

博 士 学 位 論 文

**射出成形におけるスクリュ形状の
最適化に関する研究**

**Study pertaining to optimization of screw design
in injection molding**

2017 年 3 月

井上 玲

表題

射出成形におけるスクリュ形状の最適化に関する研究

目次

第 1 章 序論

1.1	はじめに	1
1.2	樹脂材料の可塑化装置について.....	3
1.3	射出成形機におけるスクリュ形状最適化の課題.....	9
1.4	スクリュ形状の最適化に関するこれまでの研究.....	12
1.5	本研究の目的.....	16
1.6	本論文の構成.....	17

第 2 章 流動シミュレーションによるスクリュ形状の最適化検討

2.1	緒言	20
2.2	スクリュ形状.....	21
2.3	流動シミュレーション.....	22
2.3.1	解析条件.....	22
2.3.2	解析モデル.....	24
2.3.3	粒子追跡法.....	25
2.4	結果及び考察.....	27
2.4.1	圧力分布.....	27
2.4.2	せん断応力.....	27
2.4.3	平均せん断応力.....	28
2.5	結言	30

第 3 章 可塑化中のガス発生を抑制するためのスクリュ形状の最適化検討

3.1	緒言	31
-----	----------	----

3.2	ガスの発生要因と抑制手段の検討.....	33
3.2.1	可塑化中のガス発生の抑制方法について.....	33
3.2.2	可塑化中に発生するガス.....	34
3.2.3	既存のガス対策システム.....	35
3.3	スクリュ形状の最適化検討.....	37
3.3.1	スクリュ形状の検討.....	37
3.3.2	解析条件とモデル.....	38
3.3.3	流動シミュレーション.....	39
3.4	可塑化実験.....	39
3.4.1	ガス発生量の比較.....	39
3.4.2	可塑化能力の比較.....	41
3.5	結果及び考察.....	43
3.5.1	解析結果.....	43
3.5.2	ガス発生量に対する効果の確認.....	45
3.5.3	可塑化能力.....	47
3.6	結言.....	50

第4章 竹繊維強化ポリプロピレンによるスクリュ形状の最適化検証

4.1	緒言.....	51
4.2	可塑化実験.....	53
4.2.1	実験材料.....	53
4.2.2	試験片の作成.....	54
4.2.3	残存繊維長評価.....	55
4.2.4	繊維分散性評価.....	56
4.2.5	引張試験.....	57
4.3	流動シミュレーション.....	57
4.4	結果及び考察.....	58
4.4.1	残存繊維長および繊維分散性.....	58
4.4.2	流動シミュレーション結果と実験結果の対比.....	59
4.4.3	スクリュ形状の最適化検討.....	60

4.4.4 最適化スクリュの効果確認.....	62
4.4.5 引張試験.....	64
4.5 結言	66

第5章 長繊維含有樹脂の可塑化におけるスクリュ形状の最適化

5.1 緒言	67
5.2 スクリュ形状.....	69
5.3 解析方法	70
5.3.1 解析条件とモデル.....	70
5.3.2 粒子追跡法.....	72
5.4 可塑化実験	73
5.4.1 実験材料と試験片の作成.....	73
5.4.2 残存繊維長評価.....	74
5.4.3 繊維分散性評価.....	74
5.4.4 スクリュ内での樹脂溶融位置の確認.....	75
5.5 結果及び考察.....	76
5.5.1 残存繊維長および繊維分散性.....	76
5.5.2 流動シミュレーション結果.....	79
5.5.3 樹脂溶融位置.....	81
5.6 結言	85

第6章 ダルメージ部における繊維折損と繊維分散

6.1 緒言	86
6.2 スクリュ形状の最適化検討.....	87
6.2.1 スクリュ形状の検討.....	87
6.2.2 解析条件とモデル.....	87
6.3 可塑化実験	87
6.3.1 実験材料と試験片の作成.....	87
6.3.2 残存繊維長及び繊維分散性の評価.....	87
6.3.3 引張試験及び衝撃試験方法.....	88

6.4	結果及び考察	89
6.4.1	流動シミュレーション結果	89
6.4.2	残存繊維長及び繊維分散性	90
6.4.3	機械的特性	91
6.5	結言	93
 第7章 ダルメージ形状の最適化		
7.1	緒言	94
7.2	スクリュ形状の部分的評価	95
7.2.1	評価方法	95
7.2.2	評価結果	95
7.3	ダルメージ形状の最適化検討	98
7.3.1	ダルメージ形状の検討	98
7.3.2	解析条件とモデル	100
7.4	可塑化実験	100
7.5	結果及び考察	101
7.5.1	流動シミュレーション結果	101
7.5.2	残存繊維長及び繊維分散性	102
7.6	結言	104
 第8章 新規スクリュの開発手法の提案		
8.1	緒言	105
8.2	可視化観察	106
8.2.1	実験材料	106
8.2.2	実験方法	107
8.2.3	可視化解析方法	109
8.3	結果と考察	111
8.4	結論	114

第 9 章 総括

9.1	本研究で得られた結論.....	115
-----	-----------------	-----

9.2	今後の展望	118
-----	-------------	-----

参考文献	119
------------	-----

本論文に関する公表文献.....	129
------------------	-----

謝辞	132
----------	-----

第1章 序論

1.1 はじめに

高分子物質を主原料とし，圧力や熱により可塑性を示す樹脂材料は，家庭用品をはじめ自動車部品や家電製品，医療製品，食品容器，建材部品など幅広い分野で使用され，今日の社会において欠かすことのできない材料となっている．樹脂は熱を加えることで軟化し溶融する熱可塑性樹脂と，熱を加えることで硬化する熱硬化性樹脂に大別される [1]．これら樹脂を任意の形状に成形化させ，固体化して取り出す加工法が成形加工である．成形加工の中で，特に多く使用される射出成形機について，工業化に必要な成形加工装置の起源は，Fig.1-1 に示す 1872 年にアメリカの J. W. Hyatt がセルロイド用に開発した手動式の縦型射出成形機とされている [2]．この射出成形機は，加熱シリンダ内で樹脂を溶融させ，手動で溶融した樹脂を金型内へ射出充填し，冷却・固化した後に取り出す機構を有しており，成形加工装置の概念としては今日と変わらないものである．

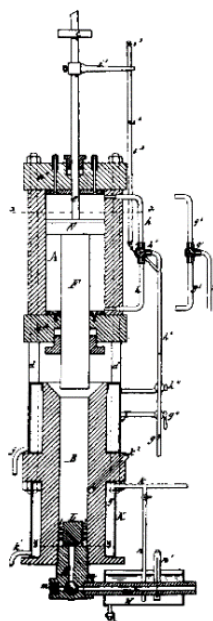


Fig. 1-1 Patent application of Hyatt's injection molding machine. [2]

射出成形加工装置の歴史は、石油化学の著しい発展により開発された樹脂材料と共にあり、その特性を生かし、有用な製品にするためのさまざまな成形加工法が開発されてきた。その中でも射出成形法は、3次元形状の付与が容易であることから、最も代表的な成形加工法として位置づけられている [3]。成形品の代表的なものとして、日用品をはじめ家電製品やOA機器、自動車部品、玩具、建材部品等が挙げられ、身の回りの大半の樹脂成形品が射出成形法により製造されている。事実、Fig.1-2 に日本国内における成形加工装置の出荷台数の推移を示すように、製造される大半は射出成形機であり、常に8割を超えている [4]。これは、前述のように、射出成形が3次元の複雑形状品の加工が可能であることに加え、2次加工を必要とせず生産性やリサイクル性に優れ、最も合理的で高品質な樹脂成形品の大量生産に適した成形加工法であることに関係している。また、近年においては、射出成形を応用した成形加工法として、異種材料を型内で構成させるサンドイッチ成形や多色・異材質成形、フィルムシートや金属材料などと樹脂材料を複合化させるインサート成形、成形品内を中空にするガスアシスト成形、および熔融樹脂中に超臨界ガスを溶解させ金型内で発泡させる発泡成形、さらには金属粉と樹脂を混合させて成形した後、バインダーを脱脂・焼結することで金属成形品が得られるMIM成形（Metal Injection Molding）などが開発され、その適用範囲が拡大している [5] [6] [7] [8] [9]。

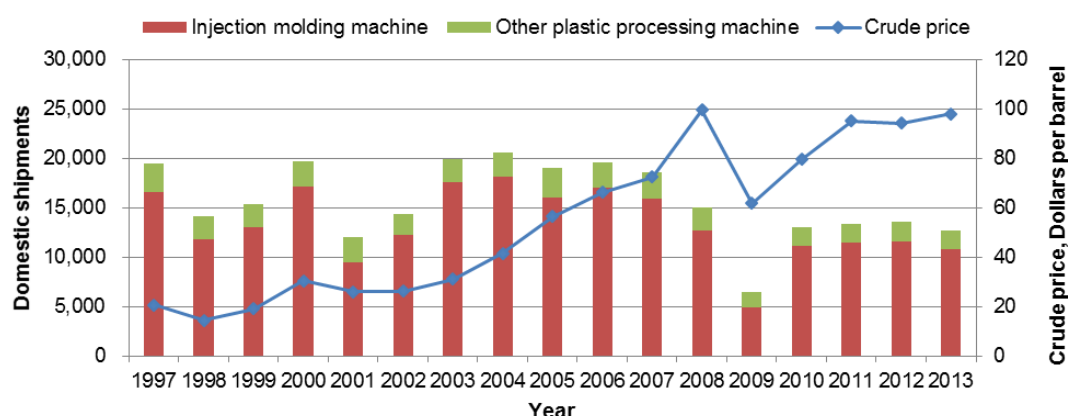


Fig. 1-2 Transition of Japan's domestic shipment figures for plastic processing machines. [4]

射出成形の適用範囲の拡大は、成形加工装置の進化により実現されてきたものであり、中でも樹脂材料の可塑化装置に関する技術進歩の影響は大きい。これは、射出成形法が原料である樹脂材料を可塑化し、金型内へ射出充填して目的の形状の製品を得ることを特徴とした加工方法であることに関係する。中でも樹脂の可塑化工程は、成形性や成形品質を左右するため、その根幹をなす重要な技術となっている。生産性向上の観点においては、可塑化装置は樹脂を均質に可塑化溶解することが求められ、生産性向上のために 1930 年代に主流であった人力で駆動する射出成形機から、1950 年代には油圧駆動方式に代わり、全自動による連続成形が可能となった [10] [11]。その後、高度成長期に入り製品開発の競争が激化し、さらなる生産性向上と品質の安定性向上や精密成形の要求に対応するため、1983 年には電動サーボモーター駆動方式の電動式射出成形機が開発された。しかし、近年においては、成形品の高性能・機能化、高付加価値化に対する要求の高まりから、目的に応じて主原料にさまざまな添加剤や副資材が添加され、均質に可塑化溶解させるだけでなく、混練と分散を考慮した検討が必要となっている。

1.2 樹脂材料の可塑化装置について

近年における樹脂材料の生産数量は、全体の 9 割以上が熱可塑性樹脂であることから、本論文においては、以下熱可塑性樹脂に限定して述べる。

射出成形機における可塑化装置は、起源とされる成形機 (Fig.1-1) をはじめとし、その後 1940 年代頃まで、プランジャ方式と呼ばれる方式が用いられていた [2]。当初は、熱硬化性、熱可塑性樹脂共に、加熱シリンダと射出プランジャを組み合わせた単純な構成であった。しかし、成形機の自動化やハイサイクル化に伴い生産性が向上したことから、可塑化溶解を促進することが求められ、Fig.1-3 に示すようなトーピードと呼ばれるレンコン状の断面を有した構成へと進化した [12]。プランジャ方式による樹脂の可塑化は、1 回の成形に必要な樹脂材料を計量装置から加熱シリンダへ移送し、溶解を促進するためプランジャにより樹脂は加圧され、加熱シリンダからの伝熱による熱エネルギーと、プランジャ内を流動する際に発生するせん断作用による機械的エネルギーが、固体樹脂に付与することで進行する。プランジャ方式の特徴は、構造が簡単で装置を安価に製造できることであるが、樹脂の混練と分散性に欠け、滞留部分が多く圧力損失が大きいことが課題であった。

そして、1950 年代より成形加工の高度化が検討され始め、樹脂の可塑化現象を明確にするための検討が、射出成形に先行し押出成形を対象に行われた。ブラックボックス化されたシリンダ内の可塑化現象は、Maddock [15]や Street [16]により、可塑化中にシリンダを急冷し樹脂を固化させた後、スクリュを引抜き、スクリュ溝内の固化した樹脂を解析する手法（以下、静的可視化実験）が提案された。静的可視化実験の結果を基に、Tadmor [17] [18] [19]らにより数式化された可塑化モデルを Fig.1-5 に示す。これは、樹脂がスクリュ内でソリッドベッド（固体樹脂）、メルトフィルム、およびメルトプール（熔融樹脂）と 3 つの形態に分類され、樹脂の熔融可塑化の進行と共にソリッドベッド幅 X が減少していくことを示す可塑化モデルとして、最も一般的に用いられている。それ以降、様々な樹脂による実験解析が実施され、単軸スクリュ押出機に関してさまざまな熔融モデルが提案されてきたが [20] [21] [22] [23] [24] [25]、その多くは Tadmor モデルが基になっている。このモデルを基に、単軸スクリュにおける可視化実験が行われ、固体から熔融に至る過程を 3 つの領域に分類して解析し、その過程に対応できる単軸スクリュの形状が検討されてきた [26] [27] [28] [29]。

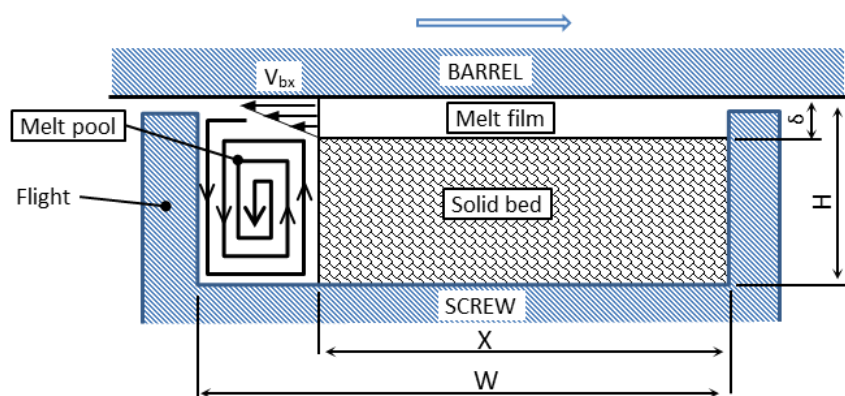


Fig. 1-5 Melting model for single-screw extruder (Tadmor). [17]

その後、射出成形においては、Fig.1-6 に示すような供給ゾーン、圧縮ゾーン、計量ゾーンと、樹脂が固体から熔融に至る際の 3 つの形態に応じたセクションで構成されるスクリ

ユ形状が用いられている [13]. 実際のスクリュ設計においては、スクリュ有効長 L に対するスクリュ直径 D の比率（以下 L/D とする）をはじめ、供給部と計量部の溝深さ比率（以下圧縮比とする）や各セクションの長さ比率、ならびにフライトピッチを設計変数とし、使用する樹脂に応じたスクリュ形状が設計されている。

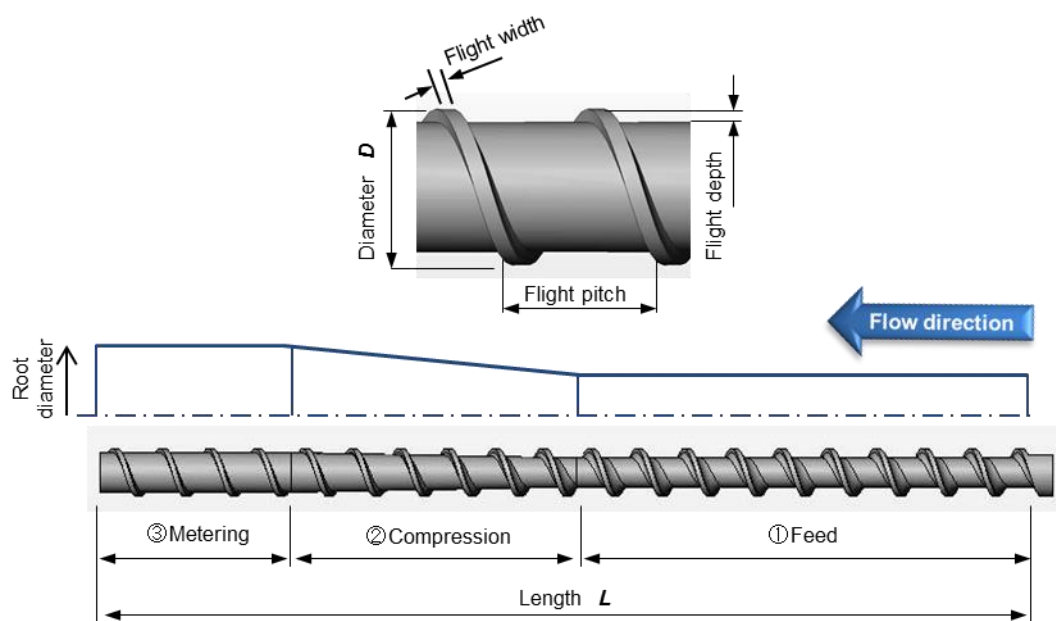


Fig. 1-6 Typical single-screw design.

以下に、スクリュの 3 つの各セクションにおける可塑化溶融メカニズムと、スクリュ構成の概要を示す。

① Feed zone（固体移送部）

ホッパより供給されたペレット状の固体樹脂が、スクリュ表面とバレル内面の接触部の摩擦抵抗により移送され、その過程でシリンダ内壁部側からの伝熱により樹脂の軟化が始まる。また、Feed 部の内圧が徐々に大きくなることで、ペレット間の空壁が圧縮されソリッドベッドが形成される。そのため、スクリュ形状としては、固体樹脂を十分に供給できる一定の溝深さと溶融するまでに必要な熱を得るための十分な長さが

必要となる。

② Compression zone（固体 - 溶融体移送部）

シリンダ内面側に接するソリッドベッドから順に溶融が始まり、シリンダ内面の表層にメルトフィルムが形成し、スクリュ回転による牽引流れによりメルトフィルムから流動した樹脂がメルトプールに滞留する。メルトプールによりソリッドベッドは変形し、ソリッドベッド幅 X が減少してメルトプールが増加することで、メルトフィルムの界面がシリンダ側へ移動する。これを繰り返し、固体樹脂が完全に溶融する。そのため、スクリュ形状は、フライト内の樹脂の嵩密度と溶融密度の違いから、フライト内を溶融樹脂で完全に満たすために、溝深さをテーパ状に徐々に浅くした形状となっている。

③ Metering zone（溶融体移送部）

完全溶融した樹脂を昇圧し、均質な溶融樹脂をノズル側へ安定して供給することを目的とするセクションである。そのため、スクリュ形状は、固体移送部よりも浅くした一定の溝深さを有しており、必要に応じて樹脂の混練性を向上させるための形状を設ける場合がある。

これら樹脂の溶融メカニズムに対するスクリュの構成や設計変数である各寸法は、成形加工に使用する樹脂や成形品、および生産性に応じて形状が設計されている [30]。これは、使用する樹脂の溶融温度や比熱がそれぞれ異なることに関係し、スクリュ内で固体樹脂を温度上昇させるための熱エネルギーに加え、溶融するための熱に変える機械的エネルギーが必要となるためである [30]。したがって、最適なスクリュ形状設計は、使用する樹脂や成形条件に応じて各設計変数の最適化が必要となる。

ここで、射出成形機と同様の可塑化機構を有した押出成形機との成形加工プロセスの違いについて述べる。押出成形は、Fig.1-4 と同様の単軸スクリュ可塑化装置を用い、常に一定の位置でスクリュが回転し樹脂を可塑化溶融させ、ダイスと呼ばれる金型から樹脂を連続で押出し、必要な形状断面を有した連続体を得ることができる成形加工法である [31]。一方、射出成形においては、Fig.1-7 に示す成形プロセスのように、スクリュ回転により樹脂を可塑化溶融させるが、所定量の可塑化を行った後にスクリュの回転を一時停止させ、溶

融樹脂を金型内に流動させる射出工程が必要となる。つまり、押出成形と射出成形における成形加工プロセスの最大の違いは、押出成形機は樹脂材料の可塑化を連続で行うことに對し、射出成形機では間欠で行うことである。

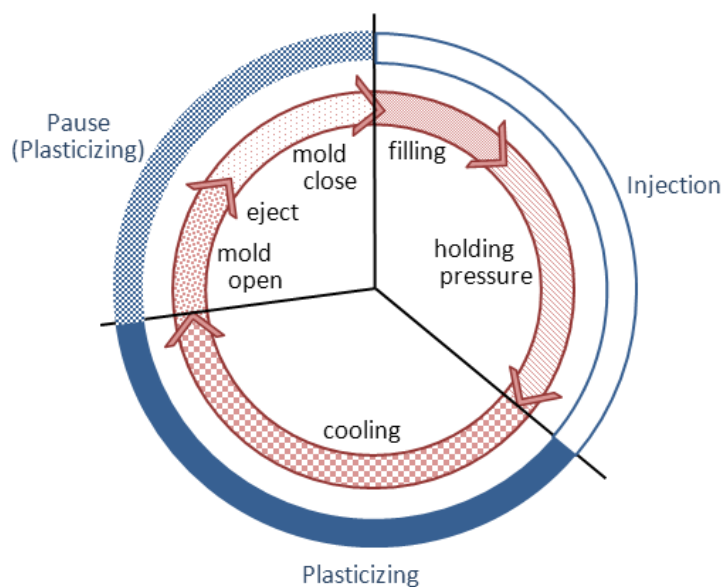


Fig. 1-7 Molding processes of an injection molding machine.

また、Fig.1-8 に示すように、射出成形は成形品の容量に応じた樹脂を計量した後に射出動作を行うため、スクリュが所定の位置まで可塑化中に回転しながら軸方向に後退する。そのため、可塑化中のシリンダとスクリュの位置関係が相対的に変化し、スクリュへの材料供給位置が計量中に刻々と変化する。つまり、射出成形の可塑化工程は、材料が供給されてから熔融するまでに受ける熱履歴に差が生じることになる。したがって、可塑化現象を検討する上では、押出機は定常的な現象として取り扱うことができるが、射出成形は非定常な現象としての扱いが必要となる [32].

これら射出成形の可塑化工程における非定常な現象は、均質な可塑化を行う上で大きな障害となり、実際には成形品形状や樹脂材料、さらには成形条件によって変化するため、スクリュ形状の最適化検討の複雑さを増す要因となっている。

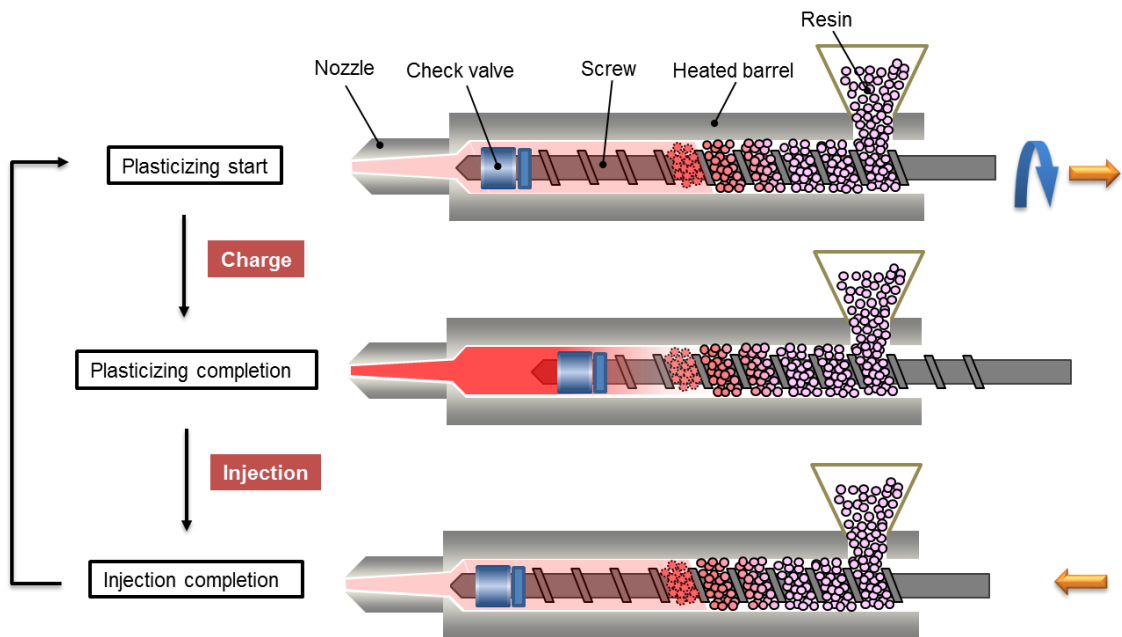


Fig. 1-8 Plasticization process flow for injection molding.

1.3 射出成形機におけるスクリュー形状最適化の課題

スクリュー形状の最適化を検討する上で、目的の可塑化状態を得るためには、以下の課題が挙げられる。

1) 可塑化現象に対する本質の見極め

スクリュー形状の最適化は、目的とする成形品の要求に応じた樹脂の溶融状態を得るために行うことから、現象の本質を見極めて検討することが重要である。例えば、射出成形は高温で溶融した高粘度流体を金型内に高速で流動させるため、反りや変形などの形状不良や、Photo1-1 に示すようなシルバーストリークやブリスターをはじめとした各種外観不良など、さまざまな成形不良が発生しやすい。これらの成形不良には対策の定石があり、その方法が書籍等で数多く示されてはいるが [30] [33] [34]、実際には対策を講じても完全に改善できない場合が多く、成形現場では日々試行錯誤を繰り返して対応している。これは、射出成形が成形機をはじめ、樹脂材料や金型、成形条件が多種多様であり、それらが複合的に作用していることに起因し、本質的な解決ができてい

ないことを意味している。

その中でも、射出成形機における成形不良の発生要因は、可塑化工程に起因することが多いとされている [35] [36] [37]。これは、樹脂の可塑化装置がブラックボックス化されていることに加え、可塑化現象が過渡的であり、非定常な現象として捉え検討する必要があることに関係している。可塑化工程に起因する不良を大別すると、均質に熔融できない可塑化不良と、樹脂の熱分解による不良となり、前者については充填不良をはじめ、外観不良や寸法不良、及び成形安定性が悪化する要因となる。後者においては、前者と同様の不良に加え、色相変化や分子量の低下、さらにはガス発生等による不具合の要因となる。そのため、射出成形機メーカーや部品メーカーでは、成形不良対策のためのスクリュ形状や可塑化システムの検討が行われ、さまざまな対策商品が開発されてきた [38] [39] [40] [41]。特に近年においては、新興国の台頭によるプラスチック成形品の価格競争の激化や、要求精度が高まり、生産効率の向上による製品のコストダウンが生産現場で課題となる中、より一層の成形不良の低減が求められている。

このように、成形不良対策をはじめ、目的の可塑化を行うためのスクリュ形状の最適化には、現象の本質を見極めることが何よりも重要であり、体系的に検討手法を確立することが求められている。

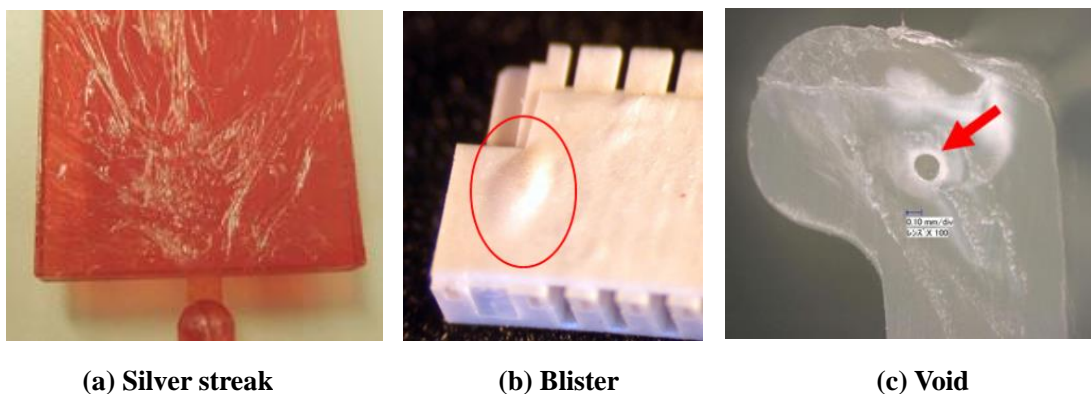


Photo. 1-1 Various types of molding defects in injection molding.

