

射出成形金型内コアピン駆動法による 成形品フローフロント会合部の強度改善*

茂木 淳志** 菱田 智大** 村田 泰彦†

Improving of Strength around Flow Front Meeting Area in Molded Products
by Core Pin Driving Method inside Injection Mold

Atsushi MOTEGI, Tomohiro HISHIDA and Yasuhiko MURATA

Core pin driving method in the injection mold was proposed, in which core pins were installed in the runners located on both sides of the flow front meeting area, and internal melt flow was generated at the meeting part by the up-and-down movement of the core pins. In this paper, using a new mold in which the installation position of the core pin was changed inside the cavity, first, a simple method for estimating the internal melt flow caused by the drive of the core pin was proposed. Then, by this method, the internal melt flow, glass fiber orientation, tensile strength and fracture modes of the molded product were investigated. As a result, the area of flow front meeting face changes due to the forced melt flow driven by the core pin, and the area affects the joining strength of the meeting face, so that the tensile strength of the molded product changes. As described above, the molding phenomenon of the core pin driving method and the molded product characteristics were clarified.

Key words: injection molding, core pin driving method, flow front meeting area, internal melt flow, fiber orientation

1. 緒 言

プラスチック(以後、樹脂と呼称する)は、金属材料に比べて軽量で、賦形性が良好であることから、日用雑貨から電気・電子・情報通信機器、輸送機器、容器・包装材などの様々な分野で広く利用されている。金属材料よりも機械的強度が劣るといった欠点も、ガラスや炭素繊維などのフィラーを充填して複合化することにより改善が行われている。樹脂製品は、射出成形により製造される場合が最も多い。射出成形では、金型キャビティ内に設けられた障害物や多点ゲートなどで溶融樹脂が一旦分流した後、溶融樹脂のフローフロントが再び合流する箇所(以後、フローフロント会合部と呼称する)に、ウェルドライン(以後、ウェルドと略記する)と呼ばれるV字溝状の表面欠陥が生成されることがある¹⁾²⁾。ウェルドが生成されると成形品外観が損なわれるだけでなく、V字溝で応力集中が起こり成形品の強度が低下することが問題となっている³⁾⁻⁵⁾。また、V字溝が生成されなくても、繊維が充填された成形材料では、フローフロント会合部において局所的な強度低下が起こることが問題となっている⁶⁾。図1は、2方向から流動してきた溶融樹脂のフローフロント会合部付近における流動挙動と繊維配向状態を示している。本来、成形品強度を向上させる目的で樹脂に充填された繊維が、会合部付近において、(1)に示すように、会合面に対して平行方向に配向するために異方性を発現させる。会合面において繊維同士の絡み合いなどの干渉が少なくなるため、その結果、成形品が外力を受けると、同部で破断しやすくなる。V字溝や会合面の生成は、製品設計上避けられないものの、これらによる強度低下をいかに抑えるかが従来からの課題となっている。(2)は、フローフロント会合部における局所的な繊維配向状態によって

もたらされる成形品の強度低下の抑止方法を示している。(1)の2つのフローフロントが会合した直後に片方からの流れを遮断し、もう一方のみから樹脂を注入する。これにより、会合面を移動させるような内部樹脂流動が生じ、会合面付近の繊維がキャビティ面に平行な方向へと配向し、その際に、繊維同士の絡み合いなどの干渉も促進される。その結果、引張や曲げ荷重に対して繊維が補強効果を発揮するようになり、強度低下が抑えられる。このような内部樹脂流動を引き起こして繊維配向を制御し強度低下を抑止する方法として、以下が提案されている。(1)金型内に設置された捨てキャビティを利用するPPW法(Polyplastic technology of Pressure control at Weld line injection molding)⁷⁾、(2)2基の射出シリンダから金型内に、双方向に射出を行うPush-pull法⁸⁾、および、(3)SCI モールディング(Simultaneous Composite Injection molding)⁹⁾、(4)射出シリンダと金型の間に流路切替装置を装着して交互に射出を行うSCORIM法(Shear Controlled Orientation in Injection Molding)¹⁰⁾、(5)金型内においてコアブロックやピンなどを駆動させて局所的な流動を引き起こすPress α法¹¹⁾、および、(6)回転コア法¹²⁾などが提案され、一部が実用化されている。また、(7)金型ランナ内で可動コアピンを駆動させて流路を切り替える回転ランナ切替法¹³⁾が提案され、実験解析用として利用されている。著者らは、フローフロント会合部を挟むように位置するランナ内の複数箇所に樹脂溜まり部を設置し、同部の下に設置されたコアピンの昇降動作、一例を上げると、一方の樹脂溜まり部においてコアピンを上昇させ、もう一方で、逆に下降させることで会合部に内部樹脂流動を引き起こす金型内コアピン駆動法¹⁴⁾を提案し、フローフロント会合部における強度低下の抑止を行ってきた。また、コアピンの移動量が、成形品のフローフロント会合部付近における破断挙動と引張強度に及ぼす影響について検討を行った。その結果、コアピン移動量の増加に伴い引張強度が増加し、そして、移動量がある一定の値に達する

* 原稿受付 令和4年10月11日

掲載決定 令和4年12月21日

** PLAMO(株) (埼玉県本庄市仁手 279)

† 正 会 員 日本工業大学 (埼玉県南埼玉郡宮代町学園台 4-1)

