

博士論文

射出成形機における計量不安定現象の
可視化解析と安定化技術の開発

高次 聡

論文要旨

射出成形は、樹脂材料を可塑化し、金型の中で冷却・固化することで形状を付加する、代表的な樹脂加工法である。工業製品のグローバル化が進み、国際競争力が問われる中、射出成形においては、付加価値の高い成形品を効率よく生産することがますます求められている。すなわち、「高い形状精度を有する均質な成形品を繰り返し安定生産する」精密射出成形の実現が必要となる。精密射出成形に対する影響因子としては、材料因子および金型因子、成形機因子の3つが考えられる。本論文で取り上げる成形機因子では、可塑化部の加熱シリンダと可塑化スクリュにおいて、①射出される可塑化樹脂の品質を一定に均温化すること、②射出される樹脂体積を一定に管理すること、が重要となる。

同じく樹脂の可塑化を行う押出機のスクリュに関しては、均質な熔融樹脂を得るために、古くから様々な研究が行われ、スクリュ形状による可塑化樹脂の品質向上と生産性の追求が図られてきた。一方、スクリュ回転のみで連続可塑化する押出機とは異なり、射出成形機ではスクリュが回転しながら後進して計量可塑化が行われ、この際に偶発的に発生しやすい各種材料の噛込み不良や固体樹脂輸送の停滞などの「計量不安定現象」が均質な可塑化のための課題となっていた。そのため、成形工場では、計量時間がばらつかないことを監視するなどの手法により、品質の安定化に注意が払われてきた。続く射出過程では、スクリュが前進して金型内に熔融樹脂が射出される。射出過程中のスクリュ位置と速度については、油圧から電動サーボモータへと駆動方式が進化することで、大幅な精度向上が図られてきた。しかしながら、射出過程初期において、スクリュ先端に装填される逆流防止リングが機構的な理由から抱えている、その挙動ばらつきに起因する「射出量の変動」が課題として残されていた。量産現場での使用に耐え得る、逆流防止リング挙動ばらつき監視手段がなく、作業者の勘と経験に頼って射出量安定の維持が図られてきた。

そこで本論文では、計量可塑化過程における不安定現象の原因を解明し、安定性の高い加熱シリンダとスクリュ設計の知見を得ること、および射出過程における逆流防止リングの挙動監視機能と射出量安定化技術を開発することを研究目的とする。

本論文は、序章と総括を含めて3部、全9章から構成されている。

第1章 序論では、加熱シリンダとスクリュにおける精密射出成形に向けた課題の提示と、従来研究の概要と課題について分析し、本論文の目的を述べた。

第I部では、計量工程における計量不安定現象の原因解明を目的としている。

第2章では、ホッパー下部におけるペレット挙動およびシリンダ内の固体輸送部から熔融が完了する圧縮部までを連続的に動的可視化することを可能とし、さらに同一の加熱シリンダの各観察位置でシリンダ内壁面温度分布計測も可能とする、ガラス内挿方式の可視化加熱シリンダを新たに開発した。また、PP（ポリプロピレン）の連続可塑化実験を通して、その有効性を実証的に明らかにした。

第3章では、前章で開発した可視化装置を用いて、PBT（ポリブチレンテレフタレート）を含む各種樹脂についてホッパー下部における嚙込み状況を定量的に解析した。次に、嚙込み不良を呈し易いPBTに着目して、ホッパー下部とシリンダ内の固体輸送部を同時観察し、嚙込み不良発生時のペレット挙動を解析したところ、ペレットとスクリュ・シリンダとの摩擦力バランスの影響が示唆された。そこで、ペレットと金属表面との摩擦係数を計測するために、樹脂ペレット摩擦試験機を提案・試作し、各種樹脂ペレットの表面摩擦係数と温度との相関を詳細調査した。これらの結果とスクリュ・シリンダの表面温度計測結果とを総合し、PBTにおける嚙込み不良発生機構を解明した。

第4章では、シリンダのホッパー口形状が固体ペレット輸送状況に与える影響評価を目的として、ホッパー下部とシリンダ内の可視化観察実験を行った。同一のスクリュ形状の下に、3種類のホッパー口形状が、3種類のペレット形状の嚙込み挙動に与える影響調査、さらには可塑化能力との相関解析を実施した。その結果、結晶性樹脂の代表としてのPPおよびその粉碎材混入材、非晶性樹脂代表のGPPS（汎用ポリスチレン）のいずれにおいても、異なるホッパー口形状がホッパー下部でのペレット供給速度に有意差を生じさせること、また可塑化能力にも影響を与えることを明らかにした。

第II部では、飢餓供給時のペレット挙動と可塑化状況の調査、およびスクリュ形状が計量不安定現象に及ぼす影響評価を目的としている。

第5章では、第3章で解明した特定のPBTの嚙込み不良現象に対して、経験的対応策の一つとして知られる飢餓供給を適用し、ホッパー下部およびシリンダ内可視化観察を実施した。ここで飢餓供給とは、通常の満杯供給に対して、可塑化スクリュ本来の固体輸送能力を下回るように樹脂ペレット量を制限し、ホッパー口から供給する方

法である。その結果、固体輸送領域ではペレット塊を形成せず個々のペレットが転がりながら移動するために、摩擦力バランスの課題から解放され、噛込み不良発生が抑制されることが明らかになった。樹脂の可塑化には、加熱ヒータからの伝熱とスクリュによるせん断発熱による熱エネルギーが必要であるが、飢餓供給では伝熱主体のエネルギー供給形態となり、スクリュ低回転速度時においては効率の良い可塑化が行われることが確認された。

第6章では、固体輸送および可塑化・溶融体輸送の全般に深く関わるスクリュ形状について調査を実施した。スクリュ形状に関する従来研究は、可塑化品質の向上に主眼が置かれており、溝深さ、圧縮比、供給・圧縮・計量の各ゾーンの長さ、溶融樹脂の均温化を目的としたバリアフライトやミキシングセクションなどが主な対象であった。そこで、本章では、固体から溶融体まで影響を与えることが予想される、フライトピッチ P について、その可塑化状況の可視化観察を行い、さらにノズルからの射出樹脂温度分布計測によって可塑化樹脂の品質を調査した。その結果、押出機と同様の連続可塑化では、スクリュ外径 D との比 $P/D = 1.0$ のスクリュで最も性能バランスがよいこと、計量可塑化では、 $P/D = 0.7$ スクリュの可塑化樹脂の温度低下が少なく標準偏差が小さいことを確認し、フライトピッチが可塑化品質向上への指標となることを明らかにした。

第III部では、射出安定化技術の開発を目的としている。

第7章では、射出過程における不安定因子であった逆流防止リング動作の検出方法を確立することを目的とし、電動射出成形機に搭載されたスクリュ回転用サーボモータの負荷により逆流防止リングの動作を検出する新たな手法を開発した。この新たな検出手法は、逆流防止リングおよびシリンダ、成形機本体に特別な加工やセンサ追加を行う必要がなく、量産成形をしている標準的な射出成形機にて利用が可能である。本章では、開発した逆流防止リングの動作検出方法の有効性を検証するとともに、この方法の効果として射出中に発生する樹脂の逆流現象が成形品重量に及ぼす影響を調査した。

第8章では、射出量安定化技術を開発することを研究目的として、計量過程終了後に速やかにスクリュ逆回転・前進動作を行い、リングの後退・閉鎖を促進する制御手法によりフロントフローおよびバックフローを抑制する、新たなスクリュ制御方法を開発した。また、前章で開発した逆流防止リング動作検出機能により、制御パラメータの最適値を自動設定できるように試みた。本章では、この射出量安定化手法の有効性を検証するため、各種制御パラメータが成形品重量に及ぼす影響を調査した。

第9章 総括では、各章で得られた結論を纏めるとともに、射出成形機実機への適用について示した。最後に、射出成形機を取り巻く課題と、今後の展望について述べ、本論文の締めくくりとした。

目次

| | |
|-----------------------------------|----|
| 第1章 序論..... | 1 |
| 1.1 研究の背景..... | 2 |
| 1.1.1 射出成形の役割..... | 2 |
| 1.1.2 精密射出成形における計量安定化の課題..... | 5 |
| 1.1.3 射出成形のプロセス..... | 7 |
| 1.1.4 射出成形における計量不安定現象をもたらす因子..... | 17 |
| 1.2 射出成形機における計量不安定現象をもたらす因子..... | 21 |
| 1.2.1 可塑化・計量工程の因子..... | 21 |
| 1.2.2 射出工程の因子..... | 24 |
| 1.3 従来研究における可塑化・計量工程の因子..... | 26 |
| 1.4 従来研究における射出工程の因子..... | 30 |
| 1.5 可視化実験解析技術の従来研究..... | 31 |
| 1.6 本論文の目的と論文構成..... | 33 |

第I部可視化加熱シリンダの開発と可塑化工程における計量不安定因子の研究

| | |
|----------------------------------|----|
| 第2章 可視化・温度分布計測用 小型加熱シリンダの開発..... | 37 |
| 2.1 緒言..... | 38 |
| 2.2 可視化加熱シリンダの開発..... | 39 |
| 2.3 可塑化状況解析の実験方法および結果..... | 44 |
| 2.3.1 ホッパー下部可視化観察実験..... | 44 |
| 2.3.2 シリンダ内可塑化状況の実験解析..... | 48 |
| 2.4 結言..... | 53 |

| | |
|--|----|
| 第3章 射出成形機ホッパー下部における樹脂ペレット噛込み不良現象の可視化解析 | 55 |
| 3.1 緒言 | 56 |
| 3.2 実験方法 | 57 |
| 3.2.1 ホッパー下部可視化装置 | 57 |
| 3.2.2 各種樹脂における噛込み状況解析実験 | 57 |
| 3.2.3 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数の測定 | 59 |
| 3.3 実験結果 | 60 |
| 3.3.1 可視化観察実験（連続可塑化過程） | 60 |
| 3.3.2 可視化観察実験（計量可塑化過程） | 62 |
| 3.3.3 計量可塑化過程における PBT 噛込み不良現象 | 64 |
| 3.3.4 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数測定実験 | 66 |
| 3.4 考察 | 69 |
| 3.5 結言 | 72 |

| | |
|--|----|
| 第4章 射出成形機ホッパー口形状の樹脂ペレット噛込み状況に及ぼす影響の可視化解析 | 73 |
| 4.1 緒言 | 74 |
| 4.2 実験方法 | 75 |
| 4.2.1 可視化加熱シリンダ | 75 |
| 4.2.2 可視化実験条件 | 75 |
| 4.2.3 計量動作時のペレット供給速度評価装置と計測方法 | 78 |
| 4.3 実験結果と考察 | 80 |
| 4.3.1 ホッパー下可視化観察実験結果 | 80 |
| 4.3.2 各種ホッパー口形状が計量時間に及ぼす影響 | 84 |
| 4.3.3 各種ホッパー口形状のペレット供給速度と計量可塑化能力との相関 | 87 |
| 4.3.4 各種ホッパー口形状が計量安定性に及ぼす影響のまとめ | 90 |
| 4.4 結言 | 91 |

第Ⅱ部計量工程における計量不安定因子の研究

| | |
|----------------------------------|----|
| 第5章 樹脂ペレット飢餓供給時における連続可塑化過程の可視化解析 | 93 |
| 5.1 緒言 | 94 |
| 5.2 実験方法 | 95 |

| | |
|--|-----|
| 5.2.1 飢餓供給の方法 | 95 |
| 5.2.2 実験装置 | 96 |
| 5.2.3 実験条件 | 96 |
| 5.3 可塑化能力と樹脂温度・圧力変化の計測実験 | 97 |
| 5.3.1 可塑化能力測定結果 | 97 |
| 5.3.2 樹脂圧力測定結果 | 97 |
| 5.3.3 樹脂温度測定結果 | 100 |
| 5.4 可視化観察実験 | 103 |
| 5.4.1 ホッパー下部の可視化観察結果 | 103 |
| 5.4.2 シリンダ内の可視化観察結果 | 105 |
| 5.4.3 積層疑似展開画像 | 105 |
| 5.5 飢餓供給における可塑化過程のモデル化 | 110 |
| 5.5.1 スクリュ回転速度と飢餓率による可塑化過程の遷移 | 110 |
| 5.5.2 供給部前半におけるペレット挙動モデル | 110 |
| 5.5.3 スクリュ低回転速度時の溶融モデル | 110 |
| 5.5.4 スクリュ高回転速度時の溶融モデル | 112 |
| 5.6 結言 | 113 |
| 第6章 各種スクリュピッチによる可塑化過程の可視化解析と射出樹脂温度分布への影響評価 | 115 |
| 6.1 緒言 | 116 |
| 6.2 実験方法と実験条件 | 117 |
| 6.2.1 実験装置 | 117 |
| 6.2.2 実験方法と実験条件 | 119 |
| 6.3 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（連続可塑化過程） | 120 |
| 6.3.1 連続可塑化能力 | 120 |
| 6.3.2 樹脂圧力・樹脂温度 | 121 |
| 6.3.3 積層疑似展開画像 | 123 |
| 6.4 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（計量可塑化過程） | 127 |
| 6.4.1 計量可塑化能力 | 127 |
| 6.4.2 樹脂圧力・樹脂温度 | 127 |
| 6.4.3 積層疑似展開画像 | 130 |
| 6.5 ノズル内流動樹脂の温度分布計測実験結果と考察 | 135 |
| 6.5.1 連続可塑化過程 | 135 |
| 6.5.2 計量可塑化過程 | 138 |

| | |
|--|-----|
| 6.5.3 スクリューピッチがノズル内流動樹脂温度分布に及ぼす影響のまとめ..... | 143 |
| 6.6 結言..... | 144 |

第Ⅲ部射出工程における計量安定化技術の研究

| | |
|---------------------------------------|-----|
| 第7章 射出成形機における逆流防止リングの動作検出システムの開発..... | 145 |
| 7.1 緒言..... | 146 |
| 7.2 逆流防止リングの動作検出機能の開発..... | 148 |
| 7.2.1 逆流防止リングの装填方法..... | 148 |
| 7.2.2 逆流防止リングの動作検出機能の原理..... | 149 |
| 7.3 実験方法..... | 152 |
| 7.3.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価方法..... | 152 |
| 7.3.2 逆流量検出精度の検証実験方法..... | 154 |
| 7.3.3 逆流防止リング寸法の影響調査方法..... | 156 |
| 7.4 実験結果と考察..... | 157 |
| 7.4.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価実験結果..... | 157 |
| 7.4.2 逆流量検出精度の検証実験結果..... | 160 |
| 7.4.3 逆流防止リング寸法の影響調査結果..... | 162 |
| 7.5 結言..... | 164 |
| 第8章 射出成形機における射出量安定化手法の開発..... | 165 |
| 8.1 緒言..... | 166 |
| 8.2 射出量安定化手法..... | 167 |
| 8.2.1 フロントフロー現象とバックフロー現象..... | 167 |
| 8.2.2 スクリュー逆回転動作による逆流防止リング閉鎖方法..... | 168 |
| 8.2.3 スクリュー前進動作による逆流防止リング閉鎖方法..... | 168 |
| 8.3 実験方法..... | 170 |
| 8.3.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査..... | 170 |
| 8.3.2 逆回転法における最適逆回転量の調査..... | 171 |
| 8.3.3 前進法における最適圧縮圧力の調査..... | 171 |
| 8.3.4 成形品重量の安定性調査..... | 171 |
| 8.4 実験結果と考察..... | 172 |
| 8.4.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査結果..... | 172 |
| 8.4.2 逆回転法における最適逆回転量の調査結果..... | 173 |

| | |
|-----------------------------------|-----|
| 8.4.3 前進法における最適圧縮圧力の調査結果 | 176 |
| 8.4.4 成形品重量の安定性評価結果 | 179 |
| 8.5 結言 | 181 |
| 第9章 総括..... | 183 |
| 9.1 本研究で得られた主な結論 | 184 |
| 9.1.1 第I部で得られた主な結論 | 185 |
| 9.1.2 第II部で得られた主な結論 | 187 |
| 9.1.3 第III部で得られた主な結論 | 188 |
| 9.2 本研究で得られた成果の学術的評価と工業的活用法 | 190 |
| 9.3 今後の展望..... | 196 |
| 参考文献 | 201 |
| 本論文に関する公表文献..... | 217 |
| 謝辞 | 223 |

記号の説明

| | |
|----------|--|
| A | : 逆回転法のスクリュ逆回転量 (deg) |
| B_f | : T_r の時間積分値 (Nms) |
| BUP | : ブレークアップ |
| C | : 圧縮法の圧縮圧力 (MPa) |
| C_1 | : 圧縮部下流側観測位置 |
| C_2 | : 圧縮部上流側観測位置 |
| D | : スクリュ呼径 (mm) |
| D_i | : リング内径 (mm) |
| D_o | : リング外径 (mm) |
| D_t | : 熱電対のシース外径 (mm) |
| F_1 | : 供給部下流側観測位置 |
| F_2 | : 供給部上流側観測位置 |
| F_b | : フライトに印加された負荷 |
| F_{bf} | : フライト前側面に印加された負荷 |
| F_{br} | : フライト後側面に印加された負荷 |
| F_{bx} | : スクリュ軸方向負荷成分 |
| F_{by} | : スクリュ回転方向負荷成分 |
| F_c | : 樹脂とシリンダ内壁面との全摩擦力 |
| F_s | : 樹脂とスクリュ表面との全摩擦力 |
| F_u | : ペレットの完全充満位置 |
| G_0 | : 満杯供給時の樹脂質量流速 |
| GPSS | : GPSS 平均直径 $\phi 3$ mm \times 長さ 3 mm のコールドカット・ペレット |
| G_s | : 飢餓供給時の樹脂質量流速 |
| H | : ホッパ下部観測位置 |
| H_s | : スクリュ溝の深さ |
| L | : スクリュフライト長さ (mm) |
| L_{cr} | : リング長さ (mm) |
| l_x | : スクリュ軸方向成分の移動距離 (mm) |
| l_y | : スクリュ回転方向成分の総移動距離 (mm) |
| l_{y1} | : スクリュ回転方向成分の $y_1 \sim y_0$ 間の移動距離 (mm) |
| l_{y2} | : スクリュ回転方向成分の $y_0 \sim y_2$ 間の移動距離 (mm) |
| M | : 計量可塑化能力 (g/s) |

| | |
|----------|--|
| M_1 | : 計量部下流側観測位置 |
| M_2 | : 計量部上流側観測位置 |
| M_b | : 溶融開始点 |
| MF | : メルトフィルム |
| M_f | : 溶融完了点 |
| MP | : メルトプール |
| M_s | : ペレット間からスクリュ表面が見えなくなる地点 |
| N_0 | : 満杯供給時のスクリュ回転速度 (mm/s) |
| N_s | : 飢餓供給時のスクリュ回転速度 (mm/s) |
| P | : フライトピッチ (mm) |
| p | : 加圧力 (MPa) |
| P/D | : フライトピッチ P と呼径 D の比 |
| P_1 | : 可塑化・計量工程終了時のリング前方の樹脂圧力 (MPa) |
| P_1' | : リング前方の樹脂圧力上昇 (MPa) |
| P_2 | : 可塑化・計量工程終了時のリング後方の樹脂圧力 (MPa) |
| P_2' | : 低下後のリング後方の樹脂圧力 (MPa) |
| P_a | : 計量部計測樹脂圧力 (MPa) |
| P_b | : 圧縮部入口計測樹脂圧力 (MPa) |
| P_c | : ロードセルで検出される射出圧 (MPa) |
| P_f | : リング前方の樹脂圧力 (MPa) |
| P_n | : ノズル計測樹脂圧力 (MPa) |
| p_n | : Navier–Stokes 方程式における圧力 |
| PPF70 | : PPH3 ペレットに粉砕材 70 wt%を混合 |
| PPH3 | : PP 平均直径 ϕ 3 mm×長さ 3 mm のホットカット・ペレット |
| P_r | : リング後方の樹脂圧力 (MPa) |
| Q | : ペレット供給速度 (g/s) |
| Q_b | : 単位時間当たりの逆流量 |
| R | : 平均計量時間の A 形状に対する比率 |
| R_n | : ノズル内樹脂温度の計測位置 (ノズル中心からの距離) (mm) |
| S | : 飢餓率 (%) |
| SB | : ソリッドベッド |
| S_c | : 樹脂とシリンダとの接触面積 |
| S_{cr} | : 閉鎖ストローク (mm) |
| S_s | : 樹脂とスクリュとの接触面積 |
| t | : 第一と第二の静止画像の時間差 (s) |
| T | : 温度 ($^{\circ}$ C) |
| T_a | : 計量部樹脂温度 ($^{\circ}$ C) |
| T_b | : 圧縮部入口樹脂温度 ($^{\circ}$ C) |

| | |
|------------|---------------------------------------|
| T_{c1} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c2} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c3} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c4} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c5} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c6} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c7} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c8} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c9} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_{c10} | : シリンダ内壁面温度 (°C) |
| T_g | : ガラス転移温度 (°C) |
| T_h | : ホッパ下部温度 (°C) |
| T_m | : 融点 (°C) |
| T_n | : ノズル樹脂温度 (°C) |
| T_r | : スクリュ回転用サーボモータの負荷トルク (Nm) |
| T_{s1} | : スクリュ谷径外表面温度 (°C) |
| T_{s2} | : スクリュ谷径外表面温度 (°C) |
| T_{s3} | : スクリュ谷径外表面温度 (°C) |
| V'_{ca} | : シリンダ内ペレットの軸方向相対速度成分 (mm/s) |
| V_{cr} | : シリンダ内ペレットの回転方向相対速度成分 (mm/s) |
| V_h | : 各種樹脂ペレットの絶対速度 (mm/s) |
| V_{ha} | : スクリュ中心軸方向成分 (mm/s) |
| V'_{ha} | : ホッパー下部ペレットのスクリュに対する軸方向相対速度成分 (mm/s) |
| V_{hr} | : 回転方向成分 (mm/s) |
| v_x | : ペレットのスクリュ軸方向速度成分 (mm/s) |
| v_y | : ペレットのスクリュ回転方向速度成分 (mm/s) |
| v_z | : スクリュ溝断面における樹脂の速度分布 |
| W | : スクリュ溝幅 |
| x_1 | : ペレット a の移動前 x 座標位置 |
| x_2 | : ペレット a の移動後 x 座標位置 |
| \bar{x} | : 平均計量時間 (s) |
| y_0 | : スクリュ中心位置の y 座標データ |
| y_1 | : ペレット a の移動前 y 座標位置 |
| y_2 | : ペレット a の移動後 y 座標位置 |
| ΔP | : P_2-P_1 の圧力差 (MPa) |
| θ_1 | : $y_1 \sim y_0$ 間の弧の中心角 (deg) |
| θ_2 | : $y_0 \sim y_2$ 間の弧の中心角 (deg) |

-
- μ : PBT のペレットと金属表面との摩擦係数
 μ_c : シリンダ壁面における PBT の摩擦係数
 μ_n : Navier-Stokes 方程式における流体の粘度
 μ_s : スクリュ表面における PBT の摩擦係数
 σ : 標準偏差

第1章 序論

| | |
|-----------------------------------|----|
| 1.1 研究の背景..... | 2 |
| 1.1.1 射出成形の役割..... | 2 |
| 1.1.2 精密射出成形における計量安定化の課題..... | 5 |
| 1.1.3 射出成形のプロセス..... | 7 |
| 1.1.4 射出成形における計量不安定現象をもたらす因子..... | 17 |
| 1.2 射出成形機における計量不安定現象をもたらす因子..... | 21 |
| 1.2.1 可塑化・計量工程の因子..... | 21 |
| 1.2.2 射出工程の因子..... | 24 |
| 1.3 従来研究における可塑化・計量工程の因子..... | 26 |
| 1.4 従来研究における射出工程の因子..... | 30 |
| 1.5 可視化実験解析技術の従来研究..... | 31 |
| 1.6 本論文の目的と論文構成..... | 33 |

1.1 研究の背景

1.1.1 射出成形の役割

合成樹脂の成形加工は、数千年の長い歴史を持つ金属加工や鋳造などの加工技術と比べると、ごく新しい加工技術である。合成樹脂の歴史は、19世紀半ばにセルロースニトレートが合成されたことに始まり、その後セルロイドの工業化、フェノール樹脂の発明と続き、さらに多岐用途に適用できる様々な合成樹脂が開発されてきた。近年このような合成樹脂に必要な加工方法として、成形加工は確固たる地位を築くまでとなった。

一般的に、合成樹脂（以下では樹脂と記述）は、共有結合で長い鎖状に結び付いた鎖状高分子材料に、加工を容易にするための可塑剤や機械強度・熱特性向上のための強化剤、難燃剤、酸化防止剤などの様々な添加剤を、混合・混練して製品化している。そのため当初、樹脂の成形加工は金属・ガラスの成形加工や熔融加工技術をベースに発展してきたが、近年では樹脂特有の様々な成形加工技術が開発されてきた。表 1.1 に樹脂の成形加工に必要なプロセスを示す。

表 1.1 樹脂の成形加工に必要なプロセス

| 成形加工プロセス | 概要 |
|----------------|---|
| (1)ベースとなる樹脂の製造 | ・重合技術などによる高分子化 ・添加剤の混合 |
| (2)成形前処理 | ・乾燥，予備加熱 ・添加剤の混合（着色など） |
| (3)熔融 | ・ヒータ加熱や機械的負荷による発熱 （一部の樹脂では化学反応を伴う） |
| (4)流動 | ・金型やダイに流入させて形状付与 |
| (5)固化 | ・冷却・固化により形状固定（熱可塑性樹脂の場合） ・加熱により形状固定（熱硬化性樹脂の場合） |

- (1) まず、低分子の化学物質を重合技術などで高分子化し、ベースとなる樹脂を製造する。その際、樹脂の用途に合わせた各種添加剤を混合する場合がある。標準的な樹脂グレードに対し、熔融中の樹脂粘度、機械的性能、耐薬品性能、熱特性、電気特性、成形性などが異なる様々な樹脂グレードが実用化されている。
- (2) 一般に、樹脂は高温下で熔融中に化学的・物理的に不安定になり熱分解したり、吸湿などに起因する各種特性の低下などにより、成形品において所望する性能が発揮されず不良品となる場合がある。そのため、成形前処理として、除湿乾燥、

- 予備加熱，必要に応じて着色剤などの添加が行われる。
- (3) 一般的な熱可塑性樹脂を熔融するための加熱には，加熱用ヒータからの伝熱と，後述する可塑化スクリュによる機械的負荷で発生する熱が使用される．この他，熱硬化性樹脂などで，加熱・化学反応を組み合わせる成形加工する場合もある．
 - (4) 熔融した樹脂を金型やダイに流入させて，目的に合った樹脂成形品の形状に成形する．
 - (5) 熱可塑性樹脂では，冷却された金型などにより冷却・固化して，形状を固定する．熱硬化性樹脂では，加熱して硬化し形状を固定する．

次に，主な工業的成形加工法である押出成形と射出成形の概要を表 1.2 に示す．

押出成形は，フィルムやシートなど，長さ数メートルから数キロメートルを超える連続体を成形することが可能な技術である．押出成形では，安定した品質を継続して成形する必要があり，そのため，可塑化スクリュを回転させて連続的に樹脂を可塑化（熔融）し，スクリュ下流に押し続ける技術が開発された．特に，安定的に可塑化・押し出すためのスクリュ形状やスクリュ回転速度，ヒータ温度設定などの成形条件に関する技術が多く研究者によって開発されてきた．樹脂の混練性能を向上させるためにスクリュに取り付けられるミキシングヘッドに関しては，樹脂混練性能を向上させるための特殊ミキシングヘッドの提案[Dulmage 1948]，スクリュ軸に平行な細長い混練溝を持つミキシングヘッドの提案となる[LeRoy 1969]，[Murakami 1976]，外周に穴の開いたフローティングスリーブを装着してより混練性を向上させたミキシングヘッドの提案[Barr 1999]，ポリマーアロイの混合効果を改善させるミキシングヘッドの提案[Rauwendaal 2000]など多種のミキシングヘッド形状に関する提案がなされた．

表 1.2 主な成形加工法とその概要

| 主な成形加工法 | 概 要 |
|---------|---|
| 押出成形 | <ul style="list-style-type: none"> ・ダイなどを用いた成形 ・フィルム，シート，ラミネート，テープ・バンド，電線被覆など連続体の成形 |
| 射出成形 | <ul style="list-style-type: none"> ・金型を用いた成形 ・成形品に正確な形状を付与 ・小型ギヤから自動車用バンパー程度の大きさまで，短時間に大量成形生産 ・金型に成形前に挿入した金属部品などに熔融した樹脂を接着させる複合成形品もある |

また、スクリュフライト形状に関しては、シングルフライトスクリュに関するミキシング理論に関する研究[Mohr 1957]，バリアフライトスクリュ形状の提案[Maillfer 1967]，2条ねじフライトの提案[Gregory 1968]，[Kruder 1979]，[Chung 1983]，適正な混練のためのスクリュデザインに関する研究[Furches 1987]，単軸スクリュの完全予測型コンピュータモデルの研究[Wilczynski 2001a]，[Wilczynski 2001b]，可塑化量と樹脂圧力の簡単なモデルによるシングルフライトスクリュの開発[B'ereaux 2009]などの研究が行われてきた。さらに，加熱シリンダや熔融樹脂の温度に関しては，加熱シリンダ温度の最適化に関する研究[Rauwendaal 2008]や，熔融温度プロファイルの予測と均熱化の研究[Abeykoon 2011]などが行われてきた。

一方，射出成形は，熔融した樹脂を金型内に射出・充填させて冷却固化することで成形品を得る方法である。同一形状の成形品を短時間に大量生産する用途に向いており，小型ギヤなど重量 1g 未満の小さい成形品から，自動車用バンパーなどの大型成形品まで製造することができる。射出成形に使用される金型に樹脂を射出・充填する際，金型内部の樹脂圧力が非常に高圧となるため，成形品の断面積に応じて閉じた金型を開こうとする強い力が発生する。そこで，金型が開かないように強い力で金型を保持する型締機構が射出成形機には必要となる。その型締力は一般に数トンから 3000 トンぐらいが必要であり，型締力に応じた様々な射出成形機がこれまで開発されてきた。

また，射出成形は 1950 年代に駆動源として油圧を使用した油圧式射出成形機が登場して以降，成形品を安価に大量生産する生産方式として今日まで利用が拡大してきた。当初は安価で軽量という樹脂の特徴から，主に日用品や雑貨などの市場で使用されていたが，1960 年代にエンジニアリングプラスチック（特定の機能を強化した樹脂）が登場すると，従来の金属加工品からの代用が可能になり適用分野が広まった。そして 1980 年代に駆動源にサーボモータを使用した電動式射出成形機[稲葉 1999]が登場すると，単なる金属部品の代用ではなく射出成形でなければ製造できないような高精度で高機能な樹脂成形部品の大量生産が可能になった。最新のスマートフォンやデジタルカメラなどの IT 関連機器には，図 1.1 に示すような高い形状精度を持つ精密レンズや狭ピッチの精密コネクタ，高い面転写精度を持つ薄肉導光板などの樹脂部品が使用されているが，これらは電動式射出成形機の登場がなければ，その小型化や薄肉化は実現不可能であったと言っても過言ではない。

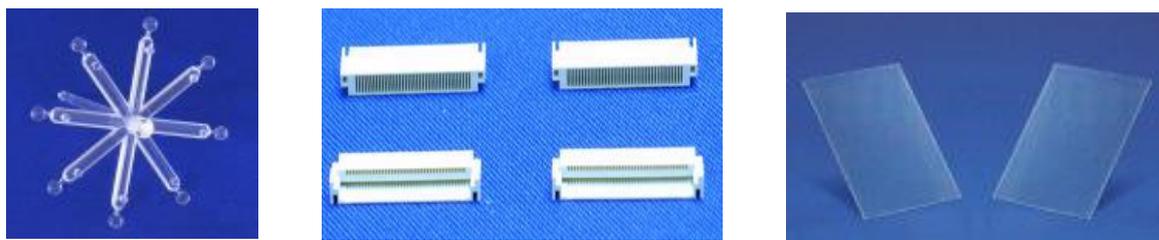


図 1.1 精密レンズ，精密コネクタ，薄肉導光板の例

電動式射出成形機の性能上の最大の特徴は、駆動源としてサーボモータを、制御部に工作機械同等の CNC 制御装置を使用しているため、油温の影響を受けやすい油圧式射出成形機に比べて高精度かつ安定した動作が行える点にある。また、サーボモータは油圧式駆動源に比べ応答性が高くかつ制御性に優れているため、小型精密部品や薄肉部品などの樹脂流動特性が成形品品質への影響が大きい成形に適しているという特徴もある。現在日本国内で製造される射出成形機は、一部の大型射出成形機を除いて、そのほとんどが電動式射出成形機または電動式と油圧式を組み合わせたハイブリッド式射出成形機となっている。

1.1.2 精密射出成形における計量安定化の課題

最新の精密射出成形品では、厳しい精度が要求される。図 1.1 に示した、小型の精密コネクタには、極間に 0.1 mm 厚程度の薄肉の壁が存在し、この部分の欠損は電気的な短絡を意味するため性能上致命的である。また、コネクタの種類によっては端子をハウジングに係止する微小な爪部分（ランス）を有するが、極数増加や形状複雑化にともない、最終充填部となるこの爪部分の欠損の可能性が高まる。また、スマートフォンの液晶画面に用いられる導光板においても、物理的な板厚の薄さが要求されるとともに、板厚ばらつきが光学的な性能に影響を与えるため、その寸法公差も段階的に厳しく狭くなってきている。表 1.3 に精密成形に求められる計量精度の一例を示す。重量 15 g 程度のコネクタにおける計量精度の標準偏差では、従来の 100 分台から現在では 1000 分台以下が求められるようになってきている。また、呼厚 0.350 mm の導光板で従来 0.020 mm 程度であった板厚公差が、より厳しい公差 0.010 mm 以下を求められるなど、いずれも急速に精密化が求められてきている。

成形加工では、同じ特性の成形品が繰り返し安定して生産されることが望ましいが、実際には、その特性に様々なばらつきを生じるのが一般的である。また、要求される特性は、形状寸法、物理特性、化学特性、外観、表面性状など非常に多岐にわたる。

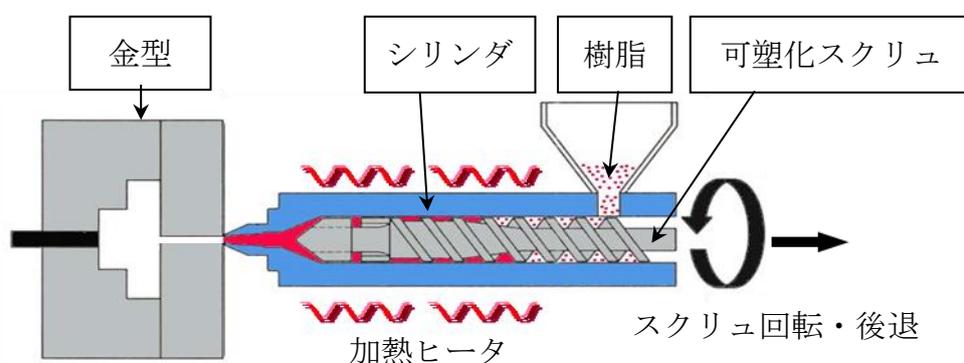
表 1.3 精密成形に求められる計量精度の一例

| 成形品 | コネクタ | 電子部品 |
|----------|--------|--------|
| 樹脂 | P B T | P B T |
| 平均重量 (g) | 14.590 | 4.860 |
| 標準偏差 (g) | 0.0219 | 0.0179 |
| 変動係数 (%) | 0.1501 | 0.3683 |

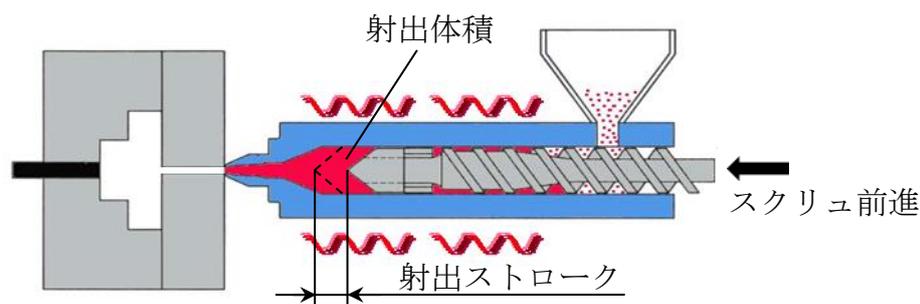
これら特性は、それぞれの成形品によっても要求される指標が異なるが、同じ指標で議論することが望ましい。一般に、これら特性は代表的に成形品重量を測定することで評価される。毎サイクル成形される成形品の重量が安定していることが、各種特性の安定に最低限必要である。さらに、重量測定により管理することは、複雑な形状の成形品でも測定できること、非破壊で測定できることなども利点として挙げられる。そこで、本研究においても、計量精度を成形品重量ばらつきで評価することとする。

ここで、射出成形機における成形プロセスの概要は、以下2つで表すことができる(詳細は次節にて後述)。

1. 固体樹脂を溶融するプロセス



2. 溶融樹脂を金型に射出するプロセス



成形品重量のばらつきを抑制するために、1.のプロセスでは、溶融した樹脂密度が一定であること、2.のプロセスでは、(シリンダ内径断面積×射出ストローク)で規定される射出体積が毎回一定であることが求められる。

ところが、実際の成形においては、1.のプロセスでは、様々な要因から均質な溶融樹脂が得られず密度がばらつき、2.のプロセスでは、射出成形機の構造上の課題から射出体積がばらつく結果、最終的に成形品重量がばらつく結果となる。

そこで、精密射出成形への取り組みとして、本研究では以下のテーマを取り上げる。

成形品重量ばらつきの要因となる現象を「計量不安定現象」と定義する。樹脂を熔融するプロセスと射出するプロセスとに分け、それぞれにおける「計量不安定現象」の発生メカニズムを可視化解析手法を通じて解明し、これらを安定化させる手法を提案し、その効果を実証する。具体的には、成形品重量ばらつきにおける従来のばらつきを 50% 低減し、標準偏差で 1000 分台 (g) 以下を目指し、実現する。

本章では、まず射出成形プロセスについて広く目を向け、計量不安定現象をもたらす因子を整理する。次に、射出成形機における因子を抽出し、従来研究と照合した後、本論文の具体的な研究目的と構成について述べる。

1.1.3 射出成形のプロセス

射出成形は、ペレットと呼ばれる粒径 3~10 mm 程の粒状固体樹脂を加熱シリンダ内で熔融し、これを金型内に射出して固化させることで所望の形状に成形する加工法である。

図 1.2 に、代表的な射出成形機の構造である、プリプラ式とインライン式を示す。両者の違いは計量方式と射出方式の違いにあり、プリプラ式は、樹脂を可塑化する可塑化装置（可塑化用シリンダおよび内挿された可塑化スクリュ）と樹脂を計量・射出するプランジャ装置（射出用シリンダおよび内挿されたプランジャ）とで構成されている。可塑化装置で可塑化された樹脂は、計量工程で下流に位置する射出用シリンダに流入する。続く射出工程では、上流の可塑化シリンダに向かって樹脂が逆流しないように樹脂の流路を閉鎖した後、射出プランジャにより射出が行われる。可塑化装置とプランジャ装置が個別に必要な構造であるため、コスト高・メンテナンス時の工数増加、樹脂を色の異なるものと入れ替える際の工数増加、などがデメリットとなっている。図 1.3 にプリプラ式射出成形機の成形プロセスを示す。プリプラ式射出成形機では、

- (1) 同図(a)に示すように、まず可塑化工程では、可塑化用シリンダ内の可塑化スクリュを回転させることで樹脂ペレットを移送しながら可塑化する。その際に、シリンダ外周に装着された加熱ヒータからの伝熱と、可塑化スクリュの形状により樹脂に与えられる圧縮作用による発熱（せん断発熱）によって短時間に樹脂の可塑化を行う。

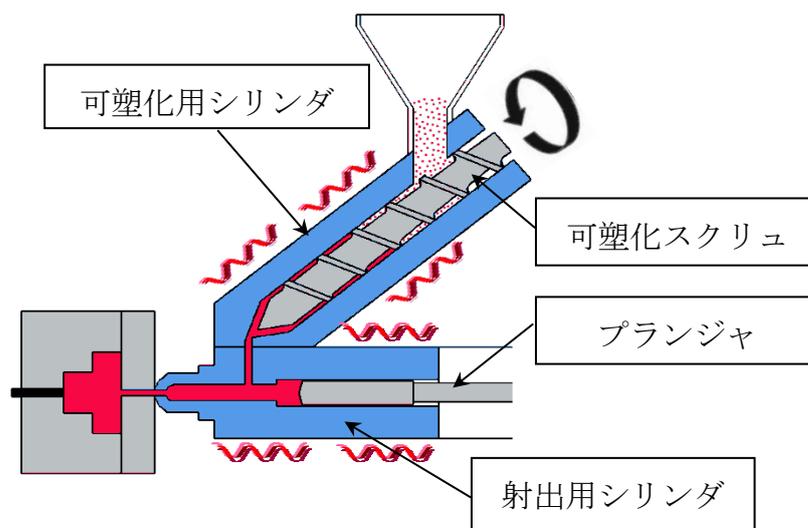
- (2) 次に計量工程では、同図(b-1)および同図(b-2)に示すように、可塑化された樹脂を射出用シリンダ内のプランジャ前方に 1 回の射出分を計量する。このとき、可塑化された樹脂の圧力が所定の値になるように制御しながら、プランジャを所定のストローク値だけ後退する。その結果、一定圧力、一定体積の樹脂が計量される。
- (3) つづく射出工程では、同図(c)に示すようにプランジャが前進し、計量された樹脂を金型内に射出・充填する。
- (4) さらに保圧工程では、同図(d)のように樹脂の冷却・固化にともなう収縮体積分を補填するように、所定時間だけプランジャが樹脂に対して圧力（保圧）を与え続ける。
- (5) 同図(e)に示す冷却工程を経て、同図(f)に示す型開き・成形品取出し工程において、成形品が完成する。その後、同図(g)に示す型閉じ・型締め工程では、金型を閉じた後、さらに所定の型締力で型締めを行い、射出時に発生する高い樹脂圧力（射出圧力）により金型が開かないよう維持する。これらの一連の工程を繰り返すことにより成形品を大量生産する。

一方、インライン式は可塑化・計量工程と射出工程を一組のシリンダと内挿された可塑化スクリュで行う方式である。そのため、プリプラ式と比較して部品点数が少なく、コスト的に有利で保守しやすいというメリットがあり、現在のほとんどの射出成形機が採用する方式である。可塑化・計量工程から射出工程に切替える際に発生する樹脂逆流防止機構を備えており、その構造的な課題から微量樹脂が逆流し、プリプラ式よりも計量樹脂量の変動する可能性が高い点がデメリットとされている。図 1.4 にインライン式射出成形機の成形プロセスを示す。インライン式射出成形機では、

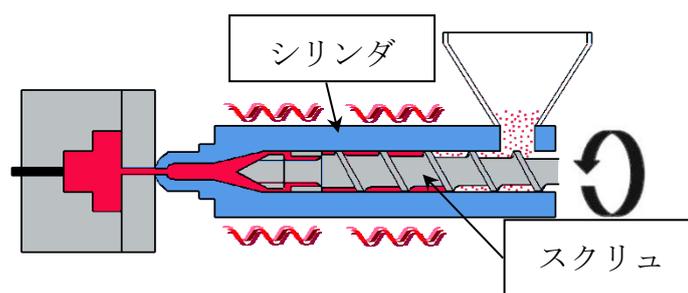
- (1) まず可塑化・計量工程では、同図(a-1)のように可塑化スクリュを回転させることで樹脂ペレットを下流（図中左側）方向に輸送する。その際に、シリンダ外周に装着された加熱ヒータからの伝熱と、可塑化スクリュの形状により樹脂に与えられる圧縮作用による発熱（せん断発熱）によって短時間に樹脂の可塑化を行う。可塑化スクリュは、回転と同時に図中右方向に後退も行い、1 回の射出に必要な樹脂を可塑化スクリュ前方に計量する。この際、プリプラ式と同様に樹脂の圧力が所定値になるように制御しながら、可塑化スクリュを所定のストローク値だけ後退する結果、同図(a-2)では一定圧力、一定体積の樹脂計量が完了する。このようにインライン式射出成形機では、可塑化工程と計量工程が一組のシリンダとスクリュにより同時に進行するところが、プリプラ式と異なる。
- (2) 次に射出工程では、同図(b)のように可塑化スクリュを前進させることで、所定量の熔融樹脂を金型内に射出・充填する。
- (3) 続く保圧工程では、同図(c)のように樹脂の冷却・固化にともなう収縮分を補填するため、所定時間だけ可塑化スクリュが樹脂に対して圧力（保圧）を与え続ける。
- (4) 同図(d)に示す冷却工程を経たのち、同図(e)に示す型開き・成形品取出し工程で

は、金型を開き成形品を突き出して取り出す。

- (5) 同図(f)に示す型閉じ・型締め工程では、金型を閉じた後、さらに所定の型締め力で型締めを行い、射出時に発生する高い樹脂圧力（射出圧力）により金型が開かないよう維持する。これらの一連の工程を繰り返すことによって、成形品を大量生産する。

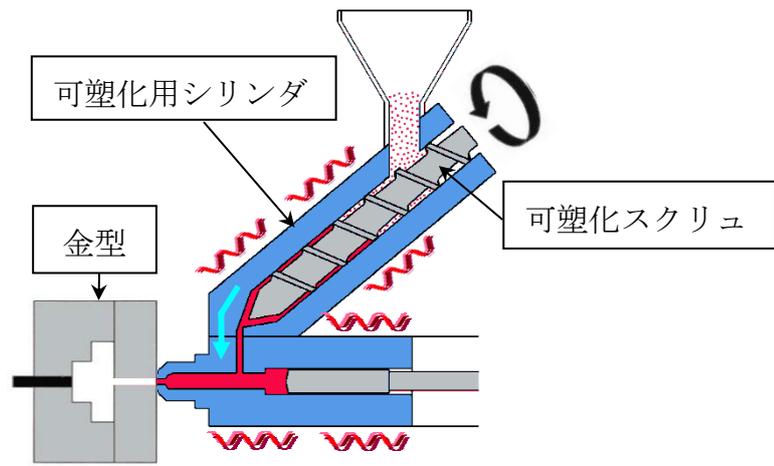


(a) プリプラ式射出成形機

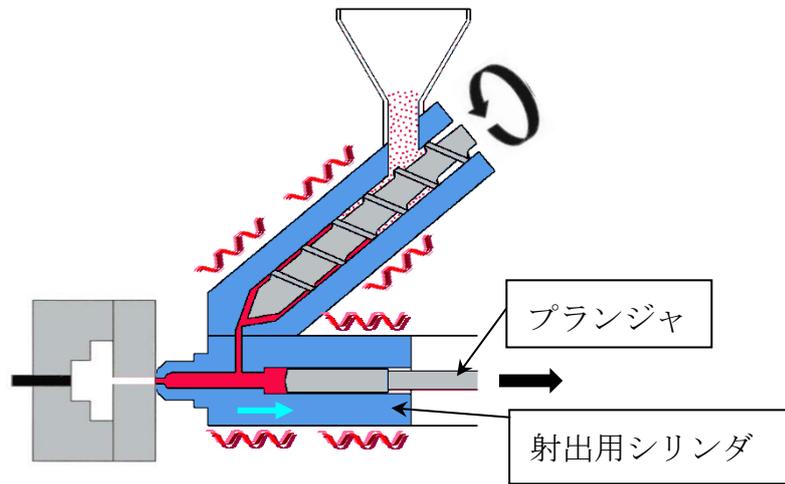


(b) インライン式射出成形機

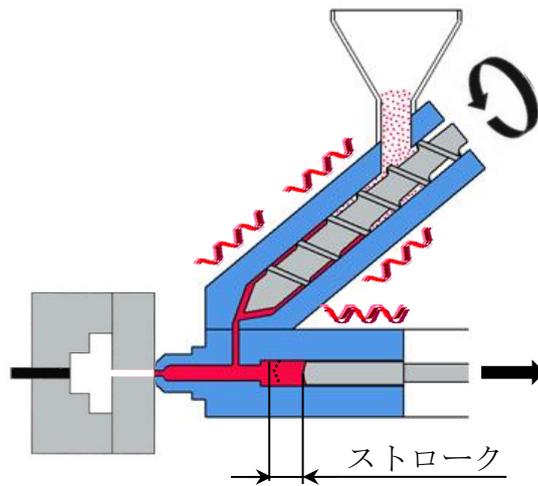
図 1.2 代表的な射出成形機の構造



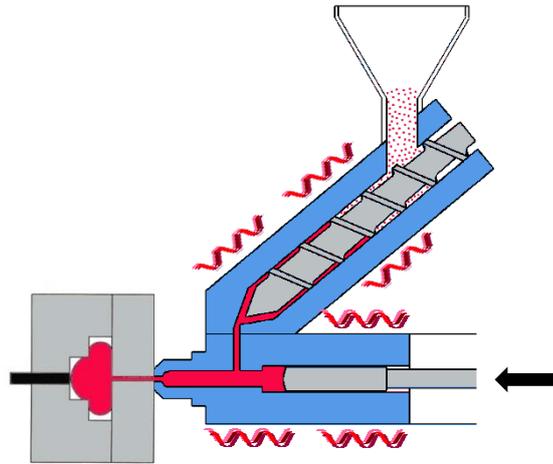
(a)可塑化工程



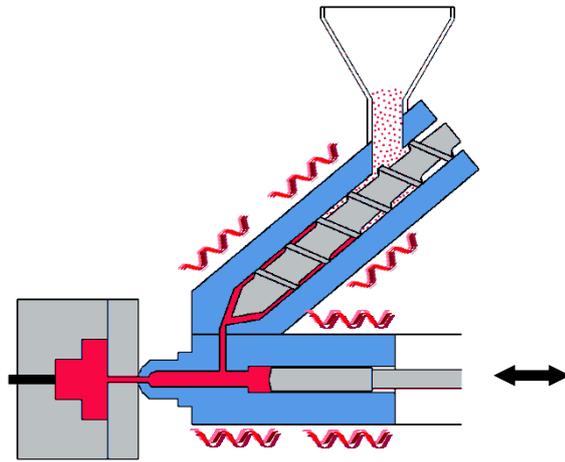
(b-1)計量工程 (開始時)



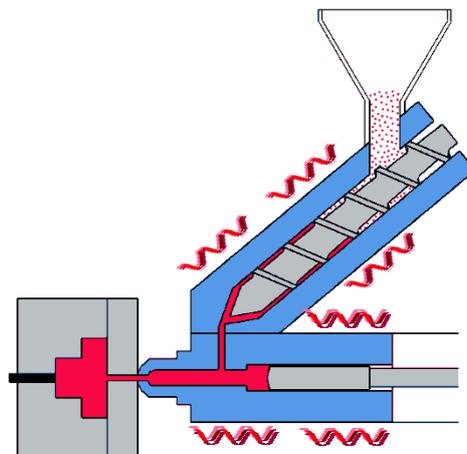
(b-2)計量工程 (完了時)



(c) 射出工程



(d) 保压工程



(e) 冷却工程

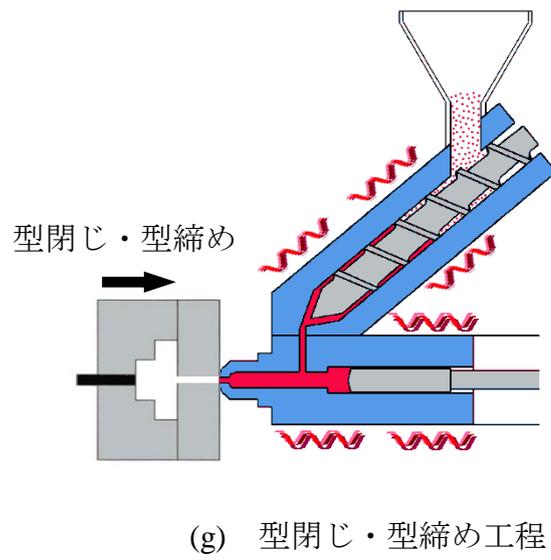
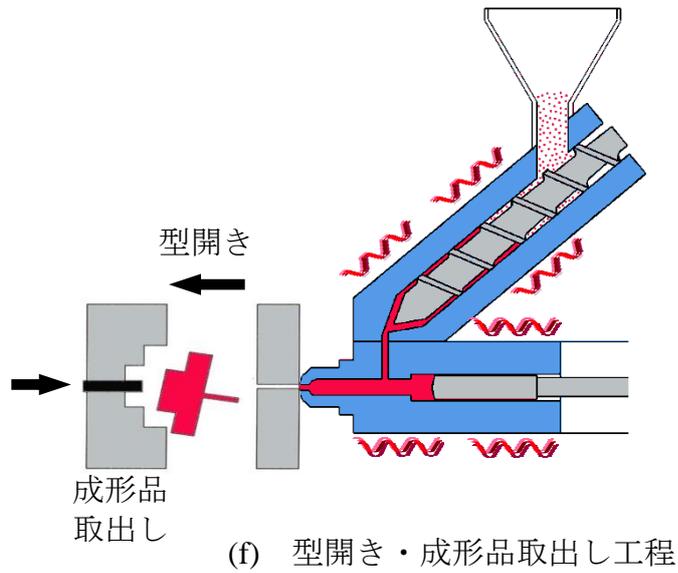
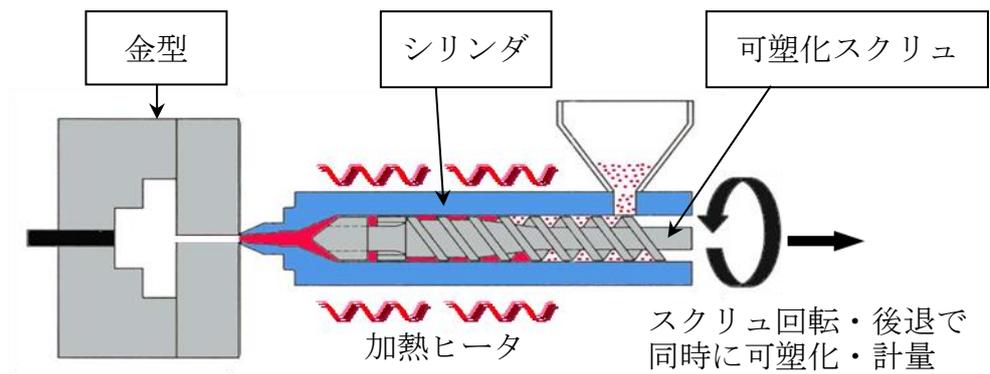
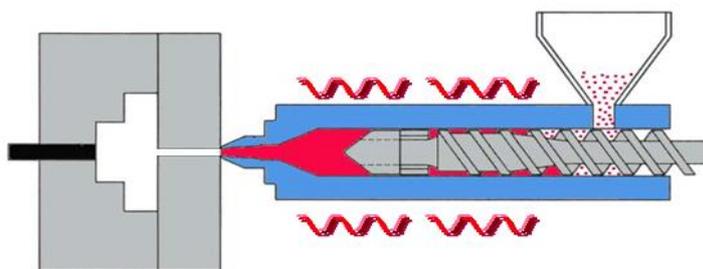


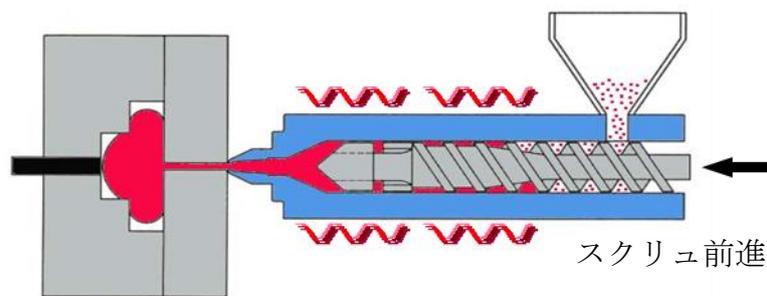
図 1.3 プリプラ式射出成形機の成形プロセス



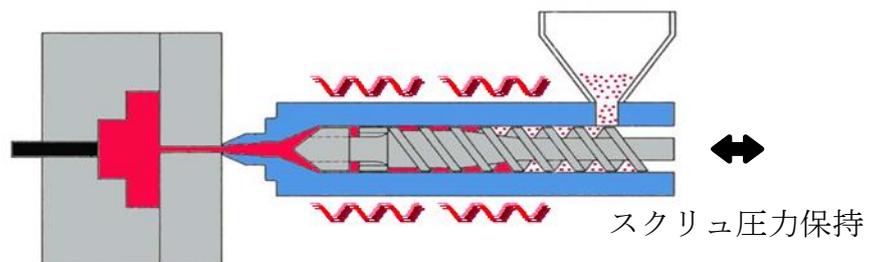
(a-1) 可塑化・計量工程 (開始時)



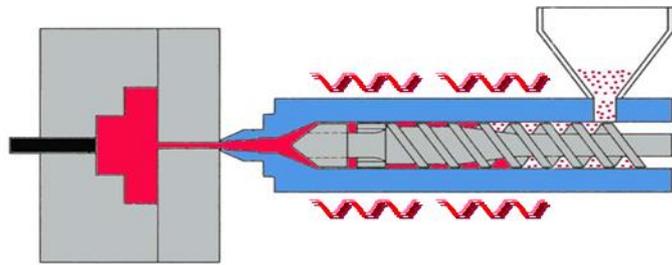
(a-2) 可塑化・計量工程 (完了時)



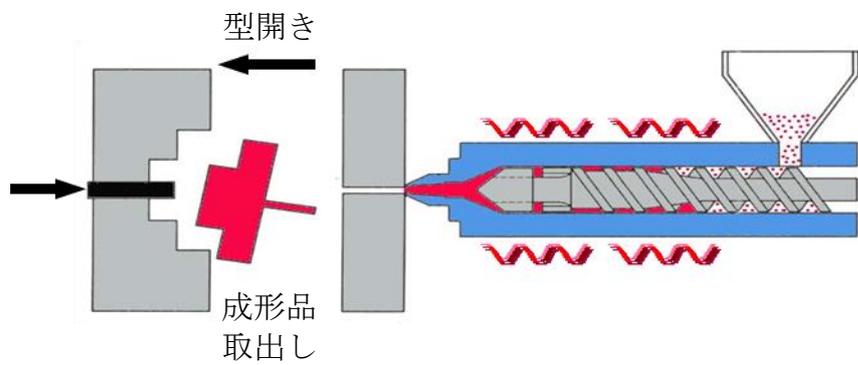
(b) 射出工程



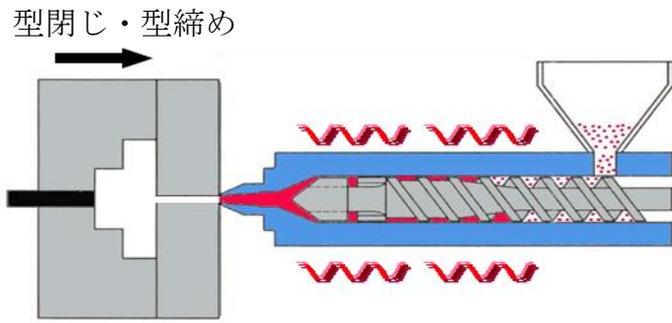
(c) 保圧工程



(d) 冷却工程



(e) 型開き・成形品取出し工程



(f) 型閉じ・型締め工程

図 1.4 インライン式射出成形機の成形プロセス

図 1.5 に、インライン式電動射出成形機の概要を示す。図中左側に、金型の型閉じ・型締めを行う型締機構と、冷却・固化後に成形品を金型から取り出すエジェクタ機構を有する。図中右側には、樹脂を計量するための可塑化・計量機構、射出・保圧工程のための射出機構がある。電動式射出成形機では、これら 4 つの機構をサーボモータで精密に駆動することで、射出成形を正確に繰り返し行うことを可能としている。なお、計量工程と保圧工程でおこなう圧力制御は、可塑化スクリュ後端が受ける力を計測するロードセル（力センサ）の値とシリンダ内径断面積から圧力に換算した値を用いるのが一般的である。

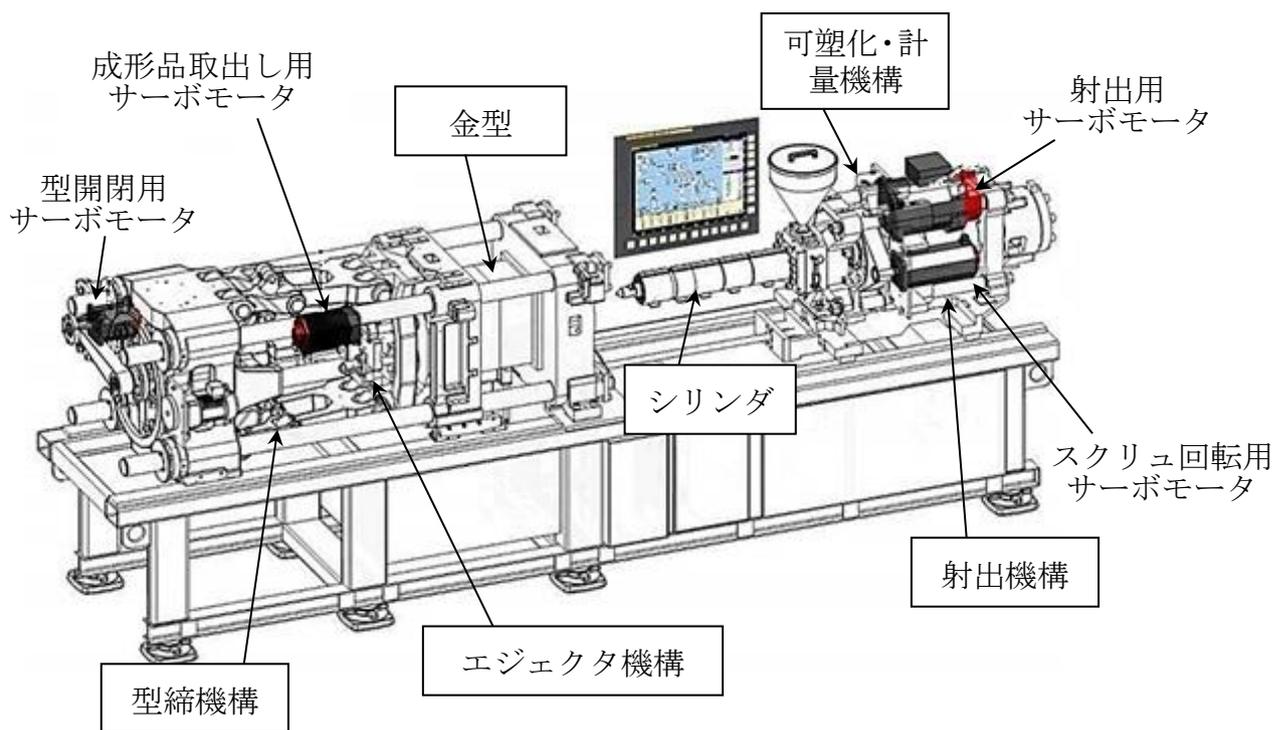


図 1.5 インライン式電動射出成形機の概要

次に、本論文の研究対象となる可塑化・計量機構，射出機構で重要な働きをする可塑化スクリュについて説明する．図 1.6 に可塑化スクリュの構造を示す．可塑化スクリュは，らせん状のねじ山（以下では，フライト）を有し，フライトとフライトとの間（スクリュ溝）を樹脂が通過する構造となっている．可塑化スクリュは，3 つの異なる役割を持った区間で構成されている．

まず，最も上流に位置する供給部では，スクリュ回転によってスクリュ溝内に流入した樹脂ペレットが下流側に輸送される．また，シリンダ外周に巻かれた加熱ヒータからの熱エネルギーを伝熱によってペレットに供給する区間である．また，同時に，ペレットを輸送する際にシリンダおよびスクリュとペレット相互の摩擦による発熱エネルギーを供給する区間でもある．

次に位置する圧縮部では，スクリュ溝の深さが少しずつ浅くなることで樹脂の流路が少しずつ狭くなる構造となっている．これにより，供給部で事前に熱エネルギーを受けたペレットを狭隘化する樹脂流路に強く押し込み，摩擦発熱やせん断発熱を発生させて，樹脂の熔融を一気に促進する区間である．しかしながら，まだ樹脂は温度や粘度にむらがあり不安定な状態にある．

最下流に位置する計量部では，混練や更なる伝熱エネルギーの付加などによって，上記の不安定状態にある樹脂の均一化を行う区間である．

次に，図 1.7 にスクリュ先端に装着される樹脂逆流防止機構を示す．逆流防止リングは円筒形状を有し，軸方向に摺動可能にスクリュ先端部に装填される．計量工程では逆流防止リングがスクリュ先端方向に向かって開放されており，可塑化された樹脂がスクリュ先端側に流入して計量が行われる．その後の射出工程では逆流防止リングがスクリュの根元側にスライドして流路を閉鎖して樹脂逆流を防止し，金型への射出が行われる．この逆流防止リングの開閉動作は，スクリュ前後進動作にともなう樹脂圧力の変動によって受動的に行われる．

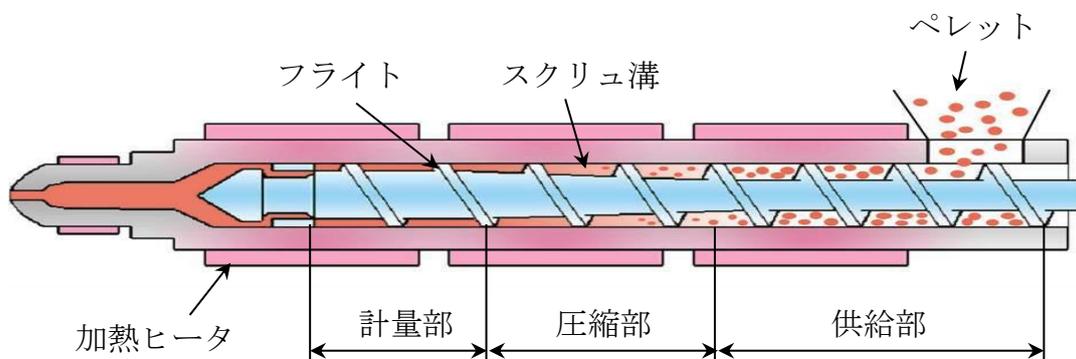
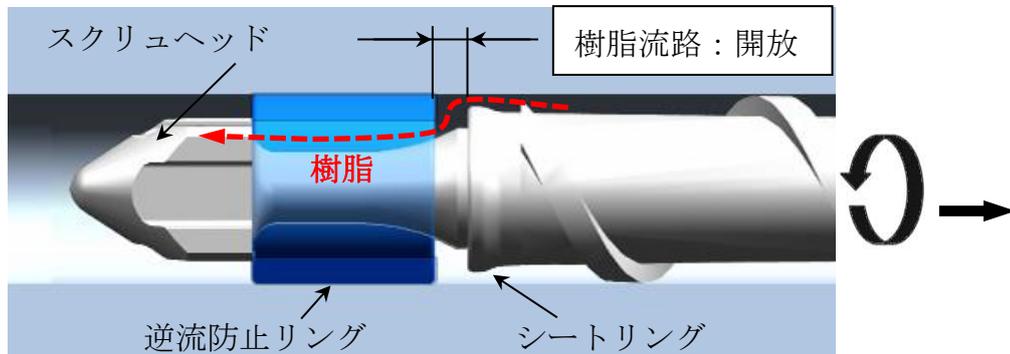
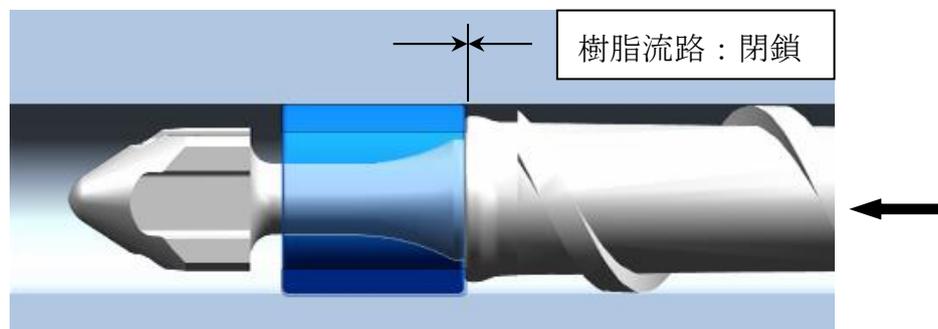


図 1.6 スクリュの構造



(a) 可塑化・計量工程



(b) 射出工程

図 1.7 スクリュ先端部の樹脂逆流防止機構

1.1.4 射出成形における計量不安定現象をもたらす因子

IT 機器に使用されるような、精密な形状や表面性状を有する精密射出成形品には、高い精度とその再現性が求められる。前述のように、均一な樹脂材料を一定量正確に金型内に充填するためには、射出成形の各工程が厳密に管理されることが必要である。ここで、「成形品の重量に結果的にばらつきを与える要因」を射出成形における計量の不安定因子とすると、以下3つの不安定因子に大別される。

- ①材料の不安定因子
- ②金型の不安定因子
- ③射出成形機の不安定因子

まず、①材料の不安定因子としては、そもそも射出成形で使用される樹脂は高分子化合物であり、さらに添加剤の混合なども行われるため、平均分子量・樹脂粘度・添

加剤の混合率などの影響因子を厳密に管理されることが理想的である。しかしながら、実際には、あるばらつきの範囲を有しているのが一般的である。さらに、製造ロットの違いによる品質のばらつきや、温度や湿度などの成形環境に依存する因子も存在する。成形を行う場合にはこれらの樹脂特性を十分に把握した上で、管理を行う必要がある。精密レンズ成形用樹脂の場合には、シリンダ内で加熱された状態が長く続くと熱劣化により透明度が低下したり変色するなど、光学特性に悪影響を及ぼす可能性があり、慎重に成形を行う必要がある。

つぎに、②金型の不安定因子としては、まず樹脂の冷却固化過程における熱交換が十分に考慮された温調回路が設けられており、1回の成形サイクル内での金型温度が安定していること、さらに長期的にも安定していることが挙げられる。金型に熱的な安定を求めるため、工場の環境温度安定も重要である。また、複数個の成形品を1回の成形サイクルで成形する多数個取りの金型においては、各成形品を形成する空洞部（キャビティ）に樹脂を導く接続流路（ランナ）のバランスがとれた金型設計・製造であることが重要である。

③の射出成形機の不安定因子としては、前述のように電動式射出成形機においては、油圧式射出成形機と比較して動作精度およびその繰り返し安定性が飛躍的に向上しており、駆動装置に関する不安定因子は極めて少ない。その一方で、高分子材料を可塑化するスクリュやシリンダについては、正確な動作を再現しても得られた成形品が均一になるとは限らない。成形現場では、しばしば樹脂を計量することができなくなったり、金型への射出樹脂量が増減したりする現象が見受けられる。このような不安定因子に対し、成形品の品質を維持管理するために、図 1.8 のように直接成形品の重量ばらつきを測定[中島 2006]したり、間接的に計量時間や射出圧力を監視したりするなどの対策が講じられてきた。しかしながら、これらの対策は不安定因子を間接的に監視しているに過ぎず、真原因を究明して抜本対策を行なうものではなかった。

そこで本論文では、精密射出成形を実現するため成形不安定を発現する各因子の中から、特に射出成形機の可塑化部における2つの因子に着目し、不安定現象の発生メカニズムとその安定化技術の開発を試みた。上記の材料因子や金型因子を別とすれば、第1の因子は射出される可塑化樹脂の均温化に関係する可塑化・計量工程の因子であり、第2の因子は射出される樹脂体積を一定に管理する射出工程の因子である。計量不安定因子を、表 1.4 に整理して示す。