2) 可塑化現象の定量化

射出成形機に用いられているスクリュ形状は、Fig.1-9 に示す種類に大別される [42]。その中でも、Fig.1-9 (a) に示すフルフライト形状のスクリュが最も汎用的に用いられており、樹脂の種類や成形条件に応じてスクリュ直径、フライト長さ、フライトピッチ、

フライト深さを変化させて使い分けされている。また、Fig.1-9 (b), (c) に示すように、供給部、圧縮部、計量部の長さ比率を変化させたフルフライト形状があり、これらも目的に応じた使い分けがされている [43]。さらに、樹脂の混練・分散が特別に必要な場合には、Fig.1-9 (d), (e) に示すバリアフライトや、ミキシング形状を設けたスクリュ形状が用いられ、各スクリュ形状による可塑化への影響がそれぞれ実験的に示されている [13] [44]。しかし、これらの結果は、固有の樹脂による結果であるため、その他の樹脂に対して検討に用いたスクリュ形状が有効であるかは明らかにされていない。そのため、実験的検討結果は、スクリュ形状の方向性を検討する上では有用な情報となるものの、実際には試行錯誤を繰り返し、最適化を行うことを余儀なくされている。これは、目的の可塑化状態に対して、関係する可塑化現象が明らかにされていないことに起因する。つまり、スクリュ形状を最適化するためには、可塑化現象を様々な指標から多面的に定量化することが必要となる。

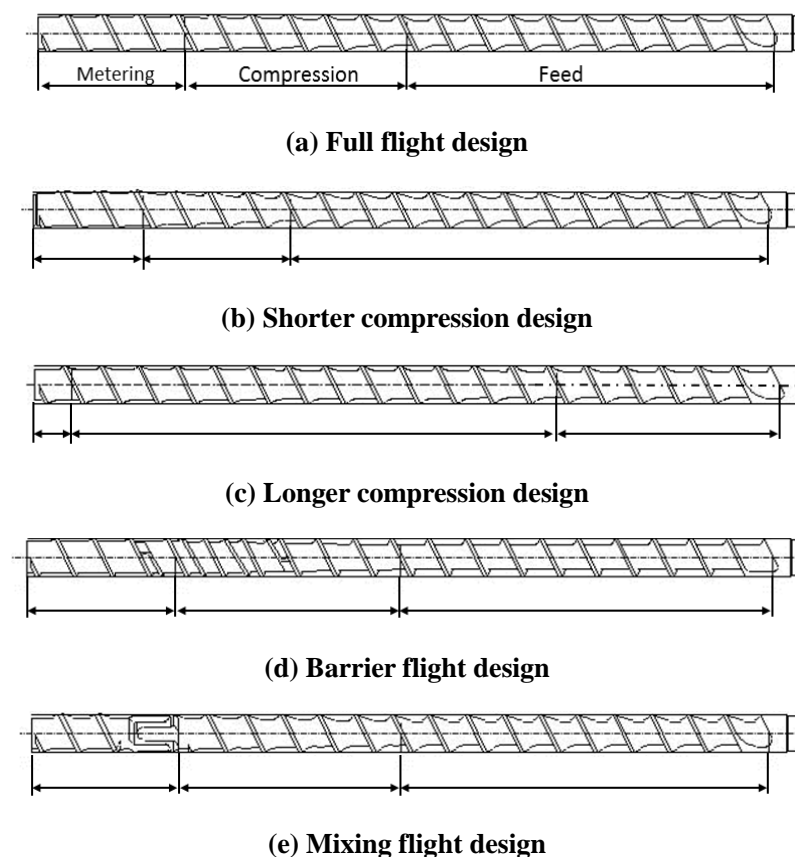


Fig. 1-9 Screw designs for injection molding machine.

3) 最適化手法の確立

スクリュ形状の設計は前述のとおり、スクリュ L/D や圧縮比をはじめ、各セクションの長さ比率やフライトピッチを設計変数として検討されるが、その手法については確立されておらず、メーカーの経験と知識に依存しているのが現状である。これは、最適化検討するための設計変数が多く、それぞれが相互に作用するためである [45]。また、射出成形用のスクリュ形状は、樹脂材料や成形条件など多様な組み合わせで 사용되는ことから、幅広く樹脂を可塑化できることが求められる。そのため、スクリュ形状の設計に対し、明確な目標値を定めることができない。つまり、目標の特性に対して、定量的評価、あるいは定性的評価を行ったとしても、全ての特性を満足することは困難である。したがって、スクリュ形状の設計は、相互的、あるいは対立する特性を見極めた上で形状を検討することが重要となる。

そのような中、最近では押出機を中心に流動シミュレーションを用いたスクリュ形状の最適化が注目されている [46] [47] [48]。これは、流体を対象とした解析を行うため、流れ場に対する詳細な情報が得られるとともに、前節 1), 2) で述べた可塑化現象の見極めや定量化にも有効な検討手段であると考えられている。これまで、経験的な情報として取り扱ってきた可塑化現象に対し、流動シミュレーションによる解析を加えることで、その理論的裏づけや現象の定量化が可能となり、スクリュ形状の最適化手法を確立するための足がかりとなることが期待される。

1.4 スクリュ形状の最適化に関するこれまでの研究

射出成形におけるスクリュ形状の最適化検討に対し、以下の関係する研究がなされているが、未だ多くの課題が残されている。

1) 可視化実験解析による検討

スクリュ形状の検討において、ブラックボックス化されたシリンダ内での可塑化現象を明確にする必要がある。これまで、シリンダ内の可塑化現象については、1.2 項に示した 3 つのゾーンに分けたモデルが示されてきたが、静的可視化実験は、可塑化中

の過渡的な現象を明確に捉えることが困難とされていた。その後、横井ら [49] [50] [51] により、Fig.1-10 ～ 1-11 に示すガラスインサート可視化シリンダ [52]を用いた動的可視化実験手法が確立され、過渡的な現象を含めた可塑化現象を、より明確に観察することが可能となった。そして、動的可視化観察を行うことで、静的可視化実験により提案されてきた各種溶融モデル [53]との関連性が明らかとなった。特に、動的可視化実験においては、可塑化中の圧力と温度の同時計測により、樹脂溶融過程の経時変化との相関解析が可能となり、スクリュ各部において可塑化モデルが異なることが示されている [54] [55]。これら可視化実験では、スクリュ内での樹脂溶融プロセスを明らかにするとともに、射出成形における可塑化の不安定現象の解明が目的であった。その結果、溶融が不十分なソリッドベットが溶融過程で途切れ、可塑化不良の要因とされるブレークアップ現象の生成モデルが示されたことで、スクリュ形状の最適化検討に有用な情報となっている。さらに、スクリュ形状の違いによるソリッドベット生成モデルの違いを実験的に明らかにし、そのモデルに対応したスクリュ形状を用いることで、良好な可塑化状態を得ることが可能であることも示されている [56] [57]。しかし、これらの可視化実験による検討は、全て 2 次元における検討結果であり、ソリッドベットのスクリュ溝深さ方向については検討ができていない。つまり、3 次元的に作用する樹脂の混練や分散作用に関しての検討は、これら 2 次元での研究成果によるモデルだけでは全容を解明したとは言い難く、スクリュに求められる混練・分散性能に対する形状最適化の観点においては、未だ課題を残している。

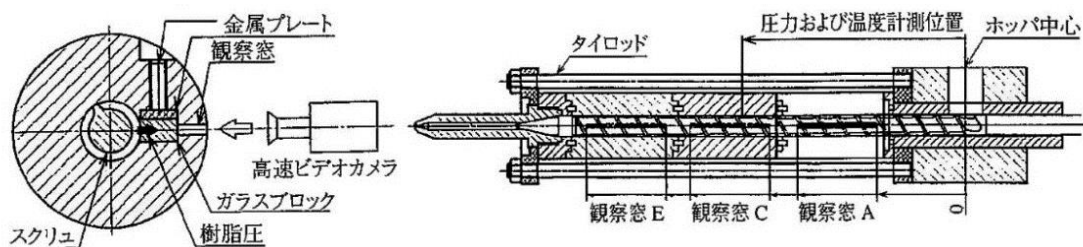


Fig. 1-10 Dynamic visualization measurement system. [52]

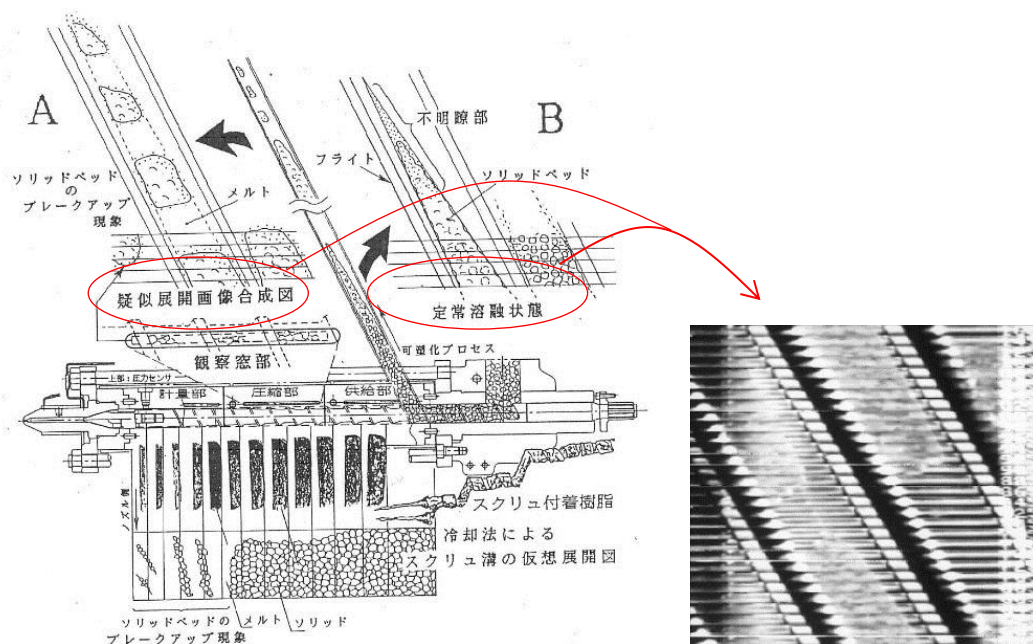


Fig. 1-11 Image analysis for dynamic visualization system. [52]

2) スクリュ形状に関する検討

射出成形のスクリュ形状に関する検討は、成形品の品質を向上させることを目的に、実験的な解析による検討が大半となっている。Verbraak ら [58]は、Table 1-1 に示す 19 種のスクリュを用いて分配混合や分散混合、及び可塑化能力や熔融樹脂温度の均一性に対し、スクリュ形状の影響を研究している。この中で、各特性を満足するためにはスクリュ形状の適切な選択が必要であると述べられている。分散混合に対しては、定性的ではあるが Maddock 式の多条流路を有する形状のスクリュが優位であることが示され、均一な熔融樹脂温度を得るためには、樹脂の固層と液層を分離するバリア式形状が優位であることが示されている。また、可塑化中の圧力損失を抑えるために、フライトの数や角度、溝の深さや長さなど、形状の最適化が必要であることを示唆しているが、具体的な形状については触れられていない。その他、中村ら [59]においては、低温高押出量の要求に対し、スクリュ内での熔融挙動の検討から、強制フィード機構付きシリンダとスクリュ形状を浅溝で多条フライトにしたものを組み合わせることで、従来比 1.5~2 倍の押出能力を発揮することが示されている。このような検討は、目的とする可塑化状態に対し、適するスクリュ形状の検討指標として有用な情報ではあるが、具体

的な影響因子が明確ではないため、定性的な説明に偏りやすい。したがって、対象の樹脂材料や成形条件が変化した場合には、検討の精度は向上するものの本質を理解していないため、従来と同様に試行錯誤を繰り返す結果となる可能性が高く、目的とする可塑化状態を定量化し影響因子を明確にすることが必要となる。

Table 1-1 Specifications of screws. [58]

Code	Description	D = 40 mm	L/D = 20	Pitch = 1D
3Z1.8	Three zone screw, feed section 9D, compression section 6D, metering section 5D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
3Z2.5	Three zone screw, feed section 11D, compression section 6D, metering section 3D, compression ratio 1:2.5, metering channel depth 2.2 mm			
3Z3.7	Three zone screw, feed section 11D, compression section 6D, metering section 3D, compression ratio 1:3.5, metering channel depth 1.5 mm			
SMN	Three zone screw 3Z1.8 with Sulzer SMX static mixer, D = 10 mm, L/D = 4, mounted in the nozzle			
SMV	Three zone screw 3Z1.8 with Sulzer SMV static mixer, D = 12 mm, L/D = 4, mounted in the valve			
SBR	Three zone screw 3Z1.8 with barrier ring with 0.5 mm slits in the valve			
PA	Mixing screw, feed section 9D, compression section 6D, metering section 3D, pineapple mixing section 2D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
M1	Mixing screw, feed section 9D, compression section 6D, 1 channel pair Maddock mixing section 3D, metering section 2D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
M1PA	Mixing screw, feed section 9D, compression section 6D, 1 channel pair Maddock mixing section 3D, pineapple mixing section 2D, compression ratio 1:1.8			
M5	Mixing screw, feed section 9D, compression section 6D, 5 channel pair Maddock mixing section 3D, metering section 2D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
M5PA	Mixing screw, feed section 9D, compression section 6D, 5 channel pair Maddock mixing section 3D, pineapple mixing section 2D, compression ratio 1:1.8			
DL8	Melting screw, feed section 10D, Dray & Lawrence melting section 8D, metering section 2D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
DL8PA	Melting screw, feed section 10D, Dray & Lawrence melting section 8D, pineapple mixing section 2D			
IH6	Melting screw, feed section 12D, Ingen Housz melting section 6D, metering section 2D, compression ratio 1:1.8, metering channel depth 2.9 mm			
IH6PA	Melting screw, feed section 12D, Ingen Housz melting section 6D, pineapple mixing section 2D			
M1M5PA	Mixing screw, feed section 12D, 1 channel pair Maddock mixing section 3D, 5 channel pair Maddock mixing section 3D, pineapple mixing section 2D			
IH6M5PA	Mixing screw, feed section 9D, Ingen Housz melting section 6D, 5 channel pair Maddock mixing section 3D, pineapple mixing section 2D			
EXM5W	Mixing screw, feed section 9D, excenter mixing section 6D, 5 channel pair Maddock mixing section 3D, wing mixing section 2D			
IH9W	Melting screw, feed section 9D, Ingen Housz melting section 9D, wing mixing section 2D			

3) 数値解析による最適化検討

スクリュ形状の最適化検討において、品質工学を用いたロバスト設計を行うことが一つの手段として挙げられる。高橋ら [60] [61] [62]は、射出成形機用のスクリュ設計と可塑化条件に着目し、スクリュ形状の最適化を目的とした可塑化装置の評価方法を検討している。その中で、可塑化装置の基本機能として、スクリュの回転速度×時間と熔融樹脂量が比例関係であるとし、スクリュ圧縮比とスクリュピッチを制御因子として、両者の最適化が行われている。しかし、基本機能に着目した上で関係する信号因子と制御因子、さらには誤差因子を整理して評価と最適化を行うため、限られた条件下における最適化検討には有効であるが、目的の可塑化現象に応じた形状の検討や、可塑化

現象を定量的に捉えた評価を行う場合には、その適用に限度があると考えられる。つまり、品質工学を用いた最適化検討は、スクリュ形状の可塑化現象に対する影響因子を明確にすることには有効であるが、可塑化現象の本質を見極めた最適化検討に対し課題を残している。

一方、流動シミュレーションによる最適化検討においては、実験的可視化解析に代わるシリンダ内の可塑化解析手法として、粘弾性流体の流動解析による検討が行われている [63] [64] [65] [66]。最近では計算機能力の向上により、3次元のスクリュ形状に対しても計算が可能となっており [67] [68] [69]、実験結果に対して精度の高い計算結果が得られるとの報告が多数みられる [70] [71] [72]。これらの報告では、目的関数にせん断応力や温度、さらには圧力や速度などを用いることで、知り得たい情報の定式化に多くの自由度があるため、様々な樹脂の可塑化において目的に応じたスクリュ形状の最適化検討に有効な手段であると考えられる [73] [74]。しかし、流動シミュレーションによる検討の多くは、押出機における特殊混練エレメント部や、二軸押出機のニーディングディスクセグメントの混練特性など、可塑化溶融モデルの検討から混練特性の評価をスクリュの一部分の要素技術を検討したものであり、スクリュ形状全体の最適化検討ではない。つまり、目的の可塑化溶融状態を得るためのスクリュ形状の最適化検討に対し、流動シミュレーションがどこまで適用できるかは明らかにされておらず、課題が残っている。

1.5 本研究の目的

前節までに、射出成形機の可塑化装置が担う役割と重要性について、成形加工技術の歴史から、可塑化現象に関して行われてきた研究の概要と課題を述べた。樹脂を均質に可塑化溶融させるという観点においては、これまでに行われてきた研究から、可塑化現象は体系化され実用に供している。しかし、スクリュ形状の最適化については確立された手法が見当たらず、特に近年の製品の多様化により開発された高機能樹脂材料の可塑化においては、樹脂の可塑化溶融に加え目的の特性を発揮するために、分散性や混練性を考慮したスクリュ形状の最適化技術の確立が求められている。そこで本研究では、射出成形機の可塑化装置における樹脂材料の可塑化現象に対し、その過渡的な現象を流動シミュレーションにより明らか

にし、各種目的の可塑化状態に応じたスクリュ形状の最適化手法を確立することを目的とする。

以下に、本研究の具体的な目的を示す。

- 1) シリンダ内の可塑化解析の手段として、流動シミュレーションを用いた検討を行い、スクリュによる可塑化現象を多面的に定量化すること。
- 2) 可塑化実験と流動シミュレーションによる解析結果との対比から、目的の可塑化現象に対する影響因子を明確にし、形状の最適化を行うこと。
- 3) 最適化を行ったスクリュによる実験検証を行い、一連の検討の妥当性を実証すること。
- 4) スクリュ形状の評価手法として、3D プリンタにより製作したスクリュを用いて擬似流体による可視化観察手法を提案し、本手法の優位性を示すこと。

以上の目的を達成することで、これまで試行錯誤を繰り返し行われてきたスクリュ形状の最適化において、可塑化現象の定量化とその妥当性をモデル実験により容易に確認することが可能となり、一連の最適化手法を確立することで今後の成形加工の発展に寄与する技術になると考える。

1.6 本論文の構成

本論文は、本章である序論と総括を含めて全 9 章から構成される。以下に各章の概要を述べる。

本章では、前述のように、射出成形を中心に成形加工装置の変遷から、成形加工技術の進化が今日の社会の発展に繋がってきたことを述べた。特に、その中でも重要な役割を担ってきた樹脂の可塑化装置に着目し、これまでの検討について概説すると共に、近年の製品技術動向から要求される機能に対しての課題を纏め、本論文の研究目的を示した。

第 2 章では、流動シミュレーションによる形状の最適化にあたり、可塑化現象の定量化を行い、現象の本質を明確にするとともに、スクリュ形状の最適化指針を検討した。最適化

の検討に際しては、目的の可塑化状態を得るために、現象を多面的に定量化する必要があるため、4本の形状の異なるスクリュを対象として粒子追跡法を用いた検討を行い、まずは可塑化現象を定性的に表現することを試みた。

第3章では、定性的に表現した可塑化現象の妥当性を確認するため、可塑化中に発生するガスに着目した。検討に際しては、従来型の低せん断スクリュで課題であった可塑化能力の低下を最小限にすることを前提に、第2章で行った平均せん断応力の結果に着目した。そして、ガスの発生に対するスクリュ形状の影響因子を考察し、最適形状の検討を行った。また、最適化検討したスクリュを試作し、実際の成形評価からガス発生の抑制効果を検証した。

第4章では、第3章と同様に、定性的に表現した可塑化現象の妥当性を確認するため、可塑化中の繊維複合材料の繊維分散と繊維長の関係に着目し、流動シミュレーションの結果と実験検証による比較検討を行った。また、得られた結果を基に、技術的に対立する残存繊維長と繊維分散性に対して、両立させるために必要な影響因子を明らかにし、スクリュ形状の最適化を試みた。

第5章では、流動シミュレーションによる解析精度の向上を目的とし、樹脂のせん断発熱を加味した解析を行うため、解析手法をこれまでの等温から非等温にモデルを変更し、長繊維複合材料を対象に検討を行った。また、スクリュ内における樹脂の完全熔融位置を調べ、スクリュ形状に対する繊維への影響を確認した。さらに、第4章においては、繊維長と繊維分散性を平均せん断応力のみで定量化していたが、本章ではそれぞれ個別に定量化を行い、詳細に検討を行った。

第6章では、繊維分散性に有効な結果を示すダルメージ形状に着目し、樹脂粘度の繊維長と繊維分散性に与える影響を調査した。特に、第5章にて、繊維折損が著しかったダルメージ部において、樹脂粘度を十分に低下させることでせん断応力が低減し、繊維折損を抑制する効果が期待されたことから、樹脂粘度の繊維への影響を明確にすることを試みた。

第 7 章では、第 6 章で得られた結果を基に、繊維長と分散性を向上させるためのダルメージ形状の最適化を試みた。これまで、スクリュ全体の形状から可塑化現象を定量化行ってきたことに対し、部分的に評価を行うことにより定量化精度を向上させ、繊維長と平均せん断応力、及び繊維分散性と総せん断ひずみ量に關係する影響因子を明確にし、技術的に対立する特性を両立させるための形状を検討した。

第 8 章では、開発コストの削減と開発期間の短縮を目的とし、新たなスクリュ形状の設計開発手法の提案として、3D プリンタを用いてスクリュを試作し、擬似流体による可視化観察によるモデル実験を検討した。モデル実験は、第 7 章で検討したダルメージ形状を対象に行い、流動シミュレーションにより想定された可塑化現象を実際に可視化確認することで評価を試みた。

そして最後に、本論文の結論として各章で得られた結果を整理し、本研究を通じて得られた成果と知見についてまとめ、今後の可塑化技術の課題と展望を述べた。

第2章 流動シミュレーションによるスクリュ形状の最適化検討

2.1 緒言

射出成形機における可塑化装置に対して、スクリュ形状の最適化の意義と、その最適化手法に関しての課題を、第1章において述べた。本章においては、シリンダ内の可塑化解析を、流動シミュレーションを用いて行い、可塑化現象の定量化を検討する。

流体を対象とした流動シミュレーションは、CFD (Computational Fluid Dynamics: 数値計算流体力学) と呼ばれ、その技術はコンピュータの性能向上に伴い飛躍的に発展してきた。CFD の最大のメリットは、流れ場の詳細な情報が得られることであり、航空宇宙や輸送機器をはじめ流体機械や建築物など、さまざまな分野の設計開発において、従来の風洞実験や可視化実験に並ぶ流体解析の一手法として広く用いられている。数値解析で用いられる離散化手法には、有限差分法や有限体積法、有限要素法、境界要素法、粒子法などが挙げられるが、有限要素法は、非構造格子への適用が容易なことから複雑形状の対応が可能となり、構造力学をはじめ流体力学などの様々な分野で使用されている。また、成形加工分野においても同様に有限要素法が用いられており、金型内の3次元樹脂流動シミュレーションをはじめ、二軸押出機の混練シミュレーションなど、ブラックボックス化されている金型内や、可塑化シリンダ内での樹脂挙動を容易に理解できるようになってきている [75] [76]。

前章でも述べたように、スクリュ形状の最適化において、CFD を用いた検討を行う際に重要なことは、最終的に目的とする可塑化状態を得るために可塑化現象を多面的に定量化することである。特に、成形機メーカーのノウハウに依存してきたスクリュ形状設計は、メーカーの経験値に左右されるため、定性的な検討に偏りやすく、試行錯誤を繰り返してきた。そのため、CFD を用いたスクリュ形状の最適化検討は本論文の要となるとともに、今後の可塑化技術の向上と成形加工分野の発展に対し有益な情報となる。

そこで本章では、形状の異なる4種のスクリュを用いて、CFD による流動シミュレーションを行い、各スクリュ形状における可塑化現象を定性的に表現ができるかの確認を行うことを目的とした。

2.2 スクリュ形状

可塑化現象の定量化を検討するにあたり、現象を明確に比較するために、Fig.2-1 に示す 4 種類の形状の異なるスクリュを用いて検討を行った。各スクリュの基本仕様値を Table 2-1 に示す。スクリュは第 1 章で述べたように、供給部、圧縮部、計量部の 3 つのゾーンで構成されており、本検討に使用したスクリュは全て同一の長さである。ここで、 ϕd_1 および ϕd_2 は、スクリュの供給部と計量部における谷部の直径、 L/D はスクリュ全長とスクリュ直径の比率、C.R. はスクリュ圧縮比率である。Standard スクリュは本研究で用いた基準となるスクリュであり、Low-shear スクリュは Standard スクリュに対して ϕd_1 と ϕd_2 を小さくし、溝深さを全体的に深くした低せん断タイプである。また、Dulmadge スクリュは Low-shear スクリュに対して、混練性能を向上させるために、ニーディング状の混練部を設けたデザインであり、Variable-pitch スクリュは溝深さを一定としフライトピッチを可変させ、体積変化により圧縮作用を持たせたスクリュである。なお、フライトの山部から谷部にかけての勾配は、Standard スクリュと Low-shear スクリュが 30° 、Dulmadge スクリュと Variable-pitch スクリュが 75° である。

以上の 4 種類の形状の異なるスクリュを用いて、それぞれ CFD による流動シミュレーションを行った。

Table 2-1 Specifications of screws.

	Φd_1 (mm)	Φd_2 (mm)	L/D	C.R.
Standard	15.6	20.4	20	2.1
Low-shear	14.2	19.8	20	2.0
Dulmadge	14.2	19.8	20	2.0
Variable-pitch	15.6	20.4	20	2.1

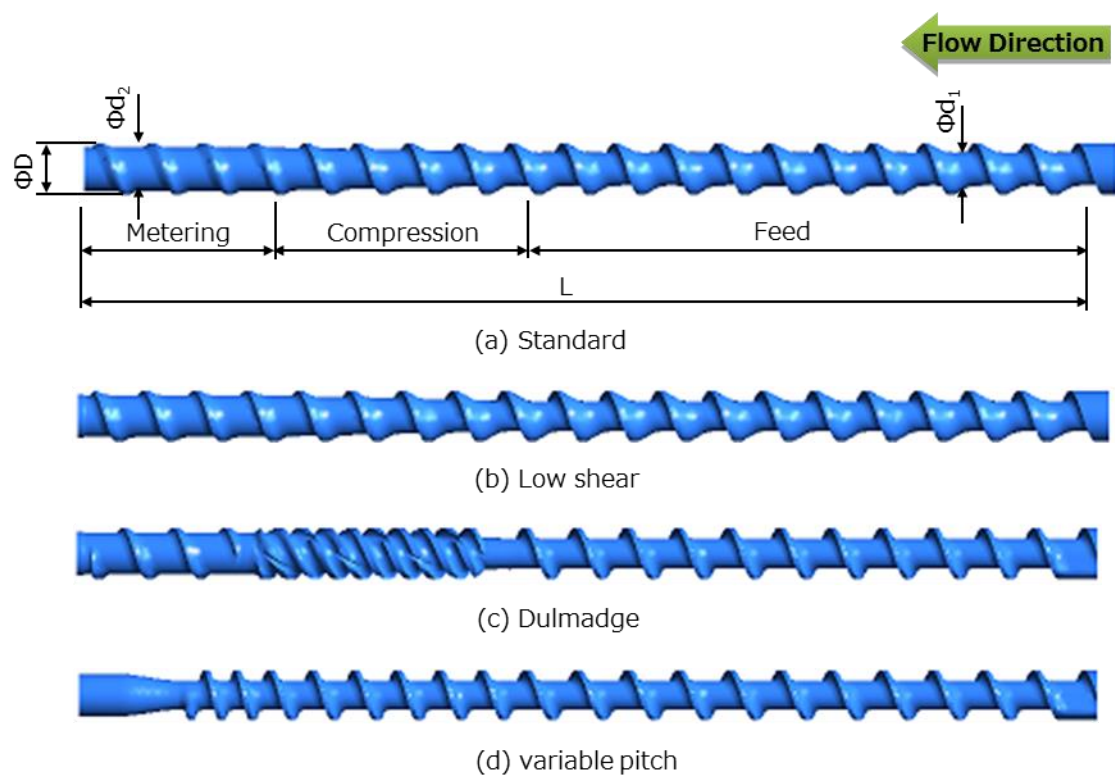


Fig. 2-1 Design of four tested screws.