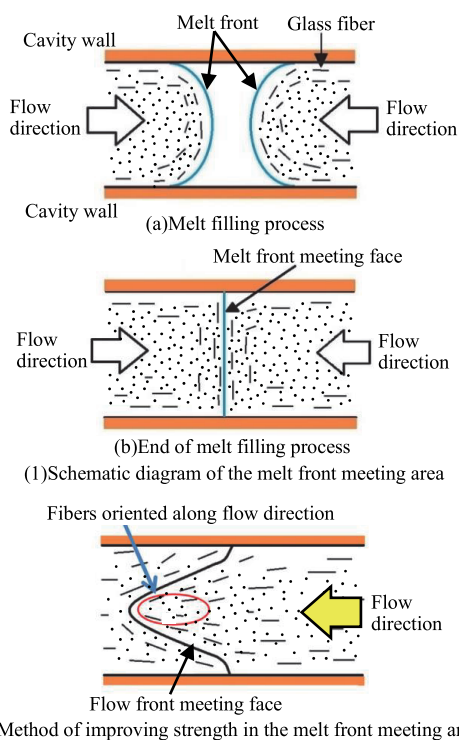


Fig.1 Fiber orientation around melt front meeting area and method of improving strength in the melt front meeting area⁶⁾

と引張強度が増加しなくなること、また、引張試験中の成形品の画像観察を通じて、コアピン移動量と破断挙動との関係を明らかにした¹⁵⁾。しかし、コアピンの移動によって引き起こされる内部樹脂流動状況およびガラス繊維配向状況と、成形品の引張強度特性と破壊状況との関係など、本手法における成形現象や成形品特性を詳細に明らかにするには至っていなかった。上記関係を明らかにすることは、金型内コアピン駆動法を製品製造に適用する場合において、最適な使用条件を設定するために必要不可欠と考えられる。

そこで、本論文では、樹脂溜まり部とコアピンの設置位置を、従来のランナ内からキャビティ内に変更した金型を新たに用いて、まず、コアピン移動によって引き起こされる内部樹脂流動状況の簡易的な推定方法を提案した。そして、同方法により得られた内部樹脂流動状況と、ガラス繊維配向状況、成形品の引張強度特性と破壊状況について検討を行った。

2. 金型内コアピン駆動法の原理および実験方法

図2は、著者らが提案した金型内コアピン駆動法の基本構造を示している。コアピンの駆動には、既報¹⁶⁾において著者らが開発した、ACサーボモータ(SGMSH-30ACA21, 安川電機㈱)駆動による油圧ポンプアクチュエータHySerpac(DHA-30W5Q620-FA, 第一電気㈱)と1対のくさびとで構成された装置を用いている。本装置は、金型に内蔵され、アクチュエータの上下駆動をくさび機構により90°転換し、プレートを前進・後退させ、プレートに設置されたコアピンを駆動させる機構となっている。これにより、コアピンを押し込んだり、引き下げたりすることができる。コアピンは、ランナ、あるいは、キャビティ内の任意の位置に設置でき、コアピンの駆動により、樹脂溜まり部内の樹脂を同部の外に押し出したり、逆に引き込んだりして、設置付近に内部樹脂流動を引き起こすことができる。なお、コアピンの最大前進・後退ストロークは最大10mmで、コアピンの移動量を調整することにより、内部

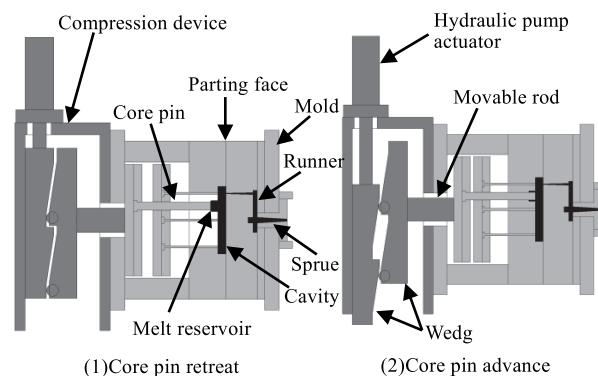


Fig.2 Structure of core pin driving method

樹脂流動量を変化させることができる。なお、本論文では、本コアピン駆動法における成形現象を広く捉えることを目指しており、そのため、内部樹脂流動挙動が大きく変化する際の繊維配向などの検討ができるように、ランナ内ではなくフローフロント会合部にできるだけ近いキャビティ内にコアピンを配置した。成形加工には、油圧式射出成形機FNX110(日精樹脂工業㈱、最大型締力1100kN)を使用した。図3は、キャビティの形状とコアピンの設置位置を示している。矩形平板の中にフローフロント会合部が生成されるように、長方形の障害物が設けられている。キャビティの厚さは、2mm、3mm、4mmに変化させることができる。本論文では、直径10mmのコアピンAとBの内、Aだけを駆動させて検討を行った。射出成形工程におけるコアピンの駆動タイミングを図4に示す。保圧過程の途中でコアピン駆動を開始した。コアピンの移動量を0mmから10mmまで1mm毎に変化させて、移動量が成形品に及ぼす影響について検討を行った。なお、コアピンを1mm移動させることにより78.5mm³の樹脂が強制流動する。キャビティ全容積に対する強制樹脂流動量の割合を、以後、理論強制樹脂流動率と呼称する。

