

第3章 ランナー分岐部における 樹脂流動挙動の実験解析

3.1 緒言

前章では、静的可視化法の代表的存在であるショートショット法を樹脂流動パターン観察に適用した場合に形状誤差が含まれることを、汎用ガラスインサート金型を用いて実証すると同時に、本金型を用いた動的可視化の有効性を示した。本章では、汎用ガラスインサート金型により、解明が求められている型内成形現象の中から、多数個取り成形におけるランナー内での樹脂流動挙動を題材とし、その流動現象を詳細に明らかにすることで、成形プロセス解析ツールとしての本金型の実用性を確認する。

射出成形品は、量産性を向上させるために多数個取り金型により成形される場合が多い。多数個取り成形では、成形品の重量バラツキ等が問題となっている。特にレンズ等の精密成形品では、密度の不均一により複屈折が生じるために大きな問題となっている。これらの問題を回避するために、多数個取り金型では、スプルーから各キャビティまでのランナー長さが均等になるように設計が行われている。また、長さの均等化が不可能な場合には、図3.1に示すようなゲートやランナーの断面寸法を調整し各キャビティへ流れる樹脂量のバランスをとるゲートバランス、ランナーバランスなどの対策が行われている⁹⁰⁾。しかし、前者については、ランナー長さを均等化してもキャビティ内への流動タイミングに差が生じるという報告^{91)、92)}がなされている。また後者の場合では、数値シミュレーション解析結果に基づいたり⁹³⁾⁻⁹⁶⁾、成形現場での試行錯誤によるゲート・ランナー寸法の調整により応急的な処置が施されているのが実状である。すなわち、これら成形品重量バラツキ等の発生原因を具体的に検討した研究は、これまで見られない。

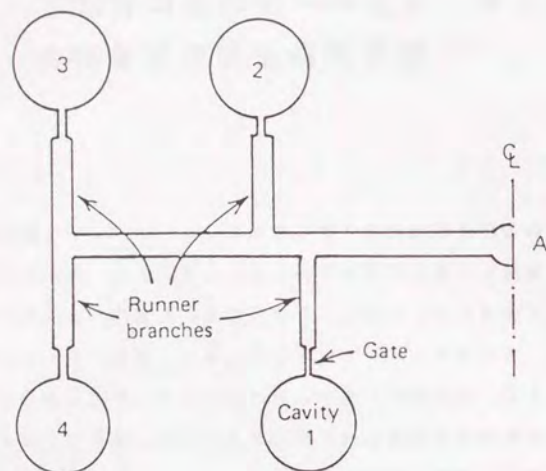


図3.1 ゲートバランスおよびランナーバランスの例^{*)}

本章では、成形品重量バラツキ等の原因解明には、ランナー内での樹脂流動挙動を詳細に直接観察することが重要であるとの考えに基づき、汎用ガラスインサート金型を用いて、3個取り金型のランナー分岐部における樹脂飛び出し挙動の可視化解析を行う。

3.2 実験方法

3.2.1 ランナー内樹脂流動挙動の観察方法

図3.2は、本章で使用した3個取り金型のスプルー・ランナー・キャビティ形状を示している。ランナー分岐部の中心Oを原点とする S_1 、および S_2 、 S_3 軸で構成される座標系で、フローフロント位置を表すこととする。また、各ランナーを、時計回りにそれぞれ R_1 、および R_2 、 R_3 と呼称する。ランナー内樹脂流動挙動観察実験ではA領域を、分岐部での樹脂飛び出し形状観察実験ではB領域を、高速ビデオシステム（機ナック：HSV-400）を用いて毎秒200コマでそれぞれ撮

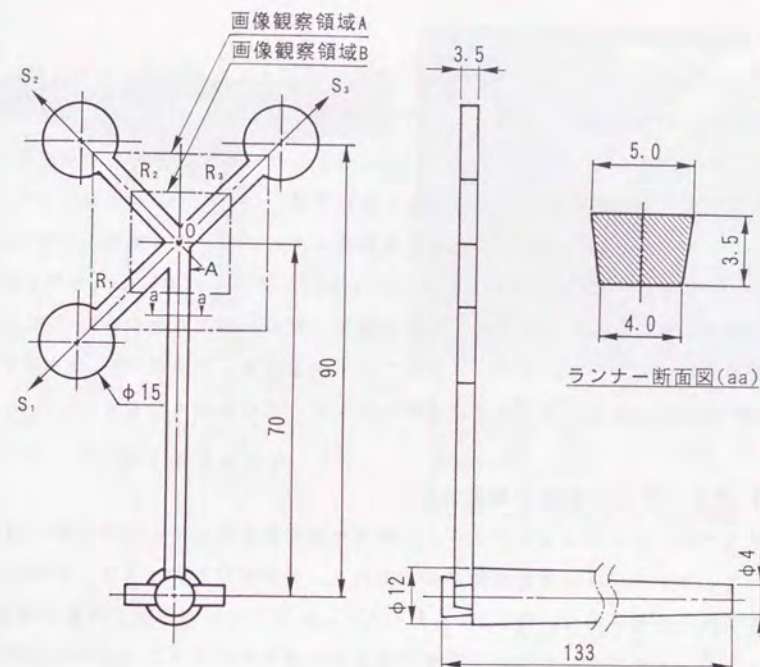


図3.2 スプルー・ランナー・キャビティ形状（単位：mm）

表3.1 成形条件

樹 脂	PP				PMMA
フ ィ ラ ー	—	ガラス 繊 維	タルク	硫 酸 バリウム	—
フィラー充填率 (vol%)	—	8. 13	6.13.18	8. 12	—
射 出 率 (cm ³ /s)	1.3. 1.7 6.6.86.0	1.5. 10	1.5. 105	1.5	1.0. 8.
樹 脂 温 度 * (°C)	215				240
金 型 温 度 ** (°C)	50				80

*) ノズル部設定温度

**) 金型温度器設定温度

影した。

表3.1に成形条件を示す。本実験では、結晶性樹脂としてポリプロピレンPP（三井石油化学工業㈱：ハイボールJ700）、および非晶性樹脂としてアクリルPMMA（三菱レーヨン㈱：アクリベツトVH）を使用した（粘度特性等の樹脂物性および適用成形条件範囲については巻末の付録参照）。また、これとは別にフィラーの充填が流動挙動に及ぼす影響を検討するために、ガラス繊維、タルク、硫酸バリウムを表3.1に示す体積充填率で、上記PPにそれぞれ混入したものも評価の対象とした。実験に使用した射出成形機は、東洋機械金属㈱製のTi-80G（型締力80tonf）である。さらに本研究では、走査型電子顕微鏡SEM（日本電子㈱：JSM-5200）を使用して、成形品内部のフィラー配向状況の観察を行った。

3.2.2 ダイスウェル挙動の観察方法

本研究では、キャピラリレオメータ（㈱東洋精機製作所：キャピログラフ1B）を用いて、ランナー分岐部での飛び出し形状と、成形樹脂のダイスウェル特性との相関関係を検討した。図3.3は、ダイスウェル比とせん断速度の概算方法を示している。キャピラリ出口から定常状態までの樹脂のダイスウェル形状を詳細に計測するために、前節の高速ビデオシステムにより、図3.3(a)に示すようなキャピラリ出口付近の拡大撮影を行った。そして、得られた画像から画像解析装置（㈱ナック：ID-8000）を用いて、ダイスウェル比を算出した。

表3.2に計測条件を示す。表中のキャピログラフ実験のせん断速度は、図3.3(b)に示すランナー内流動観察画像から求めた単位時間当たりの流量 Q を、式(3-1)に代入することで計算されたせん断速度 $\dot{\gamma}$ にほぼ一致するように選択されている。すなわち、表3.2の 91s^{-1} 、 608s^{-1} は、射出率 $1.5\text{cm}^3/\text{s}$ 、 $105\text{cm}^3/\text{s}$ の場合のせん断速度にそれぞれ対応している。

3.3 ランナー内樹脂流動挙動観察

3.3.1 各ランナー内での流動挙動差

図3.4は、フィラー未充填PPおよびガラス繊維13vol%充填PPをそれぞれ成形して得られたランナー内流動挙動観察画像を示している。両方の場合とも、R1

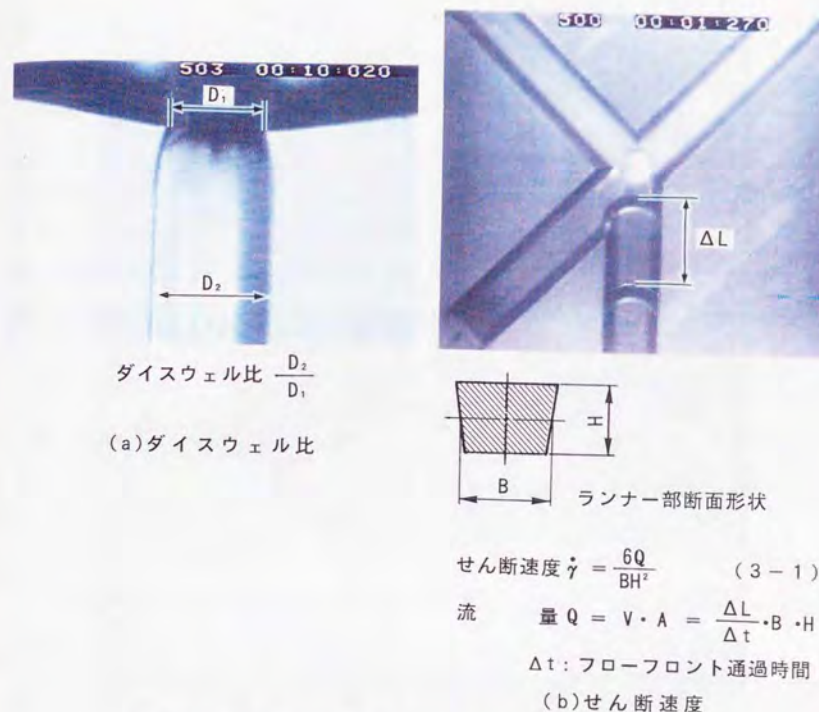
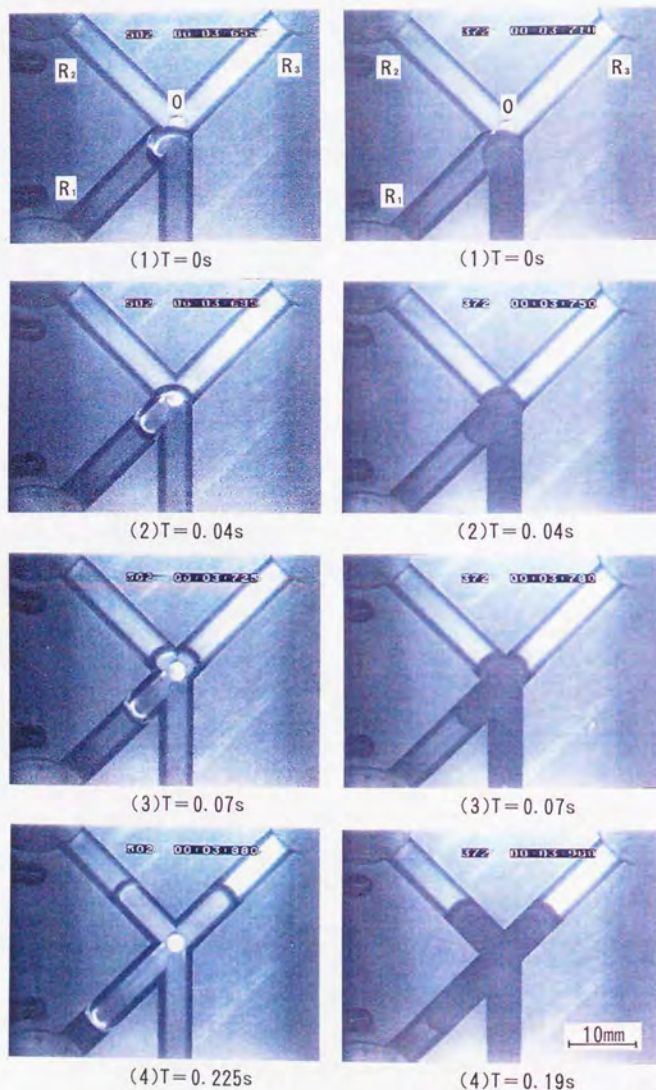


図3.3 ダイスウェル比とせん断速度の概算方法

表3.2 キャピラリレオメータによる計測実験条件

樹脂	PP			PMMA
フィラー	—	ガラス繊維	タルク	硫酸バリウム
フィラー充填率 (vol%)	—	8, 13	18	12
樹脂温度 (°C)	215			240
キャピラリ L/D (—)	30			
せん断速度 (s ⁻¹)	91, 608			



(a)PP (射出率: 1.7cm³/s) (b)ガラス繊維13vol%充填PP (射出率: 1.5cm³/s)

図3.4 ランナー内樹脂流動挙動の観察画像

からR₃の各ランナー内でフローフロント前進位置に差異が生じていることがわかる。

図3.5は、図3.4をはじめとする観察画像を画像解析して求められた各ランナー内でのフローフロント前進量の経時変化を示している。フローフロント前進量は、図3.2の原点0からの距離を表している。どちらの射出率においても各ランナー内でのフローフロント前進挙動に差異が生じている。具体的には、R₁に比べてR₂とR₃のフローフロント前進が遅れていることがわかる。射出率1.3 cm³/sでは、R₂においてフローフロント前進速度を表す曲線の勾配が時間経過とともに、徐々に大きくなる様子が伺える。一方、射出率6.6cm³/sでは、T=0.05s以後において各ランナーでの勾配がほぼ一定となっている。さらに、両射出率の場合とも、T=0sにおいて、R₁とR₂、R₃との間にはすでに約5mmの流動距離差が生じており、フローフロントがキャビティに到達するまでこの差がほとんど保持されている。

フィルター充填がランナー内流動挙動に及ぼす影響を検討するために、横軸にR₁でのフローフロント前進量を、縦軸にR₂での前進量をそれぞれとって整理した結果を図3.6に示す。図3.5のフィルター未充填PPの場合と同様に、各条件ともR₁とR₂の間には3mm~5mmの流動距離差が生じている。また、いずれのフィルターの場合でも、R₁とR₂の間に正比例の関係が成立している。これは、フィルター充填の影響によって流動挙動が変化するのは分岐部においてのみであり、分岐部以後の各ランナー内でのフローフロント前進速度は、ほぼ一定であることを示している。

以上の結果より、各キャビティへの樹脂流入タイミングがランナー分岐部での樹脂飛び出し形状に強く依存することが判明した。したがって、飛び出し形状の支配因子を調査することの重要性が示唆された。

3.3.2 ランナー分岐部での飛び出し形状

a. フィラー未充填樹脂

図3.7は、フィルター未充填のPPおよびPMMAにおいて射出率をほぼ一定にして求めた、ランナー分岐部での飛び出し形状の比較結果を示している。両樹脂間に

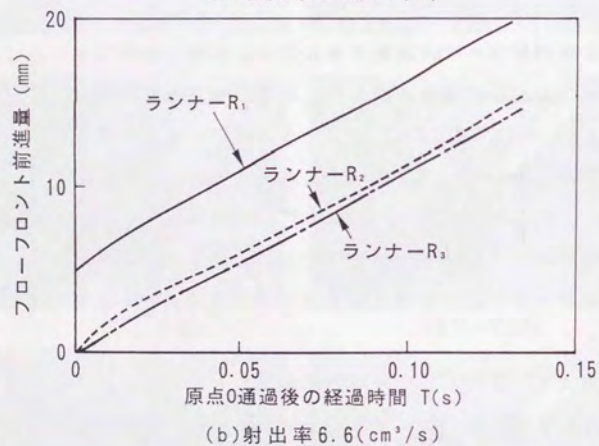
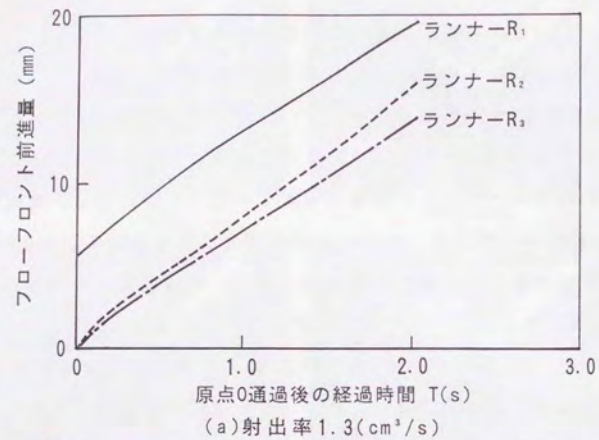


図3.5 各ランナー内でのフローフロント前進量の経時変化 (PP)

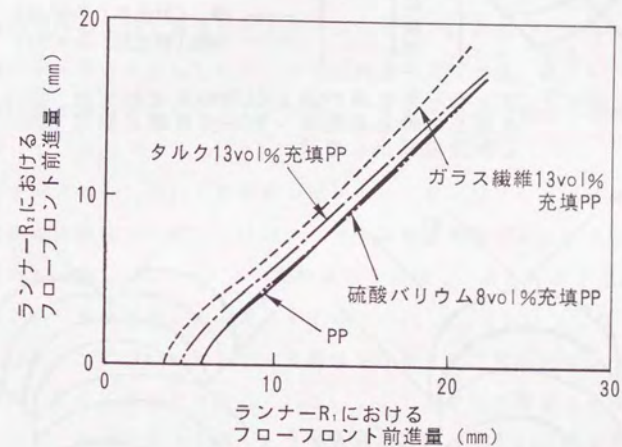


図3.6 フィラー種類を変化させて得られたランナーR₂およびランナーR₁とフローフロント前進量の関係 (射出率: $1.5\text{cm}^3/\text{s}$)

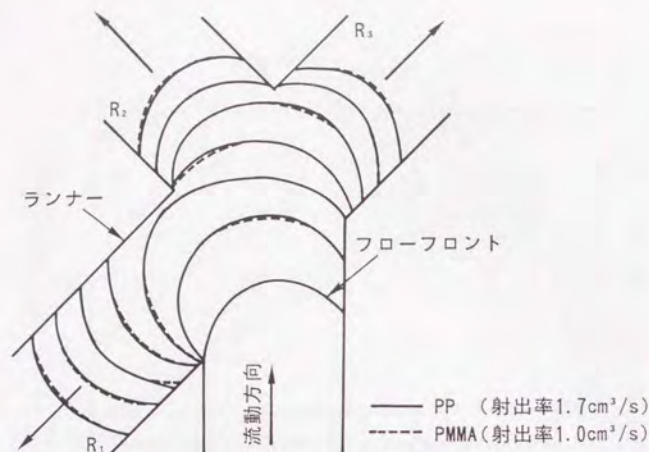


図3.7 フィラー未充填PPおよびPMMAをそれぞれ成形して得られたランナー分岐部における樹脂飛び出し形状

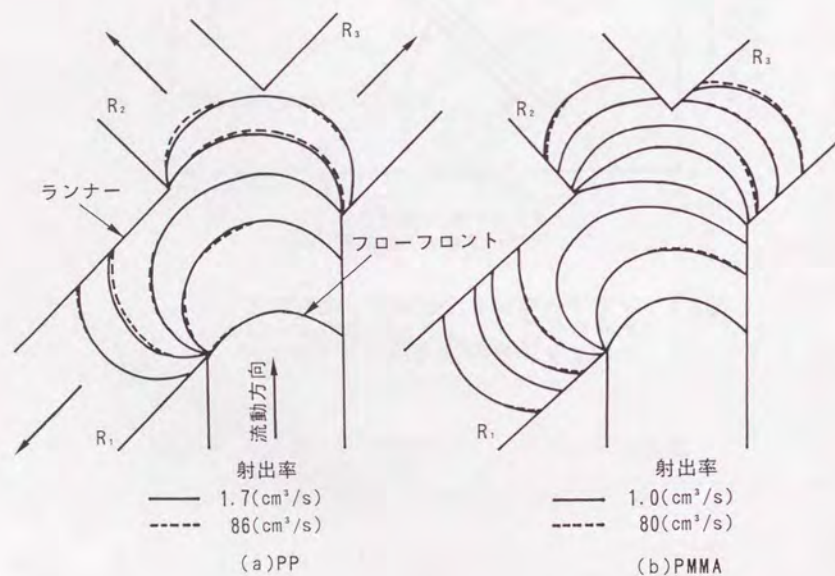


図3.8 射出率を変化させて得られたランナー分岐部における樹脂飛び出し形状

おける飛び出し形状の差は、ほとんど見られない。

フィラー未充填PPおよびPMMAにおいて射出率を大幅に変化させて求めた、ランナー分岐部での飛び出し形状の比較結果を図3.8に示す。各樹脂とも飛び出し形状にほとんど差が見られず、飛び出し形状が射出率に依存しないことを示している。

b. フィラー充填樹脂

図3.9は、フィラー未充填PPおよび各種フィラー充填PPにおけるランナー分岐部での飛び出し形状の比較結果を示している。フィラー未充填PPと硫酸バリウム充填PPでは飛び出し形状が完全に一致しており、また、どちらもR₁方向へ大きく飛び出す傾向を示している。ガラス繊維充填PPでは、逆にR₂、R₃方向に大きく飛び出す傾向を示している。さらに、タルク充填PPでは、両者の中間の傾向を示している。

フィラー充填PPにおいて射出率を変化させて求めたランナー分岐部での飛び出し形状の比較結果を図3.10に示す。ガラス繊維充填PPおよびタルク充填PPの両場合とも、図3.8のフィラー未充填樹脂と同様に、射出率に変化しても分岐部での飛び出し形状はほとんど変化していない。

図3.11は、PPにおいてフィラー充填率を変化させて求めたランナー分岐部での飛び出し形状比較結果を示している。ここではガラス繊維とタルクの結果を掲げている。両者ともフィラー充填率の増加に伴って、R₁方向よりもR₂、R₃方向へ飛び出す傾向が強くなり、その結果、フィラー未充填PPでの飛び出し形状と大きな差が生じている。

ガラス繊維の充填率を一定として、ガラス繊維長を変化させて求めたランナー分岐部での飛び出し形状の比較結果を図3.12に示す。ガラス繊維長が長くなるに伴って、R₁方向よりもR₂、R₃方向へ飛び出す傾向が強くなり、飛び出し形状のフィラー形状（アスペクト比）依存性を表している。

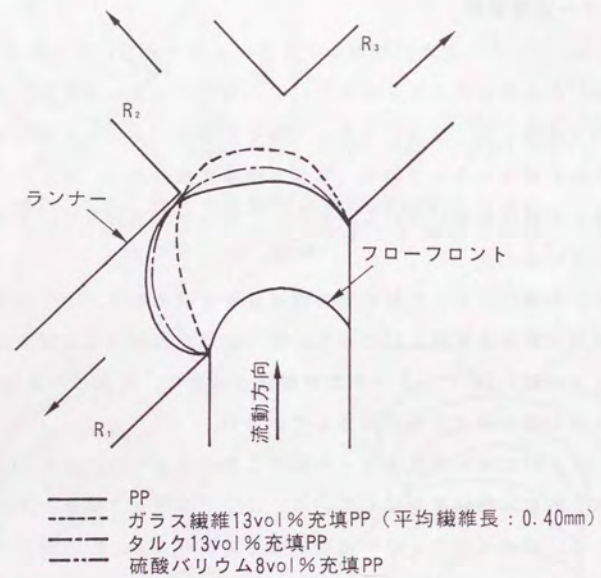


図3.9 各種樹脂におけるランナー分岐部での飛び出し形状

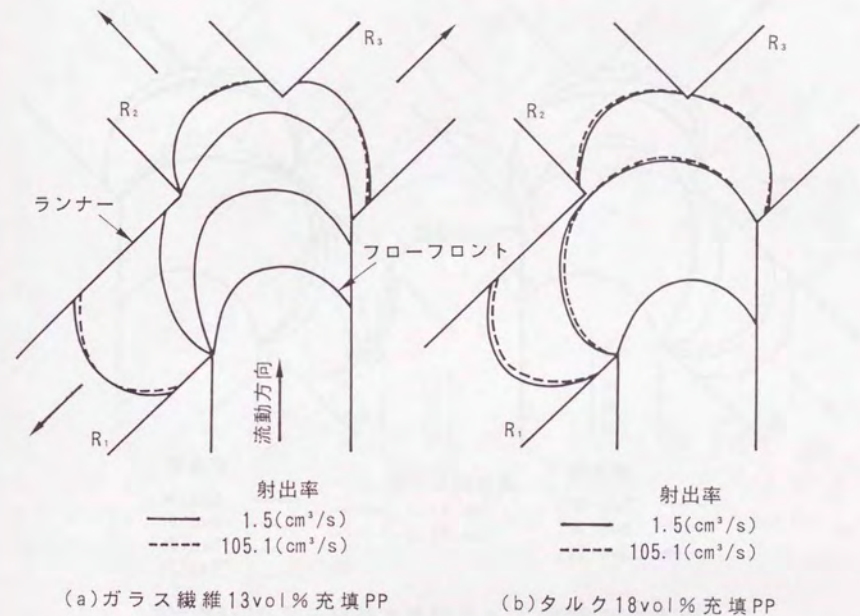


図3.10 フィラー充填樹脂において射出率を変化させて得られたランナー分岐部での樹脂飛び出し形状

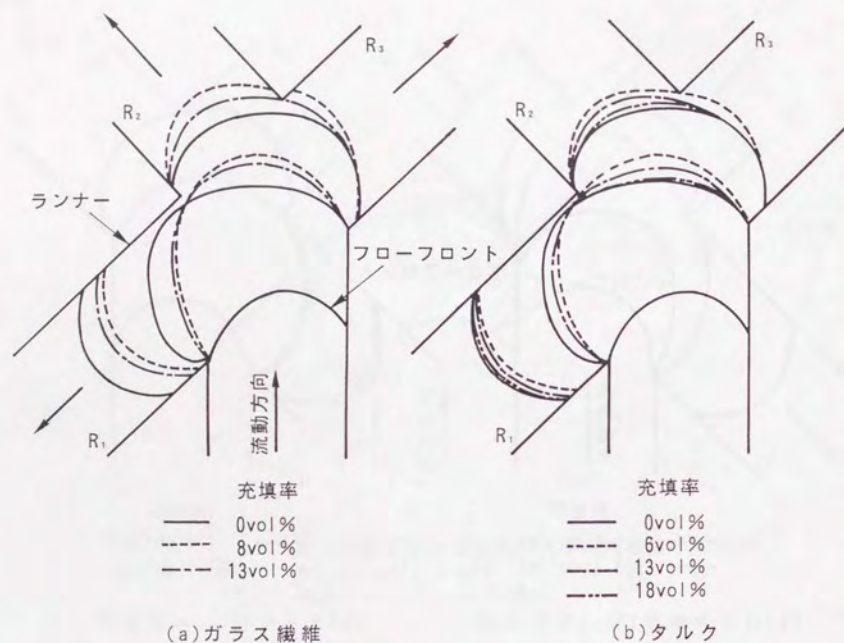


図3.11 フィラー充填率を変化させて得られたランナー分岐部での樹脂飛び出し形状 (PP, 射出率: $1.5\text{cm}^3/\text{s}$)

