



Title	アルミニウム合金鋳物における湯回り不良及びガス巻き込みの予測に関する研究
Author(s)	柏井, 茂雄
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1182
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

アルミニウム合金鋳物における湯回り不良 及びガス巻き込みの予測に関する研究

Prediction Methods for Misrun and Gas Entrapment
in Aluminum Alloy Castings

2007

柏井茂雄

目 次

第1章 序 論 1

- 1.1. 本研究の目的
 - 1.2. 鑄造欠陥の分類
 - 1.3. 従来の研究
 - 1.4. 本研究の概要
- 参考文献

第2章 板状鑄物の湯流れおよび流動停止の数値予測 9

- 2.1. 緒 言
 - 2.2. 板状鑄物の鑄造実験方法
 - 2.3. 数値予測法
 - 2.3.1. 固液共存溶湯の見かけ粘性の取り扱い
 - 2.3.2. 運動量保存則
 - 2.3.3. 質量保存則
 - 2.3.4. 流動停止の取り扱い
 - 2.3.5. 鑄物－鑄型間の熱伝達係数の評価
 - 2.4. 結果および考察
 - 2.4.1. 粘性変化を考慮した湯流れ解析結果
 - 2.4.2. 流動長さに及ぼす各種パラメータの影響
 - 2.4.3. 流動停止部の組織
 - 2.4.4. 水モデルによる流れの観察
 - 2.5. 製品への応用事例
 - 2.6. 結 論
- 参考文献

第3章 湯境・湯じわの観察と湯流れ解析による数値予測 31

- 3.1. 緒 言
 - 3.2. 実験方法
 - 3.3. 低温溶湯の合流位置の数値予測法
 - 3.4. 結果および考察
 - 3.4.1. Type I 鑄物の実験結果
 - 3.4.2. Type I 鑄物の湯流れ解析結果
 - 3.4.3. Type II, III 鑄物の実験および解析結果
 - 3.5. 結 論
- 参考文献

第4章 タイヤモールド鑄物の重力鑄造における湯流れの
直接観察と数値解析 49

- 4.1. 緒言
 - 4.2. 実験方法
 - 4.3. 結果および考察
 - 4.3.1. タイヤモールド鑄物の欠陥発生状況と湯流れの直接観察
 - 4.3.2. 水モデルによる流れの直接観察
 - 4.3.3. 湯流れの数値解析
 - 4.4. 結論
- 参考文献

第5章 吸引鑄造における湯流れ挙動の直接観察と数値予測 63

- 5.1. 緒言
 - 5.2. X線透視法による湯流れ観察の実験方法
 - 5.3. 数値解析方法
 - 5.3.1. ガス排出速度と圧力損失
 - 5.3.2. ガスの質量保存則
 - 5.4. 結果および考察
 - 5.4.1. X線透視法による湯流れの直接観察
 - 5.4.2. 鑄型充填挙動に対する吸引圧力の影響
 - 5.4.3. 背圧の実測と計算結果
 - 5.4.4. 実験と解析結果の比較
 - 5.5. 結論
- 参考文献

第6章 総括 77

謝辞

第1章 序 論

1. 1. 本研究の目的

鑄造は、金属を溶かして型に流し込む単純なプロセスであり紀元前より用いられている技術であるが、それぞれの時代のニーズに応じて技術革新を重ねることで今日でも重要な製造技術の一つとして利用されている。例えばアルミニウム、マグネシウム、チタンなどの軽量な金属材料の実用化、また球状黒鉛鑄鉄の発見による材料特性の飛躍的な向上、またダイカスト法や有機自硬性鑄型の開発による生産性の飛躍的な向上など、特筆すべき多くの技術革新が行われてきた。現在では自動車産業や家電製品製造業などの基幹産業を支える不可欠な技術の一つであり、基礎素形材製造技術として産業の発展に大きな役割を果たしている。

このような技術革新と製造拡大の中で、鑄造技術者はいかに高品質の鑄物を迅速に安く製造するかに取り組んできた。その取り組みの中で最も重要な課題は、製造時に発生する鑄造欠陥をいかに無くすかということであり、これは鑄造技術における永遠の課題とも言える。鑄造工程は金属に着目すると次の2つに大別される。

(1) 溶融した金属の流動性を利用し、鑄型内の空間に流し込む。

(2) 鑄型への熱移動を利用して溶融金属を凝固させ、固相を得る。

(1)は湯流れ過程、(2)は凝固過程であり、この2つの過程において各種材料の熱的、力学的挙動に関係して鑄造欠陥が発生する。適切な製造工程（方案）を設計し欠陥発生を予防するためには、湯流れや凝固の過程における高速、高温、高圧といった過酷な環境での材料の挙動、非線形な材料物性を知る必要がある。しかしこれらを実験的、あるいは現場的に調べることは容易ではないため、方案設計および欠陥対策の多くは経験や勘に頼らざるをえなかった。このような状況に対して、古くから凝固や湯流れについて科学的な扱いを目指した取り組みが行われてきた。例えば凝固では Chvorinov¹⁾により凝固時間の推定式の提案が、また湯流れではベルヌーイの式による鑄込み時間の推定²⁾や R.Lehman³⁾による湯口比の提案などが行われ、各種の近似式や推定式が広く利用されてきた。しかしこれらの近似式は、単純形状をモデルとしているために複雑形状品への適応には限界がある、また本来非定常流の鑄型充填挙動を定常流として取り扱っているなど、方案設計への適応には限界があった。

1950年代にコンピュータが商品化されると、実験的に知ることが困難な鑄造中の物理現象を数値解析（シミュレーション）により予測する鑄造シミュレーションの研究が進められてきた。鑄造シミュレーションのうち凝固解析については、60年代より実用化に向けた開発が始まり⁴⁾、80年代には3次元形状での数値解析が実用的に利用可能となった。一方、湯流れ解析については、自由表面などの複雑な物理現象を3次元で取り扱うことが不可欠であった

ことからコンピュータに高い計算能力が要求され、開発は凝固解析よりも遅い 1980 年代より始められた⁵⁾。湯流れ解析が鑄造現場で広く利用できるようになったのは、パーソナルコンピュータの性能が飛躍的に向上した 2000 年以降である。鑄造シミュレーションの開発当初は、凝固過程および湯流れ過程から欠陥を推定していたが、同時に欠陥の予測法や欠陥判定のパラメータの検討が行われてきた。凝固解析では、早期より閉ループ法、温度勾配法や修正温度勾配法など各種欠陥パラメータの開発やポロシティ生成の数値予測などの試みが行われ、一部が実用的に利用されている⁶⁾。

一方、湯流れ解析でも欠陥予測の取り組みが行われているが、凝固に比較して複雑な物理現象の考慮が必要なこと、流動現象の実験、観察が困難であることが、凝固解析に比較して欠陥予測を困難にしている。例えばアルミニウム合金の湯流れでは、湯先の酸化やガスの巻き込みは酸化物の巻き込みやガスポロシティの発生につながる。また、薄肉鑄物では溶湯温度の低下による湯回り不良や湯境などの欠陥が発生する。さらに、鑄型中の残存ガスによる背圧の発生は充填挙動の変化をもたらす。数値解析ではこのような湯流れ中の複雑な物理現象を完全には考慮できないため、得られる結果を実際の湯流れや欠陥発生状況と完全に一致させることは困難である。

このため、鑄造シミュレーションを方案設計や欠陥対策に利用するためには、欠陥発生モデル化と予測法の開発が不可欠である。自動車部品や携帯機器等、製品の軽量化と高品質化が進むなか、鑄物の高品質化、薄肉化がますます要求が高まると共に、高品質化のための製造技術開発が求められている。そこで本論文では、特にアルミニウム鑄物の湯流れに起因する鑄造欠陥である湯回り不良、湯境およびガス巻き込みなどの欠陥について、数値解析による予測法の開発を目的とし、流動中の凝固や溶湯の合流挙動などを考慮した欠陥予測法を提案するとともに、湯流れ状態の直接観察、モデル鑄物による鑄造実験により提案した予測法の検証を行う。

1. 2. 鑄造欠陥の分類

鑄造欠陥の分類、要因については鑄鉄を中心に 1952,55 年にフランスで欠陥集が発行され、その後国際鑄物編集委員会でまとめられ、日本でも「国際鑄物欠陥分類図集」⁷⁾として翻訳出版された。この国際鑄物欠陥分類をもとにして、砂型アルミニウム鑄物の欠陥については「軽合金鑄物の欠陥写真集」⁸⁾が、アルミニウムダイカスト品の欠陥については「ダイカストの鑄造欠陥・不良対策事例集」⁹⁾が出版されている。これらの分類では、それぞれの鑄造

法や材質に特有の欠陥が新たに追加されている。Table 1-1 に主な鑄造欠陥の分類と発生要因を示す。B-1、C-3、D-1、E-1、G-1 は湯流れが関係する欠陥、また B-2、B-3、C-2、G-2 は凝固が関係する欠陥として、それぞれ分類できると考えられる。

Table 1-1 Typical casting defect and factor

group	defect name		factor
A Metallic projection	1.	Flash, Fin	imperfect or broken of mold
B Cavity	1.	Air or gas entrapment, Gas porosity	casting plan
	2.	Shrinkage cavity	solidification shrinkage
	3.	Micro porosity, Micro shrinkage cavity	solidification shrinkage gas of molten metal
C Discontinuities	1.	Broken casting	mechanical stress
	2.	Hot cracking	generating stress during, solidification or cooling
	3.	Cold shut	low temperature of melt, surface oxidation
D Defective surface	1.	Flow marks, Fow line	melt flow pattern surface oxidation
E Incomplete casting	1.	Misrun	temperature of melt, backpressure
	2.	Poured short	insufficient melt
F Incorrect dimensions or shape	1.	Incorrect dimensions	shrinkage allowance error, low toughness of mold
	2.	Mold shift, lam off etc.	imperfection of mold
G Defects of structural quality	1.	Inclusion entrapment	oxide film, slag, treatment of melt, casting plan
	2.	segregations	solidification and melt flow
	3.	Abnormal structure	chemical composition

1.3. 従来の研究

鑄造分野における湯流れ解析の歴史を見ると、従来に航空機や原子力などの分野で開発が進められた流れの解析技術を、1983年に Hwang ら⁵⁾が鑄造分野に応用したのが始まりとさ

れている。日本では 1985 年に安齋ら¹⁰⁾により形状鋳物の解析が行われたのが始まりである。流れの解析法としては MAC 法¹¹⁾、SMAC 法¹²⁾、SOLA-VOF 法¹³⁾、直接差分法¹⁴⁾等が開発され、これらを用いてソフトウェアの開発が進められてきた。湯流れシミュレーションの開発当初は、自由表面の位置と湯境発生位置の比較や¹⁵⁾解析での最終充填位置とガス欠陥発生位置の比較など、湯流れ状態の検討により欠陥の発生を推定してきた。これらの方法は方案の良否の定性的な評価には有効であるが、客観的、定量的な評価が難しく、欠陥の予測には解析担当者の経験や熟練を必要とした。このため欠陥予測法や欠陥パラメータなどによる客観的かつ定量的な欠陥予測に関する研究が強く求められている。Table 1-2 に湯流れにより生じる典型的な欠陥である湯回り不良、湯境、湯じわ、湯模様、ガス・酸化物巻き込みなどの欠陥予測法とその方法について、過去の研究を示す。

薄肉鋳物では、湯流れ中の鋳型への熱移動による溶湯の温度低下が大きく、問題となる。湯流れ中に溶湯温度が液相線温度より低くなると、固相が晶出する。さらに温度が低下し固相率が高くなると溶湯流動が困難となり、最終的には溶湯流動は停止し、湯回り不良が発生する。Kubo¹⁶⁾らは溶湯の液相率が限界液相率以下の部分は流動が停止するとして、湯回り不良の予測を行っている。また Xu¹⁷⁾らおよび Sztur¹⁸⁾らは溶湯の粘性を温度により変化させて流動長の予測を試み、湯回り不良予測の可能性を示した。しかしながら、①湯回り不良が発生する固相率が 0.1 で一般的な流動限界固相率に比較して大変小さな値である、②粘性変化の取扱方法が明らかにされていない、③流動停止を判定し湯回り不良の発生を評価する方法については十分な検討が行われていない、など検討すべき課題がある。流動停止の機構について Flemings²⁸⁾は、鋳型壁からの凝固により溶湯の流路が狭くなる場合、および湯先の固相率が上昇する場合をあげている。また固相が晶出した状態での溶湯については、Al-Cu, Al-Si 系合金などのマッシー凝固形態の合金の場合、固相は容易に液相と共に移動しその粘性は単一液体の見かけの粘性として取り扱いが可能であると考えられる。これらのことから湯回り不良の予測においては、固液混合溶湯の粘性を考慮に入れ、さらに流動停止条件を加えた欠陥予測の開発が必要と考えられる。

溶湯温度の低下が少なく湯回り不良に至らない場合でも、溶湯合流部分に湯境あるいは湯じわ欠陥が発生する場合がある。湯境は、低温溶湯（高固相率溶湯）の合流や凝固した鋳物部（流動停止部）への溶湯合流時に接合が十分でないことにより発生する。溶湯の固相率が湯境を発生するほど高くない場合でも、合流部分に沿って湯じわが発生する場合がある。湯じわは、溶湯の合流部に発生し、湯先表面の酸化膜が影響していると考えられている。湯境、湯じわについては、要素の流入状態^{19,20)}、湯先の温度¹⁹⁾、湯先マーカの軌跡²¹⁾などから予測可能であることが示唆されている。湯境、湯じわは、固液共存状態での湯流れ、溶湯の合流

Table 1-2 Defect and prediction method

Defects	Estimation method/Criteria	Explanation	Reference
Misrun	Critical temperature or fraction liquid	Filling stops when melt temperature or fraction liquid becomes smaller than critical value.	Kubo et al.(17)
	Back pressure	Elements where back pressure becomes higher than a value	Kano et al.(18)
	Solid fraction method	When the solid fraction of melt becomes above a critical value, the melt in the element becomes stagnant.	Xu et al.(19) Sztur et al.(20)
Cold shut Surface fold Air entrapment	Flow-in simulation into elements	Evaluate according to the flow-in situation into elements. For example if melt flow-in through all surfaces of an element, the element has the worst point.	Ohtsuka et al.(21)
Cold shut	Front marker method	When front markers generated at the melt front collide each other, the defect appears.	Anzai et al.(22)
	Front temperature method	When the temperature of an element becomes below a critical value and melt flows-in the element through multiple surfaces with a collision angle, the defects appears in the element.	Kano et al.(18)
Air entrapment	Finally filled elements	It is assumed that finally filled elements trap air.	Anzai et al.(23)
	Bubble maker method	When melt collides with each other with velocity vector angle larger than a critical value, bubble markers are generated and move with the melt. If the markers reach the free surface, they are deleted. The defect is evaluated from the residual number of markers.	Hirabayashi et al.(24)
	Backpressure and marker method	Backpressure and gas escape are taken into consideration. A marker of gas porosity is created when a gas group is surrounded with melt and it is smaller than the element volume	Kimatsuka et al.(25)
Inclusion Entrapment	Traking method	Simulation of movement of inclusion with melt flow.	Backer et al.(26) Maru et al.(27)
	Maker and cell method	Marker particles are created when free surface collides with fluid and mold. Number of markers creating on free surface are related with collision area and velocity.	Sako et al.(28)

方向・速度および合流時の溶湯の固相率、背圧、自由表面の酸化が相互に影響して発生すると考えられることから、欠陥予測にはこれらの総合的な考慮が必要である。

アルミニウム鋳物においては流動中のガス巻き込みが鋳物品質を大きく損なうことが知られており、高品質アルミニウム鋳物の製造には巻き込み状態の数値解析が必要である。しかし、従来の湯流れ解析で行われてきた鋳込み時間や充填順序などによる湯流れ状態の評価では高品質アルミニウム鋳物の製造には不十分である。このため、ガスの巻き込み状態を数値解析する方法²⁴⁾、自由表面の表面張力を考慮した方法²⁹⁾などが検討されているが、さらに巻き込まれたガスの溶湯中での移動の観察やその数値解析を含めた検討が必要である。

一方、湯流れ状態の評価および数値予測法の検証に有効な直接観察には、水モデルによる観察、低融点材料を用いた観察、X線透視法、透明な鋳型素材を用いた観察などの方法が利用されている。X線透視法は、実際の金属の湯流れ状態の観察が可能、3次元の巻き込みや自由表面状態の情報が得られるなど、巻き込み状態の観察、シミュレーションの検証に非常に適した方法である³⁰⁾。しかし、装置が高価で特殊であることから観察事例が少ない。一方、古くから広くも湯流れの観察に使われてきた水モデルは、安価でかつ実物大での観察実験が可能である、ガスの巻き込み状態や移動状態を知ることができる、など大きな利点がある。

1. 4. 本研究の概要

本研究では、湯流れによって生じるアルミニウム鋳物の欠陥予測法の開発に当り、特に凝固を伴う流れに着目し、見かけ粘性の変化を考慮した湯流れ解析、固相率の評価、速度ベクトルによる合流の評価により、湯回り不良、湯境ならびに湯じわの欠陥予測を行う。さらに、数値解析と直接観察から湯流れ中の気泡や粒子の移動について述べる。次に、鋳物製品を解析例としてガス巻き込みによるピンホール欠陥の評価と方案の検討を行う。また、吸引鋳造における湯流れ状態とガスの巻き込みについて、X線透視装置による直接観察と数値解析による予測法の開発を行う。

第1章は序論であり、本研究の目的と概要について述べる。

第2章では、板状鋳物による直接観察実験を行い、湯回り不良の発生状況について論じる。マッシー凝固するAl-Si系合金について、溶湯粘性の変化と流動停止についてモデル化を行う。すなわち、溶湯の湯流れ中に晶出した固相は液相とともに移動すると仮定し、溶湯粘性を固相率の関数である見かけの粘性として求める。さらに、自由表面の固相率により流動停止を判定することで、湯回り不良を予測する方法を提案する。また、湯先部の組織観察およ

び流体の粘性を変化させた水モデル実験を行い、流動中の気泡、粒子の移動について述べる。

第3章では、第2章の内容を発展させて、溶湯合流によって生じる湯境、湯じわの欠陥予測を行う。板状鋳物を用いて注湯温度および溶湯の合流位置を変化させた鋳造を行い、湯流れの直接観察と組織観察、表面観察から湯境、湯じわの発生状況を評価する。次に、要素充填時の温度分布、固相率分布および速度ベクトルを用いた溶湯合流評価により、湯境、湯じわの予測を試み、得られた解析結果と実験結果とを比較し、数値予測の可能性について述べる。

第4章では、重力鋳造法の湯流れ解析について、湯流れの直接観察および水モデルによる直接観察と数値解析結果とを比較し、解析における湯口系のとりあつかいおよび湯口境界条件の解析精度に及ぼす影響、ポロシティの発生状況について論じる。実生産されている大型アルミニウム鋳物について、解析結果をもとに改善方を提案し、実生産に応用してポロシティ欠陥の削減を試みる。

第5章では、X線透視装置を用いて吸引鋳造プロセスにおける減圧速度と溶湯の充填状態およびガス巻き込み状態について述べる。さらに鋳型内のガス挙動を考慮した湯流れ解析のアルゴリズムを開発し、数値解析結果と直接観察結果とを比較検討し、数値予測の可能性について述べる。

第6章は上記の各章の結果、考察を総括する。

参考文献

- 1) N.Chvorinov: Die Giesserei, **27**(1940)177,201,222
- 2) J.Petin: Die Giesserei, **15**(1928)31,61
- 3) R.Rehmann: Die Giesserei, **28**(1941)197
- 4) J.G.Henzel, J.Keverian: AFS Cast Metals Res. J., **1**(1965)19
- 5) W.S.Hwang and R.A.Stoehr: J.of Metals, (1983.8)22
- 6) 大中逸雄：コンピュータ伝熱・凝固解析入門(丸善)(1985)
- 7) 国際鋳物技術委員会編：国際鋳物欠陥分類図集（日本鋳物協会），（1975）
- 8) 日本非鉄金属鋳物協会編：軽合金鋳物の欠陥写真集（日本非鉄鋳物協会），（1988）
- 9) 日本鋳造工学会ダイカスト研究部会編：ダイカストの鋳造欠陥・不良及び対策事例集（日本鋳造工学会），（2000）
- 10) K.Anzai, H.Niiyama: IMONO, **57**(1985)600
- 11) J.E.Welch, et al.: LA-3425(1966)

- 12) A.A.Amsden, et al.: LA-4370 (1970)
- 13) B.D.Nichols, et al.: LA-8355 (1980)
- 14) I.Ohnaka, K.Kobayashi: Trans.ISIJ,**26**(1986)781
- 15) K.Anzai,T.Uchida,K.Kataoka:IMONO,**60**(1988)763
- 16) K.Kubo and M.Fukuhira: Numerical Simulation of Casting Solidification in Automotive Applications, ed.by C.Kim and C-W.Kim,TMS,(1991)149
- 17) S.Kano, S.Ohtsuka, Y.Nagasaka and S.Kiguchi: 121st Grand Lecture of Japan Foundrymen's Society,(1992)51
- 18) Z.A.Xu and F.Mampaey:Modeling of Casting Welding and Advanced Solidification Processes VIII, ed.by B.G. Thomas and C.Beckermann,TMS,(1998)45
- 19) Ch.Sztur, S.Guy and C.Rigaaut:Fonderie Fondateur D'aujourd'hui,**157** (1996)21
- 20) Y.Ohtsuka,T.Ono,K.Mizuno and N.Matsubara:IMONO,**60**(1988)757
- 21) K.Anzai,T.Uchida and K.Kataoka:IMONO,**60**(1988)763
- 22) K.Anzai,T.Uchida and K.Kataoka:IMONO,**62**(1990)174
- 23) S.Hirabayashi: Proceedings of Japan Die Casting Congress,(1992-11)83
- 24) A.Kimatsuka,I.Ohnaka,J.D.Zhu,T.Ohmichi:J.JFS,**76**(2004)374
- 25) G.P.Backer and F.J.Sant:Numerical Simulation of Casting Solidification in Automotive Applications, ed.by C.Kim and C-W.Kim,TMS,(1991)149
- 26) T.Maru,C-Z.Wang and H.Nomura:121st Grand Lecture of Japan Foundrymen's Society,(1992)55
- 27) Y.Sako,I.Ohnaka,J.D.Zhu,H.Yasuda:J.JFS,**74**(2002)235
- 28) M.C.Flemings: Solidification Processing, (McGrow-Hill) (1974)
- 29) T.Sakuragi:J.JFS,**76**(2004)562
- 30) (財) 素形材センター編：湯流れ可視化計測技術とコンピュータシミュレーション (1994)

第2章 板状鋳物の湯流れおよび流動停止の数値予測

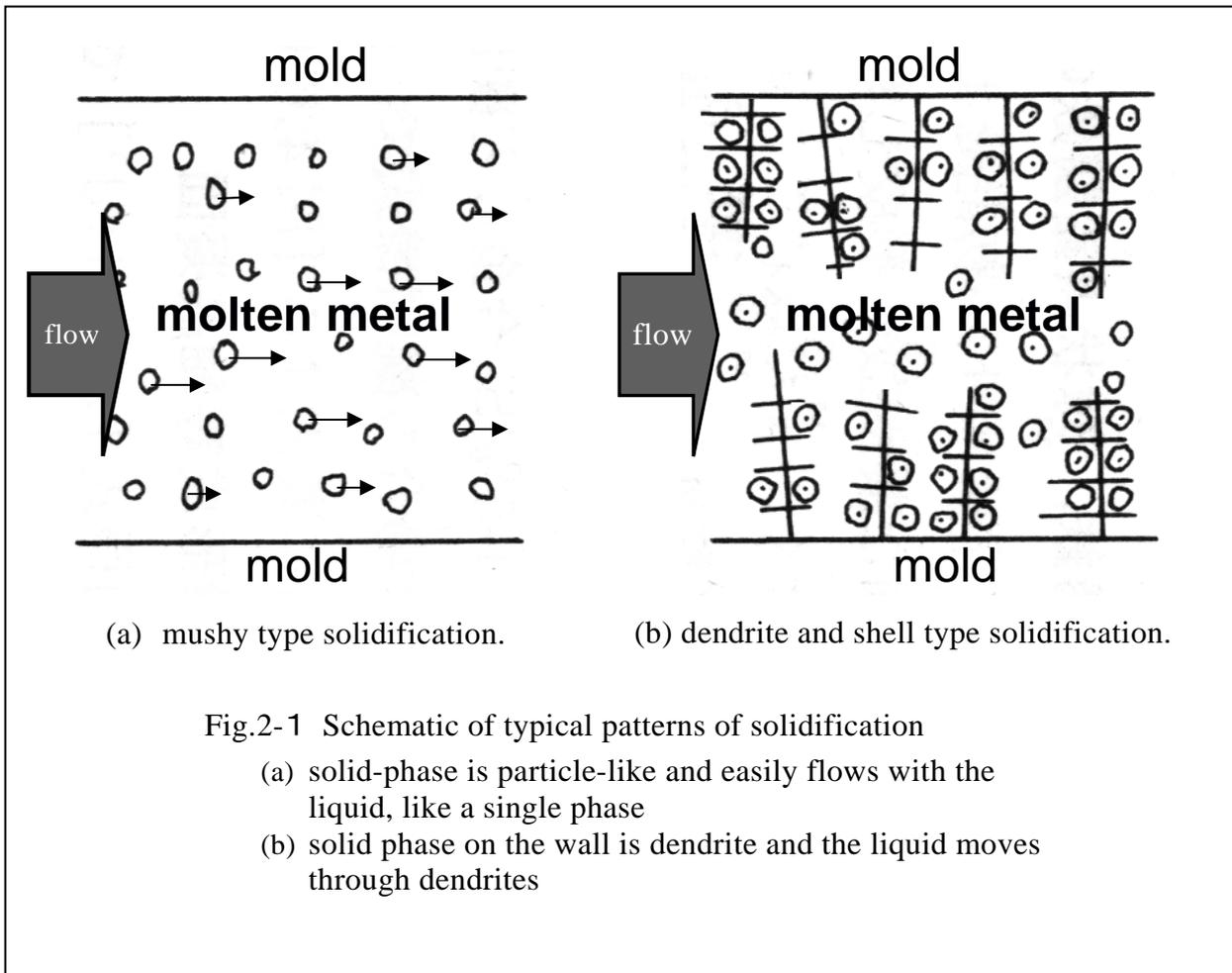
2. 1. 緒言

湯流れに起因する代表的な欠陥の一つに湯回り不良があげられるが、鋳物の薄肉化にあたってはいかに湯回りを確保し湯回り不良が発生しない方案を設計するかが問題となる。湯回り不良の主要因としては、背圧の発生および溶湯温度低下の2つが考えられる。前者については、背圧を考慮した数値解析法の開発が行われている^{1)~7)}。一方、流動中の温度低下に関しては、固相の晶出による溶湯の見かけ粘性の上昇、あるいは流路の閉鎖により流動停止に至ることが知られている⁸⁾。このような場合の湯流れ解析では、溶湯粘性の変化を考慮する必要がある。Xuら⁹⁾は、Al-10mass%Si合金（以下%はmass%を示す）を用いて流動停止時の流動長を実験と解析で比較し、湯回り不良予測の可能性を検討している。しかし、流動中の粘性の取り扱い、および流動停止の条件については不明瞭である。Szturら¹⁰⁾は、Al-8%Si-3%Cu合金の溶湯粘性を固相率に応じて3段階に変化させ解析を行い実験と比較している。しかしながら、流動停止の固相率（流動限界固相率）は0.1と小さく、粘性の取り扱い、あるいは計算手法に問題があると考えられる。また、大塚ら⁴⁾はダイカスト製品の湯回り不良予測を行っている。彼らは見かけの粘性を液相率の関数として解析を行っているが、見かけ粘性の取り扱いおよび流動限界固相率などの流動停止条件については十分な考察が行われていない。

固液共存状態の流れについては、固相間を液相が流れる場合、および固相と液相が同時に流動する場合に大別できる。前者としてはデンドライト間での液相の流れがこれに相当するが、この場合はダルシー流れとして混合相中の液相の透過率を考慮することにより解析が可能であると考えられる。一方、Al-5%Si合金、Al-4%Cu合金等の比較的凝固範囲の広い合金では固相が等軸晶として晶出し易く（マッシー凝固タイプの合金）¹¹⁾、固相は液相とともに容易に移動すると考えられる（Fig.2.1）。すなわちこれらの合金は後者の場合に相当し、溶湯の粘性は固液混合溶液の見かけの粘性により取り扱えると考えられる。

そこで本章では、湯流れ中に晶出した固相は液相とともに移動すると仮定し固相率の関数として見かけの粘性を求め、さらに流動停止の評価を加えることにより、凝固を伴う湯流れ状態および湯回り不良の予測を行う方法について検討する。また、JIS AC4C合金（Al-7%Si-0.3%Mg）板状鋳物を用い流動停止時の流動長を測定し、解析結果と比較検討する。さらに、鋳物と同じサイズのアクリル樹脂製水モデル装置により、ガスの巻き込みとその移動状況を観察する。最後に、開発した欠陥予測法を砂型重力鋳造法で製造されているア

ルミニウム製品へ応用する。



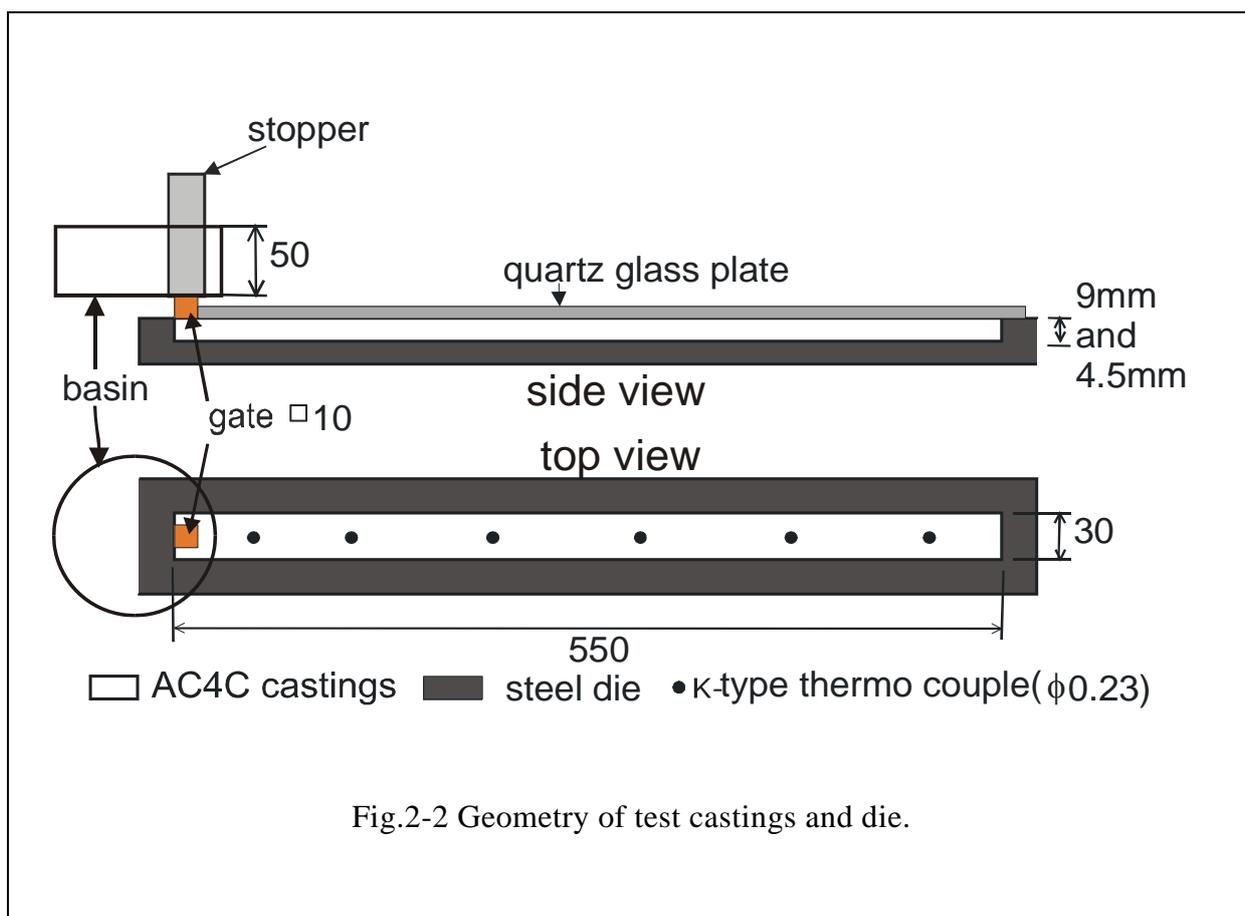
2. 2. 板状鋳物の鋳造実験方法

Fig.2-2 に実験に用いた板状鋳物およびその鋳型形状を示す。鋳物寸法は長さ 550mm、巾 30mm で、厚さは 9mm と 4.5mm の 2 種類を準備した。鋳型は炭素鋼製金型であり、また金型上部は湯流れ観察のために石英ガラスを用いた。この石英ガラスを通し、ビデオカメラにより湯流れ状態を観察、記録した。鋳造合金は市販の AC4C 合金を用いた。湯口上部に設けた取り鍋に 50mm の高さまで溶湯を注入し、目標鋳込み温度に達した時点でストッパーを上昇させ鋳造を行った。注湯温度は 923K, 943K, 973K, 1003K および 1023K の 5 種類とした。なお、金型温度は室温とし、さらに背圧の影響を除くために湯口と反対側の端部を開放して鋳造を行った。