表1に成形条件を示す。成形実験には、ガラス繊維強化ポリプロピレンGF-PP(V7000, プライムポリマー㈱)、ガラス繊維含有率20wt%、繊維直径13μm、平均繊維長1000μmを使用した。加熱シリンダ温度および金型温度、射出率、保持圧力、冷却時間を表1の通りにそれぞれ設定した。各キャビティ厚さにおいて、コアピン移動量を1mmから10mmまで1mm間隔で変化させて成形を行って得られたそれぞれの成形品の重量を測定し、それらを移動量0mmの成形品の重量で除した重量増加率を求めた。理論強制樹脂流動率と重量増加率の関係を図5に示す。理論強制樹脂流動率と重量増加率の間には比例関係が見られ、各キャビティ厚さの結果がほぼ重なっている。なお、理論強制樹脂流動率よりも重量増加率の方が小さく、また、厚さ2mmにおいて重量増加率が若干小さいのは、ゲートがシールする前にコアピンの移動を開始したため、キャビティからランナ内への溶融樹脂の逆流が起こったためと推察される。本論文では、コアピンの駆動条件を普遍化するために、コアピン移動量ではなく理論強制樹脂流動率で条件を表記することにする。

ガラス繊維配向を非破壊で計測するために、タルボ・ロー干渉原理を用いて、X線が撮影対象を通過する際に生じる減衰、屈折、散乱を画像化するX線タルボ・ロー撮影装置(コニカミノルタ㈱)¹⁷⁾¹⁸⁾を利用した。観察範囲は、フローフロント会合部を中心とした成形品のほぼ全域とした。また、引張試験後の成形品の破断面を、走査型電子顕微鏡SEM(JSM-IT500HR, 日本電子㈱)を用いて観察した。さらに、成形品の強度を検討するために、図3に示すC領域を切除した成形品を用いて引張試験を行

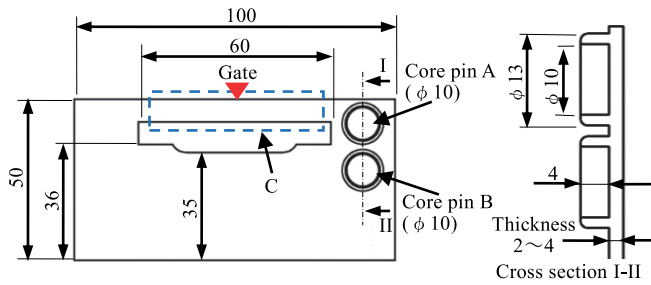


Fig.3 Cavity shape and core pin positions (unit: mm)

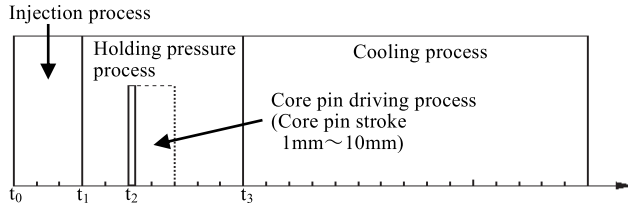


Fig.4 Time chart in core pin driving method

Table 1 Molding conditions

Heating cylinder temperature	°C	185-200-190-180*)
Mold temperature	°C	40
Injection rate	cm ³ /s	12.6
Holding pressure	MPa	75
Cooling time	s	15
Core pin driving start t ₂	s	5
Injection period t ₀ -t ₁	s	3
Holding pressure period t ₁ -t ₃	s	7

*) Nozzle-Metering-Compression-Feed-Hopper zone

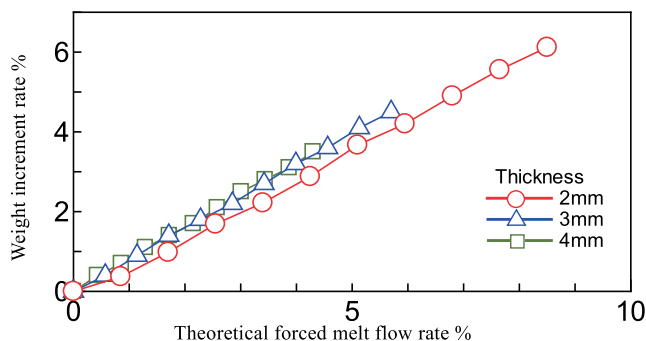


Fig.5 Relationships theoretical forced melt flow rate and weight incremental rate

った。引張試験には、万能試験機(テンシロン RTF-1350(株)エー・アンド・ディ)を使用し、引張速度は10mm/minとした。

3. 実験結果および考察

3.1 強制樹脂流動率と内部樹脂流動状況の関係

図6は、理論強制樹脂流動率を変化させて得られた厚さ3mmの成形品の外観を示している。理論強制樹脂流動率0%および2.85%, 5.70%で得られた成形品を掲げた。ゲートから流入した溶融樹脂は、左右に一旦分流した後、破線D-D'で示す位置で2つのフローフロントが会合することをショートショット法により確認している。また、PPでは、一般的にウェルドのV字溝が生成されない場合が多く、本材料においても、すべての成形品においてウェルドのV字溝が生成されないことを確認している。以後、D-D'の位置を、初期フローフロント会合面と呼称する。理論強制樹脂流動率0%では、成形品のフローフロント会合面付近においてボイドがほぼ直線状に連なって分布している様子が

