

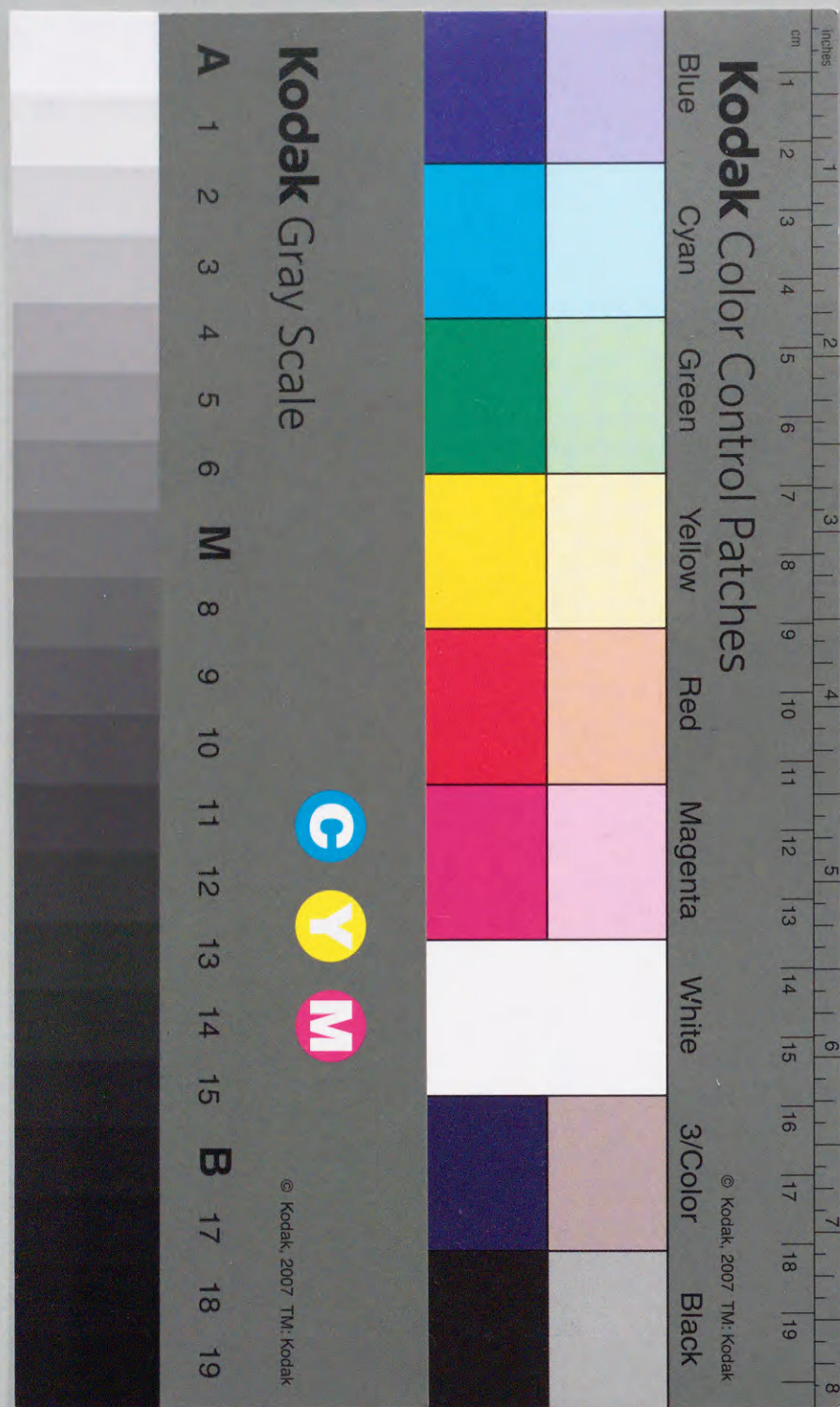
# 粉粒体吹き込み造型プロセスの 最適化に関する研究

1992年6月

博士（工学）

前田 安郭

豊橋技術科学大学





①

粉粒体吹き込み造型プロセスの  
最適化に関する研究

1992年6月

博士(工学)

前田安郭

豊橋技術科学大学



## 粉粒体吹き込み造型プロセスの最適化に関する研究

和文要旨：

近年、粉粒体を用いたニアネットシェイプ成形が注目されるようになり、最終目的製品を得る合理的な手段として多方面で実用化されようとしている。なかでも、圧縮空気を用いて湿潤粉粒体である造型砂をキャビティ内へ吹き込み造型するプロセス、すなわちブローイング造型法は、短時間プロセスであり、また自動化が容易であるなどの特徴を有していることから、鑄造工程における造型システムに広く応用されている。しかしながら、造型条件の決定などは、従来の経験的データをもとに行われており、最適化できていない。

そこで、本論文では、圧縮空気利用による粉粒体の吹き込み造型プロセスの一つである、ブローイング造型法を取り上げ、最適化をはかるために必要と考えられる、実験解析、数値シミュレーション、制御方式の適用を行い、最適化のための知見を得ることを目的とする。このように粉粒体の造型プロセスに対して、一連の充てん、つき固め過程、双方を数値解析により把握し、制御しようとした研究の例はなく、本研究は有用な知見になると考えられる。

まず、第1章では、緒論として粉粒体の吹き込み造型とブローイング造型の概要について述べるとともに、従来の研究を概観し、本研究の目的について述べた。

第2章では、本研究において実験で使用した粉粒体と、実験方法について述べた。

第3章では、ブローイング造型時の型砂の充てん状態、最終鑄型性状である鑄型硬度、粉体に働く応力である粉体圧ベクトルについて調査し、粉体圧ベクトルが鑄型硬度に及ぼす影響について考察した。その結果、型砂の充てん時において流れが分流する位置には、造型上問題となる不連続硬度分布、境界線が生成することがあり、



この発生には、型砂の流動や粉体圧ベクトルが密接に関係していることを明らかにした。また、各測定点における最大粉体圧ベクトルは、型砂の充てんパターンおよび最終鑄型性状に大きな影響を与えると同時に、その最大値、ノルムは、造型条件には関係なく、鑄型硬度と相関関係をもつことを明らかにした。さらに、これら知見をもとに、ブローイングプロセスモデルを構築した。

第4章では、ブローイング中の型砂の流動挙動について、内部に箱型の障害物および邪魔板を有するキャビティを対象に実験、数値シミュレーションの両面から考察した。特に、数値解析では、均質混合モデルを提案し、型砂-空気の混相流である、未充てんキャビティ内の型砂流れ挙動をシミュレートした。

第5章では、充てん砂層内の流れ解析、粉体圧を型砂のつき固めの外力として使用するつき固め解析手法を提案、さらに、これらと第4章での流れ解析を用いて、第3章で構築したプロセスモデルに従い、内部に箱型の障害物および邪魔板を有するキャビティを対象に数値解析を行った。その結果、これら解析手法により、造型時における型砂の充てん挙動と流れの特性を把握、また型砂充てん終了後の鑄型性状である鑄型硬度の定性的な予測が可能であることがわかった。

第6章では、最適な鑄型を得るための制御手法について、邪魔板を有するキャビティを対象に調査を行い、鑄型硬度の制御には、線形モデル式によるフィードフォワード制御、および学習制御方式が有効であることを示した。

第7章では、本研究で提案した、流線解析手法、造型性状の予測手法、学習制御方式を、実プロセスに適用する際の方法について考察した。

第8章は、結論として、以上の結果、考察をまとめた。

これら一連の研究により、従来、経験的要素が多かったブローイング造型システムの最適化に関する基礎的知見が得られた。

## study on Optimization for Particulate Molding by Air Blowing

### Abstract

Recently, the near-net-shape forming in the particulate blowing process is considered as a method for final product making. Especially, the blowing molding, in which molding sand is blown into the pattern cavity by high-speed compressed air, is suitable for automatic operation because the process time is very short and the method is simple. However the blowing molding has not been materialized for long time because of lack of fundamental data on this process. Therefore, an extensive study has been done in this paper on the characteristic experiments, the numerical simulations and an application of control method for the blowing molding.

Chapter 1 is the introduction of this paper. It contains the outline of particulate blowing process and blowing molding, the literature review and the purpose of the present study.

In chapter 2, the experimental material and procedures are explained for characteristic analysis of the molding process.

In chapter 3, the sand compaction behavior of blowing molding is investigated. Special attention has been paid on the effect of powder pressure vector on the sand compaction. The results show that the boundary-line which is a discontinuous part in the hardness distribution is produced in the sand slip zone during blowing, and its appearance is influenced by the powder pressure vector. The maximum value of powder pressure at the measurement point is shown to be correlated reasonably well with the mold hardness index. This relationship does not depend on the experimental conditions: arrangements of obstacle plate and vents, blow pressure, and so on. An algorithm of blowing simulation model is given in accordance with the experimental results.

In chapter 4, the studies have been done on the sand flow analysis for two types of core box: one with a box-type obstacle and the other with plates obstacle in the cavity. In the experiments, the influence of the sand flow on sand filling and



compaction processes has been observed by the high-speed camera. Further the homogeneously mixing model has been applied to the sand flow analysis and its computer simulation is conducted.

In chapter 5, in accordance with the blowing simulation algorithm proposed in chapter 3, we try to predict the mold hardness by the numerical simulation. This algorithm has been composed of the sand-air two-phase flow analysis proposed in chapter 3, the sand filling analysis, the air flow analysis in sand bed and the sand compaction analysis. The simulation is applied to the present model cavities. The situation of sand filling in the simulation is found to be similar to the experimental results. And the distribution of high and low mold hardness values agree qualitatively with the experimental results.

In chapter 6, a learning control method is proposed to make the mold optimal. Effect of the vent opening ratio on the mold hardness has been studied for the cavity with plates obstacle. The relationship between the vent opening ratio and the mold hardness is investigated. In accordance with the relationship between the vent opening ratio and the mold hardness, the static linear model is constructed, where the input variable is the vent opening ratio and the output variable is the mold hardness index. The results show that it is possible to control the mold hardness by the linear model, but the control is insufficient in the range of higher mold hardness. Therefore, the learning control analysis is carried out using static linear model. As a result, the mold hardness is well controlled even in the nonlinear field.

In chapter 7, we consider how to use the present methods in practical processes, being combined with the sand flow analysis in chapter 4, the prediction method for mold properties in chapter 5 and the learning control method in chapter 6.

Finally, a conclusion is made in chapter 8 by summarizing all the results of the seven chapters.

## == 目次 ==

第 1 章 緒 論	1
1.1 粉粒体吹き込み造型プロセスとブローイング造型法	1
1.2 従来の研究	2
1.3 本研究の目的と概要	6
第 2 章 供試型砂および実験装置, 方法	8
2.1 供試型砂	8
2.1.1 供試型砂の混練方法	8
2.1.2 供試型砂の特性試験方法	8
2.2 実験装置	10
2.3 充てん挙動の解析方法	23
2.3.1 型砂の到達時間測定	23
2.3.2 着色砂による充てんパターン観察	23
2.3.3 高速度カメラによる充てん挙動観察	25
2.4 つき固め機構の解析方法	25
2.4.1 鋳型硬度の測定	27
2.4.2 粉体圧ベクトルの測定	27
第 3 章 粉体圧の挙動と型砂の充てん特性	31
3.1 はじめに	31
3.2 表面硬度分布	31
3.3 粉体圧ベクトルと鋳型硬度	35
3.3.1 粉体圧ベクトルの挙動	35
3.3.2 型砂充てんパターンと最大粉体圧	40
3.4 シミュレーションモデル構築への指針	47
3.5 本章のまとめ	49



第4章	ブローイング造型における流線解析	51
4.1	はじめに	51
4.2	シミュレーション方法	51
4.3	流線解析の結果および考察	54
4.3.1	型砂の流動挙動	54
4.3.2	計算結果および考察	60
4.4	本章のまとめ	66
第5章	造型性状の予測シミュレーション	67
5.1	はじめに	67
5.2	シミュレーションモデルの構築	68
5.3	シミュレーション方法	68
5.3.1	未充てんキャビティ内の流れ解析	68
5.3.2	砂層のつき固め解析	70
5.3.3	充てん砂層内の流れ解析	74
5.3.4	型砂の分配, 堆積	75
5.4	充てん砂層内の流れ解析結果	77
5.5	シミュレーション結果および考察	82
5.5.1	衝撃エネルギーに基づく造型シミュレーション	82
5.5.2	流気エネルギーに基づく造型シミュレーション	87
5.6	本章のまとめ	98
第6章	学習制御方式の適用	99
6.1	はじめに	99
6.2	入出力因子の決定	99
6.3	線形モデル式の構築	100
6.3.1	入出力関係についての調査	100
6.3.2	線形モデル式の構築と制御	104
6.4	学習制御方式の適用	107
6.4.1	学習制御とシミュレーション	107

6.4.2	学習制御実験	112
6.5	本章のまとめ	117
第7章	実プロセスへの適用について	118
第8章	結論	120
参考文献		122
謝辞		126
付録(1)	記号表	127
(2)	静的線形モデル式	130
(3)	(6-6)式の証明	131
公表論文		132



## 第1章 緒論

### 1.1 粉粒体吹き込み造型プロセスとブローイング造型

近年、粉粒体を用いたニアネットシェイプ(Near-Net-Shape)成形が注目されるようになり、最終目的製品を得る合理的な手段として多方面で実用化されようとしている。鑄造工程においても圧縮空気を用い、湿潤粉粒体である造型砂をキャビティ内へ吹き込み、造型するプロセスは、短時間プロセスであり、自動化が容易であるなどの特徴を有していることから、造型システムに広く応用されている。

生型砂を用いる造型法には、鑄わくをのせたテーブルを上下させたときの衝撃を利用するジョルト造型法、鑄わく内の型砂を加圧締付するスクィーズ造型法、遠心力を利用して型砂を投射しながら造型するサンドスリンガー(Sandslinger)造型法などがある。これら造型法は、振動、騒音等の公害問題や対象鑄型の形状制限などの設備上の問題点があり、造型工程プロセスの自動化に関しては若干の問題がある。一方、圧縮空気を直接型砂に作用させて造型するプロセスには、圧縮空気により型砂をキャビティ内に吹き込み、充てん、つき固めを同時に行うブローイング造型法、自然落下により型砂を充てんしたのち圧縮空気とスクィーズ加圧により砂層につき固めを行う流気加圧造型法、および最近のエアインパルス(Air impulse)造型法などがあり、実際の重要性が次第に増している。

なかでもブローイング造型法は、1903年、A.M.Hewlett<sup>1)</sup>が中子の造型を目的として考案して以来、静粛さや高能率などの利点、また作業の容易性から、造型プロセスの能率化と自動化の有効な手段として利用されてきた。従来この造型法は、シェルモールド法など、主として中子製造に汎用されていたが、最近では、スクィーズ造型法と併用して、生型砂を用いる主型造型に対しても、類似の流気造型と共に広く利用されている。



一方圧縮空気による型砂の充てん、つき固めに関する工学的な基礎研究<sup>2)-16)</sup>は、従来種々行われているものの、現象が短時間であり、かつ複雑であるため造型機構の把握はまだ不十分である。造型プロセスは自動化されているにもかかわらず、キャビティ形状、ベント配置などは経験的な設計にたよっており、造型の最適条件は確立されていないのが現状である。このブローイング造型機構が解明されれば、最終的な鑄型性状に影響を及ぼす因子も明らかになり、ブローイング造型最適化のための基礎的知見を与えることができると考えられる。また、ブローイング造型法は、粉粒体吹き込み造型プロセスの特徴である、圧縮空気による粉粒体の吹き込み、充てん、また粉粒体のつき固め現象を有する造型プロセスであるため、この研究で得られる知見は、その他粉粒体を取り扱う造型プロセスに対しても有用であると考えられる。

よって本研究では、粉粒体吹き込み造型プロセスとして、ブローイング造型法を対象に研究を行う。

## 1.2 従来の研究

ここでは、ブローイング造型に関連する従来の研究結果を概観し、整理する。従来、生型砂や中子砂などに対して、ブローイング造型技術や造型機について多数の報告がある。しかしここでは、主として造型機構と関連づけて定量的なデータをもとに報告された例を取りあげ、以下にレビューするとともに、造型操作に関して得られている知見を述べる。

H.M.Gade<sup>2)</sup>は、1×1×8inの直方体キャビティを用いて生型砂のブローイングを行い、キャビティ充てん量と吹込圧力、さらに吹き込み口であるブローホール(blow hole)直径との関係を調べた。その結果、圧力が高くなり、またブローホール径がキャビティ径に近づくほど、充てん量が増加することを示した。また、圧力増加に伴う

充てん砂量の増加割合は、飽和してくる傾向があることも報告している。しかし、ベント開口率の変化に対する調査等も行われていない。

Z.Madacey<sup>3)</sup>は、安定した品質の鑄型を造型するには、キャビティやブロープレート(blow plate)に対するベンディング(ベントの設定)およびシーリングを適切に行うことが重要であることを示した。また、吹き込み前に型砂をストックするマガジン(magazine)内の型砂輸送時に起こる短絡現象、チャネリング(channeling)の生成と操作要因との関連についても言及している。

R.L.Gellerら<sup>4)</sup>は、コアシュータからキャビティへの型砂流動を高速度カメラにより観察し、また種々の条件で造型時の圧力を測定した。さらに、砂層中の空気流れを2次元圧縮流体の浸透流プロセスとして取り扱い、興味ある数値解析を行っている。これにより得られた圧力勾配および流線は、ほぼ実験値と一致することを示している。この計算は、鑄型性状を予測するシステムを構築するときなどには、有用な知見を与えるものと考えられる。

S.M.Pelczarskiら<sup>5)</sup>は、キャビティ充てんプロセスとコアのつき固め機構について考察した。型砂充てん速度(高速度カメラにより粒子の流動を観察し、粒子の移動距離と所用時間より算出)、吹き込み時の圧力を測定し、結局、コアの充てん密度には型砂に付与された運動エネルギーが最も影響するとした。この視点に基づき、ブローホールが大きくなるに従い、高密度の鑄型を得ることができることも述べている。

K.Srinageshら<sup>6)</sup>は、ブローイング中の生型砂や中子砂の挙動について、マガジン内とキャビティ内に分けて広範囲な検討を行った。特に型砂性質と鑄型性状との関係を調べ、適当な水分値においていわゆるテンパーポイント(temper point)<sup>17)</sup>すなわち造型性状の最適値が存在するとした。またブローイングとスクィーズとの組み合わせで鑄型性状が向上することを示した。

N.M.Aronshteinら<sup>7)</sup>は、コアシュータを用いて砂層の密度と圧力



との関係を調べる実験を行い、型砂の充てん密度は、型砂と空気の混相流による運動エネルギーと砂層間を流れる際の空気の圧力降下が支配的であると考察している。また、圧力がピークを生じる条件においては、鑄型の密度と圧力との間には対数関係があることも示している。これらおよびS.M.Pelczarski<sup>5)</sup>らの考察は、ブローイング造型における型砂の充てん、つき固めの因子を究明する際の有用な知見となっている（第3章参照）。

V.L.Lesnichenko<sup>8)</sup>は、吹き込み中のサンドブロー内での圧力変化を調べ、エネルギー方程式の解と比較し、双方の値はほぼ一致することを示している。この圧力計算においては、空気圧がキャビティ内の計算値に大きく影響すると考察している。しかし、エネルギー方程式の詳細は示されておらず、この研究を発展的に利用していくことは今のところ困難である。

A.I.Fain<sup>9)</sup>は、サンドスリンガーによる型砂の充てん性について調査し、鑄型の平均密度は運動エネルギーの増加に従って高くなることを示している。また、砂層表面の幅( $b_m$ )に対する圧力が作用する幅( $b_s$ )の比、 $b_m/b_s$ における圧力の伝ば状況を実験的に調べている。

G.E.Kur<sup>10)</sup>は、サンドブローにおける型砂の噴出状況について高速度カメラを用いて調査している。またその際の流量やベント断面積を理論的、実験的に求め、ブローを行う際の容器の形状やベントの配置についての指針を与えている。これは、キャビティ設計の際には有効な知見となるであろう。

N.Uzaki<sup>11)</sup>は、流気造型法の造型機構を解説すると共に、この方法により得られた生型砂造型鑄型とジョルト、スクィーズなどの他の造型法によるものとの比較を行い、流気とスクィーズとの併用により良質な鑄型が得られるとし、新しい造型法開発の基礎を与えた。

一方、英国鑄物協会のP13作業部会<sup>12)</sup>は、ブローイング造型の機械化と合理化を推進するための種々の要因を指摘している。使用される造型材料に応じて、工程管理や生産技術について提案が行われた。

渥美ら<sup>13)</sup>は、箱型形状模型を有する実用型キャビティを用いて生型砂の流気加圧造型法の実験を行い、ベントホールのスリット開口率が大きくなるに従い、すなわち排出空気流量が増加するに従い、鑄型硬さが増加することを示した。また、流気加圧造型法がジョルト造型法に比べて安定な良質鑄型を供給できることも述べている。

松浦、片島ら<sup>14)-16)</sup>は、生型砂を用いる流気加圧造型法における型砂充てん機構を種々の条件下で検討し、一連の有用な知見を得ている。具体的には、

1)キャビティ内部において圧縮空気と粉体圧に対して力のバランス式をたて一次元の粉体圧分布を求めた。これにより得られた計算結果は、各種条件において実測値とかなりよく一致していた。

2)Darcyの法則を用いてキャビティ内の密度分布、空気圧分布を理論的に求めた。この結果は、実験結果とほぼ同傾向を示すことを報告している。

3)流気速度が型砂の充てん性に及ぼす影響を実験的、理論的（力のバランス式に加速度による影響の項を追加）に解析した。

以上により、流気加圧造型による型砂の挙動を考察している。

また、ブローイング造型と類似の造型法による文献として、非常に高い圧力を用いるH.Sindermann<sup>17)</sup>のエアインパルス造型法、池永ら<sup>18)</sup>の減圧フルモールド法、D.Boenischら<sup>19)</sup>のフルードインパクト造型法に関する報告がある。また、粉体工学の分野においてもブローイング造型機構の究明に参考とすべき、粉体の圧縮や型砂の噴出に関する報告<sup>20)-23)</sup>がある。

以上、従来の研究を概観したが、造型中の鑄型強度形成には、型砂噴出時の運動エネルギーや、砂層に作用する圧力および圧力差が寄与するとしている文献<sup>4), 5), 7)-9), 14)-16)</sup>が多い。これらは造型の支配因子をかなり明確に与えており、特に、流気のみによる単純化された造型での、型砂挙動の定量的な説明はほぼ可能となっている。しかしながら高圧空気による型砂噴出を伴うブローイング造型



の機構については、まだ不十分である。そこで本研究では、この点に着目し、ブローイング造型における合理的なキャビティ設計、ベンテイング等に有用な知見を与える基礎的研究を、実験とシミュレーションの両面から行う。

### 1.3 本研究の目的と概要

圧縮空気利用による粉粒体の吹き込み造型プロセスであるブローイング造型の最適化をはかるためには、前述した従来の研究結果を基に、圧縮空気が作用するときの造型機構を明らかにするとともに、造型性状に影響を及ぼす因子を解明する必要がある。さらに、その結果をもとに、造型性状を予測するシステムを構築すること、また鑄型性状の制御方法を考察することも重要であると考えられる。そこで、本研究では、これら一連の実験解析、シミュレーション、制御方式の導入を行い、最適化のための知見を得ることを目的とする。このように粉粒体の造型プロセスに対して、一連の充てん、つき固め過程、双方を数値解析により把握し、制御しようとした研究の例はない。また実際のプロセスへの適用を考慮したものも少なく、本研究が与える知見は大きいと考えられる。

この目的に従って、本論文は、以下のように構成される。

第1章では、緒論として粉粒体の吹き込み造型とブローイング造型の概要について述べるとともに、従来の研究を概観した。第2章では、本研究で行った実験における供試型砂と実験方法について述べる。第3章では、実験結果をもとにブローイング造型における充てん挙動とつき固め機構の解明を行う。特に、鑄型性状である鑄型硬度に影響を及ぼす粉体圧ベクトルについて考察を行う。さらに、造型性状を予測するためのシミュレーションモデルの構築について考察する。第4章では、造型性状に影響を及ぼすブローイング造型

時の型砂の流動挙動に着目し、流れシミュレーションにより型砂の流動挙動を把握する。第5章では、ブローイング造型のシミュレーションモデルを構築し、造型性状の予測を試みる。第6章では、最終的に得られる鑄型性状を制御する方法として、学習制御方式を導入し、鑄型硬度の制御を試みる。第7章では、本研究で提案した手法を、実プロセスに適用する際の方法について考察する。第8章は、本研究の結論である。



## 第2章 供試型砂および実験装置, 方法

### 2.1 供試型砂

供試型砂は、珪砂（三栄銀砂製 6号）とNaベントナイト（豊順製，穂高）と水を混練した生型砂である。混練後の型砂において，珪砂粒子は水分を吸収したNaベントナイトで被覆された状態<sup>24)</sup>となっている。混練量は，15kgで，Naベントナイト含有率は8%とし，この割合はすべての実験を通して一定とした。

#### 2.1.1 供試型砂の混練方法

混練は，珪砂とNaベントナイトを偏析のないように混合するため，シンプソンミックスマラーを用いて，3分間の予備混練の後，適量の水を添加し，15分の間混練を行う。生型砂性状の安定をはかるため，混練砂は，24時間の”ねかし”（放置）を行った後，造型砂として最適<sup>25)</sup>であるとされているモルダビリティ指数75付近の生型砂を実験に使用した。この際，混練砂は，水分の蒸発を防ぐために実験直前までビニール袋に入れて密封保管した。

本実験に使用した 6号珪砂の粒度分布をTable 2-1に示す。

#### 2.1.2 供試型砂の特性試験方法

供試型砂の特性試験法を以下に説明する。

##### a) モルダビリティ指数

これは，造型性を表す指数で，造型砂の粘結性（結合力）を示す。

A F S 標準試験法に従い，3/8インチ（約9.5mm）目の篩に通した200gの供試型砂をモルダビリティテストで10秒間篩分けし，

Table 2-1 Particle size fraction (Silica sand No. 6)

MESH	14	20	28	36	48	70	100	145	200	280	Pan		AFS
$\mu\text{m}$	1190	840	590	420	297	210	149	105	74	53	—	Sum	Index
%	0.0	0.0	0.0	0.3	4.1	31.1	46.2	15.8	2.1	0.1	0.0	99.7	68.8



篩を通過した砂量の200gに対する割合を百分率で表す。

#### b) 水分量

供試型砂 50gを熱風乾燥器で5分間乾燥した後、デシケータに入れ20分間冷却し、湿り砂重量に対する蒸発減量した水分重量の割合を百分率で表す。

#### c) 通気度

JIS Z 2603に従って作成した3回つき固め標準試験片の通気度を水中ドラム法によって測定する。

#### d) 湿態圧縮強度

JIS Z 2603に従って作成した3回つき固め標準試験片の圧縮強さを圧縮強度試験機で測定する。

以上、a)～d)の測定は、各3回行い、平均値を使用する。各実験で使用了供試型砂の特性値をTable 2-2に示す。

## 2.2 実験装置

実験装置の概要をFig. 2-1に示す。型砂吹き込み装置としては、最大吹き込み砂量 3kgの小型ブローイングマシン (Sinto CM-2A型) を用いた。実験では、圧縮空気をエアコンプレッサよりマガジンに送入し、型砂をキャビティ内に吹き込み、充てんする。その際、キャビティ内に取り付けた圧力センサで圧力を、また光センサで型砂の到達時間を測定し、ひずみ増幅器を通して電磁オシログラフに出力する。高速度カメラ (Redlake HYCAM400) による型砂流動挙動の撮影の際には、カメラをキャビティに対し水平な位置にセットして撮影する。以下、それぞれの装置について説明する。

#### a) ブローイングマシン

本実験に使用したブローイングマシンは、コア (中子) 作製の小型の装置であり、圧縮空気圧によりマガジンとテーブ

Table 2-2 Characteristics of the molding sand

Sand property \ No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Moldability Index	72	75	76	72	74	74	73	75	74	74	74	74
Moisture content (%)	2.47	2.47	2.44	2.42	2.50	2.55	2.48	2.30	2.45	2.43	2.44	2.51
Permeability	179	169	179	174	159	165	166	175	181	166	174	170
Green compressive strength (kg/cm <sup>2</sup> )	0.61	0.57	0.61	0.62	0.56	0.51	0.54	0.48	0.53	0.59	0.63	0.58

13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24
74	74	76	76	73	74	74	74	73	74	74	75
2.41	2.44	2.44	2.41	2.48	2.55	2.42	2.38	2.32	2.45	2.37	2.47
176	177	176	173	170	160	158	149	160	153	155	161
0.64	0.62	0.64	0.62	0.62	0.60	0.58	0.60	0.54	0.60	0.59	0.65



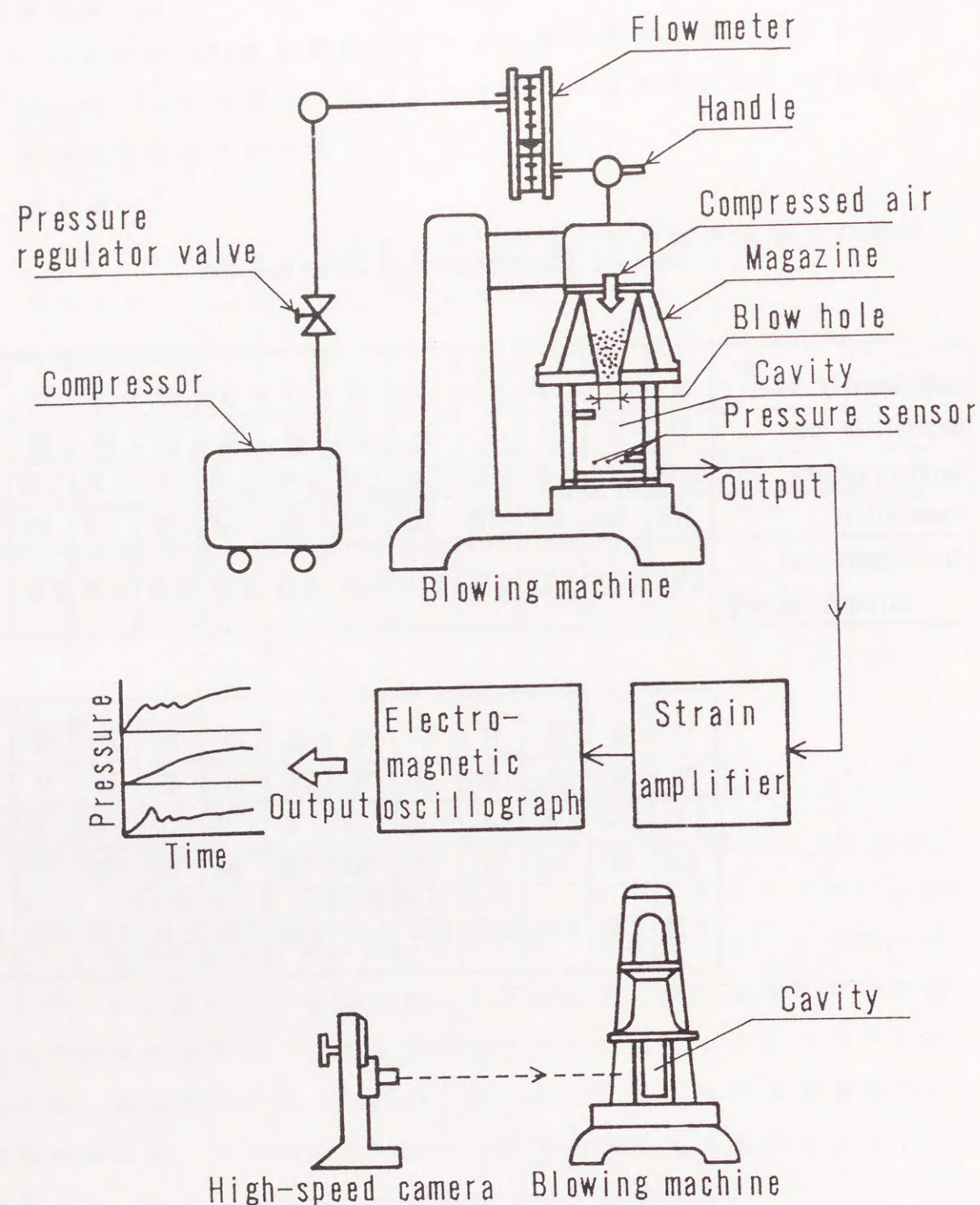


Fig. 2-1 Experimental apparatus

ルの間に設置されたコアボックスを上下からクランプするようになっている。マガジンに型砂を装てん後、手動で回転させ中心の位置決めを行うことができる。

#### b) マガジン

ブローイングを行う前に、型砂をストックする装置のことである。マガジンの断面形状は、造型砂の流出性をよくするために、逆円錐状となっている。容量は、実験に使用したコアボックスの充てん砂量（440～540g）に対して適切な大きさを有するものである。

ブロープレートは、ベントのないシングルブロープレートである。ブロープレートとコアボックスとの接触面には、空気漏れ、砂の吹き出しを防ぐためにゴムシールを装着し、ボルト締めして用いる。ブローホールは、矩形形状の□30×50mm、□30×90mm、□40×90mmの3種類とφ30mmを用意した。

#### c) コアボックス

本実験に使用したコアボックスは、ベークライト製であり、大別すると4種類である。それぞれをFig. 2-2, Fig. 2-4～Fig. 2-6に示す。なお、図に示すようにコアボックス内に座標系、X, Y, Zを定めた。以下、この座標系を用いる。

Fig. 2-2のコアボックスは、第3章の型砂の充てん挙動、造型機構の解析で使用するものである。キャビティは、120×90×30mmの直方体形状あり、キャビティ充てん砂量は、440gである。内部障害物が型砂の流動、充てん挙動に及ぼす影響を調べるために、上部から40mmおよび80mmの位置に長さ20mmないし30mmの邪魔板が取り付けられるようになっている。この障害物は、実プロセスにおける製造品の突起物をモデル化したものである。空気を排出するベント（φ7mmと40メッシュの金網の組み合わせ）を底部に30個と側壁に36個設けた。これらベントを必要に