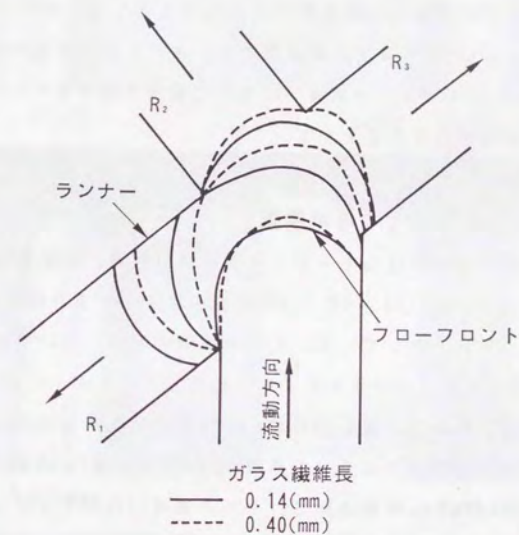


図3.12 ガラス繊維充填PPにおいて繊維長を変化させて得られたランナー分岐部での樹脂飛び出し形状 (射出率: $1.5\text{cm}^3/\text{s}$)

3.4 ランナー分岐部での飛び出し形状差の検討

3.4.1 飛び出し形状の支配因子

前節の結果より、ランナー分岐部での飛び出し形状は射出率には依存せず、フィラー充填の有無とその形状に依存し、しかもフィラー充填率、アスペクト比の増加に伴い、 R_1 方向よりも R_2 、 R_3 方向に飛び出す傾向が強くなることが明らかになった。

ランナー分岐部での飛び出し形状差の生じる原因として、樹脂の(1)ダイスウェル特性の差、および(2)ランナー分岐部でのフィラー配向状況の差の、以上の2点が考えられる。以下では、上記因子について個別に検討を行い、飛び出し形状差の発生原因説明を行うこととする。

3.4.2 ダイスウェル特性との相関関係

図3.13は、各種樹脂におけるキャピラリダイ出口付近の観察画像を示している。また、図3.14は、図3.13から3.2.2節の方法に基づいて計測された、各種樹脂のダイスウェル形状を示している。ガラス繊維充填PPについては、図3.13(e)(f)に示されるようにメルトフラクチュアが発生し、ランナー内流動状況とは異なった様相を呈したために、図3.14において検討の対象から除外した。どちらのせん断速度の場合でも、フィラー未充填のPPおよびPMMA、硫酸バリウム充填PPが、ほぼ同じダイスウェル比を示し、タルク充填PPのダイスウェル比のみが小さくなっている。また、せん断速度の増加に伴い、すべての樹脂においてダイスウェル比の増加が認められる。

定常流動状態のダイスウェル挙動とファウンテンフロー状態の飛び出し挙動では、等価な条件での比較とは言えないが、飛び出し形状がダイスウェル特性によって支配されるならば、射出率増加に伴うせん断速度の増加により、飛び出し形状が変化するものと予測された。しかし、射出率が変化しても飛び出し形状は変化しないという図3.8および図3.10の結果から判断すると、ダイスウェル特性の影響は、飛び出し形状変化に対して支配的ではないものと推察できる。周囲をキャピティ壁面に囲まれたランナー内では、樹脂はキャピラリ出口に比べてはるかに弾性回復しにくい状況にあるものと考えられる。



図3.13 各種樹脂のダイスウェル挙動観察画像
(せん断速度 91s^{-1})

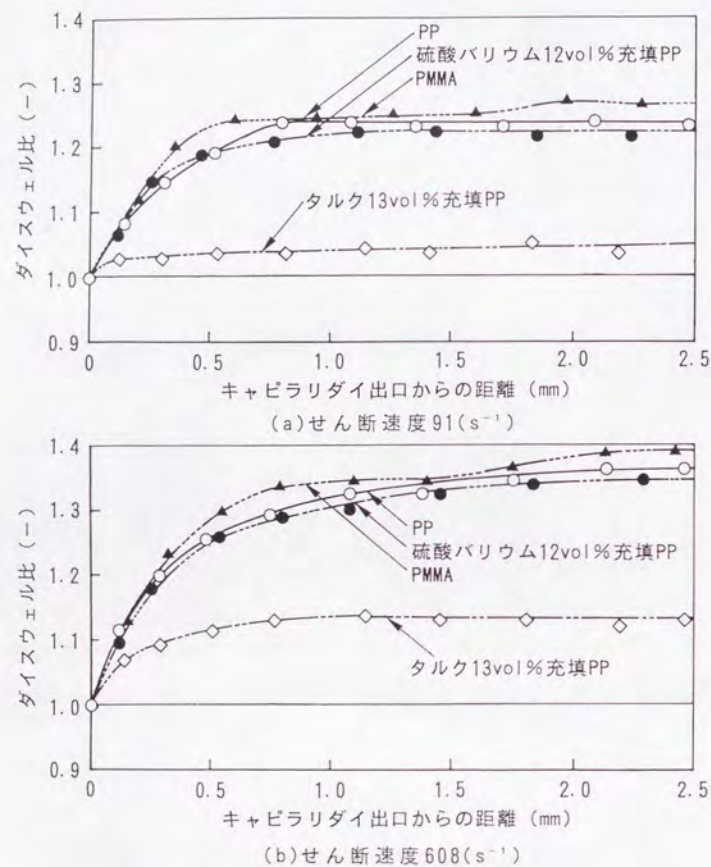


図3.14 各種樹脂のダイスウェル形状

3.4.3 フィラー配向状況との相関関係

図3.15は、射出率 $1.5\text{cm}^3/\text{s}$ で成形されたガラス繊維充填成形品断面（図3.2中のa-a部）のSEM観察写真を示している。(a)の充填率8vol%では、ガラス繊維が流動方向に強く配向している様子が観察される。(b)の13vol%では、繊維は流動方向を向いているが、繊維間相互干渉作用により、(a)の場合よりも若干ランダムに配向している。また、平均繊維長が短い(c)では、(b)に比べて繊維間相互干渉作用が小さくなり流動方向に強く配向している様子が伺える。さらにこれとは別に、射出率 $105\text{cm}^3/\text{s}$ の場合の配向観察も行ったが、 $1.5\text{cm}^3/\text{s}$ の場合と配向状態がほとんど同じであることを確認している。

以上のSEM観察結果に基づき、ランナー分岐部における飛び出し形状差の発生原因を以下に説明する。図3.15に示されるように、ランナー分岐部ではフィラーが流動方向に強く配向しているために、樹脂は流動方向へ進みやすい。一方、流動に対して垂直な方向には、フィラーが一旦垂直方向へ向きを変えながらファウンテンフローしなければならないために、進みにくくなっているものと推察される。アスペクト比が大きく、フィラー充填率が高いほど、フィラー同士の絡み合いによって生じる凝集力が大きくなり、その結果、流動に対して垂直方向へのファウンテンフローが困難となる。ガラス繊維充填PPは、ガラス繊維が棒状であるため凝集力が最も大きく、 R_1 方向よりも R_2 、 R_3 方向に飛び出す傾向が強くなったものと推察される。また、タルクは平板状であるため、ガラス繊維と同様に配向するもののガラス繊維よりも凝集力が小さく、そのためガラス繊維ほど R_2 、 R_3 方向へ飛び出さなかったものと推察される。さらに、硫酸バリウムは球状であるため、配向および凝集力が発生せずにフィラー未充填のPPおよびPMMAと同じ傾向を示したものと推察される。

最後に、射出率を変化させた場合に、飛び出し形状に差異が見られなかったのは、射出率変化によって配向状態が変化しなかった結果と対応している。

流動方向



(a)ガラス繊維8vol%充填PP(平均繊維長0.40mm)



(b)ガラス繊維13vol%充填PP(平均繊維長0.40mm)



(c)ガラス繊維長13vol%充填(平均繊維長0.14mm)

図3.15 ガラス繊維充填成形品断面のSEM観察写真(a-a断面, 射出率: $1.5\text{cm}^3/\text{s}$)

3.5 結言

以下に、本章において得られた結論を列記する。

- (1)低射出率の場合を除いて、ランナー分岐部通過後のフローフロント前進速度は、樹脂種類、成形条件に依らず一定となることを明らかにした。
 - (2)上記結果より、各キャビティへの樹脂流入タイミングが、ランナー分岐部における樹脂の飛び出し形状のみによって支配されることが明らかになった。
 - (3)ランナー分岐部での飛び出し形状は、射出率には依存せずに、フィラー充填の有無とその形状に依存する。特にフィラー充填率、アスペクト比の増加に伴い、流動方向に大きく飛び出す傾向を示すことを明らかとした。
 - (4)ランナー分岐部での飛び出し形状は、樹脂のダイスウェル特性に依存しないことを明らかにした。
 - (5)ランナー分岐部における飛び出し形状差は、分岐部でのフィラー配向状態とフィラー間の凝集力に依存する。流動方向にフィラーが強く配向するほど、また凝集力が強くなるほど、流動に対して垂直な方向にフィラーがファウンテンフローしにくくなるため、流動方向に飛び出すというモデルを提示した。
- 以上のように、本章では汎用ガラスインサート金型を用いて、ランナー内で起こる各種樹脂流動現象を詳細に捉えることができた。これは、本手法が型内成形プロセスの定量解析に対して有効な計測ツールとなることを充分に実証するものである。

第4章 ウェルドライン生成過程の実験解析

4.1 緒言

前章では、汎用ガラスインサート金型を用いて、これまで未解明であった多数個取り金型におけるランナー分岐部での樹脂流動挙動を初めて明らかにすることにより、成形プロセス解析ツールとしての本金型の実用性を実証した。本章では、前章に引き続き、汎用ガラスインサート金型により、成形不良現象の中で最も深刻な問題となっているウェルドラインの生成過程を観察し、その生成メカニズムを明らかにすることで、成形不良現象解析ツールとしての本金型の実用性を確認する。

ウェルドラインは、キャビティ内に設置されたピン・ブロック等の突起物や多点ゲートによって、一旦2つ以上に分けられた流れが、再び会合する部分に生成するVノッチ状の細い線を意味する(図4.1)。ウェルドラインが発生すると、フローマーク、シルバーストリークと同様に成形品外観が阻害され、さらにその生成部では強度が低下するため、成形現場において重大な問題となっている。そのため、これまでウェルドラインに関する多くの研究が行われてきた。外観の問題を取り扱ったものとしては、ウェルドライン段差量を基準とした外観不良の定量化法、および段差量と型内圧、樹脂粘度との関係を検討した研究⁹⁷⁾がある。一方、強度の問題を取り扱ったものとしては、成形条件がウェルドライン生成部引張強度に及ぼす影響を検討した研究^{86), 98), 99)}がある。理論解析の面では、ウェルドライン生成箇所を予測する数値シミュレータの開発が行われている^{43), 100)}。さらに最近では、キャビティ壁面の局部加熱や超高速射出成形によるウェルドライン消滅法に関する研究^{101)~103)}、あるいは加圧ピンを用いた局部圧縮や、異材複合射出成形機によるウェルドライン生成部の強度改善法の研究^{16), 104)}が進められている。このようにウェルドラインを取り扱った研究は盛んに行われているが、これらの研究は、基本となるウェルドライン生成メカニズムを実証的に明らかにしたものではなかった。

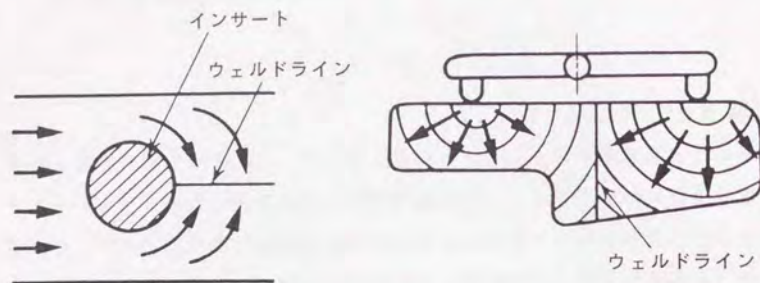


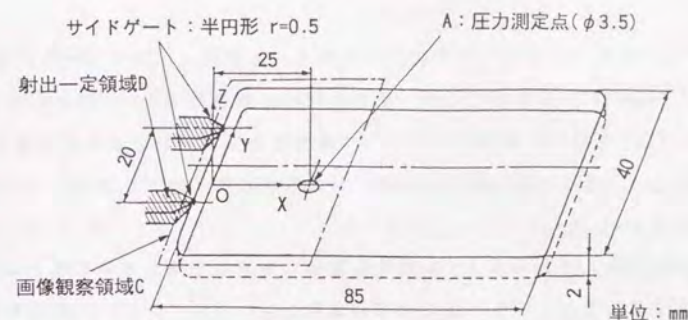
図4.1 各種ウェルドライン^{*)}

ウェルドラインの改善には、まずその生成メカニズムから明らかにして行くことが、最も重要であると考えられる。

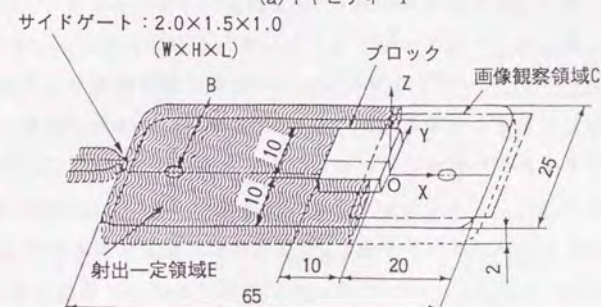
そこで本章では、汎用ガラスインサート金型を用いて、成形条件および樹脂種類、キャビティ形状を変化させたときの、フローフロント会合部における流動パターンを可視化観察し、流動パターンとウェルドライン生成部の3次元形状との相関関係を検討する。そしてその結果に基づき、ウェルドライン生成メカニズムの提示を行う。

4.2 実験方法

本章の検討に使用したキャビティの形状を図4.2に示す。前節で述べたように、ウェルドライン生成要因は、多点ゲートおよび突起物、偏肉部等数多く存在する。本研究では、最も典型的なウェルドライン生成のパターンとして、図4.2に示すような2点ゲートキャビティと中央部にブロックインサートを有するキャビティの2通りを検討対象とした。(a)の2点ゲートキャビティ(以下、キャビティIと呼称する)は、キャビティ厚さ t が1、2、3、4mmの変換構造となっている。一方、(b)のブロックインサートキャビティ(以下、キャビティIIと呼称する)は、キャビティ厚さが2mmに固定されている。圧力計測は、キャビティ内のA、



(a)キャビティ I



(b)キャビティ II

図4.2 キャビティ形状

表4.1 成形条件

	樹脂	射出率 (cm ³ /s)	射出量 (cm ³)	樹脂温度* (°C)	金型温度** (°C)	キャビティ厚さ (mm)
キャビティ I	GPPS	1.0, 2.3 3.2, 3.5	14.3	210, 225 240	30, 50 60, 70	1, 2, 3, 4
	HIPS	1.1, 4.3 4.9, 6.5	12.9	250	50	2
	PMMA	0.7, 2.4 3.4, 3.9	15.8	260	80	2
	ABS	1.1, 4.2 8.3, 9.8	13.3	240	60	2
キャビティ II	GPPS	0.8, 1.7 3.2, 5.9	7.1	190, 205 220, 235	40, 50 60, 80	2
	HIPS	0.8, 1.7 3.2, 5.9	7.2	240	50	2
	PMMA	0.8, 1.7 2.4, 3.2	7.4	250	60, 70 80, 90	2
	ABS	0.8, 1.7 2.4, 3.2	7.1	250	70	2

*) ノズル部設定温度

**) 金型温度調整器設定温度

Bにおいて、エジェクタピンの下に挿入された水晶圧電式圧力センサ（日本キスラー機：Type9221）により行った。画像計測は、高速ビデオシステム（機ナック：HSV-400）を用い、毎秒200コマで2つのフローフロントが会合する領域Cを拡大観察した。そして得られた画像は、画像解析装置（機ナック：ID-8000）を用いて処理した。

成形実験には、ウェルドラインが最も顕著に生成されるために問題となっている汎用ポリスチレンGPPS（住友化学工業機：エスブライト2V）、耐衝撃性ポリスチレンHIPS（住友化学工業機：エスブライトHH-501）、アクリルPMMA（三菱レーヨン機：アクリベットVH）、アクリロニトリルブタジエンスチレンABS（東レ機：トヨラック500）を使用した（粘度等の樹脂物性および適用成形条件範囲については巻末の付録参照）。表4.1に各種樹脂の成形条件を示す。キャビティ厚さを変化させた実験においては、キャビティⅠでは図4.2(a)の斜線部Dを射出率 $3.5\text{cm}^3/\text{s}$ に、キャビティⅡでは波線部Eを $5.85\text{cm}^3/\text{s}$ にそれぞれ設定し、D、E領域から下流側の射出率を表4.1の各条件に設定して成形を行った。

ウェルドライン形状は、キャビティ内圧変化に対応して変動することが報告されている^{9,7)}。流動過程で生成されたウェルドライン形状が、圧縮・保圧過程での圧力上昇により成形品取り出し後に変化しないように、本研究では以下の条件で成形を行った。すなわち、キャビティⅠではAでの最高圧が 1MPa 以下になるショートショットで、キャビティⅡではBでの最高圧が約 7MPa となるように射出量を調節し、それぞれ成形を行った。射出成形機は、キャビティⅠでは東洋機械金属機製のTi-80G（型締力 80tonf ）を、キャビティⅡでは住友重機械工業機製のSYCAP S40/25（型締力 25tonf ）をそれぞれ使用した。また、ウェルドラインの3次元形状測定と表面観察には、表面粗さ形状測定機（機東京精密：サーフコム200B、触針先端 $5\mu\text{mR}$ ）と走査型電子顕微鏡SEM（機明石製作所：ALPHA-10）をそれぞれ使用した。

4.3 実験結果

4.3.1 ウェルドライン形状の計測

a. ウェルドライン形状と射出率の関係

図4.3は、GPPSにおいて射出率を変化させて求めたウェルドライン深さ ΔZ および幅 ΔY と、ゲートまたはブロックからの距離 X_0 、 X_B との関係を示している。射出率の変化にかかわらず、両キャビティとも X_0 、 X_B が 5.0mm 以下の範囲で ΔZ が一旦増加する。その後 ΔZ は減少を始め、途中で急激に減少する。また、 ΔZ の急激な減少が始まる位置から同時に ΔY の急激な増加が認められる。さらに、両キャビティとも射出率増加に伴いウェルドライン最大深さは減少し、逆に長さ（ ΔZ がゼロになった時点の X_0 、 X_B の値）は増加している。特にキャビティⅡの射出率 $5.9\text{cm}^3/\text{s}$ では、ウェルドラインは消失せずにキャビティ末端部にまで達している。

図4.4、図4.5は、GPPSにおいて樹脂温度および金型温度をそれぞれ変化させて求めた、ウェルドライン深さ ΔZ とゲートまたはブロックからの距離 X_0 、 X_B との関係をそれぞれ示している。図4.4では、両キャビティとも樹脂温度が高くなるに伴い、ウェルドライン長さが減少する。しかし、ウェルドライン深さはほとんど変化していない。また、図4.5では、両キャビティともに、金型温度が高くなるにしたがいウェルドライン深さが減少している。しかし、 40°C の金型温度変化は、ウェルドライン長さに対してほとんど影響を及ぼさないことが読みとれる。

b. ウェルドライン断面の観察

図4.6は、図4.3(b)でウェルドライン深さが急激に減少し始めるF（ $X_B=7.0\text{mm}$ ）および減少が終了するG（ $X_B=9.5\text{mm}$ ）におけるウェルドライン断面形状と、SEM観察写真を示している。 $X_B=7.0\text{mm}$ では、ウェルドラインは底に行くほど切り立ったV字形の形状（以下、モードVと呼称する）を呈する。一方、 $X_B=9.5\text{mm}$ では底が丸く、幅方向になだらかなスロープ形状（以下、モードUと呼称する）を呈し、両者の間には明確な形状差が認められる。この傾向は他のすべての条件において認められた。

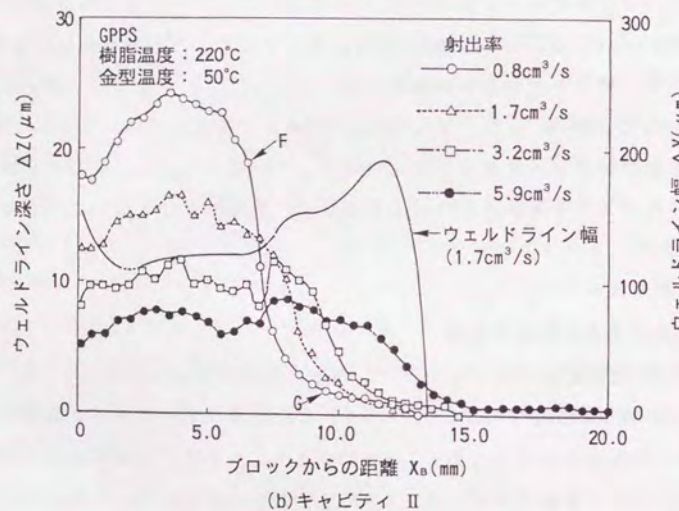
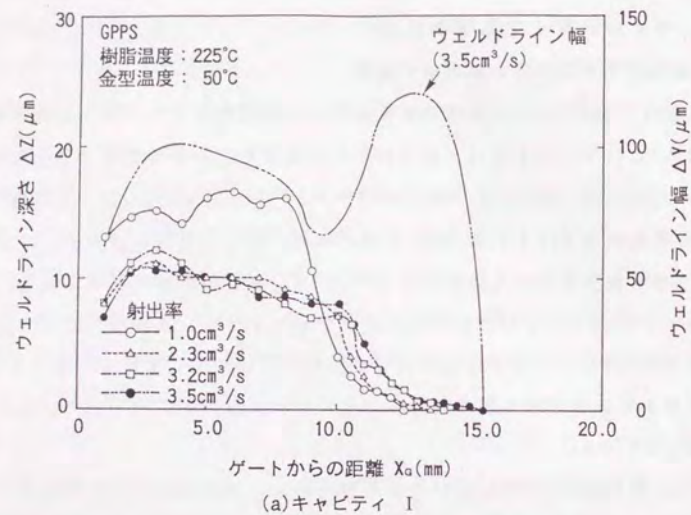


図 4.3 射出率を変化させて得られたウェルドライン深さ・幅とゲートおよびブロックからの距離の関係 (キャビティ厚さ: 2mm)

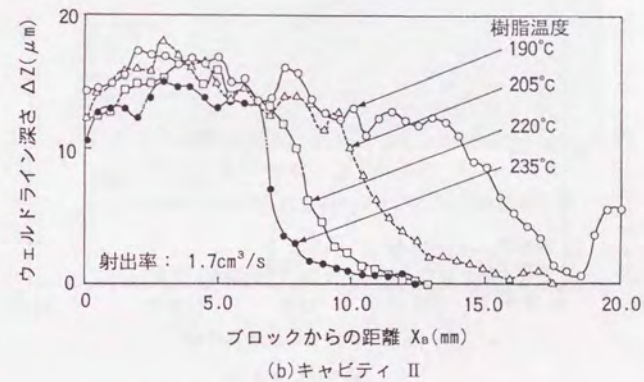
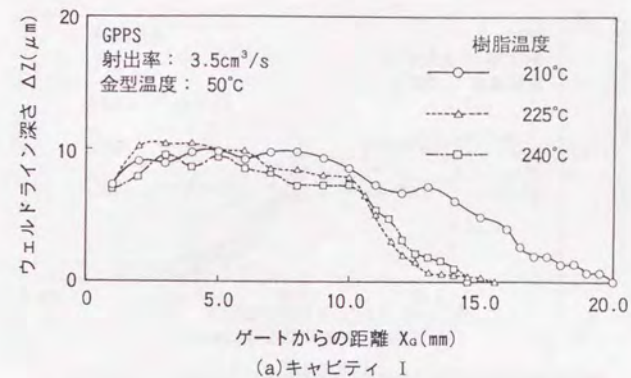
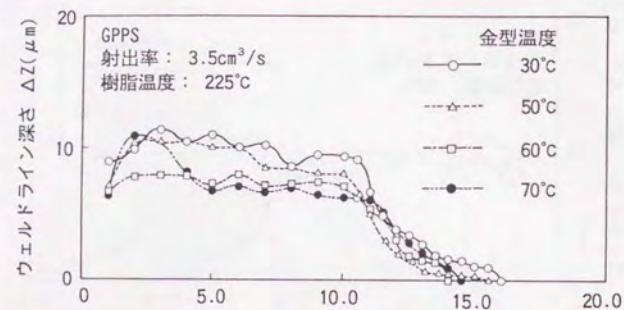
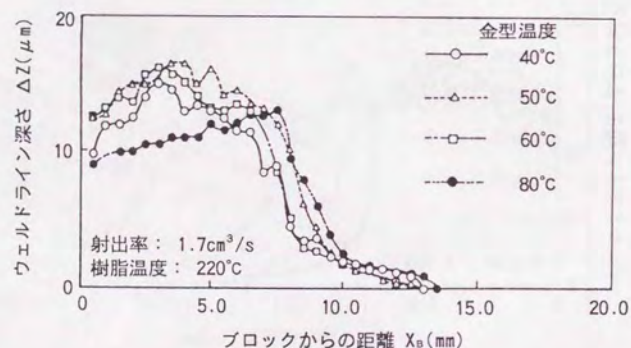


図 4.4 樹脂温度を変化させて得られたウェルドライン深さ・幅とゲートおよびブロックからの距離の関係 (キャビティ厚さ: 2mm)

