

## 波崎試験高炉の歩み

## Course of Experimental Blast Furnace in Hasaki R&amp;D Center

夏井 琢哉*	砂原 公平	須山 真一	中野 薫
Takuya NATSUI	Kohei SUNAHARA	Shinichi SUYAMA	Kaoru NAKANO
松倉 良徳	宇治澤 優	稲田 隆信	
Yoshinori MATSUKURA	Yutaka UJISAWA	Takanobu INADA	

## 抄 録

1982年に溶解炉として建設された波崎研究開発センター（茨城県神栖市）の試験高炉は、2008年までの27年間で合計50回の試験操業を実施した。日本製鉄(株)波崎研究開発センターにおける試験高炉の技術開発の経緯とともに得られた知見を顧みた。

## Abstract

**The experimental blast furnace in Hasaki R&D Center (Kamisu City, Ibaraki Prefecture), constructed as a melting furnace in 1982, carried out a total of 50 test operations in 27 years up to 2008. This article reviews history of technological development and obtained knowledge of the experimental blast furnace.**

## 1. 緒 言

試験高炉は製鉄技術において新プロセス技術開発の黎明期、あるいは情勢に応じた課題解決が必要な局面で活用されてきた研究手法のひとつであるといえる。しかしながら、試験高炉には小型なるがゆえに避けられない相対的に大きな熱損失に起因する実高炉との相似性の問題、すなわち熱レベル、還元材比、物流の滞留時間及び炉内荷重等の差異がつかまとう。さらに比較的大規模な研究資源が必要となり、実験コストはもとよりオペレーター人材確保も含めた課題も国内外、時代を問わず存在していたようである。

銑鉄及び粗鋼生産量と試験高炉の変遷を図1<sup>(4)</sup>に示す。1916年以降の米国鉱山局所管、のちに参加する米国及びカナダの製鉄会社による研究組合や1957年以降の欧州ベルギー、フランス連合による系統的な試験高炉実験が行われている<sup>(5)</sup>が、欧米ではいずれも1960年代後半には下火になっている。そのなかでも東京大学生産技術研究所による1955年から1981年にかけての試験高炉研究は、戦後増産期の製鉄技術の黎明期に数々の知見を残しており、館<sup>(6)</sup>は上記の試験高炉(以下、東大1トン炉)が持つ課題も踏まえ、“高炉型の反応装置内での諸プロセスの進行状況に関する定性的な知見を得て、一方では実験的な基礎研究に、他方

では生産高炉そのものによる調査に適切な問題提起を行うための実験炉”と位置付けた。

日本製鉄(株)では戦前の釜石製鉄所(当時三井鉱山)における1.2m<sup>3</sup>の試験高炉による検討<sup>(7)</sup>以降、1934年に八幡製鉄所内技術研究所(東田)に1トン炉(0.596m<sup>3</sup>)、さらに1944年には同研究所(戸畑)に3トン炉(4.6m<sup>3</sup>)を建設し、15年間にわたる合計38回の試験操業を行っている。粉銑、砂鉄精錬、無煙炭等の各種原材料使用評価、また、フラックスインジェクション、低Si操業、混合装入、またフェロアロイ製造等の多くの知見を得ており<sup>(8)</sup>、上記東大1トン炉建設にあたり技術移転を行った。その他国内では、旧日本鋼管(株)で1967年に建設された試験高炉(炉容積0.63m<sup>3</sup>から3.2m<sup>3</sup>に改造)による多岐にわたる新プロセスの開発に向けた検討が行われ、還元ガス吹込み100Nm<sup>3</sup>/tあたり30kg/t(5%)の還元材比削減と直接還元率を10%程度まで低下できることを確認している<sup>(9,10)</sup>。

旧住友金属工業(株)波崎研究開発センター(茨城県神栖市)の試験高炉(12t/d、最終炉容積4.0m<sup>3</sup>)は東大1トン炉の最終操業と同時期の1982年に炉容積1.3m<sup>3</sup>の溶解炉として建設された。国内粗鋼生産量が米国を抜いて1億tを超えていたこの時期は、原油価格高騰によるエネルギー転換を余儀なくされ、コークス比削減と重油から微粉炭吹込

\* プロセス研究所 製鉄研究部 主幹研究員 千葉県富津市新富 20-1 〒293-8511

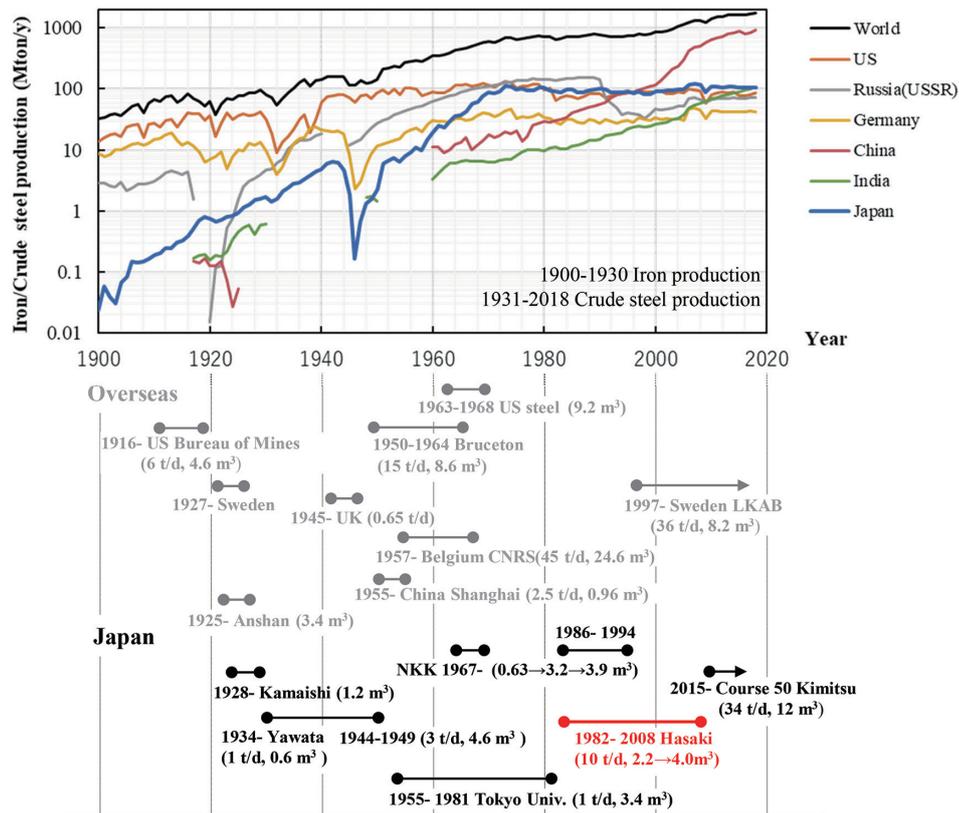


図1 銑鉄及び粗鋼生産量と試験高炉の変遷  
Transitions of iron and crude steel production and experimental blast furnaces

みへの開発とともに高炉法に変わる新プロセス開発が行われていた。当初は、微粉炭吹込み限界の検討、電炉に対抗した高炉法によるフェロアロイ製造の検討などが主体であったが、1984年に溶解炉に隣接して建設されたシャフト還元炉(8t/d, 炉容積1.3m³)との熱間連結によりガス還元と還元鉄溶解の機能を分離することで原材料のスペック緩和及び抜本的な省エネルギー、コスト低減を狙った新製銑プロセスSC(Sumitomo/Shaft-Cupola)法<sup>12)</sup>の開発が行われた。さらには溶解炉単独で酸素高炉、スクラップ溶解等の新製銑プロセス開発のための操業試験が行われ、1988年までの溶解炉としての試験操業は36回に及んだ。

その後のセラミック熱交式熱風炉の建設、送風形式のランス型から羽口への変更により、1989年以降は試験高炉(Sumitomo/Small Test Blast Furnace: STBF)として、高微粉炭、粉鉱石等の超複合吹込みの開発を実施した。1996年以降はゾンデ等の計測端を装備し、炉高延長、炉頂原料ホッパーの増設を行い、高炉シミュレータとして原材料評価等の試験操業を継続し、2008年の第14回試験操業を最後に27年間、合計50回の試験操業を終えた。現在では、国内はCOURSE50プロジェクト<sup>14)</sup>の試験高炉、海外はスウェーデンの鉱山会社であるLKAB(Luossavaara-Kiirunavaara Aktiebolag)の試験高炉が稼働しているのみである。

本稿では、1982年から2008年にかけての日本製鉄波崎研究開発センター(以下、波崎)における試験高炉の年譜(表1)とともに得られた知見を顧みる。

## 2. 溶解炉としての操業試験

### 2.1 微粉炭等複合吹込み、フェロアロイ製造開発期

国内では1960年代に開始された重油吹込みは1970年代のオイルショック以降、1980年代は微粉炭吹込みの黎明期であった。1972年に尼崎研究開発センターにて建設された小倉第1高炉(3次, 炉容積750m³)炉下部の実スケール48°扇形断面の高炉炉下部模型(1978年に波崎移転, 炉容積44m³)による羽口先燃焼実機大実験の知見<sup>13)</sup>に基づき、溶解炉にて微粉炭の吹込み限界の検討を行った。

図2に示すように冷風高濃度酸素により、微粉炭/酸素比率(PC/O<sub>2</sub>)=1.4kg/Nm³といった微粉炭多量吹込み条件においても燃焼率87.5%を維持できることを実証した。さらに粉鉱石や副原料を含む複合吹込み検討を行い、和歌山第4高炉(3次, 炉容積2700m³)での実高炉テストにて粉鉱石30kg/t吹込みあたり溶銑[S<sub>i</sub>]0.1%低減を確認した<sup>14)</sup>。

