

生砂型造型における高速吹き込み時の充てん基礎特性

前田安郭¹, 野村宏之², 牧野泰育³

Compacting Behavior of Green Sand Molding by High Speed Blow Method Using Compressed Air

Yasuhiro Maeda¹, Hiroyuki Nomura² and Hiroyasu Makino³

Abstract

In order to produce the iron cast product with high quality and lightweight, it needs to make the high-density green sand mold. In the present study, the prototype of molding machine with the acceleration pipe to generate large compacting force is developed. The fundamental characteristics for the green sand blowing and compacting are investigated by several experiments using the molding machine. From the experimental results, the followings become clear. The green sand through the acceleration pipe is accelerated according to decrease in blowing mass and increase of the air tank setting pressure. The high values of mold density are located near the pattern plate. Air pressure loss influences to acceleration of particle velocity in the acceleration pipe. The quantity of air flowing into cavity is restrained by increasing the nozzle angle and the distance between nozzle and flask. This phenomenon affects the increasing of mold strength. The void fraction of the green sand mold measured near the pattern plate is smaller than value of 0.35. These values show that the present molding method is effective to make the higher density of green sand mold compare with conventional molding processes.

Keywords: Mold strength, Acceleration pipe, Compacting force, Air pressure loss

1. はじめに

近年の鋳造品においては、他業種の製造プロセスと同様にネットシェイプ化、ニアネットシェイプ化が進んでいる。また、従来の量産型から少量型、薄肉軽量化、鋳物寸法精度の向上を含めた品質向上へと進歩している。これに伴い、生砂型においても、高精度で、また高強度な特性を有する鋳型が必要になっている。生砂型造型においては、圧縮空気を利用する造型が主流化し、流気加圧造型、流気＋スクイズ¹⁾⁴⁾やブロー・スクイズ造型⁵⁾⁸⁾が用いられている。しかし、さらなる鋳物の薄肉化に伴う生砂型の高強度化を目指した場合、従来法の改良では限界があると考えられ、新造型システムの開発が望まれている。一方、従来の知見⁹⁾¹¹⁾から、強い衝撃力を利用すれば高強度な生砂型を造型できる次世代生砂型造型法が開発できると考えられる。

そこで本研究では次世代生砂型造型プロセスの基礎的な造型機構を解明することを目的とし、強い衝撃力を有する新造型プロセスの試験機を製作して、この試験機による生型砂の充てん挙動の詳細な調査を行う。この造型プロセスの基本構造は、生型砂を圧縮空気により加速筒に噴出させ、加速後、高速度で鋳枠内に進入させて、充てん及びつき固めを同時に行う仕様になっている。ここでは、本試験機を用いて、加速筒内での生型砂粒子の加速機構、キャビティ充てん時の衝撃力と鋳型強度との因果関

¹ 海上保安大学校, 海上安全学講座, maeda@jcga.ac.jp

² 名古屋大学大学院工学研究科

³ 新東工業(株)開発部

系の把握を試みる。これにより、特に薄肉鋳物を鋳造するために要求される高強度鋳型を造型するプロセスを確立するための基礎的知見を得ることを目的とする。

2. 実験装置

2.1 高速吹き込み造型機

本研究で試作した高速吹き込み造型機の概略を Fig.1 に示す。本実験装置は、コンプレッサから、エアタンク内に貯えた圧縮空気を利用して造型を行う。あらかじめサンドストック内に所量の生型砂を装てんし、バルブ信号を送ることでバルブが開放される。これによりサンドストック内に圧縮空気が流入し、サンドストック底部に設置してある弁が開かれることによって生型砂が加速筒内($\phi 100\text{mm} \times h 895\text{mm}$)に吹き込まれ、加速筒内で高速度に加速されて、鋳枠内に充てんする構造である。なお本研究における鋳枠は、一辺が 140mm の正方形で高さ 195mm を想定し、パターンプレート面は平坦なものでエアイベントは設けていない。

基礎造型特性を把握するためのセンサとしては、エアタンク(A1)、サンドストック(A2)、加速筒(P1,P2)、鋳枠(B1~B7, H1~H3)に圧力センサを、また加速筒(MP1~MP6)に透過型光センサを設置してある。光センサでは、生型砂が各位置を通過する時刻を測定して、その時間差から生型砂の速度が算出できる。また、鋳枠壁は取り外し可能な構造となっており、造型終了後には底部及び側部の鋳型強度が測定できる。なお鋳型強度の測定には、針径 1mm の侵入形強度計を用いる。

2.2 実験条件

この実験装置を用いて、生型砂装てん量、エアタンク設定圧力が充てん挙動に及ぼす影響について調査する。また、本造型プロセスは、生型砂とともに圧縮空気もキャビティ内に流入するため、鋳枠内に存在する空気はエアアクションとして働き生型砂の造型力(衝撃力)を抑えることが予測される。そこでノズル角度およびノズル鋳枠間距離を変化させて、圧縮空気の排