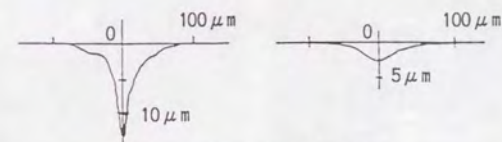


(a)キャビティ I

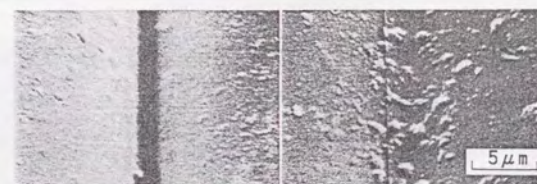


(b)キャビティ II

図4.5 金型温度を変化させて得られたウェルドライン深さ・幅とゲートおよびブロックからの距離の関係 (キャビティ厚さ: 2mm)



(a)表面粗さ計により得られたウェルドライン断面形状



(1)Vモード ($X_a=7.0\text{mm}$)

(2)Uモード ($X_b=9.5\text{mm}$)

(b)SEMにより得られたウェルドライン表面観察写真

図4.6 ウェルドラインの断面形状および外観 (GPPS, キャビティ II, 射出率: $1.7\text{cm}^3/\text{s}$, 樹脂温度 220°C , 金型温度: 50°C , キャビティ厚み: 2mm)

4.3.2 フローフロント会合角の画像計測

図4.7は、ウェルドライン生成部付近での樹脂流動挙動観察画像を示している。図4.7(a)のキャビティⅠでは、2つのゲートから同時に流れ出した樹脂が、キャビティ中心軸上で会合する様子を、一方、(b)のキャビティⅡでは、ブロックによって一旦2つに分けられた流れが、ブロック通過後に会合する様子をそれぞれ示している。図4.8は、画像解析装置を用いて、図4.7の画像からフローフロントを2値化抽出し、時系列的に重ね合わせて求めた樹脂流動パターンを示している。2つのフローフロントが会合した後、フローフロント会合角 α を変化させながらキャビティ末端部へと充填が進む様子を表している。

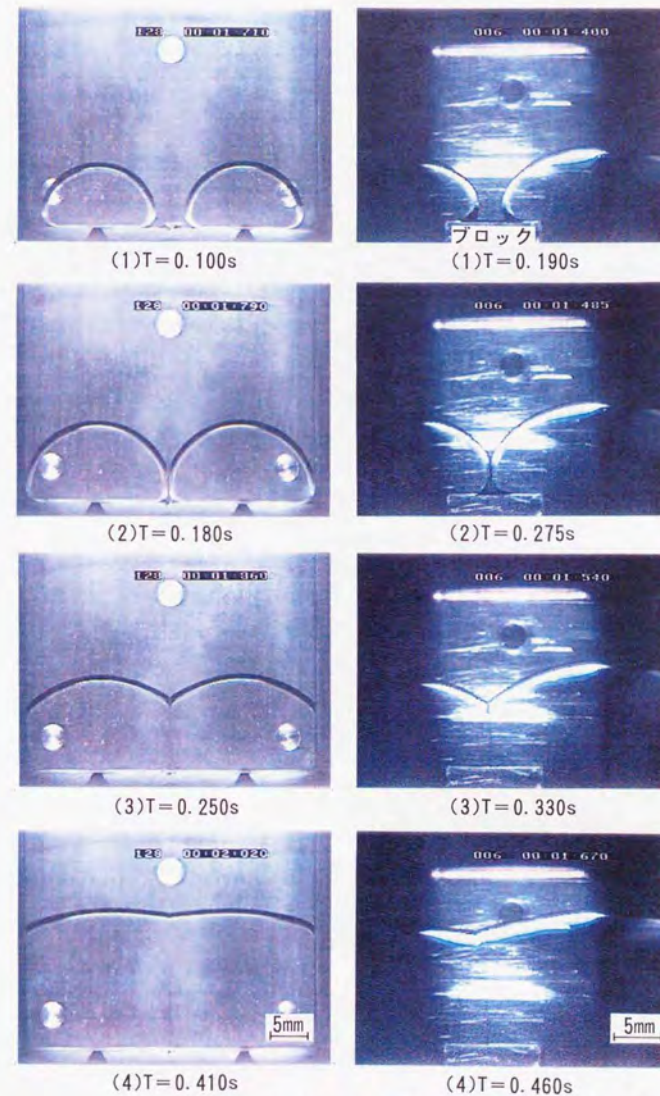
射出率を変化させて求めたGPPSのフローフロント会合角 α とゲートまたはブロックからの距離 X_0 、 X_a の関係を、図4.9に示す。ウェルドライン消失位置を図中に付記した。キャビティⅠでは、 X_0 の増加に伴い α は増加するが、射出率変化の影響は $1.0\text{cm}^3/\text{s}$ を除いて顕著には見られない。一方、キャビティⅡでは、射出率の増加に伴い α が小さくなる傾向を示している。

図4.10、図4.11は、樹脂温度および金型温度を変化させて求めた、フローフロント会合角 α とゲートまたはブロックからの距離 X_0 、 X_a の関係をそれぞれ示している。図4.10では、両キャビティとも樹脂温度の上昇に伴い α が大きくなる傾向を示している。一方、図4.11では、 40°C の金型温度変化に対して α の大きな変化が見られない。

4.3.3 ウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係

a. 射出率の影響

図4.3と図4.9より求められた、射出率を変化させた場合のGPPSのウェルドライン深さ ΔZ とフローフロント会合角 α の関係を、図4.12に示す。両キャビティとも、 α の増加に伴い ΔZ は減少している。そしてキャビティⅠでは、 $138^\circ \sim 145^\circ$ の狭い範囲内で ΔZ がゼロとなり、すなわち、ウェルドラインが消失している。一方、キャビティⅡでは、 $3.2\text{cm}^3/\text{s}$ 以下の射出率において $141^\circ \sim 146^\circ$ の狭い範囲内でウェルドラインが消失している。そしてウェルドラインが消失しない射出率 $5.9\text{cm}^3/\text{s}$ (図4.3(b)参照)では、上記角度に達していないことが確認

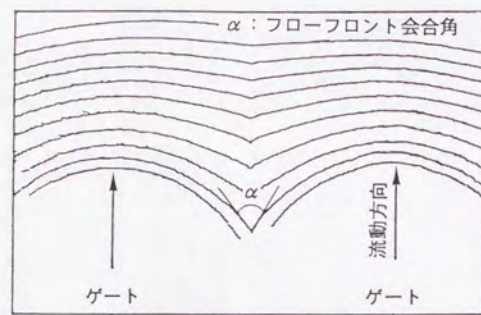


T : ゲートまたはブロック通過後の経過時間

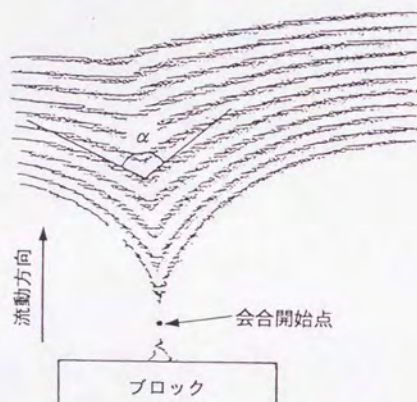
(a)キャビティⅠ

(b)キャビティⅡ

図4.7 ウェルドライン生成過程の観察画像 (GPPS, 金型温度: 50°C , キャビティ厚み: 2mm)

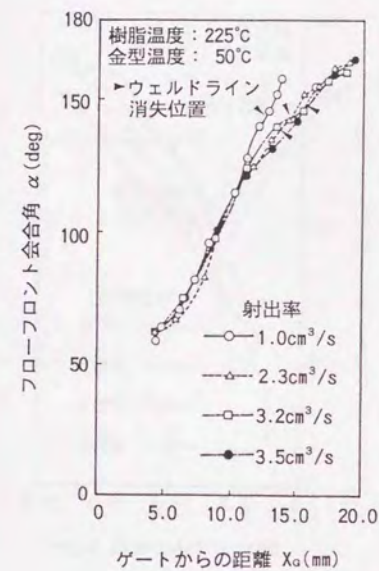


(a)キャビティ I (GPPS, 射出率: $3.5\text{cm}^3/\text{s}$,
樹脂温度: 225°C , 金型温度: 50°C ,
キャビティ厚さ: 2mm)

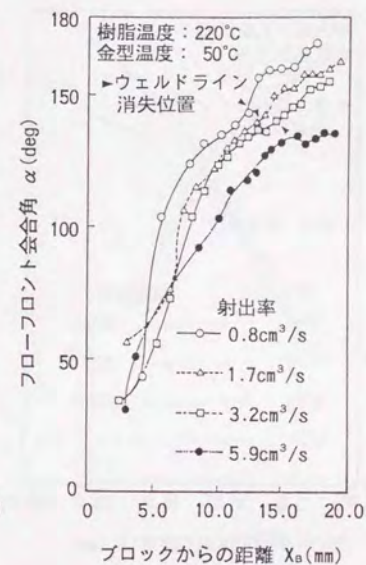


(b)キャビティ II (GPPS, 射出率: $1.7\text{cm}^3/\text{s}$,
樹脂温度: 220°C , 金型温度: 50°C ,
キャビティ厚さ: 2mm)

図4.8 画像解析によって得られた樹脂
流動パターン

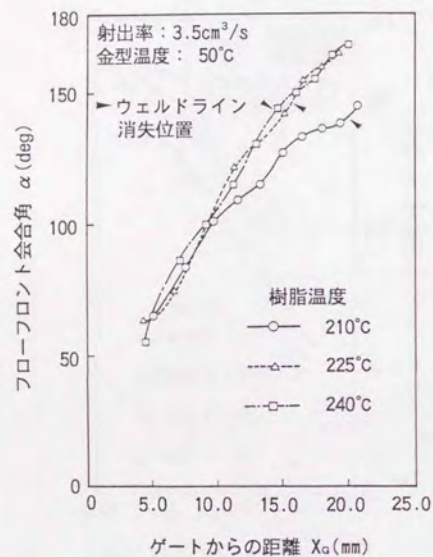


(a)キャビティ I

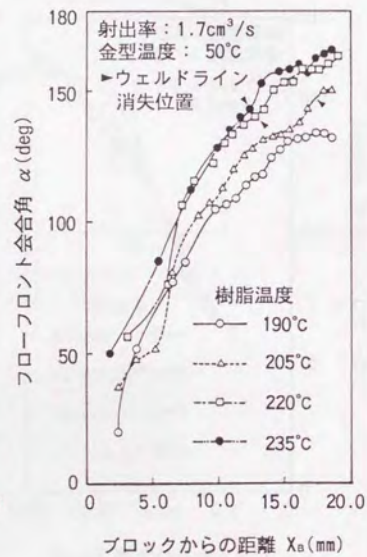


(b)キャビティ II

図4.9 射出率を変化させて得られたフローフロント会合角と
ゲートおよびブロックからの距離の関係 (GPPS,
キャビティ厚さ: 2mm)

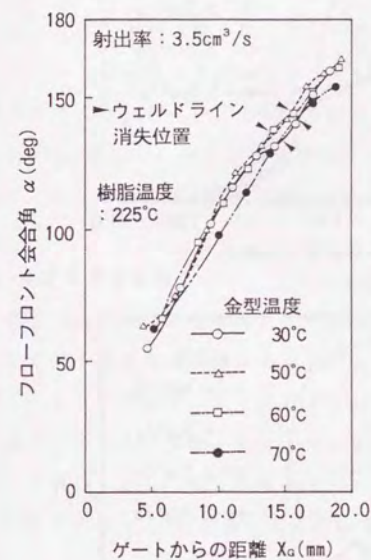


(a)キャビティ I

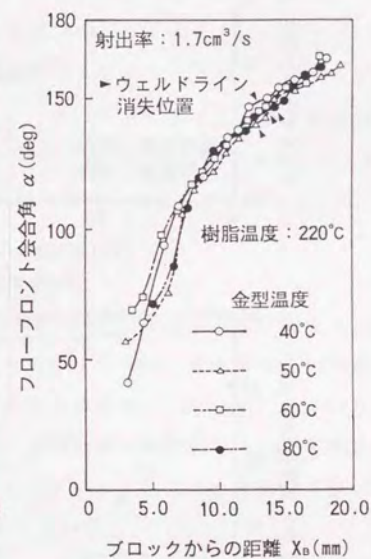


(b)キャビティ II

図 4.10 樹脂温度を変化させて得られたフローフロント会合角とゲートおよびブロックからの距離の関係 (GPPS, キャビティ厚さ: 2mm)

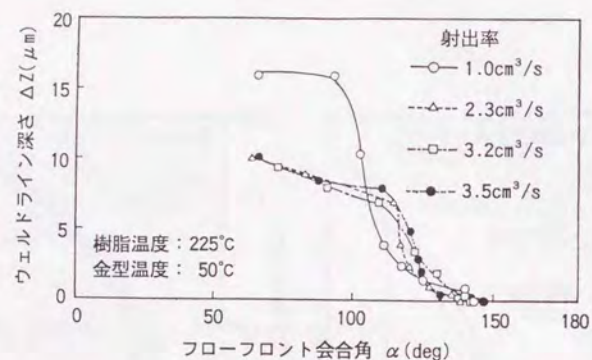


(a)キャビティ I

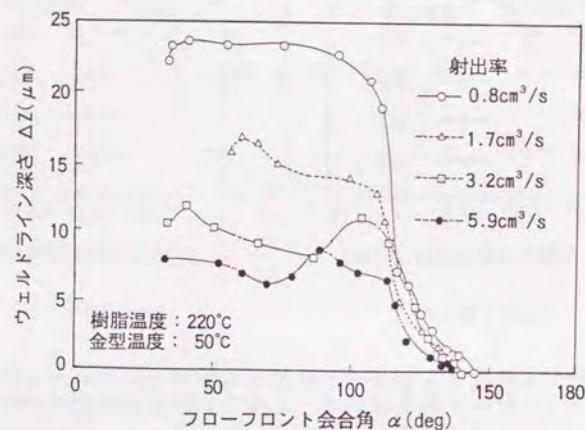


(b)キャビティ II

図 4.11 金型温度を変化させて得られたフローフロント会合角とゲートおよびブロックからの距離の関係 (GPPS, キャビティ厚さ: 2mm)



(a)キャビティ I



(b)キャビティ II

図4.12 射出率を変化させて得られたウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係 (GPPS, キャビティ厚さ: 2mm)

される。さらに、両キャビティにおいて、 $\alpha = 110^\circ$ 付近から ΔZ の急激な減少が始まっている。これはキャビティ形状や、射出率にかかわらず、一定のフローフロント会合角でウェルドライン断面形状がVモードからUモードへと変化することを示唆している。

b. 樹脂温度の影響

図4.13は、樹脂温度を変化させて求めたGPPSのウェルドライン深さ ΔZ とフローフロント会合角 α の関係を示している。キャビティ I でのウェルドライン消失会合角は、 $141^\circ \sim 145^\circ$ となっている。一方、キャビティ II では樹脂温度 $205^\circ \sim 235^\circ \text{C}$ に対して、消失会合角は $140^\circ \sim 147^\circ$ となる。またウェルドラインの消失していない樹脂温度 190°C (図4.4(b)参照) では、上記角度に達していない。

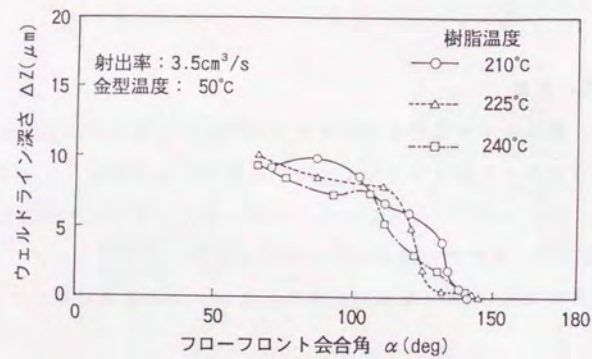
c. 金型温度の影響

図4.14に、金型温度を変化させて求めたGPPSのウェルドライン深さ ΔZ とフローフロント会合角 α の関係を示す。キャビティ I では、金型温度を 40°C 変化させたにもかかわらず、ウェルドライン消失会合角は、 $135^\circ \sim 145^\circ$ と狭い範囲内に収束している。また、キャビティ II でも消失会合角が $140^\circ \sim 148^\circ$ と狭い範囲内に収束している。さらに両キャビティともに、すべての金型温度において $\alpha = 110^\circ$ 付近から ΔZ の急激な減少が始まっている。

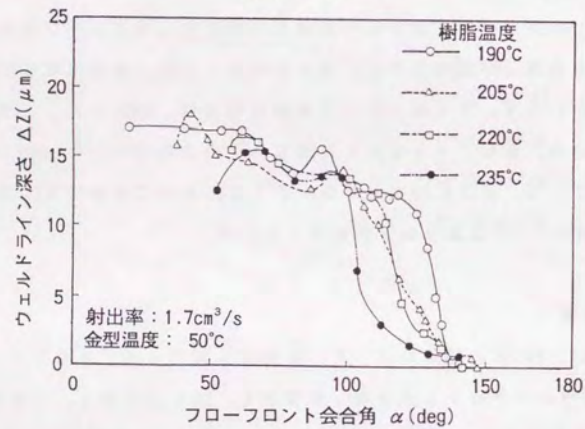
d. 樹脂の影響

HIPS、PMMA、ABSの各樹脂に対して、射出率を変化させて求めたウェルドライン深さ ΔZ とフローフロント会合角 α の関係を、図4.15に示す。これは、キャビティ I の結果を示しているが、GPPSの場合と同様に、各樹脂とも一定範囲内の会合角 α でウェルドラインが消失していることがわかる。また、VモードからUモードへの変化を示す ΔZ の急激な減少も、すべての樹脂で認められる。

キャビティ II に対して樹脂の違いによる影響を調査した結果を、図4.16に示す。キャビティ I の場合と同様に、射出率変化に対して各樹脂とも一定範囲内のフローフロント会合角 α でウェルドラインが消失している。

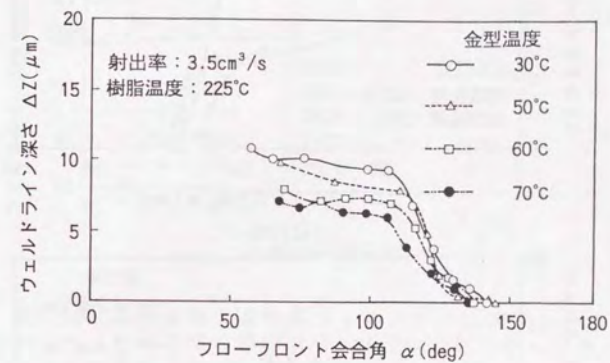


(a)キャビティ I

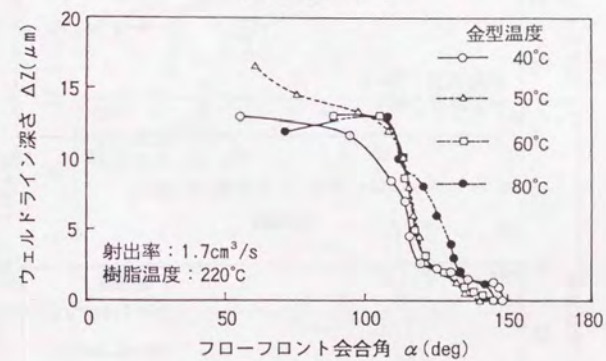


(b)キャビティ II

図4.13 樹脂温度を変化させて得られたウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係 (GPPS, キャビティ厚さ: 2mm)

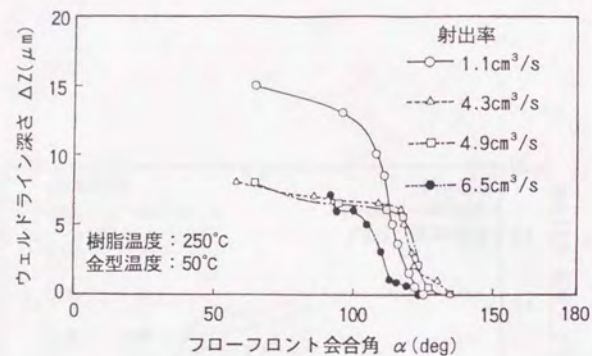


(a)キャビティ I

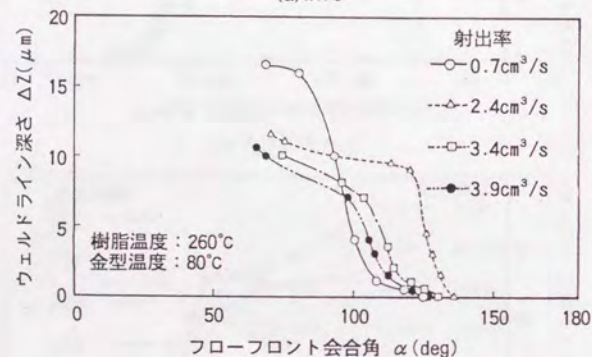


(b)キャビティ II

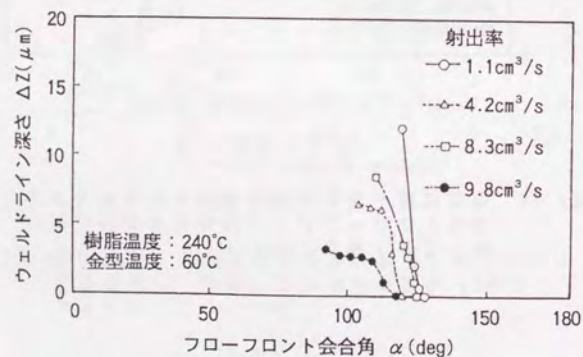
図4.14 金型温度を変化させて得られたウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係 (GPPS, キャビティ厚さ: 2mm)



(a) HIPS



(b) PMMA



(c) ABS

図4.15 各種樹脂におけるウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係 (キャビティ I, キャビティ厚さ: 2mm)

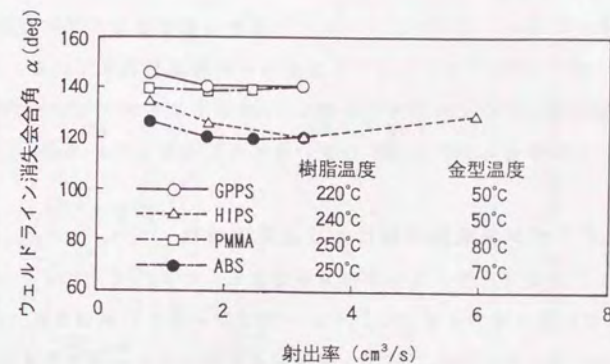


図4.16 各種樹脂におけるウェルドライン消失会合角と射出率の関係 (キャビティ I, キャビティ厚さ: 2mm)

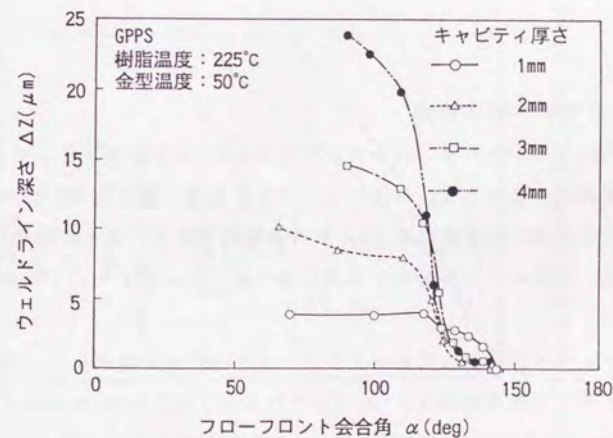


図4.17 キャビティ厚さを変化させて得られたウェルドライン深さとフローフロント会合角の関係 (キャビティ I)

e. キャビティ厚さの影響

図4.17は、キャビティ I においてキャビティ厚さを変化させて求めたGPPSのウェルドライン深さ ΔZ とフローフロント会合角 α の関係を示している。キャビティ厚さの増加に伴い、ウェルドライン深さ ΔZ は増加するが、ウェルドライン消失会合角は、この場合も $142^\circ \sim 145^\circ$ の狭い範囲内に収束している。

4.3.4 ウェルドライン生成部近傍における圧力特性

ウェルドライン生成部近傍の圧力分布を推定するために、キャビティ I のA点(図4.2参照)での樹脂圧力を計測し、フローフロントからの実測距離 ΔL を横軸として図4.18に示した。(a)、(b)は、樹脂およびキャビティ厚さの変化が樹脂圧力特性に与える影響をそれぞれ示している。(a)では、 $\Delta L=3\text{mm}$ 以下においてHIPS、PMMA、ABSがほぼ同じ圧力値を示すのに対して、GPPSだけが極めて低い圧力値を示している。また(b)では、キャビティ厚さの減少に伴い、極端に圧力値が高くなる傾向を示している。これは、キャビティ厚さの減少による流動抵抗が増加が原因と考えられる。

4.4 考察

4.4.1 ウェルドライン生成機構

各種条件下でのウェルドライン消失会合角を表4.2にまとめて示す。両キャビティおよび各種樹脂の場合とも、射出率および樹脂温度、金型温度にかかわらず、ウェルドライン消失会合角は最大 14° 以内の極めて小さい分布範囲を示している。以下では、前節までに得られた結果に基づき、ウェルドライン生成機構の考察を行う。

図4.19は、ウェルドライン生成部のフローフロント状況を模式化したものである。ウェルドライン生成箇所は、(a)に示されるような、2つのフローフロントが会合した3次元的凹曲面で構成される。この先端部凹曲面は、ファウンテンフローにより次の瞬間キャビティ壁面へと2次的に展開されて押し広げられる。その結果、スキン層が形成されるキャビティ壁面近傍の余剰表面積が(b)のように折れ重なり、ウェルドラインの溝が形成される。フローフロント会合角 α が