2.3 流動シミュレーション

2.3.1 解析条件

各スクリー形状における樹脂の流動を解析するために、流動条件を以下の内容とした。

- ① 流体は非ニュートン流体とし、非圧縮性の等温とする。
- ② 高粘性流体のため流体への慣性力、重力の影響は無視する。
- ③ 流体は流路内に完全充満しているものとする。
- ④ 流体のスクリー表面およびシリンダ表面での滑りはない。

この時、連続の式、運動方程式、および材料の構成方程式は、次式で示される。

$$\nabla \cdot \boldsymbol{v} = 0 \quad (2-1)$$

$$-\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{f} = \rho \boldsymbol{a} \quad (2-2)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = -p\boldsymbol{I} + \boldsymbol{\sigma}' = -p\boldsymbol{I} + \eta \boldsymbol{D} \quad (2-3)$$

ここで、 \boldsymbol{v} は速度ベクトル、 p は圧力、 $\boldsymbol{\sigma}$ は応力テンソル、 \boldsymbol{f} は体積力、 ρ は密度、 \boldsymbol{a} は加速度、 \boldsymbol{I} は単位テンソル、 $\boldsymbol{\sigma}'$ は偏差応力テンソル、 η はせん断粘度、 \boldsymbol{D} はひずみ速度テンソルである。

流体は、完全溶融したポリプロピレンを想定し、実際にポリプロピレン樹脂（日本ポリプロ(株)製 ノバテック PP）を、キャピラリーレオメーターにより 180℃におけるせん断速度とせん断粘度を測定した。粘度データを Fig.2-2 に示し、流体のせん断速度依存性は、式 (2-4) に示す Bird-Carreau モデルを用いた。

$$F(\dot{\gamma}) = \eta_{\infty} + (\eta_0 + \eta_{\infty})(1 + \lambda^2 \dot{\gamma}^2)^{\frac{n-1}{2}} \quad (2-4)$$

ここで、 F は粘度、 η_0 はゼロせん断粘度、 η_{∞} は ∞ せん断速度、 λ は時間の次元をもつ物性パラメーター、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度、 n はべき乗指数である。また、解析における樹脂流量 Q は、実際の可塑化工程における樹脂の単位時間あたりの可塑化体積に相当するため、実成形成における計量時間 t を測定し、式 (2-5) より樹脂流量 Q をそれぞれ求めた。

$$Q = \frac{\pi r^2 h}{t} \quad (2-5)$$

ここで、 r はシリンダ半径、 h は射出ストローク、 t は計量時間である。Table 2-2 に各スクリューにおける樹脂流量 Q を示す。

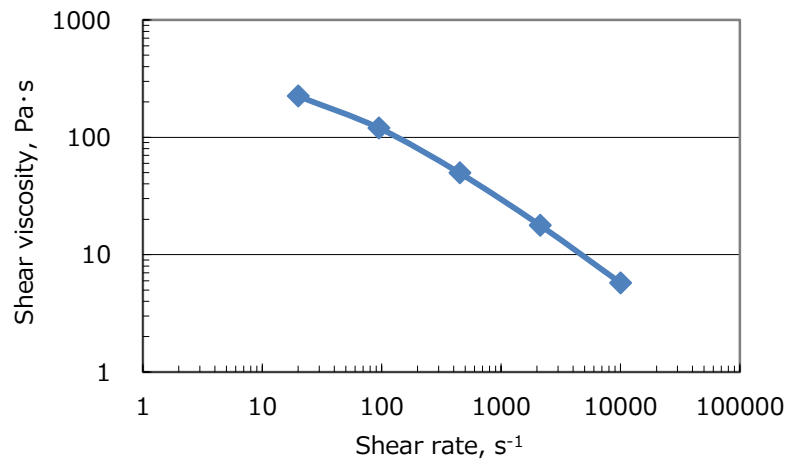


Fig. 2-2 Shear viscosity data of Polypropylene.

Table 2-2 Volumetric flow rate to flow channel.

	Flow late Q (mm ³ /s)
Standard	2249
Low-shear	2692
Dulmadge	2111
Variable-pitch	2551

2.3.2 解析モデル

解析には、有限要素法による粘性・粘弾性流体解析ソフトウェア POLYFLOW (ANSYS Inc.) を用いて、4 種のスクリュを対象に可塑化工程における流動シミュレーションを行った。樹脂の流量 Q は、スクリュ回転数を 100min^{-1} とし、各スクリュ形状に対して Table 2-2 に示す値をそれぞれ用いた。解析モデルのメッシュの作成には GAMBIT (ANSYS Inc.) を用い、Fig.2-3 に示す 3 次元の円管形状の流路モデル、及び各スクリュ形状のモデルに対してメッシュを生成した。このソフトは、MST (Mesh Superimpose Technique) 技術により、個別に作成されたスクリュと流路のメッシュを重ねて解析することが可能となっている [77] [78].

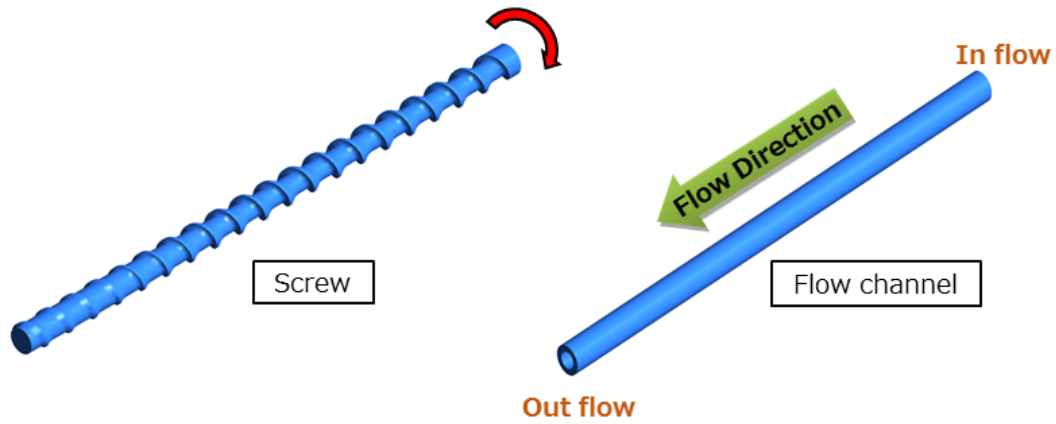


Fig. 2-3 Analytical model for observing the plasticization characteristics.

2.3.3 粒子追跡法

本研究における解析は，粒子追跡法を用いて行った．粒子追跡法は，各粒子の流動場におけるせん断速度やせん断応力，および滞留時間など，シリンダの材料投入口から出口に至るまでの情報を得ることができる．これら情報から求められる平均値や累積値などの確率分布を得ることで，実際の可塑化中におけるフライング形状に対する可塑化現象を多面的に定量化できると考え，粒子追跡法による検討を試みた．

粒子の追跡は，2 ステップからなる空間二次精度のラグランジュ法を用いて行った．あらかじめ有限要素法により流動場を求め，ラグランジュ法を用いた式(2-6)，及び(2-7)により粒子が移動する奇跡やせん断応力の履歴を記録した．

$$\text{第 1 ステップ} \quad x_i^{1/2} = x_i^0 + \frac{1}{2} u_i^0 \quad (2-6)$$

$$\text{第 2 ステップ} \quad x_i^1 = x_i^{1/2} + \Delta t \left(u_i^{1/2} - \frac{1}{2} u_i^0 \right) \quad (2-7)$$

ここで， x_i は粒子の位置， u_i は速度ベクトル， Δt は時間刻みである．本研究では，時間 $t=0$ において流入口からランダムに 1000 個の粒子を 30 秒間流入させ，スクリュ内での流動に対しての移動を追跡することにより，各粒子の座標とひずみ速度，および応力の履歴を

それぞれ記録した。これより、各粒子が受けた総せん断応力 τ_{total} が求まり、各粒子の流入から出口に至るまでの滞留時間 t_p から、単位時間当たりの平均せん断応力 τ_{mean} を式 (2-8) により求めた。

$$\tau_{mean} = \frac{\tau_{total} (= \int_0^{t_p} \tau(t) dt)}{t_p} \quad (2-8)$$

ここで、本研究では、可塑化中の樹脂の過渡的な現象を明確にするため、平均せん断応力が高い場合に樹脂の溶融、及び混練性が高くなると仮定した。

2.4 結果及び考察

樹脂材料の可塑化現象において、スクリュ形状の影響を明確にするために、得られた情報を様々な角度から比較し、以下の考察を行った。

2.4.1 圧力分布

Fig.2-4 に、各スクリュにおけるスクリュ圧縮部から計量部にかけての圧力分布を示す。Standard スクリュと Low-shear スクリュにおいては圧縮部において最も高い分布を示し、Dulmadge スクリュにおいてはダルメージ部において最も高い分布を示している。しかし、Variable-pitch スクリュにおいては、全域において他のスクリュよりも圧力分布が低い傾向を示しており、Standard スクリュと圧縮比が同じであるにも関わらず傾向が大きく異なっていることから、圧力分布はスクリュ圧縮比ではなく、スクリュ形状に依存することが考えられる。

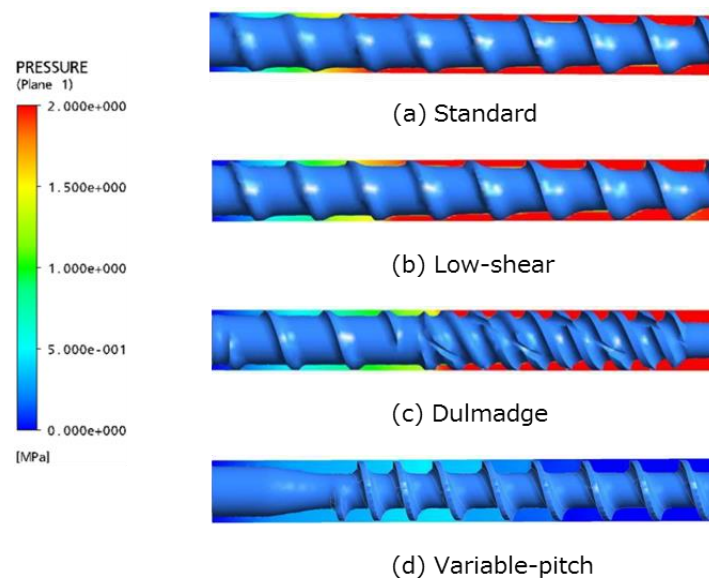


Fig. 2-4 Pressure distribution in each screw type.

2.4.2 せん断応力

Fig.2-5 に、各スクリュの流路におけるせん断応力分布を示す。Dulmadge スクリュにおいて、ダルメージ部で最も高いせん断応力が発生しており、逆に Variable-pitch スクリュに

においては、全体的に低いせん断応力分布を示していることがわかる。また、**Standard**、及び **Low-shear** スクリュにおいては、圧縮部より計量部にかけてせん断応力が高くなる傾向を示しており、フライト溝深さが浅い **Standard** スクリュの方が、より高い応力分布を示している。さらに、いずれのスクリュにおいても、シリンダ近傍で最も大きなせん断応力が発生しており、フライト内部の応力分布傾向に差が見られる。特に、圧縮比が同じ 2.1 である **Standard** スクリュと **Variable-pitch** スクリュの比較では、**Standard** スクリュはフライト内で発生する応力の差が大きく、低せん断応力の領域が少ない分布であることに対し、**Variable-pitch** スクリュは逆にフライト内の応力の差が少なく、より均一に応力が分布していることがわかる。これらのことは、せん断応力がスクリュ圧縮比ではなく、フライト溝深さに依存することを示しており、同時にフライト内のせん断応力分布に与える影響も大きいことが確認できる。

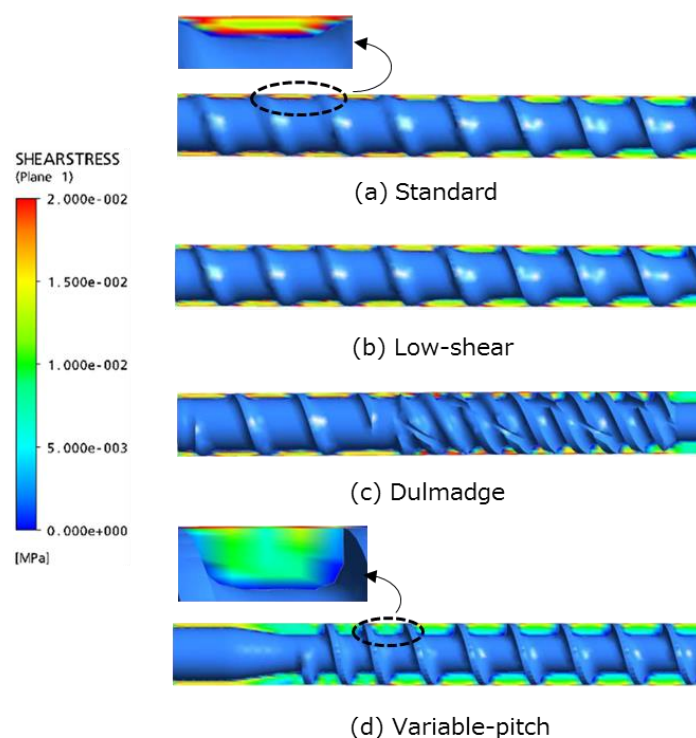


Fig. 2-5 Shear stress distribution in each screw type.

2.4.3 平均せん断応力

前項のせん断応力分布の結果に対し、フライト内で発生する応力分布の違いを含め定量的に比較するため、粒子追跡法により平均せん断応力を求めた。Fig.2-6 に、各スクリュに

対する、各粒子の平均せん断応力の確率分布を示す。Low-shear スクリュは、Standard スクリュに比べて低せん断側の分布が若干多い傾向を示しており、Fig.2-4 のせん断応力分布の比較に対し、その差異を明確に示している。また、Dulmadge スクリュにおいては、高い平均せん断応力を受ける確率が多く、逆に Variable-pitch スクリュでは、低い平均せん断応力を受ける確率が多くなる傾向を示している。これは、樹脂の混練と分散性の観点では、Dulmadge スクリュが最も性能が優れ、次いで Standard, Low-shear, Variable-pitch スクリュの順に混練性が高いことを示唆する結果である。これらの結果は、これまでの経験的な情報においても、Dulmadge スクリュは最も混練性の高い傾向を示すと考えられることから、粒子追跡法による解析結果は定性的に良く一致しており、今後さらに入力条件の精度を上げることで、実際の可塑化現象をより精度良く定量化できる手段であると期待される。

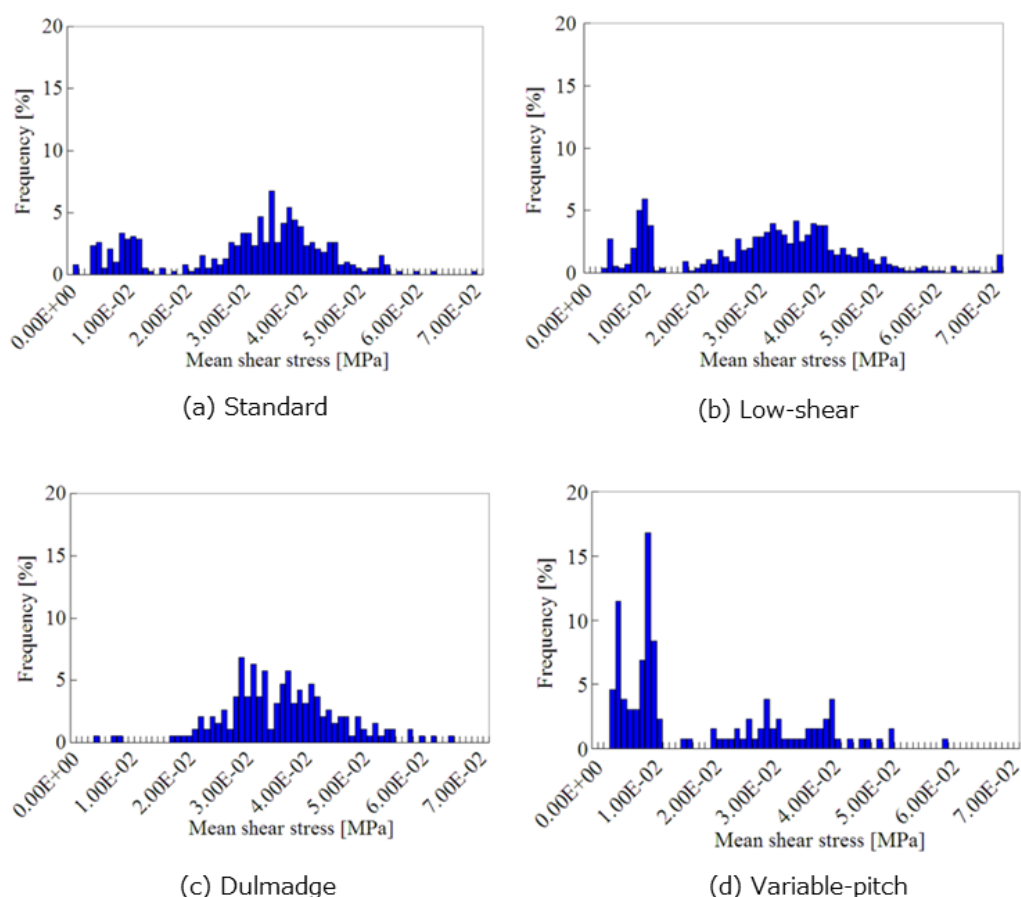


Fig. 2-6 Mean shear stress evaluated by particle tracking method for each screw type.

2.5 結言

本章では，射出成形における可塑化プロセスにおいて，流動シミュレーションを用いて，形状の異なる 4 種類のスクリュを用いて可塑化現象の定量化を検討した．その結果を以下にまとめる．

- スクリュ内で発生する圧力は，スクリュ圧縮比に依存せずスクリュ形状に依存することが明らかとなった．
- スクリュ内で発生するせん断応力も圧力と同様にスクリュ圧縮比に依存せず，フライト溝深さに依存することが明らかとなった．
- 粒子追跡法により，独自の平均せん断応力という概念を用いることで，実際の可塑化現象をより定性的に表現できることを明らかにした．その結果から，各スクリュの形状の特性を示すことで，粒子追跡法による検討がスクリュ形状の最適化に対し有効な手段であることが期待された．

第3章 可塑化中のガス発生を抑制するためのスクリュ形状の最適化検討

3.1 緒言

第2章において、流動シミュレーションによる可塑化現象の定量化を検討し、粒子追跡による検討が有効な手段であることが期待された。本章では、粒子追跡法により得られた結果を基に、可塑化中のガス発生を抑制することを目的にしたスクリュ形状の最適化についての検討を行い、その効果を確認することを試みる。

プラスチック材料（樹脂）の成形加工は、固体樹脂を加熱して可塑化溶解することで流動性を付与し、目的の形状に賦形することを特徴としている。その中でも射出成形法は、3次元の複雑形状品の大量生産が可能な成形加工法であり、身の周りのプラスチック製品の大半がこれにより製造されている。大量生産を行う上で重要なことは繰り返し安定性の維持である。しかし、射出成形は高温で溶解した高粘度流体を金型内に高速で流動させるために安定性維持が難しく、反りや変形などによる寸法不良をはじめ、外観不良などによる意匠性の低下など、様々な成形不良の問題が発生する。

射出成形機における成形不良の発生要因について整理すると、その半数以上が樹脂の可塑化溶解時に発生するガスが直接的、もしくは間接的に影響していることが一般的に知られている [79] [80] [81] [82]。ガスの発生は樹脂が加熱されることに起因し、水分や炭酸ガスをはじめ樹脂の分解物や残留溶媒、モノマー、イオン性物質、酸化物などが含まれている [83]。また、これらのガスは成形不良のみならず、金型の汚染や腐食などの各種成形不具合を引き起こす要因にもなっている [84] [85]。このような成形不具合は、特にエンジニアリングプラスチックに代表される高機能樹脂材料を使用した際に、その発生が顕著となる傾向がある。高機能樹脂材料は、製品の多様化に対応すべく開発された材料であり [86]、目的に応じた特性を補完し、同系統の樹脂とは異なる性質を持たせるために、主原料に様々な添加剤や副資材が配合されている [87]。そのため、これら高機能樹脂材料を用いた成形加工では、従来に比べて可塑化溶解時のガスが発生しやすく、また、定期的な部品のメンテナンスや交換作業が必要となることから、成形現場における品質管理や生産性に与える影響が大きくなる。したがって、可塑化中のガス対策を行うことの意義は高く、成形現場においてはその対策が急務となっている。特に国内におけるプラスチック成形加工業界において

は、新興国の台頭による価格競争の激化に加え、成形品の要求精度が高いことも重なり、国際競争力のあるコストパフォーマンスの高いものづくりのためにも、より一層のガス対策が求められている。

これまでのガス発生を抑制するためのスクリュ形状として、スクリュ回転によるせん断作用を低減させ、可塑化中に発生するせん断発熱を抑えるをことを目的とした低せん断型のスクリュ形状が検討されてきた [38]。しかし、ガス対策に有効な低せん断スクリュの形状として、これまでに明確に示されたものは見当たらず、実際には成形機メーカーにおいて各社各様の形状が検討され、実用化されている [88] [89]。低せん断スクリュを検討する場合、スクリュフライトの溝深さを従来のよりも深く設計し、スクリュ回転時に樹脂が受けるせん断応力の低減を図ることがまず考えられる。しかしその背反として、せん断応力の低下に伴う樹脂のひずみ作用の低下により、均質に熔融するための可塑化能力の低下や、混練・分散不足の問題が生じやすい傾向となる。そのため、PMMA 樹脂材料など、樹脂の種類に特化した低せん断スクリュは別として、通常の場合での射出成形には影響を及ぼさない低せん断スクリュを開発するためには、さらなる形状の最適化を検討することが必要となる。

そこで本研究では、ガス発生を抑制するためのスクリュ形状の最適化を検討した。

3.2 ガスの発生要因と抑制手段の検討

3.2.1 可塑化中のガス発生の抑制方法について

射出成形における可塑化工程は、プラスチック材料を加熱により固体から溶融体へ相変化させ、繰り返し一定量を計量する工程である。プラスチック材料の溶融には熱エネルギーが必要となり、一般的に物体をある温度に加熱する際に必要な熱エネルギー Q は、式 (3-1) で表わされる。

$$Q = m \cdot c \cdot \Delta T \quad (3-1)$$

ここで、 m は質量、 c は比熱、 ΔT は温度変化である。

また、可塑化工程中に樹脂が受けるエネルギー E は、以下の式で表される。

$$E = \sum_{t=0}^{t=tr} \int_0^t \tau \cdot \dot{\gamma} \cdot V dt \quad (3-2)$$

ここで、 t_r はシリンダ内での樹脂滞留時間、 τ はせん断応力、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度、 V はスクリュ内における樹脂体積である。

可塑化中のガス発生要因が熱に依存するという観点では、樹脂が溶融する温度に加熱するために必要なエネルギー Q に対して、樹脂が可塑化中に受けるエネルギー E を必要最低限に留めることがガスを低減するために必要な条件であると考えられる。したがって、スクリュ形状の最適化は、せん断応力 τ とせん断速度 $\dot{\gamma}$ 、及びシリンダ内での樹脂の滞留時間 t_r 、スクリュ内の樹脂体積 V をできる限り小さくするための設計変数の検討が必要となる。これまで、ガスを抑制するためのスクリュ形状は、せん断応力を小さくする検討がなされてきた。しかし、その背反として可塑化能力が低下を招き、本来の目的である樹脂を均質に可塑化溶融することが困難となっていた。

そこで本研究では、前述のように、汎用性を有したスクリュ形状の最適化を行うため、可塑化能力を Standard スクリュと同等になることを条件として検討を行った。

3.2.2 可塑化中に発生するガス

スクリュ形状の具体的な検討の前に、可塑化中に発生するガスについて以下に整理し、本研究において抑制の対象となるガスを明確にする。

可塑化中に発生するガスは、前述のとおり樹脂の熱履歴に依存し、水分や炭酸ガスをはじめ、樹脂に添加される添加剤の分解ガスが原因となっている。そのため、同系統の樹脂材料を使用しても、添加剤が異なる場合には発生するガスの種類や温度域が異なる。Table 3-1に、FZ-1140とFZ-2140の2種の品種の異なるPPSに対し、320℃ 15min間加熱した際に発生する有機ガスをアセトンで抽出し、ガスクロマトグラフで組成分析した結果を示す[90]。ガスの発生量としては、FZ-1140から発生するガスの総量を100として相対量を示している。PPS樹脂から発生するガスは、固体樹脂が溶融する280℃までの温度域から、成形温度となる320℃にかけて発生し、2種の品種におけるガスの組成と、発生量がそれぞれ異なることがわかる。

Table 3-1 Organic gas components evolved from PPS resin. (320°C -15min) [90]

No.	ガス組成	一般名	沸点(常圧) °C	FZ-1140	FZ-2140
1		キシレン	139-145	2.1	24.1
2		フェノール	182	2.6	2.6
3	NMP	n-メチルピロリドン	202	1.0	0.4
4		クロルアニリン	232	1.9	-
5		メチルクロルアニリン	>230	1.6	-
6			>230	3.6	0.4
7			>280	15.3	2.2
8			>280	2.5	-
9			>280	35.5	3.6
10			>280	11.9	5.4
11			>280	1.1	-
12			>280	1.1	-
13			>280	2.9	3.0
14			>280	3.7	2.2
15			>280	13.2	1.9

ここで、PPS 樹脂の融点である 280°C に対して、それ以下の温度域で発生する水や炭酸ガスを低沸点ガスとし、それ以上で発生する高沸点ガスとして分類をすると、低沸点ガスは樹脂が溶融する過程で必然と発生し、高沸点ガスは溶融後の熱履歴に依存して発生するガスとして整理ができる。

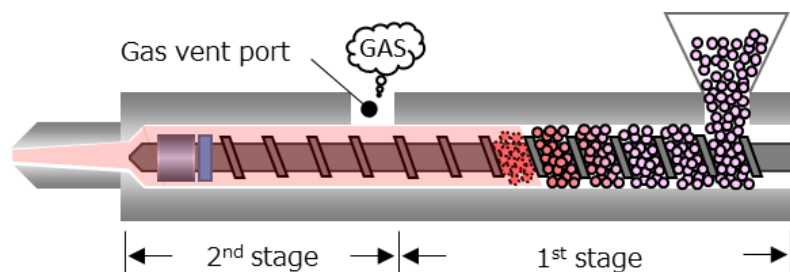
以上のことから、低沸点ガスは樹脂が溶融することで必然と発生するため、可塑化中に発生を抑制することが困難であるといえる。しかし、高沸点ガスについては、樹脂が溶融した後に発生するガスであることから、可塑化中の樹脂の熱履歴を考慮することで、ガスの発生を抑制できることが期待される。したがって、本研究で対象とするガスは、樹脂が溶融した後に発生する高沸点ガスとする。

3.2.3 既存のガス対策システム

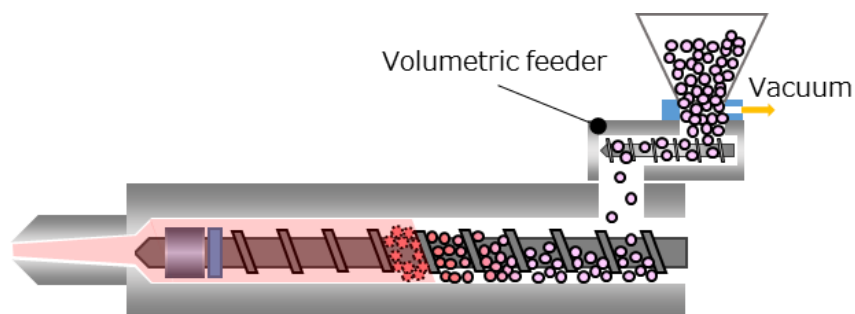
既存のガス対策における代表的な装置は、汎用の可塑化装置に対し、Fig.3-1(a)に示すベント式可塑化装置がその代表的な装置として知られている。これは、樹脂を可塑化溶融した後に、シリンダ内の圧力を減圧することで溶融樹脂中のガスを気化させ、脱気を行うことを目的としている [91]。本装置の特徴は、第 1 ステージで樹脂を完全溶融させる必要があるため、スクリュ全長が通常のスクリュよりも $3\sim 5\times D$ (スクリュ直径) 分長く設計されている点と、ガスを脱気するための脱気口がシリンダ中間部に設けられている点である。そのため、ベント式可塑化装置は、樹脂を溶融する間に発生する低沸点ガスの対策には有効と考えられるものの、スクリュ全長が長いことで樹脂の滞留時間が長くなり、熱分解による高沸点ガスの発生が懸念される。また、シリンダ途中に脱気口を設けているため、使用条件によっては溶融樹脂が脱気口から噴出 (ベントアップ) する場合があります。小ロット多品種の生産においては成形性や装置のメンテナンス性、及び取扱いの困難さから、限定された分野で使用されている。

これに対し、Fig.3-1(b)に示す真空式定量可塑化装置によるガス脱気システムが、最近多くで採用されている。これは、汎用の可塑化装置に真空機能を有した定量供給装置を組み合わせ、シリンダ内へ樹脂を定量供給しながら可塑化し、ガスを脱気することを特徴としている [92]。また、この装置は、汎用の可塑化装置を使用することにより、ベント式可塑化装置の持つ成形性や、装置のメンテナンス性の問題が改善されていることが特徴として挙げられる。ガス対策手段としては、固体樹脂を定量供給することによりスクリュ溝内を固体樹

脂で充填させることなく飢餓状態にして通気スペースを確保するとともに、スクリュ後部より真空脱気を行うことから、主に低沸点ガスに対して有効な対策手段と考えられる。しかし、本装置の脱気性能を発揮させるためには、固体樹脂の供給量を樹脂の移送速度に対して適切に調整し、ある一定の飢餓状態をスクリュ溝内で維持する必要があるため、樹脂定量供給装置と成形機を連動させる制御技術の確立が課題となっている。さらに、ベント式可塑化装置と同様に、シリンダ内での樹脂の滞留時間が長くなる場合、特に高沸点ガスの発生が多い樹脂においては、十分なガス対策効果が得られない可能性がある。つまり、既存のガス対策システムにおいても、使用するスクリュ形状の最適化が必要と考えられる。



(a) Gas venting system



(b) Volumetric feeder system with a vacuum function

Fig. 3-1 Existing systems for the gas suppression.