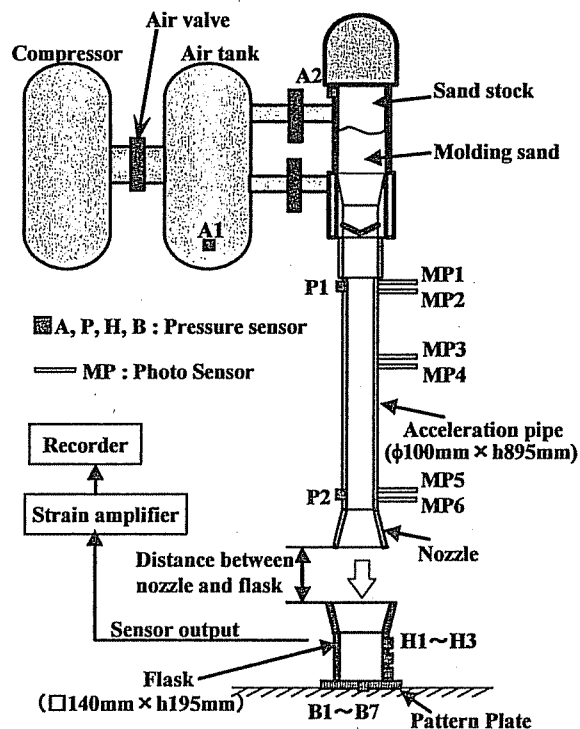


Fig.1 Experimental apparatus.

Table 1 Experimental conditions.

Molding sand mass [kg]	3, 6, 9
Air tank pressure [MPa]	0.4, 0.5, 0.6
Nozzle angle [°]	4.7, 7.3
Distance between nozzle and flask [m]	0.075, 0.175, 0.275

Table 2 Characteristics of molding sand.

Base Sand	Ceramic particle #650
Bentonite	10%(Na type)
Average diameter of sand [m]	1.73×10^{-4}
Ceramic particle density [kg/m ³]	2700
Bentonite density [kg/m ³]	500

Table 3 Size distribution of base sands.

μm	425	300	212	150	106	75	53
Mass%	-	3.9	37.4	46.7	10.8	1.2	-

出効果についても調査する。Table1 に示す実験条件において、空気圧 4 ヶ所(A1, A2, P1, P2)、粉体圧が鑄枠の底部で 7 ヶ所(B1~B7)、側部 3 ヶ所(H1~H3)、粒子速度 3 ヶ所(MP1-2, MP3-4, MP5-6)、鑄型強度を鑄型の底面で 49 ヶ所、側面 25 ヶ所で測定して実験解析を行う。

2.3 供試砂

実験に用いた供試砂特性を Table2 に示す。骨材には、造型性が良いとされている人工セラムックス砂を用い、この骨材に、粘結剤としてナトリウム系ベントナイトと適量の水を加えて混練した生型砂を供試砂として用いた。骨材の粒度分布を Table3 に示す。なお、供試砂は CB 値で管理し、すべての条件において 40%に調整した。

3. 結果及び考察

3.1 高速吹き込みの基本特性

代表例として、生型砂装てん量 3kg、エアタンク圧力 0.5MPa、ノズル角度 4.7° 、ノズル鑄枠間距離 0.175m における圧力波形を Fig.2 に示す。上段が空気圧力波形であり、中段が光センサ出力、下段が粉体圧波形である。粉体圧波形は代表例として底部中央のみを示す。なお、バルブ解放時間は 0.2 秒で一定である。

Fig.2 において、バルブの解放に伴いエアタンク内の圧縮空気がサンドストック内に流入するためエアタンク圧力(A1)は降下し、逆にサンドストック内の圧力(A2)は上昇し始める。サンドストック底部の弁ははじめの段階では閉じられているため、サンドストック内のエアチャージ量が増加し圧力も増加していくが、やがて弁の解放とともに圧縮空気と生型砂が加速筒内に噴出するため、A2 の圧力は降下していく。加速筒上部及び下部の圧力 P1, P2 は、A2 の圧力の影響をうけて初期段階で急激な上昇をする同様の波形を示すが、その値は小さい。加速筒に設置した光センサは上部から順次反応していき、加速筒から噴出された生型砂はパターンプレートに衝突し、パターンプレート面の圧力センサ(図はパターンプレート中央に設置した B6)は衝撃エネルギーに起因する鋭いピーク値を示す。なお、鑄枠に設置した他の圧力センサも同様に鋭いピークを持つ波形であった。以下、この粉体圧ピーク値⁹⁾を用いて充てん挙動の評価を行う。