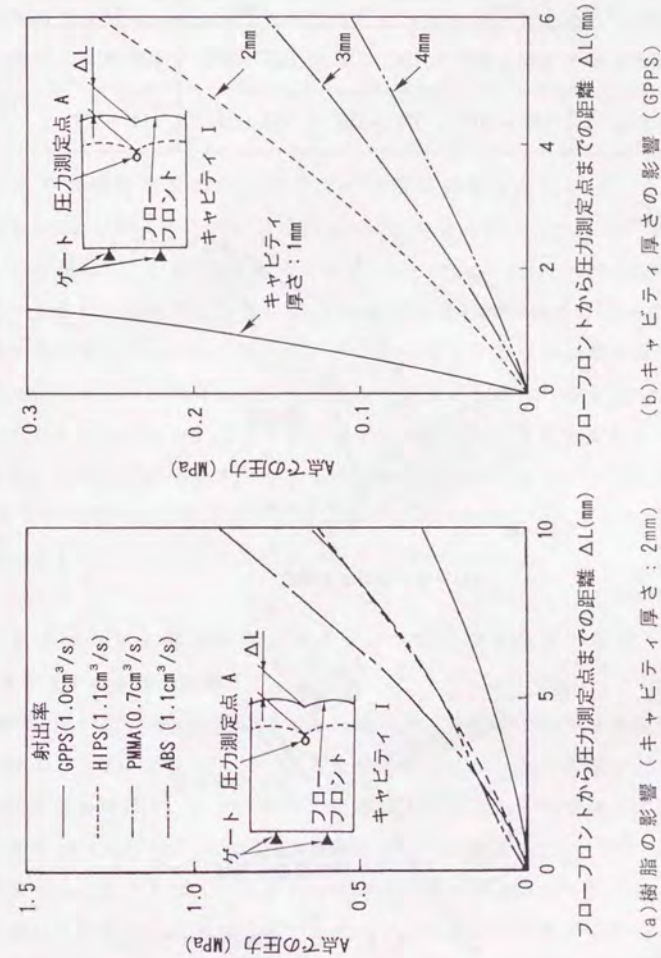


図4.18 ウェルドライン生成部近傍における樹脂圧力特性

表 4.2 ウェルドライン消失会合角

キャビティ形状	GPPS	HIPS	PMMA	ABS
キャビティ I	135°-145°	124°-135°	127°-136°	127°-130°
キャビティ II	140°-148°	121°-135°	133°-141°	118°-128°

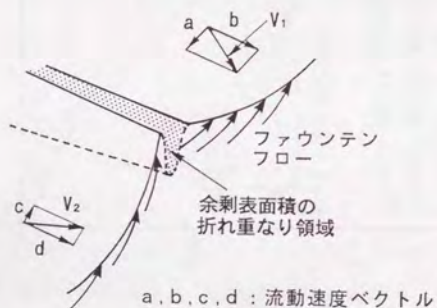
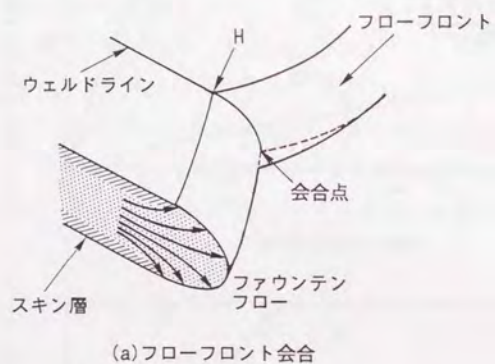


図 4.19 ウェルドライン生成メカニズムの模式図

小さいほどこの余剰表面積が大きくなり、さらに a, c (速度ベクトルの対向成分) のような溝を横から押して狭める力が作用するために、深く幅の狭いウェルドラインが形成される。逆に大きな会合角では、浅く広いウェルドラインの段階を経て消失会合角に達した瞬間に、余剰表面積を折り込むよりもこれをスキン層中に分散吸収する方が容易となり、ウェルドラインが消滅するものと考えられる。

4.4.2 各種樹脂間でのウェルドライン消失会合角差の検討

表 4.2 に示したようにウェルドライン消失会合角は、GPPS だけがほぼ 140° 以上で、その他は 120~140° の範囲内に収まっている。これは、GPPS だけが $\Delta L = 3$ mm 以下で低い圧力を呈する図 4.18(a) の結果とよい対応を見せている。フローフロント会合部がファウンテンフローしてキャビティ壁面に展開される際に、GPPS ではフローフロント近傍での樹脂圧力が低いために、溝を壁面方向に押し上げる力が小さくなり、その結果、スキン層中に溝を分散吸収しにくくなる。これが、GPPS の消失会合角が大きくなる原因と推察される。一方、HIPS、PMMA、ABS において消失会合角に差が見られないのは、 $\Delta L = 3$ mm 以内で上記樹脂間の圧力差がほとんどないことに起因するものと推察される。

4.4.3 キャビティ間でのウェルドライン消失会合角差の検討

a. キャビティ形状の影響

PMMA において 6° 程度の差はあるものの、キャビティ I と II の消失会合角はよい一致を示していると言える。これはウェルドライン消失現象が、キャビティ形状の影響を受けず、広く普遍化し得る概念であることを意味している。また成形条件にかかわらず、すべての樹脂において消失会合角のバラツキが 14° 以内に収まっていることは、ウェルドライン生成機構が、フローフロント部の極めて局所的な成形現象に支配されていることを物語っている。これは、成形条件の変化がフロント部の樹脂圧力分布にほとんど影響を及ぼさなかったこと等によるものと推察される。

b. キャビティ厚さの影響

キャビティ厚さ一定の場合では、ウェルドライン生成部樹脂圧力の増加に伴い、ウェルドライン消失会合角が小さくなる傾向を示した。しかし、キャビティ厚さを変化させた場合では、図4.18(b)に示すような極端な樹脂圧力差が生じているにもかかわらず、各厚さに対する消失会合角が一定値を示した。これは、厚さを変化させた場合に、樹脂圧力以外に消失会合角に影響を及ぼす因子が存在することを示唆している。この原因は、以下のように説明できる。幾何学的に考えると、キャビティ壁面近傍におけるフローフロント表面とキャビティ壁面とのなす角度は、キャビティ厚さが小さくなるほど大きくなる。また、この角度が増加すると、ウェルドラインの溝を形成するキャビティ壁面近傍の余剰表面積は大きくなる。したがって、キャビティ厚さの減少に伴いウェルドラインは消失しにくくなるものと推察される。これら幾何学的効果と、図4.18(b)のフローフロント会合部近傍樹脂圧力の相反する効果が相殺し合う結果、キャビティ厚さを変化させてもウェルドライン消失会合角が変化せずに一定値を示したものと推察される。

4.5 結言

以下に、本章で得られた結論を列記する。

- (1)汎用ガラスインサート金型を用いた画像計測と、ウェルドライン形状測定により、樹脂種類および成形条件、キャビティ形状、キャビティ厚さの変化にかかわらず、フローフロント会合角が $120^{\circ} \sim 150^{\circ}$ でウェルドラインが消失することを実証的に明らかにした。
- (2)圧力計測により、上記ウェルドライン消失会合角が、フローフロント会合部近傍における樹脂圧力状態に依存し、同部における樹脂圧力が高いほどウェルドライン消失会合角が小さくなることを明らかにした。
- (3)2つのファウンテンフロー会合部曲面、主にキャビティ壁面近傍曲面の、2次元展開によって生じる余剰表面積がウェルドラインを形成するという生成機構モデルを提示した。

以上のように、本章では汎用ガラスインサート金型を用いて、ウェルドライン生成メカニズムを初めて実証的に明らかにすることができた。これは、ウェルドラインだけに限らず本手法が、フローマーク、シルバーストリーク等のその他の成形不良現象の定量解析に対しても有効な計測ツールとなることを同時に示唆するものである。

－ 第 II 部 －

型内ガラス繊維配向過程の実験解析

第5章 バックライト金型方式による ガラス繊維配向過程の可視化解析

5.1 緒言

第I部では、型内樹脂流動挙動を解明するために、耐圧性と汎用性を有した汎用ガラスインサート金型を提案・試作した。そして本金型を用いて、ランナー分岐部における樹脂流動挙動、およびウェルドライン生成過程を解明することで、その実用性を実証した。第II部では、近年の短繊維強化熱可塑性樹脂(FRTP)の需要拡大の陰で、重要な問題となっている型内ガラス繊維配向挙動の動的観察手法開発について取り扱う。

序論では、今後確立が求められる型内繊維配向挙動の実験解析法として、高速・高圧の実際の成形運転下で、ガラス繊維と同じ、あるいは近い物性および形状・寸法を有するトレーサ繊維を用いて、ガラス繊維配向挙動を3次元の樹脂(繊維)流動速度分布と関連づけて解析できる手法の確立が急務であると述べた。

本章では、光反射方式の汎用ガラスインサート金型を光透過方式に改良した、実成形条件下で繊維配向挙動を可視化観察できる新しい金型と、Niめっきガラスのトレーサ繊維とを用いた可視化手法の確立を目的としている。

射出成形においてFRTPは、機械的強度および生産性に優れ、自動車部品等の構造部材に広く利用されている。従来からガラス材質の繊維が主に使用されており、最近では、金属繊維も電磁波シールド部品等に充填されるようになってくる¹⁾⁵⁾。樹脂にガラス繊維が混入された場合、樹脂流動速度分布の影響により、成形品厚さ方向に異なる配向角を有する繊維配向層がサンドイッチ状に形成されることが報告されている^{43), 45), 46)}。この配向層が成形品に異方性を発現させ、そり、変形等の多様な成形不良形態がさらに助長されることになる。繊維寸法や成形条件を調節したり、ゲート・キャビティ形状を工夫することにより繊維配向を制御しようとする試みが行われてきたが、技術的に確立されるには至っていないのが実状である。

ここで問題となっている繊維配向層は、射出率、キャピティ厚さ等の条件により3層^{4,5)}、5層^{4,7)}、7層^{4,8)}構造とも言われ、これまで繊維配向層形成メカニズムに関する数々の理論が展開されてきた。しかしこれらの理論は、実際の成形運転下における繊維挙動の直接観察結果に基づくものではなく、序論において述べたように疑似流体でのモデル実験結果^{8,9)-6,3)}ならびに、光学顕微鏡、接触X線写真法、広角X線回折法等を用いた成形品分析結果に基づくもので、いずれも推察の域を脱していないのが実状と言える。また、配向状態を予測するための数値シミュレータの開発研究^{10,8)-10,8)}も行われてきたが、繊維配向モデルの妥当性についてはこれまで十分な検証実験が行われていなかった。

ガラス繊維配向メカニズムの解明には型内流動中の繊維挙動と繊維速度分布を動的に観察することが重要であると考えられる。そこで本章では、キャビティ対向壁面にガラスを配した光透過方式のバックライト金型方式を用いた、実成形条件下におけるガラス繊維配向挙動の直接可視化手法を新たに提案する。以下では、可視化解析に先立ち、本手法で問題となる、(1)繊維配向過程に及ぼすガラスキャビティ面の影響、および(2)高繊維含有率における配向観察への適用の可能性について検討を行う。つぎに、そこでの検討結果に基づき、低繊維含有率における型内ガラス繊維配向挙動の観察実験を行い、本手法の有効性を具体的に明らかにする。

5.2 バックライト金型方式

5.2.1 觀察原理

図5.1は、光反射方式とバックライト方式の原理比較を示している。ガラス繊維挙動観察を始めるに際し、最初に汎用ガラスインサート金型をそのまま用いた光反射方式の検討を行った¹⁰⁹⁾。この方式は、カメラと同じ方向からストロボ光を流動中のガラス繊維に照射し、繊維表面からの反射光を撮影するものである。しかし、(1)繊維寸法が小さい場合には反射光が弱く観察しにくいこと、(2)繊維の角度によっては反射光がカメラに入射しないこと、(3)繊維含有率の高い場合には、内層部まで観察できないことの、以上3点が同方式の問題点として明らかとなった。

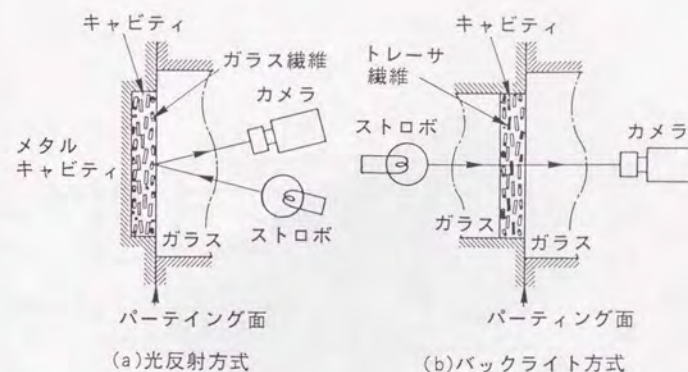
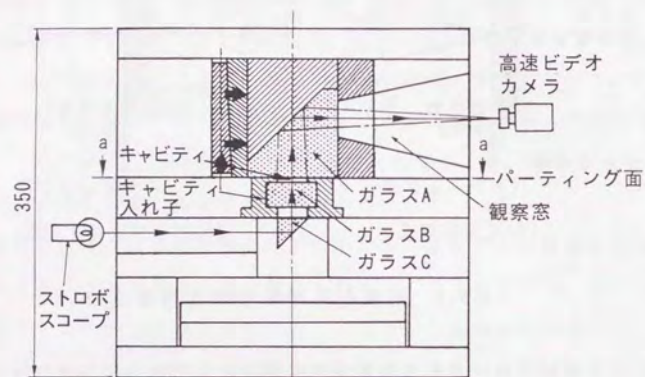


図5.1 繊維配向挙動の観察方法比較

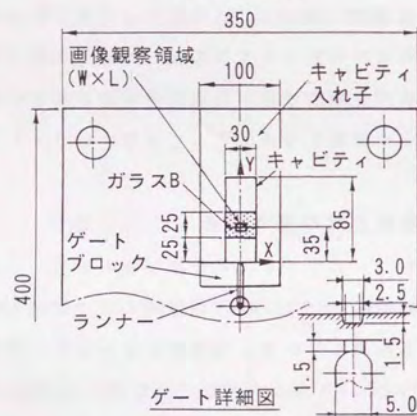
そこで本研究では、これらの問題点を解決するためにバックライト金型方式を提案した。同方式は以下のように説明される。まず、不透明としたガラス繊維をトレーサとして少量樹脂に混入し、対向ガラスブロックのガラスキャビティ面内に射出する。そして、一方のガラスを通して光を照射しながら、他方のガラス面よりトレーサ繊維を撮影する。高繊維含有率の場合には、透明ガラス繊維の中に不透明トレーサ繊維を少量混入して観察を行う。

5.2.2 バックライト金型方式の基本構造

図5.2、図5.3は、試作バックライト方式金型の基本構造、およびキャビティ入れ子の外観をそれぞれ示している。固定側は第Ⅰ部で試作した汎用ガラスインサート金型をそのまま利用している。可動側のキャビティ内の一部には、矩形ガラスBが挿入されている。ストロボ光はこの矩形ガラスBとプリズムガラスCを介して、カメラと対向する方向から照射する。キャビティは85mm×30mmの矩形状で、その一部が50mm×25mmの矩形ガラスBにて構成されている。この矩形ガラスBの装填位置は、キャビティ内において段階的に移動させることができるため、キャビティのほぼ全域における繊維挙動のスポット観察が可能である。また、本キャビティ入れ子は、キャビティ形状・厚さの変更が可能となっている。



(a) 金型側面



(b) パーティンング面 (a-a)

図5.2 バックライト方式金型の基本構造
(単位: mm)

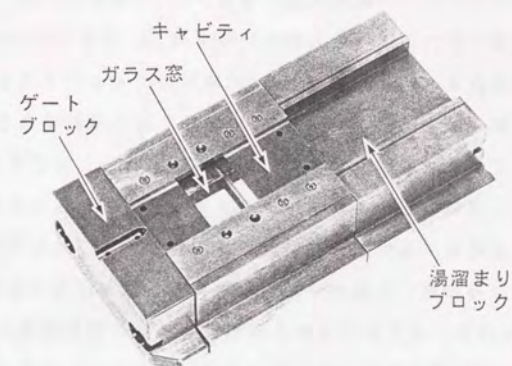


図5.3 カビティ入れ子の外観

表5.1 成形条件

カビティ厚さ (mm)	2. 3. 4
射出率 (cm ³ /s)	2.3. 2.6. 3.2 6.6. 13.1. 19.7
射出量 (cm ³)	16.7
樹脂温度* (°C)	200
金型温度** (°C)	30

*) ノズル部設定温度

**) 金型温調器設定温度

5.3 実験方法

5.3.1 トレーサ繊維

市販されているFRTPのガラス繊維径は、通常 $\phi 10\mu\text{m}$ 程度である。しかし、本研究では、撮影装置の拡大倍率（最大45倍）を考慮し、解析可能な鮮明画像を得るために平均繊維直径 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の2種類のチョップドストランドガラス（日本電気硝子㈱：Eガラス）を用いた。本実験では、母材であるガラスの特性を損ねないようにガラス繊維表面に薄くNiめっきを行ったものを不透明なトレーサ繊維として、透明樹脂である汎用ポリスチレンGPPS（住友化学工業㈱：エスブライト2V）に混練・造粒した（GPPSの樹脂物性および適用成形条件範囲については巻末の付録参照）。後述する高繊維含有率における可視化深度の検討には $\phi 24\mu\text{m}$ の繊維を、また型内ガラス繊維配向挙動の観察実験には $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の両繊維をそれぞれ使用した。なお後者の実験では、流動中における繊維の基本的な挙動の把握を目的としているため、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ のいずれの場合も、繊維間相互作用のない0.1wt%、0.2wt%の低含有率にてそれぞれ実験を行った。本研究では、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の各場合において繊維長がそれぞれ0.3mm~0.6mm、0.4mm~1.0mmの範囲内にある繊維を評価の対象とした。

5.3.2 実験条件

表5.1は本実験の成形条件を示している。本研究では、射出率、キャビティ厚さを表5.1のように変更して検討を行った。本実験では、図5.2(b)のガラスキャビティBの中央部（ゲートから35mmの位置を中心とした領域）を、高速ビデオシステム（㈱ナック：HSV-400）により毎秒200コマで拡大撮影した。この拡大撮影領域（ $W \times L$ ）の大きさは、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の各繊維径によって異なり、それぞれ10.3mm \times 9.6mm、15.8mm \times 14.2mmとした。図5.4の定義に基づき、撮影された画像から画像解析装置（㈱ナック：ID-8000）を用いて繊維配向角 α 、繊維速度 V を計算した。ただし、図5.4でのXY座標系は、図5.2(b)のキャビティ上に示される通りで、 90° を越える配向角については、 $(180-\alpha)^\circ$ として整理した。実験に使用した射出成形機は、図5.5に示すファナック㈱製のAUTOSHOT MODEL 75E（型締力75tonf）である。

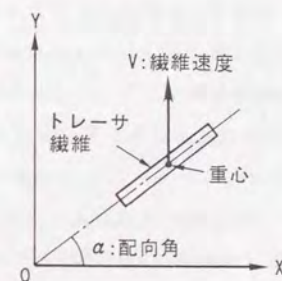


図5.4 繊維配向角・速度の定義



図5.5 実験に使用した射出成形機
（ファナック㈱：AUTOSHOT MODEL 75E）

5.3.3 繊維配向・速度分布抽出方法

繊維配向構造および繊維速度分布を検討するためには、キャビティ厚さ方向における繊維の流動位置を知ることが必要となる。本手法はキャビティ面からの2次元可視化法であるため、流動中に上記厚さ方向位置情報を得ることができない。そこで本研究では、図5.6に示すキャビティ厚さ方向の繊維配向・速度分布抽出法を提案した。同図(a)は高速ビデオシステムのモニタ上に写し出された繊維の2次元画像を、(b)はその際のキャビティ厚さ方向の状況を、(c)は流動方向での繊維速度変化をそれぞれ示している。ここで同図(c)中のEは、スクリュ停止時点の速度を表している。第2章での検討により、スクリュが停止した後もスプルー・ランナー内樹脂の圧力開放のためにフローフロントが前進することが判明しており、(c)の減速過程EFはこれに対応するものと判断される。したがって、スクリュ停止時点Eより前での繊維配向および速度分布の抽出が必要となる。具体的な手順を以下に示す。

- (1) 樹脂充填完了時に画像観察領域内Lで停止した繊維が、同領域内で減速せず一定速度で流動している時点Dにおける配向角、速度を画像処理により計算する。
- (2) 工具顕微鏡（ミットヨウ機：TM300）を用いた合焦点法⁵⁰⁾により、取り出された成形品から流動停止位置Fにおける繊維の厚さ方向流動位置Hを求める。
- (3) 最後に、(1)で得られた配向角、速度と(2)で得られたキャビティ厚さ方向流動位置との照合を行い、射出中における厚さ方向の繊維配向・速度分布を抽出する。

ただし、同手法は、繊維がDからFに流動する過程においてHが変化しないことを前提としている。

5.3.4 可視化深度の評価方法

高繊維含有率では、ガラス繊維と熔融樹脂との屈折率差により、光の透過率が低下し、カメラから遠い位置にあるトレーサ繊維ほど見え難くなる。そこで透明ガラス繊維の含有率を変化させてトレーサ繊維の可視化深度を検討した。具体的には、ガラスA側（図5.2(a)）から成形品表面をマイクローム（大和光機

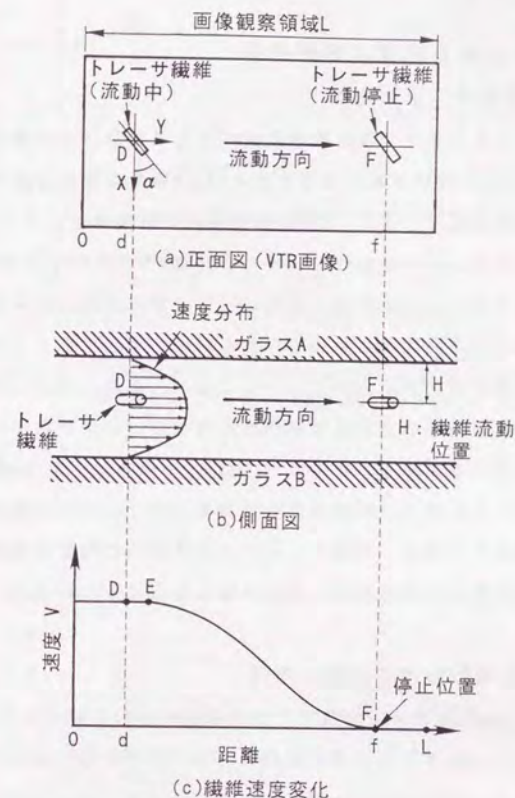


図5.6 繊維配向角・速度およびキャビティ厚さ方向の繊維流動位置の抽出方法

工業機：LR-85）により100 μ m毎に削り落とし、その都度切削面と型内観察画像とを照合した。これにより、切削面上のトレーサ繊維が画像上で確認できる限界の切削深さをもって、ここでは可視化深度とした。

5.4 バックライト金型方式の評価結果

5.4.1 ガラスキャビティ面の影響

ここでは、ガラスキャビティ面が繊維配向プロセスに及ぼす影響について検討を行った。図5.7は、観察領域を通過する $\phi 60\mu$ m繊維の流動速度の経時変化を示している。繊維速度の各点は、1画面毎に各10本の繊維をランダムに抽出し、それを10画面（10ショット）分重ね合わせた合計100データの平均値を表している。各射出率ともフローフロント前進速度が一定、すなわち、キャビティへの樹脂流入量が一定となる時間帯において計測を行ったものである。同図では、時間経過に伴い速度の増加が示されている。これは、流動の進行に伴ってキャビティ壁面による冷却効果のため固化層厚さが増加し、流路が狭まっていくことを反映した結果と推察される。すなわち、図5.7の結果は、熱伝導率が低いガラスキャビティ面においても、流動過程に壁面近傍での十分な固化層成長がなされることを意味しており、金属キャビティと本質的に同等の繊維配向プロセスが実現されていることを具体的に裏付けるものとなっている。

5.4.2 高繊維含有率における可視化深度

図5.8は、ガラス繊維含有率と可視化深度の関係を示している。矩形キャビティにおけるキャビティ厚さ方向の繊維配向状況は、厚さ中心に対して上下対称であると推察される。したがって、厚さ中心までの可視化深度達成は解析上必要かつ十分と考えられる。キャビティ厚さ3mmでの可視化可能なガラス繊維含有率は、図5.8より25wt%となっている。これは、25wt%までの高繊維含有率においても本手法が適用可能であることを示唆する結果となっている。

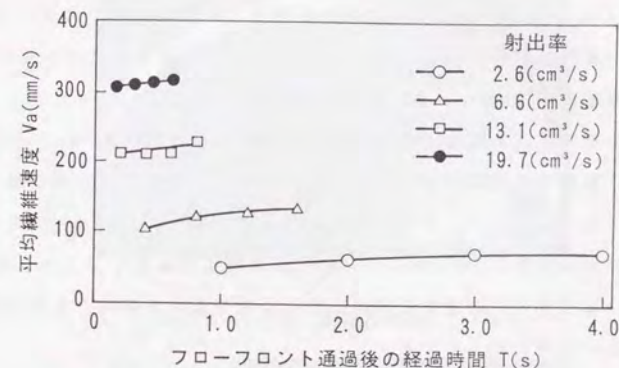


図5.7 平均繊維速度とフローフロント通過後の経過時間の関係（繊維径： $\phi 60\mu$ m，繊維含有率：0.2wt%，キャビティ厚さ：3mm）

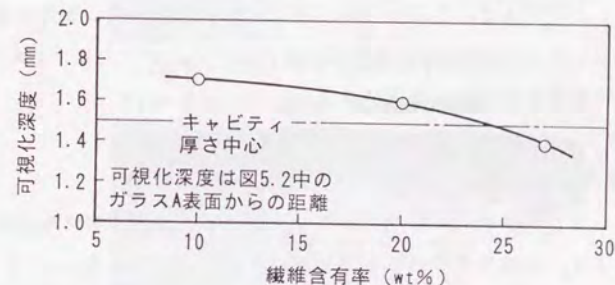


図5.8 可視化深度と繊維含有率の関係（繊維径： $\phi 24\mu$ m，キャビティ厚さ：3mm）

5.5 繊維配向観察結果および考察

5.5.1 キャビティ厚さ方向の繊維配向・速度分布

図5.9は、バックライト金型方式によって得られた観察画像の例を示している。(a)、(b)は、繊維含有率0.2wt%の場合におけるゲート近傍およびキャビティ中央部での繊維配向状態を、(c)は、繊維含有率8wt%の場合のキャビティ中央での配向状態をそれぞれ示している。同図に示されるように、本バックライト金型方式では、繊維含有率の大小にかかわらずトレーサ繊維の陰影を明瞭に観察することができる。さらに、本手法では、ファウンテンフロー過程でのフローフロント近傍繊維挙動を2次的にはあるが直接拡大観察することができる。これにより、固化領域に固着する繊維と流動領域を流れる繊維とを画像により識別することが可能となっている。

