



Title	鋳物のガス巻き込み欠陥予測に関する研究
Author(s)	木間塚, 明彦
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/2329
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

鑄物のガス巻き込み欠陥予測に関する研究

2008年

木 間 塚 明 彦

目 次

第1章 序論1

- 1.1. 本研究の背景
- 1.2. 湯流れに起因する鋳物の欠陥
- 1.3. 従来の湯流れ・凝固シミュレーションの研究
- 1.4. 本研究の目的
- 1.5. 本論文の構成
- 参考文献

第2章 ガス移動を考慮した湯流れ凝固シミュレーション10

- 2.1. 緒言
- 2.2. シミュレーション方法
 - 2.2.1. 直接差分法
 - 2.2.2. 溶湯の運動量および質量保存則の離散化
 - 2.2.3. 自由表面の計算方法
 - 2.2.4. 湯流れシミュレーションの時間進行方法
 - 2.2.5. 溶湯の熱エネルギー保存則の離散化
 - 2.2.6. ガス圧力の計算方法
 - 2.2.6.1. キャビティ内ガス圧力の計算
 - 2.2.6.2. 砂型内のガス流れ解析
 - 2.2.7. ガスグループの取り扱い
 - 2.2.7.1. キャビティ未充てん領域におけるガスのグループ化
 - 2.2.7.2. ガスグループの分裂・合体の計算方法
 - 2.2.8. ガス巻き込み欠陥の予測方法
 - 2.2.9. シミュレーションのフローチャート
- 2.3. 背圧が湯流れに与える影響の検討
- 2.4. 結言
- 参考文献

第3章 砂型鑄造のシミュレーションにおける計算の安定性34

- 3.1. 緒言
- 3.2. ガス圧力計算の時間進行方法
- 3.3. 鑄型キャビティ内ガス圧力計算の検証
- 3.4. 独立解法と連成解法の比較
- 3.5. 砂型透過率がキャビティ内圧力に与える影響
- 3.6. 時間刻みにおける計算安定条件の検討
- 3.7. 計算時間の比較
- 3.8. 砂型鑄造への適用結果および考察
- 3.9. 結言
- 参考文献

第4章 ガス移動を考慮した湯流れシミュレーションの検証55

- 4.1. 緒言
- 4.2. Backer らの結果との比較
- 4.3. 水モデル実験との比較
- 4.4. ダイカストへの適用
 - 4.4.1. 実験方法
 - 4.4.2. 鑄型キャビティ内ガス圧力測定の結果および考察
 - 4.4.3. キャビティ内圧力計算の検証
 - 4.4.4. ショートショット実験とシミュレーション結果の比較および考察
- 4.5. 砂型鑄造への適用
 - 4.5.1. 実験方法
 - 4.5.2. 実験結果とシミュレーションの比較および考察
 - 4.5.2.1. 湯流れおよびガス圧力測定の比較
 - 4.5.2.2. 湯流れおよびガス巻き込みの比較
- 4.6. 複雑形状鑄物でのガス巻き込み欠陥予測
- 4.7. 結言
- 参考文献

第5章 浮力を考慮したガス巻き込み欠陥の予測	94
5.1. 緒言	
5.2. 気泡の上昇速度	
5.3. 気泡追跡法	
5.4. 気泡に作用する外力および粘性係数の扱い	
5.4.1. 気泡に作用する外力に対する実験相関式	
5.4.2. 固液共存域の見かけ粘性	
5.5. シミュレーションのフローチャート	
5.6. シミュレーションの結果および考察	
5.7. 結言	
参考文献	
第6章 ガス巻き込み欠陥を抑制する鑄造条件最適化	107
6.1. 緒言	
6.2. 最適化手法	
6.3. 注湯条件の最適化	
6.4. 結言	
参考文献	
第7章 総括	117
謝辞	120
研究業績	121

第1章 序 論

1.1. 本研究の背景

近年の急速なコンピュータ性能の向上により、コンピュータシミュレーションが様々な分野で製品設計や製造条件を検討するために利用されている。鑄造分野においても、いくつかの鑄造シミュレーションソフトウェアが市販され、多くの鑄造企業において鑄物設計・鑄造方案検討のためのツールとして利用されてきている。鑄造シミュレーションソフトウェアを使った湯流れ・凝固過程の計算結果から適切な鑄造方案を事前に検討し、試作を減らすことによって製品の開発コスト・期間を削減する試みがなされている。

鑄造方案が適切でない場合に鑄造欠陥が発生するが、欠陥は湯流れに起因するものと、凝固に起因するものとに大別される。凝固時に発生する主な欠陥としては、凝固収縮による引け巣やポロシティ、変形等があげられる。凝固シミュレーションでは鑄物内部の温度分布・固相率分布等から引け巣やポロシティの発生を予測する。凝固に起因する欠陥のシミュレーションに関しては、これまで多くの研究がなされており^{1)~10)}、実際のプロセス改善のために、多くの鑄造企業でシミュレーションが利用されている。一方、湯流れに起因する主な欠陥として、ガスや介在物の巻き込み、湯回り不良、湯境などの欠陥がしばしば生じる。これまでも、湯流れシミュレーションによって湯流れに起因する欠陥の予測を試みているが、従来の湯流れシミュレーションでは充てん過程や最終充てん位置、渦度、滞留時間等を評価する事により欠陥を予測している。しかしながら、従来の手法ではこれらの欠陥を定量的に予測することは困難となっている。特にガス巻き込みはしばしば発生する欠陥であり、鑄物の品質を悪化させるため、湯流れ・凝固過程を精度良くシミュレートし、ガス巻き込み欠陥を予測できるシミュレーションソフトを開発することが望まれている。

1.2. 湯流れに起因する鑄物の欠陥

鑄造は鑄型内のガス(通常は空気)と溶融金属の置換操作であると言える。この置換操作が上手くいかない場合には製品内へのガスや異物の巻き込み、鑄型内の圧力(背圧)が高くなることによって鑄型キャビティの充てんの順序や、湯流れの速度に影響が生じる等の問

題が発生する。特に金型鑄造、ダイカスト鑄造等の場合、鑄造条件、鑄物形状によっては未充てん部分のガス圧(背圧)の上昇は溶湯充てんを妨げるほど高くなる場合がある。また、それ以外にも溶湯が充てんの途中で凝固する等の様々な欠陥が発生する。製品をより軽量化するため、鑄物の薄肉化のニーズが高まっており、鑄物を薄くした形状の場合に湯周り不良等の鑄造欠陥が発生するリスクが高くなっている。

ここでは、湯流れに起因する鑄造欠陥¹¹⁾¹²⁾をいくつか示す。鑄造方案や湯口系の設計が悪いと次のような鑄造欠陥が発生する可能性がある。

(1) ガス巻き込み

溶湯の充てん過程で鑄型からガスが排出されない場合や、湯が乱れてガスを巻き込んだ場合に製品内部や表面に微細な気泡が残る欠陥である。ガス抜きやオーバーフローなどを設けることによって、ガスを排出させて欠陥を無くす対策が取られる。また、ダイカストではスリーブ内の熔融金属の動きに伴うガス巻き込み、スリーブ内面の潤滑剤や金型内面の離型剤がガス化し混入したものもこれに加わる場合がある。砂型では砂に含まれる水分や粘結剤がガス化したものもこれに加わる場合がある。

(2) ガス吹かれ

砂型中の水分や粘結剤は溶湯によって加熱されガス化する。注湯時に発生したガスがキャビティ内に排出され、溶湯に巻き込まれる欠陥である。このガスが凝固完了までに外に出てしまわないものはブローホールとなって残ることになる。一方、注湯後に鑄型から発生したガスは鑄型に充満された金属および鑄型を通して外へ出ていこうとする。その際、金属が未凝固の状態であれば金属の中に侵入しそのまま残存してブローホールの原因となる。

(3) 湯回り不良

溶湯が充てん中に鑄型から熱を奪われることによって液相線温度以下となり流動性が低下し、鑄型内全体に湯が回らない欠陥である。キャビティ内に存在するガスの圧力が原因で流動が抑制されることにより発生する場合もある。

(4) 湯境

鑄型内の二つ以上の流れが合流する点で、温度が低下して流動性を失った溶湯同士が

衝突し、完全に融合しないで残る接合層が残る欠陥である。

(5) 介在物

金型鑄造では製品を取り外しやすくするために金型内面にスプレーする離型剤やスリーブ内で発生した破断チル層などが製品に巻き込まれて欠陥となる。また、耐火物と金属酸化物などが反応して生じた低融点の物質(スラグ)をキャビティに持ち込むことによって欠陥として残存することがある。

(6) 差込み

砂型で砂粒径が大きい場合に溶湯が砂の隙間に侵入して発生する欠陥である。

(7) 洗われ, 荒らされ

洗われは、溶湯の流速が速い部分で強度の弱い砂が削られ、鑄物の製品部分に砂が巻き込まれる欠陥である。

鑄造法は鑄型の種類、造型法、注湯条件、鑄造品の材質などにより分類される¹³⁾。鑄型は繰り返し鑄造可能な耐久性鑄型、鑄造ごとに作り直す必要がある非耐久性鑄型に大別される。耐久性鑄型としては金属製の金型、非耐久性鑄型には造型コストが安価であるケイ砂などの砂を利用する砂型、精密鑄造法に用いられるシェル鑄型や石膏鑄型等が使用されている。鑄型の種類が湯流れ・凝固形態に影響を及ぼし、欠陥の発生形態が異なる。金型鑄造法やダイカスト法では通気性が無い金属の鑄型を用いるため、背圧の影響が大きく、キャビティ内のガスを巻き込こんだガス欠陥が発生することが多い。また、鑄型の熱伝導率が大きいため、充てん中の溶湯の温度低下により流動中に凝固し湯周り不良も発生しやすい。一方、砂型鑄造法は砂で鑄型を作り、溶湯を鑄込むため、使用する砂が重要である。鑄型に溶湯が鑄込まれると、キャビティ内の空気は鑄型を通して排出される。砂粒子はガス排出のための空隙を与えており、この空隙が少ない場合には、鑄型内のガス圧が高くなり、ピンホール、ブローホール、吹かれなどのガス欠陥が発生する。また、空隙が大きすぎ、溶湯の表面張力、圧力および鑄型背圧などとのバランスがとれない場合には差し込みや焼着等の欠陥が発生する。

以上のように湯流れ過程において、ガスの存在や鑄型の通気性が鑄物品質に大きな影

響を与えていることがわかる。その対策としては湯口系を適切に設計しスムーズに充てんさせることや、適切な位置にガス抜きを設けることである。しかしながら、スムーズに湯を充てんさせるための湯口系の設計や、ガス抜きの位置・寸法の設計に関しては一般原則がなく、試行錯誤により最適方案を探索しているというのが現状である。

1.3. 従来の湯流れ・凝固シミュレーションの研究

従来、鑄造方案の検討や欠陥の対策には、技術者の経験的なノウハウに基づく試行錯誤による手法が用いられており、鑄型の試作・修正や鑄造条件の決定に多くの費用と労力が費やされていた。その対策として、コンピュータシミュレーションを利用して鑄造方案を検討し、試作回数を減らす試みがなされている。凝固シミュレーションによる引け巣欠陥予測は実験との比較検証によって、良い精度で推定できるようになってきており、方案設計や鑄造条件を検討するために使われている。

一方、湯流れは自由表面の移動を考慮した非圧縮粘性流体の数値シミュレーションであり、これまでも多くの手法が提案されている。MAC (Marker And Cell)法¹⁴⁾や SMAC (Simplified Marker And Cell)法¹⁵⁾は、流れ場計算に加えて、あらかじめ流体内に入れておいた質量を持たない粒子の移動を計算し、粒子の存在する要素を充満要素、存在しない要素を未充満要素とすることで自由表面の移動を計算している。また、VOF (Volume Of Fluid)法¹⁶⁾では、各要素における流体の充満率を表わす無次元数 F を定義し、自由表面付近の要素間で F の移動量を計算することによって自由表面の移動を計算している。矢部らは CIP (Constrained Interpolated Profile) 法^{17)~19)}による気相・液相を同時に扱う手法で自由表面を計算する手法を提案している。微分方程式を離散化する手法としては有限差分法 (Finite Difference Method)、有限要素法 (Finite Element Method)、有限体積法 (Control Volume)、直接差分法²⁰⁾²¹⁾ (Direct Finite Difference Method) 等が用いられている。これらの手法を用いた解析法が数多く研究されているが、直接差分法以外は物理現象を数学的に取り扱っているため、物理的意味が不明確であるものが多い。従来の有限差分法の MAC 法・SMAC 法や、SOLA 法²²⁾では鑄壁面での粘性力項、対流項を計算するため、鑄物外周部に補助セルを導入する必要があるが、直接差分法では粘性抵抗及び運動量の出入りを直接計算する

ため、補助セルを設置する必要がなく、メモリ容量が少なく済むという利点もある。

これらを鋳造の湯流れ解析に適用した例についても多くの報告がある^{23)~33)}。Hwang²³⁾らは MAC 法や SOLA-VOF 法を三次元に拡張したものを初めて鋳造に適用し、実際の鋳造品を模した解析モデルについて良い解析結果を導いている。Mampaey ら³⁰⁾は SIMPLE 法を用いた三次元湯流れ解析システムを開発し、X 線による直接観察との比較結果を示し、精度の良いシミュレーション結果が得られた事を報告している。安斎ら²⁴⁾³²⁾は、SOLA-VOF 法による実用的な三次元湯流れ解析システムを開発した。大中ら²¹⁾³⁵⁾³⁶⁾は直接差分法による湯流れシミュレーション手法を開発し、自由表面形状の取り扱いを工夫することによって、実験結果とのよい一致をみている。しかし一方で、湯流れシミュレーションにおいて、欠陥の予測は溶湯の最終充てん位置や充てんパターンを観察するなどの手法によっており、直接的に欠陥を予測できないことが問題となっている。

湯流れ過程では鋳型キャビティ内に存在するガスが熔融金属の充てんにより圧縮され、キャビティ外へ排出される。キャビティ内ガス圧力(背圧)が高くなり、湯流れパターンや速度に影響を与え、ガス巻き込みや湯回り不良などの鋳造欠陥が発生する。ガス巻き込みや湯回り不良に対しては、金型鋳造においては適切な位置に適切な個数・寸法のエアベントやオーバーフローを設置することが対策のひとつである。また、砂型鋳造においては砂型の透過率、塗型の厚みおよび透過率、粘結材や水分などからのガス発生を適切にコントロールすることが必要である。この背圧を湯流れシミュレーションで考慮するためには、溶湯の流れに加えてキャビティ空隙部のガスの流れを同時に解く必要があり、二相流のシミュレーションとなる。気液二相流では流動状態よって、連続相である液体の中に気体が気泡となり分散して流れる気泡流、液体が液滴となって気体の中に分散して流れる噴霧流、その中間状態で流れの代表長さに比較して分散相の大きさが大きいようなスラグ流に分類される。湯流れ充てん過程における流れは気泡流であると考えられる。二相流解析は気体部分も Navier-Stokes 方程式を解く必要があるために計算時間が多大となり、実用的でないことが問題となる。従って、従来行われていた研究では、溶湯の自由表面上の境界条件として大気圧の一定値を用いているものがほとんどであり、背圧の上昇が湯先挙動に与える影響が考慮されていなかった。最近では溶湯の充てんと共に背圧の上昇を考慮した解析例も見ら

れるが^{37)~40)}、これらの解析ではエアベント、砂型等からの排出が考慮されておらず、ガスの逃げによる減圧が考慮されていない。また、エアベントからの排気を考慮した解析もいくつか報告されているが⁴¹⁾、エアベントからのガス排気量は任意の値を与えているものが多く、エアベントからの排気量や背圧の変化などを詳細に議論し、それをシミュレーションに適用しているものはほとんど見当たらない。一部のソフトウェアでは背圧を解析できるものもあるが、ダイカストや金型鑄造など通気性の無い鑄型にしか適用できず、ガス発生量が多く、また発生したガスが見切り面、塗型および鑄型内部を通過して外部へ排出されていく砂型鑄造に適用した例⁴²⁾はほとんど無い。そのため、ガス巻き込み欠陥を定量的に予測する手法を開発することが望まれている。

1.4. 研究目的

前述したように、鑄造の湯流れシミュレーションは実用化されてきているが、湯流れの良し悪しの判断は定性的なものであり、ガス巻き込みの定量的な予測手法は確立していない。そこで、本研究では、背圧を考慮した湯流れシミュレーションおよびガス巻き込み欠陥を定量的かつ実用的に予測する手法を開発することを目的とした。直接差分法²⁰⁾(Direct Finite Difference Method)により支配方程式を離散化し、背圧を考慮した湯流れ凝固シミュレーションによるガス巻き込み欠陥予測プログラムを開発する。また、開発した手法を用いたシミュレーションを様々な湯流れプロセスに適用し、その計算結果をこれまでに報告されている結果、および実験結果と比較することによってその有用性を明らかにする。

1.5. 本論文の構成

本論文は次のような構成となっている。

第1章は序論であり、本研究が必要とされる背景、湯流れに起因する鑄物の欠陥について、従来の湯流れ・凝固シミュレーションの研究と課題、そして本研究の目的および概要について述べた。

第2章では直接差分法によるガス移動を考慮した湯流れ凝固シミュレーション手法について説明し、シミュレーションの妥当性を考察した。

第3章では本手法を砂型鑄造に適用する場合のガス圧力計算の時間進行の方法について述べた。また、単純形状の解析モデルを用いて、時間進行方法および時間刻み方法による計算の安定性について検討した。

第4章では本シミュレーション手法を、水モデル実験、ダイカスト鑄造法(金型鑄造法)および砂型鑄造法に適用し、その妥当性について考察した。砂型鑄造法ではX線を使った透過装置による湯流れの直接観察結果との比較結果について述べた。

第5章では第2章で述べたガス巻き込み予測手法を、充てん終了後の凝固過程を含めたガス巻き込み予測へ拡張した。凝固過程でガス巻き込み欠陥が浮力を受けて移動する事を考慮した凝固シミュレーション手法について述べ、その有効性を検討した。

第6章ではガス巻き込み欠陥を低減するための注湯条件最適化手法について述べた。多目的遺伝的アルゴリズムを使った注湯条件の最適化について考察した。

第7章は総括であり、各章の結果および考察をまとめた。

参考文献

- 1) 新山英輔, 内田敏夫, 森川穰, 斉藤茂樹: 鋳物, 52 (1980) p.635
- 2) 大中逸雄, 長坂悦敬, 福迫達一, 吉岡二郎: 鋳物, 53 (1981) p.376
- 3) 大中逸雄, 森康尋, 長坂悦敬, 福迫達一: 鋳物, 53 (1981) p.673
- 4) 大中逸雄, 長坂悦敬, 福迫達一: 鋳物, 54 (1982) p.384
- 5) E.Niyama, T.Uchida, M.Morikawa, and S. Saito: 49th Int. Foundry Congress in Chicago, (1982) p.52
- 6) 新山英輔, 内田敏夫, 森川穰, 斉藤茂樹: 鋳物, 54 (1982) p.507
- 7) 千々岩健児, 今福一英: 鋳物, 55 (1983) p.271
- 8) 大中逸雄, 長坂悦敬, 福迫達一, 大山昌一: 鋳物, 55 (1983) p.758
- 9) K.Kubo and R.D.Pehlke: Metal. Trans. 16B (1985) p.359
- 10) 蓮野昭人, 安斎浩一, 新山英輔: 日本機械学会論文集 B 編, 61 (1995) p.1470
- 11) 日本鋳造工学会編: 鋳物便覧, 丸善, (1986)
- 12) 日本鋳物協会訳: 鋳物不良の原因と対策, 丸善, (1955)
- 13) 大中逸雄, 荒木孝雄: 溶融加工学, コロナ社, (1987)
- 14) F. H. Harlow and J. E. Welch: Physics of Fluids, 8 (1965) p.2182
- 15) A.A.Amsden and F.H.Harlow: Los Alamos Scientific Lab. Report LA-4370, (1970)
- 16) B.D.Nichols, C.W.Hirt and R.S.Hotchkiss: Los Alamos Scientific Lab. Report LA-8355, (1980)
- 17) H.Takewaki, A.Nishiguchi and T.Yabe: J. Comput. Phys., 61 (1985) p.261
- 18) H.Takewaki and T.Yabe: J. Comput. Phys., 70 (1987) p.355
- 19) T.Yabe: Comput. Phys. Commun., 66 (1991) p.219
- 20) 大中逸雄: コンピュータ伝熱・凝固解析入門, 丸善 (1985) p.153
- 21) 朱金東, 大中逸雄: 鋳造工学, 68 (1996) p.668
- 22) C.W.Hirt, B.D.Nichols and N.C.Romero: Los Alamos Scientific Lab. Report LA-5852, (1975)
- 23) W.S.Hwang, R.A.Stoehr: J. of Metals, (1983) p.22

- 24) 安斎浩一, 内田俊夫, 片岡勝利: 鑄物, 60 (1988) p.763
- 25) 鵜飼修: 日本機械学会論文集 B 編, 56 (1990) p.3248
- 26) 大政 光史, 大中逸雄: 鑄物, 63 (1991) p.817
- 27) 野村宏之, 慶島浩二, 寺島一彦: 鑄物, 63 (1991) p.433
- 28) 久保公雄, G. Backer: 日立金属技報, (1994) p.97
- 29) M.R.Barkhudarov, C.W.Hirt: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process VII, (1995) p.935
- 30) F.Mampaey and Zhi.A.X.: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process VII, (1995) p.45
- 31) Y.C.Lee, S.M.Lee, Q.M.Chang, J.K.Choi, and C.P.Hong: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process VII, (1995) p.85
- 32) T.Tsukamoto, K.Anzai and E.Niyama: Proc. of 2nd Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Processes, (1995) p.349
- 33) 金谷亮吾, 大中逸雄, 朱金東, 北野靖二: 鑄造工学, 69 (1997) p.247
- 34) 桜木卓也: 鑄造工学, 70 (1998) p.550
- 35) J.D.Zhu and I.Ohnaka: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process VII, (1995) p.971
- 36) I.Ohnaka, R.Kanatani and J.D.Zhu: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process VII, (1998) p.37
- 37) 茨島明, 三中西信治, 藤田和美: 岩手県工業技術センター研究報告, 4 (1997) p.63
- 38) I.Takahashi, T.Uchida: Report of 133rd JFS Meeting, 133 (1998) p.121
- 39) G.Backer and M.Ranganathan: North American Die Casting Association, (2001) p.1
- 40) T.Sakuragi: Int. J. Cast Metals Research, 15 (2002) p.153
- 41) J.H.Kuo and W.S.Hwang: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes IX (2000) p.341
- 42) Y.Maeda, H.Nomura, Y.Otsuka and Y.Mori: Int. J. of Cast Metals, Vol.15 No.3 (2002) p.441

第2章 ガス移動を考慮した湯流れシミュレーション

2.1. 緒言

第1章で鑄造の湯流れ過程で発生する欠陥、および湯流れシミュレーションの現状について述べた。従来の湯流れシミュレーションでは、キャビティ未充満領域の圧力は一定の値しか与えていないため、溶湯が充てんする過程における背圧の影響を考慮することができない。しかしながら、実際の充てん過程では背圧の影響により充てん形態が変化し、空気の巻き込みや湯回り不良などの鑄造欠陥が発生する等の問題が発生する。この背圧を考慮した解析をするためには、キャビティ未充満領域のガスの流れも同時に解く必要があり、二相流の解析となる。二相流の解析は溶融金属の流れに加え、気体部分に対しても Navier-Stokes 方程式を解く必要があるために計算時間が多大となり、実際のプロセスに適用するには現実的ではないことが問題となる。そこで、本章では、キャビティ内のガス流動を無視してガス圧力を求め、自由表面に境界条件として与えることによって、実用的な時間で背圧を計算する手法について述べる。また、湯流れ充てん時に発生するガス巻き込み欠陥の位置・大きさを予測する手法について説明する。そして、簡易モデルを用いたシミュレーションにより、背圧が湯流れに与える影響を検討する。

2.2. シミュレーション方法

2.2.1. 直接差分法

微分方程式の離散化には直接差分法^{1) 2)}を用いた。直接差分法では解くべき系をまず微小要素に分割し、各要素における物理現象を微分方程式を経由せずに直接コンピュータが計算できる差分方程式として表現して数値解を得る。物理保存則を各要素の保存領域に直接適用するため手法を理解しやすく、プログラムも容易である。従来の有限差分法^{3)~5)}では壁面での粘性力項、対流項を計算するため、鑄物外周部に補助セルを導入する必要がある。しかし、直接差分法では粘性抵抗及び運動量の出入りを直接計算するため、補助セルを設置する必要がなく、メモリ容量が少なくて済むという利点がある。直接差分法は非構造格子を用いることにより複雑な形状への対応も可能であるが⁶⁾⁷⁾、計算速度および計算格子

生成の容易さから本研究では直交不等分割要素を採用した。

2.2.2. 溶湯の運動量および質量保存則の離散化

熔融金属の流れは非圧縮性ニュートン流体であるとする。物理量の定義位置を、流速ベクトルについては要素境界面に対して垂直とし、面の中心とする。また、圧力は要素の中心に定義する。運動量保存則の適用領域は Fig. 2.1 のようにスタッガード要素領域とする。質量保存、運動量保存を異なる領域に適用することにより圧力振動を防ぐためである。

運動量保存則は直接差分法により次式のように離散化される

$$\frac{\rho V_{IS}}{\Delta t} (u_{IS}^{t+\Delta t} - u_{IS}^t) = (M_c + M_v + M_g + M_p + M_d) \quad (2.1)$$

ここで、 ρ_L :密度、 V_{IS} :スタッガード要素体積、 u_{IS} : IS 面における流速、 Δt :時間刻み、 t :時間、 M_c :対流項、 M_v :粘性項、 M_g :重力項、 M_p :圧力項、 M_d :ダルシー項
式(2.1)の右辺各項は以下ようになる。

(1)対流項

風上差分とし、隣接領域から熔融金属が流入する場合には隣接要素 j の流速、隣接領域へ流出する場合には i の流速を用いる。

$$M_c = \sum_j (\mathbf{n} \cdot \bar{\rho} S u_{IS} \bar{u})_{ij} \quad (2.2)$$

$$\bar{\rho} \bar{u} = \begin{cases} \rho_j u_j & (\mathbf{n} \cdot \bar{u}_j < 0 \text{ のとき}) \\ \rho_i u_i & (\mathbf{n} \cdot \bar{u}_i > 0 \text{ のとき}) \end{cases} \quad (2.3)$$

ここで、 $\mathbf{n}$:面の法線ベクトル(流入を正とする)、 $\bar{\rho}$:風上密度、 S :面積、 u_{IS} :スタッガード要素面流速、 $\bar{u}$:スタッガード要素面における風上流速

(2)粘性項

$$M_v = \sum_j \mu_j S_j \left(\frac{u_j - u_{IS}}{d_j} \right) \quad (2.4)$$

ここで, μ :粘性係数, d :流速定義面間の距離

(3)重力項

$$M_g = \rho \cdot V \cdot g \cos \alpha \quad (2.5)$$

ここで, g :重力加速度, α :重力ベクトルと面 IS の垂直方向のなす角度.

(4)圧力項

圧力は i, j 要素間で直線的に変化しているものと仮定する.

$$M_p = (P_i - P_j) S_{IS} \quad (2.6)$$

ここで, P :圧力. なお, スタッガード要素 IS の中に未充満要素が含まれる場合, P_i あるいは P_j はキャビティ部の背圧となる.

(5)ダルシー項

$$M_d = \mu S_{IS} u_{IS}^{t+\Delta t} \left(\frac{\varepsilon_i d_i}{K_i} + \frac{\varepsilon_j d_j}{K_j} \right) \quad (2.7)$$

ここで, ε :空隙率, K :透過率, d :面 IS から隣接要素中心までの距離.

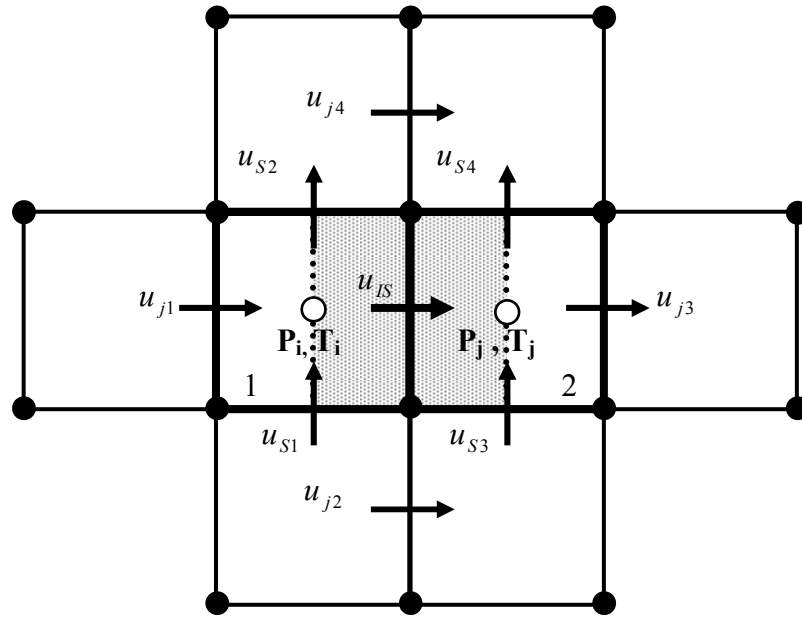
ダルシー項は固相が流動せず, 固相内の残留液相のみ流動する場合の流動抵抗を扱うためのものである. 固相が液相とともに流動する場合の流動抵抗は, 固液混合体の見かけ粘度で扱う.

質量保存則は, 溶湯の流れを非圧縮性であるとしていることから, 密度一定として, 充満要素に対して次式で表わされる.

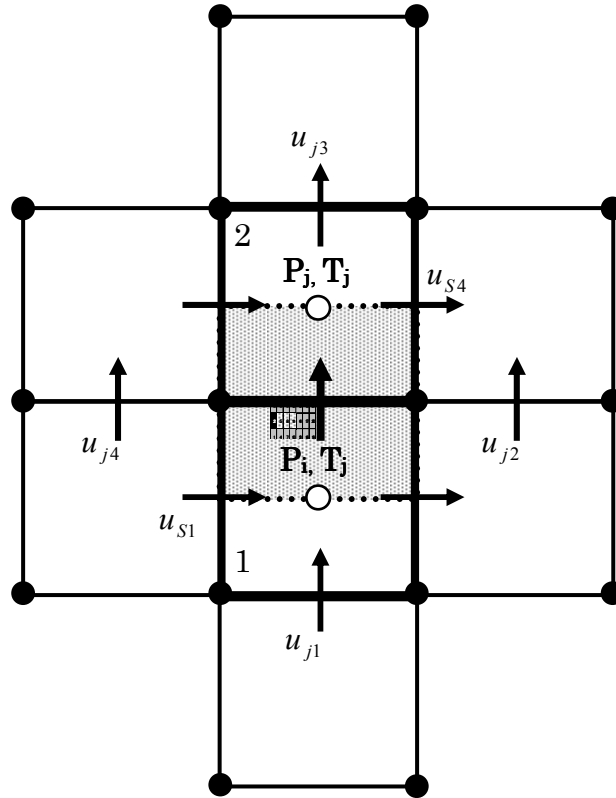
$$\sum_j (\mathbf{n} S u^{t+\Delta t})_{ij} = 0 \quad (2.8)$$

ここで, n_i :要素 i の構成面における法線ベクトル(流入を正とする), S_i :要素構成面の面積

- Region for mass and energy conservation
- Region for momentum conservation



(a) x direction



(b) y direction

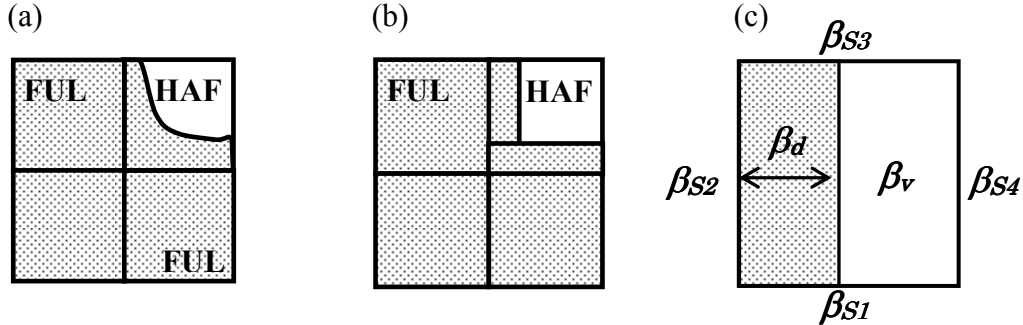
Fig. 2.1 Staggered grid for DFDM

2.2.3. 自由表面の計算方法

自由表面の取り扱いについては, Fig. 2.2(a)に示す自由表面を Fig. 2.2(b)のように要素面に平行であると近似する. 自由表面の位置を格子番号と対応させるため FUL: 充満要素, HAF: 自由表面要素, EMP: 未充満要素の情報を記憶しておく. また, 自由表面形状を表すため, 3つの無次元パラメータ β_v : 要素の体積充満率, β_s : 要素構成面の面積充満率及び β_d : 充満面から自由表面までの無次元距離を定義し, 自由表面における質量・運動量保存の計算精度を高くしている⁸⁾. 自由表面における質量保存則は次式で表され, $t + \Delta t$ における β_v が求められる.

$$\frac{\beta_v^{t+\Delta t} - \beta_v^t}{\Delta t} V_i = \sum_j (\mathbf{n} \cdot \mathbf{S} u \cdot \vec{\beta}_s)_{ij} \quad (2.9)$$

ここで, V_i : 要素体積, $\vec{\beta}_s$: 風上側面積充満率



(a) real shape of free surface. (b) modeled shape of free surface. (c) Free surface parameters.

Fig.2.2 Modeling of free surface

2.2.4. 湯流れシミュレーションの時間進行方法

湯流れシミュレーションの時間進行方法はMAC法と同様に速度を陽的に, 圧力を陰的に解くこととする. まず(2.1)式から圧力項を除いた流速を時刻 t の値を用いて求め, 仮想流速を $\tilde{u}_{IS}^{t+\Delta t}$ とする.

$$\tilde{u}_{IS}^{t+\Delta t} = u_{IS}^t + \frac{\Delta t}{\rho_L V} (M_C + M_V + M_g + M_d) \quad (2.10)$$

時刻 $t + \Delta t$ での流速と仮想流速の間には、以下の関係式が成り立つ。

$$u_{IS}^{t+\Delta t} = \tilde{u}_{IS}^{t+\Delta t} + \frac{\Delta t}{\rho_L V} S(P_i - P_j) \quad (2.11)$$

(2.8)式と(2.11)式を連立させることにより次式のような圧力に関するポアソン方程式を得る。

$$\sum_j \frac{\Delta t}{\rho_L V} S_j^2 (P_i - P_j) = - \sum_j S_j \tilde{u}_{IS}^{t+\Delta t} \quad (2.12)$$

(2.12)式の連立方程式の解法はSOR法により解く。(2.12)式を解くことによって得られる圧力で(2.11)式により仮想流速を補正し、時刻 $t + \Delta t$ での流速が求められる。なお、溶湯ーガス(キャビティ未充てん領域)界面において、圧力境界条件として、 $P_i^{t+\Delta t} = P_g$ (キャビティ内圧力)として与えることにより背圧を考慮する。

2.2.5. 溶湯の熱エネルギー保存則の離散化

ここでは、溶湯の流動中の熱移動を考慮するための方法について述べる。温度の定義位置は圧力と同様に、要素の中心とする。ただし、キャビティ充満後の凝固収縮による補給流れや温度差および密度差による対流を考慮しない。また、時間項の差分方法は前進差分とする。鋳物に対する熱エネルギー保存は次のようになる。

$$(\rho C_p V \beta_V)_i \frac{T_i^{t+\Delta t} - T_i^t}{\Delta t} = \sum_j (\mathbf{n} \rho C_p \vec{\beta}_S S \vec{u})_{ij} (\vec{T}_j^t - T_i^t) + \sum_j \beta_S S_{ij} \frac{T_j^t - T_i^t}{R_{ij}} + Q_S \quad (2.13)$$

$$R_{ij} = \frac{1}{h} + \frac{\Delta d_i}{\lambda_i} + \frac{\Delta d_j}{\lambda_j} \quad (2.14)$$

ここで、 T :温度、 C_p :比熱、 R_{ij} :要素 i, j 間の熱抵抗、 h :熱伝達係数、 Δd_i , Δd_j :それぞれ要素 i , 要素 j の節点から内部温度境界までの距離、 λ :熱伝導率、 Q_S :潜熱である。

液相線以下の領域では失われる熱量に相当する潜熱が放出され固相率が増大するとする。固相率と温度の関係は線形を仮定し、次式を用いた。

$$T^{t+\Delta t} = T_L + (T_L - T_S) f_s^{t+\Delta t} \quad (2.15)$$

ここで, T_L :液相線温度, T_S :固相線温度, f_S :固相率

凝固潜熱の取り扱いは温度回復法⁹⁾¹⁰⁾を使用する. 潜熱の放出の代わりに固相率の増加を考え, 固相率が1になったとき領域の凝固は終了したものとする. 要素の固相率が Δf_S 増加したとすると, その潜熱放出量 Q_S は次式となる.

$$Q_S = \rho \beta_V V \Delta f_S \Delta H \quad (2.16)$$

ここで, ΔH :凝固潜熱である.

温度回復法では, まず潜熱の放出を考えず温度解析を実行し, 計算時間刻み Δt 間の液相線温度 T_L からの温度低下量 $\Delta T = T_L - T$ を求める. $\Delta T > 0$ であれば凝固が生じて潜熱の放出により温度は T_L に回復するので, 次式が成り立つ.

$$Q_S = \rho C_p \beta_V V \Delta T \quad (2.17)$$

式(2.16), (2.17)から固相率の増分は次式のように求まる.

$$\Delta f_S = \frac{C_p \Delta T}{\Delta H} \quad (2.18)$$

温度回復法では潜熱放出の代わりに固相率の増加を計算し, 固相率が1となったらその領域の凝固は終了したものとする.

2.2.6. ガス圧力の計算方法

気体と熔融金属の密度を比較した場合, 熔融金属の運動量は気体に比べて十分に大きく, 気体の流動が熔融金属の流動に与える影響は小さいと考えられる. そこで, キャビティ内のガス流動は無視し, ガス圧力を気体の状態方程式から求め, その圧力を溶湯の自由表面の境界条件として扱うこととする. キャビティ内ガス圧力(背圧)を溶湯の自由表面に作用する境界圧力として与えることによって背圧を考慮する.

Fig.2.3 は熔融金属が鋳型内を流し込む際に, 鋳型内のガスが圧縮され, 鋳型外部へ排出されていく様子を示している. 図に示すようにグループ化された各ガスグループには, グループごとに圧力, 密度, 温度が定義され, グループ内のすべての要素は同じ値をもつものとしている. 以上のことを含め, 本シミュレーションではガスの取り扱いに対して以下の仮定を置く.

- (1) キャビティ内ガスの流動を無視する.
- (2) キャビティ内のガスは理想気体である.
- (3) キャビティ内の圧力, 密度, 温度はガスグループごとに一定.
- (4) 砂型内のガスの流れはダルシー流れである.
- (5) 砂型内においては, 要素ごとに圧力, 温度, 密度などの状態変数が異なる.

以上の仮定から, キャビティ内ガスは圧縮性流体として, 質量保存則は次式で表される.

$$\frac{\rho_{ig}^{t+\Delta t} V_{ig}^{t+\Delta t} - \rho_{ig}^t V_{ig}^t}{\Delta t} = - \sum_j (\mathbf{n} \cdot \mathbf{S} u_{c/m}^{t+\Delta t} \bar{\rho}_{c/m}^t)_{ij} \quad (2.19)$$

ここで, ρ_{ig} : ガス密度, V_{ig} : ガス体積, u_g : キャビティー鑄型界面でのガス速度, S_{ij} : キャビティー鑄型界面での断面積, $u_{c/m}$: キャビティー鑄型界面でのガス流速, $\bar{\rho}_{c/m}^t$: キャビティー鑄型界面における風上ガス密度, 下添字 ig : ガスグループ番号

また, ガス密度は気体の状態方程式より次式で表わされる.

$$\rho_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{M}{RT_{ig}} P_{ig}^{t+\Delta t} \quad (2.20)$$

ここで, M : ガス分子量, P_{ig} : キャビティ内のガス圧力, R : ガス定数, T_{ig} : ガス温度

次に, 金型鑄造と砂型鑄造の場合, 鑄型からのガス排出の取り扱いが異なるため, それぞれについて述べる.