また、従来電気法により製造されてきたフェロアロイの電力コスト問題と当時の安価な輸入品との競争力確保の観点から、高炉法によるフェロアロイの製造開発を行った。微粉炭多量吹込みにより炉内に高温精錬領域を拡大できることがフェロマンガ、フェロクロム製造に適していることに着目した。1984年までに9回の試験操業が行われ、高炭素マンガ[Mn]=75%、高炭素フェロクロム[Cr]=60%を達成している<sup>15, 16)</sup>。

表 1 波崎試験高炉の年譜  
Chronology of the experimental blast furnace

Campaign No.	Schedule	Operation subject	Equipment transition
SC 1st-5th	1982/3-11	Evaluation of coke properties and maximum amount of PCI.	1982 Melting Furnace (MF) established (10t/d, 2.2 m <sup>3</sup> , 3 mH).
6-12th	1982/12-1983/10	Ferroalloy production.	
13-15th	1984/4-1984/7	Development of SC method.	1984 Shaft Furnace (SF) established (8t/d, 1.3 m <sup>3</sup> , 3 mH). Reduction ore hot conveyor, Hot cyclone, and Sampling sonde were installed.
16-17th	1984/9-1984/11	Ferroalloy production.	
18-22th	1985/2-1985/10	Development of SC method.	
23-32th	1985/12-1987/10	Development of oxygen blasting and ultra combined blasting for furnace.	1987 Hot stove established.
33-36th	1988/3-1988/12	Development packed bed type scrap melting process.	1988 Furnace height extension (SL: TY+3.0 mH→3.5 mH). 2nd tuyere installation in shaft (TY+0.6 m, 1.2 m).
STBF 1st-7th	1989/5-1991/4	Development of ultra combined blasting for furnace.	1989 Tuyere/Browpipe and hot blast control valve system. 1990 Furnace height extension (SL: TY+3.5 mH→5.0 mH, 3 m <sup>3</sup> )
8th	1996/3/11-3/17	Large amount of PC injection and low slag rate tests.	1995 Installation of measurement systems. (Dripping and cohesive zone samplers, liquid level detector, stock level detector)
9th	1997/4/14-4/18	HBI charging, reduced iron and ore powder injection tests.	
10th	1997/10/27-10/31	Evaluation of effect slag rate and low slag sinter properties on permeability.	
11th	2000/3/25-3/29	Evaluation of effect of high Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> slag on the operation.	1999 Ground flare stack was installed.
12th	2001/1/29-2/2	Wasted plastic powder injection test.	
13th	2003/11/7-11/13	Evaluation of sinter reducibility and coke reactivity.	2003 Furnace height extension (SL: TY+5.0 mH→6.0 mH, 4.0 m <sup>3</sup> ) Vertical prove was installed.
14th	2008/11/16-11/21	Evaluation of effect of mixed charge on permeability.	2007 Hopper for mixed charging was installed.

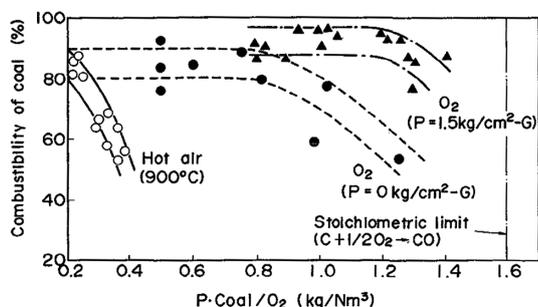


図 2 微粉炭吹込み量と燃焼率の関係  
Results of the coal combustion test

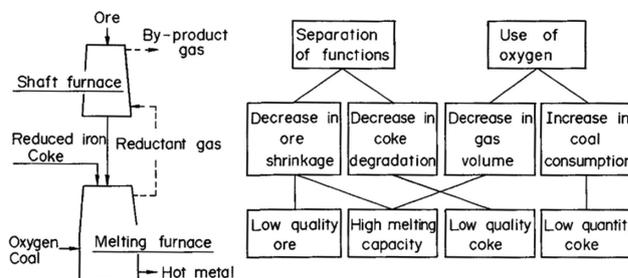


図 3 SC 法のコンセプト  
Concept of SC process

## 2.2 新製鉄法 (SC 法) 開発期

1980 年代に旧住友金属工業が独自に開発を進めていた SC 法<sup>12)</sup>は、将来の良質原料炭、鉄鉱石の不足に備える新製鉄法であり、高炉の機能を溶解炉と還元炉に分割することで生産率の向上を狙ったものである (図 3)。1982 年の建設当時の溶解炉を図 4、設備フローを図 5 にそれぞれ示す。シャフト炉で 80～90% まで還元した還元鉄は、熱間コンベアにて溶解炉に搬送されコークスとともに溶解される。溶解炉ではコークスのソリューションロス反応が生起しないため、図 6 のようにコークス強度は炉下部でも十分に維持されることが実証された<sup>13)</sup>。



図 4 溶解炉の外観 (1982 年)  
Appearance of the melting furnace (1982)

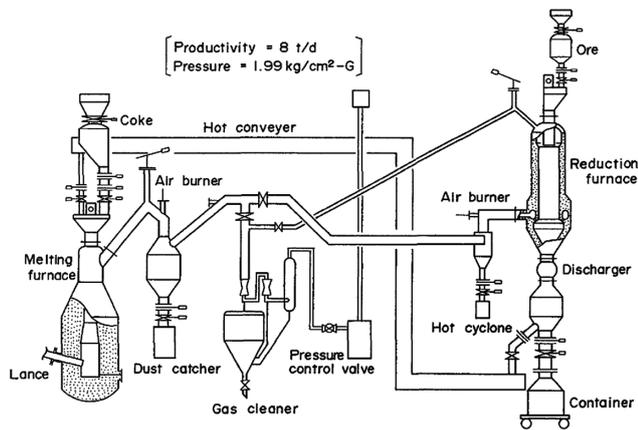


図5 SCパイロットプラントの概略  
Schematic diagram of the SC pilot plant

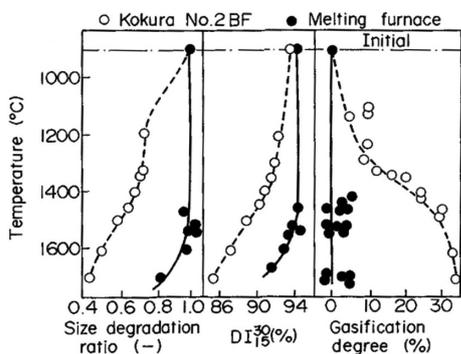


図6 溶解炉におけるコークス性状とガス化反応率分布  
Distributions of coke properties and gasification degree in melting furnace

### 2.3 酸素高炉, スクラップ溶解等開発期

1985年から1987年にかけては、微粉炭多量吹込みを併用する酸素送風法が製鉄プロセスとして実際に機能し得るか否かを確認すべく試験操業を実施した<sup>18)</sup>。常温の酸素と窒素吹込みにより O<sub>2</sub> 濃度=60%, PC/O<sub>2</sub>=1.2kg/Nm<sup>3</sup> 条件下で操業した結果、微粉炭比 407kg/t, コークス比 258kg/t, 出鉄比 7.35t/d/m<sup>3</sup> を達成した。図7に操業結果(プロット)とともに1次元高炉モデルによる計算結果(実線, 破線)を併記した。本モデルの計算結果は実績を十分に説明できるため、大型高炉(3680m<sup>3</sup>)を想定し PC/O<sub>2</sub>=1.2kg/Nm<sup>3</sup> を前提としたシミュレーションを行うと、出鉄比 3.30t/d/m<sup>3</sup>, 微粉炭比 375kg/t, コークス比 180kg/t, 還元材比 555kg/t が熱的には達成可能と推定された。

1988年には、常圧高酸素富化冷風送風下でコークスと微粉炭を使用し、鉄屑100%の溶解試験を実施した。従来のキュボラが鋳物用の反応性の低い高品位の大塊コークスを使用するのに対し、一般の高炉用コークスを使用するため、炉内では高炉用コークスを部分燃焼させる結果、キュボラの弱還元性に対して強還元性となり、脱硫、加炭が促進される。その結果、表2に示すように還元材比は275~290kg/tとなり、シャフト部に増設した2段羽口からの空気添加により240kg/tまで好転した<sup>19)</sup>。出鉄比は設備制約上

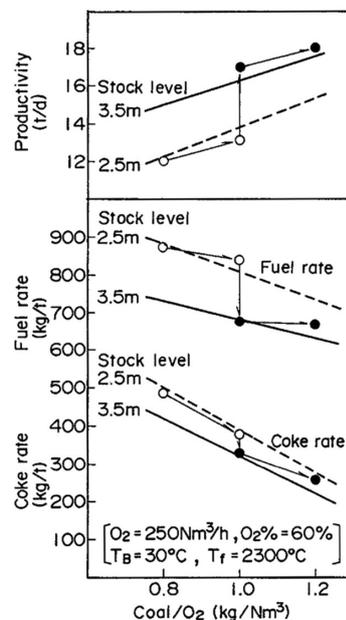


図7 試験高炉による酸素高炉操業結果と計算結果の比較  
Comparison of operation results of oxygen injection and calculation results

表2 試験高炉によるスクラップ溶解操業の結果  
Results on all scrap operations of the experiment blast furnace

Indices	Case No.	1	2	3
Bosh gas volume	(Nm <sup>3</sup> /h)	800	714	614
Flame temperature	(°C)	2500	2700	2700
Productivity	(t/d-m <sup>3</sup> )	11.7	14.7	14.7
Coke rate	(kg/t)	275	150	125
Coal rate	(kg/t)	0	140	115
Fuel rate	(kg/t)	275	290	240
Oxygen rate	(Nm <sup>3</sup> /t)	104	147	122
Additional air	(Nm <sup>3</sup> /t)	0	0	74
By product gas	(Mcal/t)	981	1255	881
Hot metal temperature	(°C)	1508	1486	1480
C	(%)	4.70	4.63	4.35
Si	(%)	0.29	0.35	0.21
S	(%)	0.032	0.041	0.036
Slag Cao/SiO <sub>2</sub>	(-)	1.33	1.15	1.13
MgO	(-)	15.8	22.2	22.1
(%S)/[%S]	(-)	58.3	72.8	35.1

