OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	高炉内における装入物の充填構造と降下・溶融の挙動に関する研究
Author(s)	一田, 守政
Citation	大阪大学, 1992, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3088040
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

政井田一

書店における素人向け洋書普及のための試論

書店・洋書の特質と課題を中心に



高炉内における装入物の充塡構造と降下・溶融の挙動に関する研究

一　田　守　政

目　　次

第1章　序　　論　1

1．1　本研究の目的　1

1．2　本論文の構成　3

第2章　焼結鉱およびコークスの層空間率と形状係数の推定　7

2．1　緒　　言　7

2．2　実験方法　7

2．2．1　層空間率の測定　7

2．2．1．1　嵩密度の測定　9

2．2．1．2　見掛け密度の測定　9

2．2．1．3　粒子の平均投影面積の測定　9

2．2．2　圧力損失の測定　9

2．3　実験結果　9

2．3．1　均一粒子移動層の層空間率　9

2．3．2　多成分粒子移動層の層空間率　11

2．4　考　　察　12

2．4．1　Ergun 式に基づく形状係数の推定　12

2．4．2　層空間率に及ぼす形状係数の影響　14

2．4．3　粒度偏析を考慮した新しい層空間率推定式の導出　16

2．4．3．1　層空間率の測定値と従来の層空間率推定式に基づく計算値の比較　16

2．4．3．2　粒度偏析を考慮した新しい層空間率推定式の導出　20

2．5　新しい層空間率推定式の装入物分布モデルへの適用結果　24

2．6　結　　言　29

第3章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響　31
3．1　緒　　言　31
3．2　実験方法　31
3．2．1　実験装置　31
3．2．2　実験条件　32
3．2．3　実験試料　34
3．2．4　実験方法　35
3．3　実験結果　35
3．3．1　装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響　35
3．3．2　炉内の温度分布に及ぼすore/coke分布の影響　36
3．4　考　　察　37
3．4．1　ガス流れに及ぼすore/coke分布の影響　37
3．4．2　装入物の降下速度および炉下部温度に及ぼすore/cokeの影響　40
3．4．2．1　降下速度の計算方法　40
3．4．2．2　降下速度分布に及ぼすore/coke分布の影響　40
3．4．2．3　炉下部温度に及ぼす降下速度の影響　42
3．4．3　熱流比と炉下部温度の関係　43
3．5　実高炉でのore/coke，降下速度および炉下部温度の関係　44
3．6　各種操業時の適正な装入物分布　45
3．7　結　　言　46

第4章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響　47
4．1　緒　　言　47
4．2　実験方法および実験条件　47
4．3　実験結果　48

4．3．1　装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉下部の炉壁突起物の影響　48
4．3．2　装入物の降下速度分布に及ぼす炉壁突起物の影響　49
4．3．3　炉内の温度分布に及ぼす炉壁突起物の影響　50
4．4　考　　察　51
4．4．1　固体流れモデルによる降下挙動の推定　51
4．4．2　炉壁停滞層の層構造と形成メカニズム　53
4．4．3　ガス流れに及ぼす炉壁突起物の影響　54
4．4．4　炉下部の温度分布に及ぼす炉壁突起物の影響　55
4．4．5　炉壁停滞層の形成挙動に及ぼす炉壁突起物およびore/coke分布の影響　56
4．4．6　炉芯の形成挙動に及ぼす炉壁突起物およびore/coke分布の影響　59
4．5　炉体損傷時の適正な装入物分布　60
4．6　結　　言　60

第5章　炉壁混合層の形成とその通気性に及ぼすシャフト上部プロフィル，装入物性状の影響　63
5．1　緒　　言　63
5．2　実験方法　63
5．2．1　高炉三次元半裁の冷間模型を用いた実験　63
5．2．2　高炉シャフト部の冷間模型を用いた実験　65
5．3　実験結果　67
5．3．1　炉壁混合層の形成挙動に及ぼすシャフト上部プロフィルの影響　67
5．3．2　炉壁混合層の形成挙動に及ぼす鉱石性状の影響　67
5．3．3　炉壁近傍のガス流速分布に及ぼすシャフト上部プロフィルおよび細粒鉱石の比率の影響　68
5．3．4　シャフト上部の圧力損失に及ぼすシャフト上部プロフィルおよび細粒鉱石の比率の影響　71

5．4　考　　察　71
5．4．1　炉壁混合層の形成メカニズム　71
5．4．2　炉壁混合層の空間率とガス流の周辺流化の関係　73
5．4．3　シャフト上部プロフィル損傷時の装入物分布の考え方　76
5．5　実炉でのシャフト上部炉壁面の補修前後のガス流分布の比較　77
5．6　結　　言　79

第6章　高炉内における粉の挙動　81
6．1　緒　　言　81
6．2　実験方法　81
6．2．1　羽口からの粉コークス吹き込み実験　81
6．2．2　レースウェイ燃焼実験　83
6．3　実験結果および考察　86
6．3．1　高炉における粉の挙動　86
6．3．1．1　装入物の降下に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響　86
6．3．1．2　炉内のガス圧力分布に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響　87
6．3．1．3　レースウェイ形状に及ぼす羽口からの粉吹き込み量の影響　88
6．3．1．4　粉の堆積挙動に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響　90
6．3．1．5　粉の堆積挙動に及ぼす層頂プロフィルおよびコークス粒径分布の影響　92
6．3．1．6　粉の堆積挙動と装入物の降下挙動の関係　93
6．3．1．7　粉の堆積挙動と粉の粒径の関係　93
6．3．2　実炉での炉内堆積粉の調査結果　96
6．3．2．1　炉頂堆積粉　96
6．3．2．2　炉芯堆積粉　99
6．3．3　レースウェイ近傍でのコークスの粉化挙動　100

6．3．3．1　レースウェイ近傍の粉コークス堆積量に及ぼす羽口風速およびコークス強度の影響　100
6．3．3．2　炉芯コークス温度に及ぼす粉コークス堆積量の影響　102
6．3．3．3　レースウェイおよびレースウェイ近傍におけるコークスの性状変化　103
6．3．3．4　レースウェイでのコークスの粉化に関するコークス強度と羽口風速の当量関係　104
6．3．4　炉内粉の発生と循環・堆積メカニズム　106
6．4　結　　言　108

第7章　総　　括　111

記　　号　117

引用文献　121

謝　　辞　125

第1章　序　論

1．1　本研究の目的

高炉はガスと装入物の向流移動層型反応容器である。この反応容器の特徴は，日産１万ﾄﾝ以上の銑鉄の大量生産が可能であることと熱効率が90% 前後と大変高いことであり，このため，高炉は現在のところ銑鉄製造の主流を維持している。

しかし，高炉には，巨大な向流移動層であるがために生産性・生産弾力性等の制御性が必ずしも良くないという弱点もあり，安定した生産量・溶銑品質の確保の観点から，より一層の制御性の向上が望まれている。さらに，近年，CO_2 をはじめとする環境問題，コークス炉の更新の問題，および，コスト低減の観点から，高炉操業は，微粉炭多量吹き込みによる低コークス比(300kg/t以下）・高ore/coke(ore/coke ５以上：ore/cokeとは１チャージあたりの鉱石(ore) とコークス(coke)の重量比である。以下では，鉱石とコークスの層厚比も含めてore/cokeと呼ぶ）という通気面・通液面での過酷な条件下での操業に移行しつつあり，制御性の向上が高炉の最重要課題となってきている。

このように，ますます重要になりつつある高炉の制御性の向上のためには，向流移動層の基本である円滑なガス流れと固体流れ（装入物の降下・溶融挙動）に対する不安定要因を解明し，安定化対策を検討・提言することが必要である。

東田５高炉にはじまる高炉解体調査[1)-6)] により，Fig. 1.1に示すように，高炉内の充塡構造が，鉱石が塊状の状態で降下する塊状帯(Lumpy zone)，鉱石類が軟化・融着・溶融する融着帯 (Softening-melting zone, Cohesive zone)，コークスのみからなる充塡層を溶融したメタル・スラグが滴下する滴下帯(Dropping zone)，降下速度が小さく更新期間が長いコークス充塡層の炉芯(Dead-man)，2000℃以上の高温でコークスが燃焼するレースウェイ(Raceway)，スラグ・メタル層の存在する炉床(Hearth)で構成されていることが明らかになり，とくにガス流分布を支配する融着帯形状に着目した研究[7)-11)] が大幅に進歩した。

さらに，装入物分布モデル[12)] および高炉内の反応・伝熱・流動を考慮した高炉総合シミュレーションモデル[13),14)] の開発および高炉内での温度分布測定用の検出端[15)] や融着帯観測の検出端[10)] の開発により，炉内状況の推定が可能となってきた。

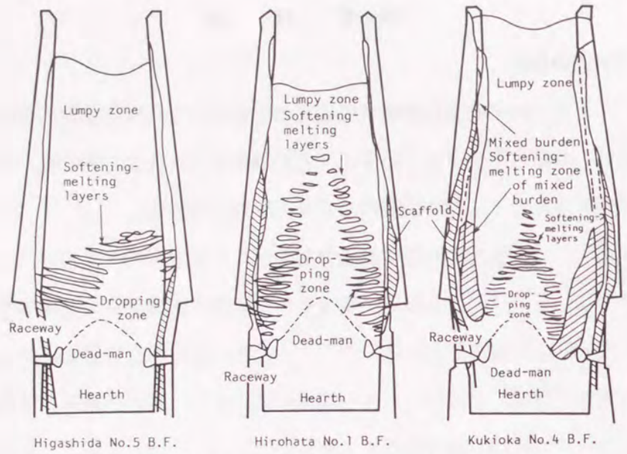


Fig. 1.1 Distribution of softening-melting layers in blast furnaces[1].

このように炉内状況，とくに高炉内のガス流れについてはかなりの事象が解明されつつあるが，装入物の降下や溶融の挙動および粉の挙動については未解明なことが多い。また，高炉内のガス流れについても，より一層の精度向上のためには，高炉内での装入物の層空間率を精度よく推定することが必要である。高炉内での装入物の層空間率の推定に関する研究[16]はあるものの，固定層での実験結果に基づく層空間率の推定式であり，向流移動層での層空間率推定式の開発が望まれている。

高炉内の装入物の降下と溶融の挙動の研究については，実炉での調査例[10),15)]も少ないため，未解明な部分が多いが，近年，模型実験により，装入物の降下と溶融の挙動が少しずつ明らかになってきている。例えば，擬似鉱石と温間模型を用いた融着帯形状に着目した研究[17)-19)]，および，冷間模型実験に基づく炉壁混合層・炉壁停滞層の形成挙動に及ぼす炉体内壁面形状（以下，プロフィルと呼ぶ）の影響に関する研究[20)-27)]が報告されている。

前者の研究に関しては，融着帯形状とore/coke分布の対応性を論じているものの，融着帯形状を決定する降下速度・熱流比に及ぼすore/cokeの影響を定量的に解析した研究はない。後者の研究に関しては，溶融挙動をも考慮した研究[19)]，あるいは，降下挙動に密接に関連したガス流れをも同時に考慮した研究[27)]は少ない。したがって，高炉内の装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布やプロフィルの影響をより定量的に解明する研究が望まれている。

一方，近年の微粉炭多量吹き込み操業により，従来以上に，未燃チャーを含む粉の高炉内での挙動[28)-30)]が着目されはじめ，充塡層（固定層）内を対象とした固気2相流に関する研究[31)-33)]が報告され，充塡層内での粉の流動特性が解明されている。しかし，高炉のような移動層内における粉の挙動に関する研究はなく，とくに，微粉炭多量吹き込みにともない増加することが予想される炉下部での発生粉の炉内での挙動に関する研究が望まれている。

本研究では，高炉の基本特性である向流移動層の状態をできるだけ模擬できる各種模型実験装置を用いて，Fig. 2に示すように，高炉内のガス流れ・降下・溶融の挙動に密接に関連しているore/coke分布・プロフィル・粉の影響を解明することを目的とし，同時に実炉での検証を行った。

まず，高炉塊状帯でのガス流れを支配する層空間率の推定式を導出すると同時に，装入物分布モデル[12)]へ導入し，装入パターン変更時のガス流れの変化を検討した。つぎに，高炉内のガス流れおよび装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布・プロフィルの影響を解明し，炉壁停滞層や炉壁混合層の形成メカニズムおよび形成させないための対策について検討した。さらに，炉芯の形成挙動に大きい影響を及ぼす炉下部発生粉の挙動を解明し，粉を発生させないための対策および粉を局部的に堆積させないための対策について検討した。

1．2　本論文の構成

本論文の構成は以下のとおりである。

(1)第1章　序論

(2)第2章　焼結鉱およびコークスの層空間率と形状係数の推定

ガスと装入物の向流移動層の層空間率および圧力損失を直接測定できる実験装置を用いて，向流移動層の層空間率および形状係数に及ぼす高炉装入物の粒度構成の影響を解析した。さらに，高炉用焼結鉱に適用できる新しい層空間率の推定式を導出し，本推定式を装入物分布モデルに適用した。

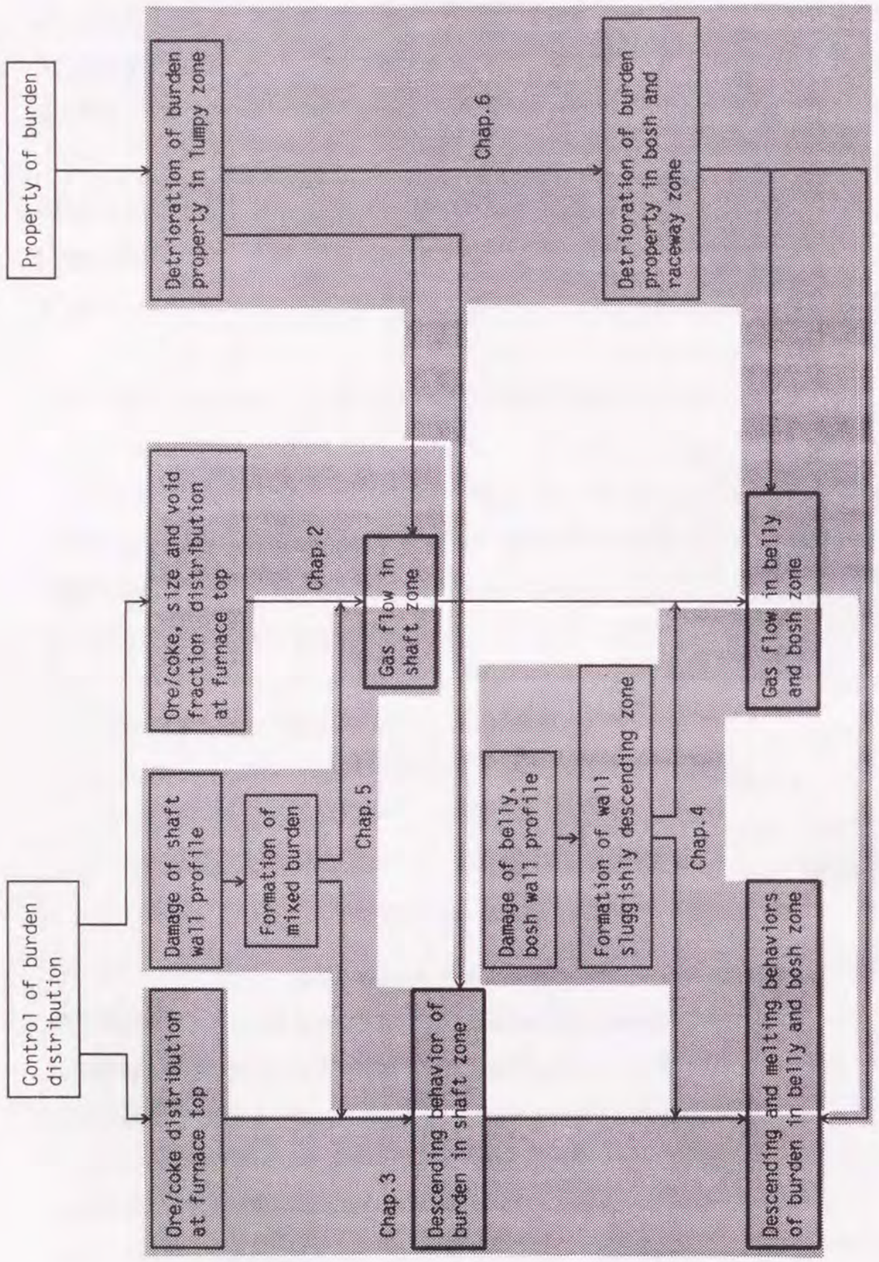


Fig. 1.2 Relationship between operating factors and gas flow, descending and melting behaviors of burden.

(3)第３章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響を検討し，炉下部の炉壁温度に及ぼす周辺部のore/coke，降下速度の影響を解析すると同時に，戸畑１高炉で上記の影響を検証した。さらに，オールコークス操業時および微粉炭吹き込み操業時の適正な装入物分布について考察した。

(4)第４章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を検討し，炉壁停滞層の形成メカニズム，炉壁停滞層の厚みに及ぼす突起物の突き出し長さ・設置位置・設置間隔・周辺部ore/cokeの影響および炉芯高さに及ぼす突起物の設置位置・中心部ore/cokeの影響を解析した。さらに，炉下部の炉体損傷時の装入物分布について考察した。

(5)第５章　炉壁混合層の形成挙動とその通気性に及ぼすシャフト上部プロフィル，装入物性状の影響

高炉シャフト部扇形の冷間模型および高炉三次元半裁の冷間模型を用いて，炉壁混合層の形成挙動およびガス流れに及ぼすシャフト上部プロフィル（付着物，浸食，凹凸形状）および装入物の性状（粒径，安息角）の影響を解析し，炉壁混合層の形成メカニズム，炉壁混合層の空間率およびシャフト上部プロフィル損傷時の装入物分布について考察した。さらに，君津２高炉でのシャフト上部炉壁面の補修前後の操業を解析し，シャフト上部プロフィルの補修効果を検証した。

(6)第６章　高炉内における粉の挙動

高炉三次元半裁模型を用いて，羽口からの粉コークスの吹き込み実験を行い，装入物の降下と通気性に及ぼす粉吹き込み量および粒径の影響を解析し，本知見と実炉でのサンプリング結果を比較・検討すると同時に，移動層内における粉の堆積挙動について考察した。さらに，小型レースウェイ燃焼炉を用いて，レースウェイ燃焼実験を行い，レースウェイ内でのコークスの粉化に及ぼす羽口風速・コークス強度の影響を解析し，高炉への微粉炭多量吹き込みにともない予想されるレースウェイでの粉の発生量の増加に対する抑制対策

について検討した。

(7)第７章　総括

２．１　緒　　言

高炉塊状帯でのガス流れや還元挙動を解明するためには，塊状帯での層空間率の定量化が必要である。しかし，高炉内充填層とくに移動層の状態での層空間率の推定に関する知見は少ない。田口ら[16]は，固定層での実験により，調和平均径と粒度分布の拡がりの大きさを示す粒度構成指数（I_{SP}）より近似的に求めた高炉装入物の層空間率推定式を提案しているが，粒径（d_p）の適用範囲が限定されている(コークス：0.024m＜d_p＜0.063m，焼結鉱：0.006m＜d_p＜0.030m）ため，小塊コークス，細粒焼結鉱使用時の層空間率の推定には適用できない。

一方，化学工学，粉体工学の分野では，多成分粒子充填層の空間率の推定式が，Furnasら[34]，大内山ら[35]により提案されている。Furnasらの推定式では，層を連続体として取り扱っているため配位数との関係が検討されていない。また大内山らの推定式では，各粒径の粒子を単独に充填した際の空間率がすべて等しいと仮定しているため，粒径により空間率が異なる粉粒体の場合には，適用上の問題がある。最近，鈴木ら[36),37]により，配位数推定モデル[38),39]に基づいた多成分粒子のランダム充填層を対象とした層空間率の推定式が提案された。

そこで，ガスと装入物の向流移動層の層空間率および圧力損失を直接測定できる実験装置を製作し，向流移動層の層空間率および形状係数に及ぼす高炉装入物の粒度構成の影響を解析した。そして，層空間率の測定値に基づいて鈴木らの層空間率推定式を修正し，高炉用焼結鉱に適用できる新しい層空間率の推定式を導出した。

２．２　実験方法

２．２．１　層空間率の測定

層空間率（ε）は，(2.1）式に基づいて，装入物の嵩密度（ρ_b）と装入物粒子の見掛け密度（ρ_p）より求められる。

$$\varepsilon = 1 - \rho_b / \rho_p \qquad (2.1)$$

２．２．１．１　嵩密度の測定

装入物の嵩密度の測定に用いた移動層実験装置の概要をFig. 2.1に示す。本装置は，ア

クリル製でパイプの内径は0.6mである。このパイプの下端より常温の空気が吹き込まれ，上端より装入された装入物はパイプの内部にある昇降式のガイドパイプにより下方に降下する。

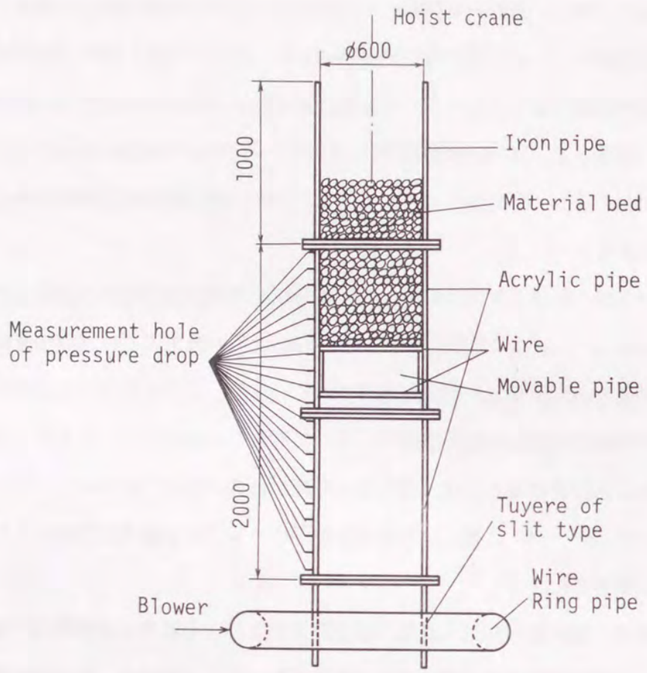


Fig. 2.1 Experimental apparatus.

本装置の特徴は，向流移動層の条件下で装入物の嵩密度の測定が可能なことであり，実験ではガス流速を空塔速度で約1m/s，降下速度を$1.1\sim1.7\times10^{-3}$m/sとし，高炉塊状帯の条件に近い実験条件を設定した。ただし，円筒型の本実験装置では，高炉塊状帯で降下時に生じる粒子の水平方向への配列変化は再現していない。実験時に装入物を約1.1m降下させ，降下停止後に装入物の層高（L）を測定し，この装入物の層高（L）とアクリルパイプの内径（D）より，(2.2) 式に基づいて装入物の体積（V）を求め，この体積と事前に測定した装入物の質量（M）から，(2.3) 式に基づいて装入物の嵩密度（ρ_b）を求める。

$$V = L \cdot \pi \cdot D^2 / 4 \qquad (2.2)$$

$$\rho_b = M / V \qquad (2.3)$$

2．2．1．2　見掛け密度の測定

装入物粒子の見掛け密度（ρ_p）は，(2.4) 式に基づいて，装入物粒子1個あたりの質量(m)と装入物粒子1個あたりの体積（v）より求められる。

$$\rho_p = m / v \qquad (2.4)$$

焼結鉱の見掛け密度は，ガス流れに影響を及ぼす凹面部を空間として考慮できるパラフィン法により測定した。本研究で用いたパラフィン法では，60℃前後の温度に調整したパラフィンの中に焼結鉱粒子を浸積し，焼結鉱粒子の周囲にパラフィンのフィルムを形成させた。コークスの見掛け密度は，JISK2151に準拠した水法により測定した。

2．2．1．3　粒子の平均投影面積の測定

粒子形状を調べるため，画像解析装置(TOSPIX-II：東芝製）により，各均一粒径の試料よりそれぞれ5~100 個選んだ粒子の投影面積を測定した。

2．2．2　圧力損失の測定

装入物の層高を測定後に，層高0.6mの装入物の圧力損失を測定した。ガス流速（空塔速度）は，0.2~1.1m/sの範囲で変化させた。

2．3　実験結果

2．3．1　均一粒子移動層の層空間率

供試試料として，高炉装入用のコークスおよび焼結鉱を使用した。コークスおよび焼結鉱の粒度範囲は，Table 2.1およびTable 2.2に示すようにそれぞれ7段階に分割し，各粒度範囲の試料を均一粒径試料とみなした。これら均一粒径試料の最大粒径と最小粒径の比は 1.5前後でほぼ同じである。

均一粒径のコークスおよび焼結鉱の層空間率の測定値をFig. 2.2に示す。層空間率は粒径との単純な直線関係になく粒径の減少にともない減少した。そして，ある粒径で最小値をとり，その粒径はコークスの場合には25～35mm，焼結鉱の場合には7~10mmの粒径である。さらに粒径が減少すると，層空間率は増加した。

Table 2.1 Bulk density, apparent density and void fraction in moving bed of uniform-sized coke.

Average diameter d_p (mm)	Particle diameter (mm)	Bulk density ρ_b(g/cm^3)	Apparent density ρ_p(g/cm^3)	Void fraction ε (-)
5.0	4～6	0.525	1.075	0.511
8.5	7～10	0.505	1.039	0.514
12.5	10～15	0.521	1.015	0.487
20.0	15～25	0.532	1.016	0.477
30.0	25～35	0.538	0.992	0.458
42.5	35～50	0.517	1.002	0.485
62.5	50～75	0.495	1.042	0.525

Table 2.2 Bulk density, apparent density and void fraction in moving bed of uniform-sized sinter.

Average diameter d_p (mm)	Particle diameter (mm)	Bulk density ρ_b(g/cm^3)	Apparent density ρ_p(g/cm^3)	Void fraction ε (-)
4.0	3～5	1.884	3.921	0.520
6.0	5～7	1.895	3.843	0.507
8.5	7～10	1.860	3.559	0.477
12.5	10～15	1.746	3.401	0.487
20.0	15～25	1.668	3.293	0.493
30.0	25～35	1.598	3.190	0.499
42.5	35～50	1.562	3.212	0.514

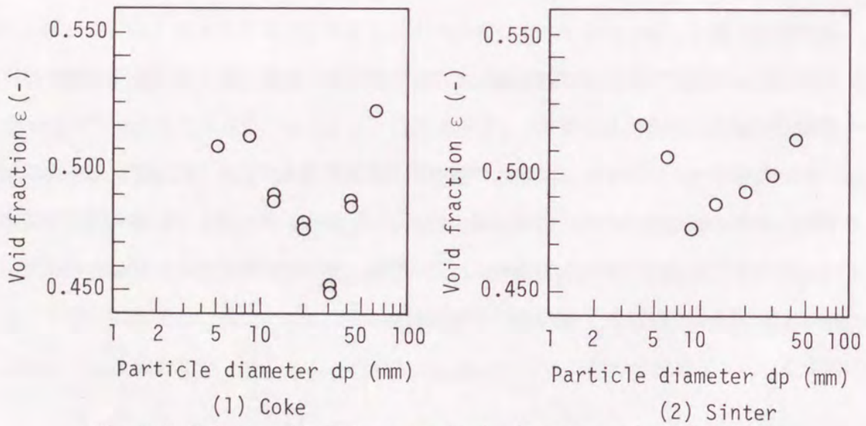


Fig. 2.2 Relationship between particle diameter and void fraction in moving bed of uniform-sized coke and sinter.

2．3．2 多成分粒子移動層の層空間率

2成分および3成分粒子移動層の層空間率の測定値を，Fig. 2.3およびFig. 2.4に示す。粒径の異なる2成分粒子からなるコークスおよび焼結鉱の層空間率は，細粒の体積混合比率の増加にともない減少し，細粒の体積混合比率が0.3 から0.5 の範囲で最小値を示す。その最小値は，粗粒と細粒の粒径比（d_{p1}／d_{p2}）が大きい場合に小さい。3成分粒子からなるコークスおよび焼結鉱の層空間率も，2成分粒子移動層の場合と同様に，細粒の体積混合比率の増加にともない減少するが，層空間率の最小値は，中間粒径の粒子の体積混合比率の増加にともない大きくなる。細粒の体積混合比率が0.3 から0.5 の範囲で最小値を示すという知見は，他の粉粒体を用いたWestman らの研究[10]，McGeary の研究[11]，および，Furnasの研究[31] の結果とほぼ一致している。

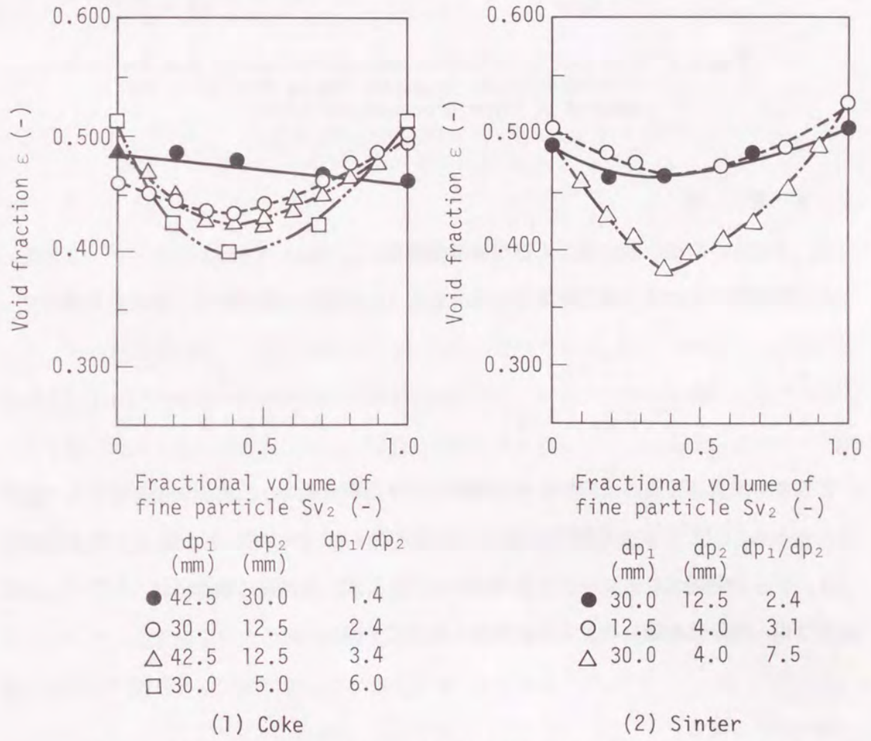


Fig. 2.3 Relationship between fractional volume of fine particle and void fraction in moving bed of coke and sinter composed of two component particles.

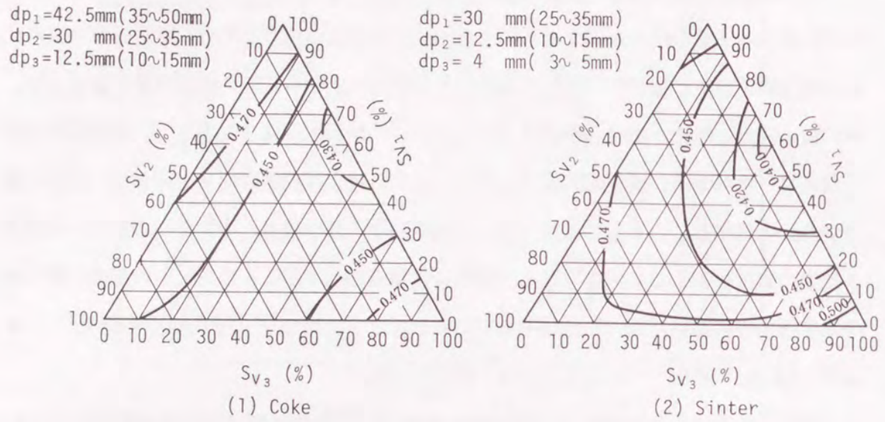


Fig. 2.4 Relationship between fractional volume of fine particle and void fraction in moving bed of coke and sinter composed of three component particles.

2．4 考　察

2．4．1 Ergun 式に基づく形状係数の推定

高炉内でのガスの圧力損失の推定には，（2.5）式のErgun 式がよく用いられる。

$$\frac{\Delta P}{L}=150\left(\frac{\mu(1-\varepsilon)^2}{(\phi d_p)^2\,\varepsilon^3}\right)u+1.75\left(\frac{\rho(1-\varepsilon)}{(\phi d_p)\,\varepsilon^3}\right)u^2 \quad (2.5)$$

そこで，本実験で求めた均一粒子移動層における層空間率と圧力損失の測定値を（2.5）式に代入し，（2.5)式を満足するような形状係数（ϕ）を求め，Fig. 2.5 に示す粒子径（d_p）との関係より，コークスの場合には（2.6)式，焼結鉱の場合には（2.7)式に示すような均一粒子移動層における形状係数の推定式を得た。

コークスの場合

$$\phi = 0.390 \cdot \log_{10}(d_p) + 1.331 \quad (2.6)$$

焼結鉱の場合

$$\phi = 0.338 \cdot \log_{10}(d_p) + 1.268 \quad (2.7)$$

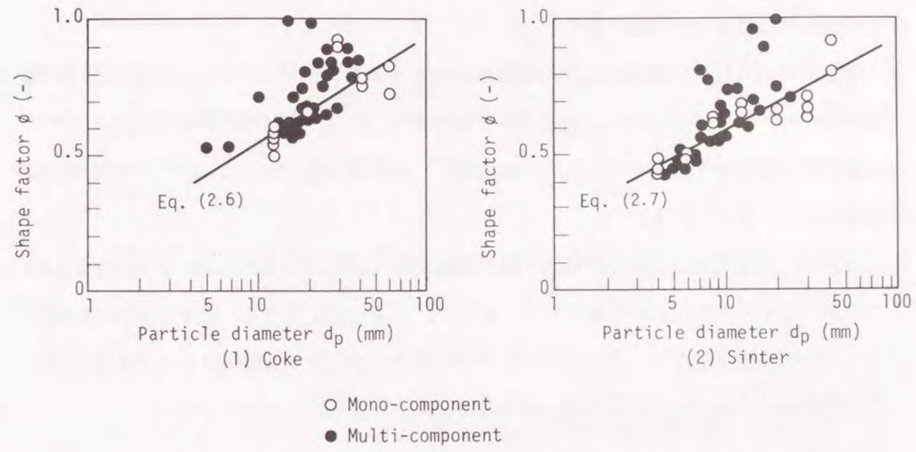


Fig. 2.5 Relationship between particle diameter and shape factor in moving bed of coke and sinter.