(1) 金型鑄造

金型鑄造の場合, キャビティ内ガスはベント, 押し出しピン, 見切り面等の隙間から排出される. キャビティ内のガスがエアベント等から外部へ排気される際の排出速度はキャビティ内と外部(大気圧)との圧力差により次式で計算されると仮定する.

$$u_{c/m}^{t+\Delta t} = K(P_{ig}^{t+\Delta t} - P_0) \quad (2.21)$$

ここで, $u_{c/m}$: 排出速度, K : 排気度係数, P_0 : 大気圧

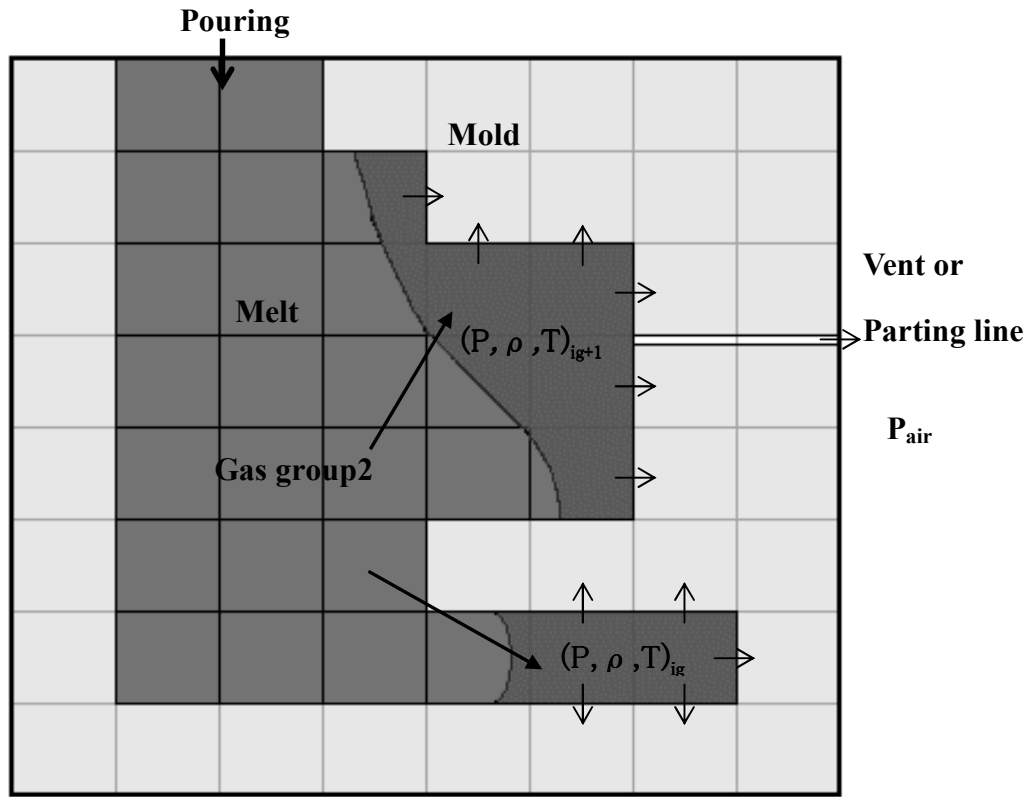


Fig.2.3 Schematic illustration of mold filling process.

エアメント内部のガス流れを層流円管のハーゲンポアズイユ流れであると仮定すると排気度係数は次式で表される

$$K = f \cdot \frac{d^2}{32k\rho v l} \quad (2.22)$$

ここで、 f :補正係数、 k :形状係数、エアメントの断面積を長さ l 、直径 d の相当円管と仮定している。

(2.19)式に、(2.20) (2.21)式を代入して、

$$\frac{\frac{M}{RT} P_{ig}^{t+\Delta t} V_{ig}^{t+\Delta t} - \rho_{ig}^t V_{ig}^t}{\Delta t} = - \sum_j \{ S_{mi} K (P_{ig}^{t+\Delta t} - P_0) \rho_{ig}^t \}_j \quad (2.23)$$

圧力を相対圧とすると次式よりキャビティ内ガス圧力が求められる

$$\left\{ \sum_j (S_{mi} K \rho_{ig}^t)_j + \frac{M}{RT} \frac{V_{ig}^{t+\Delta t}}{\Delta t} \right\} P_{ig}^{t+\Delta t} = -\frac{M}{RT} \cdot \frac{V_{ig}^{t+\Delta t}}{\Delta t} P_0 + \frac{V_{ig}^t}{\Delta t} \rho_{ig}^t \quad (2.24)$$

(2)砂型鑄造

砂型鑄造の場合、キャビティ内ガスは鑄型を通して排出される。キャビティ内のガスが砂型へ排気される際の排出速度はキャビティ内と砂型内のガス圧力との圧力差により求められ、ガス流速は次式となる。

$$u_{c/m}^{t+\Delta t} = \frac{(P_{ig}^{t+\Delta t} - P_j^{t+\Delta t})}{\mu R_T} \quad (2.25)$$

$$R_T = \frac{\Delta x}{K_S} + \frac{d_C}{K_C} \quad (2.26)$$

ここで、 μ : ガスの粘度、 d_C : 塗型厚さ、 K_S : 砂型透過率、 K_C : 塗型透過率、 Δx : 面から要素中心までの距離、 i, j : 面の両側の要素番号。(2.25)式の右辺第二項は未充満キャビティと鑄型境界において、塗型を塗布した場合を考慮するためのものである。

(2.19)式に、(2.20) (2.25)式を代入して、

$$\frac{\frac{M}{RT} P_{ig}^{t+\Delta t} V_{ig}^{t+\Delta t} - \rho_{ig}^t V_{ig}^t}{\Delta t} = -\sum_j \left\{ \frac{S_{mi}}{\mu R_T} (P_{ig}^{t+\Delta t} - P_0) \rho_{ig}^t \right\} \quad (2.27)$$

圧力を相対圧とすると次式よりキャビティ内ガス圧力が求められる

$$\left\{ -\sum_j \left(\frac{S_{mi}}{\mu R_T} \rho_{ig}^t \right)_j - \frac{M}{RT} \frac{V_{ig}^{t+\Delta t}}{\Delta t} \right\} P_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{M}{RT} \cdot \frac{V_{ig}^{t+\Delta t}}{\Delta t} P_0 - \frac{V_{ig}^t}{\Delta t} \rho_{ig}^t \quad (2.28)$$

ここで、 P_0 : 大気圧

式(2.28)の中で、面 IS が砂型の外周面にあるときには、 P_i または P_j は外部圧力 (通常は大気圧) に置き換える。また面 IS が鑄壁面にあり、なおかつ未充満要素と隣接するときに、 P_i または P_j は背圧 P_{ig} に置き換える。

次に砂型内のガスの流れ解析について述べる．砂型内のガス流れは通気性物質内の流れとして，流速が圧力損失に比例するダルシー流れ¹¹⁾として取り扱う．圧力，速度の離散化定義や，運動量および質量保存の適応領域は溶湯の流れ解析と同様とする．鋳型内のガスの質量保存則は次式のようになる

$$\frac{\rho_i^{t+\Delta t} - \rho_i^t}{\Delta t} V_i \varepsilon_i = - \sum_j \left(\mathbf{n}_{ij} S_{ij} u^{t+\Delta t} \bar{\rho} \right)_{ij} + V_i \cdot Q_{mi}(T_g) \quad (2.29)$$

ここで， ρ : ガス密度， ε : 砂型空隙率， $\bar{\rho}$: 風上密度， Q_m : 鋳型のガス発生率， T_g : ガス発生温度．

右辺第二項により鋳型内でのガス発生を考慮する．

また，砂型内のガス流速は次式で表される．

$$u^{t+\Delta t} = \frac{(P_{ig}^{t+\Delta t} - P_j^{t+\Delta t})}{\mu \frac{\Delta x}{K_s}} \quad (2.30)$$

鋳型内のガス密度は次式で表される．

$$\rho_i^{t+\Delta t} = \frac{M}{RT} P_i^{t+\Delta t} \quad (2.31)$$

(2.30)，(2.31)を(2.29)に代入して

$$\frac{M}{RT} \frac{P_i^{t+\Delta t} - P_i^t}{\Delta t} V_i \varepsilon_i = - \sum_j \left(\mathbf{n}_{ij} S_{ij} \frac{P_i^{t+\Delta t} - P_j^{t+\Delta t}}{\mu \frac{\Delta x}{K_s}} \rho_i^t \right)_{ij} + V_i \cdot Q_{mi}(T_g) \quad (2.32)$$

$$\sum_j \left(\mathbf{n}_{ij} S_{ij} \frac{P_i^{t+\Delta t} - P_j^{t+\Delta t}}{\mu \frac{\Delta x}{K_s}} \rho_i^t \right)_{ij} - \frac{M}{RT} \frac{V_i \varepsilon_i}{\Delta t} P_i^{t+\Delta t} = - \frac{V_i \varepsilon_i}{\Delta t} \rho_i^t - V_i \cdot Q_{mi}(T_g) \quad (2.33)$$

圧力を相対圧とすると

$$\sum_j \left(\mathbf{n}_{ij} S_{ij} \frac{P_i^{t+\Delta t} - P_j^{t+\Delta t}}{\mu \frac{\Delta x}{K_s}} \rho_i^t \right)_{ij} - \frac{M}{RT} \frac{V_i \varepsilon_i}{\Delta t} P_i^{t+\Delta t} = \left(\frac{M}{RT} P_0 - \rho_i^t \right) \frac{V_i \varepsilon_i}{\Delta t} - V_i \cdot Q_{mi}(T_g) \quad (2.34)$$

(2.34)式より鑄型内ガス圧力を求め、(2.30)(2.31)式より流速、密度を求める。式(2.34)の中で、面 IS が砂型の外周面にあるときに、 P_i または P_j は外部圧力(通常は大気圧)に置き換える。また面 IS が鑄壁面にあり、なおかつ未充満要素と隣接するときに、 P_i または P_j は背圧 P_{ig} に置き換える。

2.2.7. ガスグループの取り扱い

2.2.7.1. キャビティ未充てん領域におけるガスのグループ化

溶湯の充てん過程で、ガスが溶湯によって分断され、キャビティ内に複数のガスグループが存在することとなる。そこで、キャビティ未充てん領域部をグループ化する必要がある。以下にその手順を示す。

- (1) ガスグループの先頭となる要素を検索し決定する。
- (2) 先頭要素に隣接する未充満要素を検索する。未充満要素があった場合は(3)に進み、無ければ(6)へ進む。
- (3) 新たに検索された未充満要素についても、同様にその要素に隣接している未充満要素を検索する。
- (4) (3)の作業を繰り返し、隣接している未充満要素が無くなった時点でそのガスグループのグループ化は終了する。
- (5) 新たなガスグループの先頭要素を検索し、(2)～(4)を繰り返す。
- (6) 鑄物要素をすべて検索し終わった時点で、未充てん領域のグループ化を完了する。

未充てん領域のグループ化が終了した時点で、すべての空要素あるいは未充満要素には現在所属しているグループの番号とそのグループにおいて何番目の要素であるか、また、前タイムステップにおいてどのグループに所属していたかを記憶させる。なお、以下では、前タイムステップにおいて所属していたグループのことを「親グループ」、次のタイムステップにおいて親グループから分裂したガスグループを「子グループ」と定義する。

2.2.7.2. ガスグループの分裂・合体の計算方法

ここでは、溶湯の充てん過程で未充てん領域が複数に分裂する、または複数の未充てん領域が合体を起こす場合についての取り扱いについて述べる。各ガスグループには、それぞれ圧力、体積、密度を定義しており、分裂・合体後の各ガスグループのガス圧力(背圧)を求めるため、各グループの体積及び密度の値を計算する必要がある。

ガスのグループ化が終了した時点では、どのグループが分裂・合体を起こしたかは不明であるため、グループ化の後に各ガスグループについて分裂・合体を起こしたグループの検索を行う。その後、各グループの圧力、体積および密度を計算する。ガスグループの分裂・合体のパターンは、分裂だけの場合、合体だけの場合、および分裂・合体の両方を起こした3つの場合があり、それぞれについて計算方法を示す。ただし、ガスグループの分裂や合体が起こった場合、そのタイムステップにおける外部へのガス排出は考慮しないものとした。

(1)ガスグループの分裂

Fig.2.4 (a)は時刻 t における充てん状態を示しており、未充てん領域には1つのガスグループ Group1 のみが存在している。次の時刻 $t + \Delta t$ の充てん状態(Fig.2.4(b))では、未充てん領域のガスグループは溶湯により2つに分裂されている。前時刻 t でのガスグループ Group1 が分裂を起こし Group1 と Group2 になった場合である。

現在の各ガスグループが前時刻 t においてどのガスグループ(親グループ)から構成されていたかを検索し、親グループがいくつの子グループを持っているかを調べることにより、ガスグループが分裂を起こしたかどうかを判定する。つまり、「親グループ」に1つの「子グループ」しかない時は分裂を起こしていない場合で、複数の子グループがある時には分裂を起こした場合となる。また、分裂を起こし複数の子グループが存在する場合、各子グループの分裂比率($0.0 < Vr < 1.0$)は次のように求める。

$$V_{total} = V_1^{t+\Delta t} + V_2^{t+\Delta t} + \dots + V_n^{t+\Delta t} \quad (2.35)$$

$$Vr_{ig} = \frac{V_i^{t+\Delta t}}{V_{total}} \quad (2.36)$$

ここで、 V_{total} : 分裂した子グループの総体積、 $V_n^{t+\Delta t}$: n 番目の子グループの体積、 Vr_{ig} : ig 番

目の子グループの分裂率

分裂後の各グループの圧力は分裂前の圧力を与える. ガスの圧力および体積がわかっているため, 状態方程式よりガスの密度を求めることができる.

$$P_{ig}^{t+\Delta t} = P_{ig}^t \quad (2.37)$$

$$\rho_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{M}{RT} P_{ig}^{t+\Delta t} \quad (2.38)$$

(2)ガスグループの合体

時刻 t における充てん状態が Fig.2.5(a)であるとする, この状態において未充てん領域には 3 つのガスグループ Group1, Group2 と Group3 が存在している. 次の時刻 $t + \Delta t$ の充てん状態(Fig.2.5(b))において, 未充てん領域のガスグループが 2 つになり, 前時刻 t でのガスグループ Group2 と Group3 が合体を起こした場合を示している. 未充てん領域におけるグループ化が終了した後, グループごとに前時刻 t において, どのグループから構成されているかを調べている. すなわち, 各グループの親グループの数を調べることになる. 各要素には前時刻 t でどのグループに所属していたかを記憶させており, 各グループに所属している要素をすべて検索することによって, どの親グループから構成されていたかが分かる.

ガスグループの合体のみが起こり形成されたガスグループについての圧力の計算方法について次に示す. ガスグループ 1 及びガスグループ 2 が合体してガスグループ 3 ができたとすると, 時刻 t におけるそれぞれのガスグループの状態方程式はそれぞれつぎのような式になる.

$$P_{ig1}^t V_{ig1}^t = mol_{ig1}^t \cdot RT_{ig1}^t \quad (2.39)$$

$$P_{ig2}^t V_{ig2}^t = mol_{ig2}^t \cdot RT_{ig2}^t \quad (2.40)$$

$$P_{ig3}^{t+\Delta t} (V_{ig1}^t + V_{ig2}^t) = (mol_{ig1}^t + mol_{ig2}^t) \cdot RT_{ig3}^{t+\Delta t} \quad (2.41)$$

以上から,

$$P_{ig3}^{t+\Delta t} = \frac{\left(\frac{P_{ig1}^t V_{ig1}^t}{T_{ig1}^t} + \frac{P_{ig2}^t V_{ig2}^t}{T_{ig2}^t} \right) \cdot T_{ig3}^{t+\Delta t}}{(V_{ig1}^t + V_{ig2}^t)} \quad (2.42)$$

合体したグループの温度は同じであるとする、

$$P_{ig3}^{t+\Delta t} = \frac{P_{ig1}^t V_{ig1}^t + P_{ig2}^t V_{ig2}^t}{(V_{ig1}^t + V_{ig2}^t)} \quad (2.43)$$

複数の子ガスグループが合体した場合は、次式により合体後のガスグループの圧力を計算する.

$$P_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{\sum P_{igb}^t V_{igb}^t}{\sum V_{ig}^{t+\Delta t}} \quad (2.44)$$

(3)ガスグループの分裂・合体が同時に起こった場合

ガスグループの分裂・合体が同時に起こった場合について述べる. 時刻 t における充てん状態が Fig.2.6(a)であるとする、未充てん領域には2つのガスグループ Group1 と Group2 が存在している. 次の時刻 $t + \Delta t$ の充てん状態(Fig.2.6(b))において Group2 は分裂し、Group1 と合体を起こしている. ひとつのタイムステップで、分裂・合体が同時に起こり形成されたガスグループについては、はじめに分裂の処理を行い、分裂前に所属していたガスグループの圧力と体積の積に各グループの分裂比率をかける. 分裂比率 G は次式により求める.

$$G = \sum P_{igb}^t V_{igb}^t \cdot V_{r_{igb}} \quad (2.45)$$

次に、合体を起こした場合と同様の処理を行い、合体したグループの体積の総和を求め、次式より圧力を計算する.

$$P_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{G + \sum P_{igb}^t V_{igb}^t}{\sum V_{ig}^{t+\Delta t}} \quad (2.46)$$

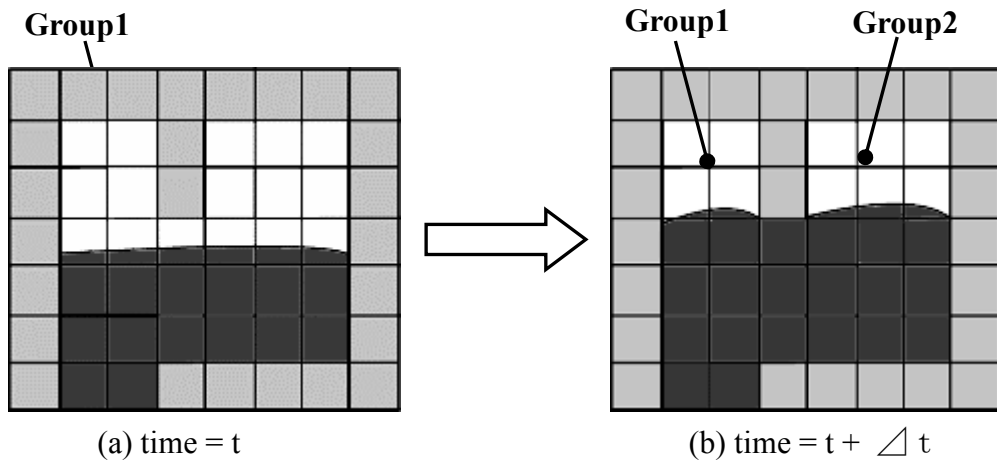


Fig.2.4 Separation of gas group

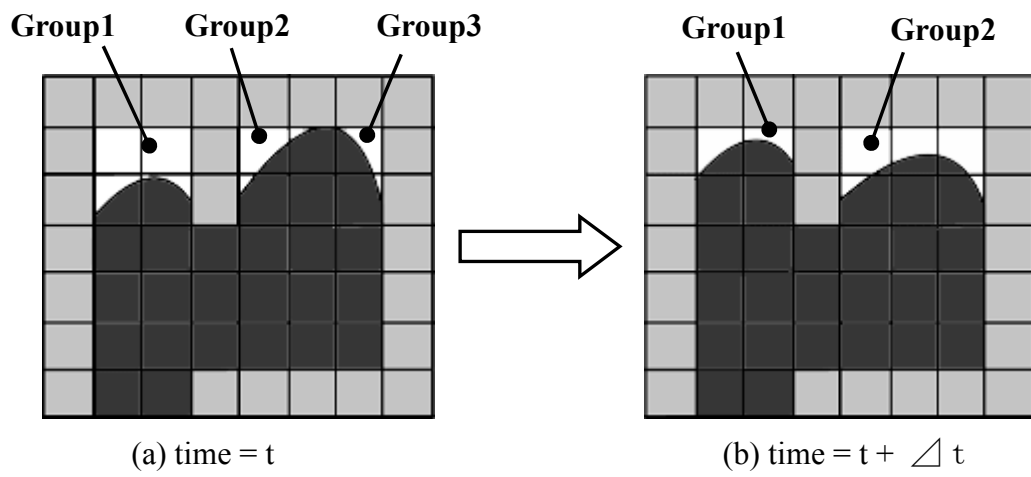


Fig.2.5 Combine of gas group

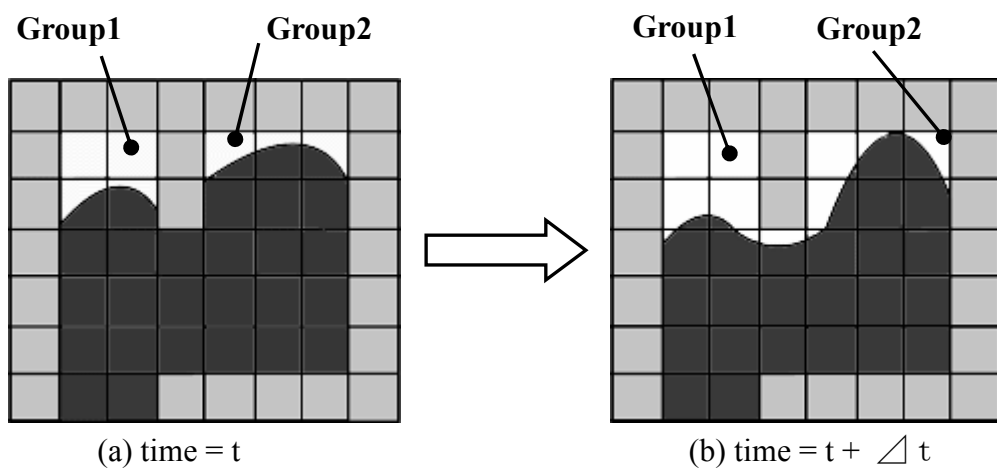


Fig.2.6 Separation and combine of gas

2.2.8. ガス巻き込み欠陥の予測方法

ここではガス巻き込み欠陥の予測手法について述べる。ガスグループのうち、溶湯や通気性の無い鑄型に取り囲まれたグループをガス欠陥要素と定義する(大きなガス巻き込み欠陥)。要素サイズ以下となったガスは圧力が非常に高くなり、最終的には無限大となるため、計算が不安定となる。そこで、要素サイズ以下となったガスグループをマーカーに置き換えてMAC法と同様に追跡する事により微小なガス巻き込み欠陥を予測する。マーカー発生後、溶湯が充満するまでマーカーを追跡する。マーカーの速度はMAC法と同様に周囲の湯流れの速度から推定できると仮定した。前タイムステップの位置から速度を計算し、マーカーの新しい位置の計算を行う。また、マーカー同士の衝突は無視し、壁面に接触した場合に吸着は考えないとする。溶湯充満後、マーカーは不動として最終位置をガス巻き込み欠陥とする。ガス巻き込み欠陥予測の手順を以下に示す。

- (1) 溶湯によって取り囲まれ、以下の条件となる場合にガス欠陥グループと定義する。

金型鑄造: ベント要素に面していないグループ

砂型鑄造: 鑄型要素に面していないグループ

- (2) ガス欠陥グループのうち要素サイズ以下になった場合に要素中心にマーカーを1つ発生させる。
- (3) マーカーの速度を周囲の溶湯速度から計算し、移動させる。
- (4) マーカーがガスグループに再度含まれた場合はマーカーを消滅させる。

2.2.9. シミュレーションのフローチャート

ガス移動を考慮した湯流れ凝固シミュレーションの計算手順を以下に示す。Fig.2.7にそのフローチャートを示した。

- (1) プリプロセッサにおいてモデル形状を入力し、要素分割(メッシュ作成)を行う。
- (2) 境界条件(速度境界, 圧力境界, 注湯温度), 初期条件および計算終了条件等の設定を行う。

- (3) 金型の場合, エアベント, 押出ピンの設置個所, 形状・寸法及び排気度係数の設定を行う。砂型の場合, 砂の透過率, 空隙率および塗型の透過率等のガス計算条件を設定する。
- (4) 形状データ, 計算条件データ, ガス計算条件データファイルを出力する。
- (5) シミュレーションプログラムを実行し, 出力された要素分割, 初期条件, 境界条件, 物性値等のデータを読み込む。
- (6) 流れ場におけるタイムステップ制限を計算する。
- (7) 溶湯の仮想流速を求め, ガス圧力(背圧)を溶湯に対する境界圧力として与え圧力のポアソン方程式を作成し, 溶湯の圧力方程式及び速度場を解く。
- (8) 全铸件要素を検索し, 溶湯の充てん状態からキャビティ内のガスのグループ化を行う。
- (9) 各ガスグループの圧力, 密度, 体積などを求める。
- (10) 求めたガス圧力から外部への排気速度及びガスグループの体積変化を求める。
- (11) 鑄型内のガス圧力, 流速の計算をおこなう。
- (12) ガス欠陥グループの判定, および要素サイズ以下となったガス欠陥グループに対してマーカを発生させ, マーカを移動させる。
- (13) 溶湯の温度計算をおこなう。
- (14) 計算結果を出力する。

上記の(6)～(13)を, 溶湯の充てん終了または指定時刻まで繰り返す。

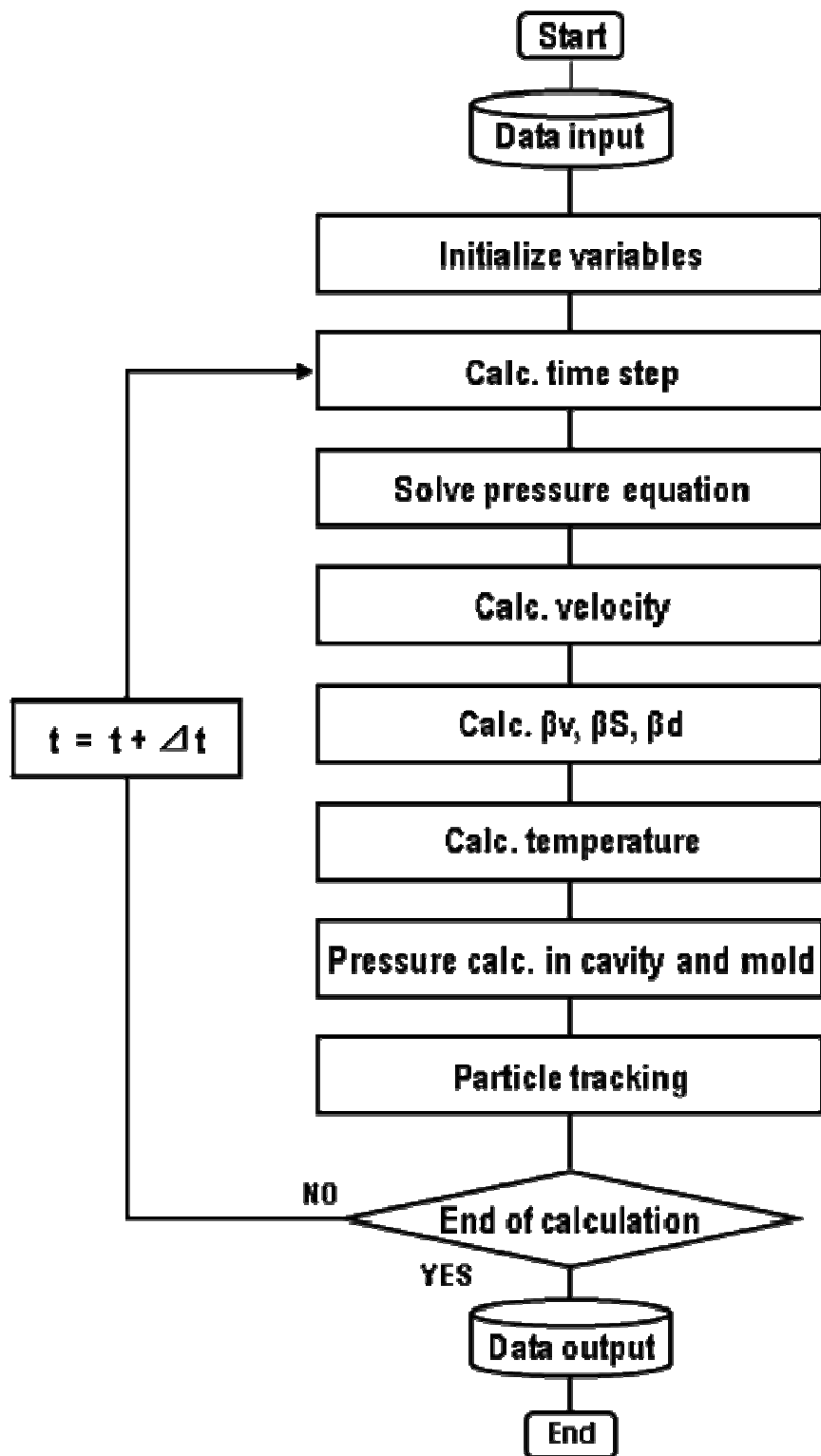


Fig.2.7 Flow chart of mold filling simulation for gas entrapment

2.3. 背圧が湯流れに与える影響の検討

ここでは、鋳型キャビティ内のガス圧力が湯流れ過程に与える影響を検討する。Fig.2.8に示す左右対称で2つのキャビティを持ち、鋳型の通気性が無いダイカスト鋳造を想定したシミュレーションをおこなった。Fig.2.8(a)に示した片側のみにガス排出のためのエアVENTを8本設置した場合、およびFig.2.8(b)に示した両側にエアVENTをそれぞれ8本設置した場合について、背圧を考慮した湯流れシミュレーションを実施した。溶湯はAC4C相当とし、Table 2.1に示した値を用いて計算を行った。キャビティ内のガスは空気とした。

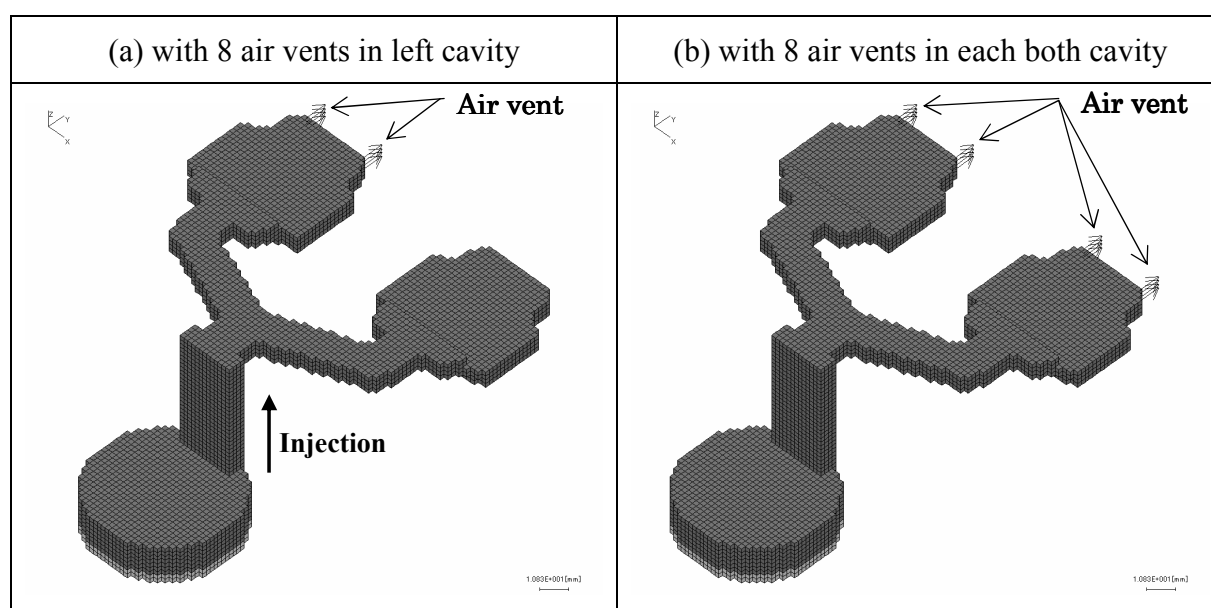


Fig.2.8 Simulation model for checking the effect of backpressure.

Table 2.1 Conditions for checking the effect of backpressure

Material	AC4C
Density (kg/m ³)	2.385×10^3
Dynamic viscosity (m ² /s)	1.0×10^{-5}
Temperature (K)	973
Injection velocity (m/s)	0.5

Fig.2.9 に湯流れ充てん過程のシミュレーション結果を示す。Fig.2.9(a)より、溶湯が両側のキャビティに同時に流入した後、エアイベントを設置した側のキャビティには溶湯がスムーズに充てんしているのに対し、エアイベントを設置していない側のキャビティでは背圧により充てんが妨げられている様子が分かる。エアイベントを設置した側のキャビティの半分以上が充てんしてから、エアイベントを設置していない側のキャビティの充てんが進行している。エアイベントを設置していない側のキャビティはキャビティ内ガス圧力が大きく上昇して溶湯の自由表面に作用した影響である。Fig.2.9(b)に示した、両側のキャビティ上部にエアイベントを設置した場合では、それぞれのキャビティで背圧の影響が同じであるため、両側のキャビティとも同じように充てんが進んでいることがわかる。

Fig.2.10 はキャビティ充満時のガス巻き込み欠陥予測結果を示しており、マーカー（黒丸）は微小ガス欠陥の分布を示している。Fig.2.9(a) から、エアイベントを設置していない側のキャビティ中央部が最終充てん位置となっており、大きなガス巻き込み欠陥が発生している。Fig.2.9(b)より、両側にベントを設置した場合には両側のキャビティ中央が最終充てん位置となっており、両側のキャビティ中央で大きなガス巻き込み欠陥が発生している。また、大きな巻き込み欠陥とは別に多数の微小ガス欠陥が発生すると予測される。Fig.2.9 の湯流れの結果から、キャビティ内ガスが排出される前にベントが溶湯によって閉塞されるため、キャビティ内に溶湯によって巻き込まれたガスが欠陥として残ると予想される。従来の手法では、これらのガス巻き込み欠陥は予測できないため、本手法は微小ガス欠陥の予測に有効であると考えられる。金型鋳造法ではガス巻き込み欠陥が発生することが多いため、本研究で開発した手法によりガス巻き込み欠陥を予測し、適切な位置にエアイベントを設置することによってガス巻き込み欠陥を低減できる可能性がある。

本計算は Windows PC (Intel Pentium 4, 3GHz CPU) を用いて実施した。計算には総要素数 274,833 で鋳物要素数 16,897 のメッシュを用いた。湯流れシミュレーションのみの場合の計算時間 125 秒に対して、背圧を考慮した場合の計算時間は 133 秒であり、計算時間は 6.3% 程度の増加であった。本手法により、実用的な計算時間で背圧を考慮した湯流れシミュレーションが可能であると言える。

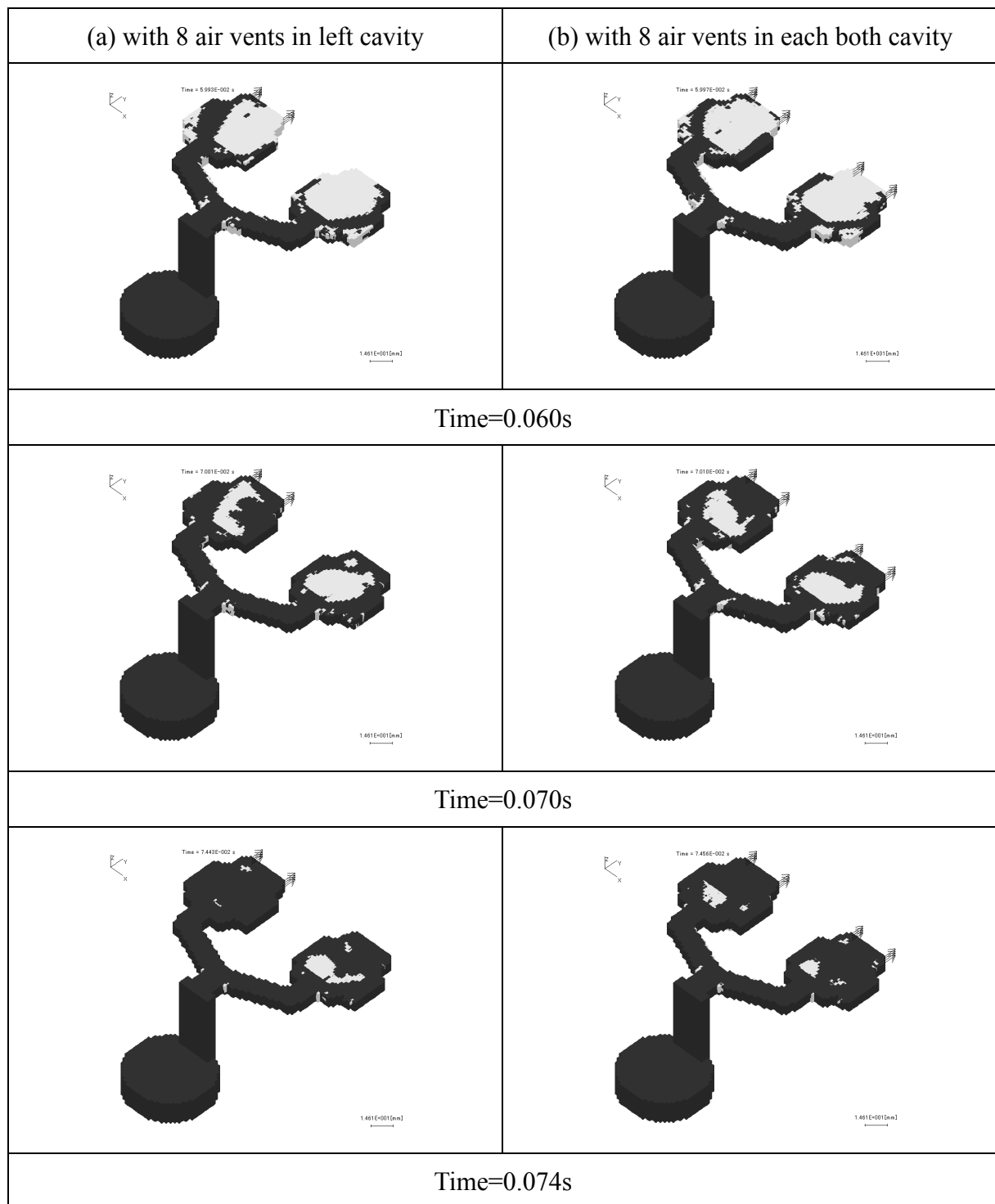


Fig.2.9 Calculated mold filling sequences.