観察される。これらのボイドは、成形品の内部に分布しており、成形品表層部を透過して観察されている。キャビティ内樹脂流動過程において、図1(1)(a)に示すフローフロント付近は、大気圧に近い樹脂圧力状態であり、また、同(b)に示すフローフロント会合部付近は樹脂圧力が低いため、母材の樹脂の中に拡散していたボイドが成長して会合面付近に分布したものと推察される。2.85%と5.70%では、ボイドがD-D'の初期フローフロント会合面から左側に移動し、弓状に連なって分布している。

X線タルボ・ロー撮影装置を用いて観察された、図6の成形品における繊維配向度および繊維配向角分布を図7に示す。(1)は、繊維配向度を示しており、白黒の濃淡が配向の強さを表している。具体的には、白色が、繊維が配向する傾向が強く、黒色に近づくほど繊維配向がランダムであることを示している。また、(2)は、繊維配向角度分布を色の違いにより示しており、X軸に沿った繊維の配向角を0°(180°)と定義して示している。(a)の理論強制樹脂流動率0%の場合は、フローフロント会合面付近において、(1)では白色のラインが、(2)では水色の領域が見られることから、繊維が90°(270°)、すなわち、D-D'の初期フローフロント会合面に沿った方向に強く配向していることがわかる。(b)の2.85%の場合は、(1)では、弓状の黒色と灰色の境界がD-D'の左側に見られる。また、(2)では上記境界近傍において、境界の左側には水色、D側には黄緑色、D'側には濃い青色が分布し、D側では繊維が90°(270°)から45°(225°)に、D'側では90°(270°)から135°(315°)に向かって配向が変化している。すなわち、上記境界近傍では、弓状の境界線に沿う方向に繊維が配向していることがわかる。(c)の5.70%の場合は、(1)において上記弓状の境界が左方向にさらに移動し、(2)において2.85%の場合と同様に、上記境界近傍において、D側には黄緑色、D'側には濃い青色の領域が分布し、弓状の境界線に沿う方向に繊維が配向していることがわかる。本画像は、成形品における繊維配向が厚さ方向に積算された状態を表しており、成形品厚さ方向に形成される繊維配向層の変化を詳細に表した結果ではないものの、(1)の黒色と灰色の境界が、強制樹脂流動により惹起された内部樹脂流動により初期フローフロント会合面が移動してきた会合面の先端部に対応しているものと推察される。そして、(2)の繊維配向角度分布より、フローフロント会合面近傍では、会合面に沿った方向に繊維が配向しているものと推察される。図7(1)では、理論強制樹脂流動率の変化に関わらず、繊維配向が極端に変化する2本の線状部位E-D'が見られる。E-D'は、キャビティ内樹脂流動過程におけるフローフロントの頂点の軌跡を表しており、E-D'を中心軸としてその両側において繊維が対称に配向するために現れたものと推察される。

図6のボイドが連なったラインと、図7(1)の黒色と灰色の繊維配向の境界の位置が概ね一致していることがわかる。すなわち、ボイドが連なったラインが、理論強制樹脂流動率0%では、初期フローフロント会合面に対応し、一方、2.85%と5.70%では、内部樹脂流動によって移動した後のフローフロント会合面の先端部にそれぞれ対応しているものと推察される。0%では、初期フローフロント会合面の両側において、樹脂圧力が等しくなるために、会合面が移動するような内部樹脂流動が起こらない。一方、2.85%と5.70%では、コアピンの駆動により、会合面が左側へと移動するような内部樹脂流動が起こる。以上より、ボイドが連なったラインを抽出することにより、すべての条件においてX線タルボ・ロー撮影装置を用いなくても、内部樹脂流動状況を簡易的に推定できることが明らかとなった。

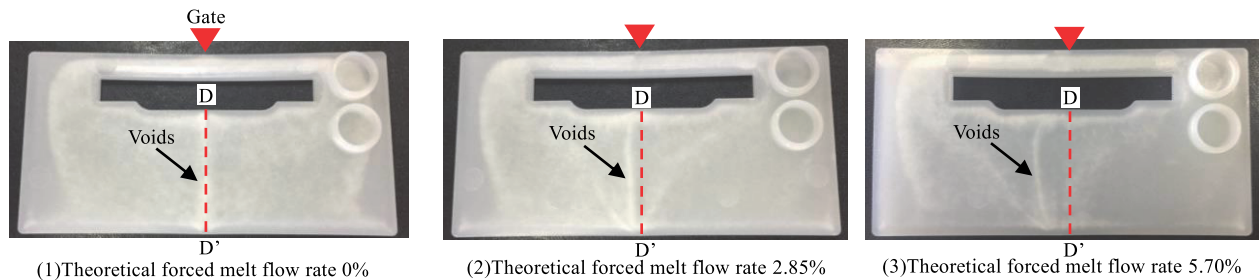


Fig.6 Observation results of the molded products (Cavity thickness 3mm)