溶湯と鋳型間の熱伝達係数が湯回り不良予測に大きく影響を及ぼす。そこで、まず Fig.2-2 に示した 6ヶ所に直径 0.23mm の K 型熱電対を設置して、流動中の溶湯温度の測定を行った。次に熱伝達係数を数種類に変えて湯流れ解析を行い、解析による流動中の溶湯温度と測定値とを比較することで、計算に用いる熱伝達係数を決定した。なお、流動が停止しないように、温度測定は鋳込み温度 1023K、鋳型温度約 423K の条件で行った。

流れの先端付近の状態を調べるために、流動停止した試料の湯先部分のマクロ組織及びミクロ組織を観察した。またアクリル樹脂製水モデル装置により、湯口直下のガスの巻き込みの状態および気泡、粒子の移動について調べた。水モデル装置は板状鋳物と同じサイズとし、側面と上面からビデオカメラで流れの状態を観察した。流体はグリセリン水溶液を用い、グリセリンの濃度を 0% から 100% まで変えることで流体の粘性を調整した。

さらに、提案した欠陥予測法を砂型重力鋳造法で製造されているアルミニウム鋳物に応用し、欠陥予測の可能性について検討した。



2. 3. 数値予測法

湯流れ計算は、直接差分法^{11,12)}により開発された湯流れ解析コードを改善して実施した¹²⁻¹⁵⁾。

2. 3. 1. 固液共存溶湯の見かけ粘性の取り扱い

Al-Cu, Al-Si 系合金はマッシー凝固形態の合金であることが知られている。このような合金では固相は容易に液相と共に移動し、その粘性は単一液体の見かけの粘性として取り扱いが可能であると考えられる。すなわち AC4C 合金はマッシー凝固形態に分類できることから、次の仮定が成立するものとして解析を行った。

- ① 固相は液相とともに流動する。
- ② 溶湯の粘性は固液混合液体の見かけの粘性として扱える。

また、流れは層流でニュートン流体を仮定した。

粒子混合溶液の見かけの粘性については、粒子形状および粒子間距離の影響を考慮した森ら¹⁷⁾の理論式が実験とよく一致することが知られている¹⁷⁻¹⁹⁾。また、合金の見かけ粘性については、森らの式をもとにせん断ひずみ速度および冷却速度の依存を考慮した検討が行われており、固液共存溶湯の見かけの粘性式として森らの理論式が有効であることが知られている¹⁹⁻²²⁾。ここでは粘性は固相率のみに依存し、せん断ひずみ速度および冷却速度には依存しないものと仮定し、式(2-1)に示す森らの式を用いて固液混合溶湯の見かけの粘性を求めた。

$$\mu_s = \mu_0 \left(1 + \frac{k}{1/f_s - 1/f_{sc}} \right) \quad (2-1)$$
$$k = \frac{\bar{d} S_f}{2}$$

ここで μ_s : 固液混合液体の粘性、 μ_0 : 液相の粘性、 f_s : 固相率、 f_{sc} : 流動限界固相率、 k : 形状係数、 \bar{d} : 混合粒子平均直径、 S_f : 混合粒子の比表面積。

混合粒子が球状均一粒径の場合、 f_{sc} の理論値は粒子の最稠密充填時の固相率 $\pi/6$ (≈ 0.52) であることから、 $f_{sc}=0.52$ として計算を行った。Fig.2-3 に、形状係数 $k=150$ として計算を行った場合の見かけの粘性と固相率の関係を、Spencer²⁰⁾らによる Pb-15%Sn 合金の見かけの粘性の測定結果と比較して示す。Pb-Sn 合金は代表的な共晶合金であるが、

Pb-15%Sn の組成においては固液共存温度域が広く、典型的なマッシー凝固合金である。また Loue²¹⁾らは Al-7Si-0.3Mg 合金 (AC4C) についてせん断速度と見かけの粘性と固相率の関係を調べている。Fig.2-4 に Loue らの測定結果と式 (2-1) により形状計数 k を変化させて求めた見かけ粘性を比較して示す。いずれも計算値と測定値はよく一致している。

なお、式(2-1)は $f_s=f_{sc}$ で発散するため本研究では $\mu \geq 2000 \mu_0$ では $2000 \mu_0$ 一定として計算を行った。

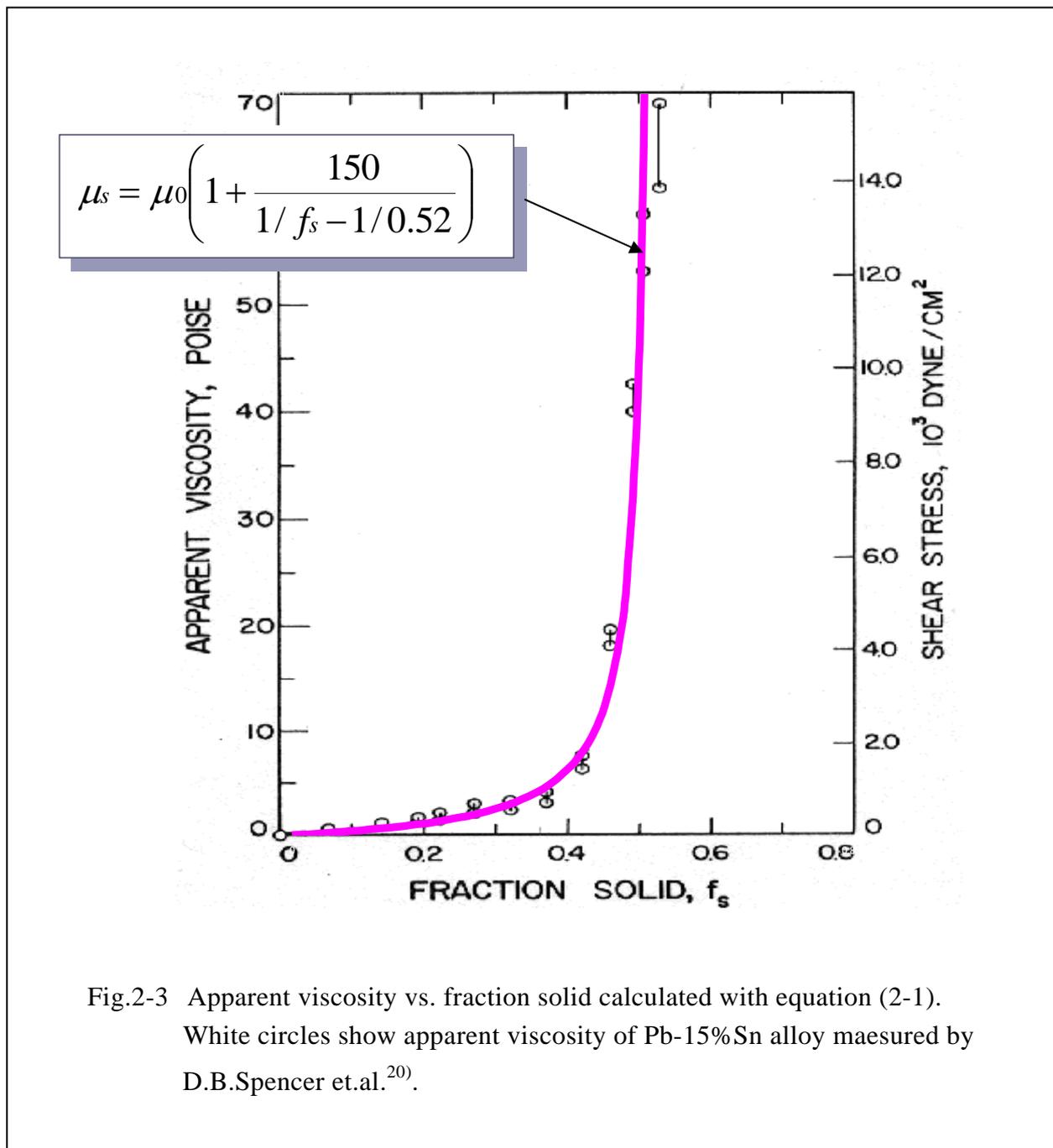


Fig.2-3 Apparent viscosity vs. fraction solid calculated with equation (2-1).
White circles show apparent viscosity of Pb-15%Sn alloy measured by D.B.Spencer et.al.²⁰⁾.

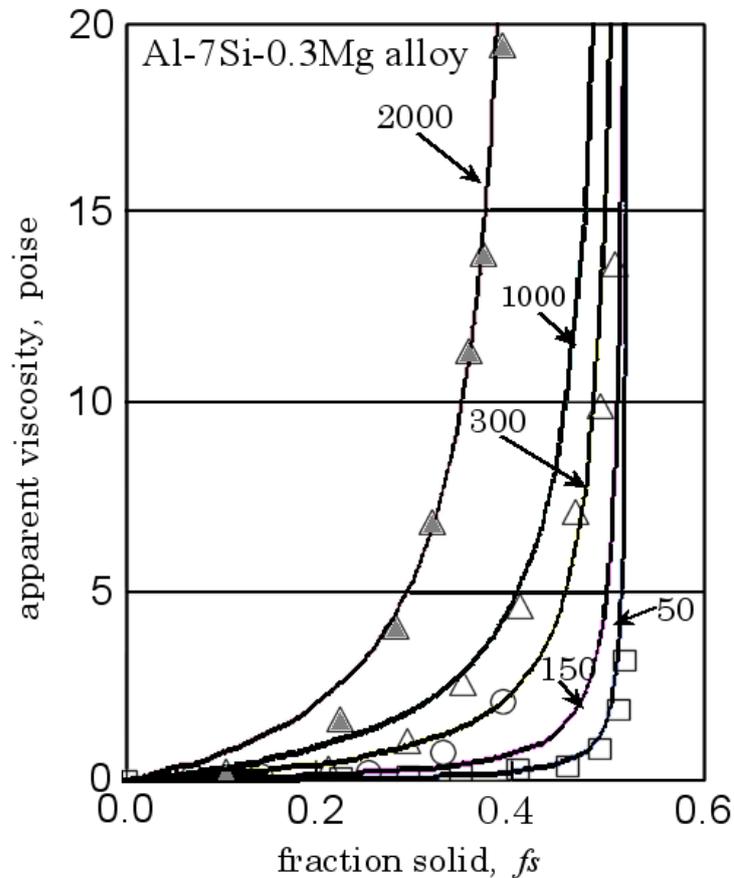


Fig.2-4 Effect of shape factor, k , on apparent viscosity curve.
 Solid lines: calculated results, numbers: value of k .
 ▲、△、○、□: viscosity changes of Al-7Si-0.3Mg alloy shared at $27s^{-1}$, $54s^{-1}$, $108s^{-1}$, $216s^{-1}$, respectively, measured by WR.Loue et.al.²⁰⁾.

2. 3. 2 運動量保存則

i 番目の面を中心とするスタッガード要素に関する運動量保存則を式(2-2)に示す。

$$(\rho V)_i \frac{\mathbf{u}_i^{n+1} - \mathbf{u}_i^n}{\Delta t} = \mathbf{M}_{ci} + \mathbf{M}_{vi} + \mathbf{M}_{pi} + \mathbf{M}_{gi} \quad (2-2)$$

ここで ρ : 密度、 V : スタッガード要素体積、 \mathbf{u} : 速度、 n : タイムステップ数、 Δt : タイムステップ。また右辺の各項はそれぞれ対流項、粘性項、圧力項および重力項である。

粘性項 \mathbf{M}_{vi} は次式(2-3)で与えられる。

$$\mathbf{M}_{vi} = \sum_j \frac{(\mathbf{u}_j - \mathbf{u}_i)}{\Delta x_{ij}} \bar{\mu}_{ij} S_{ij} \quad (2-3)$$

ここで $\bar{\mu}_{ij}$: 平均の粘性、 S : 面積、 Δx : 面間距離。また式(2-2)、(2-3)における添え字 i は面番号または i 番目の面を中心としたスタッガード要素番号、 j は面 i に隣接する面の面番号を示す。なお、その他の計算式の詳細については文献(13)、(14)を参照されたい。

2. 3. 3. 質量保存則

要素 i に関する質量保存則を式(2-4)に示す¹⁴⁾。

$$\sum (\mathbf{n} S \bar{f}_L \bar{\beta}_S \mathbf{u})_j \Delta t = (\beta_{vi}^{n+1} - \beta_{vi}^n) V_i \quad (2-4)$$

\mathbf{n} : 面の法線ベクトル (流入が正)、 f_L : 液相率、 β_S : 面充満率、 β_V : 体積充満率、 \bar{f}_L 、 $\bar{\beta}_S$ は上流側の値、また添え字は i : 要素番号、 j : 要素 i の構成面の面番号を示す。

3. 3. 4. 熱エネルギー保存則

要素 i に関する熱エネルギー保存式を式(2-5)に示す¹⁵⁾。

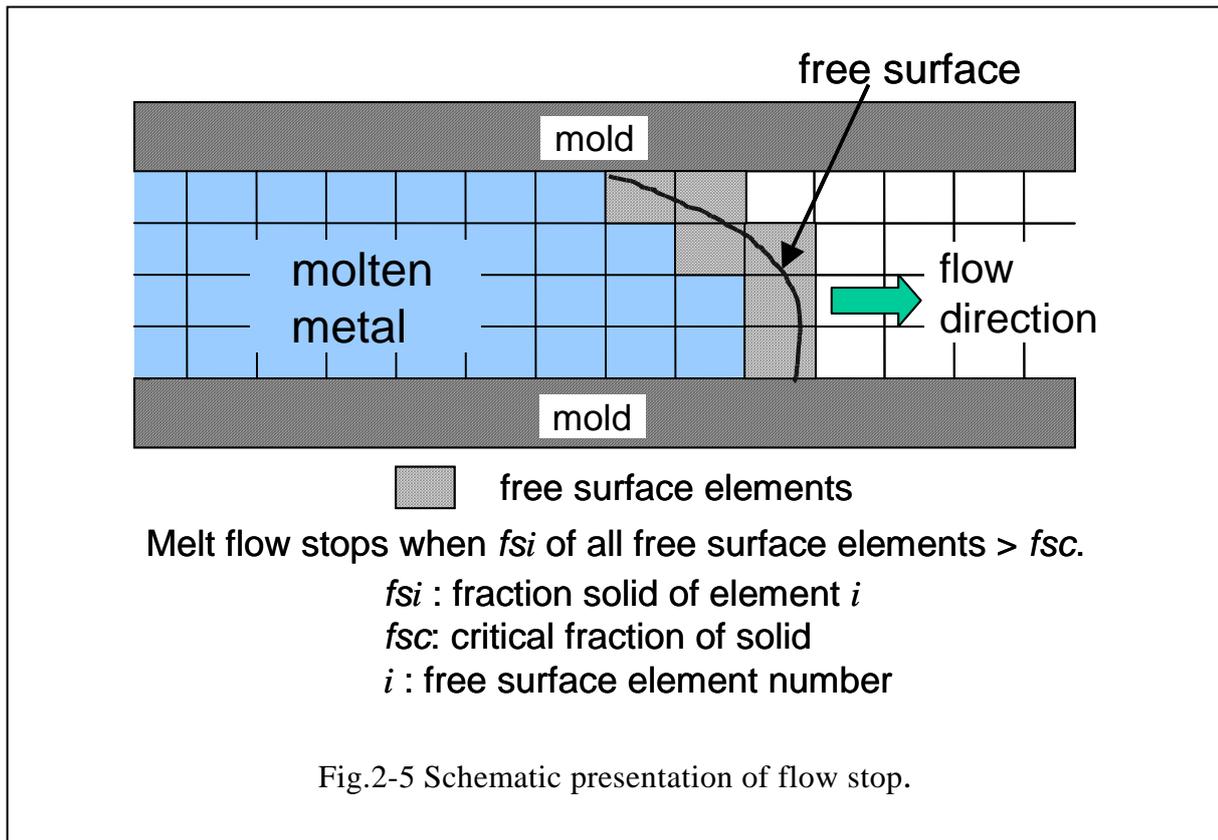
$$\begin{aligned} (\rho C_p V \beta_V)_{ci} \frac{\Delta T_{ci}}{\Delta t} = & \sum_{c \rightarrow c} \beta_S S_{ij} \lambda_c \frac{T_{ci}^B - T_{ci}^B}{d_{ij}} + \sum_{c \rightarrow c} (\mathbf{n} \rho C_p \bar{\beta}_S \mathbf{u})_{ij} (\bar{T}_{ci}^B - T_{ci}^B) + \\ & \sum_{m \rightarrow c} (\beta_S S)_{ij} \frac{T_{mj}^B - T_{ci}^B}{R_{ij}} + \sum_{a \rightarrow c} h_{ac} \beta_S S_{ij} (T_a - T_{ci}^B) + \frac{\Delta(\rho \Delta H V \beta_V f_S)_{ci}}{\Delta t} \end{aligned} \quad (2-5)$$

ここで C_p : 比熱、 ΔH : 凝固潜熱、 R : 複合熱抵抗、 d_{ij} : 要素 i 、 j 間の距離を示す。また添え字は i : 要素番号、 j : 要素 i の隣接要素番号または要素 i の構成面番号、 c : 鋳物、 m : 鋳型、 a : 外気、 B : タイムステップ前の値を示す。

右辺の各項は左より熱伝導項、対流項、鋳型との熱伝達項、外気との熱伝達項、潜熱項である。固相率は温度回復法¹⁵⁾を用いて計算した。式(2-5)と2元系合金におけるシャイルの式¹¹⁾とを連立させることにより温度と固相率を求めた。

2. 3. 4. 流動停止の取り扱い

流動停止の判定については、自由表面を構成するすべての要素の固相率を調べ、これらの要素の固相率がすべて f_{sc} を越えた場合に流動は停止し、湯回り不良が発生したと判断して計算を終了するようにプログラムを作成した (Fig.2-5 参照)。



2. 3. 5. 鋳物—鋳型間の熱伝達係数の評価

解析に先立ち鋳物—鋳型間の熱伝達係数評価を行った結果を Fig.2-6 に示す。湯流れ中の溶湯温度は熱伝達係数 $h=8400 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ での計算結果と比較的よく一致した。この熱伝達係数の値は金型では妥当な値であることから²³⁾、以降の数値計算ではすべて $h=8400 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ として計算を行った。

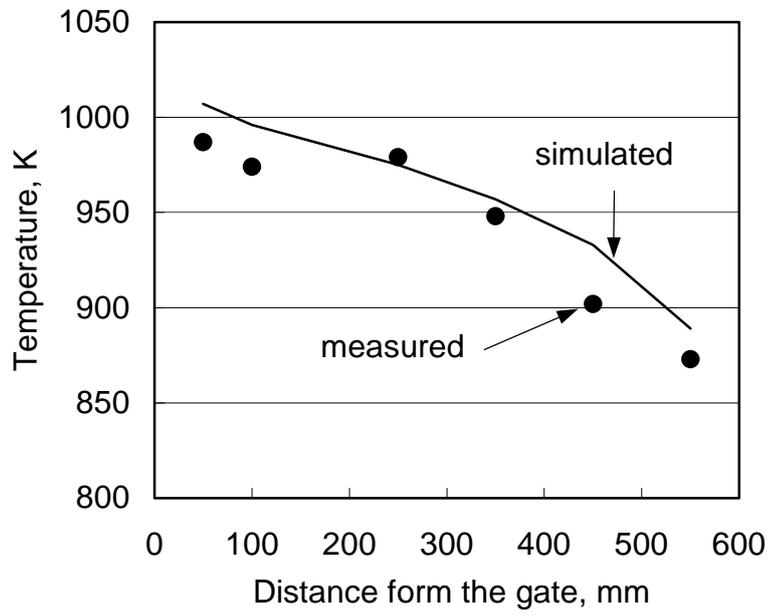


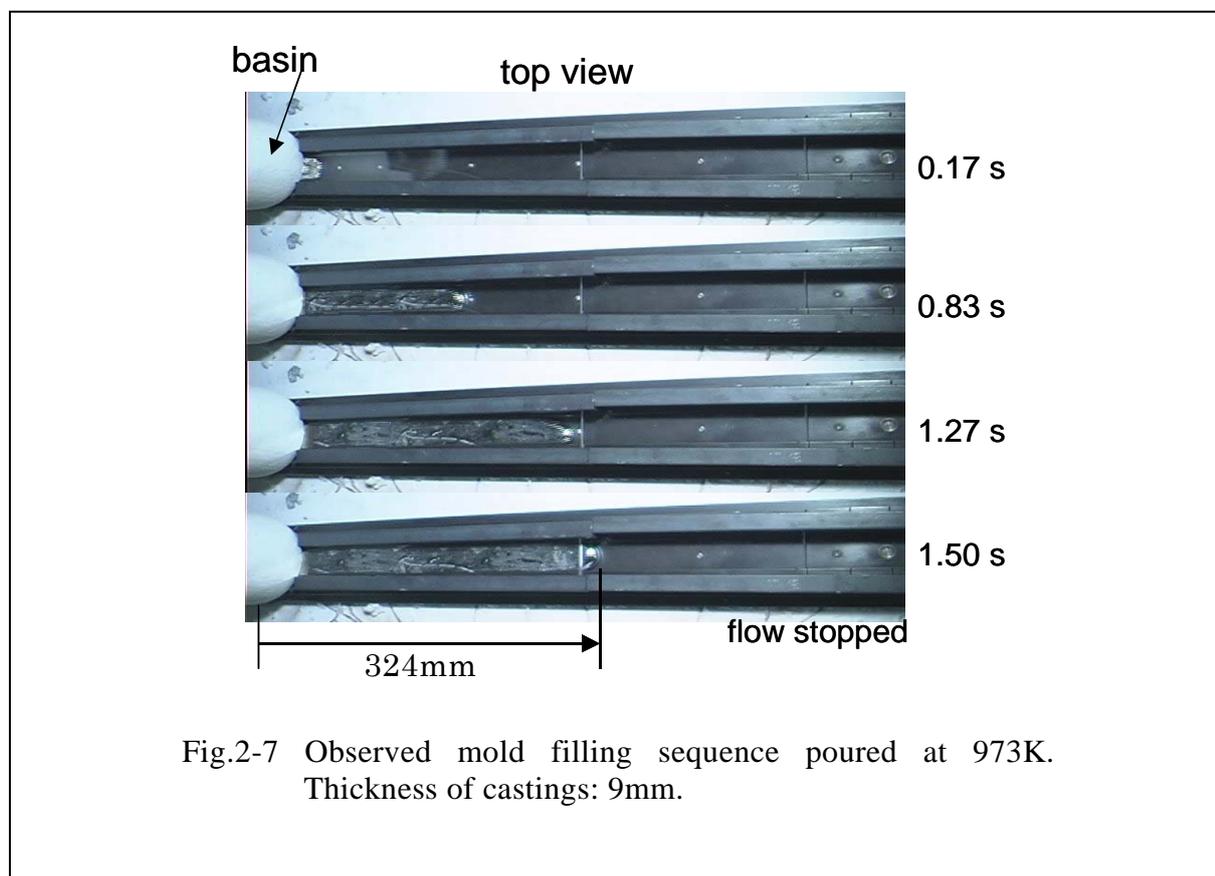
Fig.2-6 Variation of molten metal temperature during mold filling. Closed circles show measured results and solid line shows simulated result with $h=8400\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$.

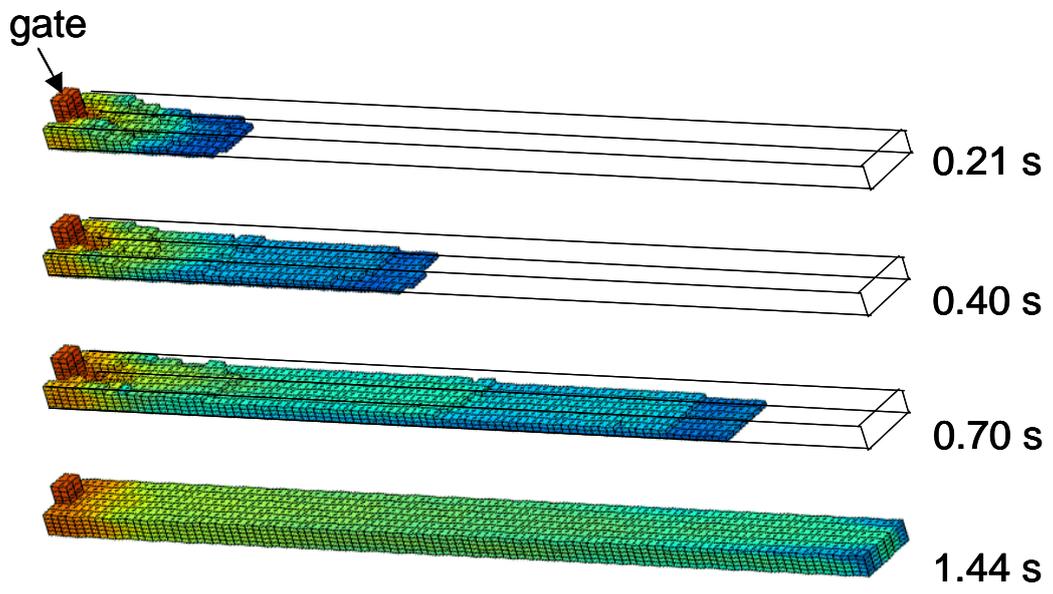
2. 4. 結果および考察

2. 4. 1. 粘性変化を考慮した湯流れ解析結果

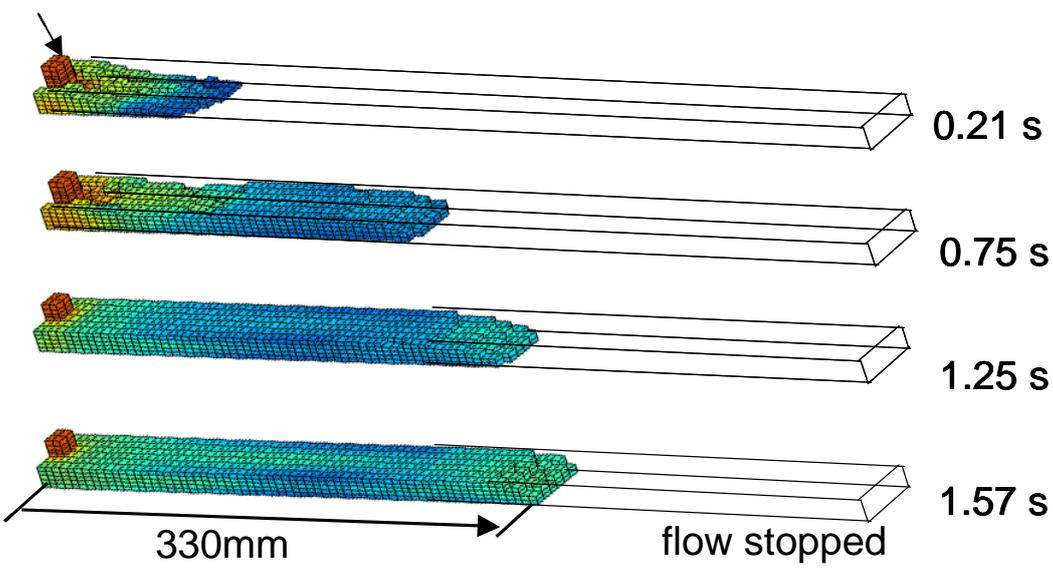
Fig.2-7 に鑄込み温度 973K, 肉厚 9mm の板状鑄物の湯流れ状態を示す。この実験では鑄込み後 1.50s 後に湯流れが停止し、このときの流動長は 324mm であった。

Fig.2-8 に、鑄込み温度 973K, 肉厚 9mm で溶湯粘性を一定とした場合(a)、および粘性を変化させた場合(b)の湯流れ解析結果を示す。鑄込み 0.21s 後の時点では、両者の流れに相違は認められない。しかし、0.4s 以降は溶湯温度が液相線以下になり溶湯粘性が増加することにより、両者の湯流れ状態は大きく異なった。すなわち、(a)では粘性変化を考慮していないために流れは停止することなく 1.44s 後に溶湯は鑄型を満すが、(b)では粘性変化により流速が低下し 1.57s 後に湯流れが停止した。この時の流動長は 330mm であった。以上のことから、凝固を伴う湯流れ状態を数値解析により求めるには、粘性一定のニュートン流体モデルでは困難であること、また粘性可変（固相率依存）のニュートン流体モデルではある程度可能であると言える。





(a) constant viscosity model



(b) variable viscosity model

Fig.2-8 Comparison of simulated mold filling of constant viscosity model with variable viscosity model. Pouring temp.: 973K and thickness of castings: 9mm.