焼結鉱，コークスのいずれの場合にも，形状係数は粒径の増加にともない増加し，0.4~1.0 の範囲にある。なお，図中の●印は，多成分粒子移動層の形状係数の測定値であり，バラツキはあるものの，（2.6）式および（2.7)式が適用できると考えられる。この形状係数（ϕ）は，いわゆる形状係数を含む補正係数と考えられる。この補正係数が粒径の増加にともない大きくなる理由としては，粒径の増加にともないコークスおよび焼結鉱の形状が球形に近くなることあるいは抵抗係数が小さくなることが考えられる。さらに壁効果の影響が考えられるが，空間率に及ぼす壁効果がほとんど無視できると考えられるD／d_pが30以上（d_p 20㎜以下）の範囲でも，粒径の増加にともない補正係数が増加している。したがって，この補正係数の増加を，壁効果によるガスの不均一流れの影響により圧力損失が低下した結果として説明することはできないと考えられる。

2．4．2　層空間率に及ぼす形状係数の影響

Fig. 2.2に示したように，均一粒径のコークスおよび焼結鉱の層空間率と粒径との関係は単純な直線関係になく，層空間率はある粒径で最小値をとり，その粒径はコークスでは25~35mm，焼結鉱では7~10mmである。

層空間率が大粒径の範囲で粒径の増加にともない増加する理由については，安息角が増加するため[16]と考えられる。内径が最大粒子径の11倍以上の円筒容器を用いたコークスと焼結鉱の層空間率に関する田口らの測定値[16]も同様な傾向を示しており，壁効果の影響は小さいと考えられる。

つぎに，層空間率が小粒径の範囲で粒径の減少にともない増加する理由を検討するため，コークスと焼結鉱の球形度を測定した。そして，(2.8)式に基づき，粒子の平均投影面積（A）と等体積球相当径（d_v）より粒子の球形度をあらわす指標のひとつであるCarmanの形状係数を求め，粒径および層空間率との関係を解析した。

$$\phi_c = \frac{\pi \cdot d_v^2}{4A} \qquad (2.8)$$

Fig. 2.6に示すように，コークスと焼結鉱では，Carmanの形状係数に及ぼす粒径の影響が異なっている。コークスの場合には，Carmanの形状係数は0.56から0.71の範囲にある。そして，粒径が20mm以下では，粒径の減少にともないCarmanの形状係数が減少するため粗な充塡状態になり，コークスの層空間率が増加するものと考えられる。一方焼結鉱の場合には，Carmanの形状係数は0.65から0.91の範囲にある。そして，粒径が10mm以下では，粒径の減少にともないCarmanの形状係数が増加するため，密な充塡状態になると考えられるが，層空間率の測定値は増加している。したがって，焼結鉱の場合には，細粒焼結鉱の層空間率が大きい理由をCarmanの形状係数で説明することはできず，ミクロな表面形状の影響が大きいと考えられる。

細粒の範囲でコークスと焼結鉱のCarmanの形状係数が大きく異なっている理由は以下のように考えられる。焼結鉱の場合には，スラグボンドなどの結合が弱い部分から切断されるため細粒になる程球状化しやすく，コークスの場合には均質な基質のため細粒になる程偏平化しやすいものと考えられる。

つぎに，均一粒径のコークスおよび焼結鉱におけるCarmanの形状係数と層空間率の関係をFig. 2.7に示す。コークスの場合には，層空間率と形状係数の間に負の相関があり，層

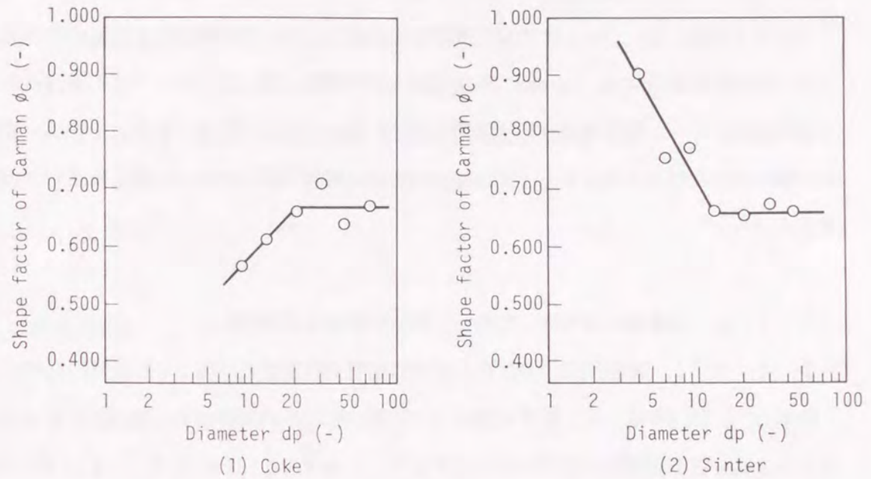


Fig. 2.6 Relationship between particle diameter and shape factor of Carman in moving bed of uniform-sized coke and sinter.

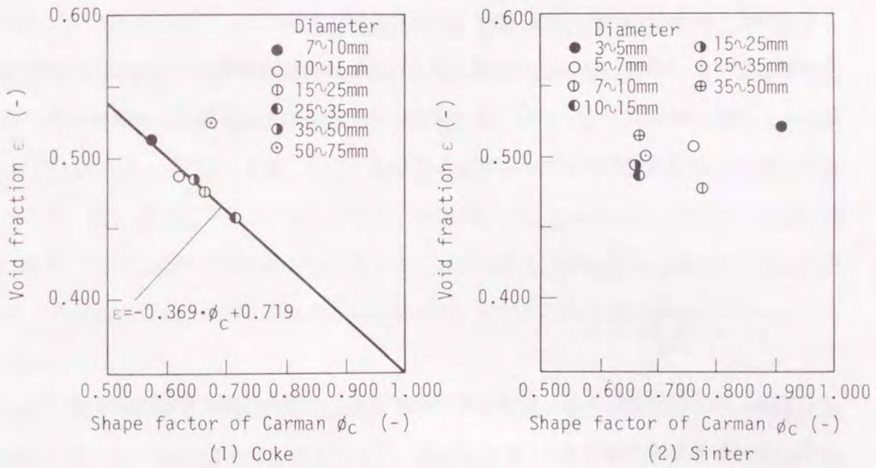


Fig. 2.7 Relationship between shape factor of Carman and void fraction in moving bed of uniform-sized coke and sinter.

空間率は形状係数の増大にともない減少する。なお図中の実線は，粒径が50~75mm の範囲のコークスを除いて，コークスの層空間率を形状係数に対して直線近似したものである。一方，焼結鉱の場合には，Carmanの形状係数と層空間率の間には，コークスの場合のような負の相関がなく，層空間率は形状係数の変化に対してほぼ一定値である。これは，焼結鉱の場合には，形状係数よりもミクロな表面形状が層空間率に大きい影響を及ぼすためと考えられる。

2．4．3　粒度偏析を考慮した新しい層空間率推定式の導出

2．4．3．1　層空間率の測定値と従来の層空間率推定式に基づく計算値の比較

鈴木ら[36),37)] らは，均一粒子充填層の空間率，各粒子の体積基準の混合分率および粒径から3成分粒子充填層の空間率を推定するモデルを作成し，そのモデルを多成分粒子系に拡張している。この多成分粒子系モデルでは，m成分粒子充填層の着目粒子と接触粒子の基本的な接触の方法として，m^2 個の方法を考えている。そして，着目粒子周囲の部分的な層空間率をそれぞれ$\varepsilon(1,1)$，$\varepsilon(1,2)$，……，$\varepsilon(m,m)$ とし，これらm^2 種類の部分的な層空間率を組み合わせて，m成分のランダム充填層全体の空間率を表現している。

多成分粒子充填層内の粒子jに着目した場合の層空間率（ε_j）は，(2.9) 式に示すように接触粒子kの面積基準の混合分率（Sa_k）と部分的な層空間率（$\varepsilon(j,k)$）の積算値に比例し，全体の層空間率（ε）は，(2.10)式に示すようにε_jと粒子jの体積基準の混合分率（Sv_j）の積算値で表されると仮定している。

$$\varepsilon_j = \beta_j \cdot \sum_{j=1}^{m} Sa_k \cdot \varepsilon(j,k) \qquad (2.9)$$

$$\varepsilon = \sum_{j=1}^{m} Sv_j \cdot \varepsilon_j \qquad (2.10)$$

ここでβ_jは比例定数であり，粒子jを単独で充填した場合の層空間率の測定値（$\tilde{\varepsilon}_j$）より，(2.11)式で求められる。

$$\beta_j = \tilde{\varepsilon}_j / \varepsilon(j,j) \qquad (2.11)$$

一方，田口ら[16)] はコークスおよび焼結鉱の層空間率の推定式として，それぞれ(2.12)式，(2.14)式に示すように，調和平均径（$(d_p)_H$）と粒度分布の拡がりの大きさを示す粒度構成指数（I_{sp}）の近似式を導出している。

コークスの場合

$$\varepsilon = (0.153 \log(d_p)_H + 0.418)(1 - \Delta\varepsilon) \qquad (2.12)$$

$$\Delta\varepsilon = 1.225\times10^{-2} I_{sp}^{0.416} \qquad (2.13)$$

焼結鉱の場合

$$\varepsilon = 0.403(d_p)_H^{0.14}(1 - \Delta\varepsilon) \qquad (2.14)$$

$$\Delta\varepsilon = 1.64\times10^{-3} I_{sp}^{1.006} \qquad (2.15)$$

3．2節で得られたコークス，焼結鉱の2成分粒子移動層における層空間率の測定値と鈴木らのモデル[36),37)] および田口らのモデル[16)] による層空間率の計算値の比較をFig. 2.8，Fig. 2.9に示す。コークス，焼結鉱ともに，粗粒と細粒の粒径比（d_{p1}/d_{p2}）が3以下と小さい範囲では，鈴木らのモデルによる計算値は測定値とよく一致するが，粒径比が3以上の範囲では，細粒の体積混合比率が0.5 以下の範囲で，鈴木らのモデルによる計算値は測定値より小さくなる。一方，同一粒径比では，コークスのモデル計算値が，焼結鉱に比べて，測定値と良く一致している。粒径比が3以上の場合に，細粒の体積混合比率が0.5 以下の範囲で層空間率の測定値がモデル計算値より大きくなる理由は，細粒の比率の小さい場合には，細粒の粒度偏析により細粒と粗粒が均一な混合状態になりにくいためと考えられる。

田口らのモデルによる計算値によると，コークスの場合には，粒径比が6.0 の場合に層空間率が0.15以下と推定される場合があり，焼結鉱の場合にも，粒径比が7.5 の場合に層空間率が0.30以下となっている。田口らのモデルにおいて，層空間率の計算値が測定値に比較して小さく推定される主な理由は，(2.12)式，(2.14)式からわかるように，粒径の減少にともない層空間率が減少すると仮定しており，細粒の層空間率の計算値が小さく推定されるためと考えられる。

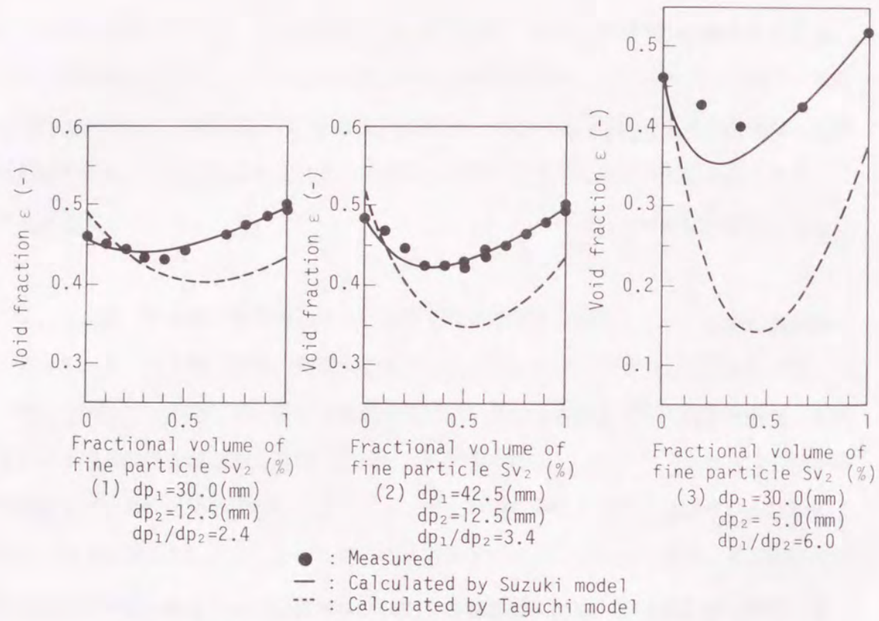


Fig. 2.8 Comparison between void fraction calculated by Suzuki model and void fraction measured in moving bed of coke composed of two component particles.

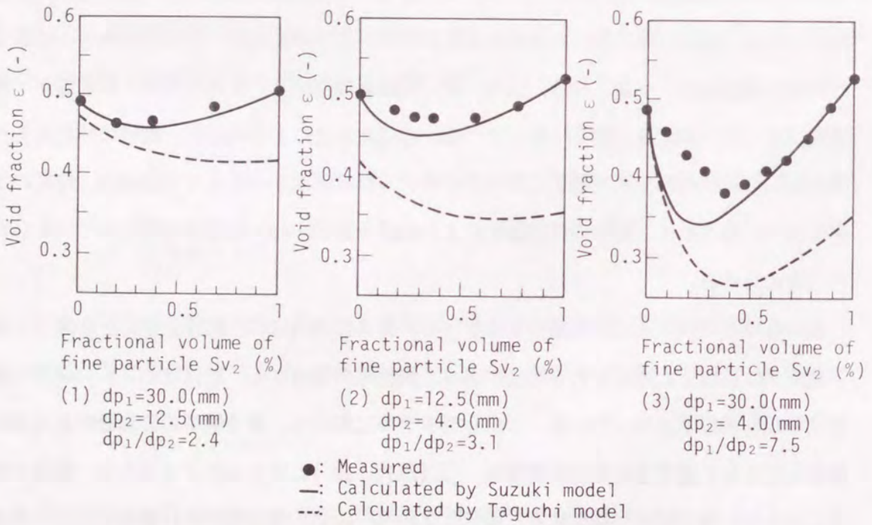


Fig. 2.9 Comparison between void fraction calculated by Suzuki model and void fraction measured in moving bed of sinter composed of two component particles.

2成分，3成分およびTable 2.3に示す高炉装入物の粒度分布に近い焼結鉱，コークスをベースにして細粒の比率（細粒焼結鉱の粒径:3~5mm，細粒コークスの粒径:7~10mm）を変更した多成分粒子移動層の層空間率の測定値と鈴木らのモデルの計算値の比較をFig. 2.10に示す。コークスの場合には，層空間率の測定値は鈴木らのモデルの計算値とよく一致するが，焼結鉱の場合には，層空間率の測定値は鈴木らのモデルの計算値より大きい。上記の主な理由は，焼結鉱の場合には，コークスに比較して表面形状が複雑なこと，および，細粒の形状が球形に近く見掛け密度が大きいために粒度偏析が促進されやすく，粗粒と細粒が均一な混合状態になりにくいことに起因すると考えられる。

Table 2.3 Size distribution of coke and sinter used in actual blast furnace.

	3~5mm (%)	5~7mm (%)	7~10mm (%)	10~15mm (%)	15~25mm (%)	25~35mm (%)	35~50mm (%)	Harmonic mean dia. (mm)
Coke			1.8	12.8	42.0	38.9	4.5	21.2
Sinter	2.4	9.7	14.8	18.7	28.1	19.4	6.9	13.5

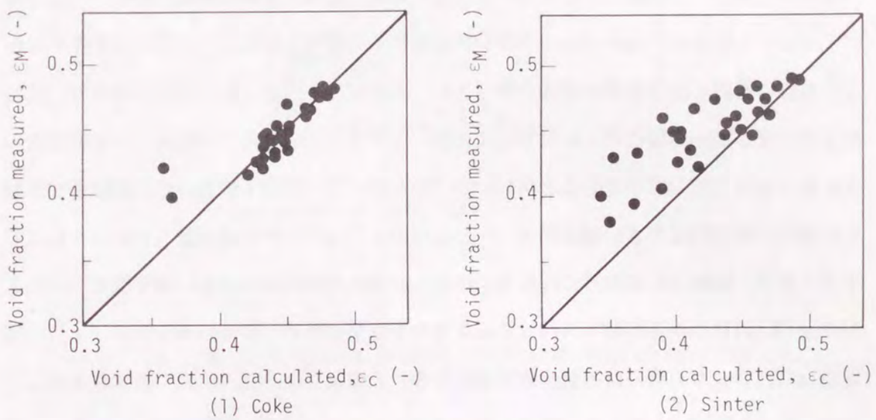


Fig. 2.10 Comparison between void fraction calculated by Suzuki model and void fraction measured in moving bed of coke and sinter particles.

2．4．3．2　粒度偏析を考慮した新しい層空間率推定式の導出

鈴木らの層空間率推定モデル[36),37)]を，細粒の偏析現象を考慮したモデルに修正する。鈴木らのモデルでは，(2.9) 式に示すように，各粒子基準の層空間率（ε_j）は，ランダムに存在する接触粒子kの面積基準の混合分率（Sa_k）と部分的な空間率（$\varepsilon(j,k)$）の積算値に比例すると仮定している。しかし，通常は細粒の偏析現象が発生するため，粗粒の周囲に細粒が存在する確率はランダム充填の場合よりも小さく，各粒子基準の層空間率の計算には，面積基準の混合分率（Sa_k）よりも小さい値の指数を用いる必要がある。そこで，各粒子基準の層空間率（ε_j）は，体積基準の混合分率（Sv_k）を考慮した(2.16)式で表される指数（Sk)と部分的な空間率（$\varepsilon(j,k)$）の積算値に比例すると仮定すると(2.17)式で表される。ここで，γは体積基準の混合分率（Sv_k）にかかる係数である。

$$Sk = (Sa_k + \gamma \cdot Sv_k) / \sum_{k=1}^{m} (Sa_k + \gamma \cdot Sv_k)$$

$$= (Sa_k + \gamma \cdot Sv_k) / (1 + \gamma) \qquad (2.16)$$

$$\varepsilon_j = \beta_j \cdot \sum_{k=1}^{m} Sk \cdot \varepsilon(j,k) \qquad (2.17)$$

(2.16)式において，従来の接触粒子kの混合分率（Sa_k）でなく体積基準の混合分率（Sv_k）を考慮した指数（Sk)を用いることの物理的意味を明確にするために，Fig. 2.11に示すような粒径が30㎜と 4㎜の２成分の球形粒子充填層を考え，(2.17)式で表される新しい指数（Sk)と面積基準の混合分率（Sa_k）との関係をFig. 2.12に示す。図より，接触粒子の粒径が30㎜の場合のSk はSa$_k$に比較して大きく，接触粒子の粒径が４㎜の場合のSk はSa$_k$に比較して小さいことがわかる。したがって，粗粒子のまわりに細粒子が接触した場合の相対的に小さい層空間率（Fig. 2.11の$\varepsilon(1,2)$）にかかる指数（Sk)はSa$_k$より小さくなり，細粒子のまわりに粗粒子が接触した場合の相対的に大きい層空間率（Fig. 2.11の$\varepsilon(2,1)$）にかかる指数（Sk)はSa$_k$より大きくなるため，全体の層空間率（ε）の推定値は(2.11)式から得られる値より大きくなる。このように，(2.16)式で表される新しい指数（Sk)を鈴木らの層空間率推定モデルに導入することにより，粗粒子と細粒子が分離する偏析現象が生ずる場合にも，層空間率を精度良く推定できる。

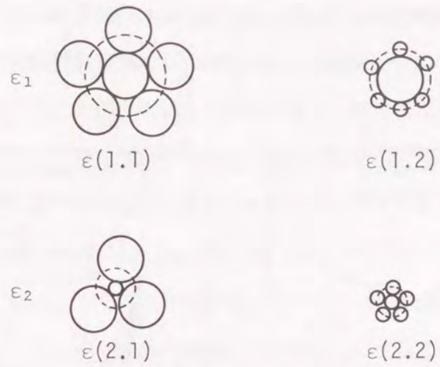


Fig. 2.11　Types of two component random mixture of spheres.

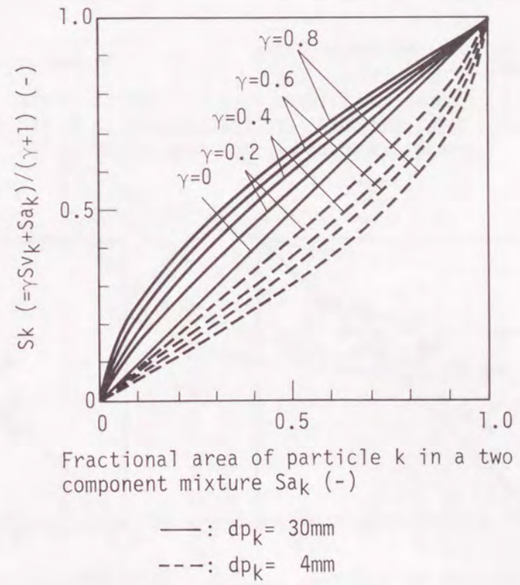


Fig. 2.12　Relationship between fractional area of particle and new index in a two component mixture.

焼結鉱の２成分および多成分粒子移動層に，新しい指数Ｓk を導入した層空間率推定モデルの計算値と測定値の比較をFig. 2.13およびFig. 2.14に示す。図から，(2.16)式中の体積基準の混合分率（Sv_k）にかかる係数（γ）が 0.6の場合に計算値と測定値がよく一致することがわかる。

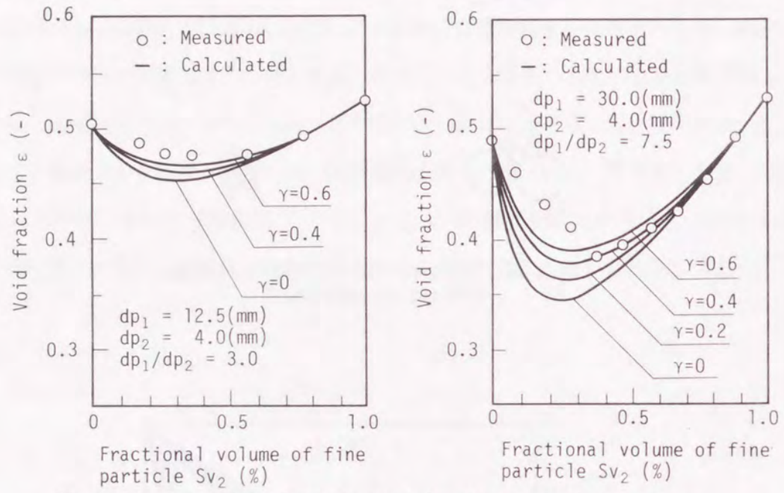


Fig. 2.13 Comparison between void fraction calculated by new model and void fraction measured in moving bed of sinter composed of two component particles.

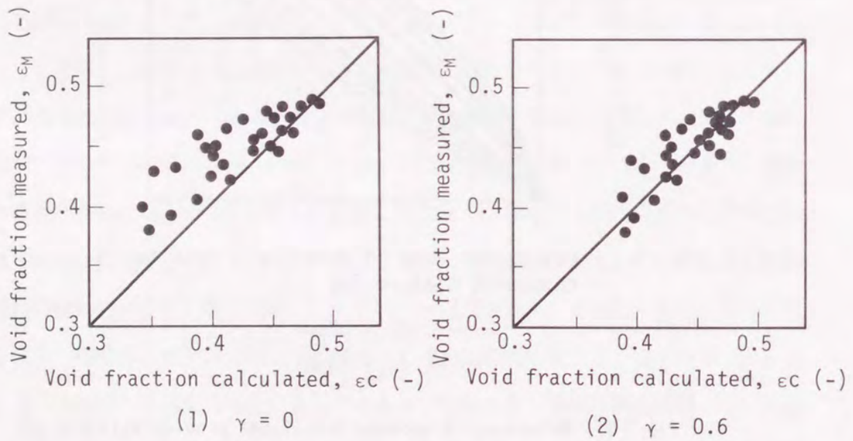


Fig. 2.14 Comparison between void fraction calculated by new model and void fraction measured in moving bed of sinter particles.

本来，この係数（γ）は，細粒の偏析の程度によって変化するため，偏析に大きい影響を及ぼすと考えられる細粒焼結鉱の比率によっても大きく変化する。そこで，Table 2.3に示した高炉装入物の粒度分布に近い焼結鉱をベースにして，粒径が3~5mm の細粒焼結鉱の比率を20, 40, 60% とした場合の層空間率の測定値と計算値との差異を係数γに対して求めた。その結果をFig. 2.15に示す。図から，粒径が3~5mm の細粒焼結鉱の比率の増加に伴い，層空間率の計算値と測定値が一致するための係数（γ）が小さくなることがわかる。上記の粒度分布の焼結鉱に，Fig. 2.15の知見に基づいて係数（γ）を適切に設定した新しい層空間率推定式による層空間率の計算値，従来の鈴木モデル（γ＝０時の新しい層空間率推定式と等価），田口モデルの計算値および測定値の比較をFig. 2.16に示す。図から，鈴木らの層空間率推定式を修正した新しい層空間率推定式による層空間率の計算値が測定値とよく一致しており，高炉装入物の粒度分布に近い焼結鉱を用いた向流移動層の層空間率は，この新しい層空間率推定式によって精度良く推定できることが判明した。

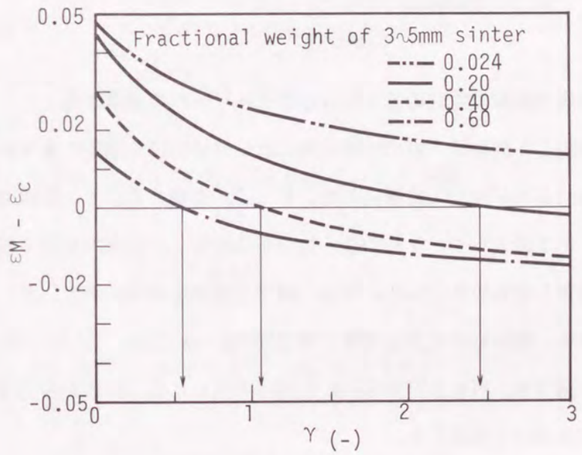


Fig. 2.15 Relationship between coefficient γ and difference of void fraction measured from void fraction calculated $\varepsilon_M - \varepsilon_C$.

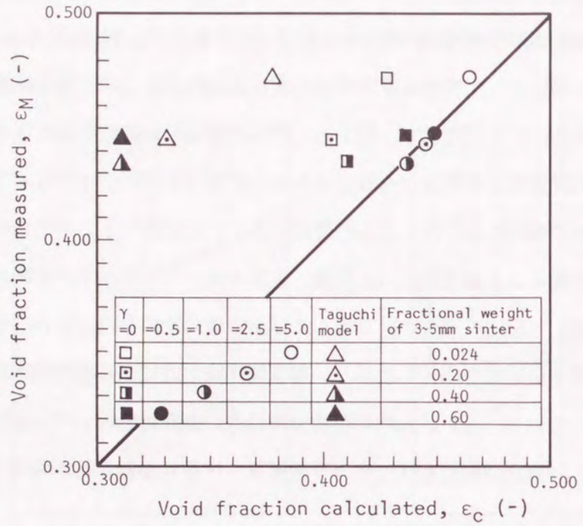


Fig. 2.16 Comparison between void fraction calculated by this model and void fraction measured in moving bed of sinter used in actual blast furnace.

2．5　新しい層空間率推定式の装入物分布モデル[12]への適用結果

2．4節で導出した高炉装入物の粒度分布に近い焼結鉱にも適用できる新しい層空間率推定式を装入物分布モデル[12]に導入した。そして，室蘭2高炉での焼結鉱粒度別装入時を含むTable4に示す装入パターン時の装入物分布を計算し，従来の田口らの層空間率推定式[16]の適用結果との比較を行った。なお，層空間率推定式の基礎データとして必要な均一粒径のコークス，焼結鉱の見掛け密度と層空間率については，Table 2.1とTable 2.2に示す測定値に基づき，Fig. 2.17からFig. 2.20にて求めた(2.18)式から(2.25)式に示す粒径による近似式を用いて推定した。

Table 2.4 Charging patterns

Case1	C 5　O 5
Case2	C 5 7 9 11　O_L 10 11 12 13 14　O_S 6 7 8

O_L, O_S:Ore of coarse and fine particle

コークスの場合

$$\rho_p = 1.015 \tag{2.18}$$

$4mm \leqq d_p < 6mm$　　$\varepsilon = 0.510$ (2.19)

$6mm \leqq d_p < 30mm$　　$\varepsilon = -0.0956 \log(d_p) + 0.599$ (2.20)

$30mm \leqq d_p$　　$\varepsilon = 0.2107 \log(d_p) + 0.145$ (2.21)

焼結鉱の場合

$3mm \leqq d_p < 30mm$　　$\rho_p = -0.877 \log(d_p) + 4.449$ (2.22)

$30mm \leqq d_p$　　$\rho_p = 3.139$ (2.23)

$3mm \leqq d_p < 8.5mm$　　$\varepsilon = -0.1298 \log(d_p) + 0.601$ (2.24)

$8.5mm \leqq d_p$　　$\varepsilon = 0.0479 \log(d_p) + 0.432$ (2.25)

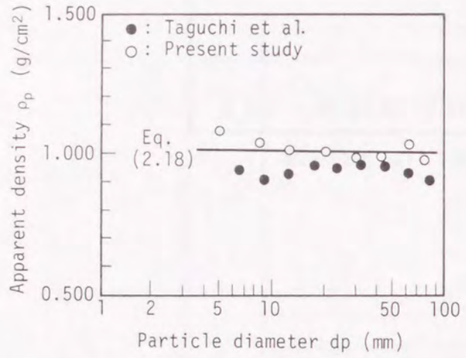


Fig. 2.17 Relationship between particle diameter and apparent density in moving bed of uniform-sized coke.

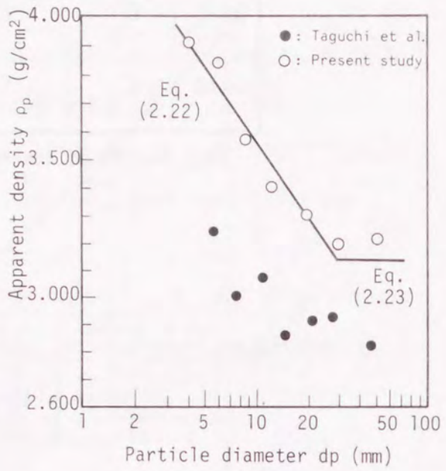


Fig. 2.18 Relationship between particle diameter and apparent density in moving bed of uniform-sized

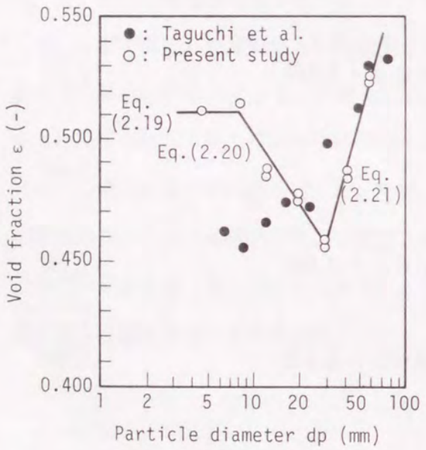


Fig. 2.19 Relationship between particle diameter and void fraction in moving bed of uniform-sized coke.

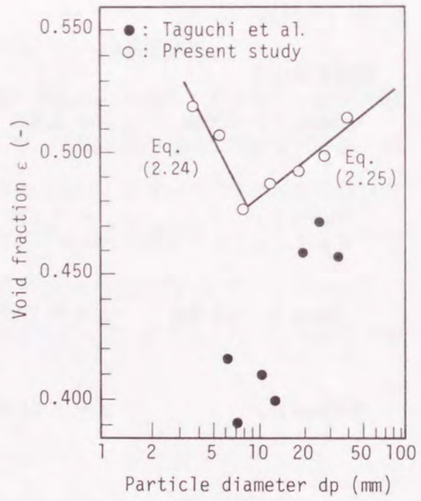
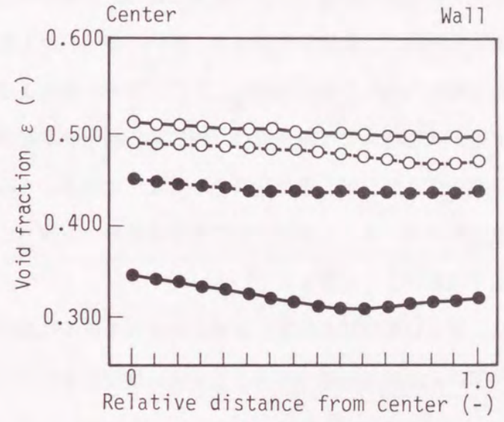
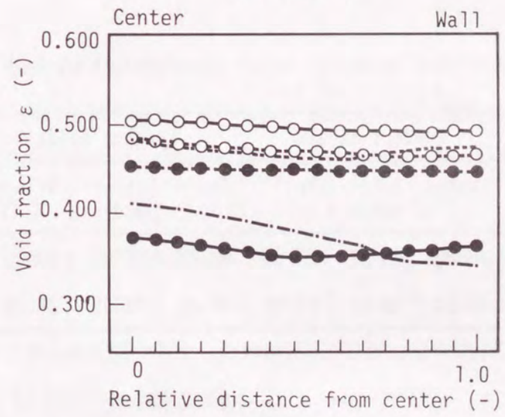


Fig. 2.20 Relationship between particle diameter and void fraction in moving bed of uniform-sized sinter.

炉頂での層空間率の計算結果をFig. 2.21に示す。図に示すように，コークスの層空間率は，田口らの層空間率推定式および新しい層空間率推定式のいずれを用いた場合にも0.500前後である。しかし，田口らの層空間率推定式を用いた場合の計算結果では，鉱石の層空間率は0.300 から0.350 と極端に小さいが，新しい層空間率推定式を用いた場合の計算結果では，鉱石の層空間率は0.450から0.500の範囲にあり，コークスの層空間率より0.030から 0.040小さい層空間率になっている。さらに，粒度別装入を行った場合の細粒焼結鉱



(1) Case 1



(2) Case 2

○: Coke
●: Ore of coarse particle
·: Ore of fine particle
——: Taguchi model
-----: This model

Fig. 2.21 Void fraction distribution at top level calculated by burden distribution model.

Os 装入時に，両者の推定式の計算結果が大きく異なる。田口らの層空間率推定式を用いた場合の計算結果では，細粒焼結鉱の層空間率は炉中心から炉壁にむかって単調に減少し，細粒の多い炉壁近傍では 0.340前後の極端に小さい値となっているが，新しい層空間率推定式を用いた場合の計算結果では，細粒焼結鉱の層空間率は粗粒焼結鉱の層空間率より0.020から0.030大きい値であり，炉中間部で 0.465と最小値をとり，炉壁近傍では 0.477と増加している。

つぎに，装入物分布モデルによる炉頂でのガス流速分布の計算値から炉壁部，中間部，中心部の特定範囲における平均ガス流速分布を求め，百分率表示したものおよび三角ダイヤグラム上に図示したものをTable 2.5およびFig. 2.22に示す。表および図からわかるように，新しい層空間率推定式を導入した場合には，田口らの層空間率推定式を用いた場合に比べて，中間流が1~2%大きくなり中心流が1~3%小さくなっている。さらに，新しい層空間率推定式を導入した場合には，田口らの層空間率推定式を用いた場合に比べて，粒度別装入による周辺流の低下現象がよく表現されている。

以上の計算結果から，新しい層空間率推定式を装入物分布モデルに導入することにより，炉頂での鉱石の層空間率およびガス流速分布をより正確に推定できることがわかった。

Table 2.5 Gas velocity ratios calculated by burden distribution model.

	Taguchi et al.			Present study		
	Center	Inter-mediate	Wall	Center	Inter-mediate	Wall
Case 1	46.20	25.97	27.83	43.37	27.83	28.80
Case 2	42.24	30.47	27.30	41.41	31.49	27.10

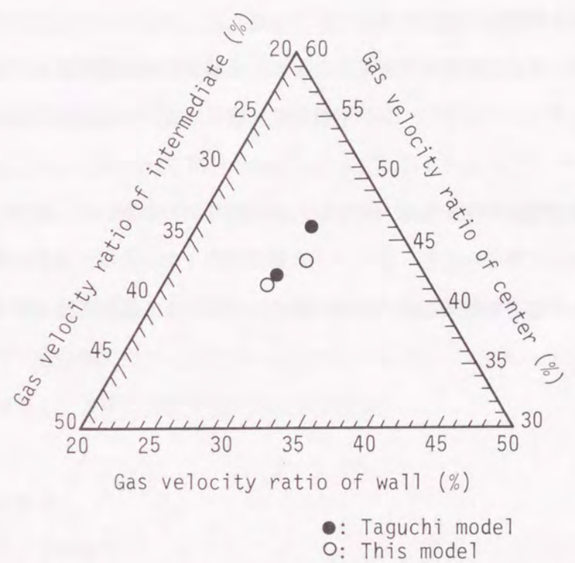


Fig. 2.22 Gas velocity ratios calculated by burden distribution model.