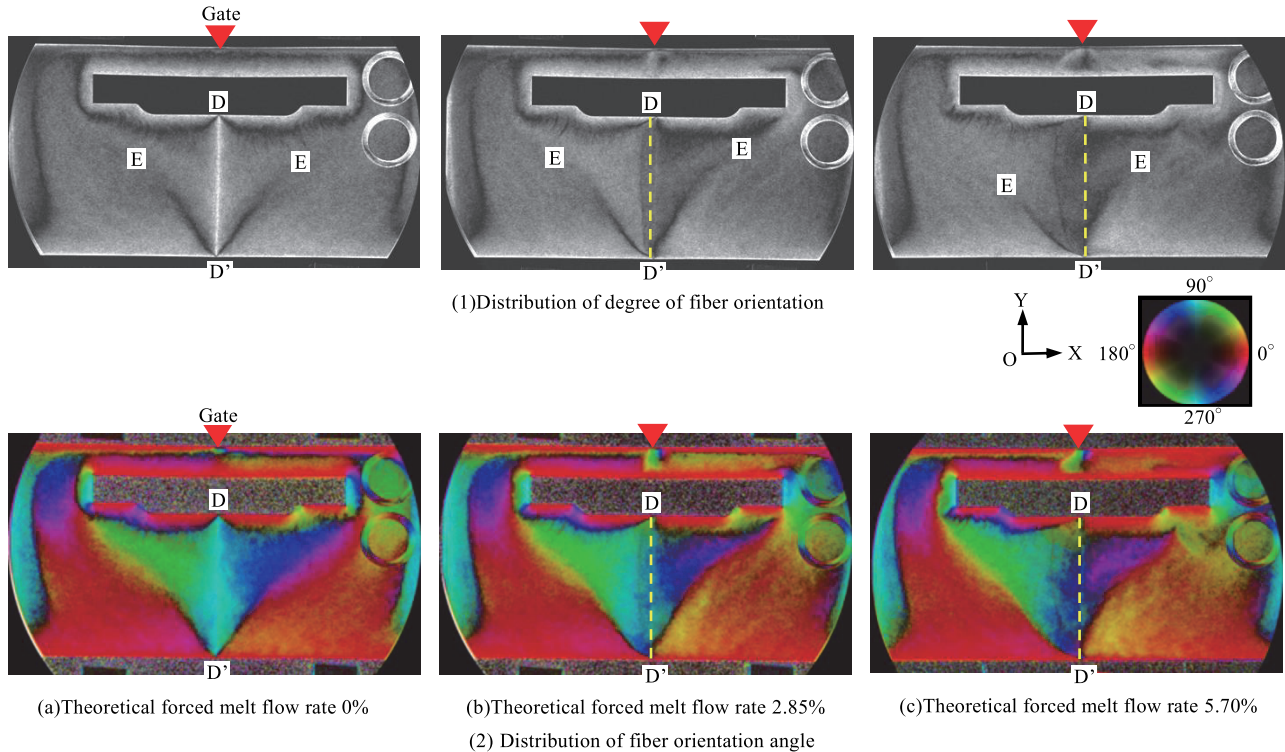


Fig.7 Measured distribution of degree of fiber orientation and orientation angle by Talbot-Lau interferometry (Cavity thickness 3mm)

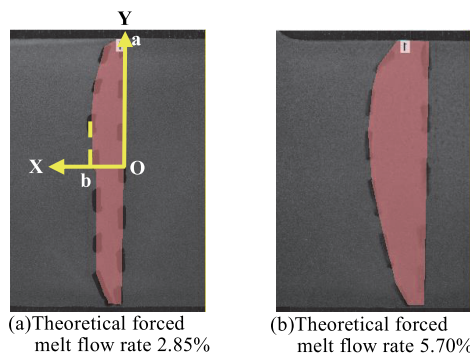


Fig.8 Projected view of the top of the flow front meeting face (Cavity thickness 3mm)

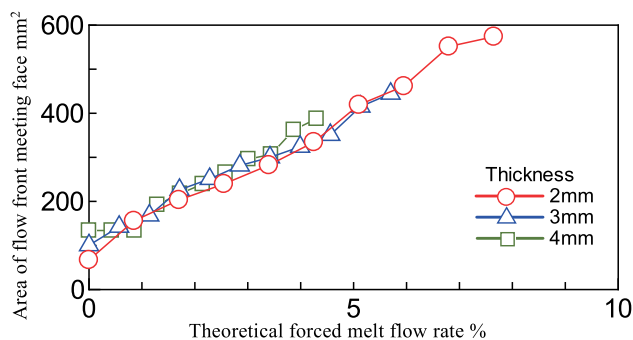


Fig.9 Relationships between theoretical forced melt flow rate and area of flow front meeting face

図8は、厚さ3mmの成形品において、ボイドが連なったラインを抽出することにより得られた、任意の理論強制樹脂流動率における移動後のフローフロント会合先端部の投影図を示している。著者らは、成形品内では、図1(2)に示す楕円形状に似たフローフロント会合面が成形品の中央から表層付近にかけて3次的に形成されることを、異なる成形材料のX線CT観察を通じて確認している¹⁹⁾。本論文では、会合面の面積を実測することが困難であるため、成形品内の移動後のフローフロント会合面の形状を、最も近いと考える楕円と仮定して、その面積を求めて図9に示した。具体的には、図8に示すa, bと成形品厚みを楕円体表面積の近似式に代入して計算した。なお、理論強制樹脂流動率0%の会合面は平面であるため、会合面の面積は成形品の断面積と見なした。フローフロント会合面は、完全な楕円形状ではないため誤差が含まれているものの、理論強制樹脂流動率の増加に伴い、楕円体表面積、すなわち、会合面の面積が直線的に増加している。また、各成形品厚さにおいて上記関係が定量的に一致している。これら結果より、理論強制樹脂流動率と内部樹脂流動には深い相関関係があることがわかる。