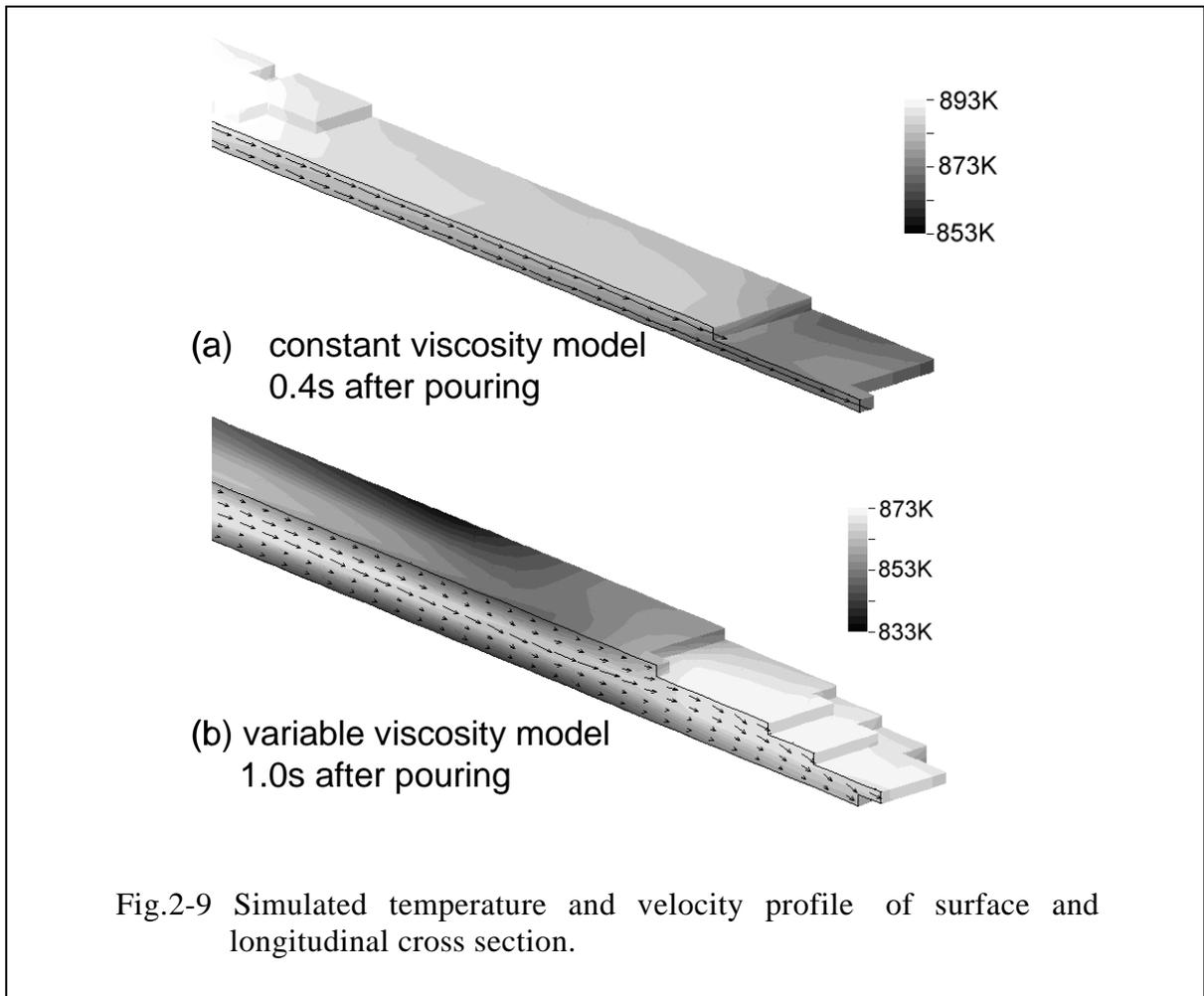
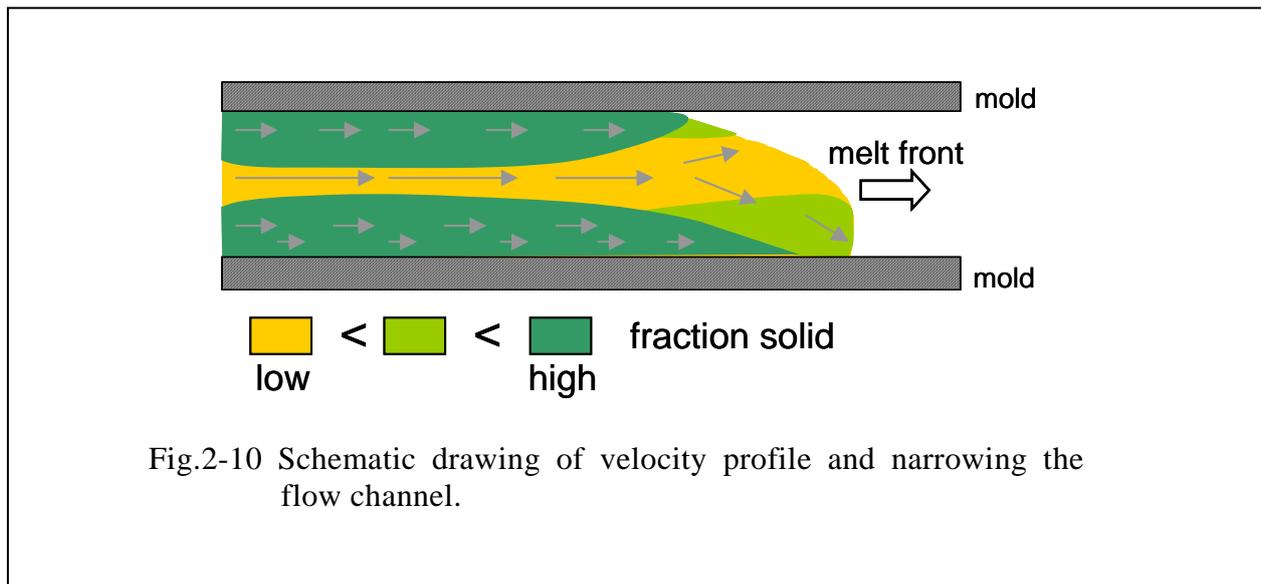


Fig.2-9 に流れの前方部分における流速と温度分布について、粘性一定の場合(a)と粘性変化を考慮した場合(b)の比較を示す。溶湯温度は、(a)では流れの先端部が低いのに対して、(b)では湯先よりもやや後方部が低く、両者で温度分布は大きく異なった。流速については、(a)では先端に向かって若干大きくなる程度であるのに対して、(b)では流速は低温部の厚さ方向中央部で大きく、その前方の自由表面部で減少した。Fig.2-10 に湯流れ中の速度分布について模式的に示す。壁面付近の溶湯温度が低下し、この部分の粘性が高くなることで有効な流路面積が減少する。その結果、中央部の流速が周囲より大きくなる。しかし、先端部付近では溶湯は放射状に広がり、先端部の流速は減少する。一方、中央部を通過した高温の溶湯は先端部に到達するが、流路の減少⁸⁾および先端部の流速低下により先端部の温度が低下し、流動停止に至ったと考えられる。このことから自由表面要素の固相率を流動停止の判断基準としているが、湯先よりも後方において流路が閉鎖される場合についても、流動停止の評価が可能であると考えられる。



次に、肉厚 4.5mm と 9mm の鋳物を各種温度で鋳込んだ結果を Fig.2-11(a)(b)に示す。鋳込み温度が高くなるに従い流動長さは増加し、また肉厚の増加によっても流動長さは増加した。Fig.2-12 に鋳込み温度と流動長さの関係について実験結果と湯流れ解析の結果を示す。ばらつきはあるが肉厚 9mm および 4.5mm のいずれの鋳物においても、その流動長は鋳込み温度の増加に対してほぼ直線的に増加する。一方、解析結果においても実験結果と同様に流動長さは鋳込み温度の増加に対して直線的に増加しており、実験結果と解析結果はよく一致している。

2. 4. 2. 流動長さに及ぼす各種パラメータの影響

計算による流動長は流動限界固相率 f_{sc} および形状係数 k により変化すると考えられるため、これらの流動長に及ぼす影響について調べた。Fig.2-13 に計算流動長に及ぼす f_{sc} の影響について示す。流動限界固相率の増加に伴い流動長はほぼ直線的に増加し、その変化は比較的大きい。マッシー凝固タイプ合金として Pb-Sn 合金²⁰⁾、Al-Si 合金²¹⁾、Al-Cu 合金¹⁹⁾²²⁾²⁴⁾ および鋳鉄²⁴⁾²⁵⁾などの溶湯の見かけ粘性が測定されている。Pb-15%Sn 合金の粘性データ²¹⁾に式(2-1)を適用したところ、 $f_{sc}=0.52$ 、 $k=150$ で実験結果とよく一致した。Al-7%Si-0.3%Mg 合金²²⁾、Al-4.5%Cu-1.5%Mg²³⁾合金の流動限界固相率は約 0.5 で理論値 0.52 に近い値であることが報告されている。つぎに、Fig.2-14 計算流動長に及ぼす形状係数 k の影響を示す。形状係数 150 以上では流動長は形状係数の増加に従い減少するが、形状係数 150 以下では流動長さはほぼ一定であり、形状係数の流動長への影響は f_{sc} の場合に比べて小さ

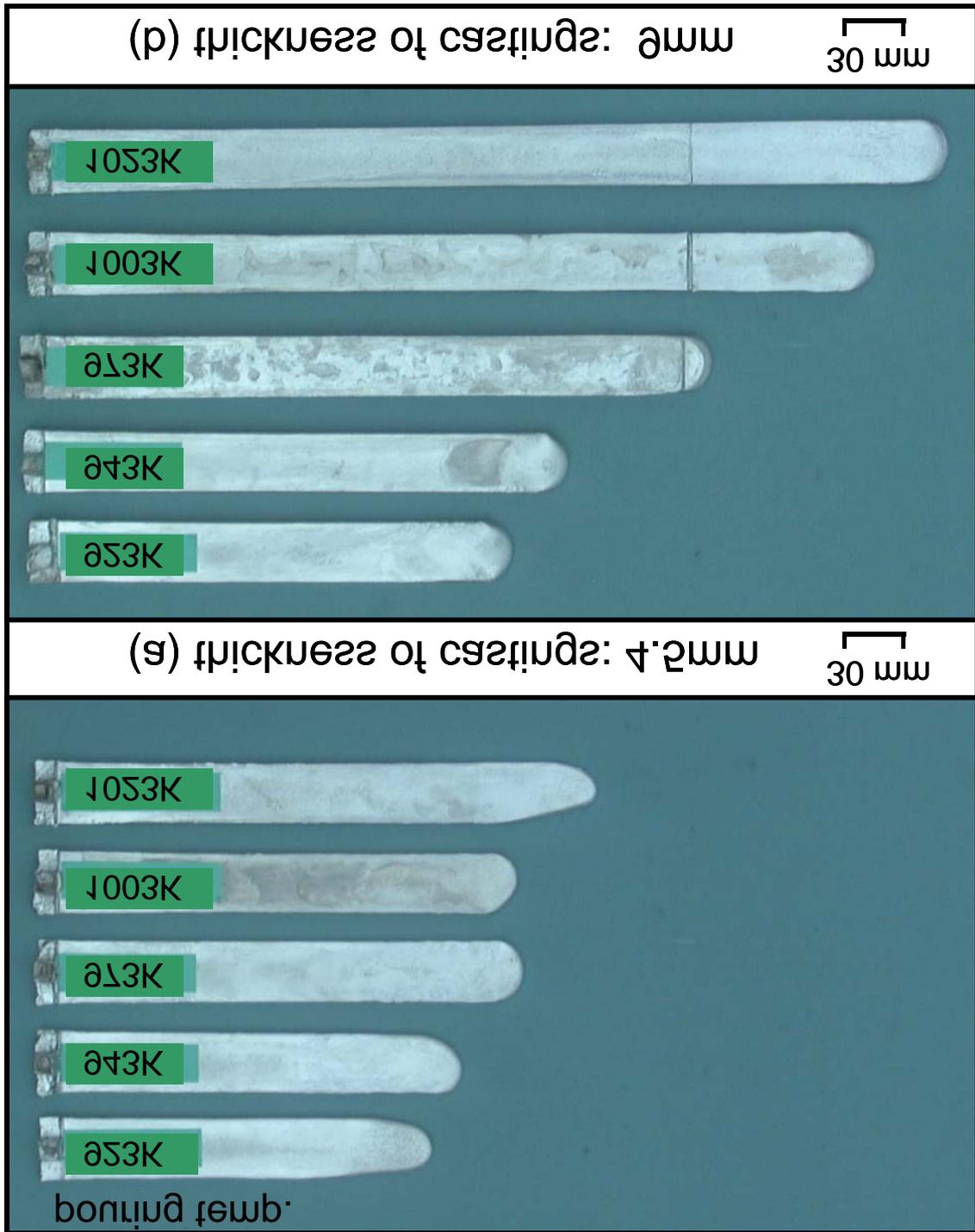


Fig.2-11 Effects of pouring temperature and thickness on flow length.

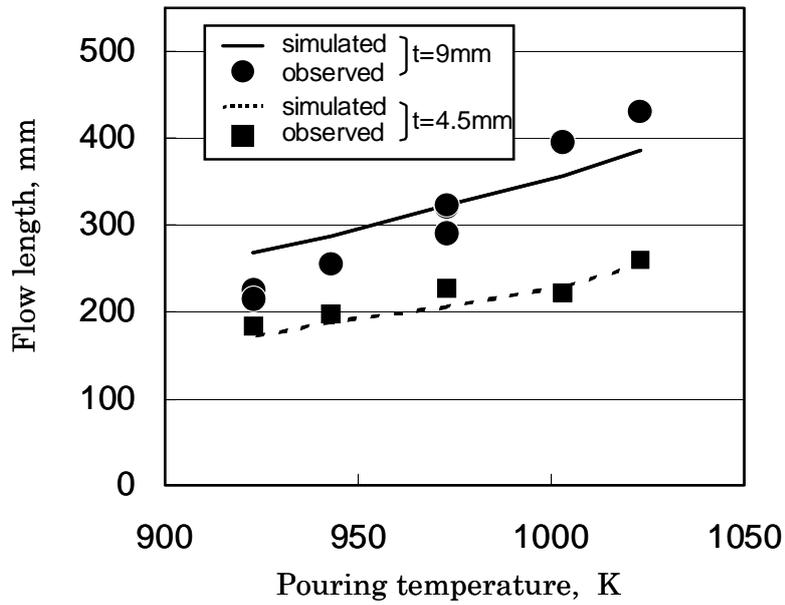


Fig.2-12 Comparison of experimental and simulated flow length.

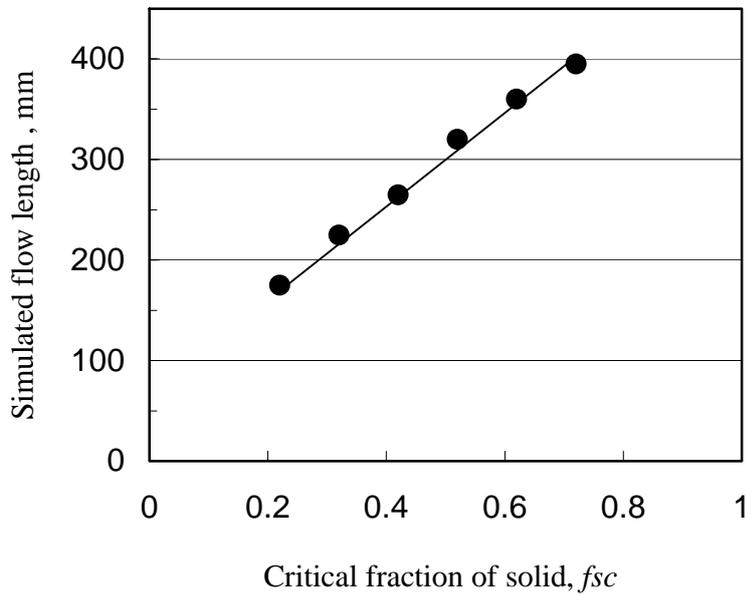


Fig.2-13 Effect of critical fraction of solid, f_{sc} , on simulated flow length.
Thickness of castings: 9mm and pouring temp.: 973K.

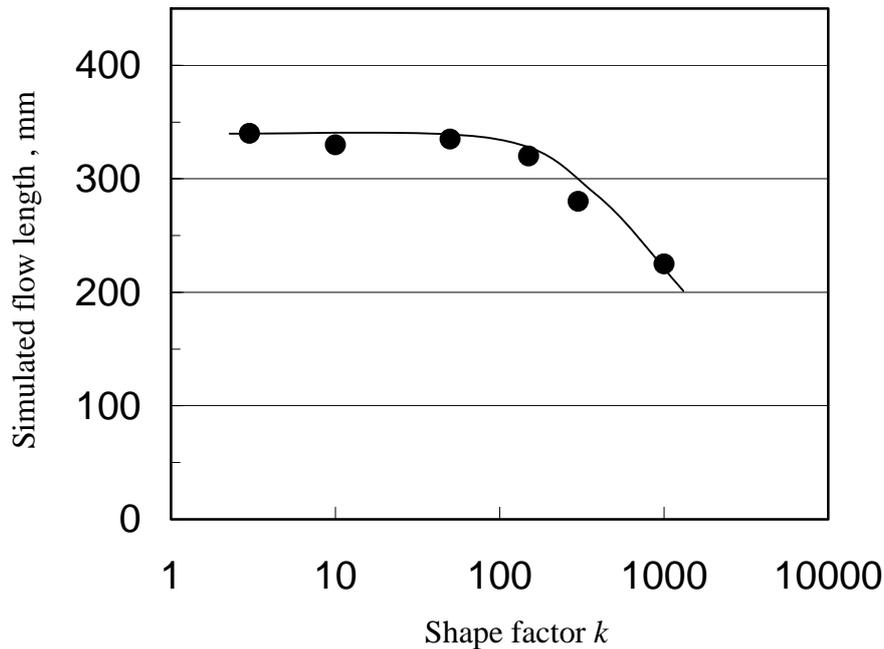


Fig.2-14 Effect of shape factor of particle, k , on simulated flow length. Thickness of castings: 9mm and pouring temp.: 973K.

い。一方、平居らは Al-10%Cu 合金の形状係数を測定しており¹⁹⁾、その係数値は数十程度である。また、各種の合金粘性データに式(2-1)を適用し k を評価したところ、Pb-15%Sn 合金²⁰⁾ の場合は 150 であった。また Al-7%Si-0.3%Mg 合金²¹⁾ では、せん断ひずみ速度が比較的高速の場合の測定結果とは $k=50\sim 500$ の範囲で一致した。これらの値と比較して、用いた流動限界固相率、形状係数は適切な値であると考えられ、その結果実験結果と解析結果が比較的良好一致したものと考えられる。

以上のことから、適切な流動限界固相率、形状係数を選定することにより、凝固を伴う流れのシミュレーションへの本手法の適用が有効であると考えられる。見かけ粘性はせん断ひずみ速度に影響され、例えば Fig.2-4 で $27s^{-1}$ のせん断ひずみ速度が小さい場合、低固相率で式(2-1)のプロットと測定値との差が大きくなっているが、今後せん断速度の依存性を考慮することで、解析精度の向上が可能と考えられる。

2. 4. 3. 流動停止部の組織

Fig.2-15 に流動停止した湯先付近のマクロ組織を示す。程度に差は認められるが、湯先に相当する先端部分（左端）にピンホールが集中する傾向が認められる。Fig.2-16 にマイクロ組織を示す。Fig.2-16(a)、(b)は、それぞれ Fig.2-15(a)の P1,P2 で示した場所のマイクロ組織である。P1 は先端部に近く、一方 P2 は先端部から少し離れ位置である。P1 では、マクロ組織に見られたピンホールが認められる。また P2 に比べると初晶 α 相が多く Si 相が少ない。EDX 分析により Si 濃度を調べたところ、P2 付近は 7.2wt%であったが、湯先付近では Si 濃度が 5.5wt%程度に減少する傾向が認められた。このような興味深い観察結果を説明するために下記の実験を行った。

2. 4. 4. 水モデルによる流れの観察

透明アクリルを用いた水モデル実験結果を Fig.2-17 に示す。湯口底の堰の前方で、流体がガスを巻き込みながら流入している状態が認められる。巻き込まれたガスの内、大きな気泡は浮力が大きいため堰から近い所で鑄物上部に浮上し、消滅する。一方、小さな気泡はより流れの前方まで運ばれる様子が観察された。

Fig.2-18 は、アルミニウムの湯流れ状態を上部より観察した結果を示している。白い○で示した個所でガス気泡が鑄物表面に浮上する様子が観察される。すなわち、水モデルの場合と同様に、実際の鑄物においても堰を通過した溶湯がガスを巻き込みながら流入し、巻き込まれたガスの内大きな気泡は鑄物表面から大気中に放出されたと考えられる。

Fig.2-19 は、水モデルで観察された着色剤の粒子の移動の様子を示す。粒子は湯先の方向に移動しており、粒子の流速は湯先の速度よりも速い。これは、湯先部分では溶湯が上下左右に放射状に広がるためである。Fig.2-16 および Fig.2-19 の結果は、Fig.2-17 で巻き込まれた微細なガス気泡が湯先先端に運ばれる可能性を示しているといえる。また Fig.2-10 に示した板状鑄物の湯流れ解析の結果からも、湯先部よりも中央部の流れが速くなることが示されている。本研究における湯流れ解析では表面張力あるいは固相の移動を考慮していないが、気泡あるいは粒子が湯先の移動速度よりも速い速度で移動することを説明できるものと考えられる。Flemings⁸⁾は“Fine grains are carried along with the tip of the flowing stream, and flow stoppage can be by formation of sufficient solid at the tip.”と推定している。すなわち気泡だけではなく流動中に晶出した初晶 α が湯先に移動し、 α 相の増加—すなわち Si 濃度の減少を招くと考えられる。また Si 濃度の減少により液相線温度が上昇し、このことは湯回り不良欠陥の発生に影響をおよぼすと考えられる。

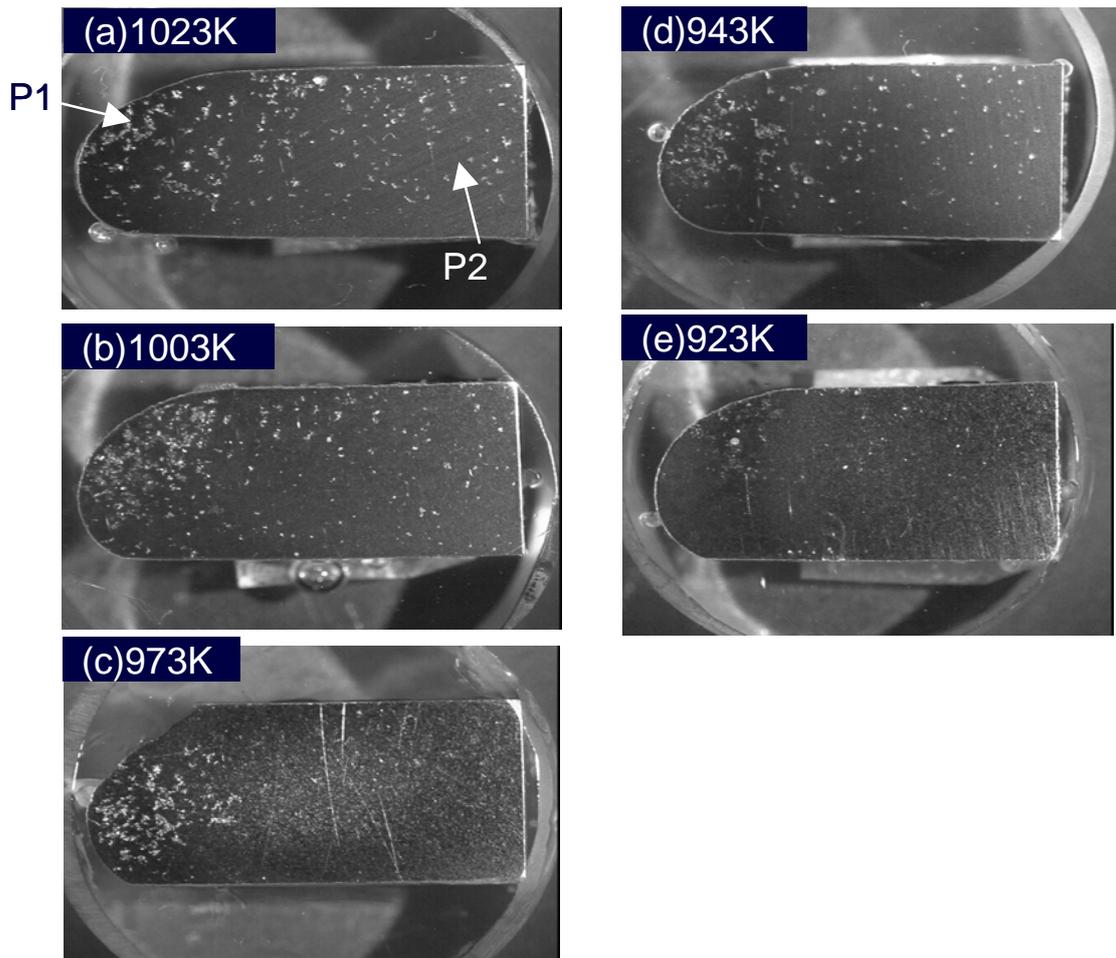


Fig.2-15 Macrostructures around the melt front for various pouring temperature.

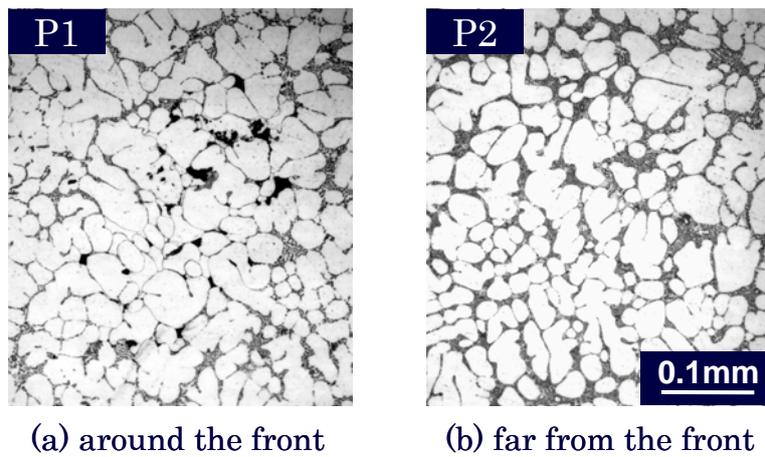


Fig.2-16 Microstructures at P1 and P2 indicated in Fig.2-15(a)

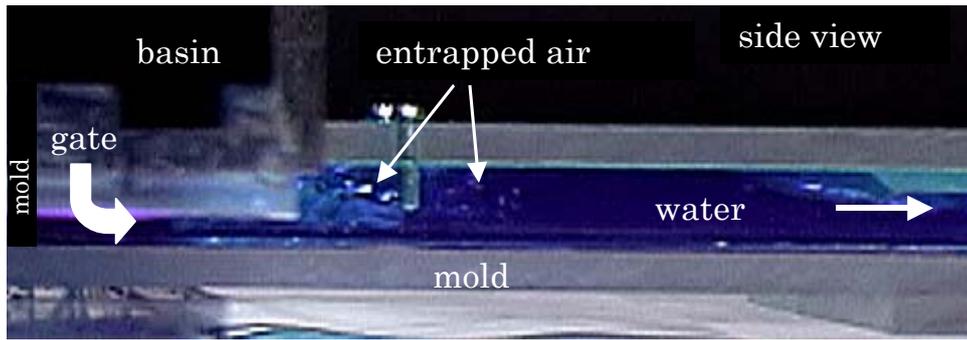


Fig.2-17 Observed gas entrapment in the vicinity of gate in a water model.

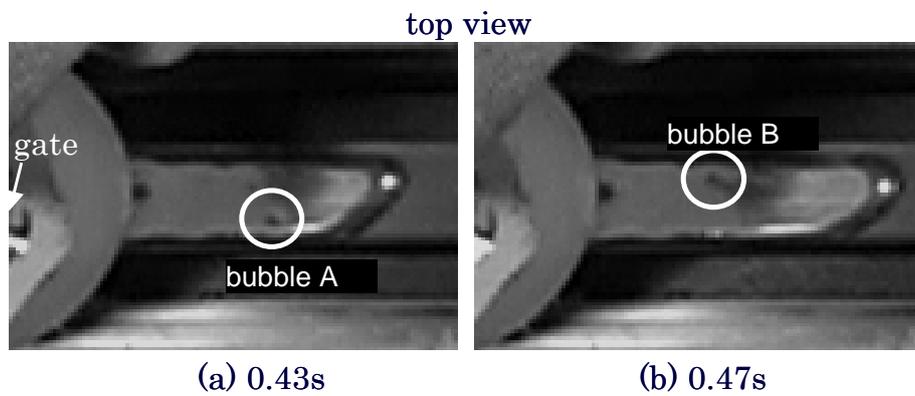


Fig.2-18 Direct observation of bubble emarging in AC4C castings.

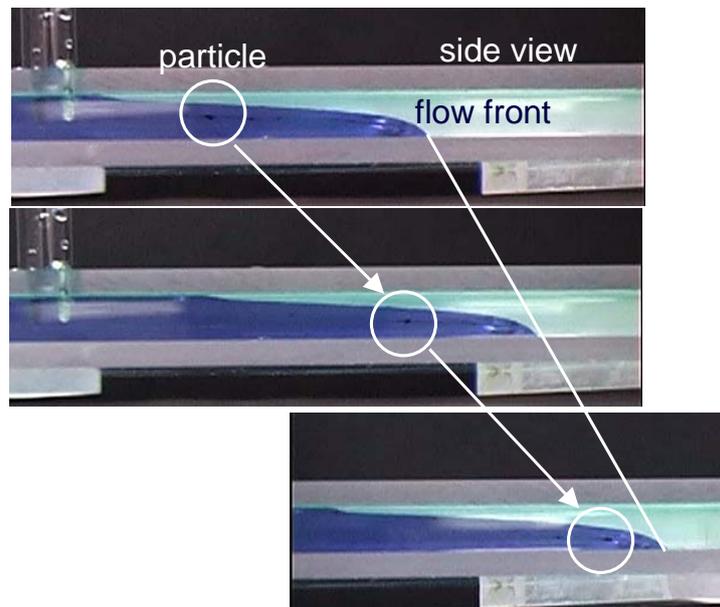
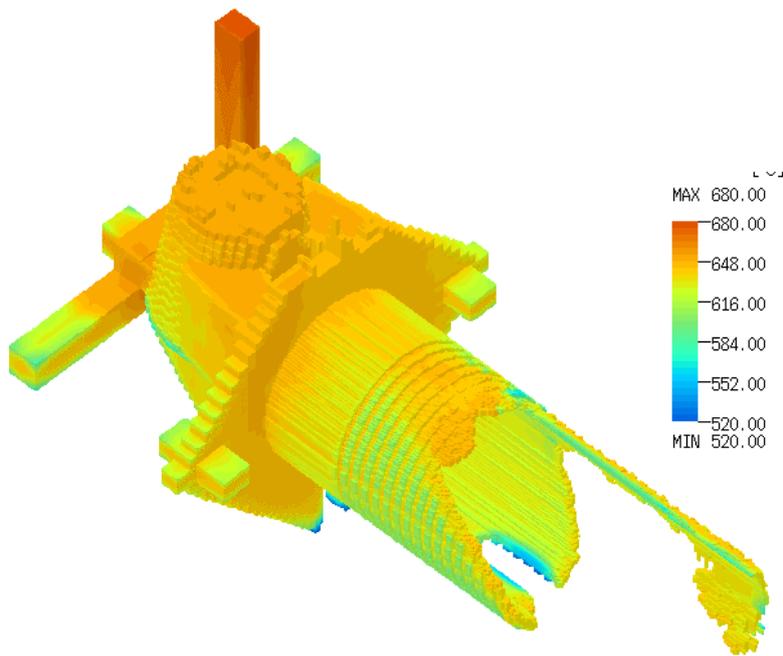
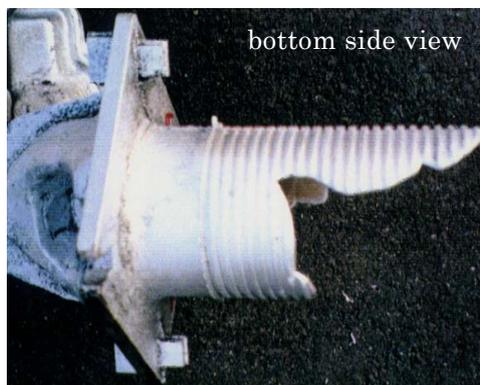


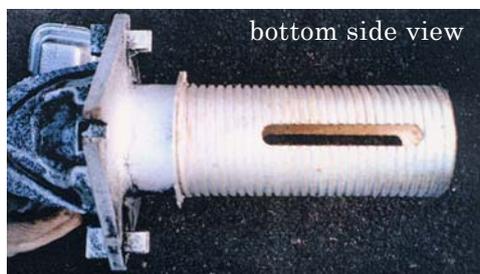
Fig.2-19 Direct observation of particle moving towards flow front in the water model.



(a) simulated misrun of aluminum sand casting



(b) typical case of misrun



(c) sound aluminum casting

Fig.2-20 Predicted result of misrun by the method proposed for aluminum sand casting.