2．6 結　言

ガスと装入物の向流移動層の層空間率および圧力損失を直接測定できる実験装置を用いて，向流移動層の層空間率および形状係数に及ぼす高炉装入物の粒度構成の影響を解析し，以下の知見を得た。

(1)均一粒径のコークスおよび焼結鉱の層空間率は，粒径との単純な関係になく，ある粒径で最小値を示す。

(2)粒径の異なる2成分・3成分のコークスおよび焼結鉱の層空間率は，細粒の体積混合比率が 0.3から 0.5の範囲で最小値を示す。

(3)圧力損失の測定値と Ergun式に基づく圧力損失の計算値が一致するように，コークスと焼結鉱の形状係数の推定式を得た。その推定式によると，コークス，焼結鉱の形状係数は粒径の増加にともない 0.4から 1.0の範囲を増加する。

(4)コークスの場合には，層空間率とCarmanの形状係数の間には負の相関があるが，焼結鉱の場合には，層空間率はCarmanの形状係数の変化に対しほぼ一定である。

(5)多成分粒子のランダム充填層を対象とした鈴木らの層空間率の推定式により，高炉用コークスの層空間率を精度良く推定することができる。

(6)多成分粒子のランダム充填層を対象とした鈴木らの層空間率の推定式を，移動層の層空間率の測定結果に基づいて修正し，高炉用焼結鉱に適用できる新しい層空間率の推定式を導出した。

(7)上記の新しい層空間率推定式を導入した装入物分布モデルを用いて，室蘭２高炉での焼結鉱粒度別装入時の炉頂での鉱石・コークスの層空間率分布およびガス流分布指数を計算し，従来の田口らの層空間率推定式の適用結果に比べて，より正確に推定できることがわかった。

第３章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響

３．１　緒　　言

高炉操業を安定化させるためには，高炉下部での装入物の円滑な降下を確保することが重要であり，装入物の軟化・収縮・滴下による体積変化を考慮すると，装入物の降下に及ぼすore/coke分布の影響が大きいと推察される。

従来，擬似鉱石と温間模型を用いた融着帯形状に着目した研究[17),18),19)]が報告されているが，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響を定量的に解析した報告は見当たらない。

そこで，筆者らは高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下，ガス流れおよび炉内温度に及ぼすore/cokeの影響を実験的・理論的に解析し，高炉の適正な装入物分布を考察した。

３．２　実験方法

３．２．１　実験装置

実験に用いた高炉三次元半裁模型をFig. 3.1に示す。本装置は，4000m³級の大型高炉の火入れ当初のプロフィル（シャフト角：81° 04′，朝顔角81° 07′）の1/20縮尺の温間模型である。装置の前面は耐熱性のガラスで構成され，コークスや擬似鉱石の降下と溶融の挙動の観察が可能である。

コークスと擬似鉱石は，ベルおよびムーバブル・アーマー（MA）により交互に層状装入される。180 ℃の加熱空気が18本の羽口より吹き込まれ，擬似鉱石が溶融滴下する。溶融物は炉床に溜められ出銑口より排出され，コークスはレースウェイ直下に設置した６台のロータリー・フィーダーにより下部ホッパーに運ばれ，さらにチューブラ・コンベアにより密閉貯蔵庫内へ排出される。本装置の検出端の概要をTable 3.1に示す。熱電対温度計（計36点）および圧力計（９点）により，炉高方向・炉径方向の温度分布，炉高方向のガス圧力分布を測定し，赤外線放射温度計により炉内の温度分布（ガラスの表面温度）を測定した。

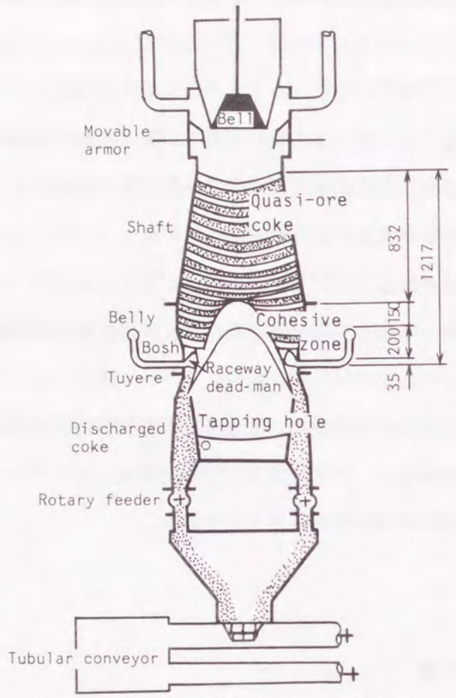


Fig. 3.1 Schematic illustration of three-dimensional semicircle model.

Table 3.1 Outline of measuring items.

Measuring items	Probes	Measuring points
(1) Temperature ① Wall ② Burden at tuyere level ③ Top gas ④ Burden	Thermo-couples	Height 8 Circumference 14
	Thermo-couples	Radius 7
	Thermo-couples	Radius 7
	Infrared radiation thermometer	
(2) Gas pressure	Pressure gauges	Height 8
(3) Burden pressure at wall	Burden pressure gauges	Height 6
(4) Gas velocity at top level	Hot wire anemometer	Radius

3．2．2 実験条件

Table 3.2に示すように，装入物の降下挙動およびレースウェイの形成挙動を決定する力学的相似則ならびに擬似鉱石の溶融挙動を決定するエネルギー相似則を導き[12]，実高炉と相似な模型装置の諸元と実験条件を決定した。

高炉下部現象を支配する主要な力および熱量は，装入物の重力F_g，ガスの慣性力F_i，F_{it}，装入物層内の内部摩擦力F_fおよびガスから装入物への伝熱量Q_h，装入物への蓄積熱Q_cおよび溶融体の融解熱量Q　であることを次数評価法[13]に基づいて推定し，それぞれの力の比およびエネルギーの比より，無次元数π_i（i＝1～5)を導出した。主要な無次元数は，Froude数（π_1，π_3），内部摩擦係数（π_2），および，Stanton数（π_4），溶融体の融解熱量Q_λと装入物への蓄積熱Q_cの比（π_5）と推定された。そして，模型と実高炉のπ_iが等しいとおくことによって，主要変数に関する相似比の算定式を導き，(3.8)式より模型実験の羽口風速，(3.9）式より模型実験の送風温度，(3.10)式より擬似鉱石の融点を決定した。幾何学的縮尺比（1'/1）が1/20の模型と実高炉の主要な変数の相似比に基づく計算値をTable 3.3に示し，実験条件を決定するための実高炉操業条件および対応する基準実験条件をTable 3.4に示す。

Table 3.2 Main dimensionless numbers and scale factors which dominate the physical phenomena in the lower part of the blast furnace. (Dash (') indicates the model)

Dimensionless number (π)	Scale factors	Remarks
$\pi_1=\frac{F_i}{F_g}=\frac{\rho_f \cdot V_f^2}{\rho_s \cdot g \cdot \ell}$ ……(3.1)	$\frac{V_f'}{V_f}=\sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_f'}\cdot\frac{\ell'}{\ell}}$ ……(3.6)	π_1: Froude number $\rho_s'=\rho_s$
$\pi_2=\frac{F_f}{F_g}=\mu_c$ ……(3.2)	$\mu_c'=\mu_c$ ……(3.7)	
$\pi_3=\sqrt{\frac{F_{it}}{F_g}}=u_t\sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_c \cdot g \cdot \ell}}$ ……(3.3)	$\frac{u_t'}{u_t}\sqrt{\frac{\rho_f}{\rho_f'}\cdot\frac{\ell'}{\ell}}$ ……(3.8)	π_3: Froude number u_t:Blast velocity
$\pi_4=\frac{Q_h}{Q_c}=\frac{h \cdot \Delta\theta_d}{\rho_s \cdot c_s \cdot V_s \cdot \Delta\theta_i}$ …(3.4)	$\frac{\Delta\theta_d'}{\Delta\theta_d}=\frac{h \cdot c_s' \cdot V_s' \cdot \Delta\theta_i'}{h' \cdot c_s \cdot V_s \cdot \Delta\theta_i}$ …(3.9)	π_4: Stanton number $V_s'/V_s=u_f'/u_f$ $\Delta\theta_i=t_m-t_o$ $\Delta\theta_d=T_f-t_c$
$\pi_5=\frac{Q_\lambda}{Q_c}=\frac{\lambda m \cdot \rho m}{\rho_s \cdot c_s \cdot \Delta\theta_i}$ ……(3.5)	$\frac{\Delta\theta_i}{\Delta\theta_i}=\frac{\lambda m' \cdot c_s}{\lambda m \cdot c_s'}$ ……(3.10)	

Table 3.3 Comparison of principal variables between 1/20 scale model and actual blast furnace.

Variables	Scale model	Blast furnace	Remarks
Superficial gas velocity	u_f' =0.29m/	u_f =1.39m/s	π_1
Blast velocity at a tuyere	u_t' =43m/s	u_t =174m/s	π_3
Flame temperature	T_f' =180℃	T_f=2350℃	π_4
Coke temperature at a tuyere	t_c' =145℃	t_c=1550℃	
Melting point of ore	t_m' =120℃	t_m=1450℃	π_5

Table 3.4 Standard experimental conditions.

1. Blast furnace operation conditions	
(1) Productivity coefficient	2.5 t/(d•m³)
(2) Fuel rate	480 kg/tp
(3) Raceway depth	1.3 m
2. Standard experimental conditions	
(1) Blast volume	130 Nm³/h
(2) Blast temperature	180 ℃
(3) Amount of coke discharge	91 kg/h
(4) Charging number	26 ch/h
(5) Amount of coke charge	3.5 kg/ch
(6) Amount of quasi-ore charge	11.7kg/ch

装入条件として，３種類の装入パターン（MA未使用（C_0 O_0），鉱石内振り（C_0 O_{20}），および，コークス内振り（$C_{20}O_0$）；以下，鉱石外振りと呼ぶ）を選択した。ここで，添字は，MAのプレートと鉛直面のなす角度である。Fig. 3.2に示すように，MA未使用の場合には，半径方向における擬似鉱石とコークスの層厚比（Lo/Lc ：以下，ore/cokeと呼ぶ）がほぼ均一な分布，鉱石内振りの場合には，中間部のore/cokeが最大となる分布，鉱石外振りの場合には，周辺部のore/cokeが最大となる分布である。

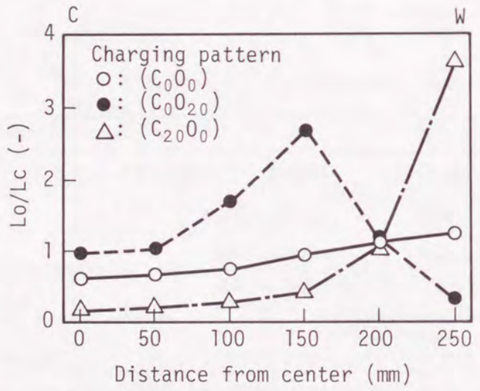


Fig. 3.2 Radial distribution of layer thickness ratio (L_o/L_c) of ore to coke.

3．2．3 実験試料

実験試料として，コークスと擬似鉱石を用いた。コークスの粒径は２～４㎜，擬似鉱石の粒径は１～５㎜とした。擬似鉱石は粒状の易融合金とステアリン酸の混合物[12]である。擬似鉱石の構成と配合成分の性状をTable 3.5に示す。

Table 3.5 Properties of quasi-ore and coke.

Items	Quasi-ore		Coke
	Fusible alloy	Stearic acid	
(1) Weight composition	92.6 %	7.4 %	
(2) Melting points	100～123℃	65 ～ 70℃	
(3) True density	9.1g/cm³	0.85g/cm³	1.09g/cm³
(4) Bulk density	2.0～2.1g/cm³	0.43g/cm³	0.54g/cm³
(5) Diameter	3 ～5㎜	1～4㎜	2～4㎜

3．2．4 実験方法

コークスのみの装入と排出を開始し，炉内のコークスおよび炉体の昇温が完了した約５時間後より，Table 3.4に示す装入量の擬似鉱石とコークスを交互に装入する。そして，装入物の降下状態や炉内温度分布がほぼ定常状態に到達したと判断される，擬似鉱石の装入開始後約１時間から２時間の間の温度および圧力の測定値の１時間平均値を実験値として採用した。

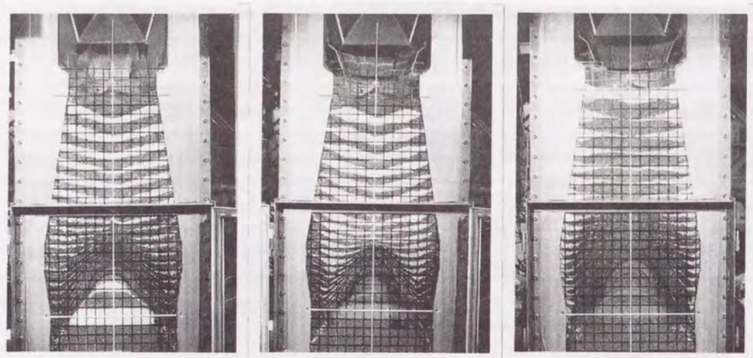
3．3 実験結果

3．3．1 装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響

高炉内における装入物の充塡状態に及ぼすore/coke分布の影響をPhoto. 3.1に示し，滞留時間（タイムライン）に及ぼすore/coke分布の影響をFig. 3.3に示す。ここで，タイムラインは着色コークスを用いて測定した装入後の経過（等）時間(min)であり，タイムラインの円周バランスは，実験終了後の解体調査によると良好であった。この理由は，擬似鉱石中のステアリン酸がガラス面と装入物の間の潤滑剤として作用するためと考えられる。

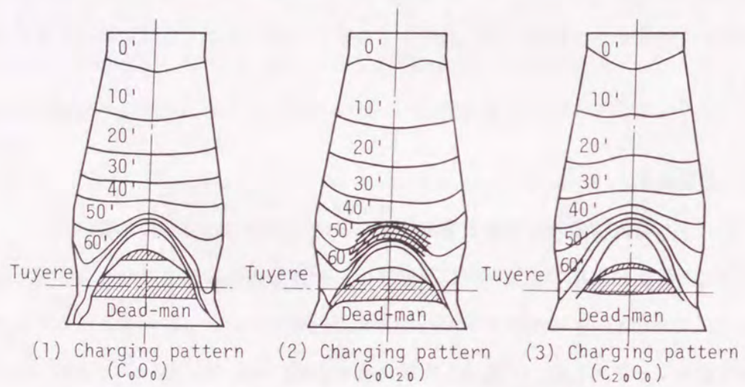
MA未使用の場合には，シャフト部の装入物の降下速度分布は半径方向でほぼ均一であるが，炉腹上端より中心部の降下速度が小さくなり，炉腹中段から炉腹下端の範囲に炉芯頂部が形成される。炉壁近傍の降下速度はシャフト下部以下の領域で減少しはじめ，炉下部の装入物の主流は，炉壁と炉芯の間の領域をレースウェイに向かって降下し，逆Ｖ型の融着帯を形成する。鉱石内振りの場合には，ore/cokeの大きい中心部から中間部の降下速度が大きく，炉芯が縮小する。そして，Ｗ型の融着帯が形成され，炉芯表層部に未溶融の融着層が積層する。鉱石外振りの場合には，ore/cokeの大きい周辺部の降下速度が大きく，

炉芯が上方に拡大する。そして，逆U型の融着帯が形成され，融着帯の根部が肥大し，未溶融物がレースウェイへ流入する。



(1) Charging pattern (C_0O_0)　(2) Charging pattern (C_0O_{20})　(3) Charging pattern ($C_{20}O_0$)

Photo 3.1　Influence of L_O/L_C distribution on cohesive zone profile and dead-man profile.



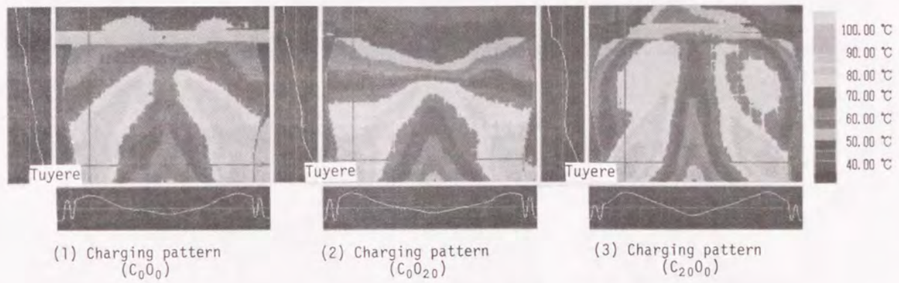
(1) Charging pattern (C_0O_0)　(2) Charging pattern (C_0O_{20})　(3) Charging pattern ($C_{20}O_0$)

Fig. 3.3　Influence of L_O/L_C distribution on burden descent.

3．3．2　炉内の温度分布に及ぼすore/coke分布の影響

赤外線放射温度計により測定した炉下部の温度分布とore/coke分布の関係をPhoto. 3.2に示す。炉壁温度の炉高方向分布に及ぼすore/coke分布の影響をFig. 3.4に示す。MA未使用の場合には，高温の領域は羽口を中心とした逆V型の融着帯と炉芯に囲まれた領域であり，羽口から遠ざかるにつれて温度が低下している。鉱石内振りの場合には，ore/cokeの小さい周辺部の温度は，MA未使用の場合の炉壁温度に比べて，炉高方向全体にわたり10℃から20℃高い。鉱石外振りの場合には，ore/cokeの大きい周辺部の温度が，MA未使用の場

合の炉壁温度に比べて，炉高方向全体にわたり低く，とくに朝顔部では20℃から30℃低い。



(1) Charging pattern (C_0O_0)　(2) Charging pattern (C_0O_{20})　(3) Charging pattern ($C_{20}O_0$)

Photo 3.2　Relationship between L_O/L_C distribution and temperature distribution in the lower part of blast furnace model.

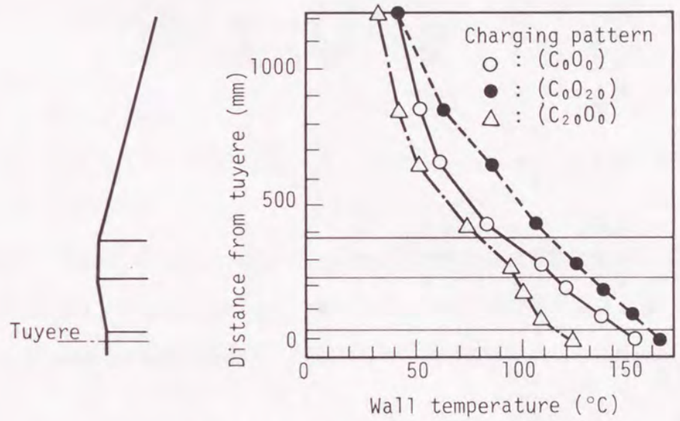


Fig. 3.4　Influence of L_O/L_C distribution on wall temperature distribution.

3．4　考　察

3．4．1　ガス流れに及ぼすore/coke分布の影響

高炉三次元半裁模型では充塡層内のガス流れを正確に測定することが困難なため，理論解析により高炉三次元半裁模型内のガス流速分布を推算し，ガス流れに及ぼすore/coke分布の影響を解析した。

ガス流れモデルは，(3.11)式に示す連続の式と(3.12)式に示す二次元に拡張したErgunの圧損式を連立して求めた杉山らのモデル[13]に基づき，(3.13)式に示す流れ関数ϕに関する二階の偏微分方程式を差分化して数値計算し，ガスの流線を求めた。

$$r\frac{\partial}{\partial z}(G_r)+\frac{\partial}{\partial r}(rG_z)=0 \tag{3.11}$$

$$-gradP=(f_1+f_2|G|)G \tag{3.12}$$

$$\left(\frac{\partial^2\phi}{\partial r^2}\right)\left(\frac{f_2}{r\xi}\left(\frac{\partial\phi}{\partial r}\right)^2+\left(f_1+f_2\frac{\xi}{r}\right)\right)$$

$$+\left(\frac{\partial^2\phi}{\partial z^2}\right)\left(\frac{f_2}{r\xi}\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)^2+\left(f_1+f_2\frac{\xi}{r}\right)\right)$$

$$+\left(\frac{\partial^2\phi}{\partial r\partial z}\right)\left(\frac{2f_2}{r\xi}\left(\frac{\partial\phi}{\partial r}\right)\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)\right)$$

$$+\left(\frac{\partial\phi}{\partial r}\right)\left(\frac{\partial f_1}{\partial r}+\frac{\xi}{r}\frac{\partial f_1}{\partial r}-\frac{\xi}{r^2}f_2-\frac{1}{r}\left(f_1+f_2\frac{\xi}{r}\right)\right)$$

$$+\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)\left(\frac{\partial f_1}{\partial z}+\frac{\xi}{r}\frac{\partial f_2}{\partial z}\right)=0 \tag{3.13}$$

ここで,

$$\xi=\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)^2+\left(\frac{\partial\phi}{\partial r}\right)^2 \tag{3.14}$$

計算に際して，コークス層，擬似鉱石層，融着帯，および，炉芯の形状は実験値を使用した。コークス層および擬似鉱石層の空間率は，実験結果からそれぞれ0.51，0.45とした。レースウェイの空間率はコークス層の空間率の 1.4倍[44] とし，融着帯の空間率は鉱石層の空間率の 0.7倍[45] とした。なお，炉芯の空間率は，炉芯内に10%以上の粉コークスが存在するという知見[46] に基づき，コークス層の空間率の 0.9倍と仮定した。

MA未使用の場合，鉱石内振りの場合および鉱石外振りの場合のガスの流線の計算結果をFig. 3.5に示す。塊状帯でのガス流線は炉壁に平行してほぼ等間隔であるが，融着帯以下の領域（融着帯，滴下帯および炉芯）では，ore/coke分布の影響を強く受けて変化している。逆V型の融着帯が形成されたMA未使用の場合には，融着帯の通気抵抗が大きいために，羽口から吹き込まれたガスは融着帯の根部を迂回し，塊状帯へ流出している。W型の融着

帯が形成された鉱石内振りの場合には，羽口から吹き込まれたガスの一部は炉壁に沿って塊状帯へ流出している。逆U型の融着帯が形成された鉱石外振りの場合には，羽口から吹き込まれたガスは融着帯の根部を迂回して炉中心部に向かい，塊状帯へ流出している。

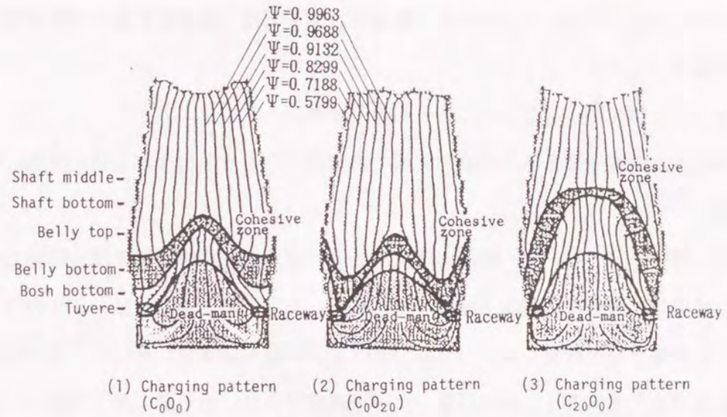


Fig. 3.5 Influence of L_O/L_C distribution on gas flow.

朝顔部での周辺部（炉壁から50mmの範囲）のガス流速に及ぼす周辺部のore/cokeの影響をFig. 3.6に示す。周辺部のore/cokeの増加に伴い，周辺部のガス流速は減少し，周辺部のore/cokeが朝顔部での周辺部のガス流速の有効な制御因子であることが確認された。

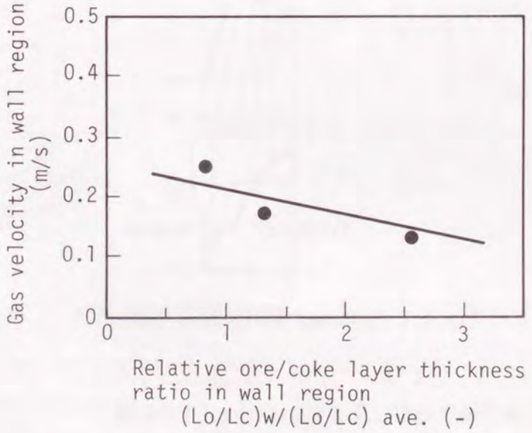


Fig. 3.6 Influence of L_O/L_C in wall region on gas velocity in wall region of bosh zone.

3．4．2　装入物の降下速度および炉下部温度に及ぼすore/cokeの影響

3．4．2．1　降下速度の計算方法

装入物の降下速度を計算するために，Fig. 3.7に示すような固体流れの流線を仮定する。すなわち，装入物は，

①シャフト部では，炉壁によって形成される仮想的な円錐の頂点を基点とする流線に沿って降下する[17]。

②炉腹部では，炉壁と平行な流線に沿って降下する。

③朝顔部では，炉腹下端あるいは炉芯表面での流線の交点と羽口先端を結ぶ流線に沿って降下する。

装入物の降下速度（V）は，前記の流線に沿った装入物の降下距離を降下時間で除した値として計算し，さらに相対降下速度（$V/V_{ave.}$）は，降下速度（V）と平均降下速度（$V_{ave.}$）の比として計算した。なお，シャフト部の降下速度（V(0~30)）は，時刻が0′と30′におけるタイムラインから計算した降下速度であり，炉下部の降下速度(V(30-60))は，時刻が30′と60′におけるタイムラインから計算した降下速度である。

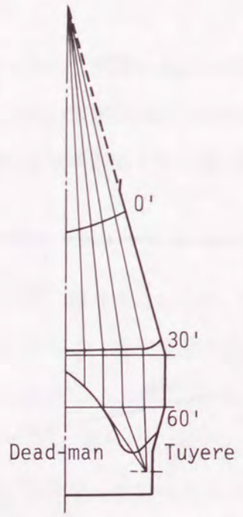


Fig. 3.7　Assumed solid flow lines.

3．4．2．2　降下速度分布に及ぼすore/coke分布の影響

シャフト部および炉下部の半径方向における装入物の相対降下速度($V/V_{ave.}$)分布とore/coke分布の関係をFig. 3.8に示し，周辺部での装入物の相対降下速度と相対ore/cokeの関係をFig. 3.9に示す。シャフト部・炉下部ともに相対ore/cokeの大きい範囲の相対降下速度が大きく，とくに炉下部での影響が大きい。シャフト部では(3.15)式，炉下部では(3.16)式に示すように，周辺部の相対ore/cokeの増加にともない，周辺部の相対降下速度は増加している。高ore/coke部分で降下速度が増加する原因としては，擬似鉱石層の軟化収縮および溶解による体積減少量が大きいためと考えられる。

シャフト部

$$V_w/V_{ave.} = 0.918 + 0.070((L_o/L_c)_w/(L_o/L_c)_{ave.}) \quad (3.15)$$

炉下部

$$V_w/V_{ave.} = 1.111 + 0.125((L_o/L_c)_w/(L_o/L_c)_{ave.}) \quad (3.16)$$

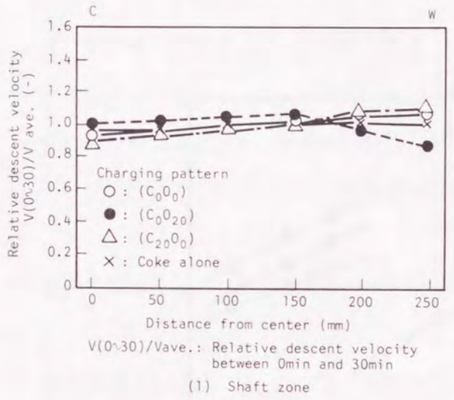


Fig. 3.8　Relationship between Lo/Lc distribution and radial distribution of burden descent velocity ($V/V_{ave.}$)

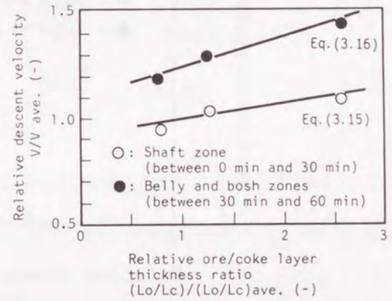


Fig. 3.9　Influence of Lo/Lc in wall region on burden descent velocity in wall region.

3．4．2．3　炉下部温度に及ぼす降下速度の影響

高炉の安定操業にとって重要なプロセス変数であるレースウェイ近傍，朝顔部および炉腹部の炉壁温度（以下，炉下部温度と呼ぶ）と周辺部の相対降下速度の関係をFig. 3.10に示す。炉下部での周辺部の相対降下速度の+0.1の増加にともない，朝顔部の炉壁温度は約15℃低下する。この15℃の温度差の実験値は，Stanton 数基準に基づく下記(3.17)式の変換式で実炉換算すると，約200 ℃の温度差に対応する。ここで，(3.17)式の分子の温度差（$\Delta\theta_d$）は実炉での羽口先のフレーム温度と装入物の融点の温度差であり，分母は模型での送風温度と擬似鉱石の融点の温度差である。

$$\frac{2350 - 1450}{180 - 120} = \frac{\Delta\theta_d}{15} \qquad (3.17)$$

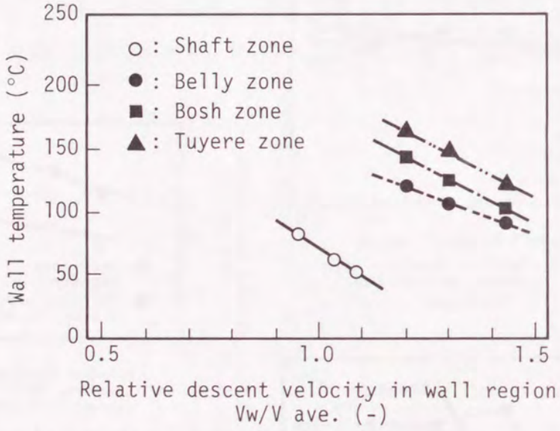


Fig. 3.10　Influence of burden descent velocity in wall region on wall temperature.

つぎに，炉下部温度に及ぼす周辺部のore/cokeの影響をFig. 3.11に示す。周辺部でのore/coke の＋0.1の増加にともない，朝顔部の炉壁温度は約2℃低下する。この2℃の温度差は，前記のStanton 数基準に基づく実炉換算値では30℃の温度差に対応する。

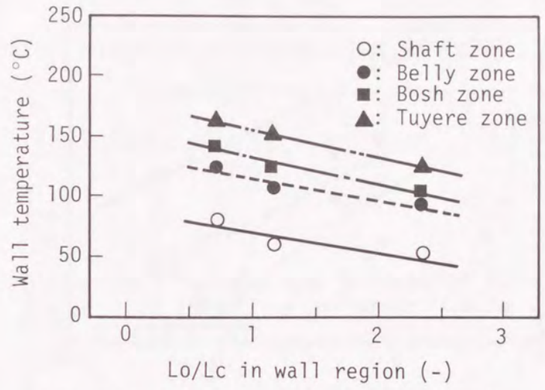


Fig. 3.11　Influence of L_o/L_c in wall region on wall temperature.

3．4．3　熱流比と炉下部温度の関係

3．4．1および3．4．2で説明したように，炉内の温度分布は装入物の降下速度分布と同時にガス流速分布の影響を受ける。そこで，装入物の降下速度とガス流速を用いて，(3.18)式で計算した熱流比と炉下部温度との関係を解析した。

$$\text{熱流比} = \frac{c_s \cdot G_s}{c_f \cdot G_f} = \frac{c_s \cdot \rho_s \cdot V_s}{c_f \cdot \rho_f \cdot u_f} \qquad (3.18)$$

ガス流速としては，3．4．1で求めた数学モデルによる計算値を使用し，降下速度としては，3．4．2で求めた降下速度の実験値を使用した。装入物およびガスの物性値については，それぞれ90℃の値を使用した。

レースウェイ近傍の温度および炉壁温度に及ぼす熱流比の影響をFig. 3.12に示す。朝顔部での周辺部の熱流比の+0.1の増加にともない，レースウェイ近傍の温度および炉壁温度はそれぞれ約5℃低下し，周辺部の熱流比がレースウェイ近傍の温度および炉下部の炉壁温度を支配している重要な因子であることが確認された。なお，この5℃の温度差は，前記の Stanton数基準の実炉換算値では80℃に相当する。

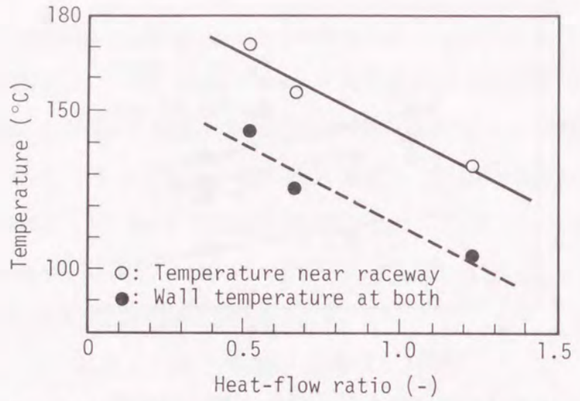


Fig. 3.12 Influence of heat-flow ratio in wall region of bosh zone on temperature near raceway and wall temperature.

3．5　実高炉でのore/coke，降下速度および炉下部温度の関係

戸畑1高炉における炉壁から約1m の範囲の周辺部の相対ore/cokeと相対降下速度の関係[18] をFig. 3.13に示す。ここで，相対ore/coke，相対降下速度は，いずれも炉頂に設置されたプロフィルメーターの測定値である。周辺部の相対ore/cokeは周辺部のore/coke（$(O/C)_w$）と装入の平均ore/coke（$(O/C)_{ave.}$）の比であり，周辺部の相対降下速度は周辺部の降下速度（V_w）と面積補正して求めた平均降下速度（$V_{ave.}$）の比である。周辺部の相対ore/cokeと周辺部の相対降下速度の間には，Fig. 3.9で示した高炉三次元模型の実験結果と同様に，正の相関が認められる。両者の相関式を(3.19)式に示すが，周辺部の相対ore/cokeの+0.1の増加にともない，周辺部の相対降下速度が+0.008増加している。

$$V_w / V_{ave.} = 0.954 + 0.082\ ((O/C)_w / (O/C)_{ave.}),\quad (R = 0.749) \qquad (3.19)$$

実炉では，朝顔上部のステーブ温度と給水温度の差であるΔB_2 温度は，周辺部のore/cokeや降下速度だけでなく，他の操業要因の影響をうける。そこで，ΔB_2 温度に影響を及ぼすと考えられる高炉操業要因を独立変数とする重回帰分析（ステップワイズ回帰分析）を行い，ΔB_2 温度の統計的推定式として(3.20)式を得た。

$$\Delta B_2 = 0.91(HFR) - 32.38(O/C)_w + 1.121(OilR) + 0.775(PCR) - 313.7,\quad (R = 0.844) \qquad (3.20)$$

(3.20)式から，ΔB_2 温度は補正燃料比(HFR)・重油比(OilR)・微粉炭比(PCR) の低下あるいは周辺部のore/coke（$(O/C)_w$）の増加にともない低下することがわかる。

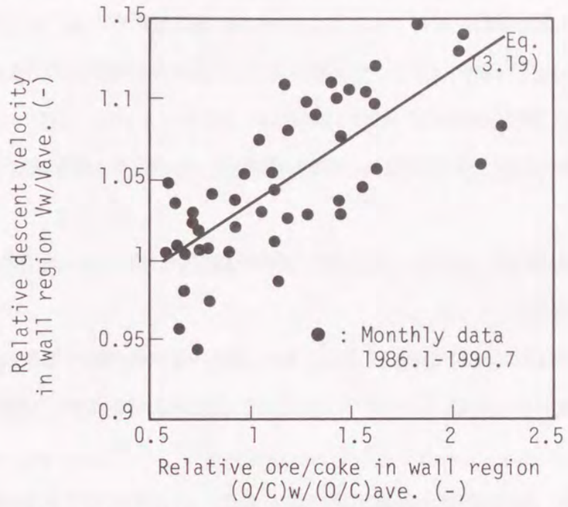


Fig. 3.13 Relationship between relative ore to coke ratio at wall and relative descent velocity at wall in Tobata No.1 blast furnace.