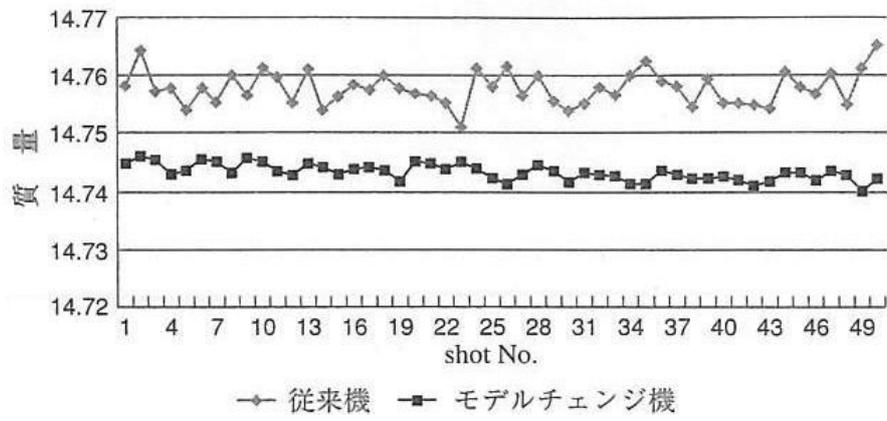


図 1.8 射出成形中の成形品重量ばらつき例 [中島 2006]

表 1.4 射出成形における計量不安定因子

| 分類 | 成形品重量ばらつきを与える 「計量不安定因子」の例 |
|--------|---|
| ①材料 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 高分子材料としての物性値のばらつき ・ 添加剤や配合剤の混合率のばらつき ・ 製造ロットによる品質のばらつき ・ 温度・湿度管理の差異による物性値への影響 ・ 成形時の熱履歴の差異による分子量のばらつきなど |
| ②金型 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 成形サイクル内での金型温度の時間的ばらつき ・ 金型内の部位による金型温度の空間的ばらつき ・ 複数キャビティにおける設計製造上のばらつきなど |
| ③射出成形機 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 第 1 の因子 可塑化・計量工程における均温化のばらつき (1)供給熱エネルギーのばらつき <ul style="list-style-type: none"> ①圧力のばらつき ②温度（受熱時間＝計量時間）のばらつき ③体積のばらつき ④分子量（熱履歴）のばらつき (2)樹脂の噛込み不良 突発的に計量動作不能に陥る状態 (3)ソリッドベッドのブレイクアップ現象 固相の連続体が可塑化途中で分断すること に起因する液相温度分布のばらつき ・ 第 2 の因子 射出工程における体積のばらつき (1)計量工程終了から射出工程開始までの 間の体積ばらつき (2)射出工程開始直後の体積ばらつき |

1.2 射出成形機における計量不安定現象をもたらす因子

精密な射出成形を実現するためには、均一に可塑化された樹脂を、正確に計量して射出する動作を毎回再現性良く精密に繰り返すことが重要となる。しかしながら、実成形では、様々な因子によって計量不安定現象が発現、すなわち成形品重量ばらつきが生じる。これらの因子を、前述した樹脂溶融プロセスである可塑化・計量工程と、溶融した樹脂を金型に充填する射出工程の、2工程に分けて以下に説明する。

1.2.1 可塑化・計量工程の因子

可塑化・計量工程は、スクリュを回転して樹脂を可塑化し、同時に可塑化された樹脂の圧力を制御しながらスクリュを後退させ、スクリュ前方に所定圧力下の溶融樹脂を計量する工程である。射出成形機の動作としては、設定計量完了位置に到達するまでの区間、設定回転速度でスクリュを回転させ続け、徐々にスクリュ前方に計量される溶融樹脂圧力が所定の背圧（樹脂圧力）を維持するようにスクリュを後退させる工程である（図 1.9 参照）。

次に、この可塑化・計量工程で考えられる計量不安定因子について述べる。

(1) 供給される熱エネルギーのばらつき

射出成形機では計量完了位置までスクリュを後退させることにより、毎回同体積の樹脂を計量するように制御する。しかしながら、樹脂は温度によって密度が変動するため、計量された樹脂温度や樹脂温度分布が変動してしまった場合は、同体積を計量しても、計量された樹脂の重量は変化してしまう。①一定圧力で、②均一温度の溶融樹脂を、一定密度（③一定体積、④一定重量）だけ金型内に射出することが理想である。①、③は射出成形機制御の高精度化により、変動はきわめて少ないと考えられる。②の樹脂の均温化については、例えば、樹脂を溶融するために樹脂に与えられた熱エネルギーが不足した場合は、可塑化に時間がかかるために計量開始から計量完了

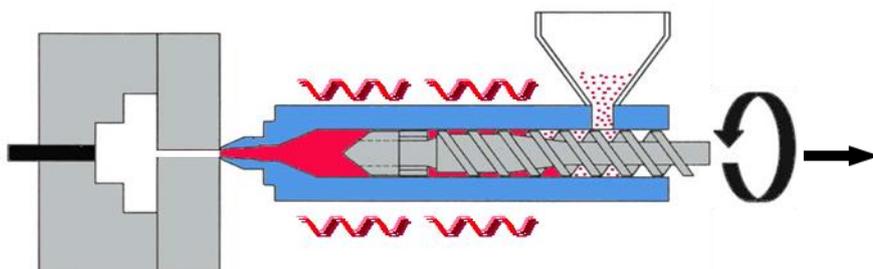


図 1.9 可塑化・計量工程の概要

までの所要時間（計量時間）が長くなり，逆に熱エネルギー供給過多の場合には可塑化が促進され計量時間が短くなる．また④は，スクリュ回転によるせん断熱を受け，その結果分子量に影響を与える．そこで，計量時間ばらつきを監視・抑制することが，成形現場では簡便な管理手段として一般的である．

(2) 樹脂の嚙込み不良

コネクタなどの成形品で使用される PBT では，通常は安定して計量が行われているにもかかわらず，突発的に計量時間が延びたり，スクリュが後退しなくなり成形不能に陥ることが知られている．本来は，スクリュ回転によって樹脂が下流に移送されるが，何らかの原因で樹脂がスクリュに対する相対速度を失い，スクリュとともに回転する現象である．外部からはシリンダへの樹脂供給が停滞するように観察されるため，一般に「嚙込み不良」と称される．しかしながら，本現象の原因は完全には究明されていないのが実情であり，対症療法として成形条件調整やスクリュ形状変更などが行われている．

(3) ソリッドベッドのブレイクアップ現象

図 1.10 は，樹脂溶融過程の模式図である．一般的に樹脂の可塑化は，スクリュ供給部後半から溶融開始され，圧縮部までの領域で溶融完了する．この溶融過程において，樹脂は主に溶融前の固体樹脂群（ソリッドベッド，以下 SB）と溶融してスクリュフライトに掻きとられ集められた溶融樹脂（メルトプール，以下 MP）とに分かれており，溶融進行にともなって SB 領域が縮小して MP 領域は拡大され，最終的にソリッドベッドが消失して溶融が完了する．SB が分断された場合には，局所的に温度が不均一となり，樹脂温度の変動要因となりうる．この SB が分断される現象は，ブレイクアップ（以下 BUP）現象として知られている．例えば図 1.11 のように，MP とともに SB 分断片が未溶融のまま下流域に流されると，計量された樹脂に低温樹脂あるいは未溶融状態の樹脂が一部混入する可能性がある．横井らは可視化加熱シリンダを用いて BUP 現象を撮影し，図 1.12 のような積層疑似展開画像[横井 1991]を解析して，生成モデルの検証を行っている[横井 2001]．

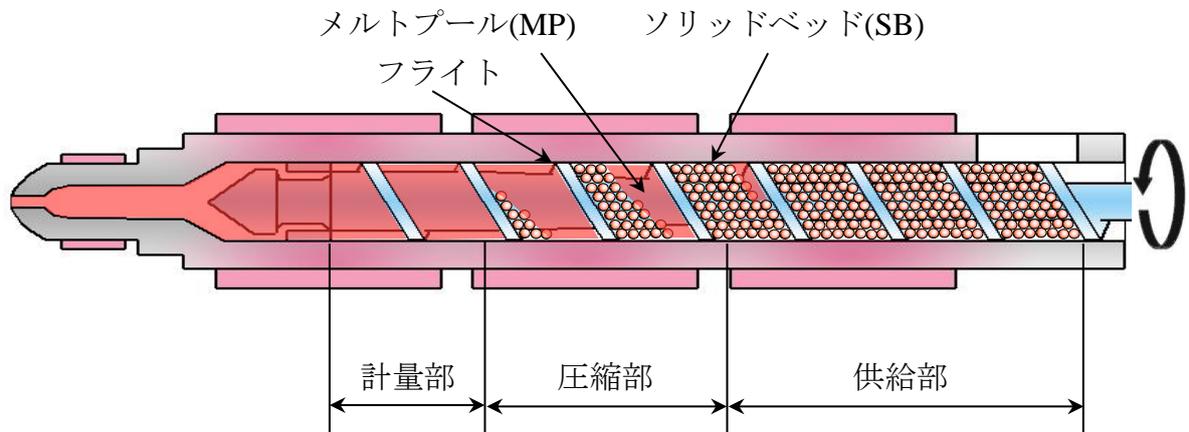


図 1.10 樹脂溶融過程の模式図

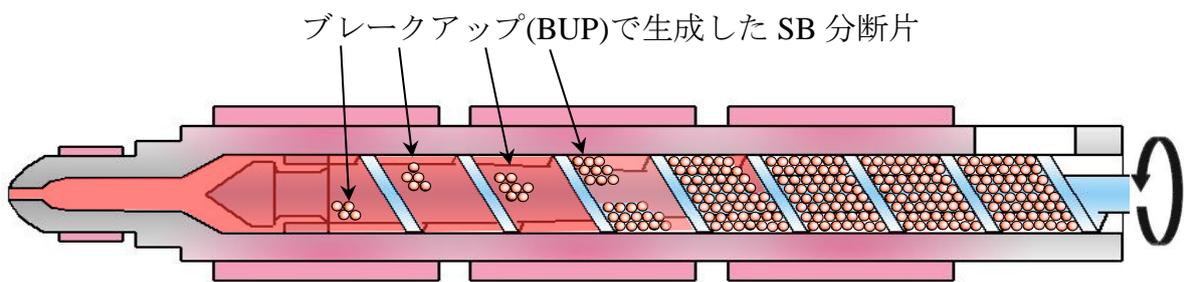


図 1.11 ブレイクアップ現象の模式図

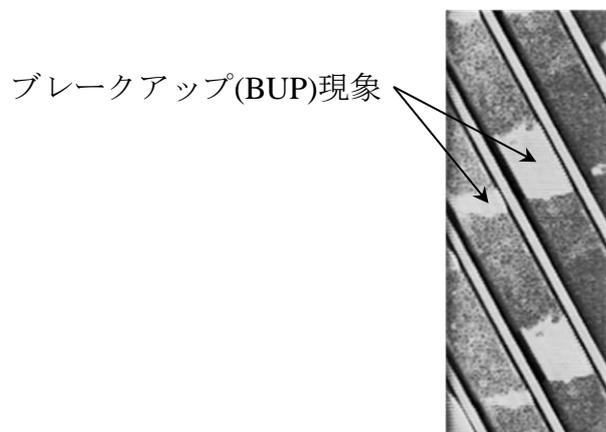


図 1.12 ブレイクアップ現象の積層疑似展開画像

1.2.2 射出工程の因子

射出工程は、スクリュを前進することでスクリュ前方に計量された樹脂を金型内に射出する工程である（図 1.13）。精密成形のためには、計量された樹脂を所定体積分だけ正確に射出し、さらにその再現性が求められる。しかしながら、インライン式の射出成形機では、逆流防止機構の構造的な課題から射出時に微量の樹脂逆流が発生し、射出工程の計量不安定因子となる。

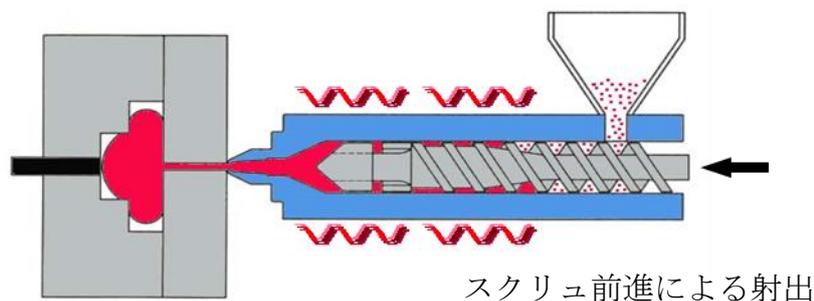


図 1.13 射出工程の概要

前述の図 1.7 に示した通り、可塑化・計量工程の終了時点で、逆流防止リングはその可動ストロークの前進端、すなわち樹脂の流路が開放された状態に位置する（図 1.14 a）。ここから射出工程に移行するとスクリュはノズル側に向かって前進する（図中左向き）。スクリュ前方の計量樹脂が後方から移動してくるスクリュにより圧縮され、その圧力が上昇する（同図 b）。圧縮された樹脂は、その一部が金型に充填され始め、残りの樹脂は開放されたリングとスクリュ間の樹脂流路を通り微量がスクリュ後方に逆流する（同図 b～c）。この時リングの前方と後方の樹脂圧力の差によってリングを後方（図中右）向きに移動させる力が作用し、最終的にリングがその可動ストロークの後退端に移動することで樹脂流路が閉鎖される（同図 c～d）。リングの閉鎖以降、スクリュ前方の樹脂は全て金型内に充填される。したがって、リングが閉鎖するタイミングがばらつくと、スクリュ前方に計量された樹脂が一定体積であっても、その後スクリュ後方に逆流する微量樹脂量がばらつき、その結果、金型に射出される樹脂体積が変動することとなる。

次では、それぞれの不安定因子について、従来どのような研究が行われてきたかについて紹介する。

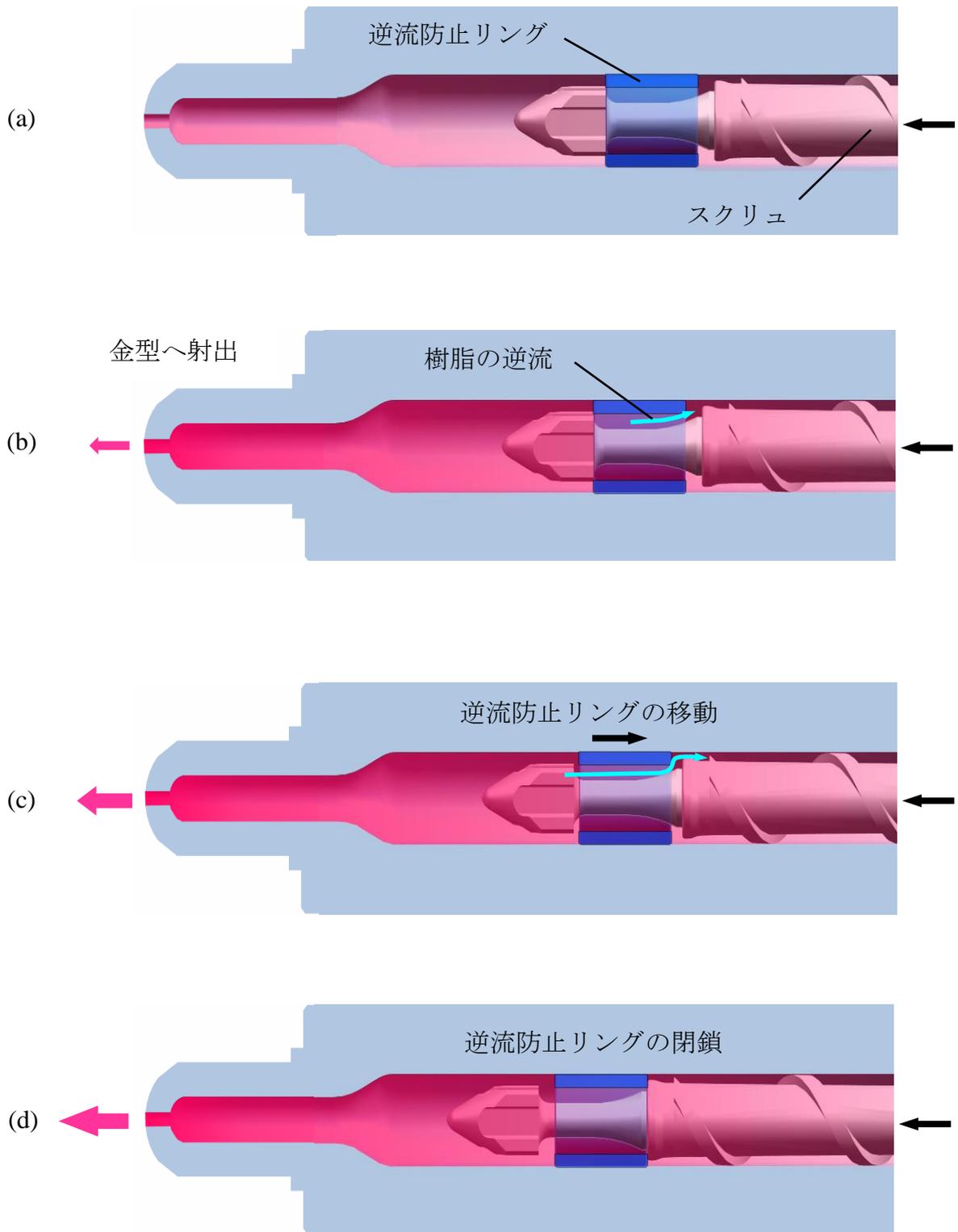


図 1.14 逆流防止リングの閉鎖過程と樹脂逆流の発生原理

1.3 従来研究における可塑化・計量工程の因子

理論的な樹脂の可塑化過程の解析や可塑化モデルについて、龍野らが総括的に紹介している[龍野 2002a]. 図 1.15 は主な可塑化モデルである. Tadmor らは、スクリュ溝内において固体ペレット群が凝縮された SB と溶融した樹脂が溜まった MP に分離され、シリンダから受ける熱及び摩擦熱によってシリンダ-SB 間に生成された薄い溶融樹脂層（メルトフィルム、以下 MF）が、フライトによって MP 内にかき集められて可塑化が進行する可塑化モデルを提案した[Tadmor 1966], [Tadmor 1967], [Tadmor 1969]. このモデルでは、SB の固体ペレット群を、変形しやすい一つの大きい固体として、これがスクリュ回転によりスクリュ溝内で熱を受けながら下流に押し流されるとする固体輸送を仮定している. この一体化した固体は、スクリュ回転によって発生するシリンダ・スクリュ表面との摩擦力の作用により下流方向に輸送される.

また Lindt は、SB が MF 内に浮遊して、溶融進行につれて SB 周りを回流する MF が厚みを増していくモデルを提案した[Lindt 1976]. さらにその後、SB 周辺の MF 循環が溶融メカニズムにおいて重要であることを示した[Elbirli 1984], [Lindt 1985].

Shapiro らは、SB, MP, さらに SB 周辺の 3 方向の MF から構成される 5 ゾーンの溶融モデルについて、理論的な解析を行った[Shapiro 1976]. さらに、射出成形時の溶融過程を溶融段階、射出段階、停止段階の 3 つの過渡モデルに分けて解析する研究も行われた[Yung 2003].

これまで様々な可塑化モデルが提案されているが、可塑化形態が樹脂や成形条件により変化するため、より実成形に合致した状態での可塑化過程の解明が望まれている.

スクリュ供給部における固体輸送に関する研究としては、樹脂と金属間の摩擦係数の計測や、固体輸送部の可視化観察などが行われている. まず摩擦係数の計測は、様々な樹脂に対して行われている[Chung 1977], [Spalding 1993], [Gamache 1999]. Chung らは回転する金属円筒に樹脂サンプルを押し付ける手法を用い、それぞれ 3 種類の非晶性樹脂 (PS, PC, PET) 及び 3 種類の結晶性樹脂 (HDPE, LDPE, PP) について計測し、Gamache らは回転する金属板の間に樹脂ペレットを挟む方法を用いて、HDPE 及び PVC について計測を行った. また、シリンダの供給部に溝を加工して、ペレット

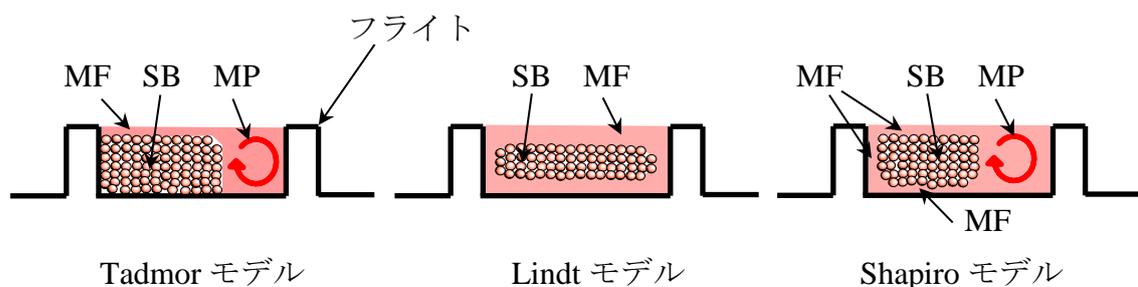


図 1.15 主な可塑化モデル

との摩擦を増やすことで嚙込みが良くなることは知られていたが、SIKORAらは溝の角度を調整できる試験装置を開発し、溝角度がペレット搬送能力に与える効果を確認した[SIKORA 2001].

次に固体輸送部の可視化観察としては、横井らが同じ樹脂でもペレットの大きさや形状によりペレット嚙込み状況が変わり、シリンダ内壁面の温度分布や可塑化モデルが異なることを明らかにした[横井 1994a], [白石 1995]. また、シリンダへの樹脂供給口となるホッパーの下部でペレット嚙込み状況について各種 POM におけるペレット移動速度分布の計測評価が行われた[坂本 1992]. また、シミュレーションにおいても、粉体の解析で使用される3次元粒子解析を用いてホッパー下部でのペレット嚙込み挙動の解析が行われ、実験結果同様にペレットが再循環する結果が得られている[Moysey 2004], [Moysey 2005], [Moysey 2007]. このように可塑化・計量工程における固体輸送部については、材料因子や成形条件因子を変化させた様々な研究がなされてきたが、シリンダのホッパー口を形状変更するなど成形機因子の影響は、これまでほとんど明らかにされていなかった.

シリンダへの樹脂ペレット供給方法として、可塑化スクリュ本来の固体輸送能力を下回るようにペレット量を制限し、ホッパー口から供給する飢餓供給 (starve feeding) と呼ばれる方法がある. 図 1.16 に飢餓供給時の樹脂供給状態を、一般的な供給方法である満杯供給 (flood feeding) と対比して示す. 一般的な満杯供給は、樹脂ペレットをシリンダのホッパー口に堆積させ、常に必要量がシリンダ内に供給される形態で行う. これに対して飢餓供給では、樹脂ペレットをホッパー口からまばらに投入し、ホッパー口の上部に堆積させる供給形態をとらないことが特徴である. この飢餓供給により、突発的な嚙込み不良が改善する事例があることが経験的に知られており、その可塑化プロセスについても、数値解析[Strand 1992], [Gregory 1995]やスクリュ引抜きによる静的な可視化観察[Isherwood 1984], [Thompson 2000]が行われてきた. しかしながら、動的な可視化観察については、これまでほとんど行われていなかった. なお、静的な可視化観察と動的な可視化観察の違いについては、後述する.

また、前述したスクリュ溝内における固体層の BUP による分断現象についても、可視化観察等による研究が行われている[Fenner 1979], [Edmondson 1975], [Zhu 1991], [横井 1992a], [横井 1992b], [横井 1993a], [Zhu 1994]. 横井らは可視化シリンダによる動的な可視化実験、及び可塑化中のスクリュ溝内溶融樹脂の凍結サンプル取出しによる静的な可視化実験によって、BUP 現象の生成モデルを検証した[横井 2001], [龍野 2002b]. 具体的には、固体層が溶融樹脂の流動により引延ばされて破れが発生するモデル、固体層が圧縮部の浅溝部に到達しスクリュ・シリンダ表面と干渉し圧壊を起こすモデル、固体層がシリンダ内壁面に押付けられた状態でせん断力を受けることにより引延ばされて破れが発生するモデルが検証されている. さらに、計量条件やスクリュ供給部長さにより BUP 現象の生成モデルが変わることが可視化観察により示された.

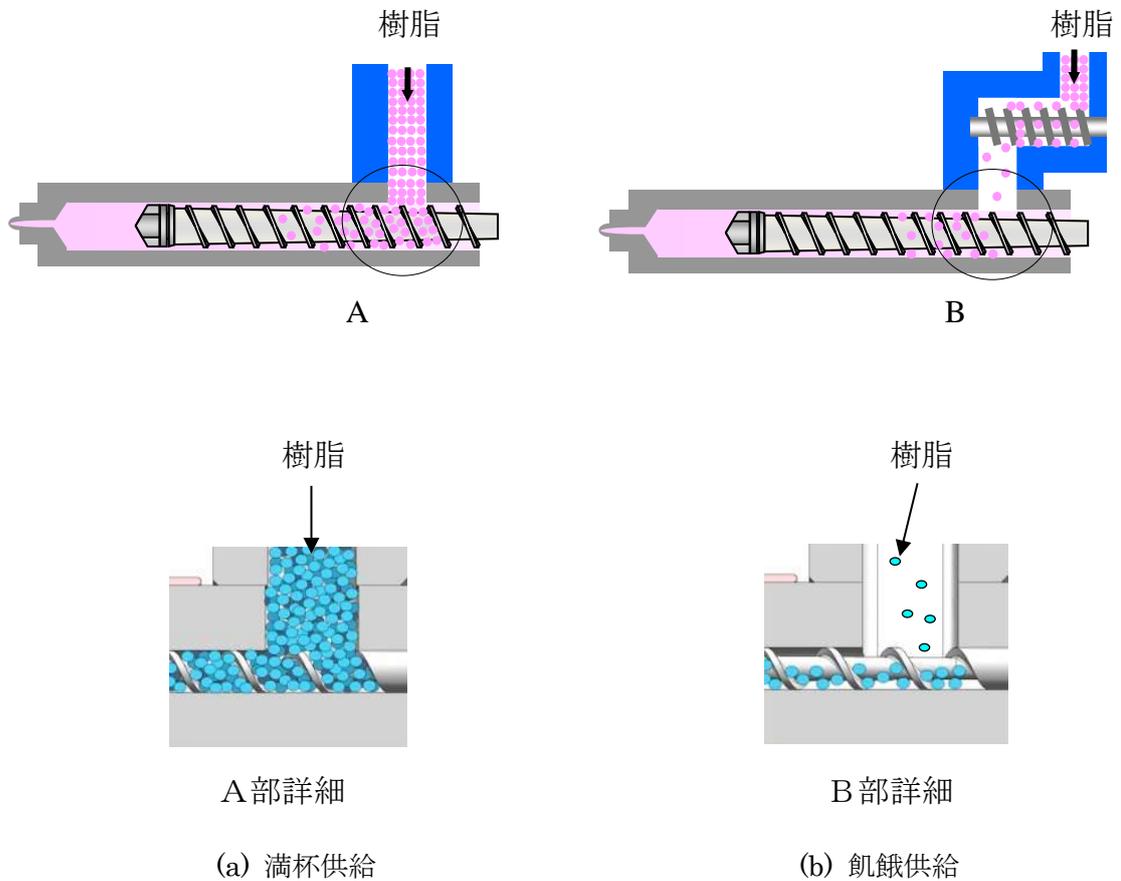


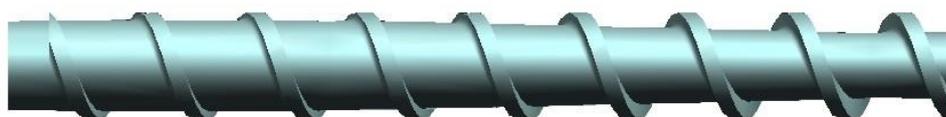
図 1.16 満杯供給と飢餓供給における樹脂供給状態の比較

一方、スクリュの形状因子については、可塑化樹脂の均温化を図るため、これまで様々な形状が提案されている。図 1.17 に代表的なスクリュフライト形状を示す。最もシンプルな形状で汎用的に用いられるフルフライトスクリュに対し、熔融樹脂の均温化や混練促進のために異なるピッチのサブフライトを有するバリアフライトスクリュや、さらなる均温化や混練性能向上のためのミキシングスクリュなどが研究されている[Furches 1987]。ところが、すべてのスクリュ形状の基本とも言えるフライトピッチの影響については、これまでほとんど明らかにされてこなかった。

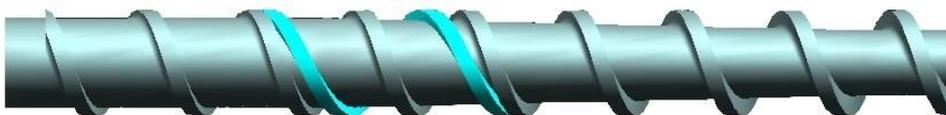
射出成形特有の不連続かつ周期的な可塑化工程による、1 ショット内における樹脂温度の不均一については、様々な研究が行われている[Amano 1988], [Amano 1989], [Amano 1990], [Lamp1 1996]。また天野らは、1 ショットで射出される樹脂温度の変動を捉えて成形条件やスクリュ形状と樹脂温度分布との関連性について研究し、従来型フルフライトスクリュにおける1 ショット内の樹脂温度が不均一である状況やバリアフライトスクリュのせん断発熱による温度上昇を測定した[天野 1989], [天野 1990],

[天野 1991]. 横井らは, 集積熱電対セラミックスセンサを開発し, ノズル内温度分布変化と計量ストロークとの関係を調査した[横井 1995a].

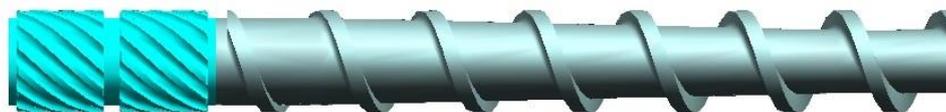
一方, ノズル内の樹脂温度分布を詳細に計測し, 計量条件やスクリュ形状の差異が温度分布に与える影響についての研究がなされている[金 1996a], [金 1996b], [金 1997a], [金 1997b], [横井 1999a]. 金らは, 集積熱電対セラミックスセンサをノズルに埋め込み, 計量した樹脂を射出することで, 樹脂粘度・樹脂種類とノズル内温度分布との関係について調査を行った. 同じ PP でも粘度が低い場合は, 射出初期はノズル内壁面付近を除きほぼ平坦な温度分布となり, その平均温度はスクリュ回転速度増加に従いやや上昇する. 一方, 粘度が高いPPでは約 15 °Cもの温度上昇を確認している. また, ニューラルネットワークモデルによる射出成形プロセスにおける溶融温度プロファイルの研究も試みられた[Yang 2016].



(1) フルフライトスクリュ



(2) バリアフライトスクリュ



(3) ミキシングスクリュ

図 1.17 代表的なスクリュフライト形状

1.4 従来研究における射出工程の因子

精密射出成形を実現するためには、射出時に樹脂の逆流を防止する逆流防止リング挙動をいかに安定させることができるかが重要となる。そこで村田らは、可視化シリンダを用いてリング挙動の可視化を試みた[村田 1991], [横井 1992c], [横井 1993b]。また、リングの幅を変化させることによって閉鎖ストロークと閉鎖完了位置との関係を調査した結果、閉鎖ストロークが短いほど閉鎖完了位置が小さくなることを定量的に確認した。

さらに射出量を積極的に安定させるために、特殊構造の逆流防止リングを用いて、可塑化・計量工程終了後に強制的にリングを閉鎖する方法が報告されている[井上 2004], [平野 2004]。また、標準的な逆流防止リングを用い、可塑化・計量工程終了後のスクリュ動作により、リングを閉鎖する方法も報告されている[加藤 2006], [湯原 2007], [太白 2004]。湯原は可塑化・計量工程終了後のスクリュ前進動作により成形品重量のばらつき（標準偏差）を改善している。太白は可塑化・計量工程終了後にスクリュ前進動作とスクリュ逆回転動作を組み合わせる方法により、射出時のピーク圧力変動幅を低減させている。

しかしながら、いずれの方法においてもスクリュ動作とリング閉鎖状態との直接的な相関は確認されておらず、リングを確実に閉鎖状態に至らしめる最適なスクリュの制御方法および最適な制御パラメータは確立されていなかった。

また、最適なスクリュの制御方法および最適な制御パラメータを決定する上では、リングの閉鎖状態を検出する必要がある。前述の従来研究においても、いくつか手法が提案されているが、シリンダに2本の圧力センサを装備し、リング前後の樹脂圧力差からリング動作を推定する方法[村田 1991]では、圧力センサ位置が固定されるため、成形条件に依存してスクリュ動作の位置が変わる一般的な使用方法に適さないこと、シリンダ強度が低下することなどの問題を伴う。また、可視化シリンダを用いる方法[村田 1991]では、一般生産用の射出成形機への搭載に困難がともない、ガラス観察窓の強度的問題から高い射出圧力条件下での使用に制限があった。さらに磁歪式センサを用いる方法[横井 1999b]では、逆流防止リングに磁石を装填する必要があり、センサの耐熱性の問題とともに量産現場への適用には困難をともなっていた。以上のように、従来の研究におけるリング動作検出方法は、いずれも量産成形工場での使用に適しているとは言えなかった。

1.5 可視化実験解析技術の従来研究

シリンダ内での樹脂ペレット可塑化状況については、スクリュが前後進せず安定的に熔融が進行する押出成形機における可塑化過程で、数多くの研究が行われてきた。可塑化中のシリンダ内は高温高压環境となり内部の可視化が困難であるため、Maddock[Maddock 1959], Street ら[Street 1961]は可塑化中にシリンダやスクリュを水冷してペレットを急冷・固化させ、さらにスクリュをシリンダから引抜き可塑化過程の可視化観察を行った。

このような静的な可視化とは異なり、模擬流体を透明なシリンダに流して可塑化中の可視化観察を行う手法[松本 1958]や、透明ガラスをシリンダに嵌装し可塑化中の画像を撮影して可視化観察を行う動的な可視化解析手法[森 1975]も提案された。また、円形可視化窓から可塑化過程を観察する手法[伊藤 1983], [田村 1988]や、外挿されるガラスによって長円形可視化観察窓を形成して可視化領域を広げる試み[Zhu 1991], [Fang 1991]が行われ、可塑化現象の解析が行われた。その後、8つのガラス窓からの可視化による色混合特性の研究[Wong 1998]や押出機内における発泡剤の分散挙動の可視化研究[辻村 2002]も行われた。

押出機における基本的な流動挙動の可視化やコンピュータを用いた流動解析が頻繁に行われるようになり、その精度も高くなってきたが、古くから提案されている透明シリンダによる疑似流体の可視化解析は近年においても行われている。より実用的な樹脂流動挙動の予測技術の構築のために、シリコンオイルにトレーサとしてアルミニウム箔粉や炭素繊維を入れて、透明シリンダ内の流動挙動観察を行う研究[前田 2011]や、ミキシングエレメントの性能向上のために、シリコンオイルにトレーサとして樹脂粒子を入れ、その挙動を解析する研究[千葉 2014]が行われた。また、二軸押出機においてHDPEのパウダーとペレットの比率と可塑化挙動との相関についての研究[竹内 2014]や、流動解析ソフトの解析値と可視化シリンダの実測値とのデータ比較[鬼防 2015]など、シリンダ内の動的な可視化手法が様々な研究に応用されている。

一方、インライン方式の射出成形機における樹脂の可塑化は、樹脂を熔融させつつスクリュを後退させてスクリュ前方に樹脂を計量する可塑化・計量工程であるために、押出機の熔融形態とは異なる挙動を示し、独自の可視化研究が行われてきた[小山 1989]。また、射出成形機は押出機と比較して、より高压をシリンダ内の可塑化樹脂に発生させて金型に射出して成形を行うため、押出機よりも高压に耐えうる可視化シリンダが必要であった。横井らは、観察窓に使用されるガラスをシリンダ内に内挿し、より高压下での可視化観察を可能とする、内挿式の可視化シリンダを開発した[横井 1988a], [横井 1988b], [横井 1994b]。

また、その後の射出成形機における可塑化過程の解明では、金属の代替として台頭してきた長繊維を混合して強化した高強度樹脂の研究[横井 2013], [馬 2013], [馬

2014], [柴田 2015], [柴田 2016], [馬 2016a], [馬 2016b], [馬 2017]や, 可視化シリンダと赤外線サーモグラフを用いてシリンダ内部の樹脂温度を計測する試み[中川 2013], PMMA の成形不良原因となる発火現象の解明[安江 2013]なども行われている。

これらの報告例では, 計測・可視化装置上の制約から, 温度計測と可視化解析がそれぞれ独立して行われている。より複雑なシリンダ内現象解析を総合的に行う上では, シリンダ内部の固体輸送部から熔融完了する圧縮部までの連続的な可視化実験解析が望ましい。

1.6 本論文の目的と論文構成

計量不安定現象の因子の内，成形機因子である可塑化・計量工程と射出工程について，前述の通り様々な研究が行われ，現象の解明が行われてきた．しかしながら，PBTなど一部樹脂において，突発的に計量時間が増大，さらには計量不能に陥る計量不安定現象が発生する原因についてはこれまで十分に解明されていなかった．

また，射出工程の安定性管理に重要な逆流防止リング動作の検出方法についても，量産用の射出成形機に適用するには，様々な課題や成形条件の制約などがあった．

前述した射出成形機における成形の不安定因子を示す表 1.3 から，改めて本論文の研究対象とする課題を絞り込み，さらに可塑化・計量工程を可塑化工程と計量工程に分け，図 1.18 に示す．

| 「可塑化・計量工程の不安定因子」 | 「射出工程の不安定因子」 | |
|---|--------------|---|
| <ul style="list-style-type: none"> ・可塑化工程（固体樹脂を可塑化・熔融） ・計量工程（熔融樹脂を計量） | 待機 | ・射出工程 |
| <ul style="list-style-type: none"> ・ペレット輸送（移動速度）のばらつき ・噛込み不良による計量時間のばらつき ・熱供給（温度や熱履歴）のばらつき | | <ul style="list-style-type: none"> ・待機時の重量変動 ・射出開始直後の重量変動 |

図 1.18 各工程における計量不安定因子

これをもとに，本論文では以下の3項目を研究目的として掲げた．

[Ⅰ] もっとも上流のホッパー下部，およびシリンダ内の供給部から熔融が完了する圧縮部までの領域を連続的に可視化実験解析し，可塑化工程における計量不安定現象とその発生機構を解明すること．さらに，その対策の指針を明らかにし，計量安定化に有効なシリンダにおける設計パラメータを明らかにすること．

[Ⅱ] シリンダ上流域である供給部から下流域である計量部までを可視化実験解析し，計量工程における計量不安定因子とその影響を調査すること．さらに，計量安定化に有効な樹脂供給方法やスクリュにおける設計パラメータを明らかにすること．

[Ⅲ] 射出工程の開始直前・直後における逆流防止リングの閉鎖挙動に起因する計量不安定現象に着目し，その監視方法と安定化技術を確立するとともに，効果を実証すること．

さらに，[Ⅰ]，[Ⅱ]，[Ⅲ]の各項目における具体的な検討・解析事項を以下に列挙する．

[Ⅰ] 可塑化工程における計量不安定因子の究明

- (1) ホッパー下部におけるペレット挙動およびシリンダ内の固体輸送部から熔融が完了する圧縮部までを連続的に可視化観察することを可能とし，さらに同一の加熱シリンダの各観察位置でシリンダ内壁面温度分布計測も可能とする可視化加熱シリンダを開発すること．
- (2) 加熱シリンダ基部のホッパー口（樹脂投入口）における各樹脂ペレットの挙動を可視化実験解析し，固体輸送部における計量不安定現象とその発生メカニズムを解明し，具体的な対策の指針を示すこと．
- (3) さらに，ホッパー口の形状差がペレット挙動に与える影響を調査し，計量安定化に有効な加熱シリンダのホッパー口の設計指針を示すこと．

[Ⅱ] 計量工程における計量不安定因子の究明

- (1) 計量不安定現象の経験的回避方法である飢餓供給と通常の供給方法との可塑化機構の差異を可視化実験解析により明らかにし，それらの適用についての指針を示すこと．
- (2) 可塑化スクリュの形状差が可塑化樹脂の品質に与える影響を詳細調査し，計量安定化に有効な可塑化スクリュの形状パラメータを明らかにすること．

[Ⅲ] 射出工程における計量安定化技術の開発

- (1) 射出樹脂量に影響を与える逆流防止リングの動作検出方法を開発し，計量安定性の監視手法を確立する．また，従来手法と比較することで，その有効性を検証すること．
- (2) 逆流防止リング動作の安定化を図るスクリュ制御手法を開発し，計量安定化に対するその有効性を検証する．代表として評価する樹脂を2種類選び，それぞれ重量ばらつき（標準偏差）を50%以下に低減できることを実証する．

本論文は，序章と総括を含めて3部全9章から構成される．図1.19に本論文の概略構成を，射出成形機の可塑化部の構造に重ね合わせて示す．

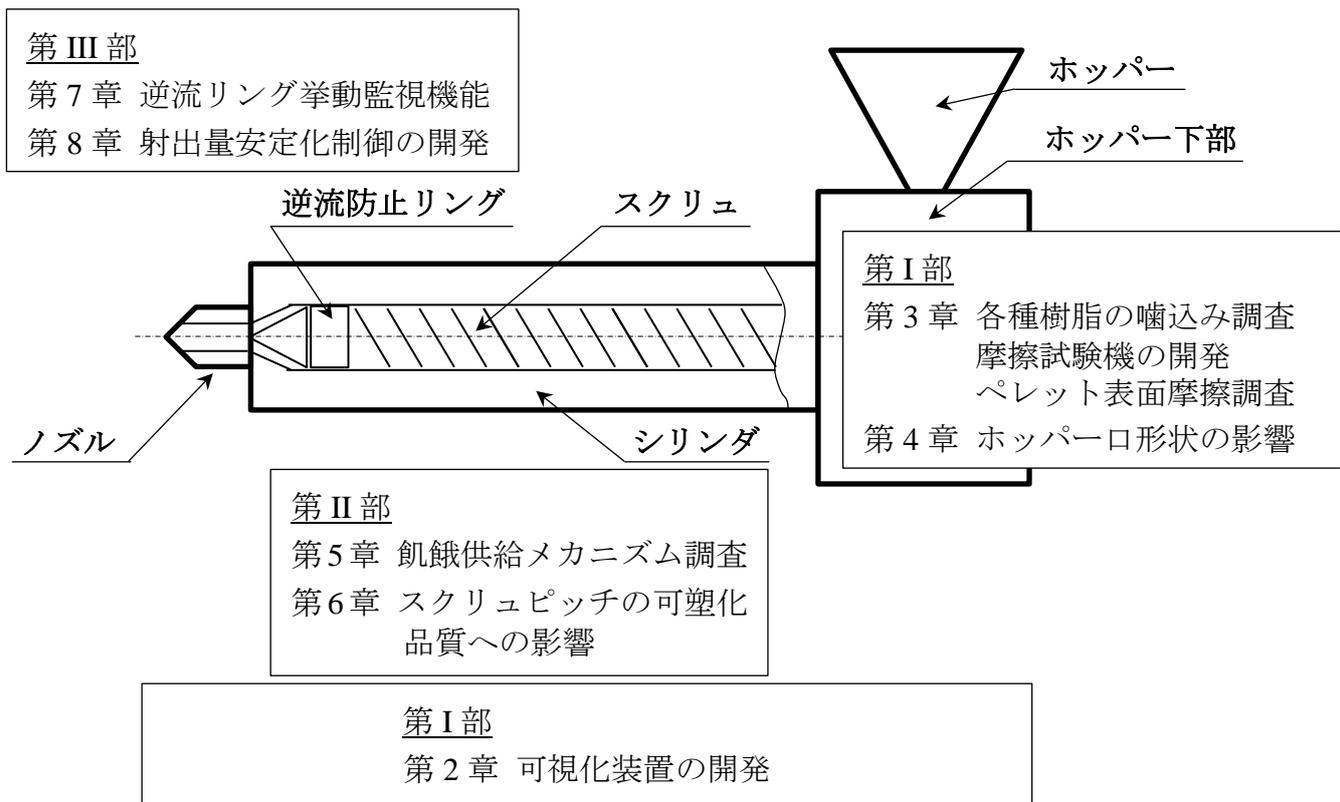


図 1.19 本論文の概略構成

第 I 部 可視化加熱シリンダ
の開発と可塑化工程における
計量不安定因子の研究

第2章 可視化・温度分布計測用 小型加熱シリンダの開発

| | |
|-----------------------------|----|
| 2.1 緒言 | 38 |
| 2.2 可視化加熱シリンダの開発 | 39 |
| 2.3 可塑化状況解析の実験方法および結果 | 44 |
| 2.3.1 ホッパー下部可視化観察実験 | 44 |
| 2.3.2 シリンダ内可塑化状況の実験解析 | 48 |
| 2.4 結言 | 53 |

2.1 緒言

前章では、まず射出成形加工の概要を紹介し、精密射出成形において取り組むべき課題について述べた。すなわち、射出成形においては圧力・体積・温度を一定に管理した熔融樹脂を金型に充填するが、実際には成形品の各種の特性はばらつきを見せる。精密射出成形では、ばらつきのない成形品が安定して生産されることが理想的である。そこで、各種の特性を代表する評価軸として成形品の重量ばらつきを取り上げ、このばらつきの原因となる影響因子を、射出成形機内において樹脂が辿る工程を上流から順にとりあげ、原因究明と対策を実施することとする。

まず本章では、本研究で実施する可視化解析に必要な、小型の可視化加熱シリンダを製作することとする。最上流の工程である、樹脂ペレット投入口（ホッパー口）における樹脂ペレットの加熱シリンダへの嚙込み状況は、これに影響を受ける下流工程であるシリンダ内の可塑化過程とともに、成形品の品質と密接な関係を有している。可塑化状況の解析手法としては、温度計測法や可視化法が知られている。前者の例として、熱電対センサをシリンダに多点埋設して成形中のシリンダ温度分布を計測した例[木村 1993]や、超音波送受信子を利用して樹脂温度を計測した例[西脇 1993]が報告されている。また後者の例としては、押出成形における可視化シリンダ[Zhu 1991]の流れを受けたガラス外挿方式による可視化シリンダ[小山 1989]と、横井らにより開発されたガラス内挿方式[横井 1988a], [横井 1988b], [横井 1991]とが知られている。ガラス内挿方式では石英ガラスをシリンダの内側から挿入することで、耐圧強度の向上と可視化領域の拡大がなされてきた。さらに、ホッパー直下の領域を可視化することでシリンダ内への樹脂ペレット嚙込み状態を定量化した研究[坂本 1992]も報告されている。これらの研究報告では、計測・可視化装置上の制約から温度計測、可視化解析をそれぞれ独立して行わなければならない、より複雑なシリンダ内現象の解析を総合的に行う上で大きな制約を伴っていた。

そこで本章では、ホッパー下部におけるペレット挙動およびシリンダ内の固体輸送部から熔融が完了する圧縮部までを連続的に可視化観察することを可能とし、さらに同一の加熱シリンダの各観察位置でシリンダ内壁面温度分布計測も可能とする小型の可視化加熱シリンダを新たに開発することとした。そして、同装置を用いたポリプロピレン（以下、PP）の連続可塑化実験を通して、その有効性を実証的に明らかにすることとする。

2.2 可視化加熱シリンダの開発

図 2.1 に可視化シリンダの基本構造と概略を示す。ホッパー下部におけるシリンダ内への樹脂ペレット嚙込み状況を詳細に解析するために、シリンダのホッパー口部分は形状加工した石英ガラス（図 2.2）のブロック組込み構造とし、スクリュのフライト開始端から約 3 ピッチの範囲を両側面から可視化観察可能な構造とした。これにより複雑なペレット挙動を両側から追跡観察することが可能となり、片側からの観察においても反対側からの透過光を利用することで明瞭な観察が可能となっている。また、このガラスブロックを交換することで多様なホッパー口形状の比較検討も可能である。ガラスブロック交換時に、ガラスブロックの内径穴とスクリュとの芯調整を容易に行えるように、ボルトによって上下左右方向に位置調整可能な構造とした。シリンダ内のみを可視化観察する際やシリンダ温度分布計測を行う際には、同形状のホッパー下部・金属ブロックを使用することで通常シリンダと同じホッパー口を再現可能である。

嚙込み部に続く加熱シリンダ本体部分には、内挿方式により石英ガラスの組付けを行ったが、以下に述べる理由によりここでは小型とするため、加熱シリンダを計量部と供給・圧縮部の 2 分割構造を採用した。すなわち、3 分割構造[横井 1991]では、可塑化状態が最も大きく変動するスクリュ供給部から圧縮部への遷移領域の観察が分割シリンダの連結部により阻害され易く、また、この遷移領域は幅広い温度分布を呈しているため、分割面があると熱的なギャップとなって実成形との温度的な乖離が大きくなってしまふ懸念があった。そこで、これらを回避するために供給・圧縮部を一体構造にしてさらに、2つの分割シリンダを連結するためのタイロッドをシリンダ本体内に内装することとした。これにより、観察に際しての障害物を極力なくすとともに、観察窓以外の外筒部に円筒形状加熱ヒータを配備することが可能となり、実際の射出成形機により近い可塑化状態を再現可能な構造としている。

シリンダに嵌装する石英ガラスは $210 \times 22 \times 13$ mm および $105 \times 22 \times 13$ mm の長尺ブロック形状で、内面はスクリュ外径に合わせた $\phi 22$ mm の R 形状となっている。同可視化シリンダはホッパー口部分と独立な分割構造となっており、可視化シリンダを通常の標準シリンダに随時取り換えることが可能である。標準シリンダ使用時には金属製のホッパー下部ブロックを使用するため、両者を組み合わせて実験する場合をここでは一括して標準シリンダと呼称する。これに対し、開発した可視化加熱シリンダと可視化ホッパー下部ガラスブロックを組み合わせた可視化装置は一括して可視化シリンダと呼称して、前者と区別することとした。なお、いずれのシリンダにも、ノズル、計量部、圧縮部入口の 3 ヶ所に樹脂圧力センサ（PT462XL・PT465XL, ㈱ダイニスコ）および赤外線放射温度計（ 150 °C~ 380 °C用, ㈱ニレコ）が装着されており、計測システム（MOBAC 220, ㈱ニレコ）にて計測・記録可能となっている。それぞれの計測樹脂圧力を P_n , P_a , P_b , 樹脂温度を T_n , T_a , T_b と表記した。

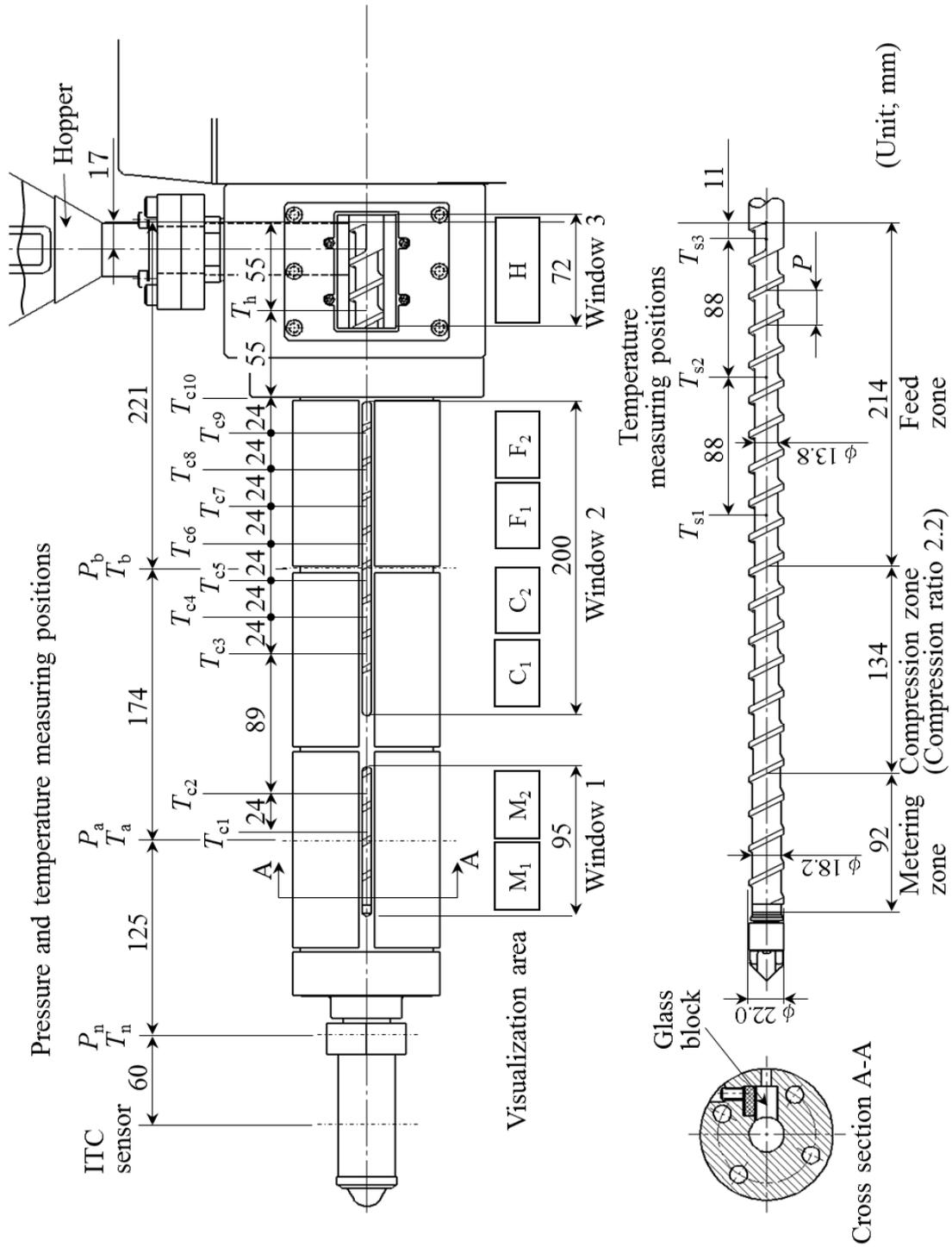


図 2.1 可視化・温度分布計測用シリンダ

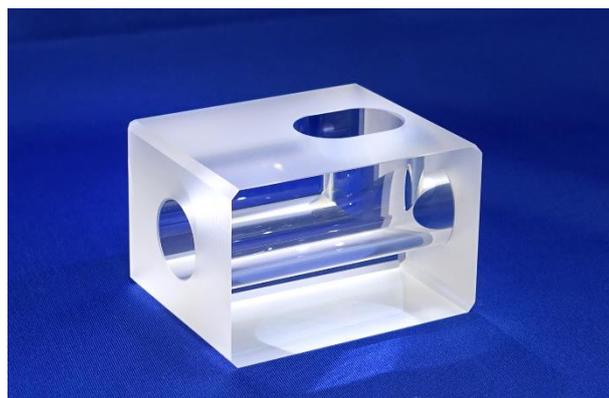
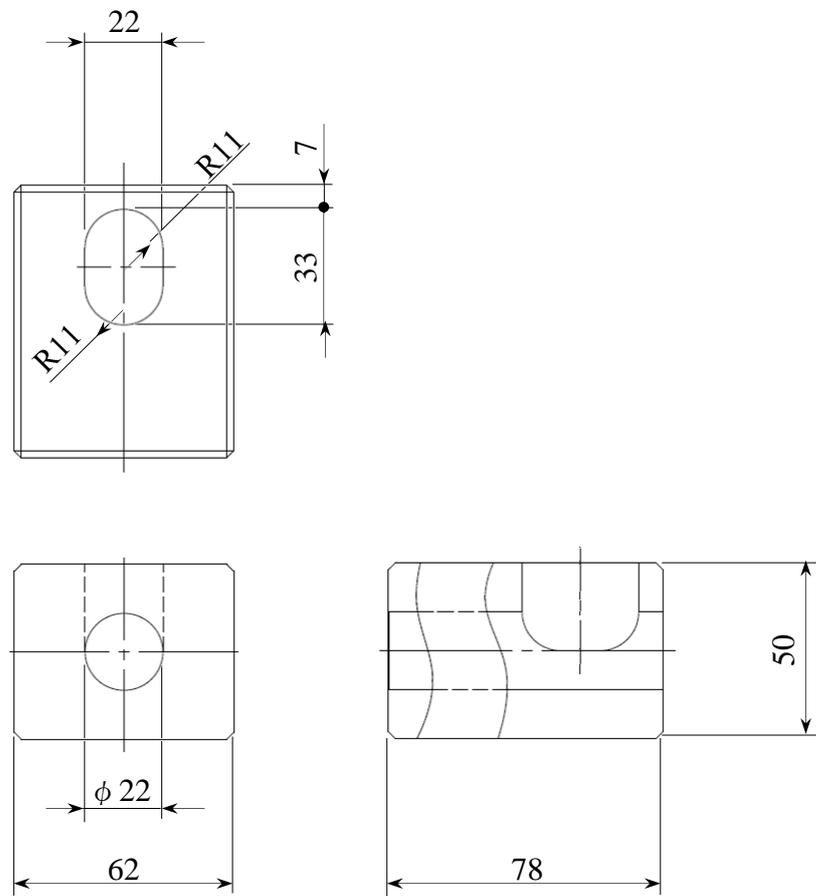


図 2.2 ホッパー下部可視化用ガラスブロック

本システムでは可視化領域と温度計測領域とを一致させて実験を行うことを課題としている。すなわち，シリンダ部に組み付ける可視化観察用ガラスブロックと同形状の金属ブロックに外径 $\phi 0.5\text{ mm}$ の非接地型Kタイプ（アルメル・クロメル）シース熱電対を配し，ガラスブロックと差し替えてシリンダに装着することで，上記目的を実現している。シース熱電対を使用する際には，例えば熱伝導率の低い静止空気中ではシース先端から $15\sim 20D_t$ （ D_t はシース外径）の挿入長が必要とされており[アイ・エヌ・ジー 1988]，シース先端部のみでは正確な測温が困難である。そこで，シース熱電対の熱伝導誤差を避けるために，先端 10 mm 部分を折り曲げてブロック内壁面に沿うように配置し，銀ろうで固定した。従って，理論的な測温点はシリンダ内壁面から 0.25 mm シリンダ外径寄りに位置することになる（図 2.3 参照）。

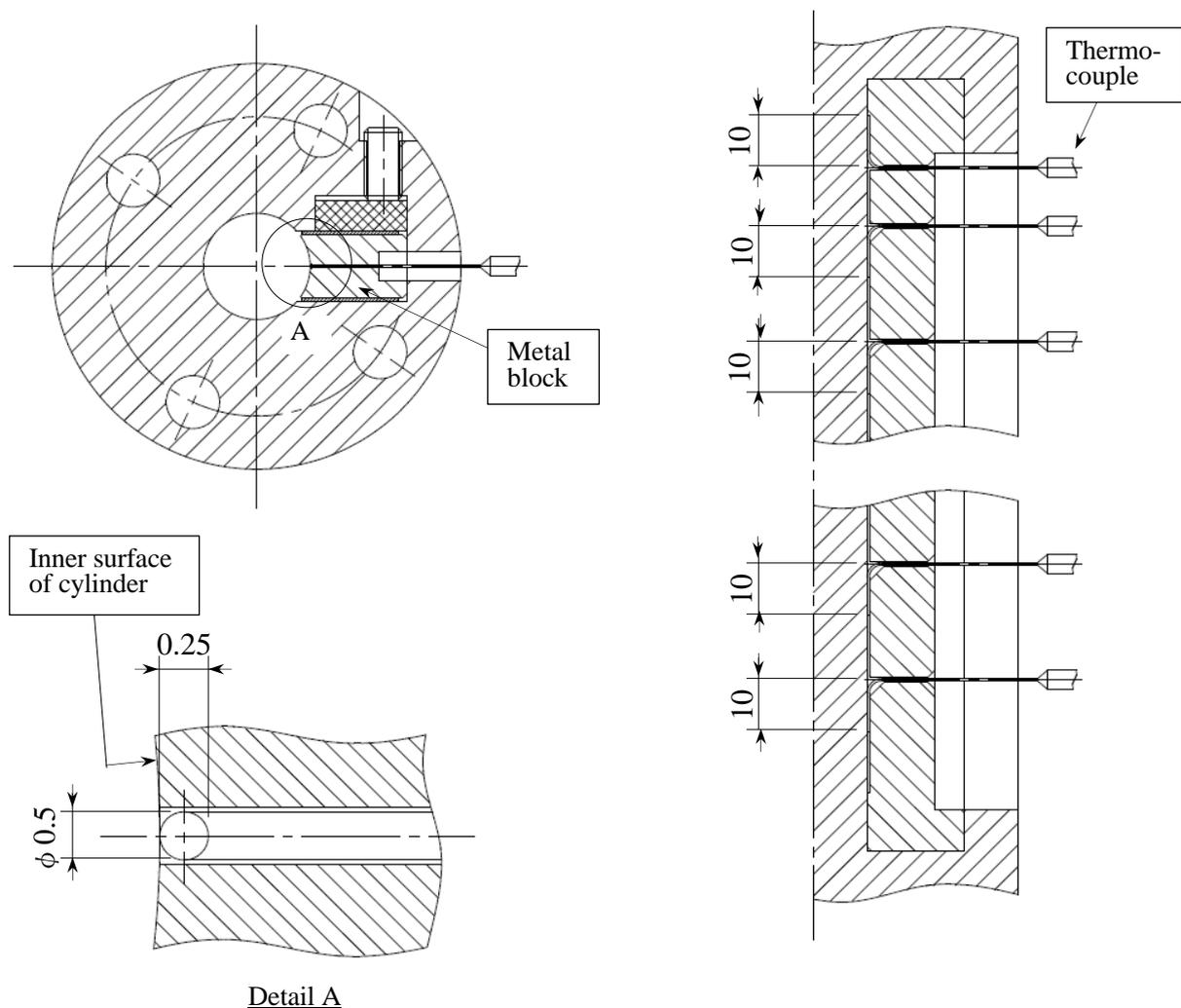


図 2.3 シリンダ内壁面温度分布計測用の熱電対ブロック

以下、本章から第6章までの可視化実験では、本システムをファナック株の射出成形機 AUTOSHOT C-30A（型締力 30 tonf，最大射出ストローク 65 mm）に搭載し使用する。スクリュは、特に記載しない限り、呼径 $\phi 22$ mm， $L/D=20.0$ ，圧縮比 2.2（供給部谷径 $\phi 13.8$ mm，計量部谷径 $\phi 18.2$ mm），フライトピッチ $P=22.0$ mm のフルフライトスクリュとし、表面に硬質クロムめっきを施したものを使用する。外観写真を図 2.4 に示す。

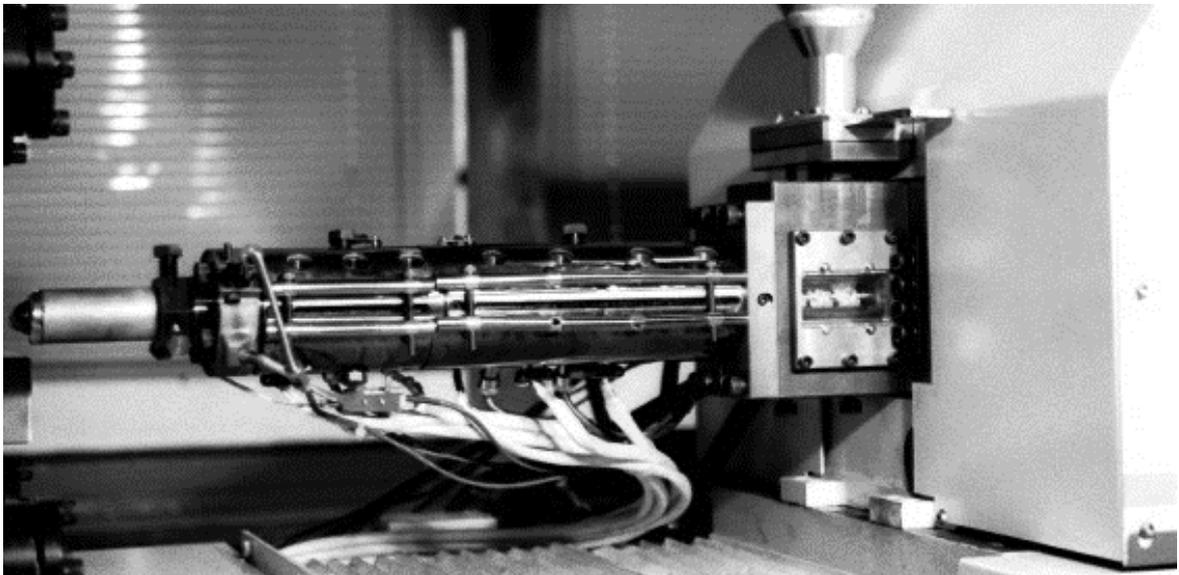


図 2.4 可視化・温度分布計測用小型加熱シリンダ外観

2.3 可塑化状況解析の実験方法および結果

2.3.1 ホッパー下部可視化観察実験

試作した可視化システムを用いて、PPにおける可塑化状況の可視化観察実験を行った。シリンダ設定温度はノズル側から 230/240/230/220/210/40 (°C)とし、スクリュ回転速度を 42, 84, 126, 168 (rpm)と変えながら、高速ビデオシステム (HSV-400, 株ナック) を用いて、図 2.1 に示す $M_1 \cdot M_2$, $C_1 \cdot C_2$, $F_1 \cdot F_2$, H の各観察位置で撮影を行った。ホッパー下部観察位置 H での撮影には 2 台の高速ビデオシステムにより、成形機操作盤側と反操作盤側から撮影し、同 2 画像をワイプユニット (株ナック) により 1 画面内に録画して同時観察した。図 2.5 にホッパー下部観察状況の一例を示す。上半分が成形機操作盤側からの観察画像、下半分が反操作盤側からの観察画像である。ホッパー下部におけるペレットの挙動を定量化するために、操作盤側の観察窓のみを拡大して撮影し、得られた画像を画像解析処理システム (ID-8000, 株ナック) で解析し、ペレット速度を求めた。

ここで、ペレット速度はスクリュ回転方向成分とスクリュ軸方向成分に分けられる。図 2.6 に示すように、ペレットがシリンダ内壁面に沿って観察窓の上方から下方に移動する際に、高速ビデオカメラで撮影された 2 次元画像上では、正しいスクリュ回転方向速度成分が得られない。そこで、ペレットはシリンダ内壁面に密着して移動しているものと仮定して、画像で得られた鉛直方向速度成分を補正して、正しい回転方向速度成分が得られるようにした。また、ホッパー下部ガラスブロックは凹レンズとして作用するため、ペレットのスクリュ回転方向成分は実際よりも小さく観察され、特にスクリュ中心軸から鉛直方向に離れるほどその誤差は大きく示されることが懸念さ



図 2.5 ホッパー下部可視化画像の例 (168 rpm)

れた．そこで，得られた画像上でスクリュ中心軸近傍のペレットについて速度計測を行った．撮影画像からは，次の(1)～(4)のデータを取得した．

- (1) 第一の静止画面から，ペレット a の移動前位置データ (x_1, y_1) を取得
- (2) 第二の静止画面から，ペレット a の移動後位置データ (x_2, y_2) を取得
- (3) 第二の静止画面から，スクリュ中心軸の y 座標データ y_0 を取得
- (4) 第一と第二の静止画像の時間差 t を取得

次に，取得データから補正されたペレット速度を算出した．

- (5) スクリュ軸方向成分の移動距離 l_x :

$$l_x = x_2 - x_1 \quad (\text{補正不要})$$

- (6) スクリュ回転方向成分の $y_1 \sim y_0$ 間の移動距離 l_{y1} (弧の長さ) :

$$l_{y1} = 2\pi r \times \theta_1 / 2\pi = r\theta_1 \quad (\theta_1 : \text{弧の中心角}, r : \text{シリンダ穴の半径})$$

$$= r \times \sin^{-1}((y_1 - y_0) / r)$$

- (7) スクリュ回転方向成分の $y_0 \sim y_2$ 間の移動距離 l_{y2} (弧の長さ) :

$$l_{y2} = 2\pi r \times \theta_2 / 2\pi = r\theta_2 \quad (\theta_2 : \text{弧の中心角})$$

$$= r \times \sin^{-1}((y_0 - y_2) / r)$$

- (8) スクリュ回転方向成分の総移動距離 l_y :

$$l_y = l_{y1} + l_{y2}$$

- (9) 算出されたペレット速度

スクリュ軸方向速度成分 v_x :

$$v_x = l_x / t$$

スクリュ回転方向速度成分 v_y :

$$v_y = l_y / t$$

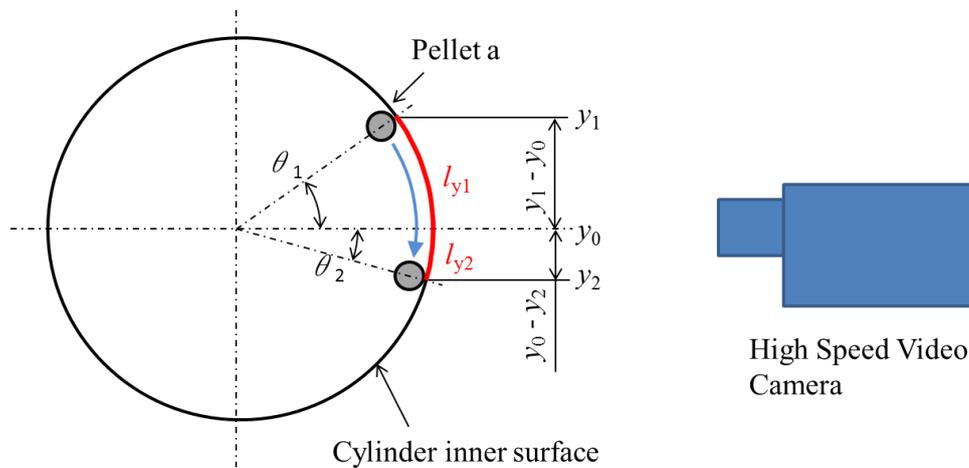


図 2.6 スクリュ回転方向速度成分の補正

実速度が予め分かっているスクリュフライト外周速度と、ビデオ画像上で鉛直方向に異なる5箇所を実測したフライト外周速度とを、スクリュ回転速度42, 84, 126, 168 rpmにて比較したところ、補正無しでは最大20%以上を示していた誤差を上記補正により-3.3~+1.4%の範囲に低減させることが可能となった。

ホッパー直下のスクリュフライト1ピッチ目では、スクリュ回転位相によって溝がある場所と溝がない場所が交互に現れる。そのため、ペレットが周期性を持って溝内に落下する様子が観察された。また、スクリュフライト2ピッチ目では、いずれのスクリュ回転速度でも個々のペレットが不規則な運動を行い、ペレット間には空隙が確認された。3ピッチ目では、いずれの回転速度においても上述した空隙が充填されペレットは相互の位置関係を変えずペレット塊となって安定した運動を行っている。そこで、この領域をペレットの安定輸送領域と呼ぶこととし、ペレット速度を計測する対象領域とした。スクリュ回転速度168 rpmにおけるホッパー下部観察位置Hの観察画像から、スクリュフライト切り上げ3ピッチ目におけるペレット速度分布を求めた一例を図2.7に示す。各ペレットのスクリュ回転方向と軸方向の速度成分はほぼ一致しており、ペレット輸送が安定して行われていることが分かる。各スクリュ回転速度でのペレット30個の平均速度を求めた結果を図2.8に示す。同時にスクリュフライト外周および溝底部の回転方向成分も示した。ペレットのスクリュ回転方向および軸方向速度成分は、いずれもスクリュ回転速度と正の相関を持つ。また、ペレットのスクリュ回転方向速度成分とフライト外周速度との比、およびペレットのスクリュ軸方向速度成分とフライトの見かけ上のスクリュ軸方向速度との比をそれぞれ図2.9に示した。どちらの値もスクリュ回転速度にかかわらず、ほぼ一定の値を示している。