2. 5. 製品への応用事例

Fig.2-20 に砂型重力鋳造法により生産されているアルミニウム鋳物の解析結果を示す。Fig.2-20(c)は健全品であり、(b)は注湯温度を下げて鋳造を行った典型的な湯回り不良品を、(a)はその湯回り不良品の解析結果を示す。湯回り不良予測の結果は不良品の外観と類似しており、本研究で提案した予測法は実製品への応用が可能であると考えられる。

なお本研究で開発した湯回り不良予測法は、株式会社クオリカより市販されている湯流れ・凝固解析ソフトウェア JS-CAST の流動停止モジュールとして実用化され、鋳造現場で利用されている。

2. 7 結 論

溶湯粘性を固相率の関数として求め、さらに流動停止の評価を行うことで、凝固を伴う湯流れ状態および湯回り不良の予測について検討した。提案した方法を用いて、AC4C 合金板状鋳物、砂型重力鋳造で製造されているアルミニウム鋳物の湯回り不良予測を行った。また、水モデルにより板状鋳物のガス巻き込み状態と気泡の移動について検討した。得られた結果は次の通りである。

- (1) 粘性可変と一定の場合とでは計算による温度分布、流速分布ともに大きく異なり、粘性変化を考慮する事により流動停止の評価が可能である。
- (2) 本実験で使用した板状鋳物の湯流れ解析では、壁面からの冷却により流路が制限され湯先部の流速が遅くなり、先端部の固相率が上昇して流動停止に至ると考えられる。
- (3) 鋳物肉厚 9mm で 973K の鋳込み試料について、流動停止時間および流動長ともに解析結果は実験結果と良く一致した。
- (4) 温度を変化させて鋳造した場合、解析および実験値ともに流動長は鋳込み温度の増加に従いほぼ直線的に増加し、実験結果と解析結果はよく一致した。
- (5) 流動限界固相率、形状係数を適切に評価することにより、凝固を伴う湯流れの解析および湯回り不良予測が可能であると考えられる。
- (6) 水モデル観察、板状鋳物の観察から、堰直下で巻き込まれたガスのうち、大きな気泡は鋳物上部に浮上し大気中に放出され、細かな気泡および初晶 α は、鋳物中央部の速い流れにより湯先方向に移動すると考えられる。
- (7) 湯回り不良予測法を、砂型重力鋳造法で生産されているアルミニウム鋳物に適用し、実製品への応用の可能性を示した。

参考文献

- 1) K.Tanaka,K.Terashima,H.Nomura:IMONO,**65** (1993) 277
- 2) Hwang L-R,Lin H-C,Shin T-S:Traans Am Foundrymen Soc., **105** (1997) 745
- 3) K.Ohtsuka,K.Ono,K.Shimizu,Y.Matsubara:IMONO,**60** (1988) 757
- 4) S.Kano,E.Nagasaka:Report of 123th JFS Meeting **123** (1993) 10
- 5) J.D.Zhu,I.Ohnaka,A.Suzuki: Report of 122th JFS Meeting **122** (1993) 57
- 6) K.Inomata,J.D.Zhu,I.Ohnaka:Report of 135th JFS Meeting **135** (1999) 32
- 7) I.Takahashi,T.Uchida: Report of 133th JFS Meeting **133** (1998) 121
- 8) M.C.Flemings: Solidification Processing, (McGrow-Hill) (1974)
- 9) Z.A.Xu and F.Mampaey: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VIII, (San Diego) (TMS) (1998) 45
- 10) Ch.Sztur, S.Guy and C.Rigaaut:Fonderie Fondeur D'aujourd'hui,**157** (1996)21
- 11) 大中逸雄 : コンピュータ伝熱・凝固解析入門(丸善)(1985)
- 12) M.Ohmasa, I.Ohnaka: IMONO,**63** (1991) 817
- 13) J.D.Zhu and I.Ohnaka: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII, London (TMS) (1995) 971
- 14) J.D.Zhu, I.Ohnaka: J.JFS, **68** (1996) 668
- 15) I.Ohonaka: Solidification Analysis of Castings, Selected Topics on Ice-Water Systems and Welding and Casting Processes, (Hemisphere Pub.)(1991)
- 16) 森芳郎、乙竹直: 化学工学 **20** (1956) 488
- 17) I.Ohnaka, A.Sugiyama, J.D.Zhu, T Ohmichi and S.Kitano: Proc. 4th Asian Foundry Congress, Australia (Australia Foundrymen's Soc.)(1996) 533
- 18) I.Ohnaka, A.Sugiyama and J.D.Zhu: EDP Congress 1997, (TMS)(1997) 719
- 19) 平居正純、竹林克浩、吉川雄司、山口隆二: 鉄と鋼 **78** (1992) 902
- 20) D.Spencer, R.Mehrabian and M.C.Flemings: Met. Trans., **3** (1972) 1925
- 21) W.R.Loue, S.Landkroon and W.H.Kool: Mater. Sci. Eng., **A151** (1992) 255
- 22) T.Z.Kattamis and T.J.Piccone: Sci. Eng., **A131** (1991) 265
- 23) H.Nomura, Y.Maeda, E.Kato, A.Yamazaki and Y.Mori: Modeling of Casting and Solidification Processes IV,(Seoul)(Ed. by C.P.Hong, J.K.Choi and D.H.Kim) (1999) 177
- 24) 森信幸、大城桂作、松田公扶 : 日本金属学会誌 **48** (1984) 936
- 25) 渋谷昭彦、有原和彦、中村泰 : 鉄と鋼 **66** (1980) 92
- 26) 邱培琪、野村宏之、滝田光晴、今泉賢 : 鑄造工学 **71** (1999) 404

第3章 湯境・湯じわの観察と湯流れ解析による数値予測

3. 1. 緒言

自動車部品や携帯機器等、製品の軽量化とダウンサイジングが進むなか、鋳物の薄肉化がますます要求されている。しかし、薄肉鋳物では湯流れ中に溶湯温度が低下しやすく、温度低下が大きな場合は第2章で論じた湯回り不良が発生する。さらに湯回り不良に至らない場合においても、湯境、湯じわといった典型的な欠陥が発生する。携帯機器のケースなどでは鋳物の表面状態が製品品質に大きく影響することから、薄肉鋳物においては品質の確保、生産性の向上において湯境や湯じわの対策が、特に重要である。

高品質な薄肉鋳物において問題となる湯境および湯じわの発生メカニズムについては、下記の研究成果がある。湯境は、固液共存状態の低温溶湯の合流や、凝固した鋳物部（流動停止部）への溶湯合流などにより発生する^{1,3)}。また、湯じわについては、合流部での溶湯表面の酸化膜やガス残留等が影響していると考えられている²⁾。

一方、湯境および湯じわの数値予測法については下記の研究報告がある。大塚ら⁴⁾は、溶湯合流部に湯境、湯じわが生じるとして、要素への溶湯流入に応じた指数付けを行うことでこれらの欠陥を判定できる可能性を指摘した。湯境については、湯流れ解析で湯流れ完了時の低温部分と湯境発生位置が一致するという報告がある^{5,6)}。しかし、溶湯の合流状態、合流点での溶湯温度については評価されていない。また、湯境の予測で溶湯粘性を考慮した報告もあるが、湯回り不良についての考察にとどまり、湯境については議論されていない^{7,8)}。溶湯の合流については、速度ベクトル表示⁹⁾、溶湯軌跡表示など市販ソフトに付属した既存の機能の利用が考えられるが、これらの機能を用いて湯境を評価した報告はほとんどない。さらに湯流れ解析と実験結果とを比較し、湯境や湯じわとの関係について調べた報告はない。

そこで本章では、まず注湯温度および溶湯の合流位置を変化させた板状鋳物の鋳造実験を行い、湯流れの可視化実験とともに湯境および湯じわの発生状況を調べる。次に、湯境および湯じわの湯流れ解析による予測を行うために、速度ベクトルによる合流の評価と解析要素が充満する時点での溶湯温度、固相率による評価の方法について論じる。さらに、実験結果と数値予測結果との比較から、本研究で提案した数値予測法の妥当性を評価する。

3. 2. 実験方法

溶湯の流入方向を変化させた Type I, II, III の 3 種類の板状鋳物について鋳造実験を行った。Type I の鋳物と鋳型の形状・寸法を Fig.3-1 に、また Type II と III の鋳物と湯道の形状について Fig.3-2 に示す。

Type I の形状は、幅 40mm、長さ 270mm、肉厚 5mm の板状とした。溶湯は、鋳物の左右両端に設けた湯だまりから流入し、鋳物中央付近で正面から合流する。Type II、III の形状は、幅 110mm、長さ 170mm、肉厚 5mm の平板状である。これらの鋳物では 1 つの湯口から流入した溶湯を 2 カ所の堰から流入させている。Type II では溶湯が直角するように、また Type III では溶湯が平行して流入するようにそれぞれ堰を設けた。

Table 3-1 に各鋳物の鋳造実験条件を示す。I-01～I-04 の場合は、一方の溶湯温度を 1023K で一定とし、他方を 973K から 903K に変化させて鋳込みを行った。I-10 の場合は、溶湯が流動停止した後、反対側から溶湯を流し込んだ。I-10 の場合、流動停止から溶湯合流までの時間は約 2 秒であった。また Type II, III では鋳込み温度は 1023K とした。

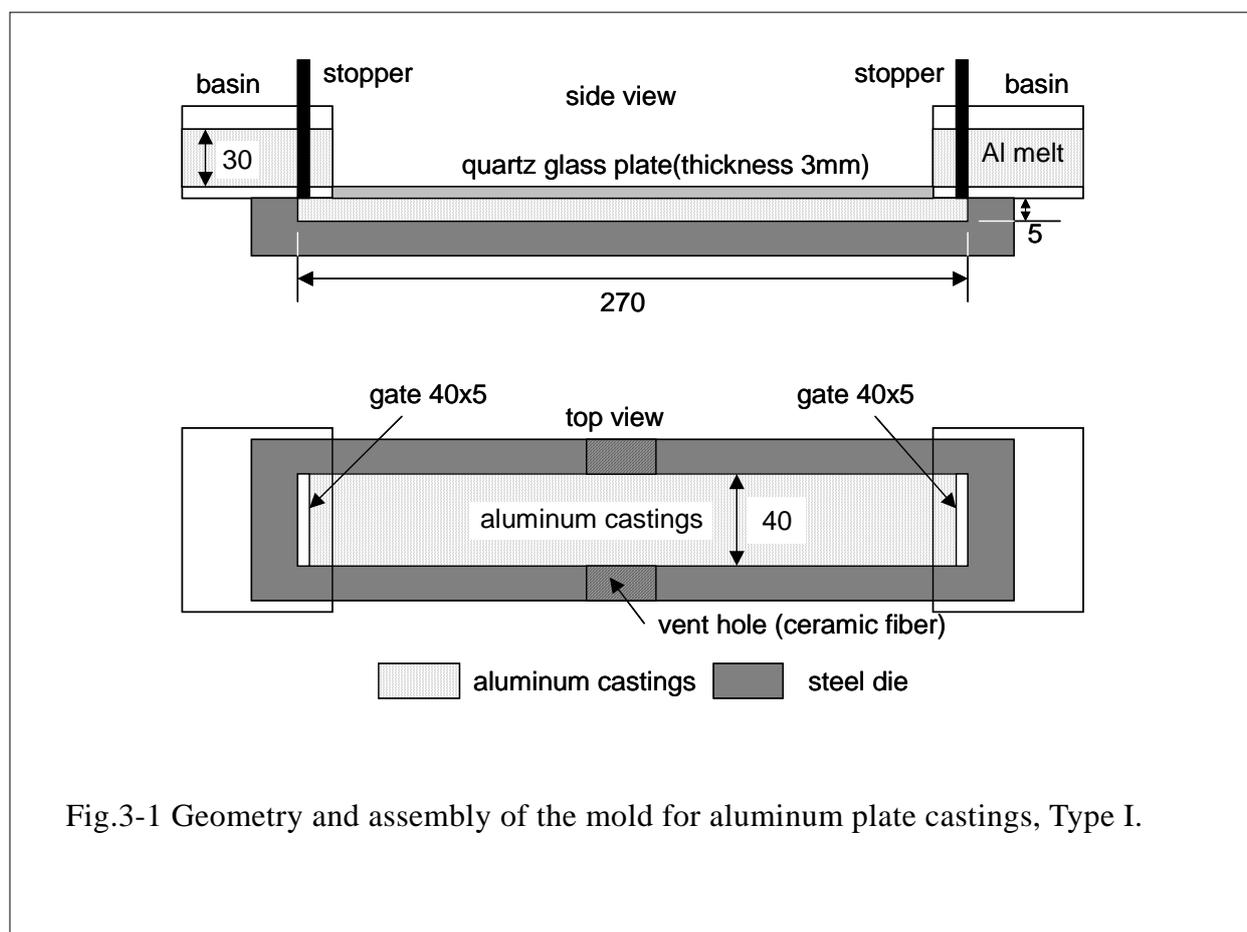


Fig.3-1 Geometry and assembly of the mold for aluminum plate castings, Type I.

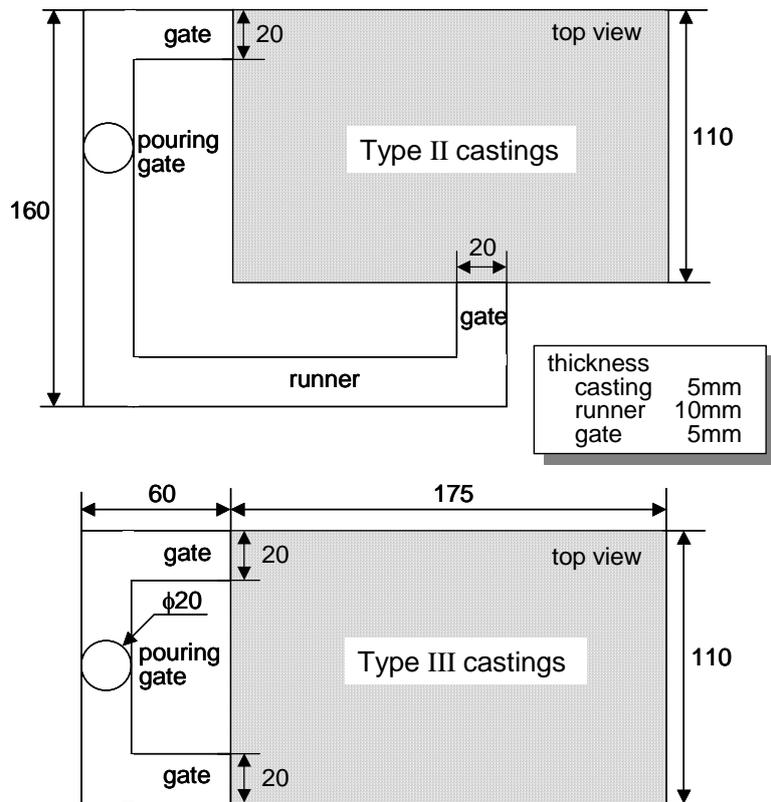


Fig.3-2 Geometry of aluminum plate castings, Type II and III.

Table 3-1 Casting conditions.

Type of casting	Sample No.	Pouring temp. (K)		Remarks	
		left gate	right gate	Δt (s)	ΔT (deg.)
Type I	I-01	1023	973	0	50
	I-02	1023	943	0	80
	I-03	1023	923	0	100
	I-04	1023	903	0	120
	I-10	1023	1023	2	0
Type II	II-01	993		0	0
Type III	III-01	993		0	0

Δt = pouring onset time difference at left and right gates
 ΔT = pouring temperature difference at left and right

Type I, II, IIIともに鋳型は炭素鋼製の金型で、上型は厚さ 3mm の石英板を用いた。背圧による湯回り不良の発生を防ぐために、5mm×20mm のセラミックファイバーを用いたベントホールおよび型合わせ面に 0.5mm 程度の間隙を設けた。流動中の湯流れ状態については、上型の石英板を通してビデオカメラにより観察した。湯じわ、湯境の状況は光学顕微鏡による組織観察と表面形状測定装置による表面の凹凸測定により調べた。

なお、鋳造合金には JIS AC4C 合金を用い、金型は常温にて鋳造を行った。

3. 3. 低温溶湯の合流位置の数値予測法

湯流れ計算には、直接差分法¹⁰⁻¹⁴⁾により開発された湯流れ解析コードを用いた。湯境あるいは湯じわを評価するために、次の3つの方法について検討した。

(1)温度法(Temperature Method)：要素充満時の温度による評価

(2)固相率法(Solid Fraction Method)：要素充満時の固相率による評価

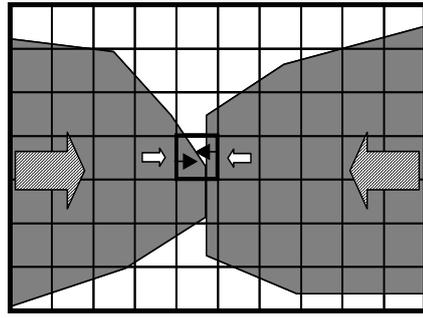
(3)速度ベクトル法(Velocity Vector Method)：速度ベクトルによる合流の評価

温度法、固相率法では、要素が充満状態になった時点での要素の温度および固相率を求めその分布を調べた。合流点ではその要素は未充満から充満要素になると考えられることから、本方法での情報には要素の合流時点での情報が含まれている。一方通常の方法では、ある時刻における各要素の温度、固相率の分布を求めており、すなわち溶湯の合流とは無関係であり、本方法とは大きく異なる。

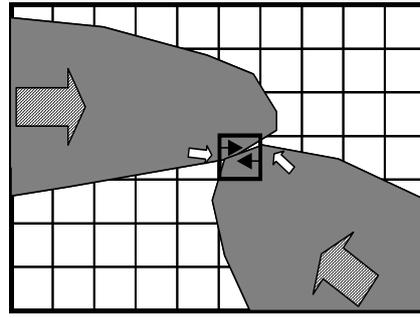
速度ベクトル法では、要素充満時の要素面からの溶湯流入速度ベクトルを調べ、合流の有無を判断した。また、湯境および湯じわの評価にあたっては、速度ベクトル法と固相率法とを併せて用い、合流が発生した要素の固相率を求めることで評価を行った。

2方向から溶湯が合流する場合の合流パターンを Fig.3-3 に示す。(a)は正面からの合流、(c)は側面からの合流、(d)は斜め後方からの合流のパターンを示している。(b)は(a)(c)の中間的な場合である。速度ベクトル法では以下のアルゴリズムにより合流要素の判定を行っている。

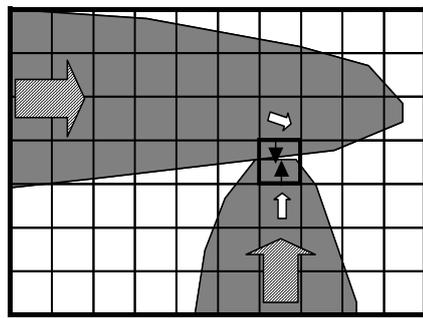
- ①新しい充満要素を合流判定の対象（注目要素 ie）とする。
- ②1タイムステップ前に ie のある対向面 (S1,S2) において向かい合う面流速 (us1, us2) が存在する。
- ③S1,S2 を含む ie の隣接要素 (j1, j2) の中心速度ベクトル Vj1,Vj2 について2ベクトル間の角度 θ を求める。
- ④ $\theta_c < \theta \leq 180^\circ$ (θ_c はしきい値) を満たす場合、ie を合流要素として判定する。



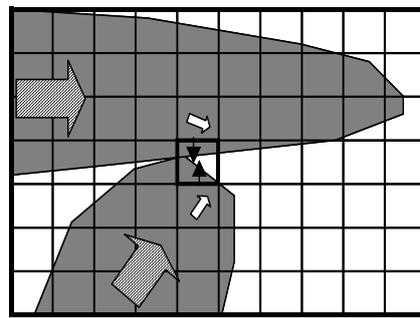
(a) head-on (Type I castings)



(b) inclined head-on

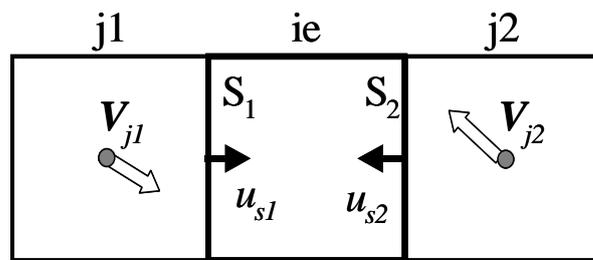


(c) lateral (Type II castings)



(d) inclined lateral (Type III castings)

 : main stream  : velocity on surface
 : velocity at element center



(e) schematic drawing of velocities in the case of (b)

Fig. 3-3 Schematic drawings of various patterns of melt confluence. White and black arrows indicate direction of melt flow and velocities defined on element surfaces in the numerical simulation, respectively.

なお θ は V_{j1}, V_{j2} が向かい合う方向にある場合は正、そうでない場合を負と定義した。なお θ_c は実験で求めることが困難であるため便宜上 10° として計算を行った。また、解析は3次元であるため、X-Y, Y-Z, Z-X の各平面についてベクトルによる評価を行い、少なくとも1つの平面で合流条件が満たされた場合は、その要素で溶湯が合流しているとしてその位置を求めた。

湯境の発生には、溶湯温度の低下が大きく影響すると考えられる。溶湯温度の低下が大きい場合は溶湯粘性が上昇することから、湯境、湯じわの評価においては溶湯粘性変化の考慮が必要である。前章では、溶湯の見かけ粘性を固相率の関数として求めて数値解析を行う方法が、AC4C 合金鋳物の湯回り不良予測に有効である事を示した。そこで本章でも、この見かけ粘性の関数を用いて湯流れ解析を行った。Table 3-2 に湯流れ解析に用いた物性値を示す。また AC4C 合金の各種物性については文献 15 の値を用いた。

Table 3-2 Parameters used for numerical simulation.

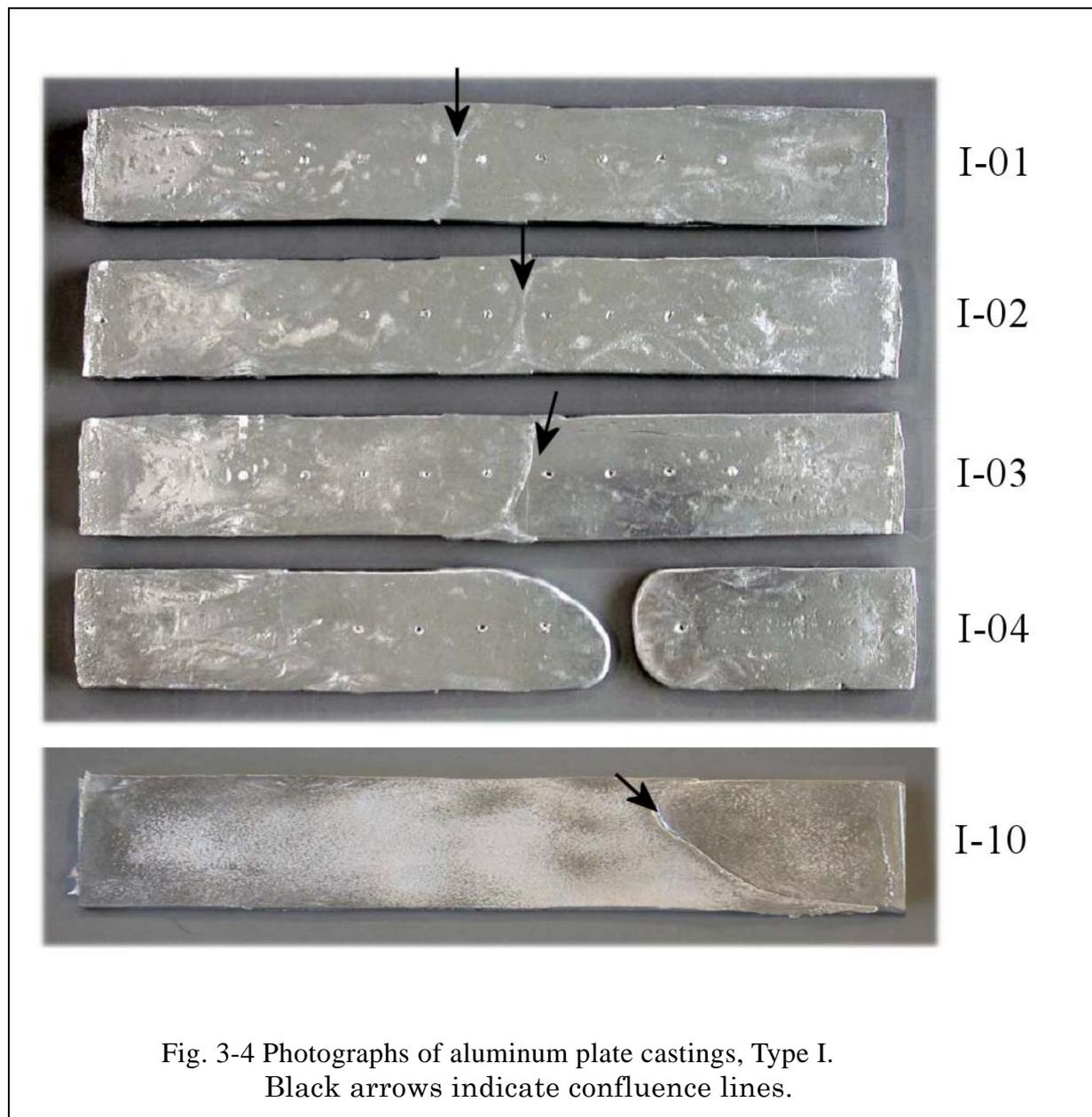
μ_0	k	f_{sc}	h
dynamic viscosity of liquid metal	shape factor	critical fraction of solid	heat transfer coefficient
m^2/s	-	-	$W/(m^2 K)$
0.01×10^{-4}	200	0.52	8820

3. 4. 結果および考察

3. 4. 1. Type I 鋳物の実験結果

I-01~I-04 および I-10 鋳物の外観写真を Fig.3-4 に示す。ビデオ観察と外観観察による合流状態は次の通りであった。

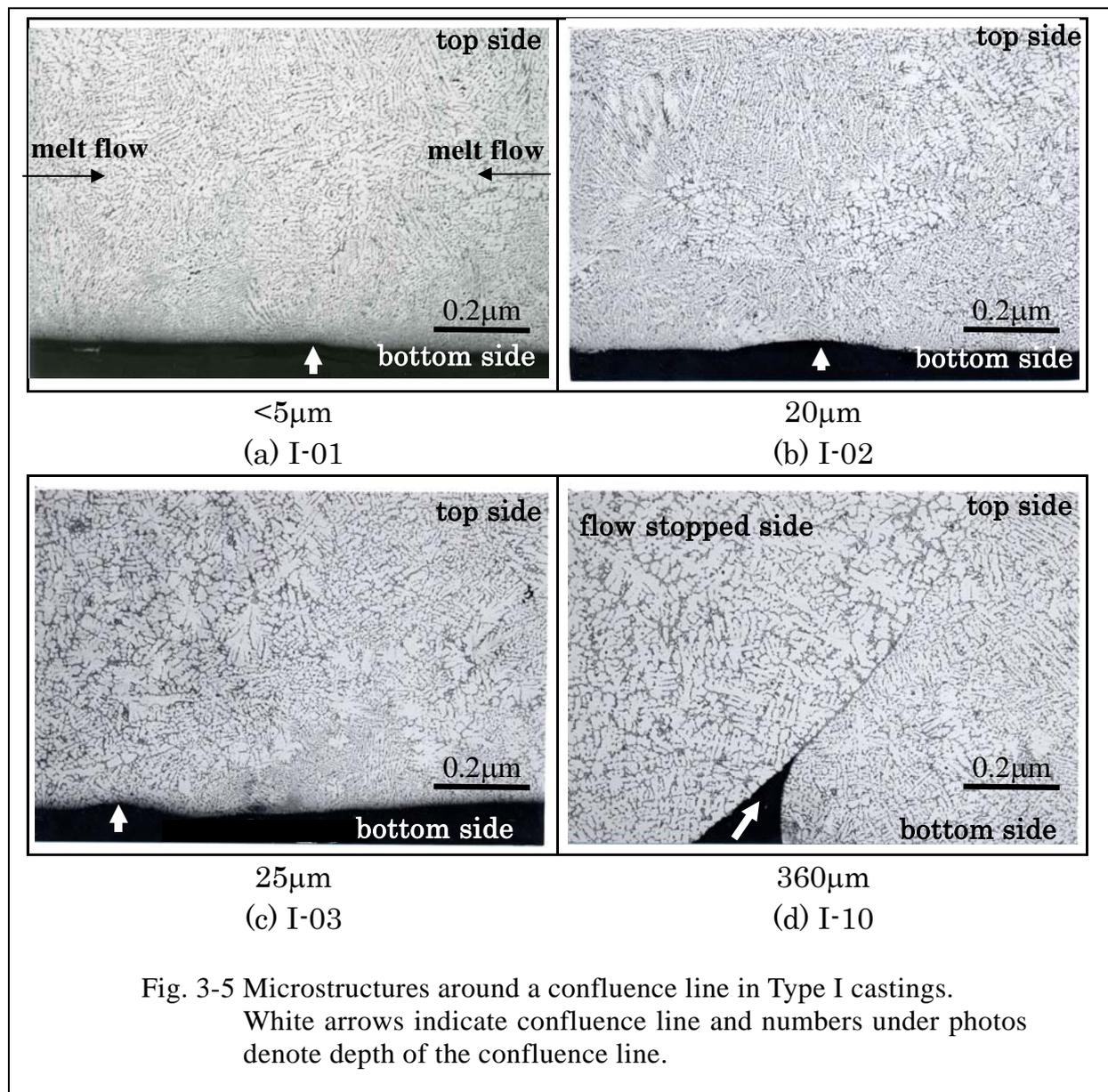
- (1) I-01 および I-02 では左右の溶湯は流動状態で合流した。外観からは、合流により生じた模様が観察された。
- (2) I-03 では低温側 (923K) の溶湯が流動停止し、約 0.2 秒後に高温側 (1023K) から流れてきた溶湯が合流した。外観からは、くぼみが観察された。



(3) I-04 では、流動停止により湯回り不良となった。

(4) I-10 では、先に注湯した溶湯が流動停止し、約 2 秒後に反対方向からの溶湯が合流した。外観からは、明瞭な溝が観察された。

Fig.3-5 に、溶湯合流部の組織写真と表面形状測定装置による鋳物裏面合流部のくぼみの測定結果を示す。I-10 の場合、 $360\mu\text{m}$ の深い溝が認められ、組織では合流部に明瞭な界面が認められる。この界面の前後で組織は不連続であり、結晶粒の大きさや方位も異なる。また、界面上には多数の空隙が認められた。このことから、I-10 の合流部は湯境欠陥であると言える^{2,3)}。流動停止した湯先（左側）は丸みを帯びた形状であり、流動停止時に鋳型と金型間に



大きな隙間が存在していたことがわかる。この隙間は、温度低下によるぬれ角の増加、あるいは粘性上昇により溶湯と鑄型のぬれ角が大きいまま凝固した結果によるものと考えられる。また合流してきた溶湯（右側）は、その隙間を埋める前に凝固したことがわかる。I-03の場合、外観では $25\mu\text{m}$ のくぼみが認められ、組織でも結晶粒サイズや方位が異なるなどの相違がはっきりと確認出来る。しかし、I-10に見られるような界面は認められない。I-02の場合、外観では $20\mu\text{m}$ のくぼみが認められるが、組織では合流部の判別が困難である。I-01の場合、組織からは合流部はほとんど判別できず、さらに表面のくぼみは $5\mu\text{m}$ 以下であるため表面凹凸との区別も困難である。これらのことから、鑄込み温度が低くなるほど合流部分は湯境に近づくが、本実験において I-01,02,03 の表面模様はいずれも湯じわに分類できる。

表面張力により湯先は丸みを帯び、I-10 のように溝が形成される。溶湯温度が高い I-01 の場合、合流により混合した溶湯は溶湯粘性が小さいため、容易に溝部を埋めることができる。また合流により鑄型内の空気がトラップされる可能性がある。合流部の温度が高いほど凝固までの時間が長いことから、トラップされた空気が下型およびパーティングラインに設けたベントから排気される可能性も高くなる。その結果、背圧の発生も少なく、表面のくぼみはほとんど見られなかったものと考えられる。I-01 に認められる湯じわの原因としては湯先表面の酸化膜の影響が考えられるが、本実験結果からはその原因は明らかではない。

溶湯温度が低い I-02, I-03 では、凝固までの時間が I-01 の場合より短い。そのため、合流時にトラップされた空気の排気が十分ではなく、また溝部が埋まる前に溶湯の流動性がなくなることにより、丸みを帯びたくぼみが発生したものと考えられる。

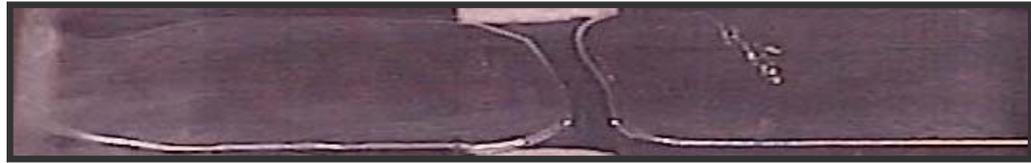
3. 4. 2. Type I 鑄物の湯流れ解析結果

Fig.3-6 に I-03 の湯流れ解析による合流点の評価結果を示す。(a)は湯流れ状態を、(b),(c),(d)はそれぞれ温度法、固相率法、速度ベクトル法による結果を表示している。温度法(b)では、湯先部は温度が低いため合流部付近に低温部の表示が認められるが、その分布の幅は広く合流点の特定は困難である。また、固相率法(c)では、合流部分は高固相率として表示される。その領域幅は温度分布の場合よりも狭く明瞭であるが、鑄型に接する部分にも高固相率部が認められ、温度分布の場合と同様に合流点の特定は困難である。

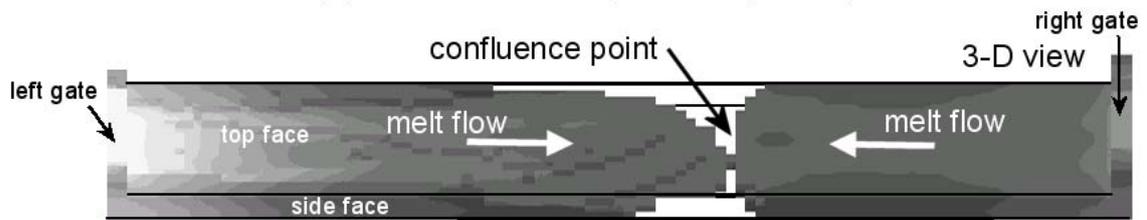
一方、速度ベクトル法(d)では、溶湯の合流点が線状に表示される。左右中央の合流部は実験結果と良く一致しており、湯境、湯じわの評価に利用が可能である。なお、幅方向中央部に合流部の判定結果が得られているが、これは中央部の流れが遅く、先行する周囲の溶湯が中央部で合流することにより生じている。しかし、ビデオ観察ではこのような湯流れ状態は観察されていない。解析と実際の流れ状態の差は、主に金型と溶湯間に発生するエアギャップなどによる熱伝達状態の変化によると考えられる。さらに、本研究では考慮していない表面張力、背圧も影響している可能性もある。

Fig.3-7 に I-03 についてメッシュのサイズを変更した場合の速度ベクトル法による欠陥予測の変化を示す。縦に伸びた合流点の予測位置は、検討したメッシュサイズの範囲ではほとんど変化がない。このため本章ではメッシュサイズ $2.5 \times 2.5 \times 1.7 \text{mm}$ で解析を行った。

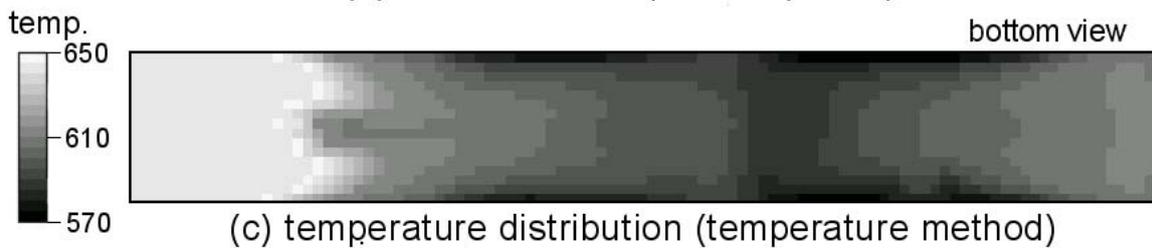
次に I-01, 02, 03, 10 の各鑄物について速度ベクトル法と固相率法を併せた方法により合流点の評価を行った。固相率が十分に高い場合は湯境が発生する。一方、液相率が高い場合の



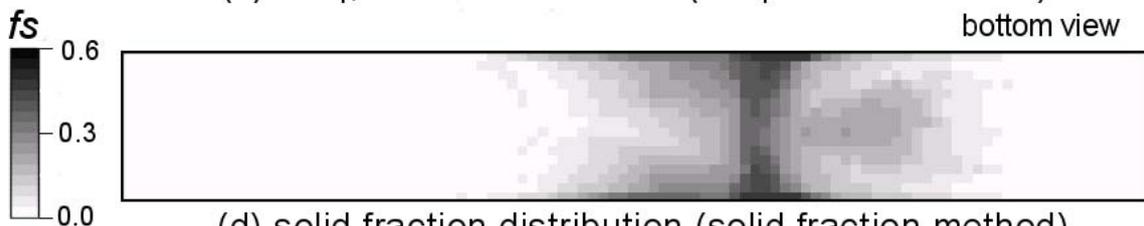
(a) observed flow pattern (0.40s)



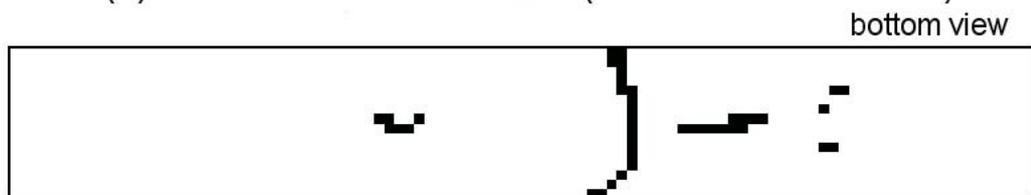
(b) simulated flow pattern (0.33s)



(c) temperature distribution (temperature method)

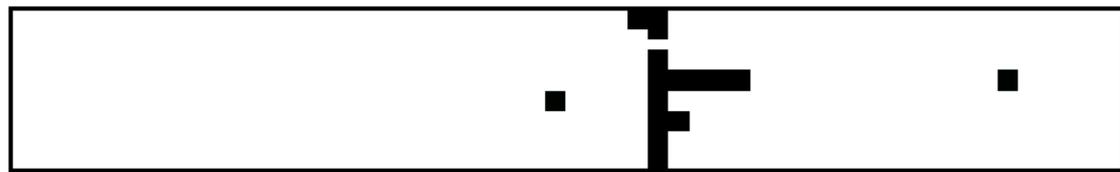


(d) solid fraction distribution (solid fraction method)



(e) confluence point (velocity vector method)

Fig. 3-6 Observed and simulated flow pateran of I-03 casting and predicted flow lines by three methods presented in this paper.