3．6　各種操業時の適正な装入物分布

3．3節および3．4節の高炉三次元半裁模型実験の知見に基づいて，火入れ直後を想定した正常な炉体プロフィルの高炉における適正な装入物分布を考察する。

オールコークス操業時には，補助燃料吹き込み操業時に比べて，羽口先端近傍の温度[49] およびシャフト下部の炉壁温度[50] が低下しやすい。したがって，周辺部のore/cokeおよび熱流比の減少により周辺部の温度が上昇する鉱石内振りが周辺部温度の低下防止策として有効である。ただし，中間部から中心部にかけてのore/cokeを過大にすると，炉芯表層部に多数の融着層が積層し，融着層の直接還元反応による吸熱と炉芯への通気不良のために炉芯の温度が低下し，炉芯不活性になる可能性がある。

微粉炭多量吹き込み操業時には，高ore/cokeに起因する通気性の悪化が懸念されるが，降下速度（熱流比）の低下による温度上昇と羽口先端近傍の温度上昇により炉壁近傍の溶融能力は大きい。したがって，周辺部のore/cokeを増加し，中心部のore/cokeを減少して通気性を良好に維持できる鉱石外振りが有効である。

3．7　結　　言

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響を解析し，以下の知見を得た。

(1)半径方向のore/coke分布がほぼ均一の場合には，シャフト部の降下速度分布は半径方向にほぼ均一となり，逆Ｖ型の融着帯が形成される。

(2)鉱石内振りの場合には，炉芯が縮小しＷ型の融着帯が形成され，周辺部の温度が上昇する。

(3)鉱石外振りの場合には，炉芯が拡大し逆Ｕ型の融着帯が形成され，周辺部の温度が低下する。

(4)周辺部のore/cokeを局部的に増加すると，その領域の装入物の降下速度が増加し，炉下部のガス流速が減少するので，レースウェイ近傍の温度および朝顔部の炉壁温度が低下する。

(5)戸畑１高炉では，周辺部のore/cokeの増加にともない周辺部の降下速度が増加し，炉下部のステーブ温度が低下した。本結果は，高炉三次元模型と同様な結果である。

(6)適正な装入物分布は，高炉の操業条件により異なり，オールコークス操業時には，シャフト下部および羽口先端近傍の炉壁温度が低下しやすいので，鉱石内振りにより炉壁近傍のore/cokeを減少することが望ましく，炉壁近傍の溶融能力の大きい微粉炭多量吹き込み操業時には，鉱石外振りにより中心部のore/cokeを減少し，通気性を改善することが望ましい。

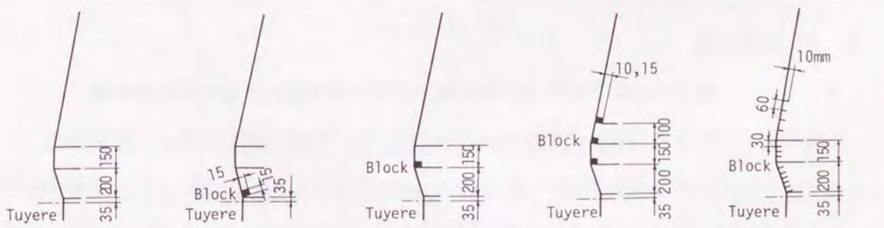
4．1　緒　　言

高出銑比あるいは低燃料比を指向する高炉操業において，炉況を安定に維持するためには，応力状態が受動状態である高炉下部での装入物の降下領域を拡げて装入物の降下速度を低下させ，鉱石の還元と溶融に必要な時間を確保すると共に，装入物の降下を円滑にすることが重要と推定される。

従来，炉壁近傍の降下挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を冷間模型実験に基づいて解析した研究[20)~25)]が報告されているが，炉下部での装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を論じた研究[19)]は少い。そこで，筆者らは高炉内の物理現象とできるだけ相似となるように条件を設定した高炉三次元半裁模型[51)~53)]を用いて，装入物の降下挙動（降下速度分布，炉壁停滞層および炉芯の形状）と溶融挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を解析した[54)~56)]。さらに，降下挙動・溶融挙動とore/coke分布との関係を解析することにより，炉壁面が損傷した場合の適正な装入物分布について考察した。

4．2　実験方法および実験条件

実験には既報[51)~53)]と同じ高炉三次元半裁模型を用いた。実験上の主な操作因子となる炉体プロフィルとして，Fig. 4. 1に示す５種類の条件を設定した。(1)は火入れ直後を想定したもの（シャフト角81° 04′，朝顔角81° 07′，炉腹高さ150㎜，朝顔高さ200㎜：以下，正常プロフィルと呼ぶ），(2)，(3)は炉壁付着物を想定して突き出し長さ15㎜の突起物



(1) No block (Normal profile)　(2) Block on bosh bottom　(3) Block on belly bottom　(4) Block on shaft and belly　(5) Block on shaft, belly and bosh

Fig. 4. 1　Inner wall conditions.

をそれぞれ朝顔下端および炉腹下端に設置したもの，(4)はΓ型ステーブを想定して突き出し長さ10㎜あるいは15㎜の突起物をシャフト下部・炉腹上端・炉腹下端の３ヶ所に設置したもの，(5)は冷却盤の露出を想定して突き出し長さ10㎜の突起物をシャフト下部から朝顔部の範囲に設置（設置間隔：炉腹部，朝顔部 30㎜，シャフト下部 60㎜）したものである。また，装入物および装入条件は既報[51)~53)]と同じであり，コークスと擬似鉱石を，MA未使用（C_0 O_0），鉱石内振り（C_0 O_{20}），コークス内振り（$C_{20}O_0$）；以下，鉱石外振りと呼ぶ）の３種類の装入パターンで装入した。ここで，添字は，ムーバブル・アーマーのプレートと鉛直面のなす角度である。Fig. 4.2に示すように，MA未使用の場合には，半径方向における擬似鉱石とコークスの層厚比（L_o/L_c ：以下，ore/cokeと呼ぶ）がほぼ均一な分布，鉱石内振りの場合には，中間部のore/cokeが最大となる分布，鉱石外振りの場合には，周辺部のore/cokeが最大となる分布である。

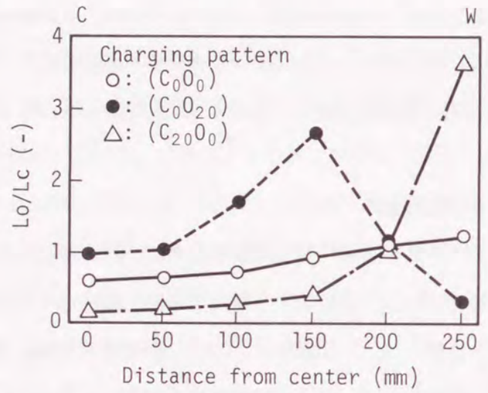


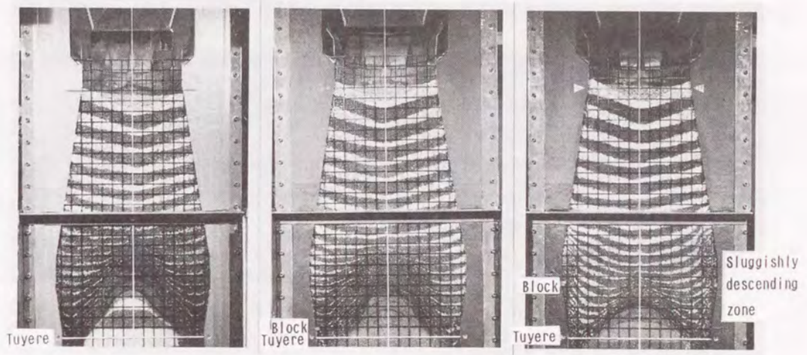
Fig. 4.2 Radial distribution of layer thickness ratio (L_o/L_c) of ore to coke.

4．3 実験結果

4．3．1 装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉下部の炉壁突起物の影響

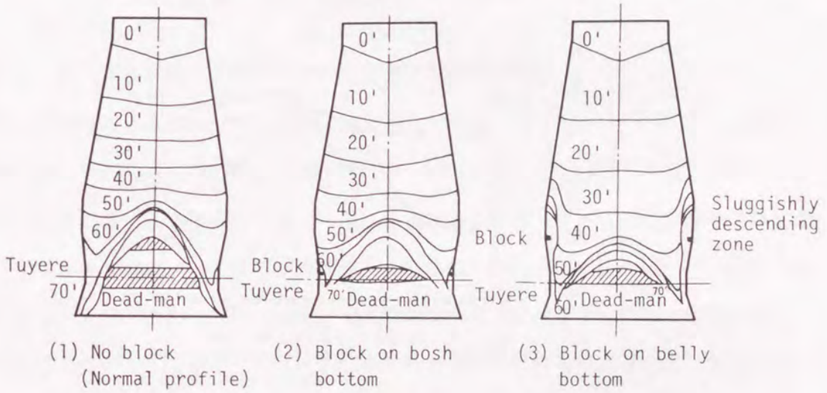
MA未使用の装入条件の場合の高炉内における装入物の充填状態，および，滞留時間（タイムライン）に及ぼす炉壁突起物の影響をPhoto. 4.1およびFig. 4.3に示す。正常プロフィルの場合には，シャフト部の装入物の降下速度は半径方向でほぼ均一であるが，炉腹上端より中心部の降下速度が小さくなり，炉芯の頂層は炉腹まで上昇し，逆Ｖ型の融着帯が形成された。朝顔下端に突起物を設置した場合には，突起物の直上の炉壁近傍に突起物の突き出し長さの１～２倍の厚みの停滞層が形成され，炉芯が縮小し逆Ｖ型の融着帯が形成

された。炉腹下端に突起物を設置した場合には，突起物の直上の炉壁近傍に突起物の突き出し長さの２～５倍の厚みの停滞層が形成され，炉芯が縮小しW型の融着帯が形成された。



(1) No block (Normal profile) (2) Block on bosh bottom (3) Block on belly bottom

Photo. 4.1 Influence of block position on cohesive zone profile and dead-man profile in case of (C_0 O_0) charging pattern.



(1) No block (Normal profile) (2) Block on bosh bottom (3) Block on belly bottom

Fig. 4.3 Influence of block position on burden descent in case of (C_0 O_0) charging pattern.

4．3．2 装入物の降下速度分布に及ぼす炉壁突起物の影響

既報[51),52)]と同様な固体流れの仮定に基づき計算した半径方向における装入物の相対降下速度（$V/V_{ave.}$）分布と炉壁突起物の設置位置の関係をFig. 4.4に示す。なお，突起物により炉壁に形成される停滞層内でも装入物はわずかに降下しているが，流線は炉壁停滞層内を迂回しながら羽口先端に向うと仮定した。ここで，シャフト部の降下速度（V(０～30)）は時刻が０′と３０′におけるタイムラインから計算した降下速度であり，

炉下部の降下速度(V(30～60))は時刻が３０′と６０′におけるタイムラインから計算した降下速度である。装入条件はMA未使用の条件である。

朝顔下端に突起物を設置した場合の半径方向における降下速度分布は，正常プロフィルの場合の降下速度分布とほぼ同じであるが，炉腹下端に突起物を設置した場合の降下速度分布は，正常プロフィルの場合の降下速度分布と大幅に異なり，周辺部の降下速度が減少し中心部の降下速度が増大した。

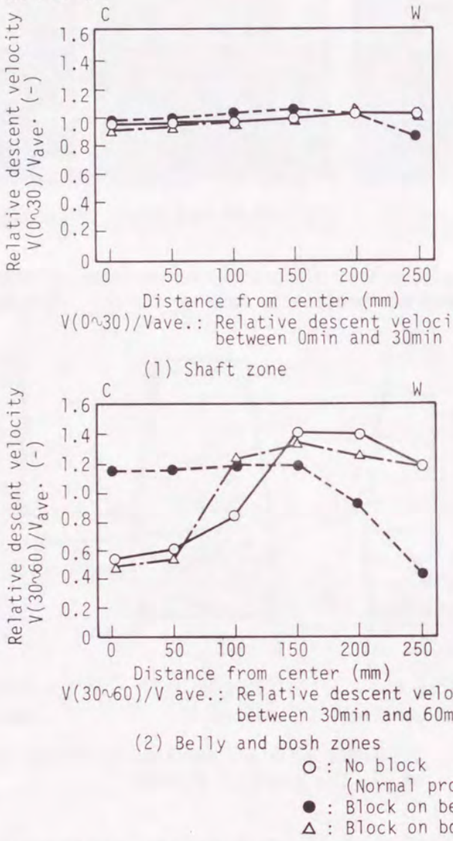


Fig. 4.4 Relationship between block position and radial distribution of burden descent velocity ($V/V_{ave.}$) in case of (C_0 O_0) charging pattern.

4．3．3 炉内の温度分布に及ぼす炉壁突起物の影響

MA未使用の装入条件の場合に赤外線放射温度計により測定した炉下部の温度パターンと壁面突起物の関係をPhoto. 4.2に示す。正常プロフィルの場合には，高温の領域は羽口を中心とした逆Ｖ型の融着帯と炉芯に囲まれた領域であり，羽口から遠ざかるにつれて温度

が低下している。朝顔下端に突起物を設置した場合には，正常プロフィルの場合とほぼ同じ温度分布であった。炉腹下端に突起物を設置した場合には，中心部の温度が大幅に低下した。

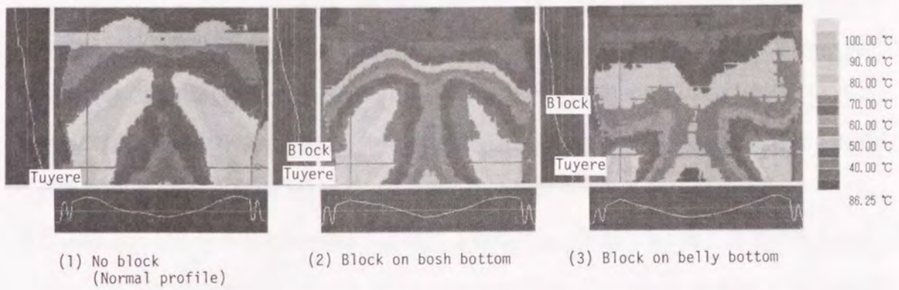


Photo 4.2 Influence of block position on temperature distribution in the lower part of blast furnace model in case of (C_0 O_0) charging pattern.

4．4．考　察

4．4．1 固体流れモデル[13),14)]による降下挙動の推定

高炉内における装入物の運動を模擬する数学モデルとして，Tanakaら[58),59)]は離散ボールモデルの適用を試みているが，現状ではホッパー内あるいは炉頂での装入時の粒子の運動に限定されている。そこで，(4.1)式に示す連続の式と(4.2)式に示す連続体を仮定したポテンシャルフローの運動方程式を連立して求めた杉山らのモデル[13),14)]に基づき，(4.3)式に示す流れ関数（ϕ_s）に関する二階の偏微分方程式を差分化して数値計算し，固体の流線を求めた。ここで，ϕ_sは速度ポテンシャルでありＫは流通抵抗である。

$$\frac{\partial (rV_{sz}+F_s)}{\partial z}+\frac{\partial (rV_{sr})}{\partial r}=0 \qquad (4.1)$$

$$grad\phi_s = KV_s \qquad (4.2)$$

$$K\left(\frac{\partial^2 \phi_s}{\partial z^2}+\frac{\partial K}{\partial z}\frac{\partial \phi_s}{\partial z}-\frac{K}{r}\left(\frac{\partial \phi_s}{\partial r}-F_s\right)\right.$$

$$\left.K\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{\partial \phi_s}{\partial r}-F_s\right)+\frac{\partial K}{\partial r}\left(\frac{\partial \phi_s}{\partial r}-F_s\right)\right.$$

$$=0 \qquad (4.3)$$

Fig. 4.5に，正常プロフィルと炉腹下端に突起物を設置した場合における降下速度分布の実験値と計算値を比較して示す。図中の上段に示した実験値は既報[51),52)]と同様な固体流れの仮定に基づき求めた値である。また，下段の計算値は，上記の杉山らのモデル[13),14)]に実験から得られたコークス層，鉱石層，融着帯，炉壁停滞層および炉芯の形状を適用し，炉芯および炉壁停滞層は十分に大きな流通抵抗（K）を持つ充塡層と仮定した。すなわち，炉芯内のコークス更新速度は，中心部・中間部で小さく周辺部で大きいこと[60)]から，出銑口＋0.5mと仮定したスラグ面と接する炉中心部でK＝1000，炉芯表層でK＝5とし，その間では炉中心部と炉芯表層との距離に応じて按分した値とした。炉壁停滞層では装入物は非常にゆっくり降下しほぼ停滞していることからK＝1000とし，その他の領域ではK＝1とした。

降下速度分布の実験値と計算値は比較的良く一致しており，ポテンシャルフローを仮定した運動方程式の流通抵抗（K）を1～1000の範囲で設定することにより，炉壁停滞層が形成されるような場合の降下速度分布も近似的に推算できることが考えられるが，その妥当性については今後さらに詳細な検討が必要である。

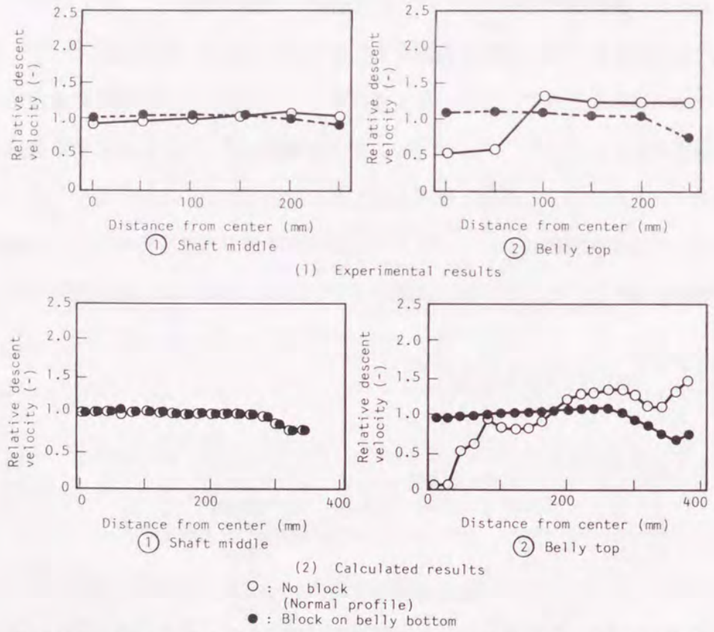


Fig. 4.5 Comparison between calculated results and experimental results on radial distribution of burden descent.

4．4．2 炉壁停滞層の層構造と形成メカニズム

突起物を炉腹下端に設置した場合に形成される炉壁停滞層の層構造の解体結果をFig. 4.6に示す。炉壁停滞層は擬似鉱石の融着層（擬似鉱石が軟化融着して層厚が薄くなっている層）とコークス層の積層構造となっており，突起物の存在により炉壁近傍の装入物の降下速度が遅くなり，積層したものと考えられる。この炉壁停滞層の層構造は，擬似鉱石の融着層が長時間後に溶融滴下すると推定されるため，融着層とコークスの積層構造→コークスリッチな層構造の時間的変化を繰り返す可能性があり，実炉でも炉壁停滞層の層構造は時間的に変化する可能性があると推定される。

この炉壁停滞層と移動層の境界には，Fig. 4.6に示すように，クーロンの降伏限界値と等しい剪断応力の条件で装入物が降下する変形層が存在する。この変形層では，水平であった融着層が縦長状態に変形しながら降下し，装入物は断続的に降下するため，変形層内の空間率は移動層内の空間率より大きいと推定される。

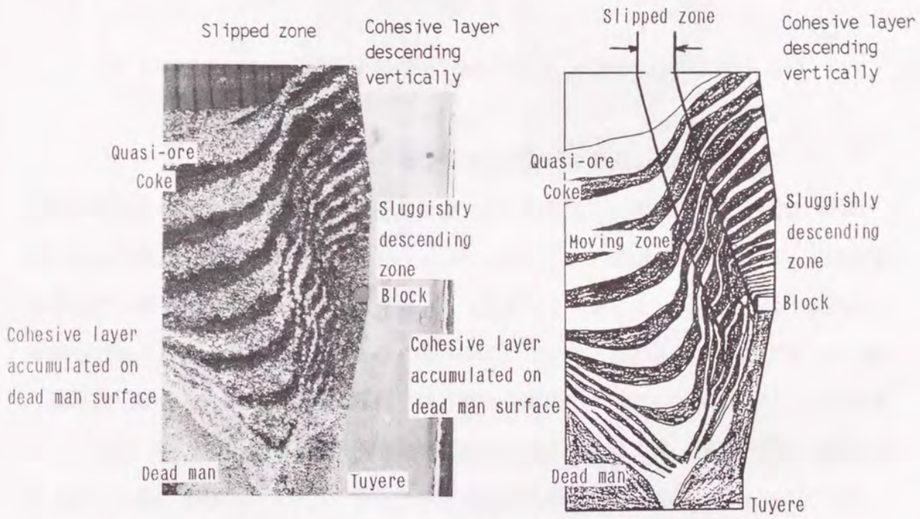


Fig. 4.6 Layer structure of sluggishly descending zone near wall.

つぎに，壁面応力分布に及ぼす突起物の設置位置の影響をFig. 4.7に示す。朝顔下端に突起物を設置した場合には，朝顔中部で壁面応力が最大となるが，突起物直上の朝顔下部の壁面応力が小さい。このように，突起物直上の朝顔下部の壁面摩擦力が小さいために，炉壁停滞層が小さいと推定される。炉腹下端に突起物を設置した場合には，壁面応力の増加の範囲が広く，とくに突起物直上の炉腹部の壁面応力が最大となる。このように，突起

物直上の炉腹部の壁面摩擦力が大きいために，炉壁停滞層が大きいと推定される。

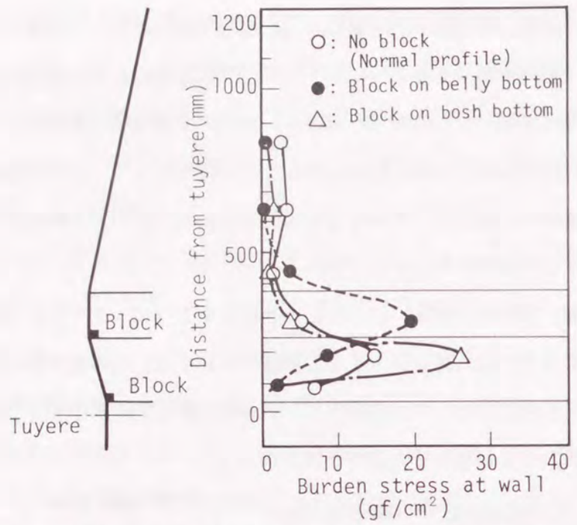


Fig. 4.7 Influence of block position on burden stress at wall.

4．4．3 ガス流れに及ぼす炉壁突起物の影響

炉内の空間率の仮定をTable 4.1に示す。擬似鉱石層およびコークス層の空間率は実験値を用い，融着層[45]，炉芯[51),52)] およびレースウェイ[44)] の空間率は従来の知見に基づき仮定した。さらに，4．4．2の知見より，炉壁停滞層の空間率は融着帯の空間率に等しく，変形層の空間率はコークスの空間率に等しいと仮定し，杉山らのガス流れの数学モデル[13),14)] に基づいてガスの流線を計算した。計算に際して，コークス層，鉱石層，融着帯，炉壁停滞層，および，炉芯の形状は実験値を用いた。

正常プロフィルの場合および炉腹下端に突起物を設置した場合に，鉱石内振りの装入条件で装入物を装入した場合のガスの流線の計算結果をFig. 4.8に示す。W型の融着帯が形成された正常プロフィルの場合には，羽口から吹き込まれたガスの一部は炉壁に沿って塊状帯へ流出している。一方，U型の融着帯が形成された炉腹下端に突起物を設置した場合には，炉壁停滞層と移動層の間の変形層でのガスの流線の間隔が狭く，炉芯部でのガスの流線の間隔が広いことからわかるように，炉壁停滞層と移動層の間の変形層でのガス流量が多く，炉芯部でのガス流量が少ない。

Table 4.1 Assumption for calculation.

Void fraction;	
quasi-ore layer	$=0.45$
coke layer	$=0.51$
cohesive zone	$=0.7 * \varepsilon_{ore}$ [45)]
dead-man	$=0.9 * \varepsilon_{coke}$ [51),52)]
raceway	$=1.4 * \varepsilon_{coke}$ [44)]
sluggishly descending zone	$=\varepsilon_{cohesive\ zone}$
slipped zone	$=\varepsilon_{coke}$

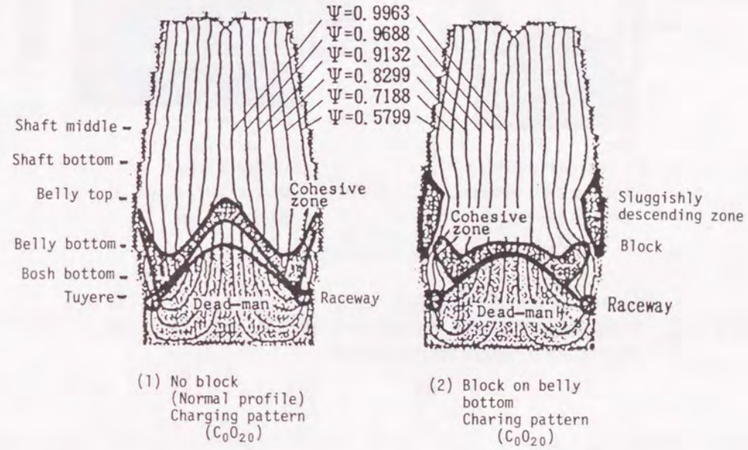


Fig. 4.8 Comparison of gas stream lines in case with no block and with block on belly bottom.

4．4．4 炉下部の温度分布に及ぼす炉壁突起物の影響

4．3．3で説明したように，炉腹下端に突起物を設置した場合には，正常プロフィルの場合に比べて，炉下部の温度分布が大幅に異なり，中心部の温度が大幅に低下した。4．3．2および4．4．3で説明したように，炉腹下端に突起物を設置した場合には，炉腹部以下の炉下部での中心部の降下速度が増加しガス流速が低下したために中心部の熱流比が増加し，中心部の温度が低下したと推定される。

ガス流れ・固体流れ・伝熱を考慮した杉山らのモデル[13),14)] に基づく炉下部の温度分布の計算値を実験値と比較してFig. 4.9に示す。ここで，炉内の温度分布の実験値は赤外線放射温度計による測定値である。

炉下部の温度分布の計算値と実験値は，比較的よく一致しており，固体流れが熱流比分布を介して炉内の温度分布に大きな影響を及ぼしていることが推察される。

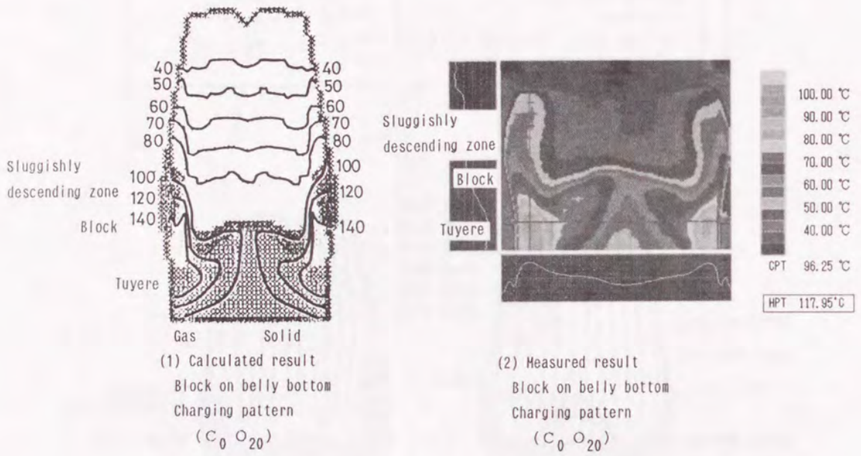


Fig. 4.9 Comparison between calculated result and experimental result on temperature patterns.

4．4．5 炉壁停滞層の形成挙動に及ぼす炉壁突起物およびore/coke分布の影響

炉壁停滞層の厚みに及ぼす炉壁突起物の突き出し長さの影響をFig. 4.10に示す。ここで，炉壁停滞層の厚みについては，実験開始後にトレーサーとして装入した着色コークスの70分時点での等時間線より決定した。朝顔下端に突起物を設置した場合の炉壁停滞層の厚みは，突起物の突き出し長さの１～２倍であるが，炉腹部およびシャフト下部に突起物を設置した場合の炉壁停滞層の厚みは，突起物の突き出し長さの２～５倍に増加した。このことより，火入れ当初の炉体内壁面プロフィルが損傷し，ステーブのΓ部や冷却盤が炉内に突出しはじめると，炉壁停滞層の厚みが経時的に増加すると推定される。炉壁停滞層の厚みは，突起物の設置間隔によっても変化する。冷却盤高炉のように，上下の突起物の間隔が30㎜～60㎜と短い場合に形成される炉壁停滞層の厚みは，Γステーブ高炉のように，炉下部に上下の突起物の間隔を 100㎜～150㎜ にした場合に比べて大きく，約２倍であった。

このことより，冷却盤高炉では，Γステーブの高炉に比べて，炉壁停滞層が形成されやすくしかも脱落しにくいと推定される。

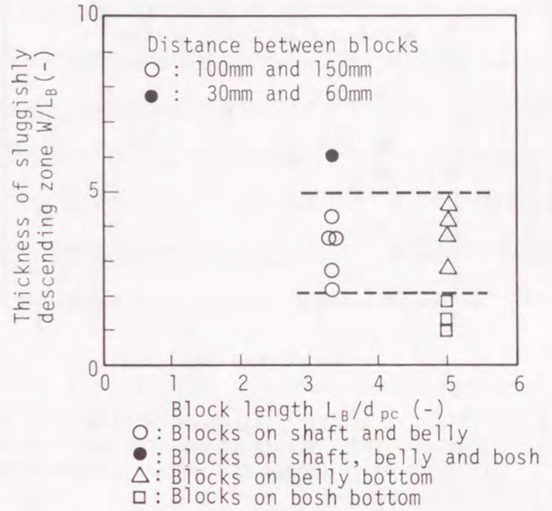


Fig. 4.10 Influences of block length, distance between blocks and block position on thickness of sluggishly descending zone.

つぎに，炉壁停滞層の厚みに及ぼす炉壁近傍（炉壁から22.5㎜（実炉換算値450㎜）の範囲）のore/cokeの影響を，Fig. 4.11に示す。炉壁近傍のore/coke（擬似鉱石層とコークス層の層厚比）の増加にともない，炉壁停滞層の厚みは減少している。このことより，炉壁近傍のore/cokeが炉壁停滞層の厚みの有効な制御因子であることが判明した。炉壁近傍のore/cokeの増加にともない，炉壁停滞層の厚みが減少するメカニズムは明確ではないが，炉壁近傍のore/cokeの増加にともなう突起物の直上の装入物の垂直荷重応力の増大により炉壁停滞層の厚みが減少すると推定される。

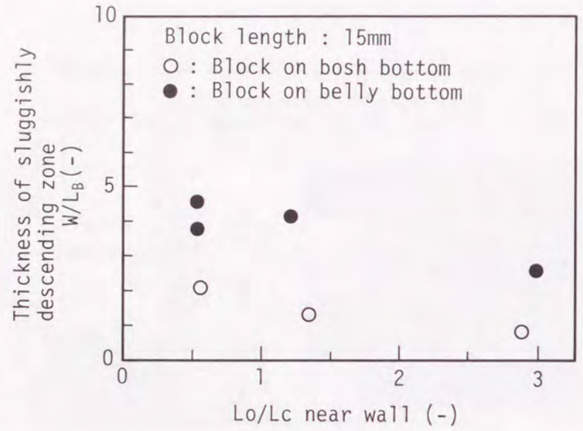
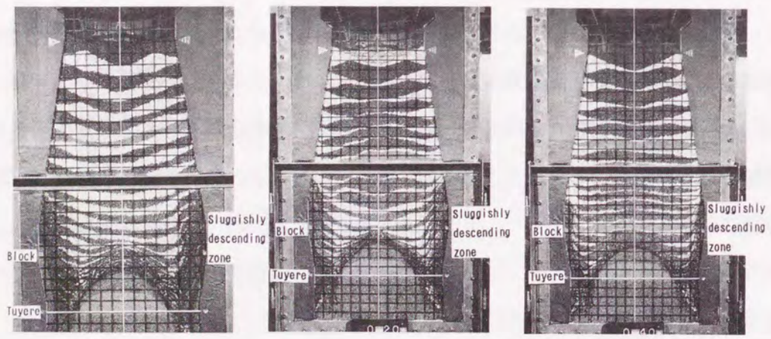


Fig. 4.11 Influences of layer thickness ratio of quasi-ore to coke near wall (within 22.5mm from wall) and block position on thickness of sluggishly descending zone.

Fig. 4.11の知見はそれぞれ定常状態での実験結果に基づいており，炉壁近傍のore/cokeを変化させた時の炉壁停滞層の厚みの推移を示したものではない。そこで，炉腹下端に突起物を設置した場合に，最初に炉壁近傍のore/cokeを小さくし突起物の直上の炉壁近傍に炉壁停滞層を形成させ，実験途中で炉壁近傍のore/cokeを増加させた実験の例をPhoto. 4.3に示す。装入パターンを鉱石内振り（$C_0\ O_{20}$）から鉱石外振り（$C_{20}O_0$）に変更し，



(1) Charging pattern (C_0O_{20})　(2) 20 min after change of charging pattern from (C_0O_{20}) to ($C_{20}O_0$)　(3) 40 min after change of charging pattern from (C_0O_{20}) to ($C_{20}O_0$)

Photo 4.3 Decrease in the thickness of sluggishly descending zone by changing the charging pattern from ($C_0\ O_{20}$) to ($C_{20}\ O_0$).

炉壁近傍のore/cokeを増加した結果，突起物の直上の炉壁近傍に形成される炉壁停滞層の厚みが大幅に縮小した。

4．4．6　炉芯の形成挙動に及ぼす炉壁突起物およびore/coke分布の影響

炉芯の高さに及ぼす炉壁突起物の設置位置および中心部（炉中心から半径50mm（実炉換算値1000mm）の範囲）のore/cokeの影響を，Fig. 4.12に示す。ここで，炉芯の高さについては，炉壁停滞層の厚みと同様に，実験開始後にトレーサーとして装入した着色コークスの70分時点での等時間線より決定した。炉芯の高さは，突起物の設置により大幅に低下し，突起物を炉腹下端に設置した場合に最も低い。そして，炉芯の高さは，中心部のore/cokeの増加にともない低下する。

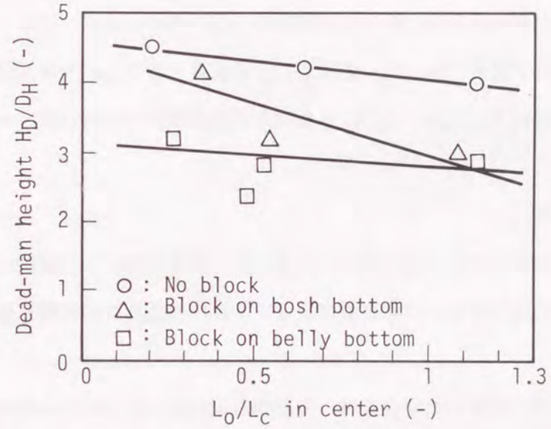


Fig. 4.12 Influences of layer thickness ratio of quasi-ore to coke in center (within 50mm from center) and block position on dead-man height.