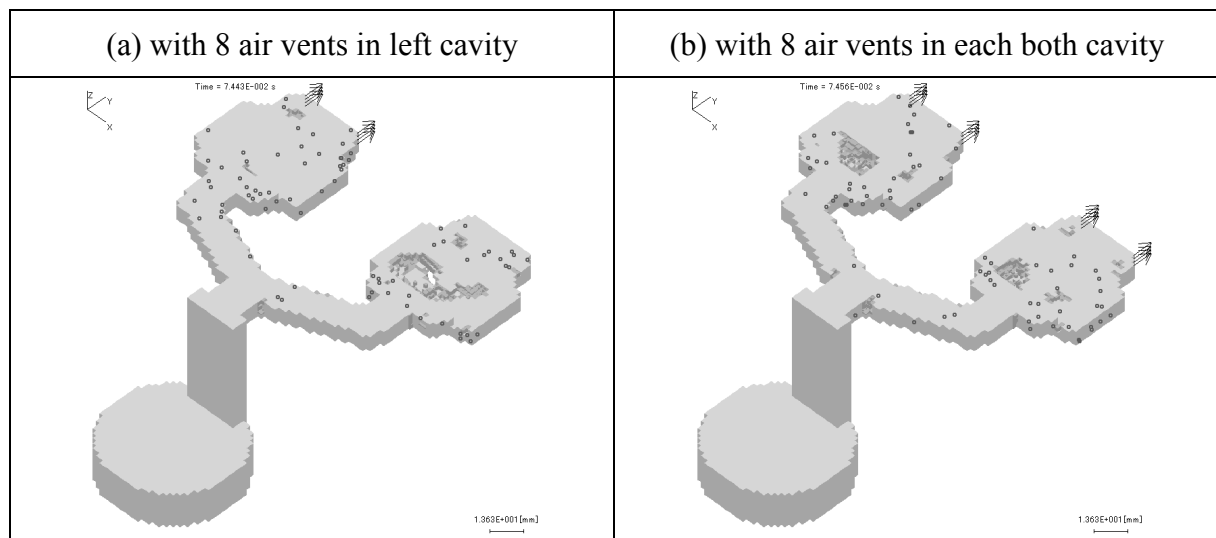


Fig.2.10 Gas defects prediction.

2.3. 結言

本章ではキャビティ内のガスをグループ化し、圧力を自由表面に境界条件として与えることによって背圧を考慮する湯流れシミュレーション手法について述べた。また、湯流れ充てん時に発生するガス巻き込み欠陥の位置・大きさを予測する手法について説明した。そして、簡易モデルを用いたシミュレーションにより、背圧が湯流れに与える影響を検討した。シミュレーション結果から、溶湯の充てん過程は背圧の影響を受けることがわかった。また、本手法により、実用的な計算時間で、背圧を考慮した湯流れシミュレーションが可能であることを確認した。

参考文献

- 1) 大中逸雄:鉄と鋼, 65 (1979) p.1737
- 2) 大中逸雄:コンピュータ伝熱・凝固解析入門, 丸善 (1985) p.43
- 3) パトリック・J・ローチェ:コンピュータによる流体力学, 構造計画研究所, (1976)
- 4) 日本機械学会編:流れの数値シミュレーション, コロナ社, (1988)
- 5) 数値流体力学編集委員会編:非圧縮性流体解析, 東京大学出版会, (1995)
- 6) 金谷亮吾, 大中逸雄, 朱金東, 北野靖二:鑄造工学, 69 (1997) p.247
- 7) 金谷亮吾, 大中逸雄, 朱金東:鑄造工学, 69 (1997) p.663
- 8) 朱金東, 大中逸雄:鑄造工学, 68 (1996) p.668
- 9) I.Ohnaka and T.Fukusako:Trans. ISIJ, 17 (1977) p.410
- 10) 大中逸雄, 福迫達一:鑄物, 48 (1976) p.139
- 11) 大中逸雄:コンピュータ伝熱・凝固解析入門, 丸善 (1985) p.139

第3章 砂型鑄造のシミュレーションにおける計算の安定性

3.1. 緒言

前章において、キャビティ内のガス圧力を考慮した湯流れ凝固シミュレーションと、ガス巻き込み欠陥の予測方法について述べた。ここでは、本手法を砂型鑄造に適用する場合の鑄型キャビティ内、および鑄型内のガス圧力計算の時間進行の方法について述べる。また、単純形状の砂型鑄造の解析モデルを用いて、時間進行方法および時間刻み方法による計算の安定性、背圧が湯流れに与える影響について検討する。

3.2. ガス圧力計算の時間進行方法

キャビティ内の未充満領域部におけるガス圧力と、砂型内のガス圧力の求め方として次の2種類の時間進行方法が考えられる。

- (1) キャビティ内未充てん領域のガス圧力と砂型内部のガス圧力を、それぞれ独立に計算する方法。前タイムステップでのキャビティ内未充てん領域のガス圧力および砂型内のガス圧力を用いて、次タイムステップでのガス圧力・流速を独立に求める。(独立解法とする)
- (2) キャビティ内および鑄型ガス圧力を連成して解き、次タイムステップでのガス圧力・流速を連成して求める方法。(連成解法とする)

独立解法は前タイムステップでのガス圧力・ガス流速を用いて独立に次タイムステップのキャビティ内および鑄型内ガス圧力を求めるため、プログラミングが容易で、メモリ使用量が少ないという特徴がある。また、1タイムステップ当たりの計算時間は短くて済むというメリットがある。しかしながら、連成が十分で無いため、時間刻みを適切に選ばないと計算が破綻したり、不安定となったりするという問題がある。また、ガス圧力が急激に変化する場合には質量保存の誤差が大きくなり、計算精度が悪くなる。

一方、連成解法は時間刻みによらない安定した解法である。ガスの圧力方程式を鑄型キャビティ内のガスグループと鑄型内ガスを連成して解く必要があるため、プログラムが複雑となり、1タイムステップ当たりの計算時間が長くなるという問題点がある。次にそれぞれの計算

手法を示す.

(1)独立解法

独立解法は鑄型キャビティ未充てん領域部のガスグループの圧力と、砂型内部のガス圧力をそれぞれ独立して求める方法である. すなわち、キャビティ未充てん領域部から鑄型へのガス排出速度の計算に、前タイムステップにおけるキャビティ内ガス圧力と砂型内ガス圧力の値を用いる. 前タイムステップの圧力を用いて(2.25)式を書き換え、キャビティと鑄型面間のガス流速は次式から求められる.

$$u_{c/m}^{t+\Delta t} = \frac{(P_{ig}^t - P_j^t)}{\mu R_T} \quad (3.1)$$

また、キャビティ内ガス体積は次式より求められる.

$$V_{ig}^{t+\Delta t} = V_{ig}^t - U_m S \Delta t \quad (3.2)$$

ここで、 U_m :溶湯の流速

前タイムステップのキャビティ内ガス質量から鑄型へ排出されるガス質量を引くことにより、次式からキャビティ内ガスの質量が求められる.

$$m_{ig}^{t+\Delta t} = m_{ig}^t - \rho_{ig}^t \cdot u_{c/m}^t S_{c/m} \Delta t \quad (3.3)$$

ここで、 $u_{c/m}^t$:キャビティから鑄型への排出速度、 $S_{c/m}$:鑄型との接触面積

キャビティ内ガスの相対圧力は次式より求められる.

$$P_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{m_{ig}^{t+\Delta t}}{M} \frac{RT}{V_{ig}^{t+\Delta t}} - P_0 \quad (3.4)$$

また、キャビティ内ガスの密度は次式となる.

$$\rho_{ig}^{t+\Delta t} = \frac{M}{RT} (P_{ig}^{t+\Delta t} + P_0) \quad (3.5)$$

(3.4)式により次タイムステップでのキャビティ内ガス圧力が陽的に求まる. 鑄型内ガス圧力は(2.34)式より求める. 鑄型がキャビティ内ガス要素に面する場合には P_j^t を前タイムステップでのキャビティ内ガス圧力 P_{ig}^t に置き換える.

(2)連成解法

キャビティと鋳型面間のガス流速を(2.25)式, キャビティ内圧力を(2.28)式, 鋳型内圧力を(2.34)式から求める. (2.28)式と(2.34)式の連立方程式は次のように表わされる.

$$\begin{pmatrix} am_{11} & am_{12} & \cdot & \cdot & am_{1n} \\ am_{21} & am_{22} & \cdot & \cdot & am_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ am_{n1} & am_{n2} & \cdot & \cdot & am_{nn} \\ ac_{11} & ac_{12} & \cdot & \cdot & ac_{1n} \\ ac_{21} & ac_{22} & \cdot & \cdot & ac_{2n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ ac_{n1} & ac_{n2} & \cdot & \cdot & ac_{nn} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} P_{m1} \\ P_{m2} \\ \cdot \\ P_{mn} \\ P_{c1} \\ P_{c2} \\ \cdot \\ P_{cn} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} b_{m1} \\ b_{m2} \\ \cdot \\ b_{mn} \\ b_{c1} \\ b_{c2} \\ \cdot \\ b_{cn} \end{pmatrix} \quad (3.6)$$

(3.6)の連立方程式は溶湯の圧力方程式と同様にして SOR 法¹⁾²⁾を用いて連立方程式を解くことにより求められる. Fig.3.1 に示すようなモデルの場合, キャビティ内ガスグループは1つであるとする, 圧力方程式の係数マトリクスは Fig.3.2 のようになる. 22 番の行列がキャビティ内ガスの係数マトリクスである. なお, Fig.3.1 中の数字は要素番号を表している.

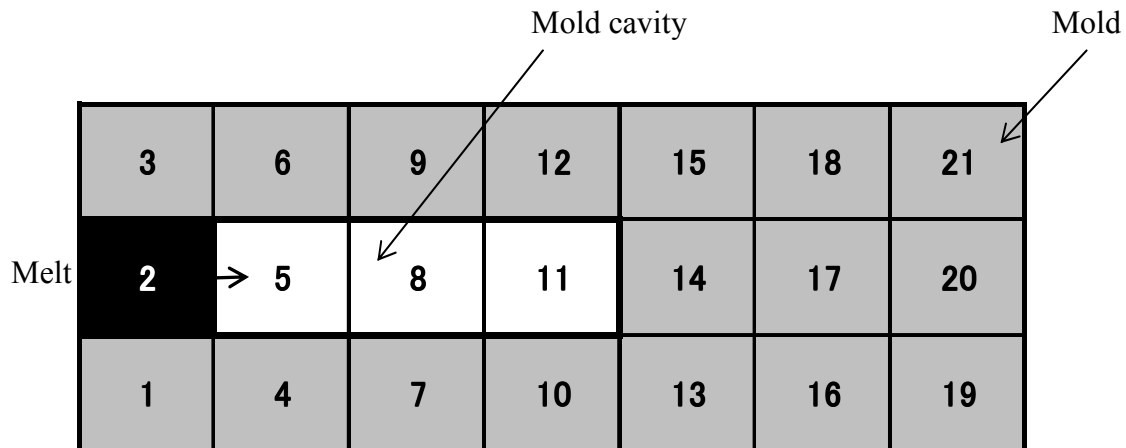


Fig.3.1 Calculation model and element number for sand mold

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22		
1	*			*																			Pm1	bm1
2																								
3			*			*																	Pm3	bm3
4	*			*			*															*	Pm4	bm4
5																								
6			*			*			*													*	Pm6	bm6
7				*			*			*												*	Pm7	bm7
8																								
9						*			*			*										*	Pm9	bm9
10							*			*			*									*	Pm10	bm10
11																								
12									*			*			*							*	Pm12	bm12
13										*			*	*		*							Pm13	bm13
14													*	*	*		*					*	Pm14	bm14
15												*			*			*					Pm15	bm15
16													*			*	*	*	*				Pm16	bm16
17														*		*	*	*	*	*			Pm17	bm17
18															*		*	*	*		*		Pm18	bm18
19																*			*	*			Pm19	bm19
20																	*			*	*		Pm20	bm20
21																		*			*		Pm21	bm21
22				*		*	*		*	*		*		*								*	Pg1	bg1

Fig.3.2 Matrix for gas pressure equation in the cavity and mold

3.3. 鋳型キャビティ内ガス圧力計算の検証

キャビティ内ガス圧力シミュレーションの解析精度を確認するため、Fig.3.3 に示すような $0.3\text{m} \times 0.3\text{m} \times 0.6\text{m}$ の矩形のキャビティ内に 0.3m/s で流体が流入する場合のキャビティ内圧力変化を理論値とシミュレーションで比較した。鋳型の通気性はないとすると、キャビティからガスは排出されず、溶湯の流入によってキャビティ内の気体は圧縮され、圧力が上昇する。理想気体とすれば気体の圧力は次式から求められる。

$$P = \frac{mRT}{V} \quad (3.7)$$

ここで、 m : ガス質量

なお、気体は空気とし、温度一定として計算をおこなった。使用した空気の物性値を Table 3.1 に示す。以降、本研究ではキャビティ内のガスは空気であるとして計算を行うこととする。

ガスの排出がないとすると、キャビティ内圧力の計算は独立解法、連成解法での計算方法の違いは無く、(3.4)式より圧力が求められる。シミュレーションでは鋳型キャビティを3分

割したメッシュを用いた. Fig.2.11 は時間進行に伴うキャビティ内圧力変化を示している. Fig.2.12 は体積変化に対する圧力の変化を示している. なお, 本論文で圧力は大気圧との相対圧力ですべて表示している.

Fig.3.4 から充てんが進むにつれてキャビティ内圧力が上昇していることがわかる. また Fig.3.5 より体積の減少に伴い, 圧力が急激に高くなっていることが分かる. 図より, 理論値とシミュレーション結果は良く一致しており, キャビティ内圧力の計算が正しくできていることが分かる. Fig.3.4 から充てん率 50%(Time=0.5s)でキャビティ内の圧力は $1.0 \times 10^2 \text{ kPa}$, 充てん率 70%(Time=0.7s)では $2.4 \times 10^2 \text{ kPa}$ に達している. この結果から, 鑄型を通してガスの排出が適切にされない場合には, 鑄型キャビティ内の背圧が非常に高くなり, 湯流れに大きな影響を及ぼす可能性がある.

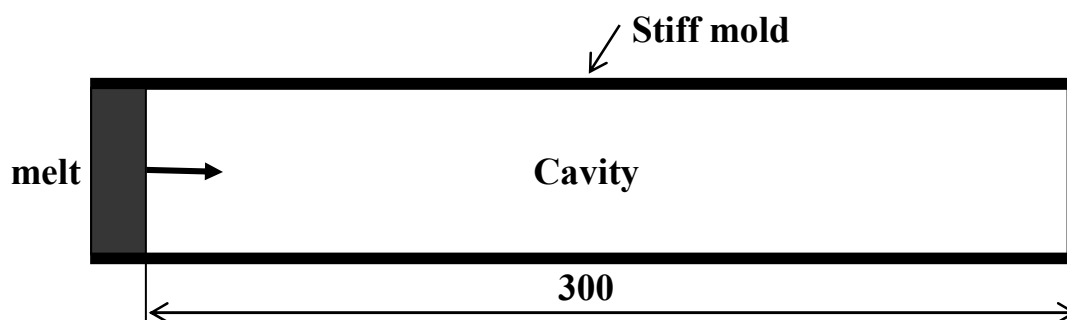


Fig.3.3 Calculation model for gas pressure in cavity.

Table 3.1 Physical properties of air.

Mass (kg)	3.53×10^{-3}
Gas constant (J/(kg·K)	287.05
Temperature (K)	300.0
Initial pressure in cavity (Pa)	1.01325×10^5

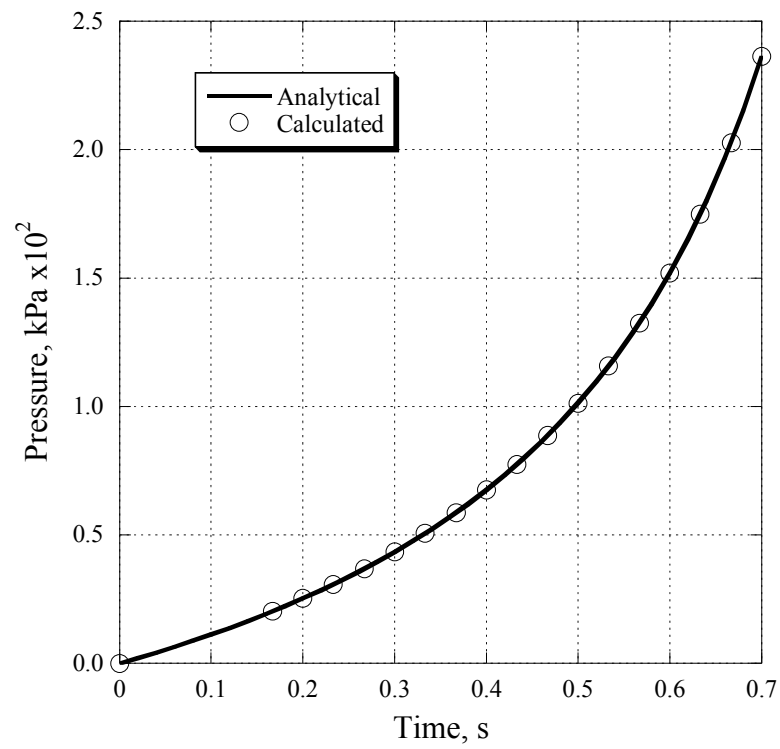


Fig.3.4 Pressure change in square cavity.

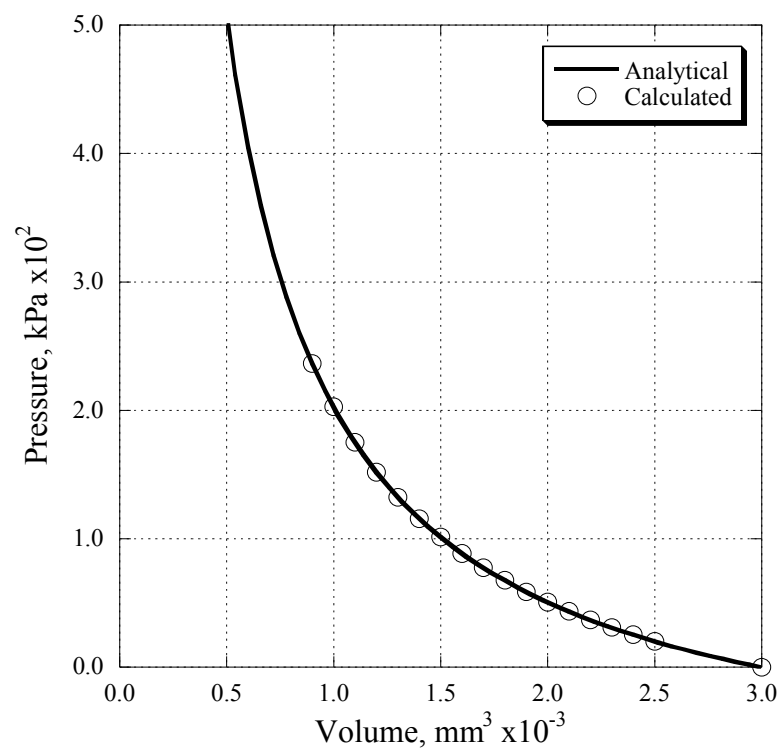


Fig.3.5 Pressure change in square cavity (Pressure vs. Volume).

3.4. 独立解法と連成解法の比較

砂型鑄造のシミュレーションにおいて、キャビティから鑄型へのガス排出の計算精度を検討するために、Fig.3.6 に示す解析モデルを用いて計算を実施した。左側より溶湯を 0.3m/s の一定速度で流入させ、独立解法と連成解法それぞれにおいて、キャビティ内ガス圧力の変化を調べた。このモデルでは、溶湯が鑄型キャビティに充てんされるに従って、キャビティ内のガスが砂型を通して大気中へ排出される。Table 2.2 に計算に用いた空気および砂型の物性³⁾を示す。

Fig.3.7 は独立解法、連成解法それぞれで求めた未充満領域部のガス圧力、および連成解法に対する独立解法の相対誤差を示している。独立解法と連成解法のキャビティ内圧力の相対誤差 $E_p(\%)$ を次式で評価した。

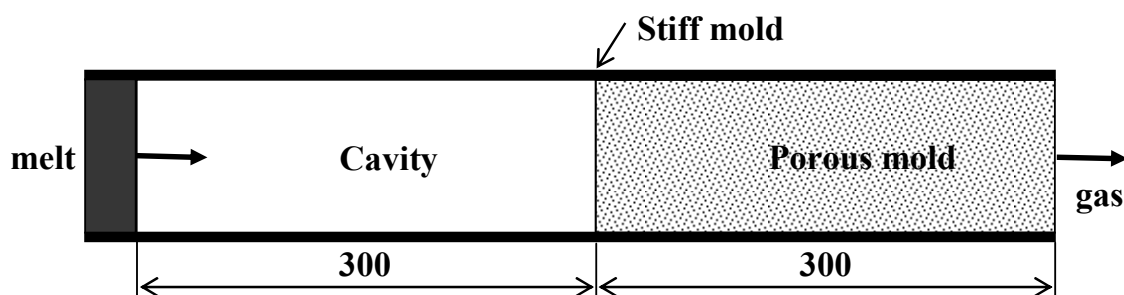


Fig.3.6 Calculation model for gas escape through sand mold.

Table 3.2 Calculation condition for gas escape model.

Viscosity of air (Pa·s)	1.86×10^{-5}
Permeability of sand (m^2)	1.56×10^{-10}
Void fraction of sand	0.375
Initial pressure in cavity (Pa)	1.01325×10^5
Temperature of mold (K)	950.0

$$E_p = \frac{P_c - P_{uc}}{P_c} \times 100 \quad (3.8)$$

ここで, P_{uc} :独立解法で求めたガス圧力, P_c :連成解法で求めたガス圧力.

Fig.3.7 より, 0.6 秒程度までは圧力が急激に上昇し, それ以降ではほぼ定常となっていることが分かる. また, 図より溶湯流入開始直後の独立解法と連成解法との誤差が比較的大きいことが分かる. これは, 独立解法が前タイムステップでの鑄型へのガス排出速度を用いてキャビティ内の未充満領域部の圧力を求めているためであると考えられる. 溶湯流入開始直後のガス排出速度は, 初期条件として0としているため, ガスが排出されない事となる. 従って, 独立解法の場合には計算初期において実際の圧力よりも過大評価された圧力となる. しかしながら, 圧力が定常となる 0.6 秒以降では独立解法と連成解法との計算結果の誤差は小さくなり最終充てんの状態では, ほぼ同じ圧力値が得られている. この結果から, キャビティ内の圧力変化が小さい場合には独立解法, 連成解法による圧力計算の差は小さいと考えられる.

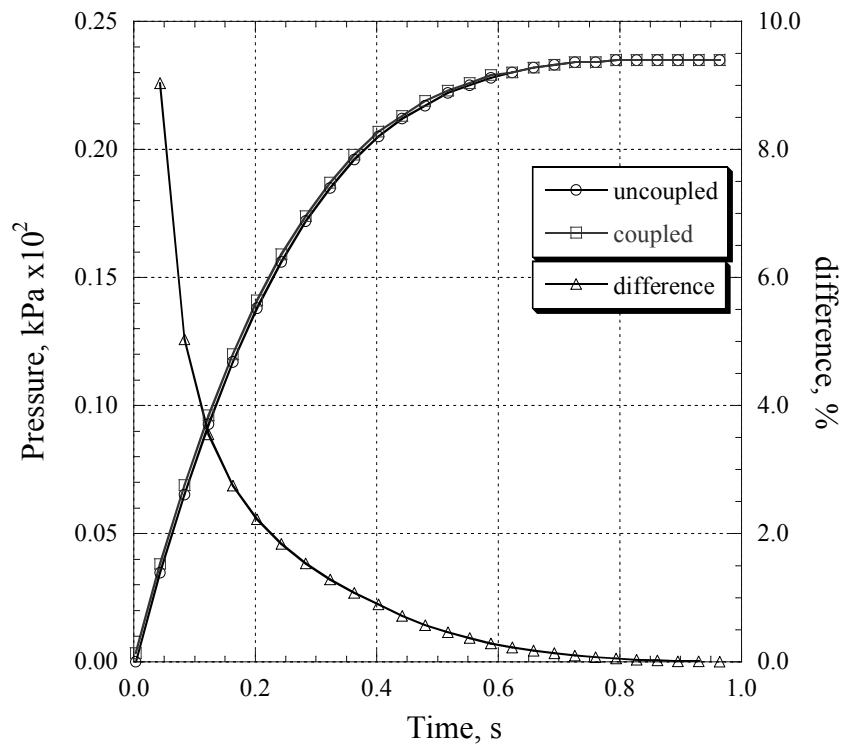


Fig.3.7 Comparison of pressure change by uncoupled and coupled method

3.5. 砂型透過率がキャビティ内圧力に与える影響

次に、鋳型透過率がキャビティ内の未充填領域におけるガス圧力に及ぼす影響を検討するため、異なる鋳型透過率を与えて独立解法により計算を行った。Fig.3.8 はそれぞれ異なる鋳型透過率の場合のキャビティ内圧力変化を示している。図より、鋳型透過率が $1.0 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ の場合には鋳型の通気性がよいため、キャビティ内のガスは鋳型へ排出されやすく、キャビティ内の未充填領域のガス圧力は充てん率90%でも 30.0kPa とほとんど上昇していない。一方、鋳型透過率を $1.0 \times 10^{-11} \text{ m}^2$ とした場合、鋳型の通気性が悪いためキャビティ内のガスが鋳型へ排出されず、キャビティ内の未充填領域のガス圧力が上昇し、充てん率90%では、 $2.52 \times 10^3 \text{ kPa}$ まで達している。鋳型透過率が $1.0 \times 10^{-10} \text{ m}^2$ の場合には $3.2 \times 10^2 \text{ kPa}$ 程度となっている。以上の結果から、鋳型の通気性が低すぎる場合には鋳型内のガス圧が高くなりガスの巻き込みや湯回り不良などの欠陥が発生する可能性があると言える。一方、鋳型の通気性が良い場合には鋳型キャビティ内のガス圧は低くなるが、差し込みなどが発生するという問題もあるため、適切な鋳型透過率の砂型を使用することが重要である。

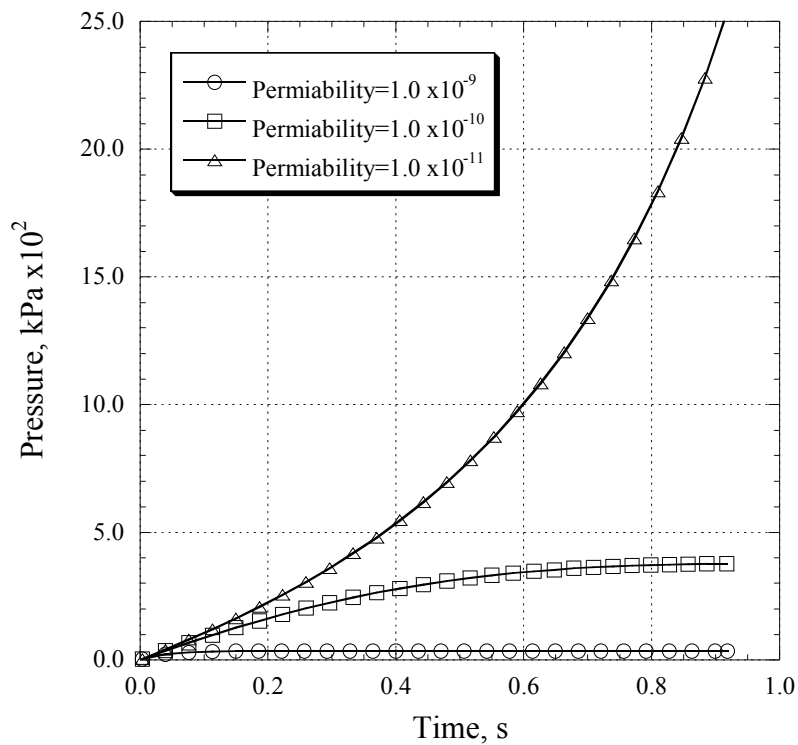


Fig.3.8 Effect of permeability for pressure change

3.6. 時間刻みにおける計算安定条件の検討

溶湯の湯流れ解析において、時間進行に陽解法を用いているため、時間刻み幅 Δt_m は次式のように CFL 条件³⁾から制約を受ける。

$$\Delta t_m = C \times \min \left(\frac{\Delta x_{\min}}{|u_{\max}^t|}, \frac{\Delta y_{\min}}{|v_{\max}^t|}, \frac{\Delta z_{\min}}{|w_{\max}^t|} \right) \quad (3.9)$$

ここで、 $u_{\max}^t, v_{\max}^t, w_{\max}^t$: x, y, z 方向の前タイムステップでの溶湯の最大流速、 $\Delta x_{\min}, \Delta y_{\min}, \Delta z_{\min}$: x, y, z 方向の最小要素幅、 C : クーラン数 ($C \leq 1.0$)。

この時間刻みに対して、独立解法および連成解法それぞれの場合について安定性を検討する。キャビティから鋳型への排出および鋳型内ガスの流れはダルシー流れであると仮定しているため、CFL 条件の制約は受けない。しかしながら、タイムステップ内で溶湯流れ場の計算後にガス圧力およびガス流速を求めており、完全には連成していない。そこで、溶湯流速の制約による時間刻みがガス圧力およびガス流速計算に与える影響を検討する。

Fig3.6 の解析モデルを用いてクーラン数を変化させた場合の計算を実施し、キャビティ内ガス圧力の時間変化を比較した。

Fig.3.9 は独立解法および連成解法の、鋳型キャビティ内のガス圧力のシミュレーション結果を示している。図より、独立解法でクーラン数 0.5 とした場合には圧力振動が発生していることが分かる。クーラン数 0.1, 0.01 と小さくした場合には圧力振動は発生せず、計算初期で圧力は緩やかに上昇し、0.5 秒以降は $2.35 \times 10^2 \text{ kPa}$ で定常となっている。Fig.3.10 は鋳型キャビティと砂型の界面におけるガス流速の時間変化を示している。図より、独立解法ではキャビティ内ガス圧力と同様にクーラン数 0.5 では流速が振動している。クーラン数 0.1 以下では、0.5 秒以降に湯溶速度と同じ 0.3 m/s で定常となっている。以上の結果から、独立解法では、時間刻みが大きい場合、まずガス体積が過大に減少し、キャビティ内の圧力が過大に高くなり、続いて鋳型から排出されるガス流速が過大となることから、キャビティ内ガス質量が減少してキャビティ内ガス圧力が過大に低下するという計算が繰り返し起こっていると考えられる。この、圧力振動が発生しないための条件を検討する。キャビティから鋳型へのガス排出は次式で計算される。

$$\frac{\Delta(\rho_g V_g)}{\Delta t} = \sum \frac{\rho_g S}{\mu R_T} (P_{ig} - P_j) \quad (3.10)$$

キャビティ内圧力は周囲の鋳型内ガス圧力 P_j が 0 であっても負にはなら無いことから、次式が成り立つ.

$$1 - \frac{RT\Delta t}{V_g} \sum \frac{\rho_g S}{\mu R_T} > 0 \quad (3.11)$$

よって、独立解法の場合、次式の時間刻みの制約を受ける.

$$\Delta t < \frac{V_g}{RT \cdot \sum \frac{\rho_g S}{\mu R_T}} \quad (3.12)$$

従って、溶湯の CFL 条件と(3.12)式を比較して小さい方を時間刻みとする必要がある. 本計算モデルで、クーラン数 0.5 とした場合の計算初期における時間刻みは 0.156 秒であった. 同様に(3.12)式から求めた時間刻みは 0.0012 秒であったことから、溶湯流速から決定される時間刻みの 1/100 程度となり、クーラン数 0.01 以下としないと正しい結果が得られないことがわかった.

一方、連成解法ではクーラン数 0.5 とした場合でも、ガス圧力、ガス流速ともに安定して求められており、溶湯の CFL 条件の時間刻みの制約だけであるため、時間刻みを大きく取れることが分かる.

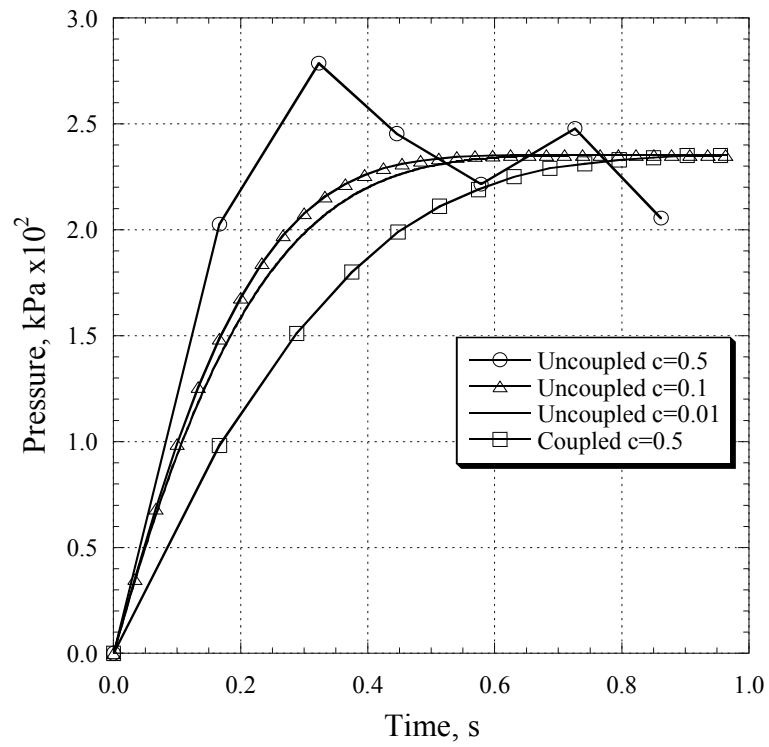


Fig.3.9 Comparison of gas pressure change on each method.

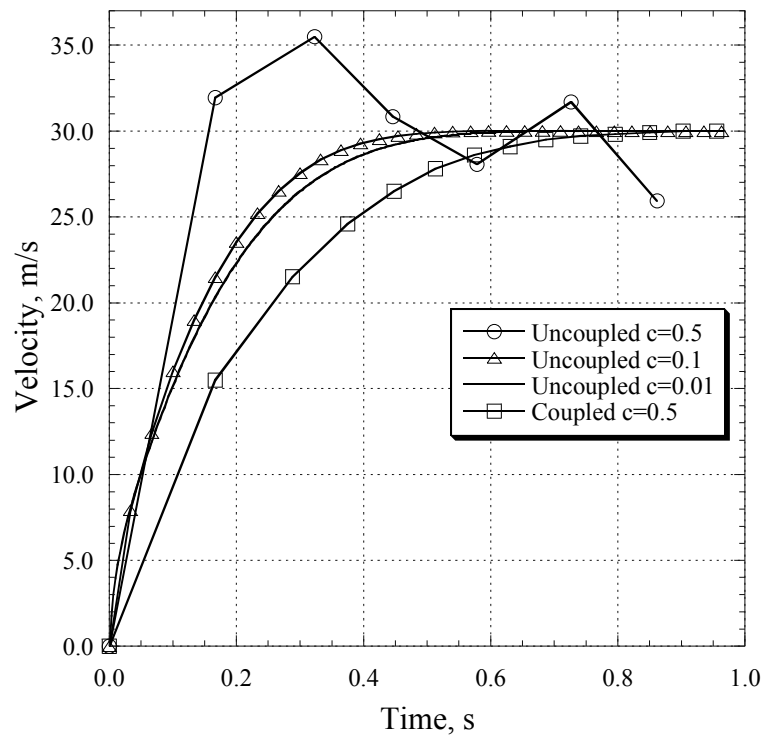


Fig.3.10 Comparison of gas velocity change on each method.

3.7. 計算時間の比較

Fig.3.11 は独立解法の計算時間を1とした場合の計算時間を示している. クーラン数 0.01 とした場合に, 連成解法は独立解法に比べて計算時間で 1.6 倍かかっている. しかしながら, 連成解法は独立解法に比べてクーラン数を大きくした場合でも計算が安定しており, 独立解法でクーラン数を 0.5 とした場合には独立解法に比較して計算時間で約 1/10 程度になっている事が分かる. 以上より, 連成解法の方が, 1 ステップ当たりの計算時間は独立解法より多く必要とするが, 連成解法では計算のタイムステップを大きく取れることから, 計算時間を低減できる可能性がある.

独立解法を用いて計算した場合, 計算量が少ないことと, メモリ使用量が少ないというメリットがあるが, 時間刻みによっては圧力解が振動する場合があるといった問題が生じることが明らかになった. 十分小さいクーラン数を使用すれば圧力振動は発生しない. しかしながら, クーラン数を小さくするに伴い CPU 時間が増加するという問題が生じるため, 圧力振動を抑えるには時間刻みを適切にする必要がある.

一方, 連成解法での計算では時間刻みによらず圧力振動は発生ない. 連成解法は, 独立解法に比べアルゴリズムが複雑で, 圧力方程式を解くための計算時間も独立解法と比べ長くなるが, 安定した計算が可能である. したがって, 独立解法と連成解法の時間進行方法の違いによる計算の精度, および安定性から, 実用的な問題へ適用するには連成解法での背圧計算が有効であると考えられる.

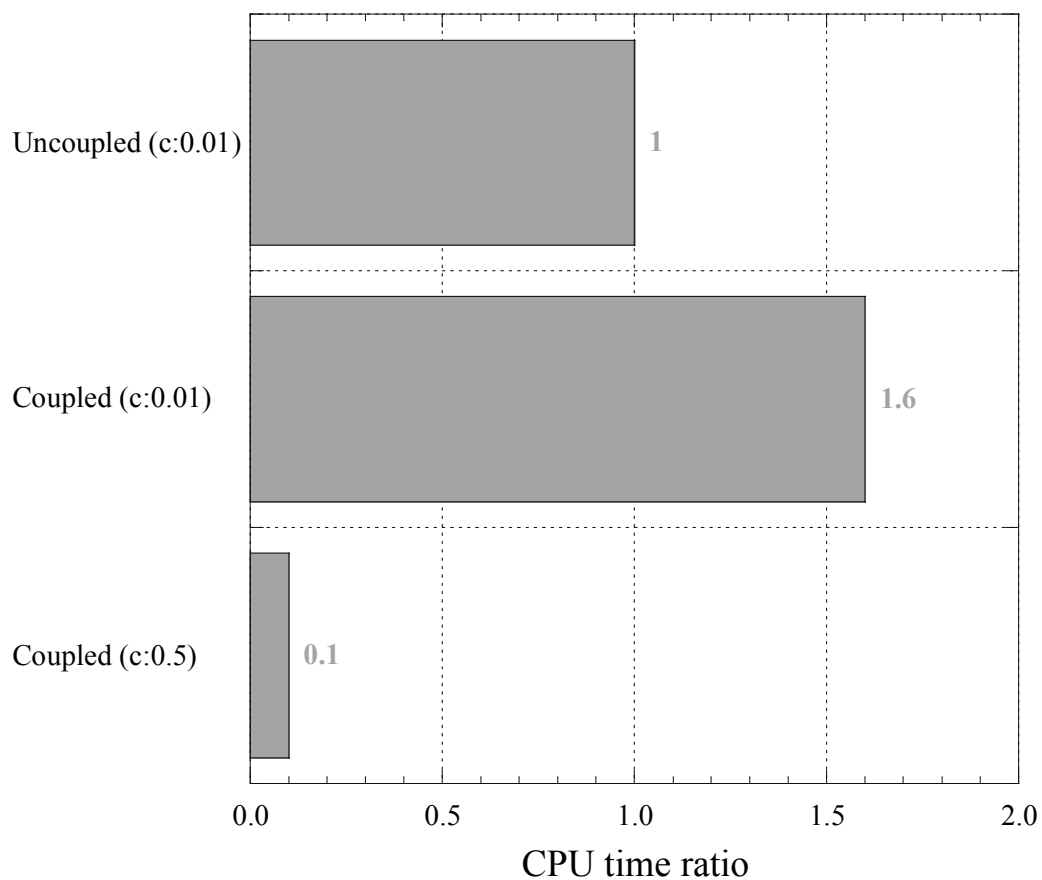


Fig.3.11 Comparison of CPU time.

