーボンガス化反応量から、小塊コークス、塊コークスの高炉内における粒径低下を計算した。

$$d_{p,L} = (6 V_{r,L} / (\pi N_L))^{1/3} \quad \dots (6-4)$$

$$d_{p,s} = (6 V_{r,s} / (\pi N_s))^{1/3} \quad \dots (6-5)$$

ここで V_r はカーボンガス化反応量(m^3)、 d_p はコークス粒径(m)、 N はコークス粒子数(-)、添え字の L は塊コークス、s は小塊コークスである。本計算においては、炉内降下中におけるコークスの粉化現象は影響が小さいとして無視した。

6.2.2 計算結果

小塊コークスの粒径低下計算の一例として、Table 6-1 に計算条件を示す。小塊コークス比は 30 kg/t である。炉頂部の原料堆積位置(SL)から羽口までの温度、ガス組成、総括反応速度、コークス粒径の高さ方向分布を Fig. 6-3 に示す。ここでは各高さ方向の値を平均化して一次元表示とした。小塊コークスは、反応速度分布に示すように、高炉上部でのカーボンガス化反応は小さく、高炉下部での熔融還元によるカーボンガス化反応が大きい。そのため高炉上部でのガスによるカーボンガス化反応による粒径低下は小さいが、高炉下部での熔融還元によるカーボンガス化反応により大きく粒径が低下し、最終的には高炉内で消失した。塊コークスについては、粒径がほとんど低下しなかった。

Table 6-1. Calculation conditions.

Blast volume	Nm ³ /t	940
Blast temperature	°C	1150
Blast moisture	g/Nm ³	29.0
Oxygen enrichment	%	5.6
Coke rate	kg/t	380
Small coke rate	kg/t	30
PCR	kg/t	145
O/C	-	4.27
Lump coke diameter	m	0.045
Small coke diameter	m	0.025

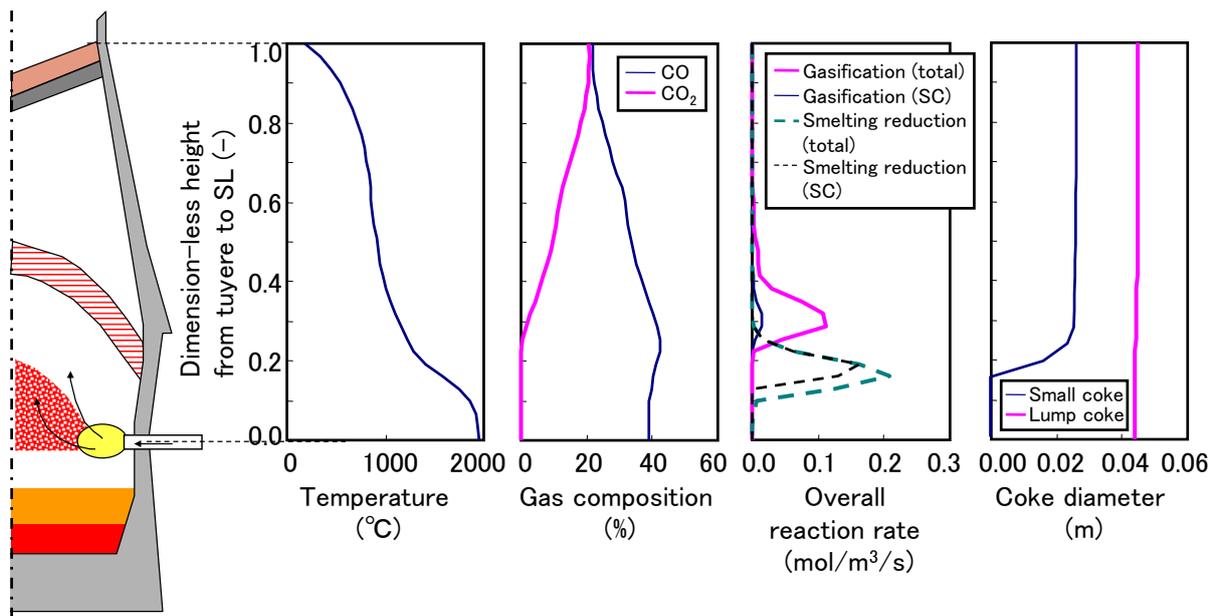


Fig. 6-3. Temperature, gas composition, overall reaction rates and coke diameter distributions in blast furnace.

次に小塊コークスの混合量が 30 kg/t、45 kg/t、60 kg/t の場合における小塊コークスの高炉内での粒径変化について検討した。計算条件は Table 6-1 に示す小塊コークス 30 kg/t の条件に対して、小塊コークス混合量を増加させて、同じ量の塊コークス量を減少させて、コークス比 (=小塊コークス+塊コークス) を一定とし、その他の値は一定とした。Fig. 6-4 に小塊コークスの粒径低下挙動におよぼす小塊コークス混合量の影響を示す。小塊コークスの混合量が 45 kg/t の場合には、小塊コークスの混合量が 30 kg/t の場合と同じように、小塊コークスは高炉内でカーボンガス化反応により消失すると推定された。しかしながら、小塊コークスの混合量が 60 kg/t の場合には、小塊コークスは高炉内でカーボンガス化反応により消失されず、低粒径のコークスとして高炉炉下部に残存した。

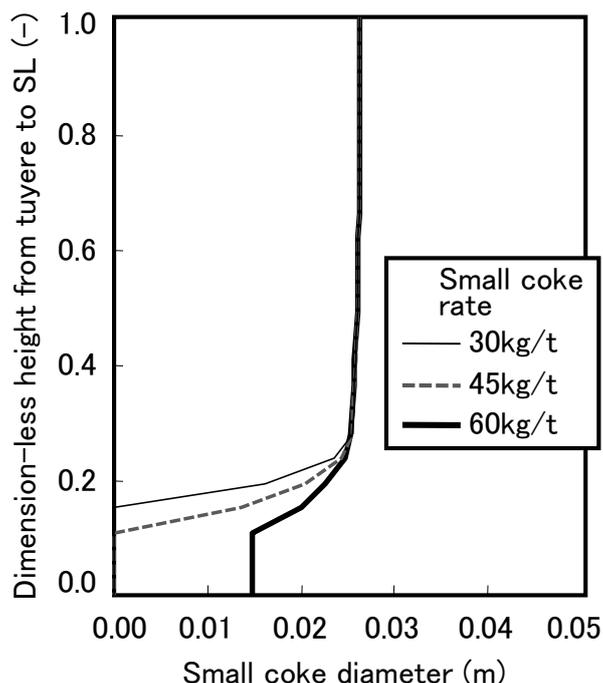


Fig. 6-4. Effect of small coke rate on small coke diameter in blast furnace.

小塊コークス混合量と高炉炉下部に残存した小塊コークスの粒径および小塊コークスのカーボンガス化反応比率（全装入コークスのカーボンガス化反応に対する小塊コークスのカーボンガス化反応の比率）との関係を Fig. 6-5 に示す。小塊コークス混合量が多い場合には、小塊コークスは高炉内でカーボンガス化反応により消失せず、高炉炉下部に残存し、残存した小塊コークス量が増加するにつれて、残存した小塊コークスの粒径は増大した。本計算では小塊コークスが 47 kg/t を超えて混合された条件では、小塊コークスが消失せずに残存した。また小塊コークスのカーボンガス化反応比率は、小塊コークス混合量が増加するにつれて増加したが、小塊コークスが消失する条件となる小塊コークス混合量が少ない場合よりも、小塊コークスが消失しない条件となる小塊コークス混合量より多い場合には小塊コークスのガス化反応比率の増加が小さくなっている。これは小塊コークス混合量が少なく、小塊コークスが高炉内で完全に消失している場合には、小塊コークス混合量が増加すると塊コークスよりもカーボンガス化反応速度が速い小塊コークスがさらに優先的に反応するため、小塊コークスのコークスガス化反応比率が増加したと考えられる。しかしながら、小塊コークス混合量が多く、小塊コークスが高炉内で消失しない場合には、小塊コークスは塊コークスとの粒径差および反応速度差から得られる上限に近い反応速度で反応し