3.2 理論強制樹脂流動率と成形品引張強度の関係

理論強制樹脂流動率を変化させて得られた各厚さの成形品から、図3に示すようにC部を切除して引張試験を行った。得られた結果を図10に示す。すべての成形品厚さにおいて、理論強

制樹脂流動率の増加に伴い、引張強度が増加している。一方、厚さの増加に伴い、引張強度が減少している。つぎに、図 9 の結果を用いて、図 10 をフローフロント会合面積と引張強度の関係に整理し直して図 11 に示した。フローフロント会合面積の増加に伴い引張強度が増加し、また、成形品厚さの増加に伴い減少している。図 12 は、引張試験後の厚さ 3mm の成形品の破断状況を示している。(1)の理論強制樹脂流動率 0%では、図 6(1)の D-D' の初期フローフロント会合面において破断している。(2)の 2.85%では、移動後のフローフロント会合面の先端部付近で破断している。さらに、(3)の 5.80%では、上記会合面の先端部よりも若干右側、すなわち、D-D' の初期会合面寄りの上流側で破断している。以後、(1)(2)のフローフロント会合面で破断する場合を破断モード I、(3)の会合面の先端部より上流側で破断する場合を破断モード II と呼称する。(2)(3)の成形品において、図 7(1)の 2 本の E-D' で挟まれた領域に白化が発生している。成形品厚さ 2mm と 4mm の場合においても同様の観察を行った結果、同様の破断状況が確認された。2mm および 3mm, 4mm の成形品の破断状況を観察して、破断モード I を呈する最大の理論強制樹脂流動率を抽出したところ、図 10 に矢印で示したように、それぞれ 4.25%, 3.99%, 3.87%であることを確認した。その際のフローフロント会合面積を、厚さ 3mm の場合も含めて図 9 より読み取ると、図 11 に矢印で示したように、320 から 360mm²の狭い範囲内に収まっていることがわかる。すなわち、成形品厚さに関わらず、一定の会合面積までは破断モード I を呈し、それ以上では、破断モード II を呈することがわかる。このように、破断モードとフローフロント会合面積との間には、相関関係があることが示された。

厚さ 3mm の成形品の破断面を、SEM 観察した結果を図 13 に示す。なお、観察領域は、F 部における成形品の厚さ方向とした。(1)の破断モード I を呈した理論強制樹脂流動率 0%では、ガラス繊維が破断面に沿って配向しており、破断面から突き出ている繊維は少ない。また、破断面は、凹凸が少なく比較的平坦な形状となっている。さらに、ボイドの痕跡と推察される大きな穴が観察される。同様に破断モード I を呈した(2)の 2.85%

では、破断面から斜めに突き出ている繊維と、繊維が抜けた穴が観察されるものの、0%の場合と大きな差は見られない。また、成形品の表層付近よりも中央部が出っ張った曲面状の破断面形状を呈しており、ボイドの痕跡と推察される大きな穴も観察される。曲面状の破断面は、フローフロント会合面の先端部が現れたものと推察される。これより、破断モード I は、フローフロント会合面を起点とした剥離により生成されたものと推察される。破壊モード II を呈した(3)の 5.70%では、斜めに突き出た繊維と、繊維の抜けた穴が 0%と 2.85%の場合よりも多く観察される。また、破断面にはくぼんだ部分が見られ、凹凸面となっている。このように、破壊モード II では、凹凸が多く、斜めに突き出た繊維が多く見られるため、モード II は、会合部の曲面に沿った剥離というよりも、会合面の先端部よりも上流側の部位が引張破断して生成された可能性が高いものと推察される。

以上のように、一定のフローフロント会合面積までは会合面の剥離による破壊モード I を呈し、それ以上では、会合面の先端部よりも上流側の部位の引張破断による破壊モード II を呈することが明らかとなった。フローフロント会合面では、図 7 で示されたように、ガラス繊維が会合面に沿って配向するために、繊維同士の絡み合いなどの干渉が他の部分よりも少なくなり、その結果、他の部分よりも強度が低くなる。ただし、会合面の面積が増加すると、強度は低いながらも繊維同士の絡み合いなどの干渉は大きくなる。また、会合面の面積が増加と言うことは、図 7(2)に示すように、繊維が引張荷重方向へと配向をより変化させることを意味し、繊維同士の絡み合いなどの干渉が引張強度の増加に大きく寄与することにつながる。以上より、フローフロント会合面の面積が小さい場合では、会合面での接合が弱くなり、また、会合面に生成されたボイドにおいて応力集中が起こることも加わって、会合面で剥離が起こりやすくなり、その結果、破壊モード I が現れたものと推察される。一方、上記面積が大きくなると、会合面での接合が強くなり、会合面で剥離が起こり難くなるために、その結果、会合面の先端部よりも上流側の部位で引張破断する破壊モード II が現れたものと推察される。