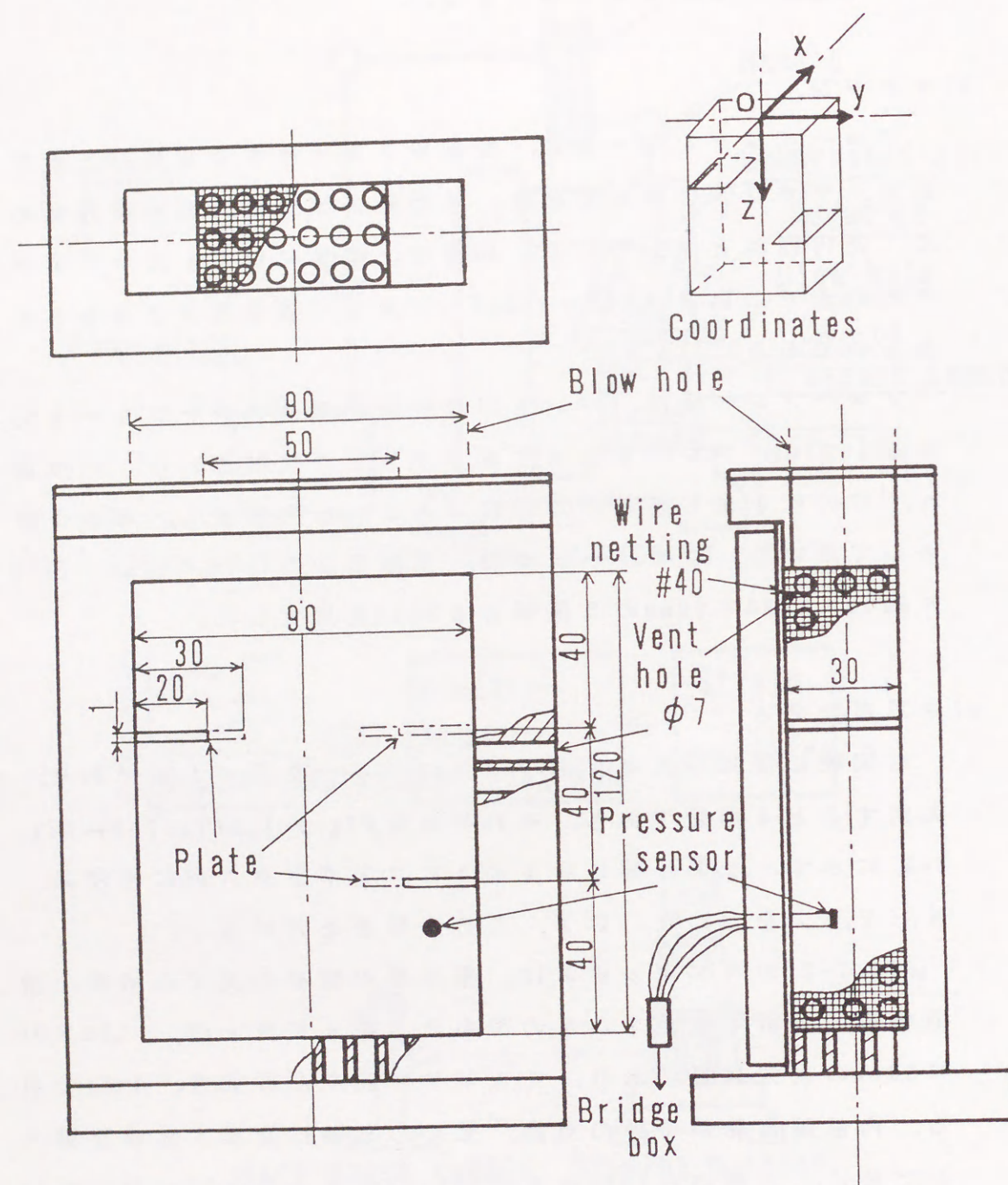


Fig. 2-2 Core box and pressure sensor

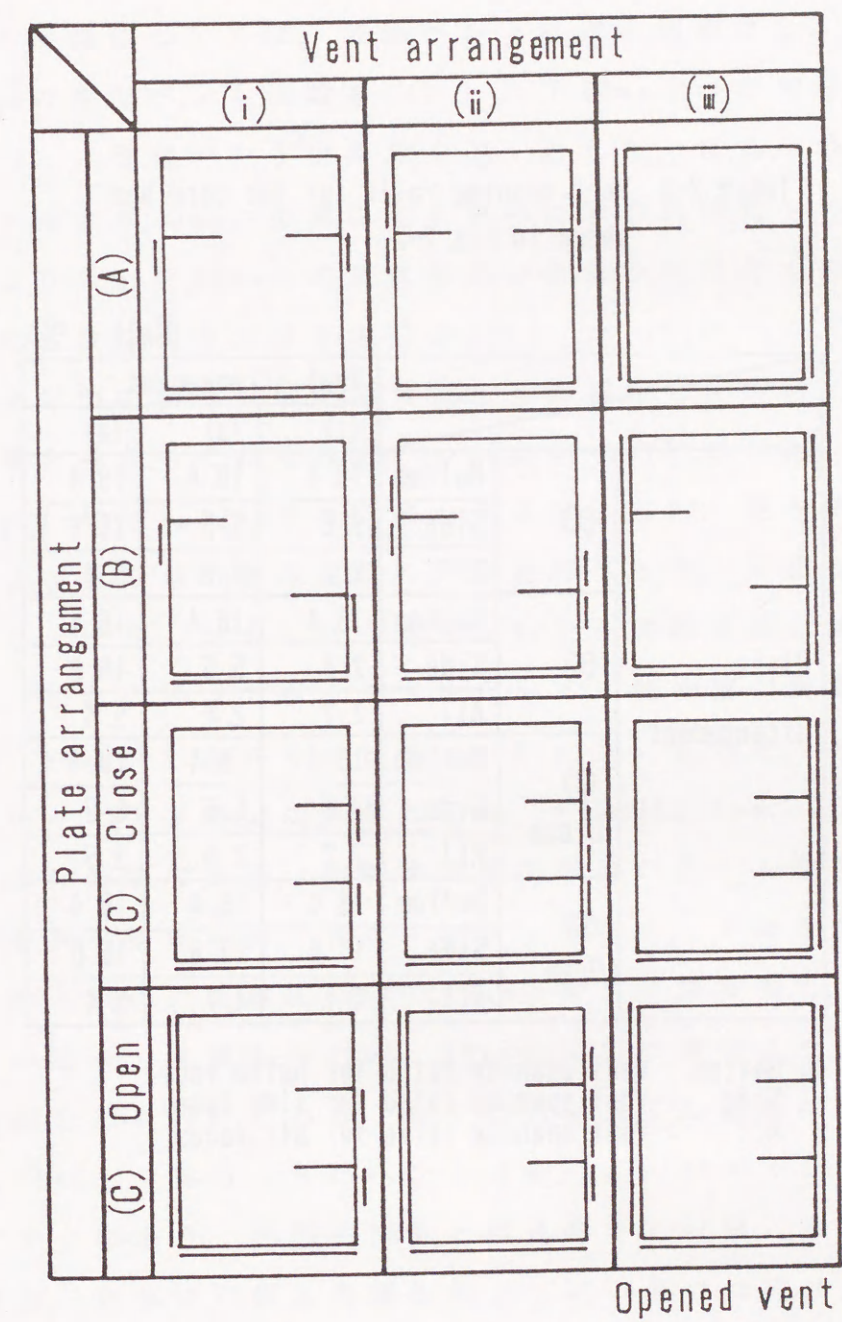


Fig. 2-3 Cavity condition



Table 2-3 Vent opening ratio for the core box shown in Fig. 2-2

(Unit : %)

			Vent arrangement		
			(i)	(ii)	(iii)
Plate arrangement	(A)	Bottom	18.4	18.4	18.4
		Side	2.8	5.5	16.6
		All	2.2	2.8	5.4
	(B)	Bottom	18.4	18.4	18.4
		Side	2.8	5.5	16.6
		All	2.2	2.8	5.4
	(C) Close	Bottom	18.4	18.4	18.4
		Side	2.8	5.5	8.3
		All	2.2	2.8	3.5
	(C) Open	Bottom	18.4	18.4	18.4
		Side	11.0	13.8	16.6
		All	4.1	4.7	5.4

※ Bottom : Vent opening ratio for bottom face  
Side : Vent opening ratio for side faces  
All : Vent opening ratio for all faces

応じテープで開閉することにより、ベント配置を変化させる。各実験条件におけるベント配置と邪魔板配置の組合せ、および記号をFig. 2-3 に、そのときのベント開口率をTable 2-3に示す。ベント配置については、底部ベントは常に開放とし、邪魔板の下20mmの側部ベント開放を(i)，上下20mmずつの側部ベント開放を(ii)，側部ベント全開放を(iii)とした。また、邪魔板配置は、上部より40mmの位置に左右対称に取り付けたものを(A)，上部より40mmと80mmの位置に段違いに取り付けたものを(B)，片方に2枚を取り付けたものを(C)とし、(C)については、邪魔板の反対側の側部ベントを全閉にした場合と全開にした場合の2種類を考え、それぞれC(close)とO(open)とした。

Fig. 2-4, Fig. 2-5のコアボックスは、主に、第4章の流線解析および第5章の造型性状の予測を行うとき、対象としたものである。また、シミュレーション結果を実験結果と比較するために、これらのコアボックスを用いて、特性値の調査も行った。以後、Fig. 2-4をAキャビティ、Fig. 2-5をBキャビティと呼ぶ。キャビティ部分は、それぞれ120×90×40mm，120×90×30mmの直方体形状である。内部障害物が型砂の充てん挙動に及ぼす影響を調べるために、Aキャビティの場合、上部から40mm，左側壁から20mmの位置に40×40×40mmの箱型の障害物を、Bキャビティの場合、上部から40mm，80mmの位置に側壁より長さ20mmの邪魔板を取り付けてある。キャビティ充てん砂量は、それぞれ540，440gである。またベント(φ7mm，40メッシュ)をAキャビティの場合、底部に20個と障害物下に16個，Bキャビティの場合、底部に30個と邪魔板の上下に6個ずつ設けた。これによりキャビティ全体に対するベント開口率は、それぞれ1.7，2.8%である。なお、Bキャビティは、Fig. 2-3における(B)-(ii)に相当するものである。

Fig. 2-6のコアボックスは、第6章の鋳型硬度の制御方式の導入で用いるものである。キャビティは、120×90×30mmの直



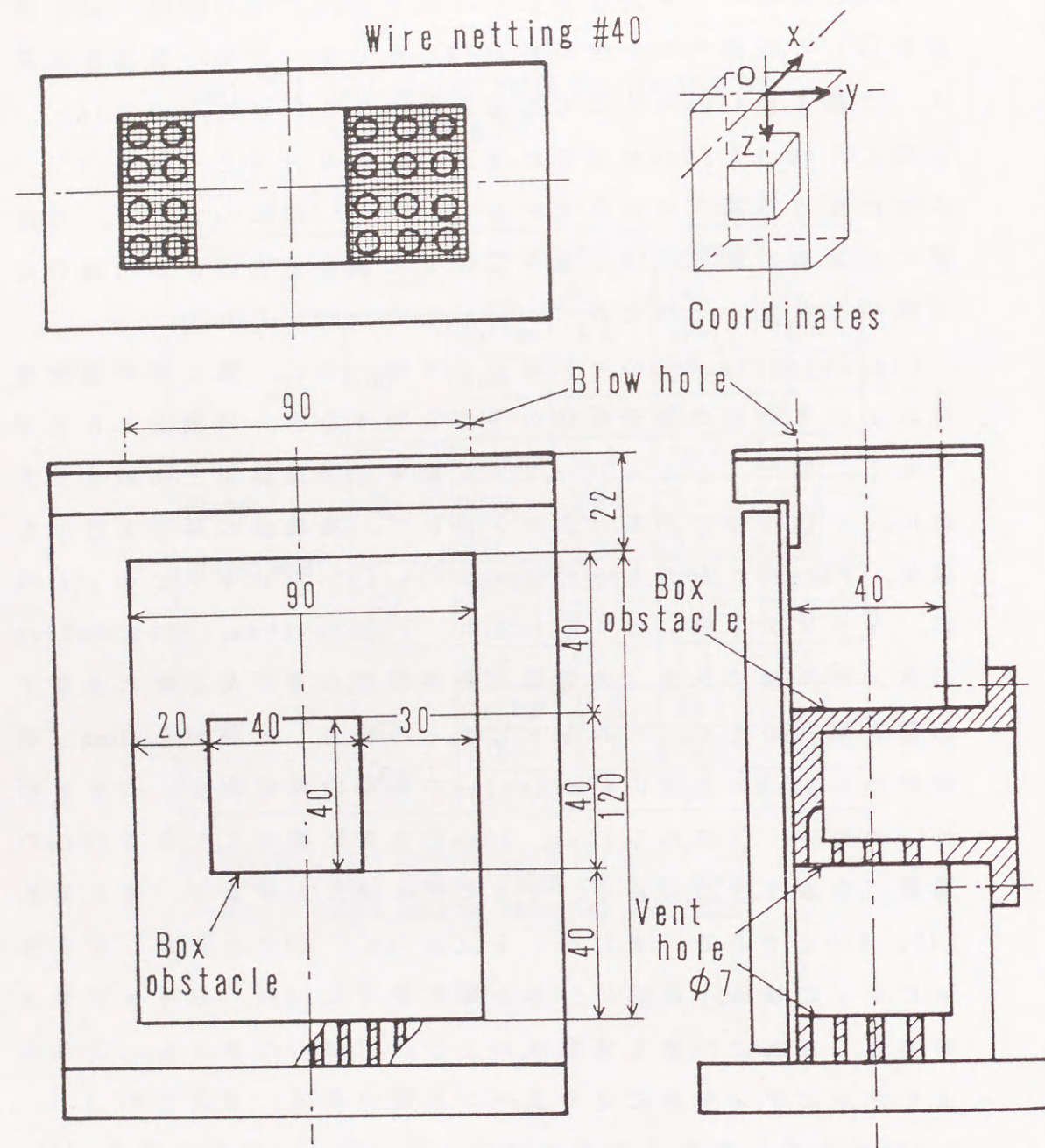


Fig. 2-4 Cavity with box-type obstacle

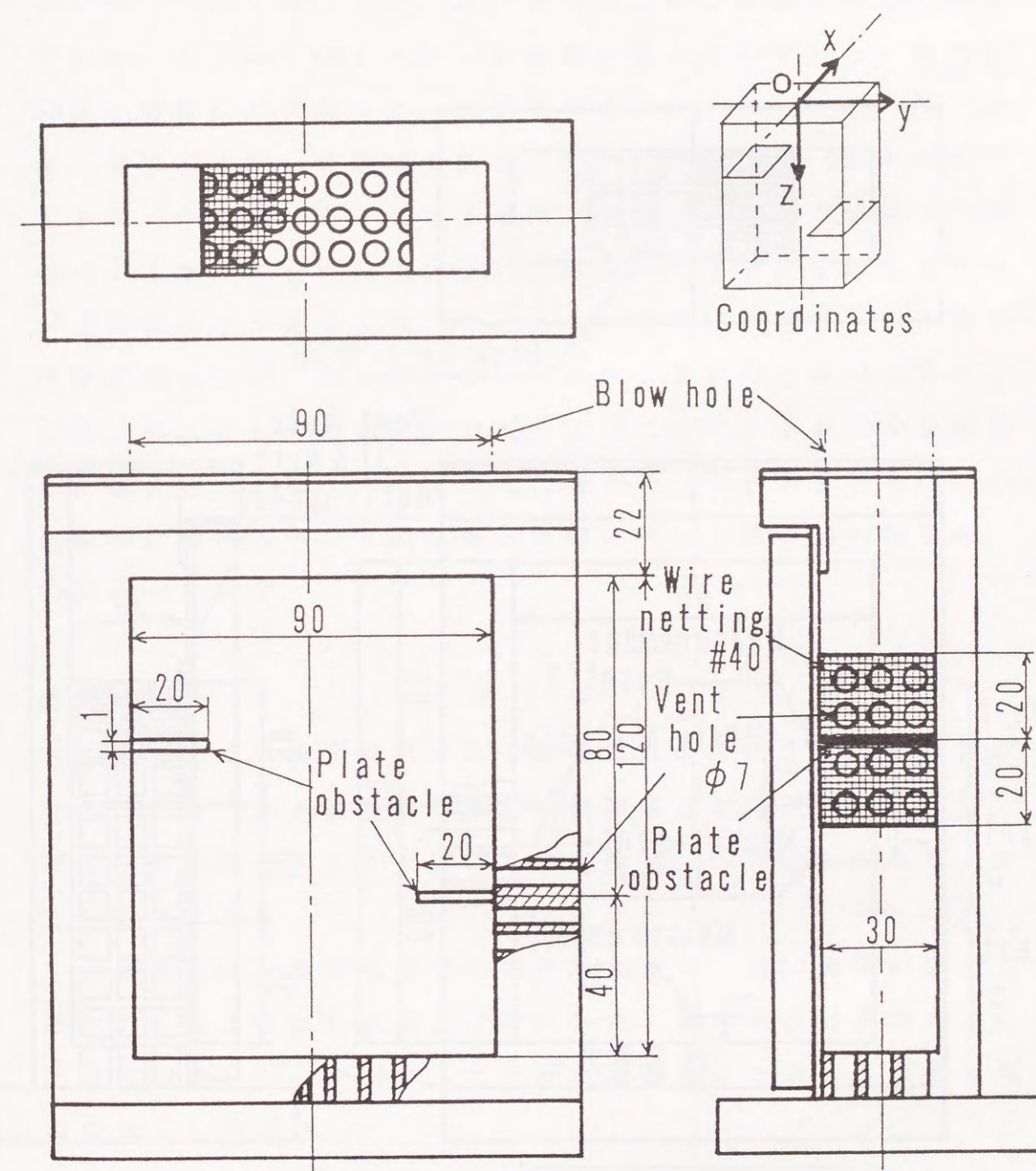


Fig. 2-5 Cavity with plate-type obstacle



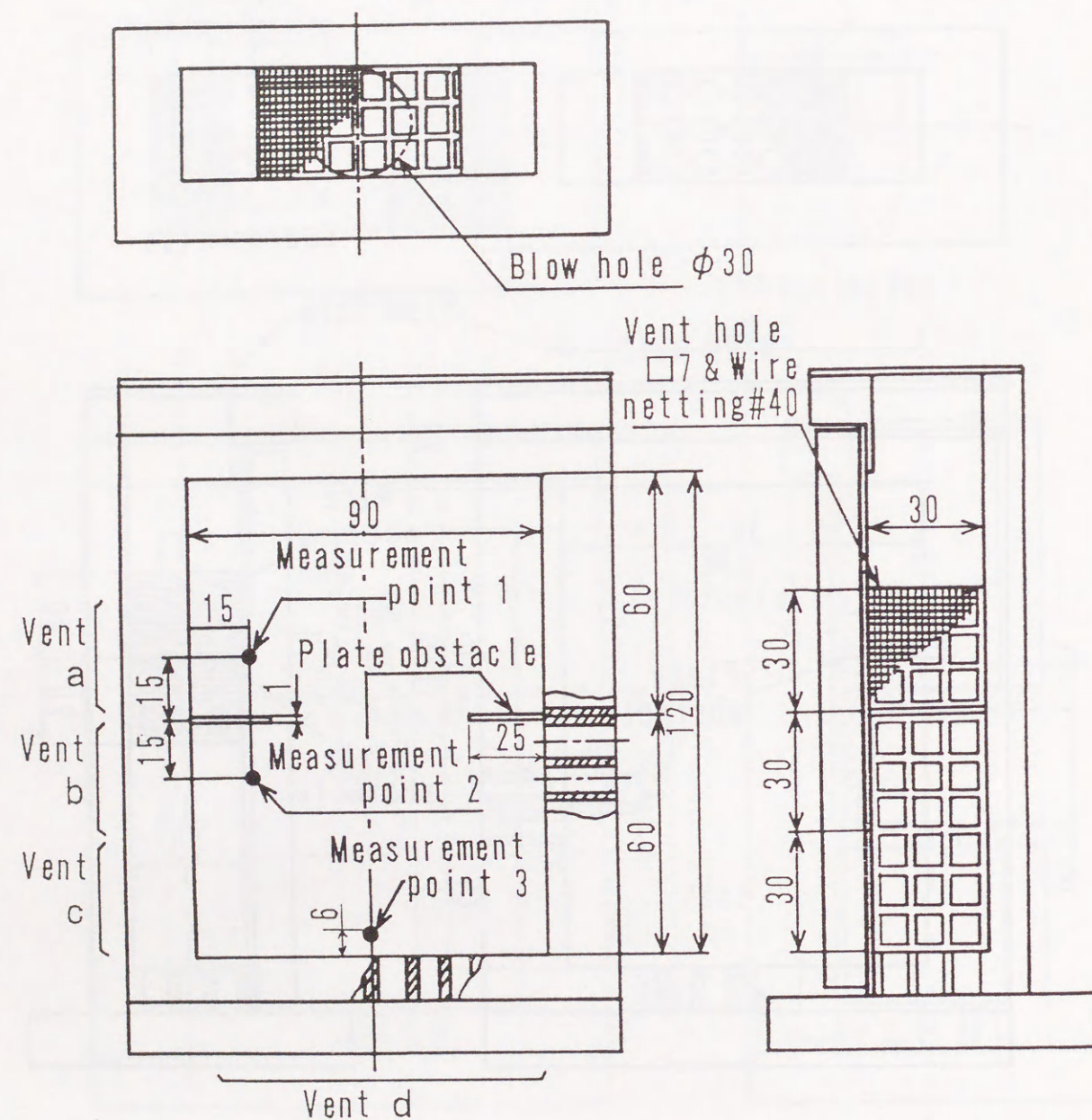


Fig. 2-6 Core box and measurement points

方体形状あり，キャビティ充てん砂量は，440gである．内部障害物が鑄型硬度に及ぼす影響を調べるために，上部から60mmの位置に長さ25mmの邪魔板が左右対象に取り付けられている．ベントは，ベント開口率が，鑄型硬度に及ぼす影響を明確に得るために，□7mmと40メッシュの金網の組み合わせとし，底部に30個と側壁に36個設けた．図に示すように，ベントa，b，cは，側部30×30mmの領域であり，左右にそれぞれ9個ずつのベントホールを有する．ベントdは，底部30×90mmの領域で30個のベントホールを有している．これらベントを必要に応じテープで開閉することにより，それぞれの領域におけるベント開口率を変化させる．第6章においてベント開口率を表現するときには，それぞれの領域において，すべてのベントホールを開放した場合を100%，すべて閉じた場合を0%と表示する．この表記法におけるベント開口率と実際のベント開口率の関係を，Table 2-4に示す．

#### d) 鑄型硬度計

本研究では，鑄型硬度により鑄型性状の評価する．この鑄型硬度指数は，つき固め後の砂層の空隙率と対応関係があり<sup>26)</sup>，硬度指数を測定することにより鑄型性状，つき固め状態を知ることができる．

本研究では，標準硬度計のバネを交換し，弱い鑄型の硬度も測定できるようにした硬度計を用いた．この硬度計で測定された硬度指数を $H_B$ で表す．この硬度指数 $H_B$ とAFS標準硬度指数 $H$ との関係は，

$$H = -34.9 + 1.10 H_B \quad (2-1)$$

で表現される．



Table 2-4 Vent opening ratio for the core box shown in Fig 2-6

Apparent vent opening ratio (used in this manuscript)	0 %	30 %	50 %	70 %	100 %
Real vent opening ratio					
Vent a (b, c)	0.0 %	6.7 %	11.2 %	15.6 %	22.3 %
Vent d	0.0 %	7.4 %	12.4 %	17.4 %	24.8 %

$$\text{Real vent opening ratio} = \frac{\text{The area of vent hole}}{\text{The area of vent part}} \times \text{Wire netting opening ratio} \times 100 (\%)$$

The area of vent a (b, c) :  $30 \times 30 \times 2$  (mm<sup>2</sup>)

The area of vent d :  $90 \times 30$  (mm<sup>2</sup>)

Wire netting opening ratio : 0.456

### 2.3 充てん挙動の解析方法

ブローイング造型における型砂の流動，充てん挙動を把握するために，型砂の到達時間の測定，また，充てんパターン，流動挙動を観察する。以下，測定方法を述べる。

#### 2.3.1 型砂の到達時間測定

圧縮空気によって噴出した型砂がキャビティ内の各位置に達した時間，あるいは，満たした時間を光センサによって測定する。コアボックスは，Fig.2-4，Fig.2-5のA，Bキャビティを用いる。また実験においては，光が透過するように，透明なアクリル板製のサイドプレートを使用する。測定点は，キャビティ面積  $90 \times 120$  mm に対して，10mm 間隔の99点 ( $9 \times 11 = 99$ ) で測定する。

実験において，型砂のマガジン内への挿入は，3/8 インチの篩を通して自然落下で行う。ブローイング時間は，型砂の充てん，つき固めが終了しており，かつ砂の乾燥が起こらない約3～4秒とする。この方法は，他の実験においても同様である。また，ブローイング開始時刻は，マガジン内に取り付けた圧力センサが，感知した時刻を開始時刻とする。

実験条件をTable2-5に，供試型砂特性をTable2-2のNo.1～2に示す。

#### 2.3.2 着色砂による充てんパターン観察

着色砂を用いてブローイング造型を行い，型砂の充てん挙動を可視化する。着色砂は，珪砂，Naベントナイト，着色水を前述の方法で混練する。このとき，7ccの黒色塗料を適量の水に溶かした溶液を着色水として用いる。溶液中の塗料の体積比率は，約2%で溶液の粘性は，水とほとんど変わらない。このように黒色に着色された



Table 2-5 Experimental conditions in measurement of the sand arrival time

Cavity	A (Fig 2-4)	B (Fig 2-5)
Blow pressure	0.3~0.7 MPa	0.3~0.7 MPa
Blow hole	□40×90	□30×90
Repetition times	more than 2 times	

Table 2-6 Experimental conditions in observation of the sand filling pattern using the colored sand

Cavity	A (Fig 2-4)	B (Fig 2-5)
Blow pressure	0.5 MPa	0.5 MPa
Blow hole	□40×90	□30×90
Repetition times	more than 2 times	

砂と通常の混練砂（無着色）の2つを用意する。

キャビティの充てん砂量に対し、1/8の着色砂と7/8の無色砂を用いて、マガジン内における装てん位置の関係を変えながら実験を行う。具体的には、着色砂の装てん位置をマガジン底部から、マガジン高さの1/8ずつ順に上げていき、合計8回のブローイング造型を行い、造型後の充てん状況をスケッチする。したがって、得られた8個の着色砂の充てんパターンスケッチを合成することにより、キャビティ内型砂の充てん挙動を知ることができる。

実験条件をTable 2-6に、供試型砂特性をTable 2-2の No. 3~6に示す。

### 2.3.3 高速度カメラによる充てん挙動観察

ブローイング造型における、型砂のマガジンからキャビティへの流動挙動、充てん状況を高速度カメラ（Redlake HYCAM400）により撮影する。この流動挙動の撮影の際には、カメラをキャビティに対し水平な位置にセットして撮影する。なお、この高速度カメラの撮影速度は、1000コマ/sである。

実験条件をTable 2-7に、供試型砂特性をTable 2-2の No. 7~8に示す。

### 2.4 つき固め機構の解析方法

ブローイング造型における砂層のつき固め状況の把握のために、鑄型硬度の測定およびつき固めに影響を及ぼす粉体圧ベクトルの挙動について調査する。



Table 2-7 Experimental conditions in observation of the sand filling pattern using high-speed camera

Cavity	(B)-(ii)-30mm (Fig 2-3)	A (Fig 2-4)	B (Fig 2-5)
Blow pressure	0.5 MPa	0.5 MPa	0.5 MPa
Blow hole	□30×90	□40×90	□30×90

Table 2-8 Experimental conditions in measurement of the mold hardness

Cavity	(Fig 2-3)		A (Fig 2-4)	B (Fig 2-5)
	vent arrangement	(A), (B), (C)		
	plate arrangement	(i), (ii), (iii)		
	plate length	20, 30 mm		
Blow pressure	0.3~0.7 MPa		0.3~0.7 MPa	0.3~0.7 MPa
Blow hole	□30×50, □30×90		□40×90	□30×90
Reprtition times	more than 2 times			

#### 2.4.1 鋳型硬度の測定

ブローホールの大きさ，邪魔板長さ，邪魔板配置，ベント配置が造型性に及ぼす影響，すなわち，造型砂の充てん，つき固めに与える影響を鋳型硬度で評価する。

予備実験で，鋳型における内部硬度と表面硬度との関係を調査した結果，両者は，ほぼ等しいことがわかったので，表面硬度を測定することにした．測定は，造型後，サイド・プレートを外し，コアをコアボックスに入れたままの状態，表面硬度を測定する．測定点は，10mm間隔の99点（9×11=99）であり，隣接する測定点で，硬度測定による局所的な硬化の影響を避けるために，2回に分けて行いコア全体の硬度値を得る。

実験条件をTable 2-8に，供試型砂特性をTable 2-2のNo.9~12に示す。

なお，第6章の学習制御方式の適用においても，鋳型硬度を測定するが，測定方法は，基本的にこれと同様である．実験条件については，6.3.1節で述べる。

#### 2.4.2 粉体圧ベクトルの測定

これまでに，粉体圧は，鋳型性状に大きな影響を与えるという報告が，いくつかなされている<sup>14), 15), 26)~30)</sup>．ここでは，この考察をさらに発展させ，3次元粉体圧ベクトルの挙動が，鋳型硬度の形成に及ぼす影響について調査するとともに，造型メカニズムを考察することを目的に，小型の圧力センサを用いて粉体圧ベクトルを測定する．また，粉体圧と硬度との関係<sup>27)</sup>の一般化をはかり，ブローイング・シミュレーション・アルゴリズム構築の知見とする。

ブローイング時において，キャビティ内の圧力センサが感知する圧力は様々であり，この圧力を以下のように分類する。

##### (1) 空気圧力



小型圧力センサの受圧面内に金網をつけ、受圧面と型砂の接触を断絶した場合、感知される圧力は、空気圧力となる。空気圧力は、任意の測定点において、すべての方向に対して等しく働く静圧と、流体の流れ方向に働く動圧とに分類される。ブローイング造型において、動圧は、砂層に加わる全圧力の約10%であることがわかっている<sup>26)</sup>。

## (2) 粉体圧

小型圧力センサの受圧面に金網をつけない場合、すなわち、造型中の型砂と受圧面が接触する場合、感知される圧力は、粉体圧と空気圧の和である。ここで、粉体圧は、空気流の摩擦力や差圧によって砂粒子に作用し、隣接砂粒子を介して伝播される力であり、砂層内の任意の点において方向を持っている。よって、粉体圧は、それぞれの方法で測定される圧力、(空気圧+粉体圧)と(空気圧)より、次式で算出される。

$$(\text{粉体圧}) = (\text{空気圧} + \text{粉体圧}) - (\text{空気圧}) \quad (2-2)$$

なお、この方法で得られる粉体圧は、ブローホールからの噴出時に砂粒子の運動エネルギーによって生じる衝撃力によるものと、定常状態で空気流方向に砂粒子間を伝播する流気加圧によるものとに分類される<sup>27)</sup>。前者は、ブローイング初期においてピーク圧を生じ、この値が最大値となる。後者は、明瞭なピーク圧はみられず、定常圧が、最大値となる(Fig.3-4 参照)。以下、前者を衝撃エネルギーに起因する最大粉体圧、後者を流気エネルギーに起因する粉体圧と呼ぶ<sup>27), 29), 30)</sup>。

測定は、小型の圧力センサ(受圧面  $\phi 6\text{mm}$ )をキャビティ内部に挿入し、X, Y, Zの正、負の6方向について測定する。この測定は、センサに金網をつける場合と、つけない場合でそれぞれ行い、(2-2)式により、まず粉体圧を算出する。そして、ベクトル合成することにより、その測定点における粉体圧ベクトルを得る。測定点は、YZ面で、20mm間隔の30点( $5 \times 6 = 30$ )とし、X方向に突き出

して測定する。

実験条件をTable2-9に、供試型砂特性をTable2-2の No.13~17に示す。

また、これとは別に、ベント直上においても、空気の排出を妨げない位置に圧力センサを取り付けて圧力を測定した。この測定で得られる圧力値は、(空気圧)  $\approx 0$  であるために、直接粉体圧を測定することとなる。この測定における実験条件は、Table2-8と同じである。



Table 2-9 Experimental conditions in measurement of the powder pressure vectors

Cavity	A (Fig 2-4)	B (Fig 2-5)
Blow pressure	0.5 MPa	0.5 MPa
Blow hole	□40×90	□30×90
Measurement position	X=-7.5	X=-7.5
Repetition times	more than 2 times	

### 第3章 粉体圧の挙動と型砂の充てん特性

#### 3.1 はじめに

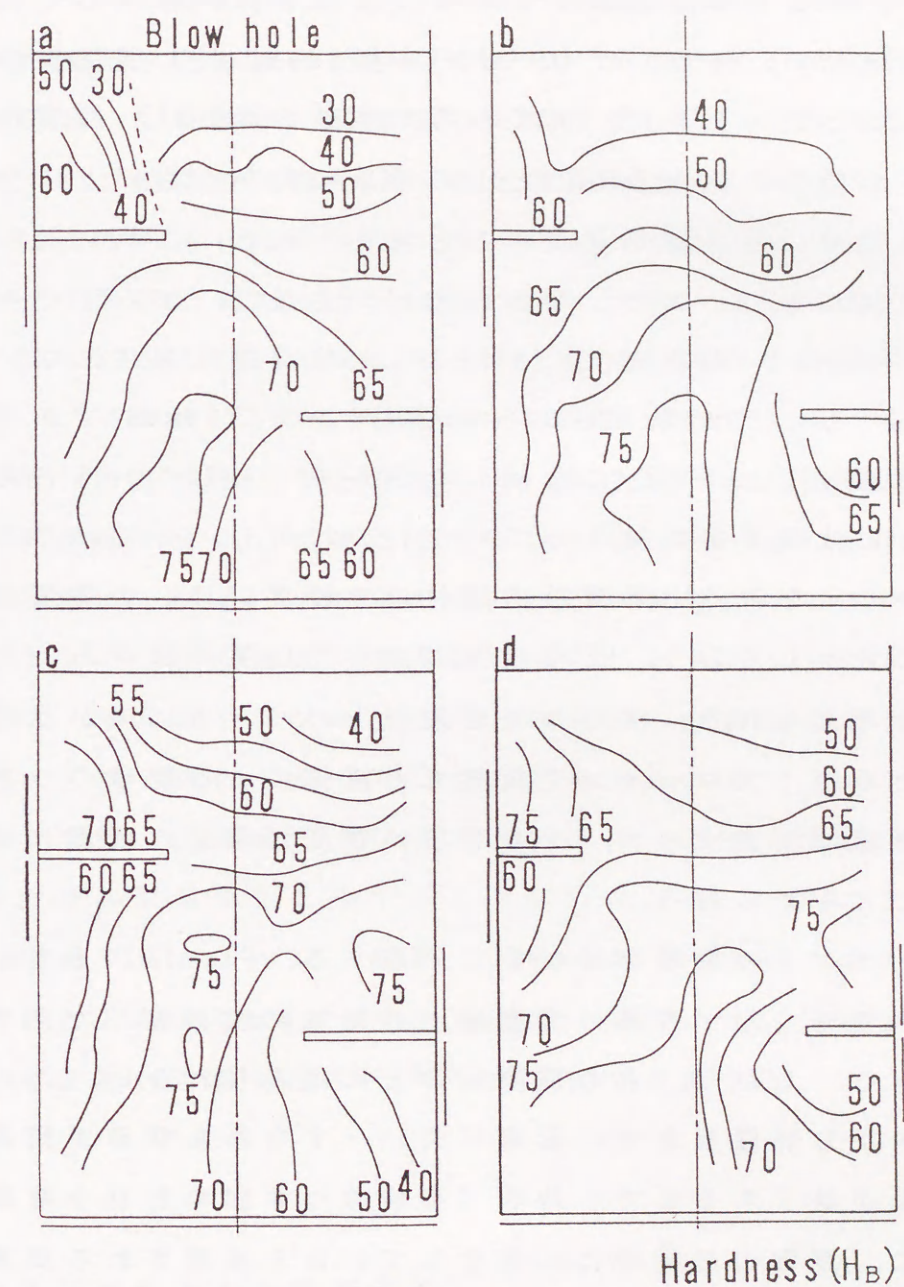
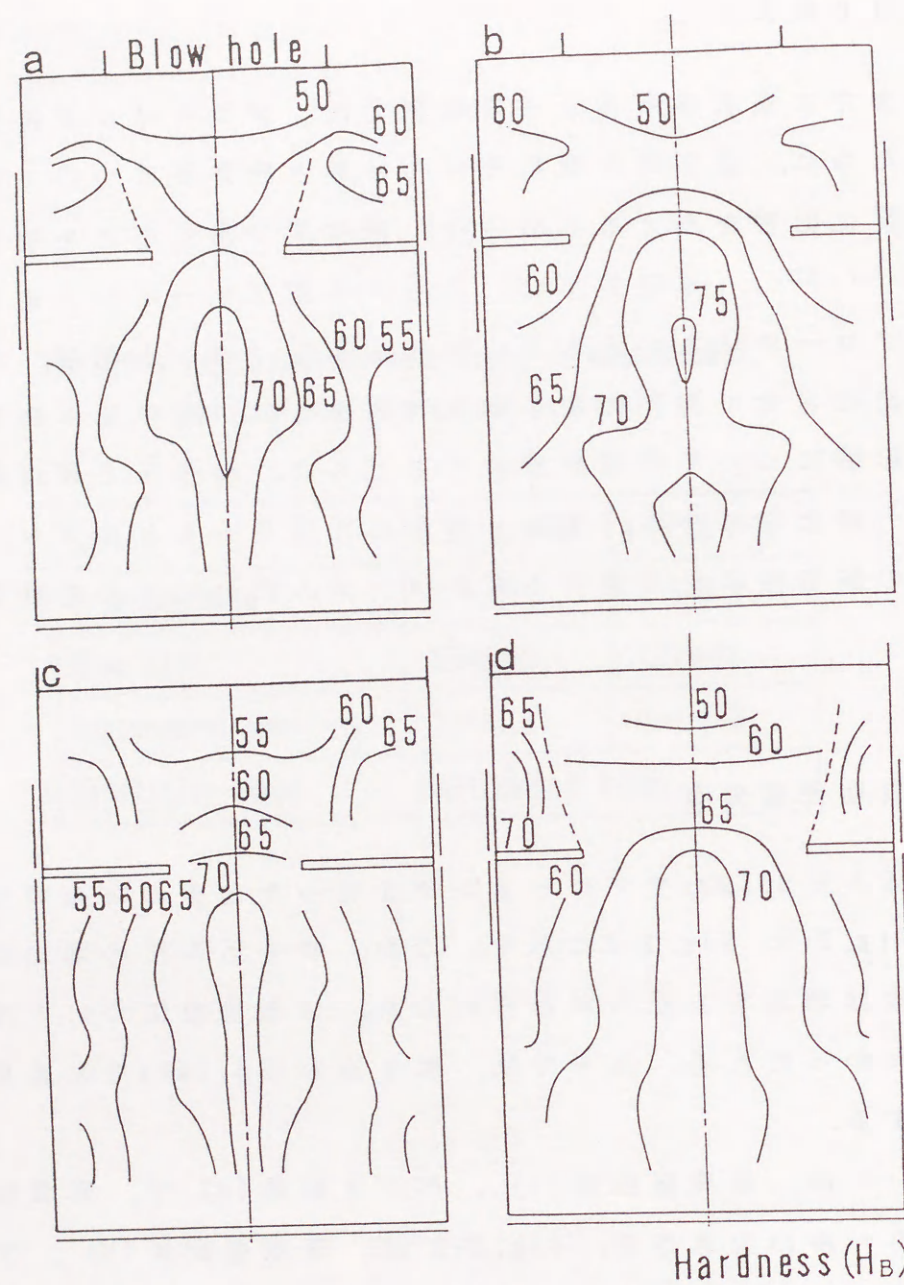
これまでに筆者が所属する研究室では、ブローイング造型機構を解明のために、造型時の型砂充てん挙動と粉体圧について調査し、鑄型硬度に影響を与える主因子は、粉体圧であることを明らかにした<sup>27), 29), 30)</sup>。本研究では、さらに小型ブローイング造型装置を用いてブローホール大きさ、吹き込み圧、ベント配置、キャビティ等を変化させて型砂の吹き込み実験を行い、粉体圧が鑄型性状に及ぼす影響について考察を深めるとともに、粉体圧と硬度指数との関係の一般化をはかる。また、得られた結果をもとにブローイング造型後の鑄型性状を予測するアルゴリズムについての考察を行う。