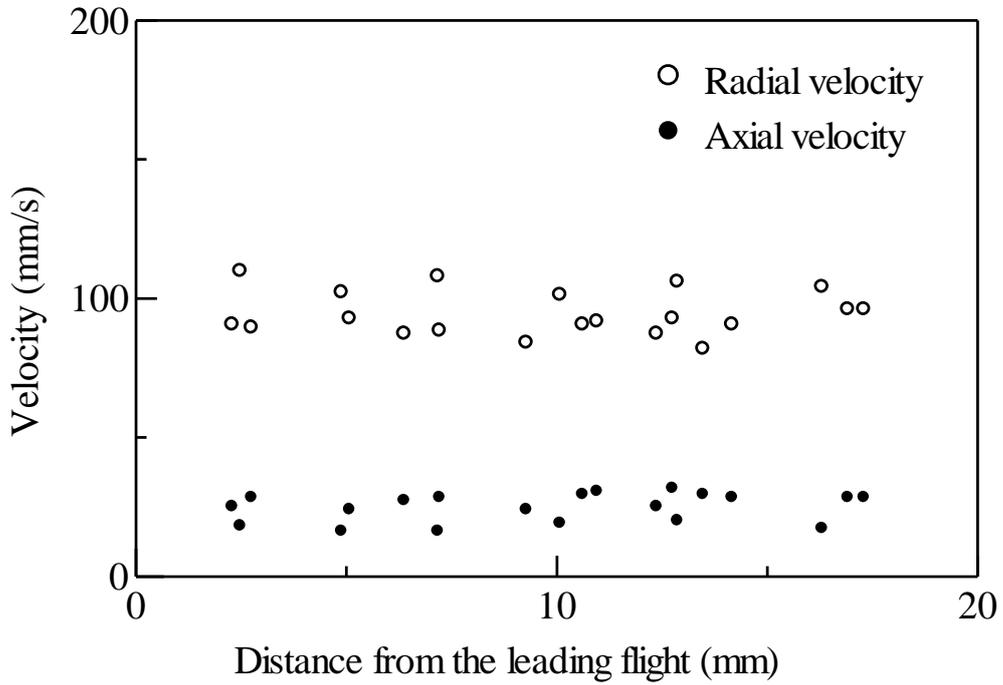


図 2.7 ホッパー下部におけるスクリュ溝内ペレット速度分布 (168 rpm)

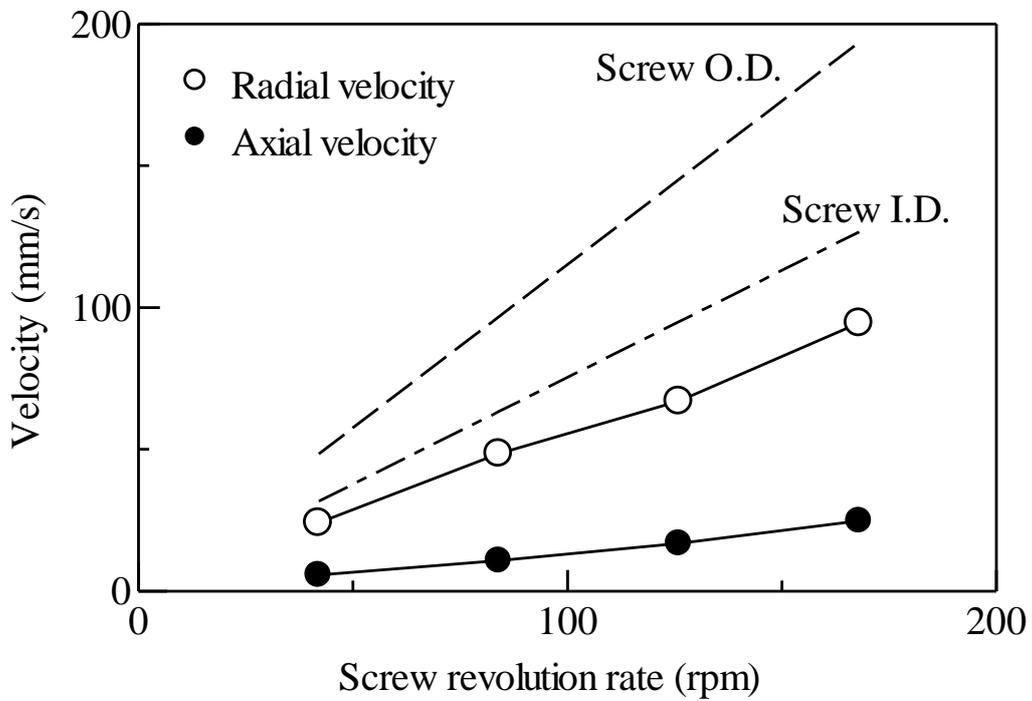


図 2.8 スクリュ回転速度に対するペレット平均速度の関係

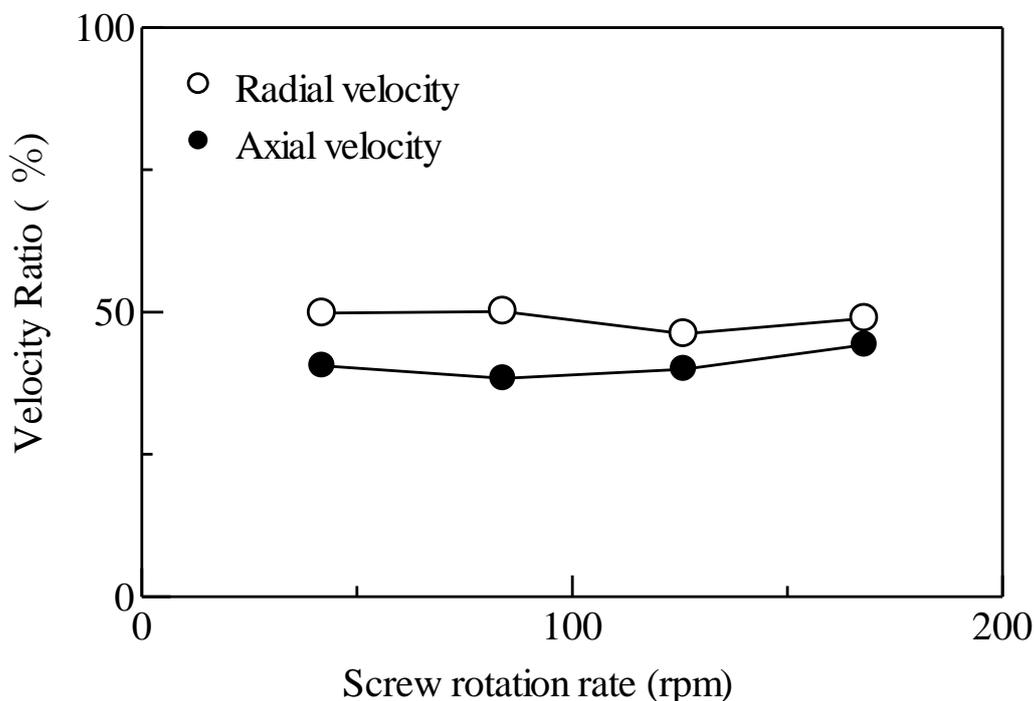


図 2.9 スクリュフライン速度に対するペレット平均速度の比率

2.3.2 シリンダ内可塑化状況の実験解析

シリンダ内観察位置 $M_1 \cdot M_2$, $C_1 \cdot C_2$, $F_1 \cdot F_2$ での可視化画像について、5 ms ごとに窓部画像から切り出したスリット状画像を積み上げる画像処理法、すなわち積層疑似展開画像を作成する手法[横井 1991]を用いて、樹脂熔融状態を比較した。得られた積層疑似展開画像を図 2.10 に示す。また、同一条件下で連続可塑化実験を行い、図 2.1 に示す T_{c1} から T_{c10} までの各測温点でシリンダ内壁面温度の時間変化を計測した。計測に際してはスクリュを静止状態で放置し、シリンダ内壁面の各測温点の温度が安定してから約 400 秒間、連続可塑化を行った。熱電対ブロックに装着した熱電対からの出力は補償導線を用いて零接点補償器で補償し、直流増幅器 (DA-510B, 株共和電業) で増幅した後、波形記録装置 (ELK6000, 株エレクトロニカ) に取り込み、パーソナルコンピュータで校正した。一例としてスクリュ回転速度 84 rpm 時の結果を図 2.11 に示す。

スクリュ回転開始 200 秒後から 300 秒後までのシリンダ内壁面平均温度を図 2.12 に示す。以下、積層疑似展開画像 (図 2.10) とシリンダ内壁面温度 (図 2.12) をもとにシリンダ内の可塑化状況に考察を加える。

まず、観察位置 $F_1 \cdot F_2$ はスクリュフライン 6, 7, 8 ピッチ目に相当する。42 rpm で

は、8 ピッチ目でシリンダ内壁面とペレットとの間にメルトフィルムが生成する様子が観察された。84 rpm 以上ではペレット間の間隙をメルトが埋め尽くす様子が観察されたが、高回転速度になるに伴ってその位置は少しずつ下流側にシフトした。一方、図 2.12 より観察位置 $F_1 \cdot F_2$ におけるシリンダ内壁面温度 (T_{c9} , T_{c8}) は高スクリュ回転速度ほど高い壁面温度を示し、シリンダ内壁面と固体ペレット間の摩擦発熱量の多さを裏付けている。しかし、ちょうど 8 ピッチ目 (T_{c7}) を境として逆転することとなり、低スクリュ回転速度ほど高い壁面温度を示すようになる。これは、前述の 42 rpm でメルトフィルムの生成が観察され、さらに高回転速度になるに伴って熔融の開始位置が下流側にシフトすることに対応している。この現象は低スクリュ回転速度ではシリンダからペレットへの伝熱時間が十分にあること、メルトフィルムの生成とともにより一層伝熱効果が高まることに起因すると考察された。

観察位置 C では、圧縮部のほぼ中央である 12, 13, 14 ピッチ目が観察可能である。42 rpm では 12, 13 ピッチ目の押し側フライト下流側にメルトプールが形成され、ソリッドベッドは薄く透き通っており、わずかにペレット形状の輪郭をとどめている様子が観察された。続く 14 ピッチ目では完全に熔融完了することが観察された。84 rpm 以上ではブレークアップが観察され、高回転速度ほどメルトよりもソリッドベッドの占める面積が多く、また厚さ方向の熔融も進行が遅いことが示された。この領域では、低スクリュ回転速度ほど高いシリンダ内壁面温度 (T_{c4} , T_{c3}) を呈しており、これは低スクリュ回転速度ほどスクリュ溝内に高温のメルトプールの占める割合が大きいこ

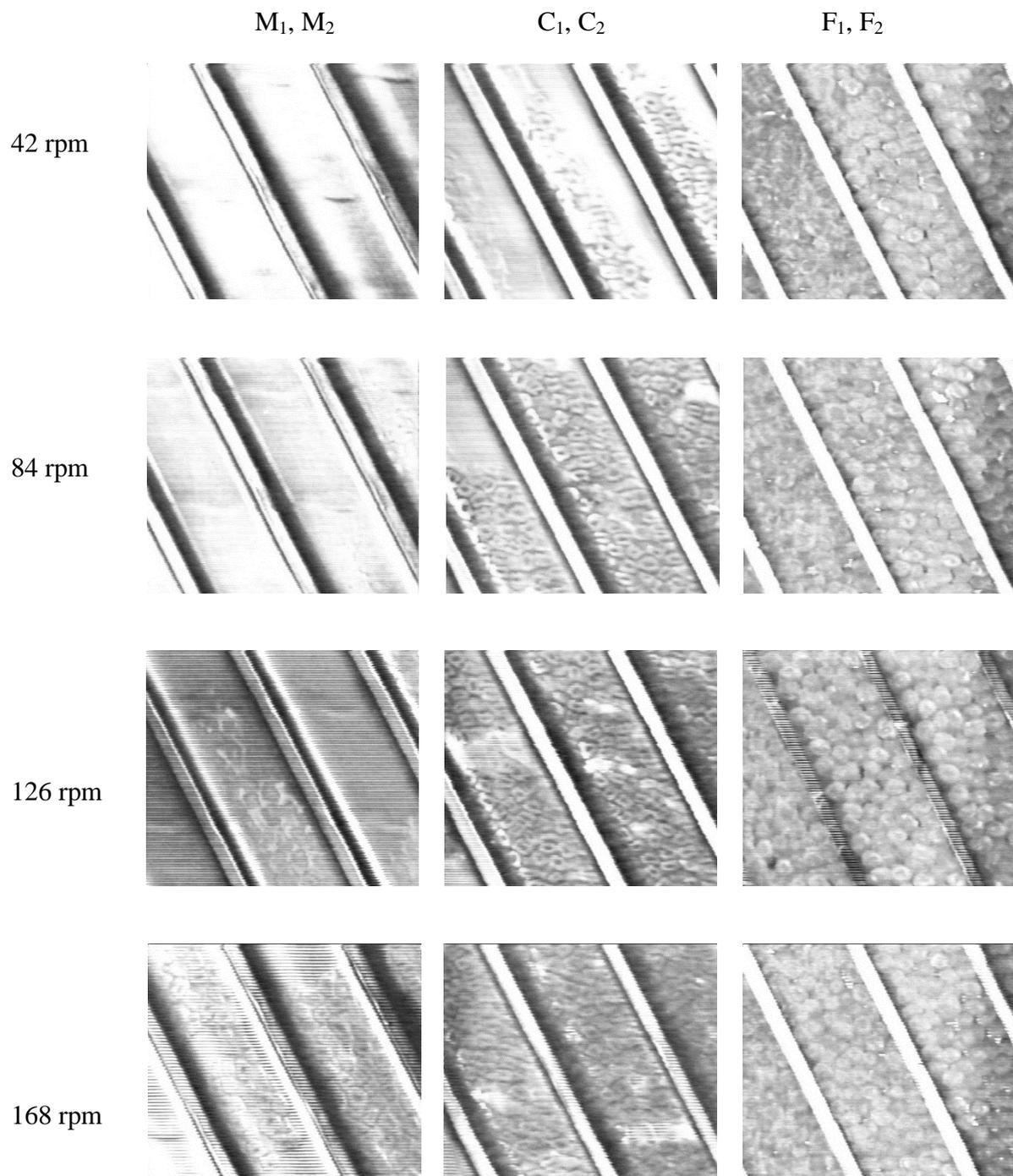


図 2.10 各観察位置における積層疑似展開画像

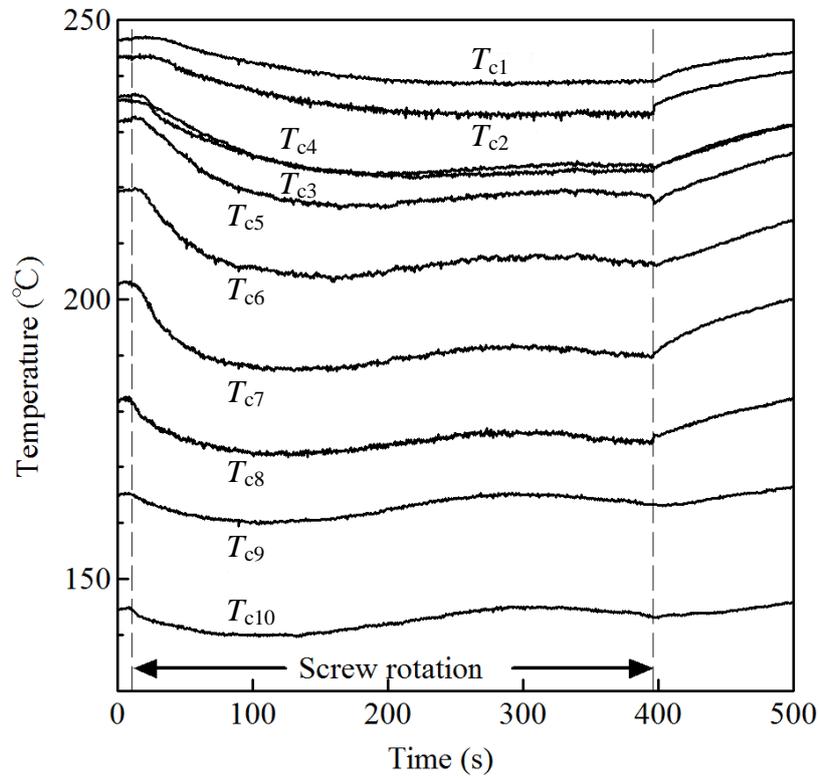


図 2.11 各計測点におけるシリンダ内壁面温度の時間変化

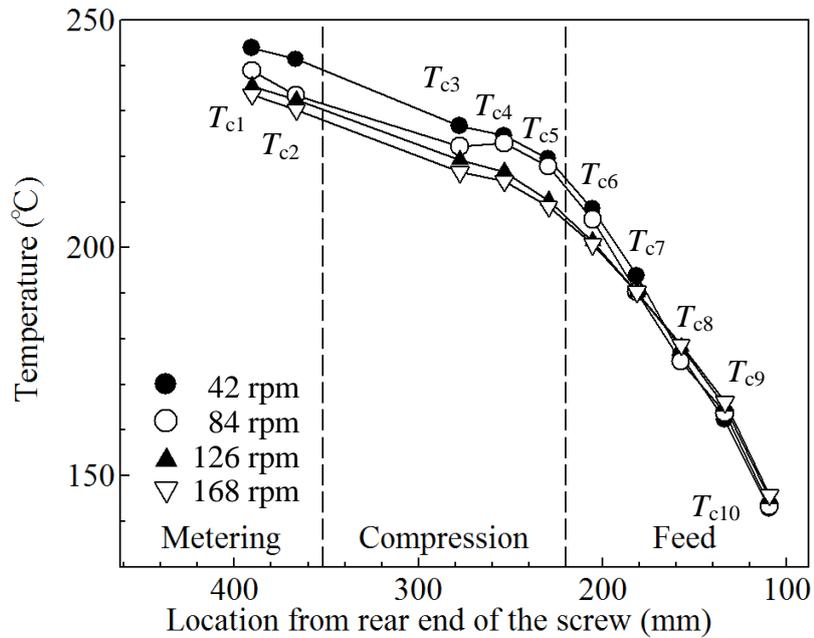


図 2.12 スクリュ回転速度の違いによる平均シリンダ内壁面温度

とに対応している。また、84 rpm ではこの領域内の上流から下流に向かって壁面温度が滑らかに上昇せず極小値を持つように見られる。これはブレイクアップ現象の影響によるものと推察された。

観察位置 $M_1 \cdot M_2$ では、計量部 17, 18, 19 ピッチ目が観察可能である。42 rpm では、すでに完全に溶融が完了している。84 rpm および 126 rpm では、17, 18 ピッチ目にソリッドベッドの薄片が観察できるが、19 ピッチ目でいずれも溶融が完了する。168 rpm のみは、圧縮部でブレイクアップしたソリッドベッドが 19 ピッチ目に至っても一部残存し、観察領域内で溶融が完了していない。また、圧縮部 C と同様に低スクリュ回転速度ほどシリンダ内壁面温度 (T_{c2} , T_{c1}) が高い傾向を示すが、溶融が完了している 42 rpm においては他の回転速度に対してやや離れた値を示している。

2.4 結言

本章では、本研究で実施する可視化解析実験に先立ち、シリンダ内壁面温度分布計測も可能な小型可視化加熱シリンダを開発し、その有効性を確認した。得られた成果を以下に示す。

- (1) ホッパー下部での樹脂ペレット噛込み状況およびシリンダ内の樹脂熔融状況について可視化を実現するとともに、シリンダ内壁面温度分布の計測を可能とする小型可視化加熱シリンダを開発した。
- (2) 本システムを用いて、PP の連続可塑化におけるホッパー下部ペレット速度分布および可塑化過程の積層疑似展開画像、シリンダ内壁面温度分布を求め、熔融状況の実験解析を通してその有効性を確認した。
 - ①供給部上流域では、スクリュ回転速度に依存して温度分布が異なることが確認された。これはMFの形成による伝熱効果の変化、およびペレットとシリンダ内壁面間の摩擦発熱等に起因するものと考察された。
 - ②供給部上・中流域におけるシリンダ内壁面温度は、スクリュ回転速度が大きいほど高く示された。これに対して、供給部下流から計量部にかけての領域のシリンダ内壁面温度は、スクリュ回転速度が大きいほど低く示された。その境界となる供給部下流域は、MP生成開始位置に対応していることが確認された。

次章では、まず最も上流工程である、ホッパー直下における各種樹脂ペレット挙動を観察し、定量的な解析を行うこととする。

第3章 射出成形機ホッパー下部における樹脂ペレット噛込み不良現象の可視化解析

| | |
|-------------------------------------|----|
| 3.1 緒言 | 56 |
| 3.2 実験方法 | 57 |
| 3.2.1 ホッパー下部可視化装置 | 57 |
| 3.2.2 各種樹脂における噛込み状況解析実験 | 57 |
| 3.2.3 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数の測定 | 59 |
| 3.3 実験結果 | 60 |
| 3.3.1 可視化観察実験（連続可塑化過程） | 60 |
| 3.3.2 可視化観察実験（計量可塑化過程） | 62 |
| 3.3.3 計量可塑化過程における PBT 噛込み不良現象 | 64 |
| 3.3.4 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数測定実験 | 66 |
| 3.4 考察 | 69 |
| 3.5 結言 | 72 |

3.1 緒言

前章では、ホッパー下部およびシリンダ内の固体輸送部から圧縮部までを連続的に可視化観察可能で、シリンダ内壁面温度分布計測も可能とする小型可視化加熱シリンダを開発した。本章以降では、これを活用した可視化実験解析を中心に、各種現象の解明を行うこととする。一般に、射出成形機の加熱シリンダ内への樹脂ペレット供給の安定性は、可塑化・計量工程に影響を与え、成形品の品質を直接左右する。従って、精密な成形を行うためには、その安定化が重要な課題である。一般に噛込み不良と呼ばれるこのような不安定現象のために生産性を著しく損なうことも多く、こうした事例はPBT（ポリブチレンテレフタレート）などで頻発することが経験的に知られている。しかしながら、その発生機構はほとんど解明がなされていなかった。

樹脂ペレットの噛込み状況の解析に最も有効と考えられる実験解析手法に、可視化解析がある。単軸押出機においては、加熱シリンダ両側面の観察窓に交互に透明ガラスを外装し、樹脂固体輸送領域から下流の樹脂熔融領域にかけて可視化観察した報告[Zhu 1991]がなされているが、シリンダへの樹脂落下口における噛込み開始状況の観察は行われていない。射出成形機においては、ホッパー下部を可視化観察した研究として、シリンダ内への樹脂ペレット噛込み状態を定量化した報告[坂本 1992]がなされている。同可視化装置は噛込み部の観察領域をガラスと金属の分割構造とし、成形機操作盤側に設置された観察窓よりペレット挙動を観察することに成功している。しかしながら、観察された樹脂系列がPOM（ポリアセタール）に限られ、PBTなどの噛込み不良現象の解析は行われていなかった。

本章では、前章において開発したホッパー下部およびシリンダ内部を同時に可視化できる新規の小型可視化加熱シリンダ[横井 1994a], [横井 1994b], [白石 1995]を用い、PBTを含む各種樹脂について、最も上流工程であるホッパー下部における噛込み状況を定量的に解析する。次に、噛込み不良を呈するPBTに着目して、ホッパー下部とシリンダ内の固体輸送部を同時観察し、噛込み不良発生時のペレット挙動を具体的に解析を試みる。さらに、射出成形に用いられる樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数を計測するために、樹脂ペレット摩擦試験機を提案・試作し、各樹脂ペレットの表面摩擦係数と温度との相関を詳細に調査する。これらの結果とスクリュ表面・シリンダ内壁面の温度計測結果とを総合し、PBTにおける噛込み不良の発生機構の解明を行うこととする。

3.2 実験方法

3.2.1 ホッパー下部可視化装置

本章では、前章で図 2.1 に示した可視化シリンダを用いる。ホッパー下部におけるシリンダ内への樹脂ペレット噛込み状況を詳細に解析するために、ホッパー口部分は形状加工した石英ガラスブロックの組込み構造とし、スクリュのフライト開始端から約 3 ピッチの範囲を、成形機操作盤側と反操作盤側の両側面窓部から観察可能とした。これによりホッパー口における複雑なペレット挙動を両側面から同時に追跡観察することが可能となっている。なお、ガラス内壁面は $\phi 22$ mm の円筒面である。そのため、特にスクリュ外周部ほどガラスを通した観察画像の歪みが大きいため、ペレット速度の計測時には、主にスクリュ中央部に位置するペレットを解析対象とした。

シリンダのホッパー口部分とそれに続く加熱シリンダ部分とは分離可能構造となっている。本章では特にことわらない限り、観察窓を持たない標準の加熱シリンダを接続し、ホッパー下部のみの観察実験を行っている。PBT の噛込み不良現象解明のためには、ホッパー下部に加えて加熱シリンダ内部のペレット挙動観察も必要となる。その際には、供給部から圧縮部におよぶ広範な領域と計量部領域との 2 箇所に、石英ガラス内装方式[東京大学, 東洋機械金属 1994]の観察窓を設けた可視化加熱シリンダを組み付けて、観察実験を実施した。

なお、使用成形機および樹脂圧力・樹脂温度センサとその計測・記録システム、高速ビデオカメラ、画像解析装置計測システム、使用スクリュは第 2 章記載のシステムと同じとした。

3.2.2 各種樹脂における噛込み状況解析実験

本章では、エンジニアリングプラスチックを中心に、噛込み状況の特異さが予想される以下の 7 種類の樹脂を用いて実験を行った。すなわち、ポリアミド 6 (PA ; アミラン CM1017, 東レ(株)) , ポリメチルメタクリレート (PMMA ; スミペックス B-LO, 住友化学工業(株)) , ポリブチレンテレフタレート (PBT ; ジュラネックス 2002, ポリプラスチック(株)) , 高流動グレード・ポリブチレンテレフタレート (HF-PBT ; ジュラネックス 2000, 同) , 液晶ポリマー (LCP ; ベクトラ 950RX, 同) , ポリアミド系エラストマ (PA-EL ; ペバックス 4033-SA00, 東レ(株)) , ポリプロピレン系ガラス長繊維強化樹脂 (PPG ; セルストラン PPG-40 ガラス繊維含有率 40 wt% , ポリプラスチック(株)) の 7 系列で、以下では、上記 () 内の略号にて各種樹脂を呼称することとした。なお、乾燥条件は、LCP のみ 140 °C で 5 時間、その他の樹脂はいずれも 80 °C で 5 時間とした。各種樹脂のペレット形状と成形温度を表 3.1 に示す。

各種樹脂に共通した実験方法および条件は以下の通りである。まず、スクリュは最前進位置に固定し、スクリュ回転数を 30, 60, 90, 120 rpm として連続可塑化実験を

行った。ホッパー下部のスクリュ溝 1~3 ピッチ目領域を、成形機操作盤側からと反操作盤側とから 2 台の高速ビデオカメラにて同時撮影し、一フレームの画像内に合成・記録した。同画像により、ホッパー下部の“安定輸送領域”におけるペレット重心位置の移動速度（ペレット移動速度）を求めた。ここで“安定輸送領域”とは、ホッパー穴中心部からノズル側に向かって 2~3 ピッチ目以降のスクリュ溝内において、ペレット挙動が安定する領域を指す。同領域では、ペレットがスクリュ溝内に完全充満され、それぞれのペレットが接触し合っただけのように移動している。

押出機の可塑化状況を模した以上の連続可塑化過程に対して、実際の射出成形機ではスクリュの前後進運動が重畳した計量可塑化過程となる。そこで、以下の条件により計量可塑化実験を行った。まず計量動作中はノズル先端を封止し、設定背圧 4.9 MPa として計量した。計量ストロークは 60 mm、スクリュ回転数、ペレット挙動の撮影方法・解析法は連続可塑化と同一とした。なお、計量動作は各々 3 回行い、計量開始 5~10 秒後の安定輸送領域内のペレットを 3 点任意に抽出し、シリンダとの相対速度を相加平均して代表値としている。

さらに PBT においては、嚙込み不良現象を詳細に観察するため、ホッパー下部の成形機操作盤側とともに、それに続くシリンダ内固体輸送部であるスクリュ溝 6~8 ピッチ部分のペレット挙動を同時に観察した。スクリュ回転数は 30 rpm、その他の実験条件は計量可塑化実験に準じている。この際、より詳細な検討を可能とするため、圧縮部、計量部、ノズル部の樹脂圧力を併せて測定した。

表 3.1 各種樹脂ペレット形状と成形温度

| Resin | Pellet shape (mm) | Cylinder temperature | | | | | |
|--------|----------------------|--|-----|-----|-----|-----|----|
| | | (Nozzle-Cylinder1-Cylinder2-Cylinder3-Cylinder4-Feed throat, °C) | | | | | |
| PA | φ 2×L2 | 250 | 250 | 250 | 240 | 240 | 50 |
| PMMA | φ 3×L3 | 240 | 240 | 240 | 230 | 230 | 50 |
| PBT | φ 3×L3 | 250 | 250 | 230 | 210 | 210 | 50 |
| HF-PBT | φ 3×L3 | 250 | 250 | 230 | 210 | 210 | 50 |
| LCP | 3×2×6 | 290 | 290 | 270 | 250 | 250 | 50 |
| PA-EL | φ 3 Spherical | 250 | 250 | 250 | 240 | 240 | 50 |
| PPG | 3×2×6 | 220 | 220 | 200 | 180 | 180 | 50 |

3.2.3 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数の測定

新たに開発した樹脂ペレット表面摩擦係数測定機（IN-3014, JT トーシ株）の基本構造を図 3.1 に示す。本測定機は、供試ペレットを加熱回転ドラムに押しつけたときのトルク変化からペレットと金属ドラム表面間の摩擦力を計測し、摩擦係数を求めるものである。さらに供試ペレットはドラム表面上をスパイラル状に移動するため、コンパクトな装置ながら、全長 2 m の計測長さに渡って常に新しいドラム表面との接触が保証されている。

本章におけるドラム表面周速（引摺り速度）は、スクリュ回転数 120 rpm におけるスクリュ供給部谷径の表面周速と等しくなるように設定した。すなわち、引摺り速度として 87 mm/s を基本の試験条件とした。また、供試ペレットの金属ドラムへの押付け力を供試ペレット挿入部の金属ドラム対向面（10×15 mm）の面積で除した値をペレット加圧力とし、試験機の加圧能力の範囲内から 0.53 MPa を基本のペレット加圧力と設定し、ドラム表面温度を 30 °C から各樹脂ペレットが熔融するまで 10 °C 毎に昇温しながら実験を行った。なお、PBT については、上記に加えて 30 °C にて引摺り速度 173 mm/s、ペレット加圧力 1.05 MPa の計測を行い、引摺り速度、ペレット加圧力と摩擦係数との相関を調査した。

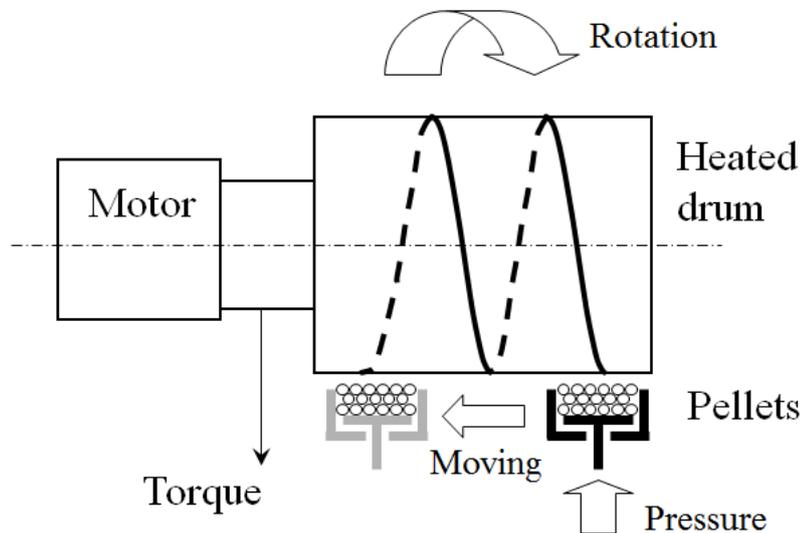


図 3.1 樹脂ペレット表面摩擦係数測定機の基本構造

3.3 実験結果

3.3.1 可視化観察実験（連続可塑化過程）

図 3.2 に PBT, PMMA, LCP の観察画像例を示す. また図 3.3 に, ホッパー下部の安定輸送領域内における各種樹脂ペレットの絶対速度 V_h を, スクリュ中心軸方向成分 V_{ha} と回転方向成分 V_{hr} に分けて表示した. なお, 図 3.3 においては, V_{ha} はノズル側を正, V_{hr} はスクリュの回転方向を正としている. また, スクリュ最外径部とスクリュ供給部谷径部の周速も併せて表示した.

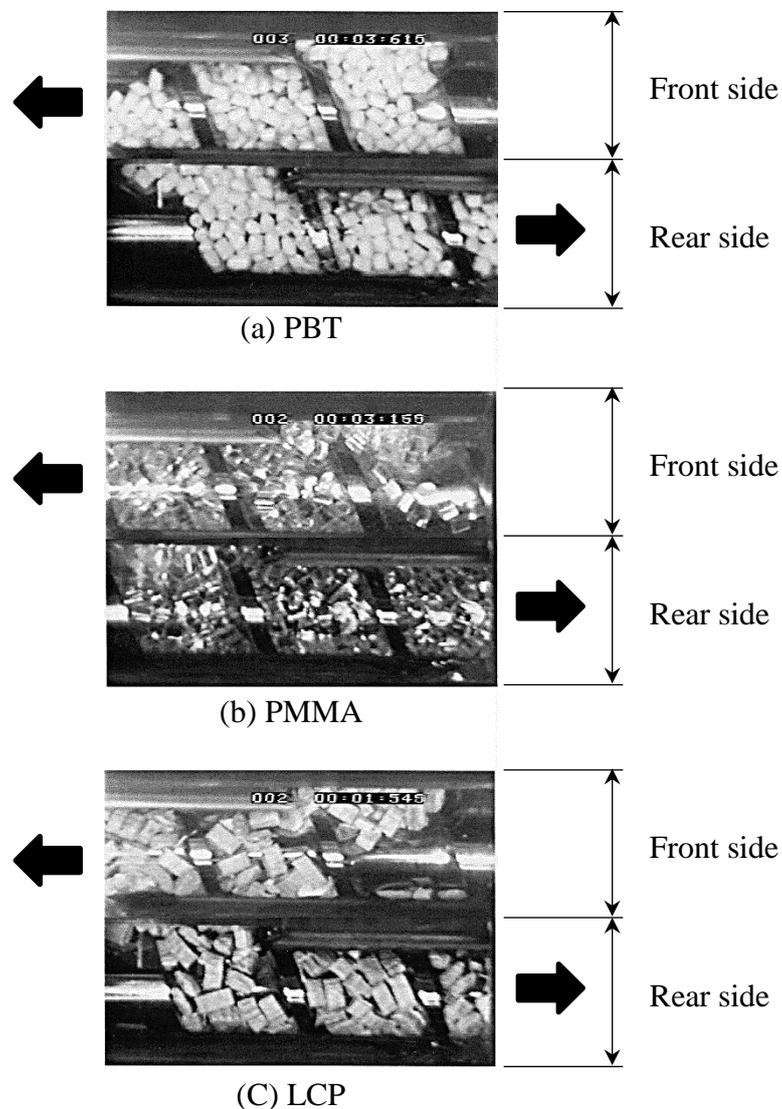


図 3.2 ホッパー下部におけるペレット挙動の可視化画像例

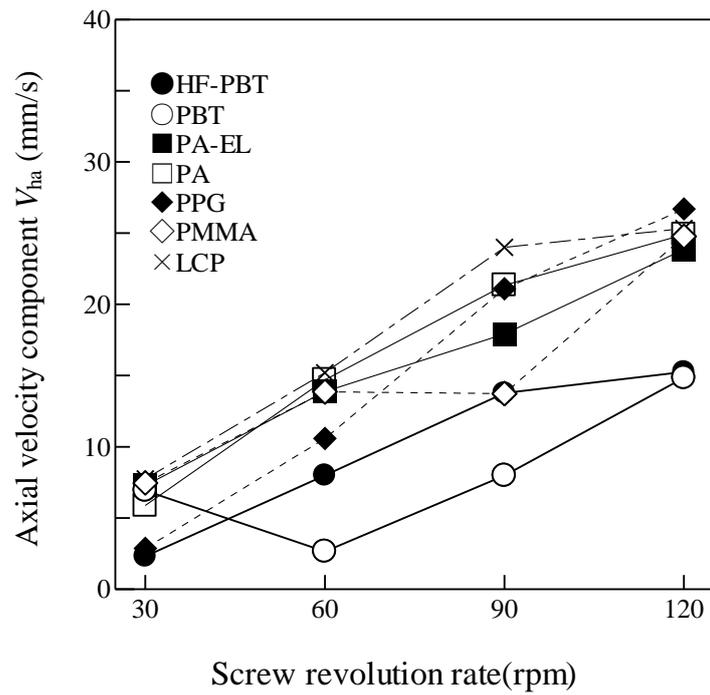
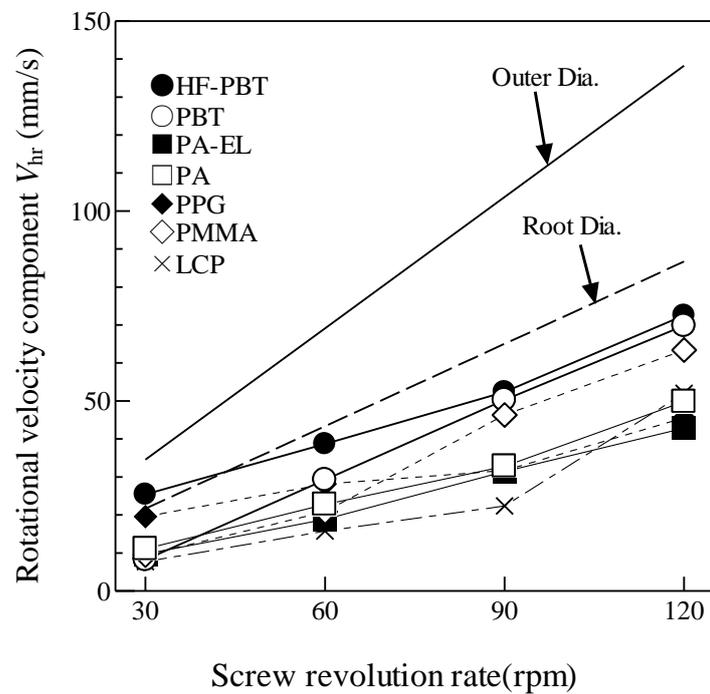
(a) スクリュ軸方向速度成分 ; V_{ha} (b) スクリュ回転方向速度成分 ; V_{hr}

図 3.3 連続可塑化過程における樹脂ペレットの速度成分

PA, PMMA, PA-EL では, V_{ha} , V_{hr} のいずれもスクリュ回転数の上昇に伴い増加を示し, その増加率もほぼ一定となっている. 特に特異な長尺形状を有する PPG においても, 一様な増加傾向が確認されるが, LCP ではやや不規則な挙動を示している. HF-PBT の 30 rpm での計測値を除いて, いずれの樹脂でも V_{hr} はスクリュ谷径周速よりも小さいことから, スクリュ谷径表面に対しペレットが摺りながら移動していることが確認される. 総じて V_{hr} の大きな樹脂は V_{ha} が小さい. 特に PBT では, V_{hr} の値が大きい上にその傾きも大きく, その反面, V_{ha} の値は小さく不規則となっている. このような PBT ペレットの速度特性は, 嚙込み不良の生成とともに安定した可塑化を妨げる要因になるものと推測された.

3.3.2 可視化観察実験 (計量可塑化過程)

計量可塑化実験におけるホッパー下部安定輸送領域内のペレット速度 V_h を, V_{ha} と V_{hr} に分けて図 3.4 に示した. 総じて, 上述の連続可塑化実験の結果と類似した傾向が示されるが, PBT と PMMA の V_{ha} はスクリュ回転数が上昇しても直線的な増加を示していない. また, PBT と HF-PBT では, 他の樹脂に比較して V_{ha} が小さく, これに対応して V_{hr} は大きくなっている. こうした傾向は, 30, 60 rpm においてより顕著に示されている. 以上のように PBT では, 計量可塑化においても嚙込みの不安定さが示唆される結果となっている.

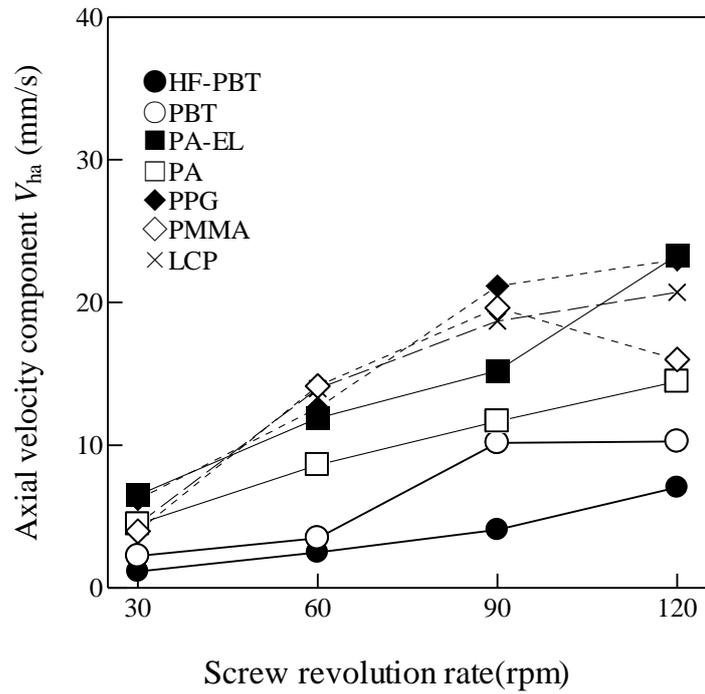
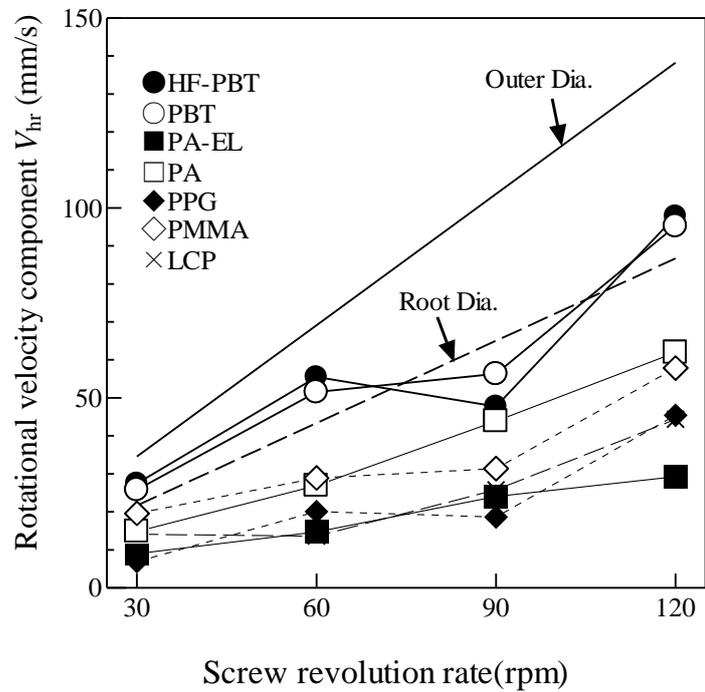
(a) スクリュ軸方向速度成分 ; V_{ha} (b) スクリュ回転方向速度成分 ; V_{hr}

図 3.4 計量可塑化過程における樹脂ペレットの速度成分

3.3.3 計量可塑化過程における PBT 嚙込み不良現象

PBT において、ホッパー下部・シリンダ内同時観察時に嚙込み不良現象を生成している一例を図 3.5 に示す。PBT では軸方向成分が小さく、さらにスクリュの軸方向後退速度が一定ではない。そのため、ここではシリンダとの相対速度として表示してきたこれまでのペレット速度分布表示を改め、軸方向速度成分は全てスクリュに対する相対速度で表示することとした。すなわち、ホッパー下部ペレットのスクリュに対する軸方向相対速度成分を V'_{ha} 、回転方向成分をこれまでと同様に V_{hr} 、シリンダ内ペレットの軸方向相対速度成分を V'_{ca} 、回転方向成分を V_{cr} とする。さらに、ノズル部、計量部、圧縮部の樹脂圧力をそれぞれ順に P_n 、 P_a 、 P_b とする。まず、軸方向相対速度成分 V'_{ha} と V'_{ca} 、回転方向速度成分 V_{hr} と V_{cr} がそれぞれほぼ同じ速度を持つことから、ホッパー下部の安定輸送領域からシリンダ内供給部の固体輸送領域にかけて、樹脂ペレットは凝集したペレット塊として剛体運動のように移動していることが理解される。計量開始直後 (2~7 s) にはスクリュ後退が一時的に停止するものの、 V'_{ha} 、 V'_{ca} ともに正の値を示しており、圧力が $P_b > P_a$ に回復するにともなって、再び 7 s でスクリュが後退を始める。さらに、計量終盤 (31~35 s) では固体輸送部に空隙が発生することが画像から確認された。この領域では、スクリュの後退速度は約 2 mm/s と小さくなっている。また、 V'_{ha} 、 V'_{ca} はともにほぼゼロで、ペレットはスクリュと共に回り状になり、ペレットの供給量が低下して P_b は急速に低下する。その結果として、 $P_b < P_a$ へと移行している。これによって、スクリュ後退速度の低下と計量時間の増大をともないながら、計量完了に至っている。しかしながら、計量完了時の固体輸送部には空隙が生成されたまま残留し、この空隙が次の計量における嚙込み不良、すなわちスクリュ回転直後のスクリュ後退遅延現象 (図 3.5C 参照) へとつながるものと推察された。

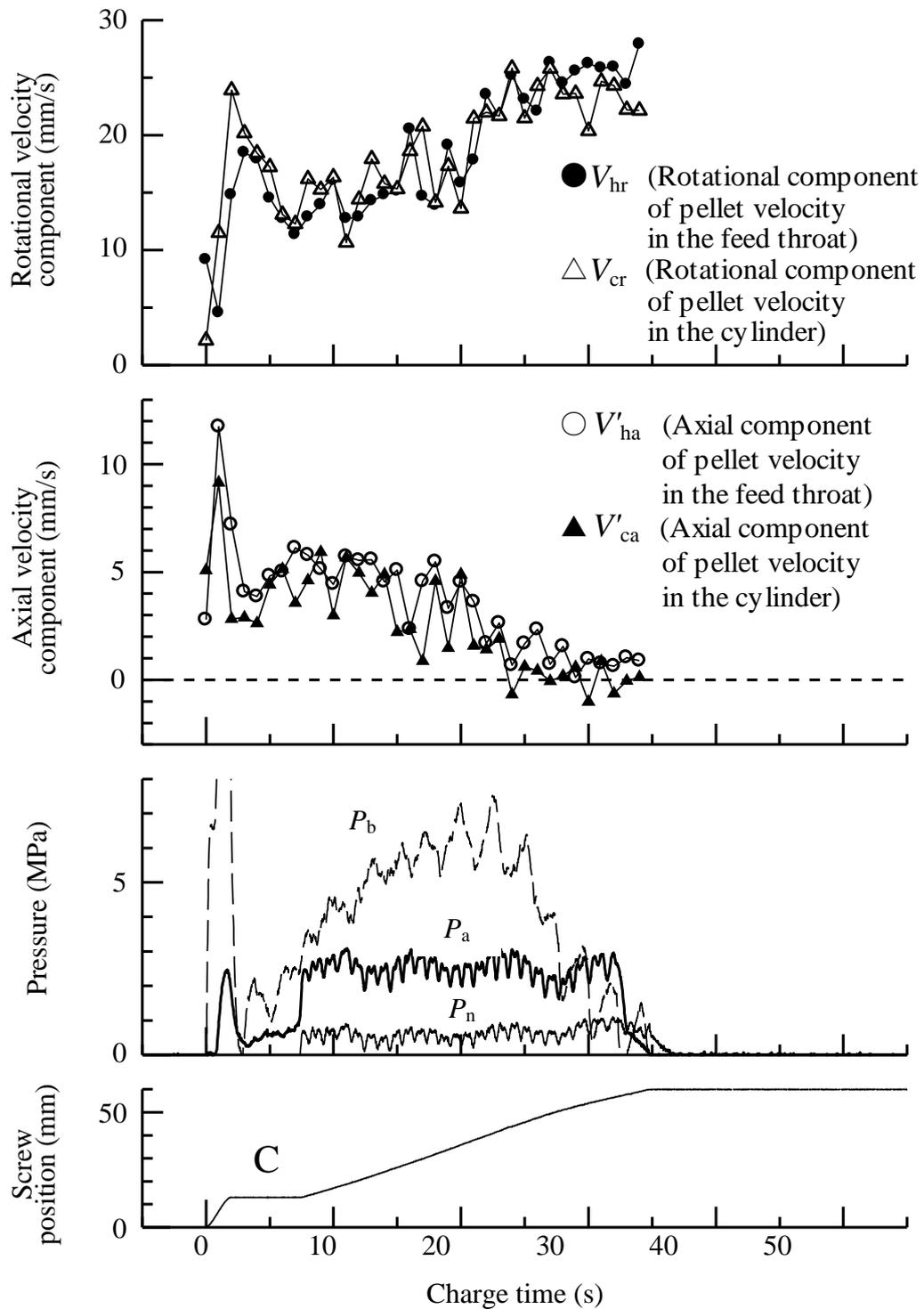


図 3.5 嚙込み不良発生時のペレット速度と樹脂圧力の時間変化 (PBT, 30 rpm)

3.3.4 樹脂ペレットと金属表面との摩擦係数測定実験

図 3.6 に、測定実験から得られた摩擦係数の時間変化の一例を示す。摩擦力測定のサンプリング周波数は 10 Hz とし、測定時間全域にわたる相加平均値を、その条件下の摩擦係数とした。図 3.7 に、PBT を除く各種樹脂の摩擦係数測定結果を示す。PA, PMMA, HF-PBT, LCP では、いずれも温度上昇に伴って摩擦係数も増加する傾向がみられる。一方、PA-EL では 60~90 °C に極小値をもつ特異な傾向が、また PPG ではペレット形状に起因してばらつきが大きいものの、60 °C 前後と 120 °C 前後に 2 つのピークを有する特異な曲線形状が得られた。参考として行ったポリプロピレン（ハイポール J700, 三井石油化学工業株, ペレット形状 ; $\phi 3 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$ ）の摩擦係数測定でも、同図に併記されているように PPG と類似の曲線形状が計測されている。こうしたポリプロピレンの特異な摩擦特性に関しては、成形後の固体プラスチックと金属との摩擦特性を計測した報告[Chung 1977]がなされている。特に PPG では、第 2 のピークがポリプロピレンよりも低温側にシフトし、このピーク近傍ではペレット内のガラス長繊維がほぐれる形態でペレットの溶融が確認されている。このような特異な傾向を示す PA-EL, PPG では、加熱シリンダ内壁面から熱を供給される際に、シリンダ内壁面側での摩擦係数の絶対値が一時的に減少するため、嚙込み不良の生成因子となることが考えられる。しかし、より低温領域での大きな摩擦係数とそれによる押込み力の増大効果に支えられて、実際にはいずれの樹脂においても良好な嚙込み状況を呈したものと想像される。ここでは、摩擦係数の絶対値が 0.15~0.35 と比較的大きいことも、嚙込み不良の抑制に有効に作用していると考えられる。

これに対して、PBT においては図 3.8 に示されるように 30~130 °C では摩擦係数がほとんど変化せず、130 °C 以上では急激に右上がりの上昇へと転ずる特徴的な傾向を示す。このとき、130 °C 以上の高温領域では、引摺り速度が大きい時に摩擦係数が大きく示され、加圧力の影響はほとんど受けないことが示された。ところが 120 °C 以下の低温領域では、加圧力が大きい時に摩擦係数が逆に小さくなる傾向が示された。この特異な現象を 30 °C においてさらに詳細に調査した結果を図 3.9 に示す。特に、加圧力が増加すると摩擦係数が減少するという特異な傾向は、PBT の嚙込み不良に影響を与える一因と推察された。

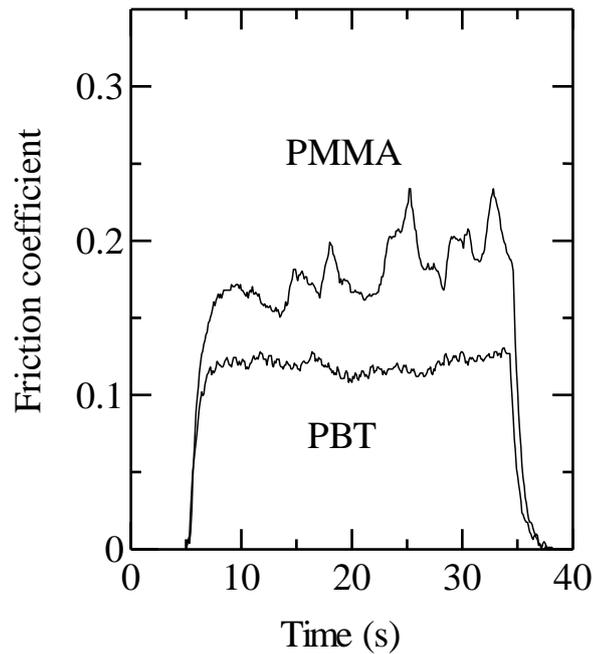


図 3.6 摩擦係数測定結果の例
(ドラム表面温度 30 °C, 引摺り速度 87 mm/s, ペレット加圧力 0.53 MPa)

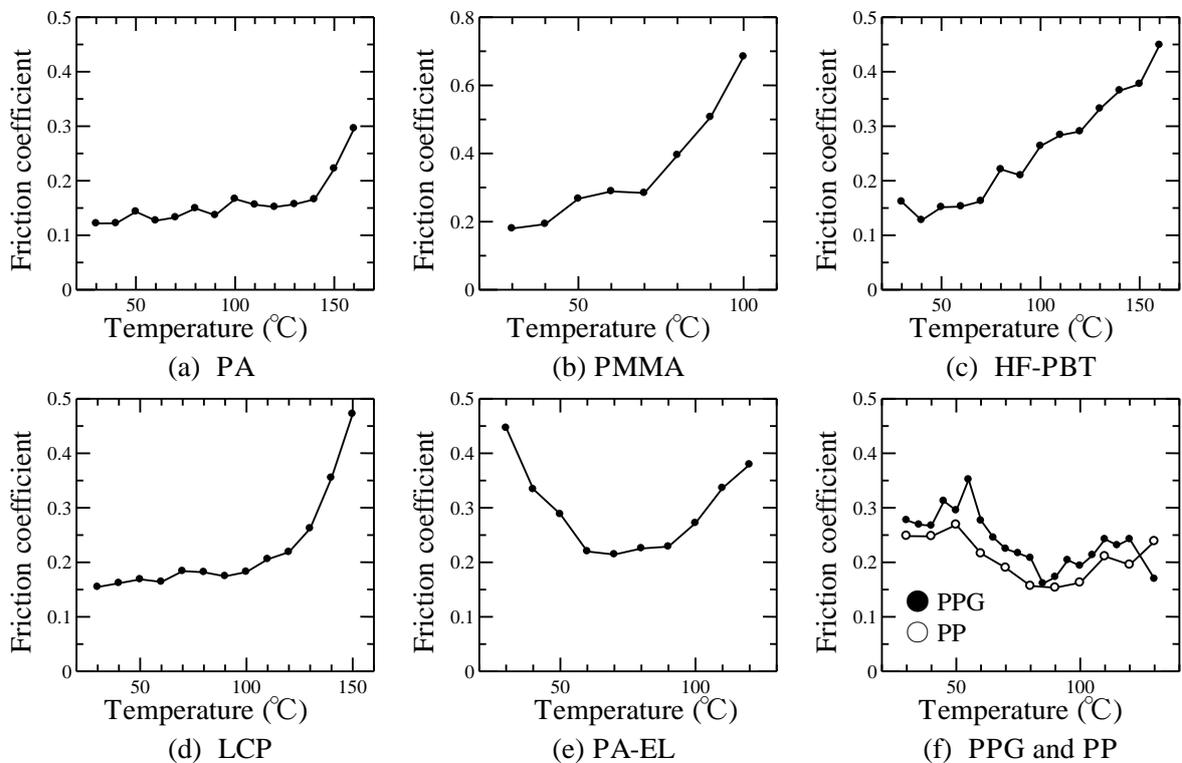


図 3.7 各樹脂材料の摩擦係数と温度との関係
(引摺り速度 87 mm/s, ペレット加圧力 0.53 MPa)

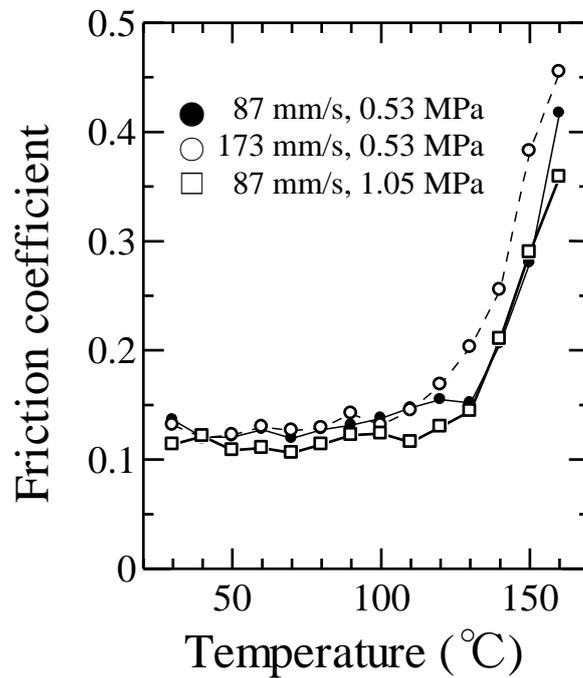


図 3.8 PBT の摩擦係数と温度との関係

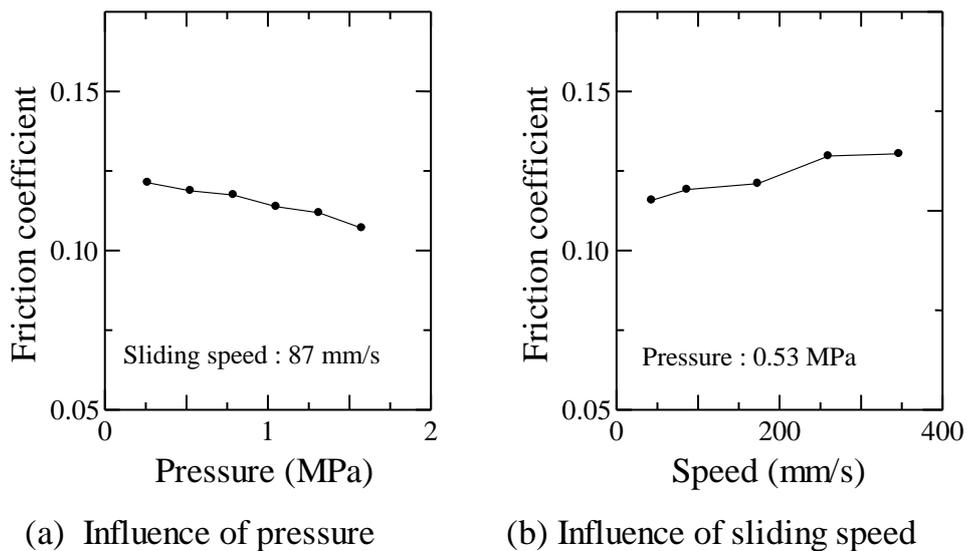


図 3.9 引摺り速度とペレット加圧力に対する PBT の摩擦係数の変化

3.4 考察

以上の結果を総合して、PBT について嚙込み不良現象が発現する過程について以下に考察を加える。

まず、加熱シリンダに供給されたペレットは、ホッパー下部領域のスクリュ 2~3 ピッチ目において凝集し、安定輸送領域を形成する。この安定輸送領域からシリンダ内供給部にかけて、ペレットはほぼ同一の速度分布を持ち、一群のペレット塊となって移動する。そのため、ペレット固体輸送領域における嚙込み問題は、スクリュ溝内を満たす剛体樹脂の輸送問題に置き換えて議論できるものと仮定した。

シリンダ内の固体輸送領域をホッパー側から見た断面図を図 3.10 に示す。ここでは簡単のためフライト部断面は表示せず、フライト側面部と樹脂との摩擦問題は相対的に影響の小さい因子として議論に含めないこととする。同図において、樹脂とシリンダ内壁面との全摩擦力を F_c 、樹脂とスクリュ表面との全摩擦力を F_s とすれば、樹脂がシリンダ内壁面に拘束され、スクリュと共回りせずに安定した固体輸送がはかられるためには、

$$F_c > F_s \quad (3.1)$$

が必要条件となる。実験結果より、PBT のペレットと金属表面との摩擦係数 μ は加圧力 p と温度 T の関数として、 $\mu(p, T)$ と表すことができる。シリンダ壁面とスクリュ表

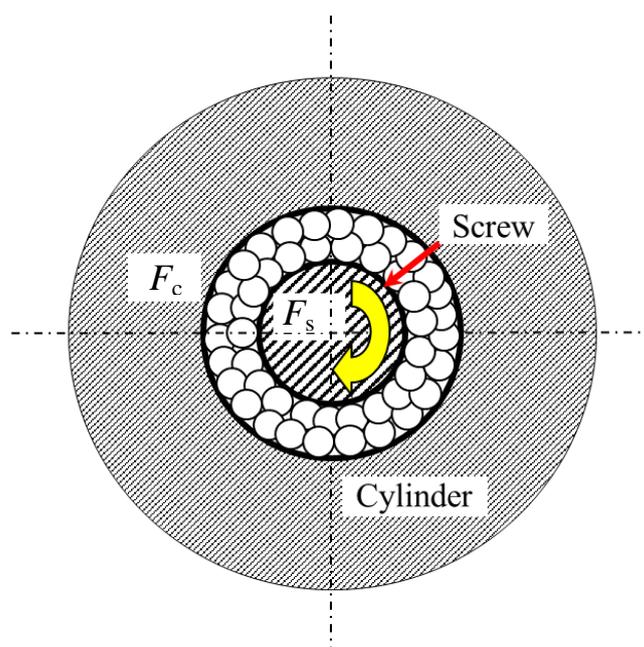


図 3.10 固体輸送領域におけるシリンダ断面

面における PBT の摩擦係数をそれぞれ μ_c , μ_s とし、樹脂とシリンダおよびスクリュとの接触面積をそれぞれ S_c , S_s とすると、(3.1)式はスクリュ溝内の内圧を一定として、

$$\mu_c(p, T) \cdot S_c > \mu_s(p, T) \cdot S_s \quad (3.2)$$

と書き換えられる。ここで、呼径 $\phi 22$ mm の一般的なスクリュ形状においては、 S_c/S_s は 1.2~2.0 程度と考えられる。摩擦係数が温度増加に対して単調増加する樹脂系列では、シリンダ内壁面がスクリュ表面よりも高温の場合、必ず $\mu_c(p, T) > \mu_s(p, T)$ となり、安定した固体輸送が行われる。これに対して PBT では、シリンダとの接触面の温度が 120 °C 以下であれば、 $\mu_c(p, T) \doteq \mu_s(p, T)$ となり、 F_c と F_s の差はほぼ S_c , S_s に依存する。しかも、PBT の摩擦係数の絶対値が他の樹脂に比較して最も小さいため、派生される押込み力も小さくなり、固体輸送の大きな不安定要素となる。また、PBT では加圧力 p が増加すると摩擦係数の絶対値が減少するため、不安定な固体輸送をさらに助長する結果をもたらす。

ここで、PBT の摩擦特性曲線の特異性から、固体輸送安定性の議論においては、シリンダ内壁面およびスクリュ表面の温度分布が最も重要な支配因子であるものと推察された。そこで、実際に PBT 成形温度下にあるスクリュ供給部とそれに対向するシリンダ内壁面について、前章の図 2.1 に示される各位置の温度を、スクリュを静置した状態ながら実測することとした。結果を図 3.11 に示す。スクリュは最前進位置固定、シリンダ内に樹脂を投入しない条件下にて計測した。

この時、図 3.11 のように T_{c9} と T_{c10} の間でシリンダ温度曲線とスクリュ温度曲線とが交差し、この領域よりホッパー側においてはシリンダ温度よりもスクリュ温度の方が高くなっている。また、 T_{c10} 近傍は 130 °C 前後を示しており、図 3.8 から PBT の特異な摩擦係数曲線における平坦な低温領域と急峻な右上がり形状となる高温領域の境界部分に相当する。これにより、特に T_{c10} 近傍においてはスクリュと PBT ペレット間の摩擦の方が大きくなる結果、(2)式を満足しなくなり、結果的に噛込み不良につながったものと推察された。また、この領域は PBT の計量可塑化実験において噛込み不良が観察された位置に対応している。さらに、計量可塑化過程においては、スクリュがシリンダに対して後退することで温度の逆転領域がより増大し、固体輸送の不安定領域が拡大されることが推察された。また、これよりも上流のホッパー側では、シリンダもスクリュも 100 °C 以下であることが示されている。この領域では PBT ペレットの摩擦係数が 0.11~0.14 ときわめて低い。これより、ペレットをノズル側へと推進する押込み力が他の樹脂系列に比較して極めて小さく、 T_{c10} 近傍の温度逆転領域における固体輸送の不安定性をホッパー側からのペレット押込み力で補う能力、あるいは一旦陥った噛込み不良から回復させる能力が、PBT においては極めて低いことが示唆された。

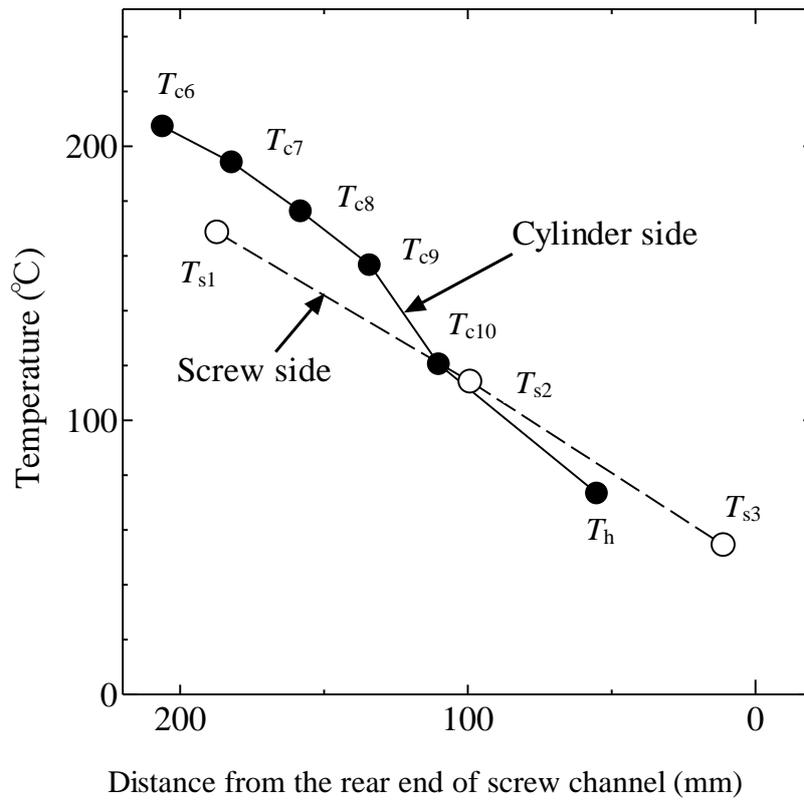


図 3.11 固体輸送領域におけるシリンダ内壁面とスクリュ谷径外表面の温度分布

3.5 結言

本章では、最も上流の工程であるホッパー下部におけるペレット挙動、および小型可視化加熱シリンダと粒子状プラスチック摩擦試験機を用いて、嚙込み不良を発現し易いとされるPBTを中心とした各種樹脂の嚙込み挙動について、実験ならびに解析を実施した。得られた結果を以下に示す。

- (1) 可視化観察実験の結果、PBTは他の樹脂に対してペレットのスクリュ軸方向速度成分が小さく回転方向成分が大きいこと、スクリュ回転速度変化に対して不安定であることが確認された。
- (2) 嚙込み不良発生時には、加熱シリンダ内の固体輸送部に空隙の発生が確認された。この時、ホッパー下部およびシリンダ内供給部におけるペレットは連動して同一挙動を示し、ペレットの軸方向速度成分は減少し、回転方向速度成分は増大する傾向を示した。これより、固体輸送安定性の議論は、ペレット塊とスクリュ及びシリンダとの摩擦バランスの問題と捉えられることが明らかになった。
- (3) 各樹脂ペレットについて摩擦試験を行った結果、PA-EL、PPG、PPの摩擦係数は極値を持ち、その他の樹脂ペレットでは摩擦係数が温度増加に対して単調増加することが確認された。PBTは摩擦係数の絶対値が最も小さいこと、100℃以上までその値がほとんど変化しないこと、30℃における例では加圧力に対して負の相関があることから固体輸送の不安定さが示唆された。
- (4) スクリュとシリンダの温度計測から、固体輸送領域においてシリンダ温度よりもスクリュ温度が高くなる状況が確認された。この温度の逆転がペレット塊の摩擦バランスを崩し、嚙込み不良発生の原因となることが明らかになった。さらにこの現象は計量可塑化過程において助長される可能性が示唆された。

本章では、ホッパー下部におけるペレット挙動の安定性を定量評価し、PBTにおける嚙込み不良発現のメカニズムを捉えることができた。この結果から、ペレットとの摩擦バランスを安定化させるようなスクリュ・シリンダ形状や表面性状設計、さらにスクリュとシリンダの温度分布の相対的な位置関係まで考慮した設計をおこなうことにより、PBTの嚙込み不良発現を抑制できる可能性が高まることが示唆された。

次章では、ホッパー口形状に着目し、各種樹脂ペレットを供給した際にそれら形状因子が計量安定性に与える影響を詳細調査することとする。

第4章 射出成形機ホッパー口形状 の樹脂ペレット噛込み状況に及ぼ す影響の可視化解析

| | |
|--|----|
| 4.1 緒言 | 74 |
| 4.2 実験方法 | 75 |
| 4.2.1 可視化加熱シリンダ | 75 |
| 4.2.2 可視化実験条件 | 75 |
| 4.2.3 計量動作時のペレット供給速度評価装置と計測方法 | 78 |
| 4.3 実験結果と考察 | 80 |
| 4.3.1 ホッパー下可視化観察実験結果 | 80 |
| 4.3.2 各種ホッパー口形状が計量時間に及ぼす影響 | 84 |
| 4.3.3 各種ホッパー口形状のペレット供給速度と計量可塑化能力との相関 | 87 |
| 4.3.4 各種ホッパー口形状が計量安定性に及ぼす影響のまとめ | 90 |
| 4.4 結言 | 91 |

4.1 緒言

前章ではホッパー下部における樹脂ペレット嚙込み状況の可塑化・計量工程に与える影響を調査するため、供給部とホッパー下嚙込み領域を直接観察できる可視化加熱シリンダ[横井 2000a]を用いて、7種類の樹脂ペレットの嚙込み挙動を調査し、温度とペレットの表面摩擦係数との相関解析を行い、特定のPBTにおける嚙込み不良現象の生成機構を明らかにした[横井 2000b]。一方で、PPのペレット寸法と形状が固体輸送領域での発熱現象とペレット移動速度に及ぼす影響の評価[白石 1995]、各種POMにおける嚙込み開始領域でのペレット移動速度分布の計測評価[坂本 1992]の報告もなされている。これらは材料種類、ペレット形状、壁面温度の因子を評価したものであったが、これらの因子に加えて、スクリュ形状、ホッパー口形状が嚙込み挙動に直接関連することは経験的に広く知られていた。しかしながら、ホッパー口形状によりペレット挙動がどのように変化するかの解析には、各種ホッパー口形状下で嚙込み領域を直接可視化する必要があり、これまで明らかにされていなかった。

そこで本章では、ホッパー口形状の可塑化工程、とりわけ固体ペレットの輸送状況に与える影響の評価を目的として、同一のスクリュ形状の下に、3種類のホッパー口形状を有する石英製可視化ブロックを装填して可視化解析を実施することとする。ペレット挙動を直接可視化し比較観察することにより、樹脂種類および粉碎材を含むペレット形状、さらには可塑化能力との相関解析を実施することで、ホッパー口形状設計による計量安定化の可能性を調査する。

4.2 実験方法

4.2.1 可視化加熱シリンダ

本章では、第2章で図2.1に示した可視化装置のホッパー下部に、標準シリンダを連結し、ホッパー下部のみ可視化観察を実施した。使用成形機および樹脂圧力・樹脂温度センサとその計測・記録システム、高速ビデオカメラ、画像解析装置計測システム、使用スクリュは第2章記載のシステムと同じとした。