Fig.3 に2つの光センサの反応時間差とセンサ間距離から加速筒内での生型砂粒子の速度を求めた加速筒内

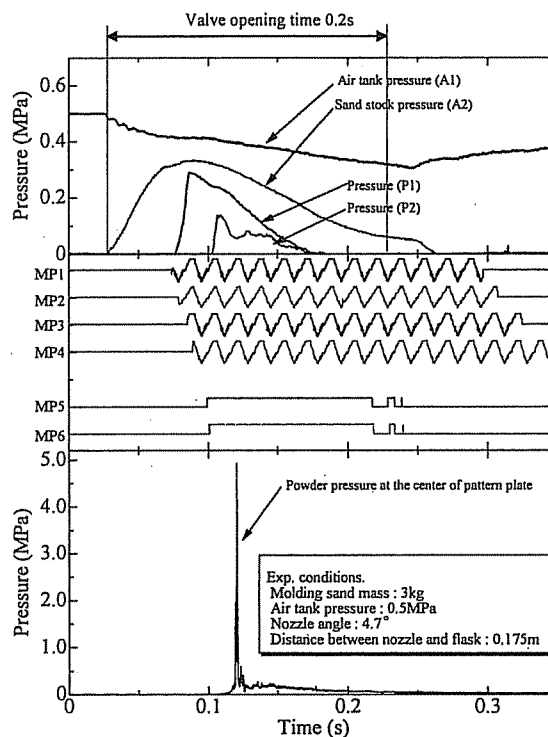


Fig.2 Pressure curve with time.

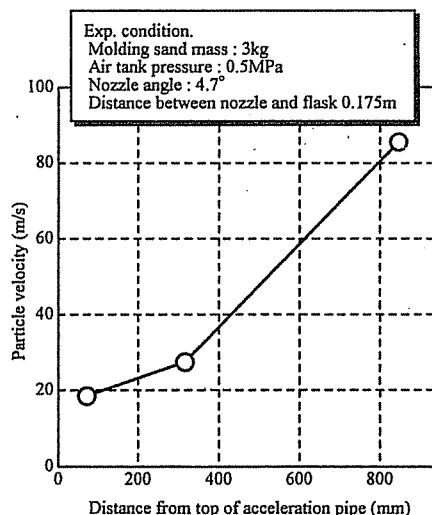


Fig.3 Particle velocity in acceleration pipe.

における速度変化を示す。なお、ノイズ等の影響でFig.2における光センサ出力形状に違いがあるが、反応時間の測定は安定出力が乱れた時点で計測するため支障はない。Fig.3より、加速筒上部から下部に進むに連れて、生型砂粒子の速度が上昇していることがわかる。これは、加速筒内で圧縮空気の持つエネルギーが生型砂の運動エネルギーに変わるためであると考えられる。そこで、加速筒内で測定された空気圧 P1 から P2 の値を引き、加速筒内での圧力損失量を求めた図をFig.4に示す。この圧縮空気損失分が生型砂の加速に使われたと判断できる。また、図から噴出の初期段階において最も圧力損失が大きく、砂粒子速度は初期に噴出される生型砂が最も高速度になると予測される。

3.2 充てん特性

Fig.5に鑄枠側面に設置した圧力センサが測定した各砂層高さにおける最大粉体圧を示す。図より、底部にいくほど最大粉体圧が高くなっていることがわかる。これはFig.4に示した加速筒内の圧力損失が初期段階で最も大きいため、はじめにキャビティに充てんされていく砂層底部ほど粒子速度が大きく、そのため衝撃エネルギーも大きく粉体圧が高くなっていると考えられる。同様に、充てん後の鑄型底面及び側面での平均強度をFig.6に示すが、平均強度は鑄型上部から底部にかけて強度が上昇しており、最大粉体圧と同様の傾向を示す。これより、通常のブロー造型と同様⁹⁾に、生型砂が鑄枠内に充てんする際に生じる高い衝撃力により高強度の鑄型が得られることがわかる。

Fig.7に同一条件で測定された底部の鑄型強度分布を示す。鑄型強度は、約 6N 程度から 12N 程度、平均で 8N 程度である。またその分布状況は特に中央が高いということはなく分布しており、また実験毎にバラツキが生じている。そこで鑄型強度を定量的に取り扱うことを目的に、底面すなわちパターンプレート面で測定された49点の鑄型強度から、平均値、及び標準偏差を次式により求めて評価値とする。

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \left\{ \left(x_1 - \bar{x} \right)^2 + \left(x_2 - \bar{x} \right)^2 + \dots + \left(x_n - \bar{x} \right)^2 \right\}} \quad (1)$$

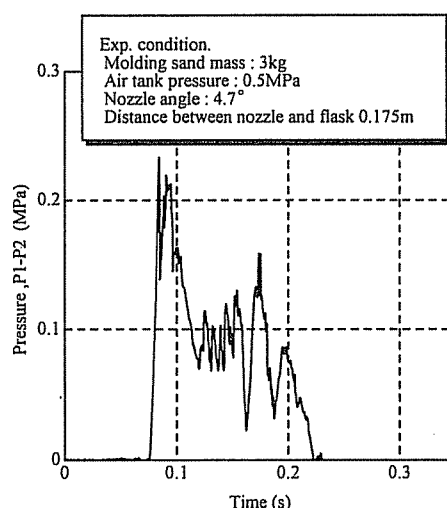


Fig.4 Pressure drop in acceleration pipe.