図5.10、図5.11は、5.3.3節の方法により射出率を2通りに変化させて求めたキャビティ厚さ方向の繊維配向速度分布結果（繊維径 $\phi 60\mu\text{m}$ ）をそれぞれ示している。両図の下段(b)では、画像観察に基づく速度分布抽出過程において、繊維が流動停止した固化領域と繊維が移動し続ける流動領域を予め分離して取り扱っている。これらの固化および流動領域の境界線を同図上段の(a)に重ね合わせた結果、固化領域にはさらに2層、流動領域は3層の配向層が対応していることを読み取ることができる。したがって、キャビティ厚さ方向には固化領域、流動領域に対応した合計7層の配向層形成が観察される。以下では、これら各層について個別に検討を加えることとする。

5.5.2 固化領域の配向

固化領域は、フローフロントでのファウンテンフロー過程を経て形成されたという履歴により、流動領域と対比して特徴づけることができる。

まず、キャビティ壁面近傍に形成されるスキン層Iの繊維（黒丸で表示）は、流動方向に対して平行に近い配向角（ $\alpha \approx 90^\circ$ ）分布を示している。これは、以下の理由によるものと考察される。図5.9(b)において観察されるように、フローフロント近傍の流動領域では、繊維は流動方向に垂直に配向しながらフロント近傍領域へと流入する傾向を示す。これらの繊維は、ファウンテンフロー過

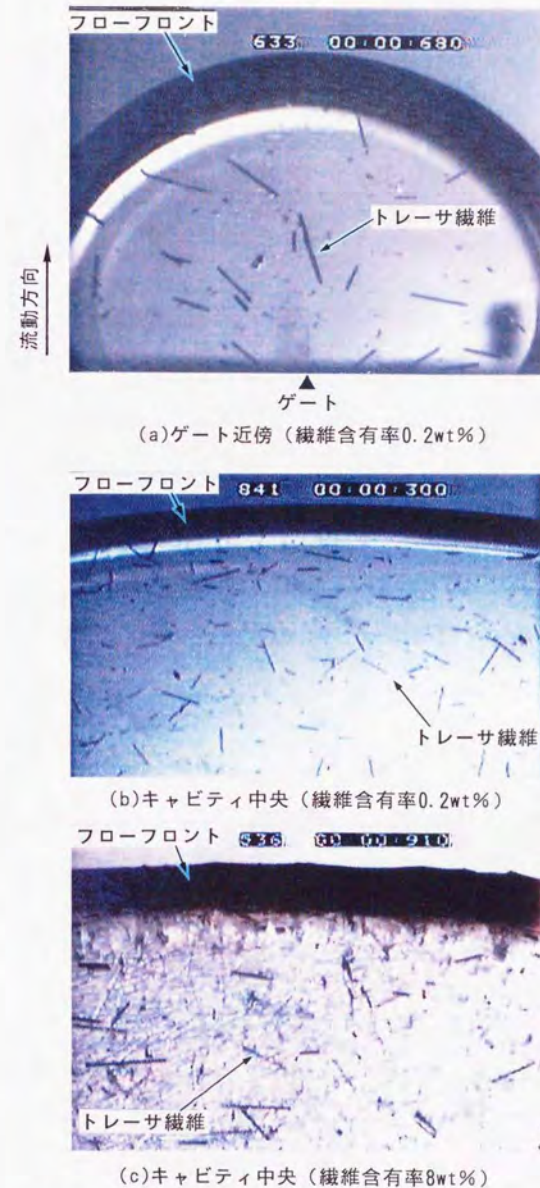
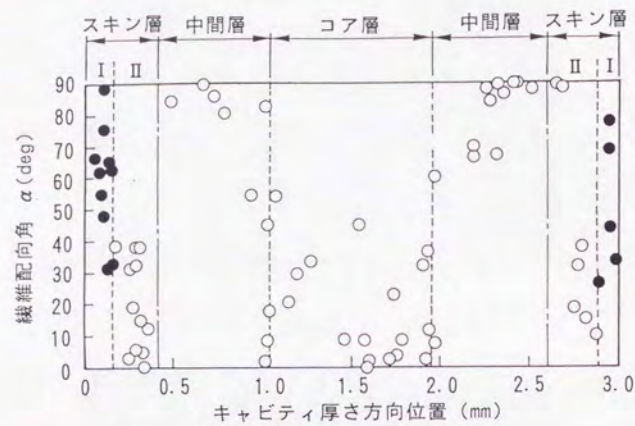
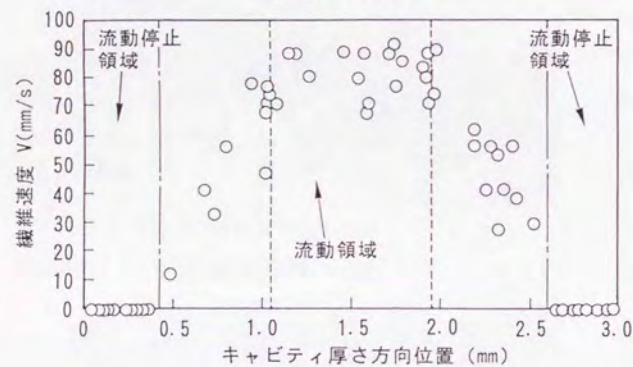


図5.9 バックライト金型方式によって得られた型内繊維挙動の画像観察例（繊維径： $\phi 60\mu\text{m}$ ，キャビティ厚さ：3mm）

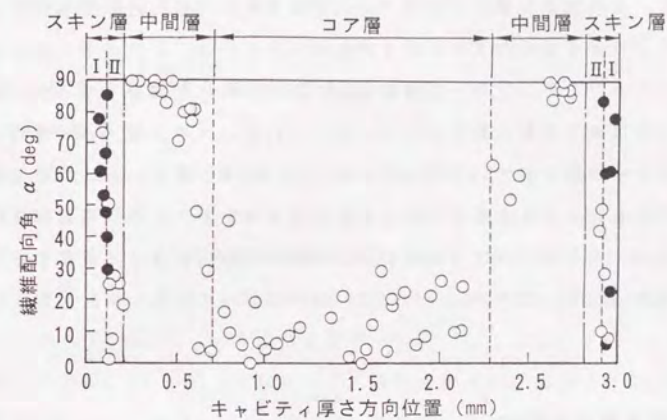


(a) 繊維配向角分布

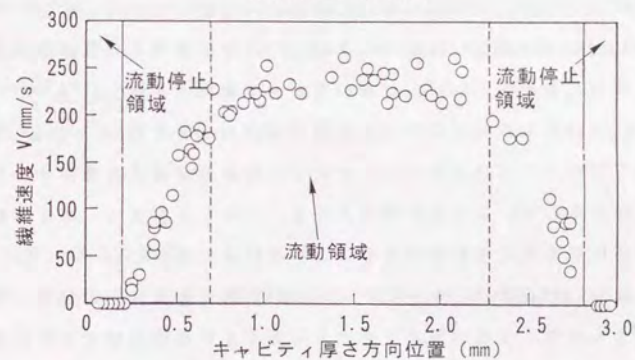


(b) 繊維速度分布

図 5.10 射出率 $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$ で成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: $0.2 \text{ wt}\%$, キャビティ厚さ: 3 mm)



(a) 繊維配向角分布



(b) 繊維速度分布

図 5.11 射出率 $19.7 \text{ cm}^3/\text{s}$ で成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: $0.2 \text{ wt}\%$, キャビティ厚さ: 3 mm)

程での伸長流れの影響により配向角を伸長方向すなわち 90° 方向に変え、固化領域に取り込まれて固着することとなる。これがスキン層Ⅰを形成したものと推察される。またスキン層Ⅰの内側では、流動方向に垂直に近い配向角 ($\alpha \approx 0^\circ$) の繊維をより多く含んだスキン層Ⅱが形成されている。このスキン層Ⅱは、Ⅰと同様にファウンテンフローの履歴を経て形成された配向層であるが、 $\alpha \approx 90^\circ$ を示すⅠとは異なる配向角を示している。これは、スキン層Ⅰと同様にファウンテンフロー過程を経ているにもかかわらず、スキン層Ⅱにおいては伸長流れの影響が小さかったことを示唆する結果となっている。この原因の解明には、フローフロント付近における繊維の回転挙動をさらに拡大して観察することが必要と考えられる。この点については、次章において詳しく検討を行うこととする。

5.5.3 流動領域の配向

流動領域においては、中央部において流動方向に対して垂直に配向した繊維層（コア層）と、その両側に流動方向に対して平行に配向した繊維層（中間層）とが観察される。射出率 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$ において配向の変化する図5.10(a)の 1.1mm と 1.9mm 、および $19.7\text{cm}^3/\text{s}$ における図5.11(a)の 0.7mm と 2.3mm の各位置は、(b)の中央部が平坦化した速度分布において高せん断速度領域へと遷移する位置にそれぞれほぼ対応していることが確認される。こうした事実は、速度勾配の変化が繊維配向状態を変える要因であることを裏付ける結果となっている。

図5.10、図5.11の分布は、キャビティ内の一観察位置における射出完了直前の状態を表すもので、この結果よりゲート流出直後から観察位置までの繊維配向過程、速度変化の履歴を直接知ることはできない。しかしながら、上記結果および図5.9(a)のゲート近傍での観察画像より、コア層、中間層の生成過程として以下のモデルを推察することができる。ゲートからキャビティ内に流入した直後の繊維は、流路の急激な広がりによって引き起こされる拡大流により流動方向に対して垂直に配向する。そして、その後繊維は、キャビティ厚さ方向の速度分布の平坦な中央部を上記垂直配向を大きく変化させることなく流動して、コア層を形成するものと考えられる。また、コア層の両側に位置する急峻

な速度勾配領域を流れる繊維は、高いせん断速度の影響を受けて流動方向に平行に配向し、中間層を形成するものと考えられる。これらモデルの具体的な実証については、次章にて行うこととする。

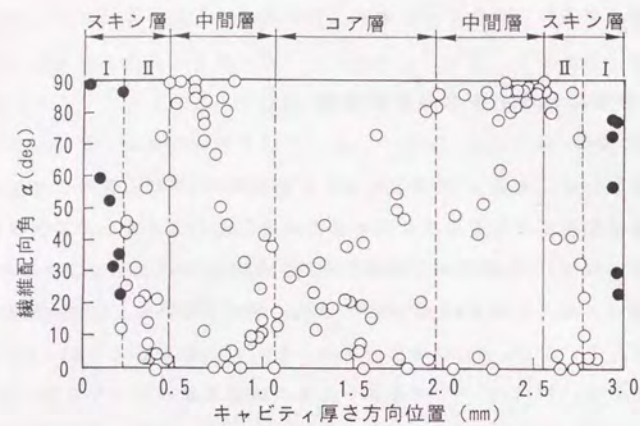
5.5.4 配向構造に及ぼす各種条件の影響

a. 繊維寸法の影響

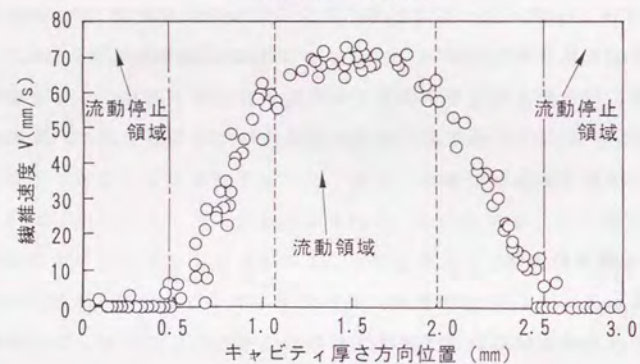
図5.12、図5.13は、 $\phi 24\mu\text{m}$ の繊維において射出率を2通りに変化させて求めた繊維配向および速度分布をそれぞれ示している。この場合にも、射出率にかかわらず厚さ方向に7つの配向層が確認できる。配向分布状況および各層の厚みのいずれにおいても、 $\phi 60\mu\text{m}$ の場合とほぼ同じ傾向が示され、繊維寸法の影響は顕著には現れていない。(b)の速度分布は、 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$ において $\phi 60\mu\text{m}$ と同じ傾向を示すものの、 $13.1\text{cm}^3/\text{s}$ では厚さ中央部の繊維速度が抽出できないという問題が生じている。これは、 $\phi 24\mu\text{m}$ において鮮明な繊維画像を得るために、 $\phi 60\mu\text{m}$ の場合よりもカメラの拡大倍率を大きくしたことに起因している。これにより図5.6(a)の画像観察領域Lが縮小し、中央部の高速流動繊維に関しては、D点がLの外側にはみ出し速度を抽出できなくなったためである。こうした問題は、繊維寸法にかかわらず高射出率の場合に必然的に起こるもので、同手法適用上の今後の課題と考えられる。

b. キャビティ厚さの影響

図5.14、図5.15は、 $\phi 24\mu\text{m}$ の繊維においてキャビティ厚さを 2mm および 4mm に変化させて求めた繊維配向および速度分布をそれぞれ示している。ここでは、フローフロント速度が同一になるように射出率を設定している。図5.14のキャビティ厚さ 2mm の場合では、図5.13(b)と同様、厚さ中央部の速度分布が抽出できなかった。第2章においてキャビティ厚さが減少すると図5.6(c)の減速区間EFが長くなるという結果を示した。そのため、ここでは同様の現象により、D点を画像観察領域L内にて記録できなかったものと考察される。配向角分布においては、両キャビティ厚さともに7層構造が見られるが、キャビティ厚さの減少に伴いコア層において $\alpha \approx 90^\circ$ の繊維が多くなり、ランダムな配向を呈している。

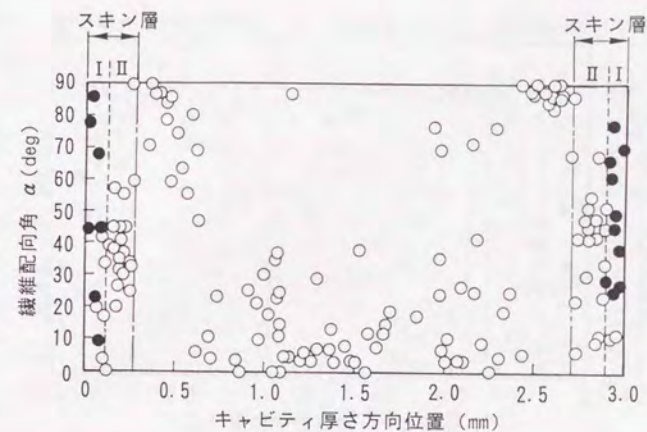


(a) 繊維配向角分布

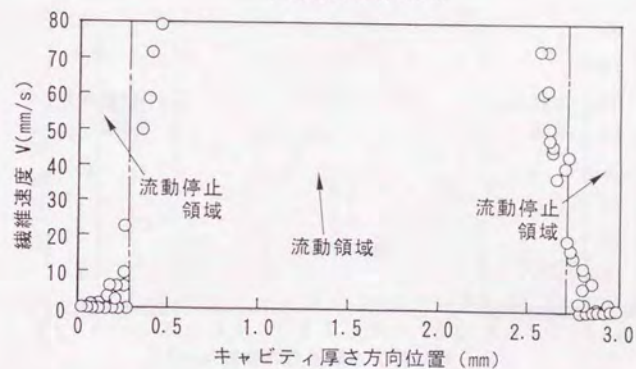


(b) 繊維速度分布

図5.12 $\phi 24\mu\text{m}$ 径繊維を射出率 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$ で成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維含有率: 0.1wt%, キャビティ厚さ: 3mm)



(a) 繊維配向角分布



(b) 繊維速度分布

図5.13 $\phi 24\mu\text{m}$ 径繊維を射出率 $13.1\text{cm}^3/\text{s}$ で成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維含有率: 0.1wt%, キャビティ厚さ: 3mm)

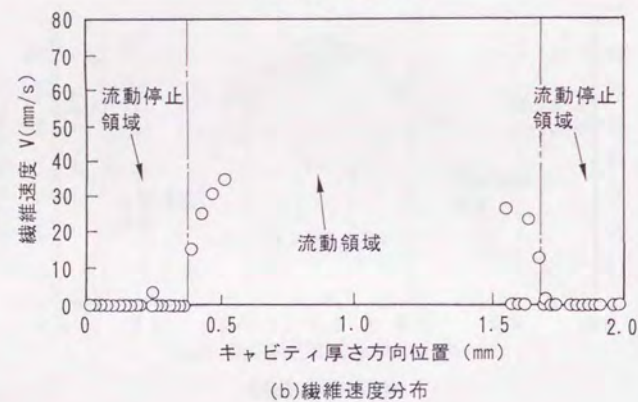
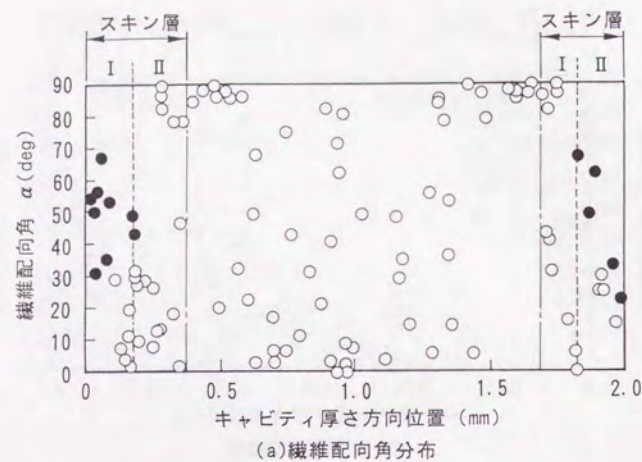


図5.14 キャビティ厚さ2mmで成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維径: $\phi 24 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.1wt%, 射出率: $2.3 \text{ cm}^3/\text{s}$)

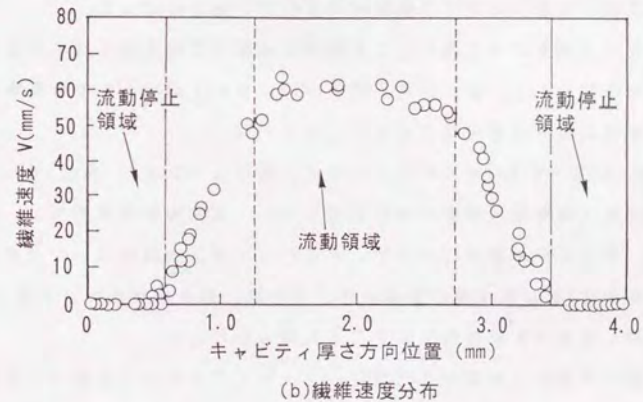
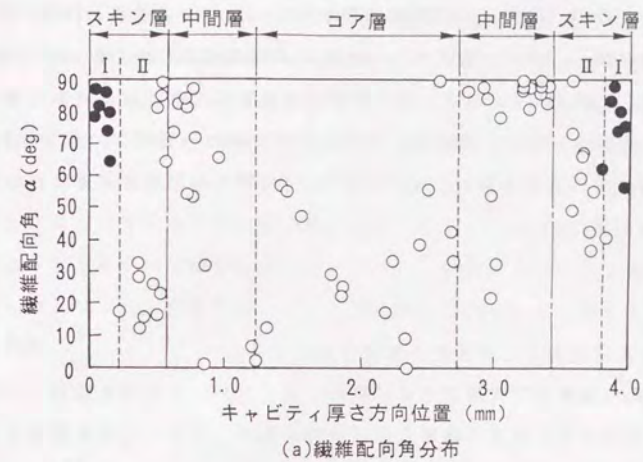


図5.15 キャビティ厚さ4mmで成形して得られたキャビティ厚さ方向における繊維配向分布および繊維速度分布 (繊維径: $\phi 24 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.1wt%, 射出率: $3.2 \text{ cm}^3/\text{s}$)

これは、厚さが小さくなるにしたがい、中央部が平坦化された台形状速度分布から、先鋭化された放物線形状速度分布へと遷移する結果、中央部にもせん断流れの影響が及び、流動方向に配向しやすくなったものと推察される。さらに、厚さの増加に伴い、スキン層Ⅰにおいて繊維が流動方向に強く配向する傾向を示しており、とりわけ4mmの場合にその傾向が顕著に現れている。これは、キャビティ厚さの大きい方が、繊維は、ファウンテンフロー過程での伸長流れの影響をより長い時間受けるため、 $\alpha \approx 0^\circ$ から $\alpha \approx 90^\circ$ への回転が充分に行われたためと考えられる。

5.6 結言

以下に、本章において得られた結論を列記する。

- (1)実際の成形運転下で利用できる汎用ガラスインサート金型を応用したバックライト金型方式とガラス繊維とほぼ同等の物性、形状・寸法を有するトレーサ繊維を用いた新しいガラス繊維配向可視化手法を提案した。
- (2)両キャビティ面をガラス面としても繊維配向層の形成過程には本質的な影響をもたらさないこと、および本手法がGPPSにおいて25wt%までの高繊維含有率の可視化実験に適用可能であることを示した。
- (3)GPPSと0.1wt%～0.2wt%のNiめっきガラス繊維($\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$)を用いた型内ガラス繊維配向挙動の観察実験を行い、本成形条件範囲では、射出率、繊維径、キャビティ厚さによらず、キャビティ厚さ方向に互いに交差した配向分布を示す7層の配向層が形成され、その際、厚さ中央部のコア層は常に流動に対し直交の配向傾向を示すことを明らかにした。
- (4)固化領域を形成する繊維の配向角は、ファウンテンフロー過程での伸長流に支配され、流動方向に配向分布する最外層のスキン層Ⅰ、流動方向にほぼ垂直に配向分布するスキン層Ⅱの2つの配向層が形成されること、特にスキン層Ⅰではキャビティ厚さの増加に伴い流動方向への配向がより明瞭になることを明らかにした。
- (5)流動領域においては、キャビティ厚さ方向の速度勾配変化が繊維配向状態を規定し、低速度勾配の中心領域は流動に直交配向のコア層を、その両側の高

速度勾配領域は流動方向へ配向する中間層を形成することを実証的に明らかにした。

以上の結果は、バックライト金型方式の有効性を実証するものである。しかし本手法では、微小な繊維をスポット観察により拡大して捉える形態をとっているため、高射出率あるいは薄肉キャビティの場合において、繊維速度分布を完全に抽出できないという問題点が指摘された。加えて、ガラス繊維配向層形成メカニズムをさらに詳細に解析するためには、(1)繊維のゲート流出直後から流動停止に至るまでの全流動挙動を連続観察すること、および(2)フローフロント付近における繊維の回転挙動をさらに拡大して観察することが必要であることも明らかとなった。次章では、これら問題点についてさらに詳しく検討することとする。

第6章 繊維追跡撮影装置による

ガラス繊維配向過程の可視化解析

6.1 緒言

前章において、汎用ガラスインサート金型を発展させたバックライト金型方式による型内ガラス繊維配向挙動の動的観察手法を提案した。そして、同手法を用いて、実成形条件下におけるキャビティ厚さ方向の繊維配向角分布および繊維速度分布の観測に成功した。しかし、同手法では、微小な繊維をスポット観察により拡大して捉える形態をとっているため、高射出率あるいは薄肉キャビティの場合において、繊維速度分布を完全に抽出できないという問題点が指摘された。加えて、ガラス繊維配向層形成メカニズムをさらに詳細に解析するためには、(1)繊維のゲート流出直後から流動停止に至るまでの全流動挙動を連続観察すること、および(2)フローフロント付近における繊維の回転挙動をさらに拡大して観察する必要があることも同時に明らかとなった。

堀川らは、キャビティ全域における繊維配向挙動を把握するために、観察領域を細かく分割し、順番にスポット観察を行い、各観察箇所での主配向角および配向率を列べて比較検討した^{6,3)}。しかし、これは、一本の繊維回転挙動をゲート流出直後から流動停止に至るまで連続観察したものではなかった。また、上記(2)のフローフロント付近における繊維回転挙動を観察した研究例は、これまで見当たらない。

そこで本章では、上記(1)、(2)を達成するために、単軸駆動装置に高速ビデオカメラを搭載した繊維追跡撮影装置と、ゲートからキャビティ末端までのキャビティ全領域を観察できる改良型バックライト方式金型から構成される可視化手法を提案する。そして、前章で観測されたキャビティ厚さ方向における7層ガラス繊維配向構造の形成メカニズムを実証的に明らかにすることで、本手法の有効性を確認する。

6.2 実験方法

6.2.1 改良型バックライト方式金型と繊維追跡撮影装置

微細な繊維を鮮明に視野に収めようとする、撮影倍率を大きくする必要がある。そのため、キャビティ全域における繊維挙動観察を行うためには、必然的に堀川らのようにキャビティ内を細かく分割して順番にスポット観察することが必要となる。本研究では、微細な繊維を鮮明にカメラの視野に収めた状態で、この視野を繊維の流動速度に合わせて移動させることができれば問題点がすべて解決するものと考えた。すなわち、カメラを移動台の上に設置し、この台を繊維の動きに追従させて駆動することで、ゲート流出直後から流動停止に至るまでの繊維挙動の連続観察が達成される。

図6.1、図6.2は、本研究で新たに提案した繊維追跡撮影装置の基本構造および外観をそれぞれ示している。繊維追跡撮影装置を設計するに際し、まずはじめに単軸駆動装置の上に直接カメラを設置し駆動させることを考えた。しかし、高速ビデオシステムのカメラ部重量が7.0kg（レンズを除く）と重いために、可搬重量の大きな単軸駆動装置を使用する必要があるが生じ、その結果、装置自体の規模が大きくなることが懸念された。そこで本研究では、図6.1に示すようにカメラ部が設置された振り子テーブルの一端が、単軸駆動装置（清水機電機：1A-12R-100-300B）に接続された構造を提案した。この構造により、単軸駆動装置の直線駆動が振り子の回転駆動に変換され、小さな可搬重量の単軸駆動装置でも十分に繊維撮影に必要な動作が得られる。なお、後述する全長66mmの可視化範囲の繊維追跡に必要なカメラ回転角は、約6°と極めて小さいため、追跡開始位置と完了位置との間における焦点のズレは無視できる。また、単軸駆動装置のコントローラ（清水機電機：1A-SEL-2）には、多段速度制御のプログラム機能が備っているため、型内において繊維流動速度が変動しても対応することができる。

図6.3、図6.4は、改良型バックライト方式金型の基本構造、およびキャビティ入れ子の外観をそれぞれ示している。キャビティは、66mm×30mmの矩形状で、金型可動側のキャビティ壁面全体が66mm×46mmの矩形ガラスBにて構成されている。矩形ガラスBが組み込まれているキャビティ入れ子の底部には、ストロボ光