15t/d/m<sup>3</sup>に留まったが、ボッシュガス流速 0.5Nm/s の条件を想定すると 30t/d/m<sup>3</sup> の出鉄比は可能であり、さらにガス利用率 50% の条件で還元材比 150kg/t まで低下し得ると推定した<sup>20)</sup>。また、転炉を用いた充填層型スクラップ溶解<sup>21)</sup>の発展型とした鉍石添加においてもオールスクラップ溶解同様の高熱効率を実証した<sup>22)</sup>。

## 3. 試験高炉としての操業試験

### 3.1 設備概要

1987~1989年に実施した送風形式のランス型から羽口、ブローパイプ形式への変更と熱風炉設置により、これまで

のSC型溶解炉から実高炉に近い小型試験高炉（STBF）となった。1989年以降は実高炉評価を踏まえ全14回の高炉型試験操作を実施しており、この間に合計3度の炉高延長を行い原料ストックレベルは3.0mから6.0mに延長、内容積は1.3m<sup>3</sup>から4.0m<sup>3</sup>に拡大した。1995年以降の計測端の増設、装入ホッパーの増設等を経た最終形（2008年）の外観を図8、設備フローを図9、炉本体の模式図を図10にそれぞれ示す。



図8 試験高炉の外観（2008年）

Appearance of the experimental blast furnace (2008)

熱風炉は直接熱交換型でメタル熱交換器、セラミックス熱交換器（SiC伝熱管使用）の2段の熱交換器より構成されており、熱風炉出側での熱風温度は1050℃であるが羽口先端までの熱損失の影響により、800℃程度で炉内に送風される。500Nm<sup>3</sup>/hの空気コンプレッサー2基で最大風量は900Nm<sup>3</sup>/h、また、熱風酸素400Nm<sup>3</sup>/h、熱風窒素600Nm<sup>3</sup>/h、LPG30Nm<sup>3</sup>/hの能力を持つ。羽口（直径35mm）を3本有し、送風支管流量計の計測値に基づいて各送風支管に設置した熱風弁を操作して羽口毎の風量制御を行う。出銑孔は1本であり、開孔機とマッドガン有し、容量約1tの矩形出銑滓鍋に約2時間おきに5分程度の出銑を行う。粉体吹込み設備は微粉炭（能力300kg/h）の他、粉鉍石等のホッパーを設置してあり（粉鉍石150kg/h、粉副原料30kg/h）、各粉体は分配器を経て各羽口に設置された吹込みノズルよりキャリア窒素にて炉内に吹き込まれるようになっている。炉頂にはコークス用（容量800kg）1つ、鉍石系用（容量700kg）2つのホッパーが設置されており、コークスはカットゲート弁より1層分を5、6回に分割したインテグレーション装入とし、鉍石系はテーブルフィーダーにていずれも炉内径方向に均一に装入する。ガス処理設備はダストキャッチャー、ベンチュリースクラバーより構成され、炉頂ガスは水封設備を経てフレアスタックにて燃焼放散される。

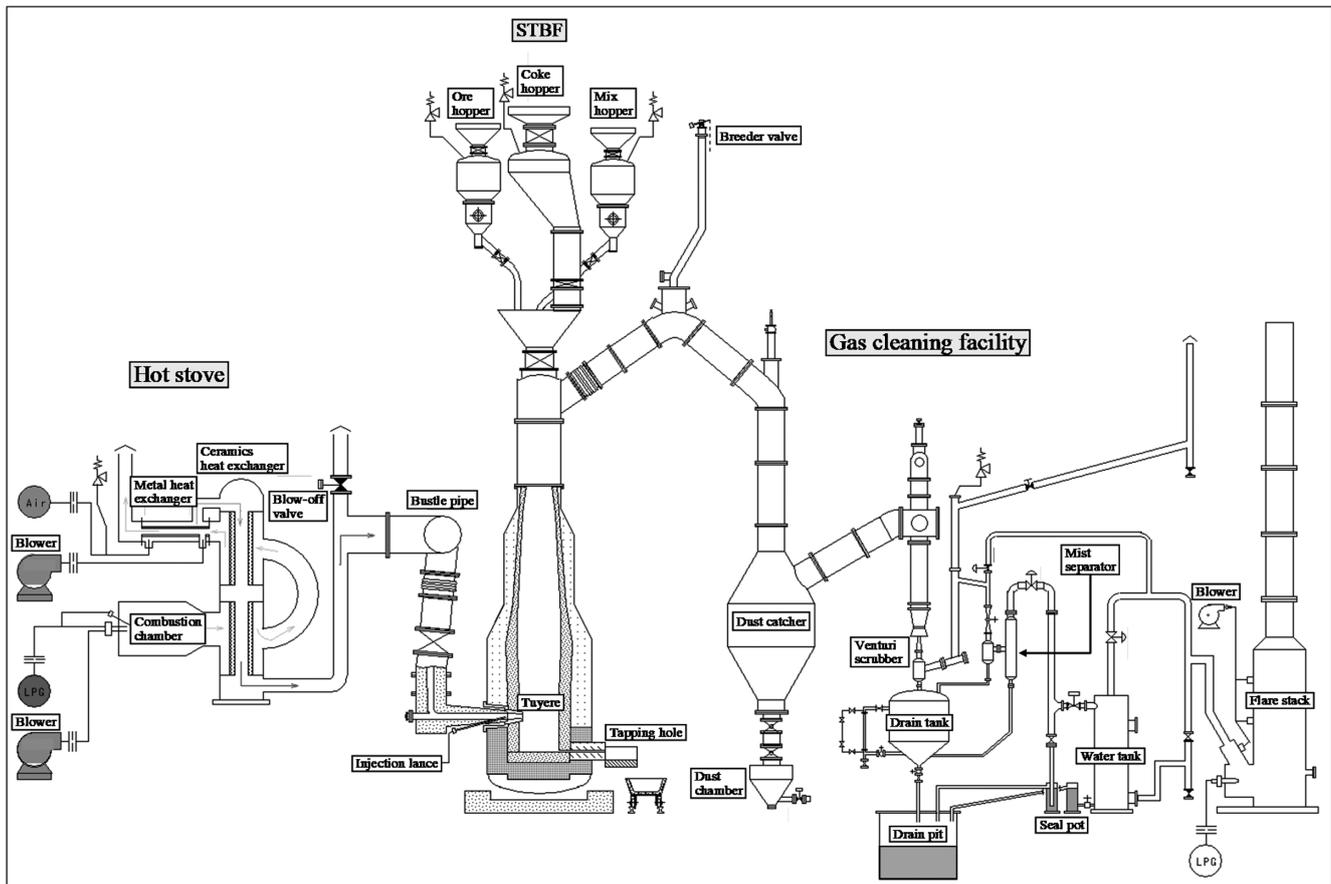


図9 試験高炉の設備フロー  
Experimental blast furnace and peripheral facilities

炉体には、融着帯(1本)、滴下帯(上/中/下3本)にサンプラーを擁している。これらは操業中に炉内ガス組成及び温度計測の他、ゾンデ先端のプローブを交換することで操業中の炉内容物を採取することができる。図11(a)にサンプラーによる原料採取状況の一例を示す。融着帯サンプラーの先端部分、及び滴下帯サンプラーではしばしば融着物も採取された。時には、炉下部へのゾンデプローブ挿

入時に炉内への推力が高く、挿入を断念することもあった。湯面レベル計は操業中に炉底に溜まっているスラグ、メタルにプローブを直接浸漬させることでスラグ液面位置、スラグメタル界面位置を検知できる(図11(b))。ストックレベル計は原料表面位置と降下速度を測定することができる。剛体型の垂直ゾンデは荷下がりに追従して降下し、炉内温度、ガス組成の高さ方向分布を得ることができる。