3.8. 砂型鑄造への適用結果および考察

ここでは、本シミュレーション方法を砂型鑄造に適用し、キャビティ内のガス圧力が湯流れ過程に与える影響を検討する。Fig.3.12 に示す砂型の落とし込み鑄造で、 $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ のキャビティを縦に3つ配置したモデルを用いてシミュレーションを行った。

このモデルは上部に湯受けが配置されており、湯受けに溜まった溶湯が重力によりキャビティ内に充てんされていく。Fig.3.12 示すように、キャビティの一番下から Cavity 1～Cavity 3 とすることとする。モデルは2次元を想定し、紙面厚み方向を1分割とし、紙面厚み方向にはガスの排出は無いとして計算を実施した。溶湯は FC100 相当とし、Table 3.3 に示した値を用いて計算を行った。また、砂型の計算条件として Table 3.4 に示した値を用いた⁴⁾。

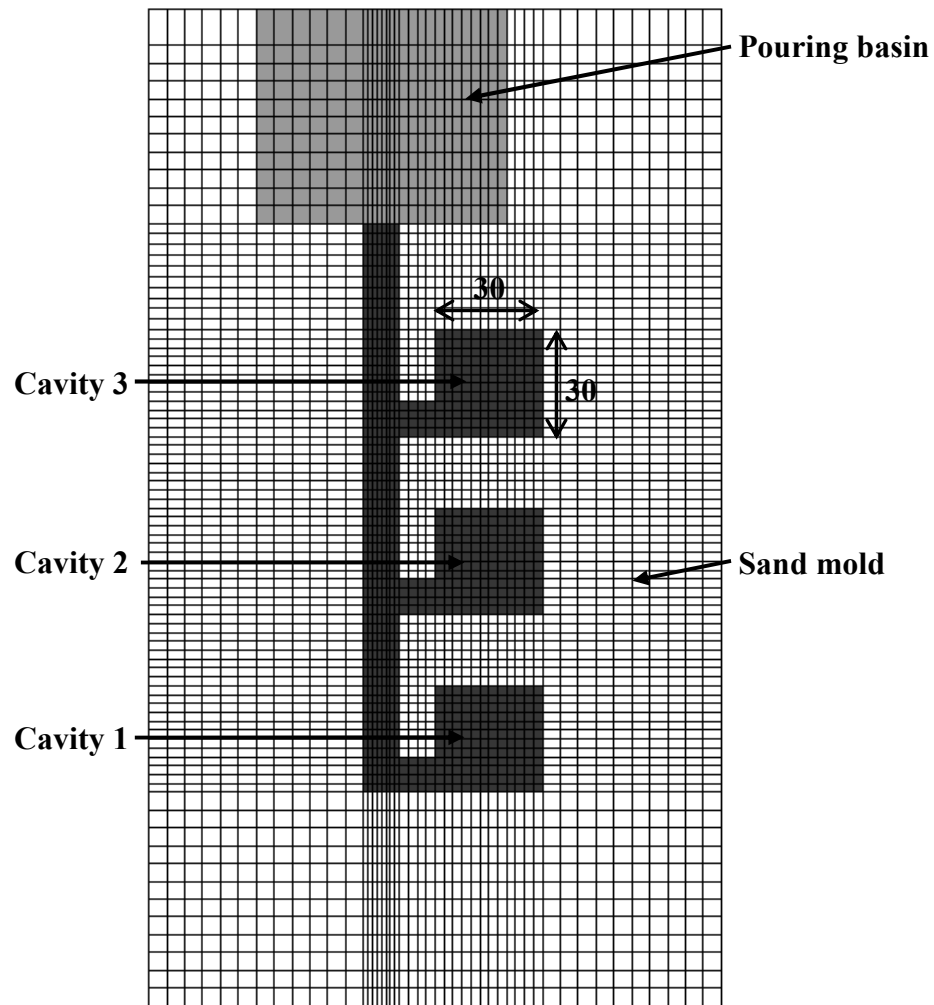


Fig.3.12 Simulation model for sand mold casting.

Table 3.3 Calculation condition for casting.

Material	FC100
Density (kg/m^3)	7.8×10^3
Dynamic viscosity (m^2/s)	1.0×10^{-5}
Temperature (K)	1773

Table 3.4 Calculation condition for sand mold.

Viscosity of air (Pa·s)	1.86×10^{-5}
Permeability of sand (m^2)	1.56×10^{-10}
Void fraction of sand	0.375
Permeability of coating (m^2)	2.00×10^{-15}
Initial pressure in cavity (Pa)	1.01325×10^5
Temperature of mold (K)	293.0

Fig.3.13 に溶湯の充てん過程を示す。Fig.3.13(a)は背圧を考慮していない場合の計算結果、Fig.3.13(b)は背圧を考慮した場合の計算結果である。Fig.3.13(b)では、鋳型内のガス圧力も表示している。

Fig.3.13(a)より、背圧を考慮しない場合に溶湯は Cavity 1 から、Cavity 2, Cavity3 の順に充てんされていくが、各キャビティの中央部の充てんが遅れている様子がわかる。Fig.3.14(a)は背圧を考慮しない場合の 0.01 秒毎の充てん時間の等高線を示しており、充てんまでの時間は 0.3 秒であった。最終充てん位置は最上部のキャビティ中央部分となっている。Fig.3.14(b)は背圧を考慮した場合の 0.04 秒毎の充てん時間の等高線を示しており、充てんまでの時間は 0.8 秒であった。各キャビティで、溶湯が入り始めてから中央部が充満されるまでの時間は、背圧の影響により長くなっている。Fig.3.14(b)に示した充てん過程において、Cavity 1 では背圧無しの場合と同様にキャビティ中央部の充てんが遅れているが、Cavity 2 および Cavity 3 では背圧により充てんが妨げられており、キャビティ上部が充満されずに空気が長く残っている様子が分かる。

次に砂型透過率および塗型透過率の値を変化させ、充てんに及ぼす影響を検討した。Fig.3.15 は砂型透過率と充満時間の関係を示している。図より、砂型透過率が、 $1.0 \times 10^{-12} \text{m}^2$ より大きい場合には充満時間は 0.3 秒以下となりほとんど差異は無いが、それ以下の値ではキャビティ内ガスがうまく排出されず、透過率が小さくなるに従って、背圧の影響が大

きくなり、充填時間が長くなっている。砂型透過率 $1.0 \times 10^{-14} \text{m}$ 以下の場合には最後まで充填しない結果となった。

Fig.3.16 は塗型透過率と充填時間の関係を示している。塗型の透過率が小さくなるに従って充填時間が長くなっている。塗型透過率が $1 \times 10^{-13} \text{m}^2$ 以下では最後まで充填されない結果となった。

以上の結果から、砂型鑄造では砂型透過率および塗型透過率を適切にすることがキャビティ内ガスを排出するために重要であり、湯流れに対して大きな影響を及ぼす事がシミュレーションによって明らかになった。また、塗型が充填時間に与える影響が砂型透過率と比較して大きいと言える。本研究で開発した手法は砂型鑄造の湯流れ予測に有効であると考えられる。

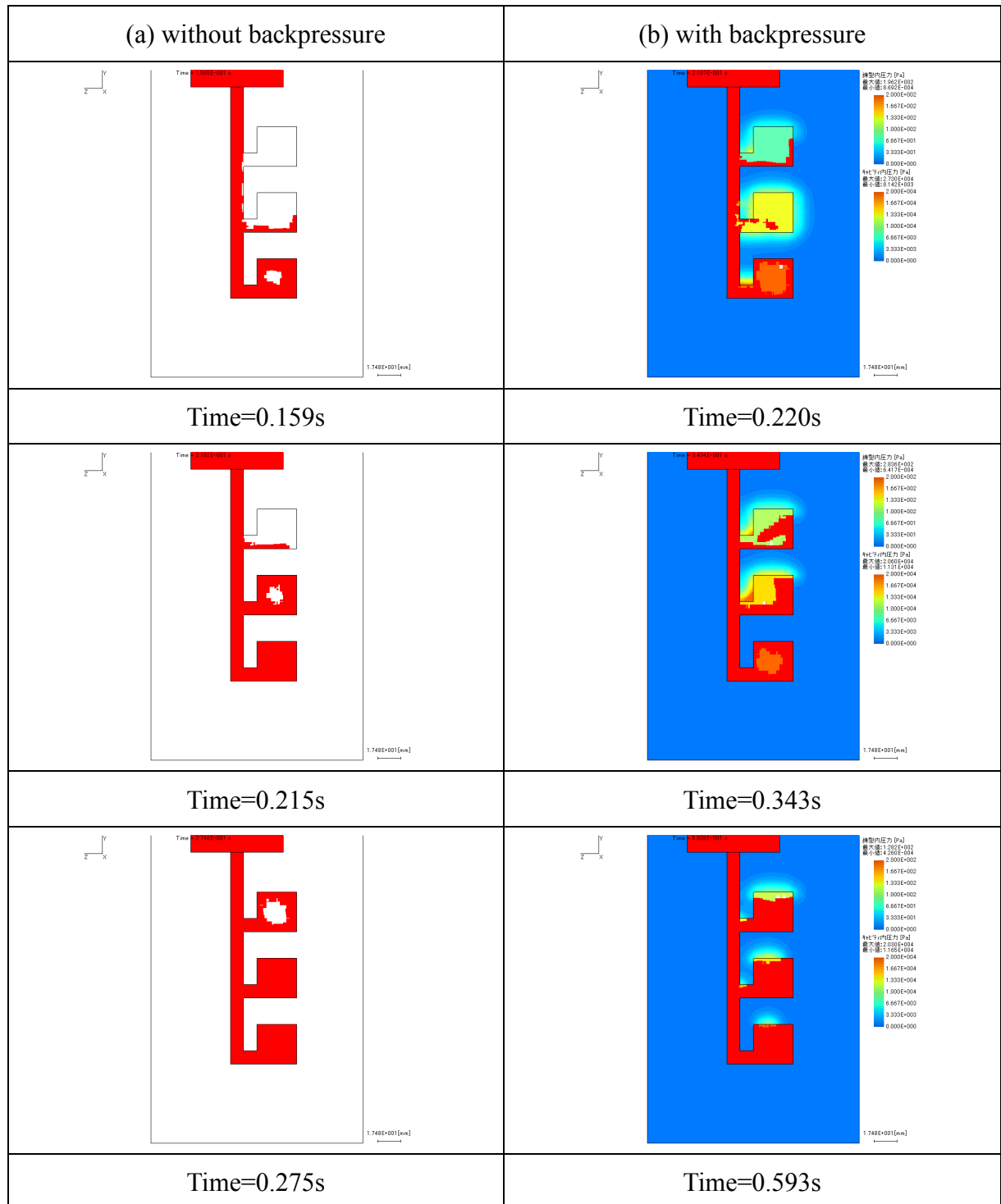


Fig.3.13 Calculated mold filling sequences.

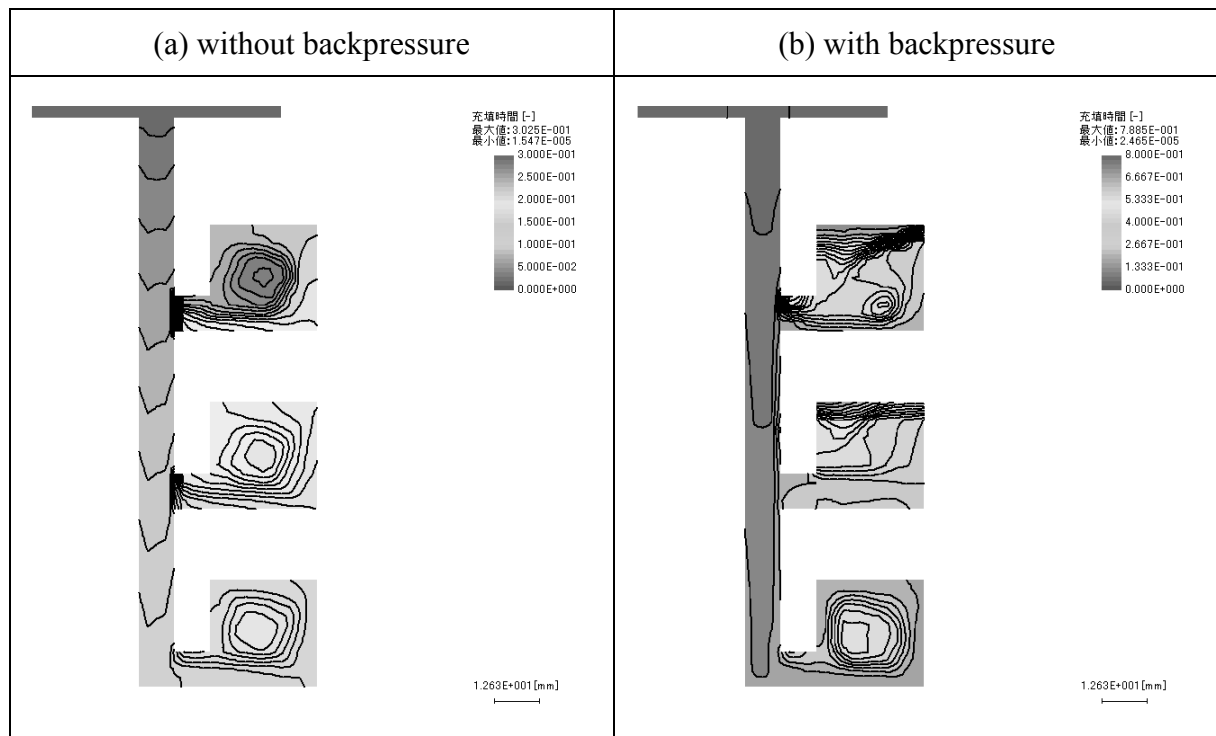


Fig.3.14 Filling time.

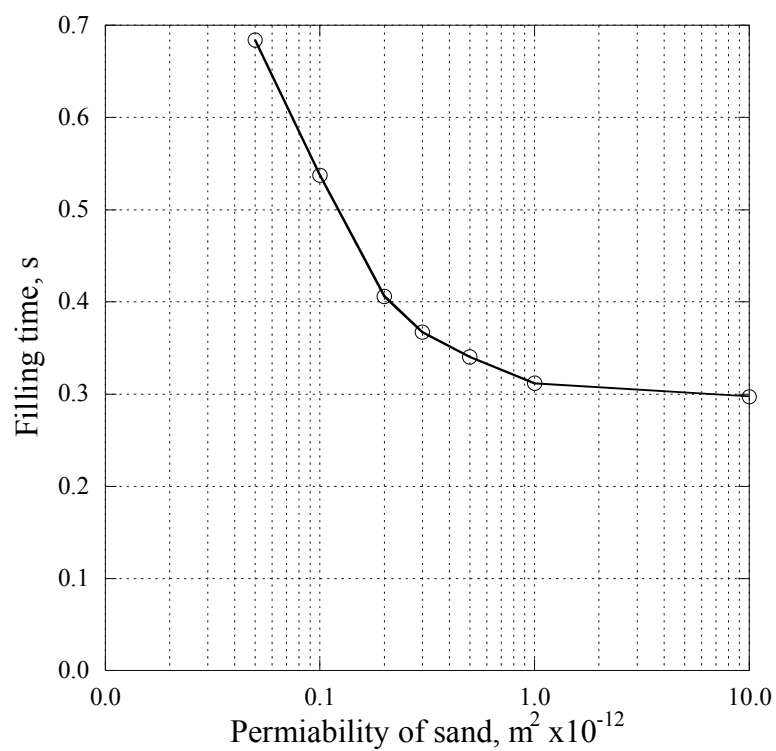


Fig.3.15 Effect of permeability of sand.

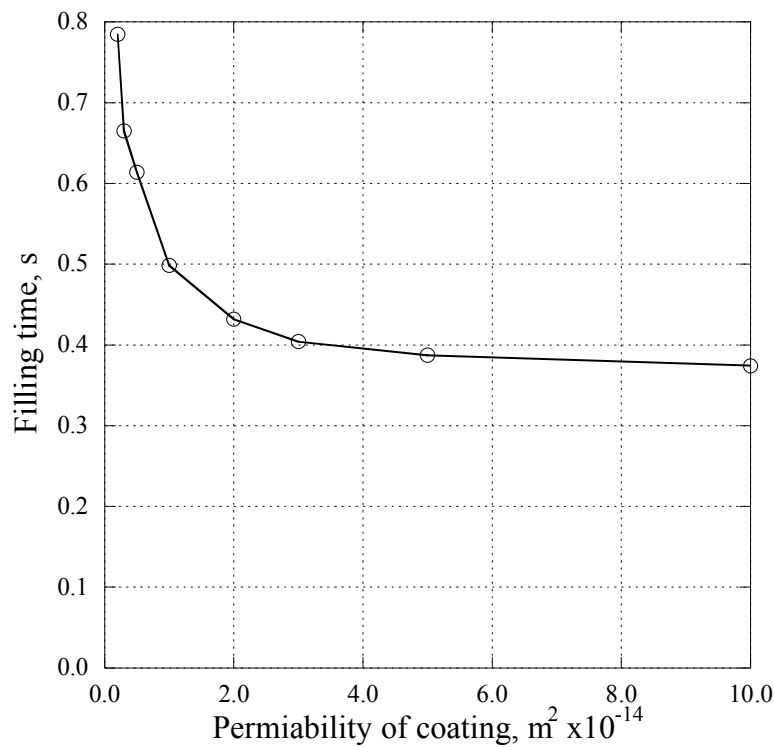


Fig.3.16 Effect of permeability of coating.

3.9. 結言

本章では本手法を砂型鑄造に適用する際のキャビティ内ガスと、鑄型内ガスの求め方について説明するとともに計算の安定性について述べた. キャビティ内ガスと鑄型内ガスを前ステップの値を用いて求める独立解法は, 1 ステップの計算時間は短い, 時間刻み幅を適切に選ばないとガス圧力および流速が振動し, 正しい解が得られないことがあることが分かった. 一方, キャビティ内ガスと鑄型内ガスを同時に求める連成解法は 1 ステップの計算時間は長い, 時間刻み幅によらず, 安定して解が求められることが分かった. また, 簡易モデルを用いた砂型鑄造の湯流れシミュレーションにより, 背圧が湯流れに与える影響を検討した. シミュレーション結果から, 溶湯の充てん過程は背圧の影響を受け, 砂型透過率および塗型透過率が砂型を通してガスが排出される過程に大きな影響を及ぼすことを明らかにした. 透過率の低い砂型や塗型を用いた場合には, キャビティへ溶湯が最後まで充満されない可能性があることを示した.

参考文献

- 1) 戸川隼人:マトリックスの数値計算, オーム社, (1990)
- 2) 森正武:数値計算プログラミング, 岩波書店, (1986)
- 3) 藤井孝蔵:流体力学の数値計算法, 東京大学出版会, (1994) p.16
- 4) 久保公雄:大阪大学 学位論文, (1983)

第4章 ガス移動を考慮した湯流れシミュレーションの検証

4.1. 緒言

第2章でキャビティ内のガス圧力を考慮した湯流れ凝固シミュレーションと, ガス巻き込み欠陥の予測方法について述べ, 第3章では, ガス圧力計算の安定性, および簡易モデルを用いて背圧が湯流れに与える影響を検討した. 本章では提案したシミュレーション方法の妥当性を検討する. まず, これまでに報告されている文献との比較, 水モデル実験との比較により検証をおこなう. 続いてアルミダイカストでの実験, および砂型鑄造で X 線透過装置を用いた直接観察結果との比較により, 本手法の妥当性を検討する.

4.2. Backer らの結果との比較

G.Backer ら¹⁾から報告されている Fig.4.1 に示すようなダイカストを想定したシミュレーションモデルを用いて計算を実施した. このモデルは矩形のキャビティ内に円形の障害物を有し, 左下のゲートより 1.0m/s で溶湯が注湯される. 溶湯の物性値は AC4C 合金相当とし, Table 4.1 に示した値を用いた. また, キャビティ内のガスは空気, 鑄型は金型を想定して空気の排出は無いものとしている. 厚み方向は1分割とし, 壁面をスリップ条件とする事により2次元の解析としている. 計算モデルは 131×61(0.5mm 均一幅)で分割し, 鑄物用素数は 4,460 である.

Fig.4.2(a)に G.Backer らのシミュレーション結果と, Fig.4.2(b)本手法で得られた溶湯の充てん過程を示した. キャビティ外周より順に充満され, 最終充てん位置のキャビティ中央付近に溶湯に巻き込まれた大きなガス巻き込みが発生している. キャビティへの充てん過程は G.Backer らの結果と良い一致を示している. また, Fig.4.2(b)の時刻 0.137 秒の図中に示した丸印, 障害物の右下およびキャビティ中央の2ヶ所にガスの巻き込みが発生しており, その位置は G.Backer らの結果と一致している事が分かる. また, Fig.4.3 のマーカー(黒丸)は充てん終了時における, キャビティ内で巻き込まれた微小なガス巻き込み欠陥の分布を示している. このモデルでは, Fig.4.3 の黒丸で示した大きな巻き込み欠陥とは別に, 多数の微小ガス欠陥が発生すると予測される. 従来の手法では最終充てん位置や, 充てんが部分的

に遅れる位置をガス欠陥発生部として予測しており、微小なガス欠陥は予測できていないが、本手法により微小ガス欠陥を予測できる可能性がある。

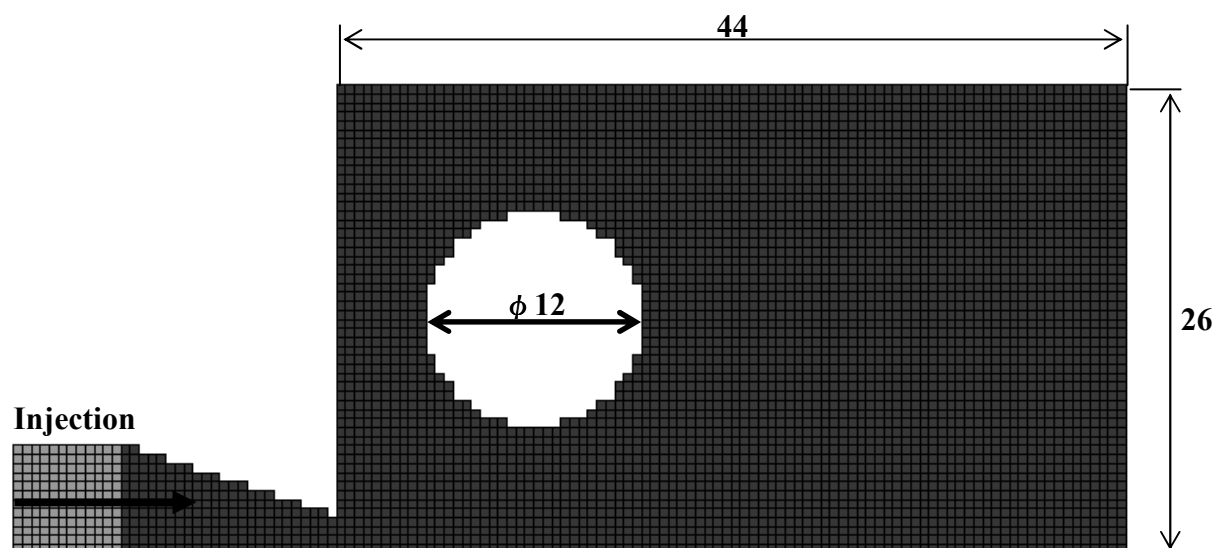


Fig.4.1 Calculation model for High Pressure Die-casting in 2D

Table 4.1 Material property for High Pressure Die-casting in 2D

Material	AC4C
Density (kg/m ³)	2.385×10^3
Dynamic viscosity (m ² /s)	1.0×10^{-5}
Temperature (K)	973

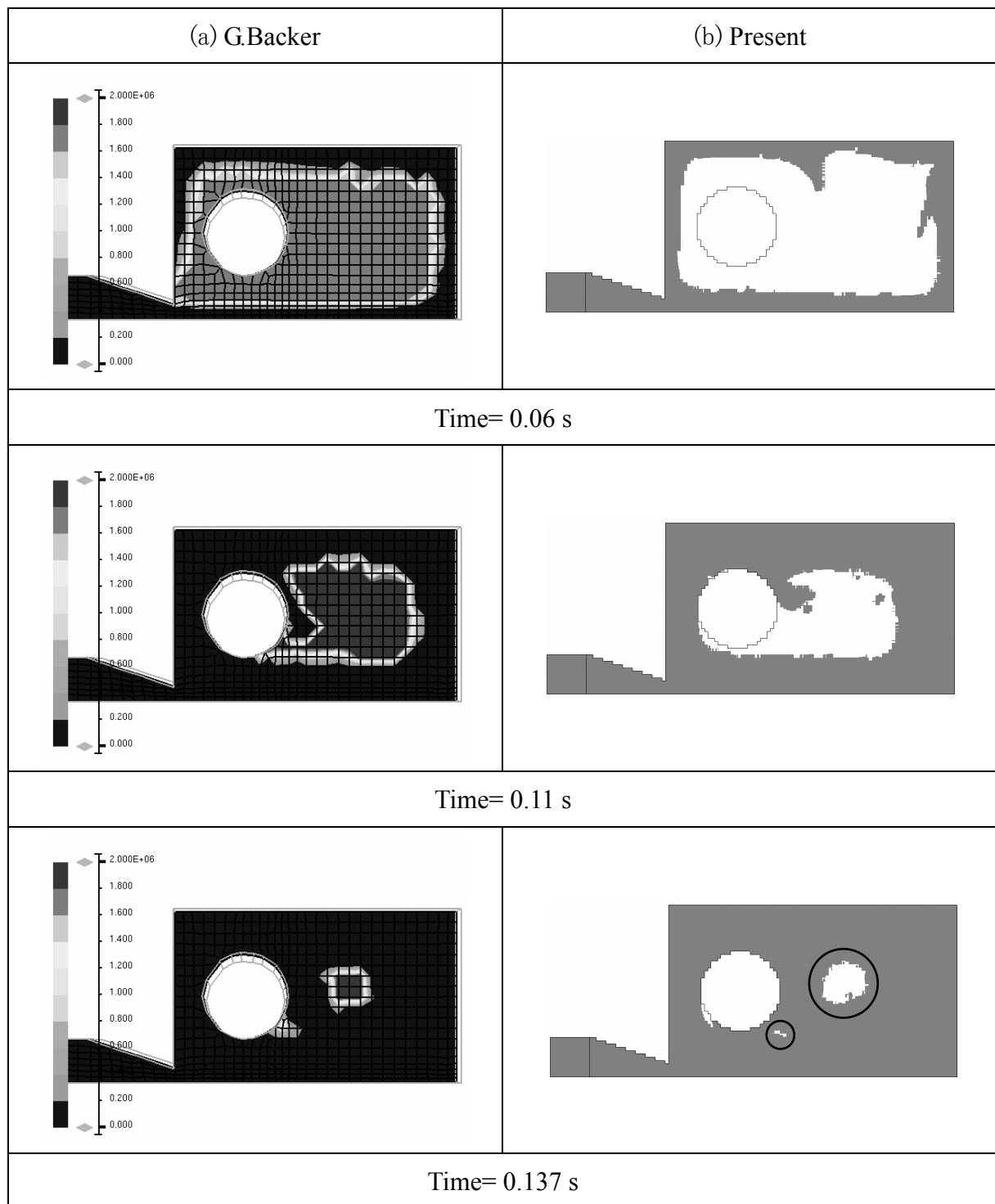


Fig.4.2 Comparison of mold filling sequence

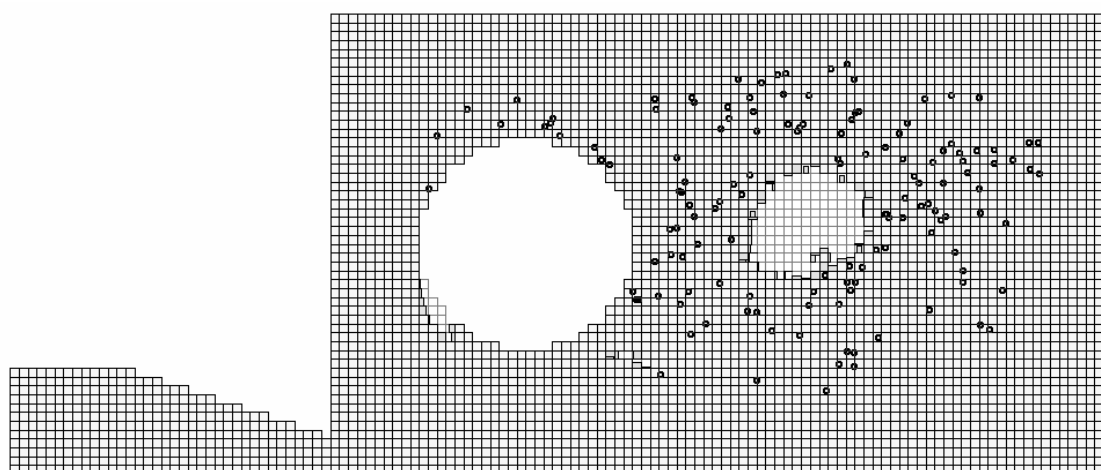


Fig.4.3 Gas defects distribution.

4.3. 水モデル実験との比較

Fig.4.4 に示す厚さ 10mm の平板状矩形キャビティへ下部ゲートから垂直押し上げの計算を実施した. 流体の物性値は Table4.2 に示した水の値を用い, 速度 1.0m/s および 2.0m/s 一定として下方から流入させた. キャビティ内は常温 293K の空気とした. 計算モデルは 45×95 (2.5mm 均一幅) で分割し, 铸件用素数 3,172 のメッシュを用いた. 厚み方向は 1 分割とし, 壁面をスリップ条件とする事により 2 次元の解析としている. また, キャビティ上部にベントを 2 ヶ所配置した. 鑄型へのガスの排出は無く, ベントからのみ排出されるとした.

Fig.4.5 は注湯速度 1.0m/s とした場合の充てん過程を示しており, (a)は背圧無し, (b)は背圧有りの結果をそれぞれ示している. 流体は徐々に横方向に広がりながら充てんが進み, Time=0.16s においてキャビティ下部の傾斜部で空気が巻き込まれている様子が観察される. 更に充てんが進み, Time=0.24s において, 背圧を考慮しない場合には巻き込まれた気泡はすぐに潰れて消失しているが, 背圧を考慮した場合には, 巻き込まれた気泡は消失せずに残っている事がわかる. Time=0.40s においては背圧を考慮していない場合にはガスの巻き込みは無いが, 背圧を考慮した場合にはキャビティ下部の傾斜部で巻き込まれたガスがキャビティ上部へ移動している様子が分かる. 背圧を考慮した場合の充てん過程は, 金谷ら²⁾ ~ ⁴⁾の実験結果と良い一致を示しており, 巻き込まれたガスを精度良くシミュレートできている.

この結果から、巻き込まれたガスの挙動を予測するには、背圧の影響を計算で考慮する必要があると言える。0.24 秒のシミュレーション結果において、自由表面形状が実験結果に比較して、両側壁面でより高くなっており、また、0.40 秒のシミュレーション結果では自由表面中心部が同様に高くなっている。これは、本計算では液体の表面張力を考慮していない影響が出ているものと考えられる。自由表面形状を精度良く求めるためには表面張力の影響を考慮することが今後の課題である。

Fig.4.6(a)は注湯速度 2.0m/s とした背圧を考慮しない場合の充てん過程を示している。流体は横方向へ少しずつ広がりながら上昇し、キャビティ上部に直接衝突後、キャビティ外周に沿って下部へ充てんが進んでいる。この結果は Fig.4.6(c)の実験結果の充てんの様子と良く一致している。Fig.4.6(b)の背圧を考慮した場合でも充てんパターンはほぼ同じであることが分かる。溶湯が上部キャビティに衝突した後はベントが閉塞されるためにガスは排出されないこととなり、キャビティ下部の傾斜部の両側には、ガス巻き込みが発生すると予測される。この結果から、注湯速度が速い場合には移流項が支配的となり、背圧が充てんパターンに与える影響は相対的に小さくなっているものと考えられる。

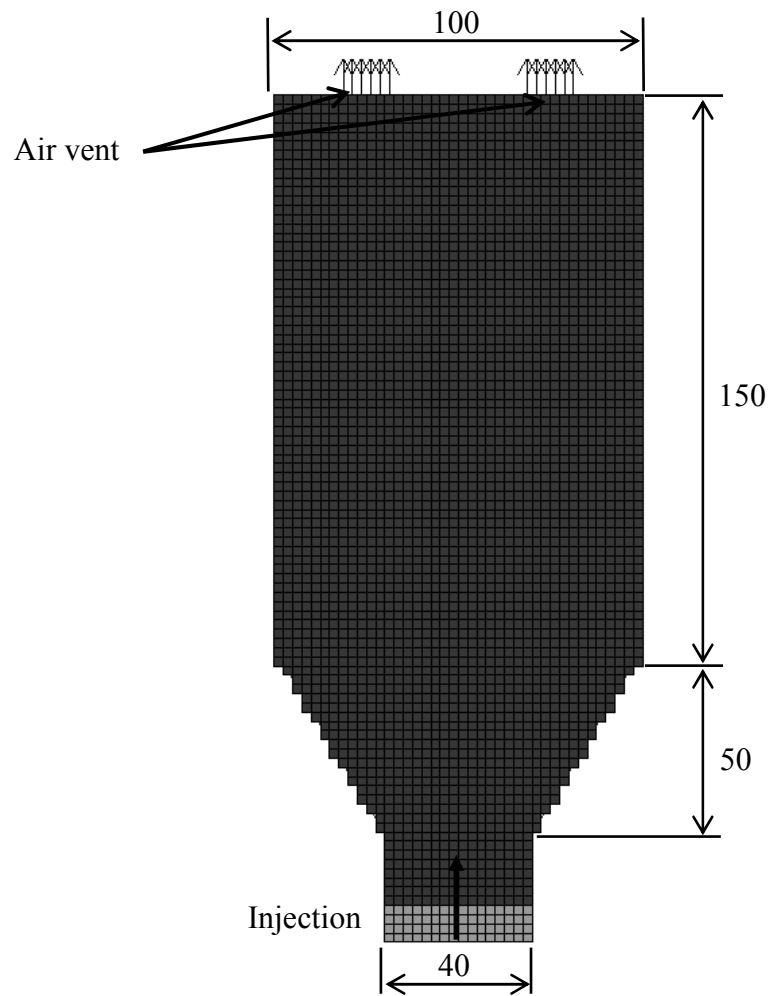


Fig.4.4 Calculation model for vertical flat plate casting

Table.4.2 Calculation condition

Material	Water
Density (kg/m^3)	1.0×10^3
Dynamic viscosity (m^2/s)	1.0×10^{-5}
Temperature (K)	293

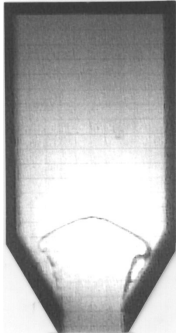
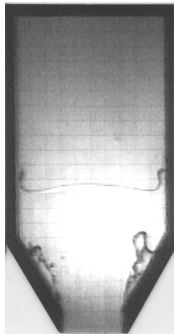
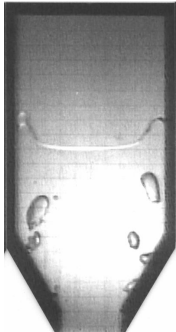
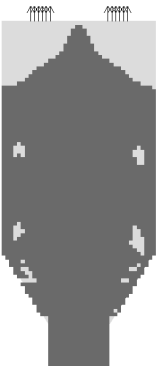
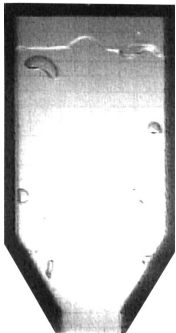
Time	(a) without backpressure	(b) with backpressure	(c) Experiment
0.08s			
0.16s			
0.24s			
0.40s			

Fig.4.5 Effect of the backpressure on mold filling sequence. (Injection velocity = 1.0m/s)

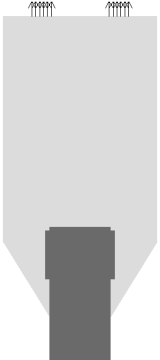
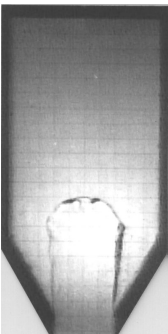
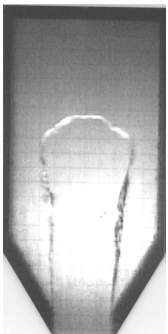
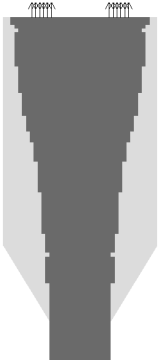
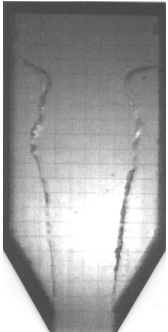
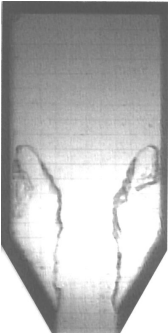
Time	(a) without backpressure	(b) with backpressure	(c) Experiment
0.04s			
0.08s			
0.16s			
0.20s			

Fig.4.6 Effect of the backpressure on mold filling sequence. (Injection velocity = 2.0m/s)

4.4. ダイカストへの適用

ダイカストは通気性が無い金型の中に溶融金属を高圧で射出するため、ガス巻き込み欠陥が発生しやすい鑄造法である。本鑄造法では、エアベントの位置、個数や寸法を適切に設定しない場合、キャビティ内ガスが排出される前にエアベントが溶湯によって閉塞され、排出されなかったガスは製品中に残りガス巻欠陥となる。また、エアベントだけでは無く、押出しピン、見切り面等からのガス排出が考えられるが、それぞれからのどのように排出されているか、定量的にわかってはいない⁵⁾。そこでまず、ダイカストマシンを用いて、キャビティ内のガス圧力を測定し、エアベント、押出ピン、見切り面からの排気の影響について検討した。また、ショートショット実験により金型内での充てん過程を観察した。続いて、実験結果とシミュレーションを比較し、圧力計算、およびガス巻き込み欠陥の予測精度について検討する。

4.4.1 実験方法

実験はダイカストマシンを用いて、Fig.4.7 に示した金型を使用して実験を実施した。その金型を用いて成型された製品を Fig.4.8 に示す。本製品は二輪車用のエンジンカバーである。Fig.4.7に示すように、エアベントはオーバーフロー部の上部に3本、製品を金型から取り出すための押出ピンは12本設置されている。Table 4.3 に実験で用いたエアベント、押出ピンおよびプランジャの寸法を示す。ガス圧測定のため、エアベント部に圧力センサを設置し、溶湯を注入せずにプランジャの移動によって体積が減少することによるキャビティ内ガス圧力の時間変化を測定した。圧力の測定間隔は $200\ \mu\text{s}$ で4秒間のデータを取得した。プランジャの移動速度は 0.28m/s 一定とした。

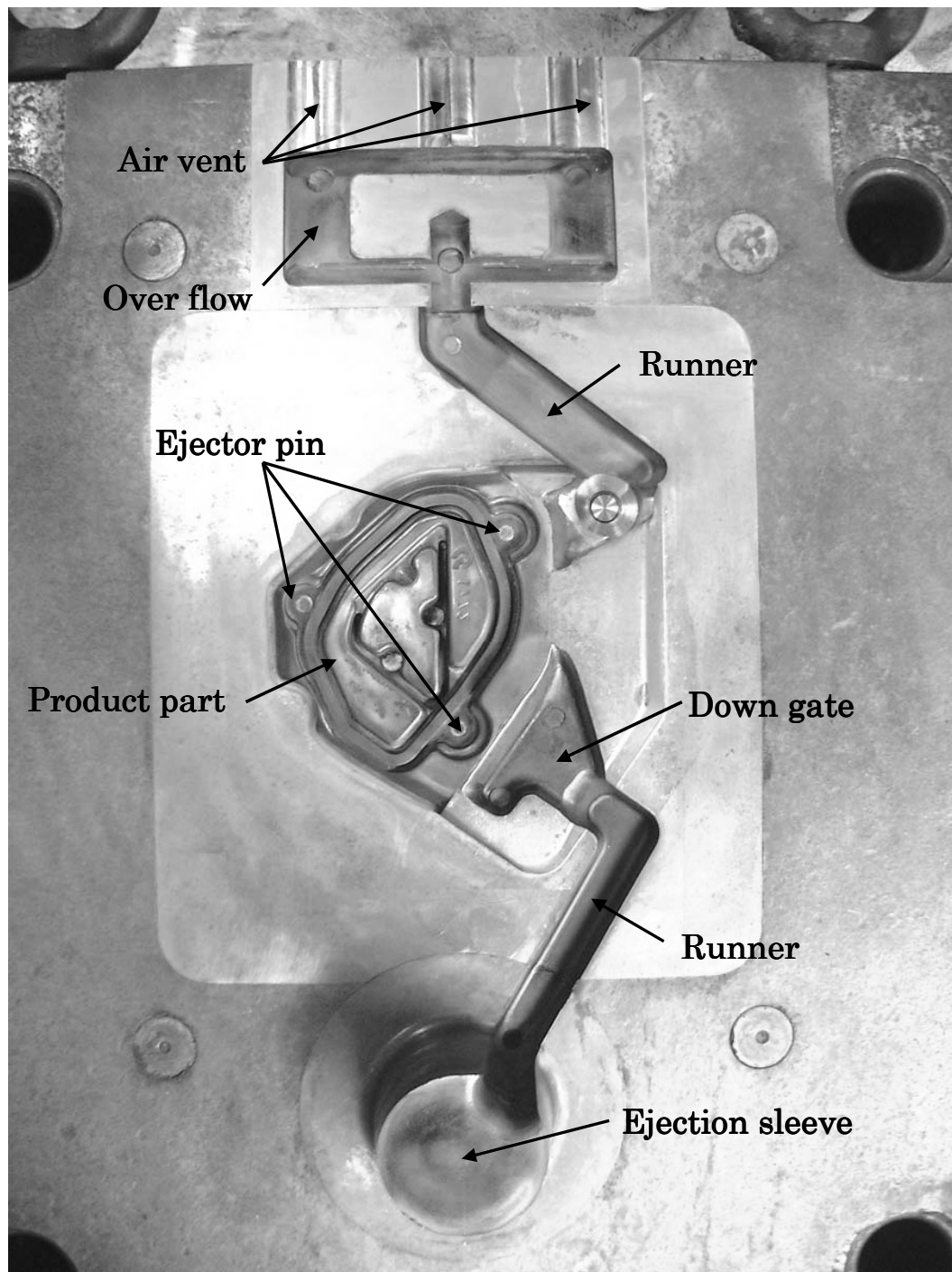


Fig.4.7 Shape of the die for an engine cover.