ているため、さらに小塊コークスの反応量が増加することはなく、コークスガス化反応比率はあまり変化しなかったと考えられる。

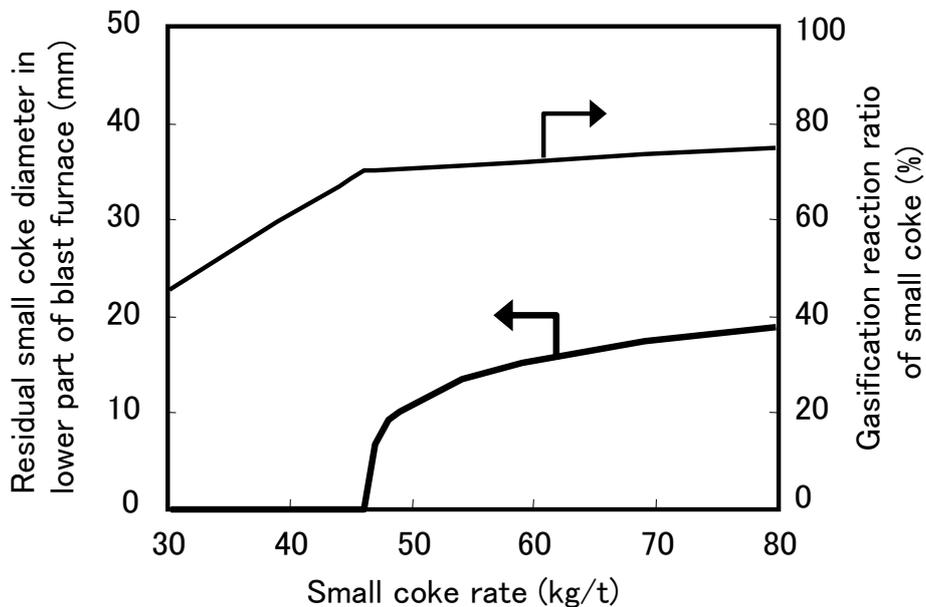


Fig. 6-5. Effect of small coke rate on residual small coke diameter in lower part of blast furnace and gasification reaction ratio of small coke.

6.3 未消失小塊コークスを考慮した高炉炉下部充填層を模擬した通気性評価実験

高炉下部のコークス充填層に未消失の小塊コークスが存在している場合には、塊コークスと未消失の小塊コークスの混合充填層となるため、高炉下部の通気性を評価するためには、未消失の小塊コークスを考慮した通気性評価を行う必要がある。そこでここではコークス充填層の圧力損失を評価するために必要となる未消失の小塊コークス粒径および残存量を考慮した空隙率の推定式を得ることを目的として、コークス充填層の空隙率の測定を行い、圧力損失におよぼす未消失の小塊コークス粒径、残存量の影響についてコークス充填層の圧力損失測定実験によって調査し、推定式を得た。

6.3.1 未消失小塊コークスを考慮したコークス充填層空隙率の推定方法

高炉内でのコークス充填層の空隙率の推定式は、山田ら¹⁷⁾により実験式が提案されている。この式は、調和平均径と粒度分布の拡がりの大きさを示す指数 I_{sp} により空隙率を推定する近似式である。しかしながらこの式は大粒径のコークス(24~63 mm)に適用が限られているため、小塊コークスのような小粒径のコークスを使用する場合には適用できない。そこで小粒径のコークスを混合したコークス充填層を用いて空隙率測定実験を行い、式中の調和平均径に関する項についてパラメータの再設定を行った。

コークス充填層の空隙率 ε_c は、(6-6)式に基づいて、コークスの嵩密度 $\rho_b(\text{kg/m}^3)$ とコークスの見掛密度 $\rho_a(\text{kg/m}^3)$ から求められる。

$$\varepsilon_c = 1 - (\rho_b / \rho_a) \quad \dots (6-6)$$

コークスの見掛密度は JIS K2151 の方法により測定し、コークスの嵩密度の測定には Fig. 6-6 に示す実験装置を使用した。内径 300 mm(D)、高さ 1000 mm(L)の円筒形の容器内に上部から装入したコークスの重量(M)(kg)を測定し、次式によってコークスの嵩密度を求めた。

$$\rho_b = 4M / (\pi D^2 L) \quad \dots (6-7)$$

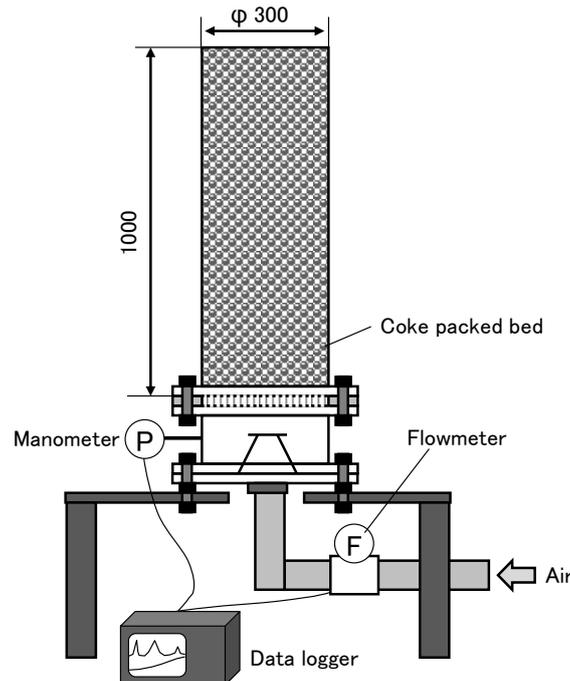


Fig. 6-6. Schematic illustration of experimental apparatus.

10-15 mm、15-20 mm、20-25 mm、25-35 mm（調和平均径 12.3 mm、17.2 mm、22.4 mm、29.6 mm）に整粒したコークスについて充填層の空隙率を測定した結果を Fig. 6-7 に示す。調和平均径と空隙率との間に相関関係が示されている。同様の関係から得られている山田らの式の傾きと切片を本実験結果の傾きと切片に修正することにより、(6-8)式に示すコークス充填層における空隙率推定式を得た。

$$\varepsilon_c = (0.263 \log_{10}(100 d_p) + 0.317) (1 - \triangle \varepsilon) \quad \dots (6-8)$$

$\triangle \varepsilon$ については、(6-9)から(6-12)式に示す山田らの式を用いた。

$$\triangle \varepsilon = 1.225 \times 10^{-2} \cdot I_{SP}^{0.416} \quad \dots (6-9)$$

$$I_{SP} = 100 \sqrt{I_S \cdot I_P} \quad \dots (6-10)$$

$$I_S = d_p^2 \cdot \sum w_i \cdot (1/d_i - 1/d_p)^2 \quad \dots (6-11)$$

$$I_P = (1/d_p)^2 \cdot \sum w_i \cdot (d_i - d_p)^2 \quad \dots (6-12)$$

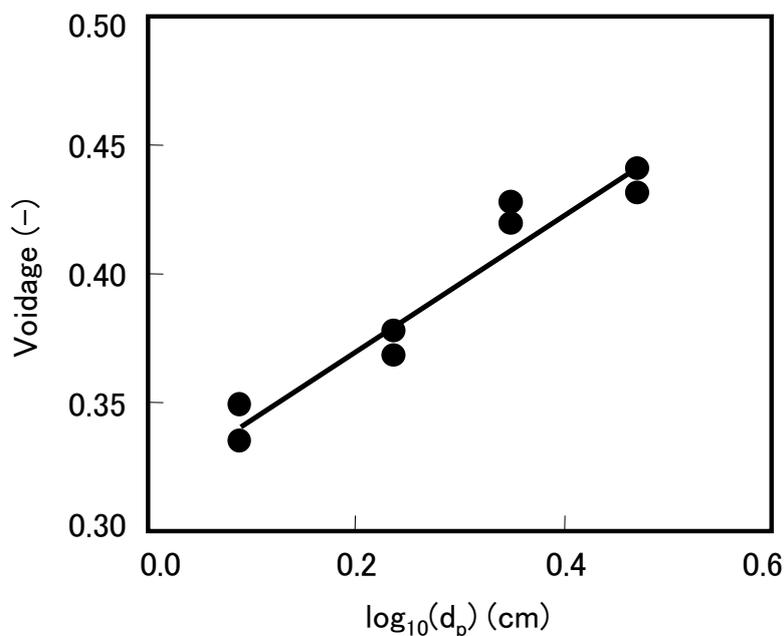


Fig. 6-7. Relationship between harmonic mean diameter and voidage.