上記の炉芯の高さの変化は，炉壁停滞層の形成挙動と密接に関連している。突起物を炉腹下端に設置した場合には，4．4．5で述べたように，突起物直上の炉壁近傍に突き出し長さの2~5 倍の炉壁停滞層が形成される。そして，この炉壁停滞層により上方の装入物の荷重が保持されるため，炉下部の垂直応力が著しく減少し，Fig. 4.7に示すように炉下部の受動応力領域が上方に拡大した結果，炉芯が縮小したものと推定される。また，本実験で中心部のore/cokeを増加した場合には，炉壁近傍のore/cokeが減少するため，Fig. 4.11に示したように炉壁停滞層が拡大し，炉芯が縮小したものと推察される。

4．5　炉体損傷時の適正な装入物分布

4．3節および4．4節の知見から，炉体内壁面が損傷した場合の適正な装入物分布は以下のように考えられる。

炉下部の炉体損傷時には，炉壁停滞層が形成されやすく，炉芯が縮小しやすいため，中心部の降下速度（熱流比）が増加し，炉芯温度が低下する可能性がある。したがって，炉芯温度を低下させないためには，炉体損傷時に形成される炉壁停滞層をできるだけ縮小させることが必要である。

一方，4．4．5で説明したように，炉壁近傍のore/cokeが炉壁停滞層の厚みの有効な制御因子であり，鉱石外振りにより炉壁近傍のore/cokeを増加させると，炉壁停滞層の厚みが減少する。しかし，その場合には炉壁近傍の熱流比の増加により炉下部の温度が低下しやすい[54),55)]。したがって，鉱石外振りにより炉壁近傍のore/cokeを増加した分布の適用は，補助燃料吹き込み時に比べて炉壁温度が低下しやすいオールコークス操業時[50)]には難しいが，降下速度（熱流比）の低下による温度上昇と羽口先端近傍の温度上昇により炉壁近傍の溶融能力が大きい微粉炭多量吹き込み操業時には有効であると推察される。

4．6　結　　言

高炉内の物理現象とできるだけ相似となるように条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を解析し，以下の知見を得た。

⑴炉腹部に突起物を設置した場合には，突起物直上の壁面応力および壁面摩擦力が最大となるため，炉壁停滞層が形成されやすく，突起物の直上の炉壁近傍に突起物の突き出し長さの2～5倍の厚みの停滞層が形成され，中心部の温度が低下する。

⑵炉壁停滞層は，擬似鉱石の融着層とコークス層の積層構造であるが，擬似鉱石の融着層とコークス層の積層構造→コークスリッチな層構造の時間的変化を繰り返す可能性がある。この炉壁停滞層と移動層の境界では，クーロンの降伏限界値と等しい剪断応力の条件で装入物が降下する変形層が存在し，この変形層では水平であった融着層は縦長の状態に変形しながら降下する。

⑶炉壁停滞層の厚みは，炉壁突起物の突き出し長さの増加および上下の突起物の設置間隔の短縮にともない増加し，炉壁近傍のore/cokeの増加にともない減少する。

⑷炉芯の高さは，炉壁突起物による炉壁停滞層の形成および中心部のore/cokeの増加にともない低下する。

⑸炉下部の炉体損傷時には，炉芯温度を低下させないために，炉壁近傍の停滞層をできるだけ縮小させることが必要であり，炉壁近傍のore/cokeを増加した装入物分布が望ましい。このような装入物分布は，炉壁近傍での溶融能力が大きい微粉炭多量吹き込み操業時に有効であると推察される。

第5章　炉壁混合層の形成とその通気性に及ぼすシャフト上部プロフィル，装入物性状の影響

5．1　緒　　言

高炉の安定操業のためには，周辺流および炉体熱負荷を増加し荷下がりを悪化させる炉壁混合層をできるだけ形成させないことが重要であると推察される。従来，炉壁混合層に関する多くの研究[21)~25),53),61)~65)]は，炉壁混合層の形成挙動に及ぼす内壁面形状（例えば，シャフト角，付着物，浸食，凹凸形状，等）の影響に関するものであり，炉壁混合層の形成挙動とガス流れあるいは装入物性状の関係に着目した研究[24),26),27)]は少い。そして，そのいずれの研究も二次元模型を用いており，実炉のガス流れ・炉壁混合層の形成挙動と異なる可能性がある。

そこで，高炉三次元半裁の冷間模型を用いて，炉壁混合層の形成挙動とガス流れに及ぼす炉口部直下のシャフト上部プロフィルの影響を解析し，高炉シャフト部の扇形冷間模型を用いて，炉壁混合層の形成挙動に及ぼす装入物の性状（粒径，安息角）の影響を解析した。さらに，炉壁混合層の形成メカニズム，空間率およびシャフト上部プロフィル損傷時の装入物分布について考察した。

5．2　実験方法

5．2．1　高炉三次元半裁の冷間模型を用いた実験

実験に用いた高炉三次元半裁の冷間模型をFig. 5. 1に示す。本装置は，高炉の1/10縮尺の模型であり，装置上部より装入された装入物は，羽口直下に設置された6本の排出用パイプおよびターンテーブルにより排出される。

実験条件として，コークス排出量を50kg/hとし，送風量を200Nm³/hとした。ここで，送風量は，(5.1)式に示すシャフト部での修正Froude数（Fr_1）が模型と実炉とでそれぞれ一致するように求めたシャフト部のガス流速より決定した。コークス排出量は，(5.2）式に示すシャフト部での装入物の慣性力と重力の比であるFroude数（Fr_2）が模型と実験で一致するように求めたシャフト部の降下速度に基づいて決定した。

$$Fr_1 = \frac{\rho_f \cdot u^2}{(\rho_p - \rho_f) \cdot g \cdot d_p} \qquad (5.1)$$

$$Fr_2 = \frac{V_s^2}{g \cdot d_p} \qquad (5.2)$$

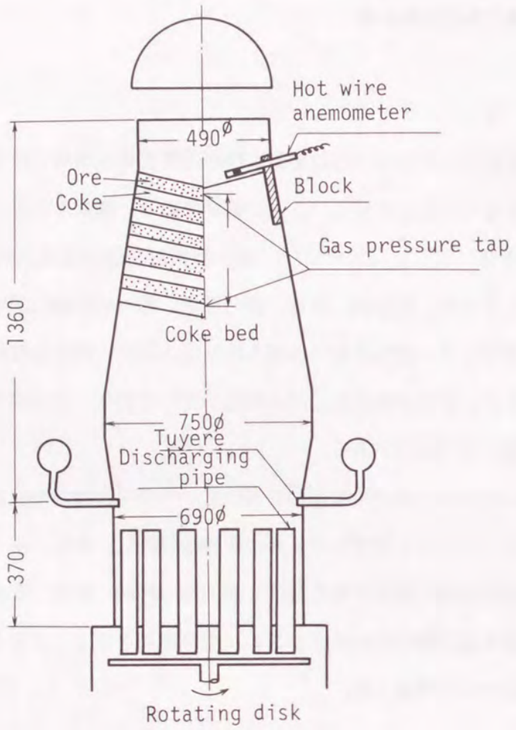


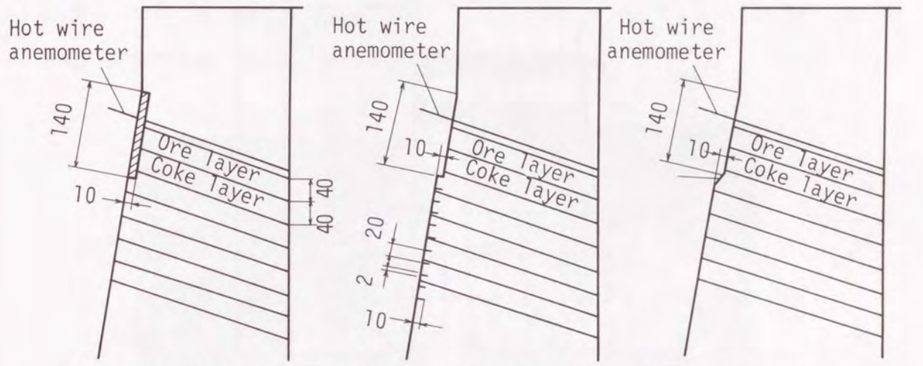
Fig. 5.1 A half section three-dimensional cold model of blast furnace.

装入物として，１／１０に縮尺した焼結鉱（粒径が1~3mm と0.5~1mm の混合物）とコークス（粒径：5~7mm)を用いた。この粒径の範囲では，焼結鉱，コークスの内部摩擦角は実炉のものとほぼ同じと推定される[66]。

シャフト上部のプロフィルとして，Fig. 5.2 に示すように，シャフト上部での付着物を想定してシャフト上部に幅10mm・長さ140mm の突起物を設置したプロフィル（以下，付着物プロフィルと呼ぶ），シャフト上部での炉壁面の凹凸形状を想定して間隔20mm毎に厚み２mmの突起物を10段設置したプロフィル（以下，凹凸プロフィルと呼ぶ），および，シャフト上部での炉壁レンガ浸食を想定したプロフィル（以下，浸食プロフィルと呼ぶ）の３種類を設定した。

シャフト中部までコークスを充填した後に，層厚40mmの鉱石層とコークス層を20deg の傾斜角で交互に層状に５層ずつ装入し，所定の送風量（200Nm³/h）を吹き込みながら装入

物を降下させ，装入物の降下状況およびガスの吹き抜け状況を観察した。さらに，装入物を一定の距離（80mm）降下させた後に，シャフト上部での圧力損失（層高480mm)を測定し，熱線風速計を用いて装入物表面直上のガス流速を測定した。



(1) Scaffolding profile (2) Rugged wall profile (3) Wall erosion profile

Fig. 5.2 Upper shaft profile conditions.

5．2．2　高炉シャフト部の冷間模型を用いた実験

実験に用いた高炉シャフト部の冷間模型をFig. 5.3 に示す。本装置は，大型高炉の1/10縮尺の角度が30° の扇形模型であり，装置上部より層状に装入された装入物は，装置下部の４ヶ所に設置されたスクリュー・フィーダーにより排出される。

実験条件として，コークス排出量を 100kg/hとし，無送風とした。シャフト上部のプロフィルとして付着物を想定し，突出し長さが60mmの突起物を設置した。

装入物として，コークス，アルミナ球，焼結鉱，および，擬似鉱石を用いた（以下，コークス以外の装入物を鉱石と呼ぶ）。注入法[67]により求めた上記装入物の安息角および嵩密度をTable 5.1 に示す。

実験開始より15分後に装入物の降下を停止し，実験装置の背面より吸引法により装入物のサンプリングを行い，サンプリング箇所毎に装入物中の鉱石比率を求めた。なおサンプリング箇所はFig. 5.3 に示すように，高さ方向に５段，径方向に７列の計35箇所である。

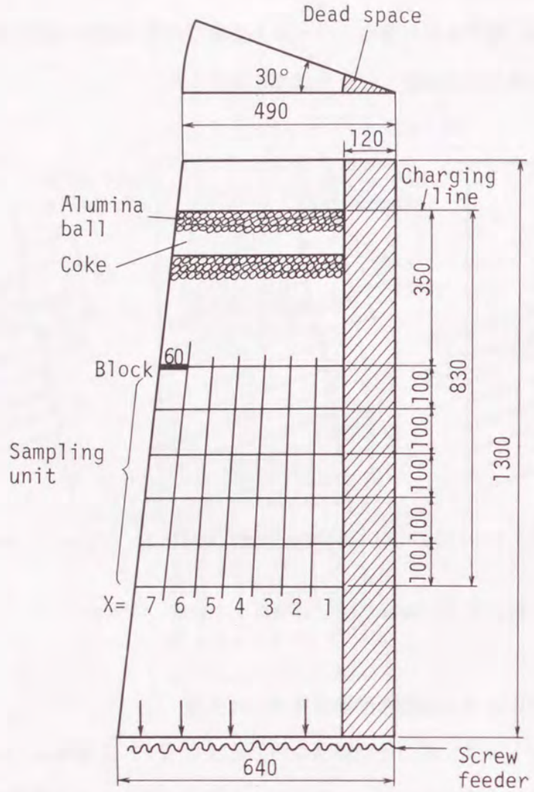


Fig. 5.3 A sector cold model of blast furnace shaft.

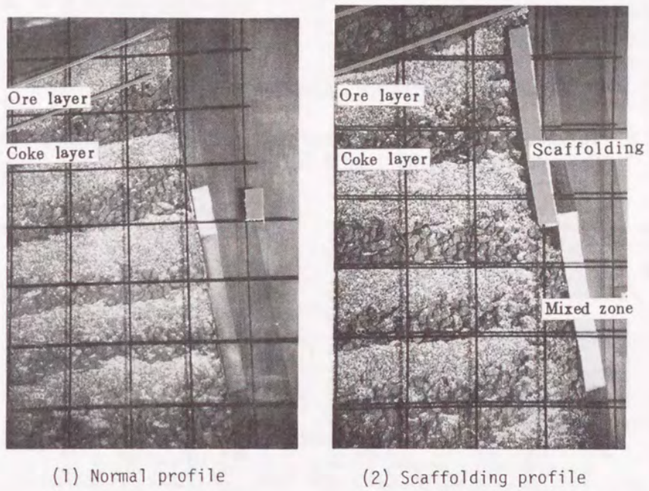
Table 5.1 Physical properties of charged materials.

	Diameter (mm)	Angle of repose (deg)	Bulk density (g/cm^3)
Alumina ball	2 ϕ	21.2	2.144
Alumina ball	4 ϕ	23.4	2.144
Alumina ball	8 ϕ	26.3	2.160
Quaisi-ore	4 ～ 6	33.9	2.083
Sinter	1 ～ 3	33.1	1.947
Coke	4 ～ 6	37.1	0.506

5．3　実験結果

5．3．1　炉壁混合層の形成挙動に及ぼすシャフト上部プロフィルの影響

シャフト部が健全なプロフィル（以下，正常プロフィルと呼ぶ）の場合および付着物プロフィルの場合の装入物の降下状態をPhoto. 5. 1 に示す。正常プロフィルの場合には，鉱石層とコークス層は層状態を維持しながら降下するが，付着物プロフィルの場合には，約30㎜（実炉換算値：300㎜）の幅の炉壁混合層が形成される。



(1) Normal profile　　(2) Scaffolding profile

Photo 5.1 Influence of upper shaft profile on layer structure of burdens near wall.

5．3．2　炉壁混合層の形成挙動に及ぼす鉱石性状の影響

突起物直下の炉壁混合層（サンプリング番号 X=7）および炉壁混合層に隣接した炉内側の領域（サンプリング番号 X=6）の鉱石の存在比率に及ぼす鉱石の粒径の影響をFig. 5. 4 に示し，安息角の影響をFig. 5. 5 に示す。鉱石の粒径の増加にともない，鉱石の存在比率は炉壁混合層内で増加し，炉壁混合層に隣接した炉内側で減少する。そして，鉱石の安息角の増加にともない，鉱石の存在比率は炉壁混合層内で増加し，炉壁混合層に隣接した炉内側の領域で減少する。したがって，粒径と安息角がコークスよりも小さい細粒鉱石の場合には，炉壁混合層内での存在比率は小さい。

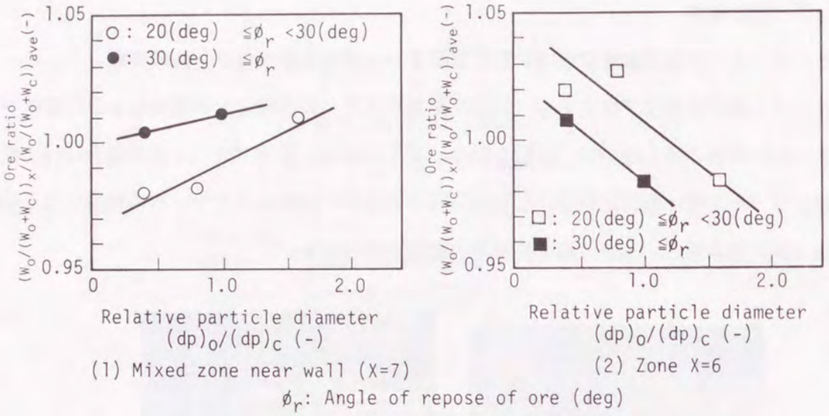


Fig. 5.4 Influence of particle diameter on ore ratio of mixed zone near wall (X=7) and zone X=6.

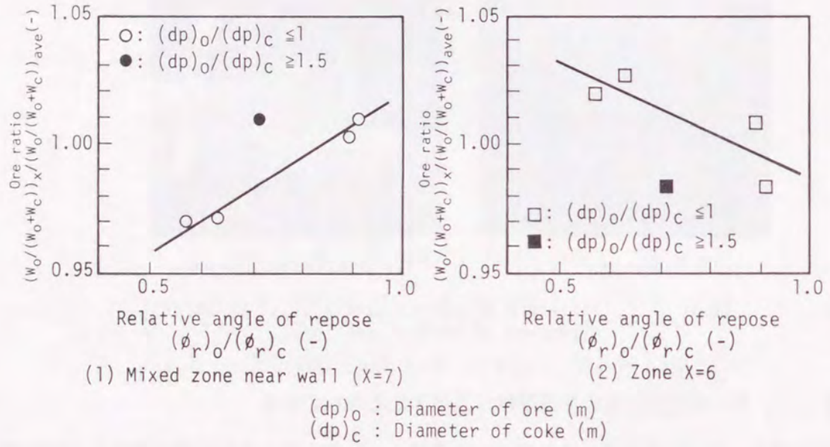


Fig. 5.5 Influence of angle of repose on ore ratio of mixed zone near wall (X=7) and zone X=6.

5．3．3 炉壁近傍のガス流速分布に及ぼすシャフト上部プロフィルおよび細粒鉱石の比率の影響

装入物表面直上のガス流速分布に及ぼすシャフト上部プロフィルの影響をFig. 5.6 に示す。正常プロフィルの場合には，中心部から中間部のガス流速はほぼ均一であるが，炉壁近傍のガス流速は最大で0.20m/s と中間部のガス流速に比べて約 2 倍大きく，その高ガス流速の範囲は炉壁から20mm（実炉換算値：200mm)である。

付着物プロフィルの場合には，炉壁近傍のガス流速は最大で 0.36m/sと，正常プロフィ

ルの場合に比べて約 2 倍に増加すると同時に，高ガス流速の範囲が炉壁から30mm（実炉換算値：300mm)と 1.5倍に拡大し，中心部から中間部のガス流速が減少する。

凹凸プロフィルの場合には，炉壁近傍のガス流速が最大で 0.30m/sと，正常プロフィルの場合に比べて1.5 倍に増加すると同時に，高ガス流速の範囲が炉壁から30mm（実炉換算値：300mm)と 1.5倍に拡大する。

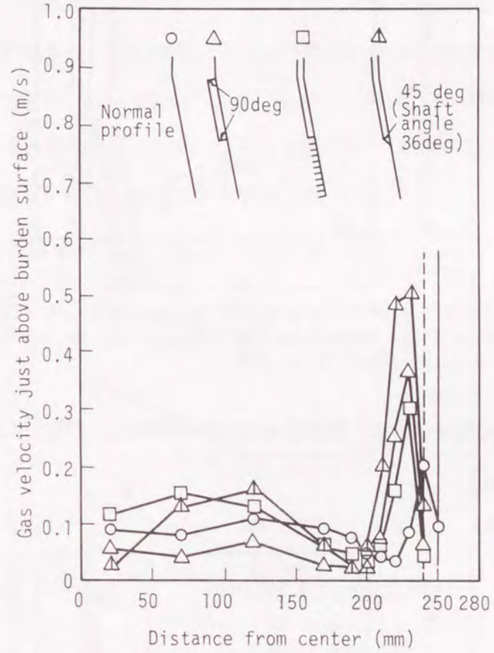


Fig. 5.6 Influence of upper shaft profile on gas velocity distribution just above burden surface in case of small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio=20%.

Fig. 5.6 に定義した段差角度が45deg と断面積の拡大が急激な浸食プロフィル（シャフト角度：36deg)の場合には，炉壁近傍のガス流速が最大で0.50m/s と，正常プロフィルの場合に比べて2.5 倍に増加すると同時に，高ガス流速の範囲が炉壁から40mm（実炉換算値：400mm)と 2 倍強に拡大する。ただし，Fig. 5.7 に示すように，浸食プロフィルの場合の炉壁近傍のガス流速は，浸食による断面積の変化率により異なり，段差角度が 10degと断面積の拡大の変化率が小さい場合（シャフト角度：71deg)には，炉壁近傍のガス流速は最大で0.23m/sと正常プロフィルの場合のガス流速とほぼ同じである。

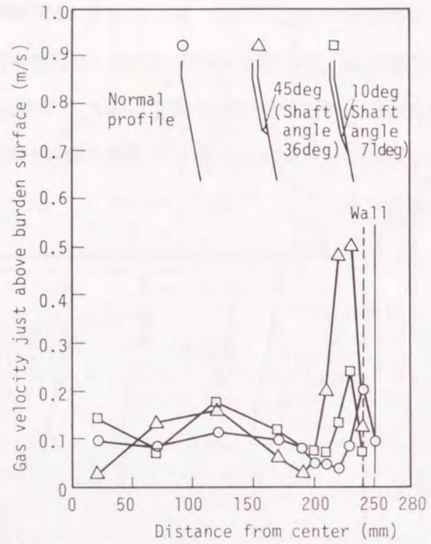


Fig. 5.7 Influence of wall errosion on gas velocity distribution just above burden surface in case of small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio=20%.

また，Fig. 5.8に示すように，細粒鉱石の比率の増加にともない，炉壁近傍のガス流速が大幅に増加する。

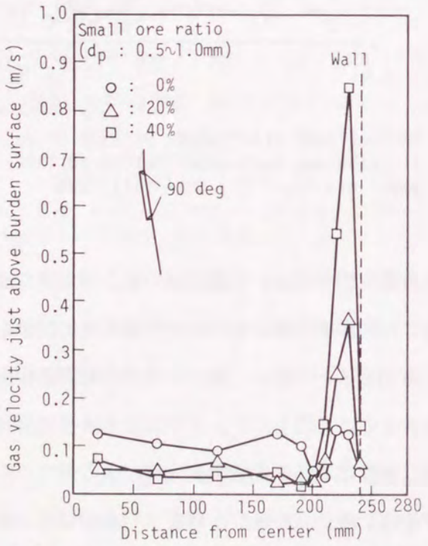


Fig. 5.8 Influence of small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio on gas velocity distribution just above burden surface in case of upper shaft profile in case of scaffolding profile.

5．3．4 シャフト上部の圧力損失に及ぼすシャフト上部プロフィルおよび細粒鉱石の比率の影響

シャフト上部の圧力損失に及ぼすシャフト上部プロフィルおよび細粒鉱石の比率の影響をFig. 5.9に示す。付着物プロフィルのシャフト上部の圧力損失は，正常プロフィルに比べて70~90%に減少し，段差角度が45deg 以上ではほぼ一定である。凹凸プロフィルの場合のシャフト上部の圧力損失は，正常プロフィルに比べて 65%に減少する。浸食プロフィルのシャフト上部の圧力損失は，段差角度が 10degの場合には，正常プロフィルとほぼ同じであるが，段差角度が45deg の場合には，正常プロフィルに比べて 90%に減少する。一方，細粒鉱石の比率が 40%の場合のシャフト上部の圧力損失は，いずれのプロフィルにおいても，細粒鉱石の比率が0％ に比べて約2倍に増加する。

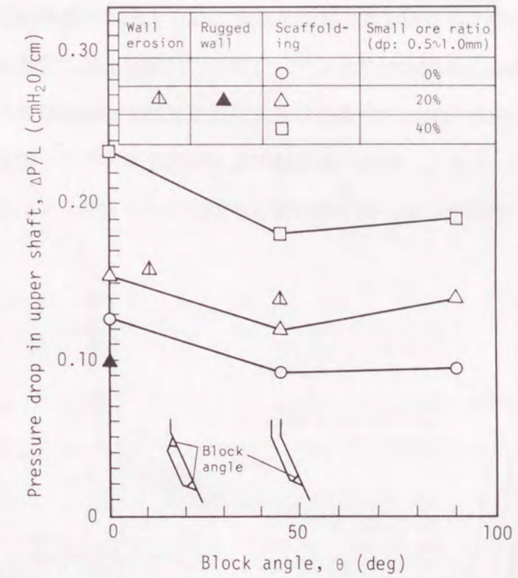


Fig. 5.9 Influence of block angle and small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio on pressure drop in upper shaft.

5．4 考　察

5．4．1 炉壁混合層の形成メカニズム

シャフト上部プロフィル損傷（付着物，浸食，凹凸形状）時の炉壁混合層の形成メカニズムをFig. 5.10に示す。

付着物プロフィルの場合の炉壁混合層の形成要因は，付着物の上部段差および下部段差

である。付着物の上部段差では，炉内の断面積が急激に縮小するため，粒径と安息角の大きいコークスの降下が遅れやすい。そして，そのコークス層の間を粒径と安息角の小さい鉱石とくに細粒鉱石が浸透しながら下方へ降下するため，付着物の炉壁近傍にコークスと鉱石の混合層が形成される。付着物の下部段差では，炉内の断面積が急激に拡大するため，付着物の下面の空洞に向かってコークス層と鉱石層が流れ込む。そして，その流れ込みの過程で，粒径と安息角の小さい細粒鉱石が，空間率が大きくなったコークス層内を下方に浸透するため，付着物の下部段差の直下の炉壁近傍に，コークス主体の混合層が形成されると推察される。この細粒鉱石の浸透現象により，炉壁混合層内の鉱石の存在比率が鉱石の粒径と安息角の減少に伴い小さくなるというFig. 5.4，Fig. 5.5の知見も説明することができる。

浸食プロフィルの場合の炉壁混合層の形成要因は，上記の付着物の下部段差と同様に，浸食による断面積の急激な拡大である。とくに，炉内の断面積の変化率が大きい段差角度が45deg(シャフト角度:36deg）の場合には，炉壁混合層が形成されるため，炉壁近傍のガス流速が増加する。しかし，炉内の断面積の拡大の変化率が小さい段差角度が10deg(シャフト角度:71deg）の場合には，装入物の降下挙動が炉内プロフィルの変化に追従できるた

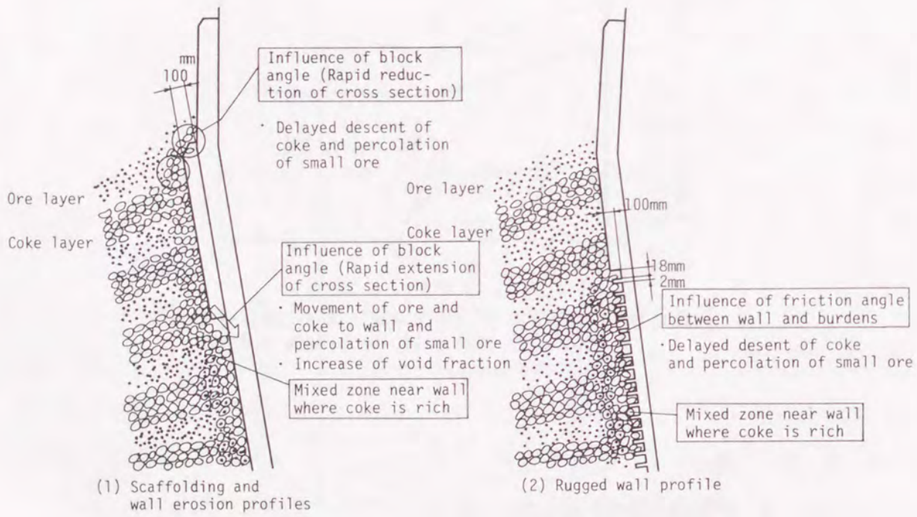


Fig. 5.10 Formation mechanism of mixed zone near wall in case of scaffolding, wall erosion and rugged wall profiles.

め混合層はほとんど形成されず，炉壁近傍のガス流速は正常プロフィルの場合と同じである。

凹凸プロフィルの場合の炉壁混合層の形成要因は，凹凸面とコークスとの摩擦角が大きいことである。凹凸面の近傍で，粒径と安息角が大きいコークスの降下遅れと粒径と安息角の小さい細粒鉱石の下方への浸透現象が進行し，コークス主体の混合層が形成されると推察される。

5．4．2　炉壁混合層の空間率とガス流の周辺流化の関係

5．3．1および5．3．3より，シャフト上部プロフィルの損傷時には，炉壁混合層が形成されると同時に炉壁近傍のガス流速が増加することが判明した。そこで，シャフト上部のガス圧力の測定値を（5.3)式に示す圧力損失に関するErgun 式に代入することにより，ガス流の周辺流化に密接に関連していると考えられる炉壁混合層の空間率（ε_2）を推定した。なお，空間率の計算にあたっては，以下の仮定に基づいた。

$$\frac{\Delta P}{L}=150\left(\frac{\mu(1-\varepsilon)^2}{(\phi\cdot d_p)^2\varepsilon^3}\right)u+1.75\left(\frac{\rho(1-\varepsilon)}{(\phi\cdot d_p)\varepsilon^3}\right)u^2 \qquad (5.3)$$

$$u_1 S_1+u_2 S_2=u(S_1+S_2) \qquad (5.4)$$

①炉内の充填層は，Fig. 5.11に示すように，層構造の乱れのない移動層（以下，層状移動層と呼ぶ）と炉壁混合層に分割でき，炉壁混合層の幅は平均で30㎜である。

②ガス流れはピストン流であり，層状移動層と炉壁混合層のシャフト上部での圧力損失は等しい。

③層状移動層内の空間率（ε_1）は，正常プロフィルの場合の空間率に等しく，同じ粒度分布条件では一定である。

④コークス層（粒径：5~7㎜)の空間率は0.511[68]とし，鉱石層（粒径：1~3㎜)の空間率は0.520[68]とする。そして，細粒鉱石（粒径：0.5~1㎜)と粗粒鉱石（粒径：1~3㎜)の混合物の空間率は，著者らの多成分系粒体の空間率推定式[69]に基づき推定する。

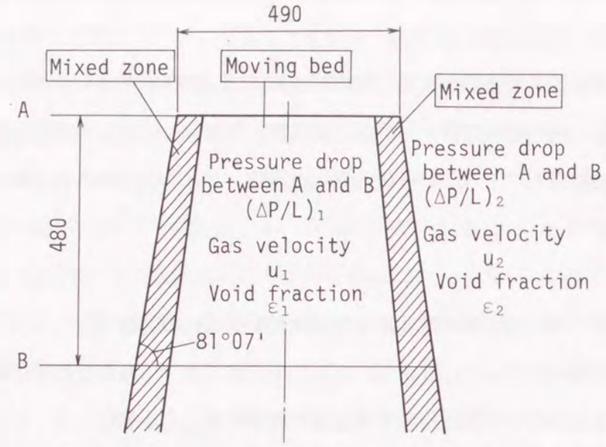


Fig. 5.11 Assumption of layered structure of burdens in upper shaft.

上記の仮定の基に計算された炉壁混合層の空間率と層状移動層の空間率の比に及ぼすシャフト上部プロフィルの影響をFig. 5.12に示し，混合層内のガス流速の計算値を実験値と比較してFig. 5.13に示す。付着物プロフィル（段差角度：45deg，90deg）の炉壁混合層の空間率は，正常プロフィル（突起物の段差角度：0 deg ）に比べて7~27% 大きく，段差角度が 45deg以上では炉壁混合層の空間率に及ぼす段差角度の影響は一定である。本知見，

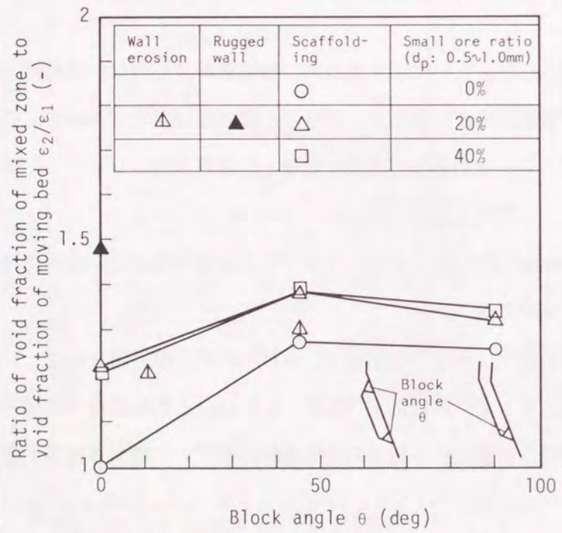


Fig. 5.12 Influence of upper shaft profile and small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio on void fraction of mixed zone near wall.

および，炉壁近傍のガス流れに及ぼす段差角度の影響は断面積の急激な拡大時に大きいという仮定に基づけば，Fig. 5.6での付着物プロフィルの場合の炉壁近傍のガス流速が浸食プロフィルの場合とほぼ同じあるいは少し小さくなる可能性もあると考えられる。凹凸プロフィルの炉壁混合層の空間率は，正常プロフィルに比べて 20%大きい。浸食プロフィルの炉壁混合層の空間率は，段差角度が 10degの場合には，正常プロフィルとほぼ同じであるが，段差角度が 45degの場合には，正常プロフィルに比べて7% 大きい。

本知見より，シャフト上部プロフィルの損傷時には，コークス主体の炉壁混合層の形成に起因する空間率の増加のため炉壁近傍のガス流速が増加したものと推察される。また，細粒鉱石の比率が20%, 40% の場合の炉壁混合層の空間率は，細粒鉱石の比率が0%の場合に比べて7~20% 大きい。これは，細粒鉱石の中心部への流れ込みに起因する炉壁近傍のガス流速の増加[70] によるものと推察される。そして，Fig. 5.13に示すように，炉壁混合層内のガス流速の計算値と実験値は比較的よく一致しており，上記の炉壁混合層のメカニズムの仮定がほぼ正しいと推察される。

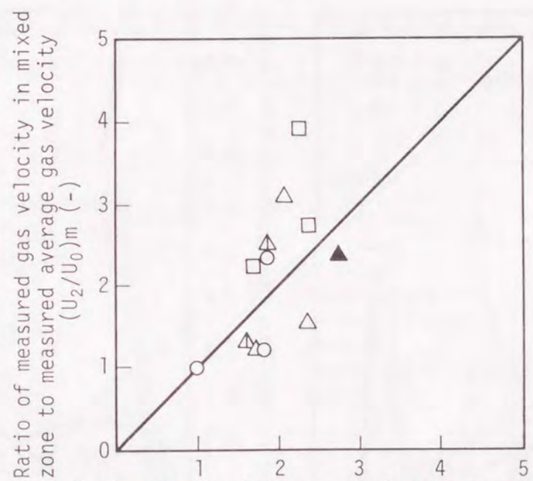


Fig. 5.13 Relationship between calculated gas velocity and measured gas velocity in mixed zone near wall.

5．4．3　シャフト上部プロフィル損傷時の装入物分布の考え方

5．4．2より，シャフト上部プロフィル損傷時の炉壁混合層の形成とガス流の周辺流化の間に密接な関係のあることが判明した。このガス流の周辺流化は，シャフト部での熱負荷の上昇あるいは小吹き抜けを引き起こす可能性があるため，抑制することが必要である。付着物プロフィルおよび凹凸プロフィルの場合における，装入物表面直上のガス流速分布に及ぼす炉壁近傍（炉壁から95mmの範囲）の相対ore/cokeの影響をFig. 5.14，Fig. 5.15に示す。ここで，炉壁近傍の相対ore/cokeは，炉壁近傍のore/cokeと装入の平均ore/cokeの比である。いずれの場合にも，炉壁近傍の相対ore/cokeが0.6 と小さい場合には，炉壁近傍のガス流速は増加し，炉壁近傍の相対ore/cokeが1.4 と大きい場合には，炉壁近傍のガス流速は平均ガス流速に近い値となる。　上記の知見より，シャフト上部プロフィル損傷時には，炉壁近傍の相対ore/cokeを1.4 程度に大きくすることにより炉壁近傍のガス流速を抑制できる可能性があると推察される。

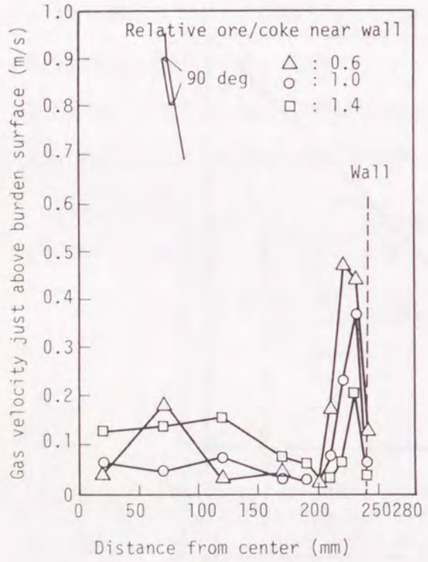


Fig. 5.14　Influence of relative ore/coke near wall (95mm from wall) on gas velocity distribution just above burden surface in case of scaffolding profile and small ore (d_p:0.5 ~1.0mm) ratio=20%.