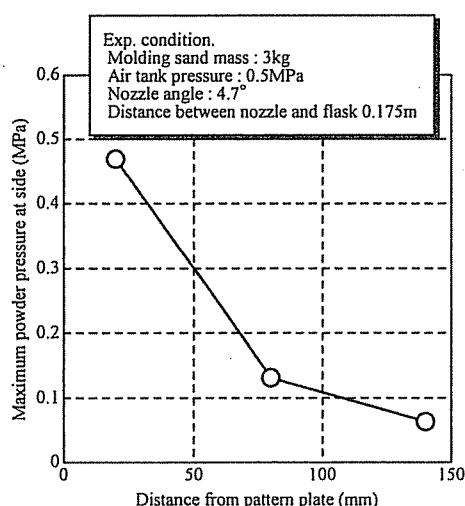


Fig.5 Relationship between distance from pattern plate and maximum powder pressure on side wall.

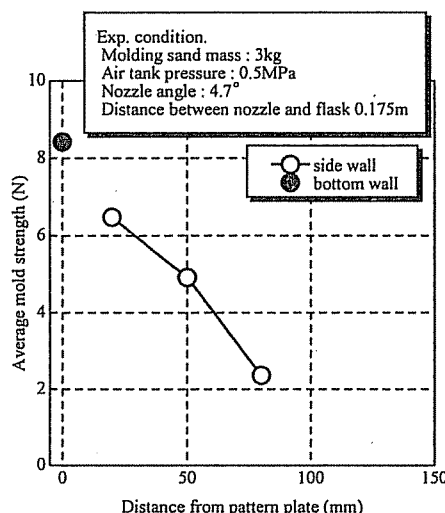


Fig.6 Relationship between distance from pattern plate and average of mold strength.

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{x - \bar{x}}{\sigma} \right)^2 \right\} \quad (2)$$

ここで、 σ は標準偏差、 n は全測定点数、 \bar{x} は平均鑄型強度、 $f(x)$ は正規分布関数である。

Fig.8 に底面における平均鑄型強度と標準偏差を示す。この条件では平均鑄型強度 8.47N、標準偏差 1.76N である。この処理により、平均鑄型強度は装てん砂量の増加とともに上昇するものの、標準偏差については、顕著な傾向はななくいずれの条件においてもバラツキが大きいことを確認した。

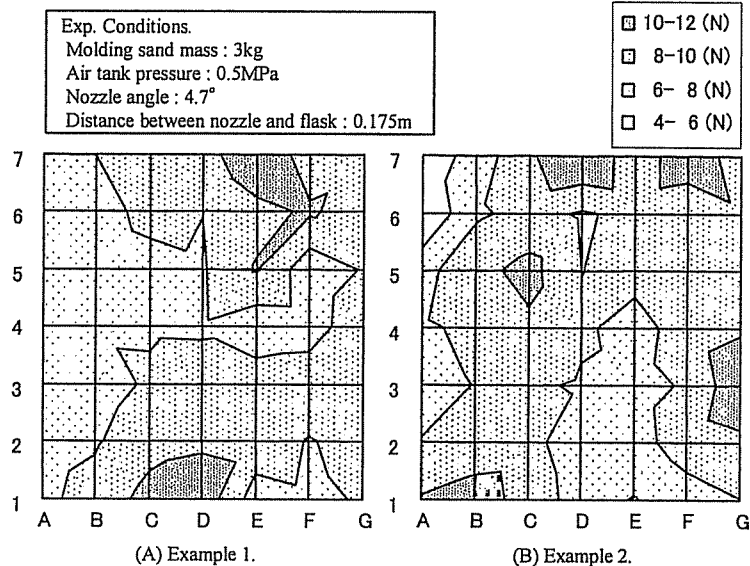


Fig.7 Distribution of mold strength at bottom.

3.3 造型条件と充てん挙動

次に、Table1 に示した造型条件の影響について述べる。生型砂装てん量が充てん挙動に及ぼす影響を Fig.9、Fig.10 に示す。エアタンク設定圧力が 0.5MPa と同じため圧力損失量は同じであるが、単位質量あたりに換算すると装てん量が少ないほど高い値を示すことになる。Fig.10 に示した加速筒内での速度変化においては、噴出直後は同じ速度であるものの加速筒上部から下部にかけて砂粒子速度はいずれの条件についても上昇し、特に生型砂装てん量が少ないほど上昇率が高くなる傾向である。このことから、空気の圧力損失による流体抗力をうけて粒子が加速されていることがわかる。

パターンプレート面からの距離に対して、鑄枠側面の各高さに設置した圧力センサが感知した最大粉体圧を Fig.11 に示す。図より、パターンプレート面付近で最も高い粉体圧を示すのは生型砂装てん量が 3kg の場合である。これは加速筒下部における砂粒子速度が最も大きく、高い衝撃力で鑄枠に充てんされるためである。一方、装てん量が増加すると上部においても高い粉体圧を示している。これは装てん量が 6, 9kg の場合においては、Fig.4 に示した加速筒内での圧力損失が 2 次、3 次ピークを形成するため、この中部や上部を充てんするときの砂粒子も初期と同様に高速度で鑄枠内に吹き込まれ高い衝撃力で充てんされるためであると考えられる。この条件における鑄型強度を Fig.12 に示す。この条件においても、鑄

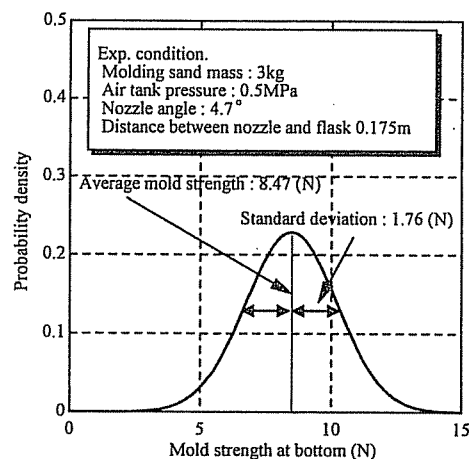


Fig.8 Normal distribution of mold strength at bottom.