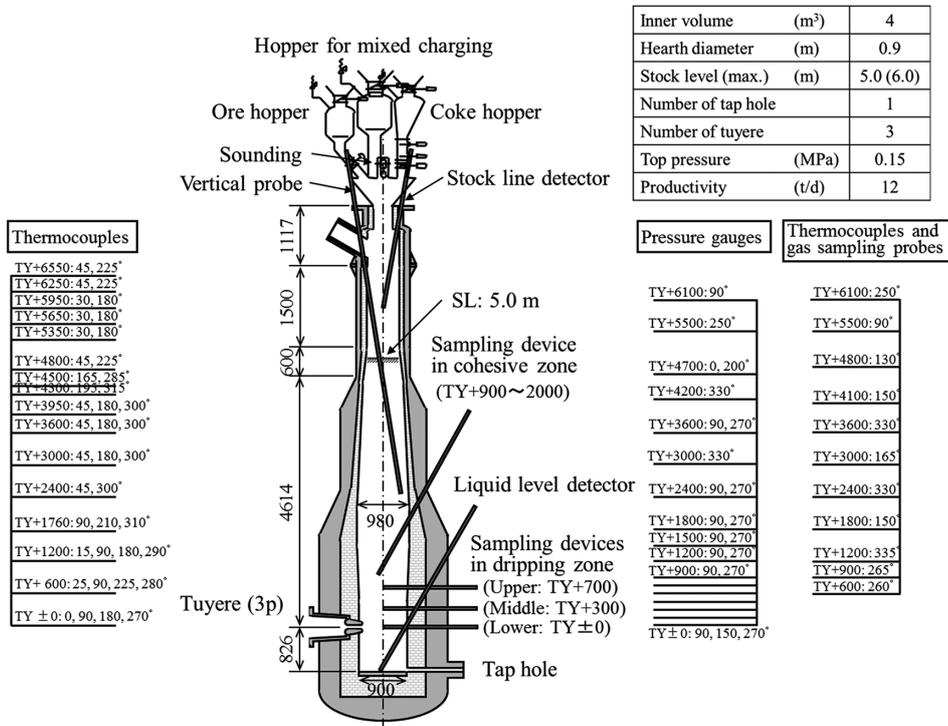


図10 試験高炉の模式図  
Schematic diagram of the experimental blast furnace

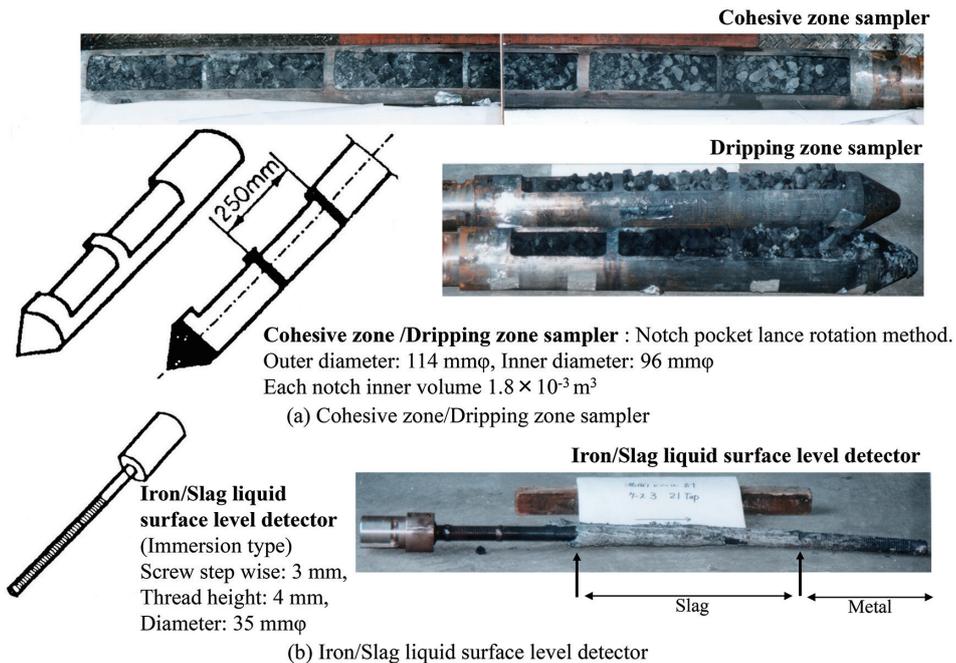


図11 炉内サンプラーによる原料採取状況と湯面レベル計  
State of collected samples by samplers and liquid level detector

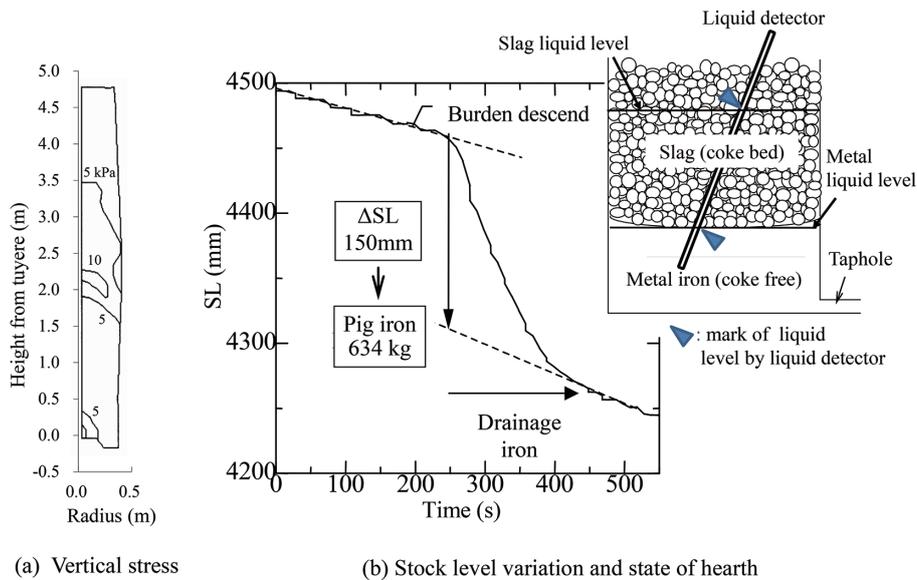


図 12 炉内垂直応力，ストックレベルの変化及び炉下部の状態（第 11 回操業）  
Vertical stress, variation of stock level with drainage and state of hearth

図 12 は湯面レベル計，ストックレベル計による計測事例である。試験高炉内の垂直応力はシャフト下部と炉底において 5～10kPa 程度，平均約 7kPa であり，融着帯付近でも実高炉（約 100kPa）の 7% 程度と見積もられるが（図 12 (a)），この垂直応力と溶銑滓による浮力の力学的バランスより試験高炉における炉芯の浮上状態を推定できる。図 12 (b) は出銑中の原料ストックレベル推移とその際の出銑量及び湯面レベル計によって同定した液面位置を示す。液面内のコークス充填層は，スラグ相には沈下しており，溶銑相には浮いていることが推定され，上記の力学バランスの推定結果と一致することがわかった。

試験操業後は指定ストックレベルを保持したまま約 2 週間窒素冷却し，解体調査を行う。炉上部より半径方向所定位置にてコークス，鉬石の層毎に原料を採取する。炉内層構造の事例を図 13 に示す。銑滓分離直前の融着帯上部より 1400℃ を越えた融着帯内部の初期生成スラグは，コークスとの接触角が大きく濡れていないが，滴下帯で塩基度が低下したスラグはコークスとの濡れ性が良いことが確認できる。

図 14 は，解体調査及び操業中の炉内サンプル分析結果の一例である。滴下帯上部から滴下メタルの浸炭が進んでおり（図 14 (e)），銑滓分離直後からスラグは ash と同化を始めて塩基度が低下する。滴下直前のスラグ FeO は 1.0% 程度から，滴下帯上部でほぼ出滓レベルまで低下する。これらのデータから滴下帯でのスラグ物性も推定することができる。なお，解体調査による炉内容物の分析値と操業中のサンプラーによる採取物の分析値は概ね一致していることから，任意の試験水準におけるサンプラー及び解体調査結果により炉内状態の直接把握が可能であることがわかった。

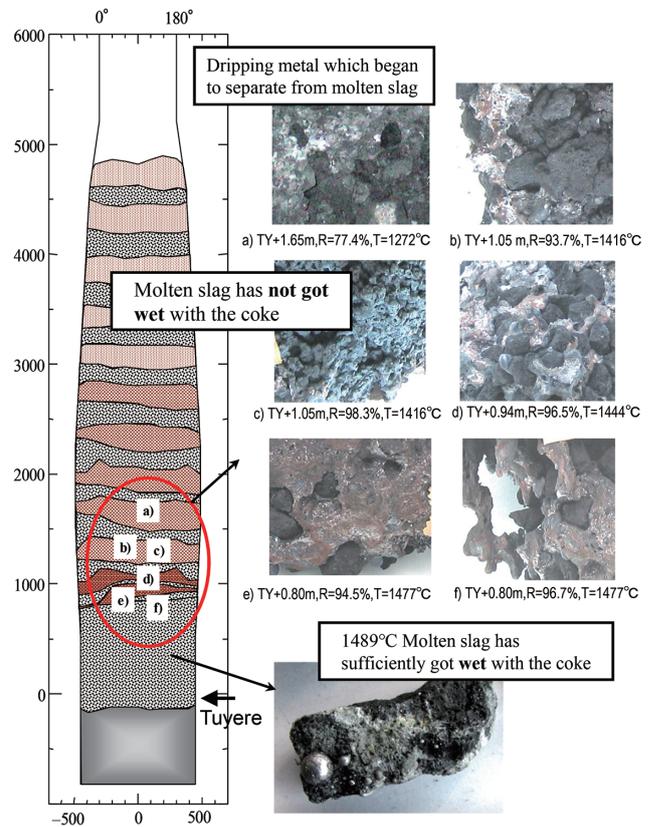


図 13 解体調査の事例（第 13 回操業）  
Dissection of experimental blast furnace

試験高炉操業は 1 回あたり連続 5 日程度で，1 班あたり約 15 名の 3 直 3 交代制で実施された。計器室にて熱風炉制御を行う送風班，計器室の手動操作及びホイストによる原料ホッパー上架作業と原料の手動配合を行う装入班，微粉炭等の粉体輸送量制御，粉体ホッパーへの供給作業を行う粉体吹込み班，各種ゾンデ操作を行う計測班，圧空による開孔機操作と酸素開孔を併用した出銑滓作業と油圧マッ