4.2.2 可視化実験条件

図4.1に本章で使用した3種類の可視化石英ガラスブロックの形状を示す。いずれもブロック中央部に角穴落下口形状が形成されているが、A形状ではストレートな壁面、B形状はテーパ状壁面、C形状は片側のみ大きくテーパ状の開口部がある非対称壁面となっている。またペレットは、表4.1に示すポリプロピレン (PPH3; 平均直径 $\phi 3\text{ mm}$ ×長さ 3 mm のホットカット・ペレット, $\text{MFR}=10\text{ g}/10\text{ min}(230\text{ }^\circ\text{C})$, $T_m=164\text{ }^\circ\text{C}$, PPF70; 同ペレットに粉碎材 70 wt%を混合), 汎用ポリスチレン (GPPS; 平均直径 $\phi 3\text{ mm}$ ×長さ 3 mm のコールドカット・ペレット, $\text{MFR}=10\text{ g}/10\text{ min}$, $T_g=100\text{ }^\circ\text{C}$), 以上の3種類を使用した。不定形となる粉碎材の形状分布は表4.2に示す通りである。以下では連続可塑化および計量可塑化実験を行い、ホッパー下におけるペレット挙動を可視化観察する。ここで、連続可塑化実験とは、スクリュの回転動作のみを行うもので、単軸押出機と同様の定常的な可塑化実験を指す。一方、計量可塑化実験とは、スクリュの回転・後退を伴う計量動作、待機後のスクリュ前進(射出)動作の1サイクルからなる射出成形の可塑化実験を指し、連続可塑化とは相違した非定常プロセスとなる。本章では、まず連続可塑化実験でホッパー下ペレット噛み込み挙動の評価を通して、各ホッパー口形状の基本特性の違いを明確にした後、射出成形機の実機と同様の動作による計量可塑化実験を通して、ペレット噛み込み挙動の相違および計量時間への影響評価を行うこととした。それぞれの可塑化条件を表4.3に示す。

使用したスクリュは、呼径 $\phi 22\text{ mm}$, $L/D=20$, 圧縮比 2.2 (供給部谷径 $\phi 13.8\text{ mm}$, 計量部谷径 $\phi 18.2\text{ mm}$) のフルフライトスクリュで、表面に硬質クロムめっきを施した。スクリュ回転数は 30, 90, 150, 210 rpm (PPH3のみ 60, 120, 180 rpmも追加), 連続可塑化時のスクリュは最前進位置に固定, 計量可塑化時の計量条件は背圧 4.9 MPa, 計量ストローク 65 mm, 射出率 $3.8\text{ cm}^3/\text{s}$ とした。計量可塑化実験時には、ホッパー口形状によって可塑化時間が相違するが、計量後の待機時間を調整することによりサイクル時間を表4.4のように一定に設定した。可視化観察は、連続・計量可塑化実験いずれもホッパー下部の成形機正面側と背面側の両面から同時に行った。

表 4.3 連続可塑化条件と計量可塑化条件

| | |
|---------------------------------------|---|
| Temperature setting conditions (°C) | 210 / 210 / 200 / 190 / 190 / 40 (Nozzle / Cylinder1 / Cylinder2 / Cylinder3 / Cylinder4 / Feed throat) |
| Screw rotation rate (rpm) | 30, 60, 90, 120, 150, 180, 210 (PPH3) 30, 90, 150, 210 (PPF70, GPPS) |
| Reciprocating plastication conditions | |
| • Metering stroke (mm) | 65 |
| • Injection rate (cm ³ /s) | 3.8 |
| • Back pressure (MPa) | 4.9 |

表 4.4 連続可塑化条件と計量可塑化条件

| Resin | Screw rotation rate | | | |
|-------|---------------------|--------|---------|---------|
| | 30 rpm | 90 rpm | 150 rpm | 210 rpm |
| PPH3 | 1.20 | 2.90 | 4.40 | 6.10 |
| PPF70 | 0.94 | 2.47 | 3.85 | 5.31 |
| GPPS | 1.40 | 4.10 | 6.70 | 9.20 |

4.2.3 計量動作時のペレット供給速度評価装置と計測方法

ホッパー口形状が供給部へのペレット供給速度に影響を及ぼしていても、その下流側の圧縮部等で材料移動速度に律速が存在すると、ノズルからの吐出量ではホッパー口形状の影響を評価することができない。そこで、ペレット供給速度のみを抽出して比較するため、図 2.1 の分割可能構造を利用して図 4.2 のように加熱シリンダを取りはずし、ホッパー下部からのみのペレット供給速度を評価する。この際、標準スクリュを使用すると片持ち状となり傾斜・偏心するために、スクリュを短尺化して使用する。同フライト形状は、可塑化実験に使用した標準スクリュの供給部と同一で、 L/D を 7 として全長を短くしている。測定では、計量動作を想定して、スクリュを回転させながら、後述する速度にて強制後退させた後に射出動作をさせる。以上の 1 サイクルで、図 4.2 のホッパー下部から落下するペレット重量を吐出重量 (g) とし、吐出重量を計量時間 (s) で除した値をペレット供給速度 Q (g/s) として計測・評価する。ただし、実際の計量可塑化におけるスクリュ後退速度は、背圧に応じて変化するため一定ではない。本計測においては加熱シリンダが搭載されていない場合には背圧を発生させることができない。そのため、予備実験で得られた各ホッパー口形状での実際の計量時間で、計量ストロークを除いて、近似的に平均速度を求め (表 4.5 参照)、スクリュを後退させることとする。

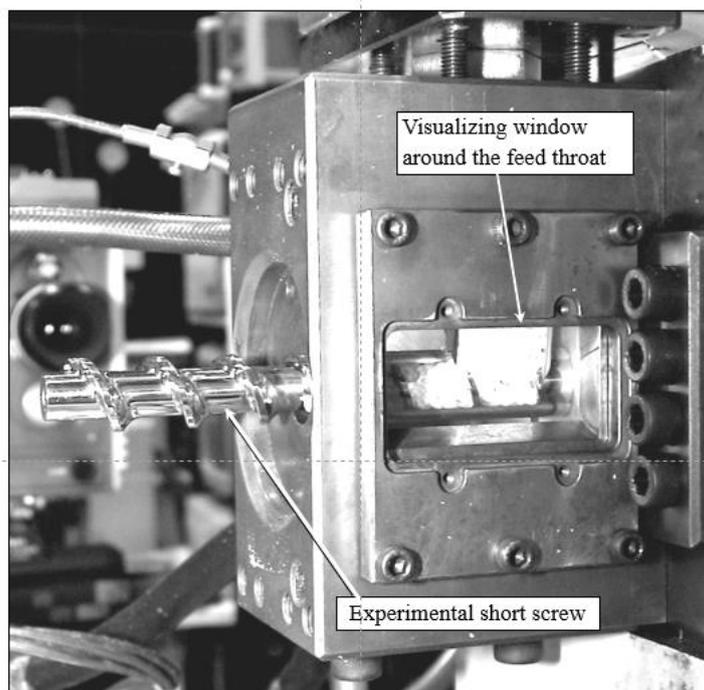


図 4.2 ペレット供給速度評価装置

表 4.5 ペレット供給速度評価実験におけるスクリュ後退速度条件

| Resin | Cycle time (s) | | | |
|-------|---------------------|--------|---------|---------|
| | Screw rotation rate | | | |
| | 30 rpm | 90 rpm | 150 rpm | 210 rpm |
| PPH3 | 101 | 56 | 41 | 36 |
| PPF70 | 101 | 56 | 41 | 36 |
| GPPS | 76 | 46 | 41 | 36 |

4.3 実験結果と考察

4.3.1 ホッパー下可視化観察実験結果

(1) 連続可塑化過程

まず、PPH3の連続可塑化時における観察画像の一例を図4.3に示す。それぞれ上半分は成形機正面側を表す。また、下半分は背面側の画像を、ペレット進行方向が正面側の画像と同じ向きになるようにするため左右反転した上で表示している。特徴的なペレット挙動として、A、B形状では、背面側においてスクリュフライト内のペレットがホッパー口に押し戻される現象が観察された。フライトがホッパー穴の端に近づくと、ホッパー口に近いスクリュ溝内のペレットは、ホッパー口とスクリュとの会合部空間へと一時的に押し出される形でホッパー口に押し戻されて、再度後方のフライトに落下する。あたかも逆流の様な挙動を示す。この際、A形状ではペレットが一度ホッパー口に押し戻された後、再度後方のフライト内に落下する。それに対し、B形状はテーパ形状に開口しているため、次のフライトへのペレット充填がA形状よりも早く始まる。しかし、スクリュ側面とバレル表面との隙間が上側に行くほど広がるため、隙間がある閾値を上回るとフライト上面を乗り越えてペレットの通過が可能になり、逆流の量が増大する。このため、ホッパー口直下の1~2ピッチでの充填状況は、B形状の方がやや多く観察されるが、3ピッチ目については充填状況に大きな差異は認められなかった。それに対して、C形状では、背面側がほとんど閉鎖されているためペレットの落下は少ないものの、A、B形状の様な逆流現象は発生しない。一度フライト内に落下したペレットの大部分はそのまま下流へと送られ、ホッパー口内のペレ

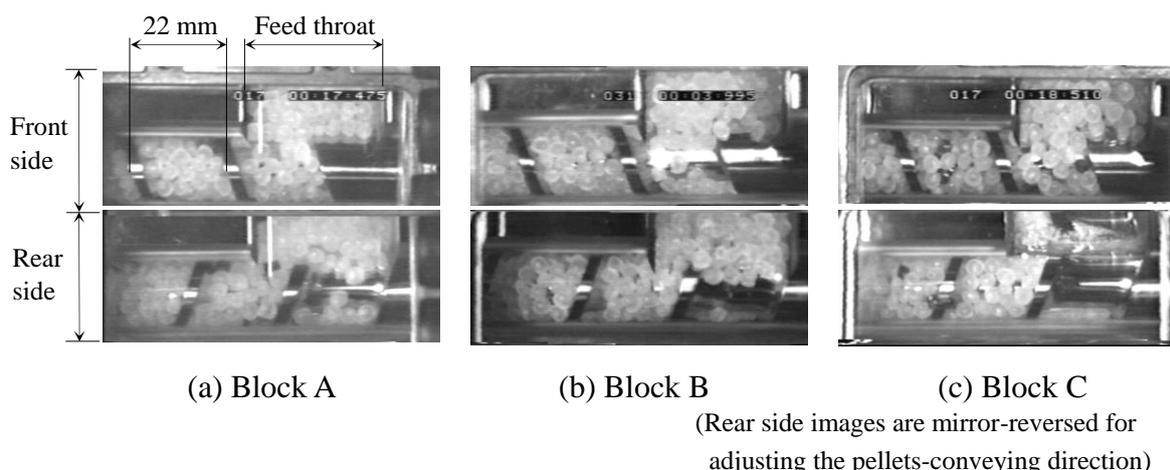


図 4.3 ホッパー下部におけるペレット挙動観察画像例
(PPH3, 連続可塑化, 180 rpm)

トの落下挙動への阻害がより少なくなる. これにより, 1~2ピッチ目と比較して3ピッチ以降においては他の2形状と充填状況に大きな差異は認められなかったものと考えられる. スクリュ回転に伴うこのようなペレット挙動の模式図を図4.4, 図4.5に示した. まず, 図4.4にAngle 0° におけるホッパー口直下の断面の変化を示す. 1ピッチ目のスクリュ溝は切れ上がっているため, スクリュ根元(0ピッチ)から1ピッチにかけて図のように次第に開口してゆく. また, 図4.5にはAngle 0° から 90° 間隔で, 各ホッパー口形状の断面図を示した. ここでのスクリュは図4.4の1ピッチ目の断面形状としている.

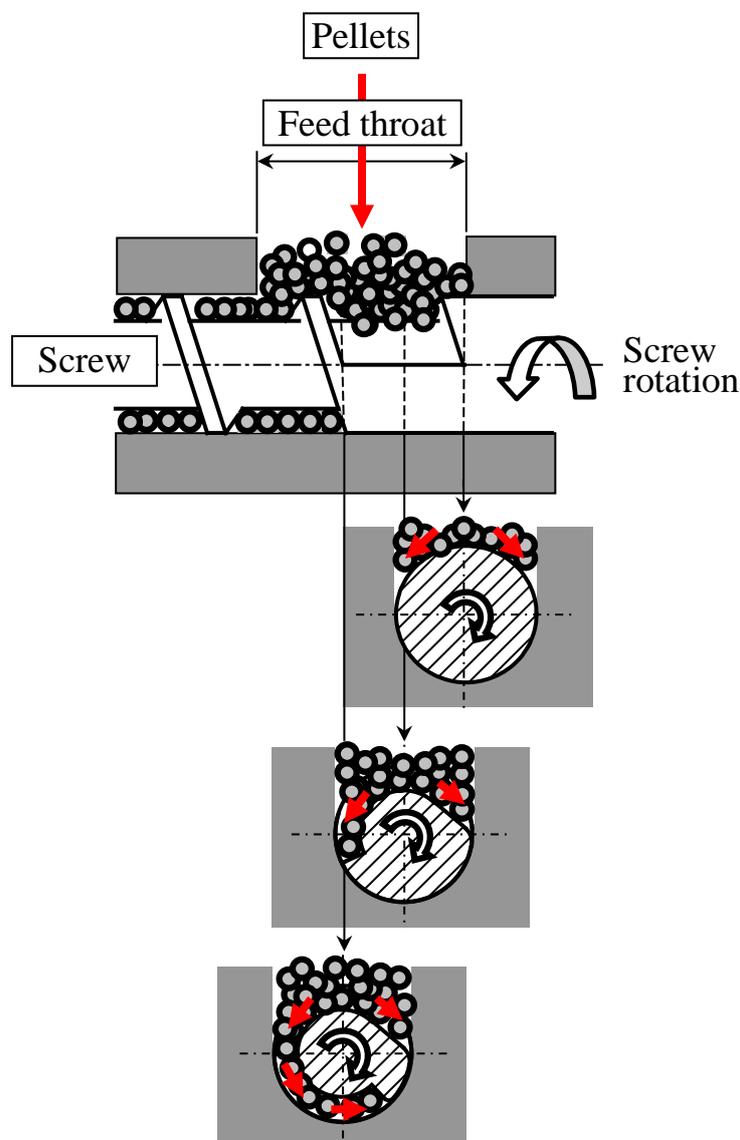


図 4.4 ホッパー下部断面におけるペレット挙動イメージ
(PPH3, 位相 0° , ブロック A)

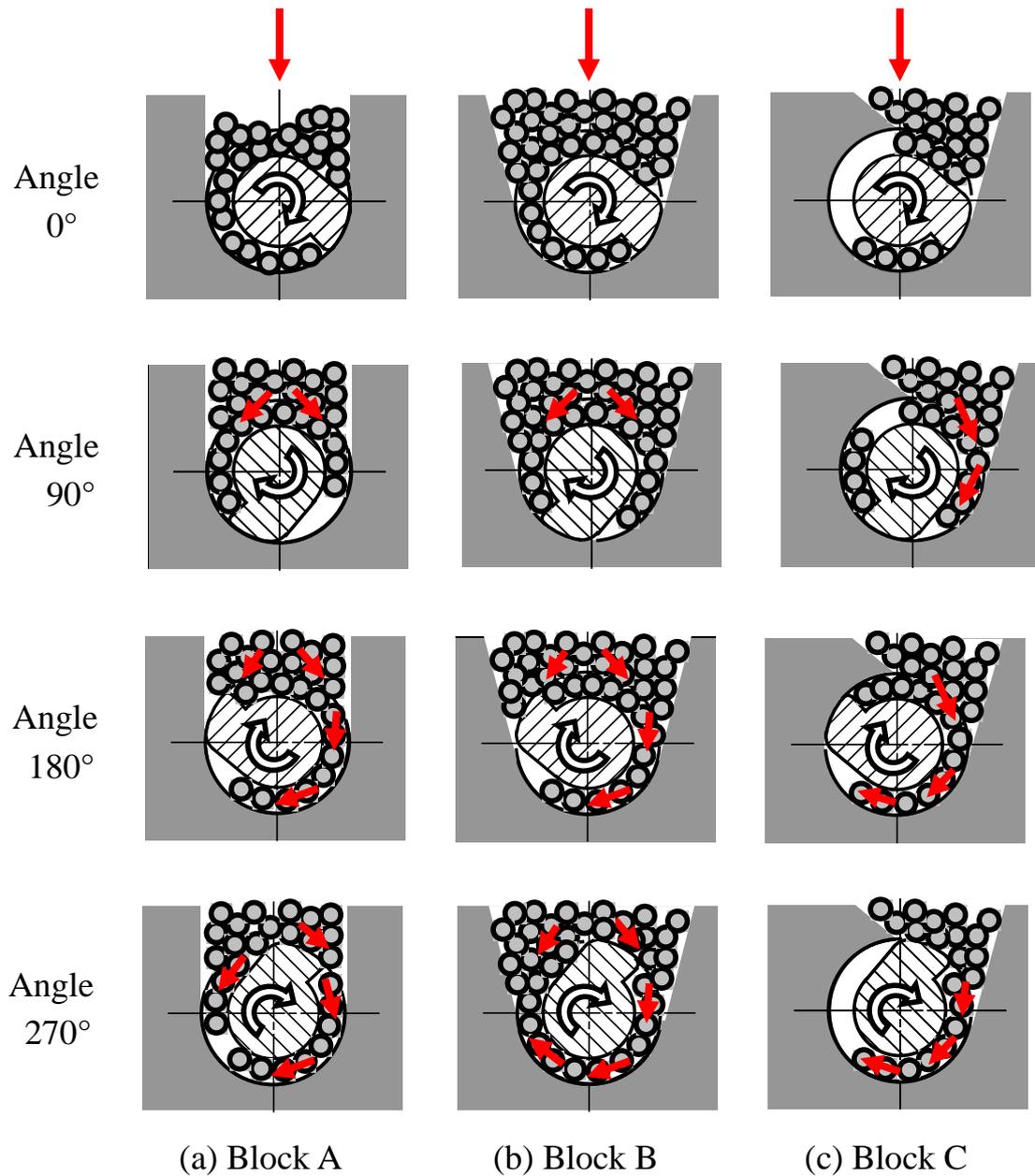


図 4.5 各ホッパーブロックにおけるスクリュ1回転中のペレット挙動イメージ (PPH3)

(2) 計量可塑化過程

次に、計量可塑化時には、計量開始時はいずれの形状においても前工程の射出動作によるフライト内のペレット充填率の低下が確認される。この現象は、図 4.6 に示したように、特に粉碎材を混合した PPF70 の C 形状で顕著に認められた。そのため計量開始初期は不安定な挙動を示すが、やがてスクリュ最前進位置における連続可塑化時とほぼ同じペレット挙動へと変化する。そして、計量が進みスクリュが後退することによって、溝が一部にしか存在しないスクリュフライト 1 ピッチ目（スクリュ切り込み開始位置）が、ホッパー口の領域外に後退する。これにより、切り込み開始部によるホッパー口の閉鎖部分が消失するため、ペレット充填量が次第に増加していく。連続可塑化と比較すると、スクリュ溝の開口部が確保される計量可塑化の方が、いずれの形状においてもより上流側（ホッパー側）で充填されていることが確認された。特に、スクリュ最前進位置で、成形機背面側へのペレット充填量が A, B 形状よりも少ない C 形状において、顕著な効果が認められた。そして、スクリュの後退に伴ってホッパー口形状間の格差は減少し、計量完了時においては、いずれの形状においてもほとんど差異が認められない。また、それに続く射出動作においては、ホッパー口より背面側スクリュ溝内に充填されるペレット量に差異が認められた。その量は C 形状が最も少なく、A, B 形状では明らかな差異は確認されない。スクリュフライトがホッパー口との会合部を通過する際に、ペレットがホッパー口に掻き取られて逆流する現象も観察された。この現象は、スクリュとホッパー口との会合部が最も広い B 形状でより顕著に観察された。この充填・逆流の相乗効果により、射出ストロークに相当する範囲において、会合部を通過するフライト内にペレット未充填部が生じる。この未充填部の差は、計量前半のペレット挙動に影響を及ぼすため、可塑化過程にも影響を与える可能性があるものと推察された。

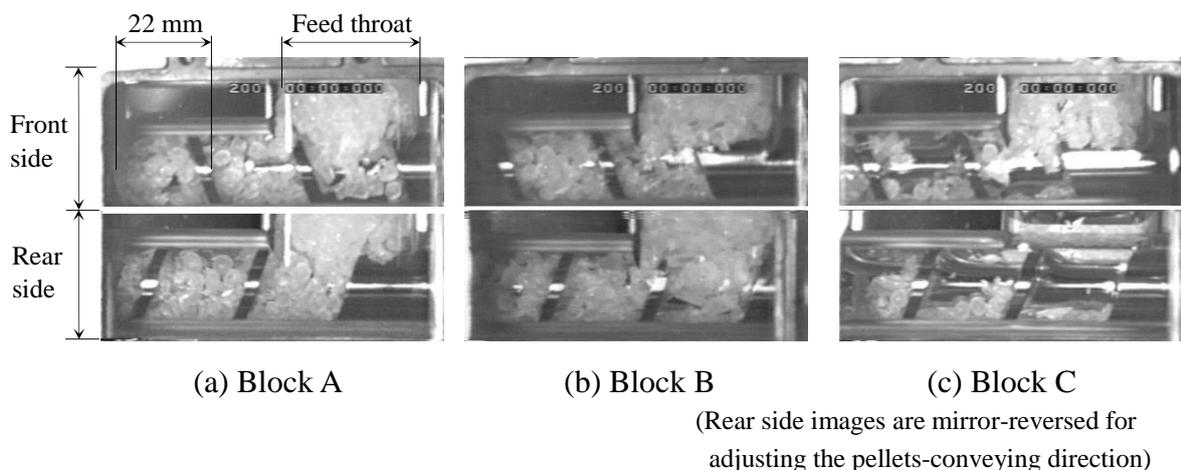


図 4.6 計量開始直後のホッパー下部におけるペレット挙動観察画像例
(PPF70, 計量可塑化, 150 rpm)

4.3.2 各種ホッパー口形状が計量時間に及ぼす影響

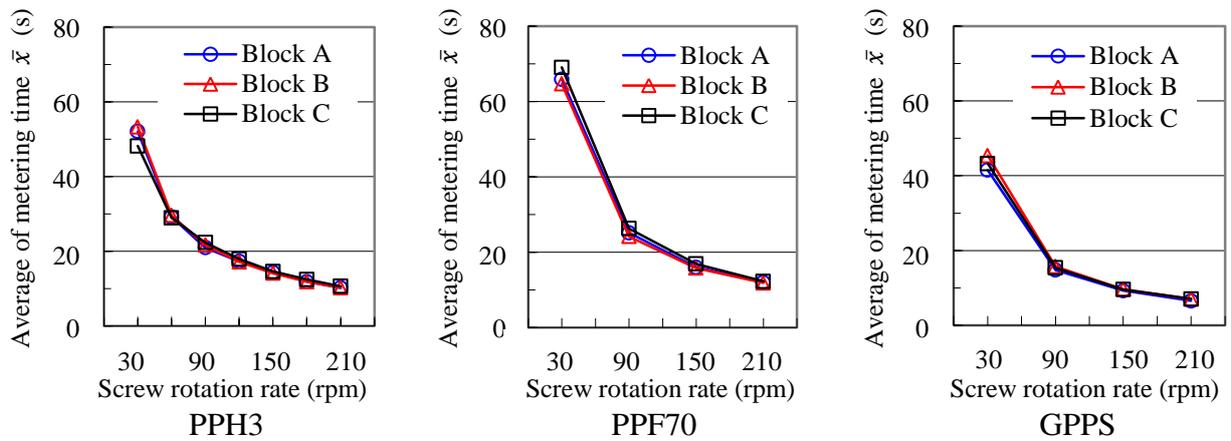
(1) 計量時間の計測

ホッパー口形状が可塑化過程に及ぼす影響を比較するため、計量可塑化における各スクリュ回転速度の平均計量時間 \bar{x} （計量時間の相加平均）を計測した。各条件のサンプリング数はA形状で10、B、C形状では100とした。A形状におけるスクリュ回転速度と平均計量時間との関係を図4.7(a)に例示する。また各ホッパー口形状での平均計量時間をA形状に対する比率 R として同図(b)に比較して示した。なお、ばらつきの指標として、各条件下の標準偏差 σ を平均計量時間 \bar{x} で除した値 σ/\bar{x} も同図(c)に併記している。粉碎材混合では、スクリュ溝深さよりも大きな粉碎材の混入が噛込み開始の障害となり、同図(a)ではPPF70の計量時間が同一樹脂のPPH3と比較していずれの回転速度でも10~25%長くなっている。GPPSは結晶融解熱を要さない非晶性樹脂のため熔融しやすく、計量時間がPPH3に比して20~30%程度一様に短縮されている。

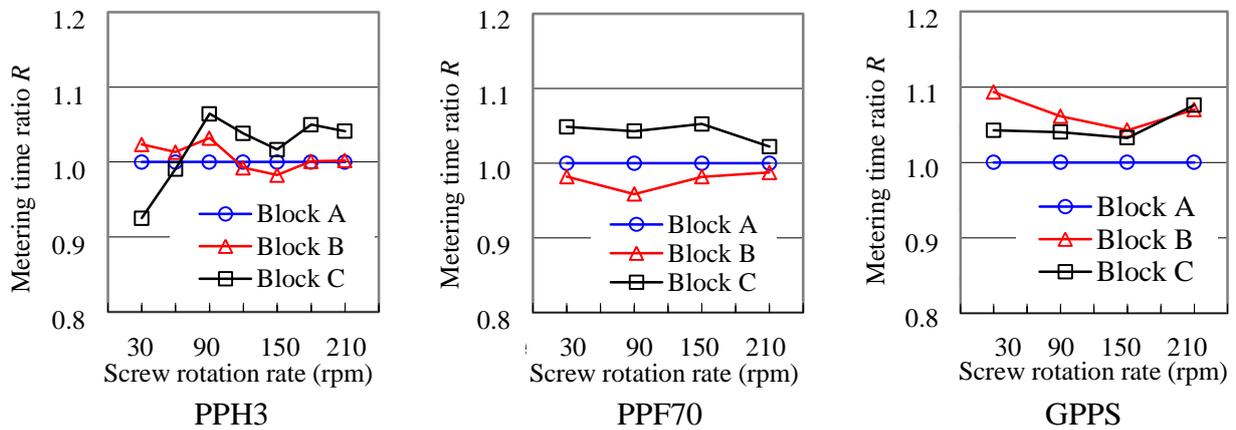
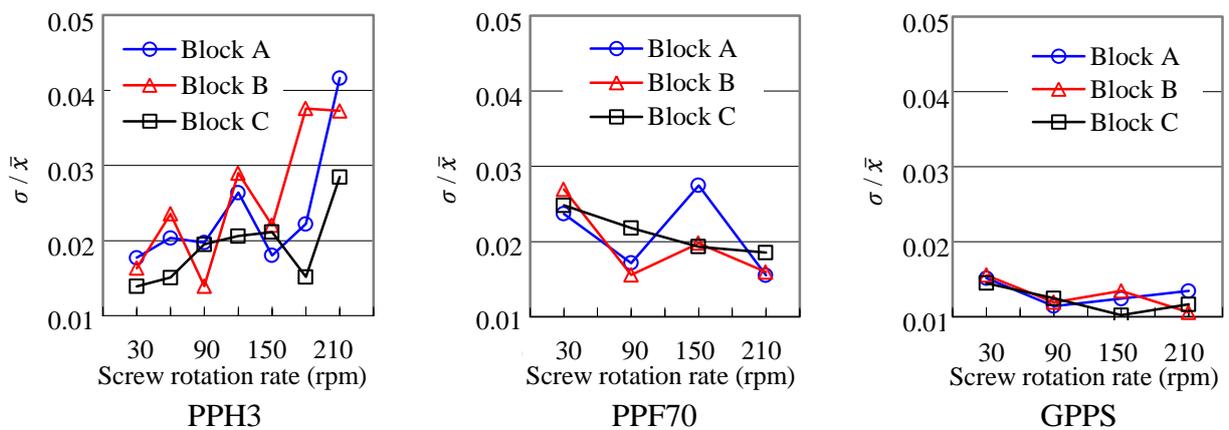
(2) PPH3とPPF70における影響評価

まずPPH3では、ホッパー口形状の計量時間への影響を示した図4.7(b)において、A、B形状の差は最大でも3%程度とほぼ同等の計量時間となっている。それに対してC形状は、低回転速度ではA形状に対して8%程度短いものの、それ以上の回転速度では逆に最大5%程度長い傾向を示している。また、ばらつきを示す同図(c) σ/\bar{x} では、特に高回転速度でのA、B形状のばらつきが大きくなっているものの、全般的にC形状の σ/\bar{x} が最も小さい傾向が示されている。いずれの形状でもPPH3では、スクリュ高回転速度における計量時間のばらつきが大きくなる傾向を示すのは、加熱シリンダ内の温度・圧力計測結果（データ未掲載）より、結晶性樹脂の可塑化過程に特有のソリッドベッド・ブレイクアップ現象が生成しているためと推察された。以上のことから、C形状は、ペレットの流れが安定しておりばらつきの少ないペレット供給が可能であるものの、低回転速度でこそ短い計量時間で可塑化が可能であるが、高回転速度では他の2形状よりもペレット供給速度が非常に低くなっている。このことはC形状が天面から内径部に至るスクリュ回転方向に沿ったテーパ形状を有し、安定したペレットの輸送が可能であることと、内径部における開口面積がA、B形状の約半分と小さく、通過ペレットの最大許容量を最も制限する形状となっていることから説明できる。高回転速度域では通過ペレット量の上限に近づき、実成形での生産性の低さが示唆された。

一方、PPF70では、C形状における計量時間がPPH3と同様に最も長く示され、A形状に対してほとんどの回転速度で5%程度長い値を示している。これはホッパー上部から見た、ホッパー口からスクリュ穴に繋がる図4.1の開口面積が、C形状ではA形状の63.6%と狭いことを直接反映したものと考えられる。加えて、大きな粉碎材がスクリュ溝内への樹脂の落下を阻害しやすく、図4.6のC形状のように顕著な空隙生



(a) Average of metering time as a function of screw rotation rate

(b) Metering time ratio R as a function of screw rotation rate

(c) Variation of metering time as a function of screw rotation rate

図 4.7 各ホッパーブロックの計量時間への影響

成を伴い易いものと考えられた。すなわち、C形状は特に粉砕材に対して、他のホッパー口形状と比べて相対的に供給速度が大幅に低下する。なお総じて、ばらつきはスクリュ回転速度によらず安定した傾向を示した。つぎに図4.7(b)からB形状の計量時間は、全回転速度でA形状に比べて2%程度短い傾向を示し、そのばらつきは低回転速度のみを除いて3形状の中で最も低い値を示した。これは、図4.1の開口面積も広く、大きな粉砕材をテーパ状壁面からスクリュ溝内へと引き込む能力が高いことを反映したものと理解される。PPF70では、回転速度の増大によりいずれの形状でもばらつきの低減傾向が読み取れる。これは加熱シリンダ内の温度・圧力計測結果（データ未掲載）により、飢餓供給と同様の効果が発現し、ブレイクアップ現象の抑制と可塑化過程の安定化が図られたものと考察された。以上のことから、B形状は粉砕材に対して相対的に供給速度が向上しており、3形状の中では最も粉砕材の供給に有利な形状であることが示唆された。

(3) GPPSにおける影響評価

図4.7(b)よりGPPSの場合には、B、C形状ともにA形状よりも計量時間が長い値を示した。まず、C形状は一部（低回転域）を除いてPPと同様の傾向を示した。一方B形状は、PPH3ではA形状とほぼ同じであったが、GPPSでは計量時間が最大で10%程度長く示された。こうした相違は、PPとGPPSのペレット形状の違いによるものと推察される。すなわち、PPH3はホットカットのため切断面が丸く、ペレット同士および周辺の壁面との摩擦抵抗が小さい。一方、GPPSはコールドカットで切断面が尖っているため、ペレット同士の角が噛みあうような大きな摩擦力が相互に作用し、また接触壁面各部との摩擦抵抗もより大きくなっている。可視化実験で確認されたように、B形状は開口部面積が大きいためペレットはスクリュ溝内に落下し易いものの、スクリュ穴とホッパー口テーパ面との接合線（図4.1(b)s参照）がスクリュの中心線より低い位置にある。接合線より上側に広がる傾斜した隙間領域では、ペレットがスクリュの回転にともなって成形機背面側に移動し、フライトに掻き上げられる際に、容易にフライトを乗り越えてホッパー口側溝内に落下する逆流現象が生成し易くなっている。コールドカットの尖ったペレット同士やスクリュ表面との接触部の摩擦が大きくなることとの相乗効果により、この逆流現象が増幅されたものと考えられる。また、C形状はPPH3と同様に最もばらつきが小さい傾向を示しているが、B形状はPPH3よりもA形状に対する相対的なばらつきが低下している。また、回転速度の増加に伴うばらつきの変化は、PPH3では回転速度が増すほど、結晶性樹脂の可塑化過程特有のソリッドベッド・ブレイクアップ現象生成を反映して、ばらつきが急激に増加傾向を示し、PPF70では飢餓供給同様の効果によりソリッドベッド・ブレイクアップ現象生成が抑制され、ばらつきの低減傾向を示す。これに対して、GPPSでは概ね一定か漸減傾向を示し、いずれのホッパー口形状でもばらつきには大きな差異がなく、計量時間が最も短いA形状が最も適切であることが示唆された。

4.3.3 各種ホッパー口形状のペレット供給速度と計量可塑化能力との相関

計量後退動作・射出動作の1サイクル間に、ホッパー下嚙込み装置から吐出されるペレット重量を計量時間で除したペレット供給速度 Q (g/s) と、実際の計量可塑化実験後に射出される溶融樹脂量(計量樹脂量)を計量時間で除した計量可塑化能力 M (g/s) とを求めた。A形状の Q および M とスクリュ回転速度との関係を図4.8に示す。GPPS, PPF70 では Q と M とが概ね同じ値を示すが、PPH3 では M が Q の0.6倍までと両者が大きくかけ離れていることが確認された。同様にして A, B, C の各ホッパー形状、各種材料の Q と M を求め、比率 Q/M の値とスクリュ回転速度との関係を図4.9に表した。ここで、 Q/M の比率1以上では、ホッパー下からの供給部へのペレット供給速度が、スクリュヘッド前方のリザーバ内への溶融樹脂供給速度を上回ることを意味している。現実の計量可塑化過程では、上記の比率は常に1になっているはずであるが、ホッパー下嚙込み装置から吐出されるペレット重量を分離して計測評価した場合には、1以上となることもある。すなわち比率が1以上とは、スクリュ圧縮部でのスクリュ溝浅底化等の作用により、圧縮部から先への材料移動が律速されていることを示す。

まず、PPH3 では、ホッパー口形状によって比率 Q/M の値は1.2~1.6付近に分布しており、A, C形状はほぼ同等、低回転速度ではB形状が小さく、高回転速度ではC形状がわずかに小さく示される。すなわち、 Q は計量可塑化能力 M を大幅に上回っており、ホッパー口形状による Q の差異がとりわけ高回転数ほど可塑化能力に反映されにくくなっている。これに対して PPF70 では、図4.8, 図4.9より、いずれのホッパー口形状でも M の値が PPH3 に対して0.8~0.85倍程度と低く示されていた。比率 Q/M の値は0.9~1.1付近に分布している。特に1.0未満と比率が低いC形状では、計量時間が長くなる図4.7(b)の結果とよい整合性を示している。比率が1.0未満と大幅に低下した理由は、樹脂は同じPPながら、粉碎材の形状因子により、ホッパー下でのスクリュ溝内への充填量が低下し、また嵩密度も低下したことによるものと推察される。

一方GPPSでは、図4.8より M の値が PPH3 の1.5~1.9倍と高く示された。いずれの形状も比率 Q/M の値は0.8~1.0付近に分布しており、特に比率が0.8~0.9と最も低いB形状では、図4.7(b)のように計量時間が長く示されている。以上のように PPH3 と比較して、ホッパー口形状によるペレット供給速度の差異が、GPPSでは可塑化過程と可塑化能力に対して直接的な影響を及ぼす様子が確認される。GPPSのこうした特徴は、結晶部の融解熱を必要とするPPに比して、結晶部を持たないGPPSは、同じ溶融粘度まで可塑化させるのに必要な熱量が少ないことに起因している。なおいずれのホッパー口形状でも、低回転速度域で比率が低く示されているが、これは低回転速度域では計量時間が長く加熱シリンダからペレットへの伝熱量が多くなることを反映したものと考察された。

以上の結果、結晶性樹脂である PPH3 では、ホッパー下でのペレット供給速度がス

クリュ圧縮部周辺でのペレットの溶融速度を大きく上回るため、溶融速度が計量可塑化能力を支配する主たる影響因子となり、スクリュ高回転速度ほどホッパー口形状は計量可塑化能力に反映されにくいことが示された。また同じ PP でも粉碎材混合の PPF70 では、ホッパー口でのペレット供給速度が大きく低下し、ホッパー口形状が計量可塑化能力に大きく反映されることが示された。さらに非晶性樹脂の GPPS では、ペレット供給速度と溶融速度がほぼ同程度か後者が上回っている。こうした傾向は PPF70 と同様であるものの、計量可塑化能力の絶対値が GPPS は PPF70 の2倍以上と大きいことから、溶融速度がペレット移動速度を律速しにくくなったものと考察された。このように、ペレット供給速度が低い場合、あるいは非晶性樹脂のように圧縮部以降での溶融速度が高い場合には、ホッパー口の形状差が計量可塑化能力に直接反映され易くなるものと推察された。

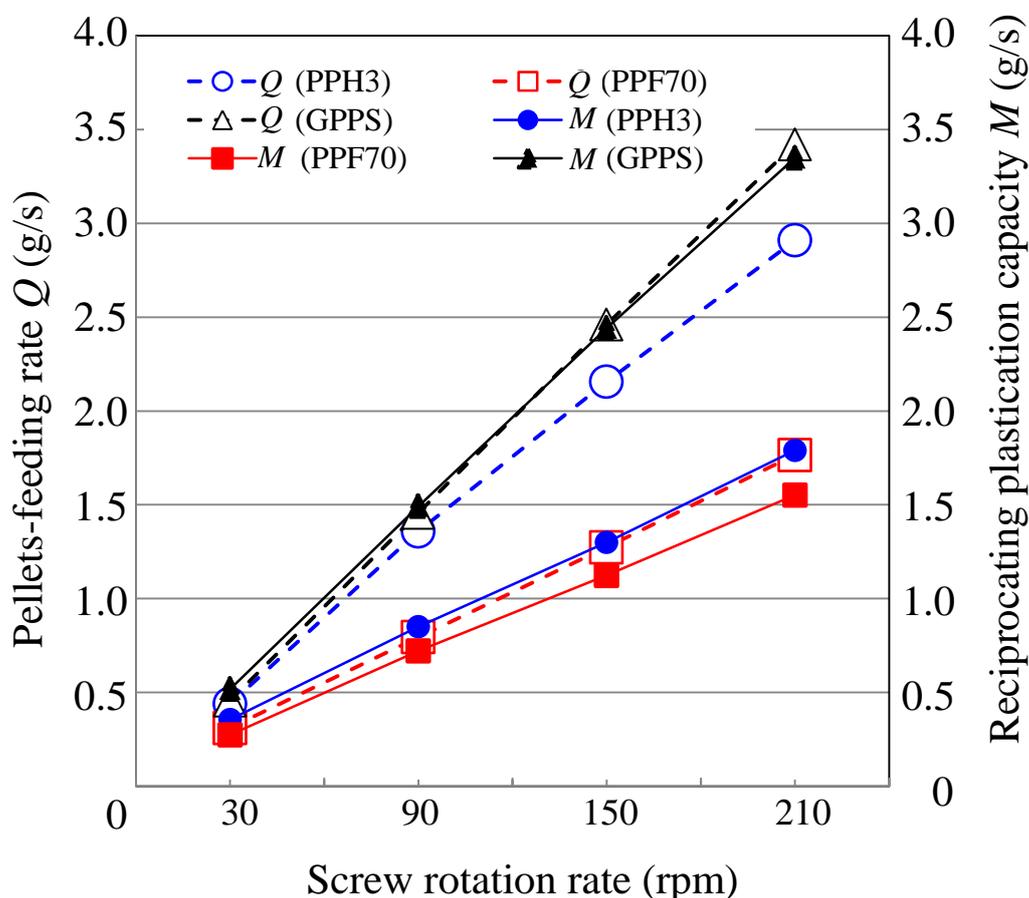
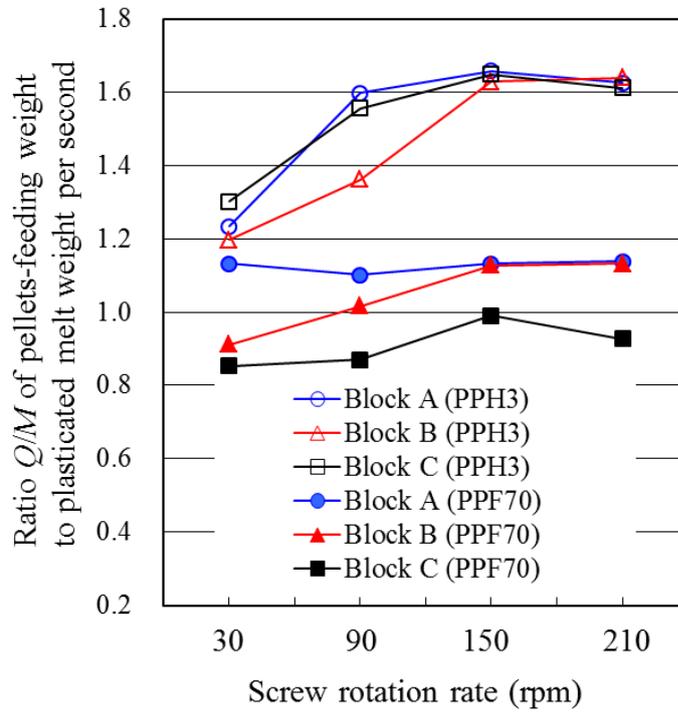
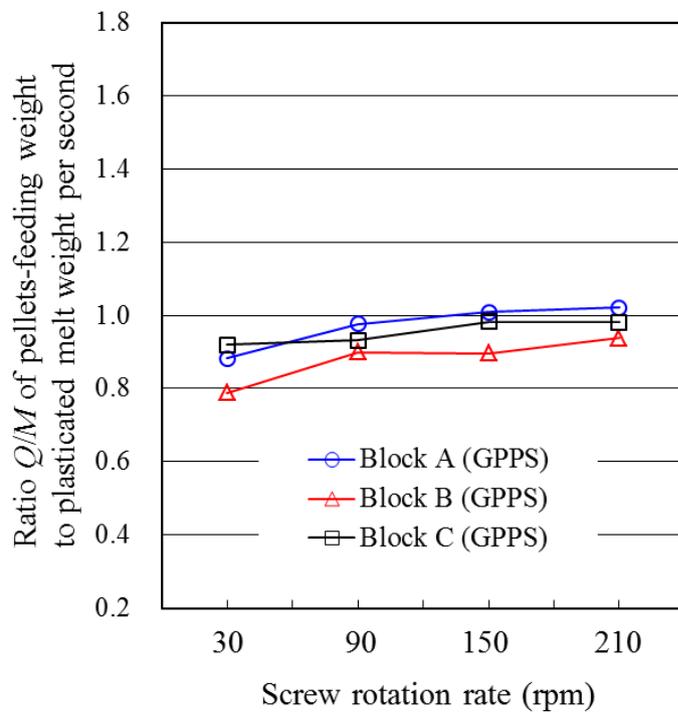


図 4.8 スクリュ回転速度に対するペレット供給速度 Q と計量可塑化能力 M の変化 (ブロック A)



(a) PP



(b) GPPS

図 4.9 スクリュ回転速度とブロック形状に対する比率 Q/M の比較

4.3.4 各種ホッパー口形状が計量安定性に及ぼす影響のまとめ

これまでに得られた、各ホッパー口形状が計量不安定因子である計量時間ばらつきに及ぼす影響に着目し、表 4.6 に整理して示す。計量時間が短く可塑化能力に優れるホッパー口形状、計量時間ばらつきが少なく計量安定性に優れるホッパー口形状が、それぞれの材料因子に対して存在することが明らかになった。

表 4.6 各ホッパー口形状因子が計量安定性に及ぼす影響

| ホッパー口形状 | PPH3 ホットカット | PPF70 粉碎材70% | GPPS コールドカット |
|--------------------|--|----------------------------------|----------------------|
| Block A (ストレート) | 計量時間 Block B と同程度 ばらつき Block B と同程度 | 計量時間は中程度 ばらつきは回転数に 依存して不安定 | 計量時間が最短 ○ばらつきが少ない |
| Block B (両側テーパ) | 計量時間 Block A と同程度 ばらつき Block A と同程度 | 計量時間が最短 ばらつきは回転数に 依存して不安定 | 計量時間が最長 ○ばらつきが少ない |
| Block C (片側テーパ) | 計量時間が長い(高回転域) ○ばらつき最小 | 計量時間が最長 ○ばらつきは回転数に 依存せず安定 | 計量時間が長い ○ばらつきが少ない |

4.4 結言

本章では、ホッパー口形状の差異が可塑化過程に及ぼす影響を調査した。すなわち、ストレートな壁面 **A**、テーパ状壁面 **B**、片側のみに大きくテーパ状の開口部がある非対称壁面 **C** の 3 種類のホッパー口形状の差異が、代表的な結晶性と非晶性樹脂から選んだ PPH3（ホットカット PP）および PPF70（粉砕材 70 wt% 混合 PP）、GPPS（コールドカット GPPS）の種類と形状因子の異なる 3 種類の樹脂材料について、ホッパー下部ペレット挙動と可塑化能力に与える影響を調査し、以下の結論を得た。

- (1) 連続可塑化においては、成形機の正面側観察で開口部の大きい **B** 形状、**A** 形状の順に、1~2 ピッチ目のスクリュ溝内へのペレット供給量が多く観察された。背面側が閉鎖された **C** 形状では、背面側にペレット未充填部が確認されたが、3 ピッチ目以降は各ホッパー口形状で充填状況に大きな差異は認められなかった。
- (2) 計量可塑化においては、計量開始直後は **A**、**B**、**C** 各形状による差が連続可塑化と同様に認められるが、スクリュ後退に伴って充填量の差異がほぼ解消された。続く射出工程では、背面側へのペレット充填量は **C** 形状が最も少なく **A**、**B** 形状では明らかな差異がないこと、これらは PPF70 でより顕著になることが観察された。
- (3) ホッパー下におけるペレット供給速度の計測を行い、計量可塑化能力との比較を行った。結晶性樹脂である PPH3 では、ホッパー下でのペレット供給速度がスクリュ圧縮部周辺でのペレットの熔融速度を大きく上回ることで、粉砕材混合の PPF70 では、ホッパー口でのペレット供給速度が大きく低下し、ホッパー口形状が計量可塑化能力に大きく反映されること、非晶性樹脂の GPPS では、もともと熔融速度が PP に比して大きいことに加え、ペレット供給速度と熔融速度とがほぼ同程度か後者が上回ることから、ホッパー口形状差（ペレット供給速度の差異）の影響を直接受け易いことが確認された。
- (4) PP では、いずれのホッパー口形状でも粉砕材混合の PPF70 でのペレット供給速度が低下すること、その傾向は開口部面積の狭い **C** 形状が最も顕著であることが示された。また開口部面積が広く粉砕材を引き込み易い **B** 形状で、計量時間が最も短くそのばらつきも少ないことが確認され、**B** 形状が粉砕材混合樹脂に対し最適な形状であることが示された。**C** 形状では逆流現象がなく、ペレットの安定した移送とばらつきの少ない供給が可能ながら、特に高スクリュ回転速度では **A**、**B** 形状よりも供給速度が非常に低く示された。一方、GPPS では、いずれのホッパー口形状でもばらつきは小さく、またホッパー口に傾斜面を持たず摩擦の影響が少ない **A** 形状で計量時間が最も短くなることが確認された。

本章では、ホッパー口形状差が計量の安定性に影響を与えることが明らかになった。

これより、精密成形に適したホッパー口形状の最適設計を行うことで、計量安定性を改善できる可能性が示唆された。また一方で、計量安定性よりも可塑化能力そのものを重視し、生産性向上を優先することができる可能性も同時に示唆された。

第Ⅱ部 計量工程における計 量不安定因子の研究

第5章 樹脂ペレット飢餓供給時における連続可塑化過程の可視化解析

| | |
|-------------------------------------|-----|
| 5.1 緒言 | 94 |
| 5.2 実験方法 | 95 |
| 5.2.1 飢餓供給の方法 | 95 |
| 5.2.2 実験装置 | 96 |
| 5.2.3 実験条件 | 96 |
| 5.3 可塑化能力と樹脂温度・圧力変化の計測実験 | 97 |
| 5.3.1 可塑化能力測定結果 | 97 |
| 5.3.2 樹脂圧力測定結果 | 97 |
| 5.3.3 樹脂温度測定結果 | 100 |
| 5.4 可視化観察実験 | 103 |
| 5.4.1 ホッパー下部の可視化観察結果 | 103 |
| 5.4.2 シリンダ内の可視化観察結果 | 105 |
| 5.4.3 積層擬似展開画像 | 105 |
| 5.5 飢餓供給における可塑化過程のモデル化 | 110 |
| 5.5.1 スクリュ回転速度と飢餓率による可塑化過程の遷移 | 110 |
| 5.5.2 供給部前半におけるペレット挙動モデル | 110 |
| 5.5.3 スクリュ低回転速度時の熔融モデル | 110 |
| 5.5.4 スクリュ高回転速度時の熔融モデル | 112 |
| 5.6 結言 | 113 |

5.1 緒言

第3章では、7種類の樹脂ペレットの嚙込み挙動とスクリュ表面温度、ペレットの固体摩擦係数との相関解析を行い、特定のPBTにおける嚙込み不良現象の生成機構を明らかにした。これまで、射出成形機に樹脂ペレットを飢餓供給することで、嚙込み不良が改善する事例があることは経験的に知られていた。飢餓供給は、通常の供給方法である満杯供給に対して、可塑化スクリュ本来の固体輸送能力を下回るように樹脂ペレット量を制限し、ホッパー口から供給する方法である。飢餓供給は一般的に可塑化能力低減という短所を持つものの、樹脂ペレットの嚙込み性向上、脱気性向上に効果があることが商業的に謳われ、現象の解明がなされていない中で、経験的に有効性が知られている。しかしながら、押出機における添加剤の混練性改善[白岩 2005]や、射出成形機における脱気性向上[浅野 2003]などの対策手段として紹介された報告はなされているものの、飢餓供給時の樹脂可塑化プロセスについては、これまで明らかにされていなかった。

そこで本章では、まず飢餓供給時の可塑化状況を観察し、同時にシリンダ内の樹脂圧力、樹脂温度を測定することで、飢餓供給時の可塑化メカニズムを詳細調査することとする。次に、飢餓供給を用いて可塑化を実施した際の、計量不安定因子への影響を明らかにし、飢餓供給の適用についての指針を示すことを目的とする。

5.2 実験方法

5.2.1 飢餓供給の方法

固体樹脂の嚙込み不良現象が発生した場合の有効な対応策として、ホッパー口へのペレット定量供給装置を用いた飢餓供給を適用する手法が知られている。ここでは、飢餓供給の度合い（以下、飢餓率）を変化させて、飢餓供給時のホッパー下部およびシリンダ内における樹脂挙動を調査する。ここで、飢餓率は、次式で与えられる[Strand 1992].

$$S = (1 - G_s / G_0) \times 100 \quad (5.1)$$

S : 飢餓率 (%)

G_s : 飢餓供給時の樹脂質量流速

G_0 : 満杯供給時の樹脂質量流速

ここで、 G_s 、 G_0 はともに同一のスクリュ回転速度におけるスクリュ軸方向の質量流速である。また満杯供給とは、定量供給装置からの樹脂送り出し量がノズルからの可塑化吐出量に等しいか、それ以上となる供給状態のことを指し、以下では、満杯供給状態を飢餓率 0 % として表記する。

(5.1)式は成形機のスクリュ回転速度を用いて書き換えると以下のように近似できる[Strand 1992].

$$S = (1 - N_0 / N_s) \times 100 \quad (5.2)$$

N_0 : 満杯供給時のスクリュ回転速度

N_s : 飢餓供給時のスクリュ回転速度

ここでは、 N_0 、 N_s のいずれも定量供給装置からの送り出し量は同一とする。定量供給装置の送り出し量を調節して飢餓率を変化させる場合には、(5.2)式から、

$$N_0 = (1 - S / 100) N_s \quad (5.3)$$

であるから、スクリュ回転速度が N_0 のときに満杯供給となるような定量供給装置の送り出し量に設定すれば、回転速度が N_s のときに飢餓率が S となる。

本章では、定量供給装置と成形機のホッパー口の間を透明な供給パイプで連結し、スクリュ位置を固定させて回転させる連続可塑化中に、樹脂レベルが一定になるような定量供給装置の送り出し量を求めた。このときを飢餓率 0 % とする。飢餓率 0 % 時

には供給パイプ内の樹脂レベルを一定に保つようにした。これは、ホッパー口におけるペレット自重による加圧効果を考慮したためで、実際にホッパーをつけて可塑化を行う場合とほぼ等価であると考えられる。

本章では、飢餓率をさまざまに変化させてポリプロピレンのホットカット・ペレット（直径3 mm×長さ3 mm；以下 PPH3）を供給し、ホッパー下部（成形機正面側、背面側）およびシリンダ内（供給部、圧縮部、計量部）を可視化観察した。同時に、シリンダとノズルにおける樹脂圧力と樹脂温度を計測して可塑化状況の評価を行った。

5.2.2 実験装置

本章では、第2章の可視化シリンダ（図2.1参照）を使用し、定量フィーダ（ACCURATE DRY MATERIAL FEEDER, (株)クマエン지니어リング）を用いて PPH3 の飢餓供給を実施した。使用成形機および樹脂圧力・樹脂温度センサとその計測・記録システム、高速ビデオカメラ、画像解析装置計測システム、使用スクリュは第2章記載のシステムと同じとした。

5.2.3 実験条件

本章では、PPH3（ハイポール J700, 三井石油化学工業(株)/現プライムポリマー(株), MFR=11 g/10 min, $T_m=165$ °C) を用い、設定温度はノズルからホッパー下部まで順に 200/210/200/190/190/40 (°C) とした。スクリュを最前進位置に固定しスクリュ回転のみを行う連続可塑化を行い、ホッパー下部におけるペレット挙動とシリンダ内の可塑化状況を可視化観察した。スクリュ回転速度は 30, 60, 90, 120, 150, 180 (rpm) , 飢餓率は 0, 3, 6, 9, 12 (%) と変化させた。

ホッパー下部の可視化観察位置は、成形機正面側と背面側両面（H：スクリュ溝 1～3 ピッチ目）、シリンダ内観察位置は、スクリュ供給部（F₂：同 6～8 ピッチ目, F₁：同 8～10 ピッチ目）およびスクリュ圧縮部（C₂：同 11～12 ピッチ目, C₁：同 13～14 ピッチ目）、スクリュ計量部（M₂：同 17～18 ピッチ目, M₁：同 19～20 ピッチ目）とした。

5.3 可塑化能力と樹脂温度・圧力変化の計測実験

5.3.1 可塑化能力測定結果

可塑化能力の測定結果を図 5.1 に示す。本実験のみ，定量供給装置の送り出し量を飢餓率 0 % のときのまま一定とし，可塑化スクリュ回転数を変化させることで飢餓率を変化させた。そのため，各送り出し量での計測点は同図の横方向に推移し，スクリュ回転数の変化によらず概ね同じ可塑化能力を示している。同図では，いずれの飢餓率においても，スクリュの回転速度と可塑化能力はほぼ比例しており，また同一スクリュ回転速度では，飢餓率の低い方が可塑化能力は高くなる様子が確認される。

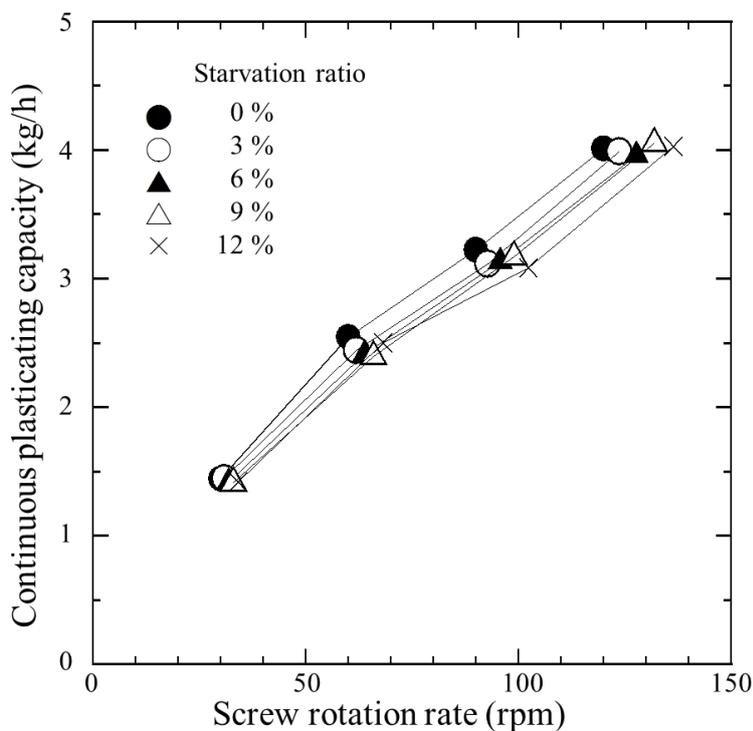


図 5.1 連続可塑化能力への飢餓率の影響

5.3.2 樹脂圧力測定結果

可塑化実験における樹脂圧力変動の抜粋を図 5.2 に示す。また，30 秒間の相加平均を図 5.3 に示す。

図 5.2 に示すように，いずれの飢餓率でも，樹脂圧力の変動幅（最大・最小の圧力差）は P_n が最も小さく， P_a ， P_b の順に大きくなった。圧縮部では未熔融ペレット群であるソリッドベッド（以下，SB）が流入し，シリンダ内壁面・スクリュ底面と干渉することを反映して， P_b の変動幅が増大するものと理解される。スクリュ回転速度の

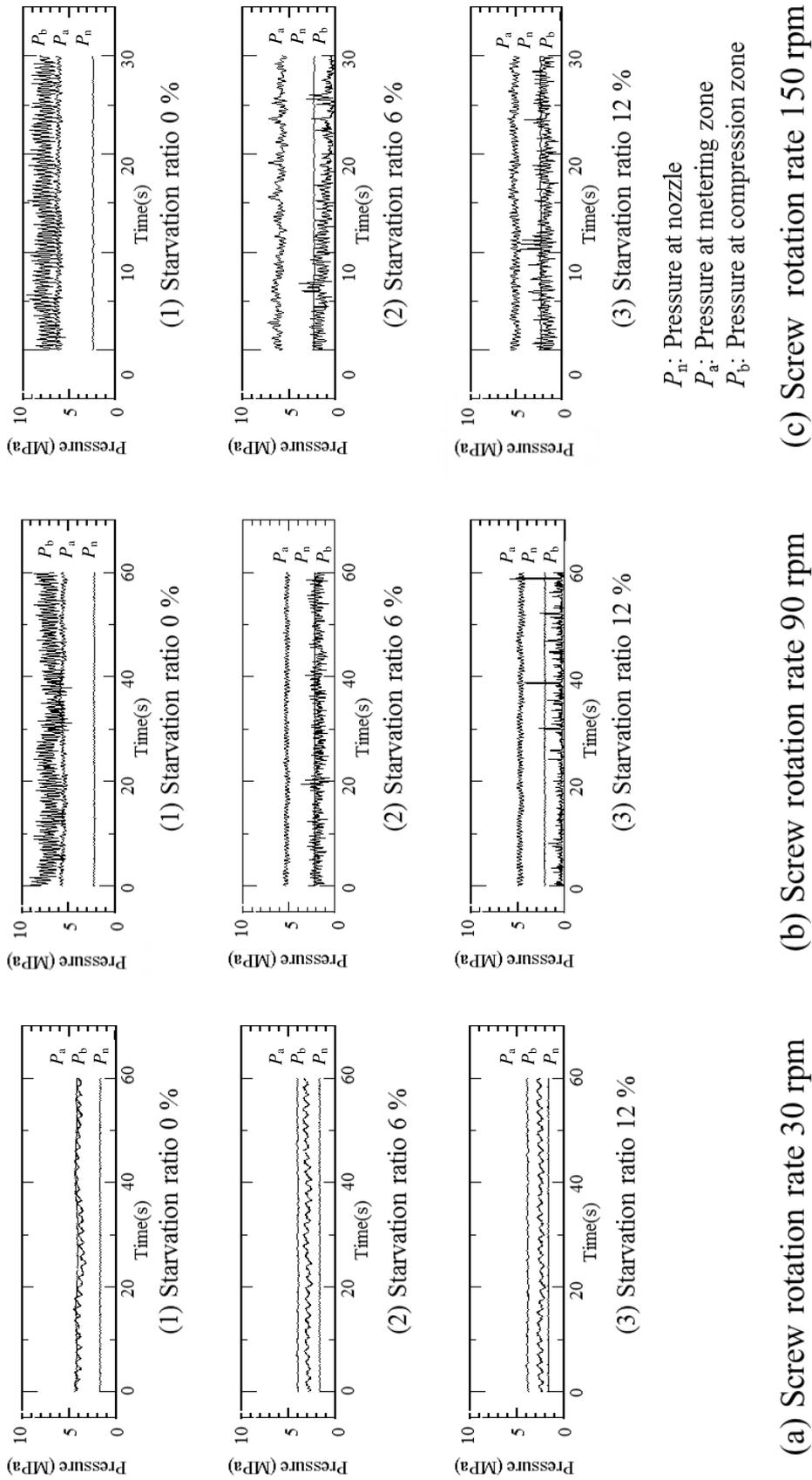


図 5.2 各計測点における樹脂圧力変動
 (スクリュ回転速度 30, 90, 150 rpm / 飢餓率 0, 6, 12 %)

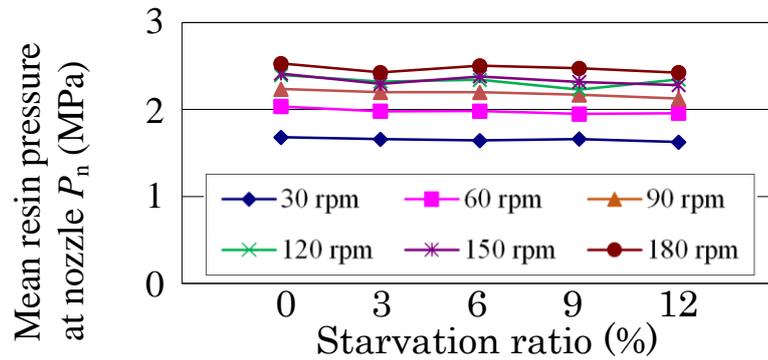
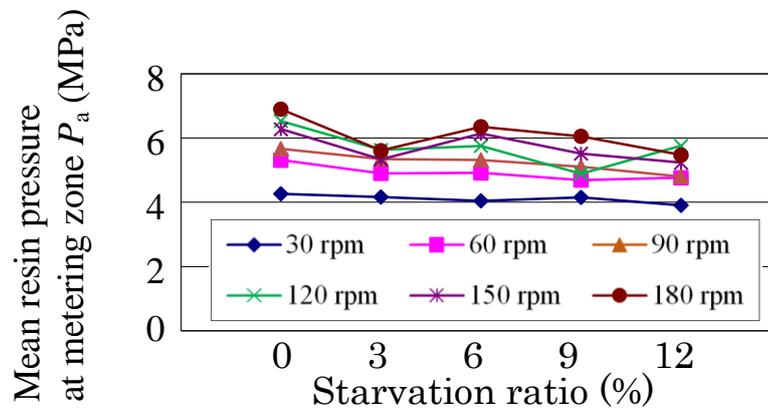
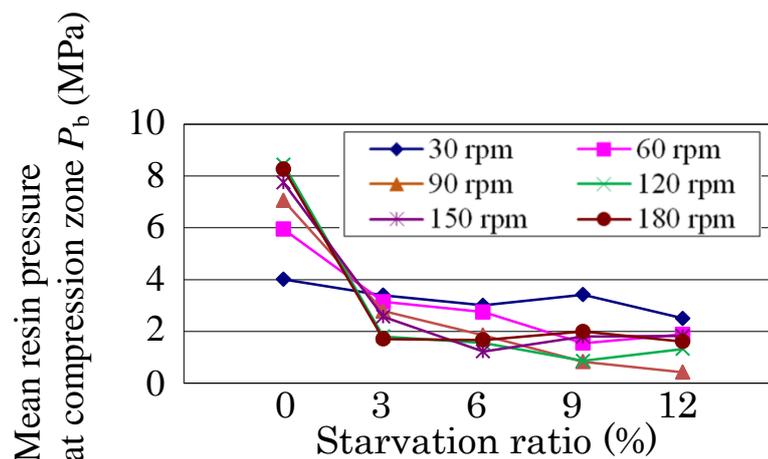
(1) Mean resin pressure at nozzle P_n (2) Mean resin pressure at metering zone P_a (3) Mean resin pressure at compression zone P_b

図 5.3 平均樹脂圧力に及ぼす飢餓率の影響
(30, 60, 90, 120, 150, 180 rpm)

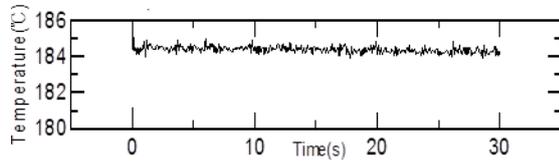
増加にともなってSBの流入量も増加するため、変動幅も大きくなっている。 P_b では、飢餓率0%の90 rpm, 150 rpmで、SBのブレークアップ（以下、BUP）現象[横井 2001], [龍野 2002b]を示す特徴的な波形（緩やかな圧力変動）が観察され、特に150 rpmでは、飢餓率6%, 12%の P_b にもBUP現象の生成を同様に確認することができる。

図5.3から、ノズル部圧力 P_n の平均値は、同一スクリュ回転速度では、満杯供給／飢餓供給を問わず飢餓率とともに微減するが、その値に大きな差は見られない。また、同一飢餓率では、回転速度にともない概ね増加傾向を示した。計量部圧力 P_a は、90 rpm以下では P_n と同様の傾向を示す。120 rpm以上では、いずれの回転速度でも満杯供給時に最大となり、飢餓率3%を除いて、飢餓率とともに漸減傾向を示している。圧縮部圧力 P_b は、いずれの回転速度でも満杯供給時に最大値を示すが、 P_a と相違して3%の飢餓供給から急減し、以後、飢餓率の増加とともに緩やかに減少して推移する。これは、 P_b の計測位置が圧縮部入口にあり、後述するように、計測位置における熔融樹脂の充填率が飢餓供給によって低くなることを反映したものと理解される。なお、150 rpmおよび180 rpmの P_b は、後述の図5.10(2)で示されるように、計測位置が熔融開始点よりも上流側にあったため、熔融樹脂圧力の計測に対応していないことに注意を要する。

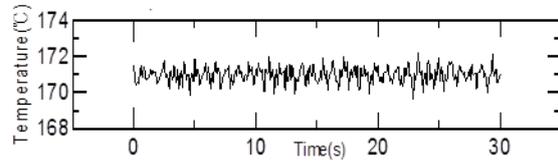
5.3.3 樹脂温度測定結果

図5.4に、可塑化実験における樹脂温度変動（150 rpm）の計測結果を例示する。また、各条件での30秒間の樹脂温度変動の相加平均を図5.5に示す。

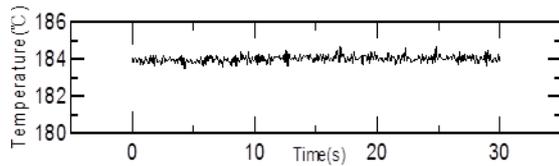
可塑化中のノズル部、計量部の樹脂温度 T_n , T_a は、いずれのスクリュ回転速度においてもほとんど飢餓率の影響を受けず、 T_n では0~1 °C, T_a では2~2.5 °C程度の変動範囲内に収まっていることが確認された。平均樹脂温度の変化を示す図5.5では、ノズル部の樹脂温度 T_n はいずれの飢餓率でもスクリュ回転速度増とともに上昇すること、計量部の T_a は、いずれのスクリュ回転速度でも飢餓率によらず0.5 °C以内の範囲に分布するが、飢餓率の増加にともなって各スクリュ回転速度間の変動幅が縮小することが示された。



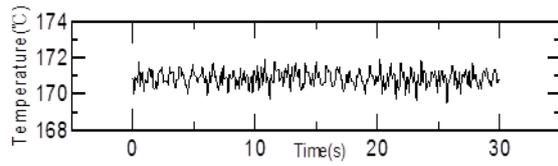
(1) Starvation ratio 0 %



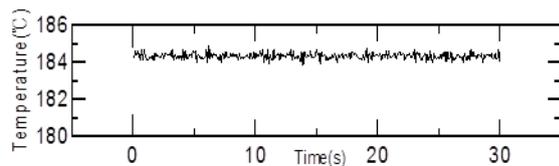
(1) Starvation ratio 0 %



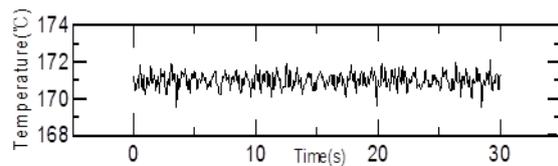
(2) Starvation ratio 6 %



(2) Starvation ratio 6 %



(3) Starvation ratio 12 %

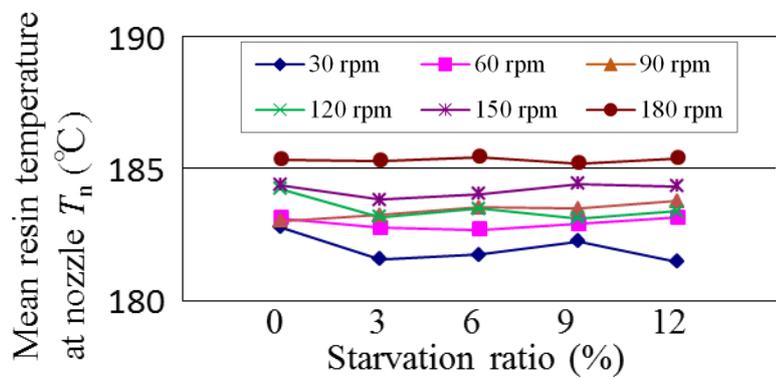


(3) Starvation ratio 12 %

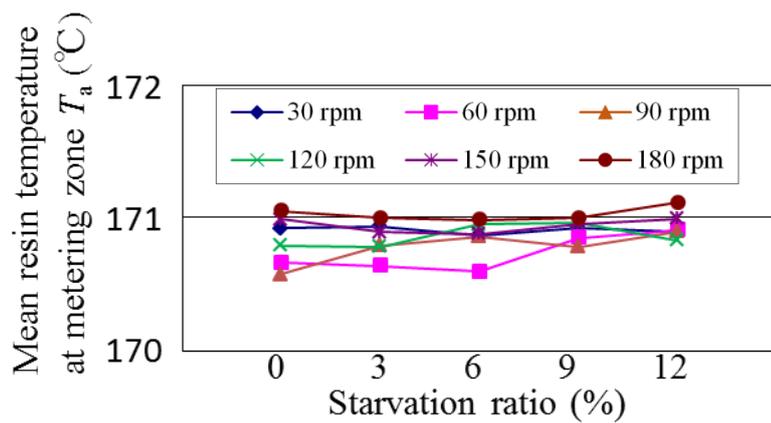
(a) Resin temperature
at nozzle T_n

(b) Resin temperature
at metering zone T_a

図 5.4 各計測点における樹脂温度変動
(スクリュ回転速度 150 rpm / 飢餓率 0, 6, 12 %)