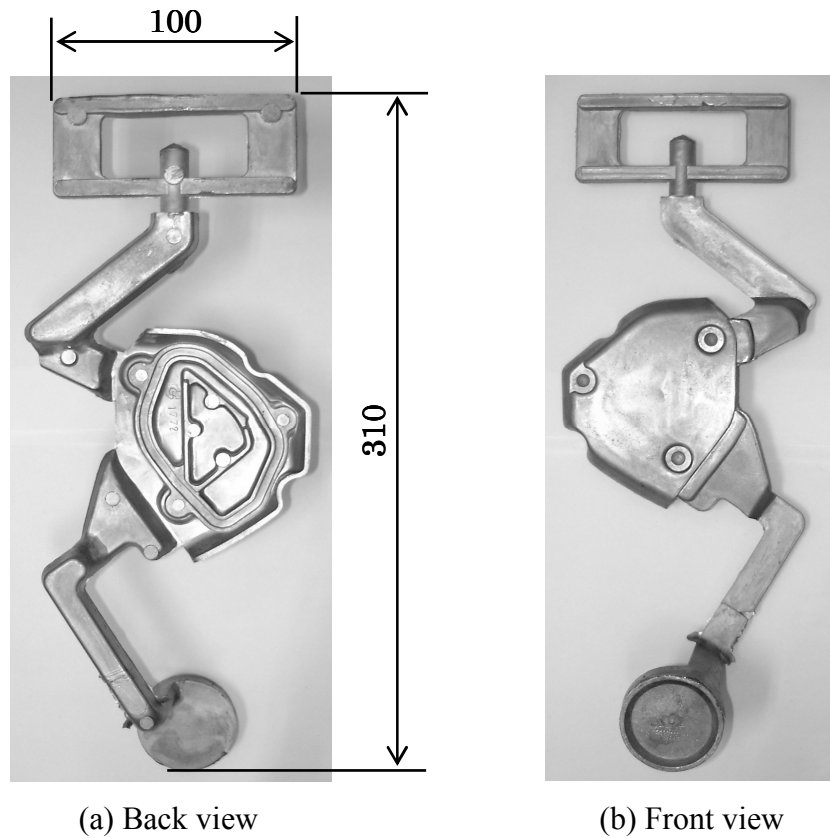


Fig.4.8 Product by the High Pressure Die-casting.

Table 4.3 Experimental condition of the High Pressure Die-casting.

Number of Air vent	3
Air vent gap (mm)	0.15
Air vent length (mm)	30
Air vent width (mm)	18
Number of Ejector pin	12
Ejector pin gap (mm)	0.05
Ejector pin length (mm)	180
Diameter of ejector pin (mm)	6
Cross sectional area of plunger (mm ²)	1630
Plunger stroke (mm)	230

背圧の測定実験は各ガス排出部の影響を検討するため、下記の各条件でおこなった。

- (1) エアイベント、押出ピン、見切り面のすべて隙間を密封し、キャビティ内のガスが排出されない状態で射出を行う。
- (2) 密封状態からエアイベントのみを開放して射出を行う。
- (3) 密封状態から押出ピンのみを開放して射出を行う。
- (4) 密封状態から見切り面のみ密封を開放して射出を行う。
- (5) エアイベント、押出ピン、見切り面を密封せず、すべて開放して射出を行う。

エアイベント、押出ピン、見切り面の隙間は樹脂および鋳型用ガスケットシール材を用いて密封し、プランジャおよびスリーブにグリスを塗ることによって、プランジャとスリーブの隙間からのガスの逃げを防ぐようにした。(1)～(5)の条件で、キャビティ内のガス圧力の時間変化を計測した。また、アルミニウムの注湯量を少しずつ変化させて、射出実験をおこなった。なお、射出は 0.28m/s から 1.0m/s に途中で切り替える二段階射出とした。射出停止とともに湯流れは静止しないが、凝固時間は短いと考えられるため、作成された製品形状から、充てんパターンを推測する。

4.4.2 鋳型キャビティ内ガス圧力測定の結果および考察

溶湯を注入せず、プランジャのみを移動させた空打ちの射出条件で、キャビティ内ガス圧力の時間変化を測定した結果を Fig.4.9 に示す。(a)はエアイベント、押出ピン、見切り面それぞれを密封した状態で測定した結果、(b)は見切り面のみを開放した結果、(c)は押出ピンのみを開放した結果、そして(d)はエアイベントのみを開放した結果である。(e)は全てを開放しており、通常の操業と同じ条件での結果である。

(a)の完全に密閉した状態で測定した場合での最大圧力は 175kPa であった。金型内のキャビティ体積は湯道、オーバーフローを含めて $1.093 \times 10^5 \text{mm}^3$ である。プランジャのチップ径は $\phi 45.5 \text{mm}$ 、スリーブ内のプランジャの移動距離は 150mm であるため、プランジャ移動による体積変化は $2.44 \times 10^5 \text{mm}^3$ となる。従って、キャビティが完全に密封され、全くガスが排出されないとすれば、圧力は絶対圧で約 220kPa となるはずである。しかしながら、(a)の完全に密閉した状態で測定した場合でも、それよりも低い値となっている。これは溶湯を充てんせず

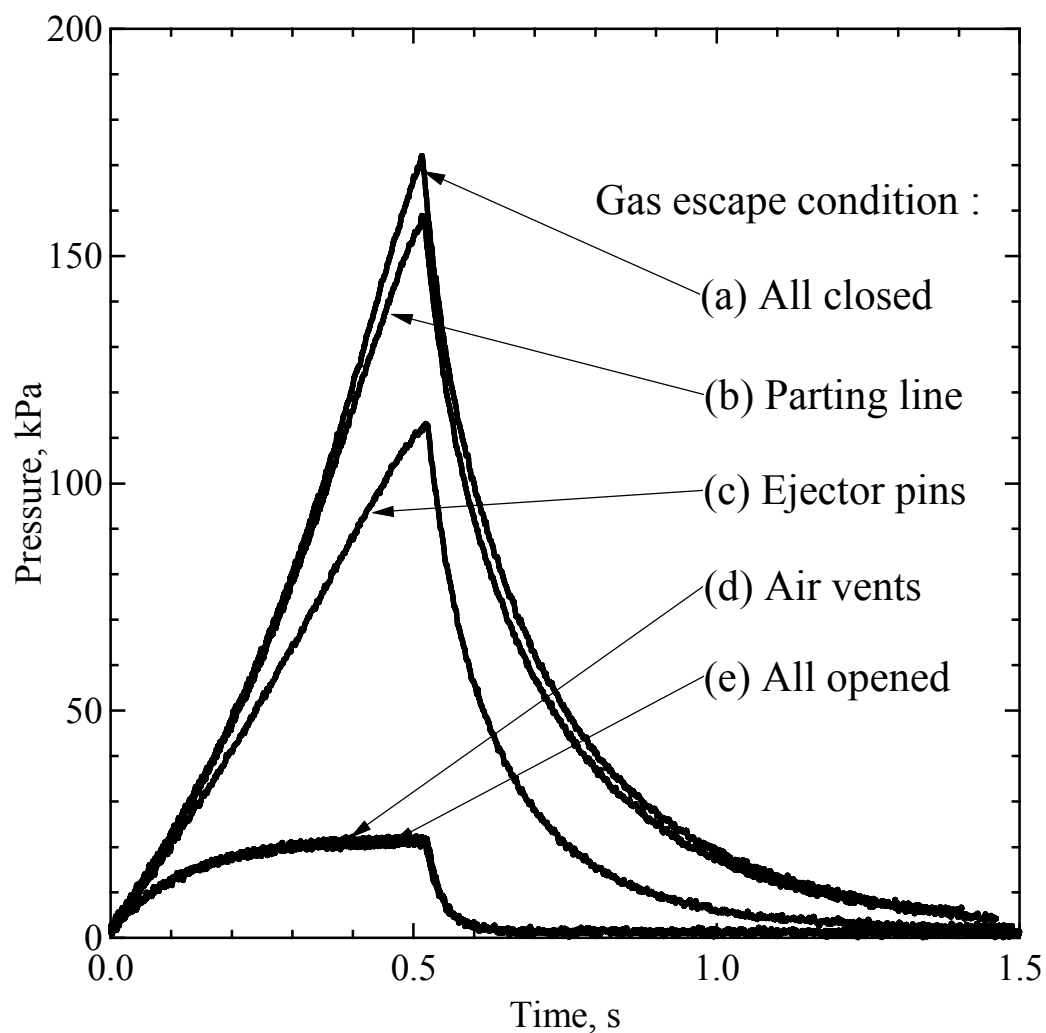


Fig.4.9 Measured back pressure changes in mold cavity.

(Ejection without melt, injection velocity is 0.28m/s)

に射出を行ったため、プランジャとスリーブの隙間が完全には密閉されず、隙間からガスの逃げがあったと推測される。

次に見切り面のみを開放した条件(b)と密閉している条件(a)を比較すると、圧力曲線はほぼ同じであり、他の要素と比較して見切り面からはほとんどガスは排出されていないと言える。押し出しピンのみを開放した条件(c)での圧力は、(a)の場合と比較して約30%程度小さくなっており、押し出しピンからのガス排出は考慮する必要があると考えられる。また、エアイベントを開放している条件(d)と、すべてを開放した(e)の圧力変化曲線はほぼ同じであり、キャビティ内

のガスの大部分がエアベントから排出されていることがわかる。

エアベントが解放されている場合の(d)では、キャビティ内の圧力が最大となってから大気圧に戻るまで 0.1 秒程度であるが、エアベントが密封されている条件では大気圧に戻るまで 1 秒程度かかっている。射出後における圧力測定中にプランジャの移動は無いため、完全に密封した状態では大気圧には戻らないはずである。このことから、プランジャとスリーブの隙間からのガスの逃げがあったと推測される。

以上の結果から、ダイカストにおいてはエアベントからの排気の効果が大きく、見切り面からの排気の効果は小さいといえる。押出ピンからのガスの排出は比較的大きいため、シミュレーションにおいては、エアベントおよび押し出しピンからのガスの排出を考慮する必要があると考えられる。

4.4.3 キャビティ内圧力計算の検証

ここでは実験で使用したエンジンカバーモデルを簡略化し、Fig.4.10 に示す簡易的なモデルを用いて、キャビティ内圧力計算の妥当性を検討する。モデルは、実験に用いたエンジンカバーの金型キャビティ体積と同じとなる様、キャビティ体積を $110 \times 10^3 \text{mm}^3$ 、プランジャチップ断面積を 1600mm^2 、プランジャ移動距離を 150mm とした。シミュレーションには鋳物要素数 10647、鋳型要素数は 2912 のメッシュを用いた。境界条件は 0.435m/s の速度一定として与え、溶湯の温度は 973K で等温として計算をおこなった。また、キャビティ内の初期圧力及び金型外部の圧力は大気圧とし、実験で用いた金型と同じとなるように、エアベントを 3 本、押出ピンを 12 本設置した。エアベント、押出ピンの寸法などは実験で使用した値と同様とした。シミュレーションでは実験でのプランジャの移動距離と同じ 150mm 溶湯が移動した時点で計算を終了するようにした。

Fig.4.11 に解析結果及び実験結果を示す。計算では、エアベントおよび押し出しピンそれぞれ開放した場合について、(2.22)式の排気度の補正係数を変化させて計算を実施し、エアベントで $f=0.146$ 、押出ピンでは $f=0.070$ とした場合に⁶⁾実験と良く一致した結果が得られた。

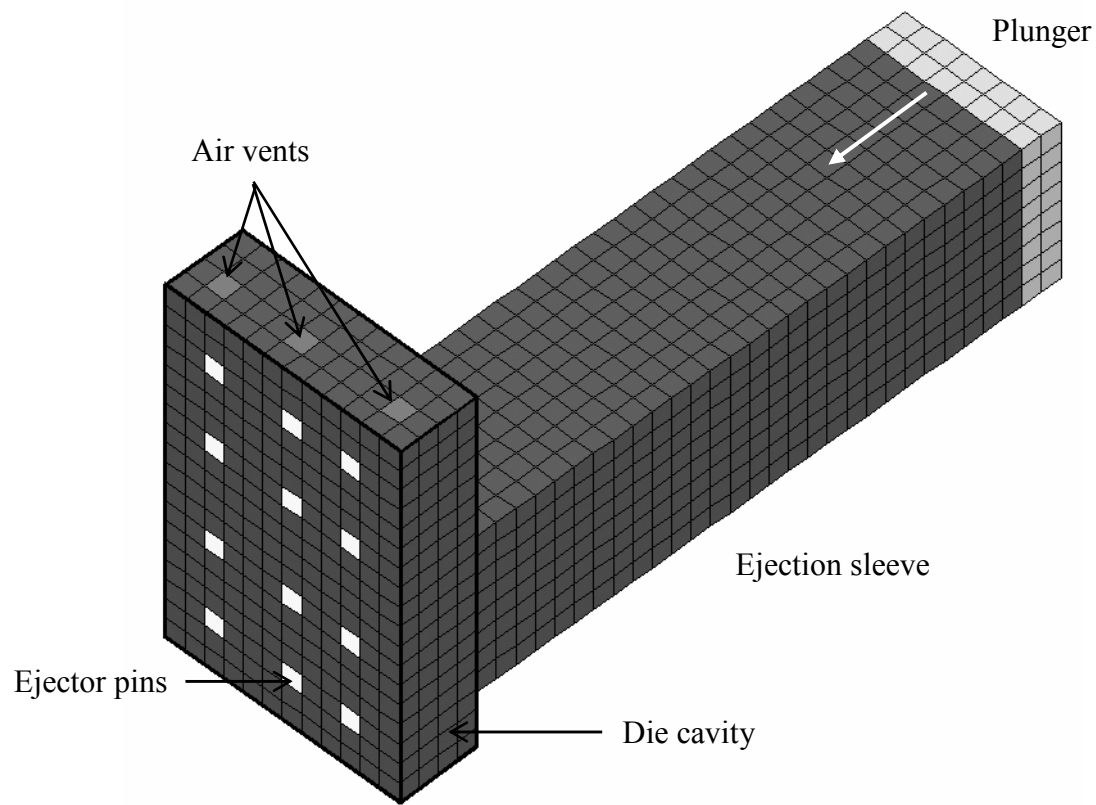


Fig.4.10 Calculation model.

押し出しピンのみ開放した場合ではプランジャの移動に従い、圧力が急激に高くなっている。一方、エアベントが開放されている条件ではキャビティ内ガスがスムーズに排出され、圧力があまり高くならずに 0.1 秒以降ではほぼ定常状態となっている。図より、シミュレーションで得られた圧力の上昇曲線は、押し出しピンのみ開放した場合およびエアベントのみ開放した場合ともに実験と良く一致していることが分かる。また、エアベントを開放している条件とエアベント及び押し出しピンを共に開放している条件では、圧力曲線はほとんど変わらず、エアベントからのガスの逃げが大きいという結果がシミュレーションによっても得られた。

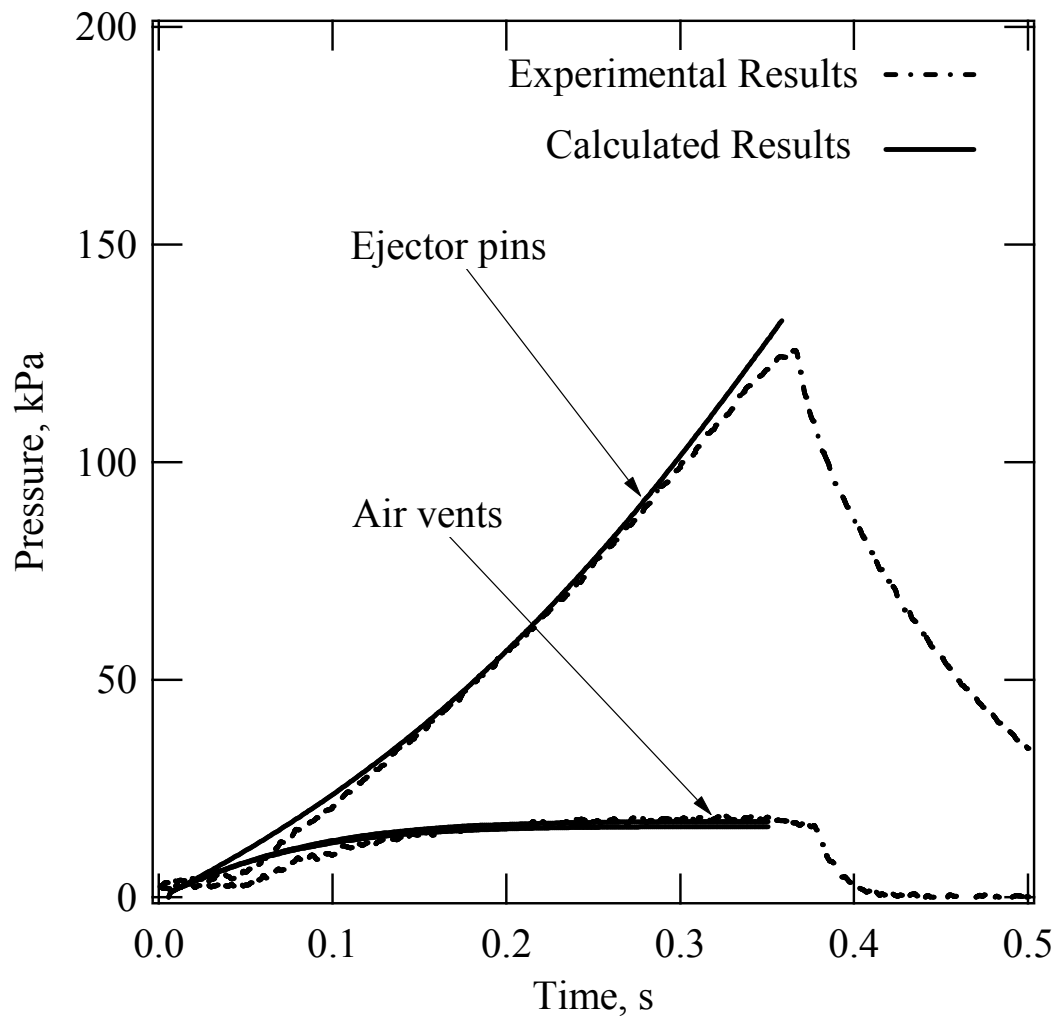


Fig.4.11 Experimental and calculated results of the backpressure change.

4.4.3 ショートショット実験とシミュレーション結果の比較および考察

Fig.4.12 に、実験に用いたエンジンカバーのシミュレーションモデル形状を示す。このモデルは、鋳物要素数 254,939、鋳型要素数は 17,139 である。なお、図に示したように、プランジャ内の流れを無視し、プランジャ部分が満たされている状態を仮定し、プランジャを短くしたモデルとしている。境界条件は 0.28m/s 一定および 0.28m/s から 1.0m/s に切り替える二段階の射出速度を与えた。切り替えのタイミングはプランジャからランナー部に流入する時点としている。なお、溶湯の初期温度は 973K として計算をおこなった。また、キャビティ内の初期圧力及び金型外部の圧力は大気圧とし、実験で用いた金型と同じとなるよう、エアイベントを 3 本、押出ピンを 12 本設置した。エアイベント、押出ピンの寸法などは実験で使用した値と同じとした。排気度の補正係数は前節で得られた、エアイベントで $f=0.146$ 、押出ピンでは $f=0.070$ の値を用いた。

Fig.4.13 は速度 0.28m/s 一定の速度境界条件とした場合のシミュレーションの結果を示している。Fig.4.13(a)は背圧を考慮せずに湯流れ解析を行った結果、Fig.4.13(b)は背圧を考慮した湯流れ解析結果である。背圧を考慮していない解析結果では、ランナーから流入した溶湯はあまり乱れずにキャビティ底面に沿って流入している。製品部に流入した溶湯は湯口の反対側の壁面まで途切れずにスムーズに充てんしているのが分かる。その後、キャビティ形状に沿って充てんが進行している様子が観察される。製品上部および下部で溶湯の巻き込みが発生しているが、溶湯によってすぐにつぶされている。

一方、背圧を考慮した場合では、ゲートから流入した溶湯はガスを巻き込みながら、製品部の底面に沿って湯先が飛び散りながら充てんしている。その後、ゲートから製品部に流入した溶湯は、湯口のキャビティ底面に沿って反対側まで到達している。次に、製品形状に沿って充てんが進行しているが、背圧の影響のため、巻き込まれたガスがつぶされずに残っていることが確認できる。エアイベント及び押出ピンを設置した場合でもガスの排気が十分でないと考えられ、注湯速度が比較的遅い場合には、溶湯の移流に対して背圧の影響が相対的に大きくなるため、湯流れの形態に影響を及ぼしているものと考えられる。

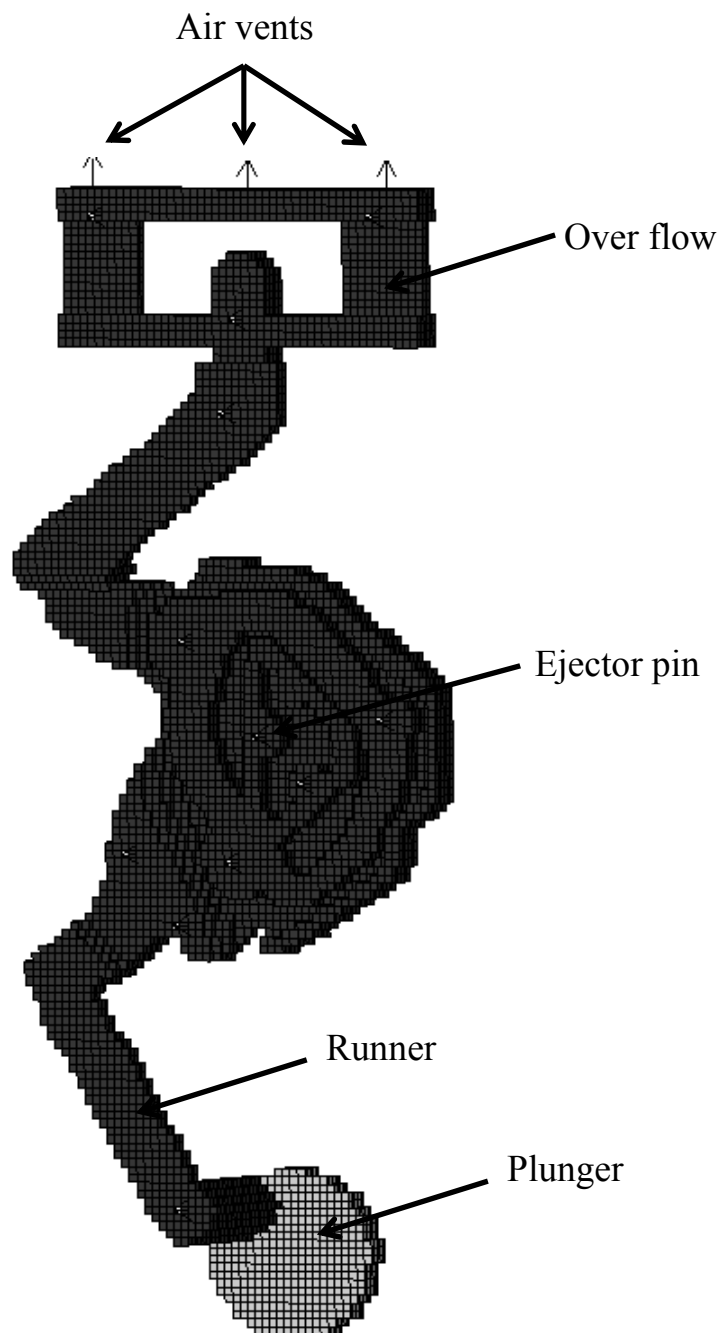


Fig.4.12 Simulation model of high pressure die-casting for engine cover.

Fig.4.14 は 0.28m/s から 1.0m/s に切り替える二段階射出の速度境界条件とした場合のシミュレーションの結果と、ショートショット実験で得られた製品を示している。Fig.4.14(a)は背圧を考慮せずに湯流れ解析を行った結果、Fig.4.14(b)は背圧を考慮した湯流れ解析結果である。Fig.4.14(a)と Fig.4.14(b)から、背圧の考慮有り無しともに、ゲートから流入した溶湯はガスを巻き込みながら、製品部の底面に沿って湯先が飛び散りながら充てんしている。その後、ゲートから製品部に流入した溶湯は、湯口のキャビティ底面に沿って反対側に衝突している。次に、製品形状に沿って充てんが進行しながら、多くのガスを巻き込んでいる様子が観察できる。注湯速度が速い場合には溶湯流動に対して背圧の影響が相対的に小さくなるため、湯流れの形態に大きな違いが現れなかったものと考えられる。

Fig.4.14(c)は溶湯の量を変化させたショートショット実験を行った結果を示している。ゲートから流入した溶湯は製品の底面に沿って湯口の反対側まで到達していることが観察される。その後、製品形状に沿って充てんが進んでいるものと推測される。また、多数のガス巻き込みが製品部に確認できる。製品形状に沿って上下に流れが分かれるために、製品部の上下2ヶ所にガス巻き込みが発生していると推測される。Fig.4.15 は正面からみたショートショット実験の結果とシミュレーションでのガス巻き込み予測結果を示している。丸で示した製品の上下2ヶ所で発生しているガス巻き込みの位置はよく一致していることが分かる。このような製品部のガス巻き込みは、背圧を考慮していないシミュレーションでは予測することは困難であり、背圧を考慮することによって予測することが可能となる。本シミュレーション手法により、ダイカスト鋳造法によるガス巻き込み欠陥を予測できる可能性があると言える。

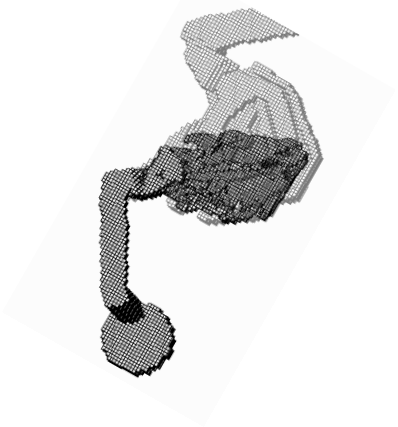
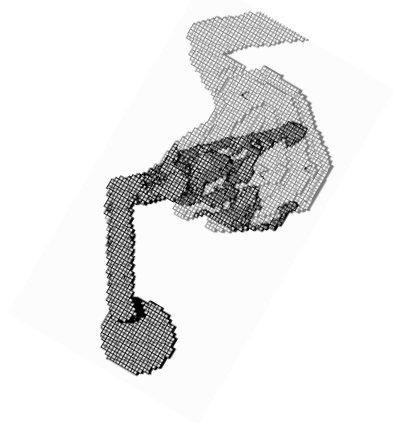
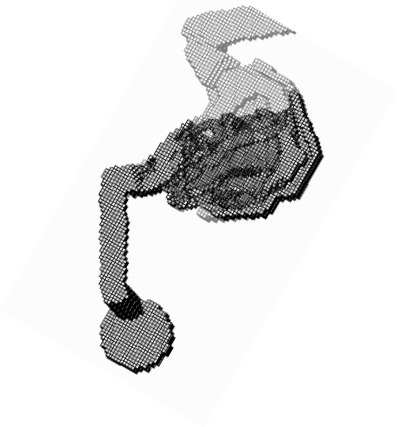
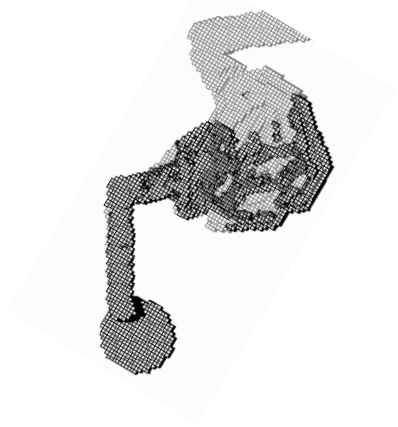
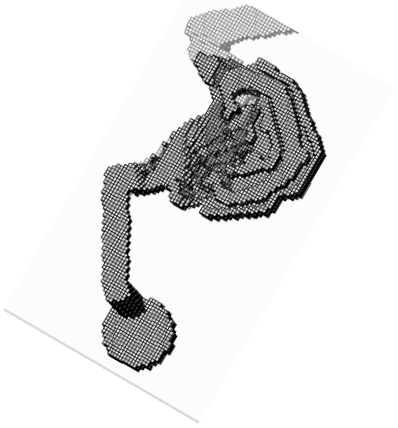
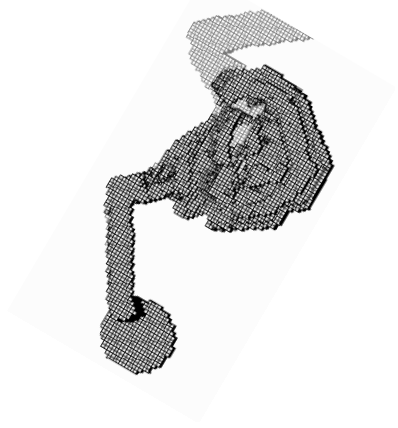
(a)without backpressure	(b)with Backpressure
	
0.088s	0.084s
	
0.107s	0.110s
	
0.148s	0.154s

Fig.4.13 Effect of backpressure on mold filling sequence. (shot velocity: 0.28m/s)

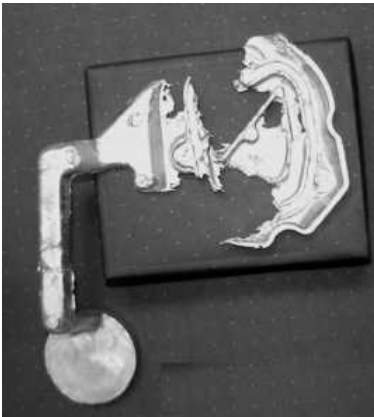
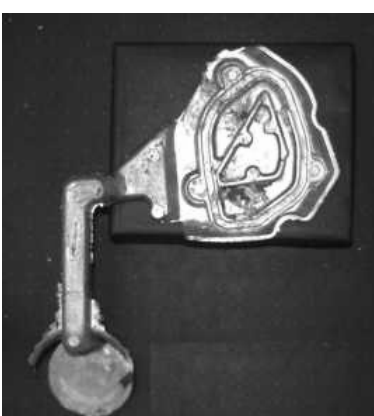
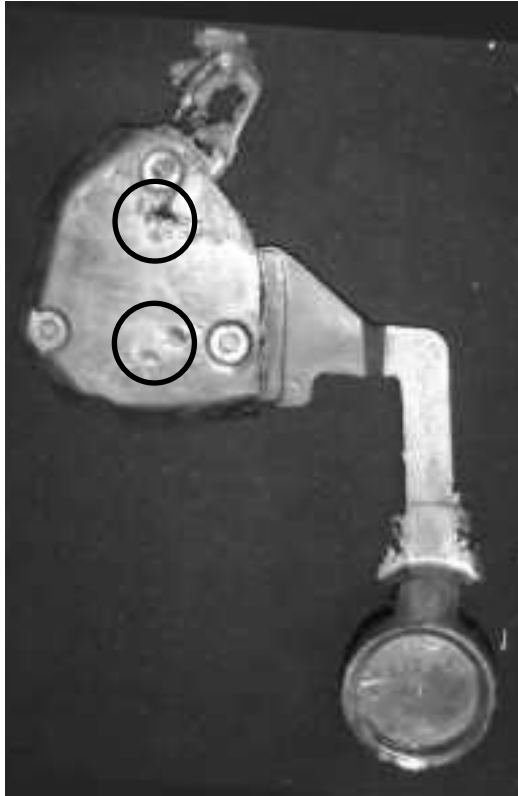
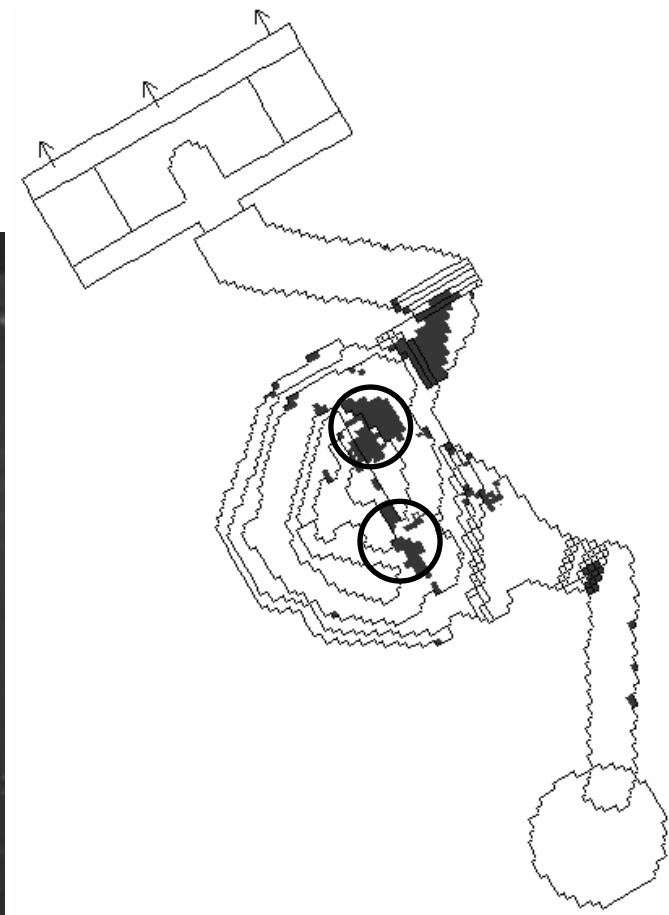
(a)without Backpressure	(b)with Backpressure	(c) Experiment by short shot
		
Time=0.026s	Time=0.025s	-
		
Time=0.042s	Time=0.041s	-
		
Time=0.051s	Time=0.049s	-

Fig.4.14 Comparison of mold filling sequence. (shot velocity : 0.28→1.0m/s)



(a)Experiment



(b)Simulation

Fig.4.15 Comparison of gas entrapment

4.5. 砂型鑄造への適用

砂型鑄造では、砂型透過率および塗型透過率を適切なものを使用しない場合に、キャビティ内ガスが鑄型を通して排出されずに、ガス欠陥となる場合がある。砂型鑄造での充てん過程は観察することが困難であることから、これまでに報告された例は少ない。そこで、砂型鑄造に対してX線透過湯流れ観察実験装置を用いて、砂型内での溶湯の充てん過程を観察した。また、キャビティ内のガス圧力を測定し、鑄型透過率および塗型透過率の影響について検討した。続いて、実験結果と本手法によるシミュレーション結果とを比較し、充てん過程、圧力計算、およびガス巻き込み欠陥の予測精度について検討する。

4.5.1. 実験方法

湯流れの直接観察実験には Fig.4.16 に示すX線透過装置⁷⁾⁸⁾を用いた。X線透過装置のX線管電圧は0～225kV、X線管電流0～13mA、観察領域は90mm×90mmである。実験装置のX線防護箱の外形はW2800×D2500×H1900となっている。

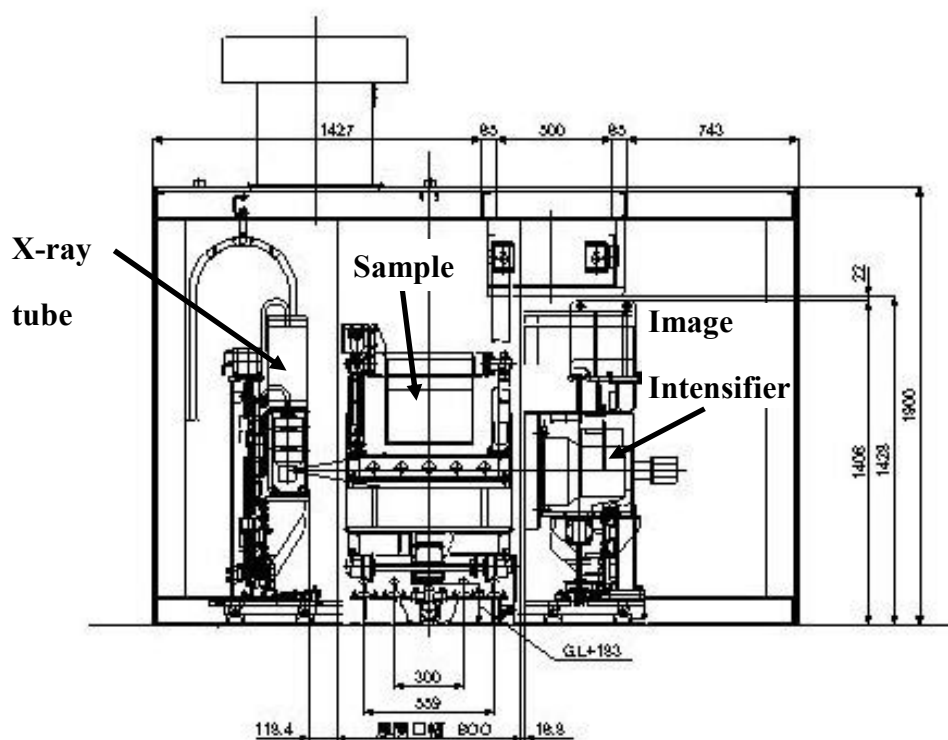


Fig.4.16 Schematic view of the X-ray imaging system.