ここで d_p は調和平均径(m)、 I_{SP} は粒度分布指数(-)である。

25-35 mm のコークス充填層に 5-25 mm のコークス粒子を 1.0~80.0% の比率 (調和平均径 : 12.3~29.6 mm、 I_s : 0.000~0.382 (-)、 I_P : 0.000~0.321 (-)、 I_{SP} : 0.000~25.428 (-)、 $\Delta \varepsilon$: 0.000~0.047 (-)) で均一に混合したコークス充填層について、空隙率の測定値と(6-8)~(6-12)式による空隙率の計算値とを比較した。充填層の空隙率の測定値は、Fig. 6-6 に示した装置を用いた多成分粒子のコークス嵩密度の測定値と、多成分粒子の混合比率により計算された平均のコークス見掛密度を用いて(6-6)式により求めた。空隙率の測定値および計算値との比較を Fig. 6-8 に示す。空隙率の測定値と計算値はよく一致しており、(6-8)~(6-12)式は小粒径のコークスに対する空隙率推定式として利用できると思われる。

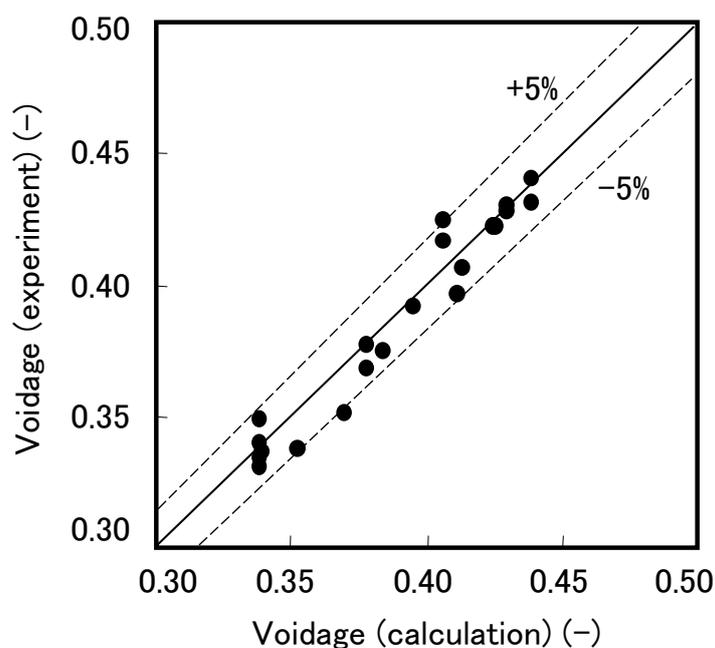


Fig. 6-8. Comparison of calculated voidage and voidage obtained from experiment.

6.3.2 未消失小塊コークスを考慮したコークス充填層の圧力損失測定実験

6.3.2.1 実験方法および実験条件

未消失小塊コークスの炉下部での存在が高炉下部の通気性におよぼす影響を調査するため、Fig. 6-6 に示す実験装置を使用して、装置下部からガスを流してコークス充填層の圧力損失を測定する実験を行った。あらかじめ所定の粒度分布に配合されたコークスを円筒容器内に装置上部から充填し、充填層の下部から空気を $160 \text{ Nm}^3/\text{h}$ 流して充填層の圧力損失を測定した。Table 6-2 にコークスの混合条件を示す。高炉解体調査^{18, 19)}および高炉サンプリング²⁰⁾による知見より、高炉炉下部のコークス平均粒径を 30 mm と考え、本実験では $25\text{-}35 \text{ mm}$ のコークス充填層をベース条件とし、その一部を粒径が小さいコークスで置換して未消失の小塊コークスを模擬した。Fig. 6-5 に示したように、小塊コークス混合量が多い場合には、高炉炉下部に未消失の混合コークスが低粒径となって残存し、小塊コークス混合量が多く残存した小塊コークス量が多いほど、残存した小塊コークスの平均粒径が大きくなる。ここではこの計算結果を参考にして、 $25\text{-}35 \text{ mm}$ のコークス充填層内に混合される小粒子コークスの粒度範囲 ($8\text{-}10, 10\text{-}15, 15\text{-}25\text{mm}$) とその混合率 (1, 3, 8%) を設定した。

Table 6-2. Experimental conditions of coke mixing.

Particle diameter	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
25–35 mm (mass%)	100	99	97	92
15–25 mm (mass%)	0	0	0	8
10–15 mm (mass%)	0	0	3	0
8–10 mm (mass%)	0	1	0	0

6.3.2.2 実験結果

混合した小粒子の比率と混合充填層の調和平均径、空隙率および圧力損失の測定値との関係を Fig. 6-9 に示す。Fig. 6-9 には圧力損失の計算値も示すが、圧力損失の計算は、充填層内部の流動現象を表現する半経験的な相関関係式であり、高炉内での充填層の圧力損失の推定によく用いられる Ergun 式 ((6-13)式)²¹⁾を用い、実験と同じ調和平均径や空隙率等を使用して計算した値である。

$$\frac{\Delta P}{\Delta L} = 150 \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{\mu u}{\phi^2 d_p^2} + 1.75 \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{\rho u^2}{\phi d_p} \quad \dots \quad (6-13)$$

ここで ΔP は圧力損失(Pa)、 ΔL は充填層の高さ(m)、 ε は空隙率(-)、 μ はガス粘度(Pa.s)、 u はガス速度(m/s)、 ϕ は形状係数(-)、 d_p は粒子径(m)、 ρ はガス密度(kg/m³)である。小粒子の比率が増加すると、調和平均径および空隙率が低下し、圧力損失が増加した。圧力損失の計算値は、実験によって測定された圧力損失とよく一致している。

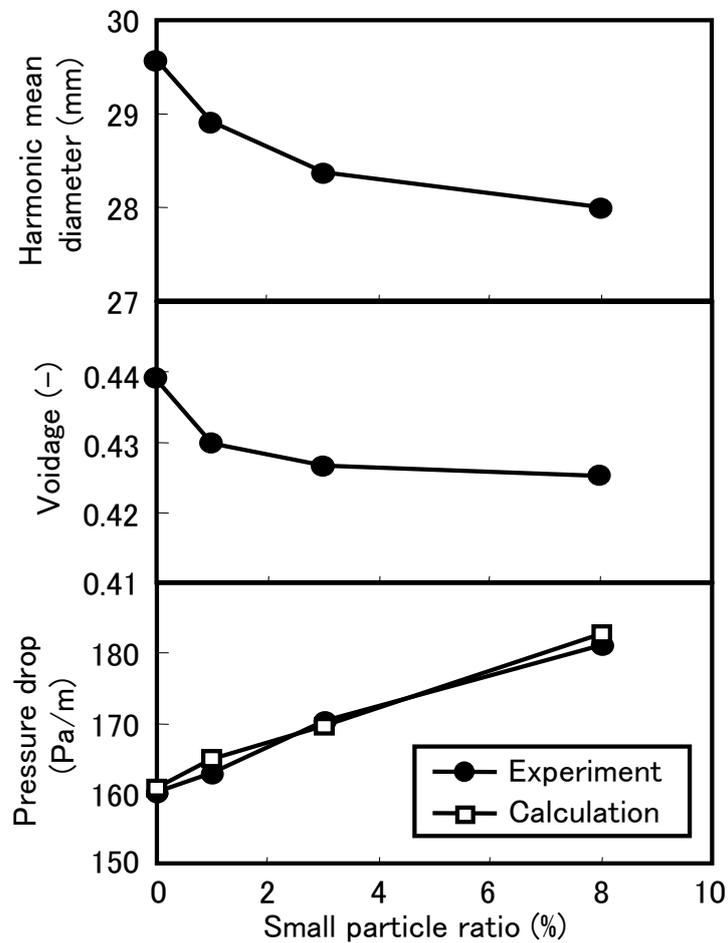


Fig. 6-9. Effect of small particle ratio on harmonic mean diameter, voidage and pressure drop of coke packed bed.