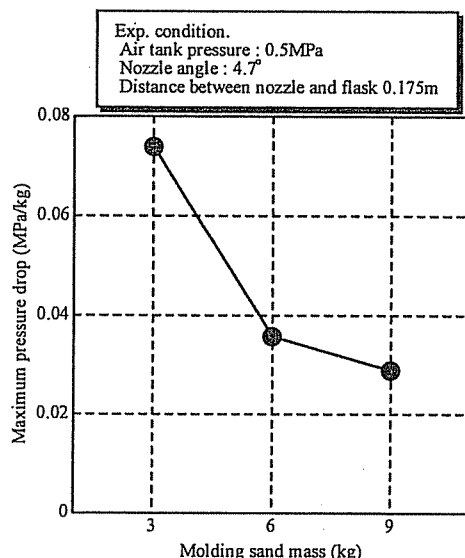


Fig.9 Maximum pressure drop in acceleration pipe.

型強度は最大粉体圧とよく似た傾向を示しており、生型砂が鋳枠内に充てんする際に生じる高い衝撃力により高強度の鋳型が得られることがわかる。

次にエアタンク設定圧力が加速筒内の生型砂噴出挙動に及ぼす影響について考える。Fig.13にエアタンク設定圧力と単位質量あたりの圧力損失の最大値の関係を、Fig.14に、粒子速度との関係を示す。図より設定圧力を高めることにより単位質量あたりの圧力損失量は増加し、これに伴い加速筒下部での生型砂粒子速度も設定圧力が高いほど大きくなっていることがわかる。このことから、加速筒下部での粒子速度は、加速筒内での単位質量あたりの最大圧力損失量によって決定されるものと考えられる。

また、Fig.15、Fig.16に示すよう

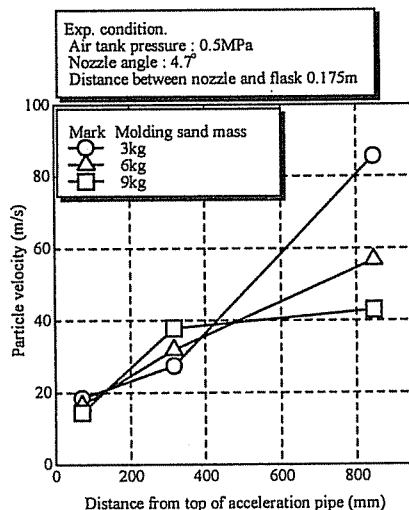


Fig.10 Particle velocity in acceleration pipe.

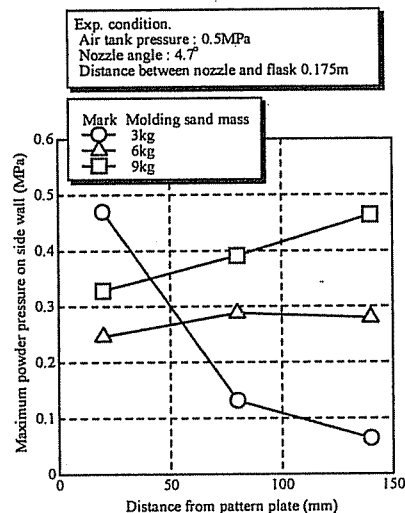


Fig.11 Relationship between distance from pattern plate and maximum powder pressure on side wall.

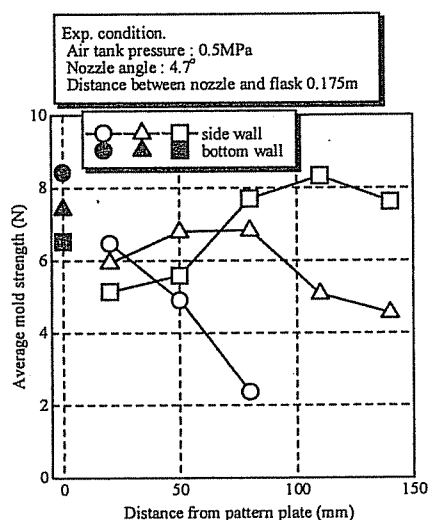


Fig.12 Relationship between distance from pattern plate and average mold strength.

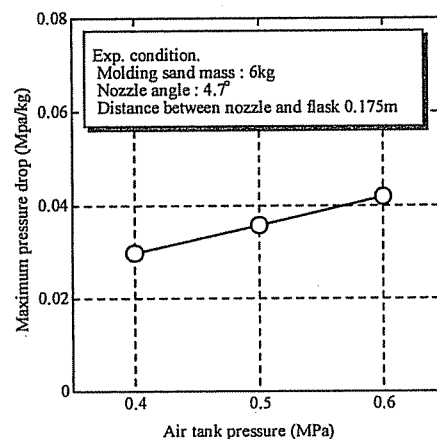


Fig.13 Maximum pressure drop in acceleration pipe.