(a) Mean resin temperature at nozzle T_n



(b) Mean resin temperature at metering zone T_a

図 5.5 平均樹脂温度に及ぼす飢餓率の影響

5.4 可視化観察実験

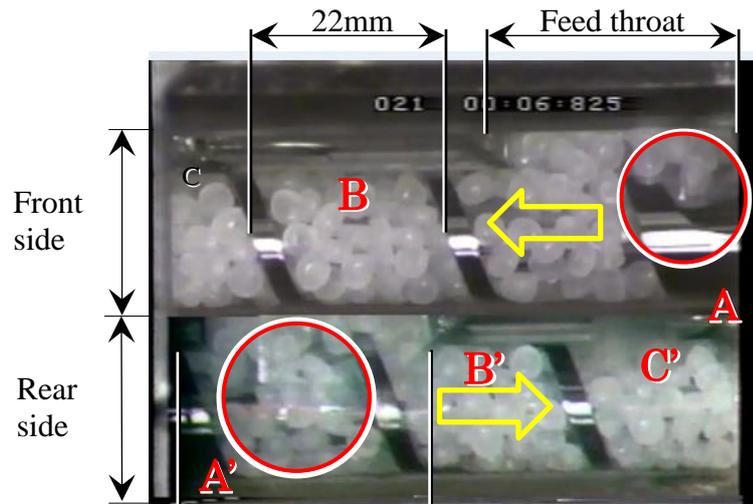
5.4.1 ホッパー下部の可視化観察結果

ホッパー下部の噛込み状況を成形機正面側と背面側の両面から同時に観察した結果、以下のような状況が示された。図 5.6(1)に示す 90 rpm の満杯供給では、ホッパー口から供給された樹脂ペレットは、背面側 1 ピッチ目への落下を開始する（同図 A）。次に正面側 1 ピッチ目への落下が始まり（同図 A'），直ちにスクリュ回転方向に移動を開始する。2 ピッチ目（同図 B および B'）で、ほぼスクリュ溝内一周を隙間なく充填するが、ペレット間に空隙が存在するため、各ペレットは運動の自由度を有する。3 ピッチ目（同図 C および C'）では空隙が消失し、各ペレットが拘束し合った塊となり、剛体のような滑り挙動を開始する。このペレット塊は、スクリュ回転方向速度成分と、スクリュ中心軸方向速度成分を持つ様子が観察された。

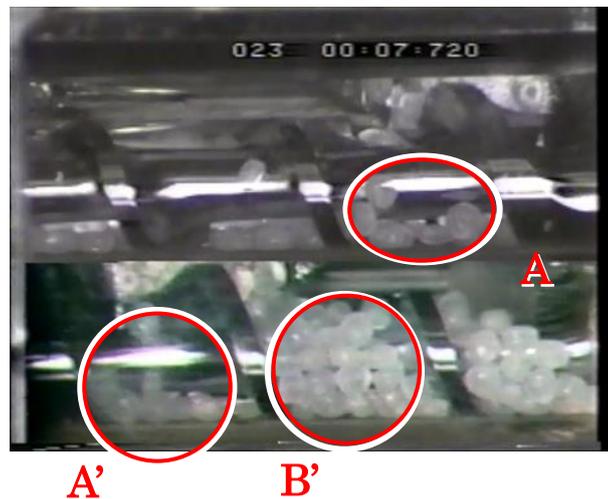
次に飢餓供給時の観察画像（90 rpm, 飢餓率 6%）を図 5.6(2)に示す。飢餓供給時に、ペレットはホッパー口から断続的に落下する。正面側ではペレットが充填するには至らず（同図 A），未充填領域が広がる。背面側でもペレットはスクリュ下方に落下するが（同図 A'），スクリュ回転にともない押し側フライトに沿うようにペレットが堆積する様子が観察された（同図 B'）。ペレットは背面側に偏った形で堆積し、スクリュ回転方向速度成分を持たないまま下流側へ移送される特徴的な様子が観察された。

比較のため、図 5.6(3)に 30 rpm, 飢餓率 6% 時の観察画像を示す。1~2 ピッチ目でペレットはスクリュ溝内を充填せず、3 ピッチ目（同図 C および C'）で概ね充填するよう見える。しかしながら、後述のシリンダ内可視化観察結果から明確になるように、この時点では各ペレット間にまだ空隙が存在し、充填完了していない。

以上のように、ホッパー下部における可視化観察の結果、飢餓率が低い場合には、スクリュ溝内を埋める樹脂ペレット間に多少の空隙が空いている程度であるが、飢餓率が高い場合には、ホッパー口から供給された樹脂ペレットはまず、スクリュの成形機背面側に充填され、その量が徐々に増加する。やがてスクリュ溝の上側からスクリュ表面に引きずられて成形機正面側に回り込み、溝内を完全に充填することが明らかになった。完全充填までは、正面側からの観察では、ペレットはほとんど見えず、スクリュ下部に少量見えるペレットをスクリュのフライトが下流方向に掻き取っていく様子が見受けられる。このとき、ペレットはスクリュ回転方向速度成分をほとんど持っておらず、溝内を完全充填したのちスクリュ回転方向速度成分を持つようになる。この完全充填位置を F_0 とすると、ホッパー口から F_0 までの距離は、同一スクリュ回転速度ならば飢餓率の増加とともに増加し、同一飢餓率ならばスクリュ回転速度の増加とともに微増する傾向が示された。



(1) Screw rotation rate 90 rpm, starvation ratio 0 %



(2) Screw rotation rate 90 rpm, starvation ratio 6 %



(3) Screw rotation rate 30 rpm, starvation ratio 6 %

図 5.6 ホッパー下部の可視化画像の比較

5.4.2 シリンダ内の可視化観察結果

シリンダ内の可視化観察から、飢餓供給時のホッパー下部の観察（図 5.6(3)参照）ではペレットが完全充填されていると思われていたものの、実際にはまだ少し隙間を有しており、個々のペレットには回転等、多少の運動の余地が残されていることが確認された。図 2.1 に示す供給部 F_2 （スクリュ 6~7 ピッチ目）で、個々のペレットは運動の自由度を失い、相互に拘束し合ったペレット塊となる。このときには、各ペレット表面と加熱シリンダ内壁面の接触領域ですでに溶融が始まりかけているものと思われる、やがてペレット表面の溶融樹脂がペレット塊へと含浸し、ペレット間の隙間からスクリュ表面が見えなくなる。ペレット間からスクリュ表面が見えなくなる位置を M_s とすると、ホッパー口から M_s までの距離は、同一スクリュ回転速度では飢餓率の増加にともない長くなる。また、同一飢餓率では、90 rpm 以下でスクリュ回転速度の増加にともない微増する傾向が見られた。

満杯供給条件下での従来の可視化観察でも、スクリュ回転速度の増加にともない、樹脂の溶融開始位置はノズル側に移行することが確認されている。しかしながら、飢餓率を増加させた場合には、スクリュ溝内でのペレット充填率が供給部で低く保たれる結果、樹脂の押付け圧力の低下による伝熱効果の低下をもたらすこととなる。また、スクリュ中心軸方向への送り速度が速くなるため、シリンダ内での滞留時間も短くなることが想像される。これらより、樹脂の溶融開始位置は、飢餓率増加により一層ノズル側へとシフトすることが示唆された。

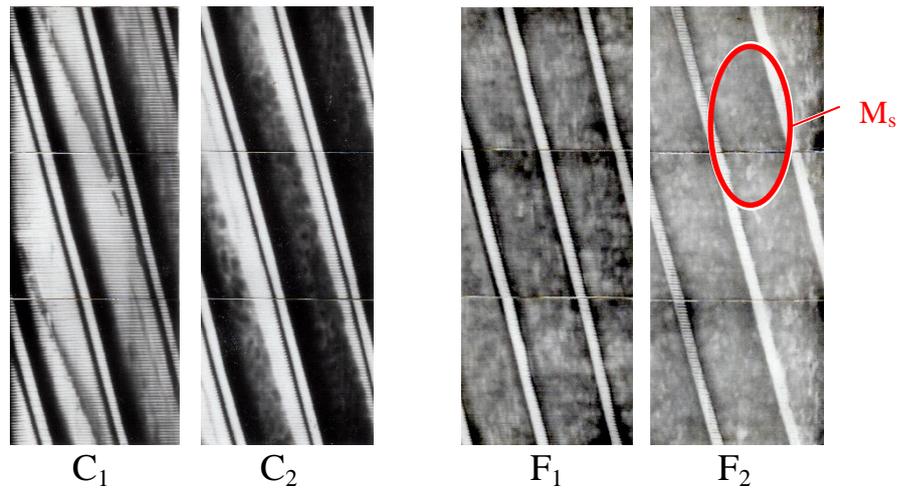
5.4.3 積層擬似展開画像

シリンダ内の可視化観察結果から得られた積層擬似展開画像[横井 1991]のうち、スクリュ回転速度 30, 90, 150 rpm について、それぞれ図 5.7, 図 5.8, 図 5.9 に示す。飢餓率 0% の画像を比較すると、スクリュ回転速度 30 rpm では Tadmor 型の、それ以外の回転速度では Lindt 型の溶融状態を呈している。図 5.7(2)から、30 rpm の飢餓率 6% では、ペレットが充填する位置 F_u が供給部 F_2 に観察される。一方、図 5.7(3)から、飢餓率 12% では供給部 F_2 にはペレットが存在せず、ペレットが充填する位置 F_u は供給部 F_1 にシフトする。このことから、ペレットのスクリュ溝内充填完了位置 F_u は、飢餓率の増加に伴い、供給部 F_2 から F_1 へと次第に移動することが分かる。しかしながら、溶融が進み M_s 、および SB がほぼ消失する位置 M_f は、いずれの飢餓率でもそれぞれ供給部 F_1 と計量部 M_1 である。

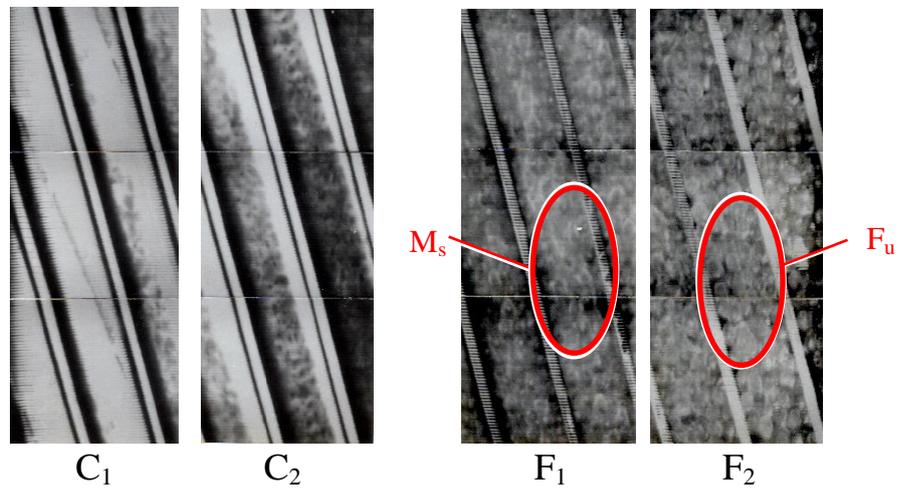
図 5.8 に示す 90 rpm では、全般に供給部におけるペレットの充填が高まる傾向が示される。飢餓率 6% では、供給部 F_2 の上流側（図中右側）でも未充填現象はほとんど確認されない。12% では、30 rpm でほぼ空洞であった供給部 F_2 も概ねペレットが充填している。ペレット充填完了位置 F_u は、30 rpm 同様に飢餓率の増加にともない F_2 から F_1 へと次第に移動する。メルトプール（以下、MP）が発生し SB が薄く透け始める位置は供給部 F_1 である。また、同一飢餓率においては、スクリュ回転速度の増加にと

もないやや下流側へシフトする傾向が見られるが、飢餓率ほどには影響を与えない。SB がほぼ消失する位置 M_f は飢餓供給時に満杯供給時よりも下流側（図中左側）にシフトするものの、 M_s と M_f 間の距離は飢餓供給時の方が短く、短時間の内に溶融が完了することが明らかになった。

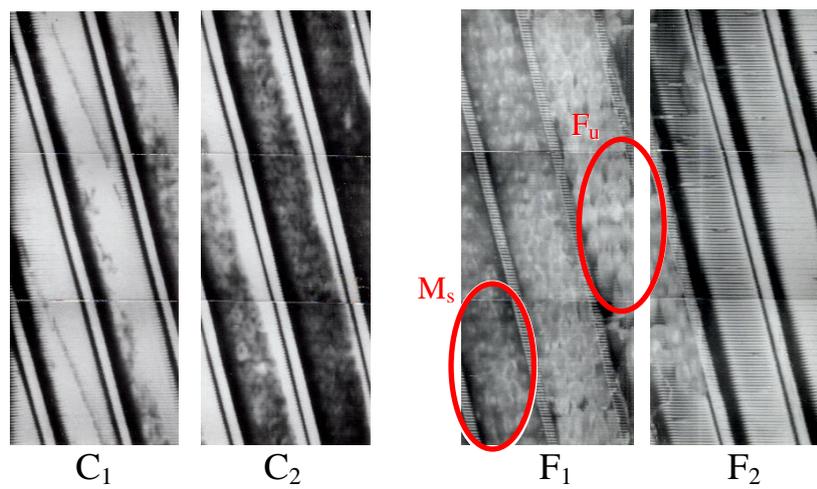
図 5.9 に示すスクリュ回転速度 150 rpm では、飢餓供給時に BUP の発生が確認された。満杯供給時には圧縮部 C_2 から C_1 にわたる範囲で SB が薄く透け始めるが、飢餓供給時には C_2 でまだペレットの輪郭が確認され、 C_1 に到達したペレットは BUP を引き起こす。この BUP は、回転速度と飢餓率にかかわらずほぼ一定の位置で発生した。満杯供給で BUP が発生していない場合には、 M_2 において僅かに SB が確認されるが、 M_1 においてはほぼ MP となり溶融が完了した。飢餓率 6 % では、 C_1 においても各ペレットの境界が明瞭に確認される。また、SB 内部では、明るい所と暗い所が出現し、局所的に溶融が進んだ領域が形成されつつある。BUP して引きちぎられた SB が M_2 において徐々に薄く溶融し始めるが、 M_1 に達してもなお完全には溶融が完了せず、スクリュ溝内では押し側フライト寄りに位置する。溶融が進むにつれて SB はさらに細かく分断されるが、再配置は行われず、スクリュ溝内に広がった溶融樹脂の中に、不均一に分断されたソリッド片が内包されたままの形態で、下流側へと流動する。飢餓率 12 % では、6 % とほぼ同傾向であるが、各所で溶融がいつそう遅延する様子が確認できた。このようにスクリュ高回転速度での飢餓供給は、大幅な溶融遅延現象と顕著な BUP の生成をともなうことが確認された。このため、それによる可塑化樹脂の不均一な溶融状況をもたらすことが示唆された。



(1) Starvation ratio 0 %



(2) Starvation ratio 6 %



(3) Starvation ratio 12 %

図 5.7 シリンダ内可視化観察から得られた積層疑似展開画像
 (スクリュ回転速度 30 rpm, 飢餓率 0 %, 6 %, 12 %)

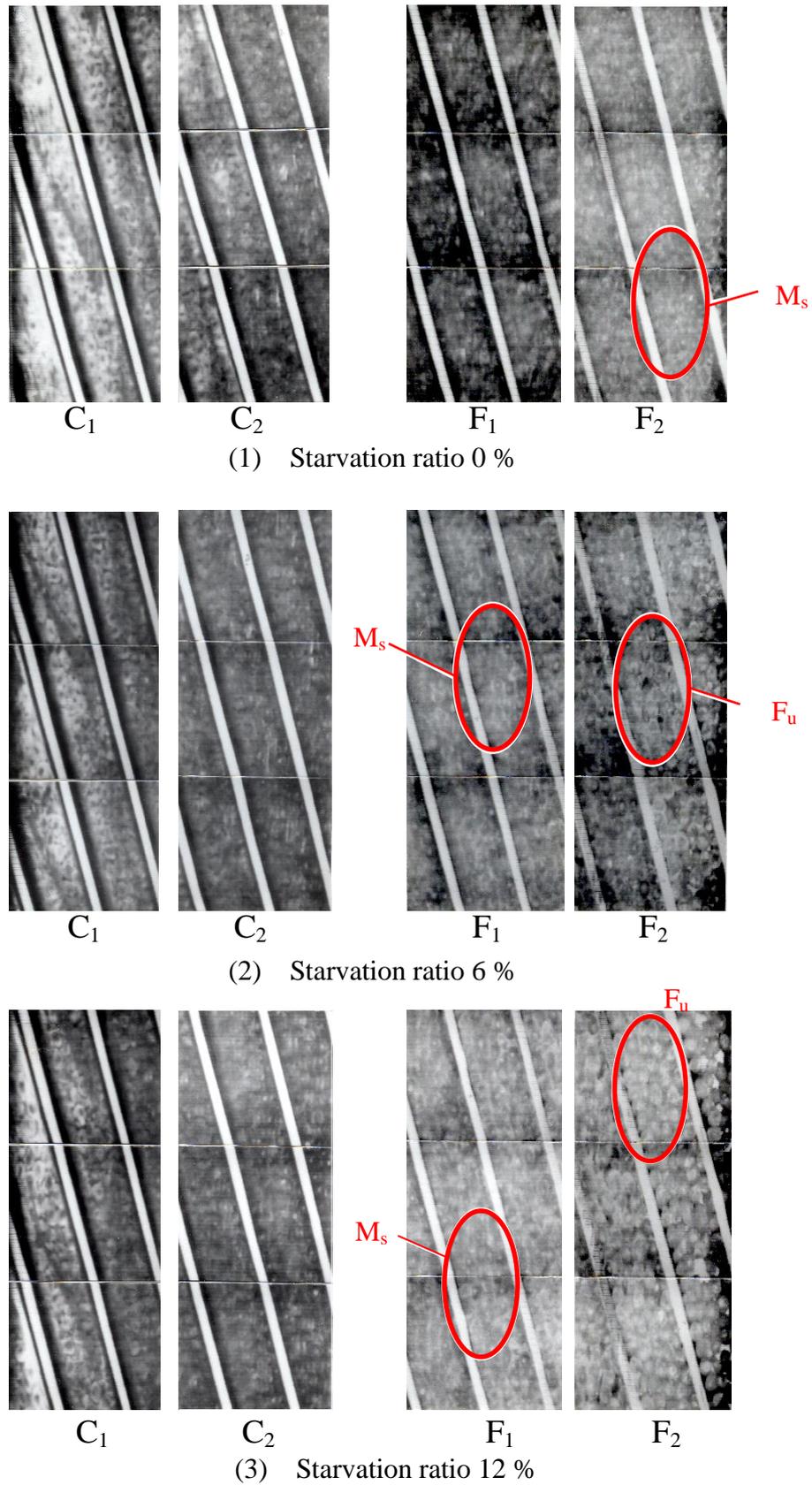


図 5.8 シリンダ内可視化観察から得られた積層疑似展開画像
(スクリュ回転速度 90 rpm, 飢餓率 0 %, 6 %, 12 %)

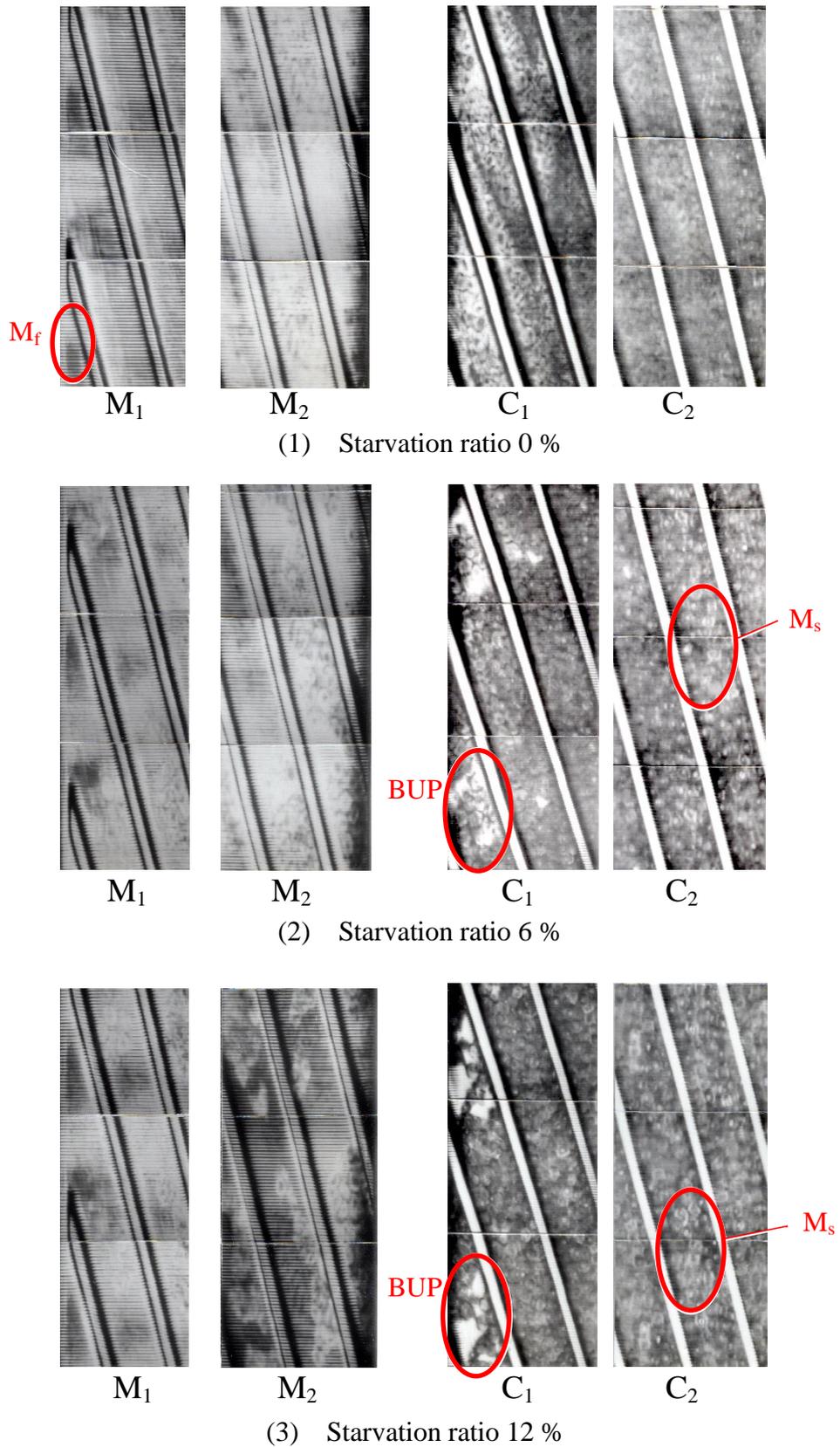


図 5.9 シリンダ内可視化観察から得られた積層疑似展開画像
(スクリュ回転速度 150 rpm, 飢餓率 0 %, 6 %, 12 %)

5.5 飢餓供給における可塑化過程のモデル化

5.5.1 スクリュ回転速度と飢餓率による可塑化過程の遷移

可視化観察実験結果から得られた飢餓供給時の可塑化プロセスの遷移過程を、満杯供給時と比較しながら図 5.10 に整理して示す。まず、同図(1)にスクリュ低回転速度 (30 rpm) 時の可塑化プロセスを示す。満杯供給時に比較して飢餓供給時にはペレットがスクリュ溝内に完全充填する地点 (図中 F_0) が大きく下流側 (図中左側) にシフトする。この F_0 は飢餓率の増加にともない、さらに下流側にシフトする。 F_0 と同様に、 M_s も飢餓供給時には下流側にシフトし、飢餓率の増加にともなってさらに下流側へとシフトする。これに対し、熔融完了点 (図中 M_f) は満杯供給、飢餓供給を問わずほぼ同じ地点 (計量部中間) に位置する。SB の BUP はいずれの条件でも発生しない。

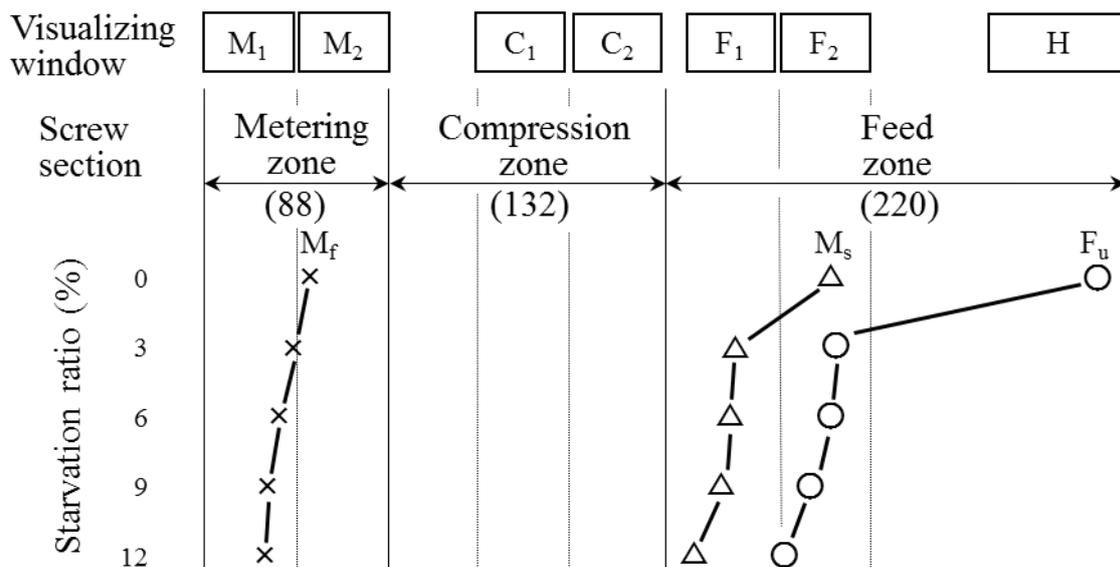
次にスクリュ高回転速度 (150 rpm) 時の可塑化プロセスの遷移過程を同図(2)に示す。全体の傾向は、前述の低回転速度時と同様であるが、満杯供給時のペレット完全充填位置 F_0 以外、全ての可塑化プロセスは低スクリュ回転速度時に比べてさらに下流側へとシフトする。熔融完了点 M_f はスクリュ計量部の最下流端までシフトし、特に飢餓供給時には計量部内では熔融が完了せず、さらに下流域へと M_f は持ち越される。これとほぼ呼応するように圧縮部下流域から計量部にかけて、SB の BUP が発生する。

5.5.2 供給部前半におけるペレット挙動モデル

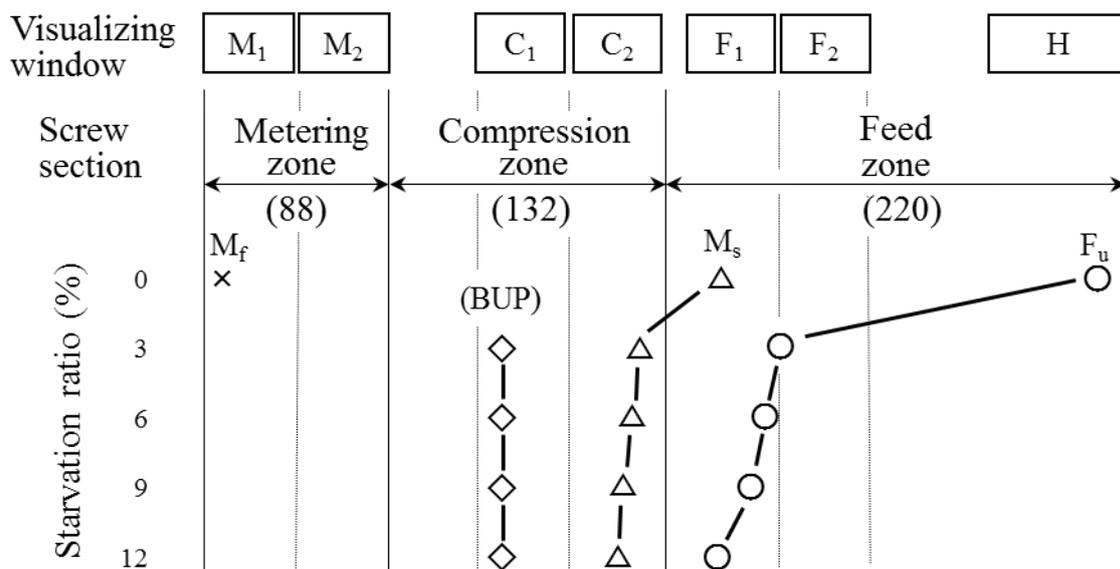
可視化観察実験結果から、飢餓供給時のスクリュ供給部では、樹脂ペレットが満杯供給時のようにペレット塊を形成し剛体のように輸送されるわけではなく、空隙を伴って輸送される挙動を示すことが明らかになった。第3章で明らかになったように、満杯供給時にペレット塊とスクリュ表面との摩擦力がシリンダ内壁面との摩擦力より大きくなると、樹脂ペレットの噛込み不良が発生し、最悪の場合にはペレットが輸送されなくなる現象を誘発する。ところが、飢餓供給時には、可視化観察結果に示されたように、樹脂ペレットは圧縮部近傍まで凝集せず、スクリュ表面の摩擦力は低いままに回転・並進運動するため、満杯供給時に見られるペレット塊とスクリュ・シリンダ壁面との摩擦力のバランス欠如に起因する噛込み不良現象を回避することが可能となることが示唆された。

5.5.3 スクリュ低回転速度時の熔融モデル

可視化観察実験結果より、満杯供給時に比べて飢餓供給時の M_s は遅延するものの、 M_f はほぼ同じ位置となっていることが明らかになった。第3章、第4章より、満杯供給時の供給部では、剛体のように移動するペレット塊が、シリンダ内壁面上に押し付けられ螺旋状の軌跡を描きながら接触・移動することが明らかになっている。本実験



(1) Low screw rotation rate (30 rpm)



(2) High screw rotation rate (150 rpm)

図 5.10 樹脂ペレット飢餓供給時の可塑化モデル

結果から、飢餓供給時の供給部ではネジ送りのようにシリンダ底面を滑るように直線的に輸送される様子が観察されたため、満杯供給時に比べて相対的にシリンダ内壁面からペレットへの伝熱量の低下因子となっていることが示唆される。一方で、満杯供給時にはペレット塊の外表面（接触領域）のみが局所的に加熱されるが、可視化観察で示されたとおり飢餓供給時には各ペレットが転がりながら移動するため、輻射伝熱効果と併せてペレット表面を効率よく均一に加熱できることが推察される。このため、供給部を通過する時間が比較的長いスクリュ低回転速度におけるペレット凝集時には、SB内の各ペレット界面は相対的に高温であり、スクリュ軸方向への移動では短い距離で溶融が完了するものと考えられた。

5.5.4 スクリュ高回転速度時の溶融モデル

前述のスクリュ低回転速度時には、効率的な溶融が行われるものの、スクリュ高回転速度時には、ペレット凝集後のSBの軟化・溶融が大幅に遅延し、満杯供給時と同様にBUPの発生が観察された。圧縮部を経て計量部に至っても未溶融のペレット（BUP片）が多く存在することとなり、飢餓率が高いほど溶融不良を伴いやすいことが明らかになった。これらは、ペレット凝集前までのペレット表面への伝熱量が少ないことに起因すると推察される。

BUP生成のメカニズムは以下のように考察される。飢餓供給時に圧縮部に到達したペレットは、上述したペレット表面への伝熱効果に加えて、ペレット充填密度が低く、ペレット間の隙間が大きい状態で分布している。これにより、圧縮部でのペレット凝集時のSB凝集力は低下する。圧縮部でスクリュ溝深さが減少するにもなって、SBはシリンダとスクリュ表面に挟まれ、高速回転時にはシリンダとの接触部には急激な局所的溶融が開始される。この溶融樹脂は、通常の満杯供給時の可塑化過程ではメルトフィルムを形成しつつ押し側フライトに掻き取られてMPを形成するが、飢餓供給時にはフライトに掻き取られる前に、SBのペレット間に形成された緩い隙間に選択的に強制侵入する。このSBの凝集力は低いため、溶融樹脂はこうした隙間（図5.9(2)、同図(3)のC₁に観察されるSB内の白い領域）を拡大するように流入し続け、結果としてSBにBUPを生成させた。この間、MPを形成するには至らない。そのため、高回転速度時には、圧縮部を経て計量部に至っても未溶融のペレット（BUP片）が多く存在することとなり、飢餓率が高いほど溶融不良を伴いやすいと推察される。

5.6 結言

本章では、PPH3（ホットカットPP）を用いた可塑化実験を実施し、PBTの噛込み不良対策として経験的に知られている飢餓供給が可塑化過程に与える影響を調査し、以下の結論を得た。

- (1) 可視化観察結果より、飢餓供給時には満杯供給時に対して、ペレットがスクリュ溝内を充填する地点、および熔融開始する地点が下流側に移動すること、これらは飢餓率、スクリュ回転速度の増加にともない、より下流側に移動することが確認された。熔融が完了する地点は、低回転時には満杯供給とほぼ同じとなること、高回転時には計量部でも熔融が完了せず、圧縮部から計量部にかけてSBのBUPが発生することが確認された。
- (2) 飢餓供給時には、樹脂ペレットは空隙をともなって圧縮部近傍まで輸送されることが確認された。このため、満杯供給時に見られる、ペレット凝集体およびシリンドラとスクリュとの摩擦力の不均衡に起因する噛込み不良現象の回避が可能となることが示唆された。
- (3) 樹脂圧力は、ノズル部、計量部、圧縮部いずれも、同一スクリュ回転速度では満杯供給時よりも低く示された。同一飢餓率では、ノズル部と計量部では回転速度の増加にともない圧力の増加傾向が、圧縮部では減少傾向が示されることが確認されたが、飢餓供給の高回転時は、BUP生成の影響によって、計量・圧縮部の圧力と回転速度の相関、また飢餓率との相関がいずれも低く示された。
- (4) 同一スクリュ回転速度でのノズル部、計量部の樹脂温度は、飢餓率によらずほぼ一定であること、同一飢餓率ではノズル部の樹脂温度は回転速度とともに上昇するが、計量部では回転速度によらずほぼ一定となることが示された。
- (5) 飢餓供給時の可塑化プロセスとして以下を提案した。すなわち、樹脂ペレットは充填密度が低いまま供給部上流域を輸送され、個々に受熱し転がりながら供給部下流域で凝集する。圧縮部で表面が加熱されたペレットが凝集一体化する際に、高温のペレット界面を挟持・内包するため、短時間に熔融が完了する。この際、明確なMPの生成をとまなわない。スクリュ低回転速度では効率的な熔融が行われるが、回転速度の増加によりプロセスは遅延して下流側にシフトし、熔融不良とSBのBUP発現を招く可能性が高まる。

以上のように、飢餓供給における固体輸送の形態は、通常満杯供給とは明らかに異なり、摩擦バランスの不安定に起因するPBTの噛込み不良抑制に有効であることが実証された。同時に飢餓供給の欠点も示されたものの、限定された適用環境下では、その有用性も示された。

次章では, スクリュ形状因子に着目し, その可塑化への影響を調査することとする.

第6章 各種スクリュピッチによる 可塑化過程の可視化解析と射出樹 脂温度分布への影響評価

| | |
|---|-----|
| 6.1 緒言..... | 116 |
| 6.2 実験方法と実験条件..... | 117 |
| 6.2.1 実験装置..... | 117 |
| 6.2.2 実験方法と実験条件..... | 119 |
| 6.3 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（連続可塑化過程）..... | 120 |
| 6.3.1 連続可塑化能力..... | 120 |
| 6.3.2 樹脂圧力・樹脂温度..... | 121 |
| 6.3.3 積層疑似展開画像..... | 123 |
| 6.4 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（計量可塑化過程）..... | 127 |
| 6.4.1 計量可塑化能力..... | 127 |
| 6.4.2 樹脂圧力・樹脂温度..... | 127 |
| 6.4.3 積層疑似展開画像..... | 130 |
| 6.5 ノズル内流動樹脂の温度分布計測実験結果と考察..... | 135 |
| 6.5.1 連続可塑化過程..... | 135 |
| 6.5.2 計量可塑化過程..... | 138 |
| 6.5.3 スクリュピッチがノズル内流動樹脂温度分布に及ぼす影響のまとめ..... | 143 |
| 6.6 結言..... | 144 |

6.1 緒言

本章では、計量不安定現象に密接に関わるスクリュについて、調査を実施することとする。

精密射出成形においては成形品品質の再現安定性が重要である。そのために、均質な熔融樹脂が圧力・体積・温度にばらつきなく、毎ショット正確に計量されること、その計量樹脂が変動なく金型内に安定射出されることが理想である。樹脂は加熱シリンダ内に装填されたスクリュにより熔融可塑化されるが、スクリュ形状がその熔融樹脂の可塑化状況に与える影響は大きいことが予想される。これまで、供給部と計量部のスクリュ溝深さの比（圧縮比）や供給部・圧縮部・計量部の長さの比が可塑化状況に与える影響の調査[横井 2001], [龍野 2002b]がなされている。さらに可塑化効率や混練性の向上を目的としたスクリュ溝形状の複雑化についてもバリアフライントスクリュを用いて可塑化状況に与える影響[横井 1995b], [黒田 1996], [天野 1989], [天野 1990]が調査されてきた。また、スクリュ溝深さに対するペレットの相対的な大きさが可塑化状況に影響を与えることを示唆した報告[横井 1994a]もなされている。

最も基本的なスクリュ形状としては、サブフライントやミキシングエリアを持たず、一条のスクリュ溝のみを備えるフルフライント形状が挙げられる。この最も単純なフルフライントスクリュでは、スクリュ溝の形状寸法が基本的な構成要素となる。

そこで本章では、フルフライントスクリュの各種形状因子の中で、これまでは可塑化過程への影響がほとんど明らかにされて来なかったスクリュフライントのピッチを取り上げ、ピッチの異なる3種類のスクリュを用いて可視化解析を実施する。また、その可塑化状況と併せて、射出樹脂内部の温度分布に及ぼすスクリュピッチの影響を具体的に明らかにし、計量安定性の改善への指針を明らかにすることとする。

6.2 実験方法と実験条件

6.2.1 実験装置

本章では、第2章の可視化加熱シリンダ（図 2.1 参照）ならびに表 6.1 に示す3種類のフルフライトスクリュを使用する。すなわち、フライトピッチ P と呼径 D の比 P/D が異なる、スクリュ A ($P=15.4$ mm, $P/D=0.7$) およびスクリュ B ($P=22.0$ mm, $P/D=1.0$)、スクリュ C ($P=28.6$ mm, $P/D=1.3$) を用い、それぞれのスクリュにおける可塑化状況と、可塑化樹脂の品質に与える影響を詳細調査することとした。

可塑化樹脂の品質は、図 6.1 に示す集積熱電対セラミックスセンサ [金 2000], [横井 1999a] を内装する温度計測ノズルを用いて、ノズル内樹脂温度分布を詳細に計測することで評価した。熱電対はノズル中心を起点に外周側に合計 10 点、0.3 mm ピッチで形成されている。

本章では PP 樹脂 (J105, 株グラントポリマー (現プライムポリマー株), MFR=10 g/10 min (230 °C), $T_m=164$ °C) を用い、ペレット形状はホットカット、径 $\phi 3$ mm × 長さ 3 mm とした。その他、使用成形機、および樹脂圧力・樹脂温度センサとその計測・記録システム、高速ビデオカメラ、画像解析装置計測システムは第2章と同じとした。

表 6.1 評価スクリュの寸法比較

| | Screw A | Screw B | Screw C |
|-------------------------|---------|---------|---------|
| Flight pitch P (mm) | 15.4 | 22.0 | 28.6 |
| Outer diameter D (mm) | 22.0 | 22.0 | 22.0 |
| P/D | 0.70 | 1.00 | 1.30 |

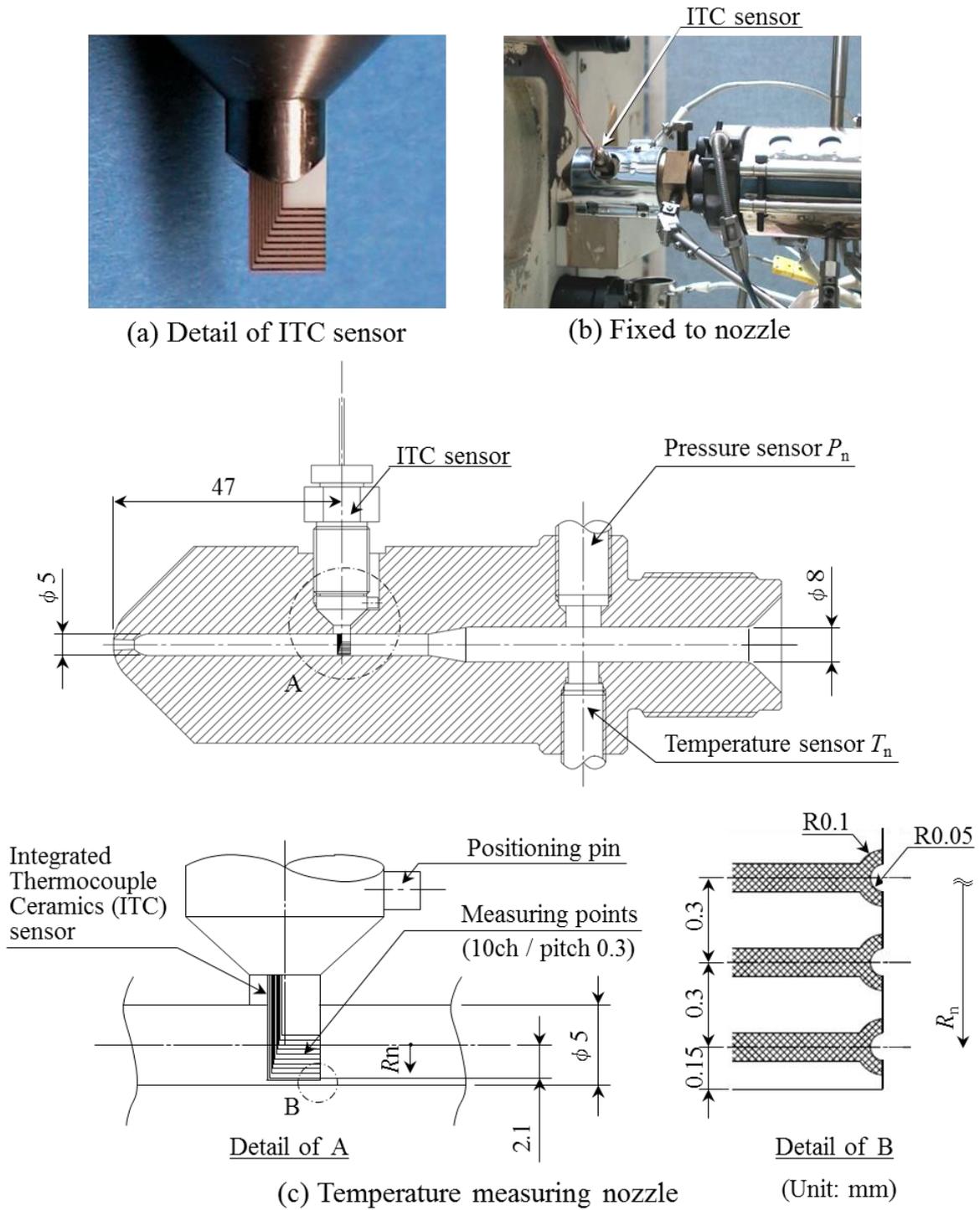


図 6.1 集積熱電対セラミックスセンサを内装した温度計測ノズル

6.2.2 実験方法と実験条件

シリンダ内可視化観察実験では、連続可塑化過程および計量可塑化過程の実験を行った。

まず連続可塑化過程では、スクリュ前進限においてスクリュを回転させて連続押し出し実験を行う。計量可塑化過程では、連続可塑化と同一スクリュ回転速度条件の下で計量動作を行う。計量可塑化シーケンスを図 6.2 に具体的に示す。シリンダ温度設定はノズル側から順に 210(200)/210/200/190/190/40 °C（連続可塑化はノズル 200 °C），スクリュ回転速度は 30,60,90,120,150,180,210 rpm とした。スクリュの射出ストロークは 65 mm，射出率は 3.8 cm³/s，計量背圧は 4.9 MPa とした。

ノズル内樹脂温度計測実験も、同様にして連続可塑化過程と実成形を模した計量可塑化過程で評価する。計量可塑化シーケンス，射出ストローク，射出率，計量背圧はシリンダ内可視化観察実験と同じとした。なお，ここでは加熱シリンダとして標準シリンダを用いた。シリンダ温度設定は，ノズル側から順に 210/210/200/190/190/40 °C，スクリュ回転速度は 30, 90, 150, 210 rpm とした。

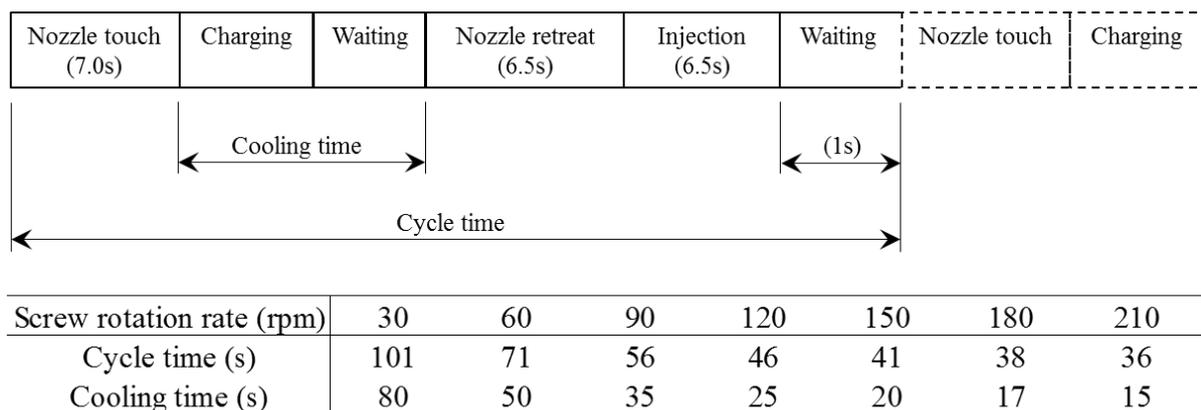


図 6.2 計量可塑化シーケンス

6.3 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（連続可塑化過程）

6.3.1 連続可塑化能力

図 6.3 に標準シリンダ搭載時の、各スクリュの可塑化能力とスクリュ回転速度との関係を示す。スクリュごとの比較では、いずれもスクリュ回転速度の上昇にともなって可塑化能力は単調増加する。低スクリュ回転速度域では P/D が大きいスクリュほど高い可塑化能力を示すが、高回転速度域ではスクリュ A が他を凌駕する現象が確認された。これは、スクリュ A が小 P/D であるため、スクリュ軸方向の単位長さ当たりのフライト側面の表面積が大きく、①供給部では樹脂との摩擦面積が大きくせん断発熱量が増大すること、②すべてのスクリュ溝内でシリンダ壁面からフライトを介した伝熱量ならびにスクリュ表面から樹脂への伝熱量が大きくなるためと考えられる。さらに、螺旋角が小さくなるため、ペレットをスクリュ溝方向に押し込む力が大きくなることも、上記①②の効果を増大させるものと推察された。

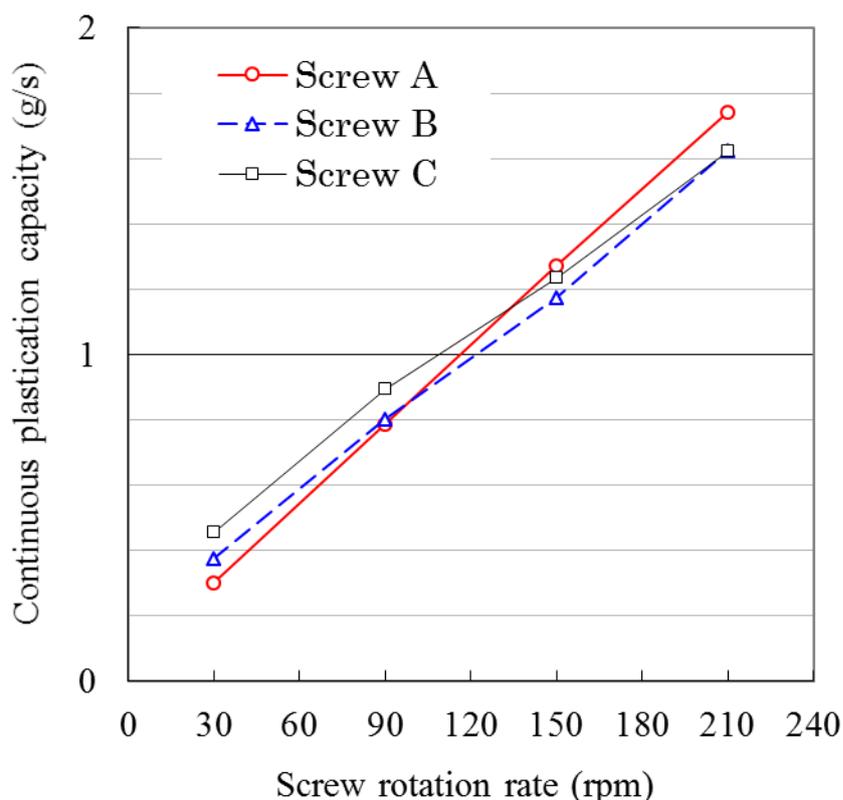


図 6.3 連続可塑化能力とスクリュ回転速度との関係（標準シリンダ）

6.3.2 樹脂圧力・樹脂温度

各スクリュにおける，樹脂圧力・樹脂温度とスクリュ回転速度の関係を図 6.4 に示す．樹脂温度と樹脂圧力は，いずれも 0.5 秒間隔で 200 秒間測定した値を相加平均して示した．

同図(c)から圧縮部入口における樹脂圧力 P_b が，同図(f)から樹脂温度 T_b が，ほぼ全スクリュ回転速度域で P/D が小さいほど高い値を示した．これらは，供給部で樹脂ペレットをスクリュ溝の下流側へと押込む力が高いこと， P/D が小さいほど熔融が早くメルトプール（以下 MP）が形成され易いことに起因すると考察された．樹脂温度 T_b は，いずれのスクリュでも 60 rpm において極小となる．これは，疑似展開画像の項にて後述するように，低スクリュ回転速度域では MP が十分形成されているのに対して高回転速度域ではスクリュ溝内がソリッドベッド（以下 SB）で充満されているためである．

次に同図(b)から，計量部の樹脂圧力 P_a は，スクリュ回転 30 rpm 時を除いてスクリュ A が最も高い値を示した．また同図(e)から，樹脂温度 T_a はいずれのスクリュでも低回転域で急激に低下した後，緩やかに上昇に転じ，高回転域でほぼ一定となる傾向を示した．

そして，ノズル部においては，樹脂圧力 P_n は， P_b や P_a に比較して P/D の違いによる格差が減少しているものの，スクリュ低回転においては P/D が大きいほど高い値を示し，高回転になるに従ってスクリュ A がスクリュ B および C を凌駕するという，可塑化能力と同じ傾向を示している．また，樹脂温度 T_n は，低回転においては P/D が小さいほどわずかに高い温度を示しているが，高回転では他のスクリュを下回っている．これは， P_n とは逆の傾向ではあるが，同じく可塑化能力に対応していると考えられる．ここで， T_n はいずれの P/D においても高回転になるに従って低下する傾向を示しているが，これはノズル部における樹脂温度は，計量部における樹脂温度 T_a をもとに，計量部からノズル部への圧力低下に対応する温度低下を加味した結果と推測される．

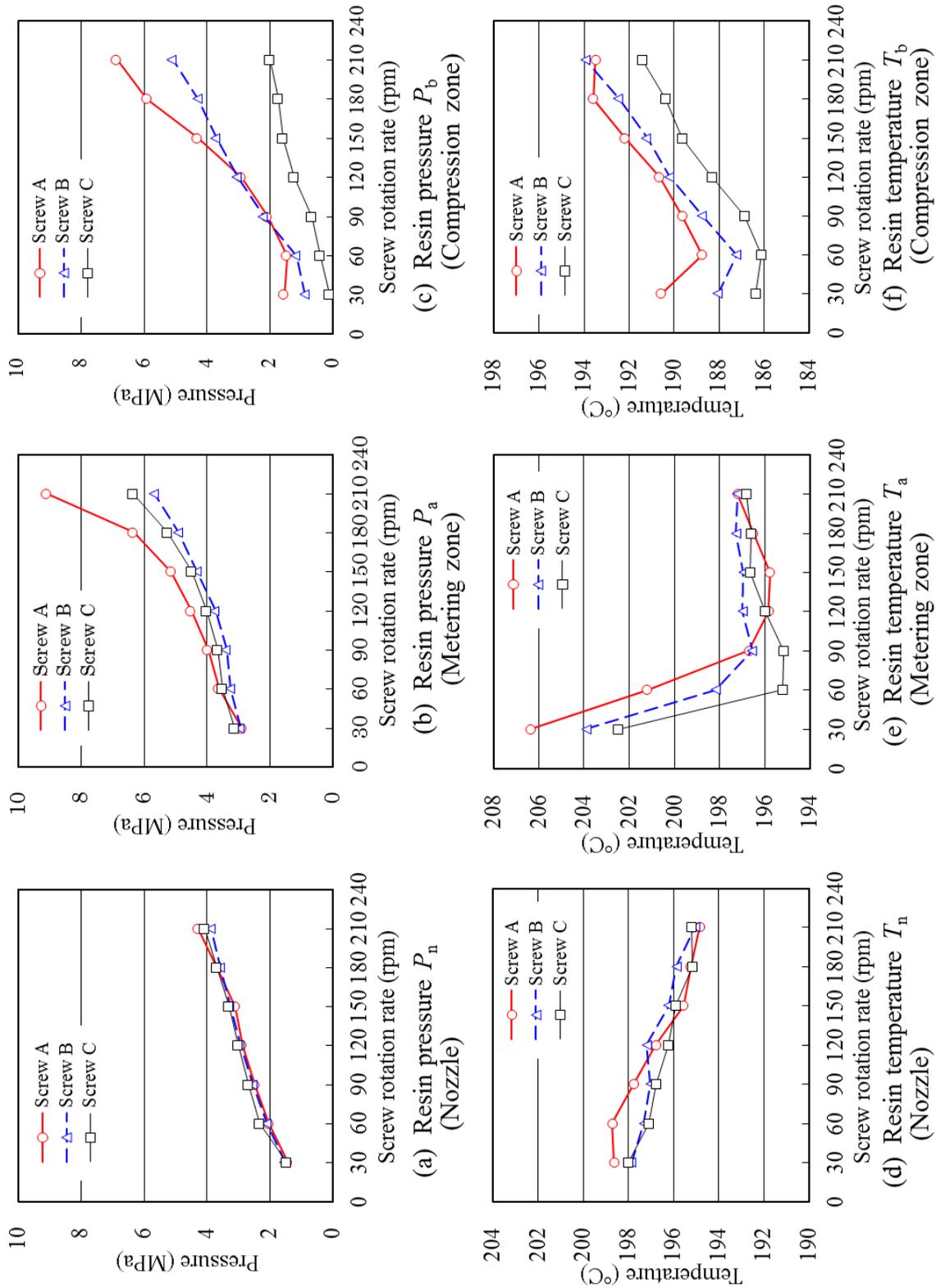


図 6.4 各スクリュピッチにおける樹脂圧力・樹脂温度と回転速度との関係(連続可塑化)

6.3.3 積層疑似展開画像

スクリュ回転速度 150 rpm 時の圧縮部と計量部における積層疑似展開画像[横井 1991]を図 6.5 に例示する. シリンダ内可視化観察結果から得られた積層疑似展開画像について, 以下に総括して考察する.

熔融形態の観察では, スクリュ A の低回転時に限定して Tadmor 型および Shapiro 型が確認され, それ以外の条件下では, すべて Lindt 型を呈した. ほとんどの条件下で SB のブレークアップ (以下 BUP) が発生しているが, P/D の増加またはスクリュ回転速度の増加にともない, 引き延ばしによる BUP から圧壊による BUP へと移行した. スクリュ C の 90 rpm 以上, および他のスクリュの 150 rpm 以上では, 計量部に至っても SB 内にペレット形状の残存が認められた. 表 6.2 に本実験における熔融形態の遷移をまとめて示す.

さらに熔融状況を詳細に観察し, 熔融開始点, BUP 発生箇所, 熔融完了点を比較して図 6.6 に示す. まず, スクリュ A およびスクリュ B では, 供給部 F_1 でペレット熔融が開始するが, 熔融開始点 (以下 M_b) はスクリュ A の方が僅かに上流側に位置する. また, BUP はスクリュ A の低回転時を除き, 圧縮部 C_1 においていずれの条件下でも発生した. 発生箇所は, 同一回転速度であれば P/D が大きいスクリュ B で下流側に位置する. スクリュ B を例にとると, 30~90 rpm では回転上昇に伴い BUP 発生箇所が急激に下流側にシフトする. 90 rpm 以上でさらにシフトすることはなく, 表 1 に示されるように圧縮部下流域で圧壊による BUP を起こすようになり, 150 rpm の計量部においては図 6.5 のようにペレットレベルまで細かく分断される現象が観察された. 熔融完了点 (以下 M_f) は, 低回転域では計量部上流 M_2 に, 90 rpm で計量部下流 M_1 に位置し, より高回転域では計量部でも熔融が完了しない.

一方, スクリュ C では状況が異なる. M_b は大きく下流側に移り圧縮部に位置する. スクリュ回転上昇に伴い下流側にシフトし, 120 rpm で圧縮部下流域 (C_1 左端) に到達する. このため圧縮部入口では MP が形成されておらず, 図 6.4(c)のように樹脂圧力 P_b はどの回転速度でも低く示される. 可視化画像を観察すると, 固体輸送域 (F_1 , F_2) ではスクリュ溝内を充填するペレットとペレットの間にわずかに空隙の存在が確認され, 充填密度が低いことが予想された. このためペレットがシリンダ内壁へ押しつけられる力が不足し, その結果シリンダ壁面から受ける熱量が不足すること, スクリュ表面と樹脂との接触面積も少ないことなどから, 総じて供給部でのペレットへの熱供給不足が推察される. 圧縮部上流域から中流域において熔融が開始した後, いずれの回転速度でも圧縮部中流域から下流域において BUP が観察される. 90 rpm 以上では圧縮部下流域で BUP が発生するが, SB が押し側フライトに押しつけられていることから, 圧壊による BUP と考えられる. 計量部での樹脂圧力は, スクリュ B よりも高く示されるものの, 60 rpm 以上ではスクリュ A よりも低く, また計量部における

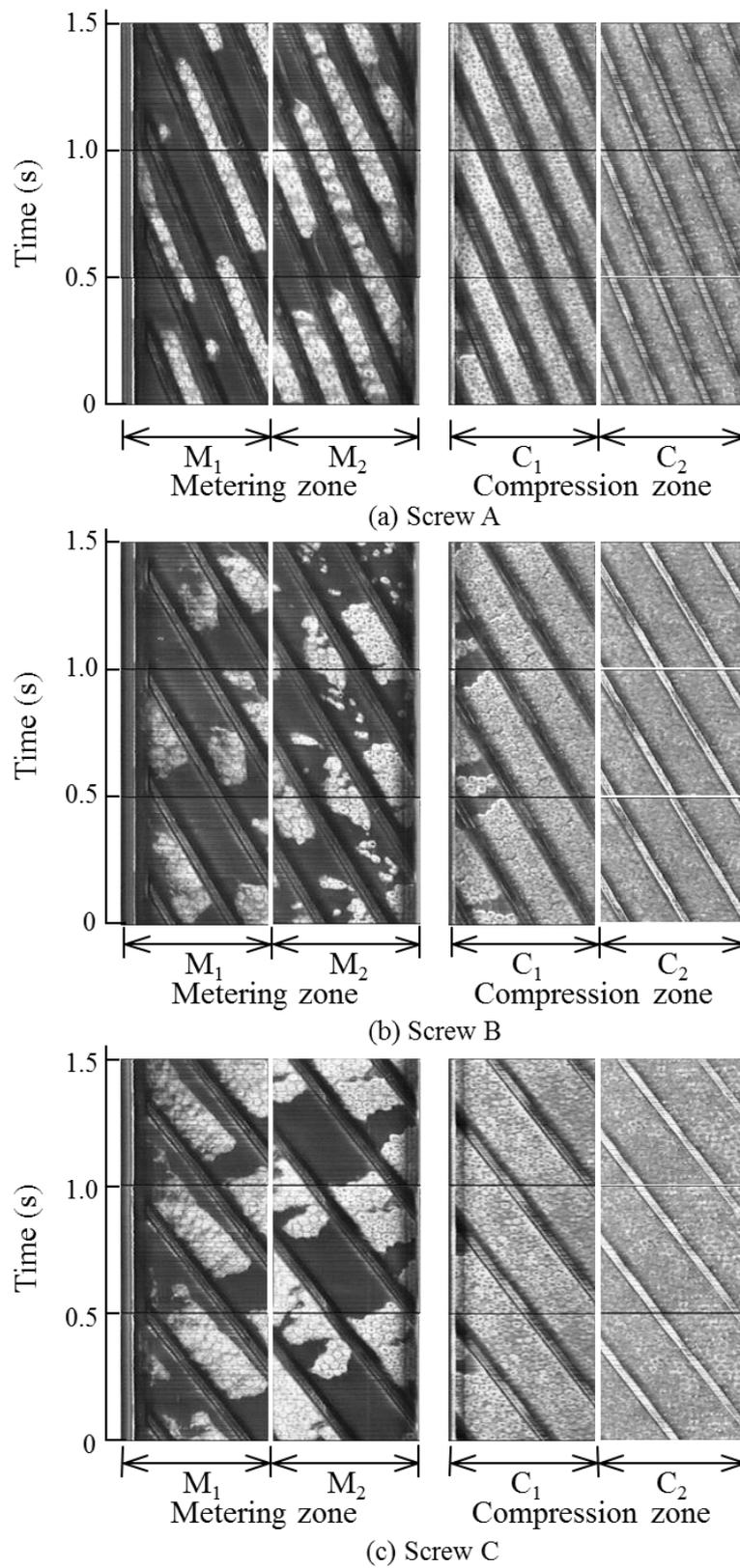


図 6.5 スクリュ溝内の積層疑似展開画像 (連続可塑化, 150 rpm)

表 6.2 溶融形態の遷移 (連続可塑化)

| Screw | Screw rotation rate (rpm) | | | | | | |
|---------|---------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| | 30 | 60 | 90 | 120 | 150 | 180 | 210 |
| Screw A | T - | S - | L E | L E | L E | L E | L C |
| Screw B | L E | L E | L C | L C | L C | L C | L C |
| Screw C | L E | L E | L C | L C | L C | L C | L C |

T: Tadmor's model
S: Shapiro's model
L: Lindt's model

E: Break-up generated by extentional operation
C: Break-up generated by compressive operation

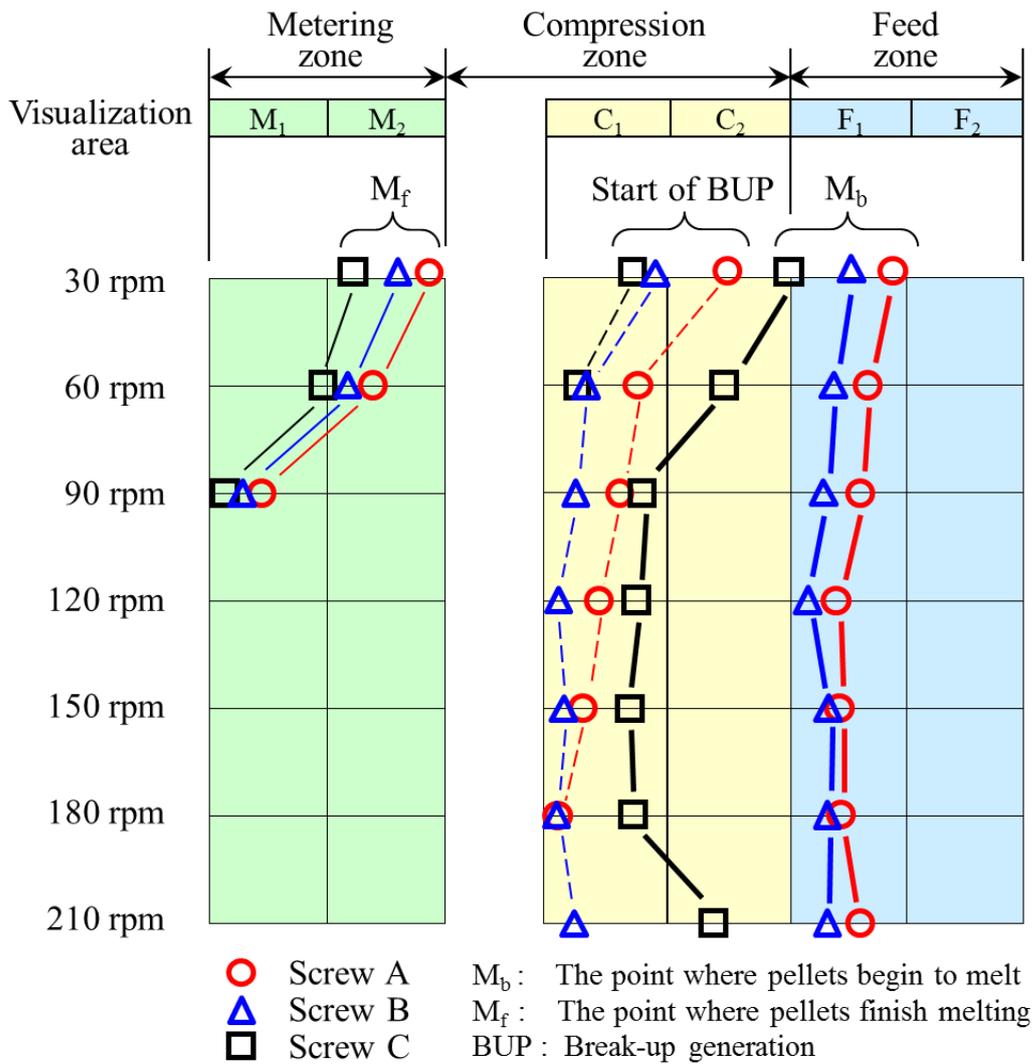


図 6.6 各スクリュにおける可塑化過程の位置 (連続可塑化)

樹脂温度は全スクリュ回転速度域で低く示された。このことはMP形成直後であることと対応すると考えられる。

以上のような積層疑似展開画像の観察結果から、 P/D が増加すると、相対的にペレットに与えられる熱量は不足し、可塑化能力の減少につながるものと考えられた。

6.4 シリンダ内可視化観察実験結果と考察（計量可塑化過程）

6.4.1 計量可塑化能力

図 6.7 に、標準シリンダ搭載時の計量可塑化能力（計量重量をそれに要した計量時間で割った値）を 10 ショットの相加平均で示す。連続可塑化能力では、スクリュ高回転域においてスクリュ A が B および C を上回る現象が確認されたが、ここでは基本的に回転速度の上昇と P/D の増大にともなって可塑化能力は高くなる傾向が示された。

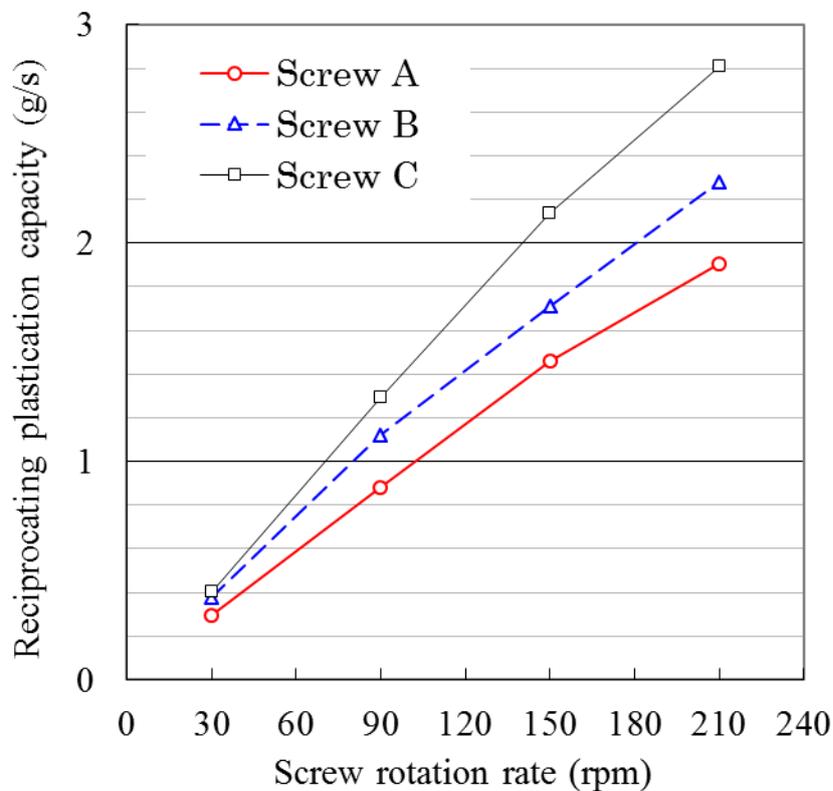


図 6.7 計量可塑化能力とスクリュ回転速度との関係（標準シリンダ）

6.4.2 樹脂圧力・樹脂温度

図 6.8 に、スクリュ回転速度 30～210 rpm における計量過程の樹脂圧力と樹脂温度の平均値を示す。ここで、 P_b および T_b の計測位置は、計量動作に伴うスクリュ後退によって、スクリュ圧縮部入口から圧縮部中央部へと変化することに注意を要する。ま

た、 P_a と T_a の計測位置も同様に、計量部中央からチェックリング表面上へと変化するため、計量完了直前に急激な変化を示すことに注意を要する。

計量中の樹脂圧力・温度測定の結果、圧縮部入口では、 P_b の計量中の平均値は連続可塑化と同様にほぼスクリュ回転速度全域で、 P/D が小さいスクリュほど高い値を示した。回転速度の増大にともなってスクリュAでは圧力は上昇傾向を、Bでは90 rpmで極小値を持ち、Cでは150 rpmで極大値を持つ傾向を示した。 T_b の計量中の平均値は、スクリュAとスクリュBには150 rpm以下で大きな差がみられないのに対し、スクリュCでは顕著に低い値を示した。スクリュAの P_b が他よりも高いこと、スクリュCの温度 T_b が他よりも低いことから、 P/D が小さいスクリュほど圧縮部入口での熔融進行が早い状況が示唆された。

計量部圧力 P_a は背圧設定値より少し高い6 MPa程度の値を示し、スクリュの違いや回転速度の影響が大きく現れない。計量部温度 T_a は、スクリュAとCでは T_b と同傾向を示すのに対し、スクリュBでは回転速度の影響をあまり受けずほぼ一定値を示した。

また、ノズル部圧力 P_n はいずれのスクリュでも30 rpmで設定背圧に近い値を示し、スクリュ回転増に対して緩やかな低下傾向を示した。ノズル部温度 T_n は、いずれのスクリュも90 rpm以上でスクリュ回転速度の影響を受けずほぼ一定で、スクリュBが最も高く、スクリュAとCは同程度の値を示した。