実験では鋳型をX線管とイメージインテンシファイアの間に設置し、高周波炉を使って溶解した FC100 相当の溶湯を注湯し、溶湯が鋳型を充てんする様子を高速度ビデオカメラで記録した。

また同時に、溶湯充てん時のキャビティ内ガス圧力測定の実験を行った。圧力測定には小型半導体圧力センサーを用いた。測定されたセンサーの出力電圧とあらかじめ求めておいた各圧力センサーの電圧－圧力換算式から、測定後に圧力－時間の関係を求めた。

4.5.2. 実験とシミュレーション結果の比較および考察

ここでは、2 種類の鋳型を用いて行った湯流れの直接観察との比較によりシミュレーションの妥当性を検討する。またキャビティ内の圧力測定との比較によりガス圧力計算の精度の検証をおこなう。なお、第3章での検討結果から、シミュレーションでガス圧力は安定性が高い連立解法により求めることとする。

4.5.2.1. 湯流れおよびガス圧力測定の比較

Fig.4.17 に示した鋳型を用いて湯流れの直接観察および鋳型内のガス圧力の時間変化を測定した。なお、製品の厚みは10mm 均一となっている。注湯は鋳型上部から傾動装置によりおこない、鋳型下部のゲートより鋳型キャビティに溶湯が流入する鋳造方案となっている。また、砂型内面には塗型を塗布した。

Fig.4.19 はX線透過装置により直接観察された溶湯の充てん過程を示している。0.2 秒において、溶湯はランナーを充満せずに下部ランナーに達している。その後、0.3 秒では下部ランナーが湯道先に達してほぼ充満されてから、0.4 秒でゲートからキャビティ内へ流入している。図のランナーのコーナー部の丸で示した部分は溶湯で充満されておらず、ガスの巻き込みが観察される。また、製品部においても丸で示した部分で溶湯がガスを巻き込んでいる。0.5 秒以降は徐々にキャビティ下部から上部に向かって充てんが進んでおり、最終充てん位置は0.7 秒の図に示した丸印のキャビティ上部であった。本モデルは充てんの過程における溶湯の乱れは比較的少ないと言えるが、ランナーのコーナー部や最終充てん位置においてガスの排出が遅れることによるガスの巻き込みが観察された。

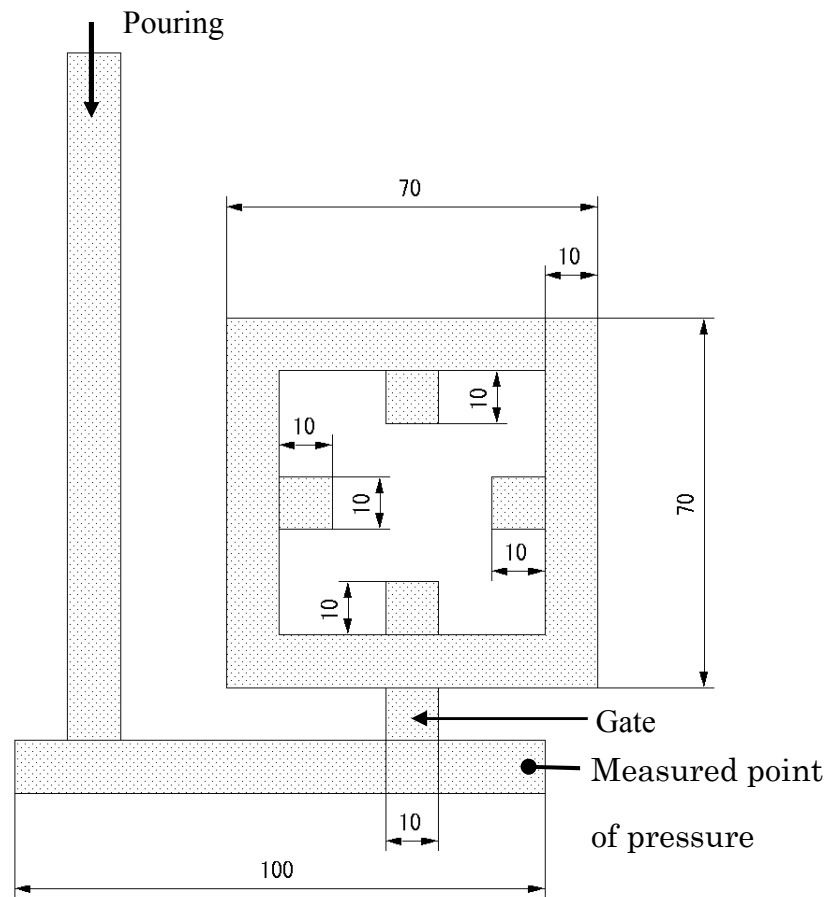


Fig.4.17 Furan resin-bonded sand mold No.1 for the gravity casting.

Table.4.4 Material property.

Material	FC100
Density (kg/m^3)	7.8×10^3
Dynamic viscosity (m^2/s)	1.0×10^{-5}
Temperature (K)	1773

シミュレーションには Fig.4.18 に示す要素数 28,980($15 \times 42 \times 46$)のメッシュを用いた。注湯速度は観察結果から、速度境界条件一定の 0.67m/s として与えた。また、計算に用いた FC100 の物性値を Table 4.4 に、砂型の物性値を Table 4.5 に示した。なお、鑄型からのガス発生は無いとして計算を行った。

Fig.4.20 は鑄型充てん過程のシミュレーション結果を示している。図はキャビティおよび砂型内のガス圧力のコンターと、砂型内のガス流速ベクトルを同時に示している。また、キャビティ内は 0~2kPa, 砂型内は 0~0.2kPa の範囲で圧力コンターを示している。図より、実験で観察されたランナーのコーナー部でのガス巻き込みの様子がシミュレートできていることが分かる。最終充てん位置はキャビティ上部であり、左側の湯が先に到達している充てんの様子が良く一致していると言える。また、キャビティ内ガス圧力が高くなり、鑄型を通して排出される様子がわかる。ランナーのコーナー部においては砂型のガス圧力が高くなっているため、キャビティ内のガスが鑄型に排出されずに残っている様子が観察される。これまでこのような、キャビティおよび砂型のガス圧力をシミュレートすることは困難であったが、本手法により、キャビティ内ガスの排出過程をシミュレートすることが可能となり、適切な砂型を設計するためのツールとして利用できる可能性がある。

Fig.4.21 は湯道先で計測した圧力の時間変化とシミュレーションで得られた圧力の時間変化を示している。丸印は湯道先の空隙部における圧力のシミュレーション結果を示している。実験による計測結果ではキャビティ内圧力は 0.1 秒程度で定常状態になり、最終的には 2.5kPa に達している。図から圧力の計測結果と計算結果はよく一致し、本計算手法が妥当であると言える。また、砂型透過率を $1/10$ ($K_m = 1.56 \times 10^{-10} \text{m}^2$)、塗型透過率を $1/5$ ($K_c = 7.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)とした場合の結果を示した。この結果から、透過率はキャビティ内圧力に大きな影響を及ぼすと言える。特に塗型によりキャビティ内圧力が大きく変わるため、巻き込み欠陥を抑制するためには適切な塗型を使用することが重要であることがわかる。

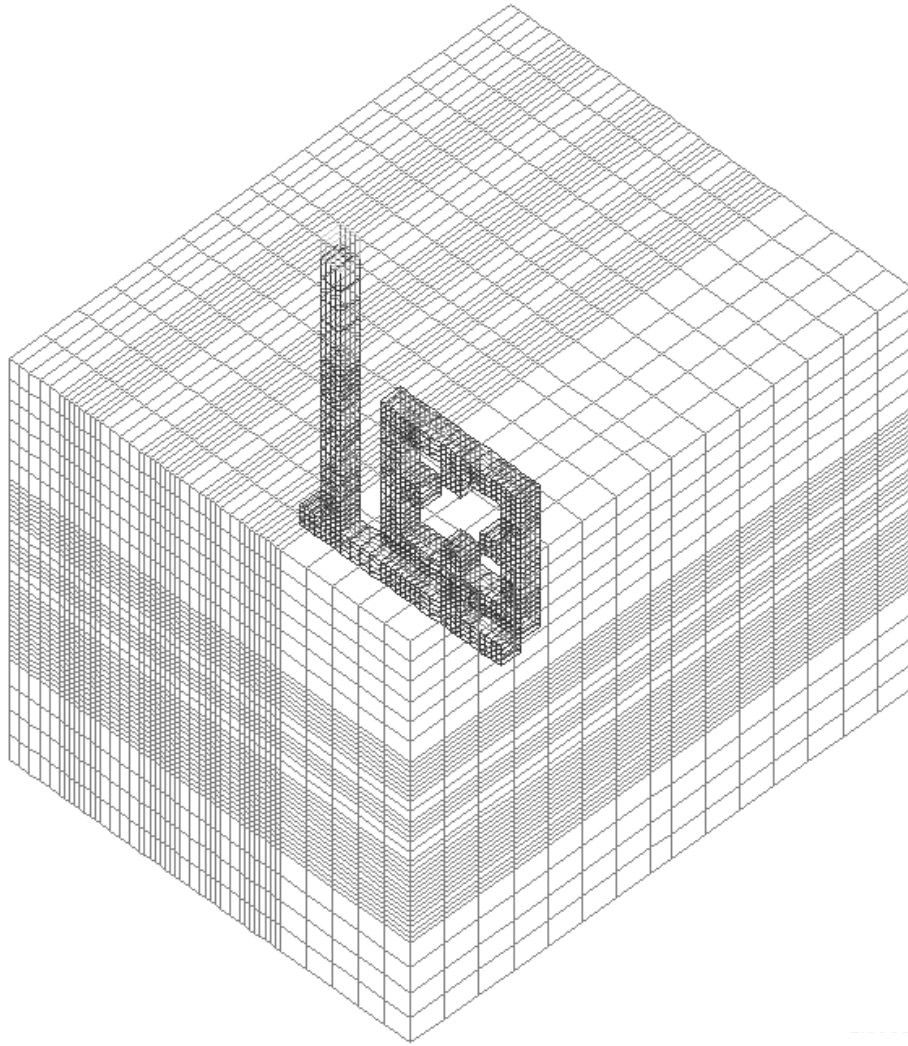


Fig.4.18 Enmeshment for furan resin-bonded sand mold No.1.

Table.4.5 Calculation condition of mold.

Permeability of sand (m^2)	1.56×10^{-9}
Void fraction of sand	0.375
Permeability of coating (m^2)	1.5×10^{-13}
Thickness of coating (m)	0.1

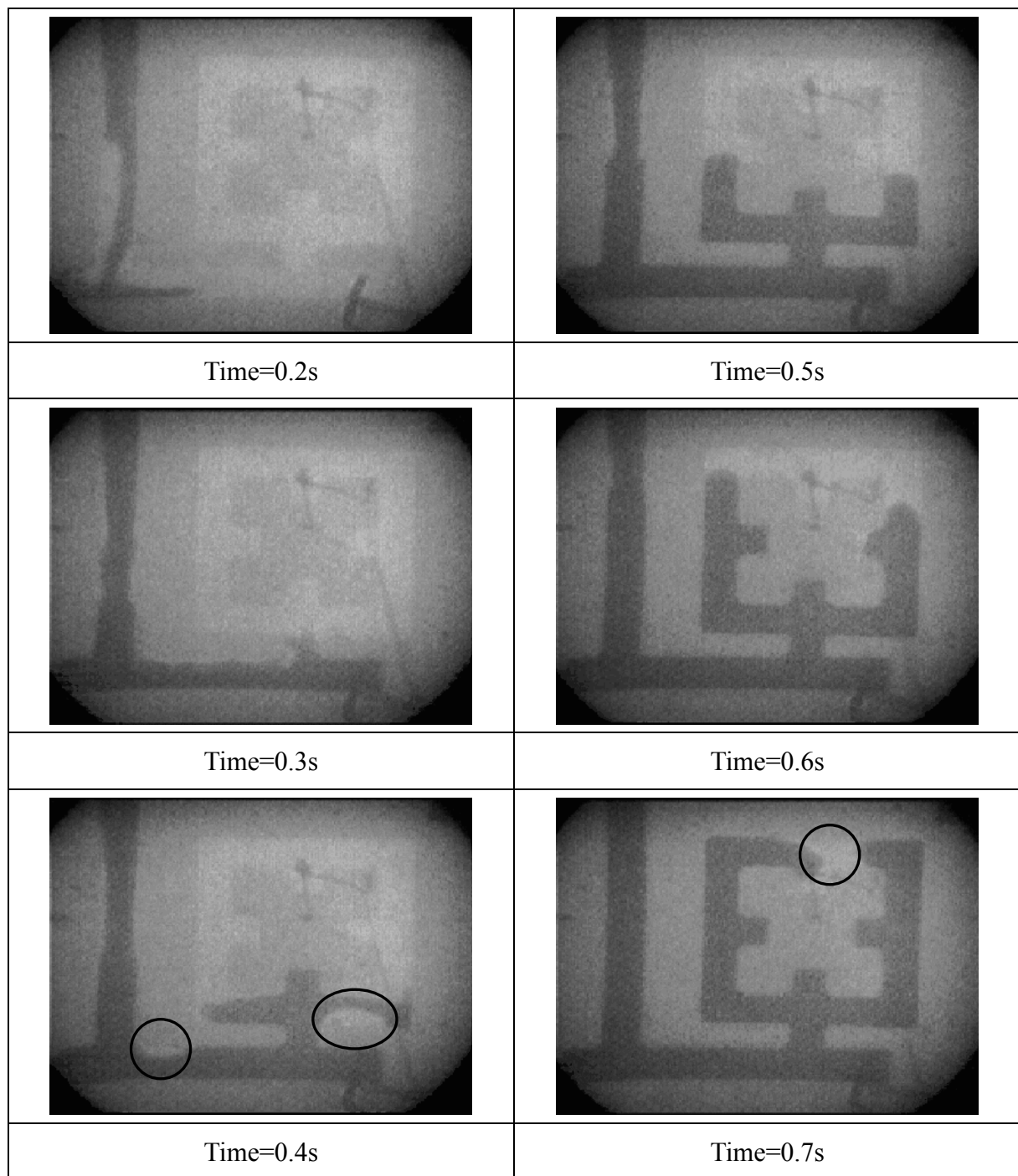


Fig.4.19 Direct observation of mold filling sequence with X-ray.

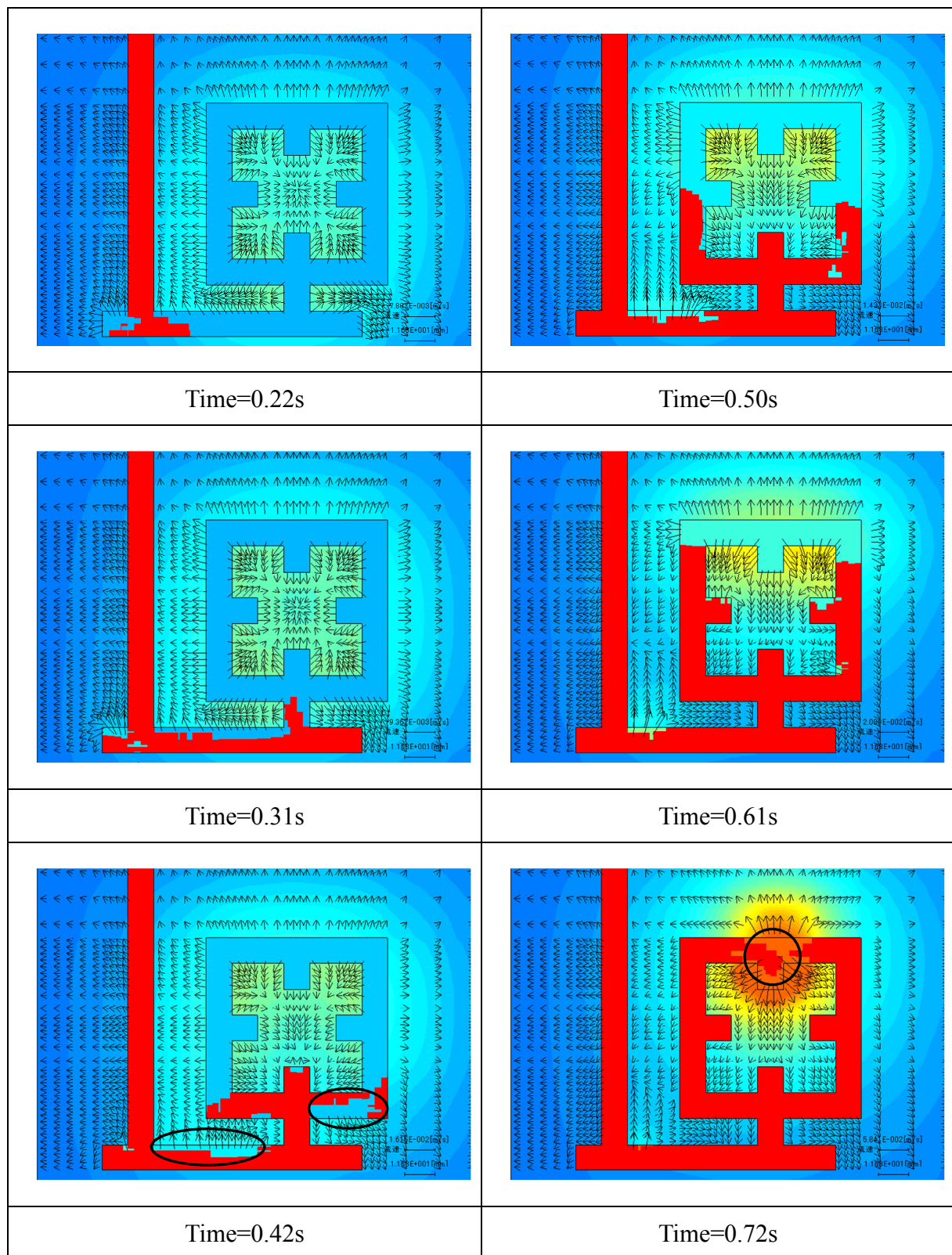


Fig.4.20 Simulated mold filling sequence and gas pressure in cavity and mold.

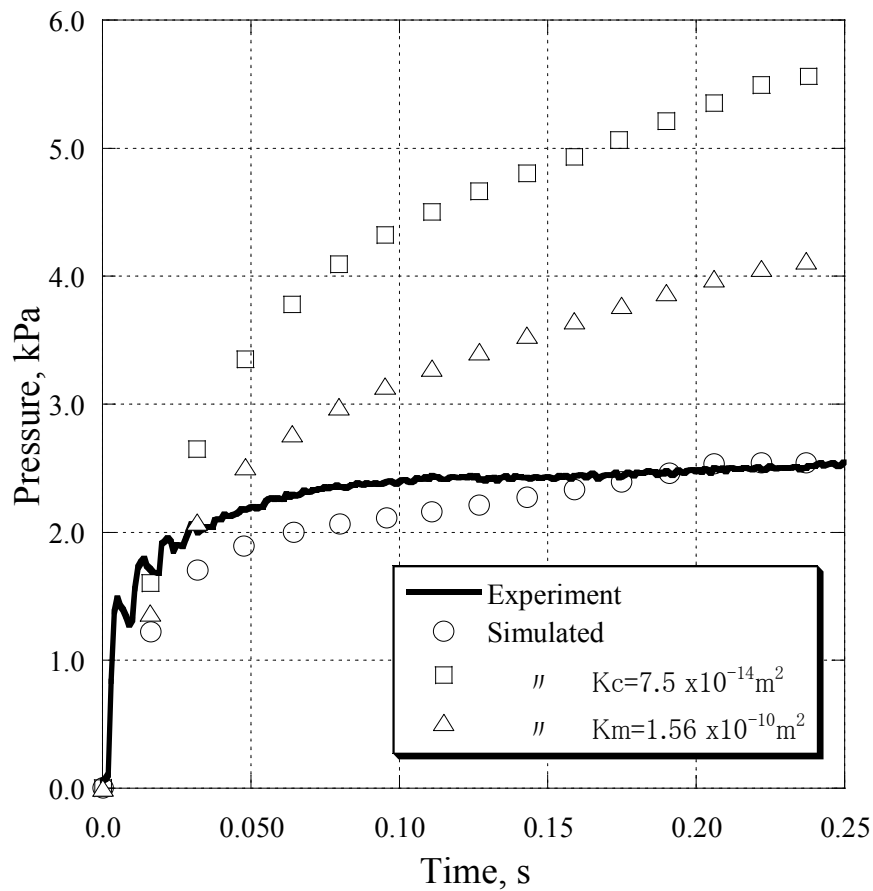


Fig.4.21 Pressure change in mold cavity.

4.5.2.1. 湯流れおよびガス巻き込みの比較

Fig.4.22 に示す形状を用いて、湯流れ過程をX線透過湯流れ観察実験装置により直接観察を行った。注湯は鋳型上部の湯桶からストッパーを引き抜くことによりおこない、鋳型下部のゲートより鋳型キャビティに溶湯が流入する方案となっている。

Fig.4.23 は X 線透過装置により直接観察された溶湯の充てん過程を示している。直接観察できる範囲の制約からゲートからキャビティ右下部分を観察したものである。0.18 秒において、溶湯はランナーを充満せずに下部ランナーに達している。その後、0.41 秒ではゲートからキャビティ内へ流入して、キャビティの左側の壁に衝突して溶湯が跳ね返ってから右方向へ落下しており、溶湯が飛び散っている様子が観察された。0.82 秒の丸で示した部分は

ガスを巻き込んだ部分である。溶湯がガスを巻き込んだ部分では、溶湯で充満されている部分より透過率が高いために色が薄くなっており、ガスの巻き込みが観察されている。1.04 秒においては、丸で示した巻き込まれた微小なガス巻き込みがいくつか観察される。また、自由表面が乱れており、波打っている様子が観察された。1.24 秒においても丸で示した所にガスを巻き込まれていることが分かる。1.60 秒において、巻き込まれたガスが溶湯により運ばれ、丸で示した自由表面付近に残っている様子が観察された。キャビティ内の半円形の部分に、両側から溶湯が落下するように充てんが進んでいる。

シミュレーションでは砂型の空隙率⁹⁾を 0.375、砂型透過率¹⁰⁾を $1.56 \times 10^{-11} \text{m}^2$ 、塗型の透過率を $3.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ 、塗型厚み 0.1mm として計算を行った。また、鋳型からのガス発生は無いとしている。要素は不均等分割とし、最小メッシュ幅は 1mm、要素数 493,358(119×114×38)のメッシュを用いた。境界条件として、溶湯プールの高さから圧力境界条件 5.175kPa を与えて計算をおこなった。

Fig.4.24 は鋳型充てん過程のシミュレーション結果を示している。図は直接観察の範囲と同様にランナーおよびキャビティ右下部分のみを表示している。0.41 秒の図より、実験において観察された、キャビティの左側の壁に衝突して溶湯が跳ね返ってから右方向へ落下し、溶湯が飛び散っている様子がシミュレートできていることが分かる。実験で観察された 0.82 秒における自由表面形状は水平に近くなっており、シミュレーションで得られた 0.82 秒における自由表面形状と多少異なっているが、この原因として表面張力を考慮していないことが考えられる。また、キャビティ内の半円形の部分に、両側から溶湯が落下するように充てんが進んでいる様子がシミュレートされており実験とよく一致した結果であると言える。Fig.4.25 は溶湯充てんに伴うキャビティ内のガスの挙動を表示している。0.58 秒、0.78 秒および 1.04 秒において丸で示した所にガスを巻き込まれていることが分かる。

以上の結果より、シミュレーションは実験で観察された自由表面形状とよく一致した充てんパターンとなっており、溶湯によるガス巻き込みをシミュレートできたことから、本手法の妥当性が確認できた。従来の湯流れ解析では、Fig.4.25 に示したようなガスの挙動はシミュレートできないため、本手法によりガス巻き込み欠陥の予測が可能となり、ガス巻き込みを抑制する鋳造方案を検討できる可能性がある。

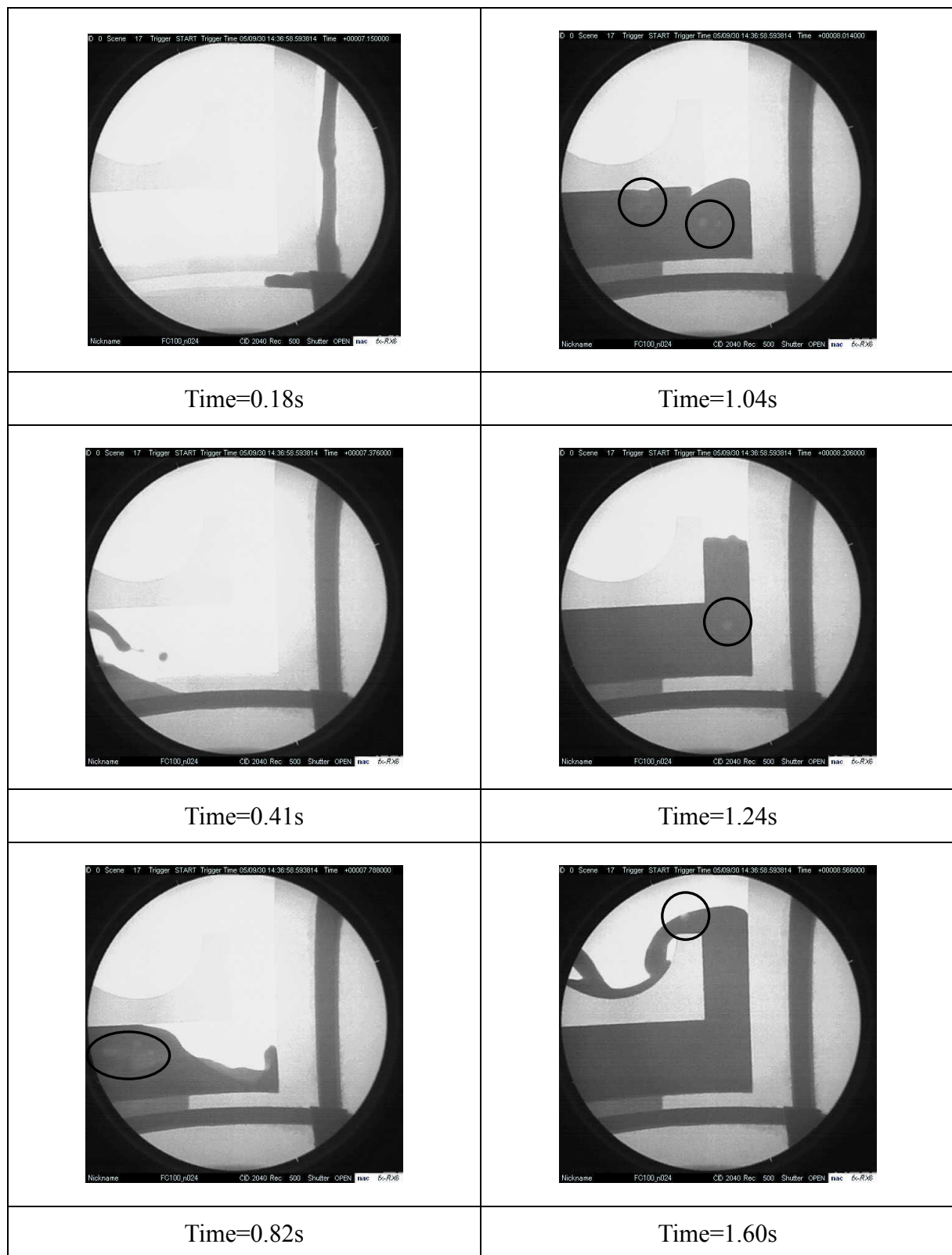


Fig.4.23 Direct observation of mold filling sequence with X-ray.

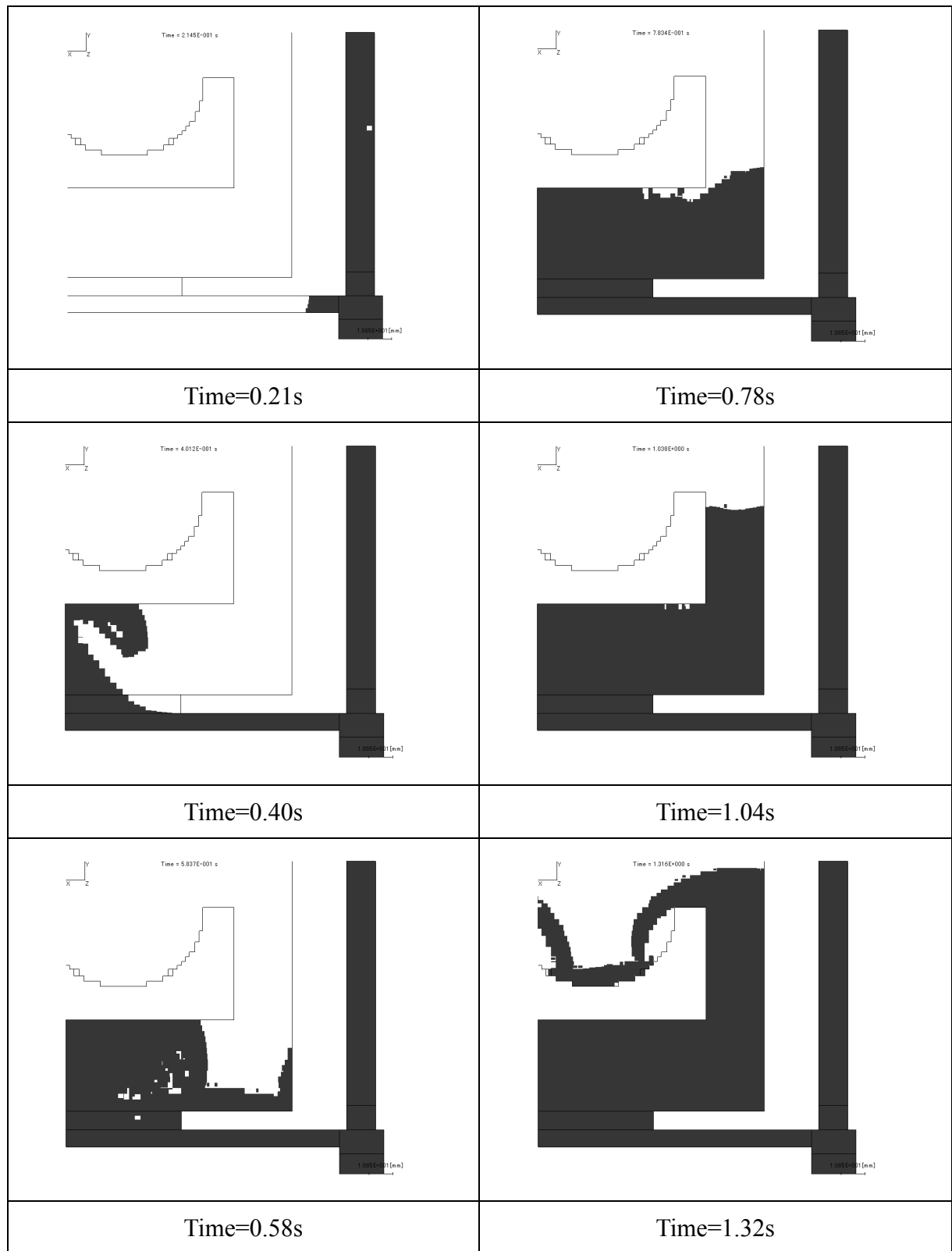


Fig.4.24 Simulated mold filling sequence.

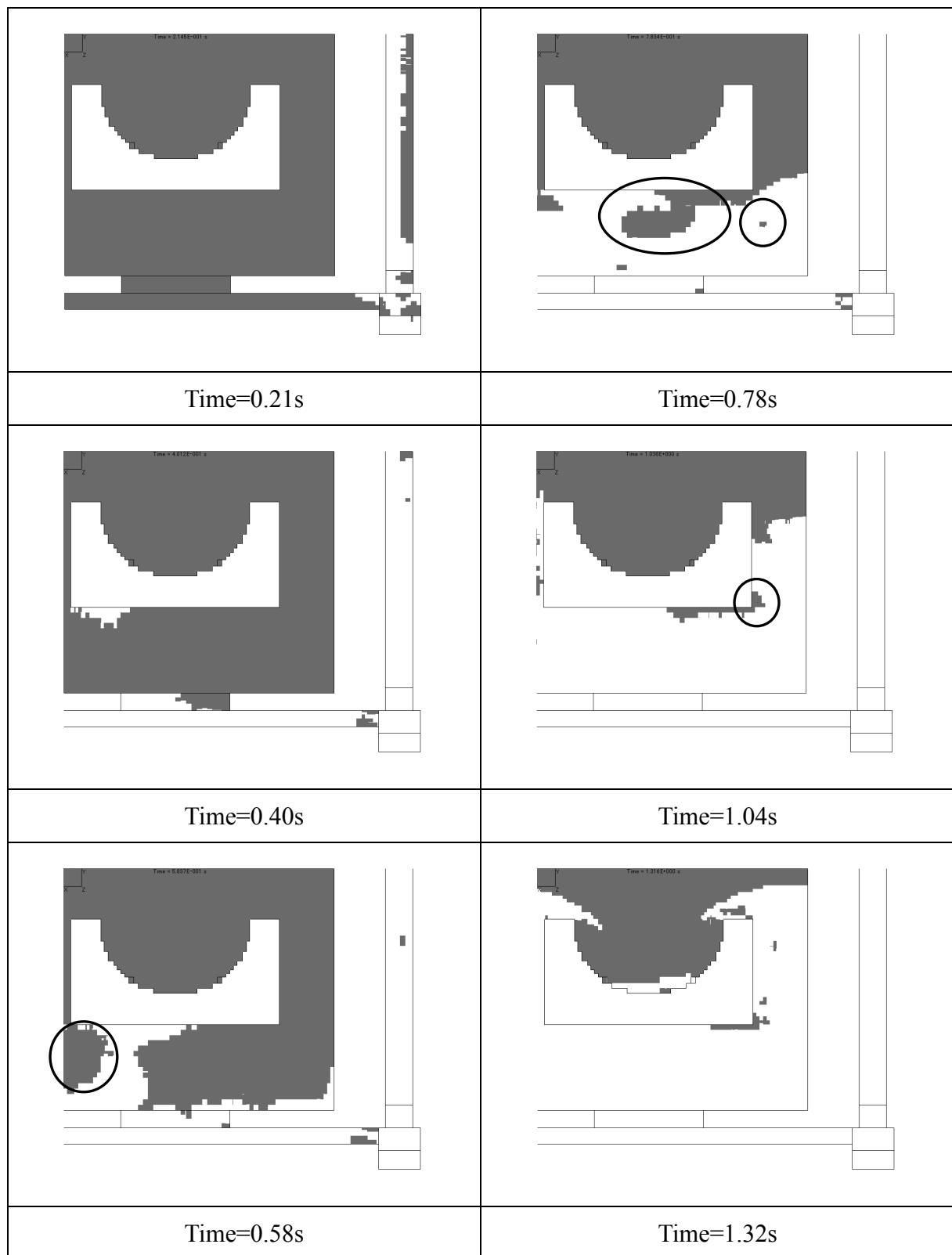


Fig.4.25 Simulated gas behavior during the mold filling.

4.6. 複雑形状鋳物でのガス巻き込み欠陥予測

ここでは、実際の複雑形状の製品を対象として、Fig.4.26 に示す 4 気筒エンジンのシリンダーブロックに対してシミュレーションを適用する。Fig.4.26 に示した鋳造方案では、鋳型内の空気を排出し易くするために、オーバーフローとガス抜き穴が設置されている。しかしながら、大きなガス巻き込み欠陥が丸で示した部分で発生している。Fig.4.27 は製造されたシリンダーブロックに発生したガス欠陥の例を上面から見て表示している。Fig.4.26 に示したモデルを用いてシミュレーションを実施した。105×171×127 の格子を用い、総要素数 2,227,680 鋳物要素数 217,055 のメッシュを使って計算を行った。Fig.4.28 はシミュレーションによるガス巻き込み予測結果を示している。シミュレーションで予測されたガスの排出が遅れる位置は、製品に発生したガス欠陥の発生位置と良く一致していることがわかる。シミュレーションの結果より、ガス欠陥が発生した理由として、鋳型内の空気がオーバーフロー、ガス抜き穴および鋳型を通して排出されなかったためであると考えられる。以上より、本手法が実際の製品へ適応可能であり、ガス巻き込み欠陥の予測に有効であると言える。

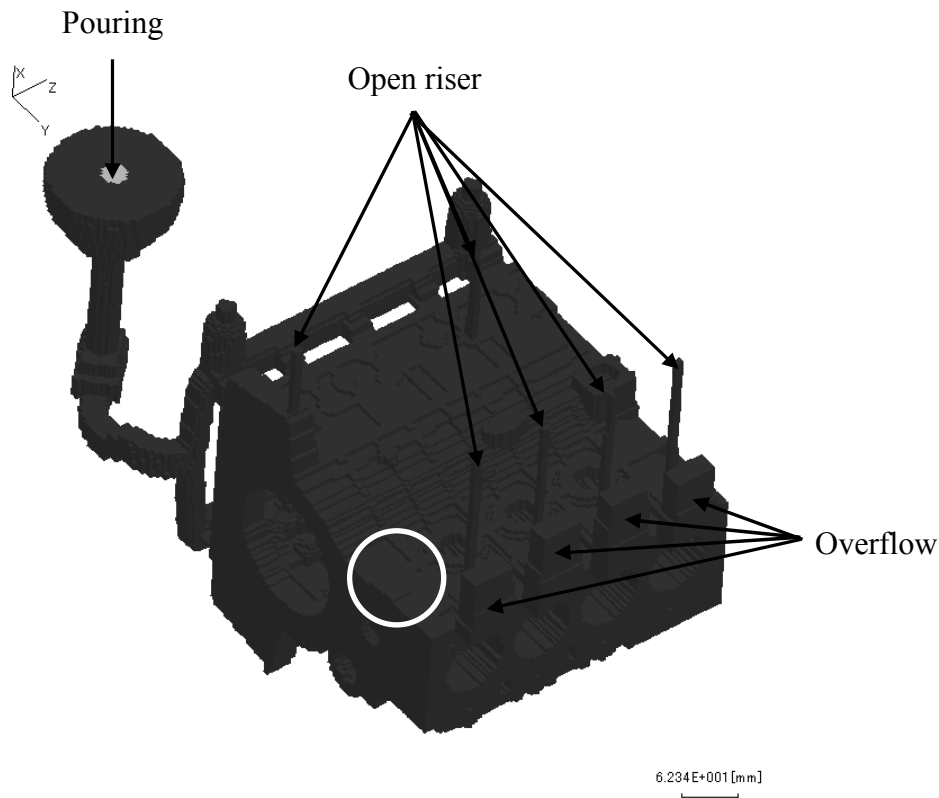
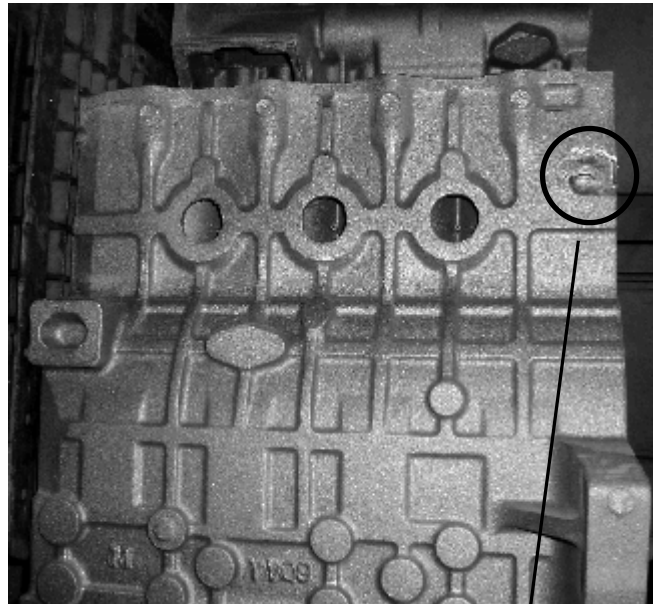


Fig.4.26 4-cylinder engine block model.



Close-up

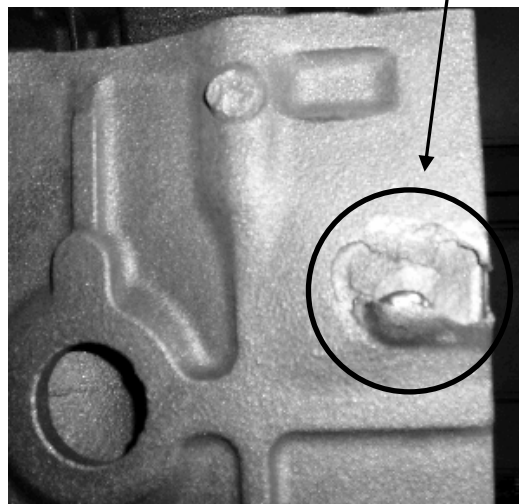


Fig.4.27 Observed gas defect in product.