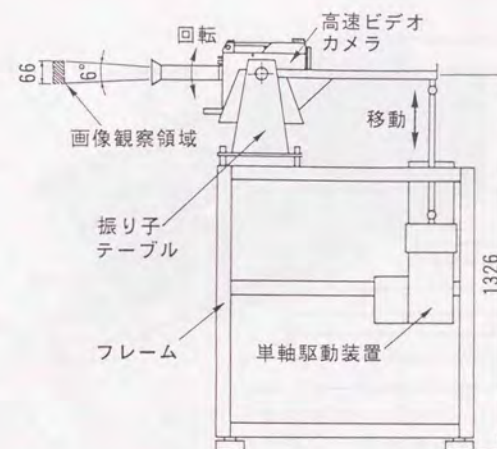


図6.1 繊維追跡撮影装置の基本構造
(単位: mm)

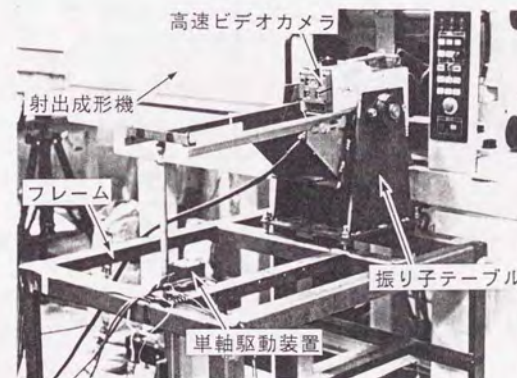


図6.2 繊維追跡撮影装置の外観

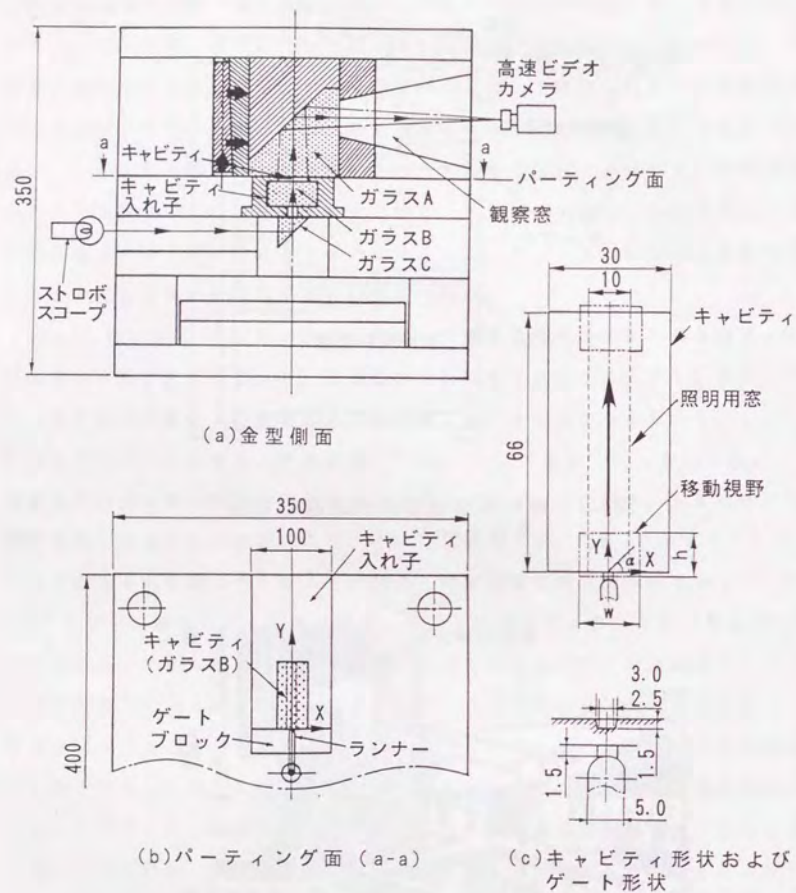


図6.3 繊維追跡撮影用バックライト方式金型の基本構造 (単位: mm)

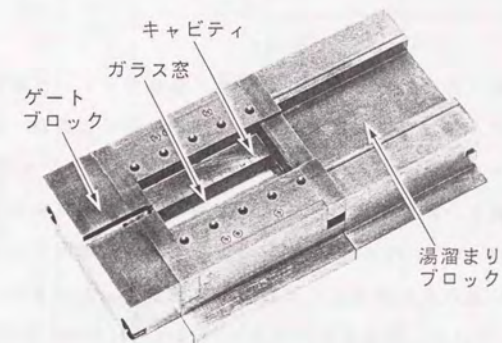


図6.4 繊維追跡撮影用キャビティ入れ子の外観

表6.1 成形条件

キャビティ厚さ(mm)	3.0
射出率 (cm ³ /s)	2.6, 13.1
射出量 (cm ³)	16.7
樹脂温度* (°C)	200
金型温度** (°C)	30

*) ノズル部設定温度

**) 金型温度調節器設定温度

を導入入れるために、キャビティ中心軸（Y軸）に沿って破線で示される66mm×10mmの窓Bが設置されている。この窓Bが全可視化範囲に対応している。

6.2.2 成形条件

本実験では、前章と同じNiめっきされたガラス繊維をトレーサ繊維として汎用ポリスチレンGPPS（住友化学工業㈱：エスブライト2V）に混練・造粒した。トレーサ繊維は、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の2種類の平均直径のものを使用した。本章では、前章に引き続き、流動中における繊維の基本な挙動把握を目的としている。そのため、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ のいずれの場合も、繊維間相互作用のない0.1wt%および0.2wt%の低含有率にてそれぞれ実験を行った。また、 $\phi 24\mu\text{m}$ 、 $\phi 60\mu\text{m}$ の各場合において、繊維長がそれぞれ0.15mm～0.45mm、0.30mm～0.90mmの範囲内にある繊維を評価の対象とした。表6.1に本実験の成形条件を示す。本実験では、射出率を2通りに変更して検討を行った。実験に使用した射出成形機は、前章と同じファナック㈱製のAUTOSHOT MODEL 75E（型締力75tonf）である。

6.2.3 観察方法

本研究では、(1)フローフロント部でファウンテンフローする繊維、および(2)フローフロントに到達せずにコア・中間層を形成する繊維の、以上2通りの繊維挙動を個別に追跡観察した。具体的には、図6.3の二点鎖線で示される撮影領域（ $w \times h$ ）を、フローフロント前進速度、あるいは繊維流動速度に合わせて矢印方向に移動させながら、毎秒200コマで撮影を行った。その際、撮影領域の大きさは、それぞれ7.5mm×5.5mm、12.0mm×11.0mmとした。

コア層と中間層を形成するそれぞれの繊維を分類して観察するために、本研究では、前章で得られた図6.5のキャビティ厚さ方向の繊維速度分布に基づく以下の方法を適用した。同図より、コア層を形成する繊維は最も流動速度が速い領域に、また、中間層を形成する繊維はコア層の約70%以下の繊維速度領域に対応していることが読み取れる。したがって、本研究では、観察画像中に最高速度（以下、 V_{max} と呼称する）で流れる繊維をコア層形成繊維、また、 V_{max} の

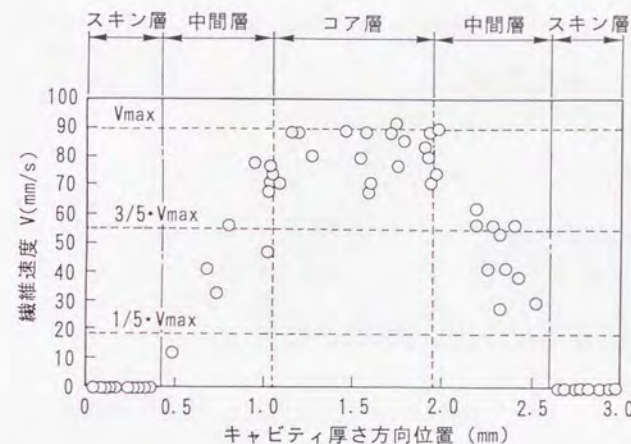


図6.5 キャビティ厚さ方向における繊維速度分布（繊維径： $\phi 60\mu\text{m}$ 、繊維含有率：0.2wt%、射出率：2.6cm³/s）

1/5前後の流動速度の繊維を中間層形成繊維とそれぞれ見なし追跡撮影を行った。さらに、コア層と中間層の境界領域の繊維を観察するために、 V_{max} の3/5前後の流動速度繊維も追跡撮影した。

撮影された画像は画像解析装置（㈱ナック：ID-8000）を用いて解析処理し、繊維配向角 α 、繊維速度 V を計算した。配向角 α は、流動方向に対して垂直な方向（図6.3のX軸方向）を0°と定義し、キャビティの左右対称性を考慮して、すべての繊維位置をX軸の+側の領域に変換して表示した。これにより、繊維が時計回りに回転する場合においては、 α は連続的に一側方向に移行することとなる。

6.3 実験結果

6.3.1 コア・中間層の繊維配向挙動

a. 繊維速度・配向角変化

図6.6は、改良型バックライト方式金型と繊維追跡撮影装置により得られた繊

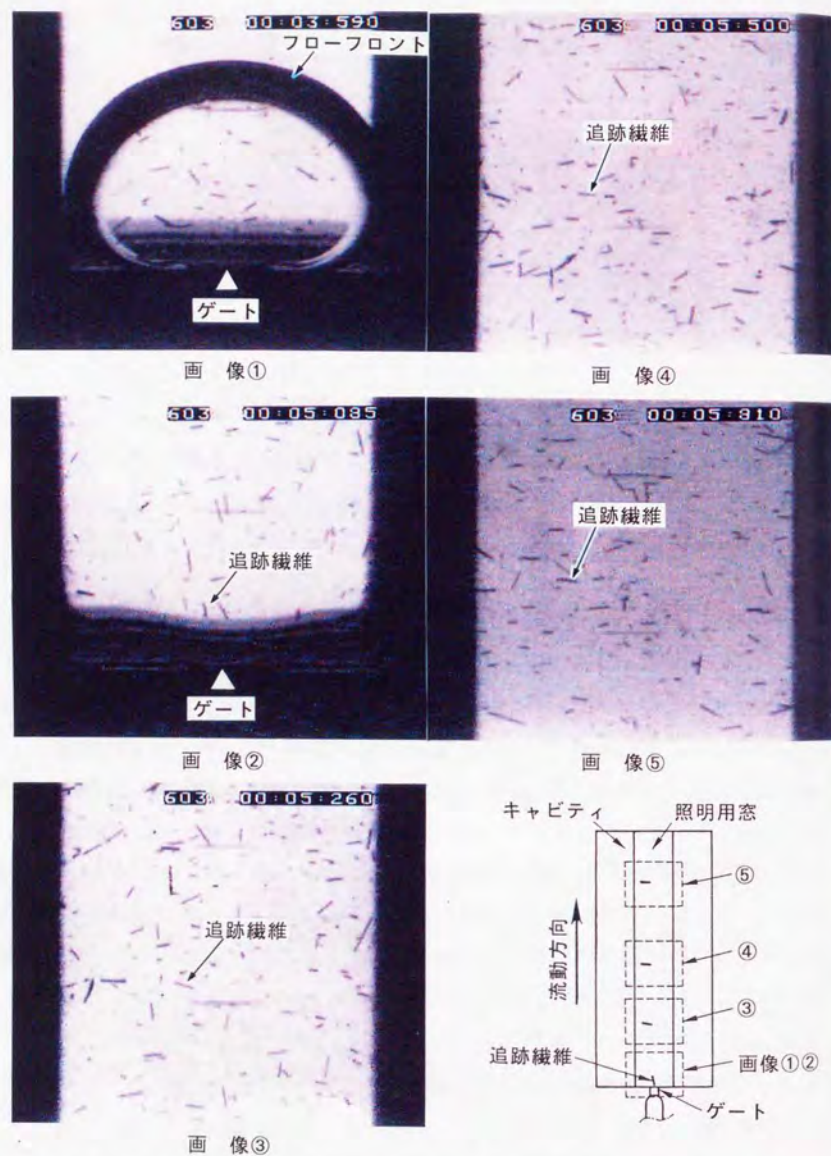


図 6.6 繊維追跡撮影装置によって得られた繊維回転挙動の観察画像
(繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)

繊維追跡撮影画像の一例を示している。ゲートから流出した繊維が、キャビティ末端へと回転を伴いながら流れて行く過程が明瞭に捉えられている。図 6.7 から図 6.9 は、追跡撮影画像に基づき画像処理により求められた、繊維速度 V ・配向角 α と繊維長中心からゲートまでの距離 Y との関係を示している。ここでは、樹脂がキャビティ内に流入してから 1.7 秒経過した時点から追跡撮影を開始している。この場合、繊維径は $\phi 60 \mu\text{m}$ 、射出率は $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$ で、図 6.7 から図 6.9 の各速度領域ともに、それぞれ 5 本の繊維について流動挙動を掲げている。上段 (a) の繊維速度特性では、すべての場合において、ゲート付近 ($Y=0 \sim 15 \text{ mm}$) での急激な速度低下領域と、 $Y=15 \text{ mm}$ 以降での速度一定領域が観察される。これらは、すべての繊維が、ゲート付近における拡大流と、その後の平行流の影響を受けながら流動していることを示唆する結果となっている。

下段 (b) の繊維配向角特性では、以下のような挙動が観察される。まず、コア層を形成する図 6.7 の V_{max} 速度領域の繊維は、No. 1 の繊維を除くほとんどが、流動方向に対して平行に近い配向状態 ($\alpha = 70^\circ \sim 90^\circ$) でゲートから流出し、拡大流領域で流動に対して垂直な方向へと回転する。そして、その後、平行流領域で流動に対して垂直な配向状態を維持したまま流動する。

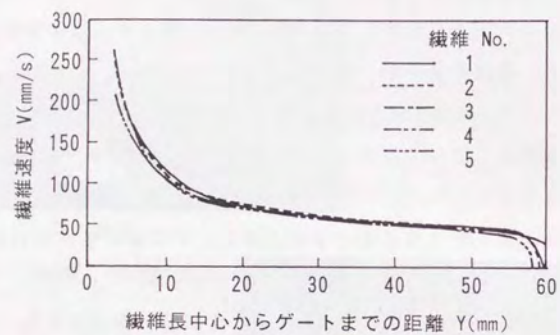
つぎに、中間層を形成する図 6.8 の $3/5 \cdot V_{\text{max}}$ の繊維では、図 6.7 の繊維とほぼ同じ配向挙動を示すものと、ゲート流出直後の流動方向にほぼ平行な配向角 ($\alpha = 70^\circ \sim 90^\circ$) を維持しながら流動するものの、以上 2 通りが観察される。

さらに、図 6.9 の $1/5 \cdot V_{\text{max}}$ の繊維は、ゲート流出直後の配向角を変化させずに、すべて流動方向に平行な配向を維持したまま流動する。以上のように、 $\phi 60 \mu\text{m}$ の繊維では、3 通りの配向挙動が確認された。

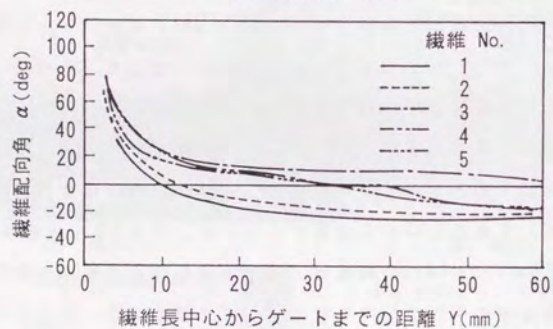
図 6.10 は、 $\phi 24 \mu\text{m}$ の繊維において求められた繊維配向角 α と繊維長中心からゲートまでの距離 Y の関係を示している。この場合にも、 $\phi 60 \mu\text{m}$ の繊維と同様の配向傾向が示されることから、図 6.7 から図 6.9 の配向挙動結果は繊維径により大きな影響を受けないことが示唆される。したがって、以下では $\phi 60 \mu\text{m}$ の繊維を用いて挙動解析を行うこととした。

b. ゲート付近における繊維挙動

図 6.11 は、射出率を $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$ および $13.1 \text{ cm}^3/\text{s}$ に設定して観察した結果の中か

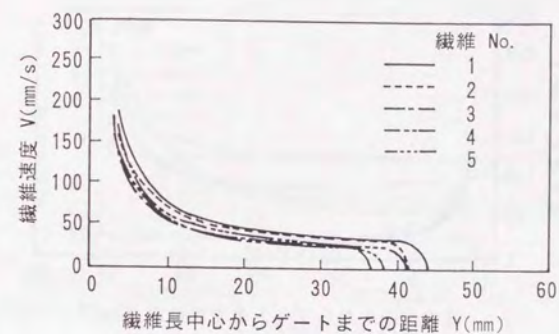


(a) 繊維速度変化

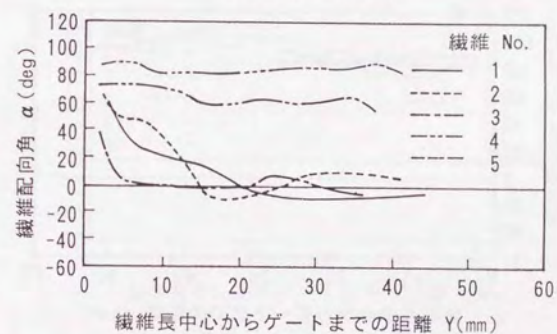


(b) 繊維配向角変化

図 6.7 V_{\max} 領域を流動する繊維の速度および配向角と繊維長中心からゲートまでの距離の関係 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)

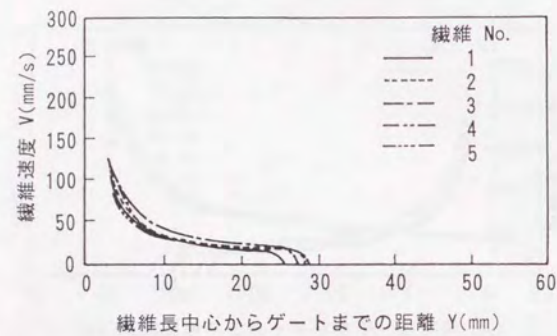


(a) 繊維速度変化

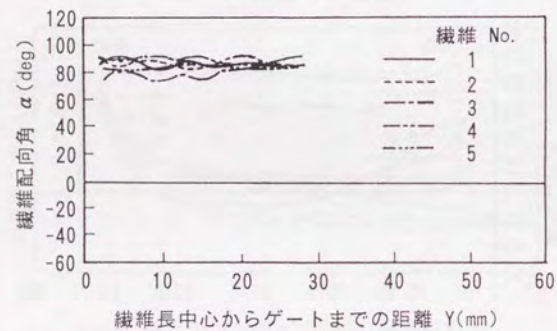


(b) 繊維配向角変化

図 6.8 $3/5 \cdot V_{\max}$ 領域を流動する繊維の速度および配向角と繊維長中心からゲートまでの距離の関係 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)

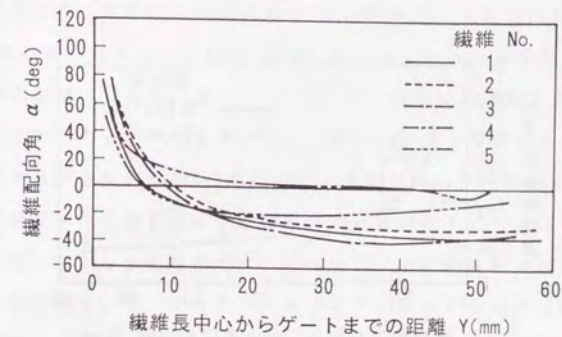


(a) 繊維速度変化

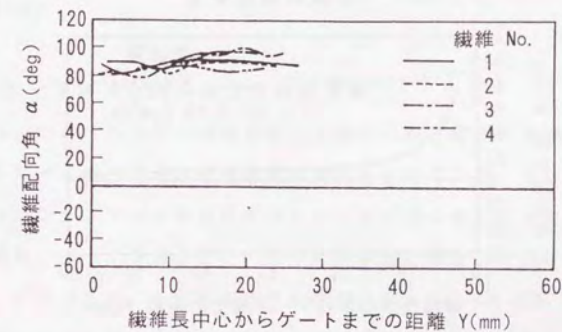


(b) 繊維配向角変化

図 6.9 $1/5 \cdot V_{\max}$ 領域を流動する繊維の速度および配向角と繊維長中心からゲートまでの距離の関係 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)

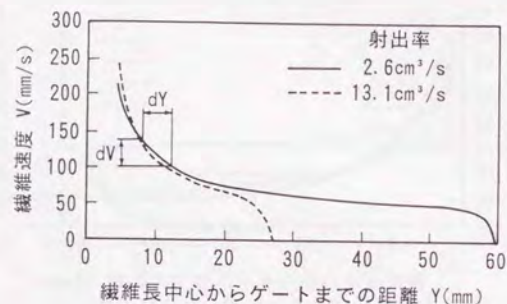


(a) V_{\max} (コア層)

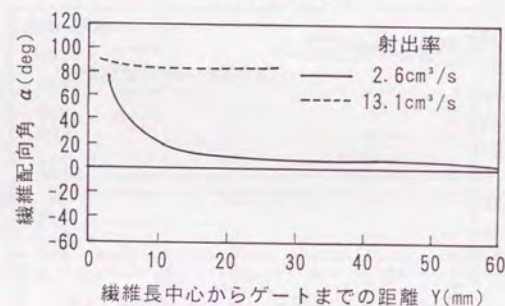


(b) $1/5 \cdot V_{\max}$ (中間層)

図 6.10 $\phi 24 \mu\text{m}$ 径繊維を成形して得られた繊維速度および配向角と繊維長中心からゲートまでの距離の関係 (繊維含有率: 0.1wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)



(a) 繊維速度変化



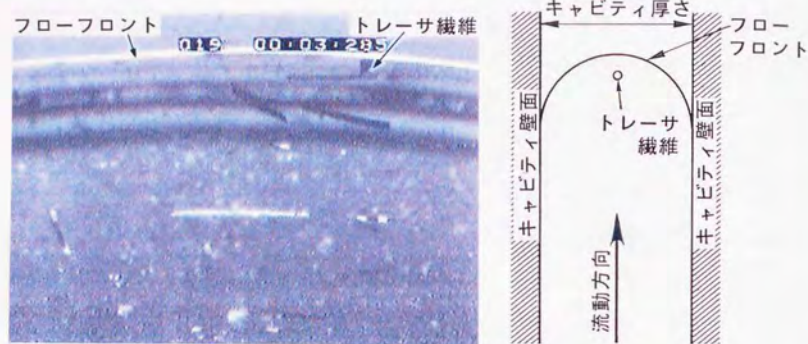
(b) 繊維配向角変化

図 6.11 同じ速度変化を示す繊維の配向角変化特性比較 (繊維径: $\phi 60 \mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%)

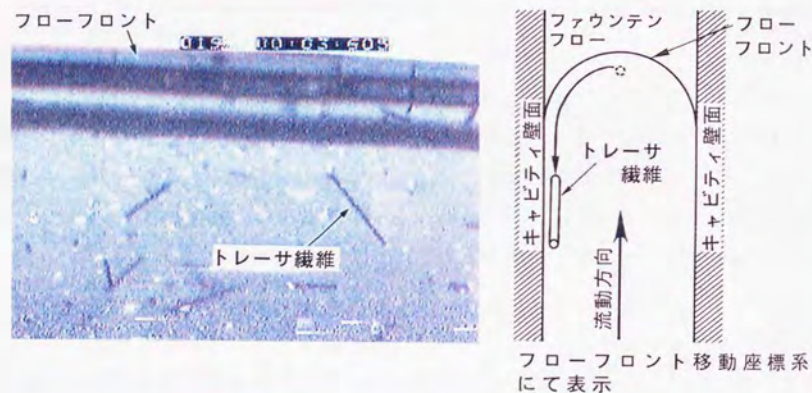
ら、同じ速度変化を示す繊維をそれぞれ1本ずつ抽出し、その繊維速度 V および配向角 α の変化を比較したものである。繊維速度特性では、両者とも $Y=20\text{mm}$ の位置まで同じ変化を示すが、繊維配向特性では、全く異なった配向挙動を示している。すなわち、 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$ では繊維は $\alpha=80^\circ$ から $\alpha=0^\circ$ へ回転するのに対し、 $13.1\text{cm}^3/\text{s}$ では回転せずに $\alpha=80^\circ$ を維持している。なお、成形品分析より、 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$ の繊維はコア層を、また、 $13.1\text{cm}^3/\text{s}$ の繊維は中間層をそれぞれ形成している繊維であることが判明している。一般に、ゲート付近においては、拡大流がもたらす負の速度勾配 dV/dY のために、流動方向に平行に配向した繊維のゲート側端部が前方へと押し出され、垂直方向へと回転するという考え方が通説となっていた。しかし上記結果は、この通説だけでは繊維配向挙動を整理できないことを物語っている。すなわち、キャビティ厚さ中央部では拡大流の影響が支配的であるが、壁面に近づくほどせん断流の影響がより大きくなることを示唆している。

6.3.2 フローフロント部における繊維挙動

図 6.12 は、フローフロント近傍における繊維回転挙動の追跡撮影画像と、この時のキャビティ厚さ方向の繊維状況推察図を示している。同図(a)は、矢印で示したファウンテンフローする直前のトレーサ繊維の配向状態を、(b)は、上記トレーサ繊維のファウンテンフローしてスキン層に固着した後の配向状態を示している。このように、本繊維追跡撮影装置によって、2次元的にはあるが、ファウンテンフローの中における繊維の回転挙動を鮮明に観察することができる。図 6.13 は、フローフロント近傍でのこれら拡大追跡撮影画像を画像処理して得られた繊維挙動を示している。縦軸は繊維速度 V 、および配向角 α 、フローフロントから繊維長中心までの距離 ΔY を、また横軸は繊維長中心からゲートまでの距離 Y をそれぞれ表している。ここでは、 ΔY_{min} を ΔY の最小値と定義している。(a)の $\Delta Y_{\text{min}}=0\text{mm}$ は、繊維がフローフロントまで達する場合を示し、この繊維は、ファウンテンフローにより配向角を流動方向に対しほぼ垂直に近い状態 ($\alpha=15^\circ$) から平行な状態 ($\alpha=90^\circ$) へと変化させて流動を停止する。(b)は、繊維がフローフロントに到達する直前に減速・停止する場合で、この繊維