3.3 スクリュ形状の最適化検討

3.3.1 スクリュ形状の検討

ガスの発生を抑制するためのスクリュ形状の最適化は、第2章で行った検討を基に検討を行った。ガスの発生は、3.2.1節で述べた熱エネルギーに依存するという観点から、Fig. 2-6に示す平均せん断応力の流動シミュレーション結果に着目した。その中で、(a)のStandard スクリュと(d)のVariable-pitch スクリュの結果を比較すると、それぞれスクリュ圧縮比が同じにも関わらず、平均せん断応力が大きく異なっていることがわかる。具体的には、フライト溝内の容積変化による圧縮作用を、フライトのリードピッチを一定とし、スクリュの溝深さを不均等形状としたStandard スクリュよりも溝深さを一定とし、フライトのリードピッチを不均等形状としたVariable-pitch スクリュの方が平均せん断応力は低くなっている。すなわち、これは樹脂へのせん断作用がスクリュの溝深さに依存することを意味しており、スクリュの容積変化による圧縮作用は、樹脂を可塑化溶解する上では重要なファクターでないことを示唆している。したがって、Standard スクリュと同じ溝深さで容積変化を無くしたスクリュ形状としても、Standard スクリュと同等のせん断応力が発生すると考えられ、樹脂を可塑化溶解する能力を維持した低せん断スクリュが得られると考えることができる。

以上のことから、スクリュ形状の最適化検討には、可塑化現象に対する容積変化の影響を明確にするため、Fig.3-2に示す2種のスクリュを用いた。各スクリュの仕様を、Table 3-2に示す。スクリュは、供給部、圧縮部、計量部の3つのゾーンで構成されているが、本検討に使用したスクリュは両者共に同一の長さである。ここで、 ϕd_1 および ϕd_2 はスクリュの供給部と計量部における谷部の直径、 w_1 および w_2 はフライト幅、 L/D はスクリュ全長とスクリュ直径の比率である。C.R.はスクリュ圧縮比率であるが、ここでは形状に対する影響を明確にするため、断面積と容積の2種類を示す。Standard スクリュは、本研究で用いた基準となるスクリュであり、Variable-flight スクリュは、上記の検討結果から、Standard スクリュと同等の可塑化能力を維持するために、フライト溝深さを従来と同一としており、ガスの発生を抑制することを目的に考案したスクリュ形状である。Variable-flight スクリュの特徴は、フライト幅を不均等形状としている点にあり、供給部においてはフライト幅を大きく、圧縮部から供給部にかけて小さく不均等に設定している。これは、圧縮部から計量部にかけて容積の変化を少なくして樹脂への圧縮作用を緩和することを目的とし、容積変化

による圧縮比を 1.5 としている. すなわち, Variable-flight スクリュの目的は, フライト幅を小さく変化させ容積の変化を少なくすることで流体の圧力損失を小さくし, 結果として生じる圧縮圧力を下げることである.

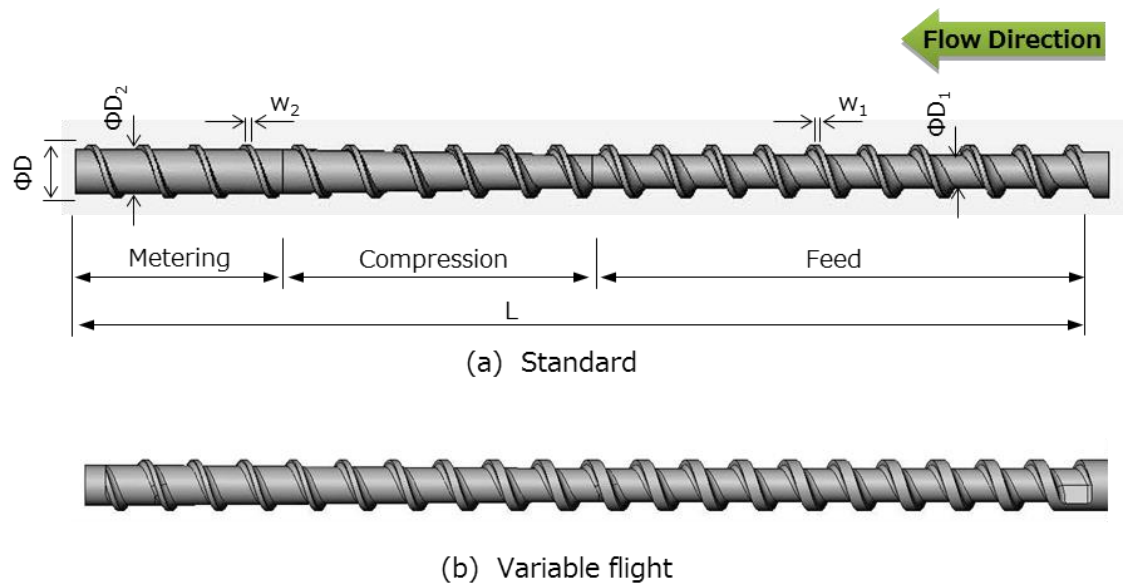


Fig. 3-2 Design of two tested screws.

Table 3-2 Specifications of screws.

	Φd_1 (mm)	Φd_2 (mm)	w_1 (mm)	w_2 (mm)	L/D	C.R. (Cross-section)	C.R. (Volume)
Standard	15.6	20.4	2.5	2.5	20	2.1	2.1
Variable-flight	15.6	20.4	8.5	2.5	20	2.1	1.5

3.3.2 解析条件とモデル

解析条件は, 2.4.1 節と同様の条件で行った.

Table 3-3 に各スクリュにおける樹脂流量 Q を示す.

解析モデルについては, 2.4.2 節と同様に, Fig.3-2 に示す 2 種類のスクリュに対して作

成し、それぞれ流動シミュレーションを行った。

Table 3-3 Volumetric flow rate to flow channel.

	Flow late Q (mm ³ /s)
Standard	2600
Variable-flight	2700

3.3.3 流動シミュレーション

2.3 節と同様の条件にて流動シミュレーションを、Fig.3-2 に示す 2 種類のスクリュに対してそれぞれ行った。

本研究では、平均せん断応力が高い場合にガスの発生量が増加すると仮定した。

3.4 可塑化実験

3.4.1 ガス発生量の比較

ガス発生量の比較には、ポリカーボネート（帝人(株)製パンライト MN-3700）を成形材料として用いた。材料は、真空乾燥機（パーパス(株) VHM）を用い 120℃にて 4 時間以上の乾燥を行ったものを使用した。評価には、射出成形機（東洋機械金属(株)製 Si-100ⅢCH450, スクリュ径φ24, 最大型締め力 980 kN）により、Photo. 3-1 に示す製品を成形した。成形品は 53×35×11×0.5t の箱型形状で、金型は 4 点のピンゲートを有するランナーシステムを有し、1 回あたりの成形数は 2 個である。成形条件は、Table 3-4 に示す条件にて、各スクリュによる連続成形をサイクル 23s で行った。金型の汚染状況の比較は、30 日間の連続成形後に、Fig. 3-3 に示す Cavity plate のランナー側の面と、同プレートのキャビティ側入れ子部に設けたガスベント溝部の外観観察により行った。



Photo. 3-1 Molded article.

Table 3-4 Injection molding conditions.

Screw diameter (mm)	24
Screw rotation speed (min^{-1})	60
Injection pressure (MPa)	245
Back pressure (MPa)	5
Holding pressure (MPa)	135
Cylinder temperature ($^{\circ}\text{C}$)	300
Mold temperature ($^{\circ}\text{C}$)	55
Injection speed (mm/s)	280
Holding time (s)	0.5
Cooling time (s)	11

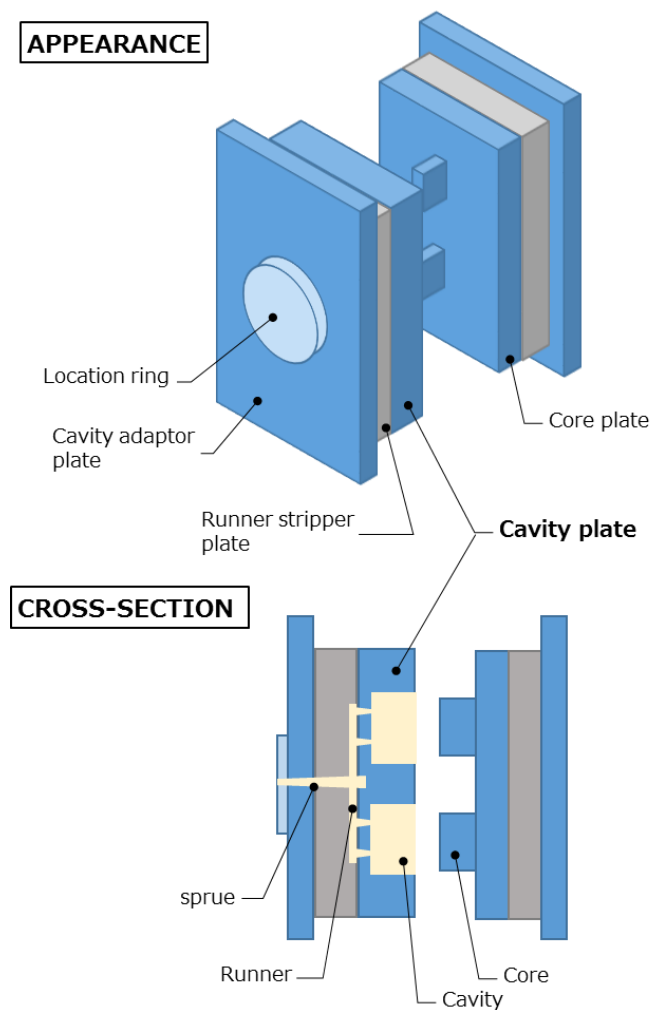


Fig. 3-3 The mold used in this experiment.

3.4.2 可塑化能力の比較

可塑化能力の比較においては、ポリプロピレン（住友化学(株)製ノーブレン W101）に、青色のマスターバッチ（オーケー化成(株)製 PPM-A110244-21）を 0.5wt% ドライブレンドしたものを成形材料として用いた。これは、可塑化状態の比較を容易にするために、マスターバッチの添加量を敢えて混錬不足を生じ易い量とした。評価には、射出成形機（東洋機械金属(株)製 Si-130IVF200HB ϕ 36, 最大型締め力 1274kN）を用いて、Photo. 3-2 に示す製品を成形した。成形品は、 $104 \times 62 \times 4$ t の板状であり、金型はサイドゲートによるランナーシステムにて、1 回あたりの成形数は 2 個である。成形条件は、Table 3-5 に示す成形条件にて、各スクリューによる連続成形をサイクル 33s でそれぞれ行った。可塑化能力につい

では，計量回転速度を 350min^{-1} とし，可塑化量とシリンダ温度を変化させた際のスクリュの可塑化能力（単位時間当たりの可塑化できる樹脂量）の違いを確認し，さらに成形品の色ムラ，および成形安定性を比較した．

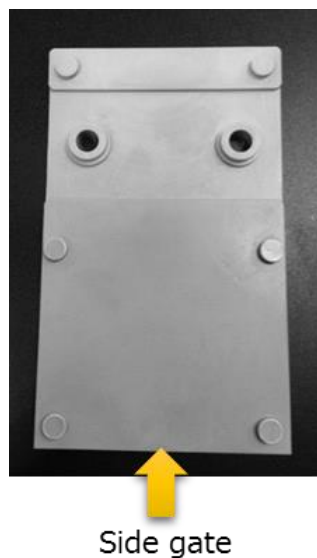


Photo. 3-2 Molded article.

Table 3-5 Injection molding conditions.

Screw diameter (mm)	36
Screw rotation speed (min^{-1})	100
Injection pressure (MPa)	50
Back pressure (MPa)	10
Holding pressure (MPa)	10
Cylinder temperature ($^{\circ}\text{C}$)	210
Mold temperature ($^{\circ}\text{C}$)	40
Injection speed (mm/s)	10
Holding time (s)	3
Cooling time (s)	15

3.5 結果及び考察

3.5.1 解析結果

スクリュ圧縮部から計量部における圧力分布を Fig.3-4 に示す。圧縮部における圧力は、Standard スクリュに比べて Variable-flight スクリュの方が全体的に低い傾向を示しており、圧縮部から計量部にかけての圧力が緩やかに低下していることがわかる。これは、スクリュフライト内の容積変化に関係していると考えられ、Standard スクリュよりも容積圧縮比率の低い Variable-flight スクリュの方が圧力損失は小さく、結果として流体の圧縮圧力が低下することが考えられる。Fig.3-5 には、スクリュ内におけるせん断応力分布の解析結果を示す。Standard スクリュ、Variable-flight スクリュ共に、シリンダ近傍において最も大きなせん断応力が発生していることがわかる。全体的なせん断応力の分布に大きな違いはみられないが、Variable flight スクリュのフライト溝内部におけるせん断応力が、Standard スクリュに比べてより均一に分布していることがわかる。また、フライト内での応力分布の違いを明確にするため、粒子追跡法による比較を行った。その結果を Fig.3-6 に示す。Variable-flight スクリュは、Standard スクリュに比べて低せん断側の分布が多い傾向を示しており、可塑化中のガス発生が抑制することが期待できる結果である。

次に、スクリュ内の流路に対する平均せん断応力の影響を明確にするため、各粒子が流路入り口より出口に至るまでの滞留時間分布を Fig.3-7 に示す。各粒子の滞留時間を調べることで、フライト内での樹脂の流動状況を想定することができる。Standard スクリュは、滞留時間が 1500s 以上となる粒子が多いことに対し、Variable-flight スクリュは、50 ～ 200s 間に分布が集中していることがわかる。また、分布の均一性をみると、Standard スクリュでは、50 ～ 150s と 1500s 以上に 2 つのピークを有した分布となっていることに対し、Variable-flight スクリュは 1 つのピークであることから、Variable-flight スクリュの方がフライト内の流動の均一性が高いことが推察される。

以上のことから、Standard スクリュは、比較的せん断応力の高い領域での滞留時間が長く、粒子が流路出口までに受ける総せん断応力が高くなり、結果的に滞留時間で除した平均せん断応力が Variable-flight スクリュよりも大きくなったことが考えられる。また、この滞留時間の違いは、可塑化中に樹脂が受けるエネルギーにも関係し、滞留時間の短い Variable-flight スクリュの方が樹脂の熱分解を抑制することができるため、ガスの発生量が少なくなると考えられる。

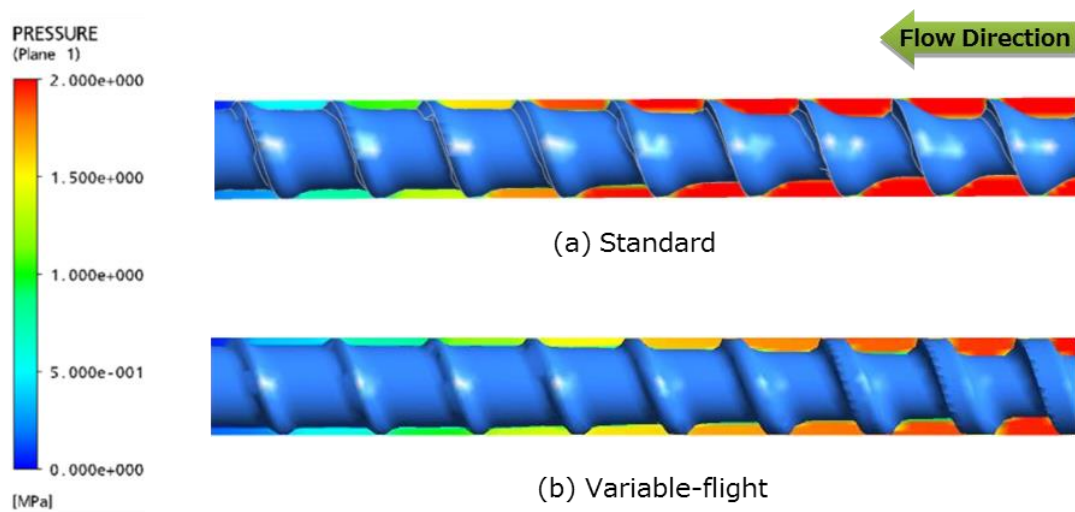


Fig. 3-4 Pressure distribution in each screw type.

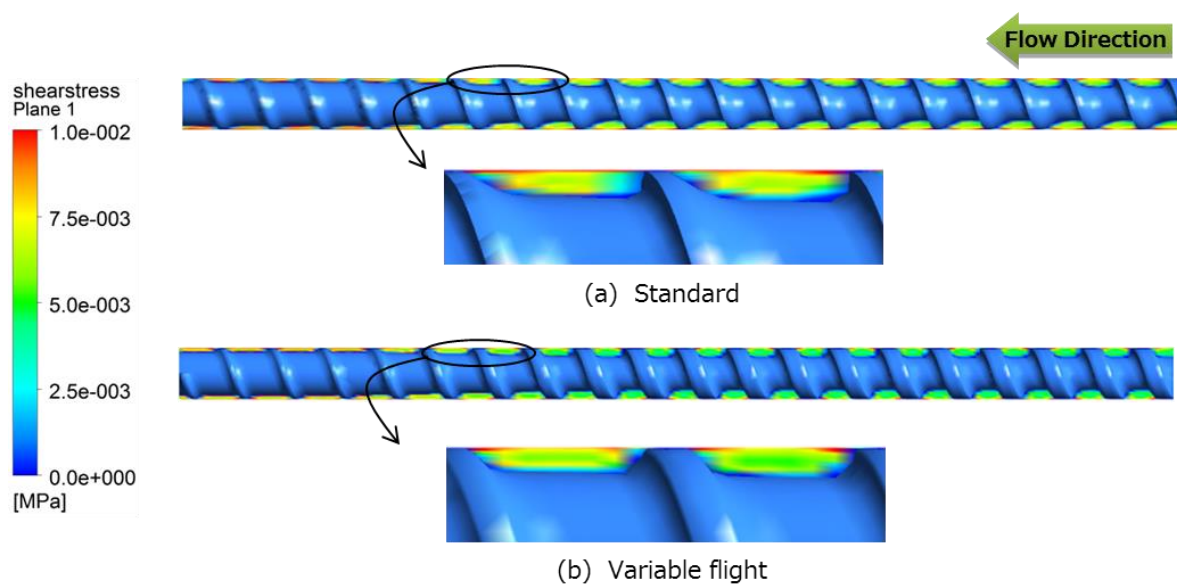


Fig. 3-5 Shear stress distribution in each screw type.

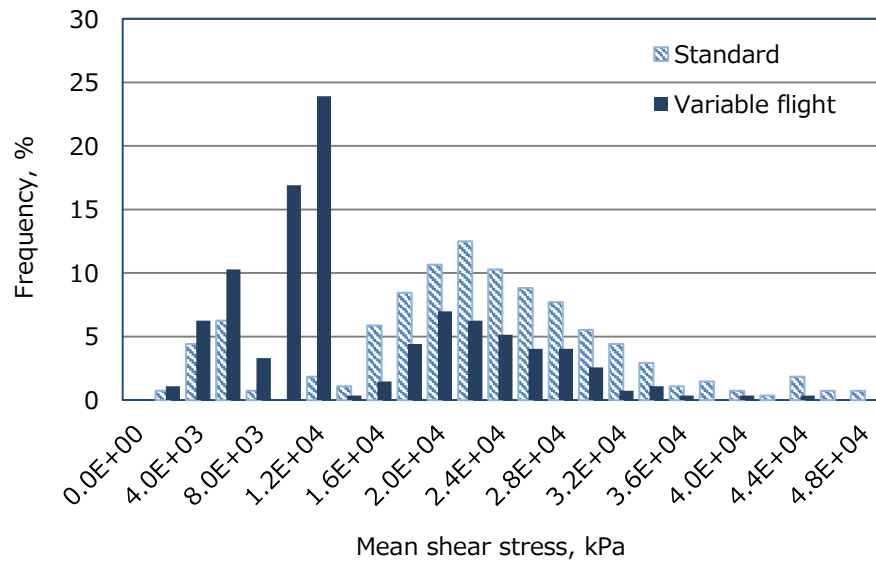


Fig. 3-6 Mean shear stress evaluated by particle tracking method for each screw type.

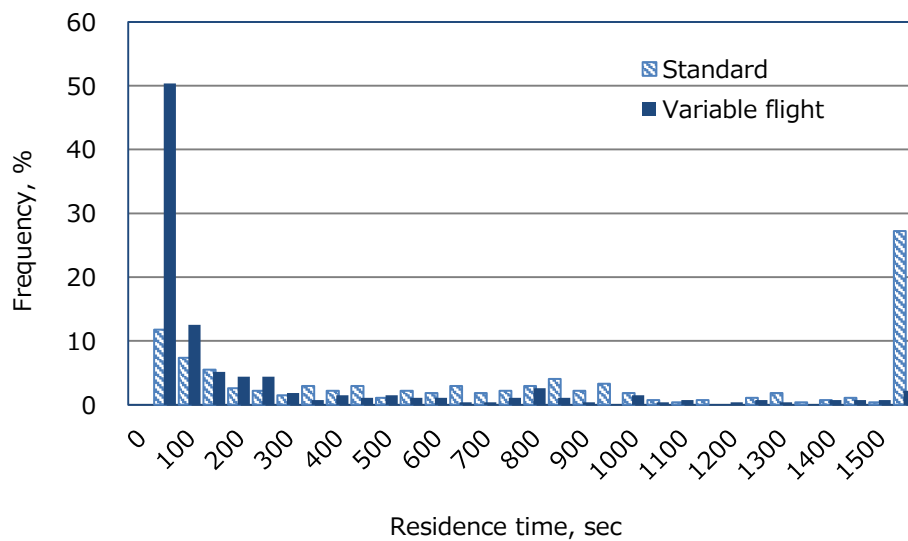


Fig. 3-7 Residence time evaluated by particle tracking method for each screw type.

3.5.2 ガス発生量に対する効果の確認

Photo.3-3 に、約 1 ヶ月間の連続成形を行った後の金型部品のガスによる汚れ状況の比較を行った結果を示す。目視による比較において、Standard スクリュによる成形では、金型

表面の汚染が著しいことが確認できる。また、キャビティブロックにおいては、キャビティ内のガスベント部が汚染物により閉塞されていることがわかる。一方、Variable-flight スクリュにおいては、多少の汚染物が確認できるものの、Standard スクリュよりも汚染が少なくなっていることが明らかである。これは、可塑化中に発生するガスの発生が、Variable-flight スクリュにおいて大幅に低減できていることを示すものであり、流動シミュレーションによる傾向と定性的に一致する結果である。



Photo. 3-3 Comparisons of mold stains after injection molding.

また、連続成形後にスクリュを分解し、スクリュ表面に樹脂が長時間滞留することにより生じる炭化物の付着状況を比較した結果を、Photo.3-4 に示す。これは、成形に用いたシリンダ内に残存する樹脂を、市販のスクリュ洗浄材料を用いて押し出し、残存する洗浄材料を除去した後のスクリュ圧縮部の表面状態を比較したものである。Standard スクリュにおいては、圧縮部前半より滞留樹脂が残存し、図中の矢印で示す箇所において炭化物が形成されていることが確認できる。炭化物は、樹脂がスクリュ表面に長時間滞留し、熱分解したことで発生したものと考えられる。

一方、Variable-flight スクリュにおいては、スクリュ表面への炭化物の付着がほとんど見られない。これらの結果は、Fig.3-6 に示す滞留時間の検討から得られた傾向に関係すると考えられ、滞留時間が長いことで樹脂の熱分解を引き起こす要因として考察できることか

ら，樹脂の滞留時間が可塑化中のガス発生に対して支配的な要因であることを示唆している．つまり，可塑化中に発生するガスは，見かけ上の平均せん断応力が関係していると考えられたが，実際にはスクリュ表面に滞留する樹脂の熱分解が影響していることが，本研究により明らかとなった．

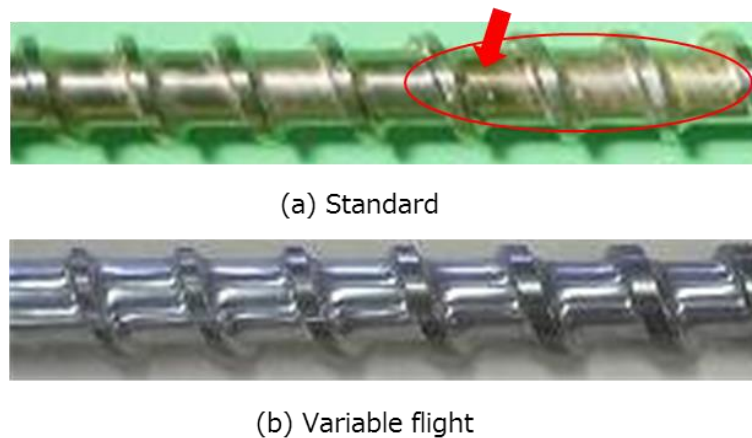


Photo. 3-4 Comparisons of screw surface after injection molding.