#### 3.2 表面硬度分布

吹き込み圧0.5MPaでブローイングを行ったときの表面硬度分布の一例をFig. 3-1, Fig. 3-2に示す。なお、吹き込み圧の増加に対して硬度指数は増加する傾向がみられたが、分布状況については大差がみられなかったため、以下では、吹き込み圧0.5MPaでの結果を用いて考察する。

Fig. 3-1 は、邪魔板配置(A)，ベント配置(ii)で、邪魔板長さとブローホール大きさを、Fig. 3-2 は、邪魔板配置(B)，ブローホール□30×90で、邪魔板長さとベント配置を変化させたときの結果である。図より、全体的に中央部から底部にかけての領域と邪魔板上の領域の硬度が高く、キャビティ上部および邪魔板下の側部および上部の硬度が低いことがわかる。また、図中の邪魔板につらなる破線は、周囲に比べ硬度が著しく低く、硬度の不連続を示す境界線







である（以下、境界線と記す）。この境界線は、表面鋳型硬度を測定する際に目視により確認できたものについてのみ記述してある。以下、この境界線を主体に、鋳型硬度の形成状況について考察する。

Fig. 3-1 の a と b を比較すると a では境界線が発生しているのに対し b にはない。a は、ブローホール幅 50mm に対し邪魔板の先端間距離が 30mm と狭いために、充てん時の型砂の流れは、邪魔板により邪魔板下の領域に向かうものと上の領域に向かうものとに分流し、この分流位置に境界線が発生すると考えられる。これに対し b は、両者の間隔が等しいので、型砂の流れの主流は、まっすぐキャビティ底部に向かい、順次充てんされるため境界線は発生しないと考えられる。一方 c と d は、共にブローホールが  $\square 30 \times 90$  であるために型砂は邪魔板上と下部とに分流しながら充てんしていると考えられるが、c には境界線が発生していないのに対し、d には存在している。しかし c をみると邪魔板先端付近で硬度  $60 H_B$  の等値線が谷間のように分布しており、圧縮成型の途中では境界線があったのではないかと考えられる。すなわち邪魔板上のベントに向かう空気流量が多いために、ブローイング後期での流気による型砂のつき固めにより境界線は消失するが、その場所の硬度は周辺の硬度と比べると低くなると考えられる。

次に、ベントの影響を加味して考察する。Fig. 3-2 a では、型砂が分流して充てんする左の邪魔板上の領域に境界線ができていることがわかる。しかし、右の邪魔板の上にはみられない。これはブローホールから邪魔板までの距離が長い、すなわち型砂が到達してから充てんが終了するまでの時間（型砂のつき固めを行う時間）が長いために、型砂の分流時には発生していたと推測される境界線は消滅し、さらにその後のつき固めにより硬度も高くなったと考えられる。b では境界線は存在していないが、左邪魔板には硬度の谷間（ $40 H_B$ ）がある。しかし、邪魔板の上にベントを設ける（a → c, b → d）と境界線や硬度の谷間がなくなることがわかる。これは、ベントが開放されたために、型砂のつき固めが活発になるためであ

ると考えられる。

また、高速度カメラを用いて境界線の発生過程を撮影した結果を Fig. 3-3 に示す。これは、Fig. 3-2 の a の条件（邪魔板配置(B), 長さ 30mm, ベント配置(i), ブローホール  $\square 30 \times 90$ ）で境界線の発生する左邪魔板付近を撮ったものである。ブローホールに対し、ほぼ平行に噴出した型砂は、邪魔板の上に堆積しつつ下部へと流動する（a）。この初期の段階では、まだ境界線はみられない。この邪魔板上の領域に堆積した型砂は、徐々に密（写真において、相対的に濃い部分は型砂の充てん密度は疎であり、淡い部分は密である）になりながら 27 および 35ms 頃より次々と底部に向かう型砂流の作用を受ける。この作用により、邪魔板上の堆積層に対して、主としてせん断、削り取りが生じると考えられ、削り取られた型砂は下部に移動し、境界線を生成し始めることがわかる（b, c）。ここで発生した境界線は、ブローイングの進行に伴い明確になっていく（d, e）。またこの条件の場合、邪魔板の上にベントがないために、この領域では、境界線を消滅させるほどの型砂のつき固めが行われず、ブローイング終了後にも残ってしまうと考えられる（f）。

以上のように、型砂流が分流する領域には、造型上問題となる境界線や硬度の谷間が発生しやすいことがわかった。またこれらは、邪魔板の配置や長さ、ベント配置、ブローホールなどの条件と密接な関係があると考えられる。そこで次に、鋳型性状に影響を及ぼす主因子と考えられる粉体圧<sup>27), 30)</sup>について考察する。

### 3.3 粉体圧ベクトルと鋳型硬度

#### 3.3.1 粉体圧ベクトルの挙動

粉体圧は、粉体応力<sup>20)</sup>のことであり、ベクトルで表現できる。松浦、片島ら<sup>14)-16)</sup>は、流気加圧造型において粉体圧が造型後の



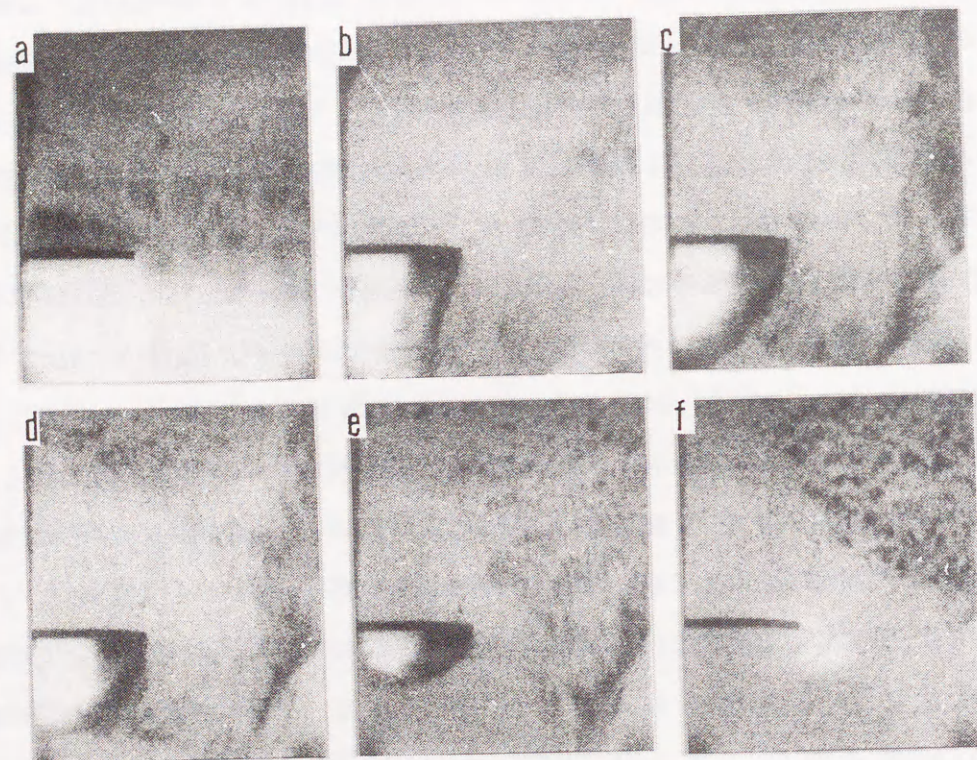


Fig. 3-3 Flow behavior of mold sand  
(Blow pressure 0.5MPa)

a:18ms b:27ms c:35ms  
d:37ms e:44ms f:55ms

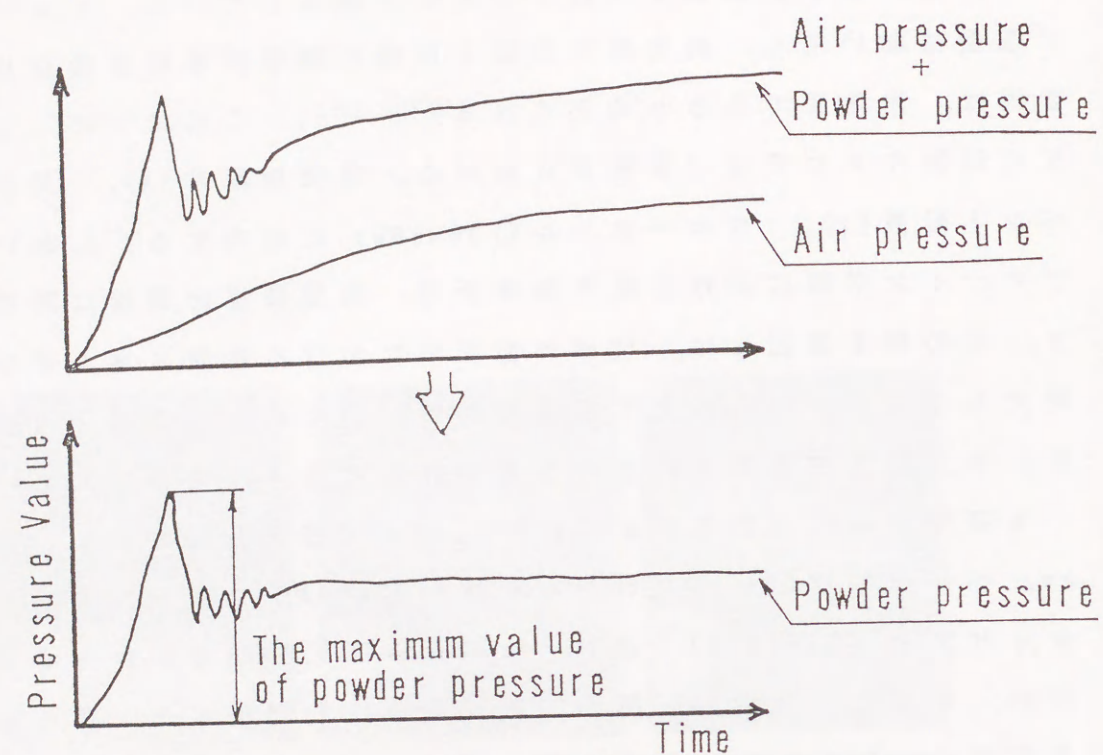
鑄型強度に影響を及ぼす主因子であると報告している。ブローイング造型においても、流気加压造型と同様に鑄型性状に影響を及ぼす要因は、粉体圧であると考えられる<sup>27), 30)</sup>。これまでに、2次元左右対称キャビティ（本研究における、邪魔板配置(A)、長さ30mm、ベント配置(i)、ブローホール $\square 30 \times 50 \text{mm}$ に相当する）において、ブローイング時における最大粉体圧は、鑄型硬度と密接な関係があり、その発生要因には、型砂の衝突時における衝撃エネルギーが支配的であるものと、型砂充てん後の砂層に働く流気による圧力差（差圧）が支配的であるものとの2者が存在するとの報告がある<sup>27)</sup>。

本研究では、実験条件をFig.3-2のd（邪魔板配置(B)、長さ20mm、ベント配置(ii)、ブローホール $\square 30 \times 90$ ）と同一、すなわちBキャビティ（Fig.2-4）とし、吹き込み圧0.5MPaでブローイングを行い、キャビティ内30ヶ所の3次元粉体圧を測定した。得られた圧力波形は、Fig.3-4に示すようなブローイング初期に最大値となるピーク圧を有するものと、定常値が最大値となるものとの2者に分類することができた。前者を衝撃エネルギーに起因する粉体圧、後者を流気エネルギーに起因する粉体圧と呼ぶ。得られた粉体圧ベクトルをYZ平面に投影したものをFig.3-5に示す。

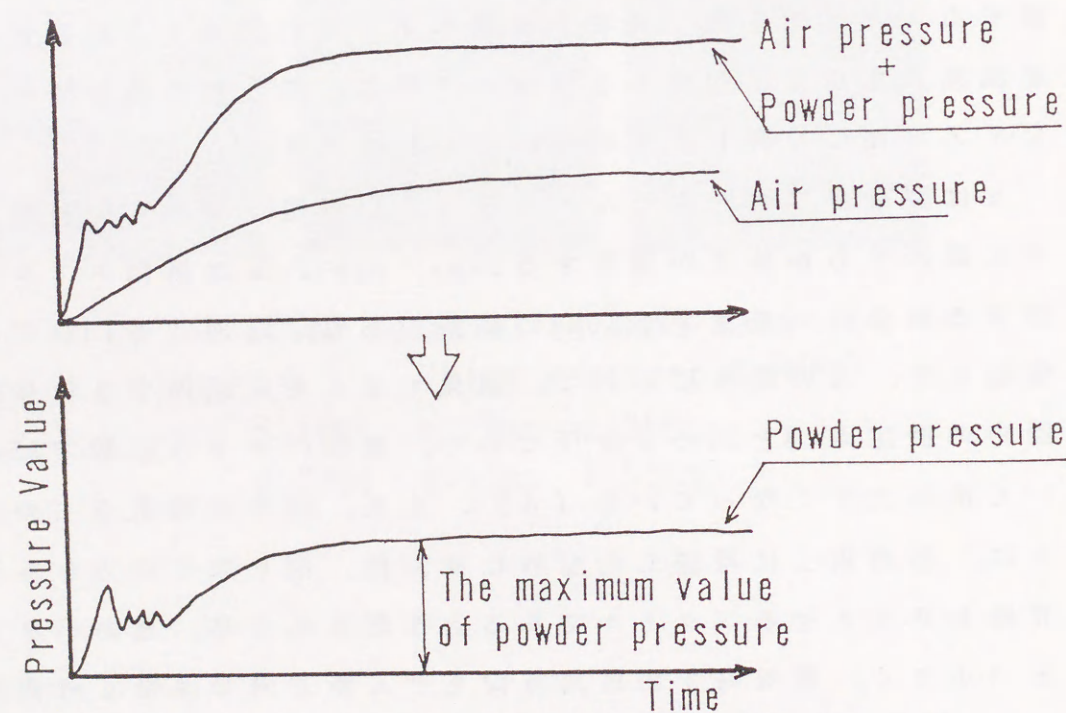
aは型砂がブローホールから噴出した直後、bとcは衝撃エネルギーに起因する粉体圧が発生する25ms、35ms、dは流気エネルギーに起因する粉体圧が発生する85msの結果である。なお、aに測定番号を併記した。この条件において、流気エネルギーに起因する粉体圧は、図中の測定点6と20の2カ所であり、側部ベントの影響で85msにおいて最も大きくなっている（d）。また、図中の測定点7のベクトルは、邪魔板上に堆積した型砂にせん断、削り取りの力を与え、境界線を発生させるベクトルであると推測されるが、他のベクトルに比べ小さく、流気時での作用方向もせん断方向ではなく時間的に変化している。このため、前述の硬度分布Fig.3-2のdにおいて、境界線、硬度の谷間は現れなかったと思われる。

また、中心線上のベクトルは、Z方向成分が大きいのに対し、底





(a) Powder pressure caused by impact energy



(b) Powder pressure caused by air-flow energy

Fig. 3-4 Calculation method for the maximum value of powder pressure

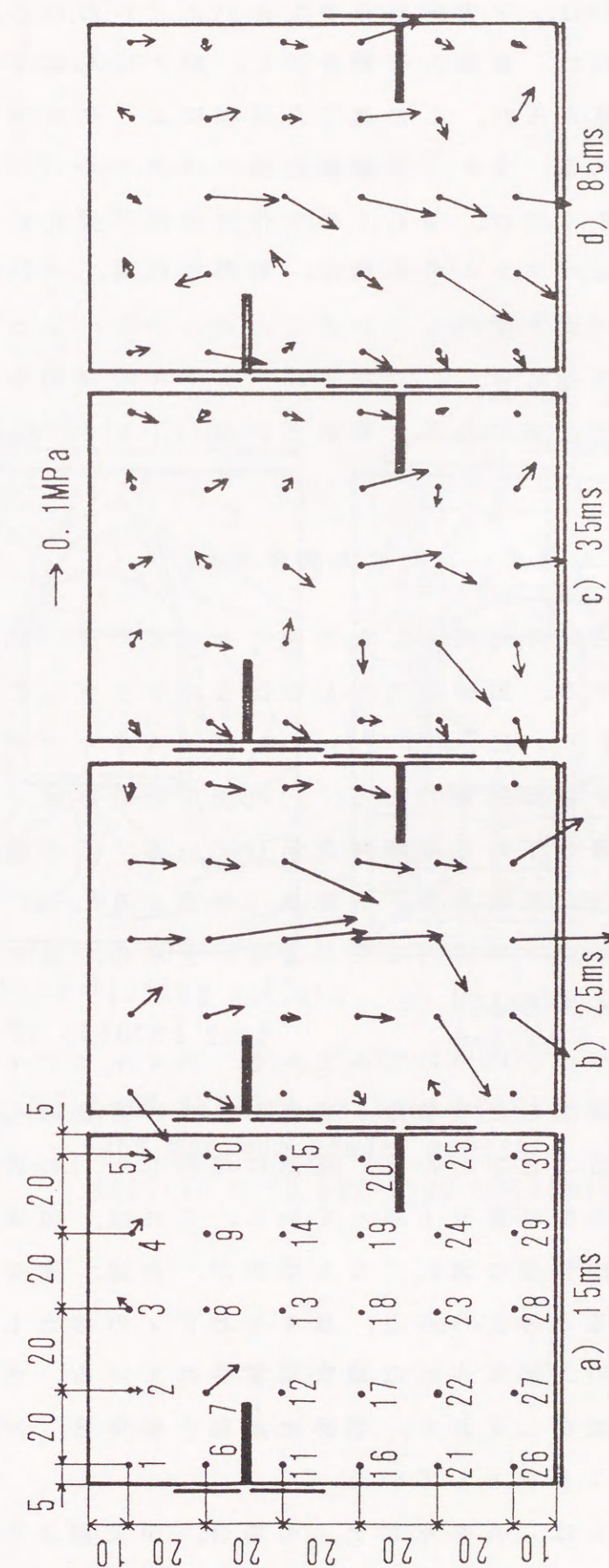


Fig. 3-5 Powder pressure vector (Blow pressure 0.5 MPa)



部近くの22, 27, 29は, Y方向成分が大きいことがわかる。これは, 底部に衝突した型砂は, 後流の影響を受け, 徐々に左右に広がりながら充てんすると考えられ, この充てん過程によりY方向成分が大きくなると推測される。また, 邪魔板近傍のベクトル7, 12, 24は, 邪魔板の影響を大きく受け, 著しくその作用方向が変化している。

このように粉体圧ベクトルの挙動は, 邪魔板配置, ベント配置等の影響を受け, 時々刻々変化していることがわかる。よって, 鑄型性状の最適化を行う際には, この粉体圧ベクトルの挙動を的確に把握した上での制御が必要であると推測される。

### 3.3.2 型砂充てんパターンと最大粉体圧

次に, 着色砂を用いて可視化した型砂の充てんパターンと最大粉体圧について考察する。型砂の充てん状況をスケッチした結果を, Fig. 3-6, a)とFig. 3-7, a)に示す。Fig. 3-6 は, Aキャビティ, Fig. 3-7 は, Bキャビティの結果である。a)の図中の数字は, マガジン内に装てんした砂層の下からの順序を示している。b)の最大粉体圧は, Fig. 3-5 のように各測定点, 各時点(時間刻み0.5ms)で得られた粉体圧ベクトルのノルム(2乗平方和)を求め, 最大値を示した時点でのベクトルである。

まず, 充てんパターンについてみる。Aキャビティの場合, ブローホールから噴出した型砂は, 底部および障害物の上に基本的に順次堆積していることがわかる。底部に堆積した1の砂層は, ほぼ中央部において凸型に盛り上がっている。これは, 障害物により左右に分かれて底部領域に流れてきた型砂が, 合流, 衝突するために起こる現象であると考えられる。Bキャビティの場合も, 型砂は, 底部および邪魔板の上に基本的に順次堆積されている。底部の堆積砂層は, ほぼW字状をしており, 型砂は底部に衝突後, 左右に広がりながら堆積したことを示している。

また, 最大粉体圧は, Aキャビティの場合, 中央部より側部壁に

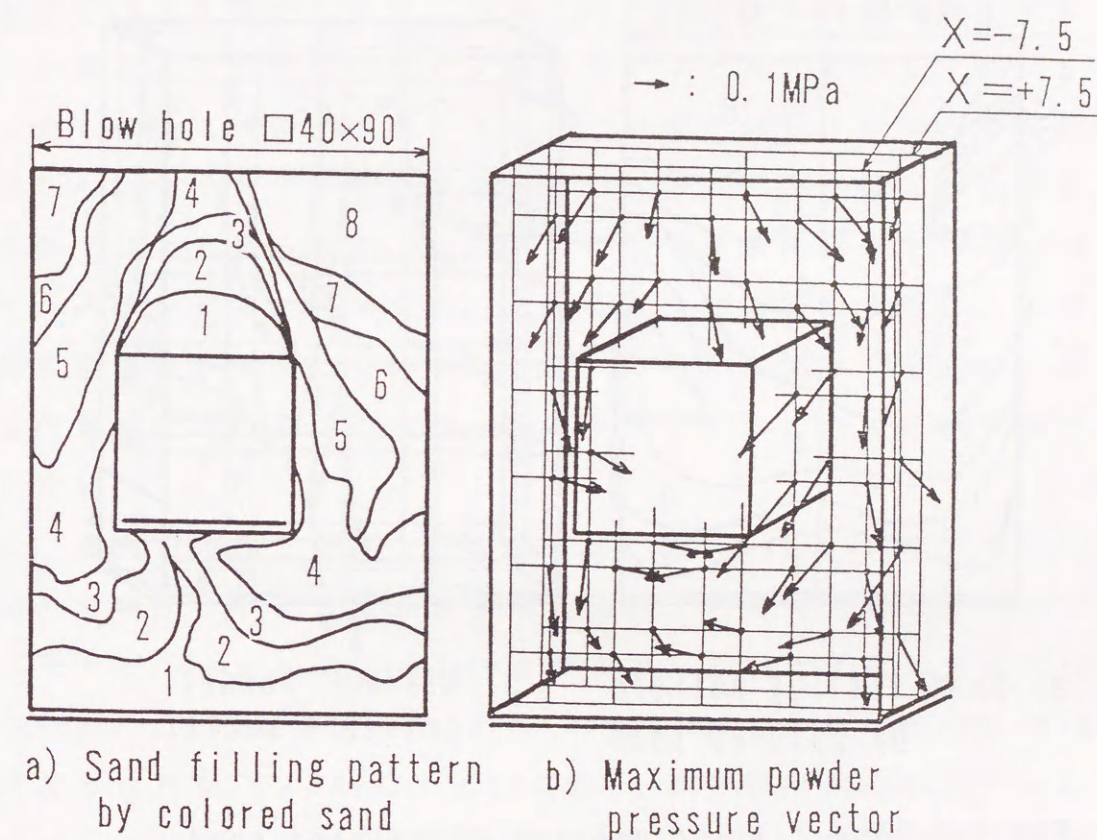


Fig. 3-6 Sand filling pattern by colored sand and maximum powder pressure vector (cavity with box-type obstacle)



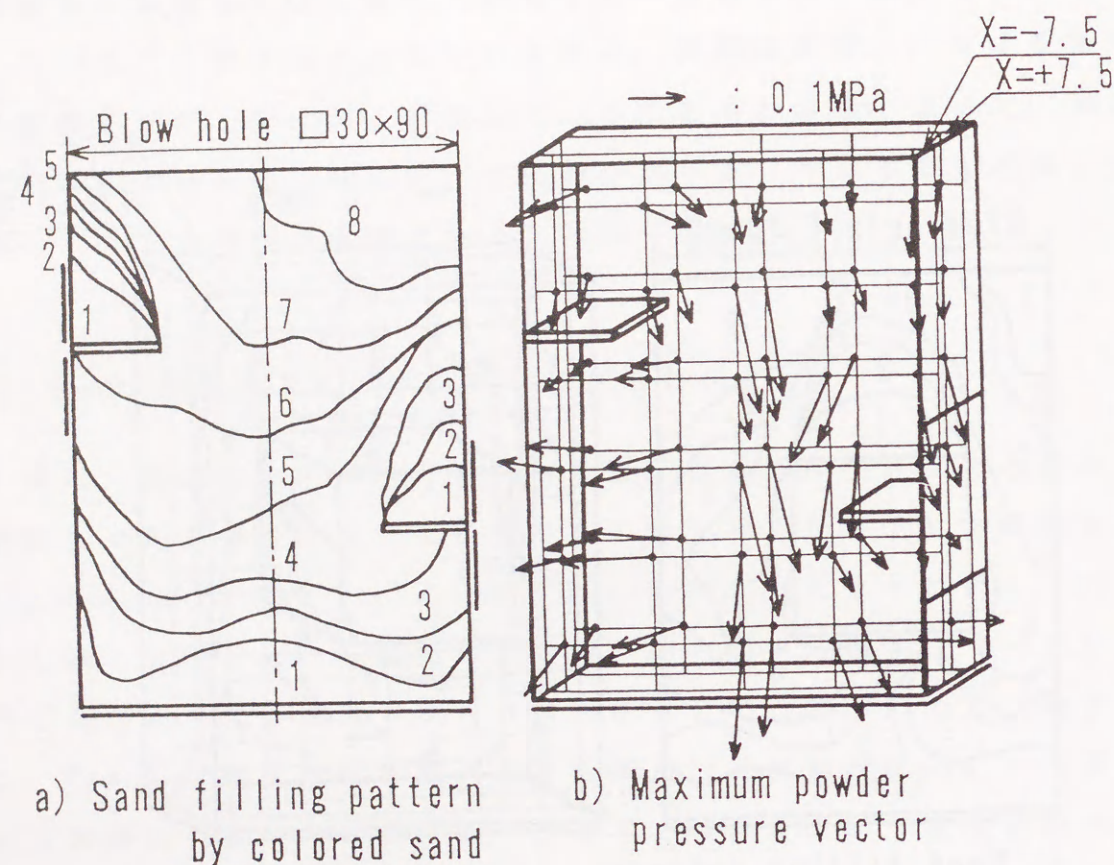


Fig. 3-7 Sand filling pattern by colored sand and maximum powder pressure vector (cavity with plate-type obstacle)

近い方が大きくなる傾向がみられる。そして、Bキャビティの場合は、中心軸付近のベクトルが大きく、Y方向に離れるに従い、小さくなっていることがわかる。

次に、充てんパターンと最大粉体圧を比較すると、A、Bキャビティとも、最大粉体圧ベクトルは各砂層に対し、ほぼ垂直に作用するものと平行に作用するものとが存在することがわかる。ほぼ垂直に作用するベクトルが大半を占めることから、粉体圧は砂層の充てん、つき固めに支配的な作用を及ぼしていると考えられる。また、砂層に対し平行に作用するベクトルは、砂層に対し作用するせん断、削り取りの力を示していると考えられ、この力が大きいときは境界線が発生すると考えられる。この条件における硬度分布を Fig. 3-8 に示す。Aキャビティの場合は、この力が十分大きいために、障害物上部に境界線が発生している。一方、Bキャビティの場合は、邪魔板上の領域におけるこの力は、あまり大きくないために境界線は発生しない。

次に、最大粉体圧と硬度との関係を述べる。Fig. 3-9 は、キャビティ内の各場所における最大粉体圧と硬度との関係を示したものである。キャビティとしては、これまで使用していた2次元タイプのもの (Fig. 2-2, Fig. 2-3, Fig. 2-4, Fig. 2-5) と、新たに Fig. 3-10 に示すような円筒 ( $\phi 50 \times 50$ ,  $\phi 30 \times 30$ ) と直方体 ( $60 \times 60 \times 40$ ) から構成されるコア作製の3次元タイプのキャビティを用いて、吹き込み圧  $0.3 \sim 0.7 \text{ MPa}$  でブローイングを行い得られた結果をプロットしてある。Fig. 3-9 では、それぞれ 2D type, 3D type と記す。また図中では、最大粉体圧が衝撃エネルギーと流気エネルギーのいずれにより発生したかの区別を示した。図より実験条件 (ブローホールサイズ, 吹き込み圧, ベント配置, 邪魔板配置, 長さ) およびキャビティ形状が変化しても、鋳型硬度値と最大粉体圧値との間には良好な相関関係があることがわかり、ブローイング時に発生する最大粉体圧が、鋳型硬度を決定する重要なプロセス因子であることがわかる。これは、型砂は弾塑性的な圧縮変形をされると考えられ、一度大



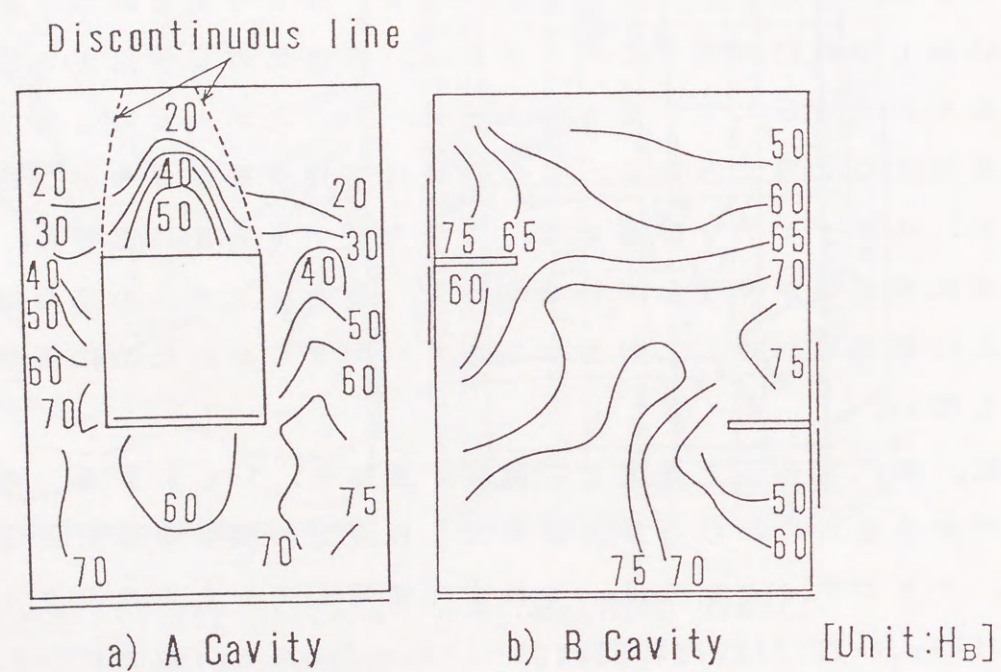


Fig. 3-8 Mold hardness distribution (blow pressure 0.5MPa)

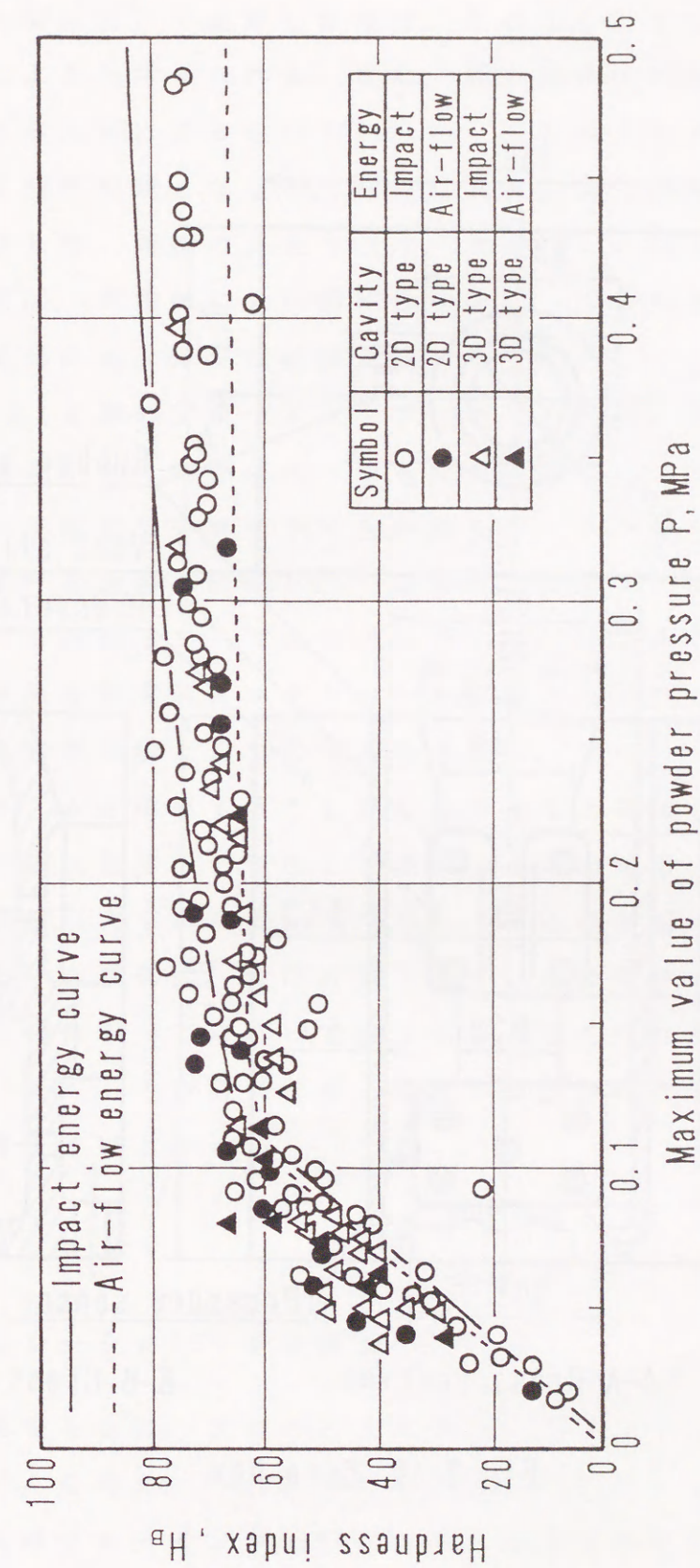


Fig. 3-9 Relation between maximum value of powder pressure and hardness index



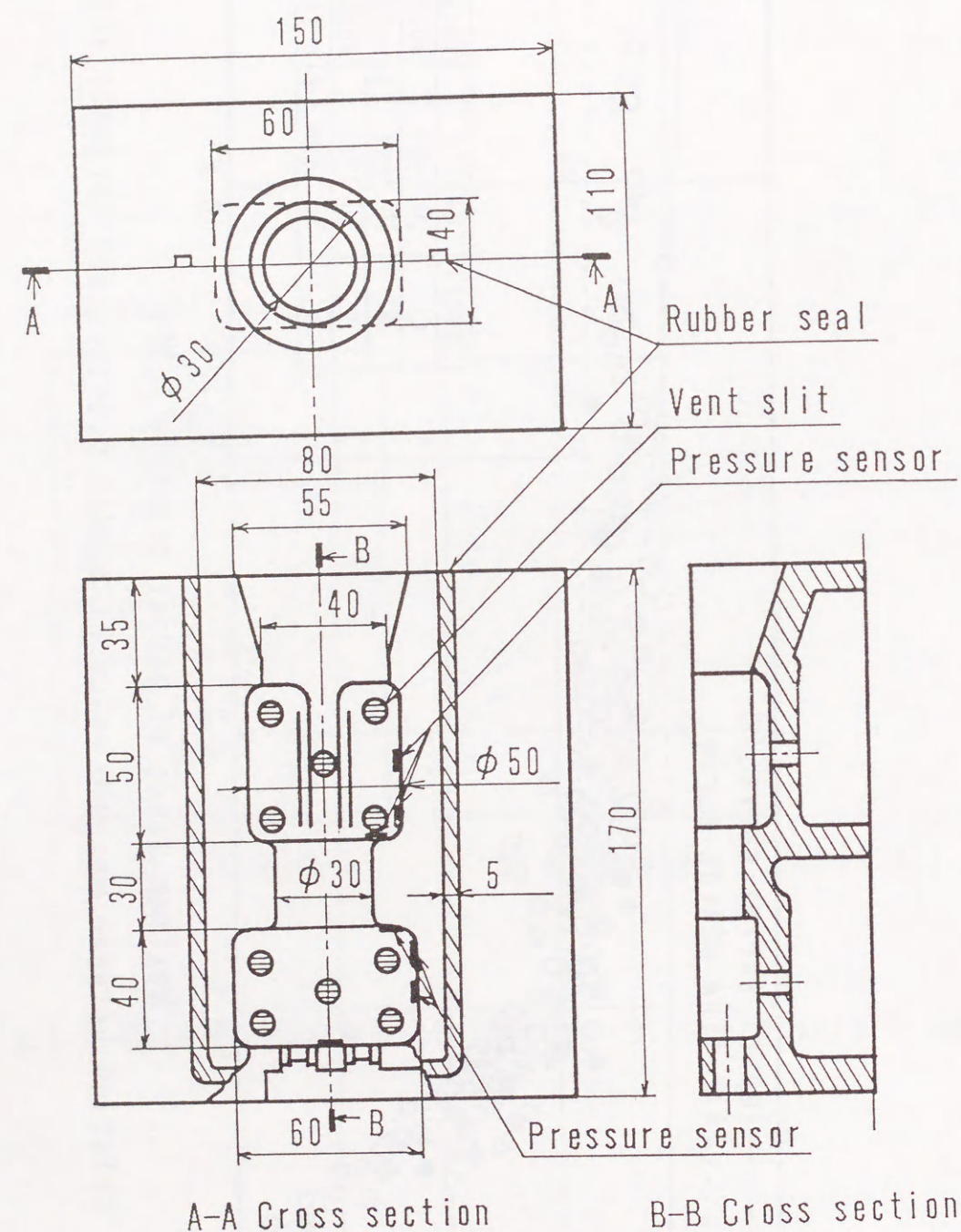


Fig. 3-10 Core box

きな力（最大粉体圧）で変形した後は、それより小さい力では変形しないことによると考えられる。また、最大粉体圧が型砂の衝突時による衝撃エネルギーによるものであるか、流気エネルギーによるものであるかの区別が問題となるが、図中に両者により見積もられた粉体圧曲線を示した。曲線の算出方法は、文献27)と同じである。プロットした点は、両曲線に近い領域に存在し、鑄型形成プロセスに衝撃および流気のエネルギーが密接に関係していることが考えられ、このことを3.4節のブローイングプロセスモデルに取り込んでいく。以上の結果から、実際に均一な強度が保証される鑄型を製造するには、ベント配置やブローホール形状など、キャビティ構造やブローイング条件を適切に決定し、一定値以上の粉体圧を得ることが重要となる。したがって、ブローイングによる造型性を最適化することは、粉体圧を合理的にコントロールすることであり、この考えのもとで最終鑄型性状としての硬度を予測し、ブローイング条件を決定するシステムを構築することが可能であると考えられる。