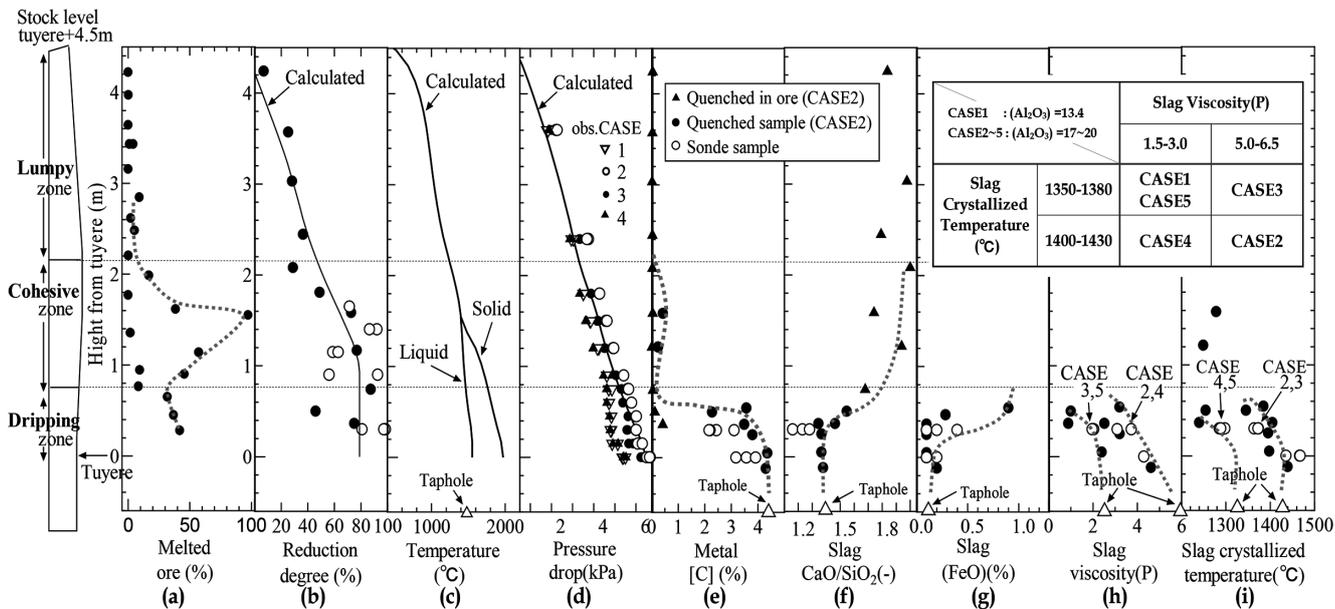


図 14 解体調査と炉内サンプラーによる炉内状態分布の例 (第 11 回操業)  
Vertical distribution of sample analysis results by dissection and sampling sonde

ドガンによる閉塞、出銑滓鍋のハンドリング作業を行う出銑班、操業中の各種設備、用役供給管理を行うユーティリティ班、操業指揮及び副指揮者で構成された。

### 3.2 超複合送風開発期

1989 年から 1991 年にかけての第 1 回から第 7 回試験操業では、コークス炉延命、粉銑石の直接使用、高炉生産性向上及び溶銑成分制御の観点から、微粉炭、粉銑石及び造滓材を高炉羽口より複合して同時に多量に吹き込む超複合送風技術の開発を行った<sup>23,24)</sup>。その考え方を図 15 に示す。

1988 年に熱風炉を挟んで試験高炉に隣接して新設したコークス充填層型燃焼炉 (1.5m 長さ×1.0m 深さ×2.35m 高さ、1 本羽口 65mm 径) による詳細な基礎検討により、レースウェイ内とその周辺の燃焼状態を把握したうえで、試験高炉では微粉炭比+粉銑石比=300kg/t+100kg/t 及び 200kg/t+200kg/t にて 6 日間の連続操業を行った。還元材比は約 600kg/t を維持し、スラグ FeO の上昇もなく、懸念された粉銑石の還元不足はなかった。同時期に和歌山第 3 高炉 (3 次、炉容積 2150m<sup>3</sup>)、同第 5 高炉 (3 次、炉容積 2700m<sup>3</sup>) にて合計 8 回実施した 1 本羽口テストにおいて、微粉炭比+粉銑石比=200kg/t+200kg/t 吹き込み時のファイバー観察<sup>24)</sup>からも粉銑石の溶融が観察されており、粉銑石吹き込みはレースウェイ内で十分に機能していることが確認された。また FeO による [Si] 低減効果は実高炉試験<sup>14)</sup> 程には顕著ではなかったが実高炉並みの溶銑成分が得られている。その他、粉銑石輸送方法に関して、配管摩耗を防止するための粉体のプラグ輸送技術も確立している。

1990 年の炉高延長後には、同一操業諸元でのストックレベル変更テストを行った。その結果、ストックレベルを 3.5m から 5.0m に変更することにより、炉頂でトラップされる

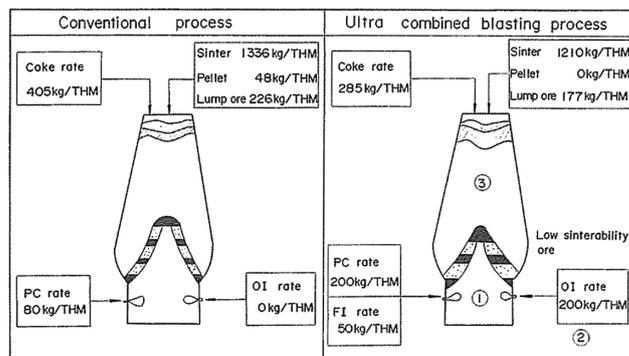


図 15 超複合送風のコンセプト  
Concept of ultra combined blasting for blast furnace

未燃チャーの低下を確認しており、炉頂温度は 100~150℃ 低下、ガス利用率は 5~6% 上昇し、還元材比は約 100kg/t 低下した。また解体調査によると、ストックレベル 3.5m の場合の融着層は炉上部に見られ、熱保存帯が形成されていないかった。

### 3.3 高炉原材料評価技術開発期

#### 3.3.1 高微粉炭比、低スラグ比試験

1996 年 3 月に実施した第 8 回試験操業では、通常の高炉原材料条件、すなわち焼結比 75%、塊銑比 25% において、高微粉炭操業 (PCR>200kg/t 実高炉相当以上) とオールコークス操業の差異が及ぼす原料性状の変化に着目した。但し、前述したように試験高炉における送風温度は実高炉よりも低いため、実高炉の羽口先燃焼条件を模擬するために、酸素過剰係数を一致させるように酸素富化を増加させた。試験操業の結果、高微粉炭比操業では炉頂における発生煤が増加し、炉内の発生未燃チャーの影響と思われる炉下部コークス強度の上昇が見られた。また、これらの

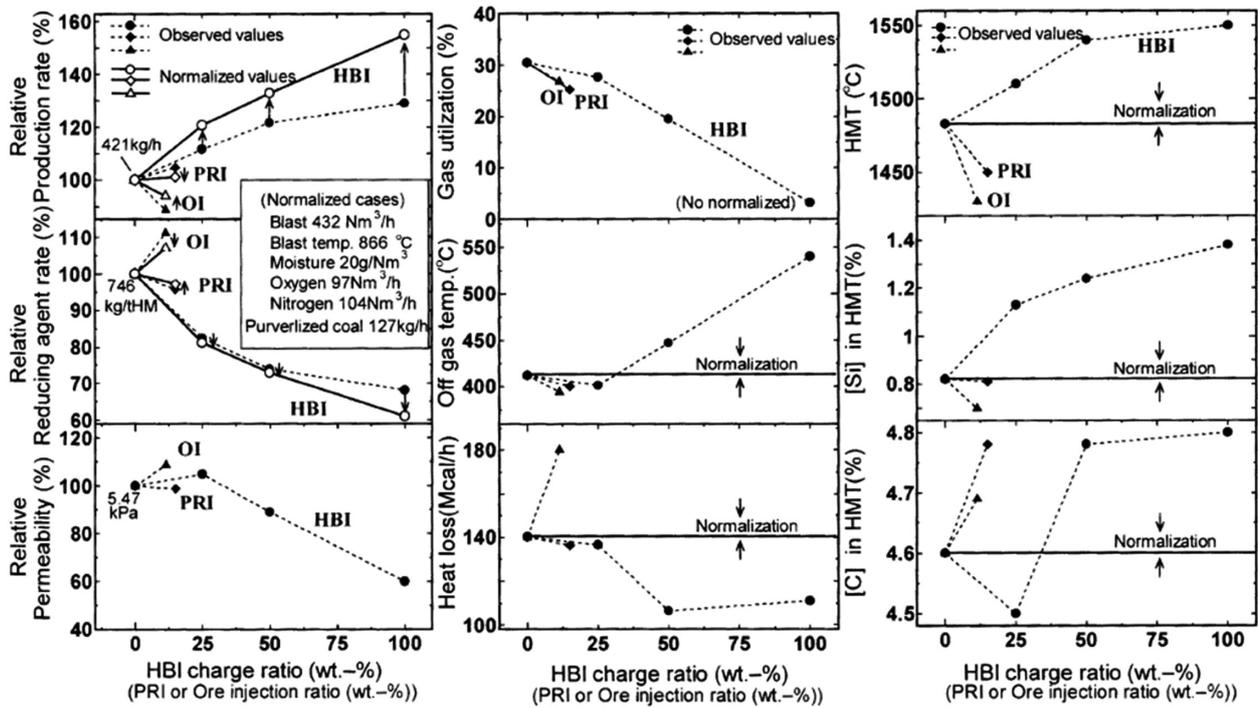


図 16 還元鉄溶解試験における相対生産量，還元材比及び通気性

Relative production rate, reducing agent rate and permeability through the reduced iron melting tests using experimental blast furnace

現象は焼結比を 25%まで低下させた低スラグ操業下でさらに顕著となることを確認した。

### 3.3.2 還元鉄評価

第 9 回試験操業は，還元鉄 (Hot Briquette Iron: HBI) による高炉増産及び還元材比低減効果を定量的に把握するために 1997 年 4 月に行った<sup>25)</sup>。試験高炉操業に先立って実施した荷重軟化試験<sup>26)</sup>では，HBI の高温通気性は極めて良好であることが確認されており，HBI の高炉使用を想定した場合，出鉄比向上，還元材比低減のみならず，通気性改善に大きく寄与するものと考えられた。