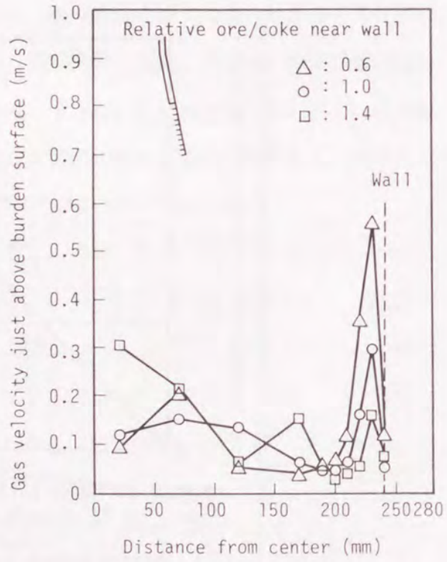


Fig. 5.15　Influence of relative ore/coke near wall (95mm from wall) on gas velocity distribution just above burden surface in case of rugged wall profile and small ore (d_p:0.5~1.0mm) ratio=20%.

5．5　実炉でのシャフト上部炉壁面の補修前後のガス流分布の比較

稼働９年目にはいった君津２高炉（1982年２月に火入れ）は，1990年５月28日から６月４日の長時間休風（休風時間：184 時間）時に，250~500mm とレンガの浸食が激しかった鉱石受け金物直下７mの範囲の非冷却部(Fig. 5.16 の(1)) に水冷金物を取り付け，シャフト上部の冷却盤にキャスタブルを吹き付けた(Fig. 5.16 の(2))。水冷金物取り付けおよび冷却盤へのキャスタブル吹き付けによるシャフト上部炉壁面の補修前後のシャフト上部ゾンデのCOガス利用率（η_{CO}）分布の比較をFig. 5.17に示す。ここで，データを比較した期間は，装入パターンがほぼ同じである２週間前後の期間とした（補修前：５月８日～５月21日，補修後：６月12日～６月21日）。シャフト上部炉壁面の補修により，シャフト上部ゾンデの炉壁近傍（炉壁から1.5mの範囲の３点）のη_{CO}の変動が2.4~4.4%減少し，η_{CO}の平均値が2.0~7.6%増加した。これは，シャフト上部炉壁面の補修により，炉壁浸食あるいは炉壁面の凹凸形状に起因する炉壁混合層の形成が抑制され，炉壁近傍のガス流が安定化したためと考えられる。この炉壁近傍のガス流の安定化により，君津２高炉は長時間休風後も順調に立上がり，Table 5.2 に示すように，１ヶ月後の７月以降，燃料比を10~15kg/t 低下することができ，η_{CO}が1.5%上昇した。

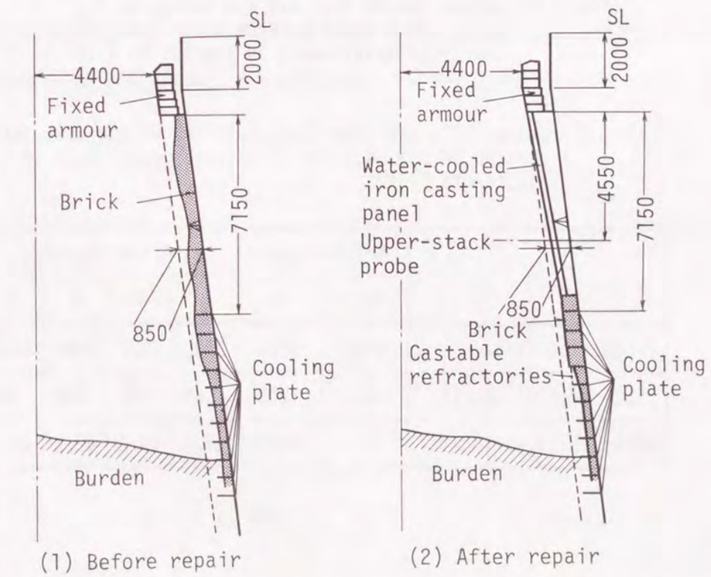
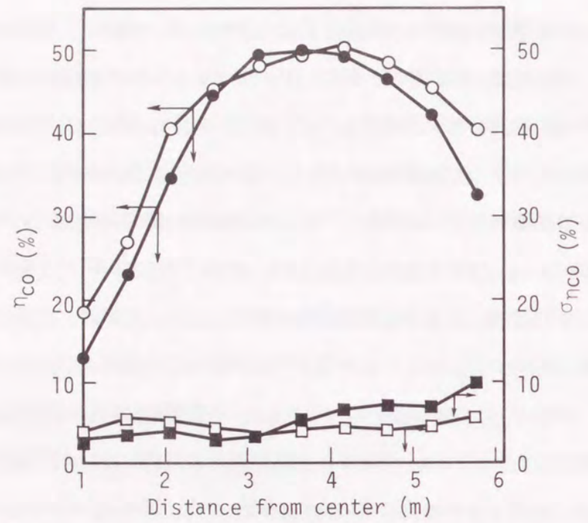


Fig. 5.16　Comparison of upper shaft profile between before and after repair of upper shaft in Kimitsu No. 2 BF.



● ■ : Before repair of upper shaft (90.5.8-5.21)
Charging pattern : $(C_1C_1O_1O_1) \times m + (C_1C_1O_4O_7) \times n$
m = 3, n = 2 or m = 3, n = 2

○ □ : After repair of upper shaft (90.5.8-5.21)
Charging pattern : $(C_1C_1O_1O_1) \times m + (C_1C_1O_4O_7) \times n$
m = 3, n = 2

Fig. 5.17 Comparison of η_{CO} and its deviation of upper-stack probe between before and after repair of upper shaft in Kimitsu No.2 BF.

Table 5.2 Change of production, fuel rate and CO gas utilization between before and after repair of upper shaft in Kimitsu No.2 BF.

	Before repair		After repair			
	1990.4	5	6	7	8	9
Production (t/d)	6432	5840	5509	6537	6981	6915
Fuel rate(CR) (kg/t)	513	503	507	493	490	488
CO gas utilization (%)	47.8	47.6	47.8	49.2	49.2	49.1

5．6 結　言

高炉シャフト部の冷間模型および高炉三次元半裁の冷間模型を用いて，炉壁混合層の形成挙動とその通気性に及ぼすシャフト上部プロフィル（付着物，浸食，凹凸形状）および装入物の性状（粒径，安息角）の影響を解析し，以下の知見を得た。

(1)シャフト上部プロフィルの損傷時には，炉壁混合層が形成され，シャフト部が健全なプロフィルに比べて，炉壁近傍のガス流速が1.5~2.5 倍に増加し，高ガス流速の範囲が1.5~2.0 倍に拡大する。このガス流の周辺流化現象は，細粒鉱石の比率の増加にともないさらに助長される。

(2)シャフト上部での炉壁混合層は，炉内断面積の急激な変化あるいは炉壁面での摩擦角の増大に起因するコークスの降下遅れと粒径と安息角の小さい細粒鉱石の浸透現象により形成される。

(3)シャフト上部プロフィルの損傷時には，炉壁近傍の相対ore/cokeを1.4 程度に大きくすることにより，炉壁近傍のガス流速を平均ガス流速に近い値に抑制することができる。

(4)君津２高炉では，鉱石受け金物直下７mの範囲の水冷金物取り付けおよびシャフト上部の冷却盤へのキャスタブルの吹き付けによるシャフト上部炉壁面の補修により，シャフト上部ゾンデの炉壁近傍のCOガス利用率（η_{CO}）の変動が減少し，η_{CO}の平均値が増加した。これは，シャフト上部プロフィルの補修により，炉壁浸食あるいは炉壁面の凹凸形状に起因する炉壁混合層の形成が抑制され，炉壁近傍のガス流が安定化したためと考えられる。

第6章　高炉内における粉の挙動

6．1　緒　　言

高炉への微粉炭吹き込み量の増加にともない，レースウェイ周り（炉芯内）の粉率が増加することが報告[30),71),72)]されている。粉率増加の原因としては，微粉炭多量吹き込みにともなう未燃チャー発生量の増加[28)]あるいはレースウェイ内でのコークス滞留時間の増加[73)]によるコークス粉化量の増加が考えられる。この炉芯内の粉率の上昇は，高炉の通気性や通液性に悪影響を及ぼし[74)]，装入物の降下とガス流れの状態を不安定にする。したがって，高炉の安定操業のためには，高炉内の粉の挙動を解明することが重要であると推察される。

従来，高炉内の粉の挙動に関する研究として，充填層（固定層）内を対象とした固気2相流に関する山岡[75),76)]の研究，柴田らの研究[33)]が報告され，充填層内での粉の流動特性が解明されている。しかし，高炉のような移動層内における粉の挙動に関する研究例[71),77)]は少なく，高炉内の粉の挙動に関しては未解明な部分が多い。

そこで，高炉三次元半裁模型[53)]を用いて，羽口からの粉コークスの吹き込み実験を行い，装入物の降下と通気性に及ぼす粉吹き込み量および粒径の影響を解析すると同時に，移動層内における粉の堆積挙動について考察した。

さらに，小型レースウェイ燃焼炉を用いて，レースウェイ燃焼実験を行い，レースウェイ内でのコークスの粉化に及ぼす羽口風速・コークス強度の影響を解析し，高炉への微粉炭多量吹き込みにともない予想されるレースウェイ内での粉の発生量増加の抑制対策について検討した。

6．2　実験方法

6．2．1　羽口からの粉コークス吹き込み実験

Fig.6.1に示す高炉三次元半裁模型[53)]を用いた。炉頂よりコークスを装入し，18本の羽口より常温の空気を送風しレースウェイを形成させた。そして，レースウェイ直下のロータリーフィーダーよりコークスを排出した。粉コークスの吹き込みは18本の羽口より行った。

実験条件として，コークス排出量を90kg/hとし，送風量を200Nm^3/hとした。ここで，送風量は，(6.1)式に示すレースウェイでのFroude数が実炉と模型でそれぞれ一致するよう

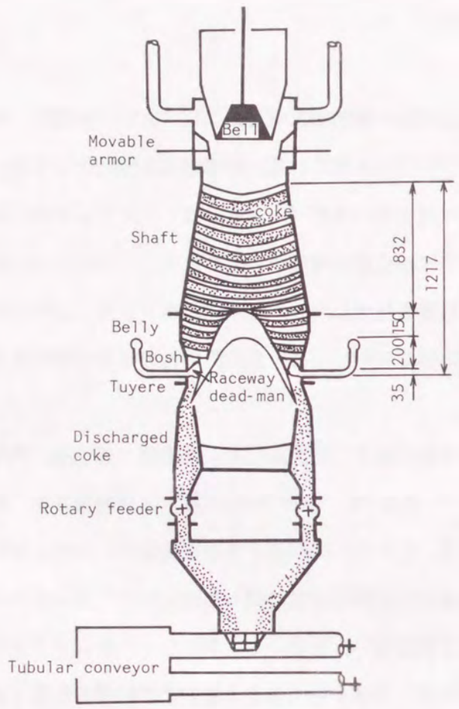


Fig. 6.1 A half section three-dimensional model of a blast furnace.

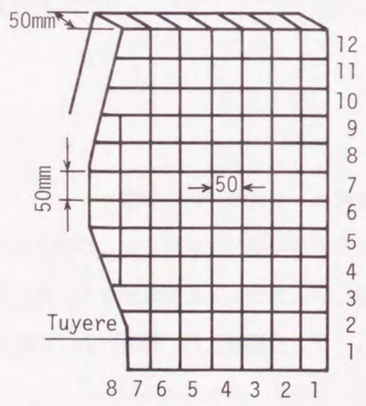


Fig. 6.2 Dimension of sampling unit.

に求めた羽口風速より決定した。

$$F_r = \sqrt{\frac{F_{it}}{F_g}} = u_t \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_c \ g \cdot l}} \qquad (6.1)$$

装入物として，1／20に縮尺したコークス（粒径:2～4㎜)を用いた。吹き込み粉として，粒径の異なる3種類（0.1㎜ 以下（以降-0.1㎜と呼ぶ)，0.1～0.5㎜，0.1～1.0㎜)の粉コークスを使用し，吹き込み量を10, 20, 30, 40kg/h と4水準変更した。なお，この粉コークス吹き込み量は，実炉でのコークス燃焼量に対応するコークス排出量90kg/hの11，22，33，44%がレースウェイ内および近傍で粉化したことに対応している。そして，堆積プロフィルとして，V型分布とM型分布の2水準とし，粒径分布として，均一粒径分布と粗粒コークス(4～6㎜)を装入し中心部（炉口部で除した無次元半径で 0.2の範囲）の粒径を大きくした粒径分布とした。

本装置に設置したサウンジングにより装入物の降下状態を測定し，着色したコークスを用いて測定した装入後の経過（等）時間のタイムラインより装入物の降下領域を測定した。ガス圧力を測定すると同時にレースウェイ形状のＶＴＲ撮影データに基づき，レースウェイ形状の変動を測定した。さらに，実験終了後に，Fig. 6.2 に示すように，シャフト下部以下の領域を50㎜間隔で吸引法によるサンプリングを行い，炉頂および炉外に排出された粉のサンプリングも行った。そして，採取試料の粒度分析を行った。

6．2．2　レースウェイ燃焼実験

Fig. 6.3 に示す小型レースウェイ燃焼炉[14]を用いた。燃焼炉本体は，幅 405㎜，奥行

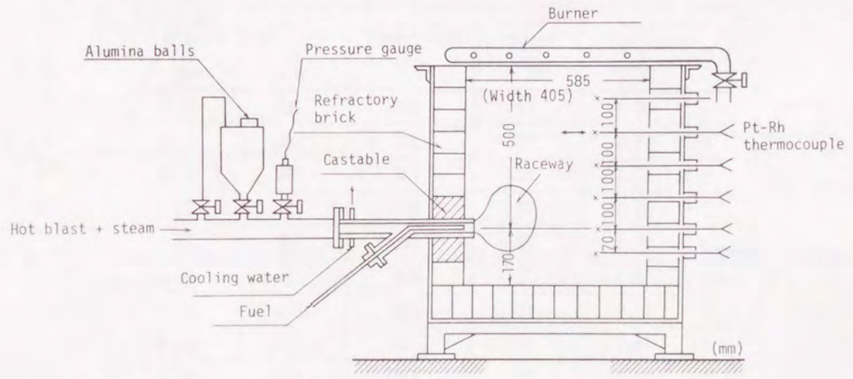


Fig. 6.3 Schematic illustration of small-size raceway furnace.

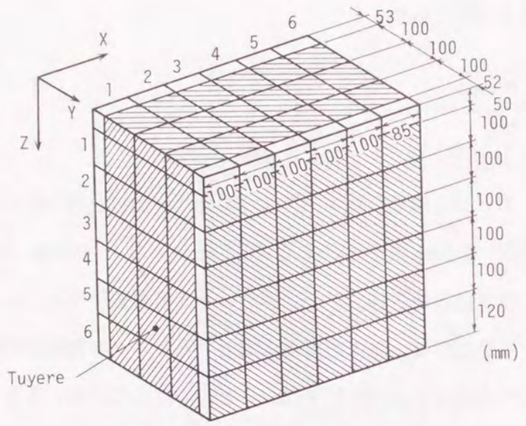


Fig. 6.4 Sampling location.

585mm, 高さ670mm の箱型燃焼炉で，内径26mmのステンレス鋳物製の水冷羽口を有している。ガスの加熱は90kWの電気炉で行い，吹き込み温度が800 ℃になるまで空気を加熱した。そして，空気が所定の温度に上昇した後にコークスを充塡し，コークスの燃焼を開始した。充塡コークス内の温度測定（測定点：高さ方向6段，奥行方向12点，計72点）は実験開始20分後より行った。炉内を十分に冷却後，燃焼炉内をFig. 6.4 に示すような 108箇所の100mm の立方体毎に吸引法により炉内コークスを採取し，試料採取箇所毎に粒度分析を行った。なお，レースウェイ形状の測定は実験後に採取した鳥の巣の形状より行った。

実験条件はTable 6.1 に示すように，送風量を72Nm³/h 一定とし，羽口径を変更することにより羽口風速を150m/sから220m/sまで変更した。送風温度は800 ℃一定とし，実験時間はコークス燃焼量一定という考え方から60分一定とした。

Table 6.1 Experimental conditions.

	Coke strength DI_{15}^{150}	Blast volume V_{tl} (Nm³/h)	Blast temperature T_{tl} (℃)	Blast velocity u_t (m/s)	Tuyere diameter D_t (mm)
1	81.5	72	760	143	26.0
2	81.5	72	800	180	23.6
3	81.5	72	780	176	23.6
4	81.5	72	800	221	21.3
5	77.9	72	800	148	26.0
6	77.9	72	800	180	23.6
7	77.9	72	800	220	21.3
8	75.7	72	760	173	23.6
9	75.7	72	780	217	21.3

実験試料はTable 6.2 に示すように，コークスの冷間強度（DI_{15}^{150}）の異なる3種類のコークスを製造後6～15mmに破砕・整粒し，平均粒度10～11mmとしたものを用いた。破砕前の実験試料の冷間強度（DI_{15}^{150}）と反応後強度（CSR）の間には，Fig. 6.5 に示すような直線関係があった。なお破砕前の実験試料の冷間強度（DI_{15}^{150}）と破砕後整粒した実験試料のI型強度（I_3^{600}）の間には，Fig. 6.6 に示すような直線関係があるので，以降の解析にあたっては実験試料の強度として冷間強度（以降，コークス強度と呼ぶ）を用いた。

Table 6.2 Properties of experimental materials.

	Coke strength DI_{15}^{150}	Coke strength after crushing I_3^{600}	Size			Apparent density ρ_p (g/cm³)
			Range (mm)	−1mm (%)	Average size (mm)	
A	81.5	49.4	6～15	0.13	10.35	0.92
B	77.9	44.6	6～15	0.11	11.13	0.88
C	75.7	36.6	6～15	0.18	11.17	0.89

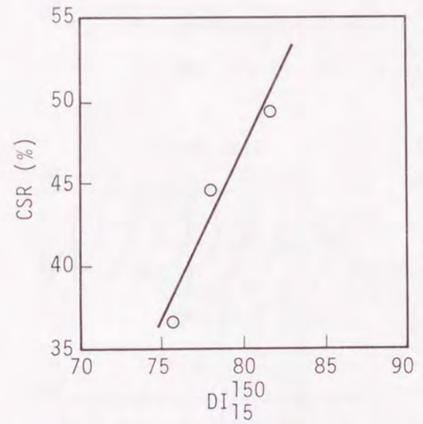


Fig. 6.5 Relationship between coke strength DI_{15}^{150} and CSR

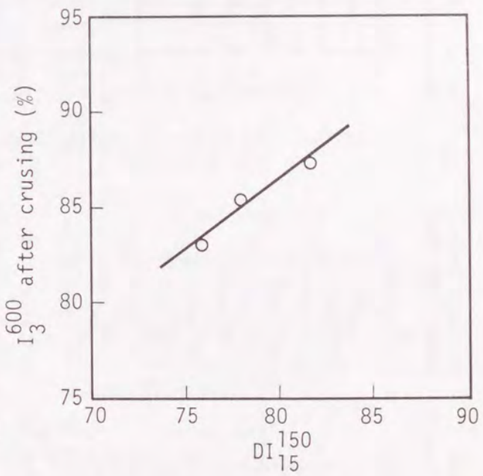


Fig. 6.6 Relationship between coke strength DI_{15}^{150} and I_3^{600}

6．3　実験結果および考察

6．3．1　高炉における粉の挙動

6．3．1．1　装入物の降下に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響

装入物の降下に及ぼす粉吹き込み量の影響をFig. 6. 7 に示し，粒径の影響をFig. 6. 8 に示す。粉（粒径:0.1～1.0mm)吹き込み量が10kg/h，20kg/hの場合には断続的な小スリップが発生し，30kg/h以上の場合には断続的なスリップが発生すると同時にレースウェイの拡大・崩壊に起因した周期的な棚吊りが発生する。しかし，粉吹き込み量が30kg/hの場合でも，粒径が 0.1～0.5mm と小さい場合には，周期的な棚吊りは発生せず小スリップが断続的に発生した。

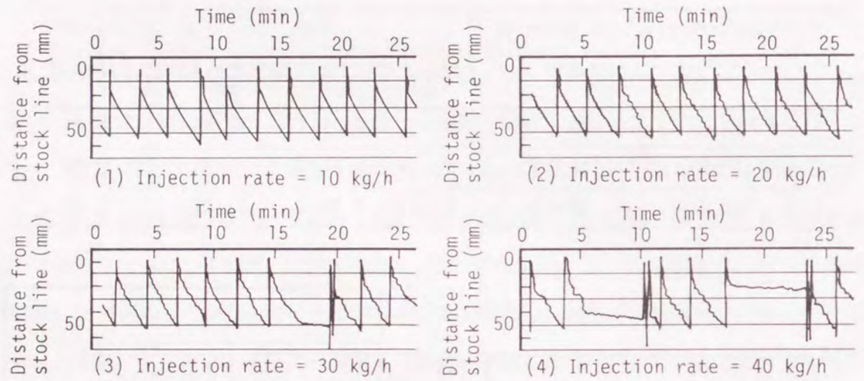


Fig. 6. 7　Influence of injection rate of fines (0.1～1.0mm) on burden descent.

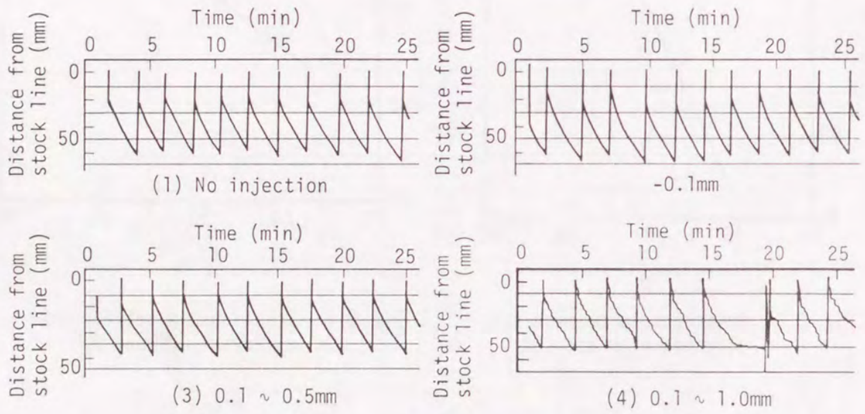


Fig. 6. 8　Influence of size of fines on burden descent (Injection rate=30kg/h).

さらに，粒径が-0.1mmと装入コークスの粒径に比べて十分小さい場合には，小スリップも発生しない。

6．3．1．2　炉内のガス圧力分布に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響

ガス圧力に及ぼす粉吹き込み量の影響をFig. 6. 9 に示し，粒径の影響をFig. 6.10に示す。粉（粒径:0.1～1.0mm)吹き込み量が10kg/h，20kg/hの場合には朝顔部のガス圧力が増加し，

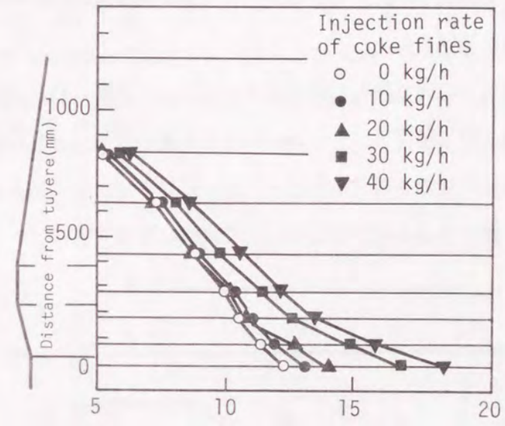


Fig. 6. 9　Influence of injection rate of fines (0.1~1.0mm) on gas pressure.

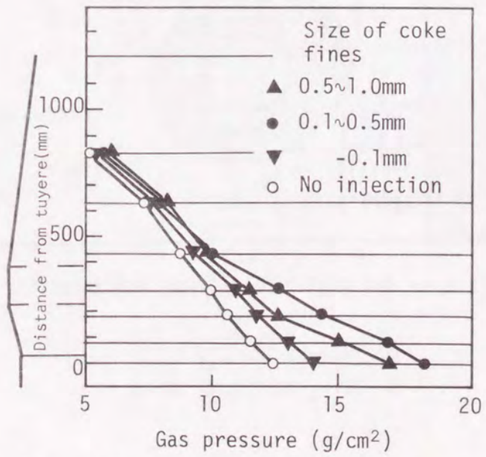


Fig. 6.10　Influence of size of fines on gas pressure (Injection rate=30kg/h).

30kg/h以上の場合には炉高方向全体のガス圧力が増加する。しかし，粉吹き込み量が30kg/hの場合でも，粒径が-0.1mmと装入コークスの空隙に対して十分小さい場合には，ガス圧力の増加幅は小さい。

6．3．1．3　レースウェイ形状に及ぼす羽口からの粉吹き込み量の影響

レースウェイ深度およびその変動に及ぼす粉吹き込み量の影響をFig. 6.12, Fig. 6.13に示し，レースウェイ高さと深度の比の変動に及ぼす粉吹き込み量の影響をFig. 6.14に示す。ここで，レースウェイ深度（D_R）およびレースウェイ高さ（H_R）はFig. 6.11に示すように定義し，15秒毎に測定した。

レースウェイ深度を羽口径で除した無次元レースウェイ深度（D_R/D_t）およびその変動（$\sigma D_R/D_t$）は，粉（粒径:0.1～1.0mm)吹き込み量の増加にともない増加する。そして，レースウェイ形状の変動を示す指標としてとったレースウェイ高さと深度の比の変動（$\sigma H_R/D_R$）は，粉吹き込み量が20kg/h以上で大幅に増加する。

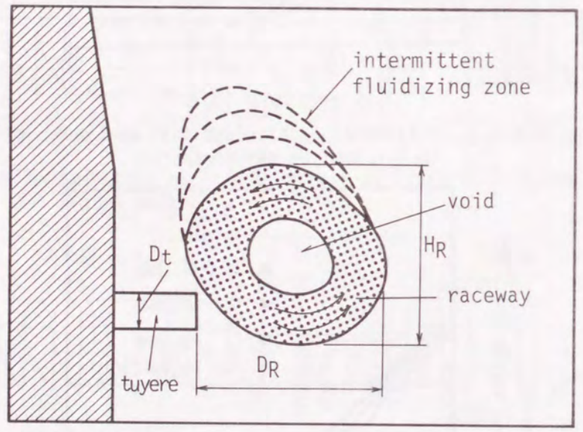


Fig. 6.11　Definition of raceway configuration.

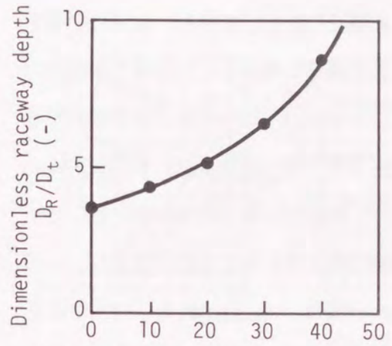


Fig. 6.12　Influence of injection rate of fines (0.1~1.0mm) on raceway depth.

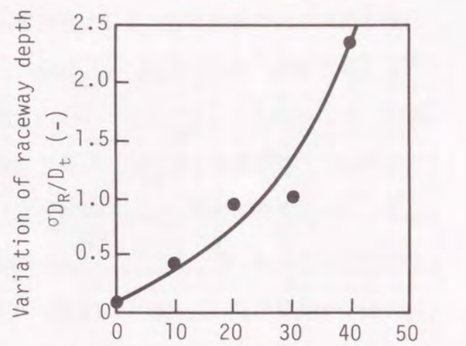


Fig. 6.13　Influence of injection rate of fines (0.1~1.0mm) on variation of raceway depth.

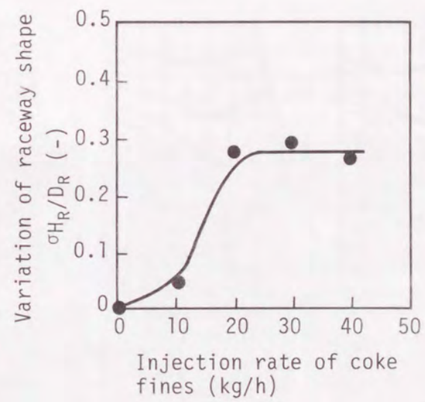


Fig. 6.14　Influence of injection rate of fines (0.1~1.0mm) on variation of raceway shape.

6．3．1．4　粉の堆積挙動に及ぼす羽口からの粉吹き込み量および粒径の影響

炉下部での粉の堆積挙動に及ぼす粉吹き込み量の影響をFig. 6.15に示し，粒径の影響をFig. 6.16に示す。粉（粒径:0.1～1.0mm）は，まず炉芯表層部に堆積し，つづいて朝顔部の炉壁近傍に堆積する。そして，粉吹き込み量の増加にともない，粉の堆積領域が拡大すると同時に，炉芯表層部と朝顔部の炉壁近傍での粉の高濃度領域（30%以上）が拡大する。しかし，粉吹き込み量が30kg/hの場合でも，粒径が-0.1mmとコークス層の空隙に対して十分小さい場合には，粉（粒径：-0.1mm）はコークス層内を上昇して炉外に排出され，炉芯内の粉の堆積量は少い。そして，粒径が 0.1～0.5mm の場合には，Photo. 6.1 に示すように，コークス層内を上昇した粉の一部は装入物の層頂の中心部に堆積し，残りは炉外に排出される。この層頂の中心部に堆積した粉はコークス層との境界近傍では流動化しながら，コークス層とほぼ同じ速度で降下する。

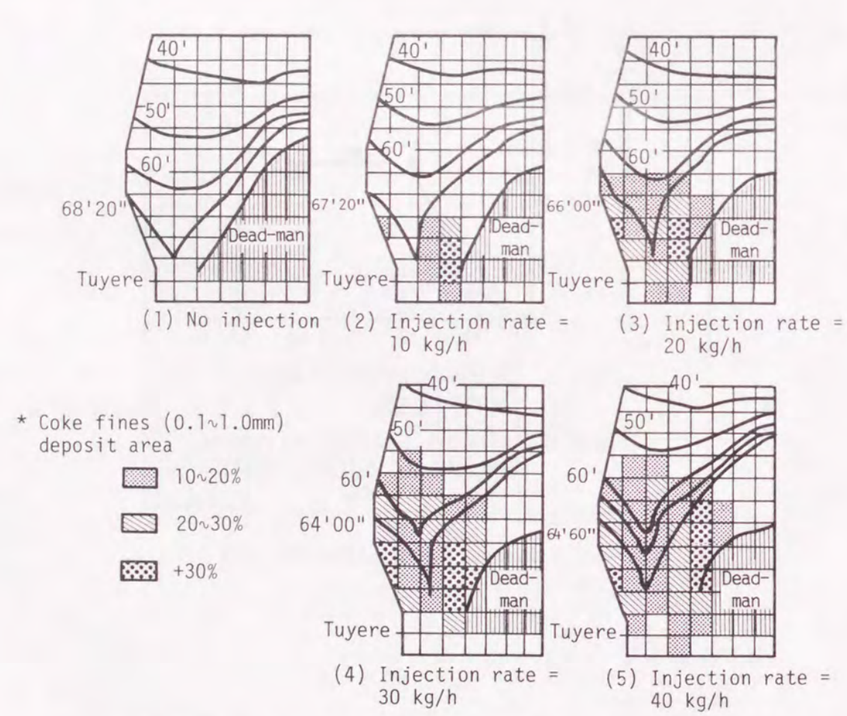


Fig. 6.15　Influence of injection rate of fines (0.1~1.0mm) on burden descent and fines deposit behavior.

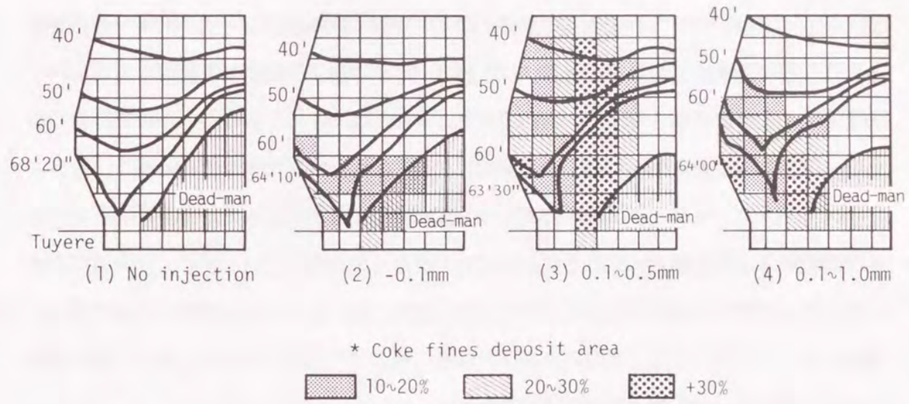


Fig. 6.16　Influence of size of fines on burden descent and fines deposit behavior (Injection rate=30kg/h).

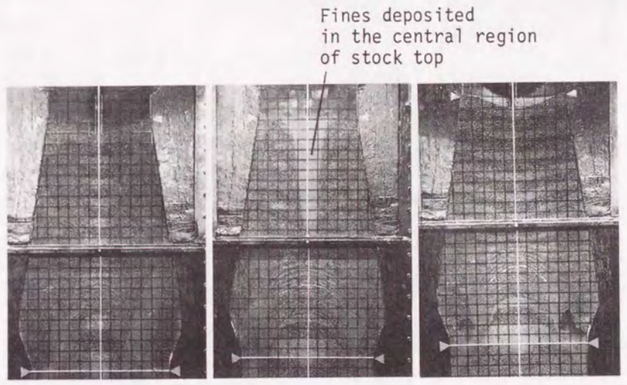
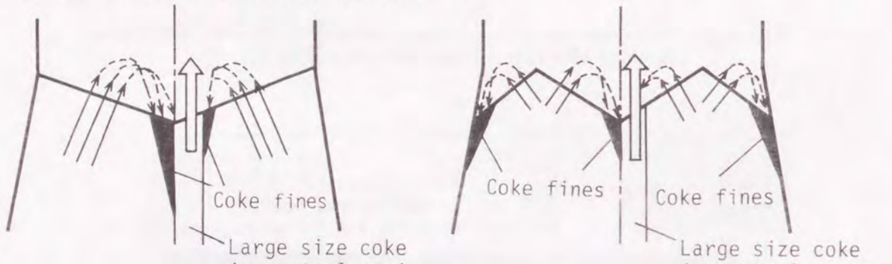


Photo 6.1　Relationship between size of coke fines injected through tuyere and deposit behavior of fines.