なお、この最大粉体圧と硬度との関係、すなわち最大粉体圧の増加に対して硬度（充てん密度）は増加し、ある値を越えると飽和状態に近づくという関係は、今回対象としている造型砂のみならず粘結力をもつ粉粒体すべてにおいて成立すると考えられる。また乾燥粉粒体においても、その傾向は若干変化すると思われるが、類似傾向はあると考えている。

### 3.4 シミュレーションモデル構築への指針

上記の知見をもとに、ブローイング造型シミュレーションに対するアルゴリズムを考え、Fig. 3-11に示した。図に示すように、解析アルゴリズムはブローイング造型プロセスに対する主因子である衝撃エネルギーおよび流気エネルギーに起因する造型のシミュレーションで構成することとした。以下、このアルゴリズムの内容について簡



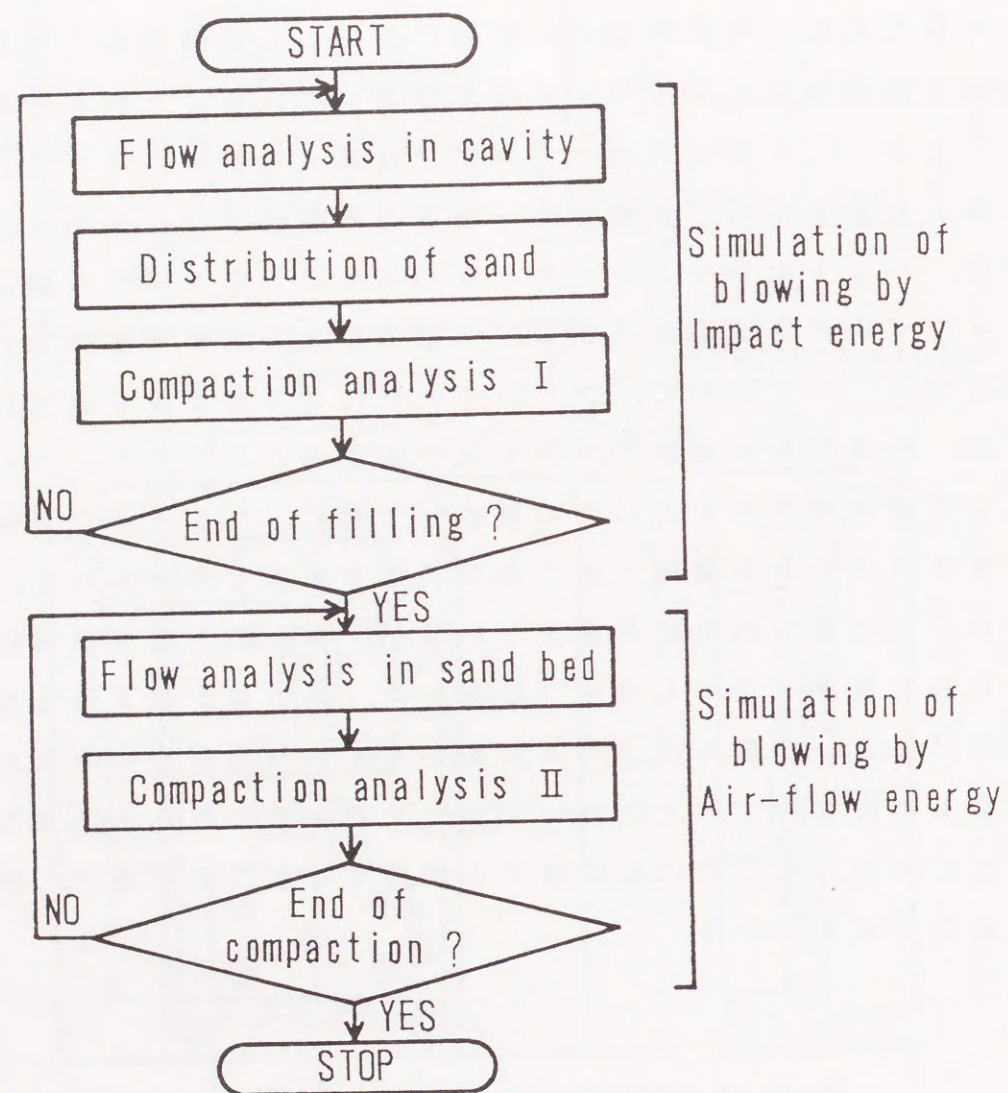


Fig. 3-11 Blowing simulation algorithm

単に述べる。

(1) 衝撃エネルギーに起因する造型シミュレーション

1.ブローイング期間を数段階に分割して、未充てんキャビティ内の流れ解析を行い、型砂の速度を求める。

2.型砂の分配、堆積を行う。

3.型砂の速度より、衝撃エネルギーに起因する粉体圧を求め、この力により、各段階ごとに分配された型砂の圧縮、つき固めを行う。

4.型砂の充てんが終了するまで1~3を繰り返す。

(2) 流気エネルギーに起因する造型シミュレーション

1.充てん砂層内の流れ解析を行い、空気圧分布を求める。

2.空気圧より、差圧、すなわち流気エネルギーに起因する粉体圧を求め、この力により型砂のつき固めを行う。

3.型砂の変形が終了するまで、1~3を繰り返す。

このように今回提案した上記の内容は、時々刻々と変化する粉体圧ベクトルの挙動に準じたものとなっている。このアルゴリズムに基づくシミュレーション結果、および妥当性については、第5章で述べる。

3.5 本章のまとめ

この章では、ブローイング造型時の型砂の充てん状態、鑄型硬度、粉体圧について調査し、粉体圧が鑄型硬度に及ぼす影響について考察した。その結果、以下のことが明らかになった。

1) 型砂の充てん時における流れが分流する位置には、造型条件に依存して、硬度の低い谷間や不連続硬度分布が生成する。この造型上問題となる境界線の発生は、型砂の流動や、粉体圧ベクトルと密接な関係があり、ベント配置、ブローホール等の条件を適切に設定する必要がある。



2) 最大粉体圧ベクトルは、型砂の充てんパターンおよび最終鋳型性状に影響を与える。すなわち最大粉体圧値は、鋳型硬度と相関関係をもち、この関係は、造型条件によって変化しない。最大粉体圧は、型砂の衝撃エネルギーと流気エネルギーに起因すると考えた。

また、以上の知見をもとに、粉体圧を考慮したブローイングプロセスモデルを構築した。

## 第4章 ブローイング造型における流線解析

### 4.1 はじめに

第3章では、ブローイング造型時の型砂充てん挙動と粉体圧ベクトルについて調べ、ブローイング造型において鋳型硬度に影響を与える主因子は、最大粉体圧であり、鋳型硬度と最大粉体圧との関係は、ブローイング条件によらず一定の関係で示されることを示した。また粉体圧ベクトルは、不連続な低硬度分布としてあらわれる境界線の生成にも影響を与えることを明らかにした。さらに、ブローイング時における型砂の流れは、型砂の充てん、つき固めに影響を及ぼす主因子、すなわち粉体圧ベクトルに直接影響を与える要因であり、型砂の流れを解析することは最適なキャビティ設計（ベンディングなど）や造型を行うために不可欠であると考えられた。そこで、この章では、キャビティ内部に板状の障害物をもつ場合（Bキャビティ）や、型砂の流れに分流部や合流部の生じるような箱型障害物をもつ場合（Aキャビティ）の流動挙動を実験的に解析するとともに、数値解析を行いブローイング時の型砂の流れを把握することを試みた。

### 4.2 シミュレーション方法

ここで述べる型砂の流れ解析は、第3章<sup>31)</sup>で考察したブローイング造型シミュレーションアルゴリズムにおける前半の未充てんキャビティ内の流れ解析に相当するものである。すなわち型砂の流動挙動を把握するとともに、粉体圧ベクトルを算出するための型砂の速度を求めることを目的としている。

ブローイング造型における流れは、型砂と空気の混相流であり、



かつ高速であるために、その流れ双方を正確に把握することは、非常に困難である。そこで今回は、型砂と空気の二相が、きめ細かく混合し、相間にすべりがなく、ともに同じ挙動を示すと仮定（以下、均質混合モデルという）して、型砂の流れの把握を試みた。なお解析は、2次元（y-z面）で行うこととする。なお記号表を付録（1）に示す。

ボイド率（気体の体積含有率）を次式で定義する。

$$\alpha = \frac{V_g}{V} = \frac{V_g}{V_g + V_s} \quad (4-1)$$

ここで、 $V_g$  は、空気の体積、 $V_s$  は、型砂の体積である。また、以下のような均質混合モデルの仮定を行う。

$$\alpha = \text{constant}$$

$$u = u_s = u_g$$

$$v = v_s = v_g$$

$$p = p_s = p_g$$

$$\rho = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_s$$

$$\mu = \alpha \mu_g + (1 - \alpha) \mu_s$$

$$k = \alpha k_g + (1 - \alpha) k_s$$

$$\tau_{yy} = \tau_{yys} = \tau_{y yg}$$

$$\tau_{yz} = \tau_{yzs} = \tau_{yzg}$$

$$\tau_{zz} = \tau_{zzs} = \tau_{zzg}$$

ここで、 $u$  は、 $y$  方向速度、 $v$  は、 $z$  方向速度、 $p$  は、圧力、 $\rho$  は、密度、 $\mu$  は、せん断粘性係数、 $k$  は、体積粘性係数、 $\tau$  は、せん断応力である。ここで、添字  $g$  は、空気を、添字  $s$  は、けい砂、Naベントナイト、水の3成分系を混練して得られる、粘結材で被覆された砂粒子<sup>24)</sup>の群を意味する。ベントナイトで被覆されている粒子間の界面では液状化状態に近いものと考えられるため、ここでは気液二相流<sup>32)</sup>と同様な扱いをする。これらをもとに基礎式を誘導すると以下のようなになる。

#### 1) 連続の式

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \rho \frac{\partial p}{\partial \rho} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) = 0 \quad (4-2)$$

#### 2) 運動方程式

$$\left. \begin{aligned} \rho \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial y} - k \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \\ - \mu \left( 2 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y \partial z} \right) = 0 \\ \rho \frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial p}{\partial z} - k \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \\ - \mu \left( 2 \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y \partial z} \right) = 0 \end{aligned} \right\} \quad (4-3)^*$$

これらの方程式は、単相流の場合の圧縮性粘性流体の基礎式と同形である。ボイド率 $\alpha$ は、型砂砂層の空隙率 $\omega$ に対応するものであり、型砂流動時は、まだつき固めが行われていないため、自然充填時の空隙率0.6を採用した。また、 $\rho$ 、 $k$ 、 $\mu$ は、均質混合モデルでの等価密度、体積粘性係数、せん断粘性係数であり、それぞれの値は基礎実験から、またシミュレーションを繰り返すことにより求めた。なお、型砂がブローホールから噴出する際に、脈動現象が生じるような場合、この均質混合モデルの仮定は成立しなくなると考えられるため、予備実験を行い脈動現象がないことを確認した。

上記基礎式を解く方法として、今回は、有限要素法の一つである音速法<sup>33)</sup>を採用した。音速法には、1)流速と圧力を同時に解くことができる、2)陽解法を用いることができ、計算時間が短縮できる、3)圧力 $p$ を密度 $\rho$ の関数として連続の式を誘導するため、運動方程式を非圧縮性と仮定しても、全体の方程式系は微弱的な圧縮性を考慮

\* 今回のTable4-1の条件では、均質混合モデルの粘性係数が大きく、流入口要素におけるセルレイノルズ数は、 $Re_c \approx 2$ である。したがって、対流項に対して粘性項の影響が支配的であると考えられるため、対流項を省略した。



したものとなる、の利点がある。

音速法解析のフローチャートをFig.4-1に示す。この解析をブローイング造型法に適用させるには、空気が排出されるベントを考慮する必要がある。そこでベント部においてベントホール間の壁は流れの通気抵抗となることに着目し、境界条件の処理および2段階陽的解法を2度行い、ベント開口率を計算に取り入れる。すなわち、最初にフローチャート内のIで開口率100%で計算を行った後、ベント部での結果（速度を仮に $u$ とする）に通気抵抗 $r$ を加味し得られた値 $(1-r)u$ を境界条件に追加して、次に計算IIを行うというものである。これにより、ベント開口率が変化しても解析が可能となる。

この方法により、ブローイング中の型砂の流動挙動の把握を試みた。計算条件をTable4-1に示す。なお流入速度は、吹き込み圧0.5MPaに相当する速度である。なお計算には、名古屋大学計算機センタのVP-200を使用した。

#### 4.3 流線解析の結果および考察

##### 4.3.1 型砂の流動挙動

高速度カメラにより撮影した型砂の流動写真をFig.4-2, Fig.4-3に示す。Fig.4-2は、Aキャビティ、Fig.4-3は、Bキャビティについての結果であり、吹き込み圧は、共に0.5MPaである。写真において、濃淡の濃い部分は、型砂の充填密度が疎であり、淡い部分は密である。

Fig.4-2をみると障害物の上に、第3章で考察した境界線<sup>30)</sup>が発生していることがわかる( $g, h$ )。これは、障害物の上に堆積する型砂と底部に向かう型砂とが分かれる際に、この位置に堆積している型砂にせん断、削り取りの力がかかることにより発生する。

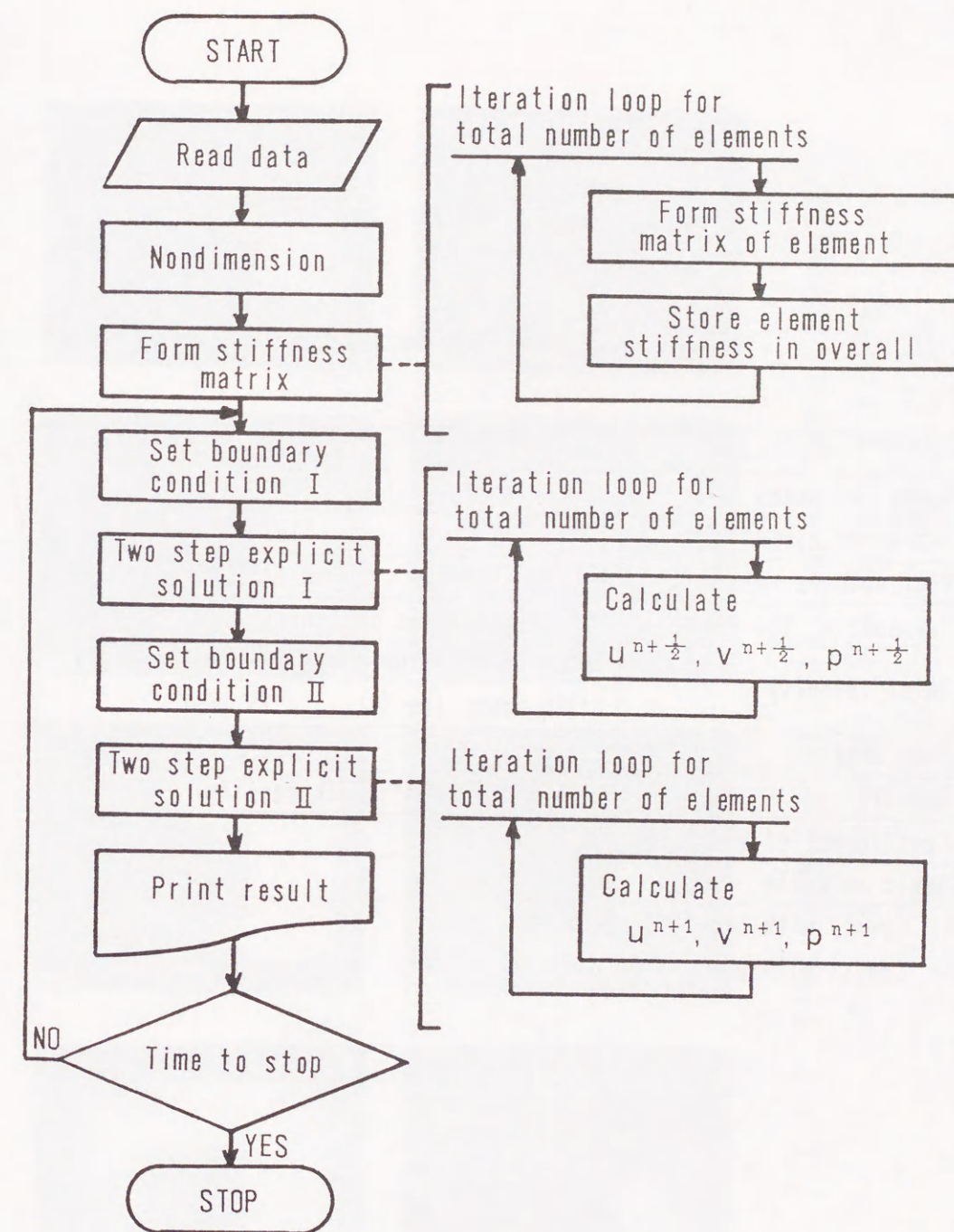


Fig. 4-1 Algorithm of flow analysis



Table 4-1 Simulation conditions

	Cavity A *	Cavity B **
Number of nodes	483	614
Number of elements	844	1102
Vent opening ratio	0.088 , 0.097	0.175 , 0.184
Pressure at the vent	P=0 (atmospheric pressure)	
Inlet velocity	Velocity distribution with 1/7th power law ( $v_{max} = 15$ m/s)	
Time step	$10 \mu s$	
Density	$1.39 \times 10^3$ kg/m <sup>3</sup> (bulk density)	
Coefficient of viscosity	60.0 Pa·s	
Sonic velocity	3.3 m/s	

\* Cavity with box-type obstacle

\*\* Cavity with plate-type obstacle

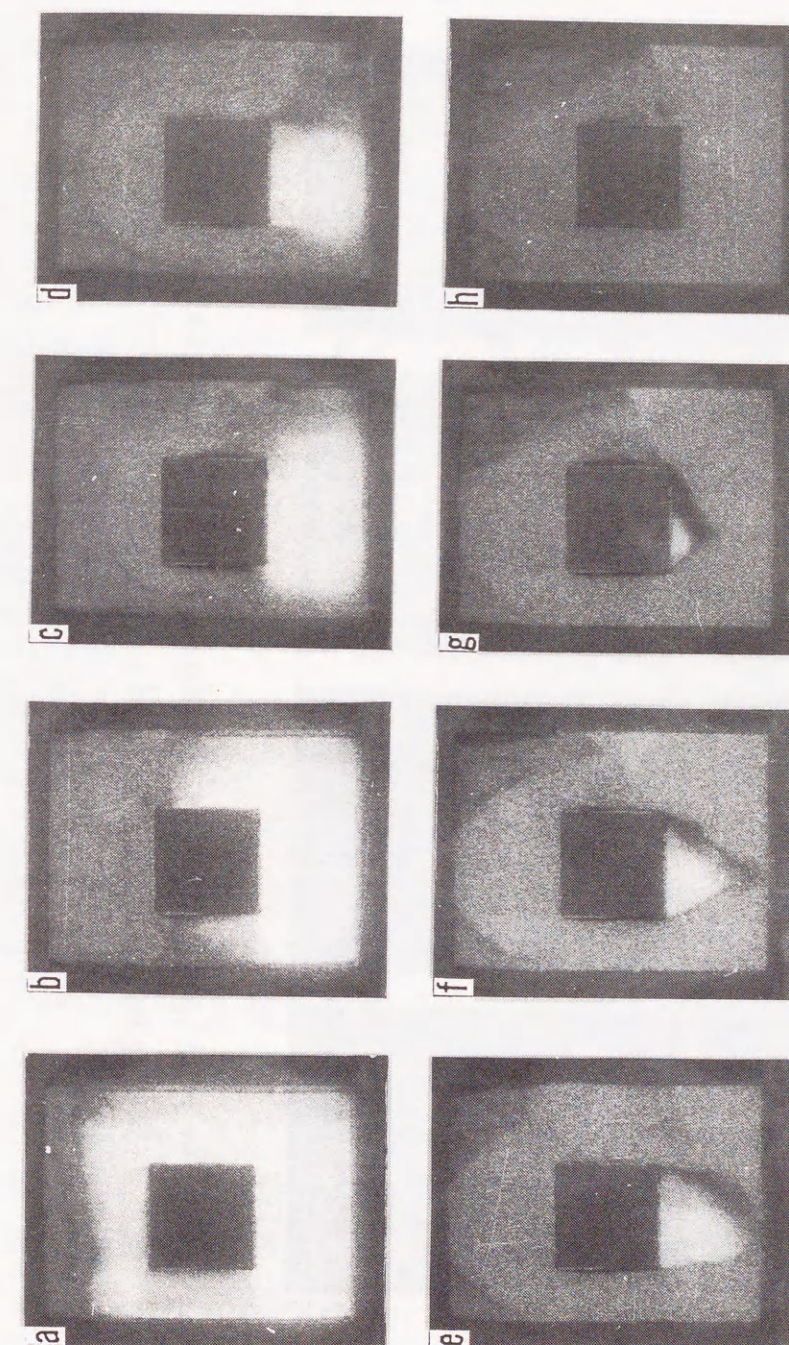


Fig. 4-2 Flow behavior of mold sand in the cavity with box-type obstacle (blow pressure 0.5MPa)

a:13.5ms b:17.5ms c:20.5ms d:22.5ms  
e:27.5ms f:29.5ms g:31.5ms h:36.5ms



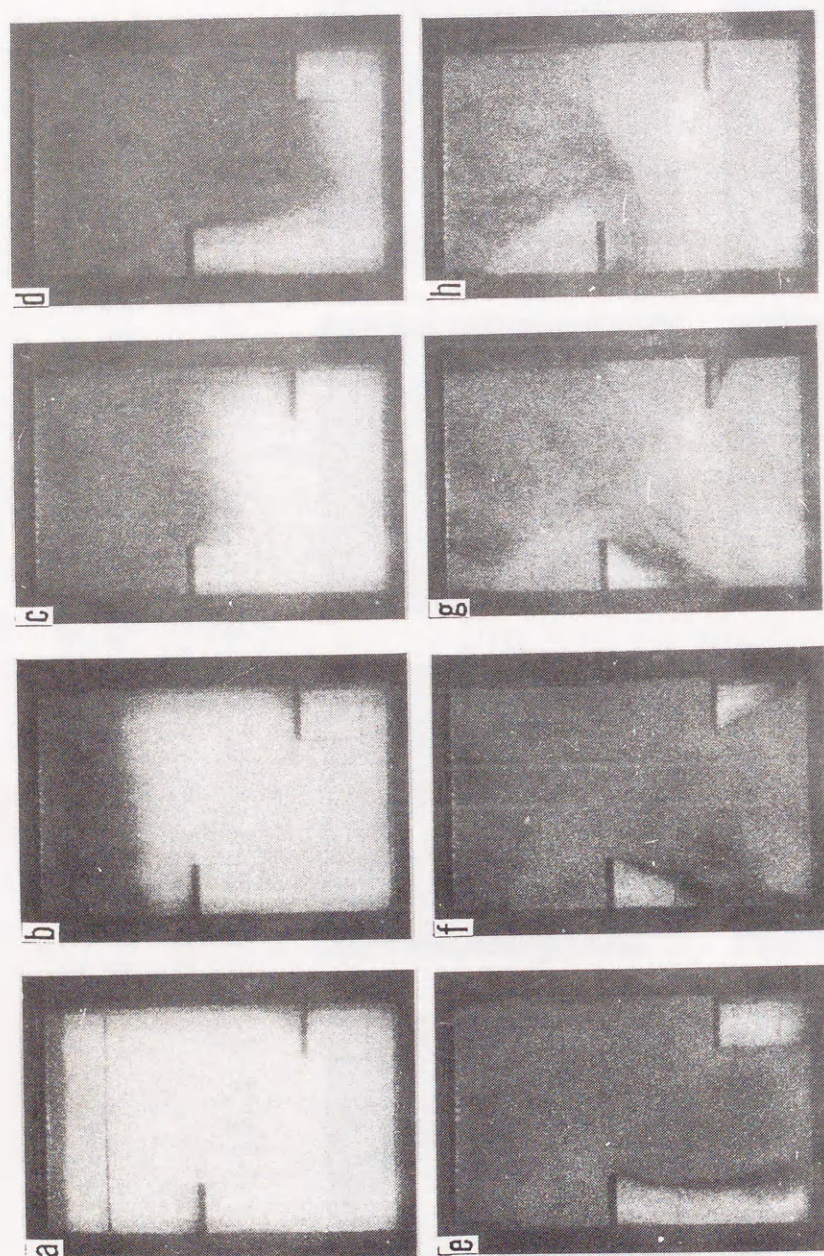


Fig. 4-3 Flow behavior of mold sand in the cavity with plate-type obstacle (blow pressure 0.5MPa)

a: 10ms    b: 15ms    c: 18ms    d: 21ms  
e: 27ms    f: 30ms    g: 33ms    h: 37ms

この点については、第3章で考察したので、ここでは省略する。

まず、Aキャビティにおける型砂の流動について考察する。ブローホールに対しほぼ水平に噴出した型砂は、まず障害物の上に堆積する。さらに障害物の上では円弧状の堆積層（すでに堆積している型砂の影響で、圧縮されながら流動していると考えられる）を形成し、型砂はこれを介して障害物左右に分流し、キャビティ下部へと流動していく（c, d）。下部に向かった型砂は、直接、障害物下には回り込まず、底部に衝突した型砂の影響を受け、徐々に回り込み合流する（e, f）。このとき、障害物下には未充てん部があり、時間の進行と共に、未充てん領域は減少していく。これと並行して、底部両隅より型砂の圧縮、つき固めが行われていることが写真の濃淡比較よりわかる。この型砂の合流した位置においては、境界線のような特筆すべき挙動はみられない。また、型砂の充てんは、約35msで終了しており、この後の時間では、流気エネルギーによるつき固めが行われていると考えられる。

次に、Fig. 4-3のBキャビティについて考察する。この撮影においては、ブローホールから噴出した直後の流動状態を観察するために、ブローホールとキャビティとの区間（Fig. 2-5におけるキャビティ上部の22mmの区間）も撮影できるように改良したキャビティを用いた。aにおいて上部に直線が薄くみられるが、これが上述のキャビティ領域と助走区間との境の線である。型砂は、左の邪魔板上および右の邪魔板上に開放されているベントの影響を受け、側壁近くの型砂が、やや速く進行している（b, c）。また左右の邪魔板の影響で、型砂のフロンライン形状は種々に変化しながらも、型砂は、ほぼまっすぐに底部に衝突し、直接、邪魔板下の領域に流動する型砂はみられない（c～e）。その後、引き続いて流れてくる型砂の作用を受け、底部より邪魔板下部まで順次充てんされる（f～h）。この充てん過程と同時に、邪魔板の上の領域、および底部から上部にかけて型砂のつき固めが進行していることが、写真の濃淡を比較することによりわかる。また、約37msで型砂の充てんは終



了しており，以後は，流気による型砂のつき固め状態に移行すると考えられる。

いづれのキャビティにおいても脈動噴出など，型砂の不均質な流れは観察されず，ほぼ均質濃度で流動していると考えられる。以上のように，ブローイング造型では，型砂の充てんと圧縮，つき固めがほぼ同時に進行していることがわかる。すなわち，型砂の流れが，直接鑄型性状に影響を及ぼしているといえる。そこで次に，最適なキャビティ設計や造型を行うために必要であると考えられる型砂の流れを 4.2 節に示したモデルに基づいた数値計算により把握することを試みた。

#### 4.3.2 計算結果および考察

均質混合モデル，および Table 4-1 の条件において得られた計算結果，速度ベクトルの一部を Fig. 4-4，Fig. 4-5 に示す。Fig. 4-4 は，A キャビティ，Fig. 4-5 は，B キャビティの結果である。また解析域は，前述の型砂の助走区間 22mm を含めた 90×142mm の 2 次元平面である。図中の破線が，助走区間とキャビティとの境界を示している。

Fig. 4-4 をみると，流れは，障害物によって左右に分けられ，まっすぐ底部に向かって流れていることがわかる（a～c）。また時間の進行にともない，障害物上部の流れは弱くなり，底部に衝突した流れは，徐々に障害物下の領域に移行していく（d，e）。なお，型砂を考えない空気流のみの解析<sup>28)</sup>を適用した場合も行ったが，このときの障害物によりはく離れた流れは，底部に向かうものと直接障害物下のベントに向かうものとの 2 者があった。今回 Fig. 4-4 に示したような結果となったのは，均質混合モデルによる混相流解析を行ったためであり，Fig. 4-2 の写真と比較すると型砂の流動挙動は，ほぼ一致していることがわかる。また 48ms 以降の計算では，流れに差異はみられず，ほぼ定常流に至ったと考えられる。