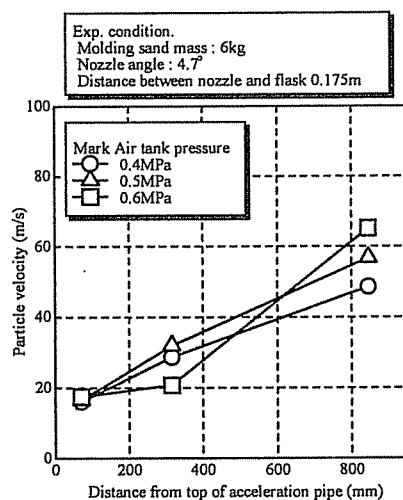


Fig.14 Particle velocity in acceleration pipe.

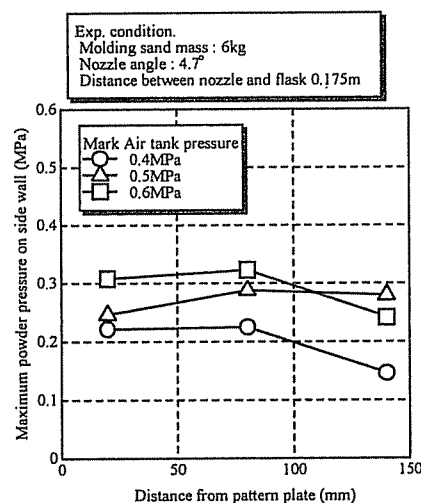


Fig.15 Relationship between distance from pattern plate and maximum powder pressure on side wall.

に、鑄枠側面の各高さにおける最大粉体圧は、加速筒出口での粒子速度の影響により、設定圧力が高いほど全体的に大きな値を示すとともに、鑄型強度も概ね最大粉体圧と同様の傾向を示すことがわかる。

本造型プロセスは、生型砂とともに圧縮空気もキャビティ内に流入するため、鑄枠内に存在する空気及び流入する圧縮空気はエアクッションとして働き造型力を抑えると予測される。この影響を調べるために、ノズル角度を変えた場合、ノズル鑄枠間距離を変えた場合についても調査した。ノズル角度を 4.7° から 7.3° に変化させた場合の底面の平均鑄型強度を Fig.17 に示す。若干例外が見られるが、ノズル角度の増加に伴い底面における鑄型強度はわずかながら上昇する傾向があることがわかる。これはノズル角度の増加に伴い、キャビティ内に流入する空気量が減少し、エアクッションの働きによる強度低下が軽減されたためであると考えられる。また、同様の理由から、ノズル鑄

間距離を変化させたときの底面の平均鑄型強度 Fig.18 についても、ノズル鑄枠間距離の増大に伴い、ほぼ全ての条件において鑄型強度は上昇する傾向を示した。これらの結果より、圧縮空気の排出が容易なほど、鑄型強度が増加するといえる。

3.4 圧密化機構解析

前節までの結果により、各種条件が生型砂の充てん挙動に

及ぼす影響が明らかになった。ここでは、本造型プロセスが高充てん密度や高強度鑄型を得るための圧密化機構を有しているかの判定のため、Cooper-Eaton 式による生型砂のキャビティ充てん時における圧密化機構について詳細に調査する。

Cooper-Eaton 式¹²⁾⁻¹⁴⁾は、粉体の圧密化機構を再配列機構と変形、破碎機構とに分離して説明することができる式であり、次式で表現される。

$$\frac{V(0)-V(P)}{V(0)-V(\infty)} = A_1 \exp\left(-\frac{B_1}{P}\right) + (1-A_1) \exp\left(-\frac{B_2}{P}\right) \quad (3)$$

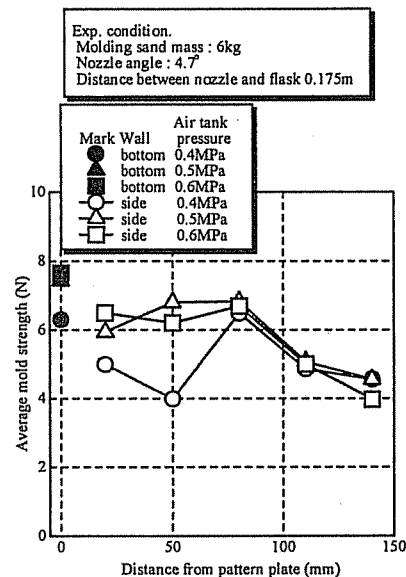


Fig.16 Relationship between distance from pattern plate and average mold strength.