6.4 未消失混合コークスが炉下部通気性におよぼす影響解析

未消失の混合コークスが高炉下部のコークス充填層中に残存することで炉下部の平均粒径および空隙率を低下させ、炉下部圧力損失を増加させる。しかし第5章でも確認されているように、炉下部コークス充填層より上部の領域である融着帯においては、小塊コークス混合による鉱石層の収縮抑制により融着帯の圧力損失が低下する。これら2領域の圧力損失におよぼす小塊コークス混合の影響を考慮した高炉下部圧力損失の評価を行う。

6.4.1 計算方法

未消失混合コークスが高炉下部通気性におよぼす影響を評価するため、ここでは高炉下部の圧力損失について、2つの領域である融着帯と炉下部コークス充填層に分割し、融着帯の圧力損失と炉下部コークス充填層の圧力損失を計算する圧力損失推定モデルをそれぞれ構築した。そして融着帯および炉下部コークス充填層の圧力損失の合計を炉下部の圧力損失とし、小塊コークス混合の影響を評価した。

まず小塊コークス混合量と融着帯の圧力損失の関係について検討した。コークス混合無しの場合には、高炉操業シミュレータ¹⁰⁾を使用して融着帯の圧力損失($\Delta P'_{cz}/L_{cz}$)を計算した。融着帯の厚み(L_{cz})は、第5章で用いた高炉内状況を推定可能な高炉操業シミュレータによる計算結果から得られた1200°C~1400°Cの平均層厚である2.4 mとした。コークス混合の場合における融着帯での圧力損失の計算方法の概念図をFig. 6-10に示す。融着帯におけるガス流れを模式的に表しており、融着帯では鉄鉱石が高温で軟化・収縮することで鉱石層の空隙率が大幅に低下するため、融着帯付近のガス流れは、主に通気抵抗が大きい融着層を避けてコークススリットを通過すると考えられてきた²²⁾。しかしながら鉱石層内へのコークスの混合装入の場合には融着層の収縮が抑制されることで空隙が確保され、通気性が大きく改善されるため²³⁾、融着層内を通過するガス流れも考慮する必要があると考えられる。ここではガスはコークススリットと融着層を並列に流れるとした渡壁ら²³⁾のモデルを参考にして融着帯の圧力損失を計算した。ここでは圧力損失の計算にはいずれもエルガン式(6-11式)を用いた。融着帯での融着層を通過するガス量と、コークススリット層と鉱石層を通過するガス量は、両経路を通過するガスの圧力損失($\Delta P_{\text{soft}}, \Delta P_{\text{coke}} + \Delta P_{\text{ore}}$)が同じになるように流れると仮定した。コークス混合無しおよびコークス混合による融着帯の圧力損失($\Delta P_{\text{soft}}/(l_o+l_c)$)を計算し、コークス混合無しの融着帯の圧力損失値に対するコークス混合による融着帯の圧力損失値の相対値($\Delta P'_{\text{soft}}/(l_o+l_c)$)を求め、高炉操業シミュレータ

によるコークス混合無しの融着帯の圧力損失の計算値と本モデルによるコークス混合無しおよびコークス混合による融着帯の圧力損失値の相対値から、コークス混合無しおよびコークス混合の場合における融着帯の圧力損失 ($\Delta P_{cz}/L_{cz}=(\Delta P'_{cz}/L_{cz}) \times (\Delta P'_{soft}/(l_o+l_c))$) を決定した。

コークス混合無しの場合には、コークススリット層の層厚(l_c)は 0.3 m、粒子径は 0.04 m、空隙率は 0.4 とし、鉱石層厚(l_o)は 0.35 m、粒子径は 0.02 m、空隙率は 0.4 とした。小塊コークス混合量増加の場合には、コークススリット層内のコークスを減少させて、同量のコークスを鉱石層内に混合した。したがって小塊コークス混合量の増加により、コークススリット層の層厚が減少する。コークス混合による融着層の層厚変化は、渡壁らによって示されたコークス混合率と収縮率の関係式である(6-14)式²³⁾を用いて収縮率(S_r)の変化を層厚変化とした。隣接する鉱石層は融着層と同じ層厚であると仮定した。コークス混合による融着層の空隙率の変化は、市川らによって示されたコークス混合率と空隙率の関係式である(6-15)式²⁴⁾を用いた。コークススリット層、融着層および鉱石層の幅、奥行きについては、いずれも 1 m とし、半径方向および奥行き方向の層厚は均一であるとした。

$$S_r = -1.88M + 61.3 \quad \dots (6-14)$$

$$\varepsilon_{soft} = 0.043 \exp(0.15M) \quad \dots (6-15)$$

ここで S_r は融着層の収縮率(%), M は融着層内のコークス混合率(%), ε_{soft} は融着層の空隙率(-)である。

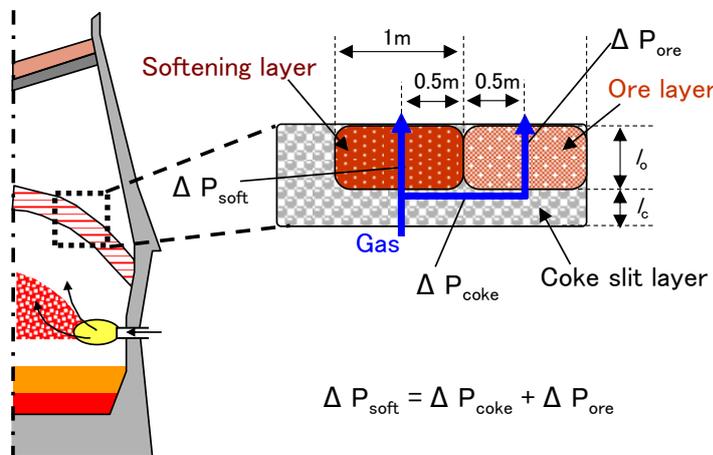


Fig. 6-10. Schematic diagram of calculation model for pressure drop in cohesive zone with coke and ore mixed charging.