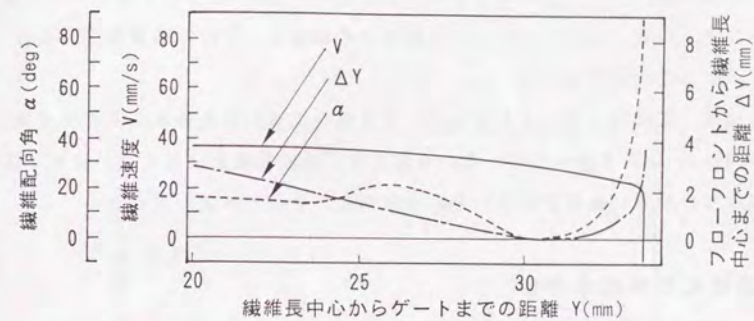


(a)ファウンテンフロー直前

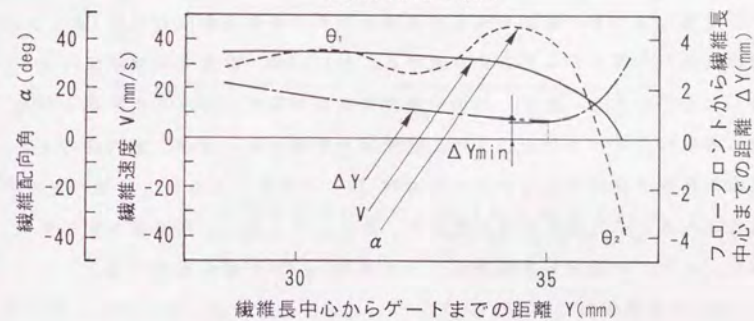


(b)ファウンテンフロー直後

図6.12 フローフロント近傍における繊維挙動の観察画像 (繊維径: $\phi 60\mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率 $2.6\text{cm}^3/\text{s}$)



(a) $\Delta Y_{\min} = 0\text{mm}$



(b) $\Delta Y_{\min} = 0.7\text{mm}$

図6.13 フローフロント近傍における繊維挙動 (繊維径: $\phi 60\mu\text{m}$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6\text{cm}^3/\text{s}$)

維は、 $\alpha = 40^\circ$ 前後から反転して $\alpha = -40^\circ$ の配向状態へと遷移して停止する。流動中と停止後の配向角をそれぞれ θ_1 、 θ_2 と表記すると、(b)の場合、 $\theta_1 = -\theta_2$ と反転を伴うものの、結果として流動中の配向を保ったままスキン層中に固着することとなっている。

以上のように、フローフロント部の繊維挙動は、2通りに分類することができる。そこで、以後、(a)および(b)の挙動を示す繊維を、それぞれ繊維①、繊維②と呼称することとする。

図6.14は、成形品分析により求めた、成形品の表面からの繊維①②の分布深さ H と ΔY_{min} との関係を示している。同図より、成形品表面に最も近い位置に繊維①が、その内側に繊維②がそれぞれ分布していることが読み取れる。

6.4 繊維配向機構の考察

6.4.1 コア・中間層の繊維配向機構

以上の結果に基づき、前章で得られたキャビティ厚さ方向における7層ガラス繊維配向構造の形成メカニズムを考察する。図6.15は、繊維配向層形成モデルを示したものである。まず、 V_{max} の速度領域に対応するキャビティ厚さ中央部付近の繊維は、ゲート付近において拡大流の影響を強く受け、拡大流のもたらす繊維前後端の速度差により配向角を 90° 回転させる。その後、速度一定の平行流領域に入ると拡大流の影響が弱まり、キャビティ厚さ方向速度勾配の平坦な部分を、 $\alpha \approx 0^\circ$ の配向角を維持したまま流動し、コア層を形成する。

$1/5 \cdot V_{max}$ の速度領域に対応するキャビティ壁面近傍では、キャビティ厚さ方向の速度勾配のために、拡大流の影響よりもせん断流の影響がより支配的となる。そのため、繊維は回転せずにゲート流出直後の配向角($\alpha \approx 90^\circ$)を維持したまま流動し、中間層を形成する。

$3/5 \cdot V_{max}$ の速度領域に対応するキャビティ厚さ方向の観察範囲は、コア層と中間層とにまたがっている。そのため、この領域では、流動に対して垂直な方向へと回転するコア層の繊維と、ほとんど回転しない中間層の繊維とが同時に観察されたものと推察される。

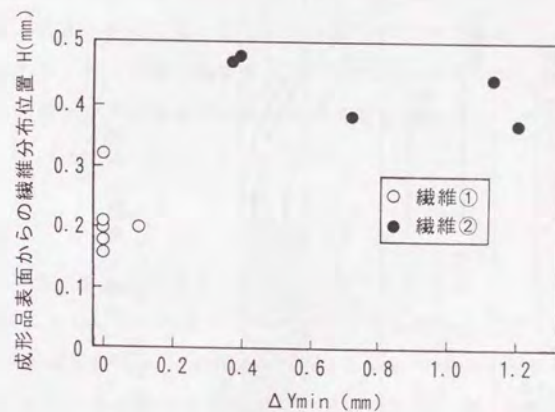


図6.14 成形品表面からの繊維分布位置と ΔY_{min} の関係(繊維径: $\phi 60 \mu m$, 繊維含有率: 0.2wt%, 射出率: $2.6 \text{ cm}^3/\text{s}$)

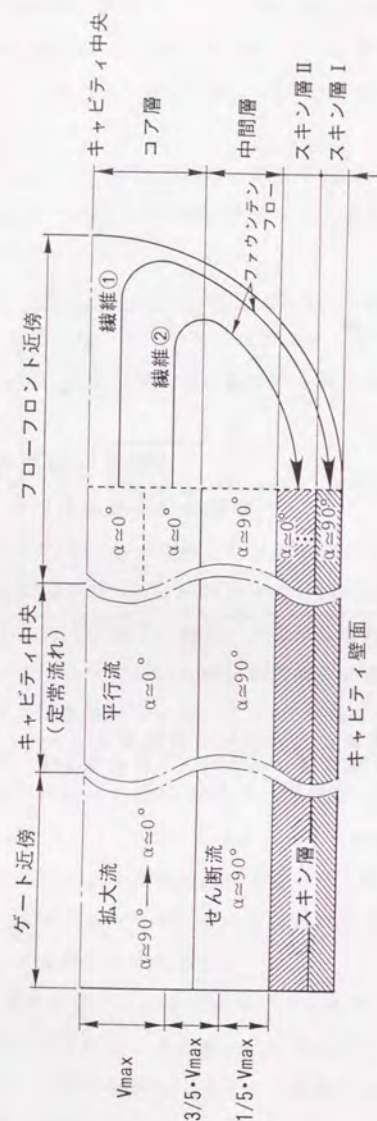


図 6.15 繊維配向層形成メカニズム
(フローフロント移動座標系にて表示)

6.4.2 スキン層の繊維配向機構

図 6.15 のキャビティ厚さ中央部を流れる繊維①は、ファウンテンフローの伸長効果により、繊維の一端が壁面方向に引っ張られるように回転する。その結果、繊維①は、 $\alpha \approx 90^\circ$ の状態でスキン層中に固着しスキン層 I を形成する。

つぎに、繊維②は、繊維①よりも ΔY_{min} が大きく、しかも図 6.14 に示されるようにスキン層の内側に固着していることから、フローフロントの内側をファウンテンフローするものと推察される。そのため、繊維②では、繊維①に比べて伸長効果と繊維の回転半径がともに小さいものと推察され、 $\alpha \approx 90^\circ$ まで配向角を変える前に、スキン層に固着する。その結果、繊維②は、繊維①ほど大きくキャビティ厚さ中心部流動中の配向状態を変化させずにスキン層 II を形成する。

6.5 結言

以下に、本章において得られた結論を列記する。

- (1) ゲートからキャビティ末端までを可視化できる改良型バックライト方式金型と繊維追跡撮影装置から構成される新しい観察手法を提案した。そして、本手法が、ガラス繊維配向層形成メカニズムの解明に対し有効であることを示した。
- (2) ゲート付近での配向は、キャビティ厚さ中央部においては拡大流の影響が支配的であるのに対し、中央部から壁面に向かうにしたがってせん断流の影響がより大きな支配因子となることを実証的に示した。
- (3) コア層の繊維は、ゲート流出直後、拡大流の影響を受け、流動方向に対して平行から垂直に配向角を変える。その後、拡大流の影響が弱くなった平行流領域で、キャビティ厚さ方向速度勾配の平坦な部分を、流動方向に垂直な配向角を維持したまま流動することを明らかにした。
- (4) 中間層の繊維は、壁面近傍において拡大流よりもせん断流の支配を強く受けるため、全流動過程を通して、流動方向に対して平行な配向を維持することを明らかにした。

(5) スキン層の配向状態は、フローフロント内部で繊維がファウンテンフローする経路に依存する。すなわち、フローフロント表層部をファウンテンフローする繊維はスキン層Ⅰを、また内層部を移動する繊維がスキン層Ⅱを形成することを定量的に実証した。

本章では、改良型バックライト金型方式と繊維追跡撮影装置を組み合わせる用いることにより、実際の成形運転下における型内ガラス繊維配向メカニズムを実証的に解明することができた。以上は、0.1wt%～0.2wt%の低繊維含有率での結果であるが、本手法は、通常使用されている高繊維含有率の配向メカニズム解明に対しても十分有効であるものと考えられ、今後の発展が期待される。

－ 第Ⅲ部 －

樹脂圧力・温度分布の実験解析

第7章 触覚センサによる キャビティ面圧分布計測

7.1 緒言

第Ⅰ部では、型内樹脂流動挙動を可視化解析するために汎用ガラスインサート金型を試作し、それを各種成形プロセスおよび成形不良現象の解析に適用することにより、上記金型の実用性を実証した。また第Ⅱ部では、FRTPにおいて重要な問題となっているガラス繊維配向挙動を観察するために、上記金型を発展させたバックライト金型方式を提案し、繊維配向層形成メカニズムを実証的に明らかにすることで、本手法の有効性を確認した。

第Ⅲ部では、型内成形現象を解明する上で、型内樹脂流動挙動および型内ガラス繊維配向挙動とならんで重要な因子となる樹脂圧力・温度分布の計測手法を確立することを目的としている。

本章では、まず今後確立が求められる樹脂圧力計測法として、樹脂圧力をキャビティ面全域における面分布（キャビティ面圧分布）として詳細に計測できる方法の提案を行う。

序論において述べたように型内樹脂圧力計測では、ひずみゲージ式圧力センサ^{66), 110), 111)}、水晶圧電式圧力センサ^{66), 112)}等が成形過程モニタ用および研究開発用として広く実用化されている。しかし、これらはすべてランナー・キャビティ内の2~3ヶ所に設置して行うスポット計測法にとどまっている。現在、低圧射出成形法¹¹³⁾、およびガスアシスト射出成形法^{114), 115)}、射出圧縮成形法¹¹⁶⁾、局部加振・加圧成形法¹⁰⁴⁾等のキャビティ内における樹脂圧力分布状態を能動的に制御し、成形品品質の向上をはかろうとする新成形法が成形現場において実用化されている。また、残留応力、ひけ、そり等の数値シミュレータの開発^{117), 118)}が盛んになってきた。このような状況では、樹脂圧力をスポット計測だけではなく、キャビティ全域における面分布として詳細に計測することの必要性が益々高まりつつある。

そこで本章では、簡易的にキャビティ面圧分布を計測するために、圧力伝達ピンアレイと圧力分布計測用触覚センサから構成される新しいキャビティ面圧分布計測法を提案する。そして、実際の成形運転下での計測実験を通して、本手法の有効性を確認する。

7.2 スリガラス法によるキャビティ面圧分布計測法

キャビティ面圧分布を計測するために、まず最初に、図7.1に示すスリガラスを用いたキャビティ面圧分布可視化法を提案した¹⁾⁹⁾。キャビティ壁面の片側一面がモールドベースと同じ材質の多数の矩形ピン（圧力伝達ピンアレイ）で構成されている。樹脂圧力によって矩形ピンが下方に押されるとピンの底部に敷かれたポリイミドフィルムがスリガラスの凹凸面に密着する。この様子を、ピンの反対方向から照明を用いて観察すると、密着度の変化に対応してスリガラス面の輝度に変化する。この輝度と圧力との間には、図7.2に示すような相関関係が存在し、本手法はこの関係から圧力を検出するものである。しかし、同手法では、(1)広い計測領域に対して均一に照明を行うことが困難であるため輝度データの誤差が大きいこと、および(2)矩形ピンの摺動抵抗を抑えるためには、圧力伝達ピンアレイの加工に高い精度が必要となること、(3)輝度抽出等の画像処理に多くの時間を必要とすること等が問題となっていた。

7.3 面圧分布計測方法および金型基本構造

7.3.1 計測方法

本研究では、前節で述べたスリガラス法の諸問題点を解消し、キャビティ面圧分布を簡易的に計測するために図7.3に示すキャビティ面圧分布計測手法を新たに提案した。多数の圧力伝達ピンが、キャビティ壁面に対して面一になるように等間隔に配列されている。圧力伝達ピンの底部Bには、フィルムとスリガラスの代わりに、多数の感圧部が格子状に配列されたシート状の圧力分布計測用触覚センサが設置されている。樹脂のフローフロントがピン上部を通過すると、それぞれのピンを介して樹脂圧力が触覚センサに伝達され、分布として検出される。

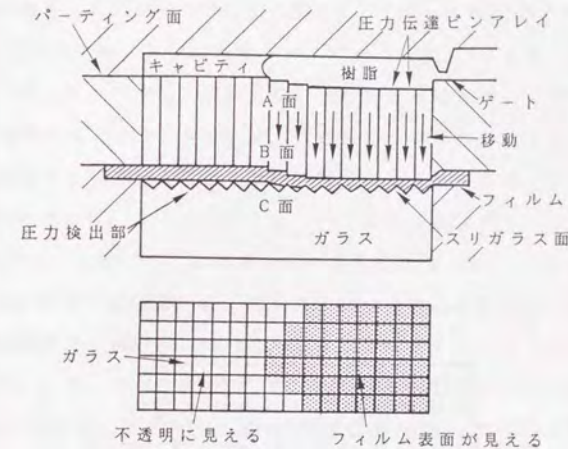


図7.1 スリガラス法によるキャビティ面圧分布計測法¹⁾⁹⁾

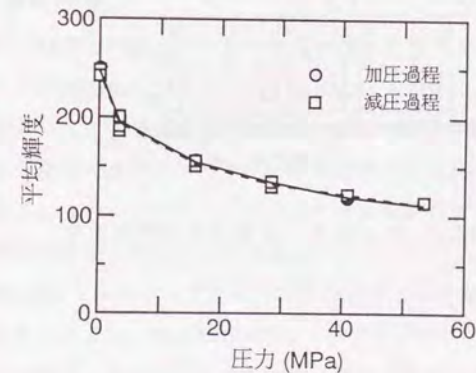


図7.2 スリガラス法によって得られた圧力と平均輝度の相関関係¹⁾⁹⁾

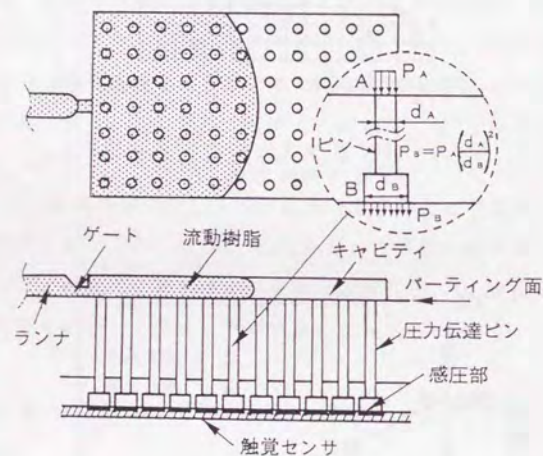


図7.3 キャビティ面圧分布の計測方法

7.3.2 触覚センサ

本研究で使用した触覚センサは、図7.4に示すニッタ㈱のタクトイルセンサ I-SCAN100（以後、本センサと呼称する）である。図7.5は本センサの内部構造を示している。本センサは、圧力負荷による変形量に比例して電気抵抗値が変化する導電性物質（特殊インキ）を、行電極と列電極の交点に挟み込み、各交点が圧力検出点となるように格子状に配置されたものである。図7.6に本計測システムの外観を示す。本センサ出力は、パーソナルコンピュータ（日本電気㈱：PC-9801RX）に記録され、グラフィック処理される。表7.1に本センサの仕様を示す。44×44点（縦×横）の感圧部が2.54mm間隔に配されている。本センサの圧力測定範囲は0.8MPa～7.0MPaで、通常成形時のキャビティ内樹脂圧力に比べて数倍低い。そこで本研究では、ピンの形状をスリガラス法における矩形状から図7.3に示すように円筒形の段付き形状とし、ピンA部に作用する圧力を面積比 $(d_A/d_B)^2$ 倍だけ分散させてB部に伝達するような工夫を施した。これにより、後述する圧力伝達ピン寸法から計算すると、本計測金型では理論上表7.1の測定範囲の6.25倍までの樹脂圧力計測が可能となる。

7.3.3 金型基本構造

図7.7、図7.8はキャビティ面圧分布計測金型固定側の基本構造および面圧分布計測プレートの外観をそれぞれ示している。本金型は、圧力伝達ピンアレイブロックの設置された上プレートと、触覚センサが固定された下プレートとから構成される面圧分布計測プレートが、固定側モールドベースに取り付けられた構造となっている。上下プレートにはそれぞれ温調配管が設けられており、プレート温度の制御が可能となっている。

図7.9、図7.10にキャビティ形状および圧力伝達ピンが挿入されたキャビティ面の外観をそれぞれ示す。厚さ2mmの矩形キャビティ内に25×9本、合計225本の圧力伝達ピンが本センサ感圧部ピッチと同じ間隔で縦横に配されている。本実験では、Cの圧力伝達ピンと対向するキャビティ壁面側のエジェクタピン下に水晶圧電式圧力センサ（日本キスラー㈱：Type9221）を挿入し、圧力の同時計測を行った。また、センサ周辺温度を計測するために、センサ直下の下プレート

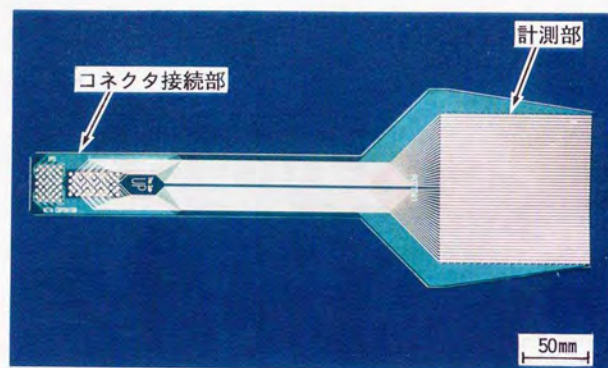


図7.4 触覚センサの外観（ニッタ株）：
タクトイルセンサI-SCAN100）

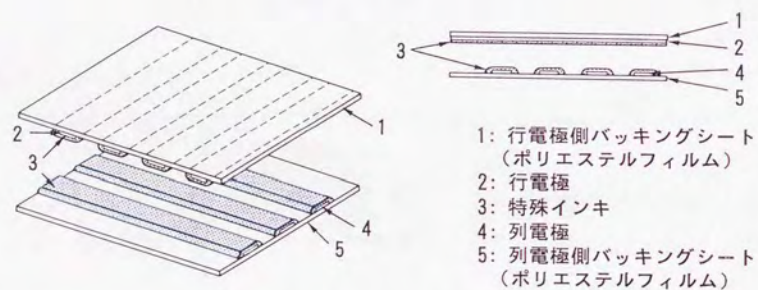


図7.5 触覚センサの内部構造¹²⁰⁾

表7.1 触覚センサの仕様

センサシート材質	ポリエステル
センサ寸法 (L×W×T)	112×112×0.1(mm)
感 圧 部 数	44×44点
感 圧 部 ピ ッ チ	2.54(mm)
圧 力 測 定 範 囲	0.8～7.0(MPa)
サンプリング速度	50HZ



図7.6 タクトイルセンサ計測システムの外観¹²⁰⁾

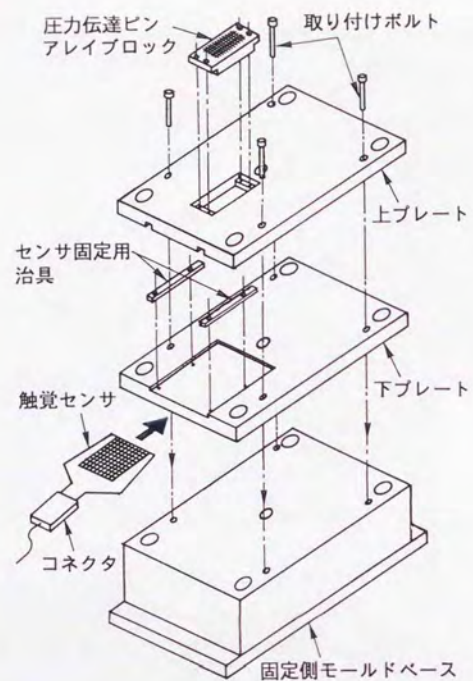


図7.7 キャビティ面圧分布計測金型の基本構造

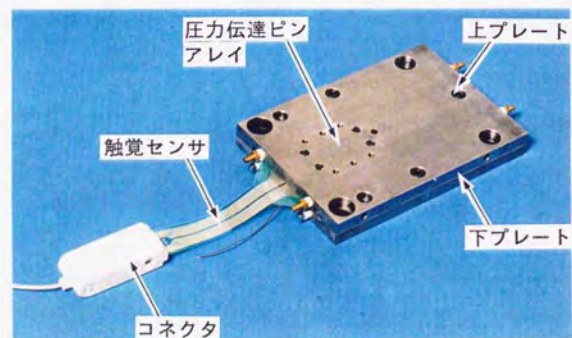


図7.8 面圧分布計測プレートの外観

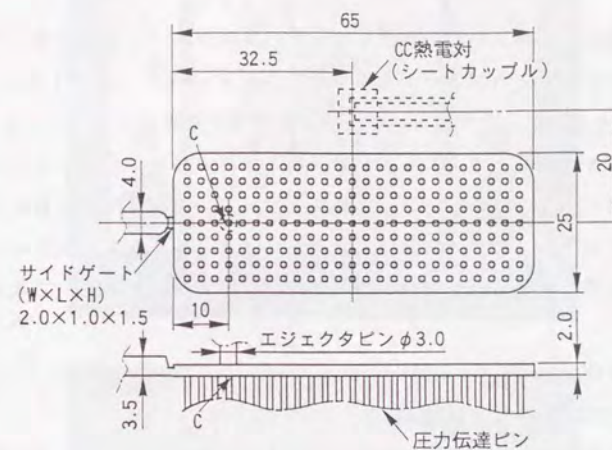


図7.9 キャビティ形状(単位: mm)

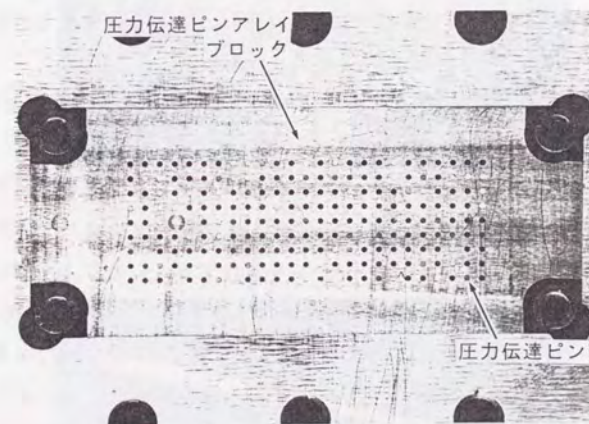


図7.10 面圧分布計測部の外観

には銅-コンスタンタン熱電対（林電工機：シートカップル）が貼付されている。

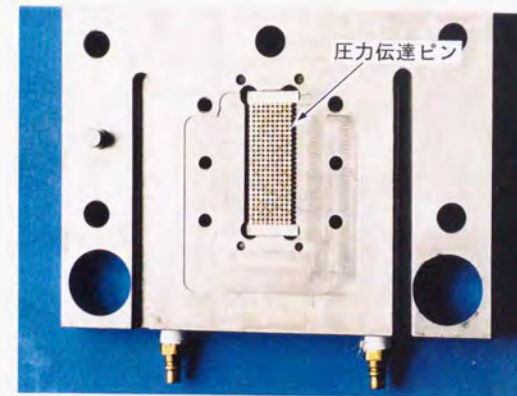
図7.11、図7.12に面圧分布計測プレートの内部構造および圧力伝達ピンの外観をそれぞれ示す。圧力伝達ピンの直径は、 $d_A = \phi 1.0\text{mm}$ 、 $d_B = \phi 2.5\text{mm}$ （図7.3参照）である。これら寸法は、ピンの座屈強度を計算することにより決定した。ピン形状を円筒形とすることで、ピンおよび圧力伝達ピンアレイブロックの加工が容易となり、スリガラス法で問題となっていた摺動抵抗を抑えることができる。なお、ピンとピン穴とのクリアランスは、高い負荷圧力によって生じるピンの座屈変形量、およびピンの半径方向のひずみ量を考慮して決定した。

7.4 実験方法

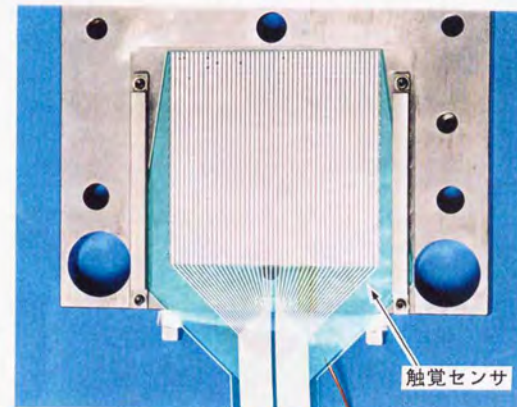
7.4.1 センサ出力特性評価実験

実際の成形運転下での計測実験に先立ち、本センサをキャピティ面圧分布計測に適用する場合に、事前に把握しておかなければならない基本特性の検討を行った。本研究では、(1)金型温度設定変更等によるセンサ周辺温度変化がセンサ出力に及ぼす影響、(2)均等圧力負荷時における225点の各感圧部間の出力誤差（バラツキ）、(3)繰り返し負荷-除荷条件下におけるセンサ出力の再現性、以上3項目について検討を行った。