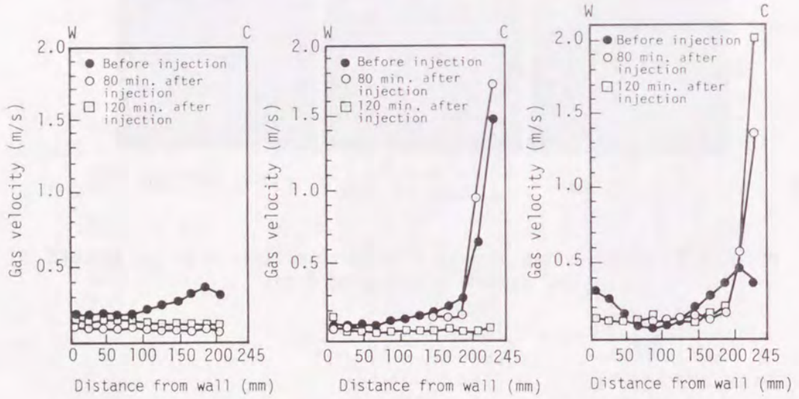
6．3．1．5　粉の堆積挙動に及ぼす層頂プロフィルおよびコークス粒径分布の影響

炉頂での粉の堆積挙動に及ぼす層頂プロフィルおよびコークス粒径分布の影響をFig. 6.17に示し，炉頂でのガス流速分布に及ぼす層頂プロフィルおよびコークス粒径分布の影響をFig. 6.18に示す。V型分布の場合には，粉コークスは層頂表面に対し垂直な方向に飛び出すため中心部に堆積しやすく，中心部のガス流速が減少する。しかし，中心部に粗粒コークス層を形成させた場合には，中心部のガス流速が大きいため中心部への粉コークスの堆積は抑制され，粉コークスは粗粒コークス層の周囲に堆積する。そして，中心部のガス流速は粉吹き込み開始80分後でも減少しない。M型分布の場合には，粉コークスは中心部と周辺部の２つの方向に飛び出すため，初期の段階では，粉コークスは周辺部と中心部に堆積する。そして，中心部に粗粒コークス層を形成させた場合には，周辺部への粉の堆積が進行するため，中心部のガス流速が増加する。



(1) V-shaped stock　　(2) M-shaped stock

Fig. 6.17　Influence of stock top profile and coke size distribution on deposit behavior of fines at top level of furnace.



(1) V-shaped stock　(2) V-shaped stock large size coke in central region　(3) M-shaped stock large size coke in central region

Fig. 6.18　Influence of stock top profile and coke size distribution on gas velocity distribution at top level of furnace.

6．3．1．6　粉の堆積挙動と装入物の降下挙動の関係

炉下部での装入物は炉壁と炉芯に囲まれた領域を粒子の配列を変化させながら降下している。したがって，粒子配列の変化時に空隙が瞬間的に形成され，その空隙内にガスが流れこむため，一時的に空隙内に粉が堆積してもガスに随伴して上方に移動すると推察される。一方，降下速度が小さく粒子配列の変化の少ない炉芯表層部および朝顔部の炉壁近傍では，空隙が瞬間的に形成される可能性が小さいため，羽口から吹き込まれた粉は一旦空隙内に堆積するとガスに随伴して移動しにくいと推察される。

粒径が-0.1㎜と装入コークス粒径と比較して十分小さい場合に炉芯内に粉の高濃度領域（30% 以上）が形成されない理由は，粉がガスに随伴してコークス層の空隙内を上方に移動しやすいためと推察される。

Fig. 6.15，Fig. 6.16によると，装入物は粉の高濃度領域を迂回しながら降下するため，装入物の炉下部での降下領域が縮小し滞留時間が短くなる。これは，コークス層内への粉の堆積量の増加にともない，粉を含むコークス層の内部摩擦角が増加[19]し，擬停滞層が形成されるためと推察される。このように，装入物の降下挙動と粉の堆積挙動は相互に密接に関連しており，装入物の安定な降下を確保するためには，粉の高濃度領域を形成させないことが重要である。

6．3．1．7　粉の堆積挙動と粉の粒径の関係

6．3．1．4で，粒径が 0.1～0.5㎜ の粉の場合には，コークス充填層内を上昇した粉の一部が装入物の層頂の中心部に堆積し，残りが炉外に排出されることが判明した。

そこで，上記の粉の流動現象とガス流れとの関係を解明するために，(6.2)式に示すWenの式[78]より本実験条件での流動化開始速度と粉の粒径の関係を求め，(6.3）式より終末速度と粉の粒径の関係を求めた。両者の計算結果をFig. 6.19に示す。

$$\frac{d_p \cdot U_{mf} \cdot \rho_g}{\mu} = \{(33.7)^2 + 0.0408 \cdot \frac{d_p^3 \cdot \rho_g(\rho_{ps}-\rho_g)g}{\mu^2}\}^{1/2} - 33.7 \qquad (6.2)$$

$$U_t = \{\frac{4\, d_p(\rho_{ps}-\rho_g)g}{3\, \rho_g \cdot C_d}\}^{1/2} \qquad (6.3)$$

$$C_d = 24/Re_p \qquad (Re_p < 0.4) \qquad (6.4)$$

$$C_d = 10/Re_p^{1/2} \quad (0.4 < Re_p < 500) \tag{6.5}$$

$$C_d = 0.43 \quad (500 < Re_p < 200,000) \tag{6.6}$$

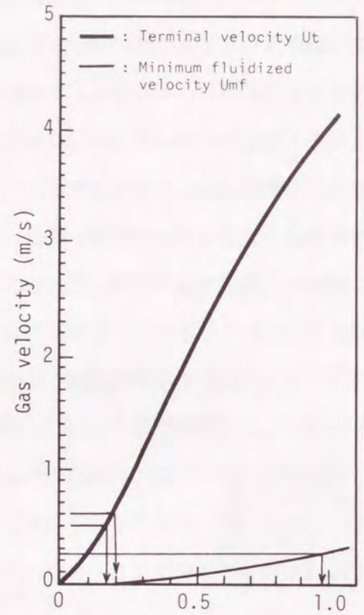


Fig. 6.19 Relationship between size of coke fines and terminal velocity, minimum fluidized velocity.

本実験条件では，空塔速度は羽口レベルで0.30m/s，炉腹レベルで0.25m/s，炉口レベルで0.59m/s であり，コークス充塡層の空間率を0.51[68] と仮定すると，充塡層内での実ガス流速はそれぞれ0.59m/s，0.49m/s，1.18m/sとなる。Fig.19より，炉内でのガス流速の最小値である炉腹部レベルでの空塔速度で流動化するコークスの粒径は約1.0mm であり，炉腹部レベルでの実ガス流速で吹き飛ばされるコークスの粒径は約0.2mm である。したがって，終末速度からみた場合には，0.1～0.2mmの粒径の粉は炉頂まで吹き上げられ，0.2mm 以上の粒径の粉は吹き上げられないが流動化によりコークス層内を移動（上昇）する可能性があると推定される。

一方，球（一次球）粒子細密充塡層の最小空隙を通過できる最大球の径は球（一次球）粒子の径の0.155 倍であると仮定すると，2～4mm の粒径のコークス充塡層内の最小空隙を通過できる最大球の径は0.33～0.66mmである。したがって，コークス充塡層内の空隙径

からみると，0.1～0.3mmの粒径の粉は炉頂まで吹き上げられる可能性が大きく，0.3mm 以上の粒径の粉はコークス層内を上昇できないと推定される。

炉頂まで吹き上げられた粉はガス流に随伴してV型の層頂面に直角の方向すなわち中心方向に飛び出し，粉が炉外に排出されるか中心部に堆積するかは終末速度との関係で決まる。炉頂レベルでの空塔速度が0.59m/s であるので，炉外に排出される粉の最大径は 0.2mm以下の範囲にあり，0.2mm 以上の粉は炉頂まで吹き上げられたとしてもほとんど炉外に排出されないで層頂に堆積すると推定される。

羽口より 0.1～0.5mm の粒径の粉を吹き込んだ場合のシャフト下部以下，層頂中心部の堆積粉および炉外排出粉（サイクロンで捕捉された粉）の粒径分布をFig. 6.20に示す。炉

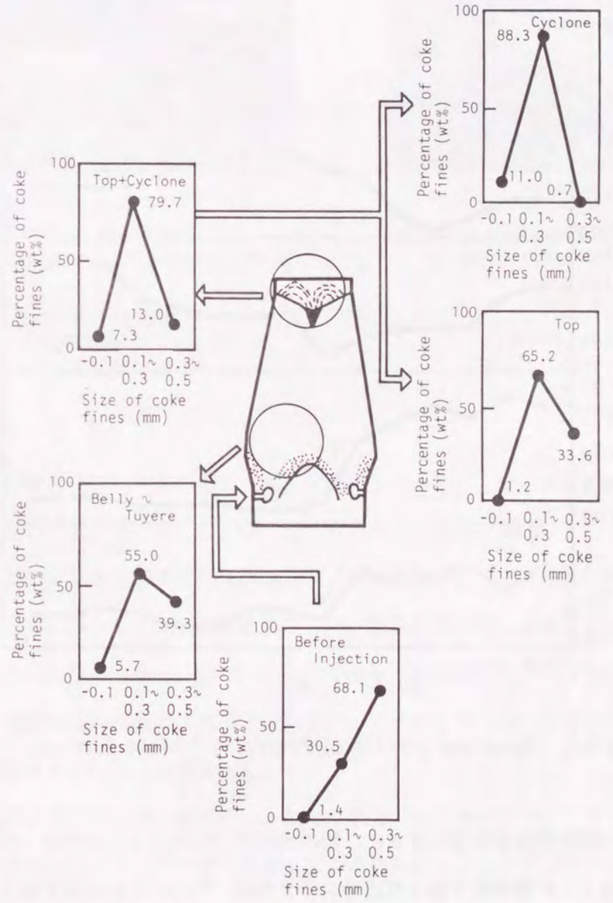


Fig. 6.20 Size distribution of coke fines.

下部から炉頂へと上昇するにつれて，0.1～0.3㎜の比率が大幅に増加し，0.3～0.5㎜の比率が大幅に減少する。そして，炉外のサイクロンの粉では，0.3～0.5㎜の比率が 0.7%とほぼ零に近い数値になっている。

6．3．2　実炉での炉内堆積粉の調査結果

6．3．2．1　炉頂堆積粉

名古屋１高炉では，1989年１月，Fig. 6.21の操業推移に示すように，炉頂クロスゾンデの中心温度とシャフト上部ゾンデの中心部のCOガス利用率（η_{CO}）が同時に低下する現象が顕在化した。そこで，休風時に層頂部を観察した結果，中心部の半径2m以内の領域に粉が堆積していることが判明した。

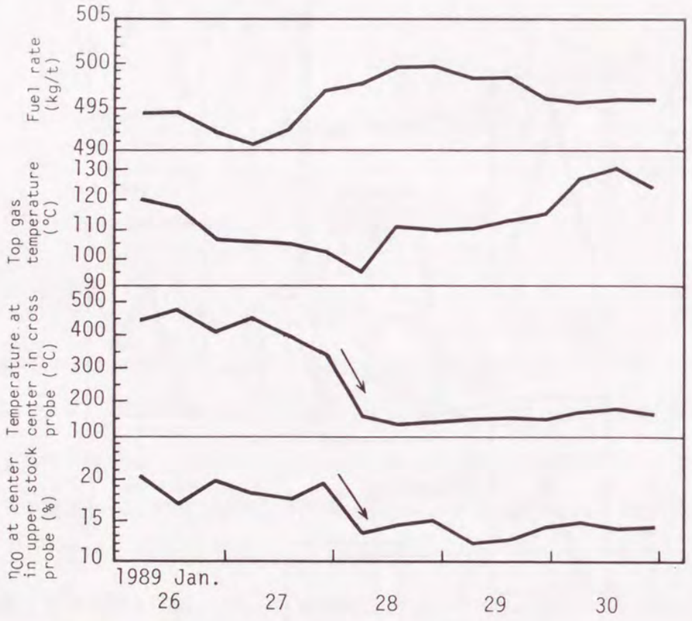
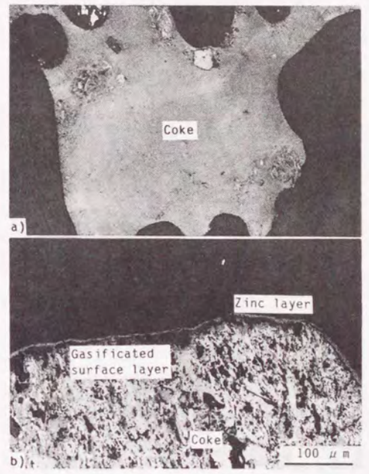


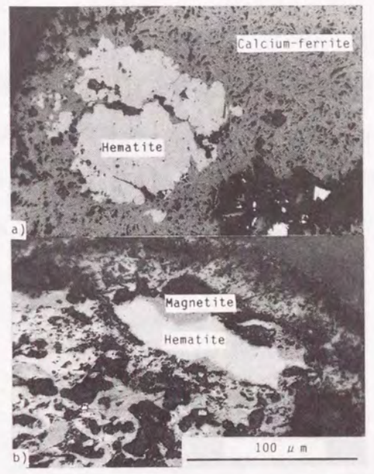
Fig. 6.21　Operation results of Nagoya No.1 blast furnace.

採取した粉の顕微鏡観察結果によると，粉の大部分（90%以上）は粉コークスであり，一部分（10%以下）が焼結鉱であった。粉コークスは，Photo. 6.2 に示すようにほとんどガス化反応が進行していないものと表面がガス化されその周囲に亜鉛がコーティングしているものであり，粉焼結鉱は，Photo. 6.3 に示すように未還元のものとマグネタイト段階まで還元されたものであった。したがって，層頂の中心部の粉コークスはコークスの付着粉あるいはシャフト下部でのソリューションロス反応により発生したものと推定された。



a) Coke fines non-gasified
b) Coke fines gasified and zinc-coated at coke surface

Photo 6.2　Micro-structure of coke fines sampled in the central region of stock top.



a) Fine sintered ore unreduced
b) Fine sintered ore reduced to magnetite

Photo 6.3　Micro-structure of fine sintered ore sampled in the central region of stock top.

粉の粒径分布をTable 6.3に示す。粉は３㎜以下であり，１㎜以下が約60%，0.5㎜ 以下が約25%であった。そこで，６．３．１．６で示した方法と同様に，Fig. 6.22に示した名古屋１高炉の操業条件での流動化開始速度・終末速度とコークス粒径の関係から名古屋１高炉の炉頂での中心部のガス流速を推定した。層頂の中心部に堆積した0.5㎜，１㎜の粒径の粉コークスの終末速度は1.4m/s，2.8m/sであり，炉口部での平均ガス流速（空塔では約１m/s，層頂部近傍の実ガス流速では約２m/s)に比較して大きい数値ではなく，中心流がかなり抑制されていると推定された。

以上の知見より，中心部の堆積粉により中心部のガス流速が低下し，その堆積粉が粉コークス主体のために，中心部のガス温度とCOガス利用率（η_{CO}）が同時に低下したと推定される。

Table 6.3 Size distribution of fines sampled in central region of stock top of Nagoya No.1 blast furnace.

	Weight (g)	Weight ratio (%)
＋5 mm	0.2	0
5～3 mm	10.3	1.5
3～1 mm	243.5	35.9
1～0.5mm	243.7	36.0
0.5～0.1mm	158.8	23.4
－0.1mm	22.0	3.2

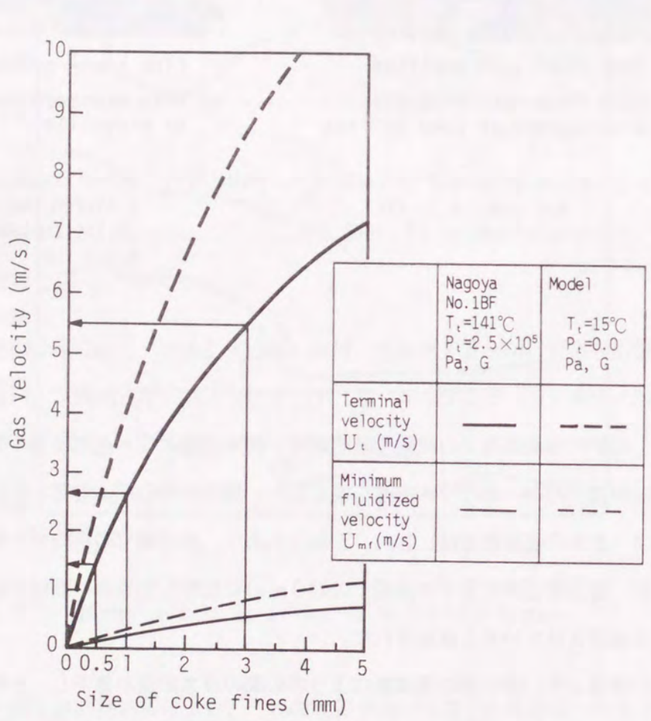


Fig. 6.22 Relationship between size of coke fines and terminal velocity (Average superficial velocity=1.0m/s).

6．3．2．2 炉芯堆積粉

室蘭2高炉において休風時に羽口コークスサンプラーにより採取した粉(-3mm)の半径方向分布をFig. 6.23に示す。室蘭2高炉の羽口レベルの粉(-3mm)はレースウェイ先端から炉芯表層部に多く，粉の高濃度領域は6．3．1．4のFig. 6.15, Fig. 6.16に示した高炉三次元模型の知見と同じである。そして，その粉率の最大値の位置は半径方向で変化し，高炉の操業が不安定であった期間（1990.2～6)にはその位置が羽口よりにあり，炉芯が肥大していたと推定される。また，君津4高炉の1本羽口微粉炭多量吹き込み試験においても，微粉炭吹き込み量が200kg/t （空気比＝0.75）の場合には，未燃チャーが炉芯表層部に堆積していたことが報告[28] されている。

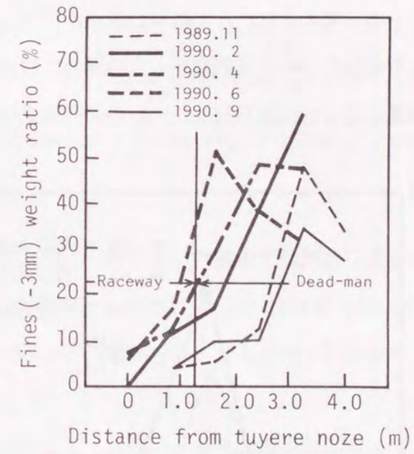


Fig. 6.23 Radial distribution of fines (-3mm) at tuyere level.

6．3．3　レースウェイ近傍でのコークスの粉化挙動

6．3．3．1　レースウェイ近傍の粉コークス堆積量に及ぼす羽口風速およびコークス強度の影響

羽口レベルの粉コークス（-1mm）堆積量の半径方向分布をFig. 6.24に示す。粉コークス（-1mm）堆積量は，レースウェイ先端近傍で多く，レースウェイから離れるにつれて急激に減少する。そして，粉コークス（-1mm）堆積量のピークは高羽口風速の場合に大きい。

つぎに，レースウェイ近傍（レースウェイ先端より100mmの領域）の粉コークス（-1mm）堆積量に及ぼす羽口風速の影響をFig. 6.25に示す。レースウェイ近傍の粉コークス(-1mm)堆積量は羽口風速の増大にともない増加し，粉コークス（-1mm）堆積量に及ぼす羽口風速の影響はコークス強度が低い場合に大きい。しかし，コークス強度（D I_{15}^{150}）が75.7と極端に低い場合には，レースウェイ天井部での吹き抜け現象により，レースウェイ内で発生した粉コークス（-1mm）の多くが，炉外へ飛散したためにレースウェイ近傍の粉コークス（-1mm）堆積量が少ないものと考えられ，とくに羽口風速が220m/sの場合に上記現象が顕著であった。Fig. 6.25より求めたコークス強度が一定の場合におけるレースウェイ近傍の粉コークス（-1mm）堆積量（Q_f）と羽口風速（u_t）の関係式を（6.7)式，（6.8）式に示す。

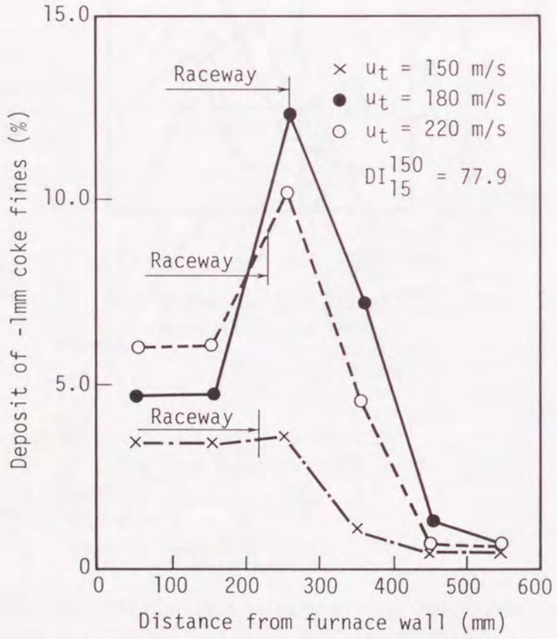


Fig. 6.24　Radial distribution of deposit of -1mm coke fines at tuyere level.

D I_{15}^{150}=77.9の場合

$$Q_f = 0.083\ u_t - 9.01 \qquad (6.7)$$

D I_{15}^{150}=81.5の場合

$$Q_f = 0.053\ u_t - 5.24 \qquad (6.8)$$

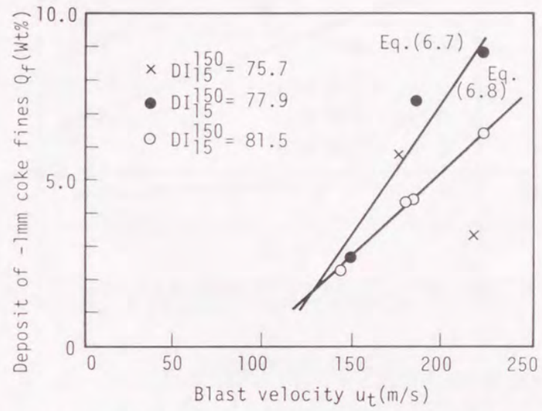


Fig. 6.25　Influence of blast velocity on deposit of -1mm coke fines around raceway (region within 100mm of raceway nose).

つぎに，上記（6.7)式，（6.8）式を用いて補正した各羽口風速レベル(150, 180, 220m/s)におけるレースウェイ近傍の粉コークス（-1mm）堆積量に及ぼすコークス強度の影響をFig. 6.26に示す。レースウェイ近傍の粉コークス（-1mm）堆積量はコークス強度の低下にともない増加し，粉コークス（-1mm）堆積量に及ぼすコークス強度の影響は羽口風速が150m/sと小さい場合には小さく，220m/sと大きい場合には大きい。Fig. 6.26より求めた羽口風速が一定の場合におけるレースウェイ近傍の粉コークス(-1mm）堆積量（Q_f）とコークス強度（D I_{15}^{150}，計算式内ではＤＩと略す）の関係式を（6.9)式，（6.10)式，（6.11)式に示す。

u_t =150m/sの場合

$$Q_f = -0.053\ DI + 6.930 \qquad (6.9)$$

u_t =180m/sの場合

$$Q_f = -0.401\ DI + 37.346 \qquad (6.10)$$

u_t =220m/sの場合

$$Q_f = -0.656\ DI + 59.882 \qquad (6.11)$$

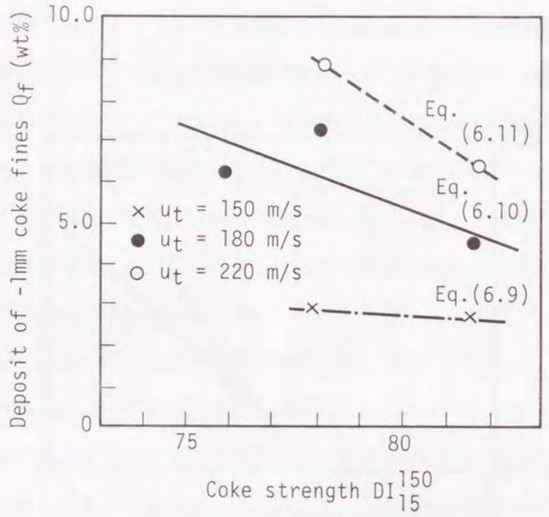


Fig. 6.26 Influence of coke strength DI_{15}^{150} on deposit of -1mm coke fines around raceway (region within 100mm of raceway nose).

6．3．3．2　炉芯コークス温度に及ぼす粉コークス堆積量の影響

レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部の充塡コークス温度（以降炉芯コークス温度を呼ぶ）に及ぼす粉コークス（-1mm）堆積量の影響をFig. 6.27に示す。炉芯コークス温度に及ぼす粉コークス（-1mm）堆積量の影響は大きく，炉芯コークス温度はレースウェイ近傍の粉コークス（-1mm）堆積量が１％増加すると32℃低下する。この温度低下は，羽口風速の増大あるいはコークス強度の低下による粉コークス（-1mm）堆積量の増加にともない炉芯表層部へのガス流通量が減少し，レースウェイ直上部を上昇するガス量が増加するためと考えられる。

したがって，高炉操業の安定化にとって重要と考えられる炉芯の熱レベルを維持するためには，レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部に粉を堆積させないことが望ましいと推察される。

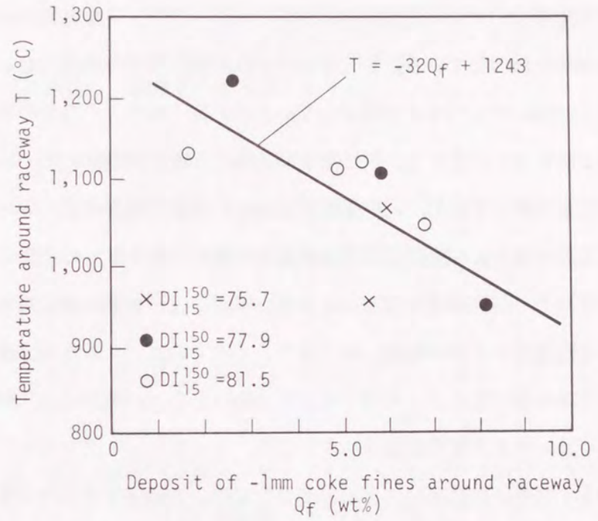


Fig. 6.27 Relationship between deposit of -1mm coke fines and temperature around raceway.

6．3．3．3　レースウェイおよびレースウェイ近傍におけるコークスの性状変化

レースウェイおよびレースウェイ直上部(Fig. 6. 4 のX=1, 2, Y=2の試料採取場所に対応)におけるコークスの平均粒径，気孔率およびＩ型強度（I_3^{600}）の高さ方向の変化をFig. 6. 28に示す。

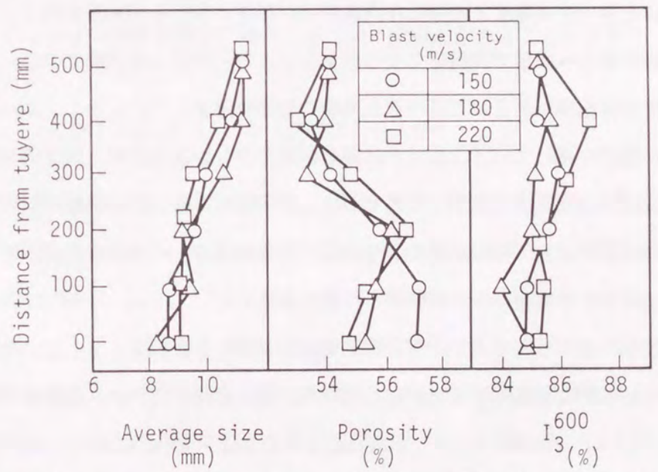


Fig. 6.28 Changes in average size, porosity, and I-type drum strength of coke rigtht above raceway in height direction (DI_{15}^{150} =77.9).

コークスの平均粒径はいずれの羽口風速の場合にもレースウェイ直上部から羽口レベルに向かいほぼ直線的に減少している。気孔率はいずれの羽口風速の場合にもレースウェイ直上部から羽口上200mm のレベルまで増加しているが，レースウェイ内での気孔率は羽口風速のレベルにより大きく変化する。羽口風速が220m/sと大きい場合には，レースウェイ内での気孔率は大きく減少するが，羽口風速が150m/sと小さい場合には，レースウェイ内での気孔率はほとんど減少しない。この理由は衝風の運動エネルギーの差異に起因すると考えられる。すなわち，羽口風速が220m/sと大きい場合には，衝風の運動エネルギーが大きくコークスの旋回速度が大きいため，レースウェイ内でのコークスの劣化層の粉化量が大きくなり，気孔率が減少する。一方羽口風速が150m/sと小さい場合には，衝風の運動エネルギーが小さくコークスの旋回速度が小さいため，レースウェイ内でのコークスの劣化層の粉化量が少なくなり，気孔率はほとんど減少しない。Ⅰ型強度は平均粒度と同様にいずれの羽口風速の場合にもレースウェイ直上部から羽口レベルに向かい低下している。

6．3．3．4　レースウェイでのコークスの粉化に関するコークス強度と羽口風速の当量関係

6．3．3．1で，羽口風速の増加あるいはコークス強度の低下にともなってレースウェイ近傍でのコークス粉化量が増加することを述べた。したがって，コークスの粉化に関する羽口風速とコークス強度との間には当量関係が存在することが推察される。

微粉炭多量吹き込み操業では緒言で述べたように，レースウェイ近傍でのコークスの粉化量が増加する可能性があるのでコークス強度の増加が望ましい。しかし，コークス強度が上限に近い強度に達していて，もはや改善の余地が少ない場合には，両者の当量関係が存在するならば，羽口風速の低下で対処することが可能である。また，微粉炭吹き込み量が比較的少ない操業でも，羽口風速をさらに低下できればコークス強度を低下することができるので，コークス製造コストの低減が可能である。

そこで，既報の高炉二次元模型による冷間実験結果[79]および6．3．3．1で述べた小型レースウェイ炉による熱間実験結果を用いて，羽口風速とコークス強度との当量関係を解析した。

レースウェイ近傍，すなわち炉芯表層部の－1mm の粉コークス堆積量（Q_f）が(6.12)式に示すようにコークス強度（DI_{15}^{150}）と羽口風速（u_t）の関数であるとみなすと，（Q_f）の全微分は(6.13)式で表される。

$$Q_f = f(DI,\ u_t) \tag{6.12}$$

$$dQ_f = (\partial Q_f / \partial DI)\cdot dDI + (\partial Q_f / \partial u_t)\cdot du_t \tag{6.13}$$

ここで，粉コークス堆積量（Q_f）を一定にする条件，すなわち，$dQ_f = 0$ の場合のコークス強度（DI_{15}^{150}）と羽口風速（u_t）の当量関係（コークス強度（DI_{15}^{150}）が1低下した場合に，コークス粉化量を一定にするための羽口風速（u_t）の低下量）は(6.14)式で表される。

$$du_t / dDI = -(\partial Q_f / \partial DI) / (\partial Q_f / \partial u_t) \tag{6.14}$$

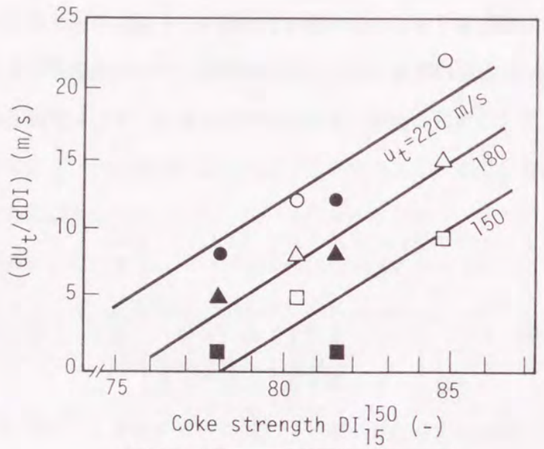
したがって，実験により（$\partial Q_f / \partial DI$）と（$\partial Q_f / \partial u_t$）を求めれば，(6.14)式に基づいて（$du_t / dDI$）を計算することができる。

既報の高炉二次元模型による冷間実験[79]ではコークス強度（DI_{15}^{150}）を3水準（76.3, 80.3, 84.7）変更し，小型レースウェイ炉による熱間実験ではコークス強度（DI_{15}^{150}）を2水準(77.9, 81.5) 変更した。なお羽口風速は冷間実験，熱間実験とも3水準(150, 180, 220m/s) 変更した。冷間実験および熱間実験の結果を用いて(6.14)式に基づいて計算した（du_t / dDI），コークス強度（DI_{15}^{150}）および羽口風速（u_t）の関係をFig. 6.29に示す。

Fig. 6.29に示す実験値を最小二乗法に基づいて直線近似することにより(6.15)式を得た。

$$du_t / dDI = 0.135\ u_t + 1.53\ DI - 140 \tag{6.15}$$

図中の3本の直線は(6.15)式に基づく計算値である。Fig. 6.29より明らかなように，（du_t / dDI）の値はu_tおよびDI_{15}^{150}の減少にともなって減少し，例えばu_t=220m/s，DI_{15}^{150}=85の場合の（du_t / dDI）の値は 20m/sであるが，u_t =180m/s，DI_{15}^{150}=85の場合の（du_t / dDI）の値は15m/sに低減する。すなわち，u_t=220m/s，DI_{15}^{150}=85の操業条件からDI_{15}^{150}を84に低下した場合にコークス粉化量を増加させないためには，羽口風速（u_t）を200m/sまで低下する必要があり，u_t =180m/s，DI_{15}^{150}=85の操業条件からDI_{15}^{150}を84に低下した場合にコークス粉化量を増加させないためには，羽口風速（u_t）を165m/sまで低下する必要がある。



Cold	Hot	u_t
○	●	220 m/s
△	▲	180 m/s
□	■	150 m/s

Fig. 6.29 Coke strength equivalence of blast velocity.

6．3．4 炉内粉の発生と循環・堆積メカニズム

6．3．1．4，6．3．2の粉の挙動に関する知見および6．3．3のレースウェイ近傍でのコークスの粉化挙動に関する知見に基づいて考察した炉内粉の発生と循環・堆積メカニズムをFig. 6.30に示す。

冷間模型実験での粉の堆積挙動に関するFig. 6.15，Fig. 6.16の知見，熱間模型実験での粉の堆積挙動に関するFig. 6.24の知見によれば，レースウェイ内および近傍で発生した粉は炉芯表層部および朝顔部の炉壁近傍に堆積しやすい。さらに，レースウェイ先端から炉芯表層部の粉率が多いという実炉の羽口レベルでの粉率分布に関するFig. 6.23の知見，および，羽口風速の低下によりレースウェイ内でのコークスの粉化が減少し炉芯表層部での粉率が低下したという実炉操業試験結果[80]から判断すると，炉芯表層部の粉はレースウェイ内および近傍で発生した粉コークスあるいは未燃チャーが堆積したものと推察される。

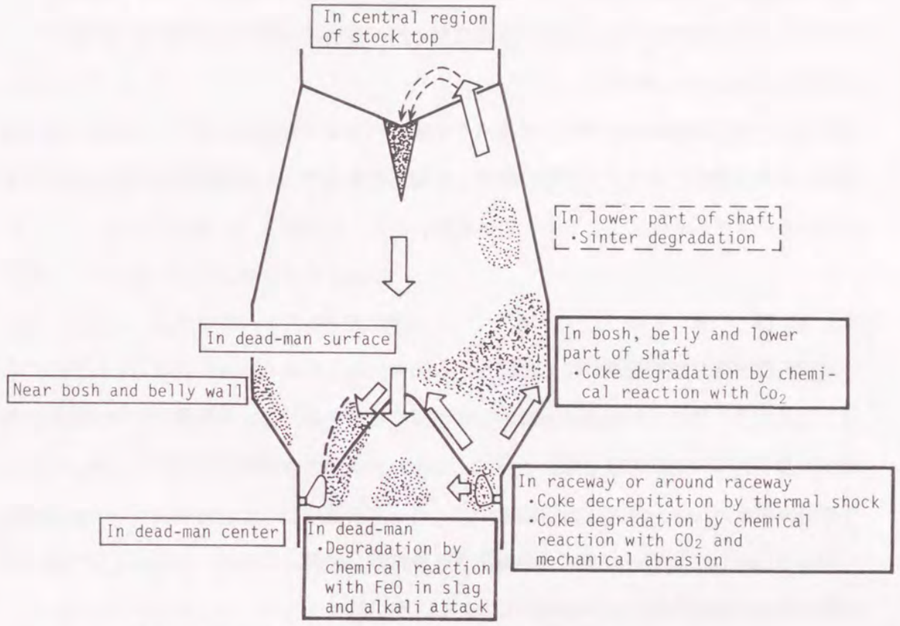


Fig. 6.30 Generation, circulation and deposit mechanism of fines in blast furnace.