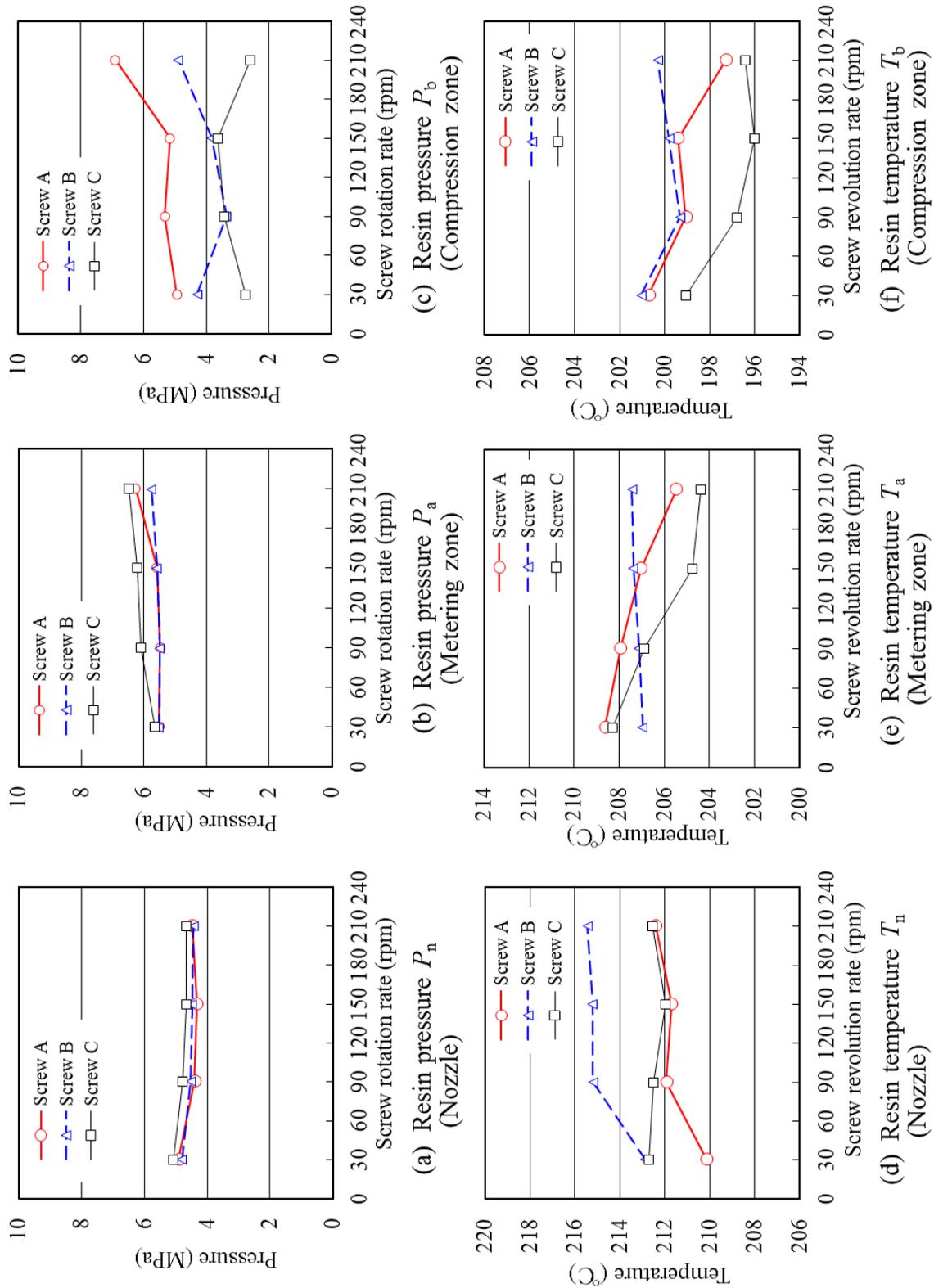


図 6.8 各スクリューにおける樹脂圧力・樹脂温度と回転速度との関係 (計量可塑化)

6.4.3 積層疑似展開画像

スクリュ回転速度 30~210 rpm における圧縮部 C_1 および C_2 の可視化観察結果から、積層疑似展開画像を作成した。ここで、SB の状況を比較するために、圧縮部における可視化画像をもとに、ソリッドベッド比（以下 SB 比）を画像解析により求めた。解析位置は積層疑似展開画像において差異が多く認められた、圧縮部後半における各スクリュ 1 ピッチ分の範囲とし、図 6.9 にその範囲を a-b で示した。また、本手法の一例として 150 rpm の解析結果を図 6.10 に示した。スクリュ C は、いずれの回転速度においても計量開始時の SB 比が他に比較して高く示された。時間の経過とともにペレット充填を示す一定値に早期に達し、その後は BUP を示す SB 比の急激な減少がほとんど見られない。これに対し、スクリュ A はペレット充填後に SB 比の急激な減少が多く見られた。また、スクリュ B は SB 比が一定値に達するまでの時間がスクリュ C よりも長くかかるものの、その後の SB 比の急激な減少パターンは比較的少ない。

また、各スクリュの計量時間内 SB 比の平均値を、横軸を回転速度として図 6.11 に比較した。いずれのスクリュも回転速度上昇とともに SB 比が増加するが、150 rpm 以上では顕著な変化は見られない。そして、その絶対値は P/D が大きいほど高く、特にスクリュ C では、他の P/D に比べて顕著に高い値を示している。ただし、 P/D が大きい場合には、図 6.9 の解析範囲のうちで a の位置を固定すると、ピッチ長さが大きくなるほど b の位置がより右側（ホッパー側）に広がることになる。そのことは、SB 比のより高いホッパー側の画像を解析範囲に含めることとなり、必然的に SB 比を大きくする要因となることに注意を要する。

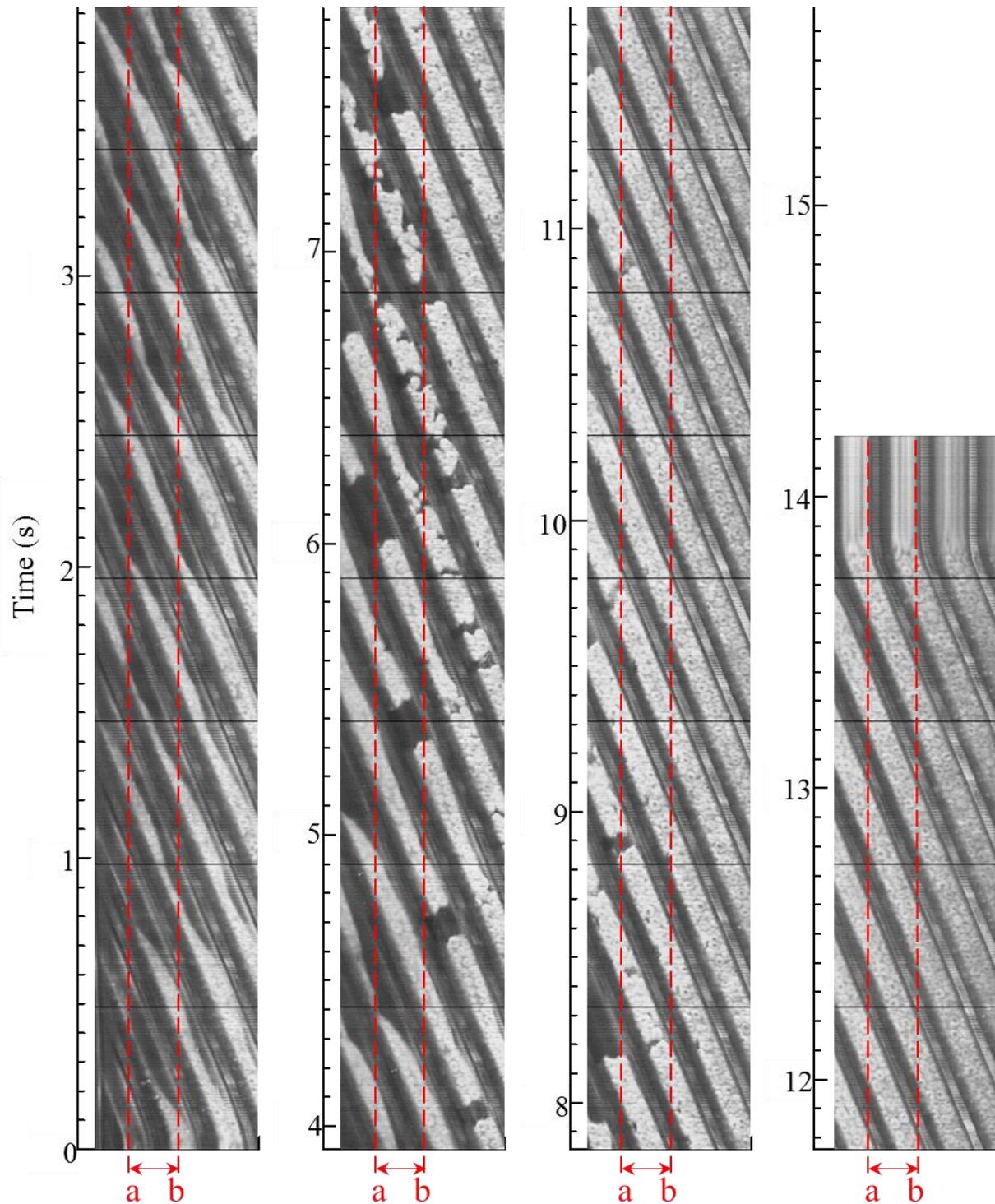


図 6.9.1 スクリュ溝内の積層疑似展開画像と SB 解析領域
(スクリュ A, 計量可塑化, 圧縮部 C₁, 150 rpm)

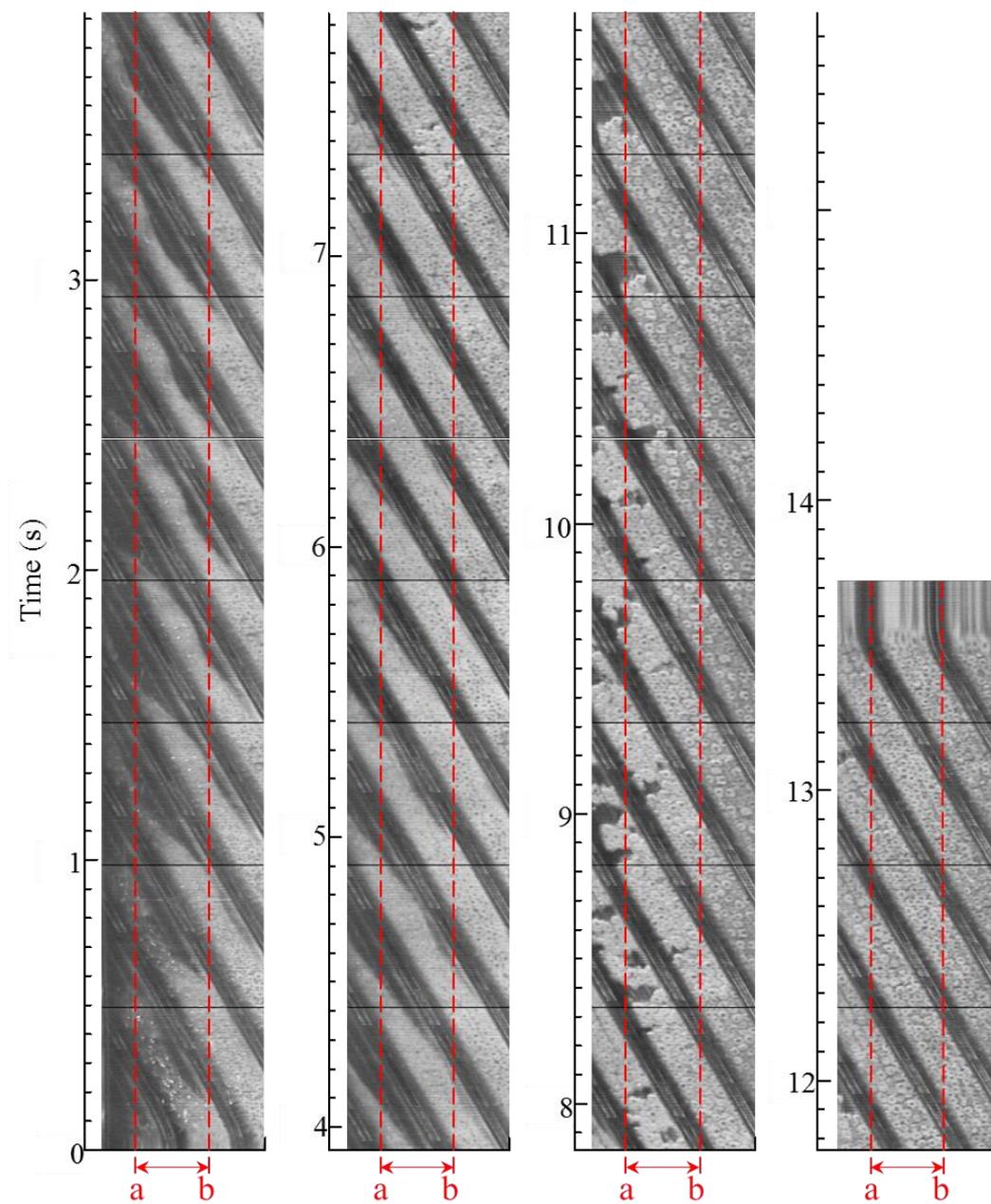


図 6.9.2 スクリュ溝内の積層疑似展開画像と SB 解析領域
(スクリュ B, 計量可塑化, 圧縮部 C₁, 150 rpm)

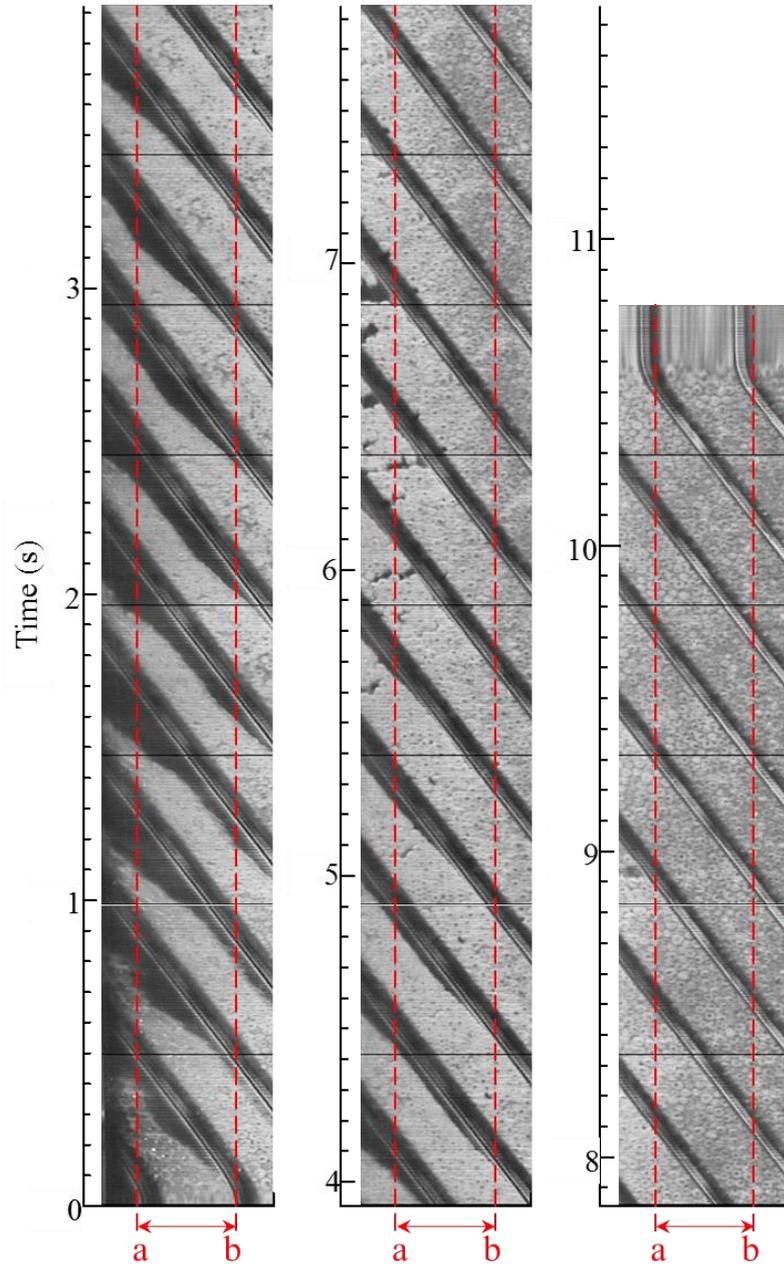


図 6.9.3 スクリュ溝内の積層疑似展開画像と SB 解析領域
(スクリュ C, 計量可塑化, 圧縮部 C₁, 150 rpm)

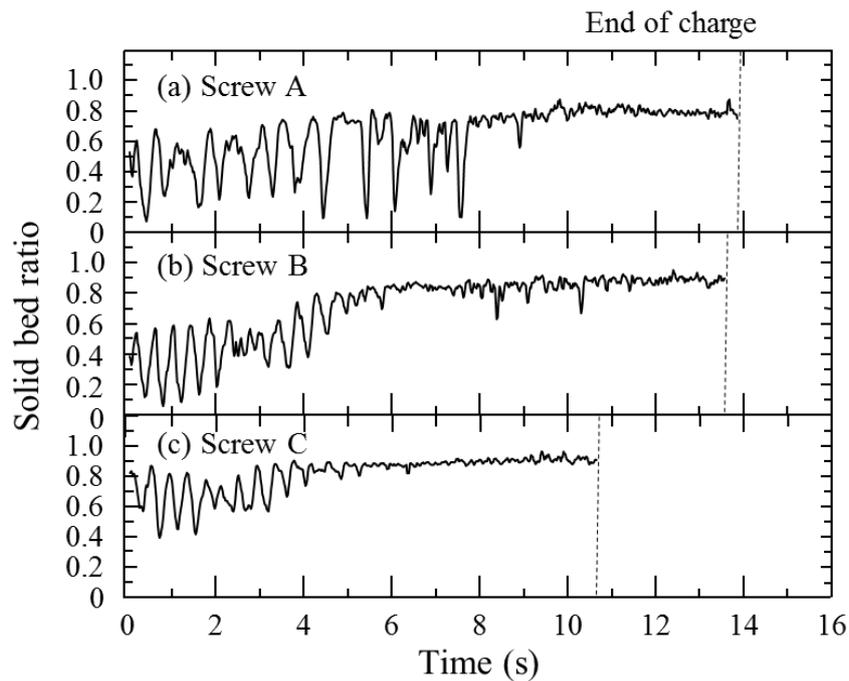


図 6.10 各スクリュにおける SB 比の計量時間内の変化 (圧縮部 C₁, 150 rpm)

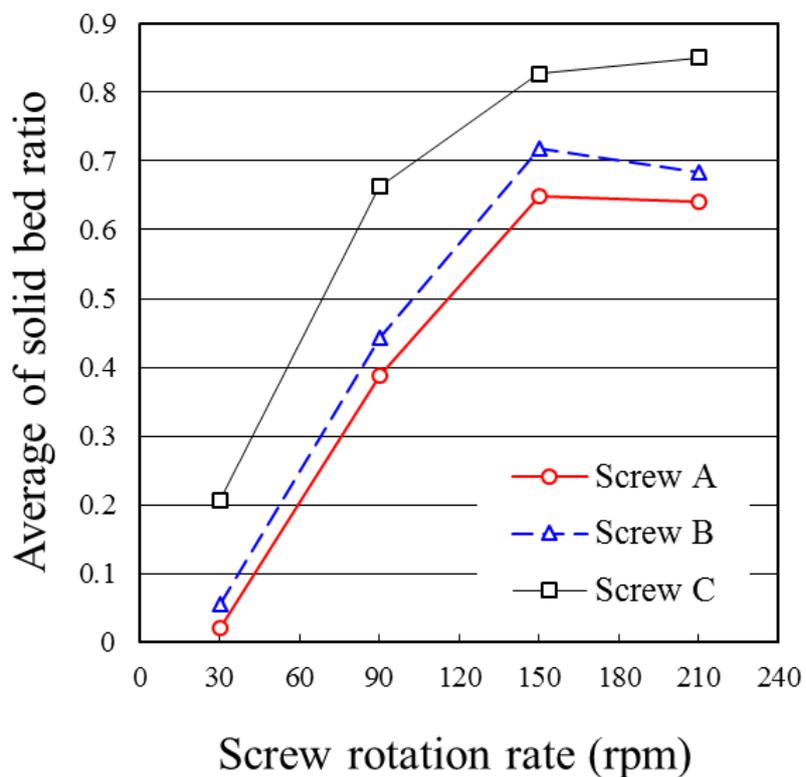


図 6.11 各スクリュにおける計量時間内 SB 比の平均値とスクリュ回転速度との関係 (計量可塑化, 圧縮部 C₁)

6.5 ノズル内流動樹脂の温度分布計測実験結果と考察

6.5.1 連続可塑化過程

ノズル内流動樹脂内部の樹脂温度分布計測実験では、実成形環境に近づけるため、標準シリンダに樹脂温度計測ノズルを装着して実験を行った。連続可塑化過程では、各条件で10分間の連続吐出運転を行った後、1分間の可塑化樹脂重量データと20秒間のノズル内樹脂温度データをそれぞれ3データずつ採取し、相加平均を求めた。

ノズル内の各計測点における20秒間の温度変化を、図6.12に示す。本来の計測範囲はノズル中心 $R_n=0$ mmから $R_n=2.1$ mmの範囲までであるが、ここでは $R_n=1.8$ mmまでの計測データを表示している。表示には等温線グラフを用い、スクリュ回転速度毎に2℃の温度間隔で色分けしている。なお、全体の温度分布状況を分かりやすく表示するために、実際には片側半径方向のみの温度計測結果を、軸対象であることを仮定して直径方向に反転表示している。

全体的な傾向として、ノズル内壁面側から中心部にかけて温度が低下する分布が示された。そして、90 rpmの回転速度域以上では、中心部付近を低温樹脂が不規則な周期で通過する様子が顕著に示され、スクリュ回転速度の上昇に伴ってその周期は短くなる様子が確認された。また、スクリュの違いを比較すると、比較的low回転である90 rpmまでは、 P/D が大きいほど樹脂温度分布が全体的に低温で、90 rpmではスクリュCのみ周期的に190℃以下の低温樹脂が通過している。150 rpmでは、スクリュAの全体的な温度分布がスクリュBを下回り、周期的な低温樹脂の通過も多い210 rpmでは、全体的な温度分布はスクリュによる顕著な差異が認められなくなり、いずれも160℃程度の低温樹脂が通過していることが確認された。

次に、各スクリュ回転速度時の各計測点における樹脂温度の平均値と標準偏差を図6.13に示す。いずれのスクリュも、30 rpmではノズル中心からの距離 R_n に関係なくほぼ同程度の平滑な平均温度を示す。しかし、回転速度の上昇に伴い各計測点の平均温度は低下し、さらにノズル中心から内壁面にかけて上昇する温度勾配を持つようになり、その傾きも次第に大きくなる。これは、回転速度上昇に伴い、樹脂温度は全体的に低下するものの、設定温度の高い壁面近傍を低速で移動する樹脂が流入することにより、ノズル内壁面に近い領域ではノズル中心部分よりも相対的に高温になるためと推察された。いずれも回転速度でもスクリュCが最も低温となる様子も確認される。また、標準偏差はスクリュlow回転速度時には低く示されるが、回転速度の上昇に伴い、いずれのスクリュでも高く示されるようになる。総じて、 $R_n=0.5\sim 1.0$ mmに標準偏差のピークが現れること、また平均温度が高く示されるスクリュ条件、回転速度では、その標準偏差が逆に小さく示されるという強い負の相関が読み取れた。スクリュBでは、特に150 rpm以上の高回転速度での標準偏差も小さく平均温度も高く示され、バランスの良い可塑化過程が実現される様子も確認される。

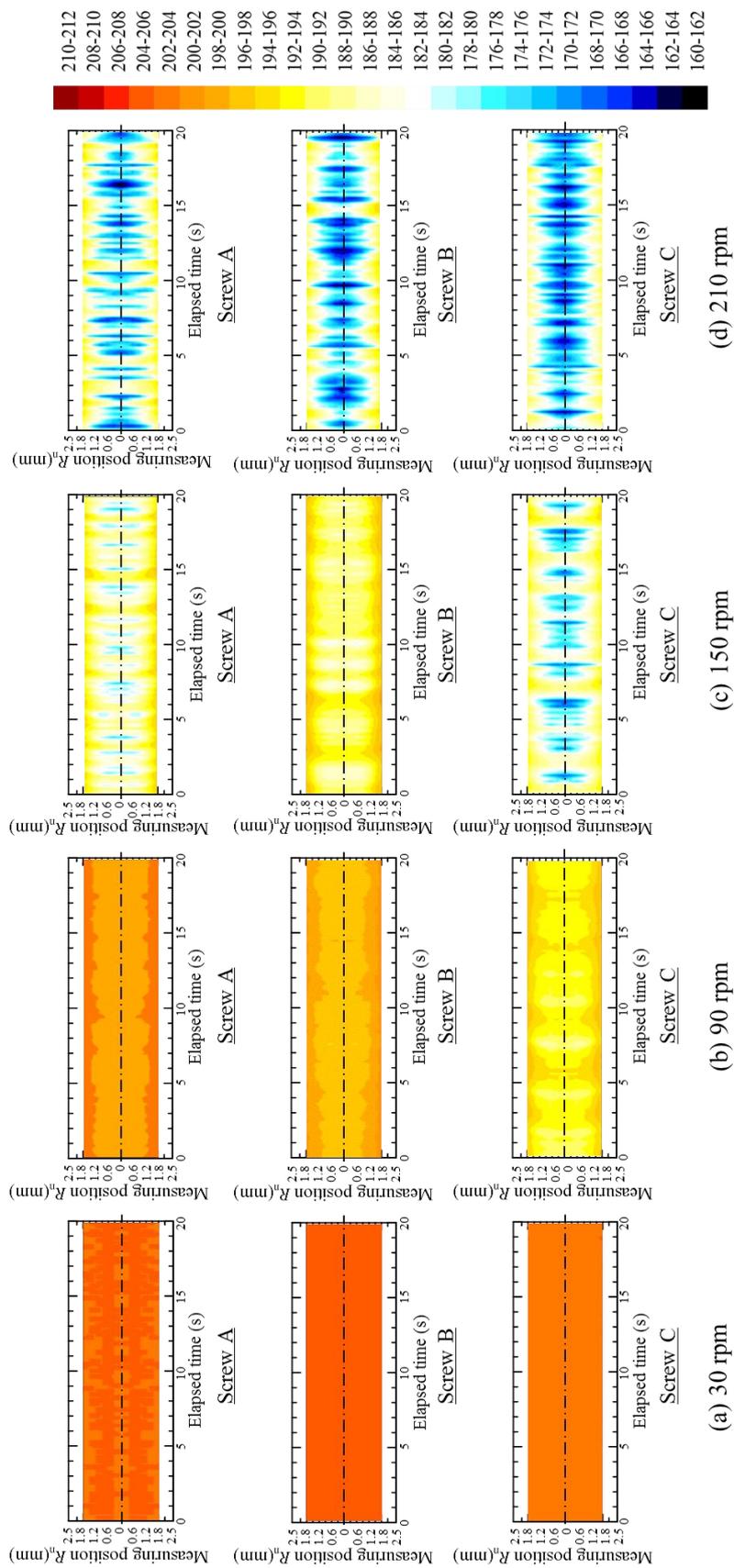


図 6.12 P/D がノズル内樹脂温度分布に与える影響 (連続可塑化)

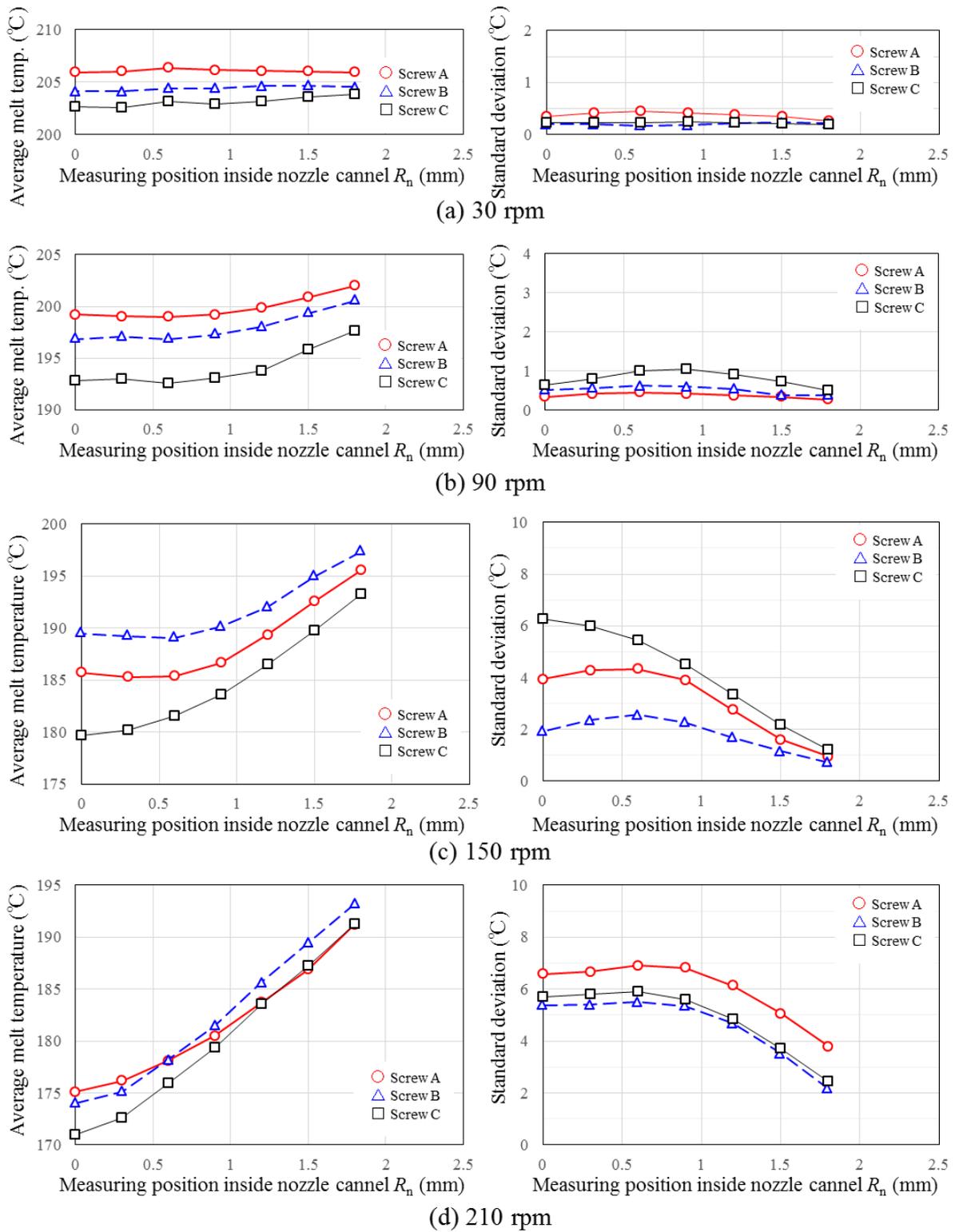


図 6.13 各スクリュにおけるノズル内樹脂温度の平均値と標準偏差 (連続可塑化)

6.5.2 計量可塑化過程

計量可塑化過程では、各条件において30ショット連続運転を行った後、5ショットのノズル内樹脂温度データを採取し、その相加平均を求めた。

各計測点における射出時間の経過に対する樹脂温度変化を図6.14に示す。ここでも連続可塑化過程と同じく、2℃の温度間隔の同色で色分けしている。

射出開始当初は、前ショットの射出終了以降にノズル内に滞留していた熔融樹脂がセンサ部を通過し、やがて計量動作によって新たにスクリュ溝内からシリンダのリザーバ内に充填された樹脂が流入してくる。その切替点は同図に▽で示す約1.2s付近に相当するものと計算された。温度分布においても約1.2s以前の領域に、ノズル内壁面から滞留樹脂への伝熱の影響と考えられる高温部が認められる。その後、“前ショットの計量完了時にほぼ熔融を完了した状態でスクリュ計量部に存在した樹脂”から、それと比較して“熔融が進んでいない状態でスクリュ圧縮部に存在し計量動作によって可塑化が進行した樹脂”に切替わる。この切替点は同図に▼で示す約3.5~4.0s付近に相当し、スクリュ溝内容積の違いにより P/D が小さいほど少しタイミングが早い。この切替点以降4.5~5.0s付近で顕著な低温樹脂の流入が確認された。さらに5.0s以降では、温度が再度上昇を示している。

スクリュ回転速度の変化に対しては、高回転となるに従って、射出時間経過に伴う樹脂温度の低下率が高くなった。特に射出後半、上記の計量開始時にスクリュ圧縮部に滞留していたと考えられる樹脂の温度低下が顕著に示される。スクリュの違いで比較すると、同一スクリュ回転速度に対しては、フライト P/D が大きいほど樹脂温度の低下率が高くなり、スクリュ高回転条件下での射出後半では、スクリュの違いによる温度差は10℃程度にも達した。一例として、150rpm時の計測点 $R_n=0.9$ mmにおける樹脂温度の時間変化を図6.15に示した。1.2sまでの温度分布がノズル内滞留樹脂によりほぼ一致していること、4.5sまで単調に減少しそれ以降に急峻に温度が上昇することが、スクリュ形状によらず明瞭に観察できる。3.5s以降の圧縮部溝内に相当する樹脂温度がこのようにV字状に変化する理由は、BUP後のSB片が浮遊して伝熱で熔融が進む領域（温度下降領域）から、BUPしないで強いせん断作用による発熱領域（温度上昇領域）へと遷移することによると理解された。

次に、各スクリュ回転速度時における6.5秒間の樹脂温度平均値と標準偏差を各計測点で求め、図6.16に比較して示す。いずれのスクリュも、ノズル中心から内壁面に近づくにしたがって平均温度が高く示される。また回転速度の上昇により、樹脂温度が低下するとともに、各スクリュ間の樹脂温度の差も徐々に拡大する傾向が示された。標準偏差では、ノズル中心と内壁面との中間地点でいずれの条件でも最大値をもつ様子が確認され、連続可塑化過程に比べて特に顕著に示された。またいずれの回転速度でも、スクリュAの標準偏差が最も低く示され、スクリュBとスクリュCでは同程

度に遷移する様子も確認された。連続可塑化過程で示された平均温度と標準偏差の負の相関は、ここでも明瞭に確認された。

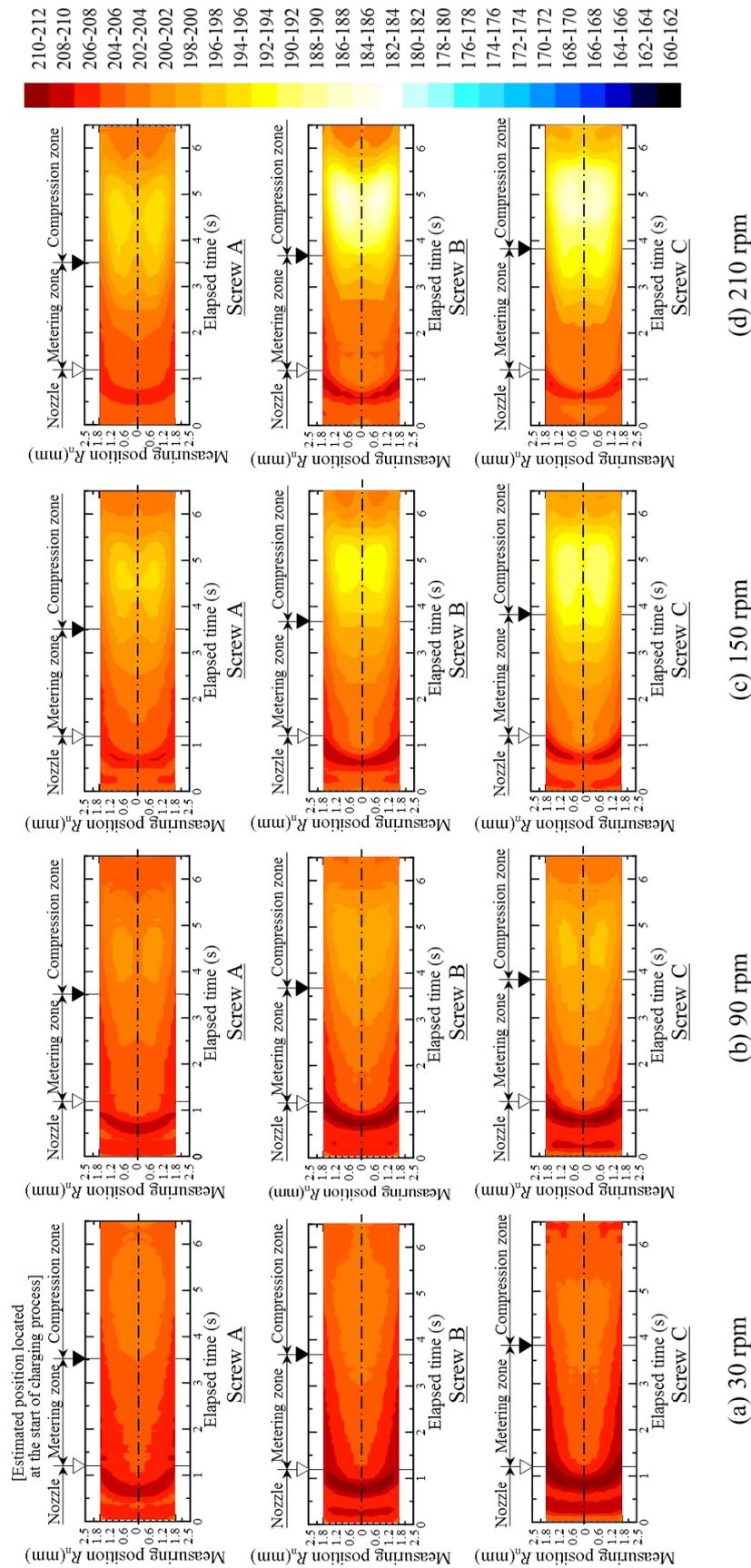


図 6.14 射出中のノズル内樹脂温度分布の時間変化 (計量可塑化)

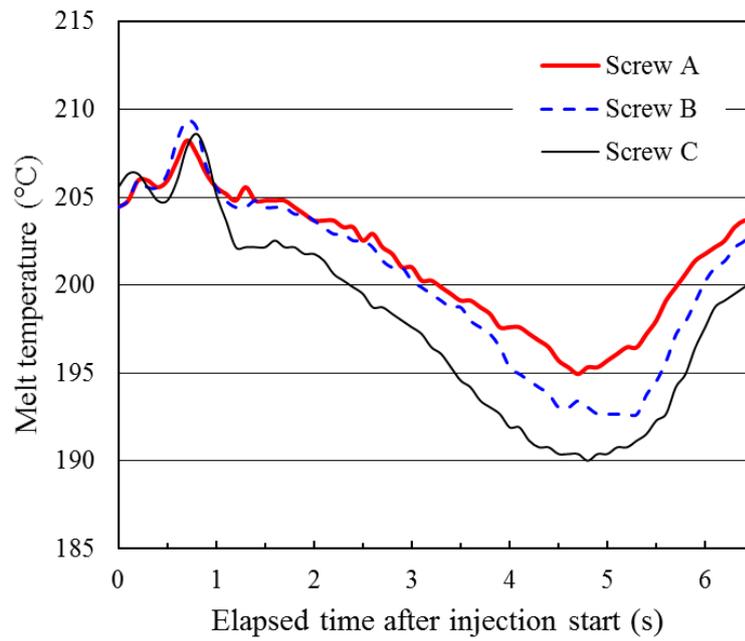


図 6.15 各スクリュにおける射出中ノズル内樹脂温度の時間変化の比較
(計量可塑化, 150 rpm, 計測位置 $R_n=0.9$ mm)

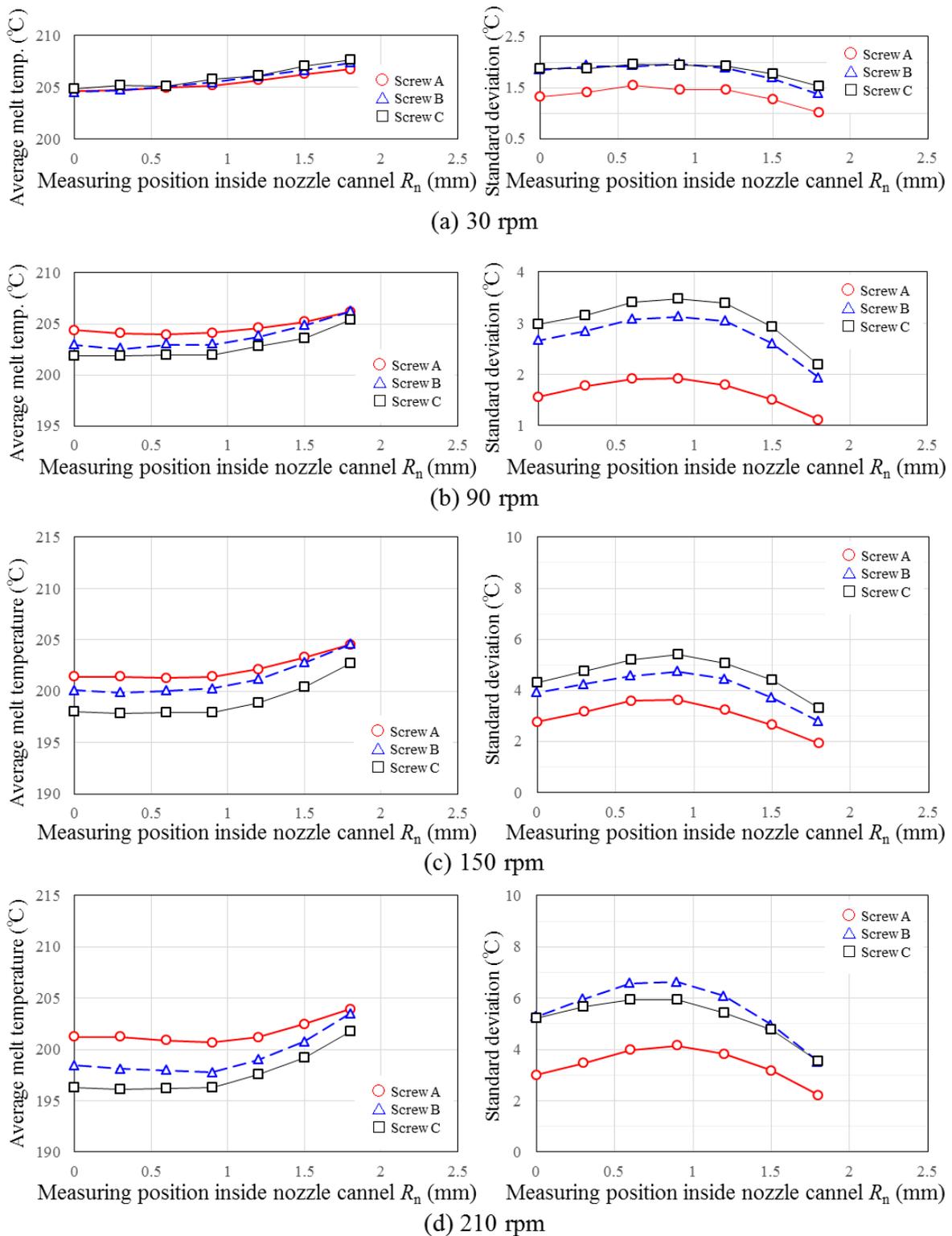


図 6.16 各スクリュにおける射出中ノズル内樹脂温度の平均値と標準偏差 (計量可塑化)

6.5.3 スクリューピッチがノズル内流動樹脂温度分布に及ぼす影響のまとめ

本実験で得られた結果を、各スクリューピッチが計量不安定因子である熔融樹脂温度分布のばらつきに及ぼす影響に着目し、表 6.3 に整理して示す。押出機と同様の連続可塑化過程では、樹脂温度の平均値の設定温度からの乖離も小さく、またばらつきも少ないスクリュー B の性能バランスが良いことが、射出成形機に特有の計量可塑化過程では、スクリュー A において樹脂温度の設定温度からの乖離も小さく、ばらつきが最も小さいことが明らかとなった。

表 6.3 各スクリューピッチ形状因子がノズル内樹脂温度分布に及ぼす影響

| スクリュー形状 | 樹脂温度 | 連続可塑化 | 計量可塑化 |
|---------------------|------|-----------------------------------|------------------------|
| スクリューA (P/D=0.7) | 平均 | 設定温度からの低下が小さい | 射出中の温度低下が最も小さい |
| | ばらつき | スクリュー高回転域で、ばらつきが大きい | ○回転数と位置によらず、ばらつきは最も小さい |
| スクリューB (P/D=1.0) | 平均 | 設定温度からの低下が小さい | 射出中の温度低下は中程度 |
| | ばらつき | ○スクリュー回転数、ノズル内の径方向位置によらず、ばらつきは小さい | 回転数と場所によりばらつきは大きい |
| スクリューC (P/D=1.3) | 平均 | 設定温度からの低下が大きい | 射出中の温度低下が最も大きい |
| | ばらつき | 回転数、及びノズル内の径方向位置に依存し、ばらつきが大きい | スクリューBと同程度のばらつき |

6.6 結言

本章ではスクリュフライトのピッチの異なる3種類のフルフライトスクリュ ($P/D=0.7, 1.0, 1.3$) を用いて、シリンダ内の可視化観察と画像解析、およびノズル内の樹脂温度分布計測を実施した。以下に結論を述べる。

- (1) 連続可塑化実験の結果、可塑化能力はスクリュ低回転では P/D が大きいほど高く、高回転で P/D 最小のスクリュ A が他を上回ることが確認された。熔融形態はスクリュ A の低回転時で Tadmor 型と Shapiro 型を、その他は Lindt 型を呈することが確認され、 P/D が大きくなるにともない熔融開始から完了までの可塑化過程が下流側にシフトすることが明らかになった。ほぼ全条件下で圧縮部における SB の BUP が発生し、その発生位置も P/D が大きいほど下流側にシフトする状況が確認された。
- (2) 計量可塑化実験の結果、可塑化能力はスクリュ回転速度増、または P/D 増にともない高くなることが示された。連続可塑化と同様に、 P/D の大きいスクリュほど熔融の進行が遅れる状況が確認された。さらに、圧縮部後半における計量中 SB 比の平均値の比較から、特にスクリュ C で顕著に熔融が遅れること、およびいずれのスクリュも回転速度増大に伴い SB 比が増大し、150 rpm 以上でほぼ一定値に収斂することが定量的に示された。
- (3) ITC センサを用いたノズル内の樹脂温度分布計測の結果、ノズル壁面・中心部間の各計測点における平均温度と標準偏差が、スクリュピッチおよび回転速度の影響を受けることが明らかになり、各計測点の平均温度とその標準偏差との間には負の相関が確認された。連続可塑化では、広範囲のスクリュ回転域にわたり、樹脂温度低下が少なく標準偏差も小さいスクリュ B ($P/D=1.0$) の性能バランスがよいことが確認された。計量可塑化では、スクリュ A ($P/D=0.7$) における樹脂温度低下と標準偏差が他よりも小さく示され、スクリュピッチ狭小化による可塑化品質向上が示唆された。

本章の結果から、性能バランスに優れる $P/D=1.0$ のスクリュが汎用的な形状として妥当であることが実証的に明らかになるとともに、フライトピッチをより小さくすることで、計量安定性向上の余地があることが示された。

本章までは、射出成形機における可塑化・計量工程における計量不安定因子を詳細調査し、その対策の指針を追求してきた。次章以降では、可塑化・計量工程後に続く射出工程と、その射出工程に至るまでの間に存在する待機時間における不安定因子に着目し、その安定化技術について詳述する。

第Ⅲ部 射出工程における計 量安定化技術の開発

第7章 射出成形機における逆流防止 リングの動作検出システムの開発

| | |
|---------------------------------------|-----|
| 7.1 緒言 | 146 |
| 7.2 逆流防止リングの動作検出機能の開発 | 148 |
| 7.2.1 逆流防止リングの装填方法 | 148 |
| 7.2.2 逆流防止リングの動作検出機能の原理 | 149 |
| 7.3 実験方法 | 152 |
| 7.3.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価方法 | 152 |
| 7.3.2 逆流量検出精度の検証実験方法 | 154 |
| 7.3.3 逆流防止リング寸法の影響調査方法 | 156 |
| 7.4 実験結果と考察 | 157 |
| 7.4.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価実験結果 | 157 |
| 7.4.2 逆流量検出精度の検証実験結果 | 160 |
| 7.4.3 逆流防止リング寸法の影響調査結果 | 162 |
| 7.5 結言 | 164 |

7.1 緒言

前章では、スクリュピッチが可塑化品質に与える影響を詳細調査し、計量可塑化において P/D の小さいスクリュによる樹脂温度の低下が小さいことと、温度ばらつきも小さいことが示され、計量不安定現象抑制の可能性が示唆された。

本章では、計量工程に続く射出工程における不安定因子の監視技術について、取り上げることとする。可塑化・計量工程と射出工程を一つのスクリュで行うインライン方式の射出成形機では、計量工程と射出工程の切替え時にスクリュ動作方向が変わる。この際に、スクリュ先端に取り付けられた逆流防止リングの動作により樹脂流路の開閉を行う。このため、逆流防止リングの正確な動作が、精密成形にとって不可欠である。一般に、逆流防止リングは樹脂圧力の変化により受動的に動作する。計量工程終了時に、リングはその可動ストロークの前進端に位置し、樹脂の流路を開放した状態に維持している。続く射出工程では、スクリュの前方に生じる樹脂圧の上昇によりリングが可動ストロークの後退端に移動して流路を閉鎖する。この間、僅かながら樹脂の逆流が発生する。また、リング閉鎖後の工程でも、リングの外周摩耗により樹脂逆流現象が発生し、所定の射出樹脂量にばらつきをもたらす可能性がある。このため、逆流防止リングの動作や逆流量を検出・監視して、成形安定性を評価することや、逆流防止リングの適切な交換時期を把握して対応することが重要な課題となっていた。

逆流防止リングの動作を検出する方法としては、村田ら[村田 1991]の研究によるシリンダの2箇所に圧力センサを設置し、リング前後の圧力差からその動作を推定する方法、および可視化シリンダを用いて直接リングの挙動を観察する方法、横井ら[横井 1999b]の研究によるリングに磁性体を埋め込み、リングが動作する際に発生する磁気歪現象を利用した位置センサ（磁歪式センサ）を使用する方法が知られている。しかしながら、シリンダに圧力センサを配し、前後の圧力差からリング動作を推定する方法では、圧力センサ位置が固定されるため、成形条件に依存してスクリュ位置が変わる一般的な使用方法に適さないこと、シリンダ強度が低下することなどの問題を伴っている。また、可視化シリンダを用いる方法では、一般の射出成形機に搭載できないこと、ガラス観察窓の強度的な問題から高い射出圧力条件下での使用に制限があった。さらに磁歪式センサを用いる方法では、逆流防止リングに磁石を装填する必要があり、センサの耐熱性の問題とともに標準的な適用には困難を伴っていた。以上のように、従来の逆流防止リングの動作検出方法は、いずれも量産成形工場での使用は困難であった。

本章では、従来の課題を解決し、逆流防止リング閉鎖動作に起因する計量安定性の監視機能として利用可能な、リング動作検出方法を新たに確立することを目的とし、電動射出成形機に搭載されたスクリュ回転用サーボモータにて、射出中に印加される負荷により逆流防止リング動作を検出する新たな手法を開発する。この検出手法は、

逆流防止リングおよびシリンダに穴加工やセンサ追加を行う必要がなく，量産成形をしている標準的な射出成形機にて利用が可能である．本章では，今回開発した逆流防止リングの動作検出方法の有効性を検証するとともに，この方法の効果として射出中に発生する樹脂逆流現象が成形品重量に及ぼす影響を調査することとする．

7.2 逆流防止リングの動作検出機能の開発

7.2.1 逆流防止リングの装填方法

図 7.1 に本章で使用した電動式射出成形機の射出機構部の構成図およびシリンダ内部構造の一例を示す。一般に射出機構部にはスクリュ前後進用とスクリュ回転用に、2基の AC サーボモータが搭載されている。スクリュ前後進用サーボモータは、タイミングベルト、プーリ、ボールねじなどの伝動機構を介してスクリュを前後進させる。一方、スクリュ回転用サーボモータは同じく伝動機構を介してスクリュを回転させる。スクリュの後端には圧力センサ（ロードセル）が取り付けられ、射出・保圧・計量工程中の負荷を制御装置にフィードバックし、圧力制御を行う。スクリュ先端部にはスクリュヘッド、着座シートが組み付けられており、その間に逆流防止リングが移動可能に嵌装される。

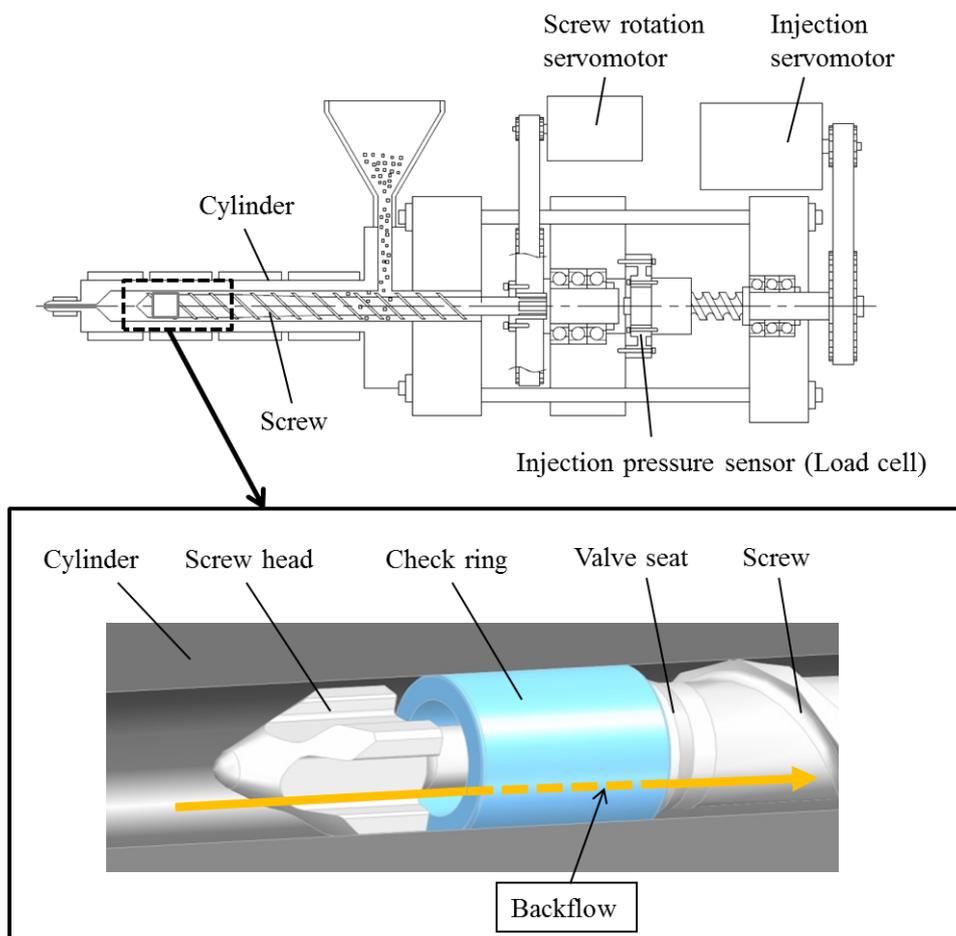


図 7.1 射出ユニットとスクリュ先端の逆流防止機構詳細

7.2.2 逆流防止リングの動作検出機能の原理

本章では、逆流防止リングの動作状態を検出する手法として、スクリュ回転用サーボモータの負荷を用いてリング動作を検出する機能[ファナック 2008a], [ファナック 2008b]（以下、バックフローモニタ機能）を用いた。

図 7.2 に、バックフローモニタ機能における逆流現象の検出原理を示す。射出工程の開始にともない、スクリュが前進して逆流が発生すると、リング後方の樹脂圧力が増加する。ここで、リング後方において、バックフローはスクリュ溝内をフライトに沿った螺旋経路で流動すると仮定する。バックフローした樹脂は粘性流体であり、上昇した樹脂圧力の伝達には時間遅れを伴うことから、スクリュ溝内をフライトに沿ってスクリュ先端側から後方に向かって漸減する圧力勾配が生じる。スクリュフライト前後両側面の間には、フライト形状に沿った 1 ターン分に相当する圧力差が発生し、その結果、スクリュのフライト前側面の微小部分には圧力差に対応する負荷 F_b が印加される。螺旋状構造のフライトに印加された負荷 F_b は、スクリュ軸方向負荷成分 F_{bx} とスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} に分解される。スクリュ軸方向負荷成分 F_{bx} は、スクリュ後端に取り付けられた力センサ（ロードセル）に作用するが、ロードセルに作用する負荷にはスクリュ先端のスクリュヘッドに印加される負荷も含まれるため、 F_{bx} のみを精度よく抽出することができない。一方、フライト前側面の微小部分に作用するスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} は、スクリュヘッドに印加される負荷の影響を受けず、微小部分に作用する F_{by} をスクリュフライト全長に渡る積算値として、フライト部に印加された負荷のみをスクリュ回転用サーボモータにて抽出することが可能である。図 7.3 に、この動作原理の説明のため、射出工程でスクリュ回転を抑制した条件下でのスクリュ回転用サーボモータの負荷トルク、および逆流防止リング前後の樹脂圧力計測結果の一例を示す。リング後方の樹脂圧力 P_r が最大となる射出開始約 0.28 秒後が、この事例ではリング閉鎖タイミングとして認定できる。これに対して、サーボモータの負荷トルク値も同じタイミングで最大となることが確認できる。以下では、スクリュ回転用サーボモータの負荷トルクを検出値 T_r として表す。なお、スクリュ前進中には、バックフローによるスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} の他に、熔融体および固体ペレットの摩擦力やホッパー口とフライト間にペレットを挟み込むことから生じる抵抗力が加わる。これらはスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} に比べて小さく、スクリュが一定速度で前進する際ほぼ一定値を示す。これに対して、リング閉鎖後にバックフローによるスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} は低下するため、スクリュ回転用サーボモータの負荷トルク T_r はリング閉鎖とほぼ同じタイミングで極大値を伴って減少に転じる。

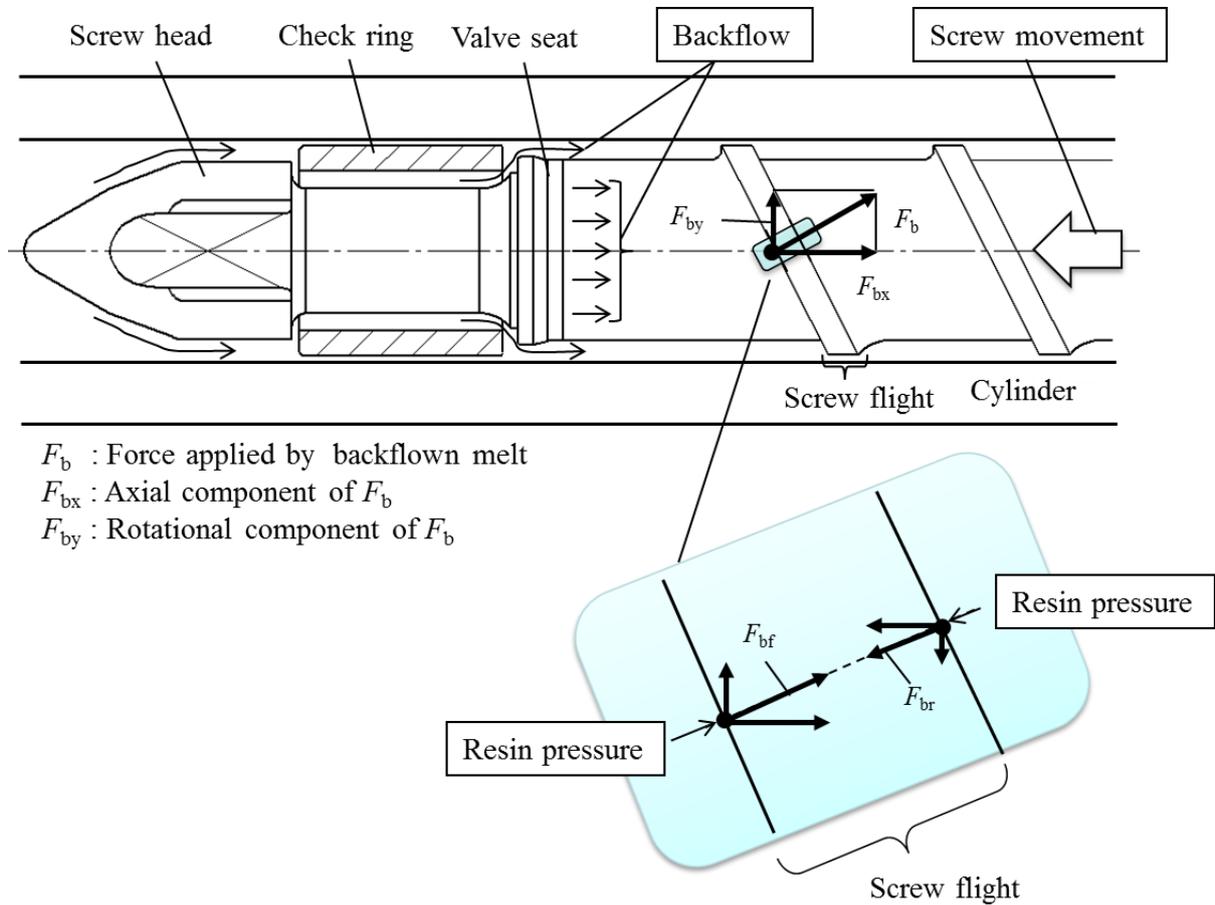


図 7.2 射出工程初期に逆流する溶融樹脂によりスクリュフライトに作用する力

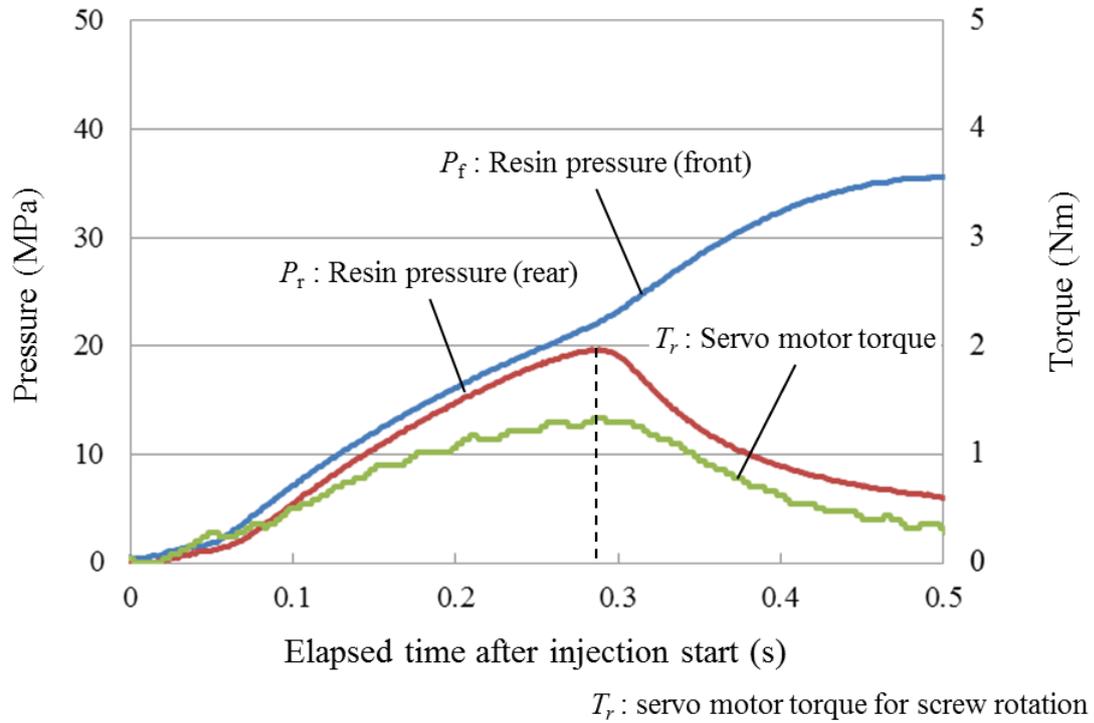


図 7.3 サーボモータのトルクと樹脂圧力との関係

7.3 実験方法

7.3.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価方法

バックフローモニタ機能を用いて、逆流防止リングの閉鎖タイミングを検出し、その検出精度を評価した。実験に用いた射出成形機ならびに金型を表 7.1 に示す。ここでは 2 種類の成形機と金型を用い、その組み合わせによって成形実験装置 A, B としている。加熱シリンダおよびスクリュ、非共回り方式の逆流防止リングは成形実験装置 A, B とともに共通とした。図 7.4 に概略を示す。逆流防止リングは、リング長さ $L_{cr}=28.0$ mm, 閉鎖ストローク $S_{cr}=2.0$ mm, リング外径 $D_o=28.0$ mm, 内径 $D_i=21.3$ mm を基準形状とし、以下では $L_{cr}+S_{cr}=30.0$ mm 一定として S_{cr} , D_o を変化させた場合の影響を評価することとした。

逆流防止リングの前方および後方には、樹脂圧力センサ PT465XL-30M (Dynisco) を装着し、リング閉鎖過程での樹脂圧力変化を計測した。また射出中のスクリュ回転方向負荷成分 F_{by} をスクリュ全体で総和した検出値 T_r , およびリング前方の樹脂圧力 P_f , リング動作を示す指標であるリング後方の樹脂圧力 P_r を測定し、相互の関係を調査した。

逆流防止リングが閉鎖するタイミングは、樹脂粘度による影響が予想されることから、粘度が異なるポリブチレンテレフタレート (PBT) とポリアセタール (POM) の 2 種類の樹脂 (表 7.2 参照) を使用した。また、逆流防止リングの動作はその前後の圧力差に依存することから、ここではスクリュ射出速度を 10, 30, 50, 100, 200 mm/s の 5 条件として、圧力差を変化させた。2 種類の樹脂の成形実験は、それぞれ表 7.3 の成形条件 I, II により行った。

表 7.1 射出成形機と評価用成形品

| | A | B |
|---------------------------|--|---|
| Injection molding machine | ROBOSHOT Alpha-S50iA (FANUC Corporation) •Clamping force : 500 kN •Screw diameter : 28 mm | ROBOSHOT S-2000i100B (FANUC Corporation) •Clamping force : 1000 kN •Screw diameter : 28 mm |
| Molding part | Test plate •L80×W10×D4 mm | Connector •L18.3×W7×D6 mm (2 cavities) |

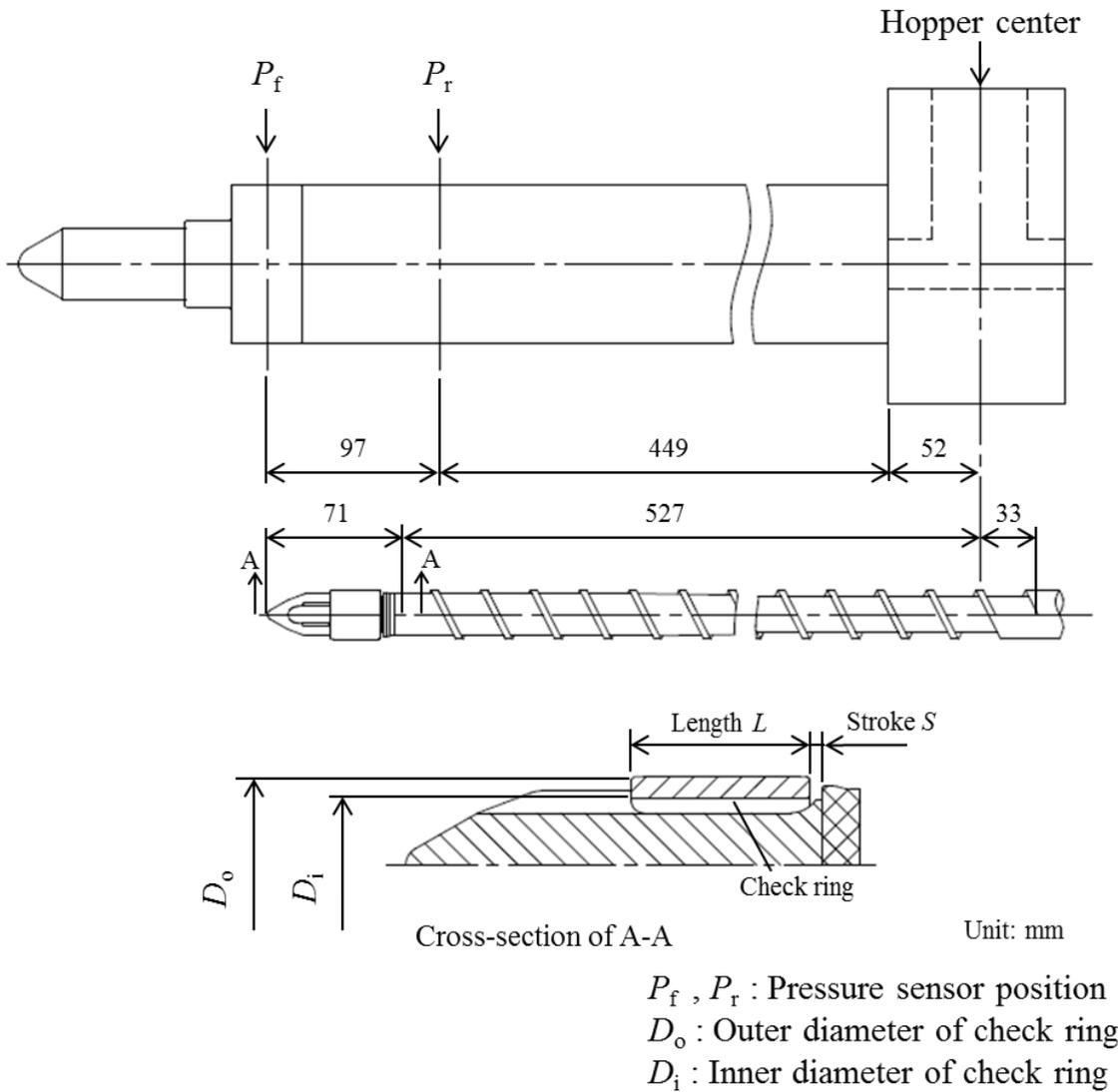


図 7.4 樹脂圧力センサーによる計測位置およびスクリュ主要寸法

表 7.2 実験に使用した樹脂

| | PBT | POM |
|----------|--|--|
| Company | Mitsubishi Engineering Plastics Co., Ltd. | Polyplastics Co., Ltd. |
| Grade | 5010R5 | M90-44 |
| Property | <ul style="list-style-type: none"> •MVR : 25 cm³/10min •T_m : 224 °C | <ul style="list-style-type: none"> •MFR : 9.0 g/10min •T_m : 165 °C |

表 7.3 成形条件表

| PBT | | POM | |
|-----|-----------------------------|-----|-----------------------------|
| I | ①245 / 250 / 250 / 240 / 70 | II | ①200 / 200 / 200 / 190 / 60 |
| | ②10, 30, 50, 100, 200 | | ②10, 30, 50, 100, 200 |
| | ③50 | | ③40 |
| III | ①245 / 255 / 250 / 245 / 60 | IV | ①200 / 200 / 200 / 190 / 60 |
| | ②20 | | ②3.7 |
| | ③50 | | ③Stop at the V-P position |

①Temperature conditions setup value (°C)
(Nozzle / Cylinder 1 / 2 / 3 / Hopper)
②Injection speed (mm/s)
③Holding pressure (MPa)

7.3.2 逆流量検出精度の検証実験方法

逆流量の検出精度を検証するため、 T_r の時間積分値 B_f と成形品重量を測定し、相互関係を調査した。本実験では、ショートショット法を用いた。この成形方法では、射出工程で樹脂を金型内に充填しない一定の射出量で充填し、スクリュを停止させ、得られた成形品の重量を測定した。毎ショットの射出ストロークは一定であるため、閉鎖タイミングの遅延にともない、逆流量が増加し、成形品重量は減少することが予想される。

スクリュ溝内をフライトに沿って流れるバックフローの単位時間あたりの流量は、Navier-Stokes の方程式よりバックフローの経路に沿った圧力勾配に比例すると考えられる。図 7.5 に示すように、スクリュ溝方向を z 方向、スクリュ溝方向に垂直な断面内におけるスクリュ溝幅方向を x 、深さ方向を y にとり、スクリュ溝幅を W 、深さを H_s とする。ここで、熔融樹脂が高粘性であることから Navier-Stokes 方程式の慣性項を無視すると、 z 方向について(7.1)式が成り立つ。

$$\mu_n \left(\frac{\partial^2 v_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} \right) - \frac{\partial p_n}{\partial z} = 0 \quad (7.1)$$