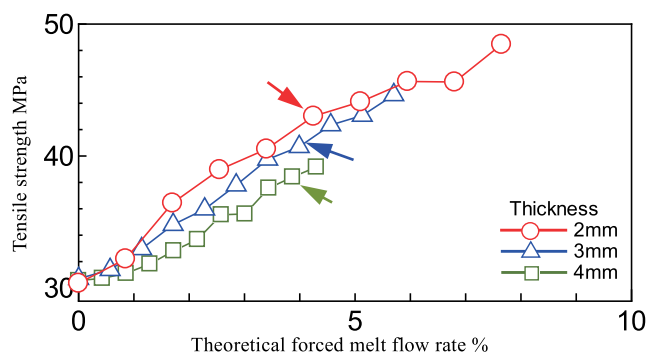


Fig.10 Relationships between theoretical forced melt flow rate and tensile strength

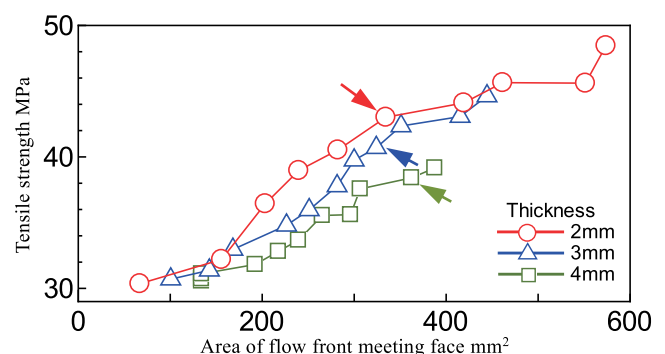
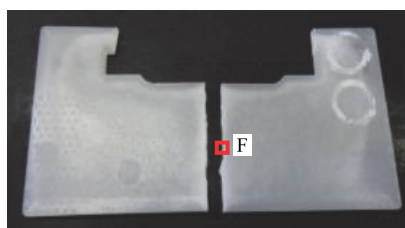


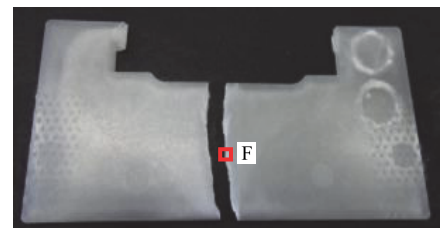
Fig.11 Relationships between area of flow front meeting face and tensile strength



(1)Theoretical forced melt flow rate 0%



(2)Theoretical forced melt flow rate 2.85%



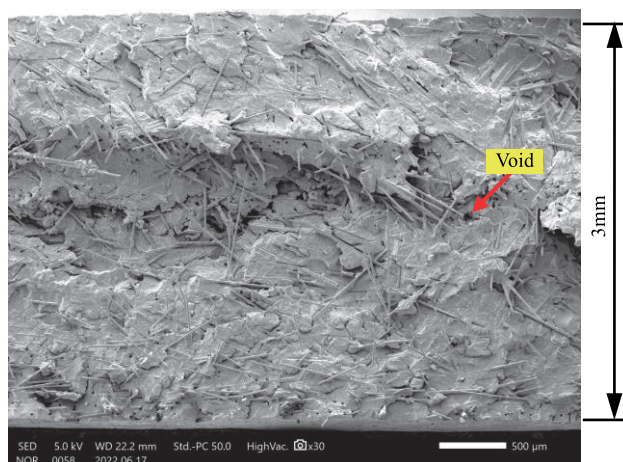
(3)Theoretical forced melt flow rate 5.70%

Fig.12 Observation results of molded product after tensile test (Cavity thickness 3mm)

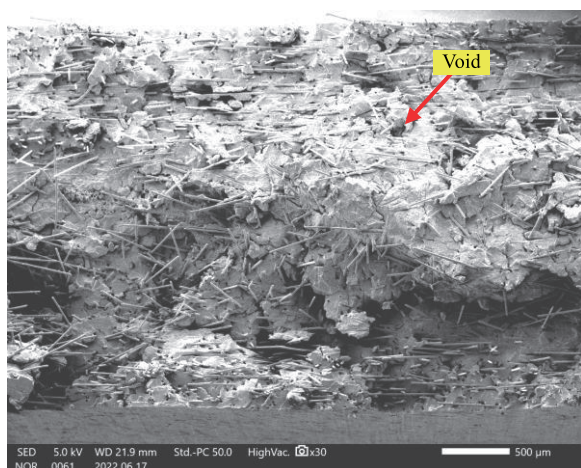
4. 結 言

本論文では、キャビティ内に樹脂溜まり部とコアピンを設けたコアピン駆動法を用いて得られた成形品の、フローフロント会合面およびガラス繊維配向状況、引張強度特性、破壊状況について検討を行った。得られた結果を以下に列記する。