次に，Fig. 4-5 の B キャビティについて考察する。流入した流れ

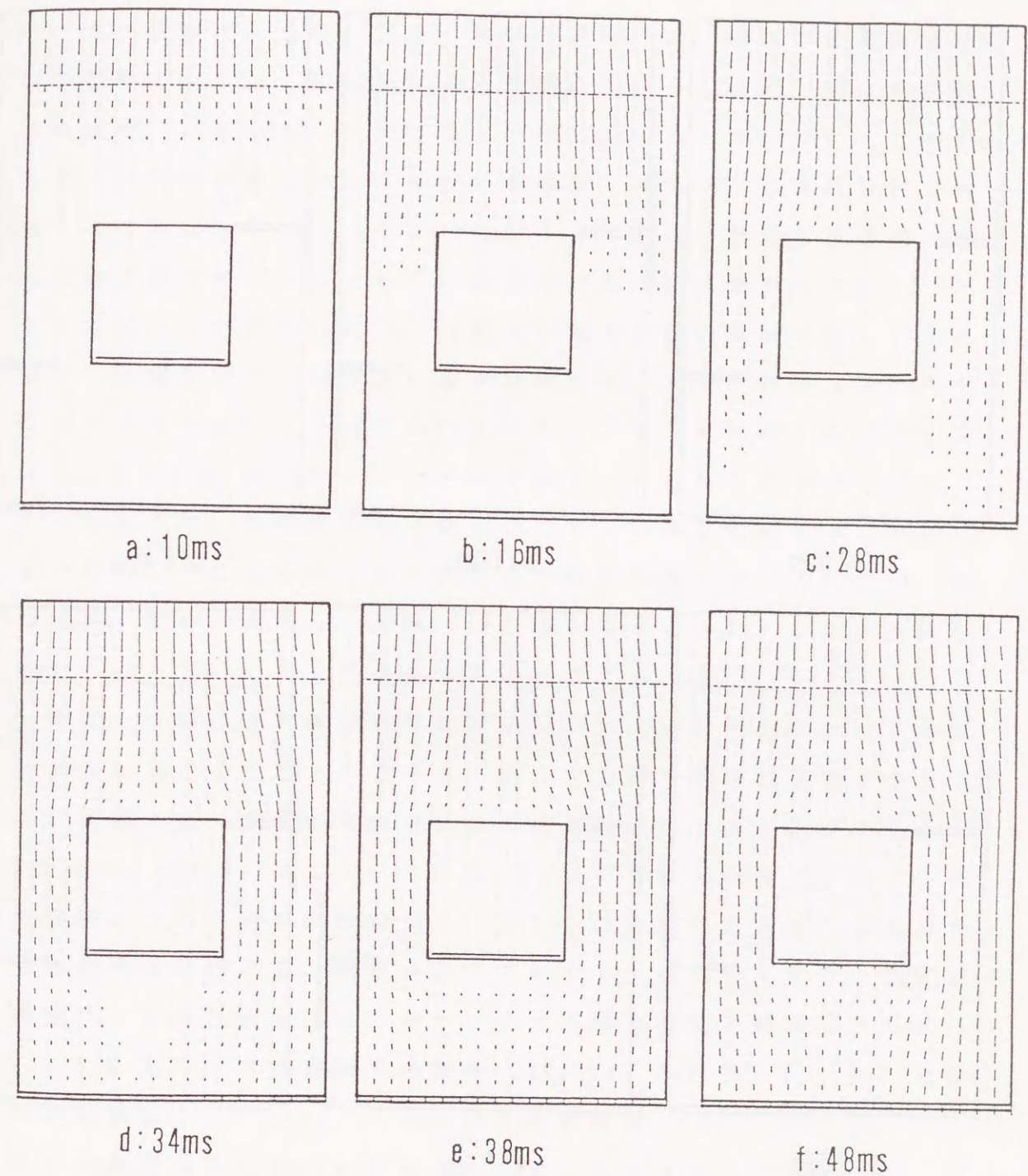


Fig. 4-4 Simulation result for the cavity with box-type obstacle



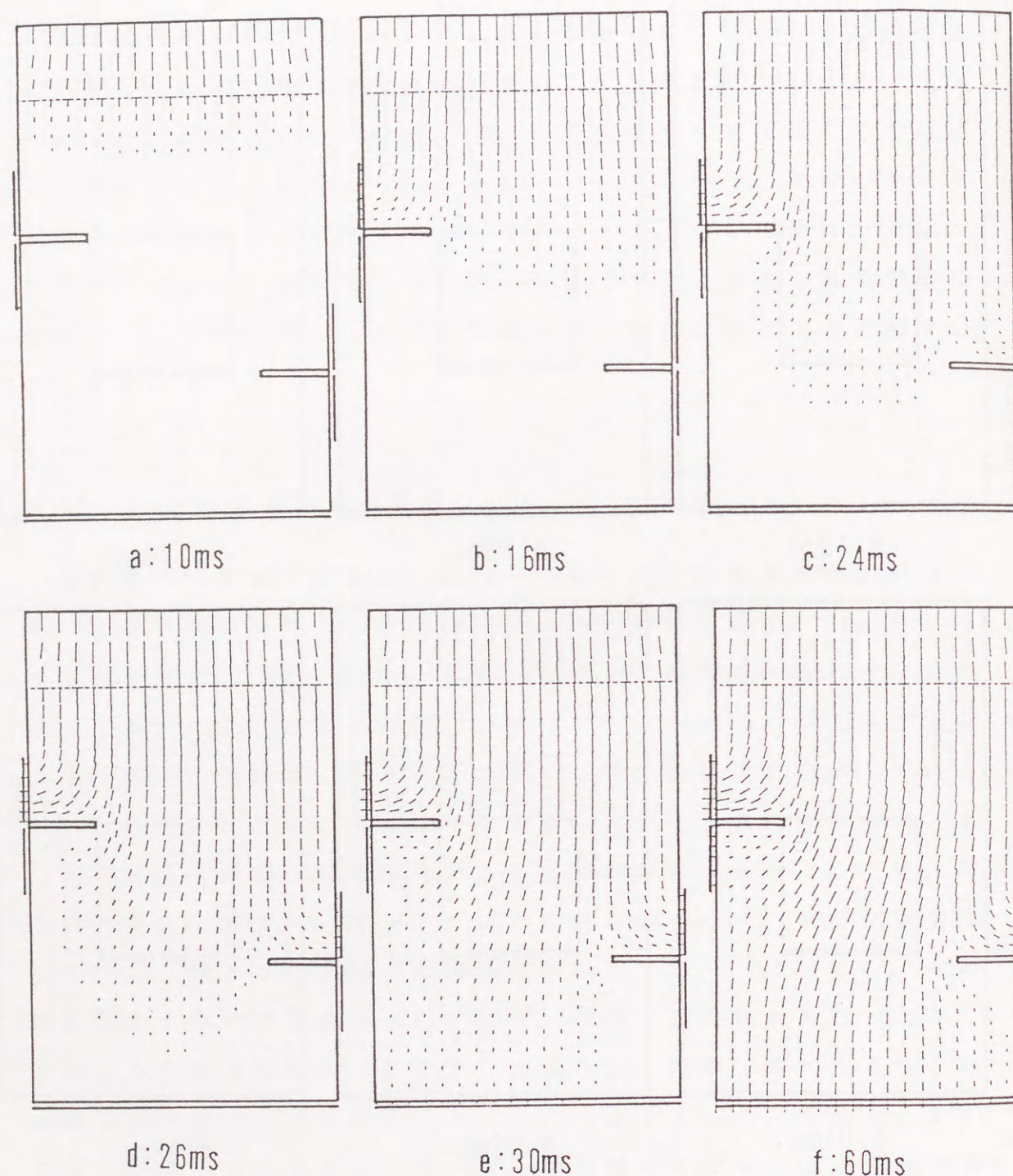


Fig. 4-5 Simulation result for the cavity with plate-type obstacle

は、邪魔板により、その上のペントに向かうものと底部に向かうものとに分けられることがわかる (b, c)。また、左の邪魔板下のペントに直接向かう流れが少しみられるものの、流れの主流は邪魔板の影響を受け少し蛇行しながら底部に向かっており、型砂の流れの外観は、ほぼ Fig. 4-3 の写真と一致している (b ~ d)。しかし、計算では 60ms 以降になっても右の邪魔板下の未充てん域に流れが到達することはなかった (f)。このような写真と異なる現象は、今回の均質混合モデルによる混相流解析のみでは説明できない。すなわち実プロセスでみられる、邪魔板の上や底部に逐時堆積してくる型砂の影響を受けて回り込むような流れは、今回の計算方法のみでは説明ができないことが示されている。この点を解消するには、第 3 章、3.4 節のブローイングシミュレーションのアルゴリズムで示したように、短時間刻みで型砂の充てん挙動を追跡することが必要である。すなわち時々刻々と変わる境界条件を取り入れつつ、流れ解析、型砂の充てん、圧縮、つき固めのシミュレーションを繰り返して行っていくことが必要であると考えられる。

次に、今回の流れ解析をブローイングシミュレーションのアルゴリズムに適用することができるのか、すなわち型砂のフロントライン、到達時間の説明が可能であるかの判断を行った。比較の図を、Fig. 4-6, Fig. 4-7 に示す。これは、今回の均質混合モデルによる流れ解析を行って得られた結果と、光センサを用いた実験で得られた型砂の到達時間とを、測定点別にプロットしたものである。測定点番号は、図中に示すようにキャビティ上部より横に順にとってある。Fig. 4-6 をみると障害物下の領域 (56, 65, 74) で、Fig. 4-7 では左の邪魔板下 (35, 44)、および右の邪魔板下 (77, 86, 95) で、型砂の到達時間に差がみられる。前述したように、この領域は、実プロセスでは、すでに堆積している型砂の影響を受けて型砂が充てんするような位置であり、今回の流れ解析のみでは、この現象を考察することができないために現れる結果である。しかしながらその他の点では、型砂の到達時間は実験結果とほぼ同傾向を示しており、



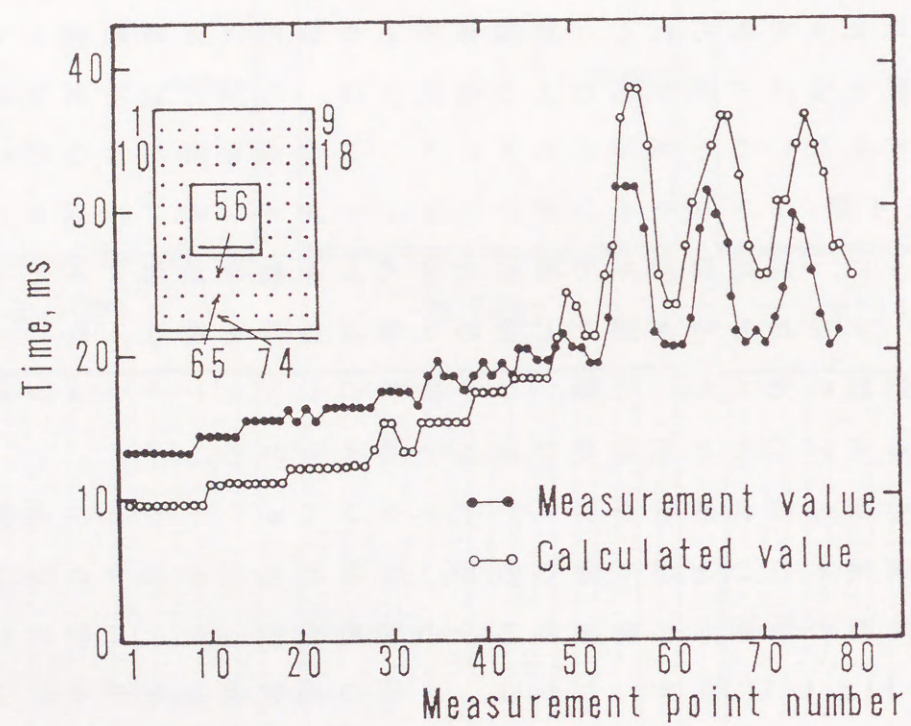


Fig. 4-6 Comparison of sand flow arrival time between the experiment and the simulation (cavity with box-type obstacle)

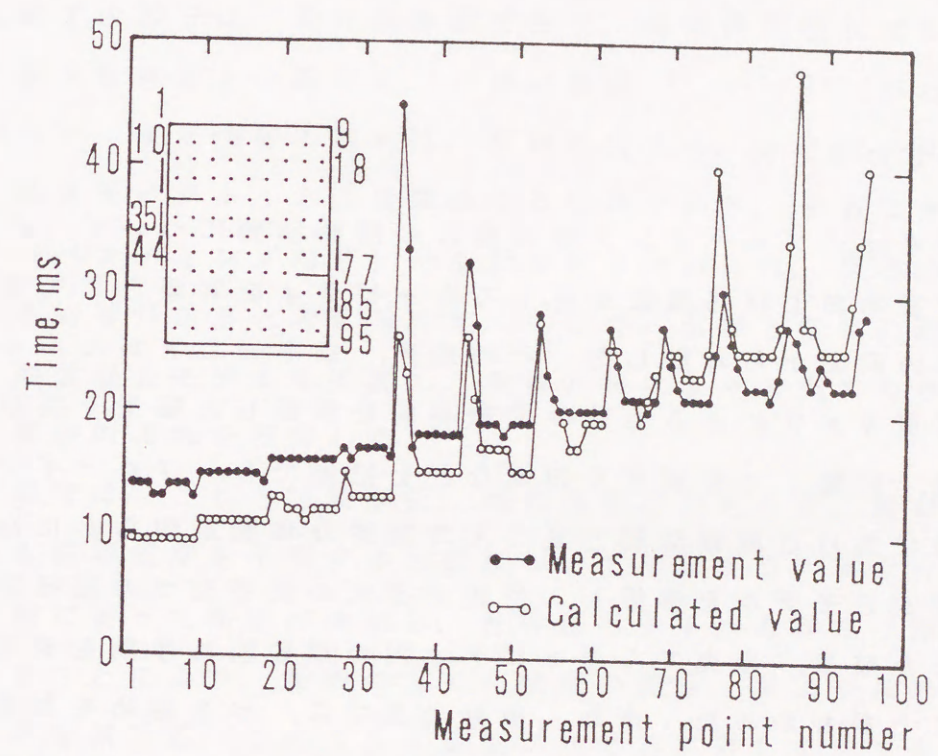


Fig. 4-7 Comparison of sand flow arrival time between the experiment and the simulation (cavity with plate-type obstacle)



実プロセスの型砂の流れをほぼ説明できることがわかった。

以上より、今回のペントを含むキャビティに対する解析方法は、堆積砂層もペント開口部と同様に、通気抵抗として統一的に扱うことにより、時々刻々と変化する型砂の境界条件を取り込むことが可能であり、ブローイングシミュレーションのアルゴリズムに十分適用できると考えられる。これを実際に適用し、型砂の充てん、つき固めの解析を行った結果は、次章で述べる。

#### 4.4 本章のまとめ

この章では、ブローイング中の型砂の流動挙動について、内部に箱型の障害物および邪魔板を有するキャビティを対象として実験、数値計算の両面から考察した。その結果、以下のことがわかった。

- 1) 高速度カメラによる型砂の流動挙動を撮影した結果、型砂流動領域、圧縮、つき固まり領域などを把握でき、ブローイング造型時における型砂流動と充てんの動的な挙動が明らかになった。
- 2) 均質混合モデルを構築し、型砂-空気の混相流での数値計算を行った結果、未充てんキャビティ内の型砂流れ挙動を説明できることがわかった。また、型砂の充てん、つき固めを加味することにより、最適なキャビティ設計を行うためのプロセスモデル（ブローイング造型シミュレータ）への展開が可能であることが示唆された。

## 第5章 造型性状の予測シミュレーション

### 5.1 はじめに

これまで、ブローイング造型の最適化をはかることを目的とした、型砂の造型機構や流動挙動解明のための特性解析<sup>27)・30)・31)・34)</sup>を行ってきた。その結果、ブローイング造型において鑄型硬度に影響を及ぼす主因子は、最大粉体圧であり、最終鑄型性状である鑄型硬度と最大粉体圧との間には、一律の関係<sup>27)・30)・31)</sup>があることがわかった。また型砂の流れは、型砂の充てん、つき固めに影響を及ぼす粉体圧ベクトルと直接関係する要因であり、最適なキャビティ設計（ベンディングなど）や造型を行うためには、型砂の流れを把握する必要があると考えられた。そこで、型砂と空気の混相流体に対し均質混合モデルを提案し、数値計算により未充てんキャビティ内の型砂の流れを把握した<sup>34)</sup>。

この章では、これら実験解析、混相流解析をもとに、最終鑄型性状である鑄型硬度を予測する方法について検討する。すなわち混相流の流れに従って型砂が堆積し、粉体圧ベクトルの作用で型砂がつき固まることにより、型砂の充てん状況の把握、および最終鑄型性状の予測を試みる。このように造型プロセスに対して充てんとつき固め双方を同時に把握しようとする数値解析は従来例がない。またこの方法を用いれば、ブローイング造型のみならず粉粒体を取り扱う類似のプロセスにおいては、数値解析により粉粒体の挙動把握ができるため、最適操業を行うための条件設定などに有益な知見を与えられられる。なお対象キャビティは、第4章と同じくA、Bキャビティとする。



## 5.2 シミュレーションモデルの構築

最終鑄型性状を予測するためのシミュレーションモデルは、第3章で提案<sup>31)</sup>したものである。そのアルゴリズムをFig. 5-1に示す。流れは以下のようにになっている。

### (1) 衝撃エネルギーに基づく造型シミュレーション

ブローイング期間を数段階に分割して実行する。

1. 未充てんキャビティ内の流れ解析（型砂速度の計算）
2. 型砂の分配、堆積
3. 型砂のつき固め解析（型砂速度より求めた衝撃エネルギーに起因する粉体圧による型砂の圧縮変形）
4. 型砂の充てんが終了するまで1～3の繰り返し

### (2) 流気エネルギーに基づく造型シミュレーション

1. 充てん砂層内の流れ解析（空気圧の計算）
2. 型砂のつき固め解析（空気圧より求めた流気エネルギーに起因する粉体圧による型砂の圧縮変形）
3. 型砂の変形が終了するまで1～3の繰り返し

上記の順に従い数値解析を行い、最終鑄型性状の予測を行う。まずそれぞれの解析方法について述べる。

## 5.3 シミュレーション方法

### 5.3.1 未充てんキャビティ内の流れ解析

(1)-1の未充てんキャビティ内の流れ解析手法は、第4章で述べた解析方法<sup>34)</sup>と同じであるので、ここでは省略する。

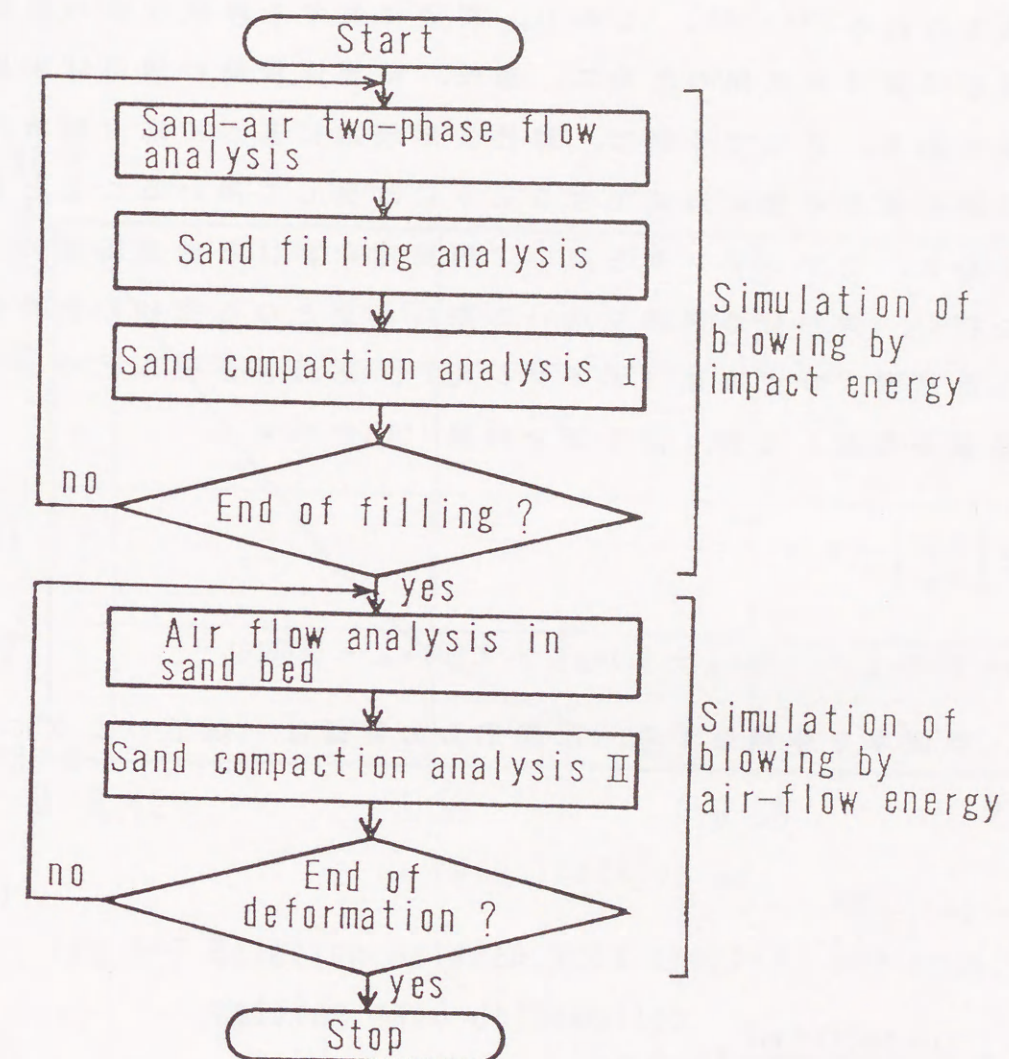


Fig. 5-1 Blowing simulation algorithm



### 5.3.2 砂層のつき固め解析

型砂の圧縮過程における変形挙動は、砂層の特性が応力に応じて非線形に変化するため、塑性、粘弾性材料として取り扱う必要があると考えられる<sup>35), 36)</sup>。しかし、型砂に対する降伏状態の判断や降伏判定係数等が未知のために、塑性、粘弾性理論の適用は困難な面が多々ある。そこで今回は、弾性変形理論に基づく応力解析<sup>37)</sup>を、型砂の変形挙動を追跡できるように改良して用いることとした。そのために、まずシリンダを用いて円筒形における砂層圧縮の予備実験を行い、弾性変形理論を用いる際に必要となる型砂の特性値を調査した結果、ひずみ比（ポアソン比）、応力とひずみについて以下の関係を得た。なお、記号表を付録（1）に示す。

$$m = \left| \frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_z} \right| = 0.24 \quad (5-1)$$

$$\sigma_z = 49.8 \varepsilon_z^4 + 7.30 \varepsilon_z^3 + 0.38 \varepsilon_z^2 + 0.009 \varepsilon_z + 0.00008 \quad (5-2)$$

また、空隙率と体積ひずみ、圧縮応力の関係は、以下のように表現できる。

$$\omega = 1 - \frac{1 - \omega_0}{1 + \varepsilon_v} \quad (5-3)$$

$$\varepsilon_v = \frac{(1-2m)(1+m)}{E} (\sigma_y + \sigma_z) \quad (5-4)$$

この結果をもとに、弾性変形理論における変形係数（ヤング率に相当）を砂層空隙率の関数として表現する。得られた空隙率と変形係数との関係をFig. 5-2に示す。図より空隙率が大きいたまは、変形係数が小さいため弱い力でも型砂は圧縮変形、すなわちつき固まるのに対し、逆に空隙率が小さくなると大きな外力が加わらないと変形しないことがわかる。

次に、つき固め解析における計算のフローをFig. 5-3に示す。図

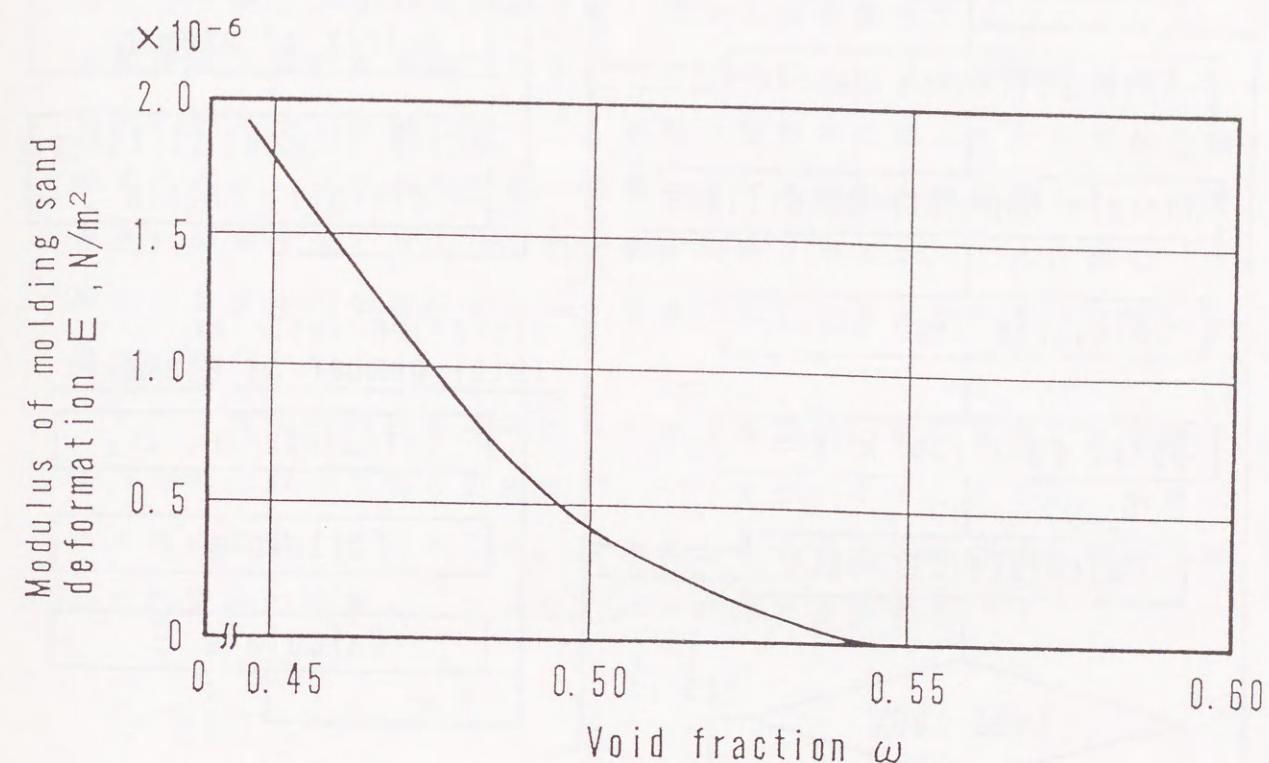


Fig. 5-2 Relation between void fraction and modulus of molding sand deformation



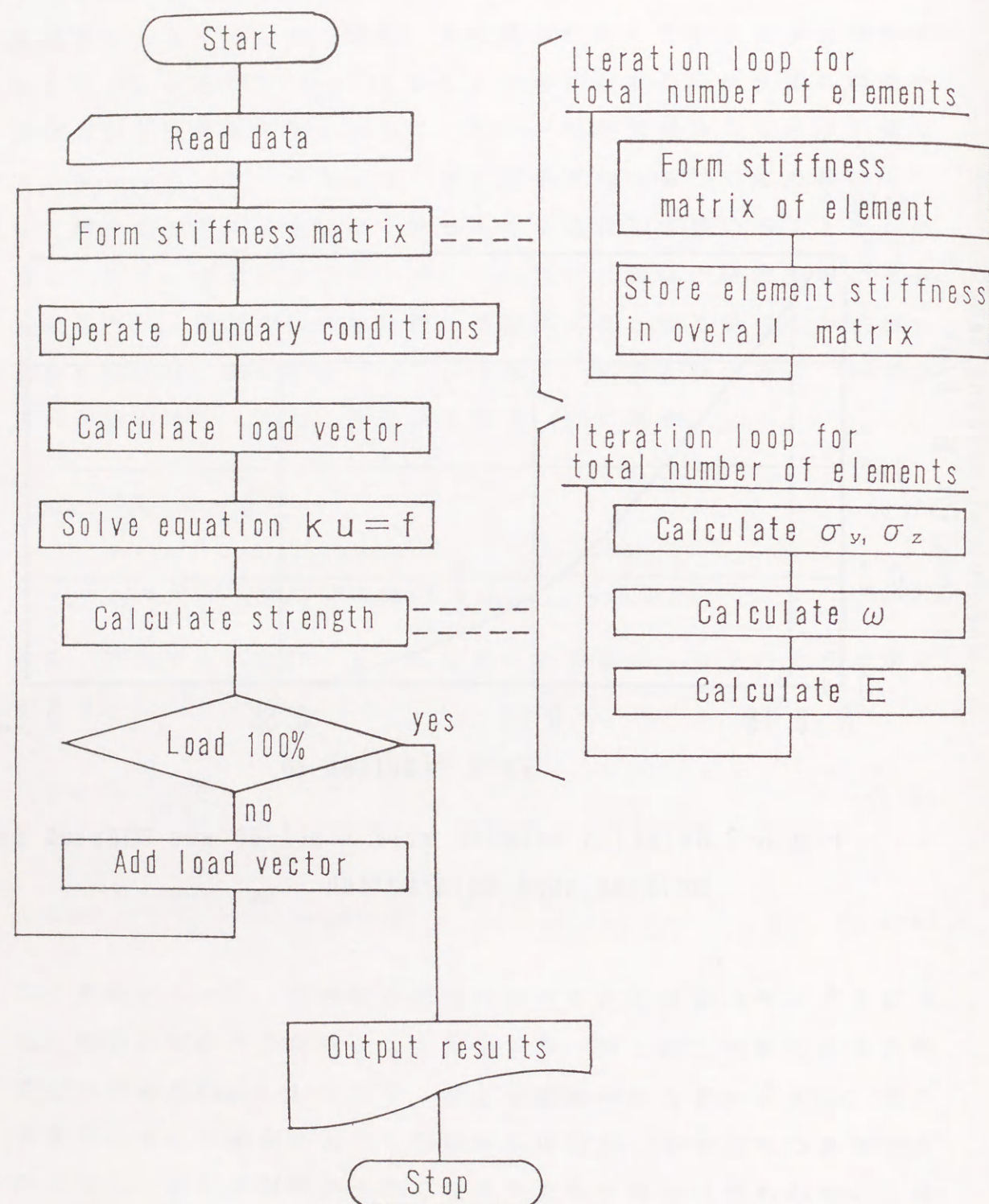


Fig. 5-3 Algorithm of sand compaction analysis

において特徴的な点は、荷重を分割することである。すなわち、初期の砂層空隙率は大きく（変形係数は小さい）、変形し易いために一度に大きな荷重を加えると大変形を起こす危険がある。これは、ある空隙率をもつ砂層に対して臨界応力を越える力が加わることであり、弾性変形から塑性変形に移行することを意味する。この現象は、塑性・粘弾性材料に対し弾性変形解析を用いたために起こり得ることである。また実現象では、粒子本体が変形するのではなく、空隙率が減少する挙動である。このために、荷重を数回に分割し、Fig. 5-2 に示す曲線に沿って、砂層の空隙率に応じて変形係数を随時変化させ、空隙率の変化、砂層の充てん挙動を追跡する。この際、荷重の分割方法、および分割回数が問題となるが、これに関しては数回のモデル的な解析を行い、最適であると考えられるパターンを選出した\*。

また、砂層のつき固めを行うときの外力は、解析結果より型砂圧縮作用の主因子である粉体圧<sup>27), 31)</sup>を用いることとする。衝撃エネルギーに起因する粉体圧は、未充てんキャビティ内の流れ解析で得られた型砂の流速  $u, v$  より、以下の式で算出する。

$$\left. \begin{aligned} P_y &= \frac{1}{0.073} u (u^2 + v^2)^{\frac{1}{2}} \\ P_z &= \frac{1}{0.073} v (u^2 + v^2)^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (5-5)^{**}$$

\* 分割方法は指数関数的な増分をもつ分割とし、分割回数は回数の増加と共に変形量は減少し12回以上で一定となったため、安全を見越して15回を採用した。

\*\*  $1/0.073$  は、前報<sup>27), 31)</sup>での衝撃力による砂層変形実験で明らかになった速度と粉体圧との換算係数である。



流気エネルギーに起因する粉体圧は、次節に示す充てん砂層内の流れ解析で得られた空気圧を用いて差圧として算出する。ここで圧力を算出するための解析手法は、後述するように差分法であるため、各格子点で空気圧が得られる。よって、 $(i, j)$  点における粉体圧は、上下、左右の差圧として以下の式により求める。

$$\left. \begin{aligned} P_y &= P_{ai-1,j} - P_{ai+1,j} \\ P_z &= P_{ai,j-1} - P_{ai,j+1} \end{aligned} \right\} \quad (5-6)$$

### 5.3.3 充てん砂層内の流れ解析

流気エネルギーに起因する粉体圧を求めるために (2)-1 の充てん砂層内の流れ解析では、圧力と流線を求める。基礎式は、2次元に拡張した Ergun<sup>38)</sup> の式と連続の式を基礎式として用いる。Ergun式の2次元への拡張に関しては、数件の報告<sup>39)-41)</sup> がなされているが、今回は流線方向について2次元に拡張する方法を採用する。

$y-z$  平面において流線方向に2次元に拡張した Ergunの式は、以下のようになる。

$$\left. \begin{aligned} -\frac{\partial p_a}{\partial y} &= f_1 G_y + f_2 G_y |G| \\ -\frac{\partial p_a}{\partial z} &= f_1 G_z + f_2 G_z |G| \end{aligned} \right\} \quad (5-7)$$

ここで、

$$f_1 = \frac{150(1-\omega)^2 \mu_a}{g_c \rho_a (\phi d_p)^2 \omega^3}, \quad f_2 = \frac{1.75(1-\omega)}{g_c \rho_a \phi d_p \omega^2} \quad (5-8)$$

である。流れ関数  $\phi$  を

$$G_y = \frac{\partial \phi}{\partial z}, \quad G_z = -\frac{\partial \phi}{\partial y} \quad (5-9)$$

と定義すれば、連続の式

$$\text{div}(\mathbf{G}) = 0 \quad (5-10)$$

を満足する以下の式が得られる。

$$\frac{\partial G_y}{\partial y} + \frac{\partial G_z}{\partial z} = 0 \quad (5-11)$$

流線は、(5-7)式を交差微分により  $p$  を消去して  $\phi$  に関する方程式を、また圧力は、 $G_y$ 、 $G_z$  の両方を満足する方程式として圧力に関する2次元の方程式  $\nabla^2 p_a$  に関する式を差分法により解く。

### 5.3.4 型砂の分配、堆積

衝撃エネルギーに基づく造形シミュレーション(1)-2においては、未充てんキャビティ内の流れ解析で得られた流速より、堆積砂層の表面直上の速度ベクトルで比例配分により型砂の分配を行う。本来、型砂の充てん、つき固めは連続的に行われているため、この回数が多いほど実現象に近づくはずである。しかし、計算時間の短縮等を考慮するとあまり多くすることは好ましくないと考えられる。そこで今回は、型砂の総量を8等分し、かつ型砂の堆積順序を考慮することにした。

また分配後、型砂の移動、飛ばされ、ずれを考慮するために、安息角を導入し、型砂の堆積形状が変化した後、圧縮変形(つき固め)解析を行う。今回対象とした型砂の特性値をTable 5-1に示す。

また最終的な出力としては、実験結果との比較を行うことを考慮し、予備実験により空隙率と鋳型硬度との関係を調査した。

$$H_B = 20.1 + 604.0\omega + 1058.7\omega^2 \quad (5-12)$$

この鋳型硬度  $H_B$  は、前報で使用したのと同じ硬度計を用いたとき得られる指数である。



Table 5-1 Characteristics of molding sand

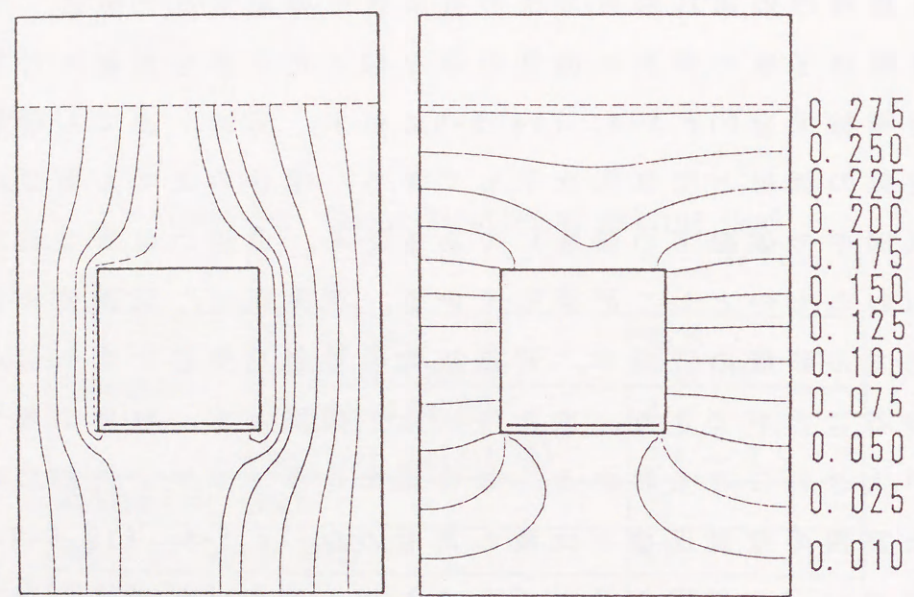
Component	Silica sand (Average diameter)	No. 6 (166 $\mu$ m)
	Na bentonite (%)	8
	Moisture content (%)	2.1 ~ 2.5
Moldability index		75
Angle of repose (deg)		43
Coefficient of wall friction		0.422

なお、未充てんキャビティ内の流れ解析、充てん砂層内の流れ解析、型砂のつき固め解析には、名古屋大学計算機センターのVP-200を使用した。

#### 5.4 充てん砂層内の流れ解析結果

充てん砂層内の流れ解析方法の有効性を確認するために、ブローイング実験終了後の砂層に流気のみを加えたときを対象に計算を行った。計算結果をFig. 5-4, Fig. 5-5に示す。図は、充てん砂層内を流れる空気の流線と空気圧を示してある。型砂の充てん領域は、90×120mm（図中の破線下の領域）であるため、破線の位置において流気圧が加わるものとして計算している。流気圧は、実測値を用いた。図より充てん砂層の空隙率、邪魔板等の影響を受けた空気流の流れ方向を知ることができる。また等圧線の間隔から、砂層上部での圧力降下が大きいこともわかる。この結果をキャビティ内部において測定した実測の空気圧値と比較したものをFig. 5-6, Fig. 5-7示す。実線は傾き 1.0の相間を示すものであり、破線は回帰式を示している。回帰式の相関係数は、それぞれ0.98, 0.97である。本研究での鋳型硬度予測の解析においては、この圧力をそのまま使用するのではなく、(5-6)式などにより求めた空気の差圧を流気エネルギーに起因する粉体圧として使用するため、差圧、すなわち回帰式の傾きが比較の対象となる。この回帰式の傾きは、それぞれ0.96, 0.90であり、1.0 とは若干の差はあるものの、ほぼ良好であると考えられる。よって、この流れ解析手法は、今回の鋳型硬度の予測解析に十分適用できると考えられる。



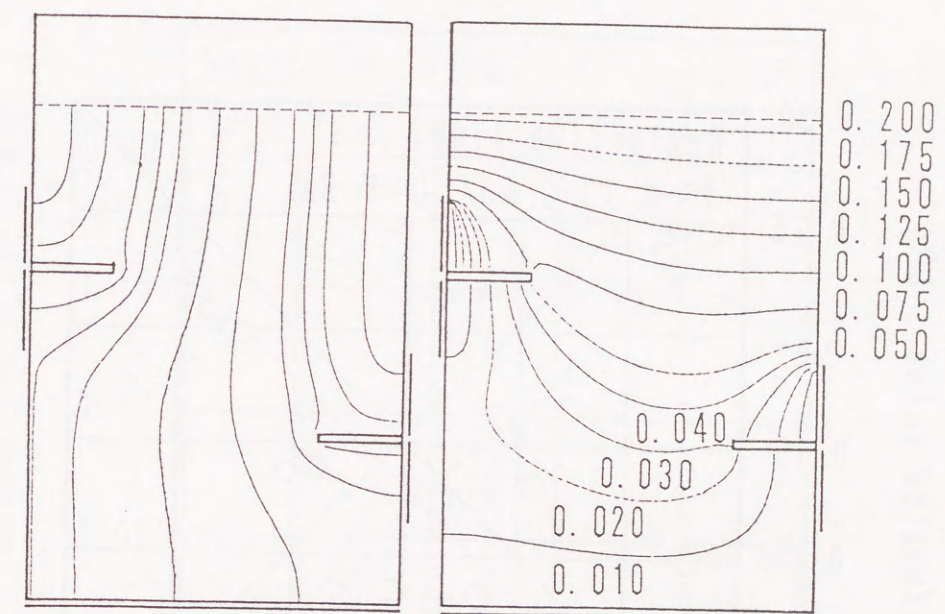


(a) Stream line

(b) Air pressure

[Unit:MPa]