スクリュ溝深さがスクリュ溝幅に比べて十分に小さい浅溝の場合、スクリュフライト

側面の影響を無視できると仮定すると、この流れは2枚の平行平板を通る流れに近似させることができる。この時、(7.1)式は次式となる。

$$\mu_n \frac{\partial^2 v_z}{\partial y^2} = \frac{\partial p_n}{\partial z} \quad (7.2)$$

この式を、

$$v_z(0) = 0 \quad (7.3)$$

$$v_z(H_s) = 0 \quad (7.4)$$

の境界条件で解くと、スクリュ溝断面について、スクリュ溝方向の速度分布が次式で与えられる。

$$v_z = \frac{1}{2\mu_n} \left(\frac{\partial p_n}{\partial z} \right) (H_s - y)y \quad (7.5)$$

従って、スクリュ溝方向の単位時間あたりの流量は次式の通り、バックフロー経路に沿った圧力勾配に比例する。

$$Q_b = W \int_0^{H_s} v_z dy = \frac{WH_s^3}{12\mu_n} \left(\frac{\partial p_n}{\partial z} \right) \quad (7.6)$$

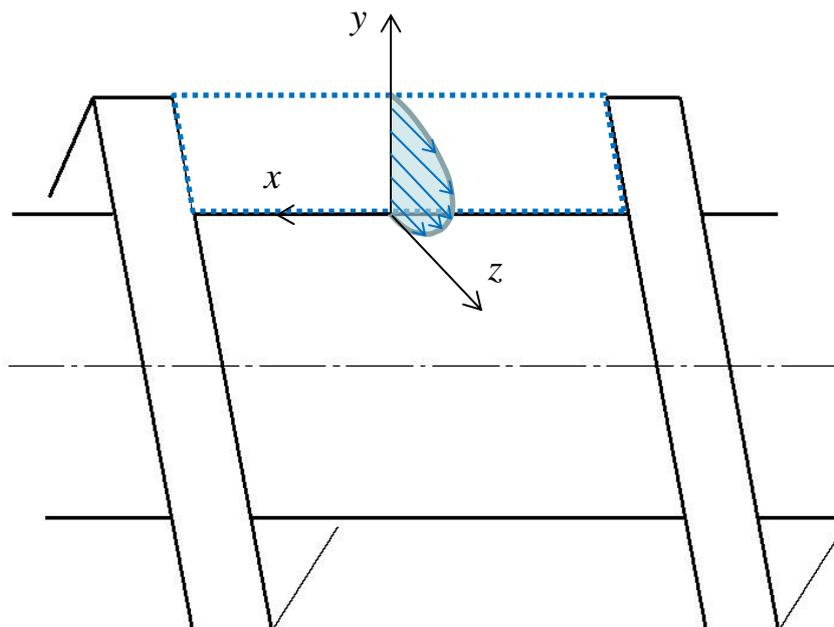


図 7.5 スクリュ溝内におけるバックフローの速度分布

また、スクリュ回転方向負荷成分 F_{by} は、フライトのスクリュ前方側面に作用する圧力とスクリュ後方側面に作用する圧力の差によって生じるため、バックフロー経路に沿った圧力勾配に比例するとみなせる。

したがって、スクリュ回転方向負荷成分 F_{by} をスクリュフライト全体の総和として検出する T_r は、バックフローの単位時間あたりの流量 Q_b に比例し、 T_r の時間積分値 B_f は、逆流した樹脂量の指標となると推察される。

ここでは、射出工程中の T_r を時間積分し、得られた積分値 B_f と成形品重量の関係を調査した。成形実験は、成形実験装置 A (表 7.1 参照)、使用樹脂 POM (表 7.2 参照)、成形条件 IV (表 7.3 参照) により行った。

7.3.3 逆流防止リング寸法の影響調査方法

(1) 逆流防止リングの閉鎖ストロークの影響調査方法

逆流防止リングは、スクリュヘッドとの接触面の摩耗による閉鎖ストロークの増加にとともない、閉鎖時間が増加し、その間の総逆流量が増加する。外径 $\phi 28.0$ mm で、閉鎖ストロークが異なる 4 種類の非共回り方式の逆流防止リング (閉鎖ストローク S_{cr} : 2, 4, 6, 8 mm) を用いて、各 30 ショット成形を行い、バックフローモニタの検出値 T_r の時間変化を計測した。ここでは、ばらつき量を拡大するために、通常の成形条件では用いない極端に低速のスクリュ射出速度 3.7 mm/s により実験を行っている。成形実験は、成形実験装置 B (表 7.1 参照)、使用樹脂 PBT (表 7.2 参照)、成形条件 III (表 7.3 参照) により行った。

(2) 逆流防止リングの外径寸法の影響調査方法

逆流防止リングは、外径摩耗による小径化にとともない、外周部とシリンダ内壁面との隙間が拡張され、射出中に樹脂の逆流量が増加する。そこで、前項と同一の実験装置を使用して、バックフローモニタの検出値 T_r の時間変化を調査した。逆流防止リングは、閉鎖ストローク 2 mm の共回り方式で、異なる 3 種類の外径 D_o ($\phi 28.0$, $\phi 27.7$, $\phi 27.6$ mm) を用いて、各 30 ショット成形を行い、比較した。成形実験は、成形実験装置 B (表 7.1 参照)、使用樹脂 PBT (表 7.2 参照)、成形条件 III (表 7.3 参照) により行った。

7.4 実験結果と考察

7.4.1 逆流防止リング閉鎖タイミング検出の精度評価実験結果

最初にバックフローモニタ機能で検出される逆流防止リングの閉鎖タイミングの精度を調査した。

図 7.6 に、2 種類の樹脂 PBT, POM, 3 種類の射出速度 10, 100, 200 mm/s における射出開始からのバックフローモニタによる検出値 T_r , およびリング前方の圧力検出値 P_f , 後方の圧力検出値 P_r をそれぞれ示す。図 7.6 に、2 種類の樹脂 PBT, POM, 5 種類のスクリュ射出速度 10, 30, 50, 100, 200 mm/s において、バックフローモニタの検出値 T_r およびリング後方の圧力検出値 P_r が最大となるタイミングを示す。

図 7.6 および図 7.7 から、樹脂の種類や射出速度に関係なく、リング後方の樹脂圧 P_r が最大となるタイミング、すなわちリング閉鎖タイミングと、バックフローモニタによる検出値 T_r が最大となるタイミングとが良い一致を示した。これより、本機能が逆流防止リングの閉鎖タイミングを検出するのに有効であることが確認された。なお、両タイミングの僅かな相違は、サーボモータの負荷トルク検出回路の応答時間に起因すると推察される。

また、樹脂の種類によらずスクリュ射出速度増加にともないリング閉鎖に要する時間は短くなること、粘性の低い PBT の方が、より閉鎖時間が短くなることが示された。これらの傾向は村田ら[村田 1991]がリング前後の樹脂圧センサと可視化シリンダを用いて射出中のリング挙動を調査した研究結果とよく一致している。

図 7.8 に、2 種類の樹脂 PBT, POM, 5 種類のスクリュ射出速度において、逆流防止リング前方の樹脂圧 P_f および後方の樹脂圧 P_r が最大となるタイミングを示す。前方の樹脂圧 P_f が最大値を示すタイミングは、金型内の樹脂流路やキャビティの形状に依存していると推察され、後方の樹脂圧 P_r の影響をほとんど受けていないことが確認される。したがって、前方の樹脂圧 P_f は、リング閉鎖タイミングを検出する手段としては、有効ではないことが示唆された。

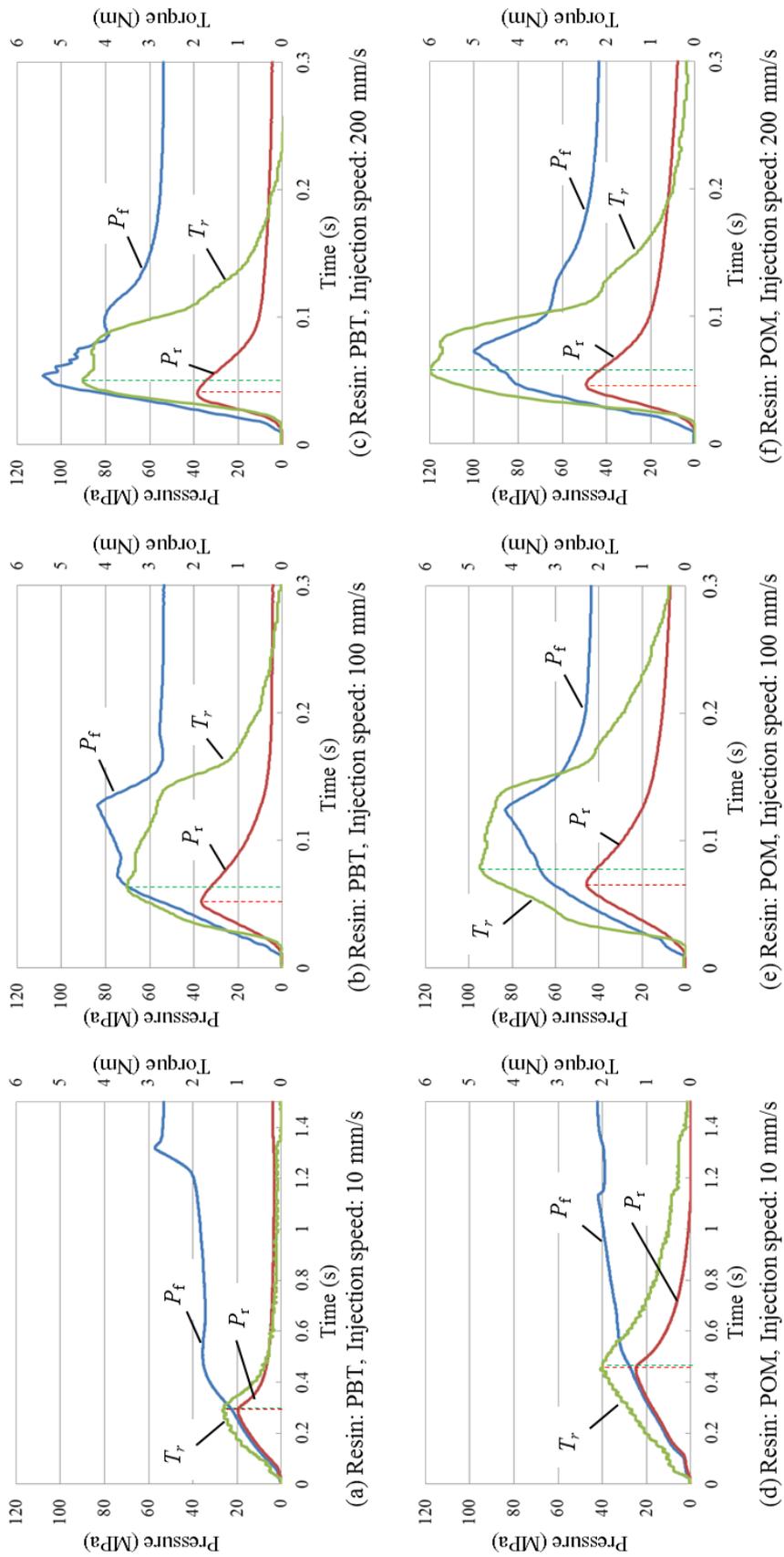


図 7.6 樹脂圧力とサーボモータのトルクの時間変化

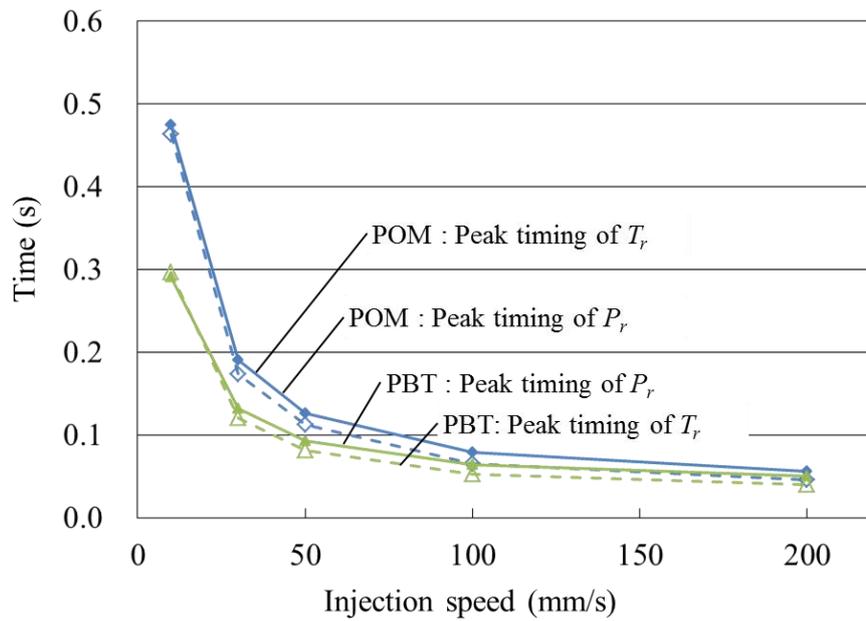


図 7.7 P_r 及び T_r のピーク時点と樹脂速度との関係

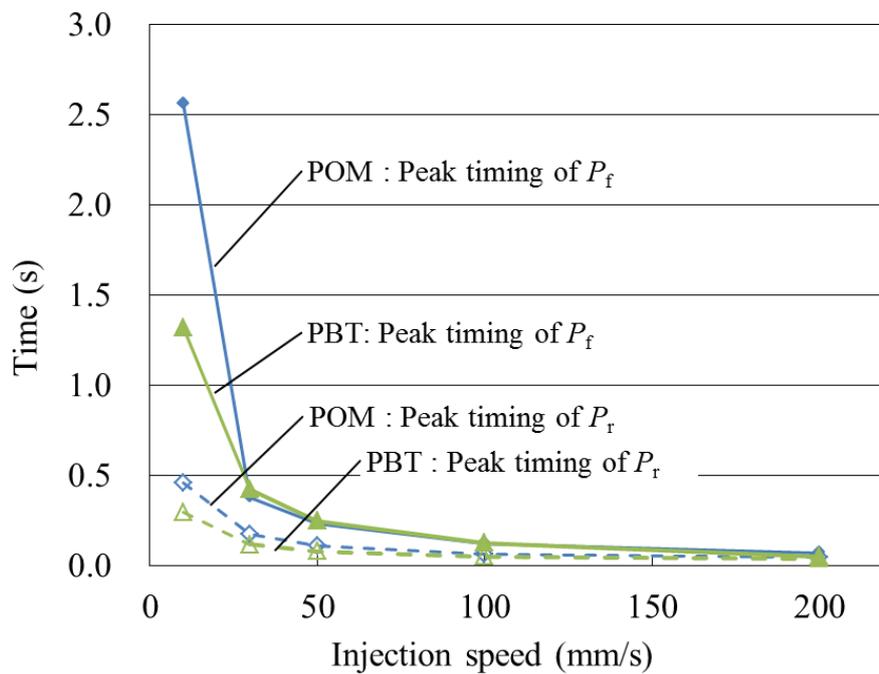


図 7.8 P_f 及び P_r のピーク時点と樹脂速度との関係

7.4.2 逆流量検出精度の検証実験結果

次にバックフローモニタ機能で検出される逆流量の検出精度を調査した。図7.9に、射出工程中のスクリュ位置および逆流防止リング前方の樹脂圧 P_f 、ロードセルで検出される射出圧 P_c 、バックフローモニタによる検出値 T_r をそれぞれ示す。また、射出工程中の T_r の時間積分値 B_f を計算し、成形品重量と比較して図7.10に示す。図7.9では、 P_c と P_f とがほぼ一致することが確認できる。射出開始にともなって、リング前方樹脂圧力 P_f がまず a のように立ち上がり、以後一定に推移し、b で再上昇、さらに c で昇圧速度を増し、射出終了に連動して d でピークを形成している。b は金型内での流路減少領域（ゲート等）を通過するタイミングに、c は逆流防止リングの閉鎖タイミングに対応すると考えられる。こうした P_f の圧力変動は、a, b, c までは概ね T_r の挙動と一致しており、リング閉鎖完了後には T_r が一気に減少する様子を確認できる。図7.10では、成形品重量といずれの T_r の時間積分値 B_f との間にも、負の相関が認められた。ここでは、それぞれの時間積分値 B_f を成形品重量の一次関数として線形近似して表示している。さらに、射出工程中の P_r の時間積分値をグラフに示す。 T_r の時間積分値と同様に、 P_r の時間積分値と成形品重量との間にも負の相関が認められた。 P_r を測定するにはシリンダに圧力センサを設置する必要があり、量産成形工場での使用は困難を伴うが、 P_r の時間積分値は逆流量の指標となると考えられる。これらの実験結果から、射出工程中の T_r の時間積分値 B_f は逆流量の指標となることが示唆された。

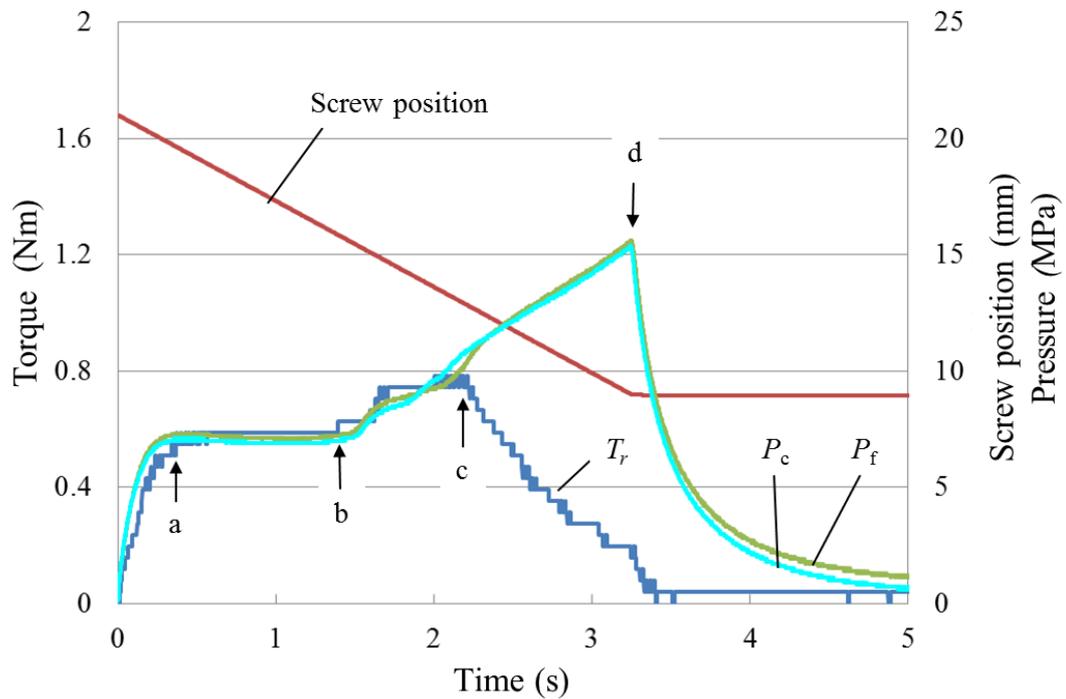


図 7.9 逆流防止リング閉鎖過程におけるサーボモータのトルクの時間変化
(樹脂 POM, 射出速度 3.7mm/s)

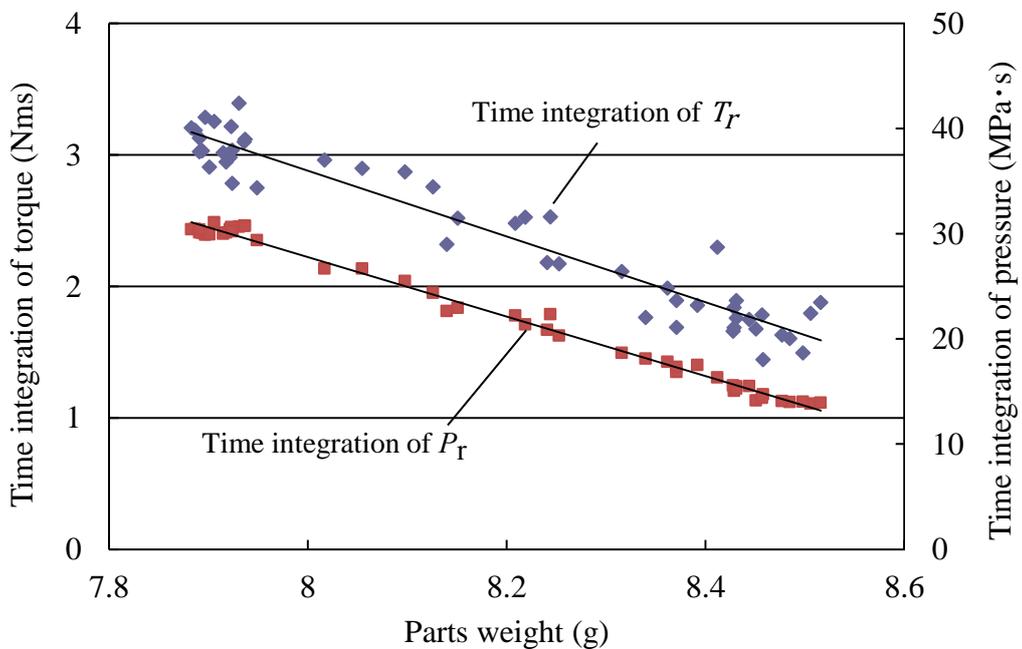


図 7.10 スクリュートルクの時間積分値と成形品重量の関係
(樹脂 POM, 射出速度 3.7mm/s)

7.4.3 逆流防止リング寸法の影響調査結果

(1) 逆流防止リングの閉鎖ストロークの影響調査結果

図 7.11 に、逆流防止リングの閉鎖ストローク 2, 4, 6, 8 mm における、バックフローモニタ検出値 T_r の射出工程中の時間積分値 B_f を示す。図 7.11 より、逆流防止リングの閉鎖ストローク増加に対して逆流樹脂量が増加し、これに連動して T_r の時間積分値 B_f が増加することが確認された。

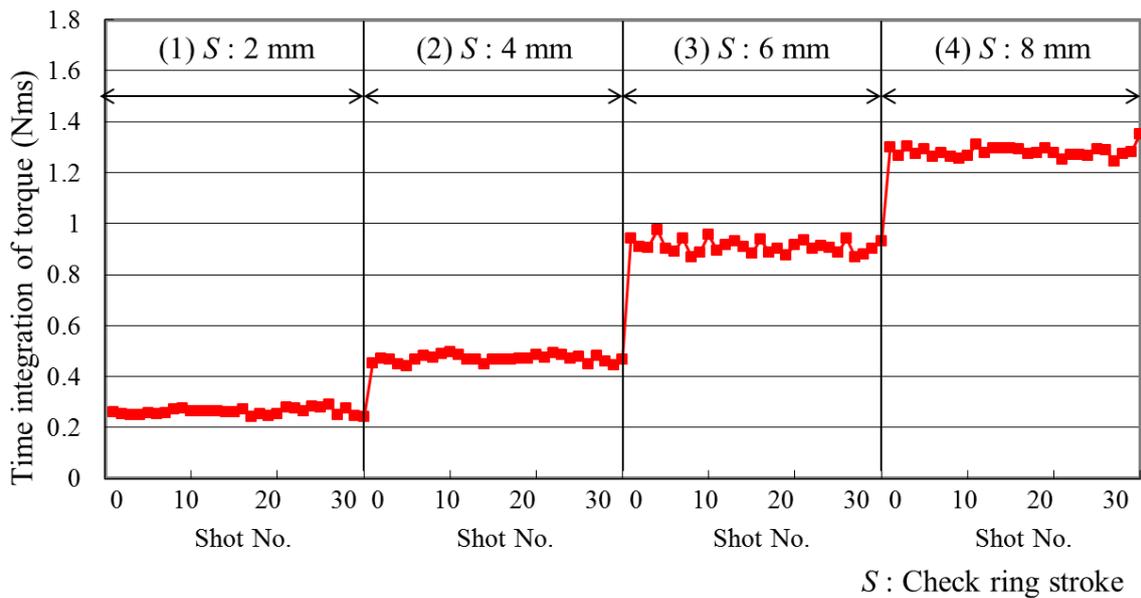


図 7.11 逆流防止リング閉鎖ストロークとスクリュトルク時間積分値との関係

(2) 逆流防止リングの外径寸法の影響調査結果

図 7.12 に、逆流防止リングの外径 $\phi 28.0$, $\phi 27.7$, $\phi 27.6$ mm における、 T_r の射出工程中の時間積分値 B_f を示す。外径が減少（シリンダ内壁面と逆流防止リングとの隙間が増加）して、逆流量が増加するのにもない、 T_r の時間積分値 B_f に増加傾向が示された。また同図において、 T_r の時間積分値 B_f は、外径 $\phi 28.0$ mm では安定しているのに対し、外径が $\phi 27.7$ mm まで減少すると、10 ショットに 1 ショット程度の頻度で突発的に増加する現象が見られた。この現象が発生する時には、 T_r が最大となるタイミングに時間遅れが見られたことから、リングの閉鎖タイミングが遅れたことが示唆された。また、外径が $\phi 27.6$ mm まで減少すると、30 ショットのうち 21 ショットでリング閉鎖の遅れが発生するようになる。このとき、 T_r は射出工程中は単調増加を、射出完了時はほぼ一定値を示してピークを形成せず、また T_r の時間積分値 B_f が極端に大きな値にほぼ収束する現象が見られた。この現象は、リング外径が減少してシリン

ダ内壁面との間隙が大きくなり、射出時にスクリュの進行方向に対してリングが傾斜した状態で閉鎖動作が行われたこと、閉鎖時に正しく着座シートと密着せず、スクリュの射出ストローク中では完全な閉鎖状態に至らなかったためと推測された。

なお、長期の使用により、スクリュ非共回り方式の逆流防止リングでは前端面が摩耗すること、スクリュ共回り方式の逆流防止リングでは外周が摩耗することが知られている。図 7.11 および図 7.12 より、リング外形の摩耗による寸法変化から、リング閉鎖タイミングの遅れによる逆流量の増加や、突発的な逆流に起因する重量ばらつきなどの成形不具合が発生する可能性が示され、逆流防止リングの交換時期と判断できることが示唆された。以上のように、バックフローモニタは逆流防止リングの交換時期を示す指標として、予防保守に活用できる機能であることが確認された。

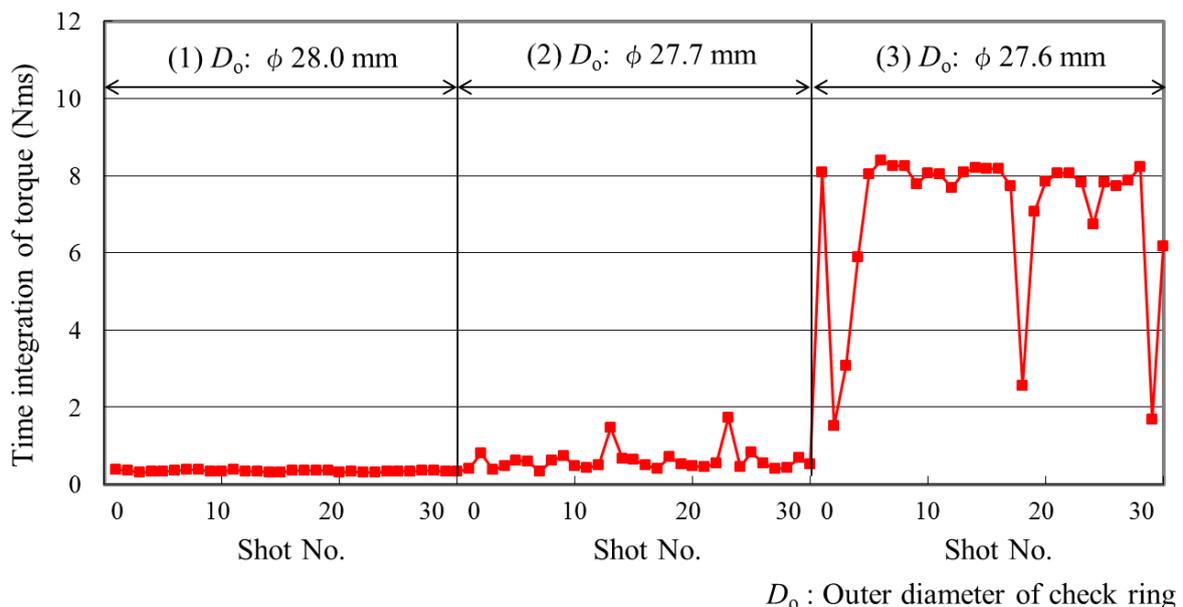


図 7.12 逆流防止リング外径とスクリュトルク時間積分値との関係
(樹脂 PBT, 射出速度 50mm/s)

7.5 結言

本章では，射出成形機のスクリュ回転用サーボモータに印加される負荷 T_r を検出することで，逆流防止リングの挙動を検出する新たな機能を開発し，その精度と有効性について評価し，以下の結論を得た．

- (1) 樹脂の種類や射出速度に関係なく，逆流防止リングが閉鎖するタイミングとスクリュ回転用サーボモータの負荷が最大となるタイミングが良く一致していることが示された．これにより，スクリュ回転用サーボモータの負荷を利用した，逆流防止リングの閉鎖タイミング検出手法の有効性が示された．
- (2) スクリュ回転用サーボモータ負荷の時間積分値と成形品重量との相関が見られたことから，スクリュ回転用サーボモータの負荷の時間積分値が樹脂逆流量の指標となり，成形品重量の安定性を成形中に予測可能であることが示された．
- (3) 長さの異なる4種類の逆流防止リングと，外径が異なる3種類の逆流防止リングを使用して，射出中のスクリュ回転用サーボモータの負荷の時間積分値との相関を調査した．その結果，閉鎖ストロークの増加にともない，逆流量の増加が確認された．また，外径の減少にともない，突発的な逆流量の増加が確認された．これより，本機能により逆流量の安定性を監視することが，逆流防止リングの交換時期予測に有用であることが示唆された．

本章では以上のように逆流防止リングの閉鎖挙動検出手法を開発し，計量安定性の監視を行うことが可能となった．次章では，本手法と組み合わせて逆流防止リングの閉鎖を促進することで，計量を安定させる技術について述べることとする．

第8章 射出成形機における射出量安定化手法の開発

| | |
|-------------------------------------|-----|
| 8.1 緒言 | 166 |
| 8.2 射出量安定化手法 | 167 |
| 8.2.1 フロントフロー現象とバックフロー現象 | 167 |
| 8.2.2 スクリュ逆回転動作による逆流防止リング閉鎖方法 | 168 |
| 8.2.3 スクリュ前進動作による逆流防止リング閉鎖方法 | 168 |
| 8.3 実験方法 | 170 |
| 8.3.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査 | 170 |
| 8.3.2 逆回転法における最適逆回転量の調査 | 171 |
| 8.3.3 前進法における最適圧縮圧力の調査 | 171 |
| 8.3.4 成形品重量の安定性調査 | 171 |
| 8.4 実験結果と考察 | 172 |
| 8.4.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査結果 | 172 |
| 8.4.2 逆回転法における最適逆回転量の調査結果 | 173 |
| 8.4.3 前進法における最適圧縮圧力の調査結果 | 176 |
| 8.4.4 成形品重量の安定性評価結果 | 179 |
| 8.5 結言 | 181 |

8.1 緒言

前章では、射出中のスクリュ回転用サーボモータ負荷を検出することで、逆流防止リングの閉鎖挙動を検出するシステムを開発した[高次 2017], [高次 2008], [ファナック 2008a], [ファナック 2008b]. 可塑化・計量工程と射出工程を一つのスクリュで行うインライン式の射出成形機では、可塑化・計量工程と射出工程の切替え時にスクリュの動作方向が変わる. この際に、スクリュ先端に取り付けられた逆流防止リングの動作により、樹脂流路の開閉を行う. したがって、逆流防止リングの正確な閉鎖動作が、精密成形にとって不可欠である.

一般に、逆流防止リングは樹脂圧力の変化により受動的に動作する. 射出工程では、スクリュの前方に生じる樹脂圧の上昇によりリングが可動ストロークの前進端から後退端に移動して流路を閉鎖する. 射出開始からリング閉鎖が完了するまでの間、僅かながら樹脂の逆流 (backflow : バックフロー) が発生することが知られている. 一方で、その前段階である可塑化・計量工程終了から射出開始までに待機時間が存在すると、リング後方における樹脂圧がリング前方の圧力よりも高い状況下で、リングは樹脂流路を開放した状態を保持している. このため、僅かながら樹脂がリング後方から前方に向かう流れ (以降、本論文ではフロントフローと呼称することとする) が発生する. この樹脂流動は、バックフローとともに、射出工程における金型内への樹脂充填量に変動を与え、成形安定性が低下する一因となる.

一方、射出量を積極的に安定させるためには、逆流防止リングを閉鎖して上述のフロントフローやバックフローを抑制・安定化することが重要である. リングを閉鎖する方法としては、可塑化・計量工程終了後にスクリュ前進動作を行う方法[湯原 2007], スクリュ前進動作とスクリュ逆回転動作を組み合わせる方法[太白 2004]が報告されている. しかしながら、いずれの方法においてもスクリュの動作とリング閉鎖状態との直接的な相関は考慮されておらず、リングを確実に閉鎖状態に至らしめる最適なスクリュの制御方法および最適な制御パラメータは確立されていなかった. そこで本章では、可塑化・計量工程終了後に速やかに、スクリュの逆回転と前進動作を行い、リングの後退・閉鎖を促進する制御手法において、リング閉鎖状態を考慮し、フロントフローおよびバックフローを抑制する、新たなスクリュ制御方法を開発することとする. 逆流防止リングには、樹脂圧力により受動的に動作する標準的なリングを使用し、さらに前章のバックフローモニタ機能を適用することで、制御パラメータの最適値を自動設定できるよう試みる. 本章では、この射出量安定化手法の有効性を検証するために、各種制御パラメータが成形品重量に及ぼす影響を調査することとする.

8.2 射出量安定化手法

8.2.1 フロントフロー現象とバックフロー現象

可塑化・計量工程終了から射出工程が始まるまでの期間、逆流防止リングはその可動ストロークの前進端に位置し、樹脂流路は開放された状態が維持されている。この状態でのリング後方の樹脂圧力は前方の圧力に対して相対的に高い状態にあるため、リングの後方から前方に向かって樹脂が流れるフロントフロー現象が発生する。図 8.1 にフロントフロー現象を示す。量産成形時には、ノズル先端からの樹脂漏れを防止するため、可塑化・計量工程終了直後にスクリュを強制的に後退させてリング前方の樹脂圧力を低下させる動作（サックバック）を行うのが一般的である。しかしながら、逆流防止リングを開放したままサックバック動作を行うと、リング前方の樹脂圧力が後方に対して相対的に低い状態が増長され、さらにフロントフロー発生が助長が推察される。フロントフローにより、リング前方の樹脂量は可塑化・計量工程終了直後よりも増加するが、その増加量は逆流防止弁前後の圧力差によって変動すると考えられ、成形品重量がばらつく因子となる。

さらに、リングが開放された状態のまま射出工程に移行すると、射出工程の初期段階において、リング閉鎖が完了するまでの間、僅かながら樹脂の逆流（バックフロー）も発生する。フロントフローやバックフローなどの射出量の不安定要因を取り除くためには、可塑化・計量工程終了後に速やかにリングを閉鎖する必要がある。

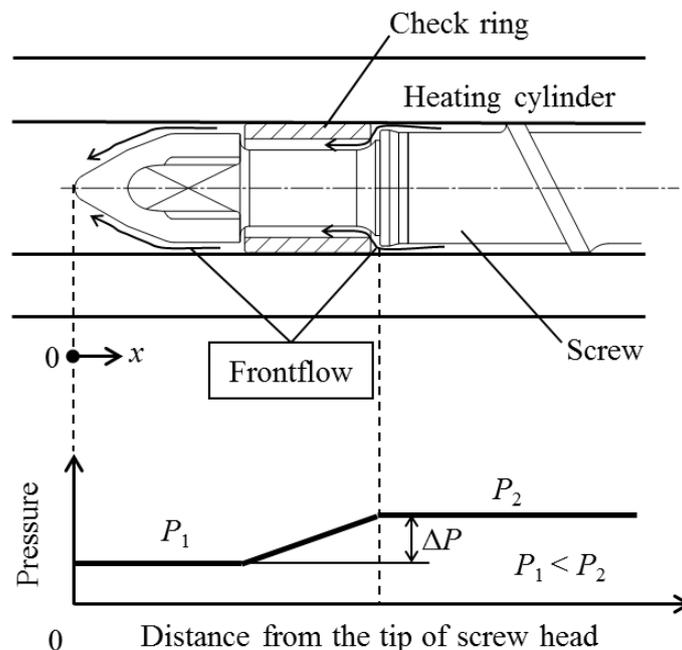


図 8.1 可塑化・計量工程終了時の樹脂圧力分布とフロントフロー現象発生原理

8.2.2 スクリュ逆回転動作による逆流防止リング閉鎖方法

逆流防止リングを後退・閉鎖するためには，逆流防止リング後方の樹脂圧力がリング前方の樹脂圧力よりも相対的に低い状態を積極的に作り出す必要がある．このためのスクリュ逆回転操作によるリング閉鎖方法の概念図を図 8.2 に示す．リング後方の樹脂圧力をより低い状態に遷移させるため，可塑化・計量工程終了後にスクリュを可塑化・計量工程における回転方向とは反対方向に回転（逆回転）させることにより，リング後方の樹脂をスクリュ上流に向かって少量逆流させる．リング後方の樹脂圧力が低下すれば，射出工程のスクリュ前進動作およびそれにとまなうリング前方の樹脂圧力の上昇によって，リングが後退しやすい環境を供することが可能となる．以下ではこの方法を逆回転法と呼称する．

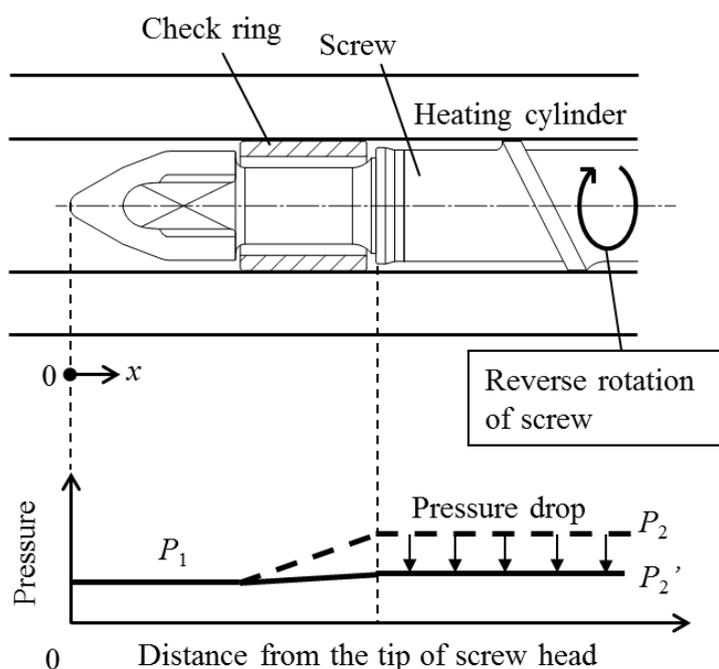


図 8.2 可塑化・計量工程終了後におけるスクリュ逆回転法

8.2.3 スクリュ前進動作による逆流防止リング閉鎖方法

逆回転法以外の逆流防止リング閉鎖方法では，リング前方の樹脂圧力をより高い状態に遷移させることで，リングの後退・閉鎖を促進する．可塑化・計量工程終了後にわずかにスクリュを前進させることでリング前方の樹脂を圧縮・昇圧させ，これによってリングが後退・閉鎖しやすい環境を供する．このスクリュ前進動作の概念図を図 8.3 に示す．以下，この方法を前進法と呼称する．

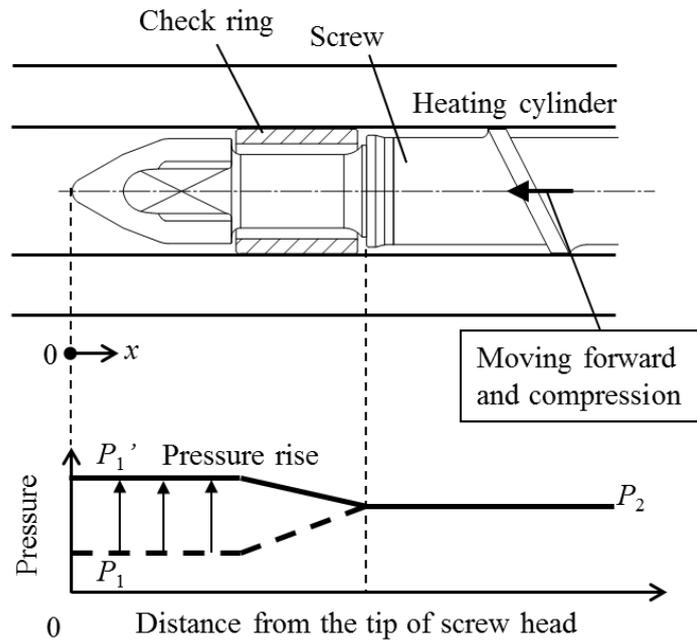


図 8.3 可塑化・計量工程終了後におけるスクリュ前進法

畑中らの研究[畑中 1993]では、可塑化・計量工程終了後のスプルー固化時のように、ノズル先端が閉鎖された状態でスクリュ前進動作を行なうと、リング前方の樹脂圧力の上昇速度が速く、かつ上昇圧力が高いほどリングが早期に閉鎖することが示されている。しかし過大な圧力上昇は、ノズル先端部からの糸引きやスプルーの詰まりなどの成形不良の原因となる。このため、リングの閉鎖を促進し、同時に圧力上昇も防止するには、前進法と逆回転法の併用が有効と考えられる。

8.3 実験方法

8.3.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査

フロントフローを抑制するにあたり，リング閉鎖を促進する上述の 2 つの方法について，その有用性を調査するため，可塑化・計量工程終了から射出工程開始までにおける，逆流防止リングの前方と後方の樹脂圧力の変化を調査した．使用した電動射出成形機は型締力 500 kN，スクリュ径 28 mm の ROBOSHOT α -S50iA (ファナック株)，樹脂圧力センサは PT465XL-30M (Dynisco Corp.) とした．リングの前方および後方の樹脂圧力を検出するセンサは前章図 7.4 に示す位置に装着し，逆流防止リングはリング長さ $L=28.0$ mm，閉鎖ストローク $S=2.0$ mm，リング外径 $D_o=28.0$ mm，内径 $D_i=21.3$ mm とした．表 8.1 に使用樹脂，金型，成形条件を示す．調査には流動性が異なる 2 種類の樹脂 (PBT, PC) を使用した．射出工程では，V-P 切替位置でスクリュを所定時間停止させ，保圧工程を設定しないで成形を行っている．

表 8.1 使用樹脂および金型，成形条件

| Molding part | Test plate (L80×W10×D4 mm) | |
|-------------------|---|---|
| Resin | <p>PBT (Mitsubishi Engineering Plastics Co., Ltd.)</p> <ul style="list-style-type: none"> • 5010R5 • MVR : 25 cm³/10min • T_m : 224 °C | <p>PC (Teijin Limited)</p> <ul style="list-style-type: none"> • AD5503 • MVR : 59 cm³/10min • T_m : 145 °C |
| Molding condition | <ul style="list-style-type: none"> ① 235 / 240 / 240 / 230 / 70 ② 6.2 ③ Stop of screw advancement at V/P switchover position | <ul style="list-style-type: none"> ① 280 / 280 / 270 / 260 / 70 ② 6.2 ③ Stop of screw advancement at V/P switchover position |

① Temperature conditions °C setup value (Nozzle / Cylinder 1 / Cylinder 2 / Cylinder 3 / Hopper)
 ② Injection rate cm³/s
 ③ Pressure condition (Displacement control)

8.3.2 逆回転法における最適逆回転量の調査

可塑化・計量工程終了後にスクリュを逆回転させる逆回転法では、逆回転によってリング後方の樹脂をスクリュ上流側に逆流させ、リング後方の熔融樹脂圧力をリング前方より低い状態とする。このとき、逆回転量過少ではフロントフロー抑制効果が小さく、逆回転量過多ではスクリュ上流側への樹脂の移動量が多くなり減圧効果が大きくなるが、逆に次サイクルにおける昇圧時間が長くなり計量時間の増大が懸念される。そこで、逆回転量を 30 度から 360 度まで 30 度ずつ変化させ、それぞれの逆回転量における計量時間、射出工程中の逆流防止リング前方の樹脂圧力 P_f 、前章で述べたバックフローモニタの検出値 T_r とその積分値 B_f [高次 2017] を測定し、最適な逆回転量を調査した。

8.3.3 前進法における最適圧縮圧力の調査

前進法による閉鎖方法では、可塑化・計量工程終了後にスクリュをわずかに前進させて、逆流防止リング前方樹脂を圧縮する。圧縮操作による樹脂の圧力上昇が過小時には、確実なリング閉鎖挙動が得られず、また過大時にはリング前方の熔融樹脂がノズルから漏れ出して金型のスプルーに侵入し、スプルー詰まりやノズル糸引きなどの不具合を引き起こす可能性がある。

そこで、圧縮圧力を 10 MPa から 40 MPa まで変化させ、それぞれの圧縮圧力における射出工程中の逆流防止リングの前方の樹脂圧力 P_f と、バックフローモニタの検出値 T_r および T_r の積分値 B_f を測定し、最適な圧縮圧力を調査した。圧縮圧力を設定圧力にフィードバック制御する際の圧力センサには、射出成形機のスクリュ後端に装着され、樹脂圧力 P_f と等価な樹脂圧力が検出されるロードセルを使用した。さらに、逆回転法と前進法を併用した場合における圧縮圧力と逆流量の指標 B_f との関係も調査した。両手法の併用により、前進法を単独で行う場合に比較して、より低い圧縮圧力でリングが閉鎖することが推察される。

8.3.4 成形品重量の安定性調査

逆回転法および前進法の使用／不使用が成形品に及ぼす影響を調査するため、逆回転法、前進法、両者の併用、以上の 3 条件下で、成形品の重量ばらつきを調査した。

本章では射出工程によって金型内に射出された樹脂量を正確に把握するため、ショートショット法を用いた。実験に使用した成形品および実験条件は前掲の表 8.1 と同条件とした。

8.4 実験結果と考察

8.4.1 リング閉鎖方法と前後樹脂圧力との関係調査結果

可塑化・計量工程，および逆回転法・前進法を可塑化・計量工程完了直後に実施する場合について，PBT における逆流防止リングの前後樹脂圧力を図 8.4 に示す．まず，同図(a) に通常の可塑化・計量工程終了前後の樹脂圧力変化を示す．可塑化・計量工程中は，リング後方圧力 P_r が前方圧力 P_f より高く，可塑化・計量工程終了直後のスクリュ後退動作による減圧過程（サックバック）においても， P_r が P_f に比べてわずかに高い状態が概ね継続されている．この圧力差に起因して，可塑化・計量工程に引き続き可塑化・計量工程終了後も，樹脂がリング後方から前方に流れるフロントフローが発生しやすい様子が示唆された．同図(b) に，可塑化・計量工程終了後に逆回転法を行った場合について，その動作前後における樹脂圧力変化を示す．逆回転開始後，しばらく時間経過すると，逆流防止リング前方圧力 P_f が後方圧力 P_r よりも高い状態に推移し，その後もこの状態が継続していることが計測された．

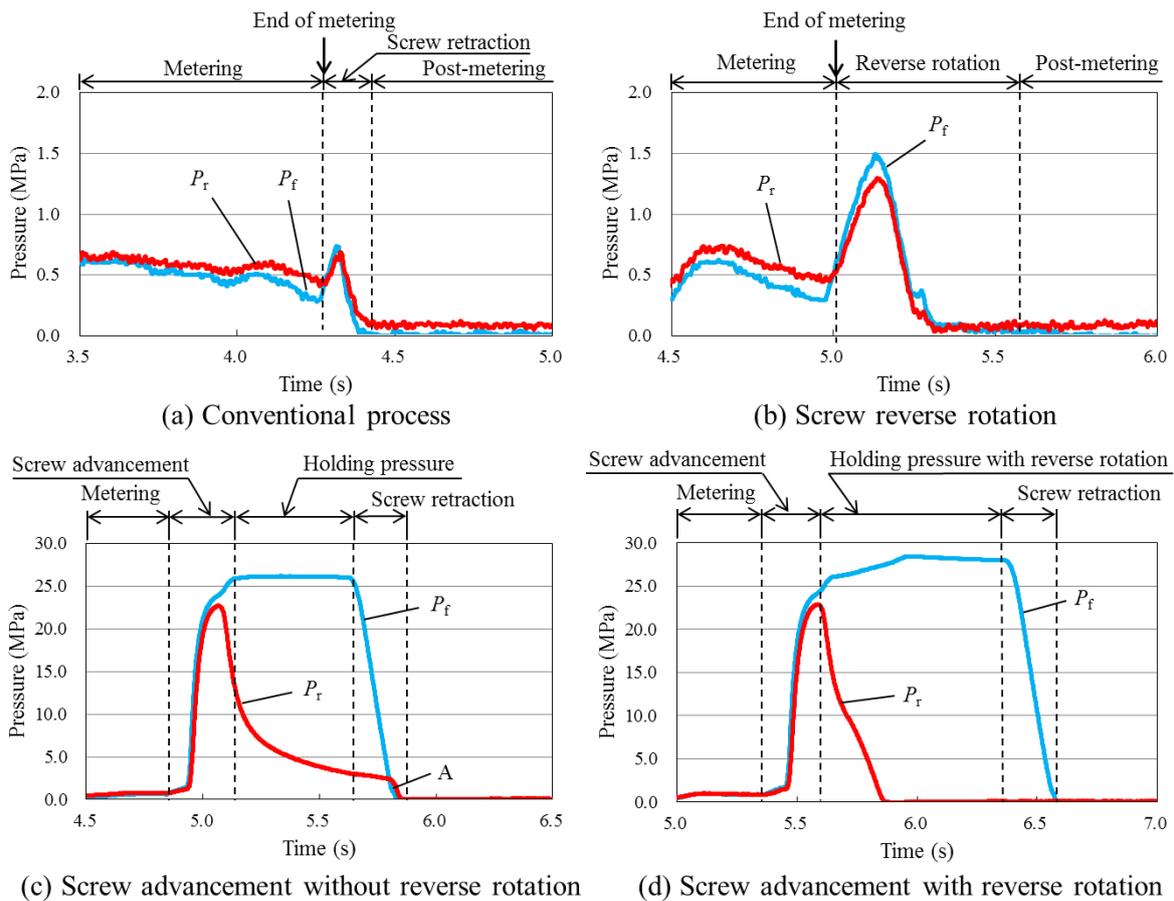


図 8.4 可塑化・計量工程終了後の各スクリュ動作における樹脂圧力変化の比較 (PBT)

同図(c)に、可塑化・計量工程終了後に前進法を行った場合について、圧縮開始前後の樹脂圧力変化を示す。圧縮が開始されると、リング前方圧力 P_f と後方圧力 P_r は一旦同時に上昇し、その後 P_r のみが減少に転じる。 P_r が減少に転じるタイミングは、リングが後退・閉鎖したタイミングと一致すると推測される。 P_f が圧縮後の高圧力を維持したままであると、熔融樹脂がノズル先端から金型のスプルー内に漏れ出し、ノズル糸引きなどの問題を引き起こす可能性がある。そこで、圧縮完了後は P_f を減圧させることが成形上望ましいが、スクリュを後退させるのみでは同図(c)の A 部に見られるように P_f が P_r より低い状態に推移し、フロントフローが発生する可能性がある。その場合には、スクリュを後退させる直前にスクリュ逆回転動作を行なうことにより、同図(d)に示すように後方圧力 P_r が低減し、圧縮動作完了後も P_f が P_r より低い状態を維持できることが確認された。

8.4.2 逆回転法における最適逆回転量の調査結果

PBT に逆回転法を適用し、逆回転量を 30 度から 270 度まで 60 度ごとに变化させた場合の、射出工程中のリング前方樹脂圧力 P_f の変化を図 8.5(a)に、バックフローモニタの検出値 T_r の変化を同図(b)に示す。同図(a)から、逆回転量を増加させるにともない、 P_f の立ち上がり開始が徐々に遅れることが確認された。また、同図(b)から逆回転量の増加にともない、 T_r は最大値が低下すること、射出開始からその最大値までの所要時間も短くなる現象が確認された。210 度および 270 度では T_r がほぼ 0 であることから、逆回転法によって射出工程開始以前にリングが閉鎖したことが示唆された。

図 8.6 に、PBT と PC での逆回転法において、逆回転量を 30 度から 360 度まで变化させたときの計量時間および射出工程中の樹脂逆流量の指標 B_f との関係を示す。

同図(a)に示す PBT では、逆回転量が 210 度を下回る範囲で、逆回転量の増加にともない逆流量の単調減少傾向が見られる。しかし、210 度以上の範囲では逆流量が概ね一定値となる結果が示された。逆回転量の増加によりスクリュ溝内容融樹脂の上流側への移動量は増加するが、その結果リング直後の樹脂圧力が低下し、リング閉鎖が完了したことを示すと推察された。一方、計量時間は逆回転量増加にともない指数関数的に増加することが示された。逆回転により、リング直後におけるスクリュ溝内の熔融樹脂の密度が低下し、次サイクルでは長い計量時間が必要となるものと推定された。計量時間増加による成形サイクルタイムの過度な増大は、生産性の観点から好ましくなく、本実験の PBT における最適な逆回転量は、210 度程度とするのが妥当であると考察された。

同図(b)に示す PC では、180 度以下の範囲で逆回転量の増加にともない逆流量の単調減少傾向が見られ、逆流量の指標 B_f は 180 度でほぼ 0 となった。計量時間は PBT と同様に逆回転量の増加にともない単調増加することが示された。本実験の PC における最適な逆回転量は 180 度とすることが妥当であるが、PBT と異なり 180 度以上で

わずかながら逆流量の指標が増加する傾向が示された。これは、スクリュの上流に向かって移動する樹脂量の増加によって、スクリュのフライトへの負荷が加わり、続く射出工程においてスクリュ回転用サーボモータ負荷に影響を及ぼしたものと推察された。

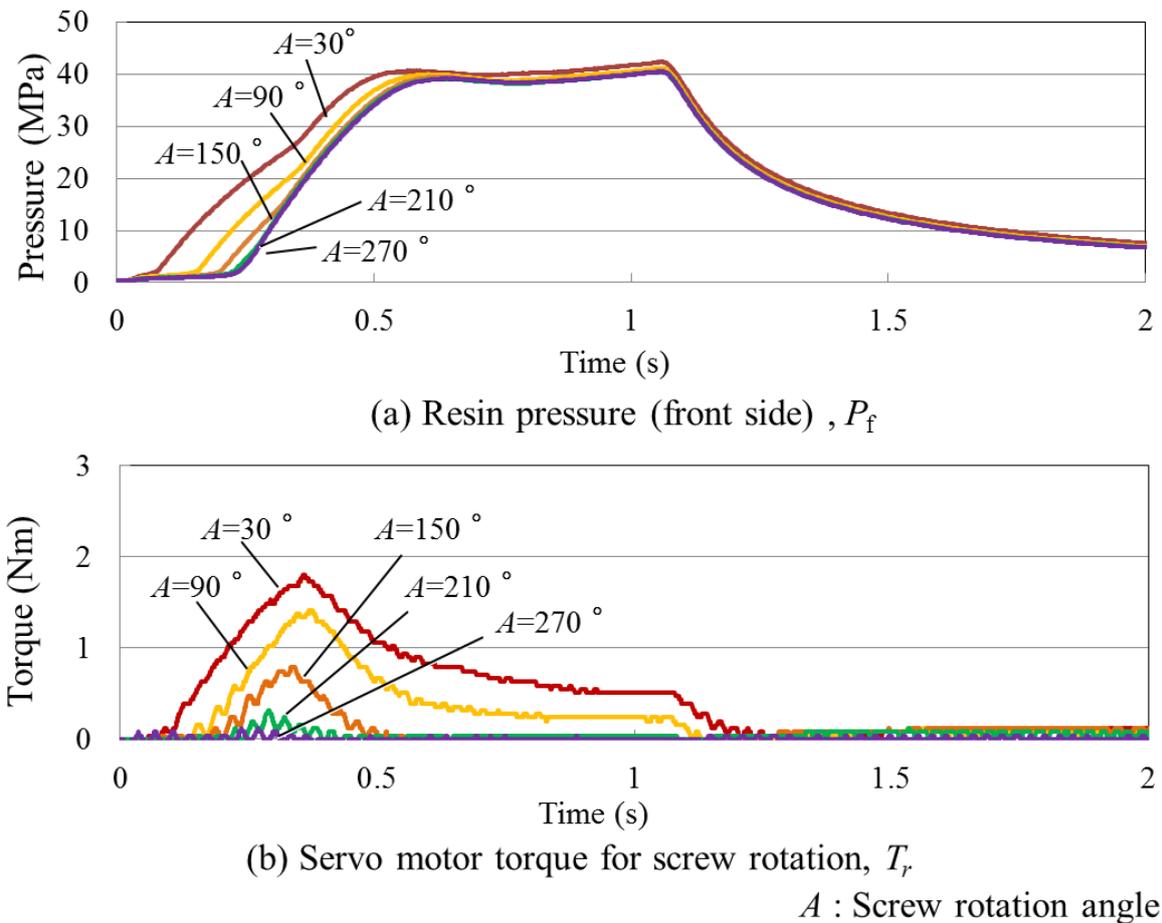
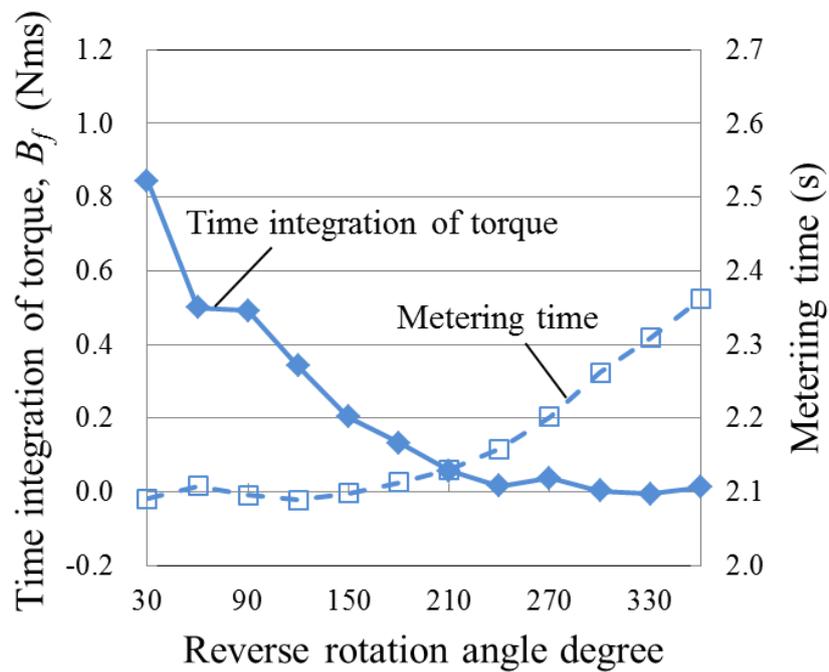
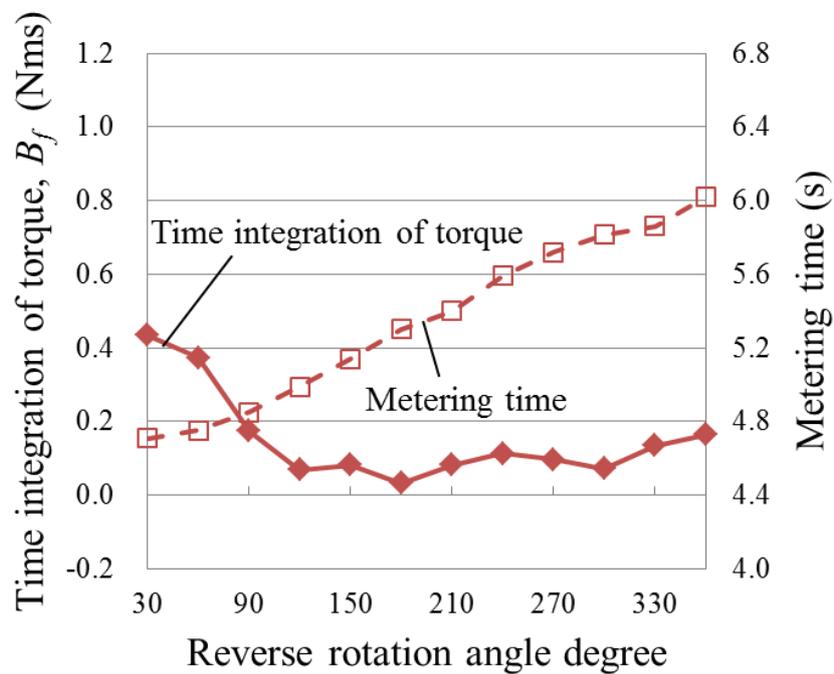


図 8.5 逆回転法における逆回転量に対する樹脂圧力とスクリュトルクの変化 (樹脂 PBT)



(a) PBT



(b) PC

図 8.6 逆回転法の逆回転量に対するスクリュトルクの時間積分値と計量時間の関係 (樹脂 PBT, PC)

8.4.3 前進法における最適圧縮圧力の調査結果

次に、PBT に前進法を適用した場合について、圧縮圧力 10 MPa, 20 MPa, 30 MPa における、射出工程中の逆流防止リング前方樹脂圧力 P_f の変化を図 8.7(a)に、バックフローモニタの検出値 T_r の変化を同図(b)に示す。圧縮圧力を変化させても P_f に顕著な変化が見られない。圧縮圧力 20 MPa および 30 MPa で T_r はほぼ 0 であることから、前進法により射出工程開始以前にリングが閉鎖することが示唆された。

図 8.8(a)に、PBT と PC における圧縮圧力ごとの射出工程中の B_f の変化を示す。同図より、PBT で圧縮圧力 25 MPa を下回る範囲では、圧力の増加にともなって、逆流量が単調減少する傾向が示された。圧縮圧力 25 MPa 以上では、 B_f はほぼ 0 が示され、射出工程開始以前にリングが閉鎖することが示唆された。PC でも圧縮圧力 25 MPa を下回る範囲で、圧力増に対して逆流量が単調減少し、圧縮圧力 25 MPa 以上では、 B_f はほぼ 0 が示された。

同図(b)に、逆回転法と前進法を併用した場合の、圧縮圧力ごとの B_f の値を示す。PBT と PC のいずれにおいても、前進法を単独で行った場合と比較して低い圧縮圧力でリングの閉鎖が行われたことが確認された。前進法により高い圧縮圧力が作用すると、ノズルから熔融樹脂が漏れ出し、糸引きやスプルーの詰まりなどの不具合を招く可能性がある。逆回転法との併用により、これらの不具合防止に有用であることが示唆された。

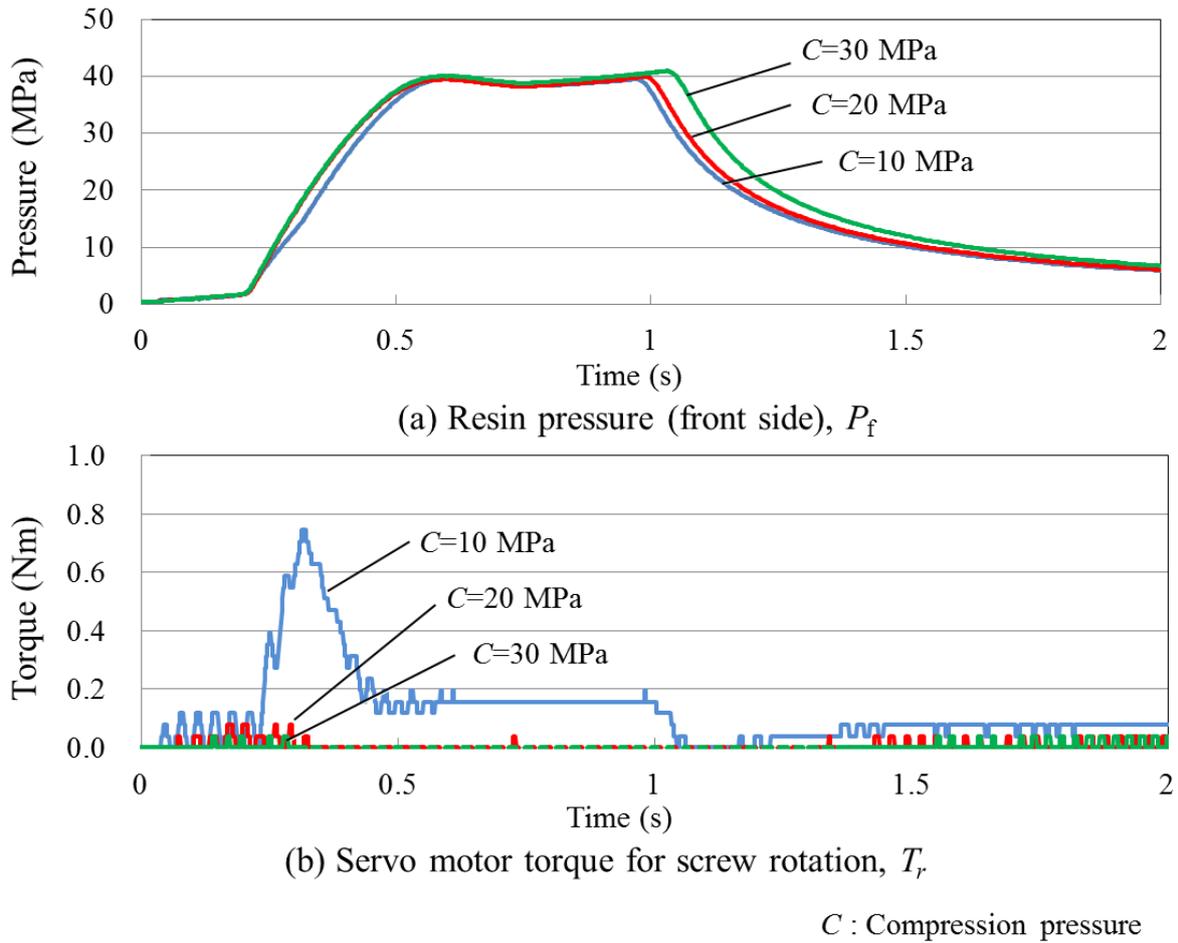
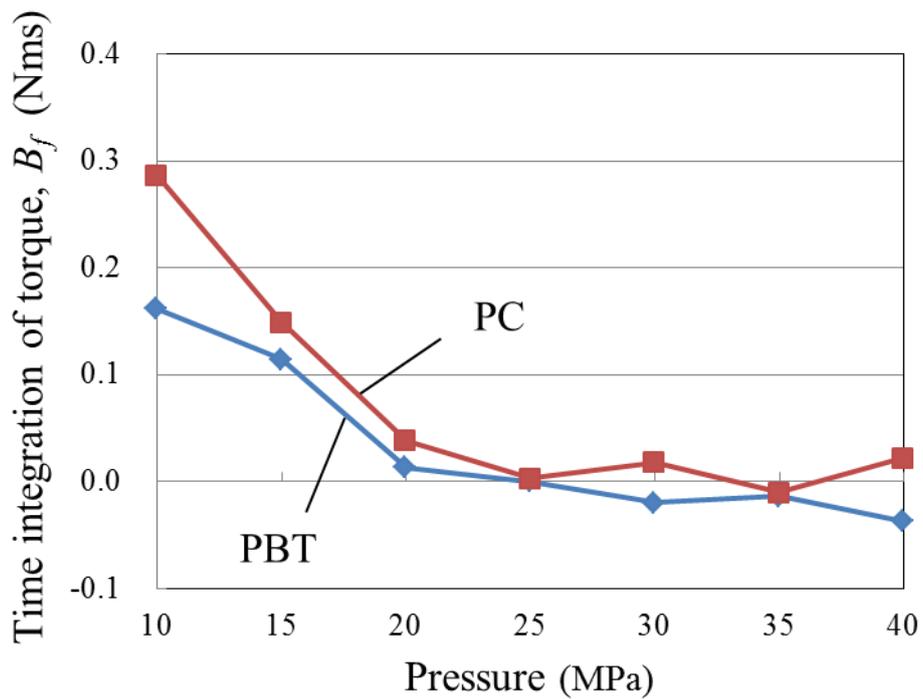
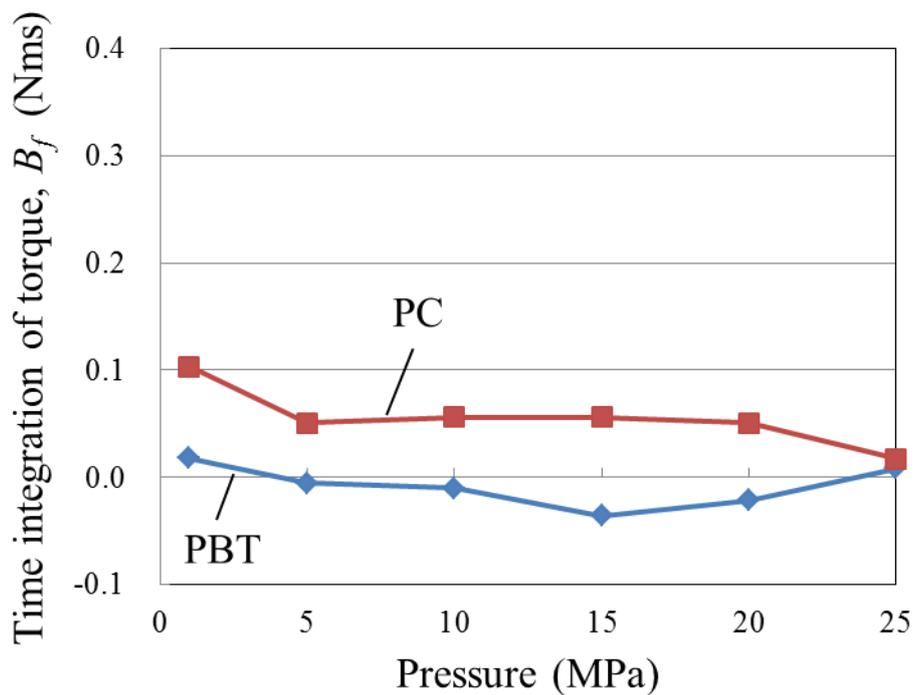


図 8.7 前進法における圧縮圧力に対する樹脂圧力とスクリュートルクの変化
(樹脂 PBT)



(a) Screw advancement without reverse rotation



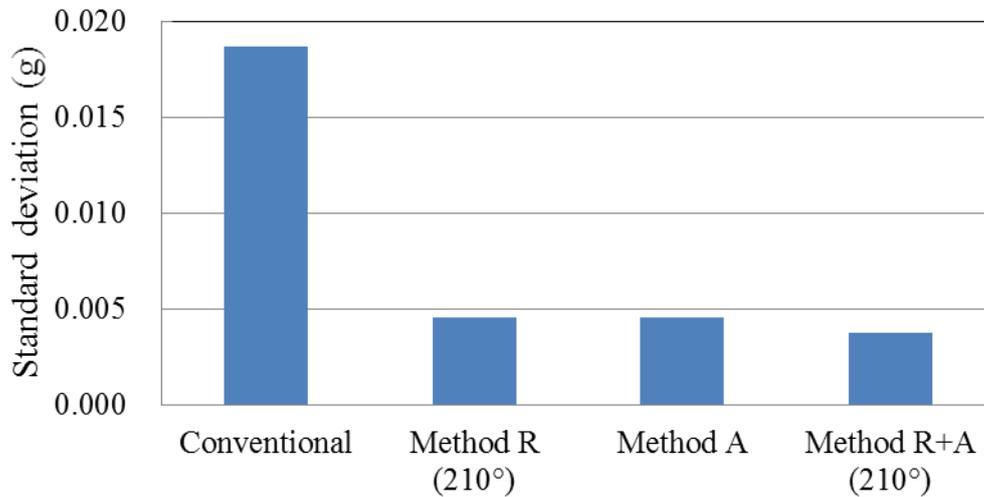
(b) Screw advancement with reverse rotation