(a) 5x5x1.7mm



(b) 2.5x2.5x1.7mm



(c) 1.25x1.25x1.7mm

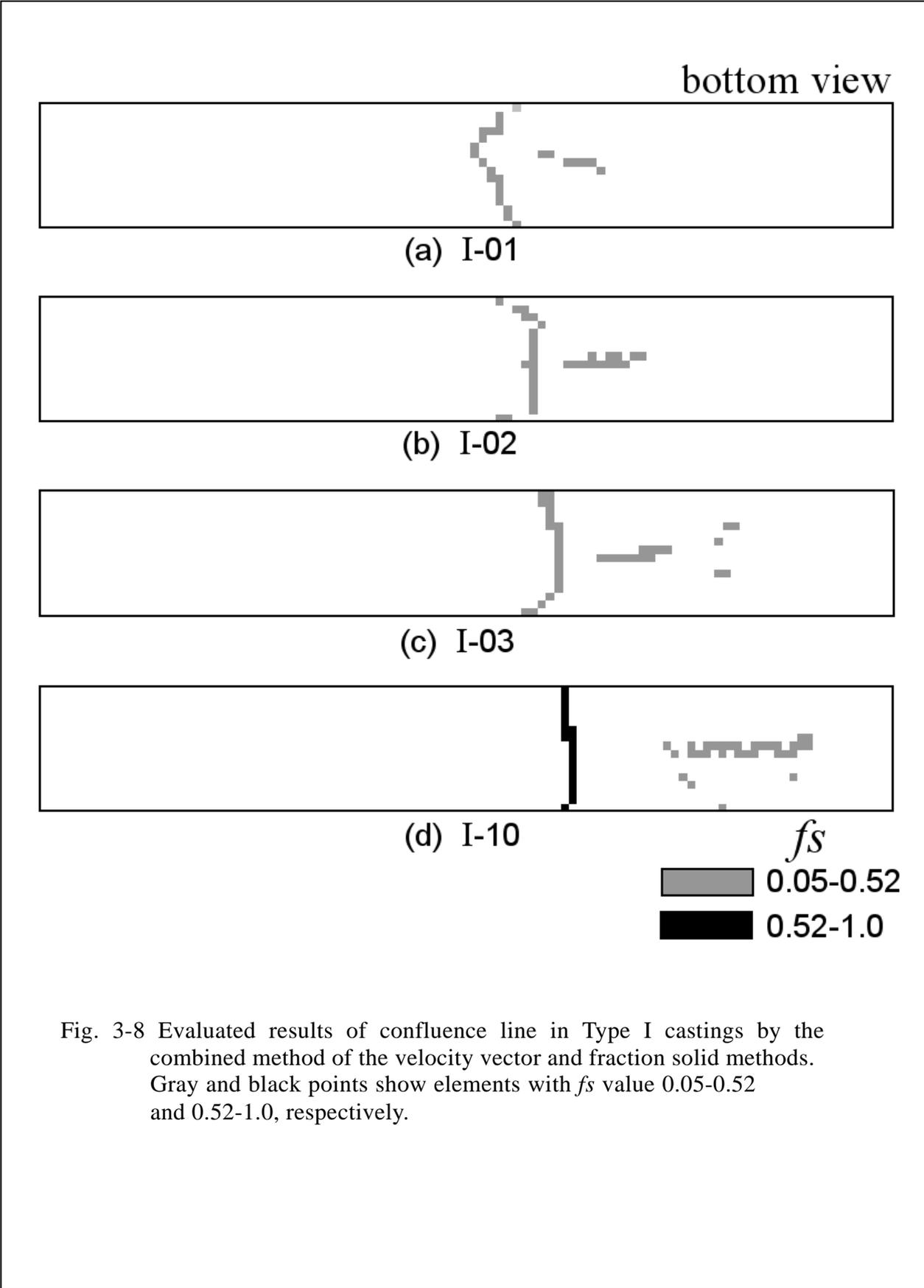


(d) 2.5x2.5x1mm

Fig. 3-7 Effect of mesh size on predicted results of the velocity vector method in I-03 casting.

合流でも、湯先表面に酸化膜あるいは薄い凝固層が存在して、湯境にならなくても湯じわとなることが考えられる。本研究では表面の凝固層を考慮して、湯じわの発生条件を $f_{sc1} < f_s < f_{sc2}$ 、湯境の発生条件を $f_{sc2} \leq f_s < 1$ とした。 f_{sc2} については、目安として流動が停止する流動限界固相率が考えられる。

Fig.3-8 に I-03 について、 $f_{sc1}=0.05$ 、 $f_{sc2}=0.52$ （解析に用いた流動限界固相率）とした場合の解析結果を示す。グレーの表示部分は固相率 f_s が $0.05 < f_s < 0.52$ の合流部分を、また黒の表示部分は $0.52 \leq f_s < 1$ の合流部分を示す。数値解析では、Table 2 に示したように流動限界固相率 f_{sc} を 0.52 として見かけの溶湯粘性を計算している。すなわち f_{sc} が 0.52 以上では



計算上流動が停止する。解析で求めた合流点での固相率は、湯境が発生した I-10 の場合は 0.52 より大きく 1 に近い値であった。また湯じわと判断した I-01,02,03 の固相率はいずれも 0.52 以下であった。 $f_{sc1}=0.05$ 、 $f_{sc2}=0.52$ とした場合に実験結果に対応した欠陥予測が得られており、本実験の欠陥予測においては $0.52 \leq f_s < 1$ の場合は湯境が、 $0 < f_s < 0.52$ の場合は湯じわが発生すると判断できる。

3. 4. 3. Type II, III 鋳物の実験および解析結果

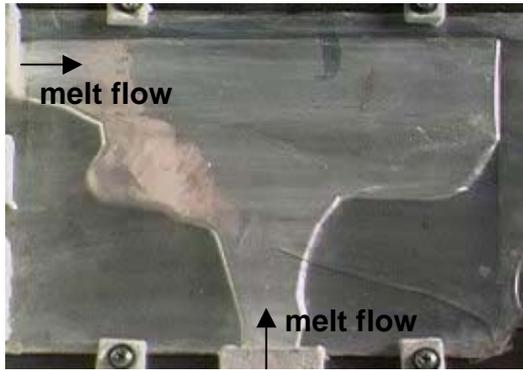
Fig.3-9 に Type II の湯流れの観察結果と解析結果および各予測法による解析結果を示す（上部からの観察）。温度法、固相率法（Fig.3-9(c),(d)）では、右下部に低温部および高固相率の部分が認められ、この付近に湯じわあるいは湯境の発生が予想される。しかし、中央部付近での溶湯合流の判定は困難である。一方、速度ベクトル法（Fig.9(e)）では、中央部付近の合流、右下部に合流の判定が認められる。

Fig.3-10 に Type II および Type III 鋳物の裏面の外観を示す。Type II は、楕円で示した部分で溶湯が直交して合流しており、この部分に湯じわが認められる。また矢印で示した右上部分に明瞭な溝が認められる。ビデオ観察では、この部分において写真下方向から流れてきた溶湯が流動停止し、その後左方向から溶湯が合流する様子が観察された。組織観察では合流による界面が確認できたことから、この部分は湯境である。Type III は、堰から平行に流入した溶湯が楕円で囲った付近で合流しており、この部分に湯じわが認められる。なお、Type II,IIIともに写真で白く観察される凹凸が見られるが、これはエアギャップにより生じたくぼみである。

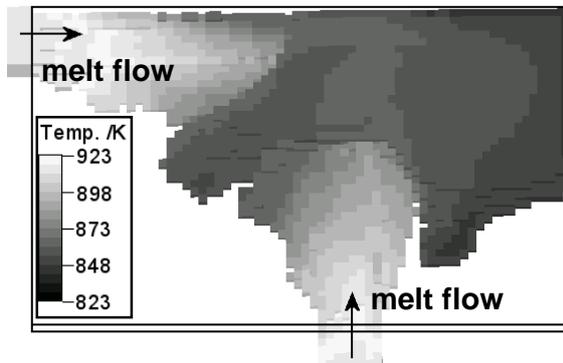
Fig.3-11 に速度ベクトル法と固相率法による解析結果を示す。Fig.3-10(a),(b)の湯じわの部分と Fig.3-11(a),(b)のグレーの部分と比較すると、形状は異なるが、その発生位置はおおむね一致している。また Fig.3-11(a)中、黒で示された固相率 0.52 以上の合流点は、Fig.3-10(a)の湯境位置と一致している。なお、Fig.3-11(a)で実験結果では湯じわなどが観察されていない左上部分にグレーの合流点が認められる。これは、Type I の場合と同様に金型と溶湯の熱伝達状態の時間変化などにより湯流れ状態が実際と異なったことが原因と考えられる。

本研究では、湯境、湯じわの発生要因のうち溶湯の表面張力や酸化膜を考慮していないが、溶湯合流評価と合流点の固相率評価はこれらの欠陥の予測に利用可能であると考えられる。

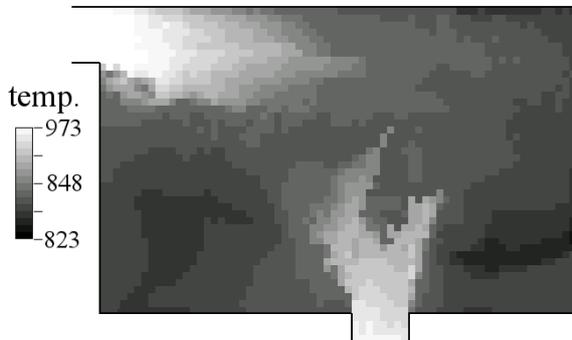
top view



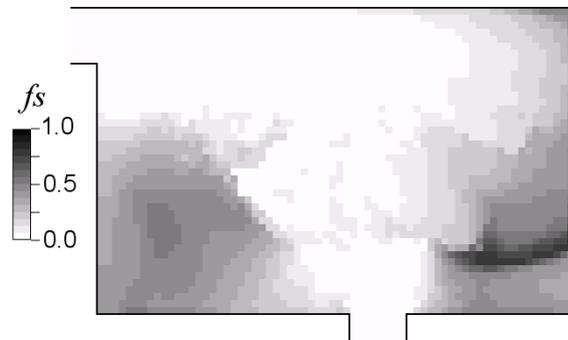
(a) observed flow pattern (0.9s)



(b) simulated flow pattern (0.8s)



(c) temperature distribution
(temperature method)



(d) solid fraction distribution
(solid fraction method)

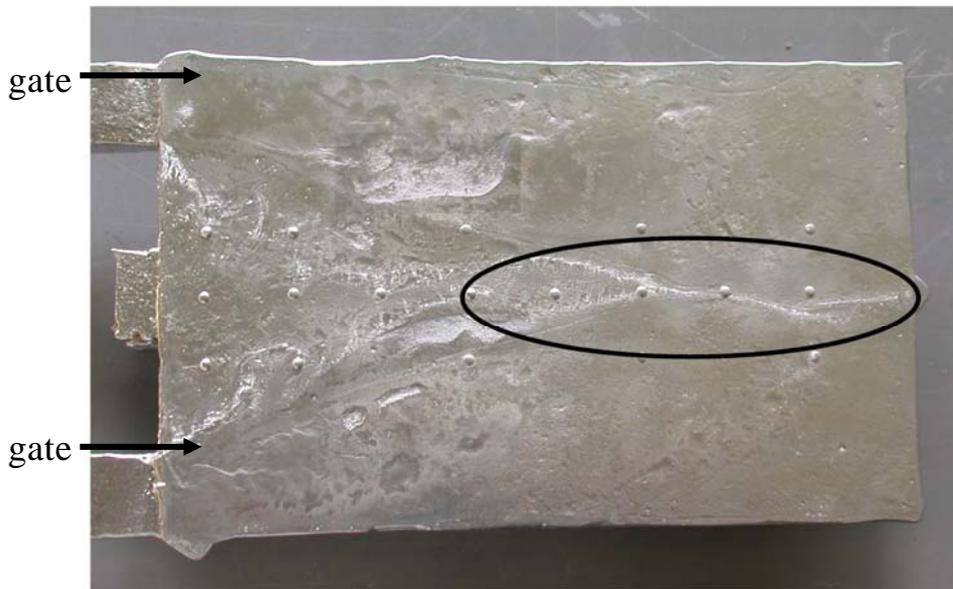


(e) confluence point
(velocity vector method)

Fig. 3-9 Observed and simulated flow pattern of Type II casting and predicted flow lines by three methods presented in this paper.

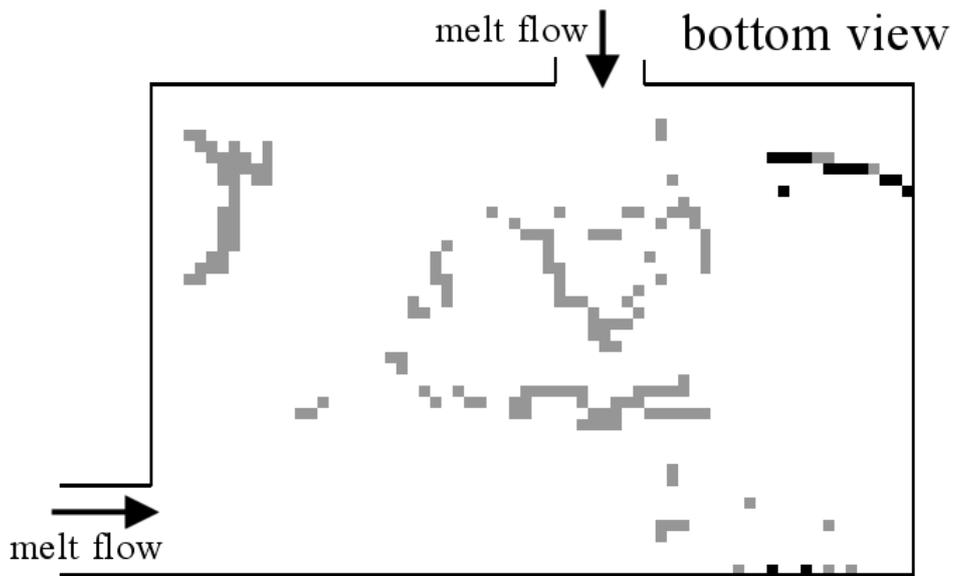


(a) Type II (bottom view)

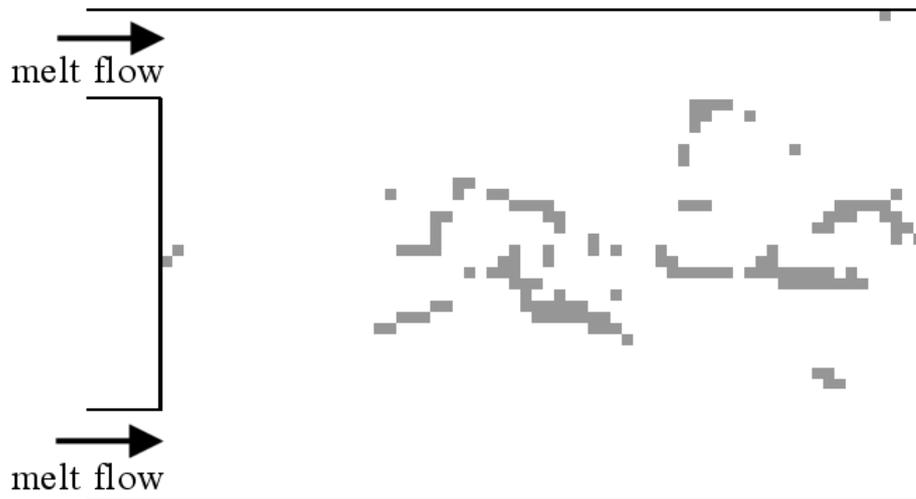


(b) Type III (bottom view)

Fig. 3-10 Bottom views of Type II and III aluminum plate castings.
Black ellipses and arrow indicate flow marks and cold shut respectively.



(a) Type II



(b) Type III

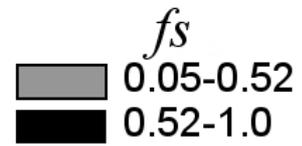


Fig.3-11 Prediction of flow mark and cold shut for Type II and III castings by the combined method of the velocity vector and fraction solid methods. Gray and black points show elements with f_s value 0.05-0.52 and 0.52-1.0, respectively.

3. 5. 結 論

湯流れ解析による湯境、湯じわの評価法を提案し、各種の板状鋳物の実験結果と解析結果とを比較検討した。得られた結果は次の通りである。

- (1) I-01,02,03 鋳物の場合、流動状態か流動停止直後に溶湯が合流し、鋳物表面に湯じわの発生が認められた。一方、流動停止後に溶湯合流が生じた I-10 鋳物の場合、組織観察で合流部に線状に境界が認められ、湯境欠陥が発生した。
- (2) 温度法、固相率法、速度ベクトル法の3種類の判定法により溶湯合流点の評価を行ったところ、速度ベクトル法が実験結果と良い一致を示した。
- (3) 速度ベクトル法と固相率法を併用し Type I の合流点での固相率を求めたところ、湯境が発生した I-10 の固相率は 0.52 より大きく 1 に近い値であった。また湯じわと判断した I-01,02,03 の固相率はいずれも 0.52 以下であった。
- (4) Type II, III の鋳造実験と解析結果を比較したところ、 $0.52 \leq f_s < 1$ の合流部は Type II の湯境の発生位置と良く一致した。また $0.05 < f_s < 0.52$ の合流部は Type II, III の湯じわの位置とおおむね対応した。
- (5) 速度ベクトル法と固相率法を併せた評価方法により、湯境および湯じわの予測可能性を示すことができた。

参考文献

- 1) 千々岩健児、尾崎良平：国際鋳物欠陥分類図集（日本鋳物協会）（1975）
- 2) 日本非鉄鋳物協会編：軽合金鋳物の欠陥写真集（素形材センター）（1988）
- 3) 日本鋳造工学会ダイカスト研究部会編：ダイカストの鋳造欠陥・不良及び対策事例集（日本鋳造工学会）2000
- 4) Y.Ohtsuka, T.Ono, K.Mizuno, E.Matsubara: IMONO 60 (1988) 757
- 5) L.Xiao, K.Anzai, E.Niyama, T.Kimura, H.Kubo: Int J Cast Met Res, 11(1998)71
- 6) L.Xiao, K.Anzai, E.Niyama, T.Kimura, H.Kubo: J.JFS 73 (2001) 580
- 7) Z.A.Xu and F.Mampaey: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VIII, (San Diego) (TMS) (1998) 45
- 8) G.J.Moran, S.M.Bounds, K.A.Pericleous, M.Cross: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VIII, (San Diego) (TMS) (1998) 101

- 9) K.Anzai,T.Uhida,K.Kataoka: IMONO **60**(1988)763
- 10) 大中逸雄 : コンピュータ伝熱・凝固解析入門(丸善)(1985)
- 11) M.Ohmasa,I.Ohnaka: IMONO **63** (1991) 817
- 12) J.D.Zhu and I.Ohnaka: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII, London (TMS) (1995) 971
- 13) J.D.Zhu,I.Ohnaka: J.JFS **68** (1996) 668
- 14) I.Ohnaka: Solidification Analysis of Castings, Selected Topics on Ice-Water Systems and Welding and Casting Processes, (Hemisphere Pub.)(1991)
- 15) 鑄造技術データブック編集委員会:鑄造技術データブック (日刊工業新聞社) (1970)

第4章 タイヤモールド鋳物の重力鋳造における湯流れの直接観察と数値解析

4. 1. 緒言

アルミニウム鋳物では、ピンホール欠陥の発生により鋳物品質が低下する問題がある。ピンホールの発生原因としては脱ガス処理が不十分、凝固収縮、注湯中のガスの巻き込み等が考えられ、しかもそれぞれの解決策も異なることが知られている。しかし、実際の問題に対してピンホール発生原因の判定は決して容易ではなく、解決策も迅速に取れないのが現状である。

一方、凝固収縮および凝固の指向性の問題で生じるポロシティについては凝固解析によるポロシティ予測法がいくつか提案されており¹⁾、すでに広く普及されている。しかし、流動に起因するガス巻き込み欠陥の予測については現時点でまだ研究段階である。左子、大中ら²⁾は流動中の酸化膜の巻き込み、その後の水素ガスの核生成及び成長、凝固収縮の影響を考慮したガス巻き込み欠陥の予測法を提案しており、今後の実用化が期待されている。

流動に起因するガス巻き込み欠陥を推定するためには、湯流れの計算精度を十分上げる必要がある。計算精度については、従来報告されている自由表面の取り扱いのほか³⁾、湯口における流入境界条件の設定も重要な要因であると考えられる⁴⁾。ダイカストの場合は速度境界条件、また低圧鋳造法の場合は圧力境界条件が利用されるように、流入境界条件の設定が比較的容易である。一方、重力鋳造法では手動注湯が多いため、流入境界条件の設定が困難になる場合が多く、鋳込み時間と鋳込み重量から逆算した平均流入速度を速度境界条件で与える方法や、湯口における溶湯ヘッド圧を圧力境界条件で与える方法が用いられてきた。しかし、これらの方法は必ずしも重力鋳造法の流入条件と一致しておらず、解析精度の低下につながっている。

そこで本章では、まず重力鋳造法で製造されている大型タイヤモールド・アルミニウム鋳物を解析例に、凝固および湯流れ解析からポロシティの発生原因を検討する。次に実鋳物の湯流れ過程の直接観察および水モデルを用いた湯流れ可視化実験を行い、湯口系のモデル化による湯流れ解析の計算結果に及ぼす影響を論じる。これらの検討結果を基に改良方案を提案し、実製品の生産に応用する。

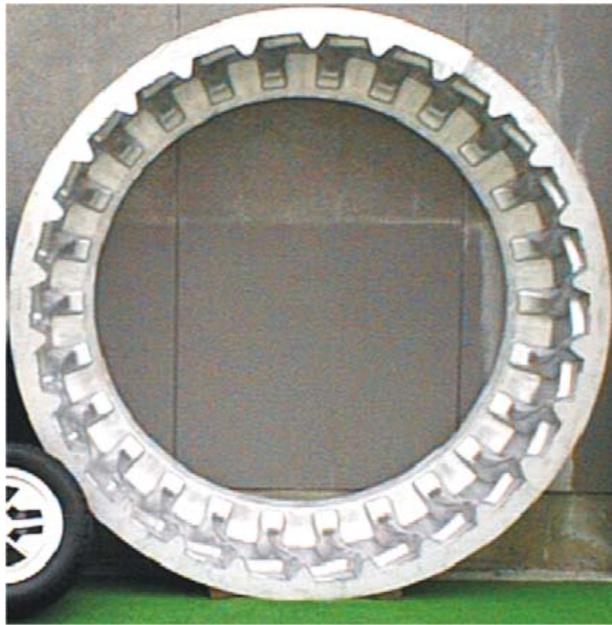


Fig.4-1 Side view of a tire-mold aluminum casting.

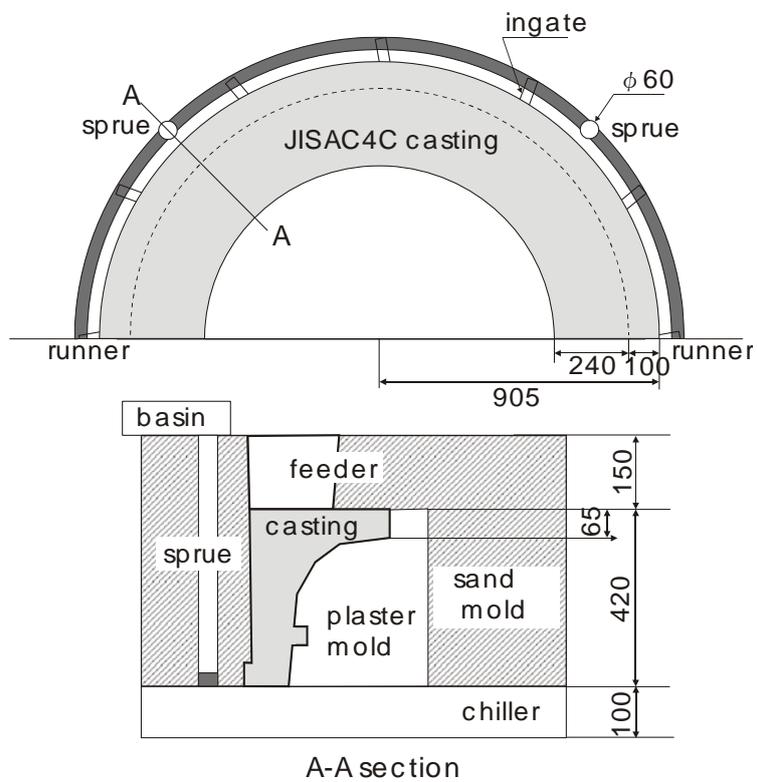


Fig.4-2 Schematic drawing of the aluminum casting and gating system.

4. 2. 実験方法

Fig.4-1 に大型タイヤモールド・アルミニウム鋳物の外観写真を示す。また Fig. 4-2 に鋳物の形状と方案図を示す。湯流れの直接観察は、堰からの溶湯流入状態に着目し、押し湯部からビデオカメラを用いて行った。鋳造合金は JIS AC4C 合金で、直径 1800mm、鋳込み重量は約 1000kg である。湯口、湯道、堰の方案については同種の小型タイヤモールド鋳物に利用されている方案を基にして作製した。湯口は直径 60mm、高さ 580mm で、鋳物周囲に 90° ごとに 4 カ所に設けた。湯道は、断面形状が 40mm×30mm で、鋳物周囲にリング状に配した。堰は断面形状 50mm×16mm で、湯口と湯口の間に 3 カ所ずつ合計 12 カ所に設けた。なお、湯口：湯道：堰の断面積比は 1:0.85:0.85 である。このタイヤモールド鋳物は各種のサイズで製造されており、今回検討した直径 1800mm の大型鋳物において鋳造欠陥が発生した。欠陥の発生状況については、カラーチェック、組織試験により調べた。

湯流れ解析の検証には、X 線透視装置や水モデルなどが利用されている。しかし、X 線透

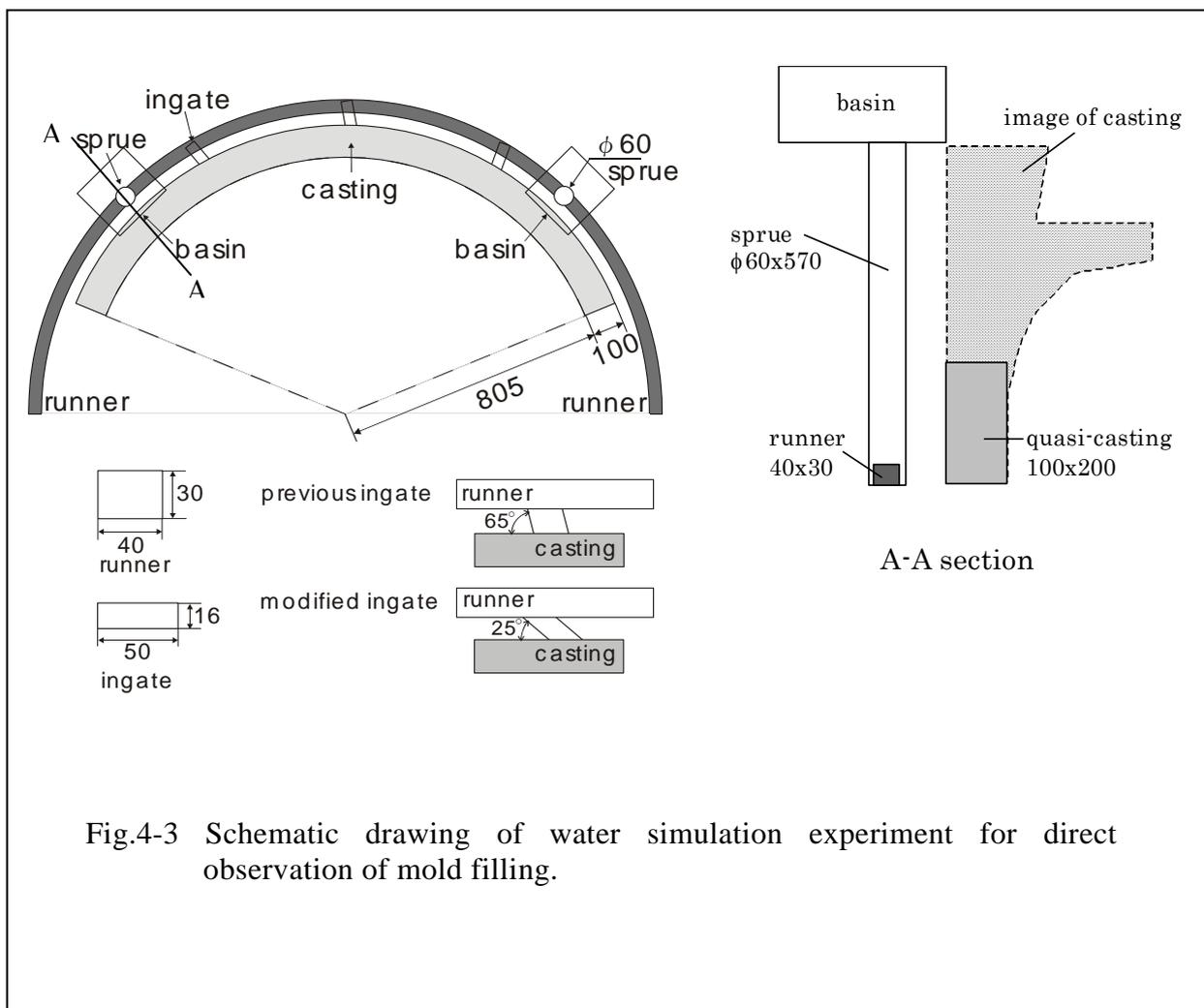


Fig.4-3 Schematic drawing of water simulation experiment for direct observation of mold filling.

視装置は X 線の透過能力や観察視野の制限から大型の鋳物の観察には適していない。そこで、本章では Fig.4-3 に示す水モデル実験装置により、大型タイヤモールド鋳物の湯流れ状態の検証を行った。実験装置は 2 つの湯口を含む形状であり、すなわち鋳物全体の約 1/3 の部分をモデル化したものである。また方案検討のため堰の取り付け角度 65° と 25° の 2 種類の方案について実験を行い、ビデオカメラにより流れの状態を記録・観察した。

湯流れおよび凝固については直接差分法により開発された解析コード JSCAST を用いて計算を行い、観察結果と比較することで欠陥発生の原因の推測を行った。

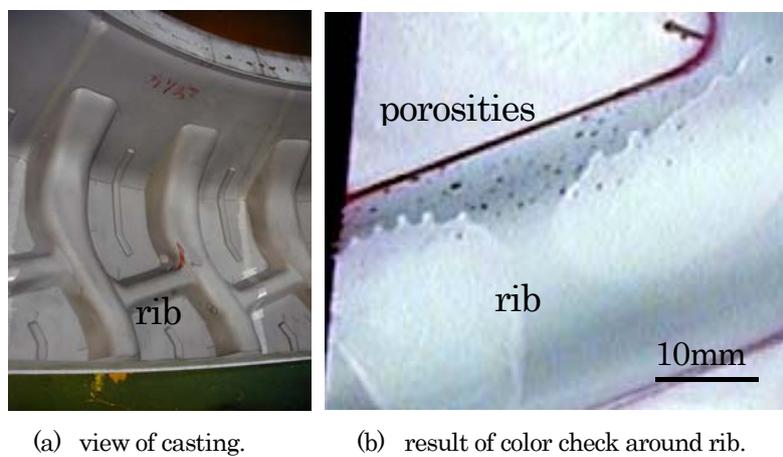


Fig.4-4 Location of porosity defects (color check).