Fig. 5-4 Simulation result for flow analysis in sand bed  
(Air-flow pressure 0.28MPa)  
(cavity with box-type obstacle)



(a) Stream line

(b) Air pressure

[Unit:MPa]

Fig. 5-5 Simulation result for flow analysis in sand bed  
(Air-flow pressure 0.21MPa)  
(cavity with plate-type obstacle)



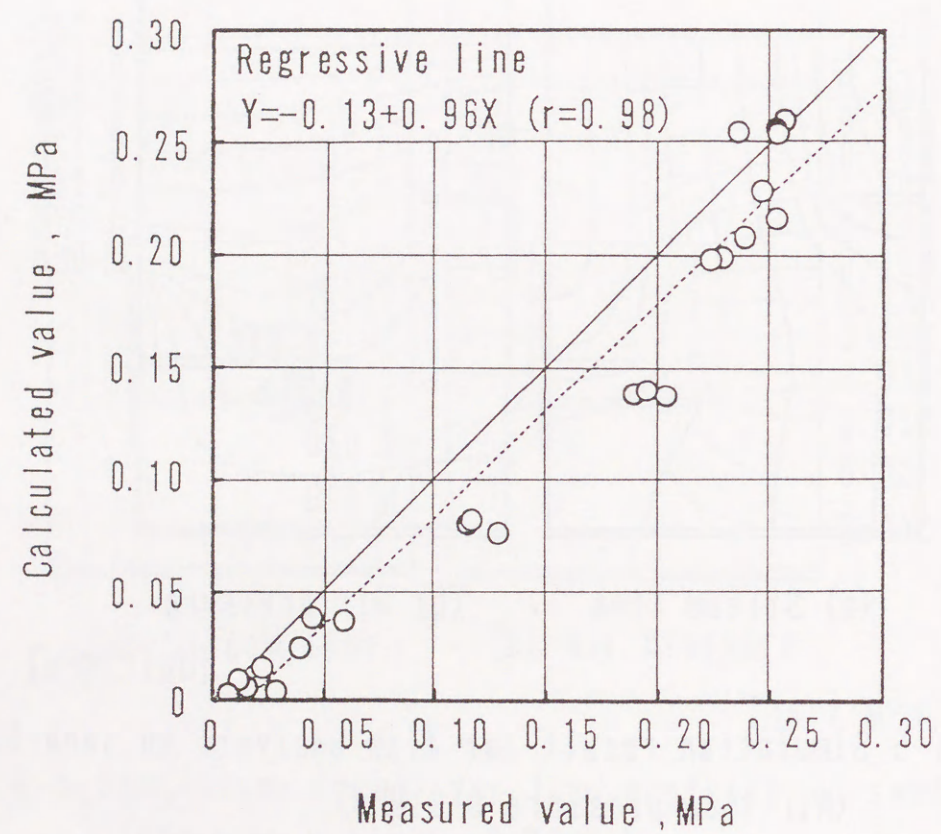


Fig. 5-6 Calculated and measured values of air pressure in sand bed (cavity with box-type obstacle)

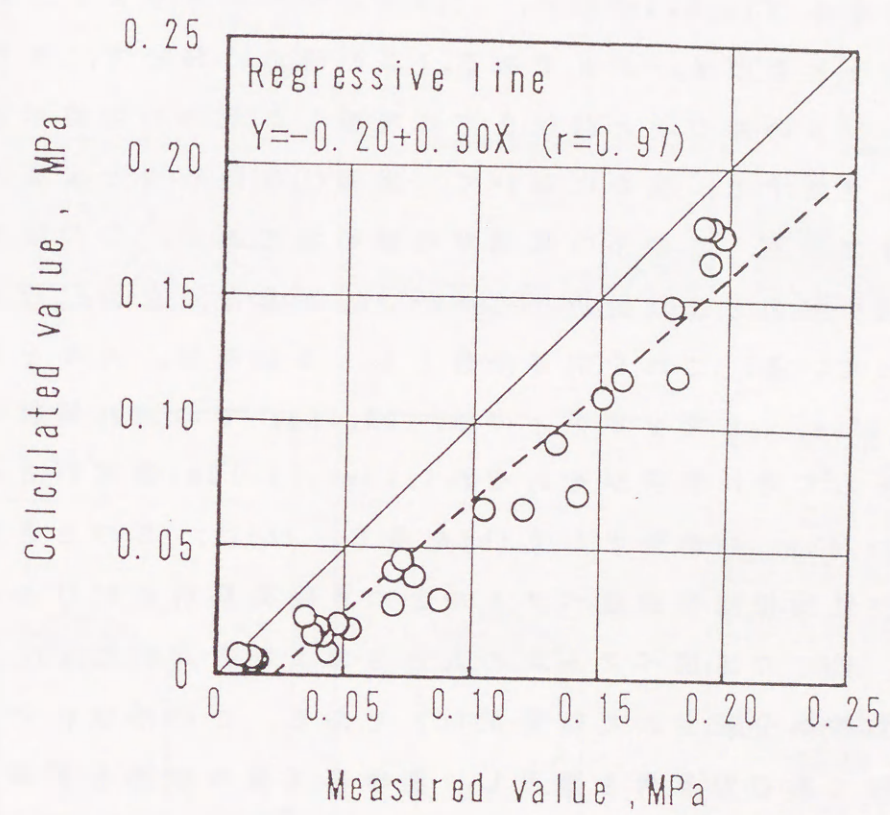


Fig. 5-7 Calculated and measured values of air pressure in sand bed (cavity with plate-type obstacle)



## 5.5 シミュレーション結果および考察

### 5.5.1 衝撃エネルギーに基づく造型シミュレーション

衝撃エネルギーに基づく造型シミュレーションの途中経過，Aキャビティにおける28.51msの結果をFig.5-8，Bキャビティにおける29.82msの結果をFig.5-9に示す。(a)は未充てんキャビティ内の流れ解析を行うときのメッシュである。この時点において，まだ開口しているベントの開口率と前回までに堆積した型砂の空隙率を境界条件として更新する。図中において，実線は堆積砂層と未充てん領域との境界であり，この下の領域が堆積砂層である。この砂層形状は，つき固め解析と流れ解析とでメッシュが異なるため，近似したものとなっている。これを境界条件とし，また前回，Aキャビティでは，27.48ms，Bキャビティでは，28.70msでの流れ解析の結果を初期値として流れ解析がそれぞれ1.03ms，1.12ms間実行され，

28.51ms，29.82msの結果として(b)を得る。(b)は，このとき得られた型砂と空気混相流の速度ベクトルとつき固め解析における堆積砂層である。(b)の速度ベクトルの大きさおよび方向に従い，比例配分により型砂が分配された結果が(c)である。この形状に対し型砂の堆積特性である安息角を適用し，型砂落下後の状態を要素分割した結果が，(d)である。すなわち(d)の堆積層は，自然充てん時の空隙率0.6をもって今回分配された型砂と，前回までのつき固めの結果生じた空隙率をもつ型砂で，構成されている。この砂層は，

(b)の速度ベクトルの結果を(5-5)式に代入して得られるつき固め力により変形される。つき固め終了後の砂層形状が(e)である。このように衝撃エネルギーに基づく造型シミュレーションは進行し，型砂の充てんが終了するまで続く。

型砂の充てん状況の時間変化をFig.5-10，Fig.5-11に示す。ここで各図は，Fig.5-8，Fig.5-9における(b)と(c)を合成したものに相当する。Fig.5-10のAキャビティの場合，型砂は，障害物により左

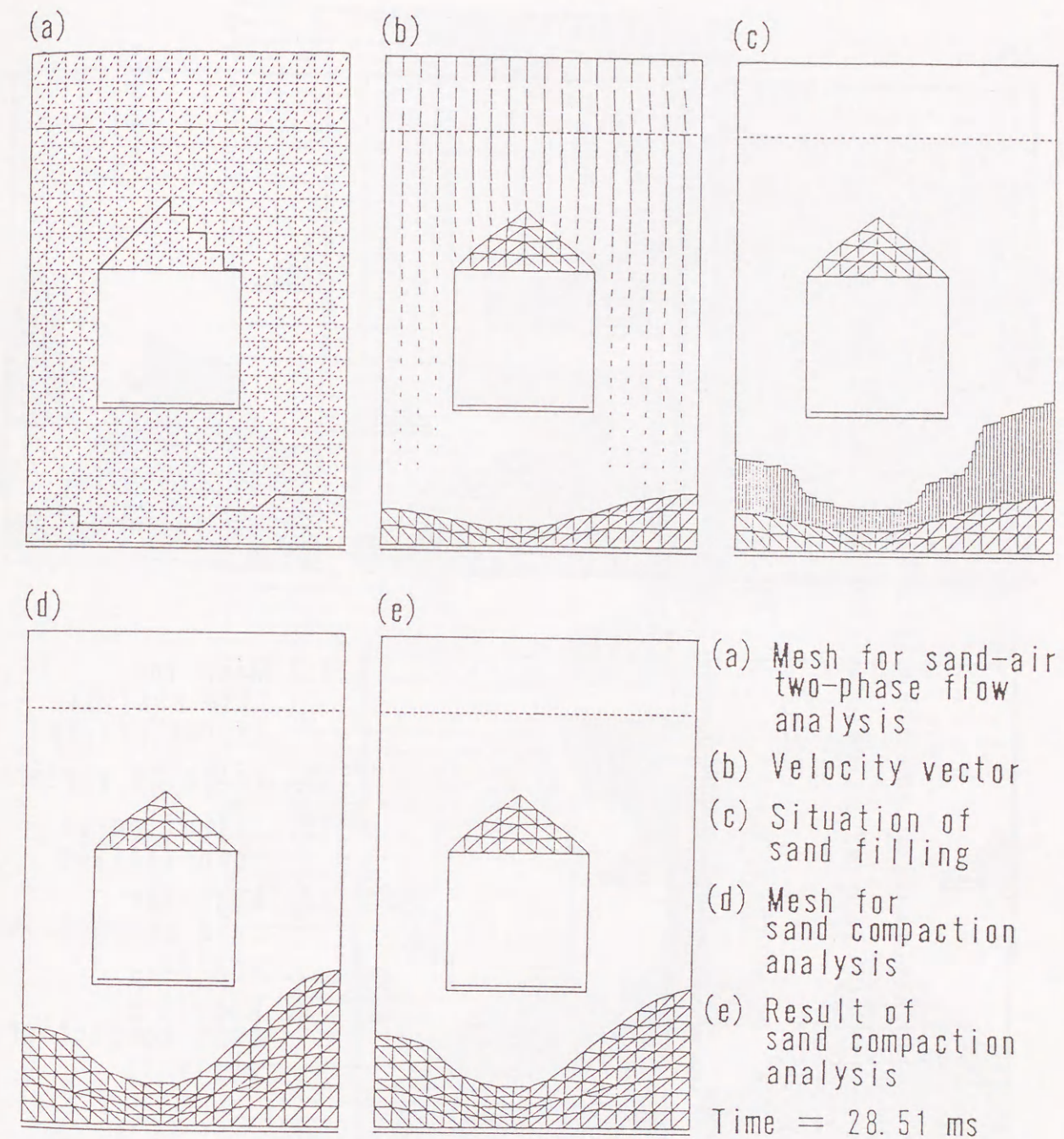


Fig.5-8 Results of blowing simulation by impact energy  
(Blow pressure 0.5MPa)



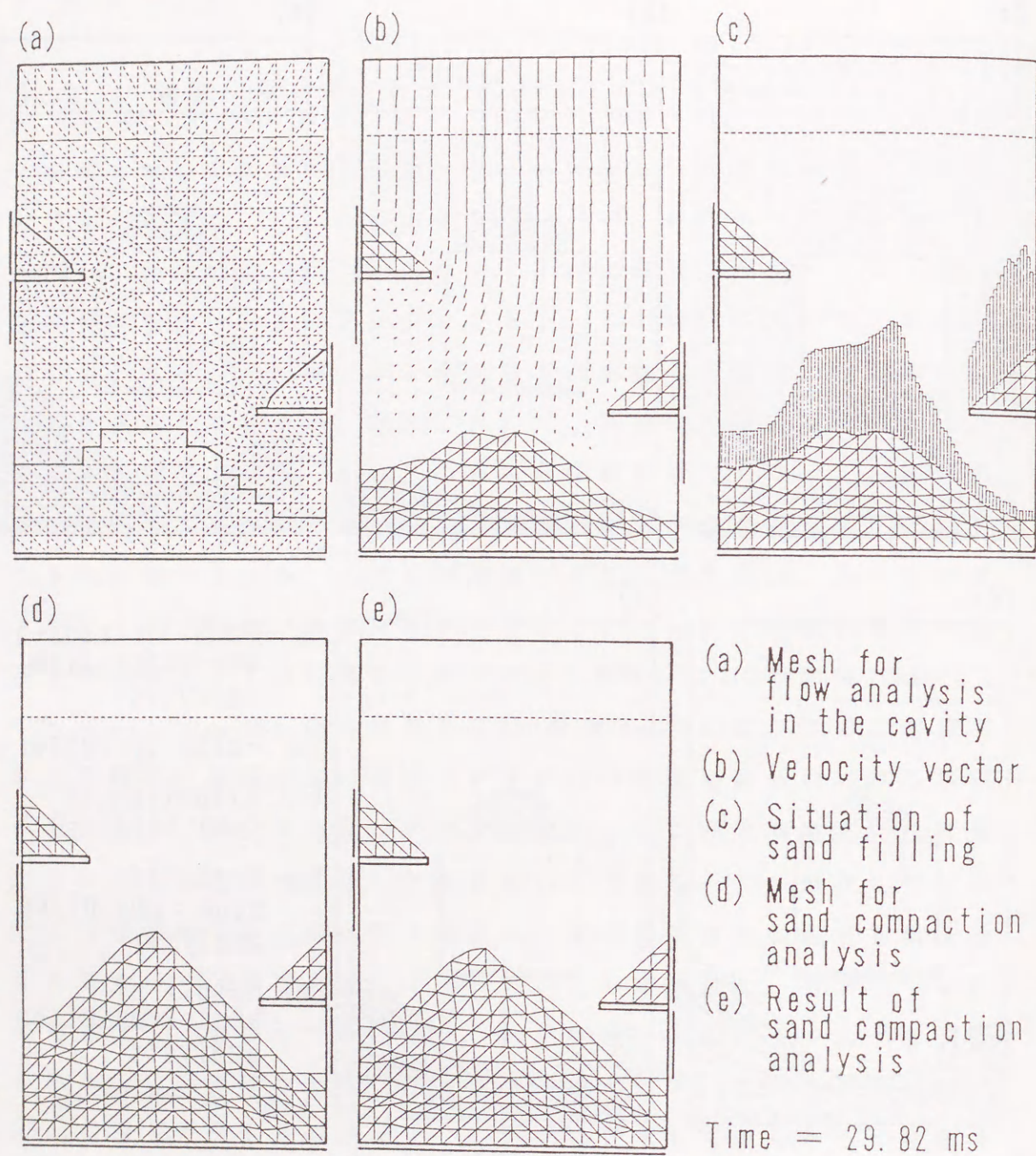


Fig. 5-9 Results of blowing simulation by impact energy  
(Blow pressure 0.5MPa)

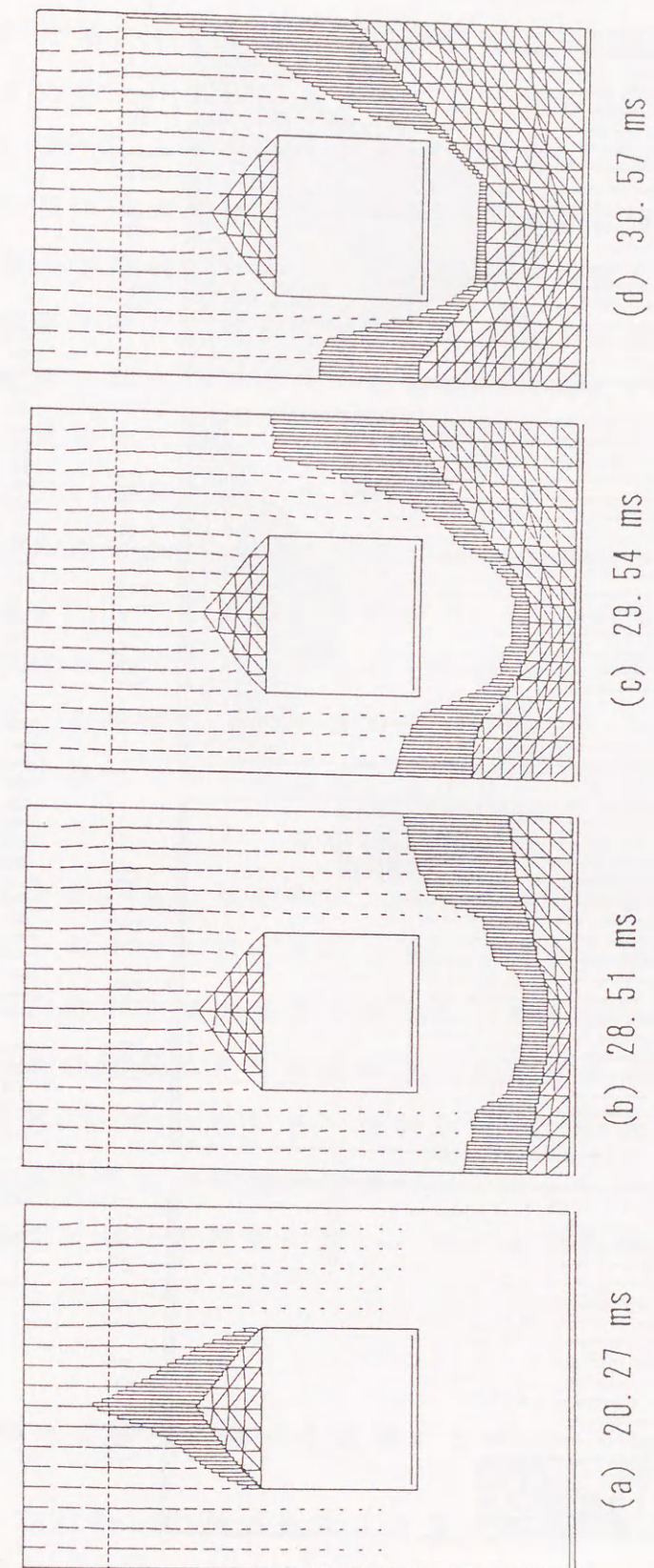


Fig. 5-10 Sand filling situation from the simulation  
(cavity with box-type obstacle)



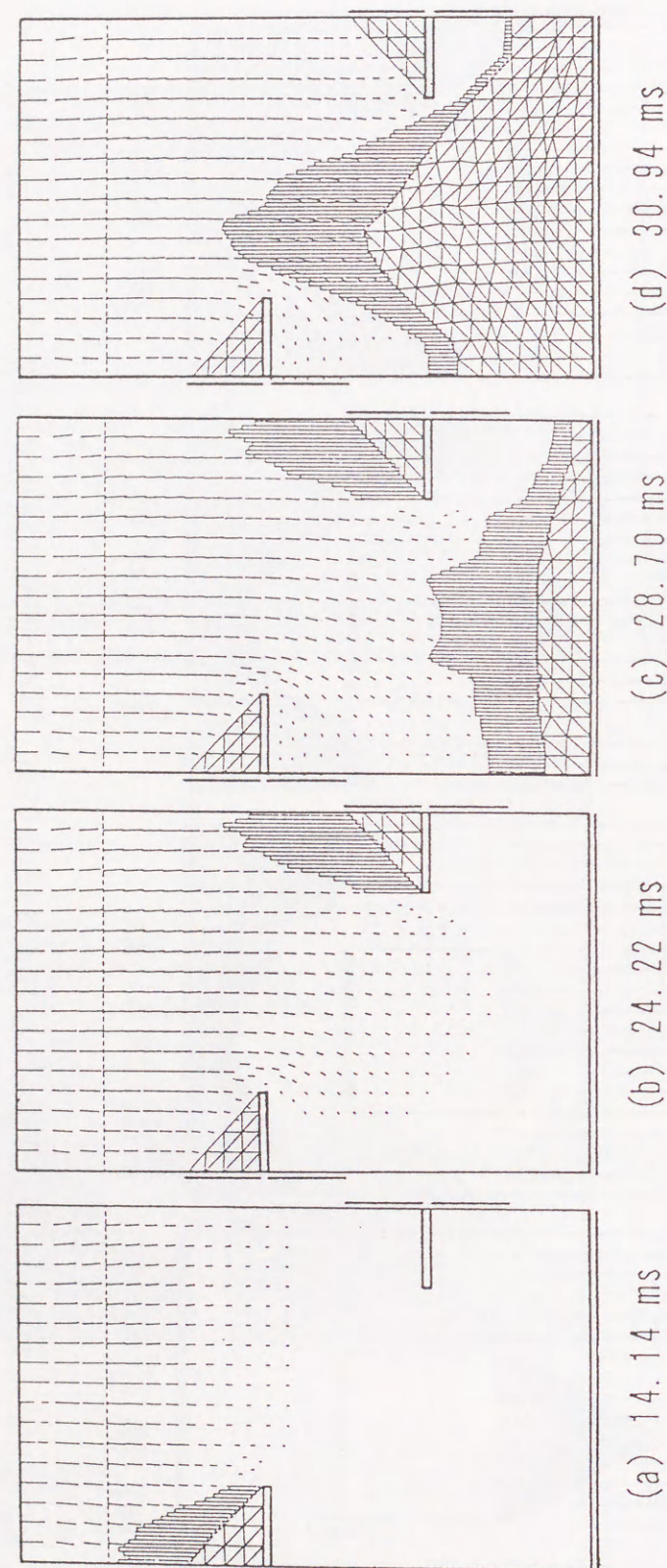


Fig. 5-11 Sand filling situation from the simulation  
(cavity with plate-type obstacle)

右に分かれ、障害物下に未充てんの領域を形成しつつ、徐々にこれ  
を無くす方向で充てんしていくことがわかる。また、側壁近傍の速  
度ベクトルが大きく、これに従い充てん砂量も多くなっている。し  
かし、ここに充てんした型砂の多くは安息角以上の角度で堆積して  
いるため、安息角の適用により障害物下部領域に移動する。これと  
同様、障害物上の領域において安息角以上で堆積しようとした型砂  
は、底部に移動する。この数値計算による充てん挙動を、高速度カ  
メラにより撮影された実際の充てん挙動<sup>34)</sup> Fig. 4-2 と比較すると、  
両者はほぼ定性的に一致していることがわかる。

また、Fig. 5-11のBキャビティの場合、ブローホールに対しほぼ  
水平に噴出した型砂は、左の邪魔板、右の邪魔板の上に型砂を堆積  
しつつ中央部がいち早く底部に衝突する。この過程で、邪魔板上に  
堆積した型砂において安息角以上のものは下部に落下することにな  
る。底部における堆積は、中央部が高い山型となり、また初期には  
邪魔板の下に型砂の未充てん域が存在するが、その領域は時間の進  
行とともになくなってゆく。これは、邪魔板下にベントが設けられ  
ているためであり、もしなければ、未充てん域はブローイング終了  
後も残留すると考えられる。このことは、実際の鋳型造型において、  
ベント配置の決定が非常に重要であることを示している。これら数  
値計算による一連の型砂の充てん状況は、高速度カメラによる型砂の  
充てん挙動写真<sup>34)</sup> Fig. 4-3 と、ほぼ定性的に一致するものである。

よって、今回の型砂の堆積を考慮したシミュレーションによりブ  
ローイング造型における型砂の流れ、充てん状況の把握が可能であ  
ると考えられる。

#### 5.5.2 流気エネルギーに基づく造型シミュレーション

Fig. 5-10, Fig. 5-11で示されたような充てんがさらに続き、キャ  
ビティ全体が型砂で満たされた後、流気エネルギーに基づく造型シ  
ミュレーションを実行する。このシミュレーションは、衝撃エネルギー



のシミュレーション終了後の砂層の形状および空隙率をもとに計算を開始し、型砂の変形が終了するまで繰り返す。Aキャビティの場合は、4回、Bキャビティの場合は、3回の繰り返しで十分であった。最終の結果をFig. 5-12, Fig. 5-13に示す。(a)は充てん砂層内を流れる空気の流線であり、(b)は空気圧分布である。図より砂層上部での圧力降下が大きく、また各ベントに向かって流れる空気流が確認できる。この結果は、実際における流気のみを対象とした結果、Fig. 5-4, Fig. 5-5と類似していることから、計算において境界条件となる砂層の空隙率分布は、実験とほぼ一致していたと考えられる。(b)の圧力値を(5-6)式に代入し、流気エネルギーに起因する粉体圧を求め、つき固められた結果が(c)である。(c)が最終的な計算結果となる。

実測硬度と比較するために、各要素で得られた空隙率を(5-12)式により鋳型硬度に変換し、分布状況を描いた図を、Fig. 5-14, Fig. 5-15に示す。(a)は10mm間隔で測定された実測値をもとに描いた等硬度分布であり、(b)が計算による分布図である。両者を比較すると、Aキャビティの場合、相対的に底部隅の領域および障害物上の領域での硬度が高く、障害物下の領域およびキャビティ上部領域での硬度が低いことがわかる。この傾向は、両者ほぼ一致している。また、Bキャビティの場合、底部から中央部にかけての領域および左右の邪魔板上の硬度が相対的に高く、邪魔板下の領域での硬度が低くなる傾向は両者一致しており、この解析方法によりブローイング造型における鋳型硬度の定性的な分布状況の把握ができるものと考えられる。よって、例えば造型上問題となる低硬度領域の発生位置の予測などに、本解析方法を使用してゆくことができると考えられる。

次に、各測定位置における硬度指数の比較をFig. 5-16, Fig. 5-17に示す。図はキャビティ領域を図中の付図のように分割したときの計算と実測の対応を示している。Aキャビティの場合(Fig. 5-16)、キャビティ上部(○, ◆, ▲), 障害物下部の領域(◇)での対応

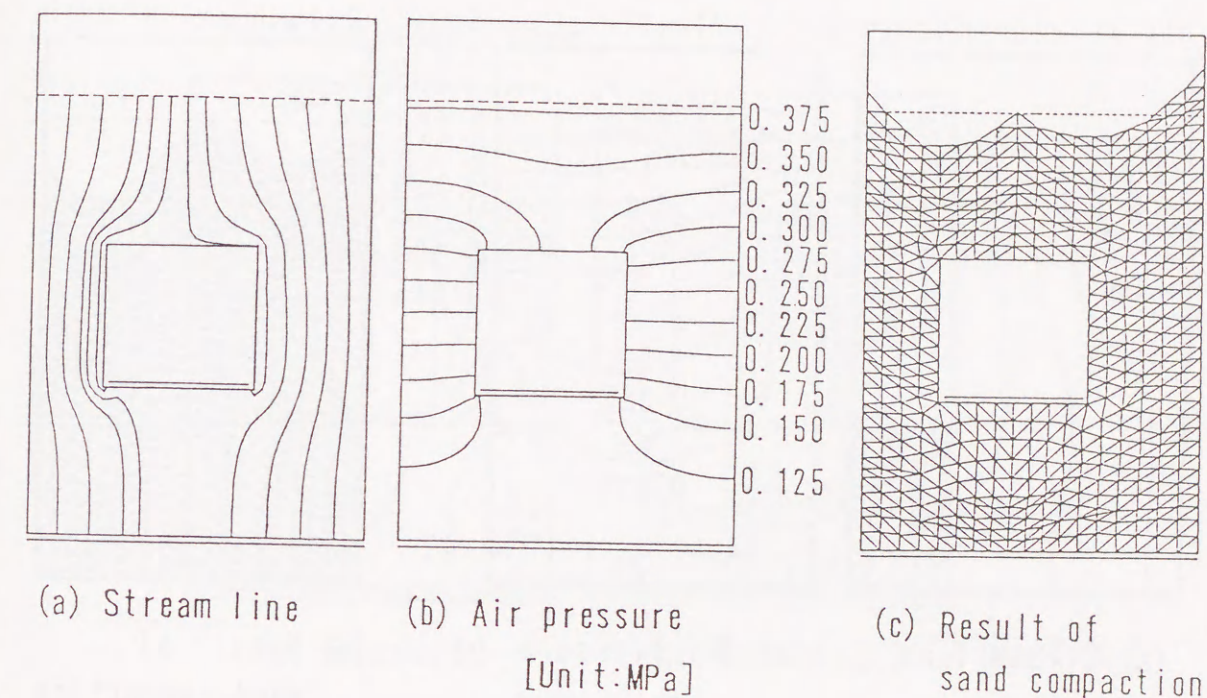


Fig. 5-12 Results of blowing simulation by air-flow energy  
(Blow pressure 0.5MPa)



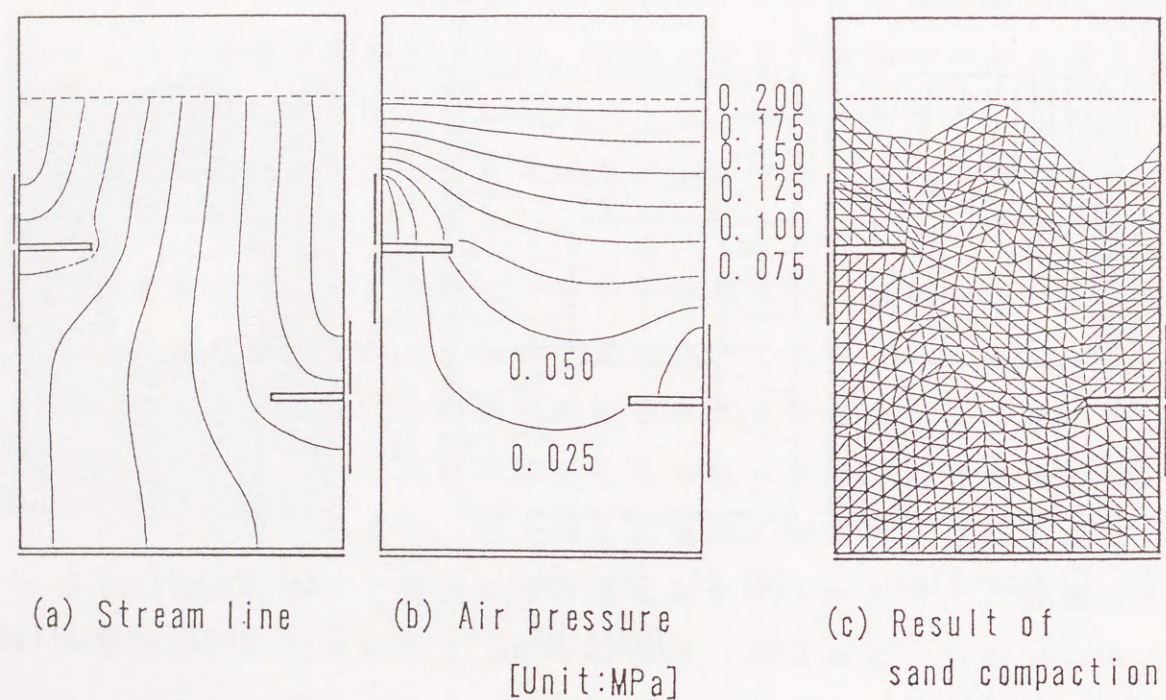


Fig. 5-13 Results of blowing simulation by air-flow energy  
(Blow pressure 0.5MPa)

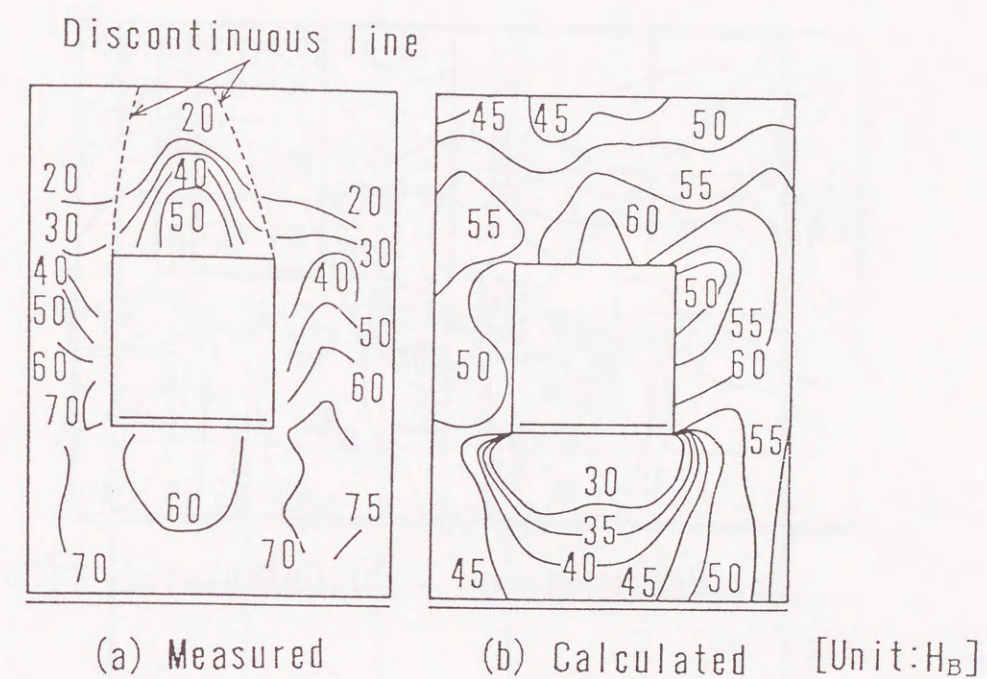


Fig. 5-14 Mold hardness distribution  
from measurement and calculation  
(cavity with box-type obstacle)



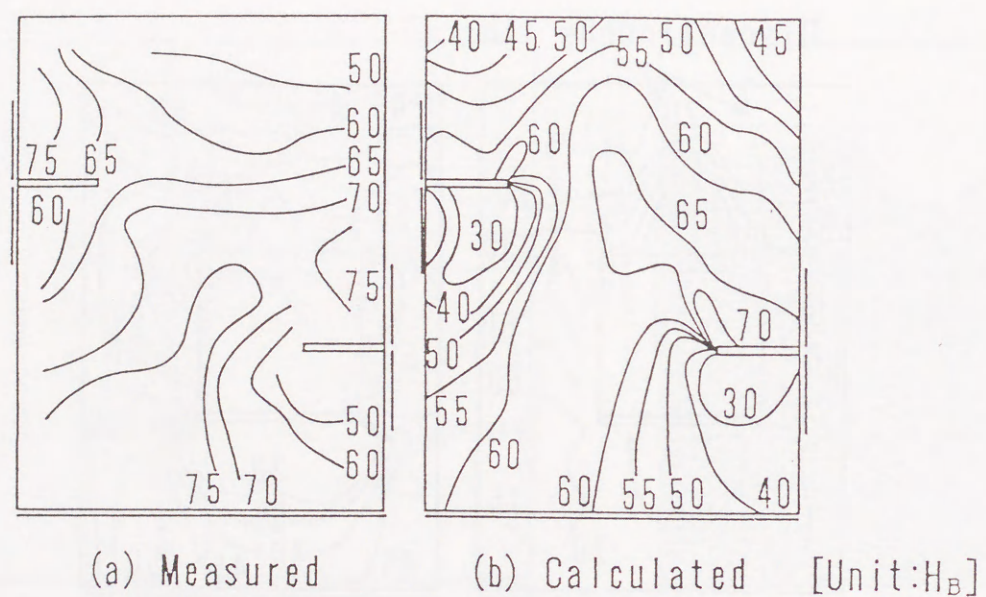


Fig. 5-15 Mold hardness distribution  
from measurement and calculation  
(cavity with plate-type obstacle)