3.5.3 可塑化能力

Fig.3-8 に，各スクリュの可塑化能力と，計量ストローク S をスクリュ径 D で除した S/D との関係を示す．シリンダ温度を 200°C と 210°C とした際の傾向をそれぞれ示す． S/D が大きくなるに従い可塑化能力は低下する傾向にあり，シリンダ温度が低い場合に，その傾向が顕著となることがわかる．これは，樹脂材料が材料投入口から吐出されるまでの熱履歴に依存することが考えられ，Variable-flight スクリュは，Standard スクリュよりも可塑化中に受ける熱エネルギーが全体的に低いことが要因と考えられる．また，Photo. 3-5 に示す成形品の色の混雑状態を比較しても，Variable-flight スクリュの方が悪い傾向であることから，可塑化能力の結果を裏付けている．但し，これら可塑化能力の違いは約 0.2g/s であるため，実用上の使用においては大勢に影響のない範囲内である．

一方，実際の成形比較においては，Table 3-6 に示すように，Variable-flight スクリュは，所定の樹脂量を計量する可塑化時間が短くなること以外に，Standard スクリュと特に大きな違いはみられない．さらに，Fig. 3-9 には，連続 50 回の成形を行った際の各成形データ

の偏差を示すが、可塑化時間を除き、成形品重量や充填中の圧力やクッション位置に大きな違いはみられない。可塑化時間の偏差の違いについては、Photo. 3-4 の結果より、特にスクリュ圧縮部における樹脂の流動挙動の違いが考えられ、流動シミュレーションにおける粒子の滞留時間や、フライト内のせん断応力分布の均一性に関係することが示唆される。

以上のように、Variable-flight スクリュは、可塑化能力が Standard スクリュよりも低い傾向を示すことが確認されたが、フライト流路内での圧力損失が少なく、結果として生じる圧縮圧力が小さくなることで、漏洩流（バックフロー）の抑制による計量時間の短縮と、可塑化の安定性が向上することが確認できた。これは、流動シミュレーションによる結果との比較において、スクリュ内で発生する圧力や平均せん断応力が Variable-flight スクリュの方が低く、滞留時間においても短い傾向を示していることと定性的に一致していることから、粒子追跡法による検討が有効であることを示している。

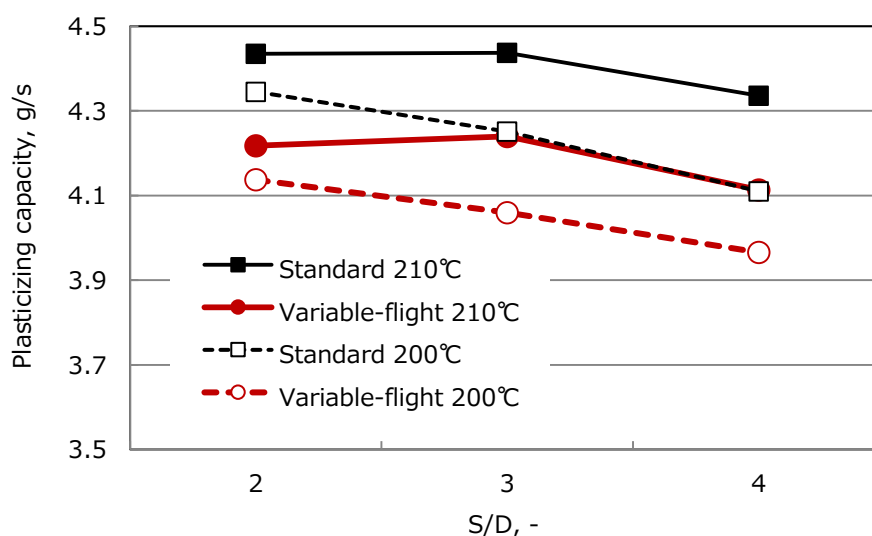


Fig. 3-8 Relationship between recovery rate and S/D(charge Stroke/screw Diameter).

Table 3-6 Injection molding data with each screw.

	Plasticization time (s)	Cushion mount (mm)	Filling pressure (MPa)	Weight of molding (g)
Standard	14.6	4.14	25.4	41.00
Variable-flight	11.2	4.18	25.0	41.04

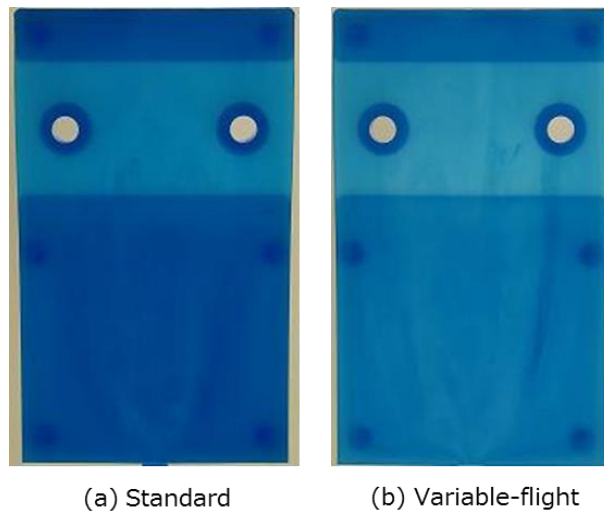


Photo. 3-5 Comparisons of color unevenness on the surface of the molded parts.

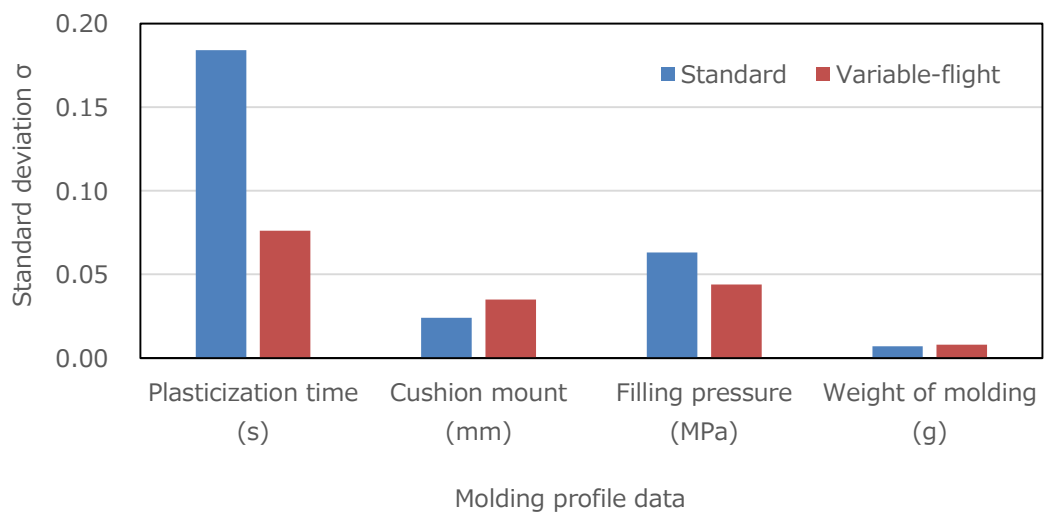


Fig. 3-9 Comparison of the molding stability with each screw.

3.6 結言

本研究は、射出成形における可塑化プロセスにおいて、可塑化中のガス発生を抑制するためのスクリュ形状についての最適化を、流動シミュレーションと実験により検討を行った。以下に、その結果をまとめる。

- スクリュ形状の最適化に対し、流動シミュレーションによる検討の妥当性を確認することができた。
- フライトのリードピッチを不均等形状とし、スクリュ内での圧縮圧力を低減することで、可塑化中に発生するガスの低減が可能であることを明らかにした。
- 可塑化中に発生するガスは、これまで一般的に考えられていたスクリュ回転によるせん断作用の影響だけではなく、スクリュ表面での停滞する樹脂の熱分解が影響していることを、流動シミュレーションと実証確認により明らかにした。
- スクリュ形状のガス抑制効果をはじめ、スクリュ表面への樹脂滞留付着現象や、成形性能に対しても、粒子追跡法による結果と定性的に一致することを確認した。

第4章 竹繊維強化ポリプロピレンによるスクリュ形状の最適化検証

4.1 緒言

第3章において、スクリュ形状の最適化を具体的に検討し、実証確認により流動シミュレーションによる検討の妥当性を確認した。また、これまで、可塑化中のガスの発生要因として考えられていたせん断応力は、可塑化現象を定量化することで、支配的因子がスクリュ内での樹脂の滞留時間であることが明らかにした。しかし、スクリュ形状の最適化を行う上では、その本質的機能である混練と分散について検討を行う必要がある。そこで本章では、樹脂材料は繊維強化熱可塑性複合材料（以下 **F RTP**）を対象とし、混練による繊維分散に対するスクリュ形状の最適化についての検討を行った。

F RTP は比強度、比衝撃性、耐久性、耐熱性に優れることから、自動車業界では燃料の消費と CO_2 排出量の削減に向け、軽量化を目的として使用されている。**F RTP** の射出成形における課題は、成形品の機械的特性を向上するために、可塑化中の繊維折損の防止と繊維分散性をより良好にすることにある。これまでに、樹脂中の繊維長と補強効果の関係については、Fig.4-1 に示すように、繊維長が長くなるほど補強効果が高くなることが示されている [93]。また、片山らの報告 [94] では、繊維分散性を向上させることで機械的強度が向上し、特に残存繊維長が長い場合にその影響が顕著となることが示されている。つまり、射出成形品の機械的特性を向上させるためには、可塑化工程における繊維の折損防止と、繊維分散性の向上が必要であるといえる。

本研究においては、天然繊維である竹繊維をフィラーとする **F RTP** を実験材料として用いた。**F RTP** の強化繊維には、主にガラス繊維や炭素繊維が使用されているが、材料の環境負荷を低減させるため、ジュート繊維やケナフ繊維、竹繊維などに代表される天然植物繊維を用いた研究が近年盛んに行われている [95] [96] [97] [98] [99]。天然繊維は、モノフィラメントであるガラス繊維や炭素繊維とは異なり、紡績により見かけ上の連続繊維とされるマルチフィラメントである。そのため、繊維が撚られた状態で樹脂中に残存する。そのため、天然繊維を用いた **F RTP** の可塑化においては、繊維を解繊することが求められる。

これまで、射出成形における成形品の機械的特性の向上に対し、繊維折損を低減させるためには、可塑化工程中のせん断作用を小さくすることが一般的に知られている [88]。しか

し、せん断作用を小さくすることで、外観部品においては繊維が分散せずに成形品の表面に残存し、表面性状の悪化と機械的特性への影響が懸念される。特に天然繊維複合材料の射出成形においては、繊維が紡糸されていることもあり、その影響が大きい。また、可塑化工程中の繊維長と分散性に関し、スクリュ形状の影響について検討された事例はほとんど見当たらない。可塑化工程中の繊維折損防止と繊維分散性向上は、技術的に対立の関係にあると考えられ、可塑化工程中のせん断作用の低減を優先させた場合には分散不足、逆に分散性を優先すると繊維折損が生じやすくなることが推測される。さらに、対立するこの関係を同時に一つのスクリュで満足できる可塑化装置は、可塑化途中の溶融樹脂に繊維を直接添加するサイドフィード法などの一部の特殊専用機を除いては見当たらない [100]。

そこで本章では、可塑化中の技術的に対立する繊維折損防止と繊維分散性向上に対し、スクリュ形状の最適化を行うことを目的とする。

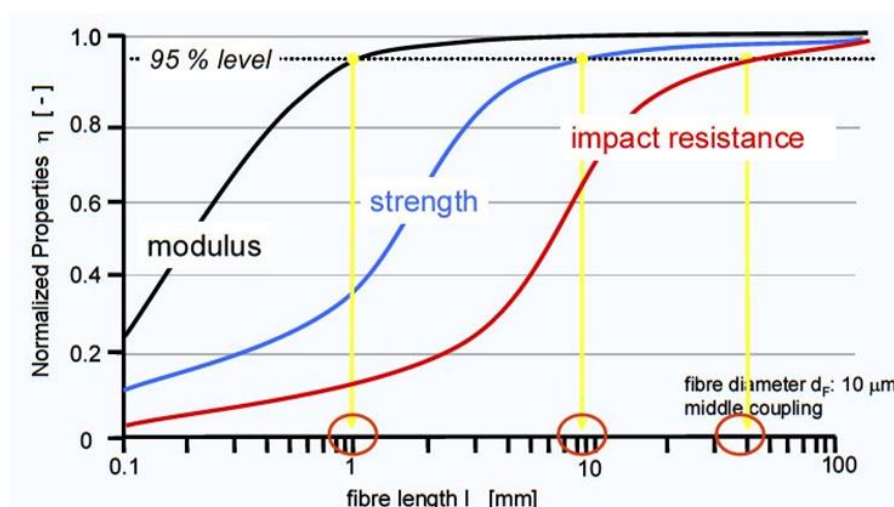


Fig. 4-1 Influence of the fiber length for FRP [93]

4.2 可塑化実験

4.2.1 実験材料

本研究では、竹屑（立花バンブー(株)製）を(株)神鋼造機にて繊維状にしたものを強化材として用いた（Photo. 4-1）。マトリックス材としては、ポリプロピレン（日本ポリプロ(株)製ノバテック PP）と、高分子表面改質剤としてマレイン酸変性 PP（三洋化成(株)製ユーメックス 1001）を用いた。これらを、二軸押出機（(株)神戸製鋼所製 HYPER-KTX30）を使用し、重量比 30（繊維）：66.5（PP）：3.5（マレイン酸）で混練し、Photo. 4-2 に示す竹繊維強化ポリプロピレンペレット（以下 BFRPP）を造粒した。混練条件としては、シリンダ温度を 180℃、回転数を 100min⁻¹とした。なお、竹繊維は BFRPP 中に等方的にランダムに分布しており、平均残存繊維長は 717.7μm、平均残存繊維径は 157.2μm であった。

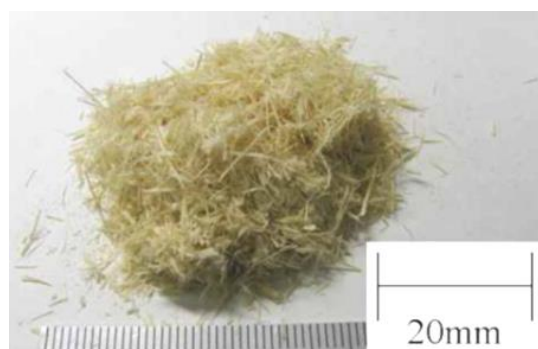


Photo. 4-1 Bamboo fiber.



Photo. 4-2 BFRPP pellet.

4.2.2 試験片の作成

試験片は, Photo.4-3 に示す射出成形機(東洋機械金属(株)製 ET-40V, スクリュ径 ϕ 24, 最大型締力 392 kN)を用いて, Photo. 4-4 に示すダンベル試験片(JIS K 7054)を成形した. 金型はサイドゲートによるランナーシステムであるが, 成形品に至るまでの樹脂流動中のせん断作用を低減させるため, ゲート寸法は成形品の幅と厚さを同一の断面形状としている. BFRPP は, 恒温器(株式会社いすゞ製作所製 EPR-115)を用いて, 80℃, 約 12 時間の乾燥を行ったものを使用した. 成形に使用したスクリュは, Fig.2-1 に示す 4 種類を用いて, Table 4-1 に示す条件によりそれぞれ成形を行い, 試験片を作成した.



Photo. 4-3 Injection molding machine.
(ET-40V TOYO machinery & metal Co., Ltd.)

Table 4-1 Injection molding conditions.

Screw diameter (mm)	24
Screw rotation speed (min^{-1})	100
Injection pressure (MPa)	150
Back pressure (MPa)	2.7
Holding pressure (MPa)	8
Cylinder temperature ($^{\circ}\text{C}$)	180
Mold temperature ($^{\circ}\text{C}$)	40
Injection speed (mm/s)	50
Holding time (s)	15
Cooling time (s)	15

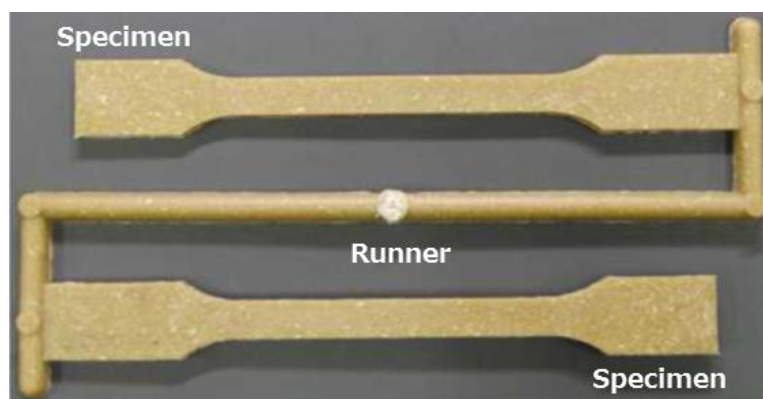


Photo. 4-4 Dimensions of molded specimen.

4.2.3 残存繊維長評価

試験片はキシレンを用いて 140°C で還流させ、PP を溶解させることで繊維のみを抽出した。取り出した繊維はそれぞれ水中で分散させ、光学顕微鏡にて観察し、画像を記録した後、画像処理プログラム (Sigma scan pro, SPSS.inc 製) を用いて繊維長の測定を行った。なお、測定本数は 1 サンプルにつき 600 本とした。測定した繊維長を L 、測定本数を N_i とし、式(4-1)により重量平均繊維長 L_w を求めた。

$$L_w = \frac{\sum N_i L^2}{\sum N_i L} \quad (4-1)$$

4.2.4 繊維分散性評価

試験片中の繊維分散性を定量的に評価するために、フラクタル次元を用いた [94]。これは、画像中に存在する対象物の分布形態を一つの数値として表現しようとするもので、試験片中央部の断面における繊維の分布を数値化することを目的としている。試験片を中央部で切断し、断面を研磨した後に、光学顕微鏡（(株)ニコンインスルメンツカンパニー製、MULTIZOOMAZ100）で撮影した。そして、画像を Fig.4-2 に示すように、繊維と樹脂を二値化し、縦横をそれぞれ n 等分し n^2 個の領域に分割する。さらに、各領域における繊維の面積率を求め、その平均値 a_0 と標準偏差 σ を算出し、式(4-3)より変動係数 $C(n)$ を求めた。

$$C(n) = \frac{a_0}{\sigma} \quad (4-2)$$

この変動係数 $C(n)$ を分割数 n の変化により求め、 $1/n$ と $C(n)$ を両対数プロットすることにより直線関係が得られる。この時の直線の傾きに -1 を乗じたものをフラクタル次元と定義し、繊維分散性の指標として用いた。この値の大小にて分散性を判断するが、値が大きいほど繊維分散性が良好であるとされる [101]。

本研究では、試験片断面（ $10 \times 4 \text{ mm}$ ）に対し n を 27～34 まで 1 刻みで変化させ、8 種類の分割に対する変動係数 $C(n)$ をそれぞれ求め、フラクタル値を算出した。

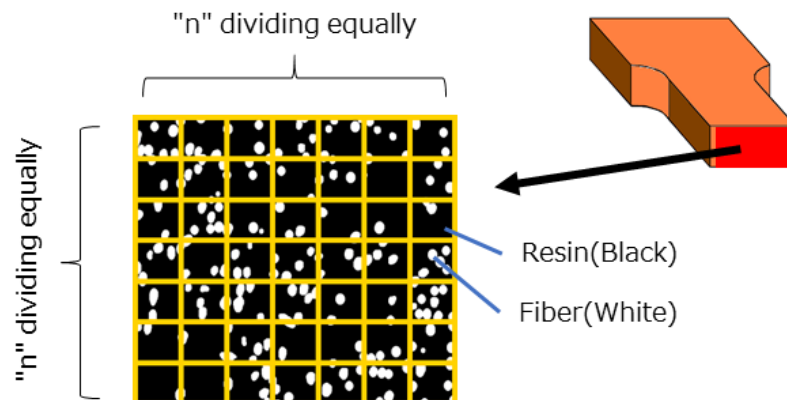


Fig. 4-2 Measuring method for fiber dispersion.

4.2.5 引張試験

試験片内に残存する繊維の状態による機械的強度への影響を確認するため、引張試験を行った。引張試験は、ダンベル試験片 (JIS K 7054) を用いて、Autograph 万能試験機 ((株) 島津製作所製 AG-1) により JIS K 7162 に準拠し、支点間距離 80mm、試験速度 1mm/s にて行った。

4.3 流動シミュレーション

流動シミュレーションは、第 2 章の 2.3 節と同様の条件にて行った。

4.4 結果及び考察

4.4.1 残存繊維長および繊維分散性

Fig.4-3 に、各スクリュにより成形した試験片中の残存繊維長の測定結果を示す。ペレット中の繊維長が 0.72 mm に対し、Low-shear 及び Variable-pitch スクリュによる繊維長がそれぞれ 0.63mm, 0.61mm と最も長く、Dulmadge スクリュが 0.41mm と最も短くなっていることがわかる。繊維の折損要因について、これまでの研究報告と同様にせん断応力による影響が示唆される。これは、Dulmadge スクリュでは、ダルメージ形状部における高せん断作用により折損が促進されるが、Low-shear スクリュでは圧縮比が低く、また Variable-pitch スクリュではスクリュフライトの溝が深いため、可塑化中のせん断作用が小さくなることが考えられる。また、Fig.4-4 に、各スクリュにおける残存繊維径の比較結果を示す。ペレット中の平均繊維径が約 0.16mm に対し、Variable-pitch スクリュによる繊維径が 0.14mm と最も大きく、Dulmadge スクリュによる繊維径が 0.06mm と最も小さくなっており、Variable-pitch スクリュにおける繊維の解繊作用が最も小さいことがわかる。

Fig.4-5 に、各スクリュにおける試験片断面のフラクタル値の比較結果を示す。Dulmadge スクリュによるフラクタル値が最も大きく、Variable-pitch スクリュ、及び Low-shear スクリュによるフラクタル値が低い結果となった。これは、Fig.4-3 の結果に対して逆の傾向を示していることから、可塑化中の繊維長と繊維分散性は技術的に対立の関係にあることが確認できる。つまり、従来のスクリュデザインでは、長繊維化と高分散性を両立させた可塑化が困難であることを示す結果である。

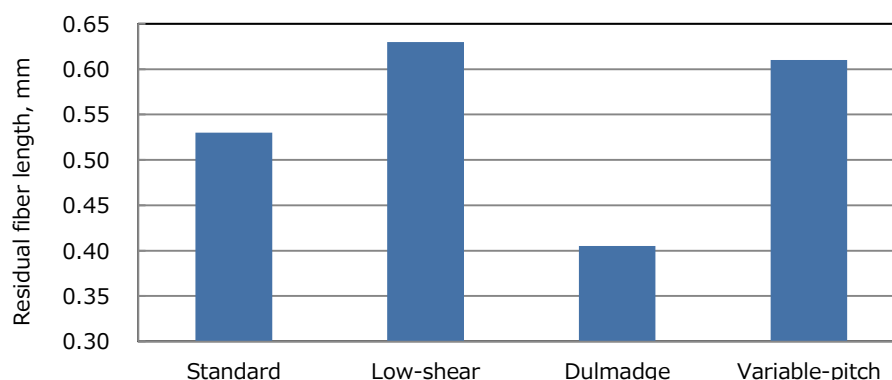


Fig. 4-3 Residual fiber length of BFRPP for each screw.

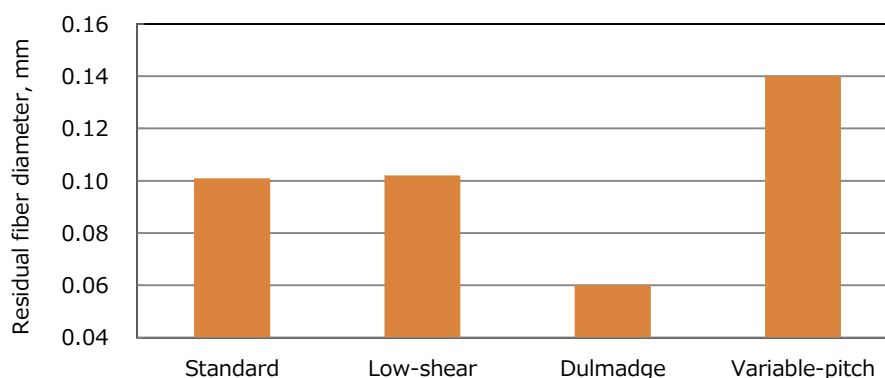


Fig. 4-4 Residual fiber diameter of BFRPP for each screw.

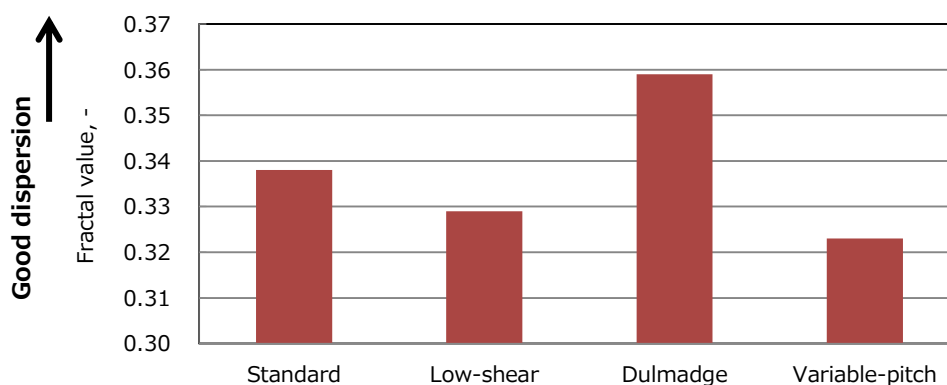


Fig. 4-5 Fractal value of BFRPP for each screw.

4.4.2 流動シミュレーション結果と実験結果の対比

まず、Fig.2-4 に示した流動シミュレーションによるスクリュ内での圧力分布と、Fig.4-3, 4-4, 4-5 に示す実験結果との比較を行った。流動シミュレーションによる圧力分布に対する実験結果には直接的な関係性がみられないため、可塑化中に発生する圧力の繊維への影響は少ないと考えられる。

次に、Fig.2-6 に示した平均せん断応力との比較を行った。せん断応力が比較的大きい Dulmadge スクリュと Standard スクリュにおいて、繊維長が短く、フラクタル値が大きい傾向を示し、せん断応力が小さい Low-shear スクリュと Variable-pitch スクリュにおいて逆の傾向を示していることがわかる。また、Fig.2-5 のせん断応力分布から、Dulmadge ス

クリュにおいては、ダルメージ部での繊維折損が大きい反面、繊維分散性が良好となることが考えられ、対照的に Variable-pitch スクリュでは、全体的に繊維折損が少なく、且つ繊維分散効果の少ないスクリュ形状であることが推察できる。

以上の結果から、流動シミュレーション結果と実験結果はほぼ同一の傾向を示しており、実験結果を流動シミュレーションによる結果が明確に示していると考えられる。

4.4.3 スクリュ形状の最適化検討

先に述べた実験結果とシミュレーション結果より、残存繊維長と繊維分散性を向上させるスクリュデザインの検討を行った。検討に際して、繊維分散性が最も良好であった Dulmadge スクリュと、平均せん断応力が最も低い Variable-pitch スクリュを組み合わせた形状を検討し Fig.4-6 に示す V&D スクリュを考案した。これは、樹脂の溶融と分散を独立させた部位で行うことを意図した形状となっている。Dulmadge スクリュにおいて、ダルメージ部は圧縮部の途中に配置しているが、この場合、溶融不十分な樹脂が流入する可能性が高く、未溶融樹脂が流入することで過大なせん断作用が発生することが推測される。しかし、完全溶融していれば発生するせん断応力を最小限に抑えられ、ダルメージ部での繊維折損を低減できると考えられるため、スクリュ前方の計量部にダルメージ部を配置した。一方、Variable-pitch 形状部においては、ダルメージ部手前までの間に樹脂をできるだけ低いせん断応力で完全溶融させる検討が必要であると考えられる。この検討に際して、Fig.2-7 に示したように、Variable-pitch スクリュにおける圧力分布が他のスクリュよりも極端に低い傾向を示していたにも関わらず、Low-shear スクリュと同等の残存繊維長であったことから、スクリュ内で発生する圧力とせん断応力分布との関係を把握し、形状の最適化を検討した。

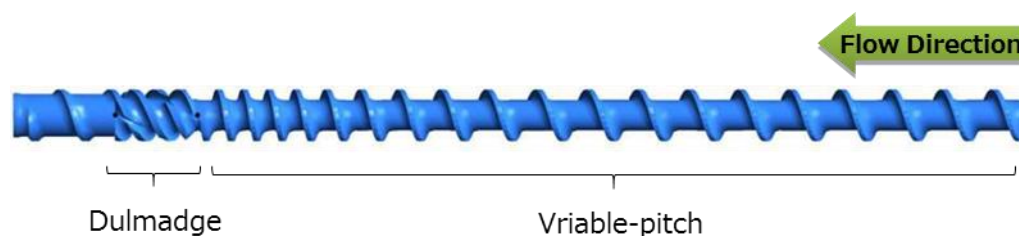
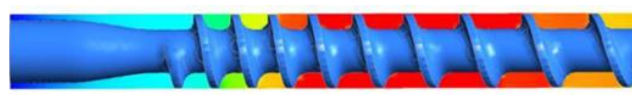


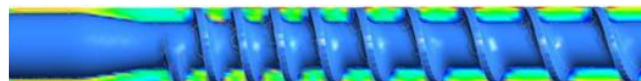
Fig. 4-6 Design of V&D screw.