試験高炉操業では，還元鉄の使用方法として塊状 HBI の炉頂装入と粉状還元鉄 (Powder Reduced Iron: PRI) の羽口吹込みを設定した。HBI 混合比率を 0, 25, 50 及び 100%に変更した試験ケースに加えて，PRI 200kg/t 吹込み，比較ケースとして粉鉱石吹込み (Ore Injection: OI) 200kg/t の合計 6 ケースを実施した。通気性と増産効果を比較検証するため，送風諸元はすべて一定とした。

試験操業中の炉況は安定的に推移し，代表的な操業成績を整理した図 16 によれば，HBI 100kg/t あたりの増産効果は 5.5%，還元材比低減効果は 4.3%との結果が得られ，HBI 50%以上では炉内通気抵抗の大幅な低下も確認している。一方，PRI では生産量と還元材比に変化は見られず，OI では還元材比の上昇を伴う減産となったため，高炉における還元鉄使用による増産は，羽口吹込みよりも炉頂装入が有利との結論を得た。

さらに，試験高炉における HBI 使用効果を高炉数学モ

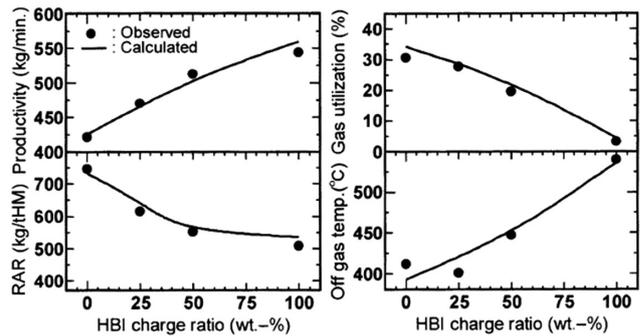


図 17 試験高炉操業の計算結果

Calculated results of experimental blast furnace operation

デル<sup>27)</sup>を用いて速度論的に解析し，図 17 に示すように，HBI 混合比率増加に伴う増産，還元材比低減及びガス利用率の低下をほぼ説明できることを明らかにした。加えて，本試験操業結果と速度論的解析に基づき実高炉における HBI 使用効果を推定し，後に和歌山第 5 高炉 (3 次，炉容積 2700m<sup>3</sup>) において HBI 100kg/t までの実証試験を行い，ほぼ理論解析どおりの増産及び還元材比低減効果を確認した<sup>28)</sup>。

### 3.3.3 低スラグ焼結鉱評価

続く第 10 回試験操業は，第 9 回試験操業から約半年後の 1997 年 10 月に実施し，低 SiO<sub>2</sub> 焼結鉱の高温性状，被還元性及びスラグ比が高炉通気性に及ぼす影響の定量的解析を目的とした<sup>29)</sup>。表 3 に試験条件を示す。性状の異なる 4 種類の焼結鉱を用い，副原料装入量の調整により，原

表3 試験条件  
Experimental conditions

Case No.		1	2	3	4	5
Sinter	Sample	A	B	B	C	D
	SiO <sub>2</sub> (%)	5.01	3.89	3.89	4.63	4.60
	CaO (%)	9.99	9.09	9.09	9.44	9.86
	MgO (%)	1.09	1.11	1.11	1.19	0.94
	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (%)	2.09	1.87	1.87	1.95	1.84
	FeO (%)	7.47	5.88	5.88	6.93	5.86
	RI (%)	64.6	68.0	68.0	68.1	66.9
	KS × 10 <sup>5</sup>	1500	648	648	1085	1195
	RDI (%)	41.7	42.8	42.8	45.3	44.2
	TI (%)	76.9	81.3	81.3	75.1	67.2
Fluxes	(kg/t-HM)	33.5	13.3	74.1	5.5	19.3
Slag rate	(kg/t-HM)	302	258	302	271	271
Ore/Coke	(-)	3.64	3.58	3.60	3.59	3.61

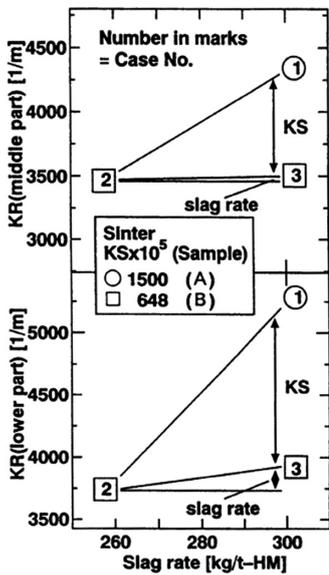


図18 KRに対するKSとスラグ比の影響比較  
Comparison of effect of KS on KR with that of slag rate

料性状及び高炉スラグ比を変更した5ケースを実施した。送風条件、装入O/C、スラグ成分目標値は一定である。

試験結果として、通気抵抗指数(KR)<sup>30)</sup>に及ぼす高炉スラグ比と荷重軟化試験により測定された焼結鉄の高温部通気抵抗指数(KS)<sup>26)</sup>の影響を図18に示す。表3におけるケース1を基準とすると、ケース2は焼結鉄低SiO<sub>2</sub>化によりKSが低下するとともに低SiO<sub>2</sub>化に対応する高炉スラグ比も低下した場合であり、ケース3はその高炉スラグ比低下分を高炉副原料で補った場合である。同図より、高炉通気性へのKSの影響が大きく、高炉スラグ比の影響はKSに比較してかなり小さいことが判明した。なお、本試験条件においては、通気性に対する焼結鉄RI、RDIの影響は見られなかった。

本試験結果を踏まえ、KSの実高炉の通気性への影響を把握するために荷重軟化試験結果をモデル化して高炉数学モデル<sup>27)</sup>に組み込み、このモデルに基づいて実高炉の通気

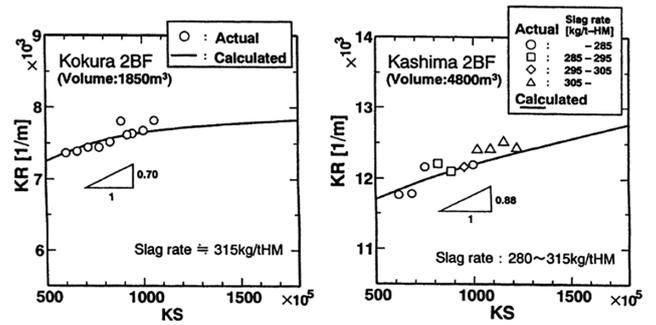


図19 実高炉のKRに対するKSの影響  
Effect of KS on KR in the commercial blast furnace

性評価も行った。計算結果は、試験高炉における高/低SiO<sub>2</sub>焼結鉄使用時の炉壁静圧分布と良好に一致することはもとより、図19に示すように小倉第2高炉(2次、炉容積1850m<sup>3</sup>)、鹿島第2高炉(2次、炉容積4800m<sup>3</sup>)のKR実績値とも良い一致を示した。小倉第2高炉は、評価対象の期間中の高炉スラグ比はほぼ一定であったが、鹿島第2高炉はKSとともに高炉スラグ比も変更している。それにもかかわらず、両高炉とも高炉スラグの影響を考慮せずに、KSの影響評価を導入したモデルによる計算値と実績値の変化挙動が一致していることから、実高炉においても試験高炉の操業結果と同様に、通気性に対する高炉スラグ比の影響はKSと比較して小さいと結論付けた。

### 3.3.4 高Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>スラグ評価

第11回試験操業は2000年3月に実施した。試験目的は、高炉通気性改善を志向した焼結鉄低SiO<sub>2</sub>化と、スラグ処理量低減や環境対応の観点から推進していた高炉低スラグ化に伴うスラグAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>濃度上昇に対応するため、高炉炉下部通気性、炉床排滓性に着目した炉内現象の解明であった<sup>31)</sup>。試験操業では、1tapあたりのスラグ量一定のもと、2種類の焼結鉄の使用と副原料調整により、スラグAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、MgO、CaO/SiO<sub>2</sub>レベルが異なる5ケースを実施し、表4の結果を得ている。

図20は温度影響を排除し、1500℃基準に補正した排滓速度に対するスラグ組成の影響を示している。スラグAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>上昇によってスラグ粘度が上昇して排滓速度が低下する、MgO上昇によってスラグ粘度が低下して排滓速度が上昇する一方、スラグ結晶化温度が排滓性に及ぼす影響は見られなかった。すなわち、排滓現象は粘性支配の流動現象であり、高Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>スラグの高MgO化は、結晶化温度を上昇させるにもかかわらずスラグ粘度が低下するため、排滓性の向上に有効であることがわかった。

滴下帯の静的ホールドアップの推定値と滴下帯通気抵抗指数(KR<sub>L</sub>)との間には、図21に示すように正相関が認められる。試験高炉の滴下帯における圧力損失は、スラグAl<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、CaO/SiO<sub>2</sub>の増加によって上昇するが、この原因は主にスラグの静的ホールドアップを介した濡れ性の影響であ

表 4 試験操業結果  
Results of experimental blast furnace operation

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
Pig output (kg/tap)	784	695	734	873	666
Slag output (kg/tap)	225	225	225	225	225
Melting time (min)	97.7	96.6	96.8	100.5	112.5
RAR (kg/pt)	742	783	823	773	848
Top gas temperature (°C)	360	347	406	410	397
Top gas $\eta_{CO}$ (%)	40.5	40.5	37.1	40.5	41.9
KR (1/m)	3080	3366	3323	3190	2815
Pig temperature (°C)	1457	1446	1428	1418	1390
[C] (%)	4.75	4.73	4.56	4.48	4.44
[Si] (%)	0.77	0.7	1.35	0.63	0.72
[S] (%)	0.025	0.023	0.056	0.05	0.057
Slag temperature (°C)	1533	1541	1503	1500	1498
(Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ) (%)	13.4	<b>18.6</b>	<b>20.4</b>	<b>19.2</b>	<b>16.5</b>
(MgO) (%)	5.36	<b>8.5</b>	4.75	4.63	<b>10.6</b>
(CaO/SiO <sub>2</sub> ) (%)	1.49	1.46	<b>1.21</b>	1.44	<b>1.18</b>
Viscosity (poise)	2.35	2.5	5.93	6.03	1.45
Viscosity 1500°C (poise)	3.07	3.51	6.04	5.64	1.43
Crystallization temp. (°C)	1354	1430	1376	1404	1366
$\Delta T_c$ (°C)	179	111	127	96	132
Drainage rate (kg/s)	4.93	5.17	3.24	3.15	5.99