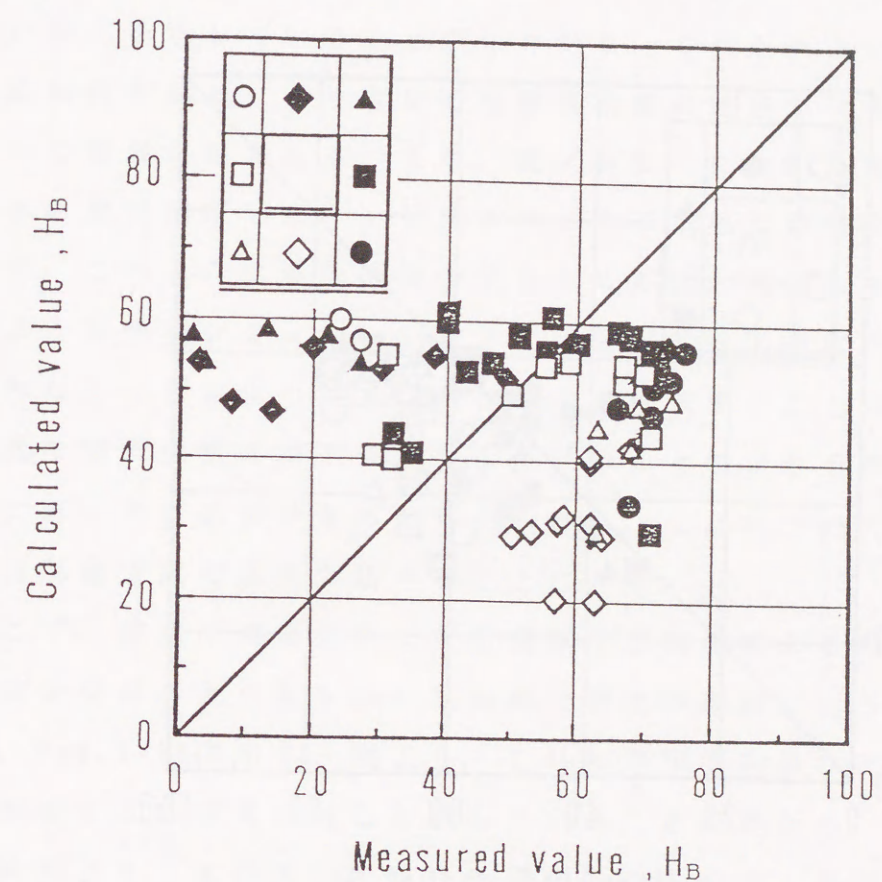


Fig. 5-16 Comparison of mold hardness indices  
between measurement and calculation  
(cavity with box-type obstacle)



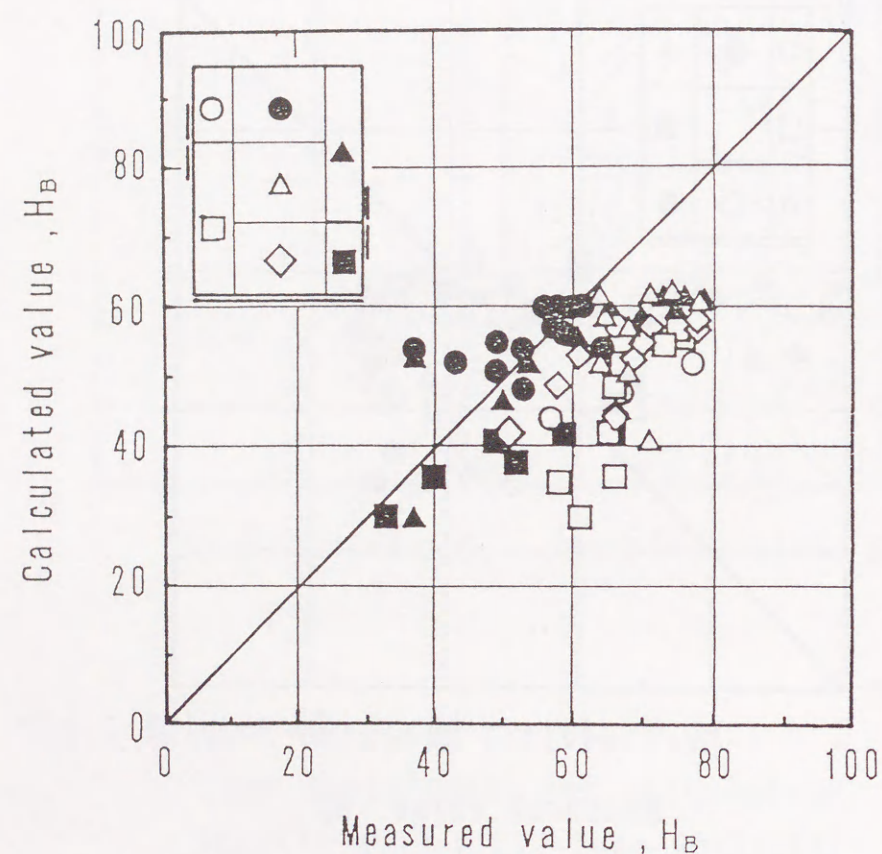


Fig. 5-17 Comparison of mold hardness indices between measurement and calculation (cavity with plate-type obstacle)

が好ましくない。Bキャビティの場合 (Fig. 5-17) は、左邪魔板下 (□) および砂層上部 (●) において若干対応が良くない点がある。この原因としては、つき固め解析において閉塞な位置 (変形解析上の境界条件が両端支持梁となる領域) における境界条件の与え方に関する問題や、ブローイング後期において砂層上端で発生する、空気流による型砂巻き上げ現象の考慮不足が考えられる。これは、この影響を受ける領域が少ないBキャビティの方が、Aキャビティより良い対応を示していることからわかる。これらの点については、さらに検討を加え、より定量的な硬度指数の把握が可能であるシステムへの発展が望まれる。また、実プロセスにおいて製造する鋳型は、本研究で使ったキャビティのように単純な障害物であるとは限らず、このように多少の不一致を生じることもあると思われる。このような予測シミュレーションで鋳型硬度を十分に予測することのできなかった点については、これらを補正することのできる、また最適な鋳型性状を得る条件をみつけることのできる制御方法等を新たに導入する必要があると考えられる。これについては、第6章の学習制御方式の適用で述べることにする。

そこで、前述の両端支持になる領域や空気流による型砂の巻き上げ現象を受ける点を取り除いた領域で硬度の比較を行う。図をFig. 5-18, Fig. 5-19に示す。図より、これらの領域においては、計算値と実測値とはほぼ良い対応を示していることがわかる。よって、これら結果より、まだ若干の改良が望まれるものの、今回の解析手法によりブローイング造型での硬度分布 (低硬度の発生位置)、硬度指数の予測ができると考えられる。

以上により、例えば実プロセスにおいて、この解析方法を用いれば、新たに鋳型を造型しようとするときに型枠を製造することなく、事前に鋳型性状である硬度の高低を予測することができる。またシミュレーションにより、ベントの配置を変えた場合における鋳型性状の改善状況を把握することができ、望ましい鋳型性状を得るための最適なベント配置決定に役立てることができると考えられる。



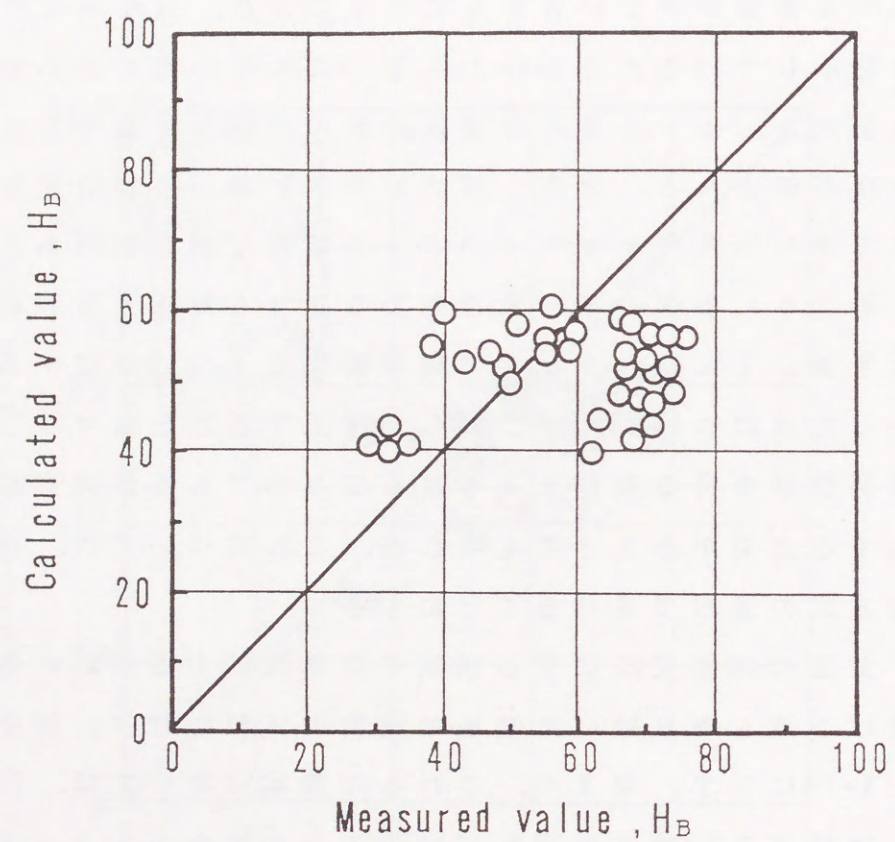


Fig. 5-18 Comparison of mold hardness indices between measurement and calculation (cavity with box-type obstacle)

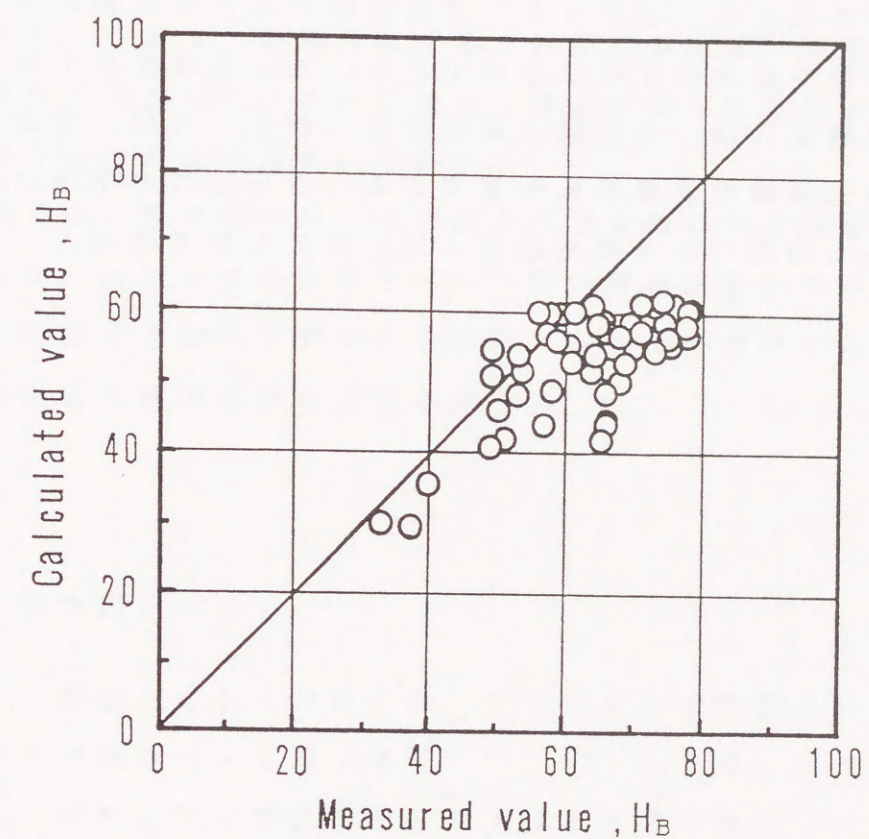


Fig. 5-19 Comparison of mold hardness indices between measurement and calculation (cavity with plate-type obstacle)



## 5.6 本章のまとめ

型砂と空気の混相流解析に基づく未充てんキャビティ内の流れ解析，充てん砂層内の流れ解析，粉体圧を型砂のつき固めの外力として使用するつき固め解析を基本とする鑄型性状予測のためのシミュレーション法を提案した。これにより数値解析を行った結果，次のことがわかった。

本解析手法により，ブローイング造型時における型砂の充てん挙動と流れの特性を把握することができる。また型砂充てん終了後の鑄型性状（硬度）は，実測値と定性的に一致し，造型上問題となる低硬度の発生位置の予測等に利用できる。さらにこの手法は，鑄型性状改善のためのベント条件設定に用いることができる。

## 第6章 学習制御方式の適用

### 6.1 はじめに

これまでは，ブローイング造型の最適化をはかるために，造型機構や最適条件の究明についての研究を行い<sup>27), 30), 31)</sup>，最終鑄型性状である鑄型硬度を予測するシミュレータの構築<sup>34), 42), 43)</sup>を行ってきた。一方で，鑄型性状である硬度指数には，不確定な要素，測定誤差などが存在し，これを補正し最適な操作条件を設定するような制御方式の確立が望まれている。

この章では，操作因子の一つであるベント開口率を制御因子として取り上げ，鑄型硬度に及ぼすベント開口率の影響について調査し，この結果に基づき線形モデル式を構築，さらに学習制御方式を適用することにより鑄型硬度の制御を試みる。

### 6.2 入出力因子の決定

ここで，対象とする入力因子は，ブローイング造型における操作因子の一つであるベント開口率<sup>13), 30), 31)</sup>とする。実プロセスにおいては，キャビティ形状の即時変更は不可能であり，キャビティ形状決定後，操作することのできるものとして，これを選択した。また，出力因子は，鑄型硬度である。

また本研究で，対象とするキャビティは，Fig.2-6 である。このキャビティは，ベント開口率が鑄型硬度に及ぼす影響を明確に把握するために通常のコアボックスより，ベント開口率を大きくしたものである。Fig.2-6 に示すようにベント領域をそれぞれ a, b, c, d とし，それぞれの領域においてすべてのベントホールを開放した場合を 100%，すべて閉じた場合を 0% と表示する。この表記法に



おけるベント開口率と実際のベント開口率の関係をTable2-4に示す。

硬度測定点は、Fig.2-6に示すような3点とした。測定点1、3は、衝撃エネルギーによりつき固まる代表的な点であり、測定点2は、流気エネルギーによりつき固まる点である<sup>27), 30), 31)</sup>。この3点で、鋳型全体を代表させる。

### 6.3 線形モデル式の構築

ブローイング造型における造型時間は、非常に短く、動的モデルの構築は困難<sup>31)</sup>であり、またリアルタイムでアクチュエータを操作することもできない。それゆえ、ここでは静的モデルを構築する。

#### 6.3.1 入出力関係についての調査

ベント開口率が、鋳型硬度に及ぼす影響について、Table6-1の実験条件で実験を行った。吹き込み圧0.5MPaでの結果をFig.6-1に示す。図は、他のベントは基準の50%と固定し、対象とするベント開口率を0~100%と変えたときの結果である。図より、測定点1と3の硬度は、ベントaおよびdの開口率の増加に伴い、高くなることがわかる。また、測定点2の硬度は、ベントbの開口率の増加に伴い高くなり、aとdの減少に従い、低下することがわかる。なお、他の組み合わせにおいては、このような顕著な傾向は、みられなかった。また、吹き込み圧0.3、0.7MPaにおいてもFig.6-1と同様の傾向がみられた。以降、吹き込み圧0.5MPaを主に説明する。

また、基準状態、すなわちすべてのベントを基準ベント開口率50%にしたときの硬度分布をFig.6-2に示す。コアボックスFig.2-6は、左右対象であるので左半面を表示してある。図より底部近くの領域および邪魔板上の領域での硬度が高く、邪魔板下の領域での硬度が低いことがわかる。今回選択した制御点1~3は、この代表的

Table 6-1 Experimental conditions

Cavity	(Fig 2-6)
Blow pressure	0.3~0.7 MPa
Blow hole	φ30
Vent opening ratio	0, 30, 50, 70, 100% (reference value : 50%)
Operating vent	a, b, c, d
Repetition times	more than 2 times



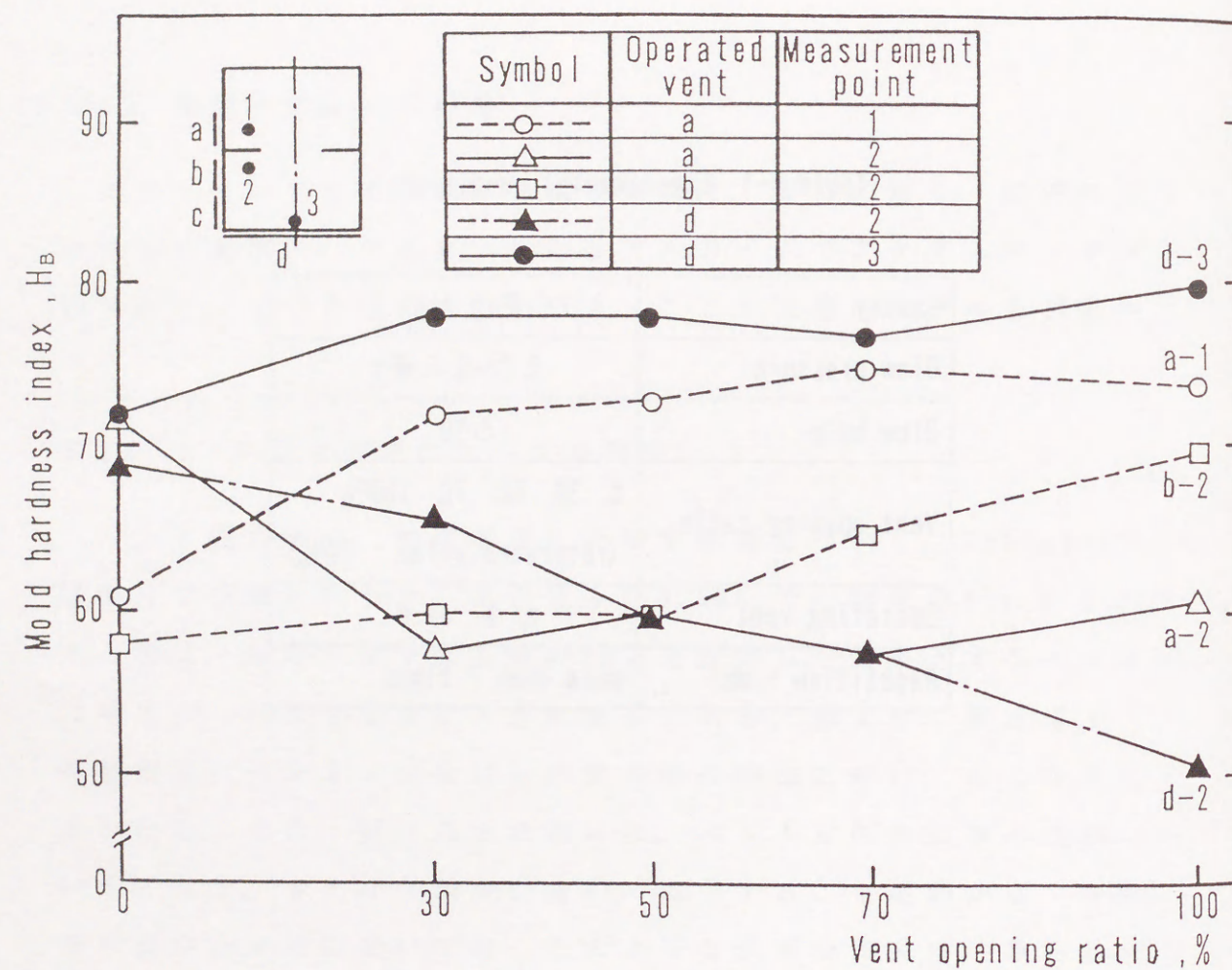


Fig. 6-1 Relation between vent opening ratio and mold hardness index  
:blow pressure 0.5MPa

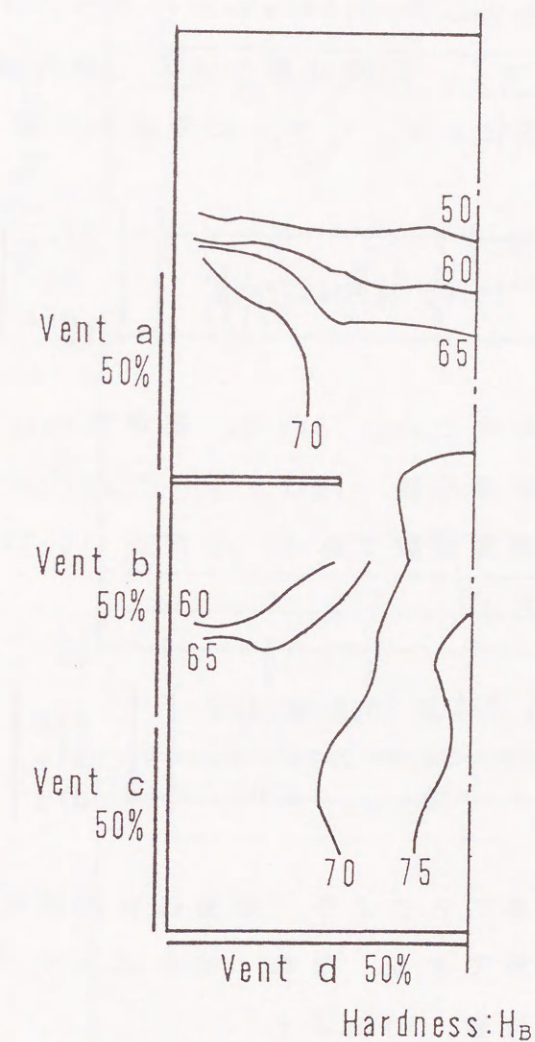


Fig. 6-2 Hardness distribution obtained  
under the reference condition  
:blow pressure 0.5MPa



な領域に含まれており、この3点を制御することにより、鋳型性状を高密度（高硬度）で、均質にすることができると考えられる。

### 6.3.2 線形モデル式の構築と制御

実験で得られた吹き込み圧 0.5MPaにおけるベント開口率と鋳型硬度との関係Fig.6-1に対し、回帰直線を求め、静的線形モデルを構築した。その結果を以下に示す。なお、記号表を付録(1)に示す。

$$\begin{pmatrix} \Delta y_1 \\ \Delta y_2 \\ \Delta y_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.230 & 0 & 0 \\ -0.261 & 0.216 & -0.127 \\ 0 & 0 & 0.125 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta u_a \\ \Delta u_b \\ \Delta u_d \end{pmatrix} \quad (6-1)$$

ここで、(6-1)式における $\Delta y_i$ 、 $\Delta u_i$ は、基準値 $y_{ri}$ 、 $u_{ri}$ からの偏差である。なお、基準硬度指数 $y_{ri}$ は、すべてのベントが基準ベント開口率50%のときの硬度指数である。また、(6-1)式より、次式を誘導することができる。

$$\begin{pmatrix} \Delta u_a \\ \Delta u_b \\ \Delta u_d \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 4.35 & 0 & 0 \\ 5.25 & 4.63 & 4.70 \\ 0 & 0 & 8.00 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta y_1 \\ \Delta y_2 \\ \Delta y_3 \end{pmatrix} \quad (6-2)$$

この(6-2)式を用いることにより、容易に目標硬度に対するベント操作量を求めることができる。なお、吹き込み圧 0.3, 0.7MPaにおける線形モデル式を付録(2)に示す。

よって、この(6-2)式を用いて鋳型硬度のフィードフォワード制御を行う。検証実験結果をFig.6-3, Fig.6-4に示す。Fig.6-3は、目標硬度をそれぞれ72, 65, 77H<sub>B</sub>に設定したときの結果であり、Fig.6-4は、すべてを均質の72H<sub>B</sub>に設定したときの結果である。図において実線が目標値であり、破線が許容誤差範囲である。この許容誤差範囲は、硬度測定における誤差検定の予備実験、解析を行い、得られたものである。Fig.6-3より、実験値は繰り返し数5回

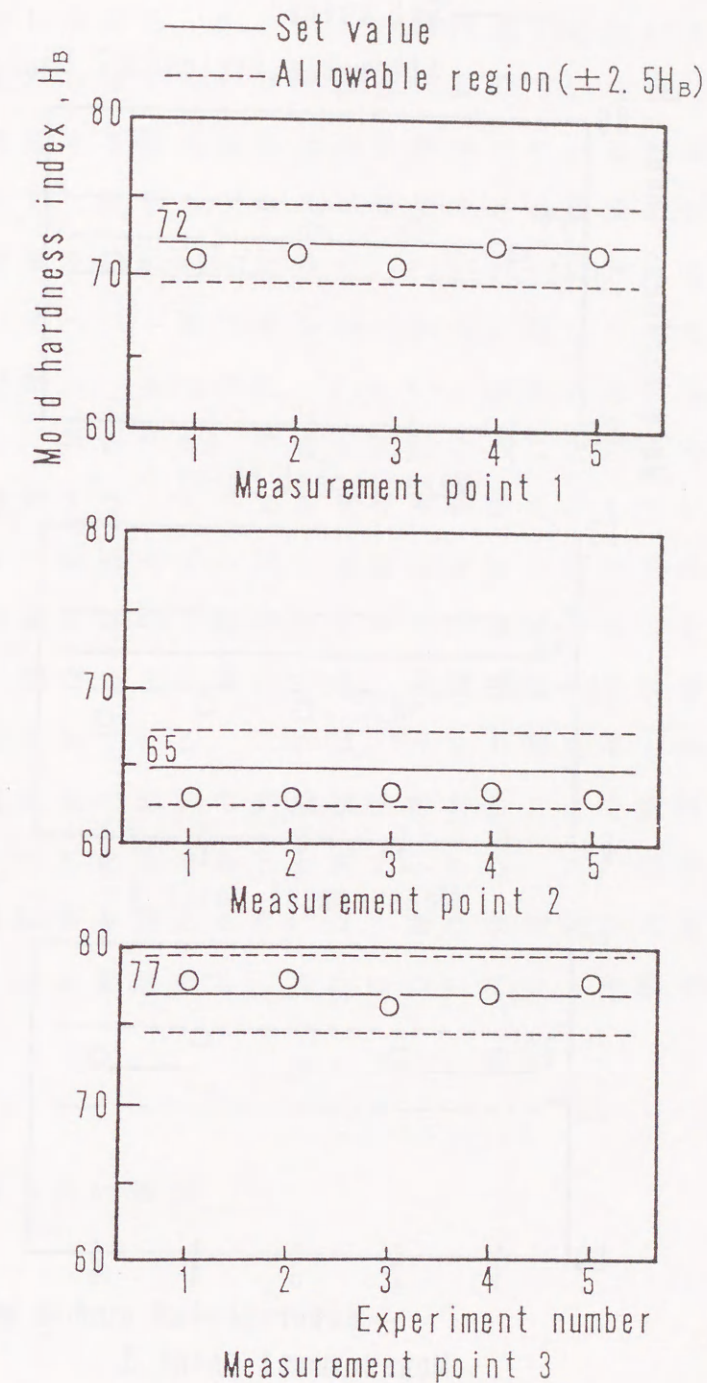


Fig. 6-3 Experimental results by feedforward control using linear model  
:blow pressure 0.5MPa



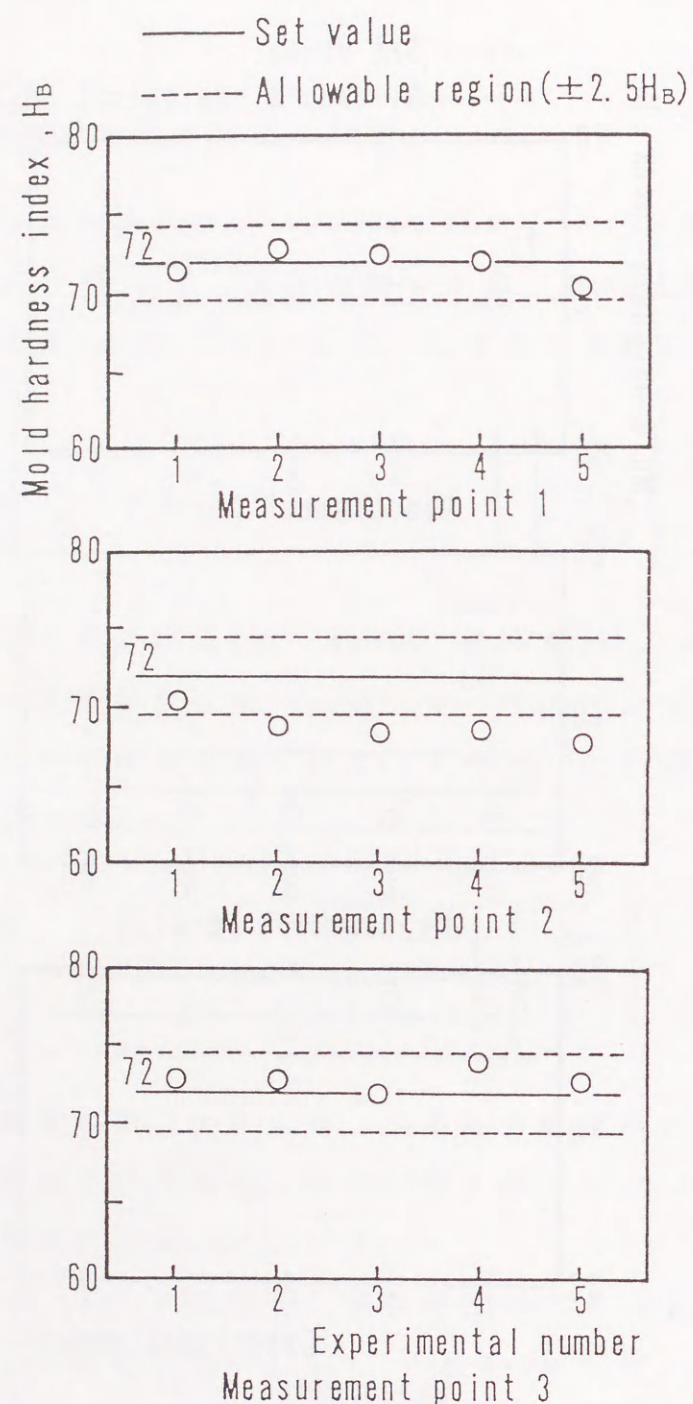


Fig. 6-4 Experimental results by feedforward control using linear model  
:blow pressure 0.5MPa

とも、線形モデルにより得られた推定値（目標値）近傍に位置しており、フィードフォワード制御により所望する鋳型を得ていることがわかる。しかしながら、Fig.6-4 の測定点2においては、実験値は、許容誤差範囲をはずれ、目標値と一致していない。これは、線形モデル式を構築する際の線形化の影響がでているためであると考えられる。そこで、線形モデル式が適用できる硬度範囲について調査した。その結果をTable6-2に示す。Table6-2における第1列は、(6-1)式においてベント開口率を0~100%に変化させたとき、得られる硬度範囲である。第2列は、Fig.6-1における実験での硬度範囲である。また、第3列は、両者を比較することにより得られた、線形モデルを適用することのできる硬度範囲を示している。表より、測定点1、3は、線形モデル式と実験における硬度範囲が一致しているため、全領域において線形モデル式が適用できることがわかる。しかしながら、測定点2においては、高硬度範囲で線形モデル式の適用範囲が制限されている。これは、ベント開口率と硬度指数との間には、高硬度領域において非線形性があることを意味しており、線形化のために生じた差であると考えられる。この理由において、高硬度で均質な鋳型を得るためには、新たな制御方式を導入し、非線形域を制御する必要がある。これについては、次節で述べる。

#### 6.4 学習制御方式の適用

##### 6.4.1 学習制御とシミュレーション

前述のように、高硬度領域においては、ベント開口率と硬度指数との関係は、(6-1)式とは、異なるパラメータで表現しなければならない。しかしながら、一般的に、このような不確定要素をもつシステムにおいて所望する出力値を得るための入力値を見つけること、また、パラメータを決定することは容易ではない。そこで今回は、



Table 6-2 Region of mold hardness

Blow pressure	Linear model	Experiment	The possible region of linear model applied
0.3 MPa	$47 \leq Y_1 \leq 64$	$47 \leq Y_1 \leq 64$	$47 \leq Y_1 \leq 64$
	$51 \leq Y_2 \leq 64$	$51 \leq Y_2 \leq 59$	$51 \leq Y_2 \leq 55$
	$64 \leq Y_3 \leq 69$	$64 \leq Y_3 \leq 69$	$64 \leq Y_3 \leq 69$
0.5 MPa	$62 \leq Y_1 \leq 73$	$62 \leq Y_1 \leq 73$	$62 \leq Y_1 \leq 73$
	$60 \leq Y_2 \leq 91$	$60 \leq Y_2 \leq 72$	$60 \leq Y_2 \leq 68$
	$72 \leq Y_3 \leq 78$	$72 \leq Y_3 \leq 78$	$72 \leq Y_3 \leq 78$
0.7 MPa	$67 \leq Y_1 \leq 75$	$67 \leq Y_1 \leq 75$	$67 \leq Y_1 \leq 75$
	$65 \leq Y_2 \leq 94$	$65 \leq Y_2 \leq 76$	$65 \leq Y_2 \leq 72$
	$78 \leq Y_3 \leq 81$	$78 \leq Y_3 \leq 81$	$78 \leq Y_3 \leq 81$

$Y_i$  : Hardness index of measurement point  $i$  ( $H_B$ )

学習制御方式<sup>44)~49)</sup>，特に有本ら<sup>44)</sup>が動的システムに対して提案した繰り返し学習制御方式を静的線形モデル式に適用し，鋳型硬度の制御を試みることとする．繰り返し学習制御において，現時点での入力，前時点での入力を偏差，すなわち前時点での目標値と出力値との偏差をもとに修正したものとなる．これを繰り返すことによって，出力値を目標値に近づけようとするのが繰り返し学習制御である．

まず，不確定パラメータをもつ静的線形モデルに対して，学習制御方式を適用する．本システムは，(6-1)式より，以下のように表される．

$$\Delta Y_k = A \cdot \Delta U_k \quad (6-3)$$

本研究においては，(6-3)式は，3次元である．また，所望する出力（硬度）を得るためのアルゴリズムは，以下のように表される．

$$\Delta U_{k+1} = \Delta U_k + \Gamma \cdot e_k \quad (6-4)$$

$$e_k = \Delta Y_d - \Delta Y_k \quad (6-5)$$

(6-4)，(6-5)式は，(k+1)回目の操作量  $\Delta U_{k+1}$  は，k回目の偏差  $e_k$ ，すなわち目標値  $\Delta Y_d$  と出力値との偏差  $\Delta Y_k$  により修正されたものであることを示している．ここで，係数行列  $\Gamma$  は，制御ゲインである．この  $\Gamma$  の選択は，非常に重要な問題である．もし， $\Gamma$  が好ましくない場合，偏差  $e_k$  は，0に収束しない（発散する）ことになる．そこで，収束条件について検討し，以下の関係式を導いた．

$$\| \lambda_1(I - A \cdot \Gamma) \| < 1 \quad (6-6)$$

この証明については，付録(3)に記す．これは， $(I - A \cdot \Gamma)$  の固有値が，(6-6)式の条件を満足するならば，(6-5)式の偏差  $e_k$  は，0に収束することを示している．すなわち，本システム方程式



(6-3) 式の係数行列  $A$  が、正確にわからなくても (6-6) 式を満足する  $\Gamma$  を選択することにより、制御することが可能となる。

前節において、線形モデル式で制御することのできなかった高硬度領域は、非線形性を有する、すなわち (6-1) 式の係数行列とは異なるパラメータをもつことがわかっている。そこで、以下のような流れに従い、鋳型硬度の制御を試みることにする。

- (1) 初期値の設定； $\Delta U_0, \Delta Y_d$
- (2) 出力値を得るための実験； $\Delta Y_k$
- (3) (6-5) 式による偏差の計算； $e_k$
- (4) 収束判定；
 

if  $e_k < \varepsilon$  then stop  
 if  $e_k \geq \varepsilon$  then continue
- (5) (6-4) 式による次の入力値の計算； $\Delta U_{k+1}$
- (6) (2) に戻る

ここで、初期値  $\Delta U_0$  は、線形モデル (6-2) 式により得られた値とする。また、収束判定値  $\varepsilon$  は、硬度測定における許容誤差範囲とする。