次に小塊コークス混合量と炉下部コークス充填層の圧力損失との関係について検討した。炉下部のコークス粒径は 6.2 項の方法で計算した値を使用する。しかし 6.2 項の粒径低下の計算では、炉下部の塊コークスの平均粒径は実高炉での測定値である高炉解体調査^{18, 19)}および高炉サンプリング²⁰⁾によるコークスの平均粒径より大きい。これは実高炉での測定では粒径が小さい粉コークスが含まれており、本検討では塊コークスの炉下部でのコークス粉化による粒径低下を考慮していないためである。そこでまず混合無しの条件において、推定された未混合の炉下部コークスの平均粒径が 30 mm になるように、コークス粒子の一部が 5 mm の粉コークスに粉化すると仮定して、コークスの物質バランスからコークス粉化率を(6-16)から(6-18)式を用いて計算した。

$$V_a = V_l + V_f \quad \dots (6-16)$$

$$V_i = (4/3) \pi (d_{p,i}/2)^3 N_i \quad \dots (6-17)$$

$$F = V_f / V_a \quad \dots (6-18)$$

ここで V はコークス体積(m^3)、 d_p はコークス粒径(m)、 N はコークス粒子数(-)、 F はコークス粉化率(-)であり、添え字の a は粉化前の塊コークス、 l は粉化後の塊コークス、 f は粉コークスである。混合無しの条件において $d_{p,l} = 30(\text{mm})$ としてコークス粉化率を 5.3% に決定し、コークス粉化率は小塊コークス混合量に関わらず一定として、各コークス混合率における高炉下部の塊コークスの粒径($d_{p,l}$)を(6-16)から(6-18)式を用いて計算した。小塊コークスが高炉内でカーボンガス化反応によりすべて消費された場合、塊コークス、粉コークスの粒径および重量比率から炉下部の平均コークス調和平均径を計算し、小塊コークスが高炉内でカーボンガス化反応により消費しきれなかった場合、塊コークス、粉コークス、未消失の小塊コークスの粒径および重量比率から炉下部の平均コークス調和平均径を計算した。

融着帯より下部の炉下部コークス充填層では、融着帯から溶け落ちた溶銑やスラグが存在し、コークス充填層内の空間を滴下して占有しているため、炉下部コークス充填層の空間率(ε (-))については、空隙率(ε_0)から溶銑およびスラグのホールドアップを引いた (6-19)式によって計算した。

$$\varepsilon = \varepsilon_0 - h_t \quad \dots (6-19)$$

$\varepsilon_c(-)$ は炉下部コークスの調和平均径、粒度分布から(6-8)～(6-12)式を使用して計算した。 $h_i(-)$ は福武らの推定式²⁵⁾から計算した。上記の方法によって得られた炉下部コークスの調和平均径、炉下部コークス充填層の空間率を用いて、(6-13)式から炉下部コークス充填層の圧力損失 ($\Delta P_c/L_c$) を計算した。炉下部コークス充填層の高さ(L_c)は、高炉操業シミュレータによる計算結果から得られた融着帯下端から羽口までの平均高さである 5.0 m とし、ここでは Fig. 6-10 に示す融着帯の圧力損失を推定するモデルの下端までの長さとした。

以上のような方法で得られる融着帯の圧力損失 ($\Delta P_{cz}/L_{cz}$) と炉下部コークス充填層の圧力損失 ($\Delta P_c/L_c$) から、(6-20)式によって高炉炉下部の平均圧力損失 ($\Delta P/L$) を計算した。

$$\Delta P/L = (\Delta P_{cz} + \Delta P_c) / (L_{cz} + L_c) \quad \dots (6-20)$$

6.4.2 計算結果

6.2 項で求めた未消失小塊コークス量、粒径を使用し、小塊コークス混合量が炉下部に残存する未消失の小塊コークス量、平均コークス粒径、空間率におよぼす影響を Fig. 6-11 に、小塊コークス混合量が炉下部圧力損失におよぼす影響を Fig. 6-12 に示す。小塊コークス混合量が未消失の小塊コークスが発生しない場合には、小塊コークス混合量が増加しても高炉内でカーボンガス化反応により小塊コークスがすべて消失し、Fig. 6-5 に示すように小塊コークスのカーボンガス化反応比率の増加により塊コークスのカーボンガス化反応量が減少して炉下部の平均コークス粒径が増大し、炉下部コークス充填層の空間率も増加した。融着帯の圧力損失は、(6-14)式で与えられる小塊コークス混合量の増加により収縮率が低下して融着層の空隙が増加するため低下した。平均コークス粒径の増大、空間率の増加によって炉下部コークス充填層の圧力損失も低下した。したがって高炉炉下部の圧力損失が低下すると考えられる。

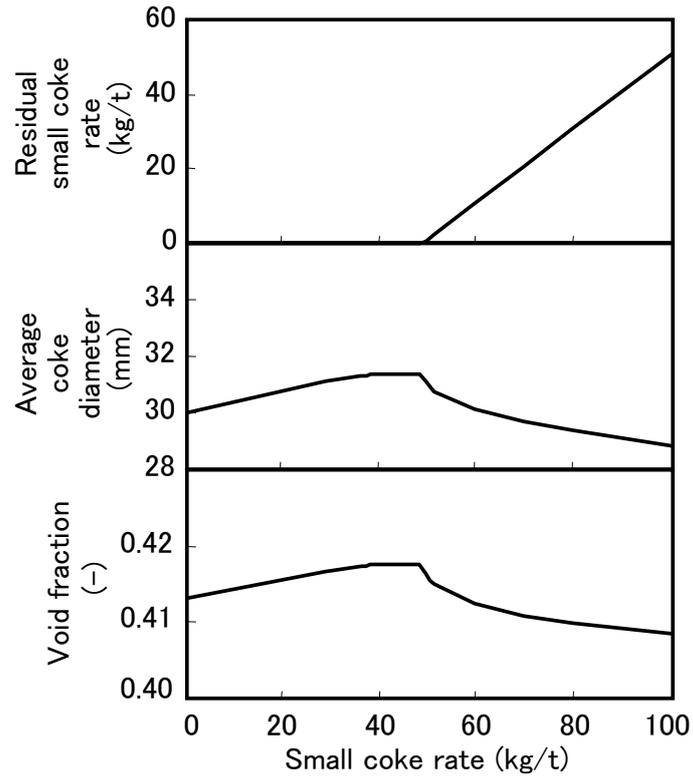


Fig. 6-11. Effect of small coke rate on residual small coke rate, average coke diameter and void fraction in lower part of blast furnace.

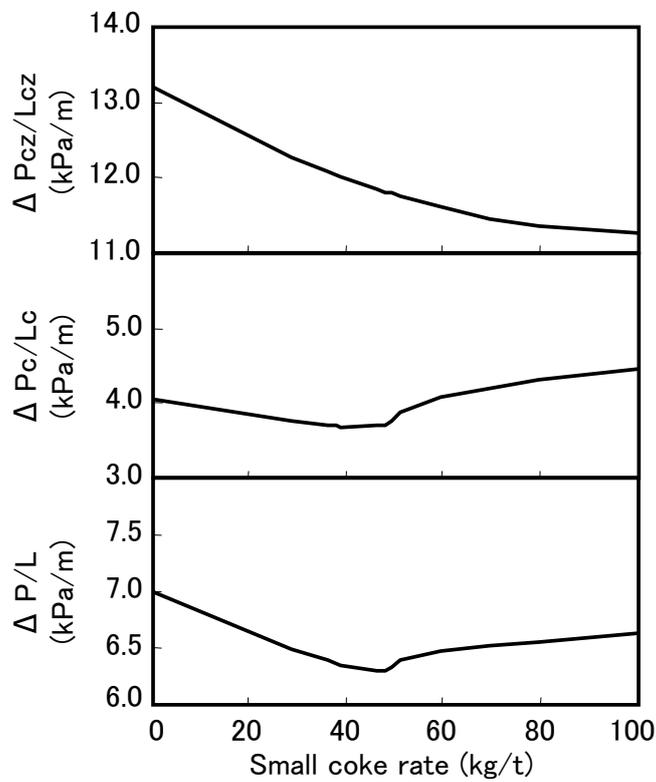


Fig. 6-12. Effect of small coke rate on pressure drop in lower part of blast furnace.