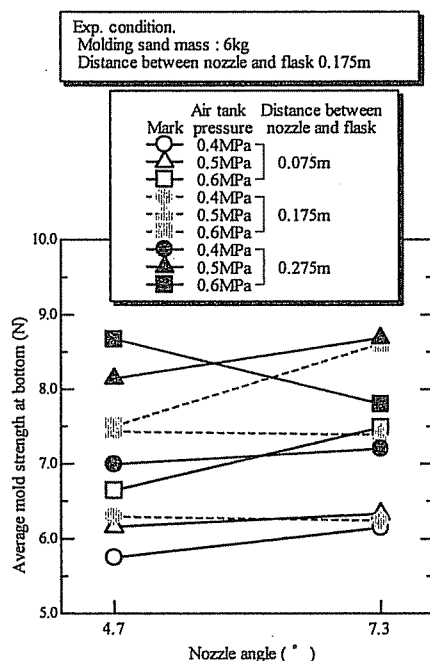


Fig.17 Influence of nozzle angle on the average mold strength at bottom.

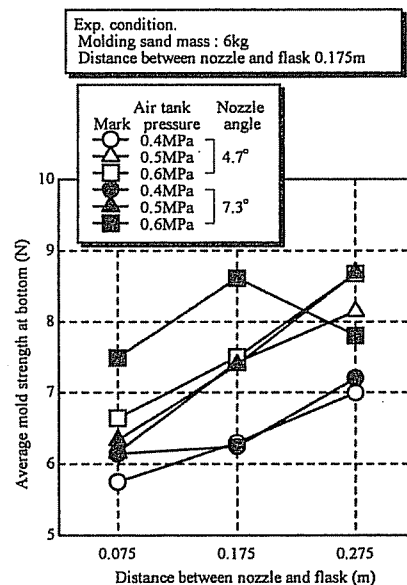


Fig.18 Influence of distance between nozzle and flask on average mold strength at bottom.

ここで、 $V(P)$ は、加圧力 P が作用したときのみかけ体積、 $V(0)$ 、 $V(\infty)$ は無加圧及び無限加圧時の体積、 A_1, B_1, B_2 はパラメータである。また、右辺第1項は粒子再配列に依存する項、第2項は塑性変形に依存する項である。生型砂造型における圧縮挙動は、粒子再配列と骨材を被覆するベントナイト粘着層の粘弾性圧縮変形挙動が考えられ、(3)式の生型砂造型への適用においては、右辺第1項は粒子再配列、第2項は粘弾性圧縮変形に依存する項として表現できる¹⁵⁾⁻¹⁸⁾としている。(3)式のパラメータ同定のために、本研究で使用した供試砂を用いて、別途スクィーズ加圧の圧縮試験を行い、スクィーズ面に加わる圧縮圧力 P と生型砂のみかけ容積 $V(P)$ の経時変化を測定して、式中の各パラメータ A_1, B_1, B_2 を非線形最小2乗法によって求めた。得られたパラメータ値は、 $A_1=0.593$ 、 $B_1=0.0661$ 、 $B_2=6.77$ 、相関係数 0.986 であった。この結果から容積を空隙率に変換し、圧力の増加に伴う空隙率減少量として算出して評価する。

本造型における実測値と Cooper-Eaton 式による解析結果を Fig.19 に示す。横軸に造型力である最大粉体圧、縦軸に造型性状評価値としての空隙率をとっている。図中の破線が Cooper-Eaton 式の再配列機構による解析結果であり、これに粘着層の変形機構を付加したものが実線である。また、プロットは本造型実験により得られたパターンプレート面における各圧力センサが示した最大粉体圧と空隙率の関係である。図より、Cooper-Eaton 式の解析値では圧縮圧力が約 1.0MPa 程度までは粒子の再配列機構に支配され、それ以上の圧力では粘着層の変形機構が付加するため空隙率は減少し続けることがわかる。一方、本造型実験で得られた値は最大粉体圧値で約 2.0MPa 程度までは Cooper-Eaton 式の近傍にあり、ほぼ良好な関係である。しかし、最大粉体圧が約 2.0MPa を越えると実験で得られた空隙率は計算値よりかなり大きい値になっている。これは Cooper-Eaton 式では骨材自体の変形や破砕も考慮しているのに対し、本実験で用いた供試砂は変形を行うのは骨材を被覆しているベントナイト層のみであり、骨材は変形しないためであると考えられる。従って、本造型実験により得られた空隙率は、ほとんどが再配列による充てんを完了する $0.34\sim 0.35$ 以下で十分につき固まっていると判断できることから、本造型プロセスは十分な造型力を持っているといえる。

しかしながら、本造型プロセスは、前述したように鑄型強度に大きなバラツキが生じること、大きな衝撃力を生成するがゆえに造型時の騒音が大きいこと、充てん密度が高くなりすぎて鑄型に割れが生じることがあること、多数の操業因子があるために造型性状のコントロールが難しいことなど、実ラインへ適用するためには改

善しなければならぬ欠点があることもわかった。実プロセスとしては欠点を有するものの、本研究で明らかにした造型の基礎特性は、本造型方法のみならず他の造型プロセスにおいても、充て