$\Delta T_c$  = Slag temperature – Slag crystallization temperature

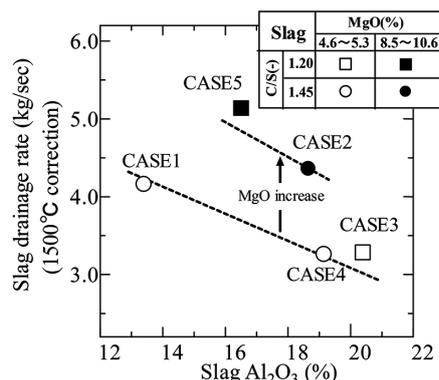


図 20 排滓速度に及ぼすスラグ組成の影響  
Effect of the slag content on drainage rate

り、スラグ粘度、結晶化温度の影響は小さい。また図 22 に示すように、試験高炉における融着帯通気抵抗指数 ( $KR_M$ ) は焼結鉱 KS に依存することが確認されている。すなわち、高 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 焼結鉱でも高 MgO 化による KS 値の上昇を抑制することによって、融着帯の通気性を維持可能であることを示している。

### 3.3.5 原材料品質評価

2001 年 1 月の第 12 回試験操業では、羽口からの廃プラスチック吹込み操業を実施したが、廃プラスチックの吹込み開始後すぐに強固な棚吊りが発生したため、試験は中止された。

その後の第 13 回試験操業は、高被還元性焼結鉱の品質評価及び高被還元性焼結鉱との共存下における高反応性コークスの有効性を検証することを目的として、2003 年 11

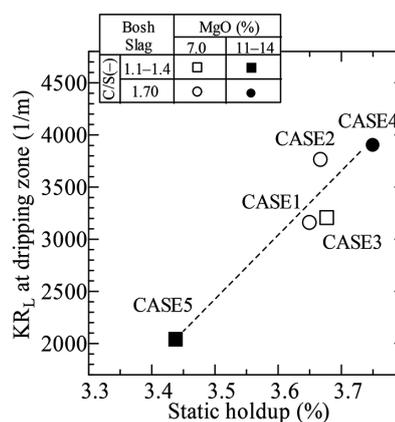


図 21 滴下帯通気抵抗指数 ( $KR_L$ ) に及ぼす静的ホールドアップの影響

Effect of calculated static hold-up on permeable resistance index of dripping zone  $KR_L$  of experimental blast furnace

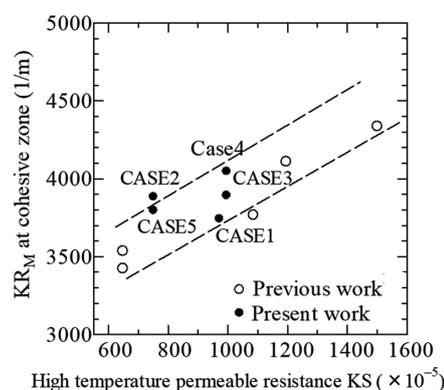


図 22 融着帯通気抵抗指数 ( $KR_M$ ) に及ぼす焼結鉱 KS の影響

Effect of sinter high temperature property KS on permeable resistance index of cohesive zone  $KR_M$  of experimental blast furnace

月に実施した<sup>32)</sup>。試験高炉は炉容積制約により溶銑 1t あたりの炉体熱放散が大きいことや、炉高制約により炉頂ガス温度が高いこと、送風温度の制約があるために還元材比が実高炉に比較して高く、700~800kg/t であったが、焼結鉱とコークスの品質評価を行うにあたり、より実高炉に近い炉内還元状態で操作を行うための種々の対策を施した。

設備的な変更点としては、熱損失低減を狙って炉高部を延長し、設定ストックレベルを従来の羽口上 4.5m から 6.0m に変更した。この炉高延長により、炉容積は従来の 3.0m<sup>3</sup> から 4.0m<sup>3</sup> に拡大した。また、炉内反応状態を把握するための新規計測端として、荷下がりに追従する剛体型垂直ゾンデと、高さ方向の炉内ガスの同時採取を可能とする炉壁ガスサンプラーを設けた(図 10)。送風条件の変更点は、増産による熱損失低減を見込んだボッシュガス量の増加、熱流比増加のための設定羽口前温度の上昇、微粉炭比の低下及び窒素吹込みによる脱湿送風である。その他にも、反応効率向上を狙った装入原料層厚の薄層化、目標溶銑温度の低下等を行った結果、600kg/t を下回る還元材比での操

業を達成した。

試験操業は表 5 に示すように、コークス反応性指数 (CRI) の差が 10% 以上となるように石炭配合を変更して製造したコークスと、被還元性指数 (JIS-RI) レベルが異なる 2 種類の焼結鉱との組み合わせを変更して行った。高被還元性焼結鉱の細粒化によって、見掛けの JIS-RI をさらに向上させたケースも設定した。

コークス反応性一定で焼結鉱被還元性を変更した場合、JIS-RI の向上による銑鉄生成速度の上昇とガス利用率の向上、還元材比の低下に加えて、通気性改善を確認した。焼結鉱被還元性一定条件でのコークス反応性変更では、高反応性コークスの使用によるガス利用率の向上と炉頂ガス温度の低下が認められ、コークス反応量 (ソリューションロスカーボン量) が低下している。このときの垂直ゾンデ計測では、図 23 に示すように、高反応性コークスの使用によって熱保存帯温度が約 980℃ から 920℃ に低下し、反応効率が向上したことを確認した。同時に、高反応性コークス使用時の炉内現象把握のため、操業中にサンプラーで採取した炉内コークスの強度評価も実施した。

図 24 によれば、高反応性コークス使用時 (ケース 3) はケース 2 に比べてコークス反応量が低下した結果、コークスの劣化が抑制されたものと考えられる。但し、KR はケース 2 と同等に維持されるに留まり、炉内通気改善効果は確認できていないが、これは試験高炉の荷重が実高炉に比べて極端に小さいことも影響していると考えられる。

焼結鉱 JIS-RI とコークス CRI が還元材比に及ぼす影響

表 5 試験ケース  
Test cases of the experimental blast furnace

		Coke (CRI)	
		Coke A (25.6)	Coke B (42.2)
Sinter (RI)	Sinter A (65.3)	Case 1	-
	Sinter B (72.3)	Case 2	Case 3
	Sinter B-fine (86*)	Case 4	Case 5

\*Apparent RI

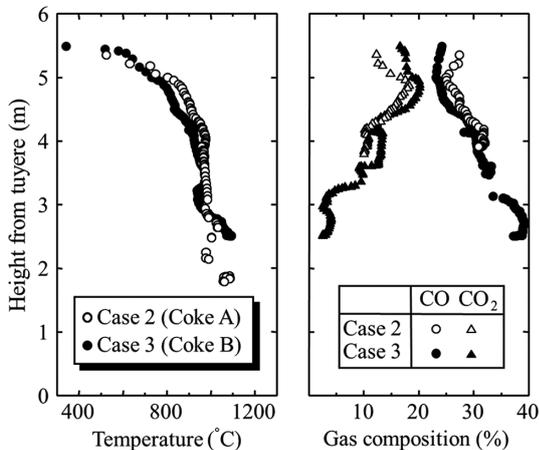


図 23 炉内温度とガス組成の高さ方向分布  
Vertical distribution of temperature and gas composition

を図 25 に示す。CRI 一定では、JIS-RI の上昇とともに炉頂ガス利用率が上昇し、還元材比が低下する。JIS-RI 一定では、高反応性コークス使用時にその傾向が顕著になることから、高反応性コークスの操業改善効果は、高被還元性焼結鉱との共存下において有効に作用することを確認した。なお、高被還元性焼結鉱の細粒化は JIS-RI で 86% に相当するが、ガス利用率と還元材比に及ぼす影響は大きくなかった。これは、炉頂ガス温度が上昇した結果、細粒化による被還元性向上効果を相殺したためと推測される。

### 3.3.6 混合層評価

第 13 回試験操業から 5 年の歳月を経た 2008 年 11 月、結果的に最後となる第 14 回試験操業が実施された。高出銑比・低還元材比操業を実現するための手段のひとつとして、鉱石・コークス混合層 (鉱石と炭材の近接配置) による反応性と通気性への影響を評価した<sup>33)</sup>。本試験の実施に