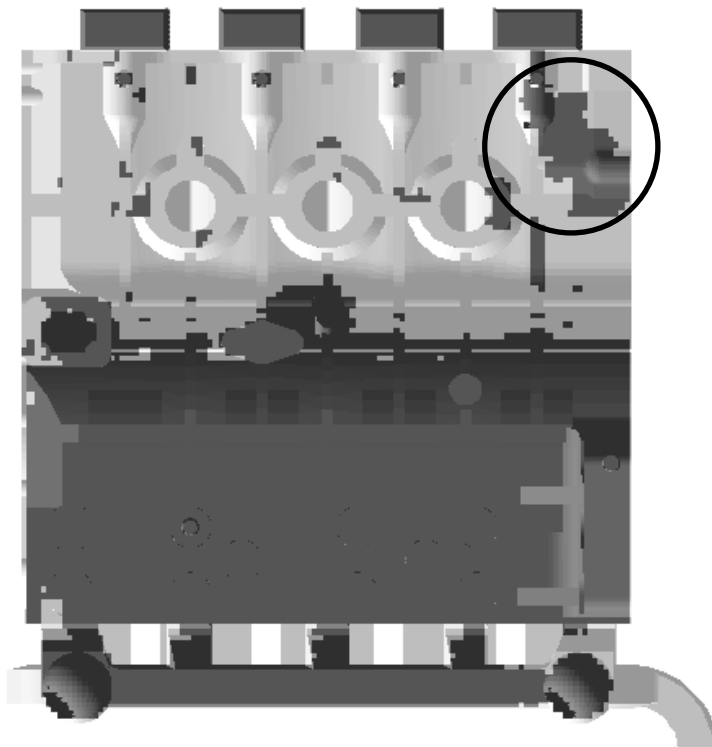


Fig.4.28 Simulated gas entrapment.

4.6. 結言

本章では、種々の鑄造方法の湯流れに対してガス移動を考慮した湯流れシミュレーションを適用し、本手法の妥当性を検討した。4.2 節および4.3 節では、これまでに報告されているシミュレーションの結果および水モデル実験結果と比較し、本手法によるガス巻き込みの予測は良く一致した結果が得られ、その妥当性を示した。4.4 節では、ダイカストへ適用し、キャビティ内ガス圧力測定およびショートショット実験との比較により、本手法による金型キャビティ内圧力計算および湯流れ充填シミュレーションが妥当であることが分かった。4.5 節では砂型鑄造へ適用し、キャビティ内ガス圧力測定および直接観察実験との比較結果により、本手法による湯流れシミュレーションおよび砂型キャビティ内圧力計算手法が妥当であることが分かった。4.6 節では複雑形状の砂型鑄造へ適用し、実際の製品に対してガス巻き込み欠陥予測が有効であることを示した。これら種々の鑄造の湯流れに対してガス移動を考慮した湯流れシミュレーションを適用し、本手法の有効性を確認することができた。

参考文献

- 1) G.Backer and M.Ranganathan:North American Die Casting Association, (2001) p.1
- 2) 金谷亮吾, 大中逸雄, 朱金東, 北野靖二:鑄造工学, 69 (1997) p.247
- 3) 金谷亮吾, 大中逸雄, 朱金東:鑄造工学, 69 (1997) p.663
- 4) 金谷亮吾:大阪大学 学位論文, (1997)
- 5) 大塚幸雄:鑄造工学, (2006) p.609
- 6) A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, A. Sugiyama, T.Kamitsu:Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process X, (2003) p.335
- 7) 大中逸雄, 大道徹太郎, 朱金東:鑄造工学会第 137 回全国講演大会講演概要集, (2000) p.52
- 8) A.Sugiyama, I.Ohnaka, J.Iwane, J.D.Zhu, H.Yasuda:Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process XI, (2003) p.127
- 9) 久保公雄:大阪大学 学位論文, (1983)
- 10) 久保公雄:鑄物, 53 (1980) p.411

第5章 浮力を考慮したガス巻き込み欠陥の予測

5.1. 緒言

第2章および第3章で、湯流れ過程におけるガス巻き込み欠陥の予測手法について述べ、第4章では提案した手法の妥当性を検討し、本手法により湯流れ過程におけるガスの巻き込み欠陥を予測できることを明らかにした。しかしながら、湯流れ過程でキャビティ内に巻き込まれたガスは、キャビティ充満後の凝固終了まで、浮力によって上昇し移動する。巻き込まれたガスが浮上して製品外へ排出されるか、内部にガス欠陥として残るかは凝固時間とガスが浮上する時間により決定される。金型 casting, 特に高圧ダイカスト等の射出速度および凝固速度が速い casting プロセスにおいては、凝固完了までに浮上できないガスは铸件製品内部に残り、ガス欠陥となることが問題となる。従って、铸件物品のガス巻き込み欠陥の位置を予測するためには、充てん終了後の凝固中の巻き込まれたガスの移動をシミュレートする必要がある。しかしながら、浮力を考慮し、巻き込まれたガス欠陥の位置を予測する casting シミュレーションはこれまでに行われていない。そこで、本章では巻き込まれたガスが浮上する条件を検討するとともに、湯流れ中に巻き込まれたガス欠陥に対して浮力を考慮した湯流れ－凝固シミュレーションにより、ガス巻き込み欠陥を予測する手法について述べる。また、簡易モデルにシミュレーションを適用し、その有効性を検討する。

5.2. 気泡の上昇速度

ここでは、铸件品に巻き込まれたガスの上昇速度を検討する。水中での気泡の上昇速度が Peeble と Garber¹⁾によって次のような4つの領域に対して、それぞれの実験式で表されている。

- (1) 気泡が極めて小さく、固体球と同様に Stokes の法則が成立する範囲
- (2) 気泡が少し大きく、球形で真直ぐに上昇する範囲
- (3) 気泡が扁平な楕円体で旋回しつつ上昇する範囲
- (4) 気泡が大きく、キノコ状であってほとんど真直ぐに上昇する範囲

これらの範囲は次式で表わされる気泡 Reynolds 数 R_{eB} と特性数 G によって決定される.

$$R_{eB} = \frac{d_B w_B}{\nu_l} \quad (5.1)$$

$$G = \frac{g^2 \mu_l^4}{\sigma \gamma_l} \quad (5.2)$$

ここで, d_B : 気泡の球相当直径, w_B : 気泡浮上速度, ν_l : 溶湯動粘性率, γ_l : 溶湯比重量, γ_g : ガス比重量, μ_l : 溶湯粘性率, g : 重力加速度, σ : 表面張力である.

気泡の上昇速度は気泡 Reynolds 数と特性数によって次式のように求められる.

$$(1) R_{eB} \leq 2.0$$

$$w_B = d_B^2 (\gamma_l - \gamma_g) / 18 \mu_l \quad (5.3)$$

$$(2) 2 \leq R_{eB} \leq 4.02 G^{-0.214}$$

$$w_B = 0.135 d_B^{1.28} g^{0.76} \left(\frac{\gamma_l}{\mu_l \cdot g} \right)^{0.52} \quad (5.4)$$

$$(3) 4.02 G^{-0.214} \leq R_{eB} \leq 3.1 G^{-0.25}$$

$$w_B = 0.135 \left(\frac{2 \sigma g}{\gamma_l \cdot d_B} \right)^{0.52} \quad (5.5)$$

$$(4) 3.1 G^{-0.25} \leq R_{eB}$$

$$w_B = 0.118 \left(\frac{\sigma g^2}{\gamma_l} \right)^{0.25} \quad (5.6)$$

これらを鑄鉄(FC200 相当)および, アルミニウム合金(AC4C 相当)に適用した結果を Fig.5.1 に示す. 比較のため, 水中での気泡の上昇速度も併せて示してある. 計算には Table 5.1 に示した物性値を用いた.

Fig.5.1 より, 気泡の終端速度は鑄鉄で 0.46m/s, アルミニウムで 0.68m/s であり, ガスと溶湯の比重差により水中での浮上速度より速いことが分かる. また, 鑄鉄では気泡の直径 2.0mm 付近で, アルミニウムでは 3.0mm 付近で最大となっている.

巻き込まれたガスの浮上速度と時間の関係は Fig.5.2 のようになる. 直径 1.0mm 以上において, 気泡の浮上速度は 0.2m/s 以上となっている. 従って, 大きな気泡は 2 秒程度で

400mm 以上浮上することから、砂型鑄造などの凝固時間が長いプロセスにおいては、キャビティ上部までほとんどの気泡が浮上すると考えられる。一方、凝固時間が短いダイカスト等のプロセスにおいて問題となる小さな気泡の巻き込みは、浮上できずに鑄型キャビティ内に残ると推測される。

Table 5.1 Material property

Material	Cast iron	Aluminum
Density (kg/m^3)	7800	2385
Viscosity ($\text{mPa}\cdot\text{s}$)	5	2
Surface tension (mN/m)	920	914

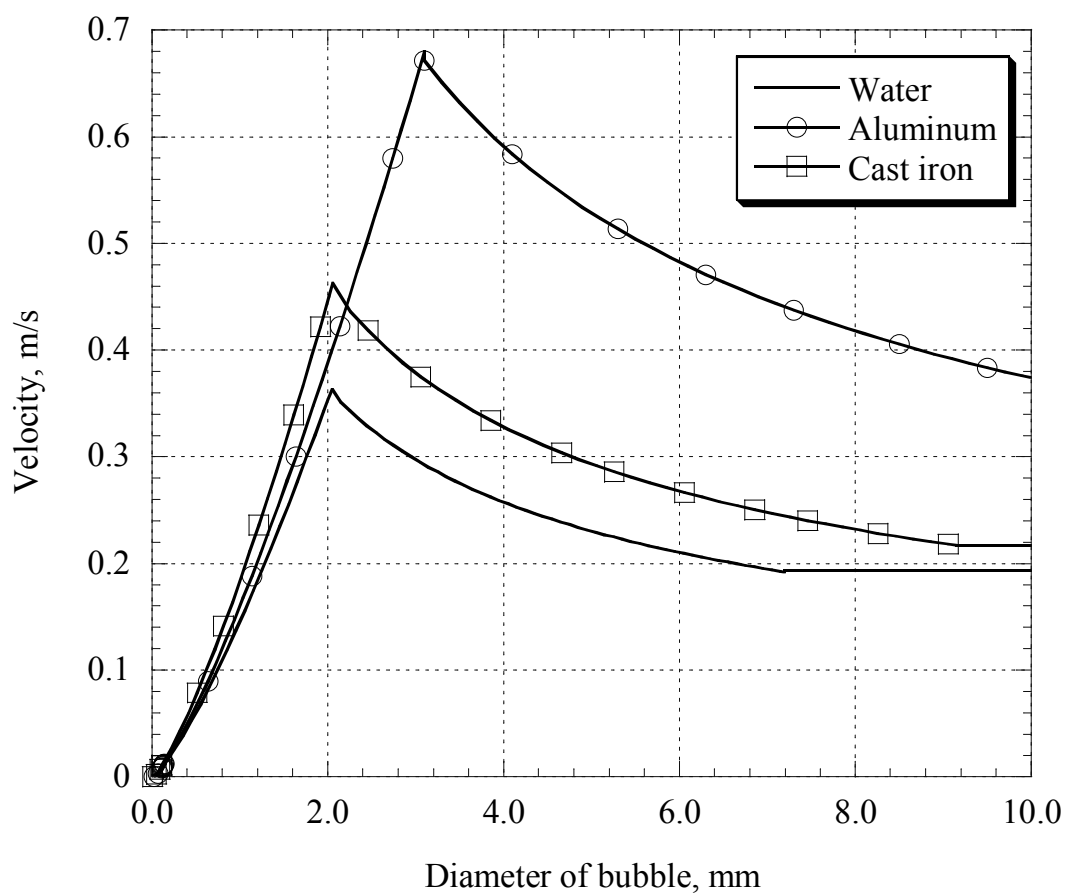


Fig.5.1 Floating up velocity of bubble in water, steel and aluminum melt.

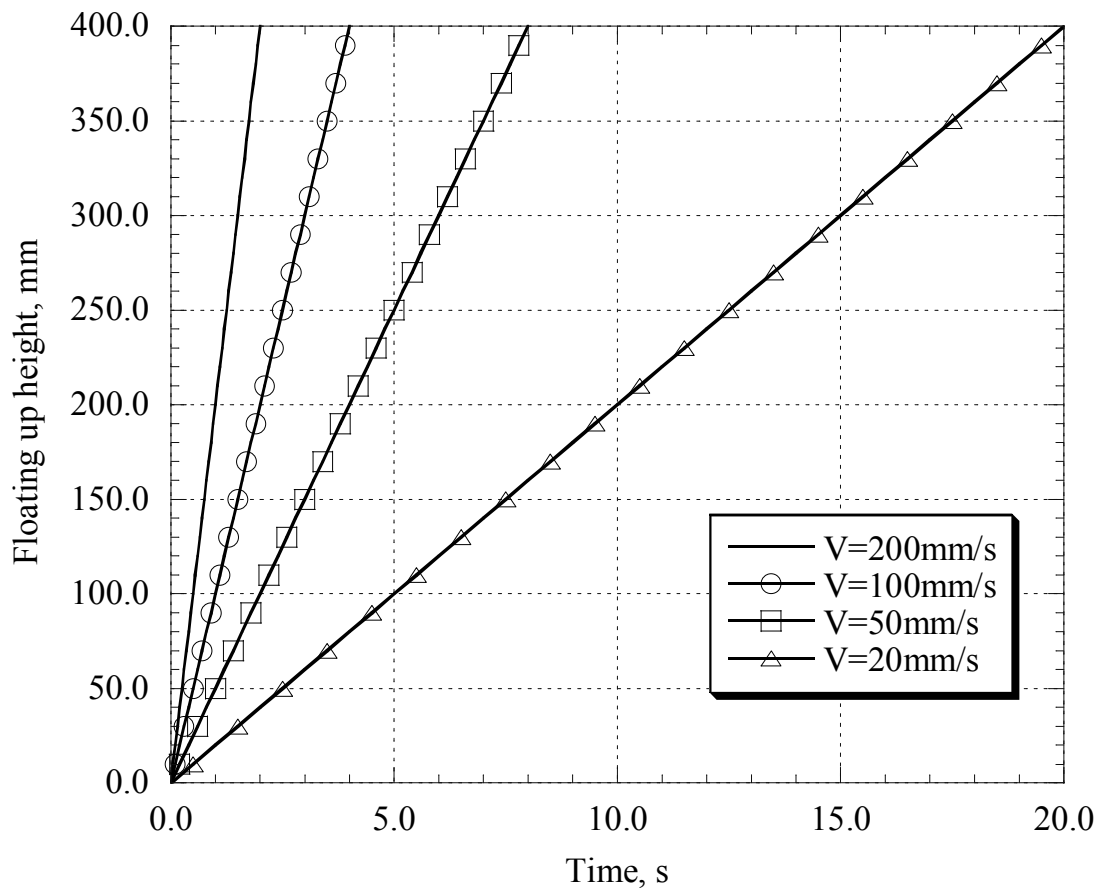


Fig.5.2 Floating up height.

5.3. 気泡追跡法

ここでは、巻き込まれた気泡をシミュレートする方法である気泡追跡法^{2) 3)}について述べる。気泡追跡法は気泡流やスラグ流のように気相が分散相として液相内を流動する流れに特化した手法であり、下記の長所を有する。

- (1) 界面追跡方に比べ、多数の気泡を扱える
- (2) 二流体モデルでは扱いにくい気泡径分布を考慮できる
- (3) 気泡の離散的な位置および形状に関する情報を有するため、気泡の集合化・合体・分裂に関する機構論的モデルや観察に基づく仮定を容易に取り込める

一方、下記が短所として挙げられる。

- (1) 気泡変形および変形に伴う流れ場の変化を厳密には考慮できない

(2) 多くの相関式を必要とする.

(3) Two-Way 法^{4) 5)}では計算時間が膨大となる

(4) 二流体モデルのように大規模な計算は実施しにくい

気泡追跡法は、液相速度場をモデルで与える One-Way 法^{6) 7)}と、液相速度場保存則をもとに速度場を求める Two-Way 法に分類できる. One-Way 法では気泡後流のように気泡が作り出す液相速度場や気泡と乱流渦の干渉などをモデル化する必要があるが、液相流れ場を解析しないため計算効率が高いという特徴がある. Two-Way 法は液相保存則と気泡運動方程式を連立して求解するため、液相流れ場が気泡に及ぼす影響と気泡運動が液相流れ場に及ぼす影響を同時に考慮できるが、計算に膨大な時間を要する. そこで、本研究では現実的な計算時間で計算をおこなうため、One-Way 法により、要素サイズ以下となったガスグループをマーカーに置き換えて追跡する事で微小なガス欠陥を予測する.

個々の気泡の追跡には次の運動方程式を用いる.

$$(\rho_g + C_{VM} \rho_l) \frac{u_g^{t+\Delta t} - u_g^t}{\Delta t} = (\rho_l - \rho_g)g - \frac{3}{4d} C_D \rho_l |u_g^t - u_l^t| (u_g^{t+\Delta t} - u_l^{t+\Delta t}) \quad (5.7)$$

ここで、 ρ_g : ガス密度、 ρ_l : 流体の密度、 g : 重力加速度、 d : ガス直径、 u_g : 気泡の速度、 C_{VM} は仮想質量係数、 C_D : 抗力係数

液相と気泡の相対速度を u と置き、計算の安定性を考慮し、(5.7)式を時間に対して半陰解法により離散化すると次式のようなになる.

$$(\rho_g + C_{VM} \rho_l) \frac{u^{n+1} - u^n}{\Delta t} = (\rho_l - \rho_g)g - \frac{3}{4d} C_D \rho_l u^n u^{n+1} \quad (5.8)$$

u^{n+1} について解くと時刻 $n+1$ における気泡の速度は次式のようなになる.

$$u^{n+1} = \frac{u^n + \frac{\Delta t (\rho_l - \rho_g)g}{\rho_g + C_{VM} \rho_l}}{1 + \Delta t \frac{3C_D \rho_l u^n}{4d(\rho_g + C_{VM} \rho_l)}} \quad (5.9)$$

(5.9)式から求めた気泡の速度から気泡の位置は次式から求められる.

$$x^{n+1} = x^n + u^{n+1} * \Delta t \quad (5.10)$$

5.4. 気泡に作用する外力および粘性係数の扱い

5.4.1. 気泡に作用する外力に対する実験相関式

気泡に作用する外力には仮想質量係数, 抗力係数, 揚力係数, および壁力係数があり, これら係数のモデルが必要となる. 本研究では, 揚力および壁力は無視することとする. 仮想質量係数 C_{VM} には単一気泡の場合多く使われている 0.5 を使用する⁸⁾. また, 抗力係数 C_D には様々なモデルが提案されているが⁹⁾, 単一気泡に対して広範囲の流体物性・気泡径に適用可能なモデルとして富山ら^{10) 11)}が提案している次式を用いることとする.

$$C_D = \max \left[\min \left[\frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}), \frac{72}{Re} \right], \frac{8}{3} \frac{E_o}{E_o + 4} \right] \quad (5.11)$$

ここで, 気泡 Reynolds 数 Re , Eotvos 数 E_o は次式で表される.

$$Re = \frac{\rho u d_g}{\mu_s} \quad (5.12)$$

$$E_o = \frac{g(\rho_l - \rho_g) d_g^2}{\sigma} \quad (5.13)$$

ここで, σ : 表面張力

Fig.5.3. は本モデルと従来報告されている抗力係数のモデル⁹⁾を示している.

5.4.2. 固液共存域の見かけ粘性

固液共存域の見かけ粘性の向上を扱うため, 森ら¹²⁾によって提案されている次式を用いる

$$\mu_s = \mu_0 \left(1 + \frac{k}{1/f_s - 1/f_{sc}} \right) \quad (5.14)$$

ここで, μ_0 : 溶湯の粘性率, f_s : 固相率, f_{sc} : 流動限界固相率, k : 形状係数.

Fig.5.4. は本モデルを用いて計算したアルミ(AC4C 相当)での固相率と粘性の関係を示している. なお, 流動限界固相率を 0.52, 形状係数を 150 としている^{13) 14)}. このモデルで粘性係数は完全液相に対して, 固相率 0.3 で約 100 倍, 固相率 0.45 で約 500 倍となっている.

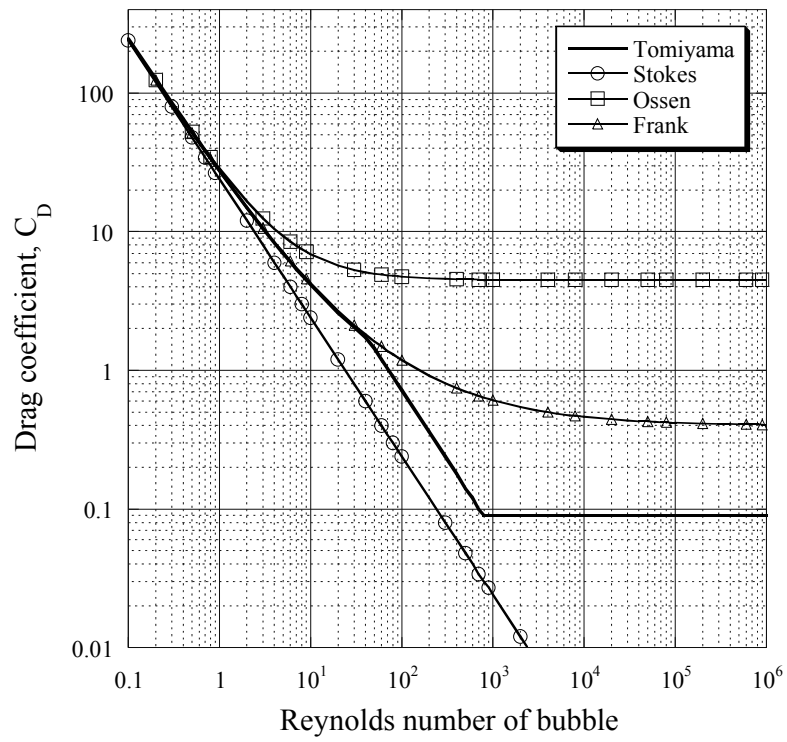


Fig.5.3 Relationship between drag coefficient and Reynolds number.

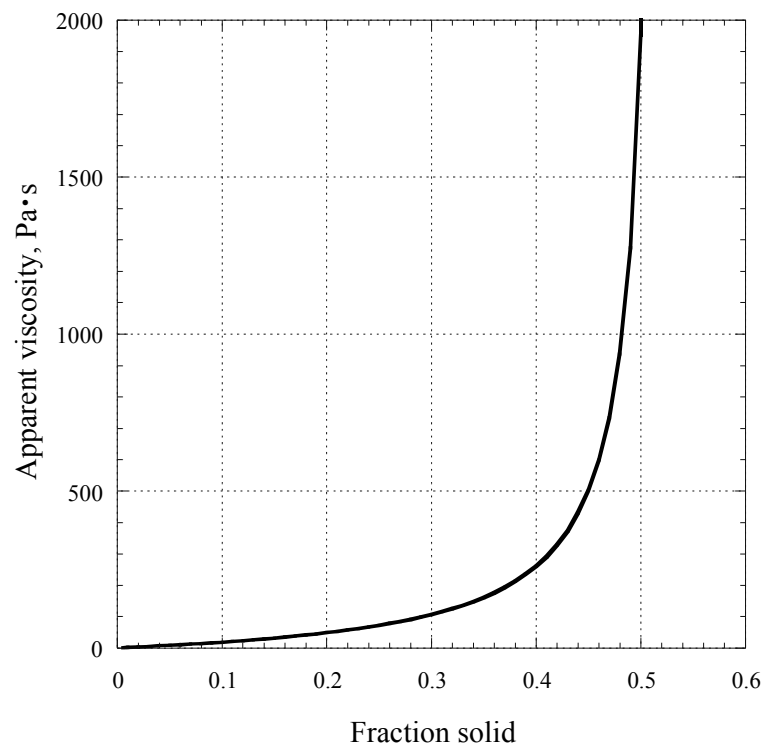


Fig.5.4 Apparent viscosity of molten metal.

4.5. 解析のフローチャート

次に、ガス欠陥予測手順のアルゴリズムを下記に示す。第2章、2.2.8.節で説明したマーカ追跡の手順に加えて、充てん終了後の凝固過程で(5.9)および(5.10)式を用いて気泡を追跡し、最終凝固の時点での気泡の位置を予測する。なお、本研究ではキャビティ充満後の溶湯流動は無いとして計算をおこなった。以下に解析の手順を示す。

- (1) 湯流れ中、溶湯によって取り囲まれたガスグループをガス欠陥グループと定義する。
- (2) ガス欠陥グループのうち要素サイズ以下になった場合に要素中心にマーカを1つ発生させる。
- (3) マーカ速度を(5.9)式より求め、(5.10)式からマーカ位置を求める。
- (4) マーカがガスグループに再度含まれた場合はマーカを消滅させる。
- (5) (1)～(4)までをキャビティが充満されるまで繰り返す。
- (6) キャビティ充満後には温度場の計算に加え、(5.9)式よりマーカ速度を求め、(5.10)式からマーカ位置を求める事を凝固終了まで繰り返す。

また、マーカ同士の衝突は無視し、壁面に接触した場合の吸着は考えない。浮力はマーカでのみ考慮した。

Fig.5.5 にシミュレーションのフローチャートを示した。

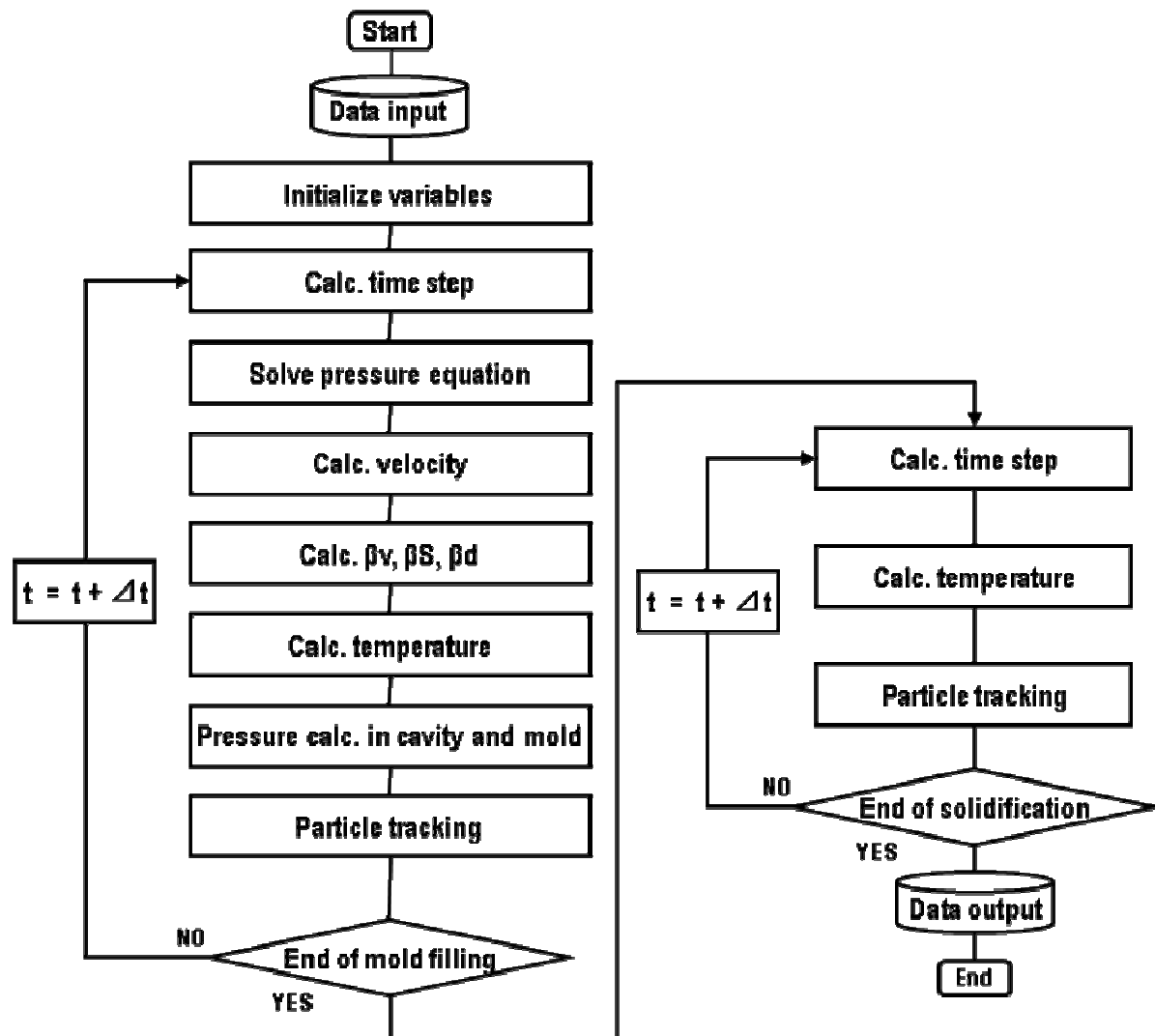


Fig.5.5 Flow chart of mold filling and solidification simulation for gas entrapment.

4.6. シミュレーション結果および考察

Fig.5.6 は式(5.9)を用いて計算した静止溶湯中(FC100 相当)での単独気泡の上昇速度を示しており, Fig.5.7は同様にアルミ(AC4C 相当)中の気泡の上昇速度を示している. なお, 気泡は球形であると仮定している. Fig.5.6 より, 鋳鉄中における気泡の終端速度は気泡直径 1.3mm 程度で最大となり, その浮上速度は 0.44m/s で, その緩和時間は 0.05s 程である. Fig.5.7 より, アルミ溶湯中における気泡の終端速度は気泡直径 1.8mm 程度で最大となり, その浮上速度は 0.66m/s で, その緩和時間は 0.05s 程である. ここで得られた鋳鉄およびアルミ溶湯内での気泡の終端速度は, Peeble と Garber ら¹⁾のモデルで計算した終端速度とほぼ一致した結果である. 以上の結果より, キャビティ高さ 200mm 以下の製品で凝固時間が 1 秒以下の場合においては 1mm 以上の気泡は上昇し製品中には残らないと推測される.

また, Fig.5.8は第4章 4.2.節で示した G.Backerらのモデルで, 矩形のキャビティ内に円形の障害物を有し, 左下のゲートより 1m/s で溶湯が注湯されるモデルを用いて計算を行った結果を示している. G.Backer らの結果は, 充てん後のガス巻き込みの移動は無視されている. 溶湯の物性値は AC4C 合金相当とした. 気泡は球形であるとして計算をおこなっている. 図の黒丸が巻き込まれた気泡の位置を示している. Fig.5.8(a)は溶湯がキャビティを充満した直後のガス巻き込みを示している. Fig.5.8(b)(c)(d)はそれぞれ鋳物-鋳型間の熱伝達率を(b)3000w/K・m², (c)300w/K・m², (d)100w/K・m²と変化させた場合のガス巻き込み欠陥位置を示している. 凝固時間はそれぞれ, (b)1.3s, (c)11.6s, (d)30.3s であった. Fig.5.8(b)のように凝固時間が短い場合には巻き込まれたガスは浮上できずに, ほぼキャビティ充満時と同じ位置にガス巻き込みが観察される. 一方, 凝固時間が長くなるに従って, 巻き込まれたガスはキャビティ上方に移動し, Fig.5.8(d)に示した凝固時間 30 秒ではほぼすべての気泡がキャビティ上壁に上昇している. 以上の結果より, 砂型鋳造のように凝固時間が長い場合には巻き込まれたガスは浮上して製品中には残らないが, ダイカストのような凝固時間が短い鋳造条件では製品中にガス欠陥が発生すると予想される. 実際には慣性流動であるため, 充満後の対流を考慮することが今後の課題である.

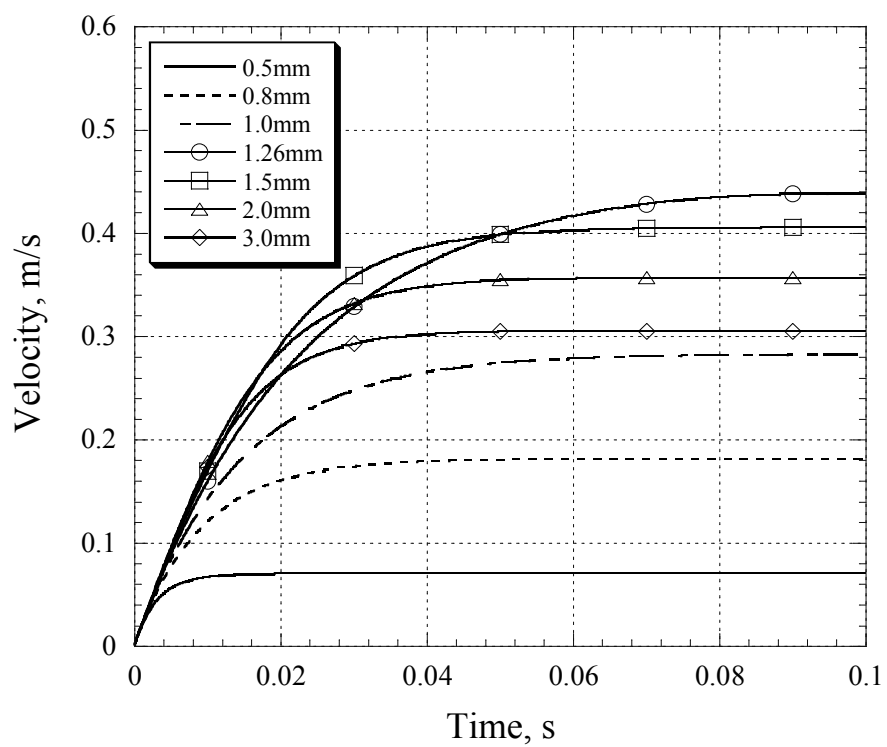


Fig.5.6. Floating up velocity of single bubble in cast iron melt.

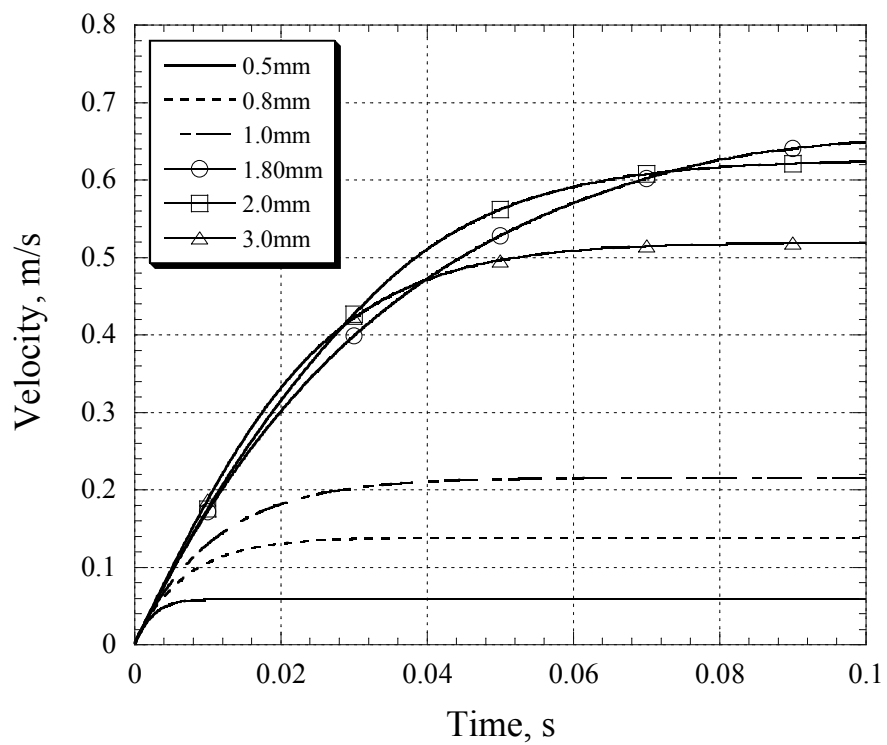


Fig.5.7. Floating up velocity of single bubble in aluminum melt.

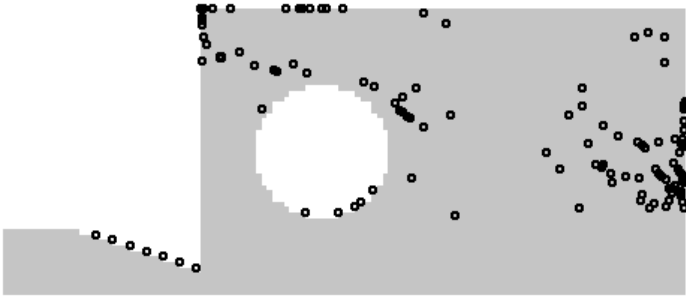
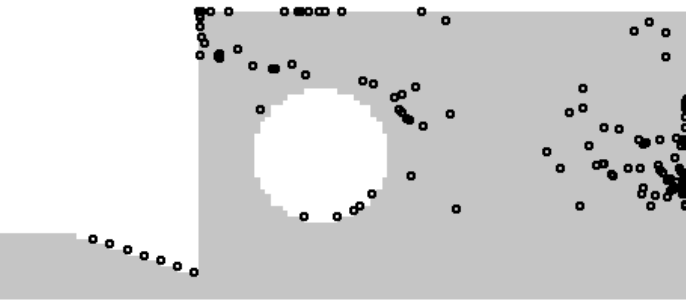
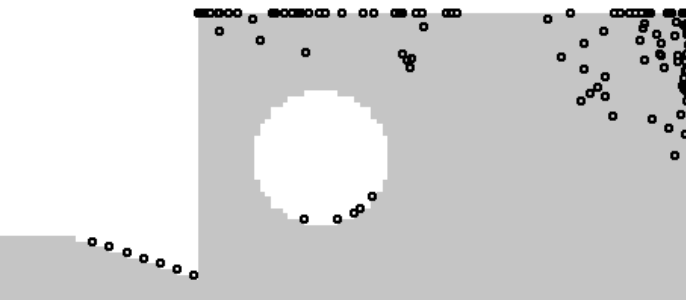
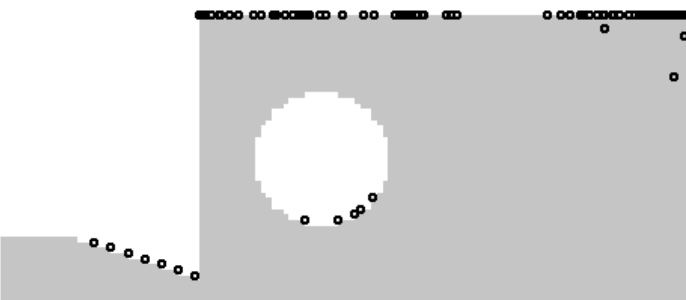
(a) at the end of the mold filing	
(b) at the end of the solidification ($h=3000\text{W/K}\cdot\text{m}^2$)	
(c) at the end of the solidification ($h=300\text{W/K}\cdot\text{m}^2$)	
(d) at the end of the solidification ($h=100\text{W/K}\cdot\text{m}^2$)	

Fig.5.8. Gas entrapment change with various solidification time.