一方，Photo. 6.1に示すように，羽口から吹き込む粉の粒径を 0.1～0.5mm とした冷間模型実験では，装入コークス内を上昇した粉コークスの一部が装入物の層頂の中心部に堆積し，その堆積粉は層頂近傍では常時流動しながら装入物とともに降下した。そして，6．3．2 で示したように，実炉においても，中心流が抑制された場合に層頂中心部に粉の堆積物がしばしば観察されている。以上の知見から，とくに，微粉炭多量吹き込みによる高ore/coke操業時のように，中心部のore/cokeの増大により中心流が抑制される可能性が大きい場合には，炉芯表層部および炉芯内の粉は炉芯の上部から降下してきた粉の可能性もあると推察される。その場合の炉芯上部の粉の由来はふたつに大別される。ひとつはレースウェイ近傍での機械的磨耗および炉下部でのソリューションロス反応により発生し，炉芯と融着帯下面の間のコークス層を上昇した粉コークスであり，もうひとつはシャフト下部での還元粉化，ソリューションロス反応により発生し炉頂に吹き上げられ層頂の中心部に堆積した焼結鉱粉・粉コークス，あるいは，装入粉である。

このように，炉芯表層部の粉は，レースウェイ近傍の粉が飛散し堆積する可能性[42),80)~83)]と炉下部でのソリューションロス反応時の発生粉が降下し堆積する可能性[84)]がいずれもあると考えられる。

一方，炉芯内の粉については，アルカリによるコークス強度劣化説[82)]，あるいは，溶融FeO による炉芯コークスの細粒化説[85)]も提案されており，今後一層の検討が必要である。

6．4 結　言

高炉三次元半裁模型を用いて，羽口からの粉コークスの吹き込み実験を行い，装入物の降下と通気性に及ぼす粉吹き込み量および粒径の影響を解析し，移動層内における粉の循環・堆積挙動について考察した。さらに，小型レースウェイ燃焼炉を用いて，レースウェイ燃焼実験を行い，レースウェイ内でのコークスの粉化に及ぼす羽口風速・コークス強度の影響を解析し，高炉への微粉炭多量吹き込みに伴い予想されるレースウェイでの粉の発生量の増加の抑制対策について検討した。

⑴高炉内での粉の循環・堆積挙動および降下と通気性に及ぼす粉の影響

①羽口からの粉の吹き込み量の増加にともない，スリップ回数・ガス圧力が増大し，レースウェイ形状の変動が増加する。ただし，粉の粒径が装入物の粒径に対して十分小さい場合には，粉吹き込みの影響は小さい。

②羽口から吹き込まれた粉は，炉芯表層部および炉壁近傍の降下速度の小さい領域に堆積しやすい。そして，炉芯表層部および炉壁近傍に粉の高濃度領域が形成されると，その領域の装入物の内部摩擦角が増大するため炉下部での降下領域が縮小し，炉下部での装入物の滞留時間が短くなる。

③中心流が抑制されたＶ型分布の場合には中心部に粉が堆積しやすく，その堆積粉はコークス層との境界近傍で流動化しながら，コークス層とほぼ同じ速度で降下する。しかし，Ｖ型分布の場合には，粗粒コークスの中心装入等により中心流を確保できれば，中心部への粉の堆積を抑制できる。M型分布の場合には周辺部に粉が堆積しやすい。

④名古屋１高炉では，炉頂クロスゾンデの中心温度とシャフト上部ゾンデの中心部のη_{CO}が同時に低下する現象が顕在化したが，その原因は，層頂の中心部の半径2m以内の領域にコークス主体の3mm 以下の粉が堆積し，中心流が抑制されていたためと推定された。

⑤室蘭２高炉では，羽口レベルの粉（－３mm）は，レースウェイ先端から炉芯表層部に多い。そして，操業不安定時の粉率の最大値の位置は羽口寄りにあり，炉芯が肥大していたと推定される。

⑥炉芯表層部の粉は，レースウェイ近傍で発生した粉コークスが直接堆積したものと推察されるが，微粉炭多量吹き込みによる高ore/coke操業時のように，中心部のore/cokeの増大により中心流が抑制される可能性が大きい場合には，炉芯の上部から降下してきた粉が堆積した可能性もあると推察される。

⑵レースウェイ内でのコークスの粉化挙動

①レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部の粉コークス（-1mm）堆積量は，羽口風速の増大あるいはコークス強度の低下にともないほぼ直線的に増加する。

②レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部の粉コークス（-1mm）堆積量の増加にともない，炉芯表層部へのガス流通量が減少するため，炉芯表層部の温度が低下する。その温度低下は，炉芯表層部の粉コークス（-1mm）堆積量１％の増加に対して32℃である。

③レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部でのコークスの粉化量を一定に維持するためのコークス強度と羽口風速の当量関係を定量化した。例えば，u_t＝220m/s，DI_{15}^{150}＝85の操業条件から，DI_{15}^{150}を84に低下した場合，コークス粉化量を増加させないためには，羽口風速を200m/sまで低下する必要がある。

第7章　総　　括

本研究では，高炉の基本特性である向流移動層の状態をできるだけ模擬できる各種模型実験装置を用いて，高炉内のガス流れ・降下・溶融の挙動に及ぼすore/coke分布・プロフィル・粉の影響を解明することを目的とし，同時に実炉での検証を行った。

まず，高炉塊状帯でのガス流れを支配する層空間率の推定式を導出すると同時に，装入物分布モデルへ導入し，装入パターン変更時のガス流れの変化を検討した。つぎに，高炉内のガス流れおよび装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布・プロフィルの影響を解明し，炉壁停滞層や炉壁混合層の形成メカニズムおよび形成させないための対策について検討した。さらに，炉芯の形成挙動に大きい影響を及ぼす炉下部発生粉の挙動を解明し，粉を発生させないための対策および粉を局部的に堆積させないための対策について検討した。

第1章　序　　論

高炉内における装入物の充填構造と降下・溶融挙動に関する研究と高炉の安定操業のための課題を概説し，本研究の目的と意義および本論文の構成を述べた。

第2章　焼結鉱およびコークスの層空間率と形状係数の推定

ガスと装入物の向流移動層の層空間率および圧力損失を直接測定できる実験装置を用いて，向流移動層の層空間率および形状係数に及ぼす高炉装入物の粒度構成の影響を解析すると同時に，高炉用焼結鉱に適用できる新しい層空間率の推定式を導出した。

均一粒径のコークスおよび焼結鉱の層空間率は，粒径との単純な関係になく，ある粒径で最小値を示す。粒径の異なる2成分・3成分のコークスおよび焼結鉱の層空間率は，細粒の体積混合比率が0.3 から0.5 の範囲で最小値を示す。

圧力損失の測定値とErgun 式に基づく計算値が一致するようにして求めた形状係数の推定式によると，コークスと焼結鉱の形状係数は粒径の増加にともない0.4 から1.0 の範囲を増加する。

多成分粒子のランダム充填層を対象とした鈴木らの層空間率の推定式を，移動層の層空間率の測定結果に基づいて修正し，高炉用焼結鉱に適用できる新しい層空間率の推定式を導出した。上記の新しい層空間率推定式を導入した装入物分布モデルを用いて，室蘭2高

炉での焼結鉱粒度別装入時の炉頂での鉱石・コークスの層空間率分布およびガス流分布指数を計算し，従来の田口らの層空間率推定式の適用結果に比べて，より正確に推定できることが判明した。

第3章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼすore/coke分布の影響を解析し，さらに，オールコークス操業時および微粉炭吹き込み操業時の適正な装入物分布について考察した。

半径方向のore/coke分布がほぼ均一の場合には，シャフト部の降下速度分布は半径方向にほぼ均一となり，逆Ｖ型の融着帯が形成される。鉱石内振りの場合には，炉芯が縮小しＷ型の融着帯が形成され，周辺部の温度が上昇する。鉱石外振りの場合には，炉芯が拡大し逆Ｕ型の融着帯が形成され，周辺部の温度が低下する。

ore/cokeを局部的に増加すると，その領域の降下速度が増加しガス流速が減少する。朝顔部での周辺部の熱流比の+0.1の増加にともない，朝顔部の炉壁温度は約５℃(Stanton数基準の実炉換算値約80℃）低下する。

戸畑１高炉において，周辺部のore/cokeの増加にともない周辺部の降下速度が増加すること，および周辺部のore/cokeや降下速度が炉下部温度を低下させる主要因のひとつであることを検証した。

オールコークス操業では，炉下部の炉壁温度が低下しやすいので，鉱石内振りにより炉壁近傍のore/cokeを減少することが望ましく，微粉炭多量吹き込み操業では，炉壁近傍の溶融能力が大きいので，鉱石外振りにより炉壁近傍のore/cokeを増加し中心部のore/cokeを減少することが望ましい。

第４章　高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉三次元半裁模型を用いて，装入物の降下挙動と溶融挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響を解析し，さらに，炉下部の炉体損傷時の装入物分布について考察した。

水平応力が最大になる炉腹部の炉壁に突起物が存在するプロフィルの場合には，突起物直上の炉壁近傍に，突起物の突き出し長さの２～５倍の厚みの停滞層が形成される。この炉壁停滞層は，擬似鉱石とコークスの積層構造であり，炉壁停滞層と移動層の境界では，

水平であった融着層は縦長の状態に変形しながら降下し，装入物は断続的に降下する。そして，停滞層の厚みは，炉壁突起物の突き出し長さの増加および突起物の設置間隔の短縮にともない増加し，炉壁近傍のore/cokeの増加にともない縮小する。

炉芯の高さは，炉壁突起物による炉壁停滞層の形成にともない低下し，炉芯部の温度が低下する。

炉下部の炉体損傷時には，炉芯温度を低下させないために，炉壁近傍の停滞層をできるだけ縮小させることが必要であり，熱流比の許容できる範囲内で炉壁近傍のore/cokeを増加した装入物分布が望ましい。このような装入物分布は，炉壁近傍での溶融能力が大きい微粉炭多量吹き込み操業時に有効である。

第５章　炉壁混合層の形成挙動とガス流れに及ぼすシャフト上部プロフィル，装入物性状の影響

高炉シャフト部扇形の冷間模型および高炉三次元半裁の冷間模型を用いて，ガス流速分布および炉壁混合層の形成挙動に及ぼすシャフト上部プロフィル（付着物，浸食，凹凸形状）および装入物の性状（粒径，安息角）の影響を解析し，さらに炉壁混合層の形成メカニズム，炉壁混合層の空間率およびシャフト上部プロフィル損傷時の装入物分布について考察した。

シャフト上部プロフィルの損傷時には，コークス主体の空間率の大きい炉壁混合層が形成され，シャフト部が健全なプロフィルに比べて，炉壁近傍のガス流速が1.5～2.5倍に増加し，高ガス流速の範囲が1.5～2.0倍に拡大する。このガス流の周辺流化現象は，装入物中の細粒鉱石比率の増加にともないさらに助長される。

シャフト上部での炉壁混合層は，炉内断面積の急激な変化あるいは炉壁面での摩擦角の増大に起因するコークスの降下遅れと細粒鉱石の浸透現象により形成される。

シャフト上部プロフィルの損傷時には，炉壁近傍のore/cokeと装入ore/cokeの比である相対ore/cokeを1.4 程度に大きくすることにより，炉壁近傍のガス流速を平均ガス流速に近い値にまで抑制することができる。

君津２高炉では，シャフト上部炉壁面の補修により，シャフト上部ゾンデの炉壁近傍のCOガス利用率（η_{CO}）の変動が減少し，η_{CO}の平均値が増加した。これは，シャフト上部プロフィルの修復により，炉壁浸食あるいは炉壁面の凹凸形状に起因する炉壁混合層の形成が抑制され，炉壁近傍のガス流が安定化したためと考えられる。

第６章　高炉内における粉の挙動

高炉三次元半裁模型を用いて，羽口からの粉コークスの吹き込み実験を行い，装入物の降下と通気性に及ぼす粉吹き込み量および粒径の影響を解析すると同時に，移動層内における粉の堆積挙動について考察した。さらに，小型レースウェイ燃焼炉を用いて，レースウェイ燃焼実験を行い，レースウェイ内でのコークスの粉化に及ぼす羽口風速・コークス強度の影響を解析し，高炉への微粉炭多量吹き込みにともない予想されるレースウェイでの粉の発生量の増加の抑制対策について検討した。

羽口からの粉の吹き込み量の増加にともない，スリップ回数・ガス圧力が増大し，レースウェイ形状の変動が増加する。ただし，粉の粒径が装入物の粒径に対して十分小さい場合には，粉吹き込みの影響は小さい。

羽口から吹き込まれた粉は，炉芯表層部および炉壁近傍の降下速度の小さい領域に堆積しやすい。そして，炉芯表層部および炉壁近傍に粉の高濃度領域が形成されると，その領域の装入物の内部摩擦角が増加するため炉下部での降下領域が縮小し，炉下部での装入物の滞留時間が短くなる。

中心流が抑制されたＶ型分布の場合には中心部に粉が堆積しやすく，Ｍ型分布の場合には周辺部に粉が堆積しやすい。しかしＶ型分布の場合には，粗粒コークスの中心装入等により，中心流を確保できれば，中心部への粉の堆積を抑制できる。この炉頂での粉の堆積現象は，流動化開始速度と終末速度で説明できる。

名古屋１高炉では，炉頂クロスゾンデの中心温度とシャフト上部ゾンデの中心部のη_{CO}が同時に低下する現象が顕在化したが，その原因は，層頂の中心部の半径2m以内の領域にコークス主体の3㎜ 以下の粉が堆積し，中心流が抑制されていたためと推定された。

室蘭２高炉では，羽口レベルの粉（-3㎜）は，レースウェイ先端から炉芯表層部に多い。そして，操業不安定時の粉率の最大値の位置は羽口寄りにあり，炉芯が肥大していたと推定される。

レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部の粉コークス（-1㎜）堆積量は，羽口風速の増大あるいはコークス強度の低下にともないほぼ直線的に増加する。そして，レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部の粉コークス（-1㎜）堆積量の増加にともない，炉芯表層部へのガス流通量が減少するため，炉芯表層部の温度が低下する。その温度低下は，炉芯表層部の粉コークス（-1㎜）堆積量１％の増加に対して32℃である。

レースウェイ近傍すなわち炉芯表層部でのコークスの粉化量を一定に維持するためのコークス強度と羽口風速の当量関係を定量化した。例えば，u_t＝220m/s，DI_{15}^{150}＝85の操業条件から，DI_{15}^{150}を84に低下した場合，コークス粉化量を増加させないためには，羽口風速を200m/sまで低下する必要がある。

炉芯表層部の粉は，レースウェイ近傍で発生した粉コークスが直接堆積したものと推察されるが，微粉炭多量吹き込みによる高ore/coke操業時のように，中心部のore/cokeの増大により中心流が抑制される可能性が大きい場合には，炉芯の上部から降下してきた粉が堆積した可能性もあると推察される。

記　号

A　：平均投影面積　(m^2)

C_d　：抵抗係数　(-)

CSR：コークスの反応後強度：100 ℃温度で CO_2 と２時間反応させた後のＩ型ドラム試験機 600回転後の10㎜以上の比率　(%)

c_f　：ガスの比熱　(J/(kg・K))

c_s　：装入物の比熱　(J/(kg・K))

D　：パイプの内径　(m)

D_H　：炉床径　(m)

DI，DI_{15}^{150}：コークスの冷間（ドラム）強度：ドラム試験機 150回転後の15㎜以上の比率

D_R　：レースウェイ深度　(m)

D_t　：羽口径　(m)

d_p　：装入物の平均粒径　(m)

d_{pc}：コークスの平均粒径　(m)

$(d_p)_H$　：調和平均径　(m)

d_v　：等体積球相当径　(m)

F_f　：装入物内の摩擦力　(N)

F_g　：装入物の重力　(N)

F_i　：ガスの慣性力　(N)

F_{it}：羽口でのガスの慣性力　(N)

F_r　：フルード数　(-)

F_s　：コークスの排出および擬似鉱石の軟化収縮による消滅項（m^2/s）

f_1　：粘性抵抗係数　(1/s)

f_2　：慣性抵抗係数　(m^2/kg)

G，G_f　：ガスの質量速度　($kg/(m^2・s)$)

G_r　：ガスの質量速度のｒ成分　($kg/(m^2・s)$)

G_s　：装入物の質量速度　($kg/(m^2・s)$)

G_z　：ガスの質量速度のｚ成分　($kg/(m^2・s)$)

g　：重力加速度　(m/s^2)

H_D ：炉芯高さ　(m)

HFR ：送風温度，送風湿度，補助燃料比，コークスのAsh，スラグ比を補正した燃料比
(kg/t)

H_R ：レースウェイ高さ　(m)

h　：粒子・流体間の伝熱係数　(W/(m²・k))

I_{sp}：粒度分布の拡がりの大きさを示す粒度構成指数　(-)

I_3^{600}：ドラム試験機 150回転後の3㎜以上の比率　(%)

K　：系の流通抵抗　(-)

L　：装入物の層高　(m)

L_B ：突起物の突出し長さ　(m)

L_C ：コークス層の層厚　(m)

L_O ：擬似鉱石層の層厚　(m)

$(L_O/L_C)_{ave.}$：装入時の擬似鉱石とコークスの層厚比(-)

$(L_O/L_C)_w$：周辺部の擬似鉱石とコークスの層厚比(-)

l　：代表長さ　(m)

M　：装入物の質量　(kg)

m　：装入物粒子1個あたりの質量　(kg)

$(O/C)_{ave.}$：装入時の鉱石とコークスの重量比(-)

$(O/C)_w$：周辺部の鉱石とコークスの重量比(-)

OilR：重油比　(kg/t)

P　：圧力　(Pa)

PCR ：微粉炭比(kg/t)

Q_c ：充塡物の蓄熱量　(J)

Q_f ：コークスの粉化量　(%)

Q_h ：ガスから充塡物への伝熱量　(J)

Q_λ ：融着物の融解熱量　(J)

Re_p：粒子レイノルズ数　(-)

r　：半径方向の位置　(m)

S　：シャフト上部での平均断面積　(m²)

Sa_k：接触粒子kの面積基準の混合分率　(-)

S_k ：(2.16)式で定義される指数　(-)

Sv_k ：接触粒子kの体積基準の混合分率　(-)

S_1, S_2：シャフト上部での層状移動層，炉壁混合層の平均断面積　(m²)

T_f ：フレーム温度　(℃)

t_c ：羽口レベルのコークス温度　(℃)

t_m ：鉱石の融点　(℃)

t_o ：鉱石の軟化開始温度　(℃)

U_{mf}：流動化開始速度　(m/s)

U_t ：終末速度　(m/s)

u，u_f ：空塔ガス流速　(m/s)

u_t ：羽口風速　(m/s)

u_1, u_2：層状移動層内，炉壁混合層内の空塔ガス流速(m/s)

V　：装入物の体積　(m³)

$V_{ave.}$：装入物の平均降下速度　(m/s)

VBG ：ボッシュガス量　(Nm^3/min)

V_s ：装入物の降下速度あるいは固体の流速の絶対値　(m/s)

V_{sr}：r方向の固体の流速　(m/s)

V_{sz}：z方向の固体の流速　(m/s)

V_w ：装入物の周辺部の降下速度　(m/s)

v　：装入物粒子1個あたりの体積　(m³)

W　：炉壁停滞層の厚み　(m)

z　：高さ方向の位置　(m)

γ　：体積基準の混合分率Sv_kにかかる係数　(-)

ΔB_2 ：朝顔上部のステーブ温度と給水温度の差(℃)

ΔP：充塡層の圧力損失　(Pa)

$\Delta \varepsilon$：粒度分布の拡がりによる層空間率の減少率

$\Delta \theta_d$ ：ガスと装入物の温度差　(℃)

$\Delta \theta_i$ ：装入物の温度上昇量　(℃)

ε　：層空間率　(-)

$\varepsilon_{cohesive\ zone}$ ：融着層の空間率　(-)

ε_{coke}：コークス層の空間率　(-)

ε_{ore} ：鉱石層の空間率　(-)

ε_j ：多成分粒子充填層内の粒子 j に着目した場合の層空間率　(-)

$\tilde{\varepsilon}_j$ ：粒子 j を単独で充填した場合の層空間率の測定値　(-)

$\varepsilon(j,k)$ ：多成分粒子充填層内の着目粒子周囲の部分的な層空間率　(-)

ε_1, ε_2:層状移動層，炉壁混合層の空間率　(-)

θ　：段差角度　(deg)

λ_m ：融着物の融解熱　(J/kg)

μ　：ガスの粘度　(Pa•s)

μ_C ：装入物の内部摩擦係数　(-)

π_i ：無次元数　(-)

ρ, ρ_f, ρ_g：ガスの密度　(kg/m^3)

ρ_b ：装入物の嵩密度　(kg/m^3)

ρ_c, ρ_m, ρ_s ：コークス，融着物，装入物の密度　(kg/m^3)

ρ_p, ρ_{ps}：装入物粒子の見掛け密度　(kg/m^3)

ϕ　：形状係数　(-)

ϕ_c ：Carmanの形状係数　(-)

ϕ_s ：速度ポテンシャル　(m^2/s)

Ψ, ϕ ：流れ関数（ガス流れ）(kg/s)

ϕ_s ：流れ関数（固体流れ）(m^3/s)

引用文献

1) 神原健二郎，萩原友郎，重見彰利，近藤真一，金山有治，若林敬一，平本信義：鉄と鋼，62(1976)，p.535

2) 下村泰人，西川潔，有野俊介，片山力，肥田行博，磯山正：鉄と鋼，62(1976)，p.547

3) 佐々木稔，斧勝也，鈴木明，奥野嘉雄，吉沢謙一，中村隆：鉄と鋼，62(1976)，p.559

4) 小島鴻一郎，西徹，山口徳二，仲摩博至，井田四郎：鉄と鋼，62(1976)，p.570

5) 佐々木寛太郎，羽田野道春，渡辺雅男，下田輝久，横谷勝弘，伊東孝夫，横井毅：鉄と鋼，62(1976)，p.580

6) 橋爪繁幸，高橋洋光，奥村和男，富田貞男，小板橋寿光，小西行雄，近藤幹夫，森岡恭昭：川崎製鉄技報，11(1979)，p.388

7) 加瀬正司，須賀田正泰，山口一良：鉄と鋼，66(1980)，p.1928

8) 佐藤武夫，山岡洋二郎，竹部隆，木村亮介，山田裕，大野陽太郎，宮崎孝雄：鉄と鋼，72(1986)，A1

9) 笠原茂樹，山口荒太，清水正賢，杉山健，稲葉晉一，小野玲児，八谷晋：鉄と鋼，72(1986)，A5

10) 和栗眞次郎，森下紀夫，芦村敏克，井上義弘，平田達朗，杉山喬：鉄と鋼，72(1986)，A9

11) 栗田興一，岩永祐治，川口善澄，海老沢幸弘：鉄と鋼，72(1986)，A9

12) 奥野嘉雄，松崎真六，国友和也，磯山正，草野祥昌：鉄と鋼，73(1987)，p.91

13) 杉山喬，須賀田正泰：製鉄研究，No.325(1987)，p.34

14) 杉山喬，林洋一，須賀田正泰，芝池秀治，鈴木信邦：材料とプロセス，1(1988)，p.23

15) 高田司，相馬英明，入田俊幸，神坂栄治，木村春男，磯山正，須沢昭和：鉄と鋼，72(1986)，p.203

16) 田口整司，宮崎伸吉，岡部侠児：学振54委-No.1315（昭和49年2月）

17) 入田俊幸，磯山正，原義明，奥野嘉雄，金山有治：鉄と鋼，68(1982)，p.2295

18) 稲葉晉一，清水正賢，沖本憲市：鉄と鋼，70(1984)，A137

19) M.Ichida，K.Tamura，Y.Hayashi and M.Sugata :Ironmaking Proceedings，47 (1988)，p.555

20) 佐藤裕二，杉山喬，中村正和，原行明：鉄と鋼，66(1980)，S634

21) 稲垣憲利，徳永正昭，野宮好尭，松田正義：鉄と鋼，67(1981)，S23

22) 清水正賢，山口荒太，稲葉晉一，成田貴一：鉄と鋼，68(1982)，p.936
23) 一田守政，H.Biausser：鉄と鋼，69(1983)，S61
24) 一田守政，H.Biausser：鉄と鋼，69(1983)，S62
25) 清水正賢，木村吉男，磯部光利，車傳仁，稲葉晉一：鉄と鋼，73(1987)，p.1996
26) 大野陽太郎，近藤国弘：鉄と鋼，70(1984)，S51
27) 古川高司，森井和之，井上強，井内和義，辻雅芳，新沼伸一：鉄と鋼，71(1985)，S820
28) 松井章，柿内一元，天野繁，山口一成，上野浩光，山口一良：材料とプロセス，4(1988)，p.138
29) K.H.Peters，M.Peters，B.Korthas，K.Mulheims and K.Kreibich :6th-IISC Prceedings，(1990)，No.2，p.492
30) 大鈴克二，北山修二，矢場田武，清水正賢，野間文雄：材料とプロセス，4(1988)，p.100
31) 山岡秀行：鉄と鋼，72(1986)，p.403
32) 山岡秀行：鉄と鋼，72(1986)，p.2194
33) 柴田耕一朗，清水正賢，稲葉晉一，高橋礼二郎，八木順一郎：鉄と鋼，77(1991)，p.236
34) C.C.Furnas：Ind. Eng. Chem.，23(1931)，p.1052
35) N.Ouchiyama and T.Tanaka：Ind. Eng. Chem.,Fundam.，20(1981)，p.66
36) 鈴木道隆，八木章，渡辺球夫，大島敏男：化学工学論文集，10(1984)，p.721
37) 鈴木道隆，市場久貴，長谷川勇，大島敏男：化学工学論文集，11(1985)，p.438
38) M.Suzuki and T.Oshima : Pow.Tech.,35(1983),p.159
39) 鈴木道隆，牧野和孝，山田昌治，井伊谷鋼一：化学工学論文集，6(1980)，p.59
40) A.E.R.Westman and H.R.Hugill：J. Am. Ceram. Soc.13(1930)，p.767
41) R.K.McGeary ：J. Am. Ceram. Soc. 44(1961)，p.513
42) K.Tamura，M.Ichida，T.Enokido，K.Ono and Y.Hayashi:Ironmaking Proceedings，43(1984)，p.127
43) 江守一郎，斎藤孝三：日本火災学会論文集，29(1979)2，p.41
44) 中村正和，杉山喬，鵜野建夫，原行明，近藤真一：鉄と鋼，63(1977)，p.28

45) 郷農雅之，野田多美夫，下村泰人，杉山喬，佐藤裕二：学振54委－No.1663(昭和58年11月)
46) 田村健二，一田守政，斧勝也，林洋一：鉄と鋼，70(1984)，A141
47) 西尾浩明，有山達郎：鉄と鋼，68(1982)，p.2330
48) 今田邦弘，久保進，三輪隆，栗原喜一郎，江頭秀起：材料とプロセス,3(1990)，p.986
49) 望月志郎，馬場昌喜，井上義弘，西尾藤一：鉄と鋼，67(1981)，S723
50) 高橋洋光，国分春生，久保秀穂：鉄と鋼，68(1982)，A1
51) 一田守政，西原一浩，田村健二，須賀田正泰，小野創：鉄と鋼，77(1991)，p.1617
52) M.Ichida，K.Nishihara，K.Tamura，M.Sugata and H.Ono : ISIJ International，31(1991)，p.505
53) 一田守政，田村健二，林洋一：材料とプロセス，1(1988)，p.1071
54) 一田守政，西原一浩，田村健二，須賀田正泰：鉄と鋼，77(1991)，p.
55) M.Ichida，K.Nishihara，K.Tamura，and M.Sugata : ISIJ International，p.515
56) 一田守政，田村健二，林洋一：材料とプロセス，2(1989)，p.1018
57) 一田守政，田村健二，林洋一，西原一浩：材料とプロセス，2(1989)，p.70
58) T.Tanaka，Y.Kajiwara，T.Inada and C.Yamagata：Ironmaking Proceedings of AIME，47(1988)，p.237
59) 田中努，梶原義雅，稲田隆信：鉄と鋼，74(1988)，p.2262
60) 下村泰人，九島行正，有野俊介：学振54委－No.1484 （昭和54年２月）
61) 佐藤武夫，炭竈隆志，山口篤，木村康一，下村昭夫，古屋茂樹：鉄と鋼,71(1985)，S821
62) 原三郎，山西逸生，高達洋，小池厚則，梶原義雅，的場毅：鉄と鋼，71(1985)，S54
63) 磯部光利，木村吉雄，清水正賢，稲葉晋一：鉄と鋼，73(1987)，S9
64) 和栗眞一郎，馬場昌喜，藤田勝人，藤原稔，井手英治，小松康孝：鉄と鋼，70(1984)S738
65) 大橋隆夫，筒井直樹，長田晃，藤井健朗，庄司信之：鉄と鋼，72(1986)，S107
66) 桑野芳一：高炉内現象とその解析（高炉内反応部会編），(1982)，p.177〔日本鉄鋼協会編〕
67) 横山藤平：粉体工学便覧（粉体工学会編），(1986)，p.144 〔日刊工業新聞社〕

68) 一田守政，田村健二，磯崎洋一，林洋一：鉄と鋼，73(1987)，S748
69) 一田守政，田村健二，磯崎洋一，林洋一：鉄と鋼，73(1987)，S749
70) 一田守政，田村健二：材料とプロセス，3(1990)，p.1011
71) K.H.Peters and M.Peters : Proceedings of 17th McMaster Symposium, (1989), p.381
72) J.R.Monson and R.R.Willmers : Ibid., p.415
73) K.Tamura, M.Ichida, H.Ueno and K.Yamaguchi : Proceedings of 19th McMaster Symposium, (1991), p.
74) 清水英男，佐藤憲一，小島正光，網永洋一，中村文夫，岩永祐治：鉄と鋼，72(1986)，p.195
75) 山岡秀行：鉄と鋼，72(1986)，p.403
76) 山岡秀行：鉄と鋼，72(1986)，p.2194
77) Y.Ishikawa, M.Kase, Y.Abe, K.Ono, M.Sugata and T.Nishi:Ironmaking Proceedings of AIME, 42(1983), p.357
78) C.Y.Wen and Y.H.Yu : AIChE J., 12(1966), p.610
79) 田村健二，一田守政，林洋一，西　徹，原口博：鉄と鋼，73(1987)，S15
80) 郷農雅之，湯村篤信，杉崎孝継，藤原保彦，須沢昭和，原義明，阿部哲也，中込倫路，松岡裕直：鉄と鋼，70(1984)，S798
81) 田村健二，一田守政，斧勝也，：鉄と鋼，69(1983)，S788
82) 小島正光，小池厚則，紫富田浩，大西守孝，小川明伸，横井毅，岩永祐治：材料とプロセス，3(1990)，p.2
83) 岸本純幸，石井邦彦，炭竈隆志，桜井雅昭，板垣省三：材料とプロセス，3(1990)，p.6
84) 清水正賢，岩切治久，稲葉晉一，宮谷仁史，北野新治，野間文雄：材料とプロセス，3(1990)，p.14
85) 砂原公平，稲田隆信，岩永祐治：材料とプロセス，3(1990)，p.1035

謝　　辞

本研究を行うに当たり，格別のご指導を賜りました恩師でもあります大阪大学工学部材料開発工学科教授　荻野和己博士に深甚なる感謝の意を表しますとともに，研究内容について，ご助言，ご教示を賜りました大阪大学工学部　材料開発工学科教授　森田善一郎博士および幸塚善作博士に厚くお礼申し上げます。

また，本研究に対しご指導とご教示を賜りました新日鐵化学株式会社理事　須賀田正泰博士（前　新日本製鐵株式会社　中央研究本部　製銑研究センター所長），　新日本製鐵株式会社　技術開発本部　製銑プロセス研究部長　奥野嘉雄博士，故　林　洋一氏（元新日本製鐵株式会社　中央研究本部　製銑研究センター　主幹研究員），製銑プロセス研究部　主任研究員　田村健二博士，　主任研究員　杉山　喬博士，に衷心より感謝いたします。

さらに，本研究を推進するに当たり，有益なご助言とご協力を戴きました製銑プロセス研究部，社内関係部門の皆様，ならびに，本研究を推進するに当たり，労を共にしご尽力戴きました新日鉄情報通信システム株式会社掛長　磯崎洋一氏（前　堺製鐵所製銑部），八幡製鐵所製銑部　西原一浩氏，　大分製鐵所製銑部　中山岳志氏，ＴＳセンター試験室清塘征史氏に深く感謝いたします。

本論文に関する研究報告リスト

提出論文題目	発表誌	共著者名	本論文の掲載章
1．焼結鉱およびコークスの層空間率と形状係数の推定	鉄と鋼，77巻，(1991)，10号，P.1561 平成3年10月	磯崎洋一 田村健二	第2章
2．Effect of Blast and Charging Conditions on the Descending and Melting Behavior of Burden in the Blast Furnace （高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす送風条件と装入条件の影響）	Ironmaking Proc.，ＡＩＭＥ，Vol.47(1988)，P.555 昭和63年4月	K.Tamura Y.Hayashi M.Sugata	第3章
3．Influence of Ore/coke Distribution on Descending and Melting Behavior of Burden in Blast Furnace （高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響）	ISIJ Int.，Vol.31(1991)，No.5，P.505 平成3年5月	K.Nishihara K.Tamura M.Sugata H.Ono	
4．高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼすore/coke分布の影響	鉄と鋼，77巻，(1991)，10号，P.1617 平成3年10月	西原一浩 田村健二 須賀田正泰 小野　創	
5．Influence of Inner Wall Profile on Descending and Melting Behavior of Burden in Blast Furnace （高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響）	ISIJ Int.，Vol.31(1991)，No.5，P.515 平成3年5月	K.Nishihara K.Tamura M.Sugata	第4章

提 出 論 文 題 目	発 表 誌	共著者名	本論文の掲載章
6．高炉内における装入物の降下と溶融の挙動に及ぼす炉体内壁面形状の影響	鉄と鋼， 77巻，(1991)， 12号，P.2107 平成3年12月	西原一浩 田村健二 須賀田正泰	第4章
7．炉壁混合層の形成挙動とその通気性に及ぼすシャフト上部プロフィル，装入物性状の影響	鉄と鋼， 78巻，(1992)， 1号，P. 平成4年1月 （掲載確定）	田村健二 奥野嘉雄 山口一成 中山正章 中村　展	第5章
8．高炉レースウェイでのコークスの粉化に及ぼすコークス強度と羽口風速の影響	製鉄研究， 第335号，(1989)， P.7 平成元年10月	田村健二 林　洋一 西　徹 原口　博 杉山　喬	第6章
9．Influences of Coke Strength and Blast Velocity on Degradation of Coke （高炉レースウェイでのコークスの粉化に及ぼすコークス強度と羽口風速の影響）	NSC Technical Report，No.45 (1990)，P.8 平成2年4月	K.Tamura Y.Hayashi T.Nishi H.Haraguchi T.Sugiyama	
10．高炉内における粉の挙動	鉄と鋼， 投稿中 平成4年7月（予定）	中山岳志 田村健二 汐田晴是 荒木恭一 杉崎与一	
11．Behavior of Fines in the Blast Furnace （高炉内における粉の挙動）	ISIJ Int.， 投稿中	T.Nakayama K.Tamura H.Shiota K.Araki Y.Sugisaki	