この方法による制御実験を行う前に、コンピュータシミュレーションを行い、制御ゲイン  $\Gamma$  の違いが、学習状況に与える影響について検討した。すなわち、誤差の収束状況および未知の行列  $A$  に対する学習の安定性に着目して調査した。結果を Table 6-3 に示す。まず、既知の行列  $A$  に対する制御ゲイン  $\Gamma$  の選び方による収束状況について考察する。既知の行列  $A$  としては、(6-1) 式の係数行列を用い、 $(I - A \cdot \Gamma)$  の固有値が、0.0~0.9 をもつ制御ゲイン  $\Gamma$  を求めて学習制御を行い、学習回数を求めた。なお、 $(I - A \cdot \Gamma)$  の3つの固有値  $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$  は、等しいとした。また、固有値 0 の場合の  $\Gamma$  は、(6-2) 式の係数行列に等しくなる。この結果を Table 6-3 の (b) 列に示す。表より、固有値が大きくなるに従い、学習回数が増

Table 6-3 Learning times in simulation

Applied blow pressure , MPa	(a) 0. 3	(b) 0. 5	(c) 0. 7	
Assignment of eigenvalue $\lambda_1$ ( $\lambda_1=\lambda_2=\lambda_3$ )	0. 0	1	1	4
	0. 1	2	1	5
	0. 2	2	2	5
	0. 3	2	2	6
	0. 4	3	2	7
	0. 5	3	3	9
	0. 6	4	4	11
	0. 7	6	5	15
	0. 8	9	8	23
	0. 9	18	17	47

○ The  $\Gamma$  build using experimental data in blow pressure 0.5MPa

○ Simulation condition;

Set values:

$$\Delta Y_d = \begin{pmatrix} -2 \\ 7 \\ -5 \end{pmatrix}$$

Initial input values:

$$\Delta U_0 = \begin{pmatrix} -10 \\ 40 \\ -10 \end{pmatrix}$$



加することがわかる<sup>50)</sup>。

次に、未知の行列  $A$  に対する安定性について考察する。未知の係数行列  $A$  をもつシステムとして、吹き込み圧 0.3, 0.7MPa でのシステム方程式 (A2-1), (A2-2) を考える。このシステムに対して、吹き込み圧 0.5MPa の制御ゲイン  $\Gamma$  (Table 6-3 の (b) で用いたものと同じ) を用いて、学習制御を行った結果を Table 6-3 の (a), (c) 列に示す。表より、学習回数は、(b) より多くなっているものの安定に制御できていることがわかる。これは、今回の制御ゲイン  $\Gamma$  が (6-6) 式の収束条件を満足するためであると考えられる。また、固有値を 0 に近く選ぶことができるならば、学習は、数回で収束することもわかる。しかしながら係数行列  $A$  が、(6-1) 式の  $A$  と大きく違う場合においては、学習を何度繰り返しても収束しないことがあると考えられる。これは、固有値が大きくなるに従い、学習回数が増えることより推測できる。

#### 6.4.2 学習制御実験

ここでは、学習制御方式による制御実験結果について述べる。目標値をすべて  $72H_B$  にした場合の結果を Fig. 6-5 に示す。これは、線形モデル式のみでは、制御できなかった条件である。図には、繰り返し学習によるベント開口率と硬度指数の変化を示してある。初期入力値である実験回数 1 回目において、測定点 1, 3 は、すでに目標値近傍に位置しているものの、測定点 2 は、まだ目標値には到達していない。この 1 回目の結果は、線形モデル式での結果 Fig. 6-4 と同じである。この状態に対し、6.4.1 節で示した学習制御アルゴリズムに従い、学習制御を行う。すなわちベント a, b, d の開口率を修正しながら測定点 2 の硬度を目標値に近づける。学習回数 3 回目、すなわち実験回数 4 回目で目標値が達成されたため、4 ~ 8 回目では、同一条件で繰り返し実験を行い、再現性を確認した。図より、測定点 1 ~ 3 は、すべて許容誤差範囲内  $\pm 2.5H_B$  に収

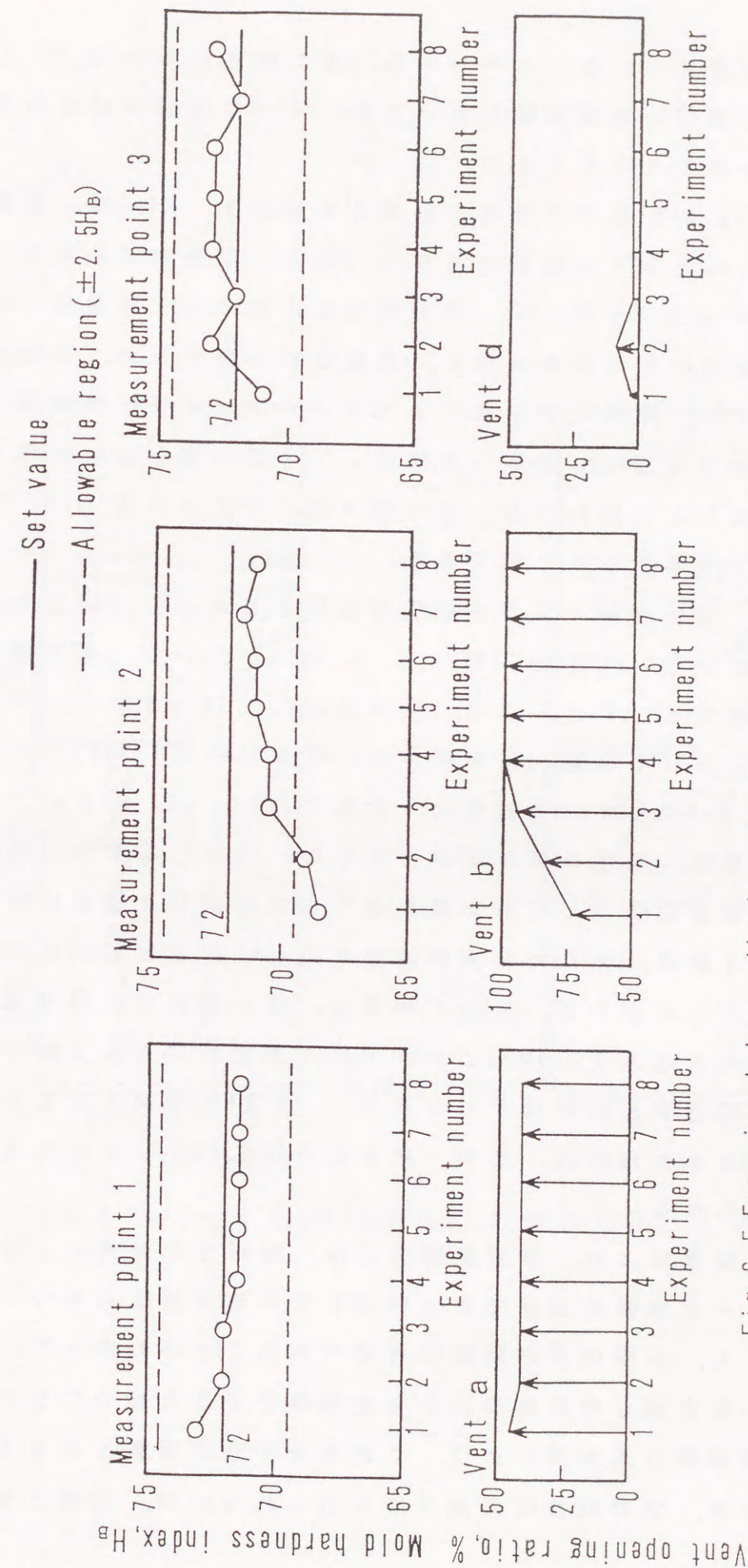


Fig. 6-5 Experimental results by learning control : blow pressure 0.5MPa



まり、制御できていることがわかる。また吹き込み圧 0.3, 0.7MPa においても同様の制御実験を行ったが、すべて所望の硬度指数を有するコアを得ることができた。

次に、Fig. 6-6 にコア全体の硬度分布を示す。(a)は、線形モデル式で得られたときの結果であり、(b)は、学習制御の結果である。この図と Fig. 6-2を用いて、分布状況を比較する。邪魔板下の領域は、他の領域に比べ硬度が低く、高低差が存在するが、この差は、基準状態より、線形モデル式によるフィードフォワード制御、さらに学習制御となるにしたがって減少し、学習制御を用いた場合が最も均質であることがわかる。この傾向は、吹き込み圧 0.3, 0.7MPa においても確認することができた。

さらに、学習制御方式の有効性を確認するために、線形モデル式を構築していない吹き込み圧 0.4, 0.6MPaにおいて、本方式を適用した。制御ゲイン $\Gamma$ としては、吹き込み圧0.5MPaでの $\Gamma$ 、すなわち(6-2)式における係数行列を用いた。吹き込み圧0.4MPaでの制御結果を Fig. 6-7に示す。目標値は、それぞれ63, 63, 69H<sub>B</sub>である。また初期値は、線形モデル式が存在しないため、基準の50%とした。図より、硬度指数は、学習を繰り返すことにより目標値に接近し、学習回数4回目、すなわち実験回数5回目で許容誤差範囲内に収まっていることがわかる。5～9回目は、同一条件での繰り返しである。この吹き込み圧0.4MPaにおいては、係数行列Aが未知であるものの、今回選択した制御ゲイン $\Gamma$ が、(6-6)式を満足するために制御できたと考えられる。なお、吹き込み圧0.6MPaにおいても同様の結果が得られた。

以上の結果により、学習制御方式は、線形モデル式によるフィードフォワード制御が適用できないような不確定要素をもつシステムに対しても、鋳型硬度の制御に有効であることがわかった。また、造型砂の配合割合や型砂のねかし時間等を変えた場合においても、この学習制御方式を用いれば、これらを不確定要素とみなすことができるため、学習回数は増加するかもしれないが、目標とする鋳型

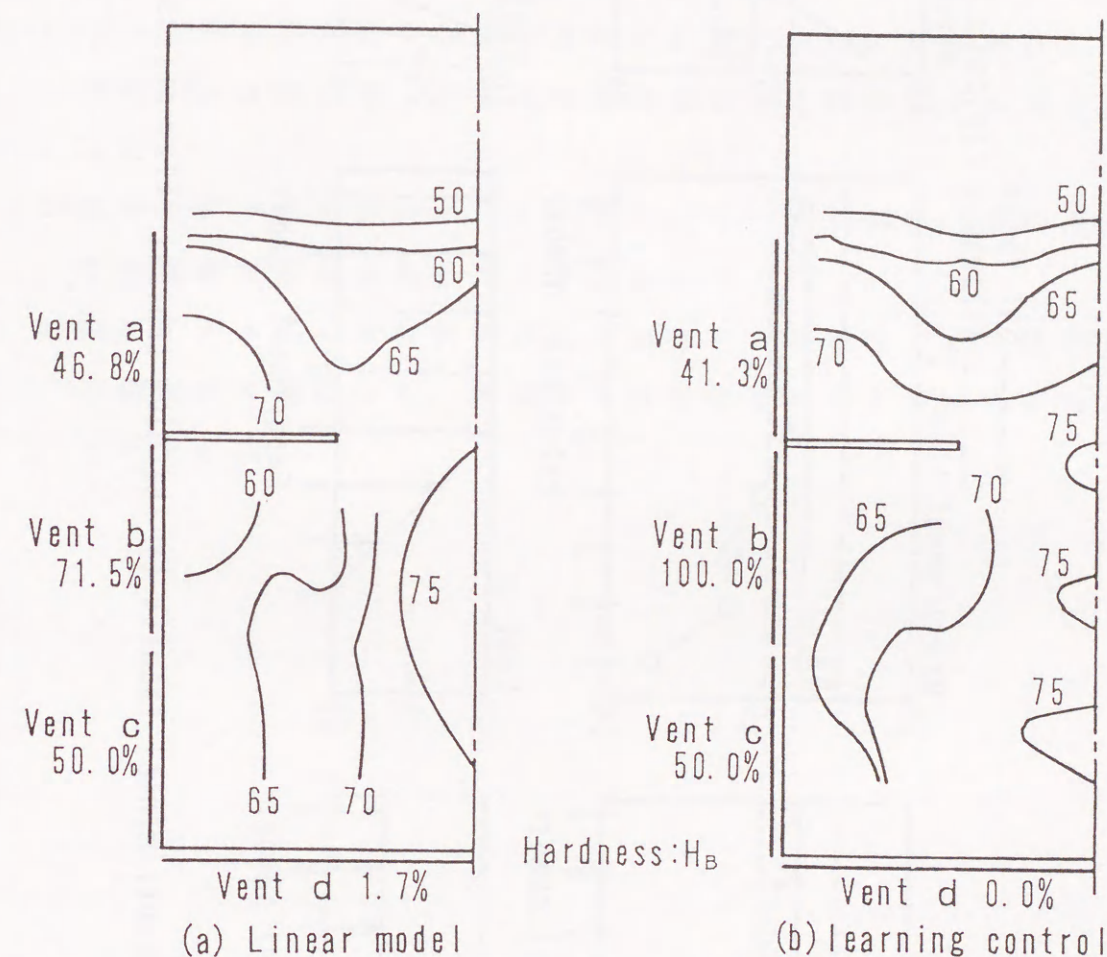


Fig. 6-6 Hardness distributions :blow pressure 0.5MPa



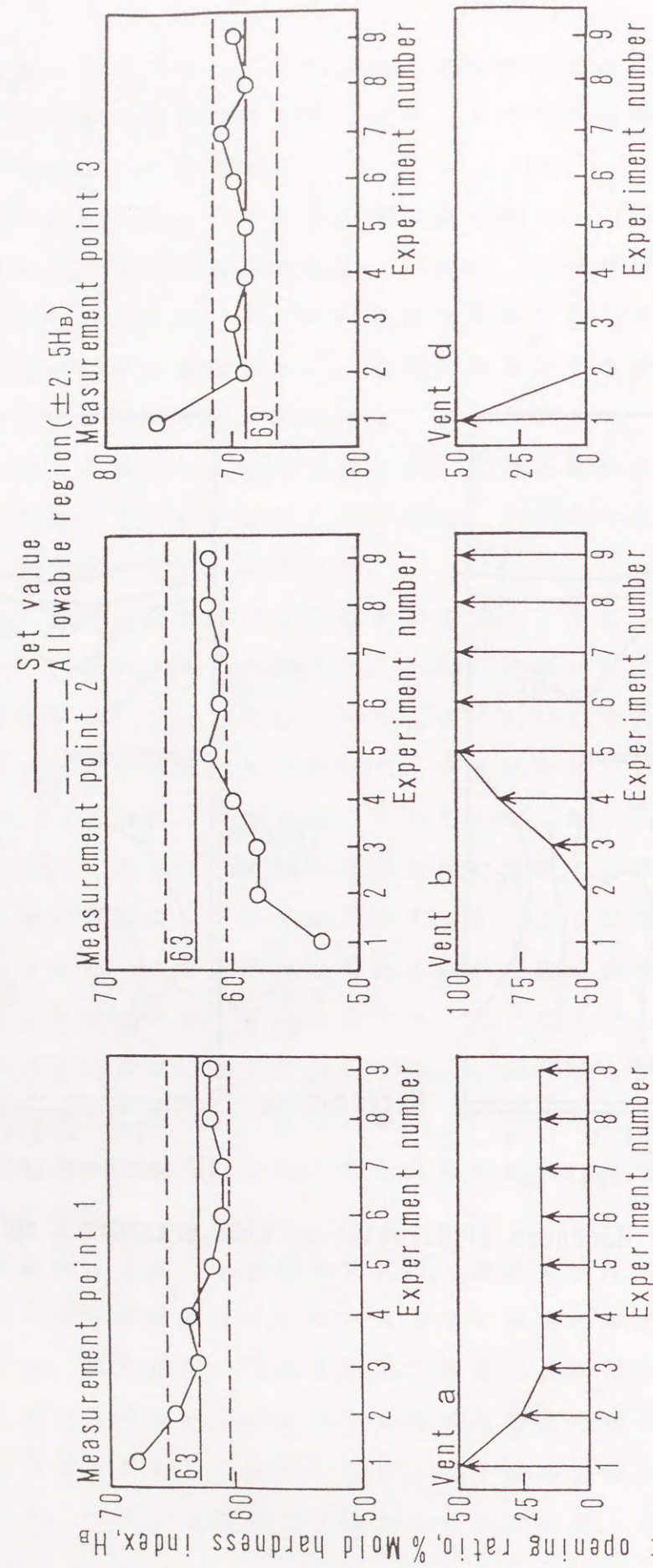


Fig. 6-7 Experimental results by learning control : blow pressure 0.4MPa

を得ることができると考えられる。

## 6.5 本章のまとめ

ブローイング造型における最適な鋳型を得るための制御手法について、邪魔板を有するキャピティを用いて調査した結果、以下のことがわかった。

- 1) ベント開口率が鋳型硬度に及ぼす影響について実験解析し、入力をベント開口率、出力を鋳型硬度とする線形モデル式を構築した。
- 2) 線形モデル式を用いたフィードフォワード制御は、基準点近傍での制御が可能であることがわかった。
- 3) 線形モデル式に学習制御方式を加味することにより、鋳型硬度の制御が可能になり、所望する鋳型硬度を有するコアを得ることができる。



## 第7章 実プロセスへの適用について

ブローイング造型を対象として、第3章では、3次元粉体圧の挙動と型砂の充てん特性について調査を行い、プロセスを説明するためのブローイングシミュレーションアルゴリズムを構築した。第4章では、流線解析を行い、型砂の流動挙動を把握した。第5章では、ブローイングシミュレーションアルゴリズムに従い、造型性状の予測をした。また、第6章では、線形モデル式を構築、さらに学習制御方式を加味して鑄型硬度の制御を試みた。ここでは、これらの手法を実プロセスに適用する際の方法について考察する。

実プロセスにおいて、新しく鑄型を製造しようとするときの設計工程は、

- (1) 鑄枠となるキャビティの設計、
- (2) 最適操業条件の決定

に大別することができる。(1)のキャビティ設計において、形状は、製造しようとする鑄型の形状に依存するため、設計者が操作できない。そのため、設計者が取り扱うことのできる項目は、ベントの配置や開口率、ブローホールの形状や位置決めなどに限定される。これらの決定に有用な知見を与えることができると考えられるのが、第4章で述べた流線解析の手法である。この方法は、ベント配置やブローホールの形状を変えたときにおける型砂の流動挙動を、予備実験をすることなく知ることができるため、型砂が流れにくい位置、充てんしにくい場所を発見することができる。これにより、前もってその位置にベントを施し、改善をはかるという処置を行うことができると考えられる。また、設計したキャビティにおいて、どのような鑄型性状を有する鑄型が製造できるかを知るためには、第5章で提案した造型性状の予測手法を用いれば良いであろう。

また、ベント開口率を決める際には、次のような方法が考えられる。まず、ベント開口率 0 および 100% で造型性状予測シミュレーションを行い、第6章で述べたような線形モデル式を構築し、ベント開口率を決める。次に、この開口率をもつキャビティを試作し、先ほど得られた線形モデル式に学習制御方式を加味した方法により、所望する鑄型性状をもつ鑄型を得るまで、ベント開口率を修正する、という方法である。この方法における学習制御方式の適用により、より少ない試行回数での最適操業条件の決定が可能になると考えられる。さらに、この学習制御方式による鑄型性状の制御手法は、シミュレーションによる予測値の不十分さを補うとともに、すでに操業が開始されているプロセスの最適化をはかるときの有効な手段としても利用できる考えられる。



## 第8章 結論

本論文は、圧縮空気利用による粉粒体の吹き込み造型プロセスである、ブローイング造型の最適化をはかるために必要と考えられる、実験解析、数値シミュレーション、制御方式の適用を試みたものである。

まず、第1章では、緒論として粉粒体の吹き込み造型とブローイング造型の概要について述べるとともに、従来の研究を概観し、本研究の目的について述べた。また、第2章では、本研究で行った実験における供試型砂と、実験方法について述べた。

第3章では、ブローイング造型時の型砂の充てん状態、鋳型硬度、粉体圧について調査し、粉体圧が鋳型硬度に及ぼす影響について考察した。その結果、型砂の充てん時において流れが分流する位置には、造型条件に依存して、硬度の低い谷間や不連続硬度分布が生成することがあり、この境界線の発生には、型砂の流動や粉体圧ベクトルが密接に関係していることを明らかにした。また、最大粉体圧ベクトルは、型砂の充てんパターンおよび最終鋳型性状に影響を与えるとともに、その最大値は、造型条件には関係なく、鋳型硬度と相関関係をもつことを明らかにした。この最大粉体圧は、型砂の衝撃エネルギーと流気エネルギーに起因するものがあり、この知見をもとに、ブローイングプロセスモデルを構築した。

第4章では、ブローイング中の型砂の流動挙動について、内部に箱型の障害物および邪魔板を有するキャビティを対象に実験、数値シミュレーションの両面から考察した。特に、数値解析では、均質混合モデルを提案し、型砂-空気の混相流である、未充てんキャビティ内の型砂流れ挙動をシミュレートした。

第5章では、充てん砂層内の流れ解析、粉体圧を型砂のつき固めの外力として使用するつき固め解析手法を提案、さらに、これらと

第4章での未充てんキャビティ内の流れ解析を用いて、第3章で構築したプロセスモデルに従い、内部に箱型の障害物および邪魔板を有するキャビティを対象に数値解析を行った。その結果、これら解析手法により、造型時における型砂の充てん挙動と流れの特性を把握、また型砂充てん終了後の鋳型性状である鋳型硬度の定性的な予測が可能であることがわかった。

第6章では、最適な鋳型を得るための制御手法について、邪魔板を有するキャビティを対象に調査を行い、鋳型硬度の制御には、線形モデル式によるフィードフォワード制御、および学習制御方式が有効であることを示した。

第7章では、本研究で提案した、第4章の流線解析手法、第5章の造型性状の予測手法、第6章の学習制御方式を、実プロセスに適用する方法について考察した。

これら本研究で提案、考察した方法により、ブローイング造型のみならず、粉粒体の吹き込み造型プロセスの最適化をはかることが可能になると考えられる。



# << 参考文献 >>

- 1) H.W.Dietert : Foundry Core Practice, AFS Trans., (1950), pp.80
- 2) H.M.Gade : Core Blowing, The Foundry, (1950), Mar., pp.82
- 3) Z.Madacey : Pattern and Core Box Equipment for Blowing Foundry Sand, AFS Trans. 68(1960), pp.193
- 4) R.L.Geller and V.I.Poplavskii : The Working Process in Coreshooters, Russian Casting Production, 9(1965), pp.393
- 5) S.M.Pelczarski and J.S.Danko : Phenomena Occurring during The Filling of The Core-box on Core Blowers and Shooters, The British Foundrymen, (1971), Jan., pp.2
- 6) K.Srinagesh, J.S.Schumacher and R.W.Heime : Observations on Blowing Green Sand, AFS Trans., 80(1972), pp.369
- 7) N.M.Aronshtein and B.Mardonov : Shock Waves in The Coreshooter Moulding Process, Russian Casting Production, 4(1972), pp.154
- 8) V.L.Lesnichenko : Some aspects of Sandblower Theory, Russian Casting Production, (1975), Nov., pp.471
- 9) A.I.Fain : Sand Compaction by Sabdslingers, Russian Casting Production, (1976), pp.65
- 10) G.E.Kur : Calculation and Design of Working Parts and Equipment, Russian Casting Production, (1977), pp.423
- 11) N.Uzaki : Air-Flow Press Molding Process, AFS Trans., (1980), pp.529

- 12) First Report of Working Group Pl3 - Coreblowing and Core shooting Techniques: The British Foundrymen, 74(1981), 12, pp.271
- 13) 渥美猪三男, 牧口直史 : 流気加圧造型法における箱型形状模型の造型効果, 鋳物, 54(1982), 7, pp.460
- 14) 松浦誠, 片島三郎, 金山良治 : 流気加圧造型機構に関する基礎的研究, 鋳物, 55(1983), 6, pp.460
- 15) 松浦誠, 片島三郎 : 流気加圧造型における型砂の充てん挙動, 鋳物, 56(1984), 3, pp.163
- 16) 松浦誠, 片島三郎 : 流気加圧造型における型砂の充てんに及ぼす流気速度の影響, 鋳物, 57(1985), 3, pp.174
- 17) H.Sindermann : Green Sand Compaction by Air Impulse Molding - Theory And Practical Experimence, AFS Trans., (1985), pp.241
- 18) 池永明, 川本信, 田村啓治 : 減圧フルモールド法における鋳枠内での砂圧分布について, 鋳物, 60(1988), 8, pp.524
- 19) D.Boenisch and V.Lorenz : Fuilid-Impact Compaction of Green Sand Molds, AFS Trans., (1987), pp.7
- 20) 久保輝一郎ら : "粉体 - 理論と応用", 丸善, (1979), 634
- 21) 大塚昭信, 砂田久一, 檀上和美 : 粉体の充てん特性 - 遠心充てん, タッピング充てん, 圧縮充てんにおける外力と空隙率の関係 - , 粉体工学会誌, 7(1970), 3, pp.36
- 22) 三輪茂雄, 神田正記 : ホッパー内の粉粒体の流動について, 粉体工学会誌, 7(1973), 3, pp.36
- 23) 臼井三平, 網川浩, 青木隆一 : 粉体圧縮式の一提案, 粉体工学会誌, 10, (1973), 5, pp.271
- 24) L.M.Diran and H.F.Taylor : The nature of bonding in clays and sand-clay mixtures, (1952), pp.356
- 25) H.Md.Roshan : Temper point of moulding sands, Foundry Trade Journal, (1975), Sep., pp.333



- 26) 西田雅文, 寺嶋一彦, 野村宏之, 坂野武男: 日本鋳物協会  
第105回全国講演大会講演概要集, (1984), pp.80
- 27) 野村宏之, 坂野武男, 寺嶋一彦, 新実真: ブローイング造型時  
の型砂充てん挙動と粉体圧, 鋳物, 60(1988), 6, pp.378
- 28) 安芸顕一, 寺嶋一彦, 野村宏之, 坂野武男: 日本鋳物協会  
第107回全国講演大会講演概要集, (1985), pp.43
- 29) 伊藤英和, 寺嶋一彦, 野村宏之, 坂野武男: 日本鋳物協会  
第110回全国講演大会講演概要集, (1986), pp.5
- 30) 前田安郭, 野村宏之: ブローイング造型の研究 ー文献レビュ  
ーと最近の動向ー, 鋳物, 61(1989), 10, pp.687
- 31) 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における三  
次元粉体圧の挙動と型砂の充てん特性, 鋳物, 63(1991), 11,  
pp.889
- 32) 例えば, "流体力学ハンドブック", 丸善, (1982), pp.579
- 33) 川原睦人: "有限要素法流体解析", 日科技連, (1985),  
pp.217
- 34) 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における流  
線解析, 鋳物, 63(1991), 11, pp.896
- 35) 山田嘉昭: "塑性・粘弾性", 培風館, (1984), pp.18
- 36) 大草重康: "新しい土質力学 I", 森北出版, (1977), pp.200
- 37) 例えば, 戸川隼人: "有限要素法へのガイド", サイエンス社,  
(1982), pp.47
- 38) S. Ergun: Fluid Flow Through Packed Columns, Chemical  
Engineering Progress, 48(1952), pp.89
- 39) 荒木和男, 森山昭: 2次元充填層内流れへのErgun式の拡張,  
鉄と鋼, 63(1977), 6, pp.1035
- 40) 桑原守, 鞭巖: 層状装入の炉胸部におけるガス流れの解析,  
鉄と鋼, 62(1976), 5, pp.463
- 41) 杉山喬, 八木順一郎, 大森康男: 融着充填層におけるガス流れ  
と伝熱の解析, 鉄と鋼, 64(1978), 12, pp.1676

- 42) 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における造  
型性状の予測, 鋳物, 掲載決定
- 43) Y. Maeda, H. Nomura and K. Terashima: Numerical  
Simulation on Mold Making by Blowing Green snads into  
Cavity, Proceedings of The 1992 Thechnical program,  
Powder & Bulk Solids Conference, pp.149
- 44) 川村貞夫, 宮崎文夫, 有本卓: 動的システムの学習制御法  
(Betterment Process) の提案, 計測自動制御学会論文集,  
22(1986), 1, pp.56
- 45) 中野道雄, 原辰次: 繰り返し制御系の理論と応用, システムと  
制御, 30(1986), 1, pp.34
- 46) 小俣透, 中野道雄, 井上恵: 繰り返し制御の多変数系への拡張,  
計測自動制御学会論文集, 20(1984), 9, pp.795
- 47) 菅沼義昇, 伊藤正美: 学習制御と知識, 計測自動制御学会論文  
集, 22(1986), 8, pp.841
- 48) 菅沼義昇, 伊藤正美: 制御学習における知識と推論, システム  
と制御, 32(1988), 5, pp.327
- 49) 杉江俊治, 小野敏郎: 学習制御に関する一考察, システムと制  
御, 31(1987), 2, pp.129
- 50) 古田勝久: メカニカルシステム制御, オーム社, (1984), pp.52
- 51) F.R.Gantmacher: The Theory of Matrices (Chelsea Pub. Co.),  
(1977)



## << 謝 辞 >>

本研究の遂行にあたり、絶えず御指導、御助言を賜りました、豊橋技術科学大学教授野村宏之博士、ならびに助教授寺嶋一彦博士に深く感謝致します。

本研究を行うにあたり、御指導、御助言を賜りました豊橋技術科学大学名誉教授坂野武男博士に心から感謝の意を表します。

本論文を完成させるにあたり、有益でかつ御懇切な御指導を戴きました豊橋技術科学大学教授後藤圭司博士、教授西村義行博士、ならびに教授中村雅勇博士に深謝致します。

実験装置作製、実験、データ整理等において、御協力頂いた豊橋技術科学大学、生産システム工学系工程制御研究室の諸氏に深く御礼申し上げます。

## 付録 (1) 記号表 (NOMENCLATURE)

### Chapter 2

$H_B$  : mold hardness index

$H$  : mold hardness index (AFS standard tester)

### Chapter 4

$\alpha$  : void fraction in flow analysis

$V$  : total volume

$V_g$  : volume of gas (air)

$V_s$  : volume of solid

$u$  : y component of green sand velocity (m/s)

$v$  : z component of green sand velocity (m/s)

$p$  : equivalent pressure of homogeneously mixing model (Pa)

$\rho$  : equivalent density of homogeneously mixing model  
 $=1.39 \times 10^3$  (kg/m<sup>3</sup>)

$k$  : equivalent bulk viscosity of homogeneously mixing model  
 $=0$  (Pa·s)

$\mu$  : equivalent viscosity of homogeneously mixing model =588 (Pa·s)

$\tau$  : shear stress (Pa)

### SUBSCRIPT

$x$  : x direction

$y$  : y direction

$z$  : z direction

$s$  : sand particle of molding sand

$g$  : gas (air)



## Chapter 5

- $\omega$  : void fraction  
 $\mathbf{G}$  : vector of mass velocity  
 $G_0$  : representative mass velocity = 12 (m/s)  
 $G$  : mass velocity (y and z component)  
 $p_a$  : air pressure (Pa)  
 $\rho_a$  : air density = 1.2 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\mu_a$  : air viscosity =  $18.2 \times 10^{-6}$  (kg/m·s)  
 $d_p$  : molding sand (after mulling) diameter =  $0.203 \times 10^{-3}$  (m)  
 $\phi$  : shape coefficient of particle = 1.854  
 $\psi$  : stream function  
 $g_c$  : coefficient of gravity = 9.8 (kg·m/kgf·s<sup>2</sup>)  
 $\sigma$  : stress of sand layers (N/m<sup>2</sup>)  
 $\varepsilon$  : strain  
 $m$  : strain ratio  
 $E$  : modulus of molding sand deformation (N/m<sup>2</sup>)  
 $P$  : powder pressure (N/m<sup>2</sup>)

## SUBSCRIPT

- $x$  : x direction  
 $y$  : y direction  
 $z$  : z direction  
 $v$  : volume  
 $0$  : initial state

## Chapter 6

- $\Delta y_i = y_i - y_{ri}$   
 $y_i$  : mold hardness index at measurement point  $i$  ( $i=1,2,3$ )  
 $y_{ri}$  : reference mold hardness index at measurement point  $i$  ( $i=1,2,3$ ), where opening ratio of all vents is 50%  
 $\Delta u_i = u_i - u_{ri}$   
 $u_i$  : opening ratio of vent  $i$  ( $i=a,b,d$ )  
 $u_{ri}$  : reference opening ratio of vent  $i$ , (50%)  
 $\Delta$  : deviation between output (or input) value and reference value  
 $\Delta U$  : input (manipulated) variable vector  
 $(\Delta U \in R^n, R^n \text{ is } n\text{-dimensional vector space}),$   
 $(\text{vent opening ratio})$   
 $\Delta Y$  : output variable vector ( $\Delta Y \in R^n$ ), (mold hardness)  
 $A$  :  $n \times n$  coefficient matrix maps from  $R^n$  to  $R^n$   
 $k$  : learning times  
 $\Delta Y_d = Y_d - Y_r$   
 $\Gamma$  :  $n \times n$  coefficient matrix  
 $\Delta Y_d$  : desired output ( $\Delta Y_d \in R^n$ )  
 $Y_d$  : desired hardness index ( $Y_d \in R^n$ )  
 $Y_r$  : reference mold hardness index ( $Y_r \in R^n$ )  
 $\lambda_i$  : eigenvalue  
 $\text{Re}$  : real part of complex number



## 付録 (2) 静的線形モデル式

第 6 章で構築した静的線形モデル式，吹き込み圧 0.3, 0.7MPaを示す．

○吹き込み圧 0.3MPa

$$\begin{pmatrix} \Delta y_1 \\ \Delta y_2 \\ \Delta y_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.347 & 0 & 0 \\ -0.095 & 0.072 & -0.097 \\ 0 & 0 & 0.096 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta u_a \\ \Delta u_b \\ \Delta u_d \end{pmatrix} \quad (A2-1)$$

○吹き込み圧 0.7MPa

$$\begin{pmatrix} \Delta y_1 \\ \Delta y_2 \\ \Delta y_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.164 & 0 & 0 \\ -0.241 & 0.153 & -0.186 \\ 0 & 0 & 0.066 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta u_a \\ \Delta u_b \\ \Delta u_d \end{pmatrix} \quad (A2-2)$$

## 付録 (3) (6-6) 式の証明 (学習制御における誤差の収束条件)

(6-3), (6-4), (6-5) 式より，以下の関係がある．

$$\begin{aligned} e_{k+1} &= \Delta Y_d - \Delta Y_{k+1} \\ &= \Delta Y_d - \Delta Y_k + \Delta Y_k - \Delta Y_{k+1} \\ &= e_k + \Delta Y_k - \Delta Y_{k+1} \\ &= e_k + A \cdot \Delta U_k - A \cdot \Delta U_{k+1} \\ &= e_k + A \cdot \Delta U_k - A (\Delta U_k + \Gamma \cdot e_k) \\ &= (I - A \cdot \Gamma) e_k \end{aligned} \quad (A3-1)$$

(A3-1) 式を順次繰り返すことにより，以下の関係が誘導できる．

$$\begin{aligned} e_2 &= (I - A \cdot \Gamma) e_1 \\ e_3 &= (I - A \cdot \Gamma) e_2 \\ &= (I - A \cdot \Gamma)^2 e_1 \\ &\dots\dots\dots \\ e_{k+1} &= (I - A \cdot \Gamma)^k e_1 \end{aligned} \quad (A3-2)$$

行列理論<sup>51)</sup>より，必要十分条件として，行列  $(I - A \cdot \Gamma)$  の固有値の絶対値が，すべて 1 未満であるならば， $k \rightarrow \infty$  のとき  $e \rightarrow 0$  となることが導かれる．  
よって，出力値  $\Delta Y_k$  は，目標値  $\Delta Y_d$  となる． (証明終)



## << 公表論文 >>

### < 技術資料 >

1. 前田安郭, 野村宏之: ブローイング造型の研究 —文献レビューと最近の動向—, 鋳物, 61(1989), 10, pp.687-693

### < 研究論文 >

1. 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における三次元粉体圧の挙動と型砂の充てん特性, 鋳物, 63(1991), 11, pp.889-895
2. 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における流線解析, 鋳物, 63(1991), 11, pp.896-902
3. Yasuhiro Maeda, Toshihiro Atsumi, Kazuhiko Terashima and Hiroyuki Nomura : Learning Control of Mold Hardness in Blowing Molding, Transactions of The Japan Foundrymen's Society, Vol.10, 1991, Oct., pp.30-37
4. 前田安郭, 寺嶋一彦, 野村宏之: ブローイング造型における造型性状の予測, 鋳物, 掲載決定
5. Yasuhiro Maeda, Hiroyuki Nomura and Kazuhiko Terashima: Numerical Simulation on Mold Making by Blowing Green Sands into Cavity, Proceedings of The 1992 Thechnical program, Powder & Bulk Solids Conference, pp.149-158