4.7. 結言

本章では、巻き込まれたガスが浮上する条件を検討した。また、湯流れ中に巻き込まれたガス欠陥に対して浮力を考慮した湯流れ－凝固シミュレーションにより、ガス巻き込み欠陥を予測する手法について述べた。次に、簡易モデルを用いたシミュレーションにより、その有効性を検討した。ガス巻き込み欠陥は浮力の影響を大きく受けるため、充てんおよび凝固時間が短く、キャビティ高さが高い場合には浮上しきれずに製品中に残る事を示した。溶湯の鑄型充てん過程で巻き込まれたガスを気泡追跡法により追跡することで、微小なガス巻き込み欠陥の最終的な位置を予測できる可能性がある。

参考文献

- 1) F.N.Peebles and H.J.Garber:Chem. Eng. Progress, Vol.49 No.2 (1953) p.88
- 2) Trapp, J.A. and Mortensen, G.A.:J. of Compt. Phs., 107 (1993) p.363
- 3) 秋山守, 有富正憲:新しい気液二相流数値解析, コロナ社, p.22 2002
- 4) Tomiyama, A., Miyoshi, K., Tamai, H., Zun, I. and Sakaguchi, T.:3rd Int. Conf. Multiphase Flow, Lyon (1998)
- 5) 秋山守, 有富正憲:新しい気液二相流数値解析, コロナ社, (2002) p.179
- 6) Zun, I., Kljenak, I. and Moze, S.:Int. J. Multiphase Flow, 19 (1), (1993) p.11
- 7) 玉井秀定, 下村裕昭, 富山明男:混相流シンポジウム'99 講演論文集, p.141 (1999)
- 8) 秋山守, 有富正憲:新しい気液二相流数値解析, コロナ社, (2002) p.188
- 9) R.Clift, J.R.Grace and M.E.Weber:"Bubbles, Drops, and Particles", ACADEMIC PRESS, (1978) p.45
- 10) 富山明男, 片岡勲, 福田匠, 坂口忠司:機会学会論文集 B 編, 61 (1995) p.2810
- 11) Tomiyama, A., Kataoka, I., Zun, I. and Sakaguchi, T.:JSME Int. J., 41(2) (1998) p.472
- 12) 森芳郎, 乙竹直:化学工学, 20 (1956) p. 488
- 13) Shigeo Kashiwai, Jin-Dong Zhu and Itsuo Ohnaka:Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process IX, (1999) p.169
- 14) 柏井茂雄, 朱金東, 大中逸雄:鑄造工学, 73 (2001) p.592

第6章 ガス巻き込み欠陥を抑制する鑄造条件最適化

6.1. 緒言

鑄造シミュレーションは与えられた鑄造条件に対して鑄造欠陥を予測し、試行錯誤的な作業を繰り返すことで適切な鑄造条件を検討ために利用されてきた。また、鑄造のパラメータは複数存在するため、試行錯誤により鑄造パラメータの組み合わせを決定することは困難であることが多い。このような試行錯誤的な鑄造パラメータの決定は経験によることとなる。そこで、経験の多少によらずに最適な鑄造パラメータを決定し、鑄物の高品質化や開発期間の短縮化を図りたいとの要望がある。近年、さまざまな分野において、設計変数や製造条件に対して、いくつかの最適化手法が提案されており、人手によって行われる入力パラメータの変更や、解析結果の評価をコンピュータに行わせることにより、最適解を得るまでの時間を大幅に削減することが試みられている^{1)~11)}。また、最適化手法を用いることにより、従来の経験によらずに、新たな最適なパラメータの組み合わせを導き出せる可能性もある。ここでは、多目的最適化手法をガス巻き込みシミュレーションに適用し、ガス巻き込み欠陥を抑制する鑄造条件最適化についてその有効性を検討する。

6.2. 最適化手法

最適化とはある制約条件の下で目的関数の値を最小もしくは最大とするような設計変数の値を決定することであり、以下のように表される。

$$\text{Minimize/Maximize } f(x) \quad (6.1)$$

$$g_j(x) \leq 0, \quad j = 1, 2, \dots, l \quad (6.2)$$

$$x_i^{LB} \leq x_i \leq x_i^{UB}, \quad x \equiv (x_1, x_2, \dots, x_n), \quad j = 1, 2, \dots, l \quad (6.3)$$

ここで、 $f(x)$: 目的関数、 $g_j(x)$: 制約条件、 x : 設計変数(設計者が変更できるパラメータ) 実際の鑄造プロセスを対象としたパラメータの最適化問題では、同じ評価基準で比較することが出来ない複数の目的関数が存在する多目的最適化となることが多い。多目的最適化では唯一の最適解は存在せず、一方の目的関数を改善すると他方の目的関数を改悪することとなるような解の集合が最適解の候補となる。このような、ある目的関数の値を改善するた

めには少なくとも他の 1つの目的関数の値を改悪せざるを得ない非劣解をパレート解と呼ぶ。現実の鋳造パラメータ設計においては、このパレート解集合の中から設計者が解を選ぶ必要がある。ここでは、最適化計算によって唯一の選好解を得るのではなく、Fig.6.1 に示すようなパレート最適解集合そのものを求める。Fig.6.1は2つの目的関数を最小化する場合のパレート解集合を示している。本研究では1回の最適化計算によりパレート解集合を求めることの出来る多目的遺伝的アルゴリズム (Multi Objective Genetic Algorithm: MOGA)を用いる¹²⁾¹³⁾。GA¹⁴⁾は生物の進化過程における自然淘汰のメカニズムを利用して最適解を探索する手法である。あらゆる最適化問題に適用可能であり、局所解に陥らないなどの特徴を持っている。GA のアルゴリズムを下記に示す。個体数(探索数)を N 、最大世代数(反復回数)を G と置いている。また、Fig.6.2 にその計算の流れを示す。

- (1) 設定された個体数だけランダムに個体を生成する。生成した個体の集団を初期世代とする。
- (2) 現在の集団の各個体について Pareto 最適性の評価を行う
- (3) 現在の集団から Pareto 最適性の高い個体を選択する
- (4) 選択された個体に対して、ある確率で次の 3 つの操作のうちいずれかを行い、それらの個体を次世代とする。
 - ・個体を2つ選択し、交叉を行う。
 - ・個体を1つ選択し、突然変異を行う。
 - ・個体を1つ選択し、そのままコピーする。
- (5) (2)～(4)の操作を最大世代数 G まで繰り返し、最終的に世代の中で最も Pareto 最適性の高い個体を「解」とする。

MOGA には様々なアルゴリズムが提案されているが、本研究では三木らによって提案された NCGA^{15) 16)} (Neighborhood Cultivation GA)を用いることとする。NCGA では交叉を実施する際に、全く異なる遺伝子情報を持つ個体同士では無く、類似性を有する個体間で行った方が良いという考え方(近傍交叉)を取り入れることで、探索性能の向上を図っている。

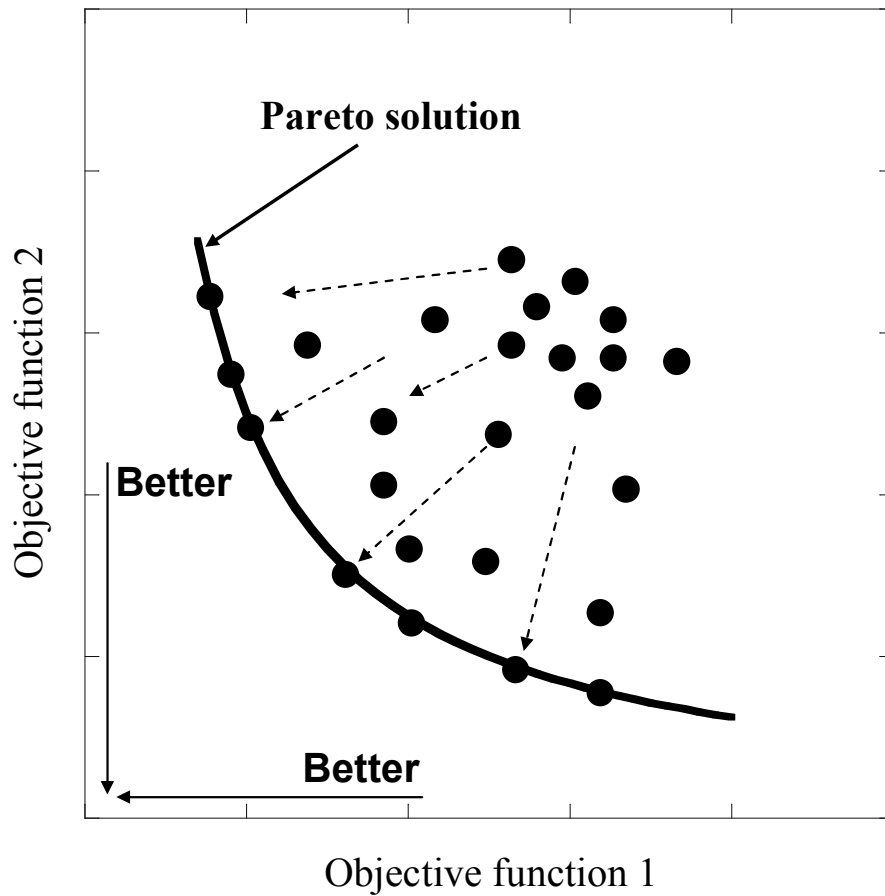


Fig.6.1 Pareto optimization for multi-objective functions.

6.3. 注湯条件の最適化

ここでは、4. 3節で示した平板状矩形キャビティモデルを用いて、注湯条件の最適化を試みる。温度低下による湯周り不良および生産量の向上するため、注湯時間の最小化を目的関数1とする。また、ガス欠陥を低減させるため、ガス巻き込み質量の最小化を目的関数2とする。その他の計算条件としては4. 2節で使用した AC4C 相当の条件と同じとした。

まず、速度一定とした場合の結果を Fig.6.4(a)(b)に示す。射出速度 0.5m/s とした場合では、ゲートから流入した溶湯はキャビティ下側から順にスムーズに充てんされており、キャビティ内の大部分のガスがベントを通して排出され、キャビティ内には残らない結果となっている。

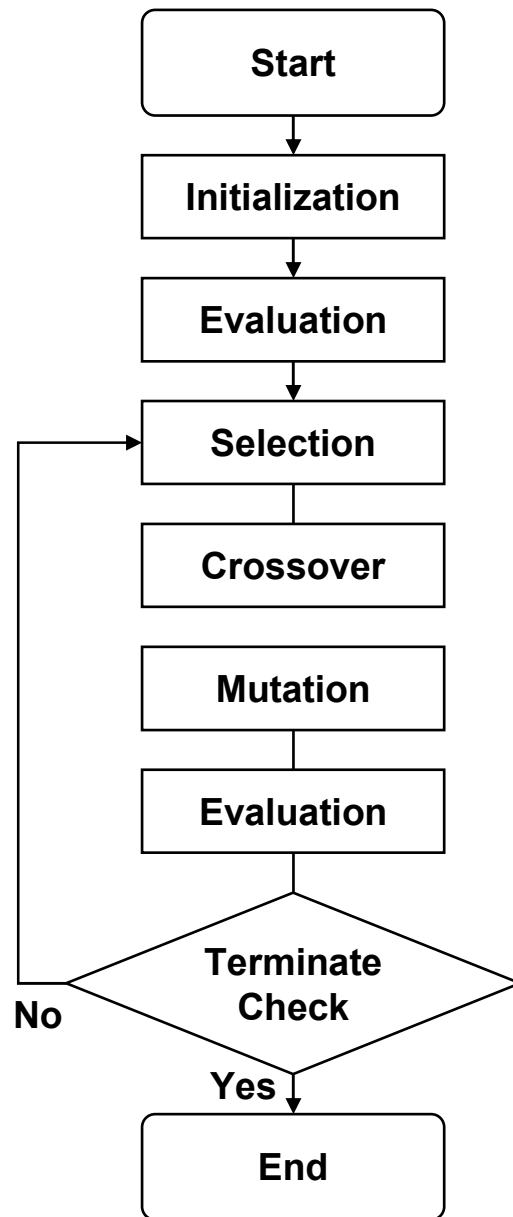


Fig.6.2 Flow chart of MOGA.

一方, 射出速度を 3.0m/s とした場合には, ゲートから射出された溶湯がキャビティ上部に衝突して左右に広がりながらベントを閉塞し, 以降はガスが排出されないような充てんパターンとなっている. その後充てんが進むにつれて, ガスがキャビティ内の2ヶ所に巻き込まれている様子が観察される. 以上のように, 本モデルでは射出速度が速くなるに従って, ベントを閉塞するまでの時間が短くなるため, キャビティ内へのガス巻き込み量が多くなることとなる.

次に、ガス巻き込み低減のためにダイカスト鑄造方で用いられている二段階射出の条件の最適化を試みる。設計変数としては一段射出速度 V_1 、二段射出速度 V_2 の値、および一段射出速度から二段射出速度への切り替え時間 t_1 の3変数とする。Fig.6.3は一段から二段への射出の速度切り替えを示している。また充てん時間が極端に長くならないように制約条件を与えた。それぞれの設計変数および制約条件を Table 6.1 に示す。なお、NCGA を用いた最適化計算には市販の最適化ソフト iSIGHT を使用した。なお、GA の計算パラメータである個体数 N および最大世代数 G は 30 とした。Fig.6.5 は NCGA による探索結果の散布図を示している。得られた解集合のうち、最適設計変数1はガス巻き込みが最小となる解候補であり、最適設計変数2は鑄込み時間を優先し、かつガス巻き込み量が少なくなる解候補である。それぞれの解候補の値を Table 6.2 に示す。Fig.6.4(c)(d)に最適化された設計変数で得られた湯流れシミュレーション結果を示した。最適設計変数1の条件では、一段射出速度でキャビティ内に直進しながら流入した溶湯が二段射出速度に切り替わると、二段射出速度の方が速いために後方から押され、横方向に広がる事によってキャビティ下部が充満されている。最適設計変数2の条件でも最適設計変数1と同様な充てんパターンであるが、一段射出速度が速いため、最適設計変数1の場合に比べてキャビティ中央付近で横に広がる流れとなるためにキャビティ下部の傾斜部分でガスの巻き込みが発生しているのが観察される。Fig.6.6 は射出の境界条件を 0.5, 1.0, 2.0, 3.0m/s 一定とした場合と、最適設計変数1および2のそれぞれの場合において、ガス巻き込み質量と充てん時間を比較したものである。射出速度一定とした場合には射出速度が増加するに伴い、ガス巻き込み質量も増加していることが分かる。一方、最適化計算で得られた射出条件では、ガス巻き込みを抑制しながら充てん時間を短くすることが可能であることが分かる。

ここで MOGA を用いて得られた最適解候補は一度の探索で同時に得られている。多目的最適化における Pareto 解集合を GA で探索する場合には、同時にいくつもの解候補が得られるため、効率的な手法であるといえる。なお、900 回の設計点の探索に要した時間は約 4 時間であった。鑄造シミュレーションと最適化手法を組み合わせる事で、人手によって行われる入力パラメータの変更と、解析結果の評価をコンピュータに実行させることにより、最適鑄造条件の選定までの時間を大幅に削減できた。

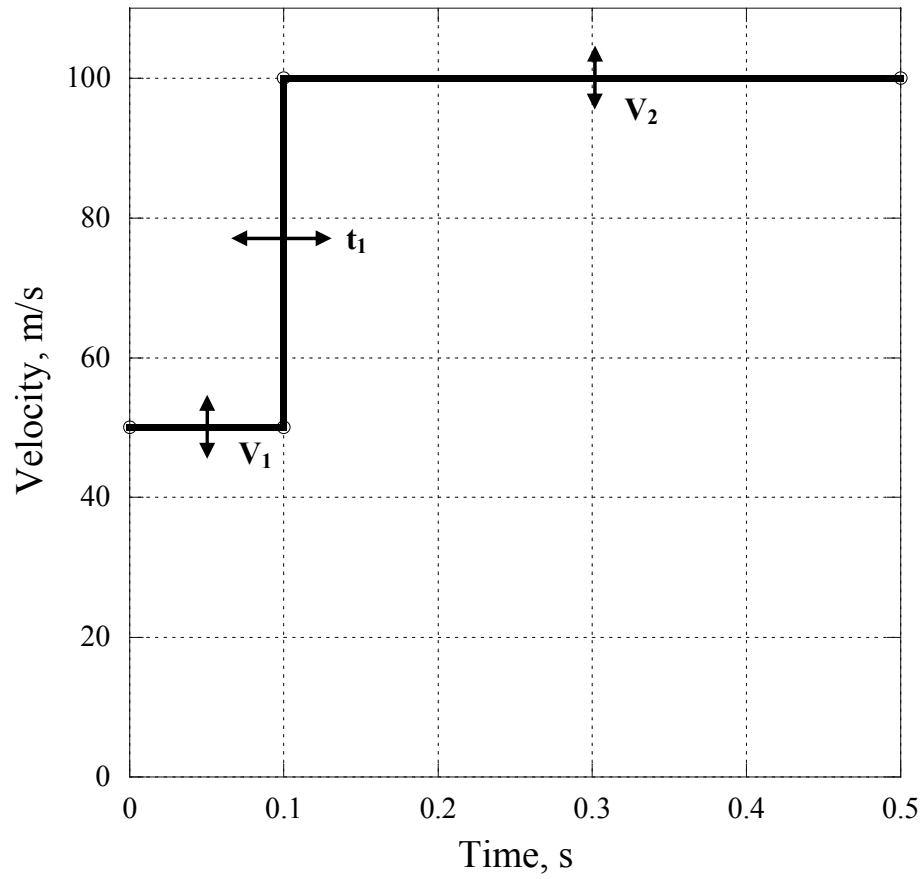


Fig.6.3 Injection velocity with two stepwise for optimization.

Table 6.1 Calculation condition for design variable.

Injection speed:V1 (m/s)	$50 \leq V_1 \leq 500$
Injection speed:V2 (m/s)	$50 \leq V_2 \leq 500$
Switchng time:t1 (s)	$0.01 \leq t_1 \leq 0.5$
Constraind conditon of filling time (s)	$t \leq 0.5$

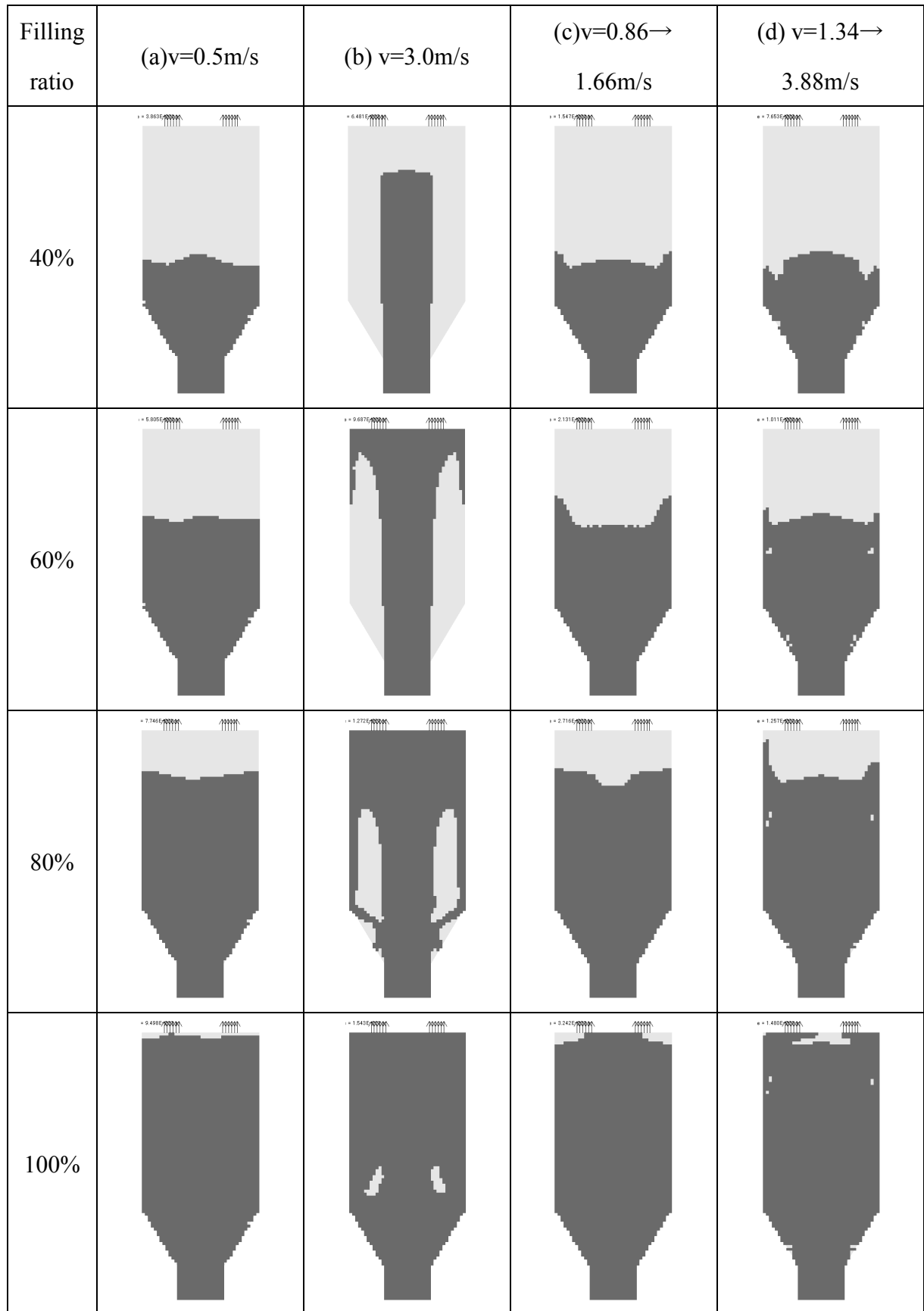


Fig.6.4 Optimization of injection speed.

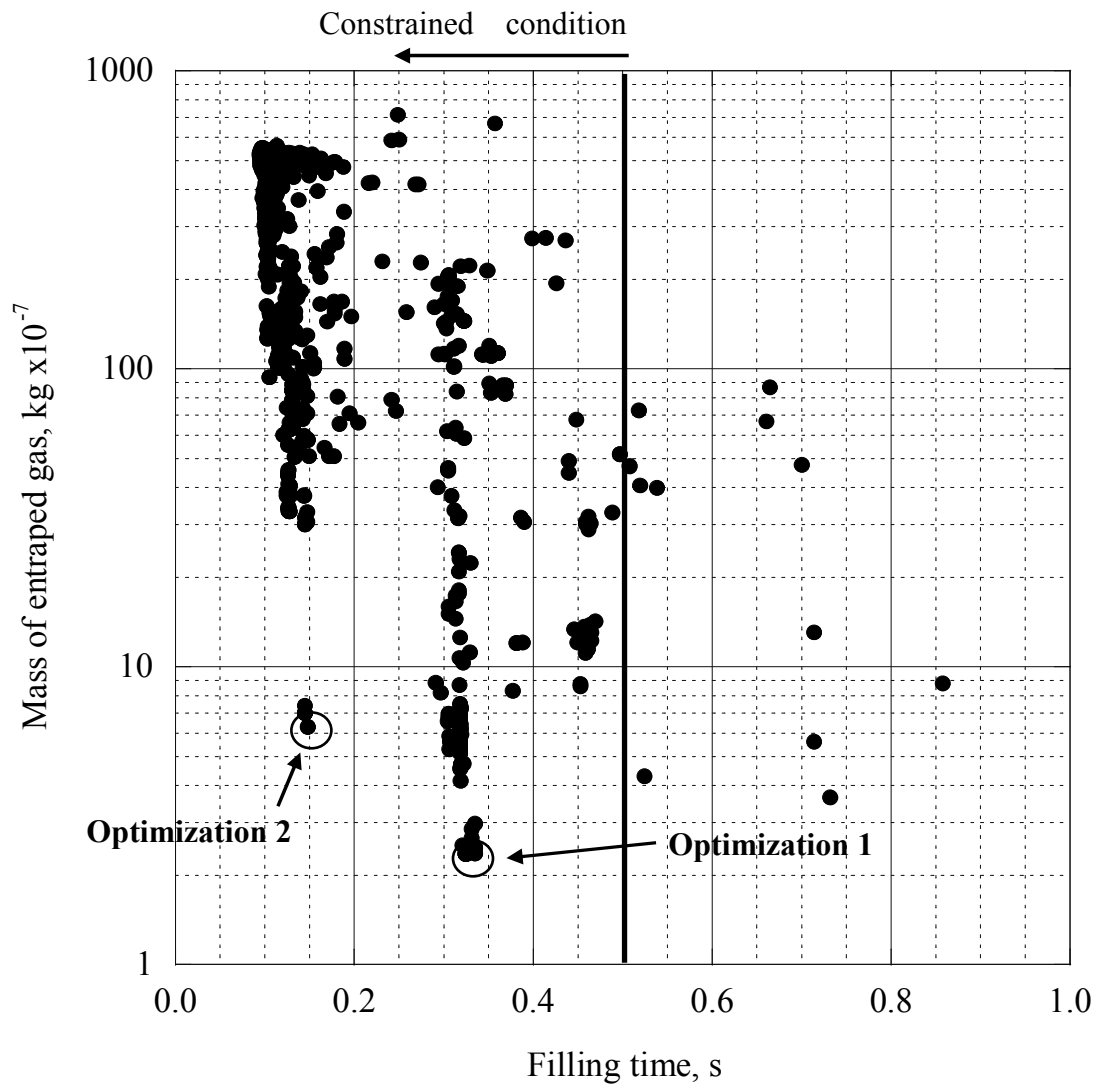


Fig.6.5 Result of optimization search with NCGA.

Table 6.2 Optimized design variables.

	Optimization 1	Optimization 2
Injection speed:V1 (m/s)	85.6	134.2
Injection speed:V2 (m/s)	166.1	388.2
Switchng time:t1 (s)	0.080	0.041

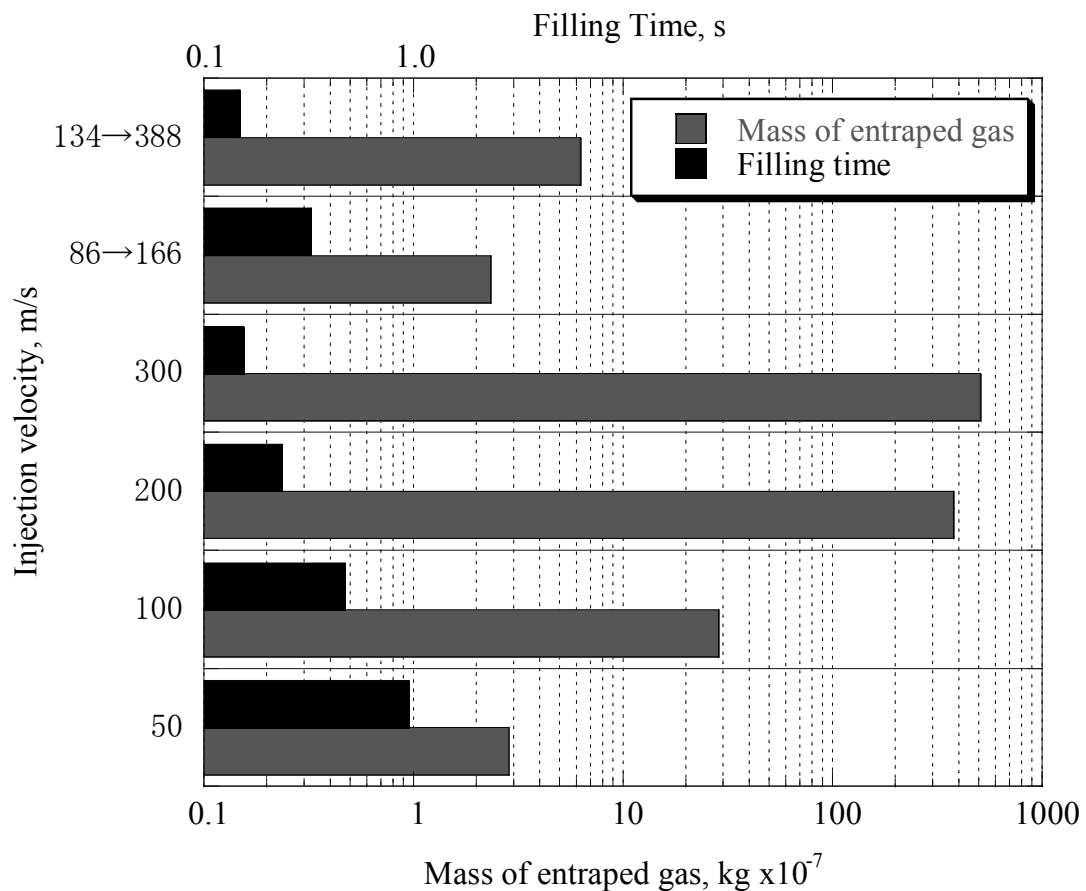


Fig.6.6 Mass of entrapped gas and filling time on each injection velocity.

6.4. 結言

本章では、ガス巻き込み欠陥を抑制する注湯条件最適化手法について述べた。多目的最適化の手法として探索的手法である MOGA を用いた方法について説明し、注湯条件の最適化として、ガス巻き込み量と充てん時間を目的関数として最小化を試みた。平板状矩形形状のモデルに対して、二段階射出の注湯パラメータを最適化することにより、ガス巻き込みおよび注湯時間を最小化する条件を明らかにした。最適化手法を用いることにより、人手によって行われる入力パラメータの変更と、解析結果の評価をコンピュータに行わせることで、最適鑄造条件の選定までの時間を大幅に削減できることを示した。また、最適化手法を用いることにより、従来の経験によらずに新たな最適な鑄造パラメータの組み合わせを導き出せる可能性もある。

参考文献

- 1) 高橋勇, 岡本賢一, 関山茂樹, 山形陽: 計算工学講演会論文集 Vol.5 (2000) p.483
- 2) N.W.Rasmussen, R.Aagaard and P.N.Hasen: Int. J. Cast Metals, 14 (2002) p.355
- 3) V.Kokot, P.Bernbeck: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process X, (2003) p.487
- 4) David C.Schmidt: METAL Casting Technologies, (2004) p.40
- 5) Gotz Hartmann, Guido Busch and Ivica Petkovic: Casting Plant Technology International, (2005) p.36
- 6) 森春幸, 安斎浩一: 鑄造 CAE による現象解明と最適化に関する研究, (2006) p.30
- 7) 村田雅史: 鑄造 CAE による現象解明と最適化に関する研究, (2006) p.93
- 8) 高橋勇, 内田敏夫, 安斎浩一: 鑄造工学, Vol.78 (2006) p.661
- 9) Y.Lang, X.Shoumei, L.Baicheng, M.Murakami, Y.Matsumoto: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process XI, (2006) p.111
- 10) V.Kokot, P.Bernbeck: Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process XI, (2006) p.111
- 11) 桜木卓也, 中山一陽: 鑄造工学会 第 150 回全国講演大会講演予稿集, (2007) p.30
- 12) 廣安知之, 三木光範, 奥田環, 渡邊真也: 日本機械学会 2001 年度年次大会講演論文集, (2001) p.25
- 13) 陳宏, 大岡龍三, 加藤信介: 生産研究, Vol.57, No.1 (2005) p.5
- 14) 北野宏明: 遺伝的アルゴリズム, 産業図書 (1993)
- 15) S.Watanabe, T.Hiroyasu and M.Miki: Proc. of the 4th Asia-Pacific Conference on Simulated Evolution and Learning, (2002) p.198
- 16) 渡邊真也, 廣安知之, 三木光範: 情報処理学会論文誌, Vol.43 No.10 (2002) p.183

第7章 総 括

本研究は、鑄造の湯流れ過程に対して、鑄型キャビティ内背圧および鑄型へのガス排出を考慮した湯流れシミュレーション、およびガス巻き込み欠陥を定量的かつ実用的に予測する手法を開発することを目的とした。直接差分法により支配方程式を離散化し、背圧を考慮した湯流れ凝固シミュレーションによるガス巻き込み欠陥予測プログラムを開発した。また、開発した手法を用いたシミュレーションを金型および砂型鑄造の様々な湯流れプロセスに適用し、これまでに報告されているシミュレーションの結果、および実験結果と比較することによってその有用性を検討した。

本研究によって得られた結果を総括すると以下ようになる。

第1章では、本研究が必要とされる背景および湯流れに起因する鑄物の欠陥について述べた。また、従来の湯流れ・凝固シミュレーションの研究の到達点と課題、そして本研究の目的および構成について述べた。

第2章では、直接差分法によるガス移動を考慮した湯流れ凝固シミュレーションのアルゴリズムについて述べた。キャビティ内のガス圧力をグループ化して求め、そのガス圧力を自由表面に境界条件として与えることによって背圧を考慮した。また、湯流れ充てん時に発生するガス巻き込み欠陥の位置・大きさを予測する手法について説明した。そして、簡易モデルを用いた金型鑄造の湯流れシミュレーションにより背圧が湯流れに与える影響を検討し、溶湯の充てん過程は背圧の影響を受けることを示した。本手法を用いることにより、従来の背圧を考慮しないシミュレーションと比較しても実用的な計算時間で、背圧を考慮したガス巻き込み欠陥のシミュレーションが可能であることを示した。

第3章では、本手法を砂型鑄造に適用する場合のキャビティ内ガスと鑄型内ガス圧力の求め方について説明するとともに、計算の安定性について述べた。キャビティ内ガスと鑄型内ガス圧力を独立して解く方法と連成して解く方法について説明した。独立解法は 1 ステッ

ブあたりの計算時間は短いですが、時間刻み幅を適切に選ばないとガス圧力および流速が振動し、正しい解が得られないことがあることを示した。一方、連成解法は1ステップの計算時間は長いですが、時間刻み幅によらず、安定して解が求められることが分かった。また、簡易モデルを用いた砂型鑄造の湯流れシミュレーションにより、背圧が湯流れに与える影響を検討した。シミュレーション結果から、溶湯の充てん過程は背圧の影響を受け、砂型透過率および塗型透過率が砂型を通してのガス排出過程に大きな影響を及ぼすことを示した。

第4章では、種々の鑄造方法の湯流れに対してガス移動を考慮した湯流れシミュレーションを適用し、その妥当性を検討した。まず、これまでに報告されているシミュレーションの結果および水モデル実験結果との比較により、背圧の影響とガス巻き込みについて検討した。本手法によるガス巻き込み予測結果は従来の報告と良く一致した結果が得られ、本手法が妥当であることがわかった。ダイカストへの適用では、キャビティ内ガス圧力計測およびショートショット実験との比較によって、本手法による金型キャビティ内圧力計算および湯流れ充てんシミュレーションが妥当であることを示した。砂型鑄造への適用では、キャビティ内ガス圧力測定および X 線透過装置を使った直接観察実験との比較を行った。直接観察実験によりガス巻き込みが観察可能であることを示した。また、実験とシミュレーションの充てん過程およびキャビティ内ガス圧力変化は良く一致した結果が得られ、本シミュレーション手法が妥当であることがわかった。また、複雑形状の砂型鑄造のシリンダーブロックの湯流れシミュレーションへ適用し、実際の製品に対してガス巻き込み欠陥予測が有効であることを示した。

第5章では、鑄型キャビティ内に溶湯によって巻き込まれたガスが浮上する条件について述べた。ガス巻き込み欠陥は浮力の影響を受けるため、充てんおよび凝固時間が短く、キャビティ高さが高い場合には浮上しきれずに製品中に残る事を示した。また、湯流れ中に巻き込まれたガス欠陥に対して、気泡追跡法による浮力を考慮したガス巻き込み欠陥予測手法について述べた。簡易モデルに対してシミュレーションを適用し、溶湯の鑄型充てん過程で巻き込まれたガスを凝固終了まで気泡追跡法により追跡することで、微小なガス巻き込み欠陥の最終的な位置を予測できることを示した。

第6章では、ガス巻き込み欠陥を低減するための注湯条件最適化手法について述べた。多目的最適化の手法として、探索的手法である NCGA を用いた方法について説明した。また、注湯条件の最適化として、ガス巻き込み量と充てん時間を目的関数として Pareto 解を求めた。平板状矩形状のモデルに対して、注湯パラメータを最適化することで、ガス巻き込みおよび注湯時間を最小化する条件を明らかにした。最適化手法を用いることにより、人手によって行われる入力パラメータの変更と、解析結果の評価をコンピュータに行わせることで、最適鑄造条件の選定までの時間を大幅に削減できることを示した。

第7章では、本研究を総括した。

以上のように、本研究で開発した手法によるシミュレーション結果は、従来報告されている結果および検証実験との比較結果とおおむね一致したことから、十分な計算精度があることがわかった。また、金型鑄造のシミュレーションに対しては、背圧を考慮しない従来の手法と比較しても計算時間の増加は6%程度であり、本手法による背圧を考慮したガス巻き込み欠陥のシミュレーションが実用的であると言える。一方、砂型鑄造のシミュレーションにおいては、砂型内のガス圧力計算に多くの時間を要するため、実用化のための今後の課題として、計算時間を短縮することが必要である。

また、今後、より精度良く自由表面形状をシミュレートするためには表面張力を考慮することが重要であると考えられる。

謝 辞

本研究の遂行ならびに本論文をまとめるにあたり、終始懇切な御指導・御鞭撻を数多く賜った大阪大学大学院工学研究科 大中逸雄名誉教授、安田秀幸教授に対し、心より感謝の意を表します。また、本論文の内容についてご意見を賜り、本論文作成の御指導を頂きました大阪大学大学院 菅沼克昭教授、中谷彰宏教授、吉矢真人准教授に深く感謝いたします。鑄造シミュレーションの研究およびプログラム開発で、親身な御指導を頂きました Multi-Flow Software Co. Ltd.の朱金東博士(元大阪大学大学院工学研究科助手)に心より感謝致します。実験の御指導、研究室における議論において大変お世話になりました大阪産業大学大学院工学研究科 杉山明教授(元大阪大学大学工学研究科院助手)に心より感謝致します。本研究の実験を進める上で技術的なサポートをして頂いた大阪大学大学院工学研究科 大道徹太郎技術官に心より感謝致します。

本研究で開発したソフトのプリ及びポスト表示のために使用させて頂いた「ICAST」の開発に携わったクオリカ株式会社の木下文昭氏、迫伸生氏、並びに社員の皆様に深く感謝いたします。ダイカストマシンによる背圧測定実験において、ダイカストマシンを提供および実験に協力して頂いた株式会社双立の皆様に深く感謝いたします。また、砂型鑄造の湯流れ観察実験に協力して頂いた株式会社クボタの皆様に深く感謝いたします。

本研究の一部は大学連携プロジェクトである経済産業省新規産業創出型産業科学技術研究開発制度における「革新的鑄造シミュレーション技術の研究開発」として実施したものであり、本研究の遂行にあたり貴重なご支援を頂きました NEDO(新エネルギー・産業技術総合開発機構)と財団法人素形材センターに厚く御礼申し上げます。

快適な研究環境を提供して頂いた大阪大学大学院工学研究科知能・機能創成工学専攻 大中研究室、安田研究室の皆様と、大阪大学先端科学技術研究センター革新的鑄造技術の研究開発シミュレーショングループの皆様にも大変お世話になりました。心より御礼申し上げます。

最後に、私事にわたる事をご容赦願ひ、私の研究生生活を見守り、暖かい励ましを送り続けてくれた 木間塚玲子、木間塚大河、木間塚ひなの に心から感謝します。

研究業績一覧

本研究に関連する公表論文

1. A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, T.Ohmichi: "Mold Filling Simulation with Consideration of Gas Escape through Sand Mold", Int. J. Cast Metals Research, 15 (2002) pp.149-152
2. A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, A. Sugiyama, T.Kamitsu: "MOLD FILLING SIMULATION OF HIGH PRESSURE DIE CASTING FOR PREDICTING GAS POROSITY", Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process X, (2003) pp.335-342
3. 木間塚明彦, 大中逸雄, 朱金東, 大道徹太郎: "背圧を考慮した湯流れシミュレーション", 鑄造工学, 76 (2004) pp.374-379
4. A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, A.Sugiyama, T.Kamitsu: " MOLD FILLING SIMULATION FOR PREDICTING GAS POROSITY", Proc. of Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process XI, (2006) pp.603-610

本研究に関連する口頭発表

1. 木間塚明彦, 大中逸雄, 朱金東, 大道徹太郎: "背圧を考慮した湯流れ解析", 鑄造工学会第 138 回全国講演大会, May 11-14 (2001)
2. 木間塚明彦, 大中逸雄, 朱金東, 木下文昭, 上原健文: "背圧を考慮した湯流れ解析", 鑄造工学会第 141 回全国講演大会, Oct. 6-9 (2002)
3. A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, T.Ohmichi: "Mold Filling Simulation with Consideration of Gas Escape through Sand Mold", 5th Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting & Solidification Processes, Nagoya, Japan, Jan. 20-23 (2002)
4. A.Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, A. Sugiyama, T.Kamitsu: "MOLD FILLING SIMULATION OF HIGH PRESSURE DIE CASTING FOR PREDICTING GAS POROSITY", Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process X, Destin, Florida, May 25-30 (2003)
5. 木間塚明彦, 大中逸雄, 杉山明, 朱金東, 黒木康德: "湯流れ凝固シミュレーションによるガス巻き込み欠陥の予測", 鑄造工学会関西支部平成 17 年度秋季支部講演大会, Nov. 17 (2005)
6. A. Kimatsuka, I.Ohnaka, J.D.Zhu, A.Sugiyama, T.Kamitsu: "MOLD FILLING SIMULATION FOR PREDICTING GAS POROSITY", Int. Conf. on Modeling of Casting, Welding, and Advanced Solidification Process XI, Opio, France, May 28-Jun. 2 (2006)