図7.13、図7.14は、上記(1)、(2)の評価方法と出力評価治具の外観をそれぞれ示している。本金型固定側のパーティング面上に金属製の四角形のフレーム（図7.14(a)）を取り付け、フレームの内側にプラスチックを充填し、その上から加圧ブロックを挿入する（図7.14(b)）。そしてブロックを介して万能試験機（株式会社製作所：オートグラフAG-10TE）にて加圧する。これにより225本のピン全体に所定の均等圧を加えることが可能となる。なおセンサ周辺温度は、下プレートに貼付された銅-コンスタンタン熱電対（図7.9参照）出力を基準として、金型温調器（株式会社製作所：MC3-135/31HX）により制御した。また(3)の評価は、図7.15に示す感圧部1点のみに負荷することのできる重錘式加圧治具（負荷圧力5.8MPa）を用いて、一定環境温度条件下で行った。



(a)上プレート



(b)下プレート

図7.11 面圧分布計測プレートの内部構造



図7.12 圧力伝達ピンの外観

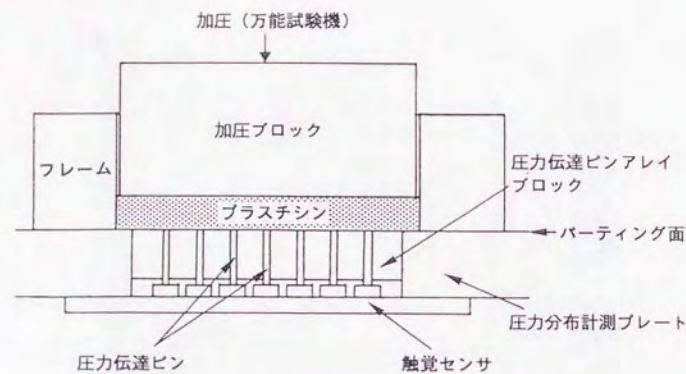
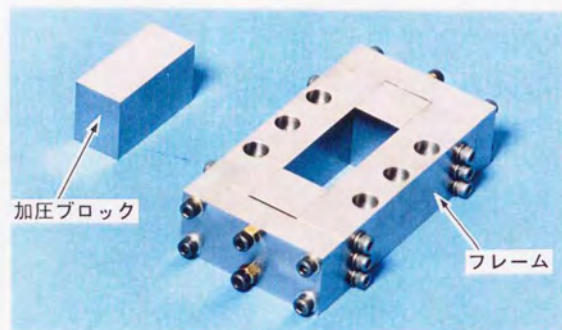
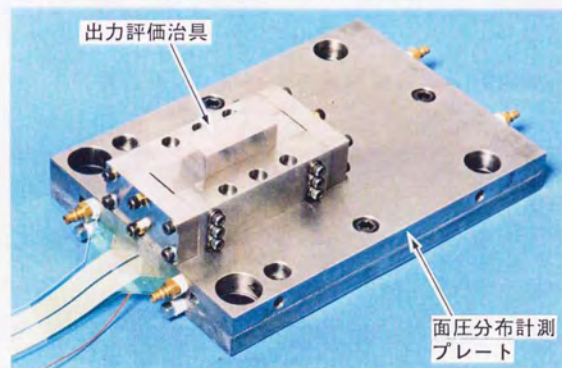


図 7.13 触覚センサ出力の評価方法



(a)出力評価治具の外観



(b)出力評価治具装着時の外観

図 7.14 触覚センサ出力評価治具の外観

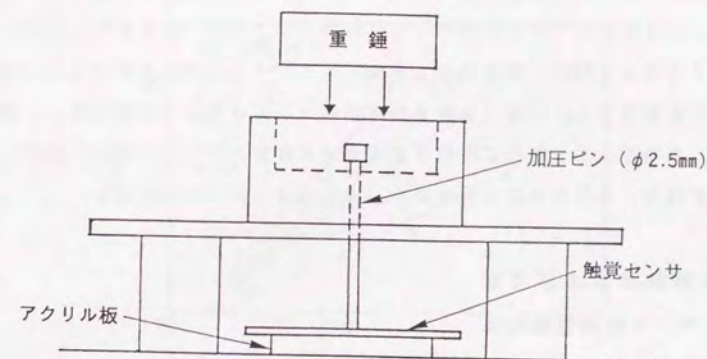


図 7.15 触覚センサ出力再現性の評価方法

表 7.2 成形条件

樹脂	LDPE	PP	GPPS
射出率 (cm ³ /s)	9.3		
保持圧力 (MPa)	28.8	0, 28.8	28.8
保圧時間 (s)	5.0, 9.0	0, 7.0	8.0
樹脂温度 * (°C)	180		210
金型温度 ** (°C)	23		22

*) ノズル部設定温度

**) センサ周辺温度

7.4.2 キャビティ面圧分布計測実験

表7.2はキャビティ面圧分布計測実験の成形条件を示している。成形実験には、生産によく用いられる低密度ポリエチレンLDPE（三井石油化学工業㈱：ミラソン68）、およびポリプロピレンPP（三井石油化学工業㈱：ハイポールJ700）、汎用ポリスチレンGPPS（住友化学工業㈱：エスブライト2V）を使用した（粘度特性等の樹脂物性および適用成形条件範囲については巻末の付録参照）。本実験では、保持圧力および保圧時間を変化させて計測を行った。実験に使用した射出成形機は、東洋機械金属㈱製のTi-80G（型締力80tonf）である。

7.5 実験結果および考察

7.5.1 センサ出力特性評価

a. センサ周辺温度の影響

図7.16は、万能試験機の負荷圧力と本センサ出力の関係を示している。本センサの最大出力は255（無次元量）で、各プロットは225点の感圧部出力の平均値を示している。センサ周辺温度48℃の場合を除いて、各温度とも圧力とセンサ出力の間にはほぼ直線関係が得られている。図7.17は、図7.16をセンサ周辺温度とセンサ出力の関係に表記しなおした結果である。周辺温度の増加に伴いセンサ出力が増加している。特に48℃では16.7MPaでセンサ出力が最大値に達し、測定範囲が小さく制約された結果となっている。これは、温度上昇によって導電性物質が軟化し、同じ負荷圧力でも変形量が増加することが原因と考えられる。しかし、35℃以下では単位温度上昇に対するセンサ出力増加量が比較的小さくなっている。この結果は、センサ周辺温度を低く（35℃以下）制御することにより、広い圧力測定範囲が得られることを示唆している。

b. 各感圧部間の出力誤差

均等圧力負荷条件下における225点の各感圧部間の出力誤差（バラツキ）を検討した。本研究では、図7.16中に示されるすべてのプロットの条件に対して、225点の出力の標準偏差 1σ をそれぞれ計算し、その中の最大値を各感圧部間の出力誤差とみなした。計算の結果、上記誤差が $\pm 6\%$ 以内であることを確認した。

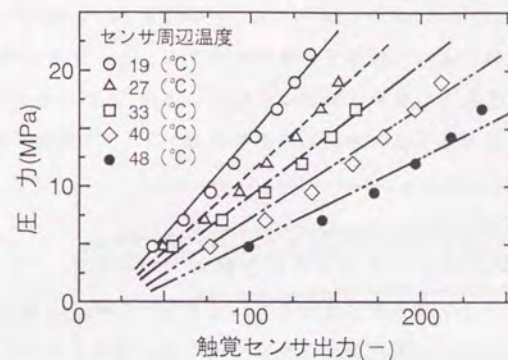


図7.16 圧力と触覚センサ出力の関係（各プロットは、225点の感圧部の平均値）

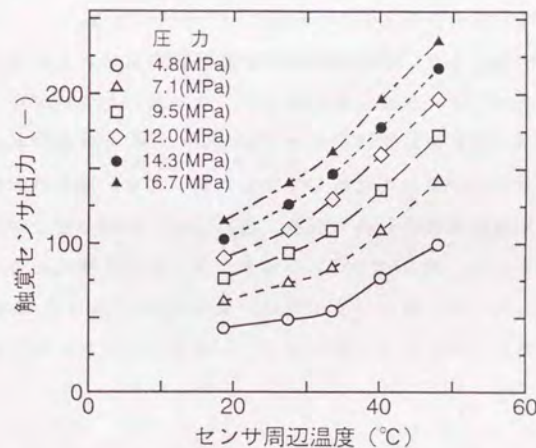


図7.17 触覚センサ周辺温度とセンサ出力の関係（各プロットは、225点の感圧部の平均値）

c. センサ出力の再現性

図7.18は、重錘式加圧治具を用いて得られた50回の繰り返し負荷－除荷条件下におけるセンサ出力の経時変化を示している。繰り返し回数の増加に伴ってセンサ出力が増加し、30回以降において出力が安定する。これは、繰り返し動作が引き起こす発熱によって導電性物質が軟化すること、さらに軟化によって感圧部表面とピン底部との接触状態がよくなることの2点が原因と考えられる。

なお、30回以降におけるセンサ出力の再現性は、 $\pm 1.6\%$ 以内（標準偏差 1σ ）であることを確認している。

7.5.2 水晶圧電式圧力センサによる出力校正

前節までに本センサの基本特性評価を行ってきた。しかし、図7.16の校正関係に基づき、本センサ出力を圧力に変換することは、以下の理由により困難であるものと判断された。すなわち、(1)金型設定温度を変化させるたびに校正関係を調査する必要があること、(2)連続成形時では各ショット毎にセンサ周辺温度が微妙に変動すること、(3)センサ出力が安定するまで30ショットも計測を待たなければならないこと、以上3点が理由として挙げられる。

そこで本研究では、本センサの出力特性が図7.16に示されるようにほぼリニアであることを利用して、水晶圧電式圧力センサを用いた実成形中での圧力変換方法を提案した。本手法は、同一位置（図7.9中のC）で計測された本センサと水晶圧電式圧力センサ出力を比較して求めた校正式を、残りの224の計測点に適用して全体の定量化を行うものである。図7.19は、LDPE、PP、GPPSをそれぞれ成形して計測された、図7.9中のCでの本センサと水晶圧電式圧力センサ出力の比較結果を示している。本センサ圧力は、図中のK点における水晶圧電式圧力センサ出力を基準として、以下の校正式(7-1)を用いて変換したものである。

$$P(t) = \frac{P_K}{T_K} \cdot T(t) \quad (7-1)$$

ここに、 P_K は水晶圧電式圧力センサのK点における出力、 $T(t)$ は本センサの出力、 T_K は本センサのK点における出力、 t は射出開始後の経過時間をそれぞれ示

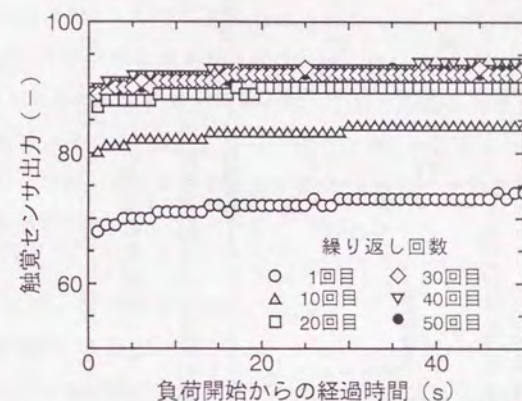


図7.18 繰り返し負荷－除荷条件下における触覚センサ出力

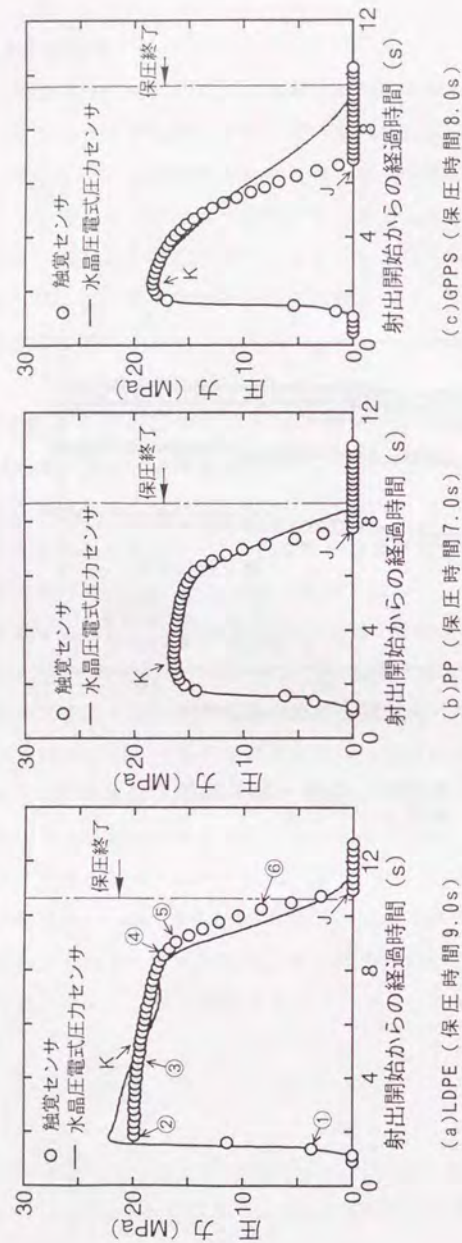


図 7.19 触覚センサ出力と水晶圧電式圧力センサ出力の比較

す。図 7.19 より LDPE において若干の応答遅れが見られるものの、校正された本センサ出力が水晶圧電式圧力センサ出力とよく一致していることがわかる。すなわち、水晶圧電式圧力センサ出力によって、本センサ出力の圧力変換が可能であることを物語る結果となっている。

LDPE では、圧力がゼロに戻る時点 J が水晶圧電式圧力センサのそれとほぼ一致している。しかし、PP、GPPS では、水晶圧電式圧力センサよりも速くゼロに戻る傾向を示している。この傾向は特に GPPS において顕著に見られ、樹脂の固化層成長速度に起因するものと推察される。すなわち、GPPS のように成形過程後半において硬くて厚い固化層を形成する樹脂に対しては、圧力伝達ピン直径 d_A が 1mm と小さいために、固化層が障害となってピン全面に均等圧が加わりにくくなることが原因と考えられる。これは、圧力伝達ピン方式を用いている本手法の問題点とみなされ、樹脂の種類によっては J 点付近の結果の取り扱いに注意を要することを示唆している。

7.5.3 キャビティ面圧分布計測

a. 保圧時間 0 秒の場合

前節において水晶圧電式圧力センサを用いた圧力変換方法の有効性が実証されたので、以後本センサ出力の校正は上記方法を用いて行うこととする。

図 7.20 は、保圧を行わないで PP を成形して得られた図 7.9 中の C における圧力の経時変化を示している。また図 7.21 は、図 7.20 中の ①～⑥の時点に対応するキャビティ面圧分布状況を示している。①、②の流動過程では、ゲートからフローフロントにかけてスローブ状の圧力分布を呈している。③の圧縮過程においてもこの傾向は維持される。④、⑤、⑥の冷却過程では、キャビティ全域において圧力が均等に低下していく様子が伺える。これは、第 2 章で述べたスクリュ後退によるキャビティ内からランナー内への樹脂逆流現象によるものと推察される。

b. 保圧時間 9.0 秒の場合

図 7.22 は、保圧時間をゲートシール時間よりも長い 9.0 秒に設定して得られた

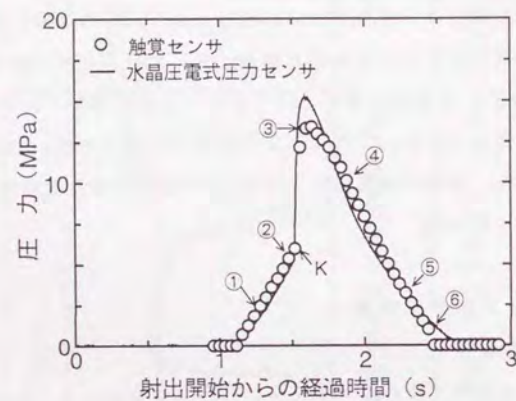


図 7.20 PPを成形して得られたC点における圧力の経時変化(保圧時間0s)

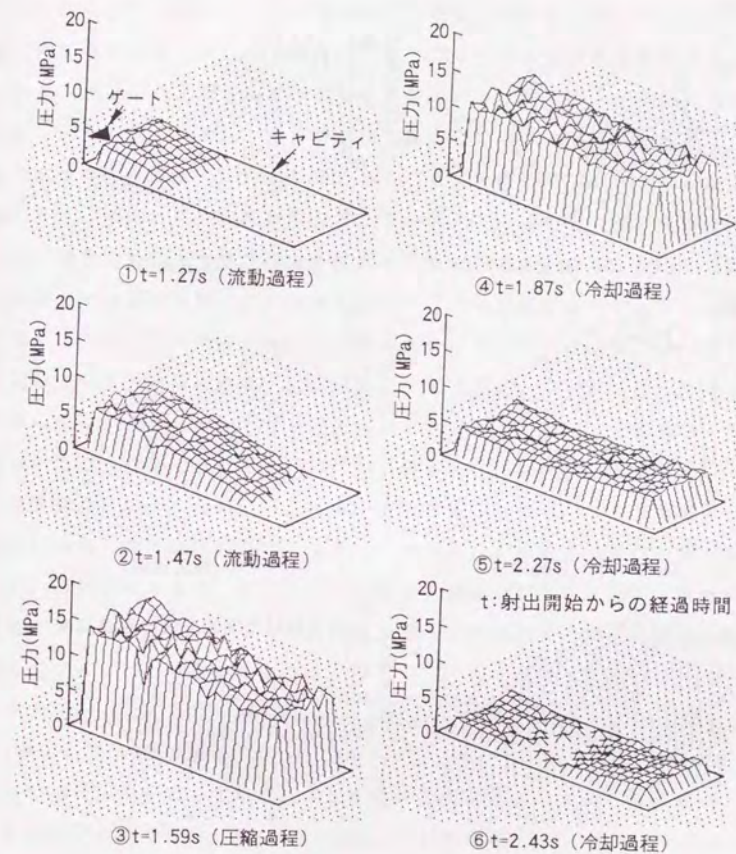


図 7.21 PPのキャビティ面圧分布経時変化(保圧時間0s)

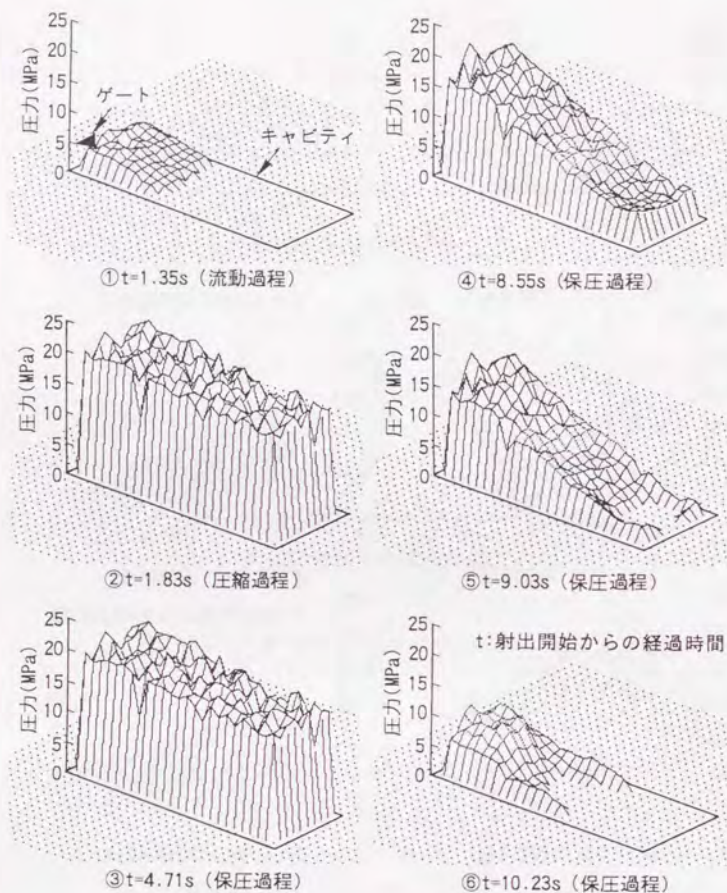


図7.22 LDPEのキャビティ面圧分布経時変化（保圧時間9.0s）

キャビティ面圧分布の経時変化を示している。ここでは、冷却過程において比較的よい校正結果が得られた図7.19(c)のLDPEの、①～⑥の各時点に対応する計測結果を掲げている。①の流動過程では、前節のPPの場合と同様にゲートからフローフロントにかけて下りのスロープ状圧力分布を示している。②、③の圧縮・保圧過程ではキャビティ末端部に比べてゲート付近の圧力が若干高くなっており、保圧による補償流動の効果を表している。ゲートシールが完了する④では、冷却収縮による圧力降下がすでに進行している末端部に比べて、ゲート付近が依然として高い圧力値を維持している。その結果、ゲート付近から末端部にかけて極端な圧力勾配が生じている。ゲート付近が高い圧力値を維持するのは、補償流動による残留圧力に起因するものと考えられる。⑤、⑥では保圧の効果がキャビティ内に全く及ばなくなり、冷却収縮によりキャビティ周辺部を残すようにして末端部から先に圧力がゼロに戻っていく。ここで、キャビティ周辺部の圧力が最後に低下する原因は、以下のように考察される。キャビティ周辺部は、三方をキャビティ壁面に囲まれているため、中央部よりも樹脂の冷却が促進される。そのため、周辺部の樹脂は、圧縮・保圧過程において高い圧力を受けながら急速に冷却される。その結果、結晶化があまり進まない状態で早い段階で固化が行われる。一方、中央部では、周辺部に比べて相対的に緩やかに冷却される結果、ゲートシール後にも結晶化が促進されて、収縮量が周辺部より大きくなる。こうした収縮率の相違が中央部で先に圧力が降下する現象をもたらしたものと推察される。

c. 保圧時間5.0秒の場合

ゲートシールが完了する前に保圧を終了した場合に、面圧分布状態がどのように変化するかを検討した。図7.23は、保圧時間を5.0秒に設定して計測した図7.9中のCにおける圧力の経時変化を示している。ゲートシールが完了していないために、保圧終了と同時に圧力が急激に低下している。図7.24は、図7.23中の①～④の各時点に対応するキャビティ面圧分布状況を示している。保圧終了以前の面圧分布は、図7.22の分布と同じであるためここでは省略した。ゲートシール完了前に保圧が終了したために、①、②では、キャビティ内からランナー内への樹脂の逆流が起こり、それまで高かったゲート付近の圧力が急激に低

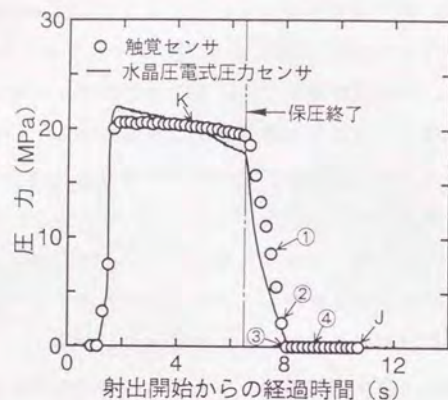


図 7.23 LDPEを成形して得られたC点における
圧力の経時変化 (保圧時間5.0s)

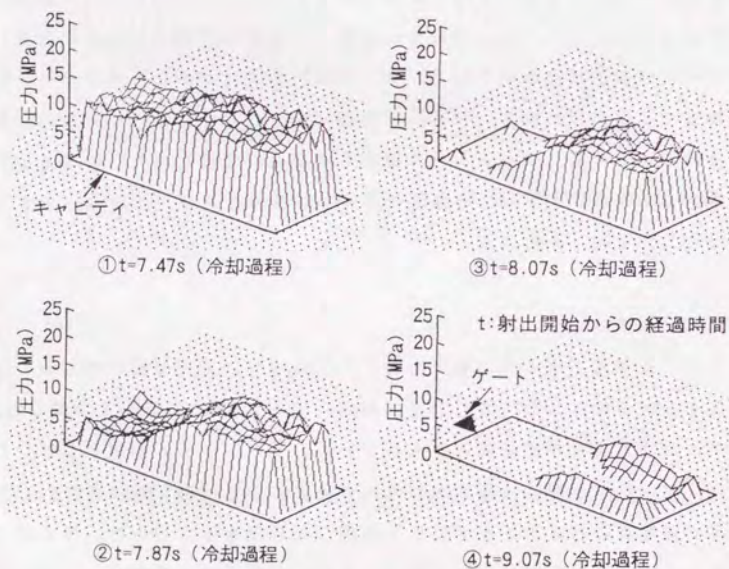


図 7.24 LDPEのキャビティ面圧分布経時変化 (保圧時間5.0s)

下を始める。そして、その後③、④では、ゲート付近から先に圧力がゼロに戻るという図7.22とは全く逆の様相を呈する。図7.21の保圧を行わない場合では、キャビティ全域において逆流により圧力が均等に降下したが、この場合は、ゲート付近の領域から先に急激な圧力降下が始まっている。樹脂の種類が異なるために厳密な比較ができないが、保圧過程ではキャビティ末端付近においてすでに樹脂の冷却固化が進行しており、逆流現象がゲート付近の一部の領域だけに制限されたことがこの原因と推察できる。

このように、各感圧部間の $\pm 6\%$ 以内の出力誤差に起因する多少の凹凸が分布上に見られるものの、保圧時間の変化に対応したキャビティ面圧分布変化を詳細に捉えたこれらの結果は、本計測法の有効性を充分に実証しているものと言える。

7.6 結言

以下に、本章で得られた結論を列記する。

- (1) 圧力伝達ピンアレイと圧力分布計測用触覚センサから構成される新しいキャビティ面圧分布計測法を提案した。
- (2) 触覚センサ出力特性の評価実験を行い、各感圧部間の出力誤差 (バラツキ) が $\pm 6\%$ 以内 (標準偏差 1σ) であること、また本センサの圧力測定範囲を広げるためには、センサ周辺温度を 35°C 以下に制御する必要があることを確認した。
- (3) 水晶圧電式圧力センサを用いた、実成形中における触覚センサ出力の圧力変換方法を提案し、その有効性を実証した。
- (4) LDPEにおいて保圧時間を変化させてキャビティ面圧分布計測実験を行い、ゲートシール時間よりも保圧時間が長い場合にはキャビティ末端部から圧力降下が始まる過程を、逆に保圧時間が短い場合には、樹脂の逆流によりキャビティ内のゲート付近から圧力降下が始まる過程を面圧分布の経時変化として実証的に明らかにした。