Fig.4-7 に、Variable-pitch スクリュに対して、圧縮比を 2.5 とした場合の圧力分布とせ

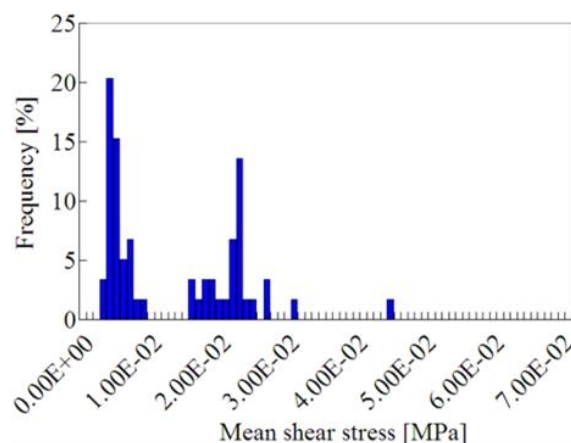
せん断応力分布、及び平均せん断応力の流動シミュレーション結果を示す。圧力分布の結果より、圧縮比を高くすることでスクリュ内の圧力分布が高くなることがわかる。しかし、せん断応力分布の結果においては圧縮比を変化しても大きな違いは見られない。これは、圧縮比 2.5 の Variable-pitch スクリュは、溝深さを変化させずフライトピッチを変化させているためであり、先にも示したように、せん断応力がフライト溝深さに依存することを再確認できる結果である。さらに、平均せん断応力の結果においては、圧縮比を 2.5 にした方が高せん断を示す割合が低くなり、また、Fig.2-5(d)に比べて分布がシャープになる傾向を示している。これは、スクリュ内圧を高めることにより、シリンダ近傍における高せん断作用の発生が低減され、フライト内のせん断応力分布が均一となったことが原因と考えられる。



(a) Pressure distribution



(b) Shear stress distribution



(c) Mean shear stress evaluated by particle tracking method

Fig. 4-7 Flow analysis results for variable-pitch screw (C.R.=2.5).

以上の結果を踏まえ、V&D スクリュの Variable-pitch 部の圧縮比を 2.5 とし、同スクリュのモデルを作成し流動シミュレーションを行った。その結果、Fig.4-8 に示すように Variable-pitch 部の圧力は高くなるものの、ダルメージ部におけるせん断応力は Dulmadge スクリュよりも低減し、平均せん断応力は 2 つのピークを持った偏差の少ない分布となることを確認した。これは、V&D スクリュが樹脂溶融部と混練部を独立させたデザインであることに関係した特徴的な分布であると考えられ、繊維長と分散性の向上を示唆する結果である。

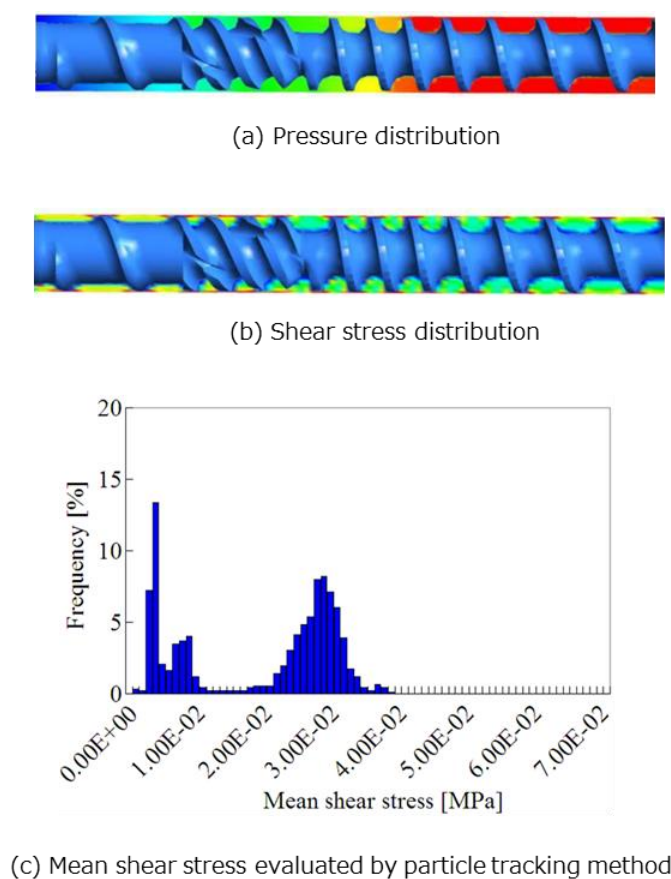


Fig. 4-8 Flow analysis results for V&D screw.

4.4.4 最適化スクリュの効果確認

流動シミュレーションによる検討結果から、V&D スクリュを試作し、他のスクリュと同

様に可塑化実験を行い繊維分散性と繊維長をはじめ、繊維径とアスペクト比（＝繊維長／繊維径）との比較を行った。Fig.4-9 に、V&D スクリュ及び他のスクリュにおけるフラクタル値と、残存繊維長の関係を示す。V&D スクリュを除く他のスクリュでは、前述したように、繊維長と繊維分散性は技術的に対立の関係であり、繊維長が長くなることで繊維分散性が悪化する傾向にあることが確認できる。しかし、V&D スクリュにおいては、その傾向に当てはまらず、繊維長と繊維分散性が従来スクリュよりも向上していることがわかる。この結果は、流動シミュレーションで得られた結果と同様の傾向を示しており、本検討の妥当性を確認することができる。

Fig.4-10 には、繊維分散性とアスペクト比の関係を示す。繊維長の結果と同様に、技術的に対立の関係にあることが確認でき、その中でも V&D スクリュは、他のスクリュと異なる傾向を示すことが確認できる。さらに、繊維分散性とアスペクト比の関係を Fig.4-11 に示すが、アスペクト比の上昇に伴い繊維分散性も向上することがわかる。これらの結果は、天然系繊維の分散性を向上させるためには、繊維を積極的に破砕する作用のあるスクリュ形状が有効であることを示すものであり、その中でも V&D スクリュは、繊維長や繊維径と分散性を向上させることが期待できるスクリュ形状であるといえる。

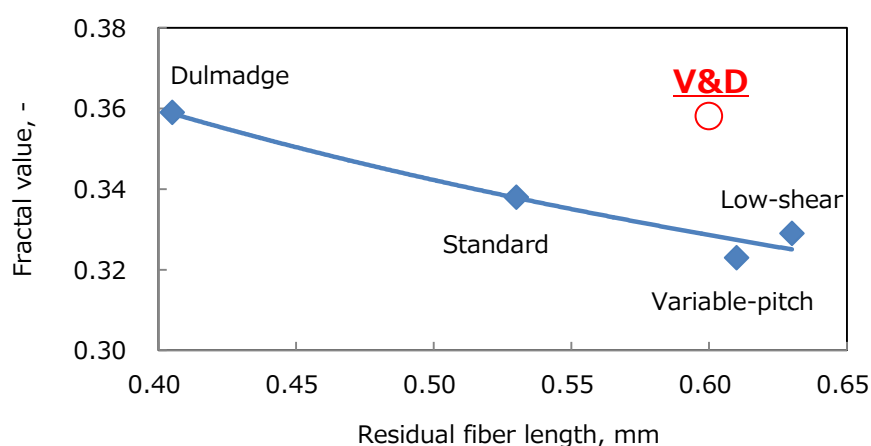


Fig. 4-9 Relationship between fractal value and residual fiber length.

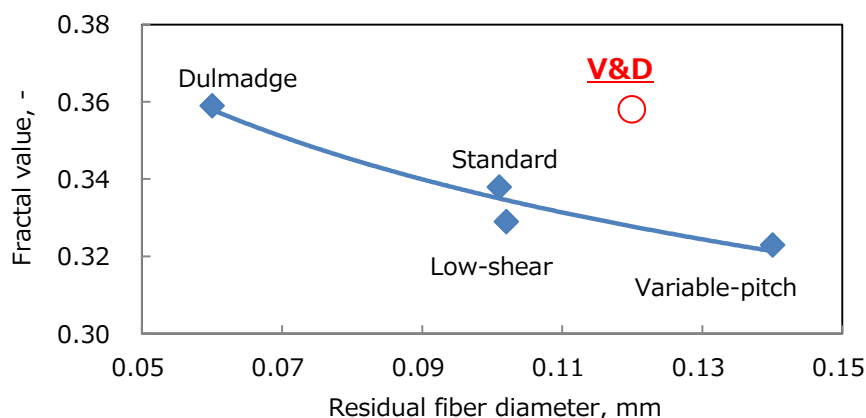


Fig. 4-10 Relationship between fractal value and residual fiber diameter.

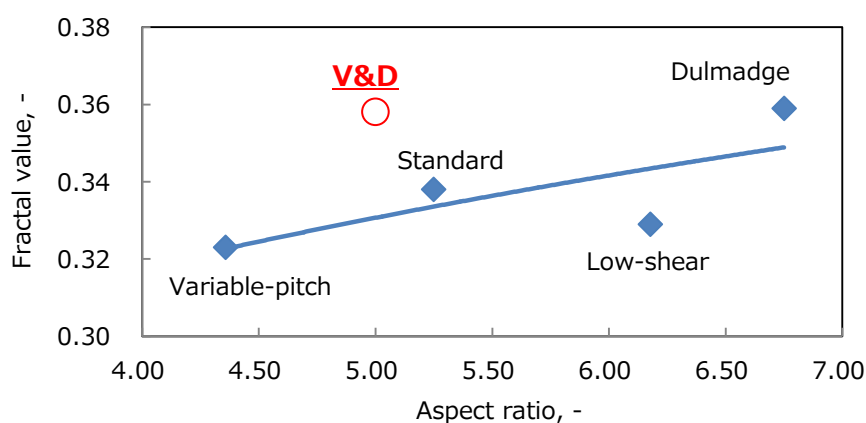


Fig. 4-11 Relationship between fractal value and aspect ratio.

4.4.5 引張試験

Fig.4-12 に、アスペクト比と引張強度の関係を示す。アスペクト比が高くなるほど引張強度が向上しており、可塑化中の繊維長と繊維分散が機械的特性に大きく影響することが確認できる。これは、繊維長だけを長く保持したとしても、繊維束が解繊せず分散しない場合には成形品の強度の向上があまり期待できず、逆に解繊だけが良好で繊維長が極端に短くなる場合にも、同様に強度の向上は期待できないことを示唆している。つまり、このような FRTP の可塑化においては、繊維長と繊維分散性を向上させることが成形品の機械的特性を向上させるために重要であり、その中でも V&D スクリュは FRTP の可塑化に適したス

クリュ設計思想であると考えられる。しかし Fig.4-12 に示す結果では、アスペクト比の高い Standard スクリュよりも V&D スクリュは引張強度が高いものの、繊維径の小さい Low-shear と Dulmadge スクリュよりも強度は低い。一方、繊維分散性は V&D と Dulmadge スクリュは同様であり、Low-shear よりも良好であるにもかかわらず、引張強度は V&D スクリュは低い結果である。つまり、天然繊維を用いた FRTP の可塑化においては、さらに繊維分散作用を向上させ繊維径を小さくすることが必要と考えられる。

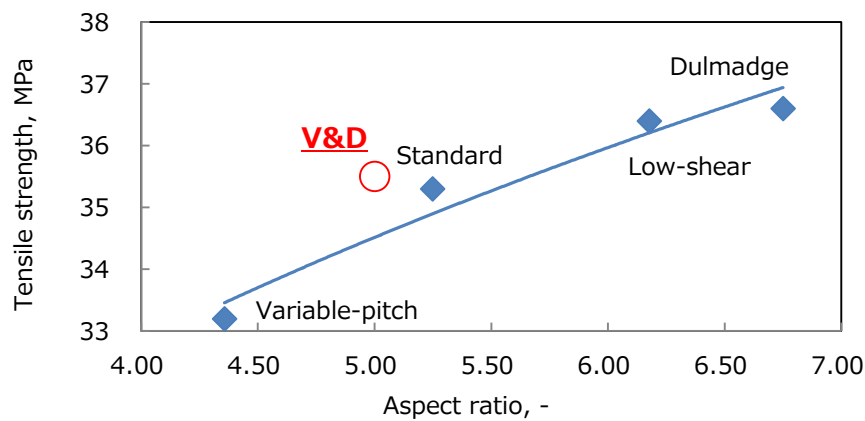


Fig. 4-12 Relationship between tensile strength and aspect ratio.

4.5 結言

本研究は、射出成形における可塑化プロセスにおいて、FRTP の繊維折損防止と繊維分散性に対するスクリュ形状の影響を実験と流動シミュレーションにより考察し、スクリュ形状の最適化を検討した。その結果を以下にまとめる。

- 可塑化中の繊維折損と繊維分散に対するスクリュデザインの影響を、実験と流動シミュレーションにより明確に示すことができた。
- スクリュデザインの繊維への影響を明確にすることで、スクリュデザインの最適化を行うことが可能となった。
- 形状の最適化により得られた V&D スクリュは、射出成形における FRTP の可塑化に対して、繊維長と分散性を同時に向上させることのできるデザインであることを確認した。
- BFRPP の成形品において、機械強度は繊維のアスペクト比に強く依存することが明らかとなった。

第5章 長繊維含有樹脂の可塑化におけるスクリュ形状の最適化

5.1 緒言

前章までに、流動シミュレーションによる可塑化現象の定量化により、現象の解明とスクリュ形状の最適化を検討してきた。本章では、さらにこれらの検討を深めるため、樹脂粘度のせん断作用に対する影響に着目し、可塑化現象に与える影響を明らかにすることを試みる。本章においても、前章と同様に **F RTP** を対象とし、可塑化中の繊維折損と繊維分散性に与えるスクリュ形状の影響について詳細に検討を行う。

第4章でも述べたように、**F RTP** による成形品の機械的特性の向上を目的としたさまざまな検討が行われている。Rezaei ら [102]は、炭素繊維強化ポリプロピレンが軽量化と高い機械的特性の観点から、自動車の金属製ボンネットの代替材料として有効であることを報告している。また、Thomason らの報告 [103]によると、**F RTP** は衝撃強度と引張強度、ならびにヤング率に優れた材料であることが示されている。これら **F RTP** の機械的特性は繊維長に依存するが、それ以外にも、樹脂と繊維の界面接着強度や繊維含有量、繊維配向にも関係するとの報告もある [104] [105] [106] [107] [108] [109] [110]。射出成形における課題は、特に樹脂可塑化工程中に繊維が折損することであり、これはスクリュデザインをはじめ、可塑化工程におけるスクリュ回転速度や背圧、および射出工程における射出速度や保圧などの成形条件に関係する [105]。さらに、金型へ樹脂が充填される際のランナーやゲート形状、および製品形状が最終の残存繊維長に影響を与え、結果的に成形品の機械的特性を低下させる要因となる [111] [112] [113] [114] [115]。これら課題に関して、Thomason らの報告 [108]では、射出成形における機械的特性の改善効果として、一般的に使用されている 0.5mm 以下の短繊維ペレット（以下 **SFP**）に対し、12.5mm の長さの繊維を含有する長繊維ペレット（以下 **LFP**）が有効であることが示されている。しかし、**LFP** を使用した射出成形においても、実際の成形品に残存する繊維長は 5mm 以下となっており、機械的特性に課題が残るのが現状である。

前章までに、可塑化中の繊維折損防止と繊維分散性を向上させるために、流動シミュレーションを用いて現象の定量化と、スクリュ形状の最適化に関する検討を行ってきた。しかし、繊維折損防止と繊維分散性向上の 2 つの特性を両立させる目的において、可塑化現象を定

量化し体系的に把握できたとは言い難く、課題を残している。特に第4章においては、繊維折損と繊維分散性への影響因子が、平均せん断応力が支配的であるとの結果が得られている中、技術的に対立する2つの特性を1つの因子で説明するには限界があるため、それぞれ別の因子で現象を定量化する必要があると考えられる。また、せん断応力を影響因子と考える場合、せん断速度だけでなく、せん断発熱による樹脂の粘度変化の影響を考慮することで、より現象を明確にすることができると考えられる。

そこで本章では、樹脂粘度が可塑化中に発生するせん断応力への影響に着目し、スクリュ形状に対する繊維折損と、繊維分散性に与える可塑化現象を明らかにすることを目的とした。

5.2 スクリュ形状

本検討において用いたスクリュは、第2章の Fig.2-1 に示したスクリュに加え、第4章で考案した Fig.4-6 に示すスクリュを含む計5種のスクリュを用いた。改めて、Fig.5-1 にスクリュ形状と、各スクリュの仕様値を Table 5-1 に示す。

これらのスクリュを用いて、流動シミュレーション、および可塑化実験を行った。

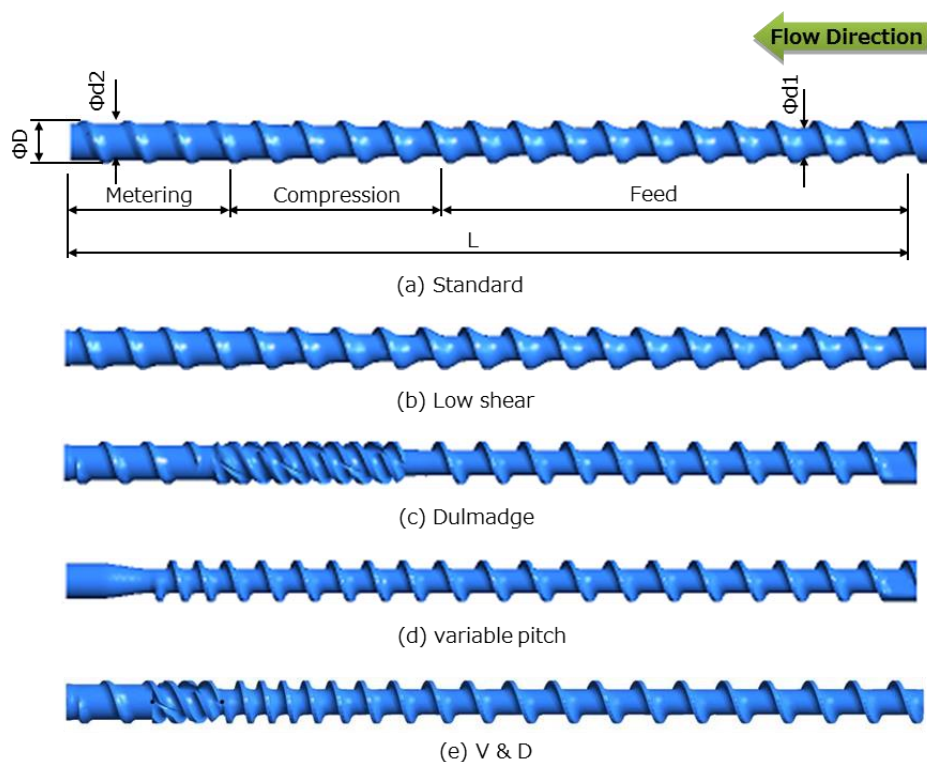


Fig. 5-1 Design of five tested screws.

Table 5-1 Specifications of screws.

	$\Phi d1$ (mm)	$\Phi d2$ (mm)	L/D	C.R.
Standard	15.6	20.4	20	2.1
Low-shear	14.2	19.8	20	2.0
Dulmadge	14.2	19.8	20	2.0
Variable-pitch	15.6	20.4	20	2.1
V & D	14.2	19.8	20	2.5

5.3 解析方法

5.3.1 解析条件とモデル

各スクリュ形状における樹脂の流動を解析するために、流動条件を以下の内容とした。

- ① 流体は非ニュートン流体とし、非圧縮性の非等温とする。
- ② 高粘性流体のため流体への慣性力、重力の影響は無視する。
- ③ 流体は流路内に完全充満しているものとする。
- ④ 流体のスクリュ表面およびシリンダ表面での滑りはない。

この時、連続の式、運動方程式、および構成方程式は、式 (2-1), (2-2), (2-3) で示される。

流体は完全溶融したポリプロピレンを想定し、キャピラリーレオメーターにより 190°C, 200°C, 210°C におけるせん断速度とせん断粘度をそれぞれ測定した。ここで、粘度測定に使用した樹脂は、本研究で使用するガラス繊維を含有していないポリプロピレンである。粘度データを Fig.5-2 に示す。流体のせん断速度依存性は、式(2-3)に示す Bird-Carreau モデルを用いた。流体の温度依存性については式(5-1)に示す Arrhenius モデルを用いた。

$$H(T) = \exp \left[\alpha \left(\frac{1}{T-T_0} - \frac{1}{T_\alpha-T_0} \right) \right] \quad (5-1)$$

ここで、 H は粘度、 α は活性化エネルギー比、 T_α は基準温度、 T_0 は絶対温度である。これらのモデルより、式(5-2)を用いて流体の粘度 $\eta(\dot{\gamma}, T)$ を定義した。

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = F(\dot{\gamma})H(T) \quad (5-2)$$

また、本解析は式(5-3)を用いて非定常、非等温にて行った。

$$\rho c_p \frac{DT}{Dt} = r - \nabla \cdot \mathbf{q} + \text{tr}(\sigma \mathbf{D}) \quad (5-3)$$

ここで、 ρ は密度、 c_p は比熱、 DT/Dt は温度の時間導関数、 r は外部熱源により発生した熱、 \mathbf{q} は熱流束、 σ はコーシーの応力テンソル、 \mathbf{D} は変形速度テンソルである。右辺第3項はせん断作用による発熱項である。

解析における樹脂流量 Q は、実際の可塑化工程における樹脂の単位時間あたりの可塑化体積に相当するため、実成形中における計量時間 t を測定し、式(2-4)より樹脂流量 Q を求めた。Table 5-2 に各スクリュにおける樹脂流量 Q を示す。また、解析は流体の初期温度を200℃とし、流体とスクリュ物性値は Table 5-3 に示す値を用いた。

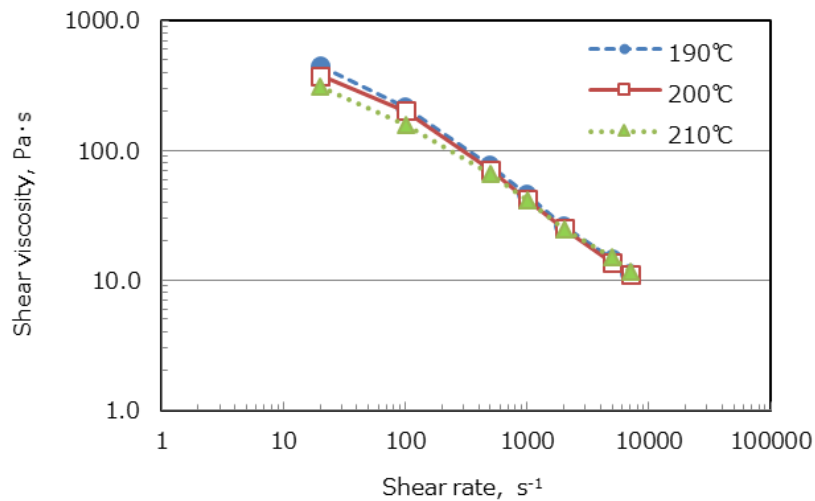


Fig. 5-2 Shear viscosity data of Polypropylene at each temperature.

Table 5-2 Volumetric flow rate to flow channel.

	Flow late Q (mm ³ /s)
Standard	2600
Low-shear	2869
Dulmadge	2928
Variable-pitch	3155
V & D	2955

Table 5-3 Physical properties of fluid and screw.

	Density (kg/m ³)	Thermal conductivity (W/mK)	Specific heat (J/kg°C)
Fluid	900	0.125	1930
Screw	7800	41.9	481

5.3.2 粒子追跡法

本研究においても、2.4.3 節と同様に粒子追跡を用いて検討を行った。第 4 章においては、繊維折損が粒子の平均せん断応力が高い場合に引き起こされる要因と仮定し検討を行った。本章においては、繊維折損に加え、繊維分散性に対する検討を行った。繊維分散性については、流体に作用する力と時間が関係する現象と考えられることから、総せん断ひずみ量 ϵ_{total} を繊維分散性の指標とした。各粒子が受けた総せん断ひずみ量 ϵ_{total} は式(5-4)により算出した。

$$\epsilon_{total} = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}(t) dt \quad (5-4)$$

ここで、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度、 t_p は粒子の滞留時間である。本研究では、各粒子が受けた総せん断ひずみ量 ϵ_{total} が大きいものほど繊維分散性が良好であると仮定した。

また、樹脂熔融状態に対する繊維への影響を確認するため、実際のスクリュの熔融位置に

対し、各粒子が受けたエネルギー U を式(5-5)により算出した。

$$U = \int_0^{t_p} \tau \cdot \dot{\gamma}(t) dt \quad (5-5)$$

ここで、 t_p は粒子の滞留時間、 τ はせん断応力、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度である。実際の熔融位置における粒子が受けたエネルギー U を算出することで、使用する樹脂に対する完全熔融位置を予測することが可能となる。

5.4 可塑化実験

5.4.1 実験材料と試験片の作成

本研究では、ガラス繊維含有量 20wt% のポリプロピレンペレット（日本ポリプロ(株)製、ファンクスターLR22W）を実験材料として用いた。本ペレットは、プラトルージョン法に類似した造粒方法にて、ガラス繊維のロービングを含浸ダイスに導き、フィラメント間に熔融したポリプロピレンを均一に含浸させた後、冷却工程を経て 10mm の長さに切断されたペレットである [116]。なお、ペレット中の繊維は、直径 $16 \mu\text{m}$ 、長さはペレット長と同じ 10mm であり、全て軸方向に配向している。LFP は、SFP が押出成形機内で樹脂と繊維が混練造粒され、0.5mm 以下の繊維がペレット中で既に分散していること対し、対照的な繊維長分布となっている。つまり、この造粒方法の違いが LFP の射出成形における可塑化工程において、繊維長と分散性が求められる理由となっている。

試験片は、射出成形機（東洋機械金属(株)製 ET-40V、スクリュ径 $\phi 24$ 、最大型締力 392 kN）により、Photo. 4-3 に示すダンベル試験片（JIS K 7054）を成形した。成形条件は、Table 5-4 に示す条件にて、Fig.5-1 に示す 5 種類のスクリュを用いてそれぞれ成形を行った。

Table 5-4 Injection molding conditions

Screw diameter (mm)	24
Screw rotation speed (min ⁻¹)	100
Injection pressure (MPa)	150
Back pressure (MPa)	2.7
Holding pressure (MPa)	25
Cylinder temperature (°C)	200
Mold temperature (°C)	70
Injection speed (mm/s)	50
Holding time (s)	12
Cooling time (s)	12

5.4.2 残存繊維長評価

試験片内の繊維長を測定するために、電気炉を用いて試験片全体を約 600℃で加熱して樹脂を気化させ、繊維のみを取り出した。取り出した繊維は、4.2.3 節と同様にそれぞれ水中で分散させ、光学顕微鏡にて観察し、画像を記録した後に画像処理プログラム (Sigma scan pro, SPSS.inc 製) を用いて繊維長の測定を行った。なお、測定本数は 1 サンプルにつき 1000 本とした。測定した繊維長は、4.2.3 節と同様に式(4-1)により重量平均繊維長 L_w を求め、式(5-6)により繊維長分布 $f(x)$ をそれぞれ調査した。

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^2}} \exp\left(-\frac{(L(x)-L_w)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (5-6)$$

ここで、 x は 0mm から 0.5mm 毎に 10mm まで算出し、 σ は測定した繊維長の標準偏差である。

5.4.3 繊維分散性評価

繊維分散性評価については、4.2.4 節と同様にフラクタル次元を用いて定量化し、フラク

タル値をそれぞれ算出した。

5.4.4 スクリュ内での樹脂溶融位置の確認

スクリュ内における樹脂の溶融位置が及ぼす繊維への影響を考察するために、静的可視化試験により各スクリュ内の樹脂の完全溶融位置を確認した。試験にはポリプロピレンと同材質で青色のマスターバッチを 0.5wt%混合したものを使用し、Table 5-5 に示す条件にて連続 10 回のパージを行った後に、シリンダからスクリュを取り外し樹脂の溶融状態を確認した。樹脂の完全溶融位置の判断は、マスターバッチが完全に溶融し、延伸分散した状態を示す位置とした。また、実験で判断された各スクリュの溶融位置におけるエネルギー U は、流動シミュレーションを用いて式(5-5)により算出した結果と比較し、溶融位置の妥当性を確認した。

Table 5-5 Purge conditions

Screw rotation speed (min^{-1})	100
Injection pressure (MPa)	100
Back pressure (MPa)	2.5
Cylinder temperature ($^{\circ}\text{C}$)	200
Injection speed (mm/s)	50

5.5 結果及び考察

5.5.1 残存繊維長および繊維分散性

Fig. 5-3 に、各スクリュによる試験片の残存繊維長の測定結果を示す。Variable-pitch スクリュが最も長く、V&D スクリュが次に続き、Dulmadge スクリュによる残存繊維長が最も短くなっていることがわかる。繊維折損要因について、これまでの研究報告 [113] [114] と同様にせん断応力の影響が示唆される。つまり、Dulmadge スクリュではダルメージ形状部での高せん断作用により繊維折損が促進されるが、Variable-pitch スクリュ、V&D スクリュでは圧縮部におけるスクリュフライトの溝が深いため、シリンダ近傍の高せん断力の影響を受け難く、繊維折損が少なかったと考えられる。

Fig. 5-4 に各スクリュによる残存繊維長分布を示す。スクリュ圧縮部の形状が同様の、Variable-pitch スクリュと V&D スクリュの繊維長分布が類似していることがわかる。これらのスクリュは、圧縮部の形状が同様の可変ピッチ形状であるが、V&D スクリュにおいてはダルメージ形状を有しているにもかかわらず、同様の繊維長分布を示している。また、V&D スクリュと同様のダルメージ形状を有する Dulmadge スクリュと繊維長分布が異なっていることから、繊維長分布はダルメージ形状に依存せず、スクリュ圧縮部の形状に依存することが考えられる。

一方、スクリュ圧縮比が同じ Low-shear スクリュと Dulmadge スクリュの繊維長分布が異なっていることがわかる。これは、ダルメージ部が V&D スクリュでは計量部に位置していることに対し、Dulmadge スクリュは圧縮部の途中から計量部にかけて位置していることに起因すると考えられる。スクリュ圧縮部においては、樹脂ペレットが完全溶融していないソリッドベットと、完全溶融したメルトプールが共存するため、樹脂の溶融状態が不安定な領域といえる。したがって、スクリュ圧縮部にダルメージ部が位置した場合に、溶融状態の不安定な樹脂がダルメージ部内で高いせん断応力を発生し、残存繊維長および繊維分布に影響を及ぼすことが考えられる。

以上のことから、残存繊維長および繊維長分布はスクリュ圧縮部の形状に依存し、またダルメージ部の位置が影響することが明らかとなった。

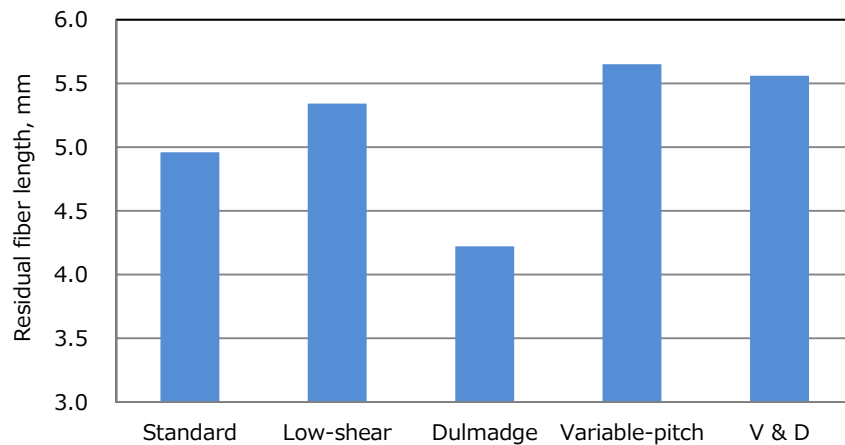


Fig. 5-3 Residual fiber length of FRTP for each screw.