小塊コークス混合量が多く、未消失の小塊コークスが発生する場合には、小塊コークス混合量が増加すると高炉内でカーボンガス化反応により消失しない小粒径の混合コークスが炉下部に残存し、炉下部の平均コークス粒径が低下し、炉下部コークス充填層の空間率も低下した。融着帯の圧力損失は、(6-14)式に示すように小塊コークス混合量の増加により収縮率が低下して融着層の空隙が増加するため低下した。しかし平均コークス粒径の低下、空間率の低下によって炉下部コークス充填層の圧力損失は増加した。結果として、融着帯の圧力損失の低下よりも炉下部コークス充填層の圧力損失の増加が大きいため、高炉炉下部の圧力損失が増加し、通気性が悪化すると考えられる。仮に未消失の小塊コークスが発生する小塊コークス量 60 kg/t で操業している場合から、圧力損失が最小値を示す小塊コークス量 50kg/t まで小塊コークス量を低減すると、圧力損失が約 1.5%低減する効果が見込まれる。

Fig. 6-13 に小塊コークス量 50～60 kg/t での実高炉の操業（京浜第 2 高炉）における未消失小塊コークスのカーボン量と炉下部通気抵抗指数 (K_L)¹⁴⁾との関係を示す。未消失小塊コークスのカーボン量の増加により K_L が上昇し、通気性が悪化している傾向が見られた。実炉での未消失小塊コークスのカーボン量は、(6-21)式で計算した。

$$C_n = C_{ch} - (C_{sl} - C_{pc}) \times R_{sc} \quad \dots (6-21)$$

ここで、 C_n は未消失小塊コークスのカーボン量(kg/t)、 C_{ch} は炉頂から装入された小塊コークスのカーボン量(kg/t)、 C_{sl} は高炉内でのソリューションロスカーボン量(kg/t)、 C_{pc} は未燃チャーのカーボン量(kg/t)、そして R_{sc} は Fig. 6-5 に示される小塊コークスのガス化反応比率(-)である。Fig. 6-11、Fig. 6-12 の計算結果は、未消失小塊コークス量が増加すると通気性が悪化すると示された Fig. 6-13 の実高炉の操業結果と同様の傾向を示している。

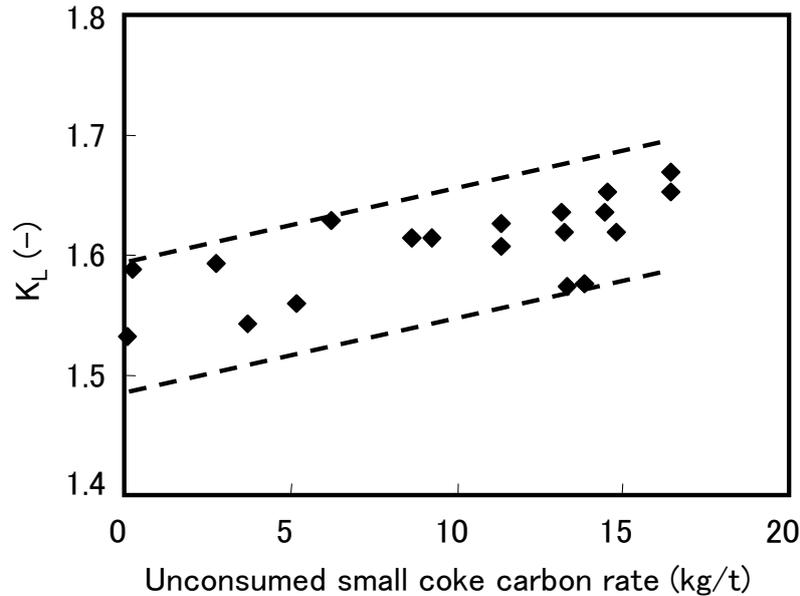


Fig. 6-13. Relationship between unconsumed small coke carbon rate and K_L .

小塊コークスを高炉で使用して炉下部通気性を改善するためには、小塊コークスが高炉内でカーボンガス化反応により消失される条件であることが重要であり、小塊コークスの使用量には圧力損失が最小値となる適正值が存在すると考えられる。しかし高炉内でのカーボンガス化反応の総量を増加させる操業は、カーボンガス化反応が吸熱反応であるため、溶銑温度の低下や還元材比の増加を引き起こす。したがって通気性や溶銑温度を維持しつつ高炉での小塊コークス比を増加するためには、高炉内で発生するカーボンガス化反応の中で小塊コークスのカーボンガス化反応の比率を増加させることが必要である。

Fig. 6-14 に 6.2 項の方法によって求めた小塊コークス混合量 60 kg/t の場合における小塊コークスのカーボンガス化反応の比率におよぼす装入コークスの性状変化の影響を示す。Case1 は小塊コークスの粒径低下(0.01 m 低下)、Case2 は小塊コークスの反応速度の上昇(2 倍)である。いずれの条件においても小塊コークスのカーボンガス化反応の比率は増加した。したがって小塊コークスのカーボンガス化反応の比率を増加するには、小塊コークスの粒径低下による小塊コークスの比表面積の増加、そして小塊コークスの反応速度の上昇が有効である。小塊コークスのカーボンガス化反応の比率を増加させることで、通気性を悪化させずに小塊コークスをより多く使用することが可能となるため、第 4 章で明らかにしたような小塊コークス混合による還元効率の向上効果をさらに享受できると考えられる。

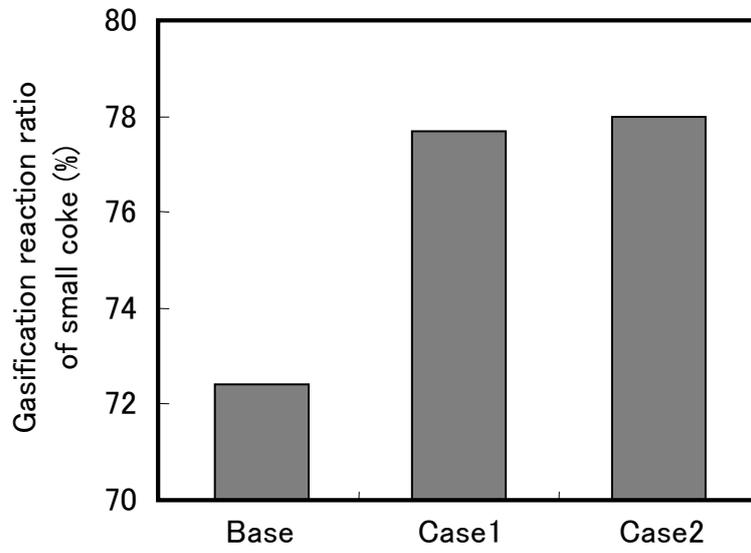


Fig. 6-14. Effect of small coke properties on gasification reaction ratio of small coke.

6.5 結言

高炉内における鉱石層内に混合された小塊コークスのガス化反応による粒径低下挙動を明らかにし、高炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合量の影響を評価することを目的として、高炉数学モデルによる計算、高炉炉下部を想定した圧力損失測定実験、および高炉炉下部の圧力損失解析によって検討した結果、以下の知見が得られた。

(1) 小塊コークスの混合量が少ない場合には、混合された小塊コークスは全て高炉内でカーボンガス化反応により反応・消失する。しかし小塊コークス混合量が多い場合には、混合された小塊コークスは高炉内でカーボンガス化反応により消失されず、小粒径のコークスとして高炉炉下部に残存する。

(2) 小塊コークスが高炉内でカーボンガス化反応によって消失されず、高炉炉下部に残存した場合には、高炉炉下部コークス充填層の平均粒径および空間率が低下し、高炉炉下部コークス充填層の圧力損失が増加する。

(3) 小塊コークスの混合量が少なく未消失の小塊コークスが発生しない場合には、小塊コークス混合量の増加により高炉炉下部の圧力損失は低下する。しかし小塊コークスの混合量が多く未消失の小塊コークスが発生する場合には、小塊コークス混合量の増加による融着帯での圧力損失の低下よりも、高炉炉下部コークス充填層での圧力損失の増加が大きいため、高炉炉下部の圧力損失が増加する。したがって炉下部通気性への影響を考慮すると、小塊コークスの使用量には圧力損失が最小値となる適正值が存在すると考えられる。