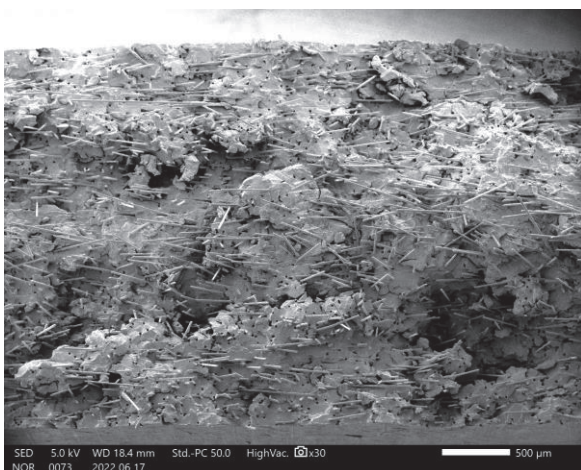
(1)成形品のフローフロント会合部付近に生成されたボイドの分布領域を抽出することによって、コアピン駆動による内部樹脂流動パターンが簡易的に推定できる。



(1)Theoretical forced melt flow rate 0%



(2)Theoretical forced melt flow rate 2.85%



(3)Theoretical forced melt flow rate 5.70%

Fig.13 Observation results of fracture surface of molded product (Cavity thickness 3mm)

(2)フローフロント会合面近傍では、ガラス繊維が会合面に沿った方向に配向する。

(3)理論強制樹脂流動率の増加に伴い、内部流動が促進され、フローフロント会合面を楕円体形状として近似して求めたフローフロント会合面面積が増加する。また、各成形品厚さにおいて上記関係が定量的に一致する。

(4)理論強制樹脂流動率、ならびに、フローフロント会合面面積の増加に伴い、成形品の引張強度が増加する。一方、成形品厚さの増加に伴い、引張強度が減少する。

(5)理論強制樹脂流動率、ならびに、フローフロント会合面面積の増加に伴い、フローフロント会合面が剥離する破壊モードⅠから、会合面の先端部の上流側の部位で引張破断する破壊モードⅡへと移行する。

(6)成形品厚さに関わらず、一定のフローフロント会合面面積を上回ると、上記(5)項の破断モードの移行が起こる。

以上のように、コアピン駆動によって引き起こされる内部樹脂流動によりフローフロント会合面の面積が変化すること、そして、会合面の面積が、会合面での接合の強さに影響を及ぼし、成形品の引張強度が変化することなど、コアピン駆動法の成形現象や成形品特性に関する多くの知見を得ることができた。本論文で得られた知見は、コアピン駆動法を用いた製品製造において、最適な使用条件を設定するための指針となるだけに留まらず、緒言で述べた、その他のフローフロント会合部に内部樹脂流動を引き起こして繊維配向を制御し強度低下を抑止する方法に対しても、有用な情報となるものと期待される。

謝 辞

おわりに、X線タルボ・ロー撮影装置によるガラス繊維配向の観察にご協力をいただいたコニカミノルタ㈱、また、SEM観察にご協力いただいた群馬県立産業技術センターに謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 廣恵章利, 本吉正信: プラスチック成形加工入門, 日刊工業新聞社 (1995) 247.
- 2) プラスチック成形加工学会編 テキストシリーズ プラスチック成形加工学Ⅰ, シグマ出版 (1996) 161.
- 3) B.Fisa, J.Dufour, and T.V-Khanh: Polymer Composites, **8**, 6 (1987) 408.
- 4) E.M.Hagerman: Plastic. Engineering, **29**, 10 (1973) 67.
- 5) 泊 清隆, 濱田泰以, 前川善一郎: 成形加工, **1**, 1 (1989) 71.
- 6) Y.Murata, H.Suzuki, and S.Kashiwagi: International Journal of Automation Technology, **11**, 6 (2017) 985.
- 7) 射出成形事典, 産業調査会 (2002) 554.
- 8) H-C.Ludwig, and G.Fischer: Composite Science and Technology, **53**, 2 (1995) 235.
- 9) 泊 清隆, 澤田 聡, 中野 亮, 濱田泰以, 前川善一郎: 成形加工, **5**, 3 (1993) 197.
- 10) P.Allan, and M.J.Bevis: Composite Manufacturing, **1**, 2 (1990) 79.
- 11) 宇高 靖, 小倉信宏, 吉田秀樹: 成形加工, **5**, 11 (1993) 712.
- 12) N.Mori, K.Gondou, K.Shimada, T.Kitamura, M.Tsubouchi, H.Koresawa, H.Narahara, and H.Suzuki: International Journal of Automation Technology, **6**, 4 (2012) 522.
- 13) Y.Kanetoh, and H.Yokoi: Polymer Engineering and Science, **51**, 4 (2011) 721.
- 14) 茂木淳志, 楠 崇秀, 村田泰彦: 成形加工'12 (2012) 363.
- 15) 茂木淳志, 福島祥夫, 菱田智大, 須田高史, 高橋男一, 狩野幹大, 村田泰彦: 成形加工, **27**, 12 (2015) 540.
- 16) A.Motegi, T.Hishida, and Y.Murata: International Journal of Automation Technology, **12**, 6 (2018) 930.
- 17) A.Momose, S.Kawamoto, I.Koyama, Y.Hamaishi, K.Takai, and Y.Suzuki: Japanese Journal of Applied Physics, **42**, 7B (2003) 866.
- 18) 今田昌宏, 太田生馬, 萩原清志, 新田裕子, 有本 直, 木戸一博, 江口愛彦: 成形加工'21 (2021) 87.
- 19) 菱田智大, 茂木淳志, 福島祥夫, 須田高史, 村田泰彦, 黒瀬雅詞, 河村優生: 成形加工'16 (2016) 133.