図 8.8 前進法の圧縮圧力に対するスクリュトルク時間積分値の関係 (樹脂 PBT, PC)

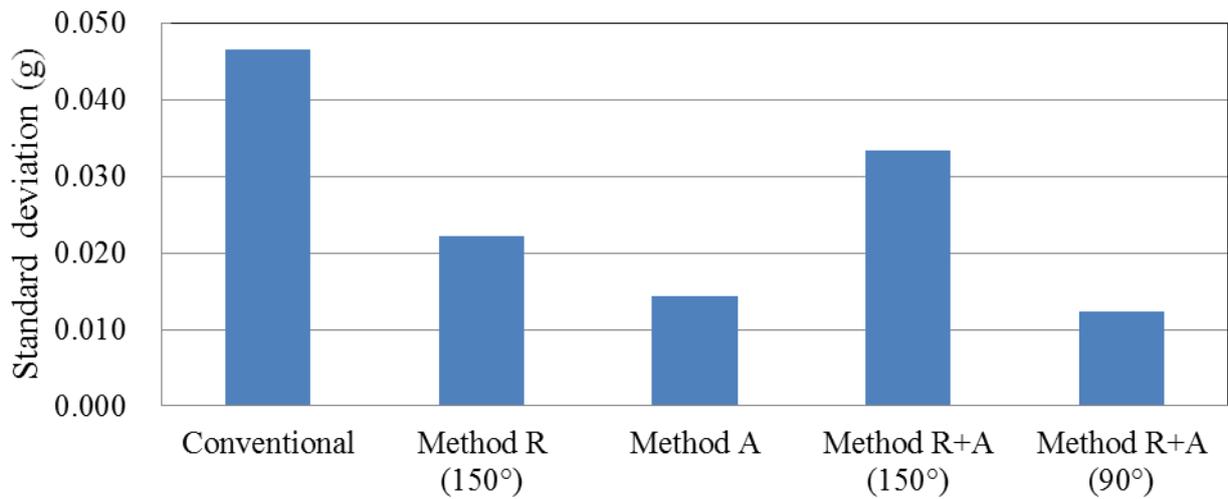
8.4.4 成形品重量の安定性評価結果

図 8.9 に、逆回転法と前進法の 2 つのリング閉鎖促進方法を、①いずれも使用しない場合（従来の方法）、②それぞれ単独で使用情况、③両方を併用した場合、以上のそれぞれについて、高粘度の PBT と低粘度の PC における成形品重量の標準偏差を比較して示す。ここでは②における逆回転法の逆回転量は、図 8.6 から PBT は 210 度、PC は 150 度、前進法の圧縮圧力は、図 8.8(a) から PBT と PC いずれも 25 MPa とした。また③両方を併用した場合は、PBT の圧縮圧力は 5 MPa、PC は 10 MPa とした。本実験結果では、①と比較していずれの方法でも重量ばらつきの改善が示された。PBT では、逆回転法および前進法のいずれによってもリングが完全に閉鎖することが示唆された。PC は、逆回転法ではリング閉鎖が不完全であったが、前進法では閉鎖が促進されたものと推察された。また③では、PBT は②前進法と比較して顕著な改善は見られずほぼ同等となった。PC は①、②よりも成形品重量の標準偏差が増大した。これは過大な逆回転量により、リング後方の樹脂を過度に逆流させ、次サイクルの計量に悪影響を与えたことが原因と推察された。そこで、PC において③の逆回転量を 150 度から 90 度まで低減したところ、③の標準偏差は最小となった。

以上より、PBT では逆回転法、前進法、両方併用のいずれの方法も、成形品の重量ばらつきをほぼ同等に安定させる効果があることが確認された。また、リング動作が不安定になりやすい低粘度の PC を用いた場合は、逆回転法よりも前進法がリング閉鎖促進に効果があり、さらに逆回転量と圧縮圧力が妥当な値に調整された上で両者を併用することで、リング閉鎖の確実性が高まるものと推察された。



(a) PBT



(b) PC

Method R: Reverse rotation
Method A: Screw advancement

図 8.9 可塑化・計量工程の違いによる成形品重量ばらつきの比較

8.5 結言

本章では、可塑化・計量工程から続く射出工程までの待機時間における計量樹脂量の変動、および射出工程開始直後に逆流防止リングが閉鎖完了するまでの僅かな時間に発生する樹脂の逆流を抑制するために、可塑化・計量工程直後にスクリュを逆回転してリングを閉鎖する逆回転法、およびスクリュを前進してリング前方樹脂を圧縮しリングを閉鎖する前進法を提案した。さらに、前章で開発した逆流防止リングの閉鎖挙動検出手法を用いた、これらリング閉鎖方法における最適制御パラメータについて調査し、以下の結論を得た。

- (1) 逆回転法では、PBT は逆回転量の増加にともない射出工程における逆流量は減少し、同時に計量時間も増加する傾向が示された。このため、逆流量の減少傾向がなくなる逆回転量を、生産効率の良い最適な逆回転量として提示した。一方、低粘度である PC については、逆回転法のみでは、リングは完全には閉鎖しないことを確認した。
- (2) 前進法では、PBT および PC のいずれにおいても、圧縮圧力の増加にともない射出工程における逆流量が単調減少し、0 に収束する傾向が示された。逆回転法との併用により、前進法単独よりも低い圧縮圧力でのリング閉鎖が確認され、熔融樹脂の流出による糸引きやスプルー詰まりなどの不具合防止に有用であることが示唆された。
- (3) 逆回転法使用時には最適なスクリュ逆回転量を、前進法使用時には最適な圧縮圧力を設定するためのツールとして、スクリュ回転モータ負荷検出による逆流量推定の指標が有用であることを確認した。
- (4) 逆回転法、前進法で成形品重量ばらつきを評価し、従来の単純なスクリュ射出方法に比べて顕著な安定性の改善が見られることを確認した。

以上のように、前章で開発した逆流防止リングの閉鎖挙動検出手法と、本章で開発したリング閉鎖方法を組み合わせたシステムによって、可塑化・計量工程完了時から射出工程初期までにおける計量不安定因子の抑制が可能であることを確認した。次章に総括して詳述するように、本計量安定化技術を各種樹脂における精密成形に適用し、本研究の目的とした成形品重量ばらつきの 50% 低減を実証した。

第9章 総括

| | |
|-----------------------------------|-----|
| 9.1 本研究で得られた主な結論 | 184 |
| 9.1.1 第I部で得られた主な結論 | 185 |
| 9.1.2 第II部で得られた主な結論 | 187 |
| 9.1.3 第III部で得られた主な結論 | 188 |
| 9.2 本研究で得られた成果の学術的評価と工業的活用法 | 190 |
| 9.3 今後の展望 | 196 |

9.1 本研究で得られた主な結論

本研究では、精密射出成形の本質である「同じ品質の成形品を繰り返し安定生産する」ことを追究するため、樹脂材料の可塑化を担うスクリュ・シリンダ部に着目し、計量不安定現象の解明とその安定化技術の開発に取り組み、具体的な対策を提案した。以下に、第Ⅰ、Ⅱ、Ⅲ部における研究目的を再掲する。

〔Ⅰ〕 可塑化工程における計量不安定因子の究明

- (1) ホッパー下部におけるペレット挙動およびシリンダ内の固体輸送部から溶融が完了する圧縮部までを連続的に可視化観察することを可能とし、さらに同一の加熱シリンダの各観察位置でシリンダ内壁面温度分布計測も可能とする可視化加熱シリンダを開発すること。
- (2) 加熱シリンダ基部のホッパー口（樹脂投入口）における各樹脂ペレットの挙動を可視化実験解析し、固体輸送部における計量不安定現象とその発生メカニズムを解明し、具体的な対策の指針を示すこと。
- (3) さらに、ホッパー口の形状差がペレット挙動に与える影響を調査し、計量安定化に有効な加熱シリンダのホッパー口の設計指針を示すこと。

〔Ⅱ〕 計量工程における計量不安定因子の究明

- (1) 計量不安定現象の経験的回避方法である飢餓供給と通常の供給方法との可塑化機構の差異を可視化実験解析により明らかにし、それらの適用についての指針を示すこと。
- (2) 可塑化スクリュの形状差が可塑化樹脂の品質に与える影響を詳細調査し、計量安定化に有効な可塑化スクリュの形状パラメータを明らかにすること。

〔Ⅲ〕 射出工程における計量安定化技術の開発

- (1) 射出樹脂量に影響を与える逆流防止リングの動作検出方法を開発し、計量安定性の監視手法を確立する。また、従来手法と比較することで、その有効性を検証すること。
- (2) 逆流防止リング動作の安定化を図るスクリュ制御手法を開発し、計量安定化に対するその有効性を検証する。代表として評価する樹脂を2種類選び、それぞれ重量ばらつき（標準偏差）を50%以下に低減できることを実証する。

次に、各章で明確になった成果を以下にまとめ、本論文の結論とする。

9.1.1 第 I 部で得られた主な結論

— 第 2 章 —

第 2 章では、まずホッパー下部におけるペレット挙動およびシリンダ内の固体輸送部から熔融が完了する圧縮部までを連続的に可視化観察することを可能とし、さらに同一の加熱シリンダの各観察位置でシリンダ内壁面温度分布計測も可能とする可視化加熱シリンダを新たに開発した。同装置を用いたポリプロピレンの連続可塑化実験を通して、その有効性を実証的に明らかにした。

- (1) ホッパー下部での樹脂ペレット嚙込み状況、およびシリンダ内樹脂熔融状況可視化と、シリンダ内壁面温度分布計測が可能な可視化加熱シリンダを開発した。
- (2) PP の連続可塑化におけるホッパー下部ペレット速度分布、および可塑化過程の疑似展開画像、シリンダ内壁面温度分布を求め、本装置の有効性を確認した。
- (3) スクリュ回転速度が大きいほど、供給部上中流域のシリンダ内壁面温度は高く、供給部下流から計量部にかけての領域は低く示された。その境界域は、メルトプール生成開始位置に対応していることが確認された。

— 第 3 章 —

第 3 章では、まず嚙込み不良を発現し易い PBT を含む各種樹脂について、ホッパー下部とシリンダ内部を観察し、嚙込み不良発生時のペレット挙動を解析した。さらに各樹脂ペレット表面の摩擦係数と温度との相関調査、およびスクリュ表面・シリンダ内壁面の温度計測を実施し、PBT における嚙込み不良発生機構を解明した。この嚙込み不良の対策指針として、ペレット・スクリュ・シリンダ間の摩擦バランスを安定させる成形機の構造・機構が有効であることを提案した。

- (1) 可視化実験の結果、そもそも PBT は他の樹脂に比較してペレットのスクリュ軸方向速度成分が小さくスクリュ回転速度変化に対して不安定であることが確認された。さらに嚙込み不良発生時の観察結果から、PBT における不安定現象は、ペレット塊、およびスクリュとシリンダとの摩擦バランスに起因することが明らかになった。
- (2) 各樹脂ペレットの摩擦係数と温度との相関調査結果から、摩擦係数が温度増加に対して単調増加する樹脂と極値を持つ樹脂が存在することが確認された。特に、PBT は摩擦係数の絶対値が最も小さいこと、100 °C 以上まで値が増加しないことから、固体輸送の不安定さが示唆された。

- (3) 連続可塑化におけるスクリュとシリンダの表面温度計測から、固体輸送領域においてシリンダ温度よりもスクリュ温度が高くなる状況が確認された。この温度逆転がペレット塊の摩擦バランスを崩し、嚙込み不良発生の原因となることが明らかになり、さらに計量可塑化において助長される可能性が示唆された。
- (4) PBTにおける計量安定性を高める射出成形機的设计上の対策としては、スクリュ供給部表面温度に対し相対するシリンダ内壁面温度を高く維持できる構成とし、固体輸送時の摩擦バランスを安定させる必要があることが示された。

—第4章—

第4章では、シリンダのホッパー口形状が、固体ペレット輸送状況や可塑化過程に与える影響評価を目的として、ストレート壁面、テーパ壁面、片側テーパ非対称壁面からなる3種のホッパー口形状を有する石英製ブロックにより可視化解析を実施した。代表的な結晶性と非晶性樹脂からホットカット PP および粉砕材混合 PP、コールドカット GPPS を選び、可塑化能力との相関を調査した。その結果、ホッパー口形状差が可塑化能力に大きな影響を与えること、不安定因子としての計量時間ばらつきにも影響を与えることを明らかにした。

- (1) 連続可塑化実験では、ホッパー口形状の開口部の大きい順に、スクリュ溝内へのペレット供給量が多く観察された。
- (2) 計量可塑化実験では、計量開始直後は連続可塑化と同様にホッパー口の形状差が認められたが、スクリュ後退にともなって充填量の差異は解消された。続く射出工程では形状差が生じ、粉砕材混合 PP で顕著に観察された。
- (3) ホッパー下部でのペレット供給速度計測を行い、計量可塑化能力と比較した。ホットカット PP ではペレット供給速度が大きく形状差が可塑化能力に反映されにくいこと、一方、粉砕材混合 PP では形状差による供給速度低下が可塑化能力に反映されること、コールドカット GPPS では供給速度が低く、形状差が反映されやすいことが確認された。
- (4) ホットカット PP は、片側テーパ形状でばらつきの少ない安定したペレット供給が可能ながら、高スクリュ回転時の供給速度低下が示された。粉砕材配合 PP は、形状を問わず供給速度低下し片側テーパ形状で顕著になること、テーパ形状で計量時間が最短でばらつきも少ないことが確認された。GPPS は、いずれの形状でもばらつきは小さく、摩擦が少ないストレート形状で計量時間が最短となることが確認された。
- (5) 以上のように、ホッパー口の形状は、絶対出力としての可塑化能力、及び不安定因子としての計量時間ばらつきに影響を与えることが明らかになった。成形材料

の種類とその形状に応じて、最適なホッパー口形状の設計指針が示された。

9.1.2 第Ⅱ部で得られた主な結論

— 第5章 —

第5章では、計量不安定現象を回避するための経験的手法である、ペレットの飢餓供給を取り上げ、ホッパー下部での速度分布解析、シリンダ内可塑化状況の可視化解析を行った。その結果、飢餓供給時には可塑化能力低減というデメリットがある反面、特有の固体輸送形態を持つことに起因し、計量不安定現象を発現するペレットとスクリュ・シリンダ表面との摩擦バランスのメカニズムから解放することを明らかにした。

- (1) 可視化観察の結果、飢餓供給時はペレットのスクリュ溝内充満および熔融開始が下流側に移動し、これは飢餓率やスクリュ回転速度の増加にともない助長されることが確認された。一方、熔融完了地点は低回転時は下流に移動しないこと、高回転時には熔融完了せず、ソリッドベッドのブレイクアップが発生することが確認された。
- (2) 飢餓供給時は、樹脂ペレットが空隙をとめない圧縮部近傍まで輸送される特有の形態が確認され、ペレット塊とスクリュ・シリンダ表面との摩擦力の不均衡に起因する噛込み不良現象の回避が可能となることが示唆された。
- (3) 飢餓供給時の可塑化プロセスを提案した。すなわち、樹脂ペレットは充満密度が低いまま供給部上流域を個々に転がりながら輸送され、表面が高温の状態で供給部下流域で凝集する。圧縮部におけるこの凝集体は高温のペレット界面を挟持するため、明確なメルトプール生成をとまわず短時間で熔融完了する。スクリュ低回転では効率的な熔融が行われるが、回転速度増加によりプロセスは遅延して下流側にシフト、熔融不良とソリッドベッドのブレイクアップ発現を招く可能性が高まる。
- (4) 飢餓供給は、可塑化能力が低下することと高スクリュ回転速度域で計量不安定を招くという生産効率上のデメリットがあるものの、摩擦バランスに起因する計量不安定の対策としては有効であることを明らかにした。

— 第6章 —

第6章では、樹脂の固体輸送にも溶融体輸送にも関連するスクリュ形状因子として、スクリュピッチを取り上げた。単純な一条ねじ溝からなるフルフライトスクリュでは、スクリュ溝の断面形状が重要となるが、溝幅に相当するピッチについては、これまで

可塑化過程への影響が明確にされて来なかった。本章では、ピッチの異なる3種類のスクリュを用いて可視化解析を実施，その可塑化状況と併せて，射出樹脂内部の温度分布を詳細調査し，可塑化品質に及ぼすスクリュピッチの影響を具体的に明確にした。

- (1) 連続可塑化実験の結果，可塑化能力はスクリュ低回転で P/D が大きいほど高く，高回転で P/D 最小のスクリュが他を上回ることが確認された。熔融形態は P/D 最小のスクリュが低回転で Tadmor 型と Shapiro 型を，他の条件下では Lindt 型を呈した。 P/D 増大にともない，可塑化過程およびほぼ全条件下の圧縮部で発生するソリッドベッドのブレイクアップ発生位置が下流側にシフトすることが明らかになった。
- (2) 計量可塑化実験の結果，スクリュ回転速度または P/D の増大にともない可塑化能力が高く示された。連続可塑化と同様に， P/D が大きいほど熔融進行が遅れる状況が確認された。また，いずれの P/D も回転速度増大に伴い SB 比が増大するが，150 rpm 以上ではほぼ一定値に収斂すること確認された。
- (3) 集積熱電対セラミックセンサによるノズル内樹脂温度分布計測の結果，ノズル内径方向の各計測点における平均温度と標準偏差が， P/D および回転速度の影響を受けること，平均温度と標準偏差の間には負の相関があることが確認された。連続可塑化では，広範囲の回転域にわたり，樹脂温度低下が少なく標準偏差も小さい， $P/D=1.0$ の性能バランスがよいことが，計量可塑化では， $P/D=0.7$ の樹脂温度低下と標準偏差が他より小さく示され，スクリュピッチ狭小化による可塑化品質向上，計量安定化が示唆された。

9.1.3 第Ⅲ部で得られた主な結論

—第7章—

第7章では，インライン式の射出成形機における課題である，逆流防止リング閉鎖動作に起因する射出樹脂量ばらつきを取り上げた。本章では，新たに開発した逆流防止リングの動作検出方法の有効性を検証し，射出中に発生する樹脂の逆流現象が成形品重量に及ぼす影響を詳細調査し，本機能の効果を実証した。

- (1) 樹脂の種類や射出速度に関係なく，逆流防止リング閉鎖タイミングを，スクリュ回転用サーボモータにて高精度に検出できることが確認され，本検出手法の有効性が示された。本機能により，計量安定性を監視することが可能となった。
- (2) 逆流防止リング後方の樹脂圧力の時間積分値と成形品重量の関係と同様に，スクリュ回転用サーボモータ負荷の時間積分値と成形品重量との間に，負の相関が見

られたことから、この時間積分値が樹脂逆流量の指標となり、成形品重量の安定性を成形中に監視できる可能性が示唆された。

- (3) 長さや外径が異なる逆流防止リングを使用し、樹脂逆流量の指標との相関を調査した結果、閉鎖ストロークの増加、または外径の減少にともない、逆流量の増加が確認された。これより、本機能により逆流量の長期安定性を監視することが、逆流防止リングの予防保守に有用であることが示唆された。

－第8章－

第8章では、新たに開発した射出量安定化を図るスクリュ制御手法の有効性を確認し、第7章で開発した逆流防止リングの動作検出手法を本手法に適用することで、その制御パラメータの最適値設定を容易にした上で、各種制御パラメータが成形品重量に及ぼす影響を明らかにした。

- (1) 逆回転法を PBT に適用した結果、逆回転量増加にともない射出初期の逆流量は減少するが、同時に計量時間も増加する傾向が示された。従って、逆流量の減少傾向がなくなる逆回転量を、生産効率の良い最適パラメータとして提示した。一方、低粘度である PC に適用した結果、逆回転法のみでは逆流防止リングが完全に閉鎖しないことを確認した。
- (2) 前進法では、PBT および PC のいずれも、圧縮圧力の増加にともない射出過程における逆流量が単調減少し、0 に収束する傾向が示された。逆回転法との併用により、より低い圧縮圧力でリング閉鎖が確認され、そのことは熔融樹脂流出による糸引きやスプルー詰まりなどの不具合防止にも有用であることが示唆された。
- (3) 逆回転法、前進法、それぞれの最適パラメータを設定するためのツールとして、スクリュ軸用モータ負荷検出による逆流防止リング閉鎖動作の検出機能が有効であることを確認した。
- (4) 逆回転法、前進法による計量制御を用いて成形品重量ばらつきを評価し、従来のスクリュ射出方法に比べて計量安定性に顕著な改善が見られることを確認した。
- (5) PBT および PC のいずれにおいても、目標とした成形品重量ばらつきの 50% 低減を達成することを確認した。

9.2 本研究で得られた成果の学術的評価と工業的活用法

本論文では、射出成形機において樹脂の可塑化を担う、スクリュ・シリンダ部分に着目し、精密射出成形における計量不安定現象の究明と安定化技術の開発を実施した。得られた成果を、学術的評価と工業的活用法として、章ごとに以下に纏めて記載する。

—第2章—

【学術的評価】

第2章では、ホッパー下部の成形機正面側と背面側の2方向、およびシリンダ内を連続的に可視化観察可能で、シリンダ内壁面温度分布計測も可能とする可視化システムを新たに開発した。従来は、可視化領域や同時観察の点において、制約や実験条件の統一が不可能である、などの課題があった。本システムの開発により、樹脂の可塑化過程の可視化領域が飛躍的に拡大されたこと、温度計測結果と統合した総合的な可塑化過程の実験評価が可能となった。

【工業的活用法】

本システム開発は実験用ツールとして開発したため、直接的な工業的活用例はまだ実績がない。しかしながら、本システムを用いた実験を通して得られた知見は多く、射出成形機のスクリュ・シリンダ設計開発に有効活用された。

—第3章—

【学術的評価】

第3章では、各樹脂のホッパー口における嚙込み状況、およびシリンダ内の可塑化状況の可視化観察データが詳細に得られた。また、各樹脂ペレットの表面摩擦係数を測定したこと、その温度・加圧力との相関を調査し、シリンダ内壁面温度分布の計測結果と照合することで、固体輸送領域におけるペレット輸送の安定性を評価し、PBTにおける嚙込み不良発現のメカニズム解明を可能とした。

【工業的活用法】

スクリュ・シリンダ部の温度分布が、固体輸送の安定性に深く影響することが本章の研究結果から明らかになった。得られた知見を、スクリュ・シリンダ設計に反映し、計量安定性を大きく向上させることが可能となった。

— 第4章 —

【学術的評価】

ホッパー口の形状因子の可塑化過程への影響調査は、これまでほとんど研究報告例が見られない。ホッパー口の形状因子が、計量時間、および計量不安定因子としての計量時間ばらつきのどちらにも大きな影響を与えることが究明されたことは、大きな成果である。

【工業的活用法】

本章の成果から、ホッパー口形状因子と樹脂ペレット因子との相互関連によって、計量時間を短縮して生産性向上を追求することと、計量時間ばらつきを抑制して精密成形安定性を追求することを、最適設計できる可能性が示唆されたことである。全ての樹脂ペレット因子に対して、生産性と安定性を両立させることは困難を伴うことが予想されるが、目的を絞り込むことで工業的な活用法を見いだすことが可能である。市場ニーズに対応して、異なるホッパー口形状を適用した。

— 第5章 —

【学術的評価】

飢餓供給を適用した可塑化状況の可視化解析は、これまでにほとんど研究報告例が見られない。本章の成果から、固体輸送部での摩擦バランスに基づく輸送安定性のメカニズムから回避できることが明らかになり、嚙込み不良への対策として成形現場で活用されている理由を学術的に解明することができた。さらに、低スクリュ回転速度時に限れば、効率の良い可塑化形態であることが明らかになり、今後のさらなる計量安定性への可能性も見いだされた。

【工業的活用法】

飢餓供給は計量安定性が低い樹脂ペレット成形において、安定性向上のために活用されている。しかしながら、供給装置自体の樹脂吐出量が安定しない場合には、飢餓率が安定せず、逆に計量不安定を招く危険性が増大する。このため、可塑化スクリュの回転負荷を検出し、これをフィードバック制御することで正確な飢餓率を維持可能な電動サーボモータ駆動式の供給装置を開発した(図 9.1)。嚙込み不良が発現し易い PBT のような樹脂に加え、炭素繊維強化樹脂(図 9.2)のような異形ペレットの計量安定性向上にも効果を上げている。

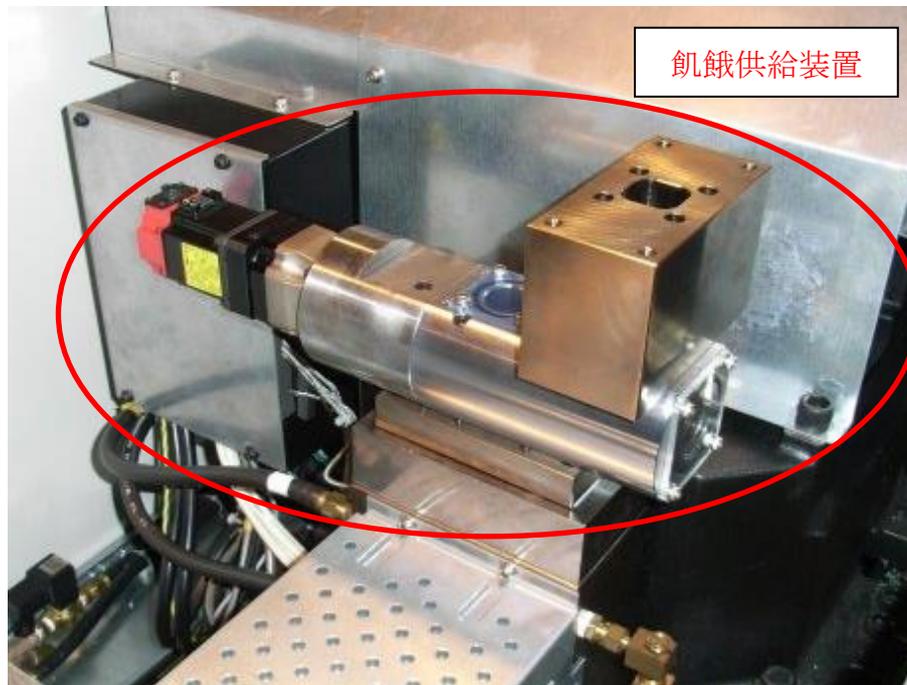


図 9.1 開発したサーボモータ駆動の飢餓供給装置



図 9.2 炭素繊維強化樹脂の一例

—第6章—

【学術的評価】

スクリュの形状因子については、これまでに様々な研究が報告されてきた。しかしながら、フライトピッチの可塑化過程に及ぼす影響については、研究報告例が見られなかった。そこで、可視化解析によって可塑化過程への影響を明らかにするとともに、ノズル内樹脂温度分布を詳細調査することで、フライトピッチの計量安定性に与える影響を明らかにした。

【工業的活用法】

工業的には、スクリュのフライトピッチは、 $L/D = 1.0$ 程度が主流である。本章の実験結果から、 $L/D = 1.0$ スクリュは総合的な性能に優れること、フライトピッチの狭小化によって計量安定性向上の可能性のあることを明らかにした。一つのスクリュ形状で全ての成形内容に対応している事例は少なく、数種のスクリュ形状をそれぞれ単一目的スクリュとして提供している成形機メーカーがほとんどである。狭小フライトピッチを、使用樹脂を限定した計量安定性向上のための単一目的スクリュ形状として活用した。

—第7章—

【学術的評価】

逆流防止リングは樹脂圧力の変動により受動的に動作するため、閉鎖タイミングのばらつきが計量安定性に大きく影響する。これまで、圧力センサーをシリンダに装着して、リング挙動を検出するなどの研究報告がなされていた。本章で得られた成果は、スクリュ駆動用電動サーボモータをセンサー代用として用いる全く新しい手法である。これにより、リング挙動を成形機のソフトウェアにより監視することが可能となった。さらに、逆流量推定の指針となるサーボモータ検出値の積分値を提案した。これらによって、計量安定性の監視、成形品重量の事前推定などの可能性を示した。

【工業的活用法】

本章の成果は、超精密射出成形機の標準ソフトウェアとして搭載することで、計量安定性の監視機能、および逆流防止リングの予防保全機能に活用した。また、次章の成果である、2つの計量制御における制御パラメータ決定のツールとして、計量安定性の向上に活用した。本機能は計量安定性を定量評価するツールとして、学術論文や特許を通して、広く社会に貢献できることが期待される。

—第8章—

【学術的評価】

本章で得られた成果は、逆流防止リング閉鎖動作を促進する制御手法であり、課題であった射出樹脂重量の変動を抑制することを可能とした。本機能により計量安定性が大幅に向上した。表 9.1 に、本技術適用前後における重量ばらつきの比較例を示す。ここに挙げた全成形品において、目標とした重量の標準偏差において、1000 分台 (g) 以下を達成し、計量安定性の向上が確認された。

【工業的活用法】

本章の成果は、超精密射出成形機の標準ソフトウェアとして搭載することで、計量安定性の向上に活用した。逆流防止機構部品は従前のままで、ソフトウェア更新のみで本機能が活用可能であり、既出荷機へのレトロフィットが可能であることも工業的効果が大きい。また、特別なセンサー類を追加することなく、スクリュ駆動用サーボモータをセンサー代替品としている点において、今後の各種データ収集の可能性や、コストメリットが大きいことも成果の一つとして挙げられる。

図 9.3 に、本研究成果の工業的な貢献度の高さを示す一例として、ファナック製電動式射出成形機の累積出荷台数および国内シェアを示した。ファナック製電動式射出成形機の累積出荷台数はすでに5万台を超え、全世界の市場で高い評価を得ている。1990年代に市場投入された新機種では、制御系のデジタル化にともなって、精密射出成形の礎を築いた。その際、併せて本論文の研究成果に基づき「計量不安定現象」の抑制効果を高めた、以下の技術を適用した。

- (1) スクリュ表面とシリンダ内壁面の相対的位置関係に基づく温度分布を考慮した、シリンダへの加熱ヒータや温度センサ配置
- (2) 計量安定化に最適なホッパー口形状
- (3) 特定の樹脂において計量安定化を実現するスクリュフライトピッチ

これらにより可塑化・計量工程における安定性が向上し、精密コネクタ、精密レンズ、薄肉導光板などの IT 関連部品の急速な発展とともに、既に4万台以上が市場に受け入れられている。

さらに2008年に市場投入した新機種から、型締機構部の剛性向上による成形性能向上に加え、以下の技術を標準搭載した。

- (4) 逆流防止リング閉鎖動作検出機能
- (5) 成形品重量を安定化させる計量安定化制御

これら機能の貢献もあり、超精密射出成形への対応能力を高め、様々な成形分野への普及が進んだ結果、国内メーカー生産台数シェア第1位の栄に浴すことができた(図 9.3)。

現在まで2万台以上の成形機に本計量安定化技術が適用され、現在も全世界の工場に向けて供給され続けている。

表 9.1 本計量安定化技術の適用前後における成形品重量ばらつきの比較

| 成形品 | | コネクタ | 電子部品 | 機構部品 | 機構部品 | 機構部品 | ギヤ |
|--------------|----------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| 樹脂 | | PBT | PBT | PC | POM | POM | POM |
| 平均重量 (g) | | 14.590 | 4.860 | 1.680 | 1.378 | 3.439 | 21.169 |
| 安定化技術 適用前 | 標準偏差 (g) | 0.0219 | 0.0179 | 0.0007 | 0.0033 | 0.0038 | 0.0049 |
| | 変動係数 (%) | 0.1501 | 0.3683 | 0.0417 | 0.2369 | 0.1105 | 0.0229 |
| 安定化技術 適用後 | 標準偏差 (g) | 0.0068 | 0.0052 | 0.0006 | 0.0018 | 0.0023 | 0.0025 |
| | 変動係数 (%) | 0.0466 | 0.1070 | 0.0357 | 0.1311 | 0.0679 | 0.0117 |
| 標準偏差の改善率 (%) | | 31.1 | 29.1 | 85.7 | 55.3 | 61.5 | 51.2 |
| 変動係数の改善率 (%) | | 31.1 | 29.1 | 85.7 | 55.3 | 61.5 | 51.2 |

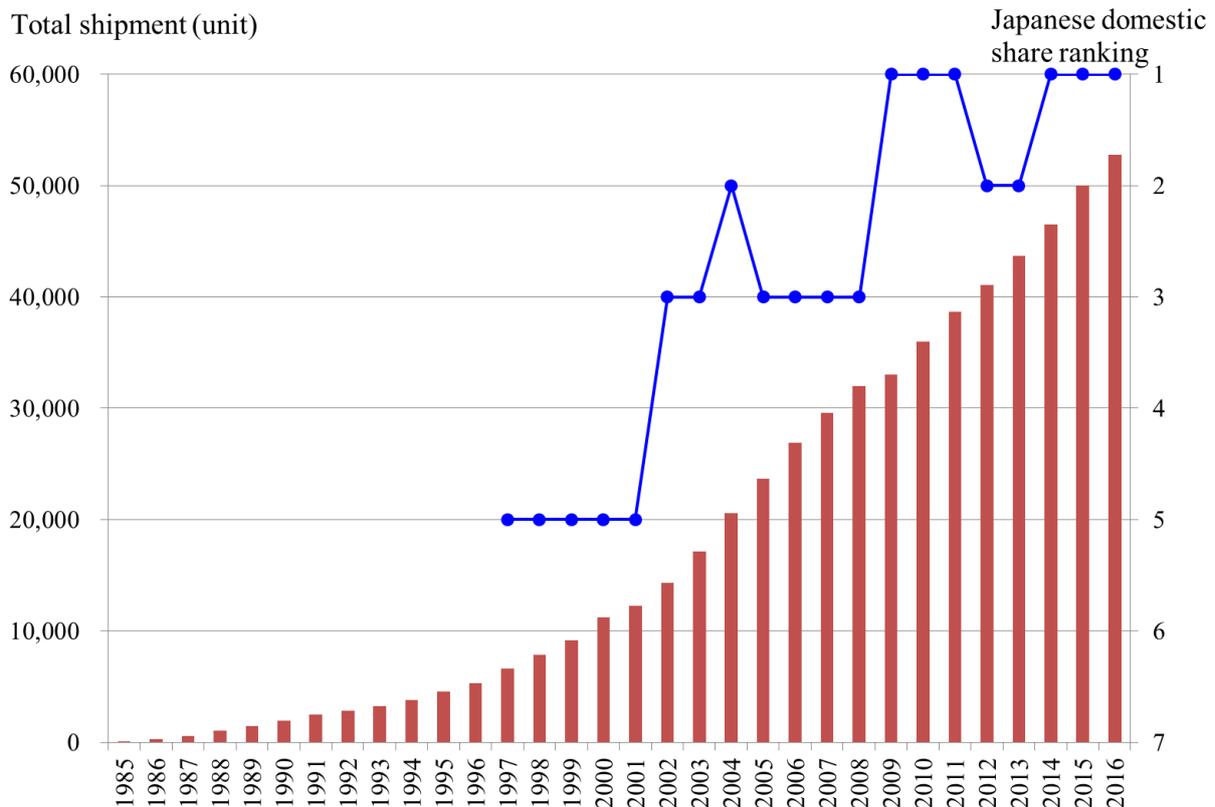


図 9.3 ファナック製電動式射出成形機の累積出荷台数および国内シェア

9.3 今後の展望

この世に樹脂が誕生してから約1世紀半を経て、今や我々の身の回りには樹脂製品が満ち溢れ、なおも新しい素材や工法の開発に支えられながら、発展を遂げている。例えば、情報携帯端末機器に用いられる極小のコネクタや導光板に代表されるように、小型化・薄型化が進む中で更なる高機能化・多機能化が求められる部品や、自動車に代表されるように、環境への負荷が少なく省エネルギー性能も求められる中で、より高度なエレクトロニクス化が進む電装部品、金属からの代替樹脂部品など、今後ますます高品質な成形品への要求が高まっている。

日本メーカーが牽引する形で進展してきた射出成形機の電動化も、日本国内市場ではその生産台数の大多数を占めるようになり、後を追うように欧米市場、中国市場へも電動化の波が押し寄せている。このような背景の中、射出成形機には更なる精密射出成形性能が求められ、付加価値の高い成形品を効率よく生産できることが必要である。

1980年代に登場した量産型の電動式射出成形機により、それまで油圧式射出成形機の課題であった精密成形性能、安定成形性能、油による汚れ、省エネルギー性などの諸問題が解決され、射出成形品の適用分野が飛躍的に拡大した。特に射出工程では、高応答で動作安定性に優れたサーボモータ、射出中の位置・速度・圧力を高精度に検出可能な各種センサー類、およびこれらをフィードバック制御するデジタルサーボ技術の採用により、計量安定性が飛躍的に向上したが、射出工程初期における逆流防止リング動作に関わる不安定因子など、成形品重量ばらつきの安定性向上の課題となっていた。

本研究では、精密射出成形を実現するため、まずはじめに射出成形機の可塑化部における2つの不安定因子を抽出した。第1の因子は射出される可塑化樹脂の均温化に関係する可塑化・計量工程の因子であり、第2の因子は射出される樹脂重量を一定に管理する射出工程の因子であった。そして研究の結果、不安定現象の発生メカニズムを詳細に解明し、計量安定化技術を開発することができた。これらの成果によって本研究の所期の目的は達成されたが、超精密射出成形の更なる高みを目指すためには、本論文の初期段階で対象外と仮定した、残された課題にも取り組む必要がある。

第1章で表1.4に示した射出成形における計量不安定因子を、新たに表9.2として再掲し、本研究で解明・対策した因子を下線で示す。

まず、③射出成形機の第1の可塑化・計量工程における均温化のばらつき因子では、密度一定の仮定の下に話を進めてきたが、熱履歴により分子量変動を招くことで密度にばらつきが生じる可能性があるなど、今後これらの計量不安定因子について、詳細な原因究明と対策を実施する必要がある。

次に、①材料の因子でも密度一定と仮定したが、樹脂に混合される添加物なども、今後の研究課題の一つとなる。ガラス繊維や炭素繊維などの添加物が混合された樹脂

の場合は、成形品の繊維含有量や繊維長の均一な分散が射出成形上の重要なポイントとなる。さらに、②金型の因子では、金型温度の管理が重要な課題となってくる。

表 9.2 射出成形における計量不安定因子（下線部は本研究の対象課題）

| 分類 | 成形品重量ばらつきを与える 「計量不安定因子」の例 |
|--------|--|
| ①材料 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 高分子材料としての物性値のばらつき ・ 添加剤や配合剤の混合率のばらつき ・ 製造ロットによる品質のばらつき ・ 温度・湿度管理の差異による物性値への影響 ・ 成形時の熱履歴の差異による分子量のばらつきなど |
| ②金型 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 成形サイクル内での金型温度の時間的ばらつき ・ 金型内の部位による金型温度の空間的ばらつき ・ 複数キャビティにおける設計製造上のばらつきなど |
| ③射出成形機 | <ul style="list-style-type: none"> ・ 第 1 の因子 <ul style="list-style-type: none"> 可塑化・計量工程における均温化のばらつき (1)供給熱エネルギーのばらつき <ul style="list-style-type: none"> ①圧力のばらつき ②<u>温度（受熱時間＝計量時間）のばらつき</u> ③体積のばらつき ④分子量（熱履歴）のばらつき (2)樹脂の噛込み不良 <ul style="list-style-type: none"> 突発的に計量動作不能に陥る状態 (3)ソリッドベッドのブレイクアップ現象 <ul style="list-style-type: none"> 固相の連続体が可塑化途中で分断すること に起因する液相温度分布のばらつき ・ 第 2 の因子 <ul style="list-style-type: none"> 射出工程における体積のばらつき (1)<u>計量工程終了から射出工程開始までの間の体積ばらつき</u> (2)<u>射出工程開始直後の体積ばらつき</u> |

以上から、③射出成形機の因子に関しては、さらに以下のような課題が見えてくる。

- (1) 可塑化・計量した樹脂の密度が均一になるような技術の開発。例えば、可塑化時に樹脂には、ヒータからの伝熱とせん断発熱によって熱エネルギーが供給される。一般に、伝熱は供給能力が低いがそのばらつきは少なく、せん断発熱は供給能力が高いがばらつきは大きい。これらを検出し、目的に応じて両者を最適配分することで、可塑化樹脂の密度を均一に制御できる機能の開発。
- (2) 粘度などの樹脂特性を成形中に評価できる機能の開発と、その樹脂特性の変動が成形品品質や成形安定性に及ぼす影響の研究。

また、①の材料因子、②の金型因子に関しては、未知の樹脂材料の出現や構造が複雑で高精度な金型の登場なども予想される。今後さらなる超精密射出成形性能の向上を図るためには、このように射出成形機の周辺環境が大きく変化した際、柔軟に対応できる成形システムであることが欠かせない。

本研究で開発した逆流防止リングの挙動検出機能では、同一樹脂、同一成形条件下で検出された逆流現象とリング摩耗量には強い相関が認められた。しかしながら、実成形で使用する樹脂種類や成形条件が途中で変更された場合やスクリュ径が変更された場合に、モニタ値を相対表示でなく絶対表示とするためには、パラメータを対応させなければならないという課題が残る。このような複雑な課題の解決策の一つとして、機械学習を用いた解決策が注目されている。例えば機械学習においては、推定したい事象と相関が強いデータを学習することが、精度と学習効率の点から重要である。今回開発した逆流防止リングの動作検出機能では、リング挙動と強い相関を示す物理量が示されており、射出時のリング周辺の物理現象に機械学習を適用することで、さらなる応用技術開発も期待される。例えば、リング摩耗量検出精度の向上のみならず、摩耗量に応じた最適成形条件の自動設定などへの展開も可能になることが期待される。

また、このような機械学習を使用した成形システムでは、成形事象に関連性が深い良質なデータを検出することが必要となってくる。本研究では、外部センサーを使用せずに、スクリュ駆動用サーボモータ自身を検出用センサーとして活用した。成形機自身を駆動するサーボモータからは良質なデータ検出が期待される。このような活用事例の先駆けとしても、意義深いものとなることを期待したい。

さらに、得られた良質なビッグデータを効率的に自動収集するシステムとして、ネットワーク接続したホストコンピュータから成形システムの集中管理を行うことで、成形工場の効率的な運用や成形品質向上に活用することも可能となる。IoT が急速に発展している現在、射出成形機のみならず、その周辺装置や各種外部センサーにまでネットワーク適用分野が広がることで、より広範囲からのビッグデータ収集システムが可能となりつつある。今後、成形システム全体にわたり、このような機械学習と IoT

を用いた新技術開発が進み, さらに超精密射出成形技術が向上することを期待したい.

射出成形機が世に送り出されて久しいが, その性能評価指標と評価手法は, 欧州 EUROMAP に可塑化能力測定方法が規定される程度であり, 射出成形機の性能向上に繋がるような規格や標準は確立されていなかった. これに対し, シリンダ内の可塑化メカニズム解明手法や, 本論文の成果による逆流防止リングの動作検出手法は, 精密射出成形性能の優れた評価手法としてもその有用性が期待される. 本研究の成果が, 超精密射出成形に進歩をもたらし, そして成形加工分野のさらなる発展に繋がることを期待して, 本論文を締め括りたい.

参考文献

<和文文献>

[アイ・エヌ・ジー 1988]

河村昭利: “熱電対温度計による温度測定技術”, アイ・エヌ・ジー, p. 65, (1988).

[浅野 2003]

浅野 強: “真空可塑化と飢餓供給による未乾燥樹脂の射出成形”, 日本接着学会誌, Vol. 39, No. 11, pp. 426-431, (2003).

[天野 1989]

天野 修, 宇津木史朗: “射出中の成形機加熱筒内樹脂の温度測定 -スクリュ形状の影響-”, 成形加工'89, pp. 97-100, (1989).

[天野 1990]

天野 修, 宇津木史朗: “射出される樹脂温度に及ぼすスクリュ形状の影響”, 成形加工'90, pp. 217-220, (1990).

[天野 1991]

天野 修: “連続および不連続スクリュ回転により可塑化された樹脂の温度の測定”, 成形加工'91, pp. 9-10, (1991).

[伊藤 1983]

伊藤孝之: “HM スクリュの構造・性能と効果”, プラスチックス, Vol. 34, No. 5, pp. 51-58, (1983).

[稲葉 1999]

稲葉善治: “電動サーボ式射出成形機と精密成形”, 日刊工業新聞社, (1999).

[井上 2004]

井上 玲: “新型電動射出成形機による高付加価値成形技術”, プラスチックスエージ, Vol. 50, No. 2, pp. 86-90, (2004).

[太白 2004]

太白健夫: “電動式小型射出成形機の特徴と成形ソリューション”, プラスチック成形技術, Vol. 20, No. 6, pp. 35-41, (2004).

[加藤 2006]

加藤利美: “高付加価値実現のための成形後方”, プラスチックスエージ, Vol, 52, No. 8, pp. 82-90, (2006).

[金 1996a]

金 佑圭, 横井秀俊: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測Ⅱ -樹脂種類および粘度の影響-”, 成形加工'96, pp. 249-252, (1996).

[金 1996b]

金 佑圭, 横井秀俊: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測Ⅲ -可塑化状況との相関-”, 成形加工'96, pp. 253-256, (1996).

[金 1997a]

金 佑圭, 横井秀俊: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測Ⅳ -スクリュ形状の影響-”, 成形加工'97, pp. 29-32, (1997).

[金 1997b]

金 佑圭, 横井秀俊: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測Ⅴ -間欠可塑化時のスクリュ形状の影響-”, 成形加工シンポジウム'97, pp. 31-34, (1997).

[金 2000]

金 佑圭, 横井秀俊: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測Ⅶ-ユニット式計測センサの開発-”, 成形加工シンポジウム'00, pp. 49-52, (2000).

[木村 1993]

木村照夫, 竹内正紀, 橋本 憲, 津田慶司, 村上真二, 早崎 進: “射出成形機加熱筒内の温度測定 - 成形過程中の温度変動と分布 -”, 成形加工, Vol.5, No.11, pp. 757-763, (1993).

[黒田 1996]

黒田章公, 高次 聡, 横井秀俊: “可塑化加熱シリンダによるバリアフライントスクリュ可塑化過程の解析Ⅱ -高速回転時の可塑化状況, バリアフライント乗り越え挙動-”, 成形加工'96, pp. 95-98, (1996).

[小山 1989]

小山洋典, 盛田良三, 宮本博文, 飯田 高: “射出成形機の可塑化計量中におけるスクリュ内部の流れに関する研究”, 成形加工'89, pp. 101-102, (1989).

[坂本 1992]

坂本一郎: “ポリアセタール樹脂のかみ込み状態の挙動観察”, 日本機械学会プラスチック機能部品の設計と加工に関するシンポジウム講演論文集, pp. 21-24, (1992).

[柴田 2015]

柴田和之, 馬 賽, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の可塑化過程の解析IV”, 成形加工シンポジア’ Vol. 15, pp. 125-126, (2015).

[柴田 2016]

柴田和之, 馬 賽, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の可塑化過程の解析V”, 成形加工シンポジア’ Vol. 16, pp. 28-29, (2016).

[白石 1995]

白石 亘, 岡田克彦, 横井秀俊: “加熱シリンダ内個体輸送・可塑化過程とペレット形状の相関解析”, 成形加工’ 95, pp. 167-170, (1995).

[白岩 2005]

白岩信裕: “Dispersion of Various Substances in Plastics”, Journal of the Japan Society of Colour Material, Vol. 78, No. 5, pp. 233-239, (2005).

[鬼防 2015]

鬼防 崇, 辰巳昌典, 谷藤眞一郎, 吉川秀雄: “可視化押出機の実験と解析”, 成形加工’ Vol. 15, pp. 287-288, (2015).

[高次 2017]

高次 聡, 内山辰宏, 丸山淳平, 石黒俊夫, 藤岡 修, 大森 瑛: “射出成形機における逆流防止リングの動作検出システムの開発”, 精密工学会誌, Vol. 83, No. 3, pp. 281-286, (2017).

[高次 2008]

高次 聡, 内山辰宏: “電動射出成形機「ROBOSHOT S-2000iB シリーズ」における最新の成形安定化技術”, プラスチックスエージ, Vol. 54, pp. 117-120, (2008).

[竹内 2014]

竹内貴季, 木村公一, 三浦拓也, 重安洋希, 富山秀樹: “二軸押出機のパウダーとペレットの熔融可塑化挙動の観察”, 成形加工’ Vol. 14, pp. 301-302, (2014).

[龍野 2002a]

龍野道宏: “押出成形と射出成形における可塑化過程モデル”, 生産研究, vol. 54, no. 3, pp. 167-176, (2002).

[龍野 2002b]

龍野道宏, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるソリッドベッドのブレイクアップ現象の解析 第2報 スクリュ供給部長さの影響”, 成形加工, Vol. 14, No. 10, pp. 678-685, (2002).

[田村 1988]

田村幸夫, 上地哲夫, 谷口 遇, 水野貴司: “プラスチック可塑化スクリューの旋回運動”, 三菱重工技報, Vol. 25, No. 2, pp. 131-135 (1988).

[千葉 2014]

千葉英貴, 森重謙治, 木村公一: “可視化シリンダを用いた混練部における流動観察”, 成形加工’ Vol. 14, pp. 299-300, (2014).

[辻村 2002]

辻村勇夫, 石田 守: “押出機内の発泡剤挙動の可視化”, 成形加工’ Vol. 02, pp. 101-102, (2002).

[東京大学, 東洋機械金属 1994]

東京大学, 東洋機械金属株式会社: 日本国特許 第 1959356 号, (1994).

[中川 2013]

中川一馬, 安江 昭, 荒木克之, 千葉英貴: “赤外線サーモグラフを用いたシリンダ内樹脂温度測定”, 成形加工’ Vol. 13, pp. 29-30, (2013).

[中島 2006]

中島 学: “射出保圧ゼロ成形ーエアアシストによる片面高意匠成形ー”, プラスチックスエージ, Vol, 52, No. 2, pp. 92-96, (2006).

[西脇 1993]

西脇信彦, 崔 愛玲, 今野政昭, 堀 三計: “超音波による金型内樹脂の固化挙動の観察”, 成形加工, Vol. 5, No. 12, pp. 870-874, (1993).

[畑中 1993]

畑中貞男, 北川 博: “射出工程中の逆流防止弁の閉鎖特性と射出樹脂量の安定性”, 日本機械学会論文集 (B 編) , Vol. 59, No. 567, pp. 3529-3536, (1993).

[平野 2004]

平野智裕: “ダイレクトドライブ式 全電動小型射出成形機の応用”, プラスチックスエージ, Vol. 50, No. 2, pp. 77-80, (2004).

[ファナック 2008a]

ファナック株式会社: 日本国特許 第 4156651 号, (2008).

[ファナック 2008b]

ファナック株式会社: 日本国特許 第 4137973 号, (2008).

[馬 2013]

馬 賽, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の可塑化過程の解析Ⅱ”, 成形加工シンポジウム’ Vol. 13, pp. 73-74, (2013).

[馬 2014]

馬 賽, 柴田和之, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の可塑化過程の解析Ⅲ”, 成形加工’ Vol. 14, pp. 303-304, (2014).

[馬 2016a]

馬 賽, 柴田和之, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の計量可塑化過程の画像解析”, 成形加工’ Vol. 16, pp. 121-122, (2016).

[馬 2016b]

馬 賽, 柴田和之, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の計量可塑化過程の画像解析 (Ⅱ) ”, 成形加工シンポジウム’ Vol. 16, pp. 30-31, (2016).

[馬 2017]

馬 賽, 柴田和之, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の計量可塑化過程の画像解析 (Ⅲ) ”, 成形加工’ Vol. 17, pp. 57-58, (2017).

[前田 2011]

前田和也, 田中達也, 今井田豊, 石川 健: “二軸押出機内の流動挙動の可視化”, 成形加工’ Vol. 11, pp. 17-18, (2011).

[松本 1958]

松本勝周, 吉川真介, 赤塚染吉郎: “Extruder における粘性流体の流動特性”, 化学工学, Vol. 22, No. 4, pp. 208-214, (1958).

[村田 1991]

村田泰彦, 岡 克典, 出口好希, 横井秀俊: “可視化加熱シリンダによるスクリュチェック挙動解析”, 成形加工'91, pp. 19-22, (1991).

[森 1975]

森 芳郎, 大谷寛治: “スクリュ押出成形における最近の技術的進歩”, プラスチックス, Vol. 26, No. 5, pp. 1-17, (1975).

[安江 2013]

安江 昭, 中川一馬, 荒木克之, 千葉英貴: “射出成形機シリンダ内での発火現象について”, 成形加工’ Vol. 13, pp. 31-32, (2013).

[湯原 2007]

湯原邦夫: “環境負荷低減に貢献する「ECO 成形」とその効果”, プラスチックスエーヂ, Vol. 53, No. 2, pp. 93-97, (2007).

[横井 1988a]

横井秀俊, 早崎 進, 高橋 博, 村田泰彦, 秦 印添: “可視化射出シリンダによる可塑化プロセスの画像計測”, 昭和 63 年度精密工学会春季大会学術講演会論文集, pp. 289-290, (1988).

[横井 1988b]

横井秀俊, 早崎 進, 高橋 博: “可視化シリンダによる可塑化プロセスの画像計測 (第 2 報) ”, 昭和 63 年度精密工学会秋季大会学術講演会論文集,, pp. 653-654, (1988).

[横井 1991]

横井秀俊, 岩崎龍一, 平野彰士, 鈴木謙克, 坂井秀敏: “可視化加熱シリンダによる可塑化過程の画像解析 I ”, 成形加工'91, pp. 15-18, (1991).

[横井 1992a]

横井秀俊, 鈴木謙克, 長谷元弘, 雲野雅弘: “可視化加熱シリンダによる可塑化過程の画像解析Ⅱ-非晶性樹脂の可塑化解析-”, 成形加工'92, pp. 187-190, (1992).

[横井 1992b]

横井秀俊, 坂井秀敏, 鈴木謙克, 増田範通: “可視化加熱シリンダによる可塑化過程の画像解析Ⅲ-結晶性樹脂の可塑化解析-”, 成形加工'92, pp. 191-194, (1992).

[横井 1992c]

横井秀俊, 江本敦史, 岡 克典, 井口暢亮: “可視化加熱シリンダによるチェックリング挙動の解析Ⅱ”, 成形加工'92, pp. 195-198, (1992).

[横井 1993a]

横井秀俊, 岡 克典, 根岸智春: “可視化加熱シリンダによる可塑化過程の画像解析Ⅳ-ブレークアップ現象の解析-”, 成形加工'93, pp. 219-222, (1993).

[横井 1993b]

横井秀俊, 江本敦史, 岡 克典, 井口暢亮: “可視化加熱シリンダによるチェックリング挙動の解析Ⅱ”, 成形加工'93, pp. 215-218, (1993).

[横井 1994a]

横井秀俊, 岡田克彦, 白石 亘: “可視化加熱シリンダによるペレット形状と可塑化過程の相関解析”, 成形加工シンポジア' 94, pp. 146-149, (1994).

[横井 1994b]

横井秀俊, 白石 亘: “小型可視化加熱シリンダの開発”, 成形加工シンポジア'94, pp. 142-145, (1994).

[横井 1995a]

横井秀俊, 金 佑圭: “集積熱電対セラミックスセンサによるノズル内温度分布計測”, 成形加工'95, pp. 21-24, (1995).

[横井 1995b]

横井秀俊, 高次 聡, 黒田章公: “可視化加熱シリンダによる間欠可塑化過程の画像解析Ⅱ - 可塑化条件の影響 - ”, 成形加工シンポジア'95, pp. 45-48, (1995).

[横井 1999a]

横井秀俊, 金 佑圭: “集積熱電対セラミックスセンサーによる射出成形機ノズル内の流動樹脂温度分布計測 I - 樹脂種類および粘度の影響 -”, 成形加工, Vol. 11, No. 6, pp. 477-483, (1999).

[横井 1999b]

横井秀俊, 小野英伸: “磁歪式センサによるチェックリング挙動の計測”, 成形加工'99, pp. 287-288, (1999).

[横井 2001]

横井秀俊, 龍野道宏: “可視化加熱シリンダによるソリッドベッドのブレイクアップ現象の解析 第 1 報 画像解析による生成モデルの検証”, 成形加工, Vol. 13, No. 8, pp. 571-578, (2001).

[横井 2000a]

横井秀俊, 高次 聡, 白石 亘: “可視化・温度分布計測用小型加熱シリンダの開発”, 生産研究, Vol. 52, No. 9, pp. 410-413, (2000).

[横井 2000b]

横井秀俊, 高次 聡: “射出成形機のホッパー下における樹脂ペレット嚙込み状況の可視化解析 I - 嚙込み不良現象の解析 -”, 成形加工, Vol. 12, No. 7, pp. 457-463, (2000).

[横井 2013]

横井秀俊, 馬 賽, 酒井 優: “可視化加熱シリンダによるガラス繊維強化樹脂の可塑化過程の解析”, 成形加工' Vol. 13, pp. 33-34, (2013).

<英文文献>

[Amano 1988]

Amano, Osamu, and Shirou Utsugi.: "Temperature measurements of polymer melts in the heating barrel during injection molding. Part I. Temperature distribution along the screw axis in the reservoir. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 28, no. 23, pp. 1565–1571, (1988).

[Amano 1989]

Amano, O., and S. Utsugi.: "Temperature measurements of polymer melts in the heating barrel during injection molding. Part 2: Three-Dimensional temperature distribution in the reservoir. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 29, no. 3, pp. 171–177, (1989).

[Amano 1990]

Amano, Osamu, and Shirou Utsugi.: "Temperature measurements of polymer melts in the heating barrel during injection molding. Part 3: Effects of screw geometry. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 30, no. 7, pp. 385–393, (1990).

[Abeykoon 2011]

Chamil Abeykoon, Kang Li, Marion McAfee, Peter J. Martin, Qun Niu, Adrian L. Kelly, Jing Deng: "A new model based approach for the prediction and optimisation of thermal homogeneity in single screw extrusion", *Control Engineering Practice* 19, pp.862–874, (2011).

[Barr 1999]

Barr, R.A.: U.S. Patent 5988866 (1999)

[B´ereaux 2009]

Y. B´ereaux, J.-Y. Charneau, M. Moguedet: "A simple model of throughput and pressure development for single screw", *Journal of Materials Processing Technology*, 209, pp.611–618, (2009).

[Chung 1977]

Chung, C. I., et al.: "Frictional behavior of solid polymers on a metal surface at processing conditions. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 17, no. 1, pp. 9–20, (1977).

[Chung 1983]

Chung, C.I.: U.S. Patent 4405239 (1983)

[Dulmage 1948]

Dulmage, F.E.: U.S. Patent 2453088, (1948)

[Edmondson 1975]

Edmondson, I. R., Fenner, R. T.: "Melting of Thermoplastics in Single Screw Extruders", *Polymer*, Vol.16, No.1, pp. 49-56, (1975).

[Elbirli 1984]

Elbirli, B., et al.: "Mathematical modeling of melting of polymers in a single-Screw extruder. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 24, no. 12, pp. 988–999, (1984).

[Fang 1991]

Fang, Shizeng, et al.: "Studies on the theory of single screw plasticating extrusion. Part II: Non-Plug flow solid conveying.", *Polymer Engineering and Science*, vol. 31, no. 15, pp. 1117–1122, (1991).

[Fenner 1979]

Fenner, R. T., Cox, A. P. D., Isherwood, D. P.: "Surging in Screw Extruders", *Polymer*, Vol.20, No.6, pp. 733-736, (1979).

[Furches 1987]

Furches, Barbara, Bozzelli, John: "SEEKING THE RIGHT MIX: INJECTION SCREW DESIGN,", *Plastics Engineering*, Vol.43, No.8, pp. 49-52, (1987).

[Gamache 1999]

E. Gamache, P. G. Lafleur, C. Peiti, B. Vergnes: "Measurement of the coefficient of dynamic friction at extrusion processing conditions", *POLYMER ENGINEERING AND SCIENCE*, Vol. 39, No. 9, pp. 1604-1613, (1999).

[Gregory 1968]

Gregory, R.B.: U.S. Patent 3411179 (1968)

[Gregory 1995]

Gregory A. cambell, J. Douglas Small, John Staples: "SOLID CONVEYING IN LOW FRICTION AND STARVE FED EXTRUDERS", *ANTEC*, pp. 268-278, (1995).

[Isherwood 1984]

D.P.Isherwood, R.N.Pieris, J.Kassatly: "The Effect of Metered Starve Feeding on the Performance of a Small Extruder", Transactions of the ASME, Vol.106, No.5, pp. 132-136, (1984).

[Kruder 1979]

Kruder, G.A.: U.S. Patent 4173417 (1979),

[Lampl 1996]

Lampl, A.: "Mixing quality characteristic for injection moulding machines", Kunststoffe Plast Europe, Vol.86, No.9, pp. 9-11, (1996).

[LeRoy 1969]

LeRoy, G.: U.S. Patent 3486192 (1969)

[Lindt 1976]

Lindt, J. T.: "A dynamic melting model for a single-Screw extruder. ", Polymer Engineering and Science, vol. 16, no. 4, pp. 284–291, (1976).

[Lindt 1985]

Lindt, J. T., and B. Elbirli.: "Effect of the cross-Channel flow on the melting performance of a single-Screw extruder. ", Polymer Engineering and Science, vol. 25, no. 7, pp. 412–418, (1985).

[Maddock 1959]

Maddock, B. H.: "A Visual Analysis of Flow and Mixing in Extruder Screws", SPE Journal, vol. 15, (May), pp. 383-389, (1959).

[Maillfer 1967]

Maillfer, C.E.: U.S. Patent 3358327 (1967)

[Mohr 1957]

Mohr, W.D., Saxton, R.L., Jepson, C.H.: "Theory of Mixing in the Single-Screw Extruder", Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 49, Issue 11, pp. 1857-1862, (1957).

[Moysey 2004]

Moysey, P. A., and M. R. Thompson.: "Investigation of solids transport in a single-Screw extruder using a 3-D discrete particle simulation.", *Polymer Engineering and Science*, vol. 44, no. 12, pp. 2203–2215, (2004).

[Moysey 2005]

P.A. Moysey, M.R. Thompson: "Modelling the solids inflow and solids conveying of single-screw extruders using the discrete element method", *Powder Technology*, 153, pp.95–107, (2005).

[Moysey 2007]

P.A. Moysey, M.R. Thompson: "Determining the collision properties of semi-crystalline and amorphous thermoplastics for DEM simulations of solids transport in an extruder", *Chemical Engineering Science*, 62, pp.3699–3709, (2007).

[Murakami 1976]

Murakami, K.: U.S. Patent 3957256 (1976)

[Rauwendaal 2000]

Rauwendaal, C.: U.S. Patent 6136246 (2000)

[Rauwendaal 2008]

Rauwendaal, C.: "Time to learn about dynamic optimization of extruder barrel temperatures", *Plastics Technology*, vol. 54, Issue 5, pp. 72–75, (2008).

[Shapiro 1976]

Shapiro, J., et al.: "Melting in single screw extruders. ", *Polymer*, vol. 17, no. 10, pp. 905–918, (1976).

[SIKORA 2001]

JANUSZ W. SIKORA: "The Effect of the Feed Section Groove Taper Angle on the Performance of a Single-Screw Extruder", *POLYMER ENGINEERING AND SCIENCE*, Vol. 41, No. 9, pp. 1636-1643, (2001).

[Spalding 1993]

Spalding, Mark A., et al.: "Coefficients of dynamic friction for low density polyethylene.", *Polymer Engineering and Science*, vol. 33, no. 7, pp. 423–430, (1993).

[Strand 1992]

S.R.Strand, M.A.Spalding & K.S.Hyun(The Dow Chemical Co.): "Modeling of the Solid-Conveying Section of a Starve-Fed Single-Screw Plasticating Extruder", *Plastics Engineering*, Vol.48, No.7, pp. 17-21, (1992).

[Street 1961]

Street, L. F.: "Plastifying Extrusion", *International Plastics Engineering*, (July), pp. 289, (1961).

[Tadmor 1966]

Tadmor, Zehev.: "Fundamentals of plasticating extrusion. I. A theoretical model for melting. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 6, no. 3, pp. 185–190, (1966).

[Tadmor 1967]

Tadmor, Zehev, et al.: "Melting in plasticating extruders theory and experiments. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 7, no. 3, pp. 198–217, (1967).

[Tadmor 1969]

Tadmor, Zehev, and Imrich Klein.: "The effect of design and operating conditions on melting in plasticating extruders. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 9, no. 1, pp. 1–10, (1969).

[Thompson 2000]

Thompson, M. R., et al.: "Melting mechanism of a starved-Fed single-Screw extruder for calcium carbonate filled polyethylene.", *Polymer Engineering & Science*, vol. 40, no. 9, pp. 2014–2026, (2000).

[Wilczynski 2001a]

K. Wilczynski: "SSEM: a computer model for a polymer single-screw extrusion", *Journal of Materials Processing Technology*, 109, pp.308–313, (2001).

[Wilczynski 2001b]

K. Wilczynski, A. Tyszkiewicz, Z. Szymaniak: "Modeling for morphology development during single-screw extrusion of LDPE/PS blend", *Journal of Materials Processing Technology*, 109, pp.320–323, (2001).

[Wong 1998]

Wong, Anthony C.-Y., Liu, Tinhua: "Screw configuration effects on the colour mixing characteristics of polymer in single-screw extrusion. ", *Annual Technical Conference - ANTEC, Conference Proceedings 1*, pp. 284-287, (1998).

[Yung 2003]

K.L. Yung, Yan Xu, K.H. Lau: "Transient melting models for the three stages of reciprocating extrusion", *Journal of Materials Processing Technology*, 139, pp.170–177, (2003).

[Yang 2016]

Yi Yang, Xi Chen, Ningyun Lu, Furong Gao: "Injection Molding", pp.371–389, (2016).

[Zhu 1991]

Zhu, Fuhua, and Liqin Chen. : "Studies on the theory of single screw plasticating extrusion. Part I: A new experimental method for extrusion. ", *Polymer Engineering and Science*, vol. 31, no. 15, pp. 1113–1116, (1991).

[Zhu 1994]

F.zhu、 R.Liu、 Yzhao: "Studie on Solid Bed Break Up Single Screw", *polymer processing Society*, pp. 39-40, (1994).

本論文に関する公表文献

1. 原著論文

- 1) 高次 聡, 横井秀俊: 射出成形機のホッパー下における樹脂ペレット噛込み状況の可視化解析 I – 噛込み不良現象の解析 –, 成形加工, Vol. 12, No. 7, pp. 457-463, (2000).
- 2) 高次 聡, 入部和成, 横井秀俊: 射出成形機のホッパー下における樹脂ペレット噛込み状況の可視化解析 II – ホッパー口形状の影響 –, 成形加工, Vol. 28, No. 11, pp. 466-473, (2016).
- 3) 高次 聡, 横井秀俊: 樹脂ペレット飢餓供給時における連続可塑化過程の可視化解析, 成形加工, Vol. 29, No. 6, pp. 206-214, (2017).
- 4) 高次 聡, 内山辰宏, 丸山淳平, 石黒俊夫, 藤岡 修, 大森 瑛: 射出成形機における逆流防止リングの動作検出システムの開発, 精密工学会, Vol. 83, No. 3, pp. 281-286, (2017).
- 5) 高次 聡, 内山辰宏, 丸山淳平, 石黒俊夫, 藤岡 修, 大森 瑛: 射出成形機における射出量安定化手法の開発, 精密工学会, Vol. 83, No. 6, pp. 613-618, (2017).

2. 国際会議

- 1) S.Takatsugi and H.Yokoi: Visualization Analysis of Plastication Process under Starve-Feeding Conditions, the 14th Annual Meeting of the Polymer Processing Society, pp. 109-110, (1998).
- 2) S.Takatsugi, K.Irube and H.Yokoi: Correlation Analysis between Screw Flight Pitch and Pellets Behaviors Using Visualization Heating Cylinder, the Polymer Processing Society Asia/Australia Meeting in Taiwan, p. 78, (2002).
- 3) S.Takatsugi: Backflow Monitoring Function for Injection Molding Machine, the Polymer Processing Society Asia/Australia Conference in China, p. 64, (2016).

3. 国内学会

- 1) 高次 聡, 横井秀俊: ホッパー下におけるペレット挙動の解析Ⅱ –各樹脂の嚙込み状況解析–, 成形加工'96, pp. 91-94, (1996).
- 2) 高次 聡, 横井秀俊: ホッパー下におけるペレット挙動の解析Ⅲ –嚙込み不良の解析–, 成形加工シンポジウム'96, pp. 111-114, (1996).
- 3) 高次 聡, 横井秀俊: ペレット飢餓供給時の可塑化状況の可視化解析Ⅰ, 成形加工'97, pp. 243-246, (1997).
- 4) 高次 聡, 横井秀俊: ペレット飢餓供給時の可塑化状況の可視化解析Ⅱ, 成形加工シンポジウム'97, pp. 175-178, (1997).
- 5) 高次 聡, 入部和成, 横井秀俊: ホッパー口形状とペレット挙動の相関解析, 成形加工シンポジウム'00, pp. 177-180, (2000).
- 6) 高次 聡, 入部和成, 横井秀俊: 可視化加熱シリンダによるスクリュ形状とペレット挙動の相関解析Ⅰ, 成形加工シンポジウム'00, pp. 181-184, (2000).
- 7) 高次 聡, 入部和成, 横井秀俊: 可視化加熱シリンダによるスクリュ形状とペレット挙動の相関解析Ⅱ, 成形加工'01, pp. 237-238, (2001).

4. その他

- 1) 高次 聡, 白石 亘, 横井秀俊: 可視化・温度分布計測用小型加熱シリンダの開発, 生産研究, Vol. 52, No. 9, pp. 410-413, (2000).
- 2) 高次 聡, 山中 克行, 西村 浩一, 内山 辰宏: 電動射出成形機 FANUC ROBOSHOT S-2000i15B/30B, FANUC Technical Review, Vol. 20, 2, pp. 31-35, (2007).
- 3) 高次 聡, 内山辰宏: 電動射出成形機「ROBOSHOT S-2000iB シリーズ」における最新の成形安定化技術, プラスチックスエージ, Vol. 54, pp. 117-120, (2008).
- 4) 高次 聡, 西村浩一: 光学部品の射出成形, 先端加工技術, No. 75, pp. 4-6, (2008).
- 5) 高次 聡: 最新の精密成形に対応する「FANUC ROBOSHOT シリーズ」, プラスチックスエージ, Vol. 58, pp. 57-60, (2012).
- 6) 高次 聡: 全電動射出成形機「ROBOSHOT α -SiA シリーズ」, プラスチックスエージ, Vol. 59, pp. 94-98, (2013).
- 7) 日本国特許 第 04137973 号 "射出成形機".
- 8) 日本国特許 第 04156651 号 "射出成形機の逆流防止弁閉鎖状態判別方法".
- 9) 日本国特許 第 04171515 号 "射出成形機".
- 10) 日本国特許 第 04199284 号 "射出成形機".
- 11) 日本国特許 第 04199285 号 "射出成形機及び逆流防止弁閉鎖判別方法".
- 12) 日本国特許 第 04216318 号 "射出成形機".
- 13) U.S. patent 7654809, Injection molding machine having a force peak time detecting device.

-
- 14) U.S. patent 7556753, Method of indicating an open/close state of a check valve of an injection molding machine.
 - 15) U.S. patent 7871257, Injection molding machine.
 - 16) U.S. patent 7661946, Injection molding machine having a screw equipped with a check ring.
 - 17) U.S. patent 7980844, Injection molding machine and method for determining closure of check ring.
 - 18) U.S. patent 7722349, Injection molding machine having a check valve closing position determining device.
 - 19) European patent 1935608B, Injection molding machine.
 - 20) European patent 1958752B, Method of indicating an open/close state of a check valve of an injection molding machine.
 - 21) European patent 1958753B, Injection molding machine having means for detecting closing of the check valve provided on the screw.
 - 22) European patent 2000279B, Injection molding machine having screw equipped with check ring.
 - 23) European patent 2000280B, Injection molding machine and method for determining closure of check ring.
 - 24) European patent 2000281B, Injection molding machine.
 - 25) CN101204844B, Injection molding machine.
 - 26) CN101244626B, Method of indicating an open/close state of a check valve of an injection molding machine.
 - 27) CN101244625B, Injection molding machine.

- 28) CN101318374B, Injection molding machine having screw equipped with check ring and injection molding machine.
- 29) CN101318370B, Injection molding machine and method for determining closure of check valve.
- 30) CN101318371B, Injection molding machine.