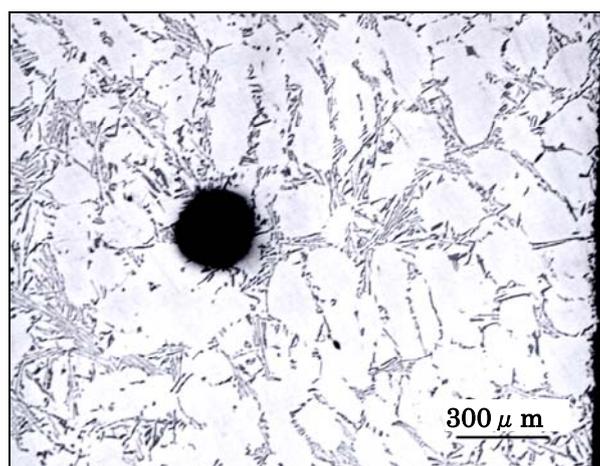
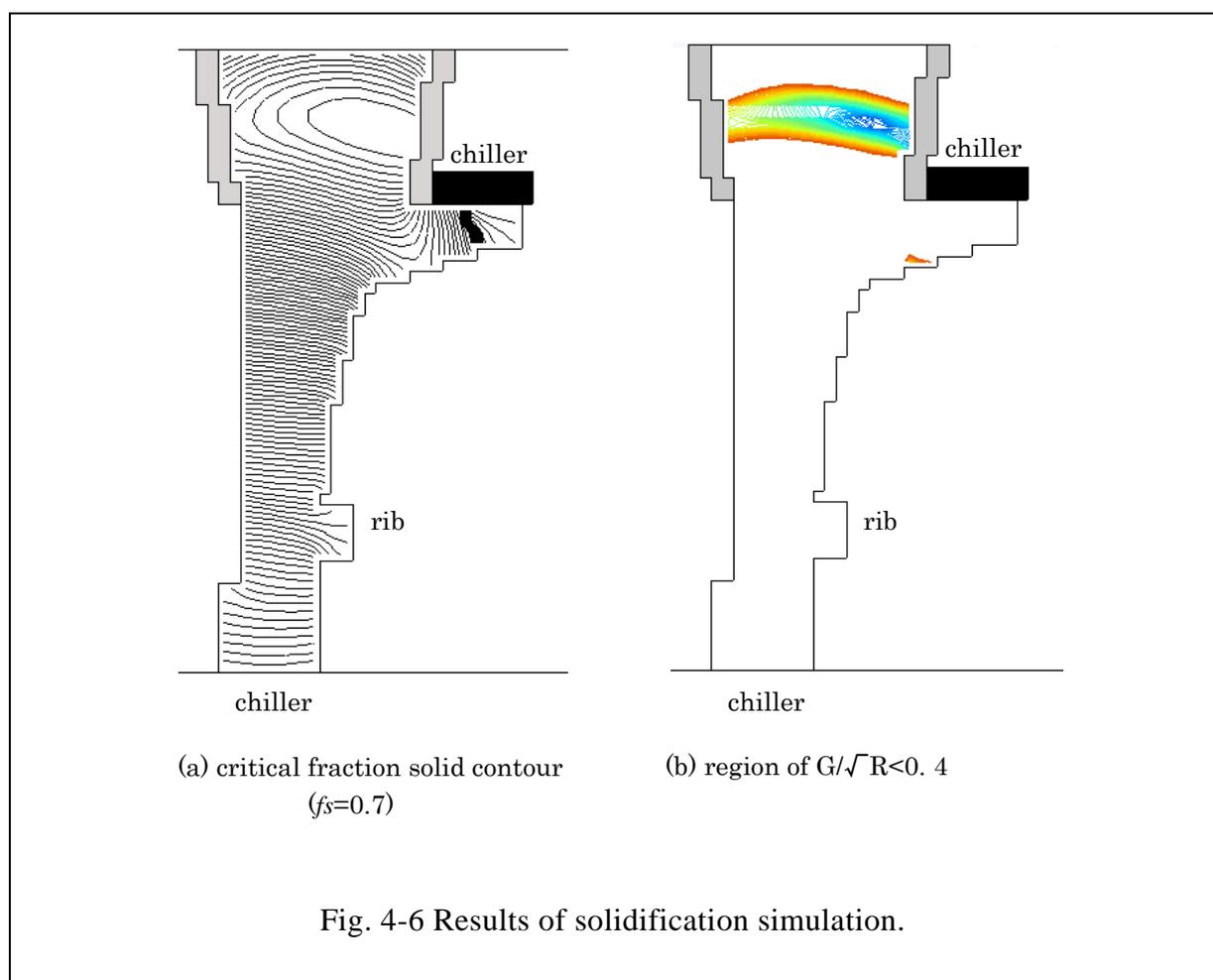


Fig.4-5 Porosity and solidification structures around the rib.

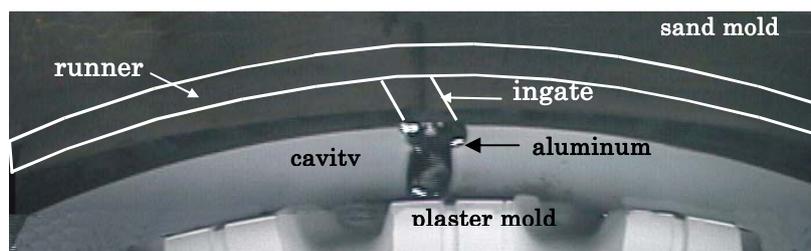
4. 3. 結果および考察

4. 3. 1. タイヤモールド鋳物の欠陥発生状況と湯流れの直接観察

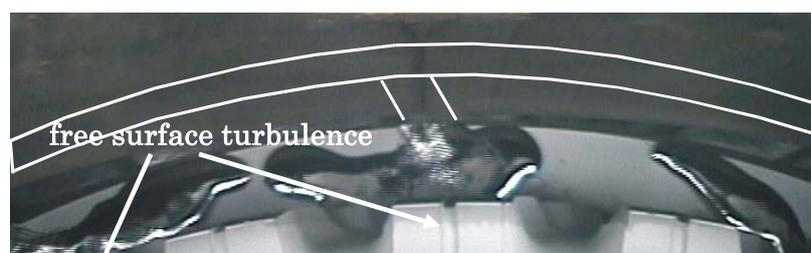
Fig.4-4 に通常の方案により鋳込んだタイヤモールド鋳物のカラーチェック結果を示す。欠陥は鋳物下部の通称リブ付近に認められた。Fig.4-5 にマイクロ組織と欠陥の観察結果を示す。鋳物下部に見られる欠陥の多くは丸い形状をしており、その形状から欠陥は引け欠陥よりもガスに起因する例えばピンホール欠陥であると考えられる⁵⁾。Fig.4-6 に凝固解析結果を示す。Fig.4-6(a)は固相率 $f_s=0.7$ における等固相率法の結果を示しており、下部の冷やし金により指向性凝固が行われていることがわかる。なお固相率 $f_s=0.4$ の場合も同様に指向性凝固が確認された。また Fig.4-6(b)は G/\sqrt{R} 法による欠陥評価結果を示しているが、欠陥発生危険領域は鋳物内にほとんど無い。凝固解析による欠陥判定の結果からは、引け欠陥の発生する可能性は低と考えられた。



一方ガス欠陥の要因としては、溶湯の水素ガス、鑄型からのガス吸収および湯流れ中の巻き込みなどによるガス吸収が考えられる。溶湯の水素ガス量については、鑄込み直前に取り鍋内でアルゴンガスバブリングすることにより 0.001 L/kg 以下に管理されている。このことから、溶湯中の水素によるガス欠陥は発生しにくいと考えられる。また、鑄型からのガス吸



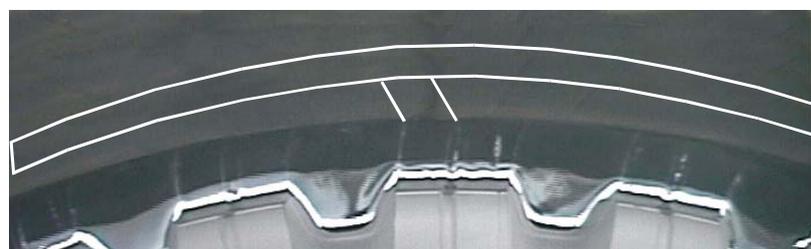
(a) 3s



(b) 5s



(d) 13s



(e) 43s

Fig.4-7 Observed mold filling sequences of the tire mold aluminum casting.

収については、石膏鑄型を背面から減圧することで鑄型から発生するガス（主に水蒸気）を鑄型外に排出している。石膏鑄型ではこのような減圧法が広く利用されており、鑄型からのガス発生に対する対策の有効性が確認されている⁶⁾。以上のことからリップ部のピンホール欠陥は、湯流れ中の巻き込みにより吸収されたガスが特定の部位に集中して発生したために発生したと考えられる。

Fig.4-7 にタイヤモールド鑄物の湯流れの直接観察結果を示す。流入速度は遅く、堰から緩やかに溶湯が流入する状態が観察された。その後注湯の途中段階で Fig.4-7(c)に見られるように堰前の湯面に乱れが認められた。溶湯面が押湯下部に達する段階では、Fig.4-7(d)に示すように、湯面は乱れもなく緩やかに上昇した。湯面の乱れはリップの位置付近において認められることから、堰からの流入状態が欠陥の発生に関係している可能性が考えられる。

4. 3. 2. 水モデルによる流れの直接観察

Fig.4-8 に水モデルでの流れ状態を示す。流入状態は Fig.4-6 の観察結果と類似している。初期流入は緩やかであるが、流入が進むと堰からの流入量が増加している。図中矢印は堰からの流入方向を示している。堰は鑄物に対して約 65° の角度で取り付けているが (65° 堰)、堰から流入した水は直角に近い角度で鑄型壁に衝突している。鑄型壁面に衝突した水は、上方に流れの向きを変え、また流入量の増加によりこの部分で水面の乱れが観察される。アルミニウム鑄物において溶湯表面の乱れが観察されているが、水モデルと同様の状態が鑄物でも生じているものと考えられる。特に Fig.4-8(c)中○で示した部分では、堰から流入した溶湯が鑄型に衝突することによる空気の巻き込みが観察されている。また湯口および湯道でも空気の巻き込みが発生し、白濁した水が観察される。

方案の改善には堰からの流入を工夫することと湯口系の設計全体を再検討する方法が考えられるが、方案施工上の観点から堰の角度について検討を行った。Fig.4-9 は堰の取り付け角度を 65° から 25° に変更した場合 (25° 堰) の水モデルによる湯流れ状態を示す。図中矢印は流入方向を示しているが、堰の取り付け角度を変更することにより水は鑄物の周方向に流入する。鑄型の衝突角度も浅く、また鑄型壁との衝突強度も弱い。流れの観察結果からは Fig.4-8 の場合に比較すると鑄型への衝突による空気の巻き込みは少ない。すなわち流入状態が改善されたと考えられる。なお、水モデルではリングの $1/3$ をモデル化しているため、流入方向の左部に水が溜まっており、逆方向の右部には水がない状態となっている。

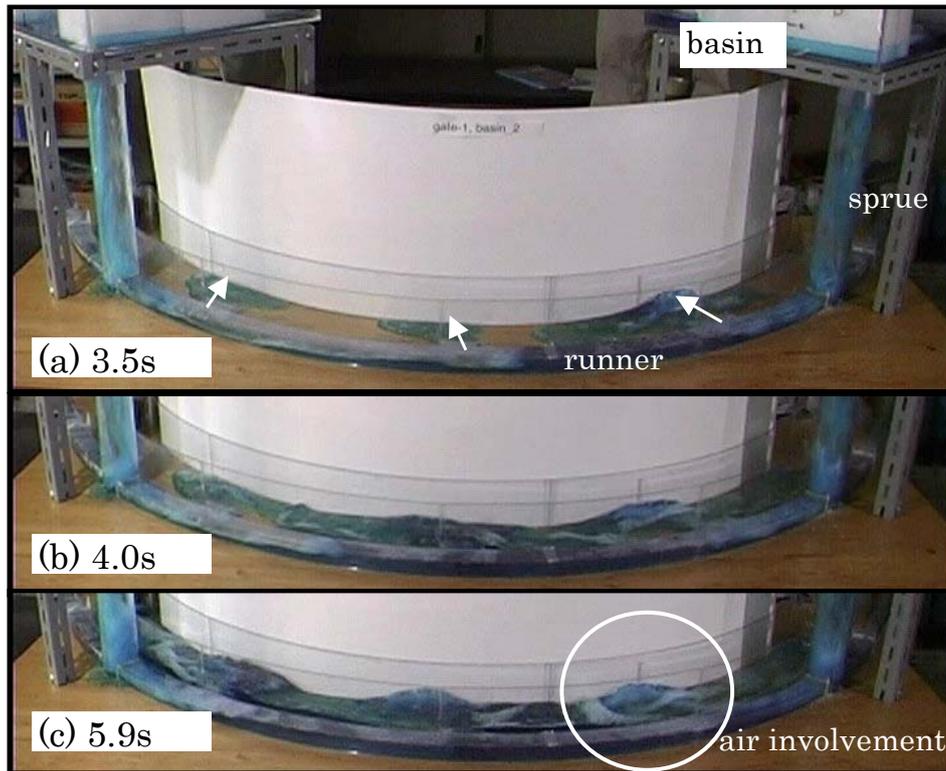


Fig.4-8 Observed mold filling sequences in the water simulation experiment (previous ingate).

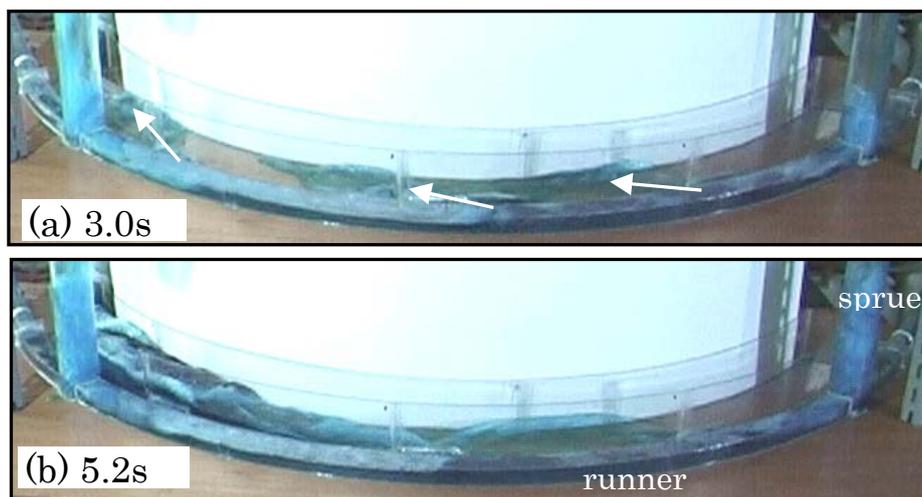
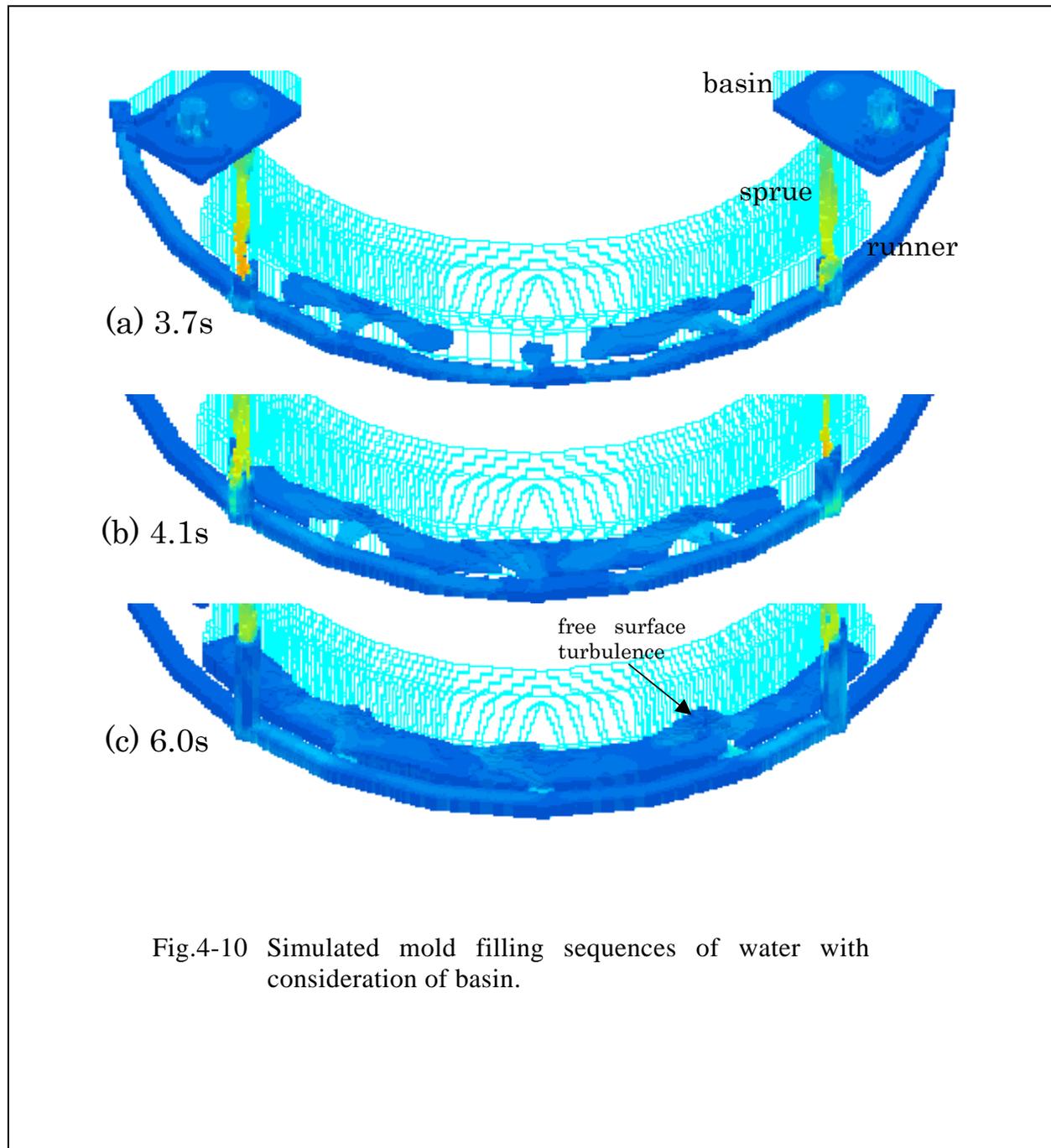
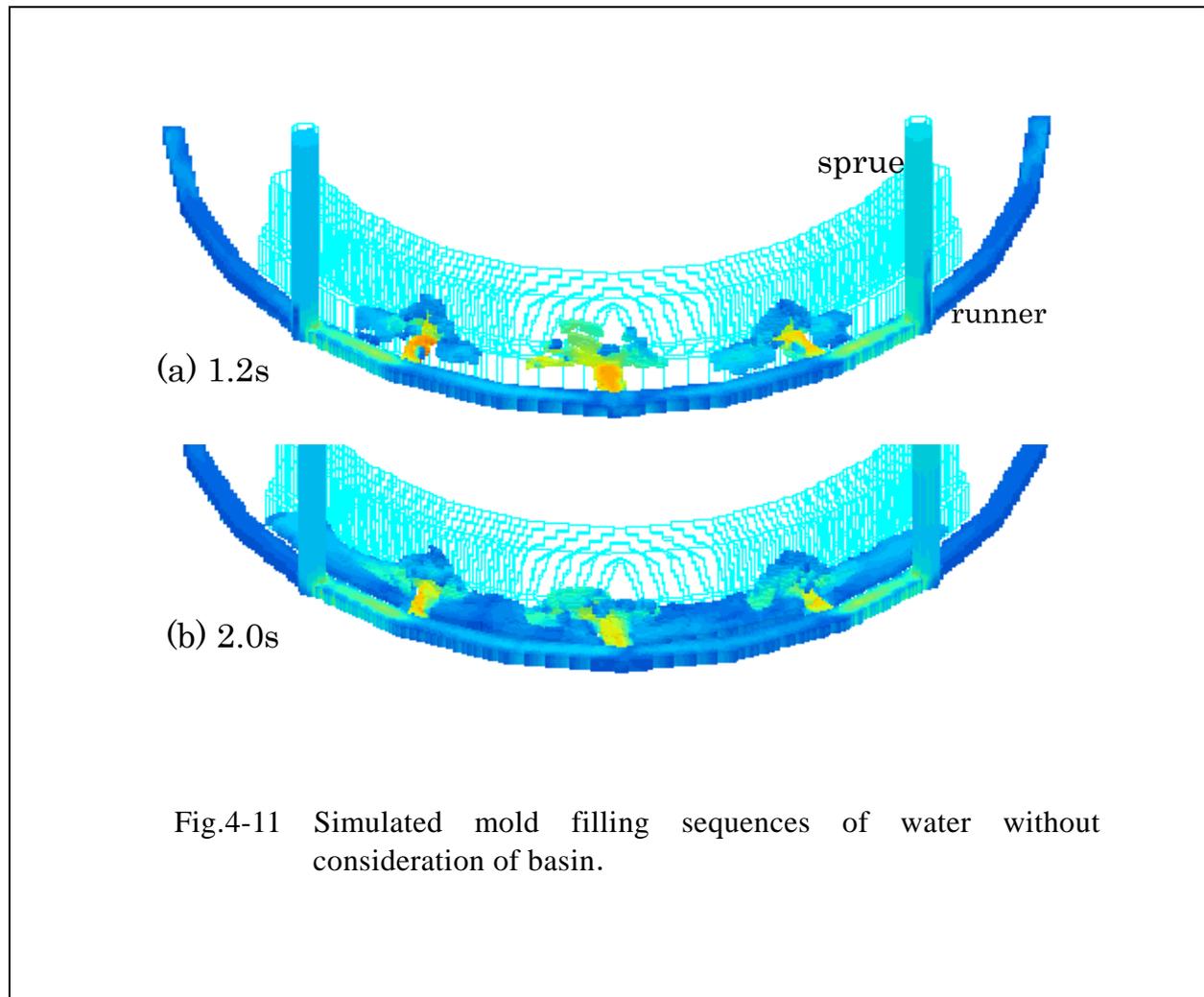


Fig.4-9 Observed mold filling sequences in the water simulation experiment (modified ingate).



4. 3. 3. 湯流れの数値解析

実生産では湯口棒の上に設けた湯だまりに取り鍋から手作業で注湯している。そこで、解析においても湯だまりを考慮し、湯だまり上部の一部を流入境界（圧力境界）とし溶湯を自由落下させる流入条件とした。なお、流入要素面積と湯口面積は等しくし、圧力0 Paの圧力境界条件を用いて計算を行った。Fig.4-10に水モデルの解析結果を示す。堰からの流入方向、



速度、時間は水モデルの実験結果とほぼ一致している。また、鋳型壁面に水が衝突する状態が認められる。衝突部分では溶湯が上方向に跳ね上がり湯面の乱れを生じている。これは水モデル Fig.4-8(c)に対応しており、跳ね上がった水（溶湯）によりこの部分で空気の巻き込みが発生すると考えられる。

次に湯だまりを設けずに湯口棒の上面全面に圧力境界条件を設定した場合について計算を行い、Fig.4-10と比較検討した。Fig.4-11に湯だまりを考慮しない場合の解析結果を示す。溶湯は一気に流入し、鋳型壁に激しくぶつかる。堰からの流入方向は水モデルと同等であるが、流入速度と時間は実験結果と異なる。Fig.4-11では湯口棒を溶湯が満たすように落下しており、すなわち縮流が起っていない。一方、湯だまりを介した水実験の Fig.4-9では湯口棒内を溶湯が十分満たさずに流入している。Fig.4-10の解析結果でも湯口棒は同様の状態である。このことから、重力鋳造法で湯だまりを介して注湯する場合には、湯だまりを含めて流入条件を設定することが、湯流れ解析の精度向上に有効であると考えられる。

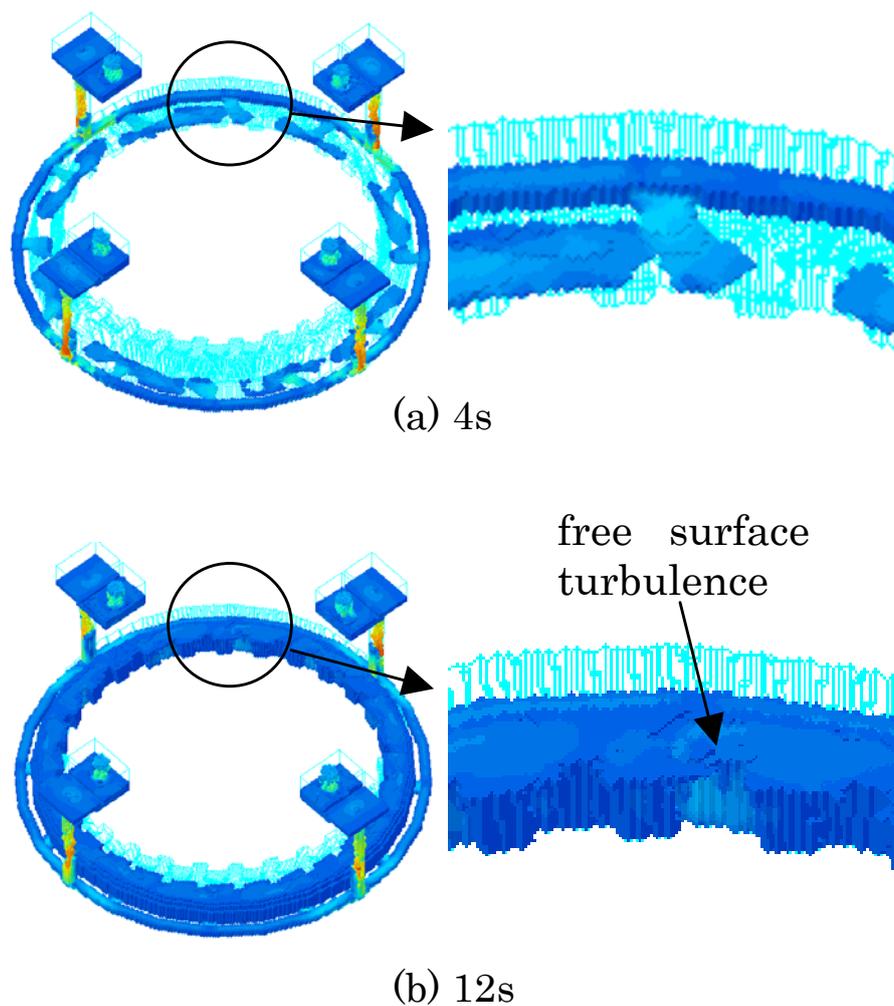


Fig.4-12 Simulated mold filling sequences of tire mold aluminum casting.

水モデルの結果を基にタイヤモールド鋳物の湯流れ解析を行った結果を Fig.4-12 に示す。Fig.4-7 の湯流れの直接観察結果と類似した流れ状態が得られた。すなわち最初堰から緩やかに溶湯が流入し、その後堰前の湯面に乱れが認められる。Fig.4-13 にリブ部を含む縦断面での湯流れ状態（速度ベクトル分布）を示す。鋳型壁面に衝突した溶湯は上方に向きを変え湯面に到達し、溶湯が湯面から跳ね上がるのが認められる。Fig.4-8、Fig.4-10 および Fig.4-13 の結果から、鋳型に衝突した溶湯によりガスの巻き込みが発生していると考えられる。湯面

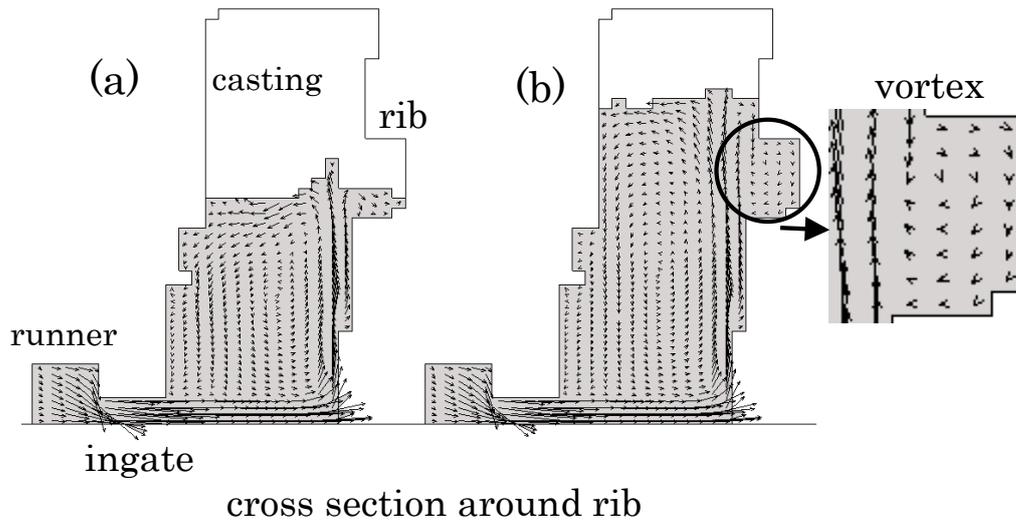


Fig.4-13 Simulated mold filling sequences around the rib of the casting when the previous ingate plan was used.

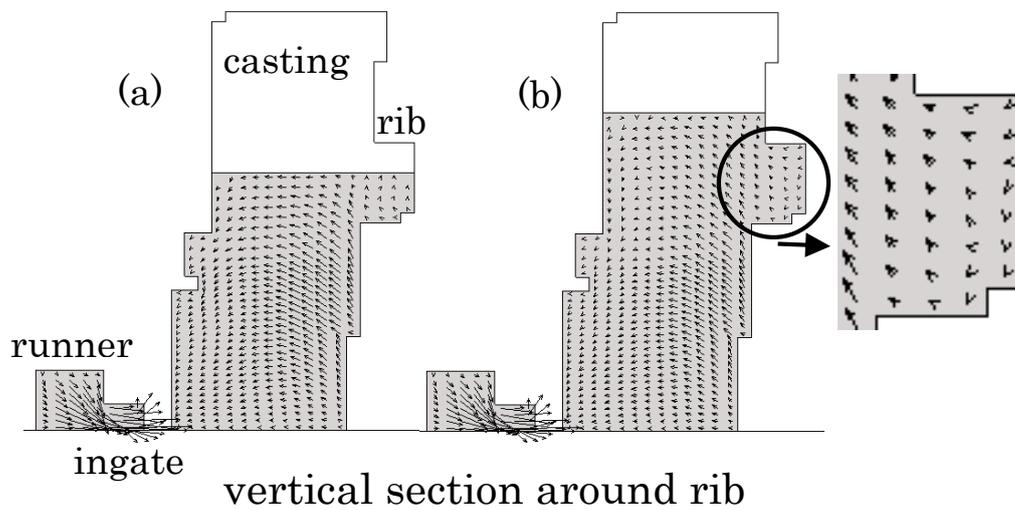


Fig.4-14 Simulated mould filling sequence around the rib of the casting when the modified ingate plan was used.