6.6 参考文献

- 1) K. Okuda, H. Amano, N. Ishioka, H. Ono, K. Furukawa and T. Inoue: *Tetsu-to-Hagané*, 69(1983), S731.
- 2) M. Tanaka, K. Miyata, K. Shibata, R. Ono and T. Yabata: *Current Advances in Materials and Processes*, 8(1995), 1064.
- 3) K. Anan, T. Nagane, M. Nagata, N. Ogata, M. Honda and M. Isobe: *Current Advances in Materials and Processes*, 12(1999), 234.
- 4) H. Kokubu, K. Sato, Y. Konishi, S. Taguchi, S. Sakurai, K. Okumura and K. Ichifuji: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), S50.
- 5) H. Hotta, H. Yanaka, R. Yamamoto and S. Kishimoto: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), S814.
- 6) M. Sawayama, K. Miyagawa, Y. Matsui, S. Tagawa and S. Kitano: *Current Advances in Materials and Processes*, 20(2007), 77.
- 7) Y. Kashiwaya, M. Kanbe, K. Ishii: *ISIJ Int.*, 41(2001), 818.
- 8) Y. Kashiwaya, M. Kanbe, K. Ishii: *ISIJ Int.*, 46(2006), 1610.
- 9) S. Watakabe, T. Nouchi, T. Hirokawa, M. Sato: *Current Advances in Materials and Processes*, 26(2013), 21.
- 10) T. Sato, T. Nouchi and M. Kiguchi: *Kawasaki Steel Technical Report*, 38(1998), 24.
- 11) Y. Iwanaga: *Tetsu-to-Hagané*, 77(1991), 71.
- 12) M. Sato, K. Fukada, T. Ariyama, S. Itagaki and R. Murai: *Tetsu-to-Hagané*, 87(2001), 365.
- 13) A. Muraio, M. Sato, R. Murai, T. Ariyama, Y. Hayasaka and M. Kuwabara: *Current Advances in Materials and Processes*, 15(2002), 116.
- 14) A. Maki, A. Sakai, N. Takagaki, K. Mori, T. Ariyama, M. Sato and R. Murai: *ISIJ Int.*, 36(1996), 650.
- 15) Y. Iwai, Y. Kashihara, Y. Sawa and M. Sato: *Current Advances in Materials and Processes*, 26(2013), 745.
- 16) I. Muchi, J. Yagi, K. Tamura and A. Moriyama: *J. Jpn. Inst. Met.*, 30(1966), 826.
- 17) T. Yamada, M. Sato, N. Miyazaki, H. Shimamura and S. Taguchi: *Kawasaki Steel Giho*, 6(1974), 16.
- 18) K. Kojima, T. Nishi, T. Yamaguchi, H. Nakama and S. Ida: *Tetsu-to-Hagané*, 62 (1976), 570.
- 19) H. Haraguchi, T. Nishi, Y. Miura, M. Ushikubo and T. Noda: *Tetsu-to-Hagané*, 70 (1984), 2216.

- 20) H. Shimizu, K. Sato, M. Kojima, Y. Aminaga, F. Nakamura and Y. Iwanaga:
Tetsu-to-Hagané, 72 (1986), 195.
- 21) S. Ergun: Chem. Eng. Progr., 48 (1952), 89.
- 22) Y. Togino, M. Sugata, I. Abe and M. Nakamura: Tetsu-to-Hagané, 65 (1979), 1526.
- 23) S. Watakabe, K. Takeda, H. Nishimura, S. Goto, N. Nishimura, T. Uchida and M. Kiguchi:
ISIJ Int., 46(2006), 513.
- 24) K. Ichikawa, Y. Kashihara, N. Oyama, T. Hirose, J. Ishii, M. Sato and H. Matsuno:
Tetsu-to-Hagané, 102(2016), 1.
- 25) T. Fukutake and V. Rajakumar: Tetsu-to-Hagané, 66 (1980), 1937.

第7章 結論

本研究では、CO₂排出量を削減するための手段として高炉の還元材比低減に着目し、高炉操業においては最も重要な制御手段の一つである装入物分布制御技術の中でも、将来技術にも活用できる可能性がある小塊コークスの鉍石層への混合装入技術に注目した。炉頂から高炉内への原料の装入過程における小塊コークスの挙動を把握し、高炉内における小塊コークスの分散挙動を制御するための新しい装入方法を提案した。また、高炉内に装入された小塊コークスの反応、消失挙動を把握し、高炉の還元効率および通気性におよぼす影響を明らかにした。

第1章では、本研究の背景として、鉄鋼業を取り巻く環境としてCO₂排出削減に関する現況および課題について整理した。製鉄所からのCO₂排出量削減には高炉の還元材比低減が有効であるが、還元性向上と通気性確保を両立できる操業技術が必要とされる。このような操業技術として小塊コークスの混合装入技術の有用性を示し、小塊コークスを使用した装入物分布制御技術、そして高炉内の通気性および還元ガス化反応におよぼす小塊コークス混合装入の影響に関する既往の研究について整理した。そこで小塊コークスの適正な高炉内配置を達成するための混合装入技術、そして小塊コークスの炉内反応メカニズムの明らかにして高炉評価技術を確立する観点で研究を行った。

第2章では、垂直2段バンカーを備えた高炉において、鉍石コークス混合層内におけるコークス混合率分布を制御する装入方法を開発し、高炉の通気性を改善することを目的として、高炉装入模型実験および実炉操業試験を行った。上部バンカー内の1ポートに小塊コークスを単独で投入した後に鉍石を投入する新装入方法により、バンカー内における小塊コークスの偏析が抑制され、下部バンカーから末期に排出される原料のコークス混合率が上昇することを確認した。その結果、高炉内における半径方向のコークス混合率分布が改善され、画像解析により求めた鉍石層内におけるコークス混合率が上昇することがわかった。そして小塊コークスの装入方法を変更した新装入方法を適用した操業試験を実高炉で実施し、通気抵抗指数の低下を確認した。

第3章では、高炉の還元効率を高めるための鉍石コークス混合層内における高さ方向のコークス混合率分布を制御する装入方法を開発することを目的として、還元実験、高炉装入模型実験、実炉操業試験を行った。還元実験では、混合層内で還元率が低い部分である混合層上部のコークス混合率が高い場合に平均還元率が最も高いことがわかった。次に高炉装入模型実験では、炉頂バンカー内の排出口から近い側に原料を

落下させて炉頂バンカー内に鉱石とコークスの混合原料を堆積させた場合、炉頂バンカーから排出されるコークス混合率は排出末期に増加することがわかった。その結果、高炉内に堆積した場合には、下層部のコークス混合率が低く、上層部のコークス混合率が高くなることを確認した。そして鉱石コークス混合層の上部に混合コークスを偏在させる操業試験を実高炉で実施し、本技術を適用した高炉の周辺側においてガス利用率の上昇、すなわち還元効率の上昇を確認した。

第4章では、鉱石コークス混合層における還元ガス化反応モデルの構築および反応メカニズムの解明を目的として、実験および数学モデル解析を行った。DEMを用いて鉱石とコークスとの混合充填層を再現した解析を行い、鉱石層内におけるコークスの混合状況を定量化した。そして近接配置された焼結鉄粒子とコークス粒子の接触点近傍における局所的なガス化反応の促進影響を考慮した還元ガス化反応モデルを構築した。このモデルにより、接触点近傍において焼結鉄の還元反応およびコークスのガス化反応によって生成されたガスの相互利用により、充填層内における焼結鉄の平均還元反応速度およびコークスの平均ガス化反応速度が促進される現象が確認した。