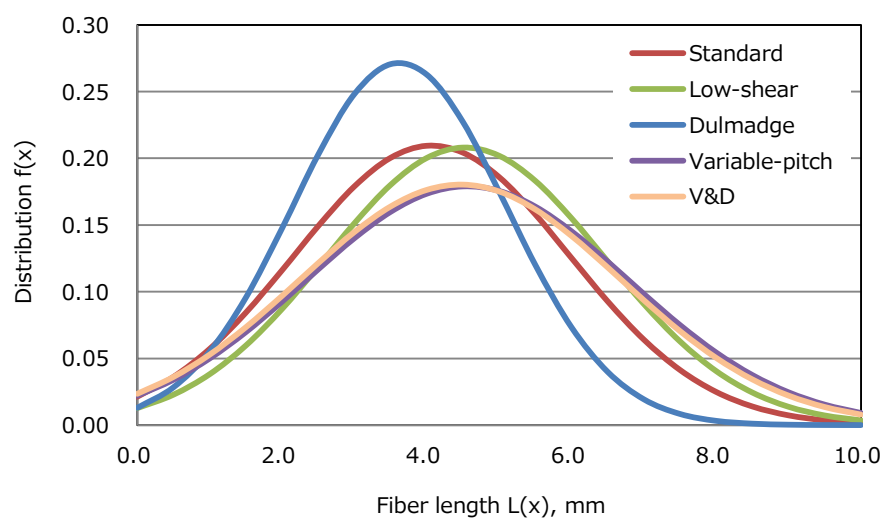


Fig. 5-4 Fiber length distribution of FRTP for each screw.

Fig. 5-5 に、各スクリュにおける試験片断面のフラクタル値の比較結果を示す。Dulmadge スクリュと V&D スクリュの繊維分散性は、他のスクリュに比べて良好であることがわかる。これは、Dulmadge スクリュと V&D スクリュに共通するダルメージ形状の混練効果により、繊維束が開繊した結果と考えられる。一方、ダルメージ形状を有さない他のスクリュにおいては、フラクタル値がほぼ同一の結果を示している。つまり、これは可塑化中の繊維

分散作用が、スクリュ圧縮比やスクリュ形状に依存せず、ダルメージ形状に依存していることを示唆している。

Fig. 5-6 に残存繊維長とフラクタル値の関係を示す。V&D スクリュを除くスクリュでは、残存繊維長が長くなるに従いフラクタル値が低下する傾向を示しており、繊維長 5mm 以上となった場合にフラクタル値の変化がほとんどみられない。しかし、V&D スクリュは、前章 Fig.4-9 と同様に、他のスクリュと比べて傾向が異なっており、両特性を向上させる可能性を有したスクリュと考えられる。

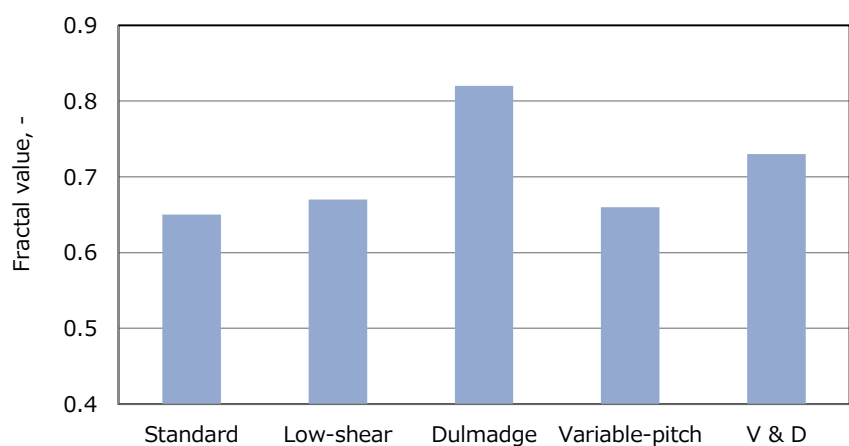


Fig. 5-5 Fractal value of FRTP for each screw.

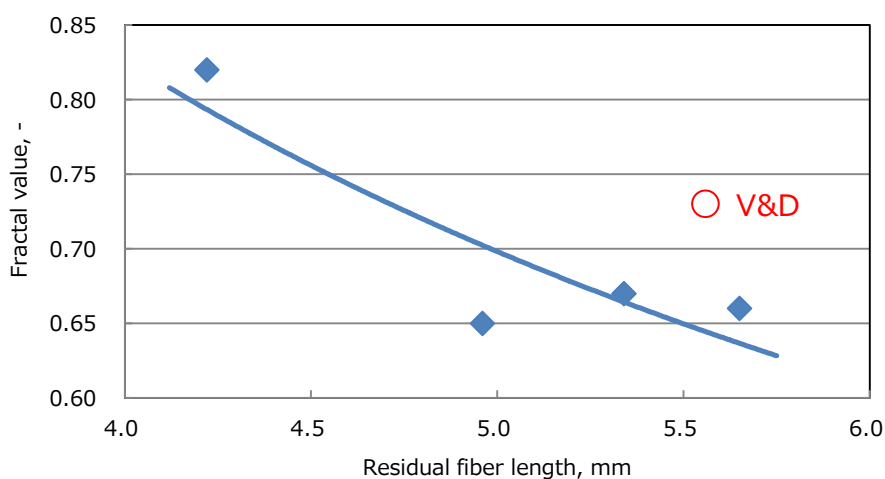
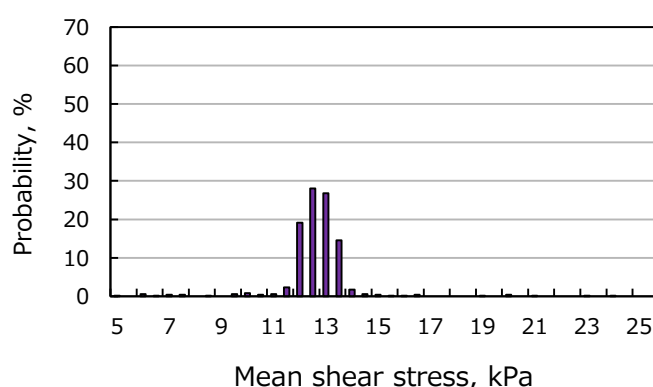


Fig. 5-6 Relationship between residual fiber length and fractal value.

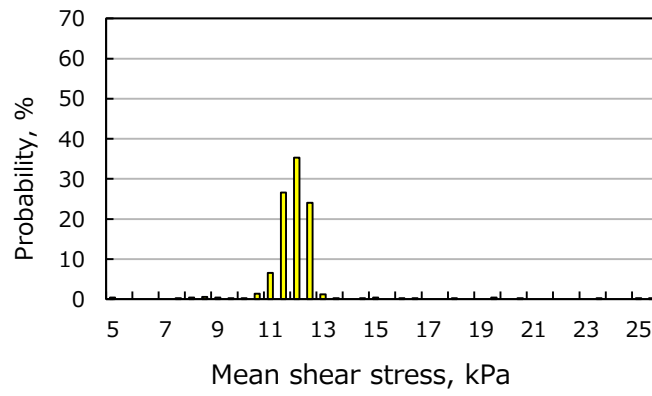
5.5.2 流動シミュレーション結果

Fig. 5-7 に各スクリュにおける平均せん断応力分布を示す．Variable-pitch スクリュにおいて最も低いせん断応力分布を示しており，V&D，Low-shear スクリュが次いで低い分布を示している．Dulmadge スクリュにおいては，Standard よりも低い値を示す粒子が多く存在するが，高いせん断応力を受ける粒子の割合が多いことがわかる．これは，Dulmadge スクリュが Low-shear スクリュと同様の圧縮比であるため，分布が Low-shear スクリュと類似した傾向を示すが，Dulmadge 部の影響により高いせん断応力を受ける粒子の割合が増加したものと考えられる．これらの解析結果は，Fig. 5-3 に示した残存繊維長の結果を反映しており，残存繊維長が平均せん断応力に影響すると考えられる．

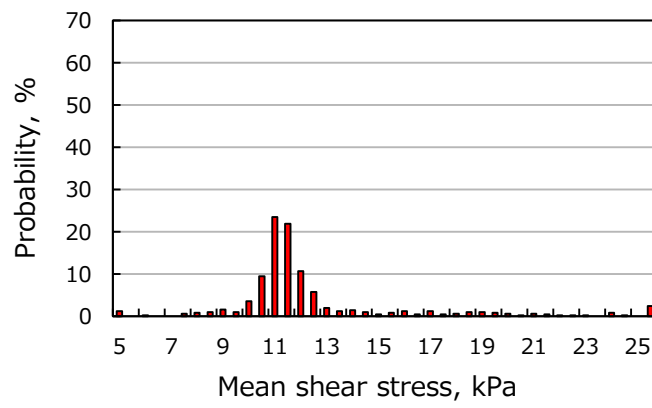
繊維分散性に対し，Fig. 5-8 (a) ～(e)に各スクリュにおける総せん断ひずみ量を示す．Dulmadge スクリュにおいて，総せん断ひずみ量が最も大きく，次いで V&D スクリュが大きい傾向を示しており，ダルメージ部を有したスクリュにおいて，総せん断ひずみ量が大きくなる傾向を示している．一方，ダルメージ部を有さない Standard スクリュと Low-shear スクリュでは，総せん断ひずみ量がほぼ同じ値を示し，Variable-pitch スクリュが最も小さくなっているが，それほど大きな違いはみられない．これらの解析結果は，Fig. 5-5 に示した繊維分散性の結果を反映しており，ダルメージ部の繊維分散性への影響が大きいことがわかる．



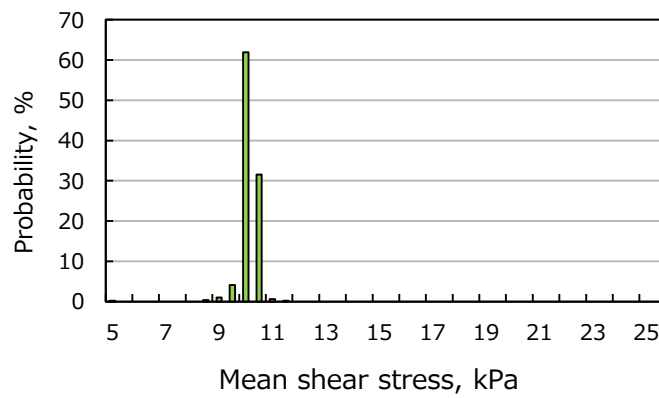
(a) Standard



(b) Low-shear



(c) Dulmadge



(d) Variable-pitch

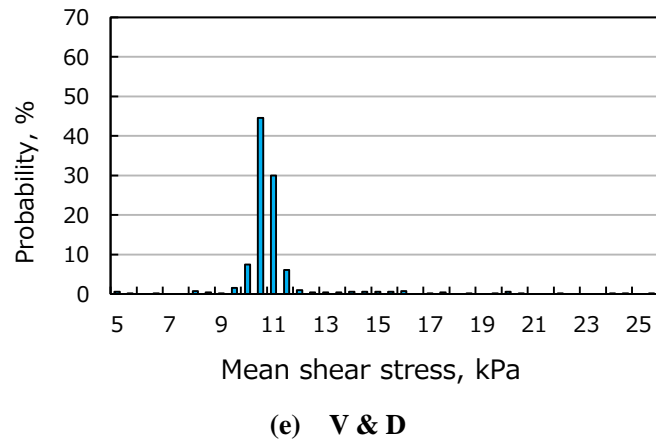


Fig. 5-7 Mean shear stress evaluated by particle tracking method for each screw type.

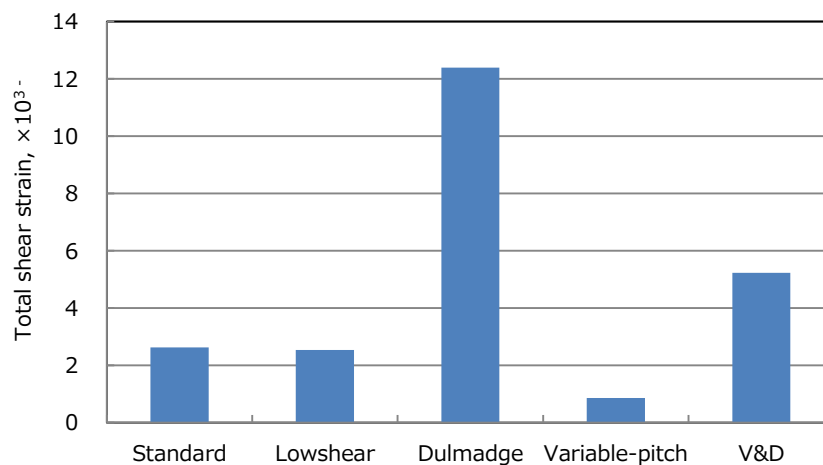


Fig. 5-8 Total shear strain evaluated by particle tracking method for each screw type.

5.5.3 樹脂溶融位置

Fig. 5-9 に各スクリュにおける樹脂溶融状態と樹脂の完全溶融位置を示す。また、Table 5-6 には流動シミュレーションにより求めた各スクリュの完全溶融位置における溶融エネルギー U を示す。実際の樹脂の完全溶融位置に対し、流動シミュレーションにより求めたエネルギー値に大差がみられないことから、溶融位置が妥当性であることを確認でき、本検討における完全溶融位置は、エネルギーが約 $4.18\text{MJ}/\text{m}^3$ に達する位置とした。

Standard スクリュは、圧縮部の後半にて完全溶融していることに対し、Low-shear スク

リュは 1 ピッチ遅れて圧縮部の最終位置で完全溶融している。これは Low-shear スクリュが Standard スクリュよりも圧縮比が低いため、完全溶融までに樹脂が受けるエネルギーが少なかったことが影響していると考えられる。また、Low-shear スクリュと圧縮比が同じ Dulmadge スクリュにおいては、圧縮部後半のダルメージ部にて Low-shear よりも約 1 ピッチ早く完全溶融している。これは、ダルメージ部にて高せん断応力が発生し、樹脂が受けるエネルギーが増加することが影響していると考えられる。一方、Variable-pitch スクリュと V&D スクリュは、圧縮部の最終位置で完全溶融している。Dulmadge スクリュと同様にダルメージ形状を有する V&D スクリュにおいては、完全溶融位置がダルメージ部の手前となっていることから、ダルメージ部で発生するせん断応力が Dulmadge スクリュよりも小さくなると考えられる。したがって、ダルメージ形状を有する Dulmadge スクリュと V&D スクリュにおける残存繊維長の違いは、樹脂の完全溶融位置とダルメージ部の位置に関係していると考えられる。

さらに、樹脂温度を上げた場合の残存繊維長の比較を行い、樹脂粘度による影響を確認した。Fig. 5-10 にダルメージ形状を有する V&D スクリュと Dulmadge スクリュ、およびダルメージ部を有さない Variable-pitch スクリュに対して、シリンダ温度を 240°C に上げた場合の残存繊維長の比較結果を示す。全てのスクリュにおいて、シリンダ温度を上げることによって残存繊維長が向上していることがわかる。特に Dulmadge スクリュにおいては残存繊維長が約 2mm 長くなっており、ダルメージ部の位置に対する樹脂の溶融状態の影響が大きいことが確認できる。Fig. 5-11 には各スクリュにおけるせん断応力分布の解析結果を示す。残存繊維長が長い傾向を示すスクリュほど、高いせん断応力が発生する領域が少ない傾向を示している。Fig. 5-9 に示した樹脂の完全溶融位置との対比において、Standard スクリュ、および Low-shear スクリュでは、圧縮部途中で樹脂が完全溶融し、完全溶融位置から先端部にかけてせん断応力が高くなっている。また、Variable-pitch スクリュは、完全溶融位置前後のせん断応力は低く、スクリュ先端部のみが高くなっている。さらに、V&D スクリュにおいては、ダルメージ部手前で完全溶融し、完全溶融位置から先端部のせん断応力が最も高くなっている。しかし、Dulmadge スクリュにおいては、ダルメージ部の途中で完全溶融し、完全溶融位置前後のせん断応力が最も高くなっている。

以上の結果から、スクリュ内で生じるせん断応力が、スクリュ形状に対する樹脂の溶融状態、つまり樹脂粘度に影響していることが考えられる。これは、Fig. 5-10 の結果からも明らかなように、樹脂温度を高くすることで樹脂の完全溶融位置が供給部側へシフトし、圧縮

部およびダルメージ部で発生するせん断応力が低減したと推察できる。したがって、可塑化中の繊維折損の防止と繊維分散性の向上には、樹脂を完全溶融させた後に分散作用を与える形状が有効であるといえる。

Table 5-6 The calculated energy of particular at the position of complete melting.

	Energy $U(\times 10^6 \text{J/m}^3)$
Standard	4.40
Low-shear	3.87
Dulmadge	4.24
Variable-pitch	4.20
V & D	4.18

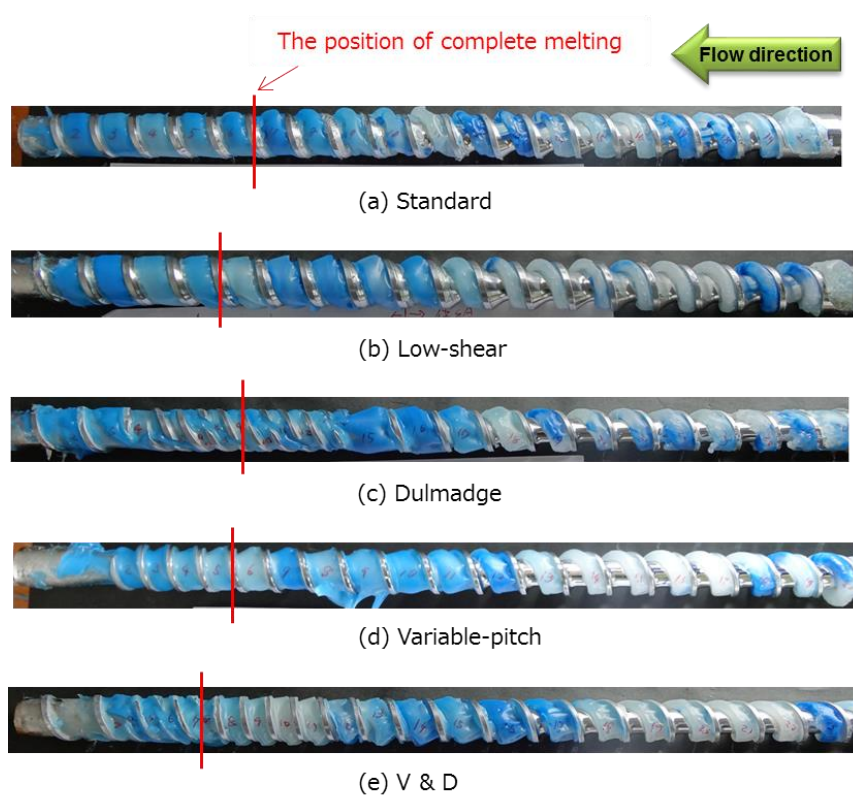


Fig. 5-9 Melting condition and position of complete melting for each screw.

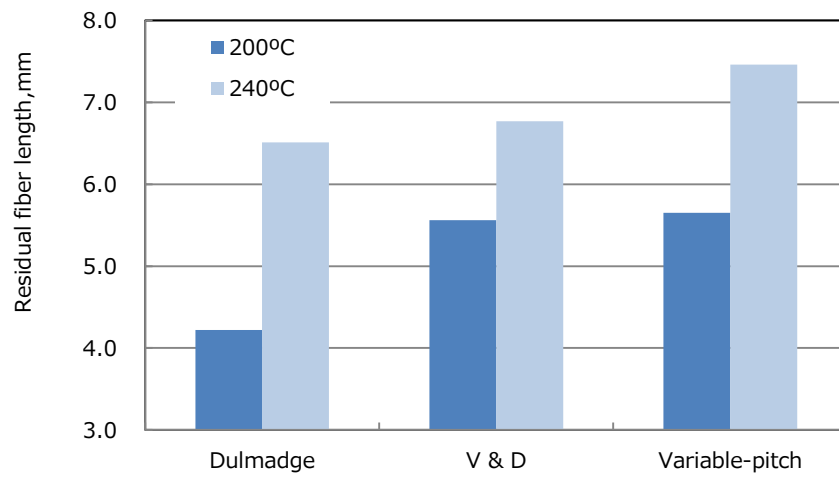


Fig. 5-10 Relationship between residual fiber length and cylinder temperature.

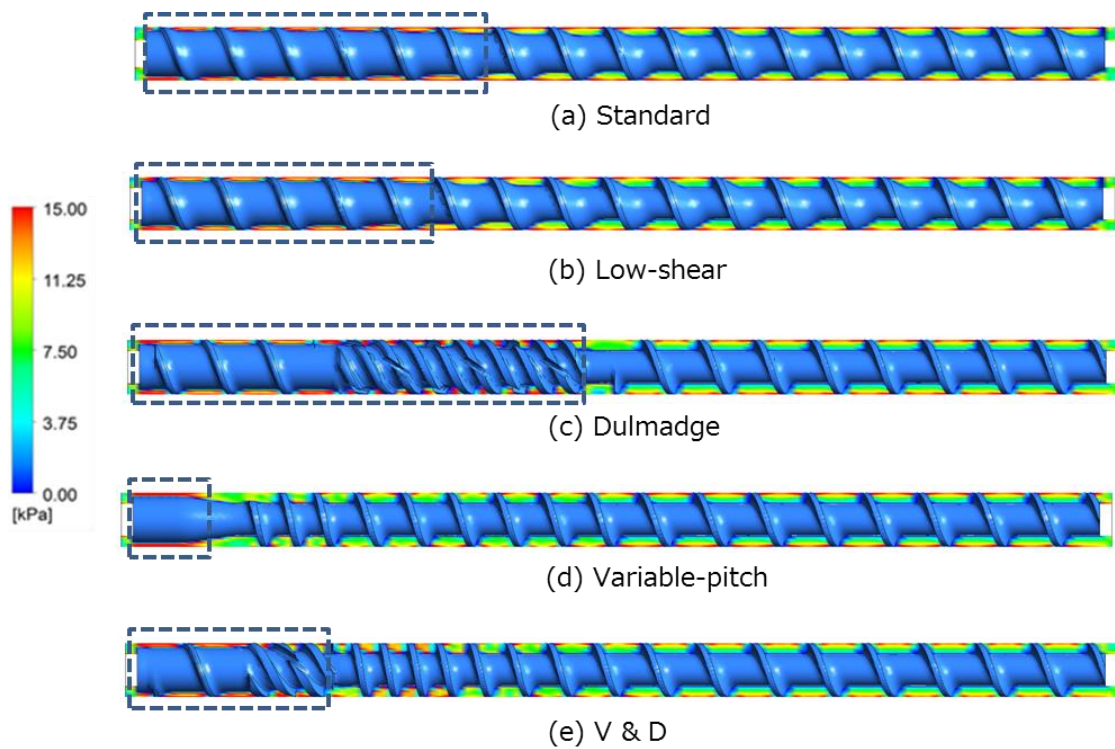


Fig. 5-11 Shear stress distributions in each screw.