高さが高くなると湯面の乱れは少なくなるが、鋳物内で鋳型壁面を上昇する溶湯の強い流れが認められ、またリブ部の充満直前、直後でリブ部に渦流の発生が認められた。ピンホールの原因となるガスの巻き込みは鋳型との衝突以外にも湯口系で発生しており、両方がピンホール発生に影響していると考えられる。これらの巻き込まれたガスが渦流によりリブ部で捕捉され、ピンホールが発生したと考えられる。

Fig.4-14 に 25° 堰方案の湯流れ解析結果を示す。水モデル実験で明らかなように、堰から鋳物の周方向に溶湯が流入することにより、鋳型壁への衝突が弱くなっている。その結果 Fig.4-13 に見られる湯面の乱れも認められない。またリブ部での渦流もほとんど認められない。これらのことから、堰の取り付け角度を変更することにより湯流れ状態の改善が可能であることを示している。

湯口系での空気の巻き込みをするためには湯口サイズや湯口比などの方案検討がさらに必要であるが、検討した方案を用いて生産を行ったところ不良率の低減に効果が認められた。

4. 4. 結 論

重力鋳造で製造されている大型タイヤモールド・アルミニウム鋳物のポロシティを予測する目的で、凝固および湯流れ解析の応用を行った。また湯流れの計算精度を検証および向上させるために、水モデル実験および実鋳物の充填過程の直接観察結果と数値解析結果を比較した。さらに、計算精度に及ぼす注湯条件設定の影響を調べた。

以下は本研究で得られた主な結果である。

- (1) 湯口棒の上に湯だまりが設置され、さらに手動で注湯するタイヤモールド鋳物の重力鋳造の場合、流入境界条件の設定が計算結果に大きく影響することが分かった。すなわち、湯だまりを考慮せず、湯口棒の上部を完全充満とした圧力境界条件の場合、計算で得られた充填速度が水モデル実験および実鋳物の観察結果より速く、自由表面の乱れの程度も実際と大きく異なった。上記に対して湯だまりを計算モデルに取り入れ、湯だまり上部の一部を流入境界（圧力境界）にすると、計算結果は水モデルおよび実際の鋳物での直接湯流れ観察結果とよく一致するようになった。
- (2) 水モデル実験結果では、65° 堰を通過した後の水は鋳型壁に衝突し空気を巻き込む状態が認められた。また湯口系においても空気の巻き込みが認められた。計算結果においても水モデルと同様の結果が得られ、鋳型に衝突した水は湯面から上方に跳ね上がり、強い湯面の乱れを生じた。空気の巻き込みは、鋳型との衝突部分と湯口系で発生した。さ

らに湯流れ計算では、リブ部の充満直前および直後に渦流が発生した。

- (3) 凝固解析によるポロシティ推定法（等固相率法、 G/\sqrt{R} 法）からは、凝固収縮によるリブ部でのポロシティ発生の可能性はかなり低いことがわかった。さらに溶湯の水素濃度が低いこと、減圧鋳造法を利用していることを総合すると、リブ部のポロシティの発生は湯流れ中に巻き込まれたガスがこの部分に留まったことによると考えられた。
- (4) 堰の角度を 65° から 25° に変更した改良方案では、水モデル実験および数値解析の両方結果から、自由表面の乱れによるガスの巻き込みを抑え、またリブ部での渦流をなくすことにより、ポロシティを軽減できる可能性を示した。

参考文献

- 1) 大中逸雄：コンピュータ伝熱・凝固解析入門(丸善)(1985)
- 2) Y.Sako,I. Ohnaka ,J.D.Zhu,H.Yasuda : J.JFS,74(2002)235
- 3) J.D.Zhu, Itsuo Ohnaka: 2nd Pacific Rim International Conference on Modeling of Casting and Solidification Processes, Hitachi Japan (1995) 359
- 4) 加藤鋭次、野村宏之、大久保真一：日本ダイカスト協会論文集 2000 (2000) 171
- 5) 日本非鉄金属鋳物協会編：軽合金鋳物の欠陥写真集（日本非鉄鋳物協会）(1988)
- 6) 日本鋳物協会精密鋳造研究部会編：精密鋳造法(日刊工業新聞社)(1973)

第5章 吸引鑄造における湯流れ挙動の直接観察および数値予測

5.1. 緒言

減圧、吸引を利用した鑄造プロセスは、精密鑄物や薄肉鑄物などの高付加価値鑄物の製造に有効な方法として用いられている。例えばセラミックシェルモールド法では CLA プロセス¹⁾や CLV プロセス²⁾として、ダイカストでは真空ダイカスト法³⁾とし、砂型や石膏鑄型では背圧抵抗の軽減および鑄肌転写精度の向上などのために利用されている^{4,5)}。このような減圧、吸引を利用した吸引鑄造においては、減圧力および減圧速度は鑄型充てん挙動（溶湯の充てんパターン、自由表面の乱れおよびガスの巻き込み）に影響を及ぼすことが考えられるが、これらに関する研究はあまり報告されていない。

コンピュータによる数値解析を減圧鑄造に適用する場合、ガス吸引に伴う背圧の低下は溶湯充てんの駆動力となるため、背圧を考慮した湯流れ解析が不可欠である。背圧を考慮した湯流れ解析に関するこれまでの研究は、鑄型に通気性を持たないダイカスト又は金型鑄造に関するものがほとんどであった⁶⁻¹¹⁾。一方、鑄型に通気性を持つ砂型鑄造の場合については、木間塚、大中ら¹²⁾は砂型内のガス透過を考慮した背圧ならびに湯流れ解析手法を提案し、砂型重力鑄造法への応用を試みている。しかし従来研究は減圧鑄造プロセスへの適用例はあまりなく、減圧鑄造における自由表面移動およびガスの巻き込み現象をどの程度シミュレートできるのかが不明である。

湯流れ状態を調べるもう一つの有力な手段として直接観察がある。直接観察は、湯流れの物理現象の把握とともに、数値解析結果の妥当性の検証手段として有効である。直接観察法としては X 線透視法¹³⁻¹⁴⁾、水モデル^{15,16)}および石英ガラスなどを利用した鑄型¹⁶⁻¹⁸⁾などが利用されている。なかでも X 線透視法は 2 次元情報だけではなくガス巻き込みなどの 3 次元情報を含んでいることから、数値解析の比較検証に適した手段であると考えられる。しかしながら吸引鑄造法の湯流れ数値予測を目的として背圧を考慮した解析法の報告はほとんどなく、さらに湯流れ状態の直接観察と数値予測結果とを比較検討した報告はない。

そこで本章では、吸引鑄造プロセスにおける湯流れ挙動を明らかにし、湯流れの数値予測法を確立することを目的として、まず X 線透視法を用いて吸引鑄造における湯流れ状態の直接観察を行う。次に吸引システムをモデル化する。さらに鑄型内のガス挙動を考慮した解析^{11,12)}を行う。得られた数値解析結果と直接観察結果とを比較することにより、吸引プロセスの数値解析法について述べる。

5. 2. X線透視法による湯流れ観察の実験方法

実験に用いた鋳物および鋳型の形状・寸法を Fig.5-1 に示す。X線透視観察のため、鋳物形状は上下二枚の板状鋳物にした。板鋳物の寸法は 100mm×50mm で、厚さは下部板 A および上部板 B がそれぞれ 20mm および 10mm とし、A と B の間には 10mm 角のくびれ部を設けた。鋳型は高密度黒鉛板を機械加工して作製した。減圧のための吸引は B の右上部の鋳型内に加工した吸引口 (□6mm) より行った。溶湯は、減圧による大気圧との差圧により下部のゲートから鋳型内へ吸い上げた。鋳造合金は JIS AC4C を用い、注湯は 973K で行った。さらに湯流れ中のキャビティ内の圧力変化を、B の左上の鋳型内に加工した通気口 (□3mm) を通してピエゾ抵抗型半導体圧力センサ (応答速度 2msec) により測定した。

Fig.5-2 に吸引実験装置の模式図を示す。吸引は、減圧チャンバ (C1) 内の初期減圧力 (大気圧と C1 内の初期圧力差を指す) 20kPa、40kPa で行った。又減圧速度を制御するため、バッファチャンバ (C2, 初期圧力は大気圧) を経由するパス 1 と鋳型と C1 を直結するパス 2 の 2 経路を設けることにした。パス 1 の場合、バルブ SV2 が 1/4 回転開きで C1 の減圧力

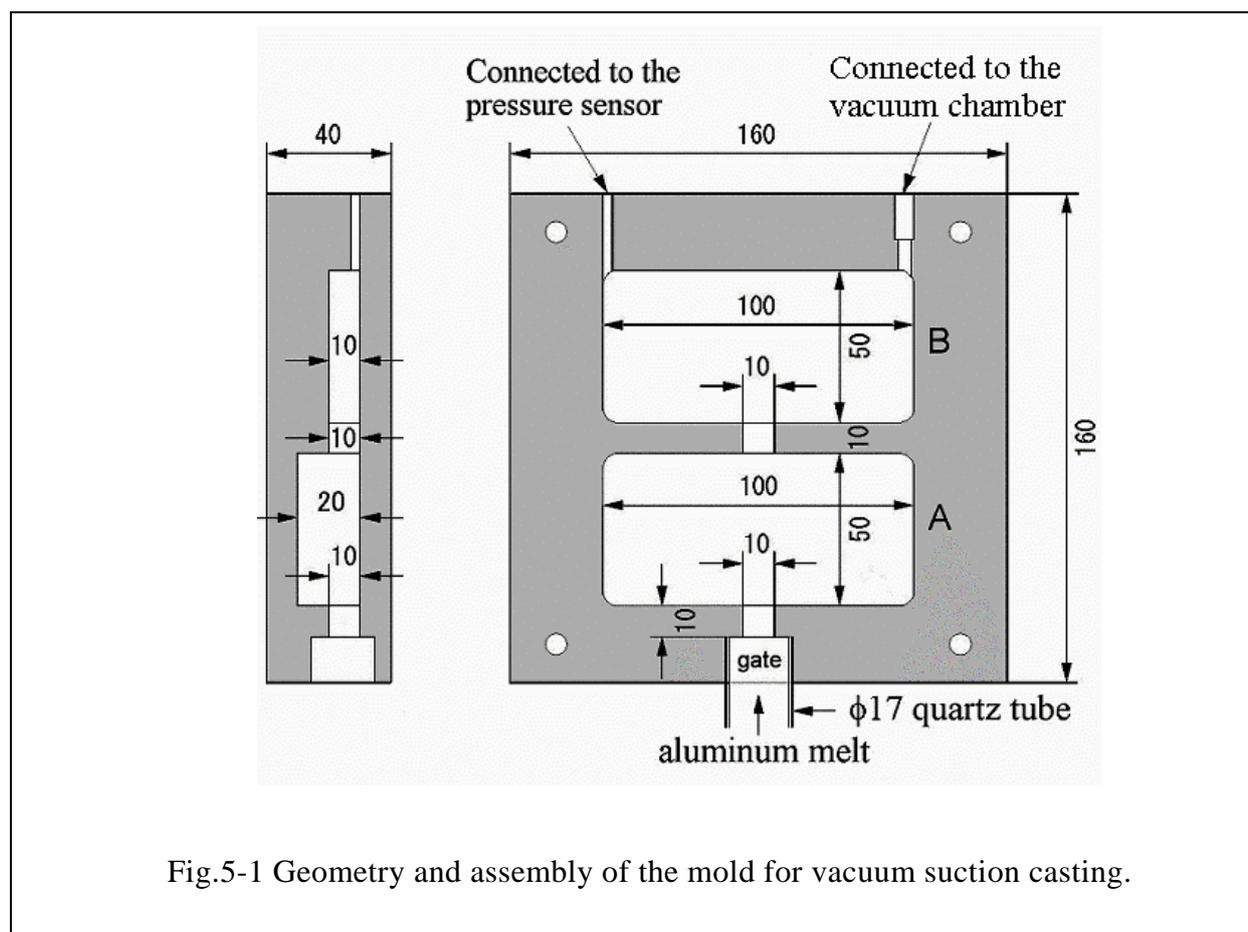


Fig.5-1 Geometry and assembly of the mold for vacuum suction casting.

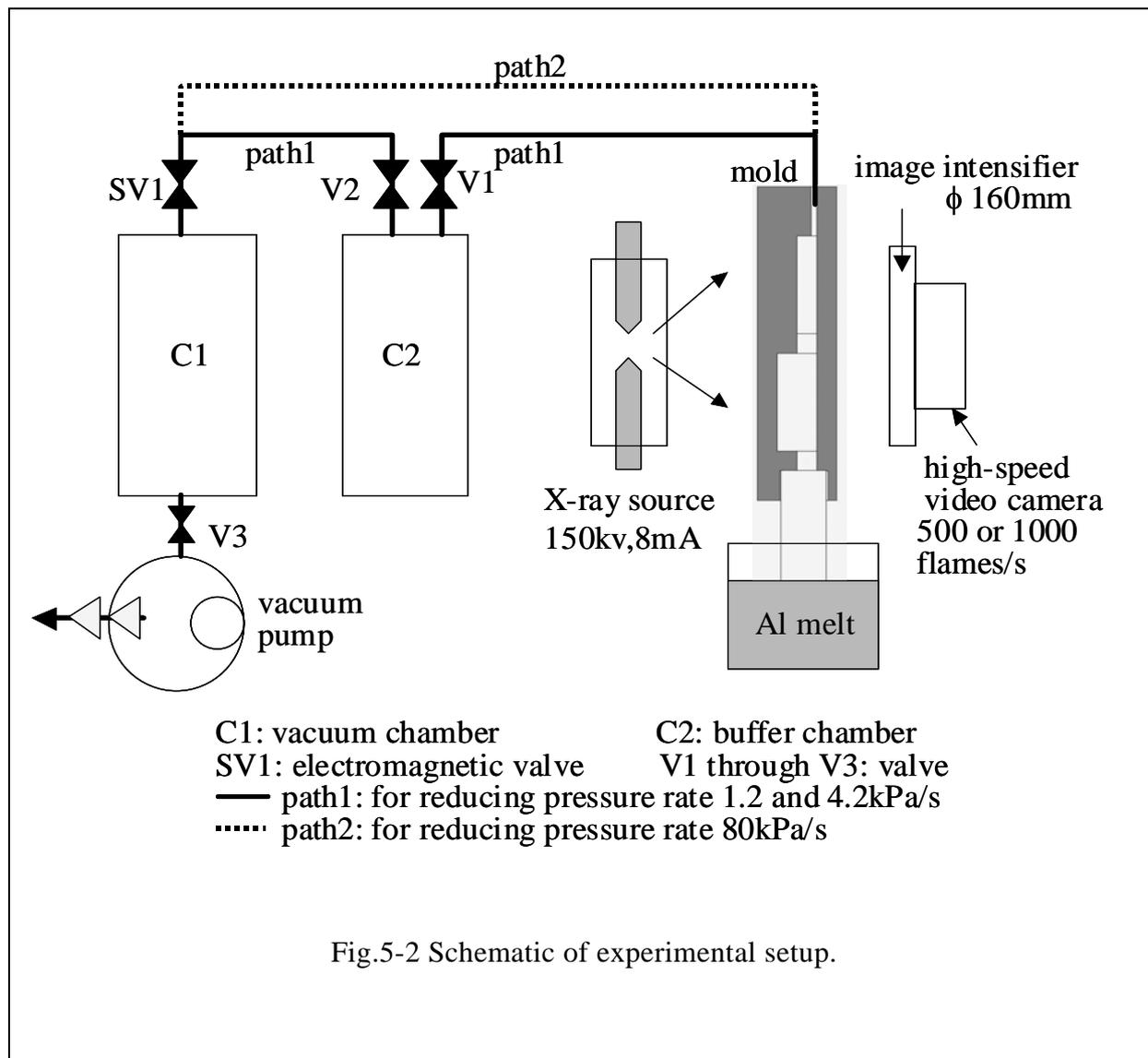


Fig.5-2 Schematic of experimental setup.

が 20kPa、および SV2 が 1/2 回転開きで C1 の減圧力 40kPa の 2 種類を吸引条件とした。それぞれの吸引条件における減圧速度は、約 1.2kPa/s および約 4.2kPa/s であった。また、パス 2 での吸引条件は C1 の減圧力 20kPa の 1 種類とし、このときの減圧速度は約 80kPa/s であった。なお減圧速度は、減圧開始から湯先が吸引口に到達するまでのキャビティ内の減圧力の平均上昇速度と定義した。

湯流れ過程の直接観察には湯流れ観察用の X 線透視装置を用いた¹⁹⁾。X 線のエネルギーを表す X 線管球電圧および電流はそれぞれ 150kV および 8mA とした。X 線透視画像は高速ビデオカメラにより 1 秒間あたり 500 フレーム又は 1000 フレームの録画速度で撮影した。さらに減圧力と湯流れ状態との対応を調べるため、撮影終了の出力信号によりビデオ撮影と圧力測定との同期をとった。

5. 3. 数値解析方法

湯流れ計算は、直接差分法¹⁹⁻²³⁾により開発された湯流れ解析コード^{11,12)}を改善して実施した。なお、ガス流れを取り扱うに当たり本解析では次のように仮定した。

- (a) 湯流れはニュートン流体の層流流れである。
- (b) キャビティ内のガスは理想気体として近似でき、すなわち理想気体の状態方程式に従う。
- (c) 「ガス圧、ガス密度、温度、グループ体積」を1つのガスグループ内のガス状態を表せる基本変数とし、同じガスグループの中でガス圧、温度、密度が位置に依存しないとする。

吸引中のベントホールからのガス排気速度は、鋳型内キャビティの背圧と減圧チャンバ、バッファチャンバのガス圧とを次に示す方法により連成させることで計算を行った。

5. 3. 1. ガス排出速度と圧力損失

Fig.5-3 に1つの減圧チャンバと吸引パイプ、バルブによりなる単純な吸引装置のモデルを示す。この場合、吸引パイプ内で生じる圧力損失は次式で表される。

$$\Delta P = P_{ig} - P_C = \left(\lambda \frac{L}{d} + \zeta_1 + \zeta_2 + \zeta_3 + \zeta_4 \right) \frac{u_k^2}{2g} \rho_k \quad (5-1)$$

ここで P_{ig} : ガスグループのガス圧、 ig は吸引パイプと繋がっているガスグループ。 P_C : 真空チャンバーのガス圧。 L, d : パイプの長さ、直径。 g : 重力加速度。 u_k : パイプ内のガス移動速度。 ρ_k : ガスの密度。 λ : パイプによる摩擦損失係数。 $\zeta_1 \sim \zeta_4$: 入り口、曲がり、バルブ、出口による損失係数。

5. 3. 2. ガスの質量保存則

吸引パイプと繋がっているガスグループ ig の質量保存則は次の式で与えられる。

$$\frac{(\rho_{ig} V_{ig})^{t+\Delta t} - (\rho_{ig} V_{ig})^t}{\Delta t} = -S_v u_v^t \rho_{ig}^t \quad (5-2)$$

ここで ρ_{ig} : ガスの密度。 V_{ig} : ガス体積。 S_v : 吸引口の断面積。 u_v : ベント内での排出ガス速度 ($S_v u_v = S_k u_k$)。 添字 ig : ガスグループ番号、 v : 吸引ベント、 t : 時間、 Δt : タイムステップ。

さらに減圧チャンバのガス圧力の変化は次式で求められる。

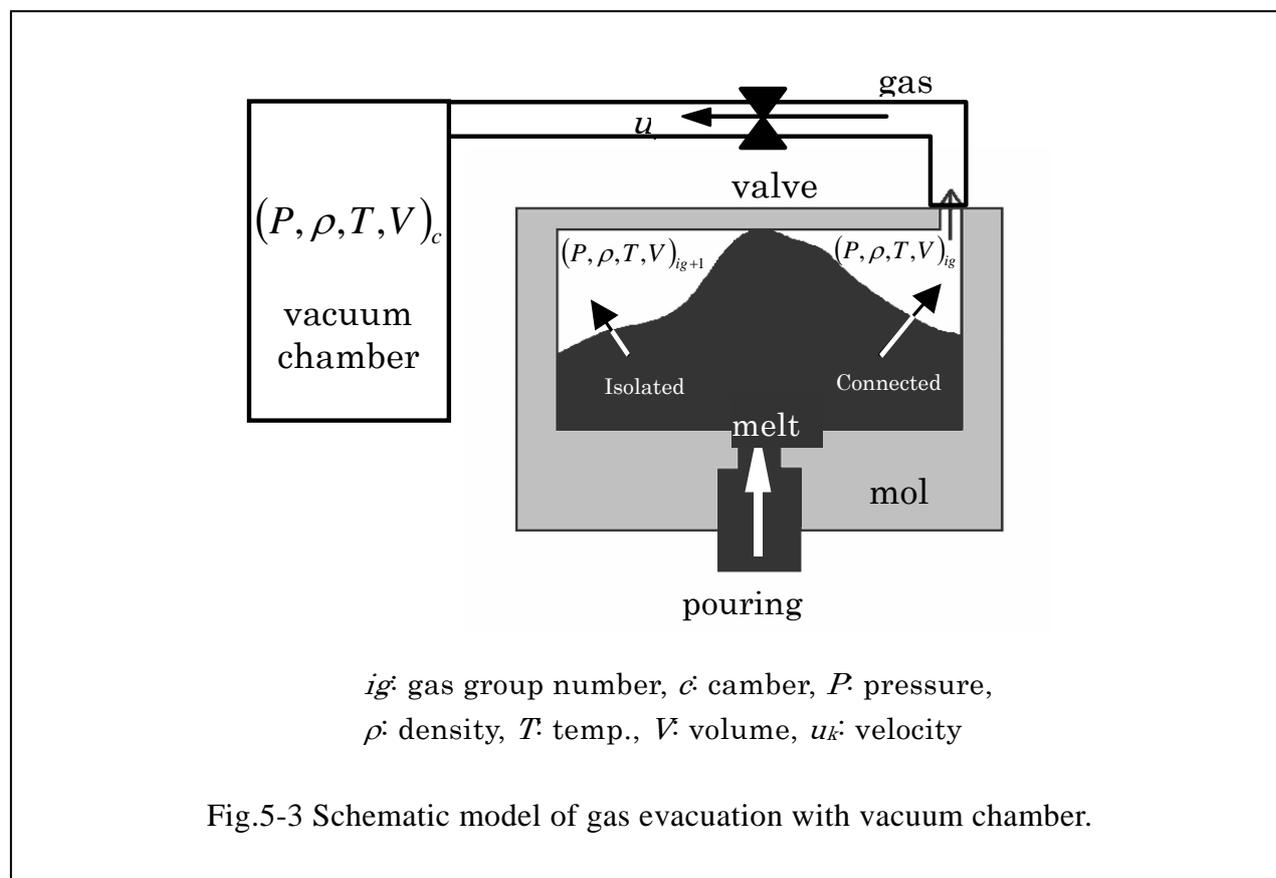
$$P_C^{t+\Delta t} = P_C^t + \frac{RT_C}{MV_C} (S_k u_k^{t+\Delta t} \rho_k^{t+\Delta t} \Delta t) \quad (5-3)$$

ここで P_C , V_C , T_C : チャンバー内のガスの圧力、体積、温度。 R : ガス定数。 M : ガスの分子量。

式(5-3)からわかるように、減圧チャンバの容積が小さくなると、吸引中におけるチャンバ内圧の変化は大きくなる。

式(5-1)の背圧 P_{ig} は湯流れ解析計算と連立させ、次のようにして求める。

- (i) 式(3-1)よりガス排気速度 u_k を求める
- (ii) 減圧チャンバのガス圧力 P_C を式(5-3)より求める
- (iii) 湯流れ解析により $V_{ig}^{t+\Delta t}$ を決定し、式(5-2)より背圧 P_{ig} を求める



5. 4. 結果と考察

5. 4. 1. X線透視法による湯流れの直接観察

X線透視法によって観察した湯流れの1例を Fig.3-4 に示す。なお減圧吸引条件は以下の通りである。

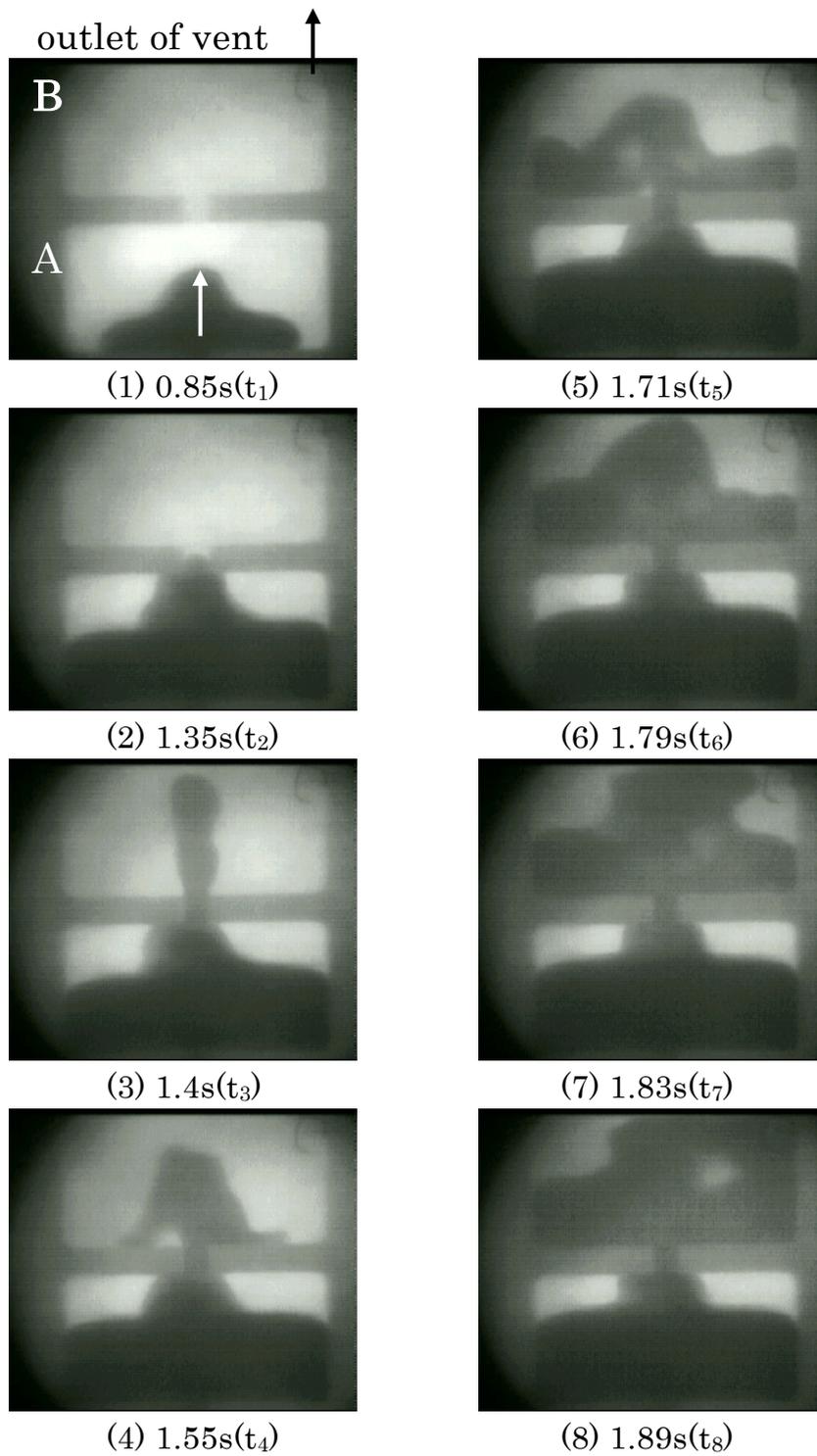
- ① 減圧チャンバ C1 の初期減圧力：20kPa。
- ② 減圧開始から湯先が吸引口に到達するまでの所要時間とその時点の減圧力：約 1.9s, 8kPa。
- ③ 上記から求めた減圧速度：4.2kPa/s。

Fig.5-4 中の白と黒の矢印はそれぞれ溶湯流入方向およびガス吸引（流出）方向を示す。又キャビティ A および B 内の黒い領域と白い領域は、それぞれ溶湯および空気（未充てん領域）に対応している。本実験条件で得られた湯流れ過程は下記の通りであった。

- ① キャビティ A の充てん中（充てんの初期段階）に、上昇方向（白い矢印の指す方向）への溶湯流速は速く、湯先中央部が凸状となった。又くびれ部に到達した時(Fig.5-4(2))に、左右両側に大きな未充てん領域が発生した。その後、未充てん領域内に閉じ込められたガスはくびれ部を經由して上部キャビティ B へ逃げる状態が動画観察で見られた。又充てん中キャビティ A 内の未充てん領域体積は多少減少したが、Fig.5-3(5)以後はほとんど変化しなくなった（これは溶湯静圧と未充てん領域内のガス圧とが釣り合い、ほぼ平衡状態になったためである）。
- ② 湯先が堰を通過した後、溶湯は噴水流的な流れパターン (Fig.5-4(3))となった。その後、重力効果により湯先が落下に転じ、又落下中に自由表面の乱れによるガスの巻き込み(Fig.5-4(4)-(8))があった。
- ③ 湯先が B の天井部に到達した時点 (Fig.5-4(7)) から、キャビティ B 内の未充てん領域は溶湯により2分割され、又左辺未充てん領域内のガスは外部へ流出できなくなったため、非対称な充てんパターンとなった。

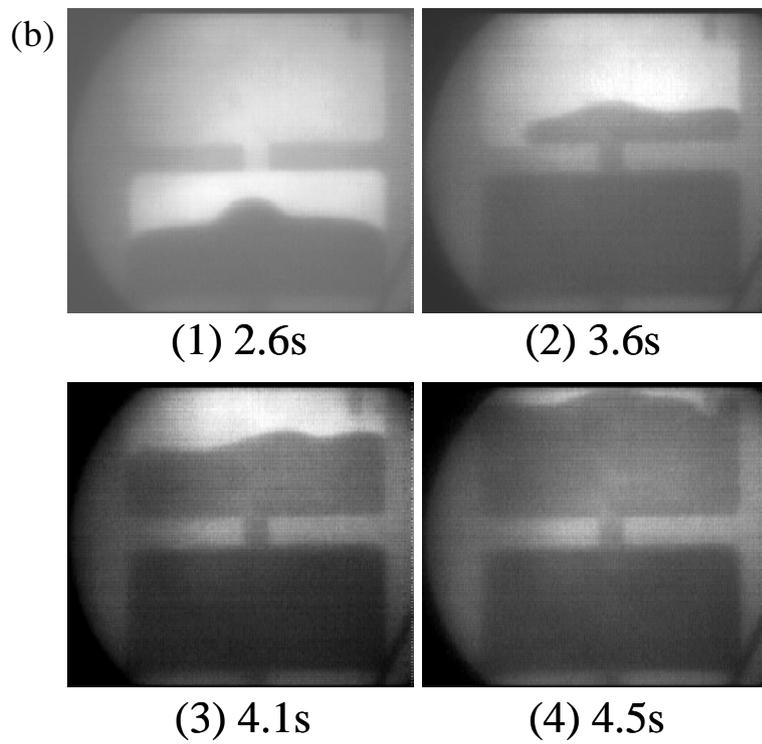
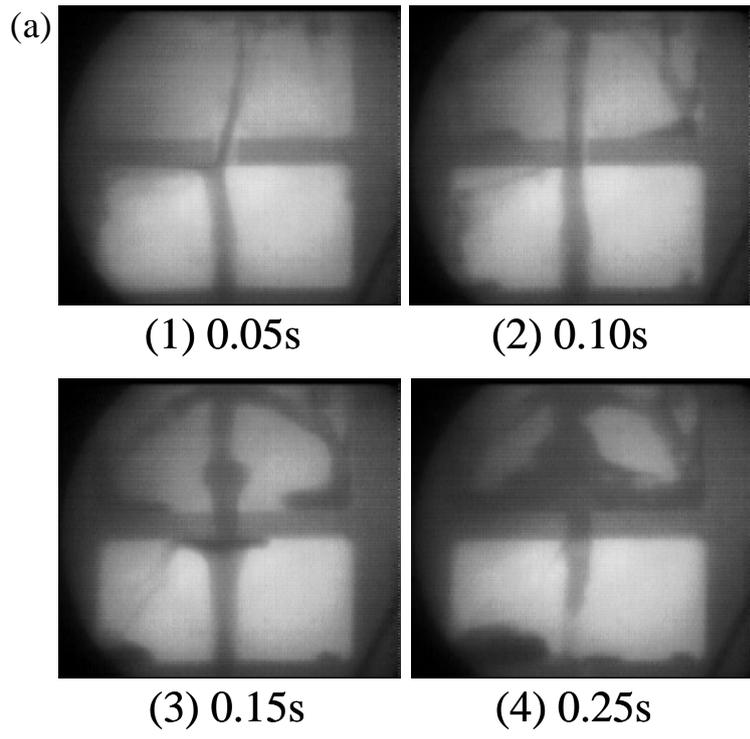
5. 4. 2. 鋳型充填挙動に対する吸引圧力の影響

Fig.5-5 に異なる吸引条件での鋳型充填挙動を示す。いずれも減圧チャンバ C1 の初期圧力は 20kPa である。Fig.5-5(a)は C1 と鋳型を直結したパス 1 の結果であり、Fig.5-5(b)は直結しないパス 2 の結果を示している。吸引開始から吸引口に溶湯が到達するまでの時間、およ



white arrow: pouring gate, black arrow: vacuum vent,
 A and B: lower and upper part of the casting

Fig.5-4 Directly observed mold filling patterns by X-ray at reduced pressure of 8kPa and reducing pressure rate of 4.2kPa/s.



(a) reduced pressure: 12kPa, decompression rate: 80kPa/s
 (b) reduced pressure: 6kPa, decompression rate: 1.2kPa/s

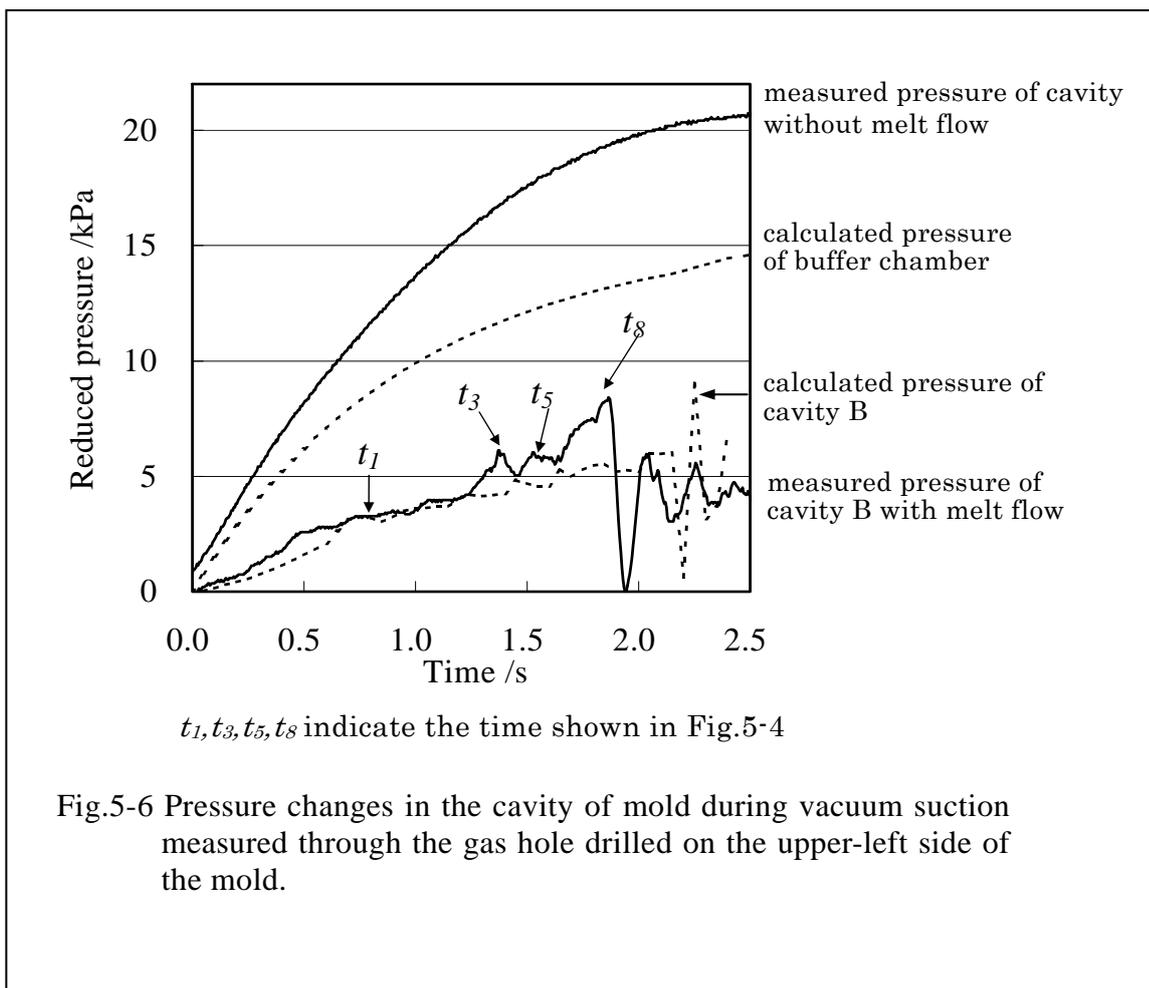
Fig.5-5 Directly observed mold filling patterns by X-ray.