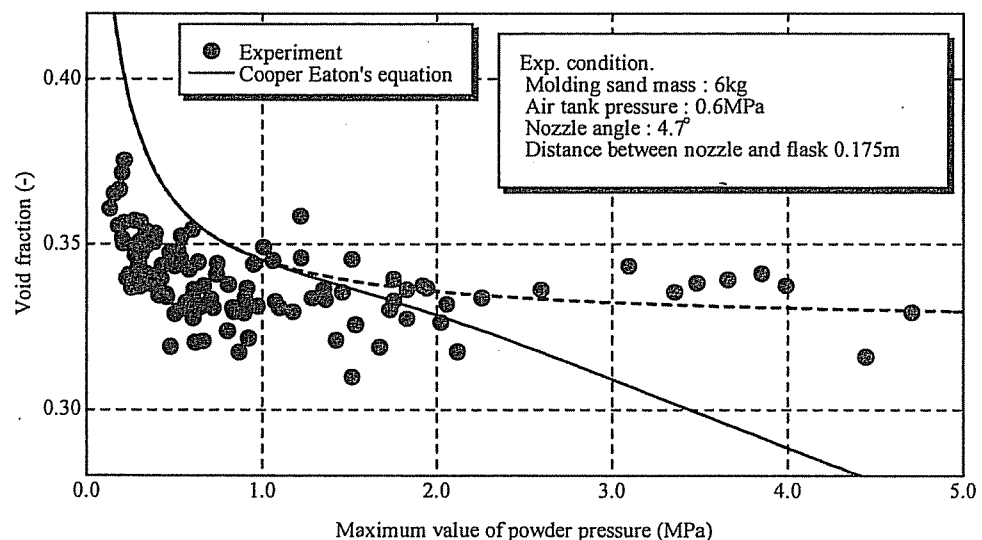


Fig.19 Relationship between maximum powder pressure and void fraction.

んつき固め解析の基礎的知見になると考えられる。また、湯流れ・凝固解析を駆使した鑄造 CAE が多用されるようになった現在、砂型造型プロセスや中子造型への数値シミュレーションの適用が望まれており、数値シミュレーションの開発においても有用なデータになるものと考えられる。

4. まとめ

高強度鑄型を造型するための高速吹き込み造型実験を行い、基礎的解明を行った結果、以下のことがわかった。

- 1) 生型砂装てん量の減少、及びエアタンク設定圧力の増加に伴い、加速筒内で生型砂は高速度に加速され、底面において高強度な鑄型が得られる。
- 2) 粒子速度の加速機構としては、加速筒内での圧力損失が影響を及ぼす。
- 3) ノズル角度、ノズル鑄枠間距離を増大させることによりキャビティ内に流入する空気量を抑制することができ、鑄型強度を増加させる効果がある。
- 4) 鑄型底部で得られる空隙率は、そのほとんどが 0.35 以下であり、従来の造型法に比べ高充てん密度、高強度の鑄型を造型することができる。

参考文献

- 1) N. Uzaki : AFS Transactions, **88**(1980) 529-534
- 2) H. Sindermann : AFS Transactions, **102**(1994) 321-327
- 3) H. Makino, Y. Maeda, H. Nomura and K. Hashimoto : Proc. of Modeling of Casting and Solidification Processes 1996, Edited by L. Baicheng and J. Tao, 3rd Pacific Rim International Conference, (1996), 34-39
- 4) H. Makino, Y. Maeda, and H. Nomura : International Journal of Cast Metals Research, **10**(1997) 171-175
- 5) K. Srinagesh, J. S. Schumacher and R. W. Heime : AFS Transactions, **80**(1972) 369-374
- 6) H. Makino, Y. Maeda and H. Nomura : J. Japan Foundry Engineering, **70**(1998), 459-464
- 7) H. Makino, Y. Maeda and H. Nomura : Congress Papers on 63rd World Foundry Congress, Budapest (1998), 24-1 - 24-14
- 8) H. Makino, Y. Maeda, H. Nomura : Technical Papers on CIATF Technical Forum, Düsseldorf(1999), 144-151
- 9) Y. Maeda, K. Terashima and H. Nomura : IMONO, **63**(1991), 889-895
- 10) Y. Maeda, K. Terashima and H. Nomura : IMONO, **63**(1991), 896-902
- 11) Y. Maeda, K. Terashima and H. Nomura : IMONO, **64**(1992), 556-561
- 12) A. R. Cooper and L. E. Eaton : Journal of the American Ceramic Society, **45**(1962), 97-101
- 13) T. Ito, Y. Wanibe : 5th European Symposium of Particle Characterization, Nuernberg, Germany, Preprints2, Nuernberg Messe GmbH, 1992 691
- 14) T. Ito, Y. Wanibe : Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials -1996 Vol.1, MPIF, (1996), 41
- 15) X. P. Chen, H. Nomura and Y. Maeda : J. Japan Foundry Engineering, **74**(2002), 436-441
- 16) X. P. Chen, Y. Maeda and H. Nomura : Proc. of The 65th World Foundry Congress, Gyeongju(2002), 783-792

- 17) Y. Maeda and H. Nomura : Proc. of The 65th World Foundry Congress, Gyeongju(2002), 849-857
- 18) X. P. Chen, H. Nomura and Y. Maeda : J. Japan Foundry Engineering, 75(2003), 35-41