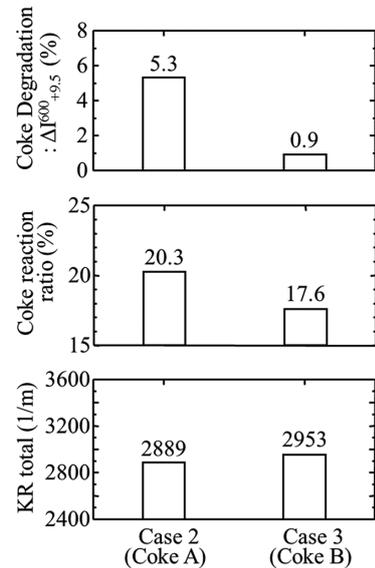


図 24 コークス劣化、コークス反応量、KR に及ぼすコークス CRI の影響

Comparison of effect of CRI on coke degradation, reaction ratio and KR

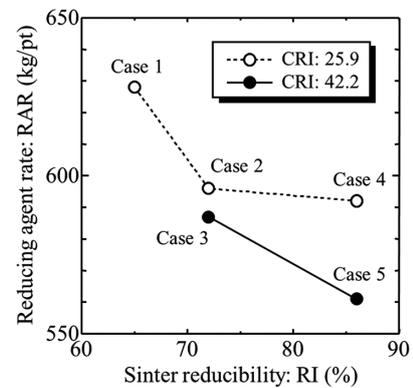


図 25 還元材比に及ぼす焼結鉱 JIS-RI とコークス CRI の影響

Effect of JIS-RI and CRI on reducing agent rate

表6 試験ケースの層構造  
Layer structures of test cases

Base	Case1	Case2	Case3
Ore (10-25mm) Coke (15-25mm)	Mix (C:15-25mm) (O:10-25mm)	Mix (C:10-15mm) (O:10-25mm)	Mix (C:15-25mm) (O:10-25mm)
Ore (10-25mm) Coke (15-25mm)	Ore (10-25mm) Coke (15-25mm)	Ore (10-25mm) Coke (15-25mm)	

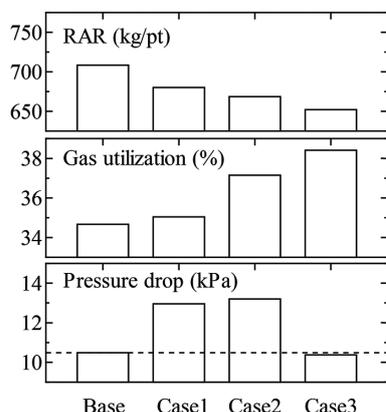


図26 還元材比、炉頂ガス利用率、圧力損失に及ぼす層構造の影響

Influence of layer structure on reducing agent rate, gas utilization and pressure drop

あたっては、既設のコークス用と鉍石用の各ホッパーに加えて、予め重量比率を調整した鉍石、コークスの混合原料を装入するため専用ホッパーを増設した(図10)。

各試験ケースの層構造を表6に示す。通常の鉍石、コークスの層状装入をベースとして、総重量の半分を混合した部分混合条件(ケース1)、混合層中のコークスを細粒化した部分混合細粒条件(ケース2)、完全混合条件(ケース3)を設定した。

試験結果として各試験ケースの還元材比、炉頂ガス利用率及び炉内圧力損失を図26に示す。層状装入から部分混合、完全混合の順に混合度が増すに従って、炉頂ガス利用率が向上し、還元材比が低下している。垂直ゾンデ計測結果からは、完全混合時に層状装入に比べて熱保存帯温度と炉頂ガス温度が低下し、炉上部のガス利用率が向上していることも確認した。さらに、炉内解体調査の結果、鉍石・コークス混合層では通常の層状装入で観察される岩盤状の鉍石融着層の存在は確認されなかった。これは混合コークスの骨材効果によるものと推察されるが、実高炉と比較して装入物の荷重が小さい試験高炉では圧力損失の低下は確認されなかった。一方、部分混合では圧力損失がベースより増加する結果となったが、これは、ソリューションロスの優先反応により粒径低下が著しい混合コークスと、比較的健全なスリットコークスとが滴下帯で混在することによる充填層空隙率の低下とスラグホールドアップ増加によ

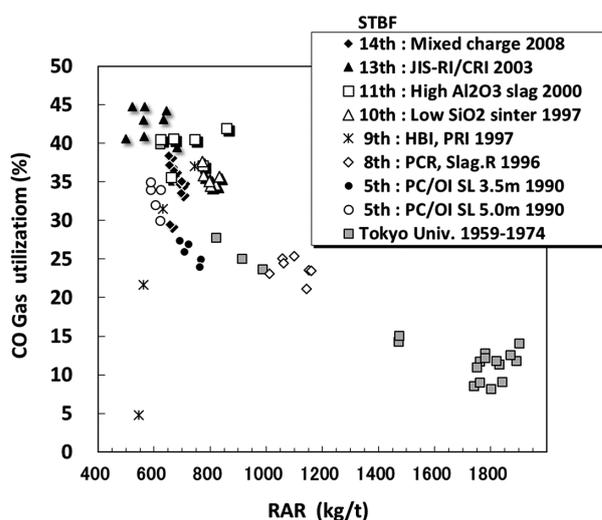


図27 試験高炉の還元材比とガス利用率の関係  
Relationship between reducing agent rate and gas utilization of experimental blast furnaces

るものと推定している。

#### 4. 結 言

東田、戸畑及び東大試験高炉に続いて波崎にて建設された日本製鉄の試験高炉で得られた数々の知見は、高炉操業技術の発展を支え、今日に引き継がれている。小型であるがゆえの試験高炉の宿命というべき相似性の問題については、設備技術、操業技術の進歩により還元材比低減、ガス利用率向上が達成され、図27に示すように実高炉レベルに近づいている。

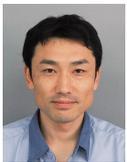
また、今日の数学モデルの高精度化によりこれらの問題はかなり補完されつつあり、試験高炉での操業結果による定量的な解析結果を基にした実高炉の精緻な操業予測が可能となっている。但し、炉内荷重による鉍石の軟化収縮挙動の差異や通気影響等の問題については検討の余地が残されており、基礎実験や数学モデルの活用、生産高炉そのものによる調査とあわせて、試験高炉を用いた研究手法の意義は今後も失われることはないと思われる。

1982年に建設された波崎の試験高炉は、四半世紀にわたる新プロセスを含めた技術開発検討を行い、2008年の操業を最後に休止し、COURSE50プロジェクト<sup>4)</sup>における君津の試験高炉新設(炉容積12m<sup>3</sup>、2015年竣工)に向けた技術移転を行った後、2018年に熱風炉とともに解体撤去された。ここに、日本製鉄の試験高炉の開発、操業に携わった関係各位に感謝の意を表し、本稿の結びとしたい。

#### 参照文献

- 1) 農商務省鑛山局：製鐵業ニ關スル參考資料. 1919
- 2) 商工省鑛山局：製鐵業參考資料. 1931
- 3) 日本鉄鋼連盟：鉄鋼統計要覽. 1961-2018
- 4) 日本鉄鋼連盟 HP：http://www.jisf.or.jp

- 5) 館充：金属. 399, 36 (1963)
- 6) 館充：鉄と鋼. 70 (11), 1501 (1984)
- 7) 中田義算 ほか：鉄と鋼. 16 (11), 1205 (1930)
- 8) 保元保：熔鋳炉製鉄法. 産業図書, 1954
- 9) 宮下恒雄 ほか：鉄と鋼. 57 (11), S351 (1971)
- 10) 宮下恒雄 ほか：鉄と鋼. 58 (5), 608 (1972)
- 11) 安藤遼 ほか：日本鋼管技報. 54, 371 (1971)
- 12) 宮崎富夫 ほか：鉄と鋼. 73 (15), 2122 (1987)
- 13) 羽田野道春 ほか：鉄と鋼. 62 (5), 505 (1976)
- 14) 水野豊 ほか：鉄と鋼. 70 (4), S35 (1984)
- 15) 亀井康夫 ほか：鉄と鋼. 79 (4), 449 (1993)
- 16) 亀井康夫 ほか：鉄と鋼. 79 (4), 456 (1993)
- 17) 宮崎富夫 ほか：鉄と鋼. 72 (4), S120 (1986)
- 18) 山岡秀行 ほか：鉄と鋼. 77 (12), 2099 (1991)
- 19) 宮崎富夫 ほか：鉄と鋼. 73 (4), S129 (1987)
- 20) 亀井康夫 ほか：鉄と鋼. 79 (2), 139 (1993)
- 21) 山本高郁 ほか：CAMP-ISIJ. 6 (4), 1012 (1993)
- 22) 石田博章 ほか：CAMP-ISIJ. 10 (1), 197 (1997)
- 23) 山縣千里 ほか：CAMP-ISIJ. 4 (1), 143 (1991)
- 24) 山縣千里 ほか：CAMP-ISIJ. 4 (4), 1020 (1991)
- 25) 宇治澤優 ほか：鉄と鋼. 92 (10), 591 (2006)
- 26) 望月顕 ほか：鉄と鋼. 72 (14), 1855 (1986)
- 27) Takatani, K. et al.: ISIJ Int. 39 (1), 15 (1999)
- 28) Ujisawa, Y. et al.: CAMP-ISIJ. 22 (1), 282(2009)
- 29) 松倉良徳 ほか：鉄と鋼. 87 (5), 350 (2001)
- 30) 的場祥行 ほか：鉄と鋼. 60, S354 (1974)
- 31) 砂原公平 ほか：鉄と鋼. 92 (12), 875 (2006)
- 32) 夏井琢哉 ほか：鉄と鋼. 99 (4), 267 (2013)
- 33) 夏井琢哉 ほか：CAMP-ISIJ. 25 (2), 958 (2012)



夏井琢哉 Takuya NATSUI  
プロセス研究所 製鉄研究部 主幹研究員  
千葉県富津市新富20-1 〒293-8511



松倉良徳 Yoshinori MATSUKURA  
プロセス研究所 試験高炉プロジェクト推進部  
主幹



砂原公平 Kohei SUNAHARA  
プロセス研究所 試験高炉プロジェクト推進部  
試験室長 博士(環境科学)



宇治澤優 Yutaka UJISAWA  
技術開発企画部 上席主幹 博士(環境科学)



須山真一 Shinichi SUYAMA  
鹿島製鉄所 生産技術部 生産技術室



稲田隆信 Takanobu INADA  
技術開発企画部 博士(工学)



中野 薫 Kaoru NAKANO  
プロセス研究所 製鉄研究部  
上席主幹研究員