びそのときの吸引圧力は、それぞれ Fig.5-5(a)の場合は 0.1s, 8kPa、また Fig.5-5(b)の場合は 5s, 6kPa であった。すなわち減圧速度は(a),(b)それぞれで 80kPa/s, 1.2kPa/s であった。

減圧速度の大きい Fig.5-5 (a)では、溶湯は湯口より一気に鑄型上部まで噴出した。0.1s で溶湯は吸引口に達しているが、その後も溶湯の慣性により 0.25s まで溶湯流入が進み、ほとんど鑄型が充てんされない状態で注湯は終了した。一方減圧速度が小さい Fig.5-5 (b)では、溶湯はキャビティ A から順次充てんされる。Fig.5-4 にみられたキャビティ A での未充てん部分、又キャビティ B でのガス巻込みはほとんど見られない。以上のように、減圧速度により湯流れ状態が大きく変化することから、鑄造方案の設計には湯流れ状態の把握とこれに基づく減圧速度の設定が必要であることがわかった。

5. 4. 3. 背圧の実測と計算結果

Fig.5-6 に鑄型内とキャビティ B の減圧の時間変化について、半導体センサによる測定と数値解析による結果を示す。実線は Fig.5-4 の実験での鑄型内減圧力変化で、上側が溶湯流



入をとまなう場合、下側が同じ実験条件で溶湯流入をとまなわない空試験の場合をそれぞれ示す。図中の t_1, t_3, t_5, t_8 は Fig.5-4 中の時間に対応している。Fig.5-6 と Fig.5-4 を比較した結果は次の通りである。

- ① Fig.5-6(3)以降で減圧力は増減を繰り返している。湯流れの動画観察ではこの時点でキャビティAの残留ガスがキャビティBに断続的に流入していることから、減圧力の増減はこの残留ガスの影響であると考えられる。
- ② Fig.5-6(8)は湯流れ観察からは溶湯が吸引口に達した時点に相当する。吸引口に到達した溶湯が吸引口を塞いだ結果減圧力が低下し、その後の溶湯流入は少なかった。
- ③ 2つの実線グラフで溶湯流入をとまなう場合と伴わない場合において圧力変化が大きく異なる。この傾向は減圧速度を変えた場合においても認められた。両者は溶湯吸引の有無が異なることから、溶湯流入に伴う湯面上昇が主な相違の理由である。
- ④ 計算により求めた背圧は大きく変動しており、実験結果と同様の結果が得られた。

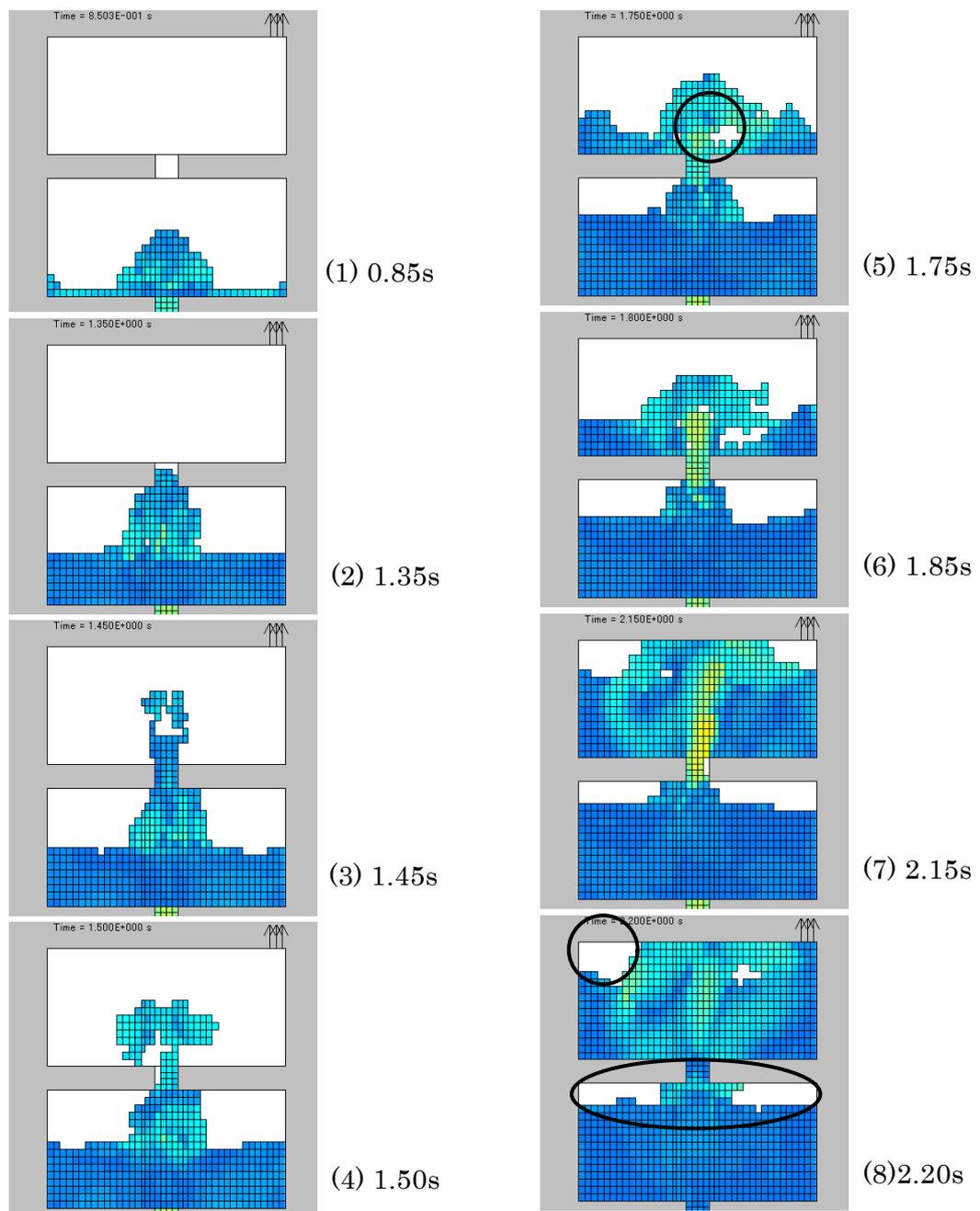
5. 4. 4. 実験と解析結果の比較

Fig.5-4 の実験に対して背圧を考慮した数値解析結果を Fig.5-7 に示す。解析条件は次の通りである。

- ① 湯口境界条件：圧力境界で 0kPa 一定（大気圧と溶湯の相対圧力として与えた）。
- ② キャビティ B で吸引口とつながっている未充てん領域の背圧：ガスパイプを通過するガス流れと連立させ、式(5-1)-(5-3)を用いて求めた。
- ③ パス 1（Fig.5-2 参照）内のガス流れは式(5-1)により考慮した。
- ④ ガスの温度は 973K で一定とした。
- ⑤ 計算は湯先が吸引口へ到達するまでとした。

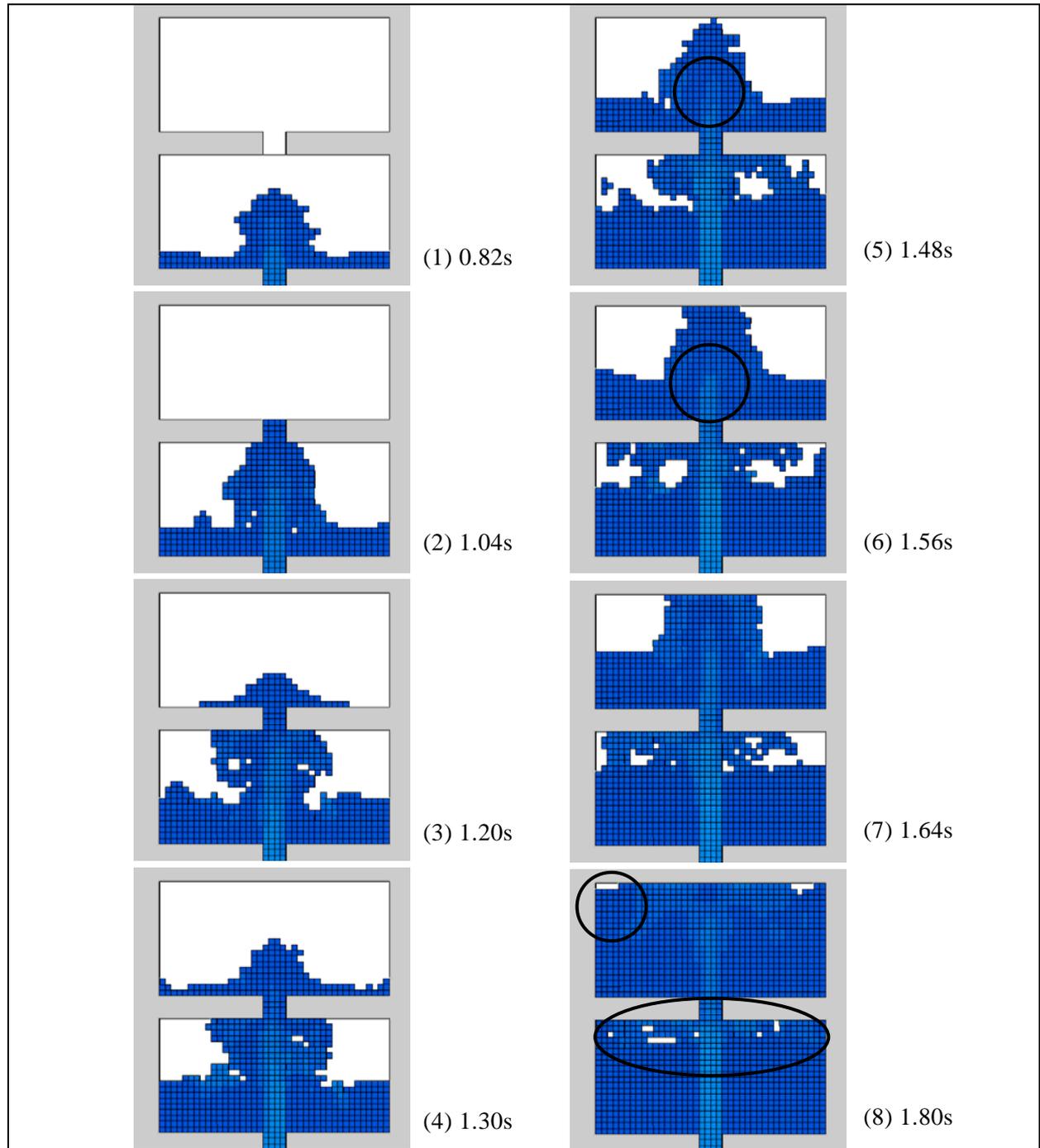
Fig.5-7 と Fig.5-4 を比較した結果は次の通りである。解析結果は大まかな充てん時間および自由表面形態はともに観察結果とよく一致している。Fig.5-4(5)に見られるガス巻き込みが、Fig.5-7(5)でも認められる。又 Fig.5-4(8)の B の吸引口側の充てんが進んでいる状態および A の上部の未充てん状態（湯まわり不良）について、Fig.5-7(8)でも同様の結果が得られている。なお、充てんは直接観察結果と比較して解析の方は遅く時間的な誤差が生じているが、これは吸引口における境界圧力の設定値（1次近似）と実測値とのずれが要因であると考えられる。

次に背圧を考慮しない場合（鋳型内の圧力を一定値 0 Pa とした）の数値解析結果を Fig.5-8 に示す。この解析では溶湯の圧力境界条件のみを用いており、湯口と鋳型内との相対的な圧



Circles show positions of gas entrapments, which agree well with the experiment shown in Fig.5-4.

Fig.5-7 Calculated mold filling patterns with consideration of gas evacuation and backpressure evolution (Calculation conditions corresponded to experimental ones shown in Fig. 5-4).



Circles show positions where characteristic flow patterns of vacuum suction casting were observed in Fig.3-4.

Fig.5-8 Calculated mold filling patterns without consideration of gas evacuation and backpressure evolution (Calculation conditions corresponded to the same experiment in Fig.5-4. However, differential pressure between melt in the pouring gate and gas in the cavity is simply used as the boundary pressure of melt at the entrance of pouring gate).

力差を与えている。すなわち湯口における溶湯圧力を 0.1kPa から 8kPa まで 1.9s で直線的に変化させている。Fig.5-8 中○を記した部分を Fig.5-4 の観察結果および Fig.5-7 の解析結果と比較すると、湯流れ状態が大きく異なる。Fig.5-8(5)-(8)ではガス巻き込みは再現されていない。溶湯の充てんも比較的左右対称に進む。又、A 上部の未充てん部分も最終的には充てんされる。鋳型内の背圧を考慮しない数値解析では吸引鋳造における湯流れ状態を正しく計算できていない。一方、鋳型内の背圧を考慮した数値解析では自由表面形態、大まかな充てん時間、B の非対称溶湯充てん、ガス巻き込みおよび A 上部未充てん部の発生のいずれも観察結果とほぼ一致した。

以上のことから、背圧を考慮した湯流れ解析は重要であり、本章で提案した数値解析法は吸引鋳造法における湯流れ状態の数値予測に有効であることがわかった。

5. 5. 結 論

吸引鋳造法における湯流れ挙動を X 線透視装置により直接観察した。又、鋳型内背圧（減圧）を考慮した数値解析を行った。さらに数値解析結果と直接観察結果を比較し、吸引鋳造法における湯流れの数値予測の可能性について検討した。得られた結果は次の通りである。

- (1) X 線透視装置による直接観察では残留ガスによるガス巻き込み状態、非対称溶湯充てん状態又湯まわり不良部など、吸引および背圧の発生により生ずる湯流れ状態を確認することができた。
- (2) 減圧速度が 80kPa/s の場合、溶湯は湯口から一気に鋳型上部まで噴出し、吸引口をふさぐことで注湯が停止した。減圧速度が 1.2kPa/s の場合、溶湯は下部より順次充てんされ、良好な湯流れ状態が観察された。吸引速度により湯流れ状況が大きく変化することから、湯流れ状態を把握し適切な吸引速度の設定を行うことが重要である。
- (3) 背圧を考慮しない数値解析では、ガス巻き込み状態や自由表面形態などが湯流れ観察と異なる結果であった。
- (4) 背圧を考慮した数値解析では、充てん時間、自由表面形態、ガス巻き込み位置、非対称溶湯充てんおよび背圧による未充てん状態など観察結果とおおむね一致した。本実験で得られた湯流れパターンの特徴をシミュレートでき、吸引鋳造法の湯流れ予測が可能である。

参考文献

- 1) G.D.Chandley: 25th ICI Annual Meeting (1977), p.7
- 2) 宮野光憲：金属 **82**(1982) 61
- 3) 日本鑄造工学会編：鑄造工学便覧（丸善）(2002)
- 4) 日本鑄物協会精密鑄造研究部会編：精密鑄造法(日刊工業新聞社)(1973)
- 5) 出来尚隆、北原耕一、久保公雄、岡崎清治、三上昭：日立金属技法 **13**(1997)77
- 6) K.Tnakak,I.Terashima,H.Nomura: IMONO **65** (1993) 277
- 7) Y.Ohtsuka,T.Ono,K.Mizuno,E.Matsubara: IMONO **60** (1988) 757
- 8) I.Takahashi,T.Uchida: Report of 133th JFS Meeting **133**(1998) 121
- 9) J.D.Zhu and I.Ohnaka: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII, London (TMS) (1995) 23
- 10) G.Backer,M.Ranganathan, et al.,:North American Die Casting association, (2001)1
- 11) A.Kimatsuka,I.Ohnaka,J.D.Zhu,T.Ohmichi: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes X, Florida(2003)335
- 12) A.Kimatsuka,I.Ohnaka,J.D.Zhu,A.Sugiyama,T.Kamitsu:Int. J. Cast Metals Res., **15**(2002) 149
- 13) R.W.Ruddle:The Running and Gating Sand Casting, The Institute of Metals, London (1956)16
- 14) K.Masabayashi,H.Okamoto: IMONO **30**(1958)738
- 15) S.Kashiwai,H.Kureta,I.Ohnaka,J.D.Zhu,S.Egawa: J.JFS **75** (2003) 682
- 16) (財)素形材センター編：湯流れ可視化計測技術とコンピュータシミュレーション (1994)
- 17) S.Kashiwai,I.Ohnaka,J.D.Zhu: J.JFS **73**(2001)592
- 18) 大中逸雄、大政光史、池田孝史、中村孝夫：日本ダイカスト協会論文集(1992)58
- 19) I.Ohnaka, H.Yasuda, A.Sugiyama and T.Ohmichi : Trans. Indian Institutes of Metals, **58**(2005),603
- 20) 大中逸雄：コンピュータ伝熱・凝固解析入門(丸善)(1985)
- 21) M.Ohmasa,I.Ohnaka: IMONO **63** (1991) 817
- 22) J.D.Zhu and I.Ohnaka: Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes VII, London (TMS) (1995) 971
- 23) J.D.Zhu,I.Ohnaka: IJ.JFS **68** (1996) 668
- 24) I.Ohnaka: Solidification Analysis of Castings, Selected Topics on Ice-Water Systems and Welding and Casting Processes, (Hemisphere Pub.)(1991)

第6章 総括

本研究は、鑄造過程において鑄物の品質を大きく左右する溶湯の湯流れ状態とこれに起因する欠陥について、直接観察による湯流れ状態の把握と湯流れ解析による鑄造欠陥の予測を目的としたものである。特に、溶湯粘性が関与する湯回り不良、湯境、湯じわ、ピンホールの欠陥予測と、吸引鑄造法における湯流れ解析法の開発を行った。湯回り不良は溶湯粘性が上昇し溶湯流動が停止することにより発生する。そこで、溶湯粘性の取り扱いと流動停止の判定による湯回り不良の予測法を提案し、板状鑄物を用いて湯回り不良予測の可能性を検討した。湯回り不良にならない場合でも、溶湯温度の低下による湯境、湯じわ欠陥の発生が考えられる。これらの欠陥の発生には、溶湯合流および合流時の固相率が関係していると考えられる。そこでベクトルと固相率を用いた評価法を提案し、さらに3種類の板状鑄物の湯流れを直接観察することで、これらの欠陥の数値予測の可能性を検討した。

次に溶湯流動中の巻き込みによる欠陥について、大型タイヤモールド鑄物の場合を例に湯流れおよび凝固解析の総合的な評価からポロシティ欠陥の発生原因を検討した。さらに、水モデルによる流れの観察を行い、湯口境界条件による湯流れ解析結果の相違について比較検討することで、ピンホール欠陥の対策を行った。

つづいて、吸引鑄造法における湯流れ中のガス巻き込み現象を、X線透視装置によりリアルタイムに観察した。吸引鑄造法の湯流れ解析のために、吸引チャンバおよび鑄型内のガス圧を考慮した解析法を提案し、X線透視装置による直接観察結果と比較することで解析精度を検証した。

本研究で得られた結果を総括すると以下のようなになる。

第1章では本研究を行う目的、従来の研究をふまえた研究の背景、および本論文の構成について述べた。

第2章では、凝固を伴う流れの予測のために溶湯の粘性変化を考慮した数値解析法を提案した。これに流動停止の評価をあわせて行うことにより、湯回り不良予測法を開発した。すなわちマッシー凝固の代表的合金である Al-Si 系 AC4C 合金について、湯流れ中に晶出した固相は液相とともに移動すると仮定し、溶湯の見かけの粘性を固相率の関数を用いて求めることで湯流れ中の粘性変化を考慮した。さらに自由表面の固相率を求め、固相率が臨界値を越えた場合に流動停止するとして湯回り不良の予測を行った。粘性変化を考慮した場合としない場合では、湯流れ状態、温度分布、流速分布ともに解析結果が大きく異なった。すなわ

ち、溶湯の温度低下が大きい薄肉鋳物などの湯流れ状態の解析および湯回り不良の予測には、粘性変化の考慮は不可欠であると考えられた。一方、見かけ粘性推定式では f_{sc} および k により粘性の変化状態が変わる。このため流動停止距離は、これらの係数の値により変化する。また、鋳型と溶湯間の熱伝達係数によっても変化する。これらの係数を適切に選ぶことにより、流動停止の予測が可能であることを示した。板状鋳物の湯流れ解析結果からは、壁面からの冷却により流路が制限されること、その結果湯先部の流速が遅くなり先端部の固相率が上昇して流動停止に至る状態が予測された。AC4C 合金板状鋳物の鋳造実験の結果、解析による流動停止時間および流動長はともに実験結果と良く一致した。組織観察の結果では、流動停止した湯先部分に多数の欠陥が認められた。一方、水モデルによる観察結果から、堰直下においてガスの巻き込みが観察され、また粒子が流れに沿って湯先に移動する状況が観察されたことから、巻き込まれたガスが湯先に移動する可能性を示唆した。ここで開発した湯回り不良予測法は、市販されている湯流れ・凝固解析ソフトウェア (JS-CAST) の流動停止モジュールとして実用化され、鋳造現場で利用されている。

第3章では、板状鋳物を用いた湯流れの直接観察を行い、湯境、湯じわ欠陥の予測法を提案した。板状鋳物の実験の結果、流動停止後に溶湯が合流した場合は湯境欠陥が、流動状態で溶湯が合流した場合は湯じわ欠陥が発生した。合流する溶湯温度が低くなるに従い、合流部での組織差が明瞭になり、特に湯境欠陥の試料では合流部には明瞭な界面が存在し、かつ多数の空隙が観察された。溶湯合流箇所を温度法、固相率法、速度ベクトル法の3種類の方法で判定したところ、速度ベクトル法が実験結果と最も良い一致を示した。さらに、速度ベクトルと固相率を合わせた評価法により湯境および湯じわの予測を試みた。板状鋳物と堰の位置を変化させた2種類の合計3種類の鋳物を用いて実験を行ったところ、数値解析で固相率 f_s が 0.05-0.52 の範囲の合流点は湯じわに、0.52-1.0 の範囲の合流点は湯境に対応した。以上により、速度ベクトルと固相率を併せた評価方法により湯境および湯じわの数値予測の可能性を示した。

第4章では、重力鋳造法で製造されているアルミニウム製タイヤモールド鋳物を事例として、凝固、湯流れ解析および直接観察からピンホールなどのガス欠陥の欠陥評価とその対策について検討した。湯流れの直接観察および水モデルを用いた流れ可視化実験より、湯口境界条件の設定が湯流れ解析の精度に大きく影響することを示した。湯口境界条件として単純に圧力境界条件を用いた場合、実際の湯流れを精度良く再現できないこと、湯口直上の湯だまりを考慮し圧力境界条件を用いて計算を行うことで水モデルとよく一致した解析結果が得

られることを示した。湯流れ解析および水モデル実験から、リブ部のポロシティは堰から流入時に巻き込まれたガスがリブ部で捕捉されたために発生したと推定した。堰から鋳物内に溶湯が流入する角度を鋳物円周の接線方向に変更することで、リブ部でのガス捕捉の低減が可能となことを湯流れ解析により示した。これらの結果をもとに実生産されている鋳物の湯口方案を改良し、欠陥を低減した。

第5章では、鋳型内のガスを吸引し圧力差により鋳造する吸引鋳造法の湯流れ状態予測を行った。吸引鋳造の湯流れ状態については明らかではないため、X線透視装置を用いて直接観察した。さらに背圧と吸引チャンバの圧力変化を考慮した湯流れ解析を提案し、解析結果と直接観察結果と比較した。直接観察では、残留ガスによるガス巻き込み、背圧の発生により非対称的な溶湯充てん挙動が生じることなど、吸引により生じる特有の湯流れ状態を確認した。また、減圧速度が大きい場合、溶湯は湯口から一気に鋳型上部まで噴出すること、適切な減圧速度を設定することによりガス巻き込みや未充てん部分のない良好な湯流れが得られること、すなわち吸引速度の設定が鋳物の製造に重要であることを示した。鋳型内の背圧(減圧)を考慮した数値解析では大まかな充てん時間、自由表面形態、ガス巻き込み位置、非対称の溶湯充てん挙動および背圧による未充てん状態など観察結果と良い一致が見られ、本研究で提案した数値解析法により吸引鋳造法の湯流れ予測が可能であることを示した。

第6章では本研究を総括した。

ダイカストをはじめとした薄肉鋳物では、流動中に容易に固相が析出し固液共存状態での湯流れ現象が生じることが知られている。さらにレオキャストリング、チクソキャストリングなど半溶融・凝固状態での鋳造も広く行われている。このため、固液共存状態での湯流れ解析は今後も重要な課題である。本研究では、固相は液相とともに流動すると仮定し、固液共存溶液の見かけの粘性を固相率の関数として取り扱う方法が、湯回り不良、湯境、湯じわの欠陥予測に有効であることを示した。しかし、高速あるいは高圧で溶湯を射出する場合には、見かけ粘性に対するせん断応力の影響が無視出来ないと考えられる。また固相が停止し液相がデンドライト間を流動するダルシー流れを取り扱うための直接観察実験も重要である。また、溶液の粘性は流動中の鋳型への熱移動の状態によっても大きく変化する。本研究では熱伝達係数は一定としているが、熱伝達係数の設定により湯流れ状態は大きく変化することから、粘性変化を考慮した湯流れ解析においては熱伝達係数の設定が重要であり、さらに湯回り不良の高精度予測には熱伝達係数の速度あるいは時間依存の考慮が必要である。また、

本実験で介在物、気泡の移動が観察されたが、介在物や気泡の移動については本研究では考慮していない。今後 particle tracking 法などによる検討が必要である。

湯じわの予測については実験結果の発生位置とほぼ一致した結果が得られたが、その形状（模様）については現状では一致するまでに至っていない。これは粘性が低い湯流れでの合流判定精度が低いこと、湯溶表面での酸化被膜の生成や表面張力の考慮をしていないことなどが要因であると考えられるが、今後これらを考慮した欠陥予測の検討が必要である。また、粘性のせん断速度依存性の考慮、熱伝達係数の速度あるいは時間依存性の考慮が湯回り不良予測の場合と同様に必要である。さらに、溶湯の合流部では溶湯の衝突によるガス巻き込みや表面酸化物の破碎、巻き込みが発生し、鑄造欠陥につながるということが知られていることから、これらを同時に考慮した欠陥予測が今後不可欠である。

ガス巻き込みについては、吸引鑄造のガス巻き込み挙動の直接観察を行うことで、背圧を考慮した湯流れ解析の妥当性を示すことが出来た。さらに、湯口系での巻き込み現象が鑄造欠陥に影響していることを示した。しかし、ガス巻き込み欠陥の直接予測法については研究報告が少ないことから、ダイカストなどの高速充てん時のガス巻き込み挙動、半熔融・半凝固スラリーを用いた場合の湯流れ状態の直接観察を行い、ガス巻き込みと鑄造欠陥の関係を明らかにすることが必要であると考えられる。

謝 辞

本研究遂行ならびに本論文の執筆に当たりご親切なご指導とご鞭撻を賜った大阪大学工学部 大中逸雄名誉教授、大阪大学大学院工学研究科 安田秀幸教授に深く感謝の意を表します。また、種々の御助言、御教示を頂きました Multi-Flow software Co., Ltd 朱 金東先生に心から感謝申し上げます。

さらに本研究における実験の実施に当たり多岐にわたり御助言、御指導を賜りました兵庫県立工業技術センター 兼吉高宏様、平井章雄様、株式会社 IHI 木間塚明彦様、大阪大学工学研究科 大道徹太郎技官、株式会社ヤマニシ 呉田博司様、江川勝一様に厚くお礼申し上げます。

研究を側面から支えてくれました妻朋枝および家族に心から感謝いたします。

最後に、兵庫県立工業技術センター、株式会社ヤマニシ、株式会社 IHI など、本研究の実施に当たり多大な協力を頂きました皆様に深く感謝いたします。

本論文に関する公表論文（5件）

1. 「タイヤモールド鋳物の湯流れ数値解析と直接観察との比較」
柏井茂雄、呉田博司、大中逸雄、朱金東、江川勝一
鋳造工学 75(2003),682
2. 「吸引鋳造における湯流れ挙動の直接挙動の観察と数値予測」
柏井茂雄、大中逸雄、木間塚明彦、兼吉高宏、大道徹太郎、朱金東
鋳造工学 76(2004),309
3. 「Numerical simulation and X-ray direct observation of mold filling
during vacuum suction casting」
S.Kashiwai,I.Ohnaka,A.Kimatsuka,T.Kaneyoshi,T.Ohmichi,J.Zhu
International Journal of Cast Metals Research 18(2005),144
4. 「AC4C 合金板状鋳物の湯流れ及び流動停止の数値予測」
柏井茂雄、朱金東、大中逸雄
鋳造工学 73(2001),592
2001年鋳造工学会論文賞受賞
5. 「AC4C アルミニウム合金鋳物の湯境・湯じわの観察と湯流れ解析による数値予測」
柏井茂雄、大中逸雄、兼吉高宏、朱金東
鋳造工学 78(2006),245

本論文に関する国際学会プロシーディング（3件）

1. 「Numerical simulation and X-ray direct observation of mold filling
during vacuum suction casting」
S.Kashiwai,I.Ohnaka,A.Kimatsuka,T.Kaneyoshi,T.Ohmichi,J.D.Zhu
Modeling of Casting and solidification Processes VI (Kaohsiung) (2004),107
2. 「Effect of Meshing and Viscosity on Mold Filling Simulation」
S.Kashiwai, J.D.Zhu,I.Ohnaka
Modeling of Casting and solidification Processes IV (Seoul) (1999) ,169
3. 「Effect of Viscosity and Solidification on Mold Filling Behaviour」
S.Kashiwai, J.D.Zhu,I.Ohnaka

本論文に関連する共同発表 (1件)

1. 「Computer Simulation of Casting -Recent Development-」

I. Ohnaka, J.D. Zhu, T. Ohmichi, S. Kashiwai and H. Yasuda
Second International Conference on Processing Materials for Properties
(TMS) (2000), 1043

本論文に関する口頭発表 (10件)

1. 「タイヤモールドモールドの流動解析」

柏井茂雄、呉田博司、江川勝一、朱金東、大中逸雄
日本鑄造工学会関西支部秋季大会(2000)

2. 「重力鑄造の湯流れシミュレーションにおける湯口境界条件の設定」

柏井茂雄、呉田博司、江川勝一、朱金東、大中逸雄
日本鑄造工学会関西支部秋季大会(2001)

3. 「リング状アルミニウム合金鑄物の湯流れ解析」

柏井茂雄、呉田博司、江川勝一
日本鑄造工学会第139回全国大会 (2001)

4. 「Numerical simulation and X-ray direct observation of mold filling

during vacuum suction casting」

S. Kashiwai, I. Ohnaka, A. Kimatsuka, T. Kaneyoshi, T. Ohmichi, J.D. Zhu
Modeling of Casting and solidification Processes VI (Kohsiung) (2004), 107

5. 「吸引鑄造法における湯流れ挙動の直接観察及び数値予測」

柏井茂雄、大中逸雄、木間塚明彦、兼吉高宏、大道徹太郎、朱金東
日本鑄造工学会第143回全国大会(2003)

6. 「溶湯粘性を考慮した湯流れ解析」

柏井茂雄、朱金東、大中逸雄
日本鑄造工学会第137回全国大会発表(2000)

7. 「Effect of Meshing and Viscosity on Mold Filling Simulation」

S.Kashiwai, J.D.Zhu,I.Ohnaka

Modeling of Casting and solidification Processes IV (Seoul) (1999),169

8. 「Effect of Viscosity and Solidification on Mold Filling Behaviour」

S.Kashiwai, J.D.Zhu,I.Ohnaka

Modering of Casting,Welding and Advanced Solidification Processes IX

(Aachen) (TMS) (2000),326

9. 「AC4C 合金板状鋳物の湯流れ及び流動停止の数値予測」

柏井茂雄、朱金東、大中逸雄

日本鋳造工学会第 140 回全国大会発表(2002)

論文賞記念講演

10. 「AC4C アルミニウム合金鋳物の湯境と湯じわの観察と数値予測」

柏井茂雄、大中逸雄、兼吉高宏、朱金東

平成 18 年度日本鋳造工学会関西支部秋期支部講演大会(2006)