第5章では、鉱石コークス混合層における水素還元挙動を明らかにすることを目的として荷重軟化実験、および高炉数学モデルによる解析を行った。鉱石コークス混合層の還元ガスへの水素添加によってコークス混合率に関わらず還元率が増加した。特にコークス混合率が高い場合の還元率は、コークスが混合されていない場合の還元率よりも水素添加による還元率の増加は大きい。これは H_2 還元によって生成された H_2O と、鉱石層内に混合されたコークスとのカーボンガス化反応が増加したため、再生成された H_2 による還元が行われ、還元速度が促進されたと考えられた。また高炉へのInput Hの増加が高炉操業におよぼす影響を高炉数学モデルにより調査した。Input Hを増加した場合には、炉上部では吸熱反応である H_2 還元の増加により炉内温度が低下したが、高炉全体では間接還元比率が増加したため、炉下部での大きな吸熱反応の要因となる直接還元の比率が減少し、溶銑温度が上昇した。

第6章では、高炉内における鉱石層内に混合された小塊コークスのガス化反応による粒径低下挙動を明らかにし、高炉下部の通気性におよぼす小塊コークス混合量の影響を評価することを目的として、コークス混合によるガス化反応の促進効果を考慮した小塊コークスの粒径低下モデルによる解析、および高炉炉下部を想定した圧力損失推定モデルによる解析を行った。小塊コークスの混合量が少ない場合には、混合された小塊コークスは全て高炉内で反応・消失した。しかし小塊コークス混合量が多い場合には、混合された小塊コークスは高炉内で消失されず、小粒径のコークスとして高

炉下部に残存した。そして小塊コークスが高炉下部に残存した場合には、高炉下部コークス充填層の平均粒径および空間率が低下し、高炉下部コークス充填層の圧力損失が増加した。小塊コークスが残存する条件では、小塊コークス混合量の増加による融着帯での圧力損失の低下よりも、高炉下部コークス充填層での圧力損失の増加が大きいため、高炉下部の圧力損失が増加することがわかった。そのため、炉下部通気性への影響を考慮すると、小塊コークスの使用量には適正值が存在することを明らかにした。

第7章は全体の総括である。

以上のように、本論文では、第2章では高炉内での鉍石コークス混合層の半径方向におけるコークス混合率分布を適正に制御、第3章では鉍石コークス混合層の高さ方向におけるコークス混合率分布を適正に制御することができる新しい装入方法を提案し、それぞれ実操業で効果を検証した。第4章では小塊コークスの高炉内における反応挙動と還元ガス化反応への影響を明らかにし、混合コークスのガス化反応促進効果を考慮した反応モデルを構築し、第6章ではこのガス化反応促進効果を考慮した小塊コークスの反応消失挙動および高炉通気性への影響解析を行った。第5章ではコークス混合装入と水素還元との併用を想定した高炉操業の数値解析を行った。全体を通じて高炉での小塊コークスの高効率な使用方法とその評価技術としてまとめた。

本論文で得た高炉コークス比および通気性改善効果の総括を Fig.7-1 に示す。各章で検討したコークス比の改善効果（第2、3、5章）および通気性の改善効果（第2、6章）を積み上げた結果、高炉におけるコークス比 4.0%削減、通気性 3.5%低減が期待された。製鉄プロセスからの CO₂ 排出量についても 3.9%削減することが期待できると評価された。したがって高炉操業の高効率化に向けた手法の一つを提案することができたと考えられる。また現在も研究が進められているフェロコークスや含炭塊成鉍に代表される革新原料を高炉で使用する場合には、鉍石層に混合装入して使用することが想定されている。したがって例えば革新原料を小塊コークスの代替品として混合装入することにより、本論文で検討した小塊コークスの混合装入技術は、革新原料の高炉使用において将来活用できる技術である。今後省エネルギー化が既に大きく進んでいる中で将来のさらなる CO₂ 排出量の削減に向けては、革新原料および水素還元の活用等に関する研究を進めるとともに、装入技術や炉内反応に関する基礎研究だけではなく、様々なアプローチで研究開発を行うことも重要であると考えられる。

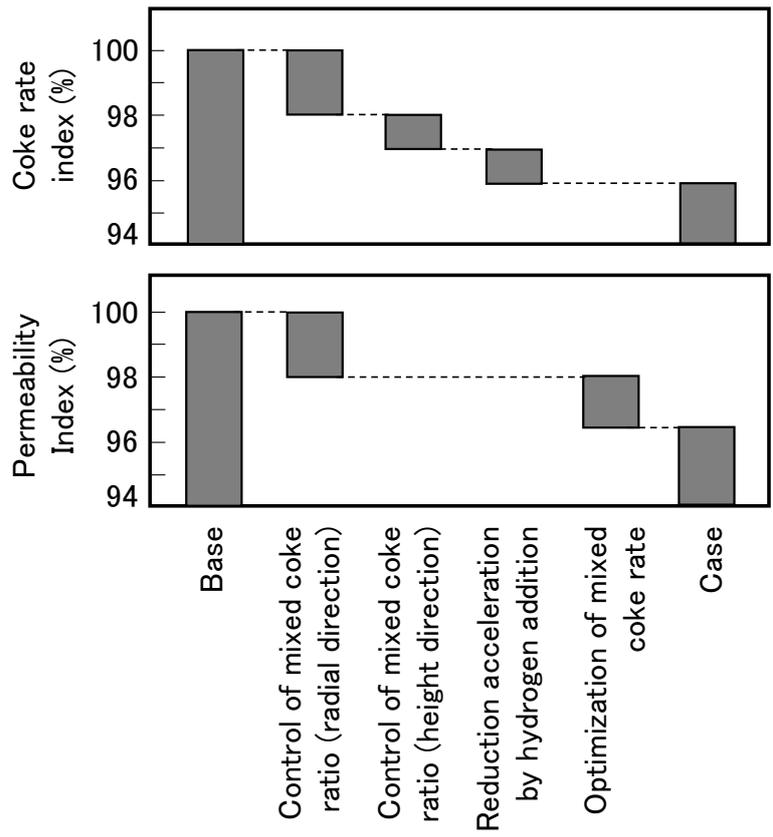


Fig.7-1. Effect of each technique on coke rate and permeability of blast furnace.

謝辞

本論文を作成するに当たり、格別の御高配、終始丁寧な御指導を賜りました東北大学多元物質科学研究所 埜上洋教授に甚大なる感謝の意を表しますと共に、適切な御助言と御指導を賜りました東北大学大学院工学研究科 安齋浩一教授、東北大学大学院環境科学研究科 葛西栄輝教授、東北大学多元物質科学研究所 柴田浩幸教授、および東北大学多元物質科学研究所 植田滋准教授に御礼申し上げます。また本論文の作成にあたり、有益な御助言を賜りました東北大学多元物質科学研究所 丸岡伸洋助教、東北大学多元物質科学研究所 夏井俊悟助教に御礼を申し上げますと共に、多大なる御協力を頂きました埜上研究室の皆様には深く感謝いたします。

本研究は JFE スチール株式会社スチール研究所において行ったものであり、研究の機会を頂き、御指導、御鞭撻を賜りました曾谷保博副社長、瀬戸一洋所長、花澤和浩副所長、松岡才二前副所長（現：JFE テクノリサーチ（株）社長）をはじめ幹部の方々に心より御礼を申し上げます。また本論文の執筆にご理解とご支援を頂きました高炉改修計画部長若井造氏、前高炉改修計画部長後藤滋明氏（現：Philippine Sinter Corporation 社長）に心より感謝いたします。そして研究遂行にご理解とご協力を頂きました製鉄研究部長深田喜代志氏、前製鉄研究部長松野英寿氏（現：JFE テクノリサーチ（株））に深く感謝するとともに、多くの業務を支援して頂きました岩井祐樹氏をはじめ、活発な議論をさせて頂きました製鉄研究部の皆様および本社製鉄技術部、高炉改修計画部、東日本製鉄所千葉地区製鉄部、京浜地区製鉄部、西日本製鉄所倉敷地区製鉄部、福山地区製鉄部の関係者の皆様に感謝いたします。本研究で使用された実験データは、スチール研究所製鉄研究部千葉地区、福山地区の技術員各位のご支援により得られたものであり、感謝の意を表します。

最後に、本論文の執筆を影ながら支えてくれた家族に感謝いたします。