5.6 結言

本研究は、ガラス長繊維を用いた熱可塑性樹脂の射出成形による可塑化プロセスにおいて、FRTP の繊維折損防止と繊維分散性の向上に対する樹脂粘度の影響に着目し、スクリュ形状の影響を実験と流動シミュレーションにより検討を行った。その結果を以下にまとめる。

- 樹脂粘度を考慮した検討を行うことで、残存繊維長は平均せん断応力、繊維分散性は総せん断ひずみ量が FRTP の可塑化現象に対して支配的因子であることが明らかとなった。
- 繊維分散性向上にはダルメージ形状が有効であり、ダルメージ部での繊維折損はその手前位置での樹脂溶融状態に強く依存する。つまり、ダルメージ部の手前で樹脂を完全溶融させることで、繊維折損を大幅に低減できること示唆する結果が得られた。
- 技術的に対立する 2 つの特性を両立させた形状の検討においては、それぞれの可塑化現象を定量化することで、より精度の高い形状の最適化が可能であることを確認した。

第6章 ダルメージ部における繊維折損と繊維分散

6.1 緒言

前章において、非等温解析により樹脂粘度の変化を加味した流動シミュレーションを行うことで、可塑化現象をより明確に定量化することが可能となり、解析精度の向上に繋がるということが明らかとなった。特に、非ニュートン流体に対しては、せん断ひずみ速度と応力の関係が非線形である中、流体粘度の温度依存性を考慮することが重要であることが示された。

これまで、繊維分散性向上にはダルメージ形状が有効であるが、残存繊維長に対しては逆効果であることが定性的に理解され、本研究においてもこれらが技術的に対立する関係にあることを実証した。しかし、前章の検討において、ダルメージ部における繊維への影響は、ダルメージ部で過大に発生するせん断応力による影響であることが示され、このせん断応力が樹脂粘度に強く依存することを示唆する結果を得た。特にせん断応力は、ニュートンの粘性法則により粘度とせん断速度に比例することから、可塑化中の樹脂粘度に対する影響を考慮することで、ダルメージ部における折損を最小限に抑えることができる可能性が示唆される。具体的には、樹脂がダルメージ部に到達するまでに完全に熔融し、十分に粘度が低下していれば、ダルメージ部で発生するせん断応力が低減し、繊維折損を抑制することができると考えられる。

そこで、本章ではこれらの仮定を実証するため、繊維折損の防止と繊維分散性向上のためのさらなる形状の最適化を検討し、その妥当性を確認することを目的とした。

6.2 スクリュ形状の最適化検討

6.2.1 スクリュ形状の検討

前章にて、V&D スクリュがダルメージ部の手前で完全溶融していることから、ダルメージ部で発生するせん断応力が Dulmadge スクリュよりも小さく、繊維折損が低減する傾向を確認した。そこで本章では、Fig. 6-1 に示す V&Long-D スクリュによる評価を試みた。これは、残存繊維長と繊維分散性が共に良好であった V&D スクリュに対し、ダルメージ部のみを流動方向へ長くした形状であり、V&D スクリュよりも繊維分散性のみが向上することを期待したスクリュである。

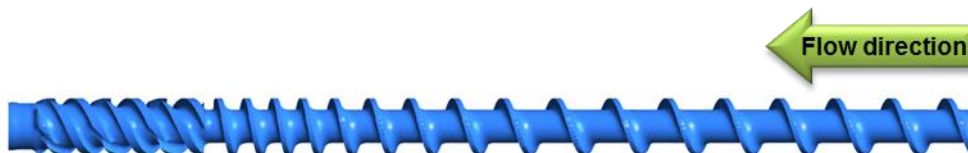


Fig. 6-1 Appearance of V & Long-D screw.

6.2.2 解析条件とモデル

解析条件は、5.3.1 節と同様の条件で行った。なお、V&Long-D スクリュの樹脂流量 Q は、他のスクリュと同様に式 (2-4) より、実成形中における計量時間を測定し算出した。また、解析は 5.3.2 節と同様に粒子追跡法を用いて、平均せん断応力、総せん断ひずみ量を求め、Standard スクリュ、V&D スクリュとの比較を行った。

6.3 可塑化実験

6.3.1 実験材料と試験片の作成

実験材料、及び試験片の作成は、5.4.1 節と同様に行った。

6.3.2 残存繊維長及び繊維分散性の評価

5.4.2 節、及び 5.4.3 節と同様の評価を行い、Standard スクリュ、V&D スクリュとの比

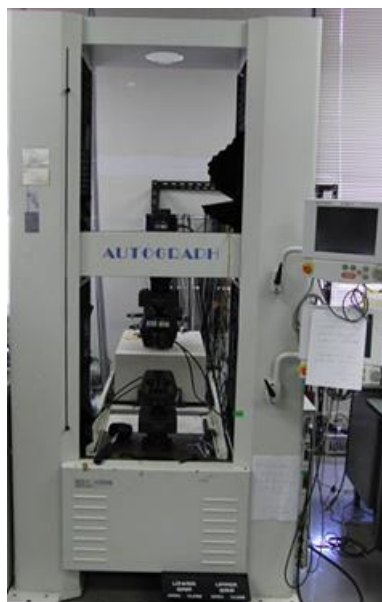
較を行った。

6.3.3 引張試験及び衝撃試験方法

成形品中の残存繊維長，及び繊維分散性に対する機械的特性の関係を確認するため，引張試験と衝撃試験を行った．引張試験には，Photo.6-1 に示す引張試験機（島津製作所製 Autograph AG-1）を用いて，JIS K 7162 に準拠し評価を行った．なお，試験はダンベル試験片を用いて，試験速度は 1.0mm/s とし，支点間距離を 80mm として試験を行った．

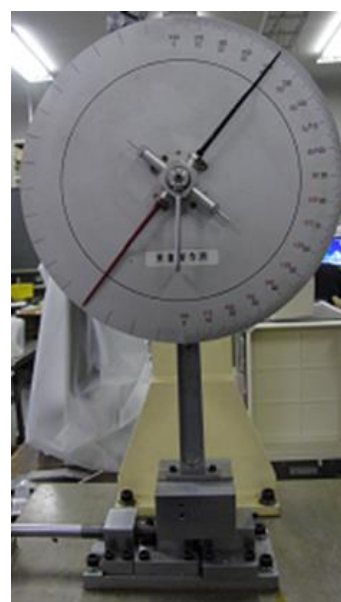
衝撃試験は，Photo.6-2 に示す衝撃試験機（米倉製作所製 樹脂用衝撃試験機）を用いて，JIS K 7110 に基づきアイゾット衝撃試験を行った．試験はノッチ無しの試験片（4mm×10mm×80mm）を用いて，ハンマー重量 2.1kg，アーム長さ 0.31mm にて，衝突速度は 2.9m/s として行った．

上記試験は，それぞれ 10 本の評価を行い，繊維長，及び繊維分散性に対する機械的特性の影響を比較した．



(a) Tensile tester

(Autograph AG-1, Shimadzu Co., Ltd.)



(b) Impact tester for plastics

(Yonekura MFG Co., Ltd.)

Photo. 6-1 External view of experimental equipment.

6.4 結果及び考察

6.4.1 流動シミュレーション結果

Fig. 6-2 に、粒子追跡法による平均せん断応力の分布を示す。V&Long-D スクリュは、V&D スクリュとほぼ同じ分布傾向を示しているが、15kPa 以上の高いせん断応力のピーク値の割合が 4.5%から 7.9%に増加している。これは、ダルメージ部が長くなったことによる影響と考えられるが、全体に占める変化としては少ないため、V&Long-D によるせん断応力の繊維への影響は微小であると推察される。

一方、Fig. 6-3 には V&Long-D スクリュの繊維分散性への効果を検討するため、総せん断ひずみ量の結果を示す。V&Long-D スクリュは、V&D スクリュと比べて総せん断ひずみ量が約 2 倍に向上している。これは、ダルメージ部の長さに比例した結果であると考えられ、V&Long-D スクリュは V&D スクリュよりも分散性が向上することが期待できる。

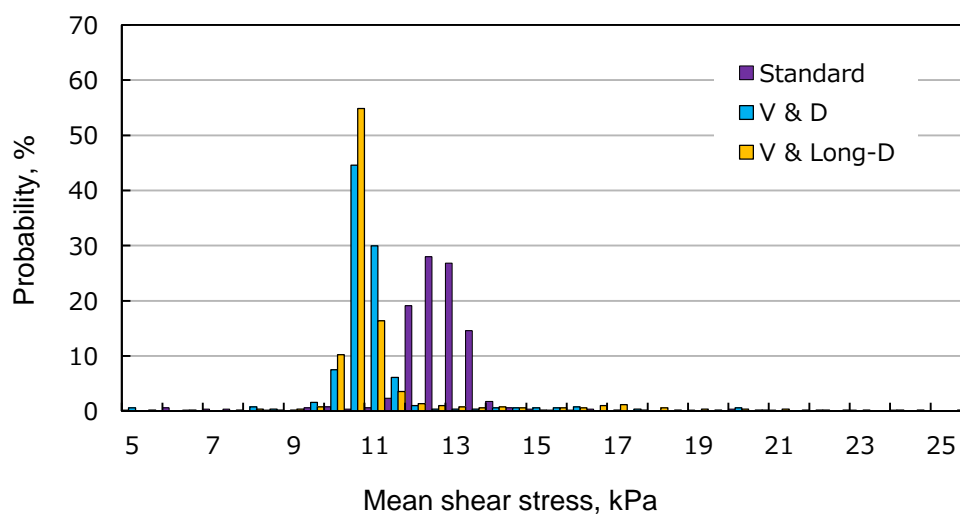


Fig. 6-2 Mean shear stress evaluated by particle tracking method for V & Long-D screw.

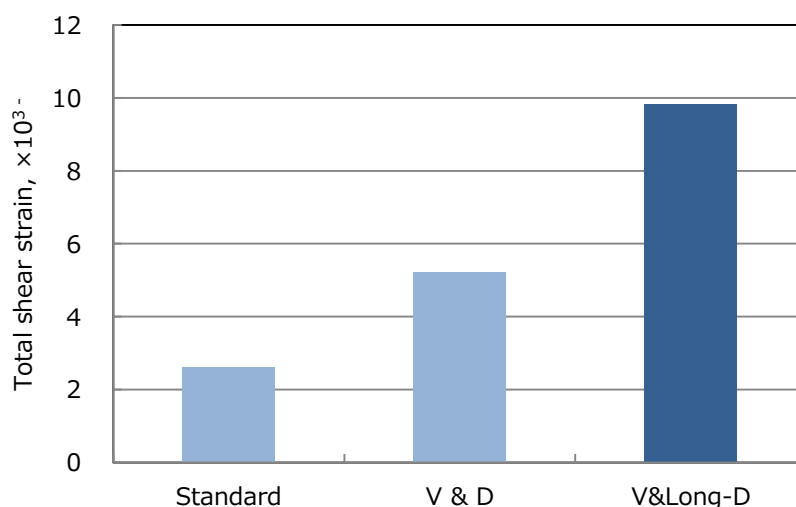


Fig. 6-3 Total shear strain evaluated by particle tracking method for V & Long-D screw.

6.4.2 残存繊維長及び繊維分散性

Fig.6-4 に、V&Long-D スクリュによる試験片内の残存繊維長の測定結果を示す。V&Long-D スクリュと V&D スクリュによる残存繊維長はほぼ同じであり、繊維がダルメージ部の長さの影響をほとんど受けていないことがわかる。これは、実験結果を流動シミュレーション結果が明確に示しており、ダルメージ形状の手前で樹脂が完全溶解することでせん断応力が低減し、繊維長への影響も少なくなることを示唆している。また、Fig. 6-5 に V&Long-D スクリュによるフラクタル値の結果を示す。V&Long-D スクリュは V&D スクリュと比べ、フラクタル値が高くなっており、繊維分散性が向上していることがわかる。本結果においても流動シミュレーションと同様の結果を示しており、実験結果を流動シミュレーションによる結果が明確に示していることがわかる。

以上の結果から、実験による結果とシミュレーションによる結果は同様の傾向を示しており、ダルメージ部を有するスクリュにおいては、残存繊維長がダルメージ部手前の樹脂溶解状態に強く依存することが明らかとなった。

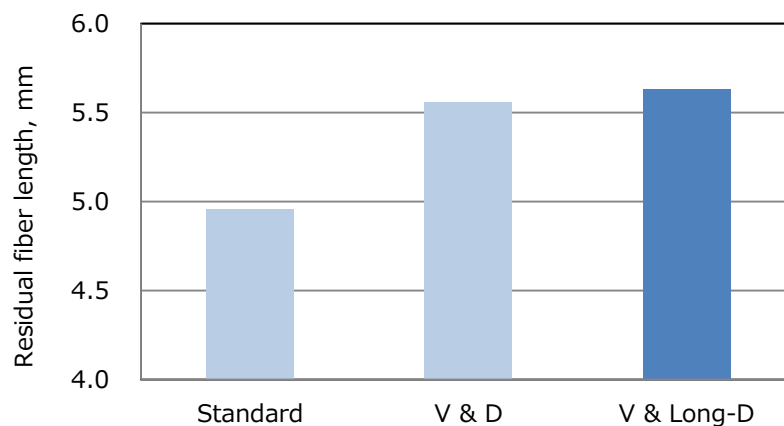


Fig. 6-4 Residual fiber length for V & Long-D screw.

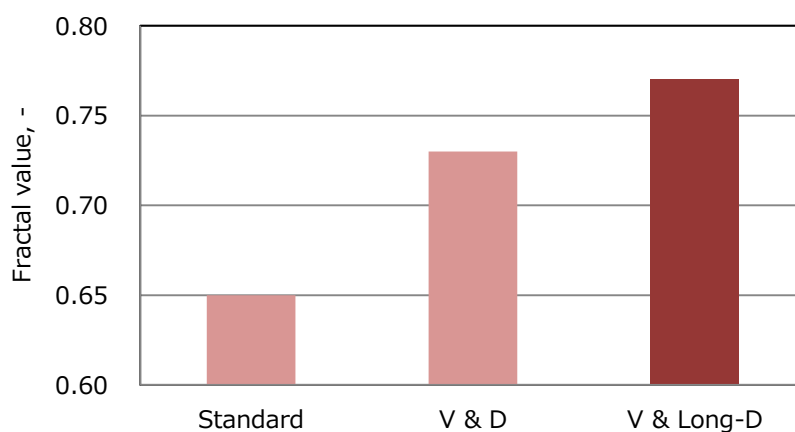


Fig. 6-5 Fractal value for V & Long-D screw.

6.4.3 機械的特性

成形品中の残存繊維長と、機械的特性の関係を Fig.6-6 に示す。残存繊維長が長くなるに従い、引張強度、衝撃強度が共に向上する傾向を示していることがわかる。また、繊維長に対する補強効果としては衝撃強度の方が高い傾向を示している。一方、繊維分散性に対する効果としては、Fig.6-7 に示すように、各機械的特性に対する偏差が低減する傾向にあることがわかる。これは、繊維が成形品内に均一に分散することで、成形品の品質安定性が向上することを意味するものである。特に、射出成形における再現性の高い生産は、大量生産を行う上で必要不可欠であるため、一時的に向上する機械的強度よりも重要であ

る。つまり、射出成形品の機械的特性を向上するためには、成形品中の残存繊維長をより長くすることが必要ではあるが、製品の品質を向上させるためには、同時に繊維分散性を向上させることが重要であるといえる。

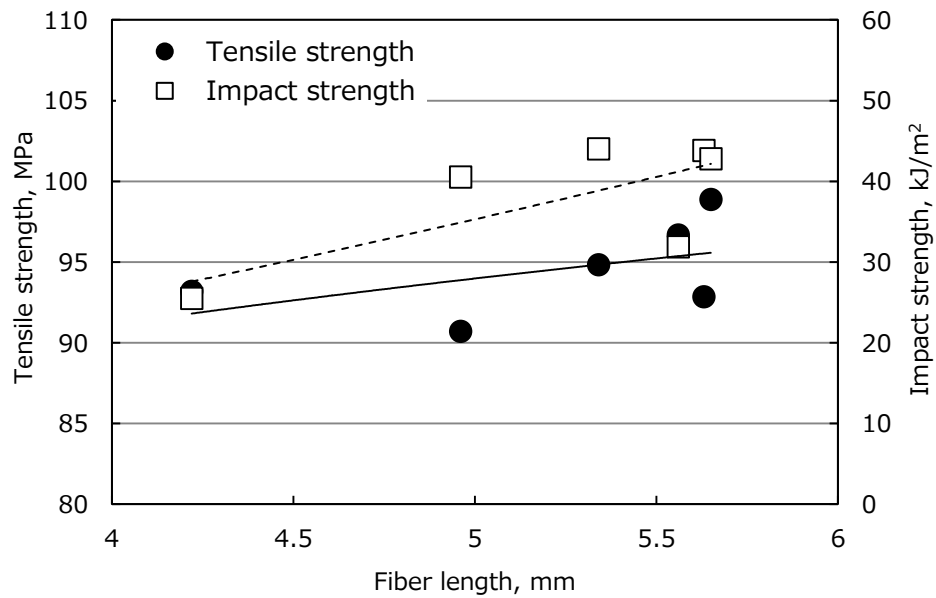


Fig. 6-6 Relationships between the fiber length and the mechanical properties.

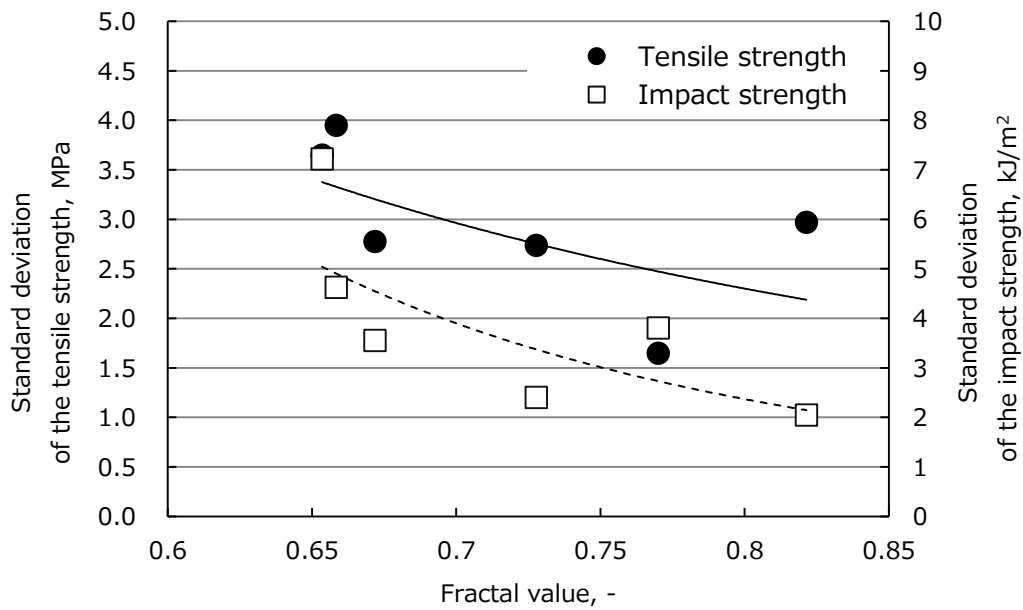


Fig. 6-7 Relationship between fractal value and standard deviation of mechanical properties.

6.6 結言

本研究では、樹脂粘度に対するせん断応力の影響から可塑化現象を定量化し、繊維折損の抑制と繊維分散性をさらに向上させるための検討を行い、以下の結論を得た。

- ダルメージ部で発生するせん断応力は樹脂粘度が支配的因子であり、樹脂が完全に溶解した後にダルメージ部を流動させることでせん断応力が低減し、また、ダルメージ部を長く設定してもせん断応力は大きくならないことを確認した。
- 繊維分散性は、総せん断ひずみ量を大きくすることで向上するが、繊維長と繊維分散性を両立するためには、せん断応力を最小限に抑え、総せん断ひずみ量を大きくすることが必要であることを明らかにした。
- 残存繊維長と繊維分散性の向上は、成形品の機械的特性の向上に重要であり、その中でも繊維分散性は、再現性の高い射出成形を行う上で重要な要素であることを確認した。

第7章 ダルメージ形状の最適化

7.1 緒言

前章までの検討において、繊維折損は可塑化中に発生するせん断応力が影響し、ダルメージ部で発生するせん断応力は、樹脂の熔融粘度が支配的因子であることが明らかとなった。一方、繊維分散性に対しては、総せん断ひずみ量と強い相関性を示すことが明らかとなったが、その具体的な影響因子は明確になっていない。

これまでの研究では、流動シミュレーションや可塑化実験をスクリュ形状全域に対して行っていたため、特徴ある形状に対して直接的影響を確認することができていなかった。特に、実験に用いてきたダルメージ形状は、既存のものを用いていたため、繊維分散性に対する影響因子を明確にすることで、形状の最適化を行う余地があると考えられる。

そこで本章では、スクリュ形状の部分的な評価を行い、繊維折損と分散性に対する影響因子を明らかにし、ダルメージ形状の最適化を行うことを試みた。

7.2 スクリュ形状の部分的評価

7.2.1 評価方法

スクリュ形状の部分的評価には、Fig.7-1 に示す 3 本のスクリュ形状を用い、W、X、Y の 3 箇所を位置を定めて行った。評価は、5.3 節と同様に流動シミュレーションを行い、スクリュの各位置における平均せん断応力の変化を評価した。また、スクリュ内での各位置における繊維折損状況を確認するため、連続成形後にシリンダからスクリュを取り出し、スクリュの各位置に滞留する樹脂をサンプリングし、繊維長をそれぞれ測定した。なお、本実験に用いた樹脂、可塑化条件は 5.4.1 節と同様であり、サンプリングした樹脂中の繊維長は、5.4.2 節で示す方法と同様に測定を行い、特に X-Y 間の特徴あるスクリュ形状における平均せん断応力と、繊維折損の関係を調査した。

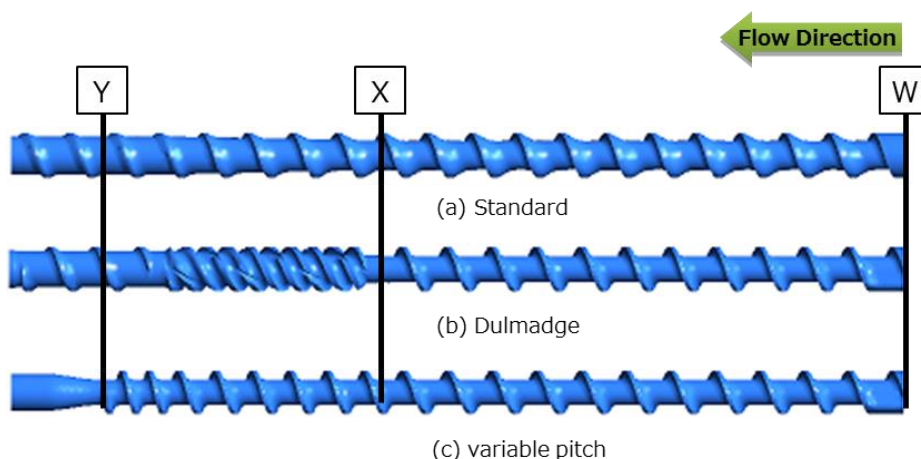


Fig. 7-1 Partial evaluation positions of three tested screws.

7.2.2 評価結果

Fig.7-2 に、各スクリュ位置における平均せん断応力分布を示し、Fig.7-3 には、スクリュ内の W、X、Y 位置における繊維長の測定結果を示す。W 位置から X 位置において、各スクリュの平均せん断応力は一様に分布していることから、スクリュ内の平均繊維長にも大きな変化はみられない。しかし、X 位置から Y 位置にかけては、Dulmadge スクリュが最も平均せん断応力の変化が大きくなり、それに伴い繊維折損が生じていることが確認で

きる。これまでの検討では、前述のとおりスクリュ全域に対して行ってきた。スクリュ全域としての検討では、Fig.7-4 に示すように、平均せん断応力と繊維折損量の関係が得られ、近似線の決定係数 R^2 が 0.81 であることから、適度な相関関係にあることがわかる。しかし、Fig.7-5 に示すように、X 位置から Y 位置にかけての繊維折損率と平均せん断応力の増加率の関係をみると決定係数が 0.99 であり、非常に強い相関関係にあることがわかる。

一方、繊維分散性については、スクリュ全域におけるせん断ひずみ量とフラクタル値の関係を Fig.7-6 に示すように、近似線の決定係数が 0.97 と強い相関関係にあり、部分的な評価をしなくとも傾向を把握できることが確認できる。これは、総せん断ひずみ量がダルメージ形状への依存度が高いため、部分的な評価をしなくても強い相関関係が得られたと考えられる。

以上のように、繊維長を長く残し、繊維分散性を向上させるためには、スクリュ形状を部分的に評価し、且つ、特にダルメージ部での繊維折損を最小限に押さえた上で、分散性を向上させるための形状の最適化が必要である。

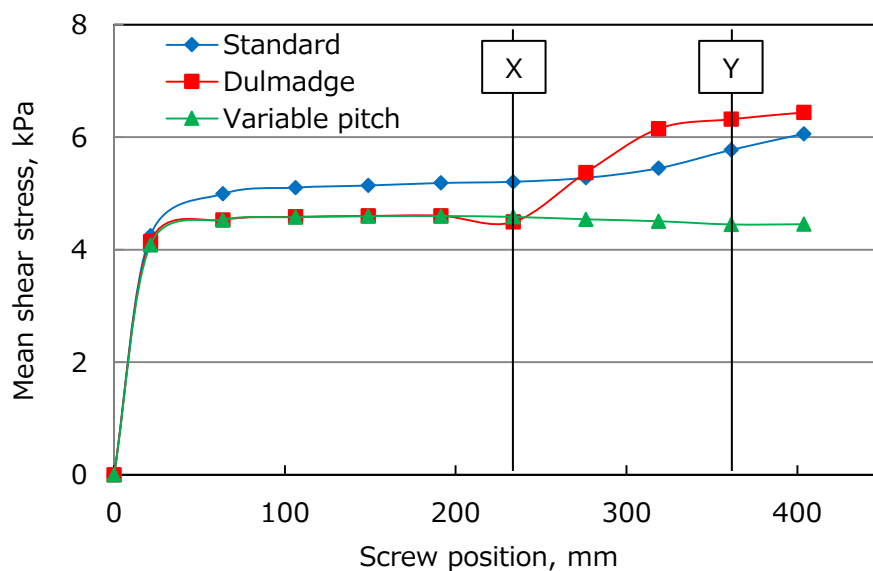


Fig. 7-2 Mean shear stress distribution for each screw.

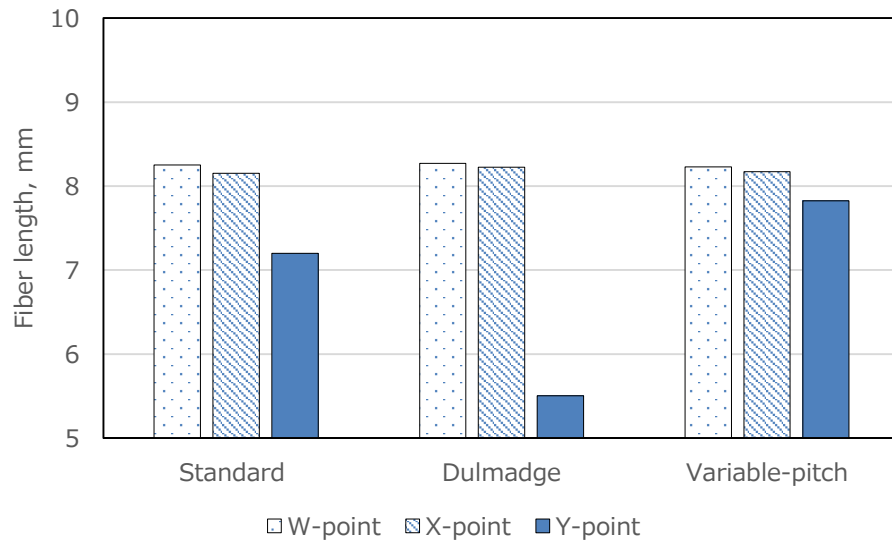


Fig. 7-3 Relationships between fiber length and screw position for each screw.

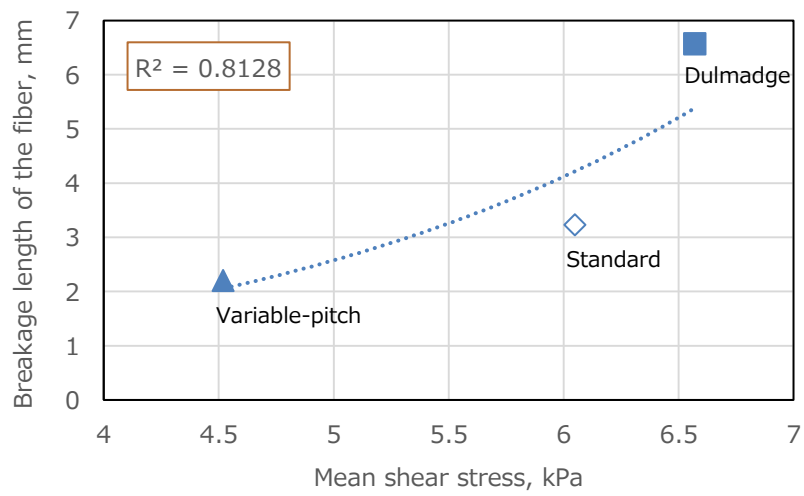


Fig. 7-4 Relationship between breakage length of fiber and mean shear stress.

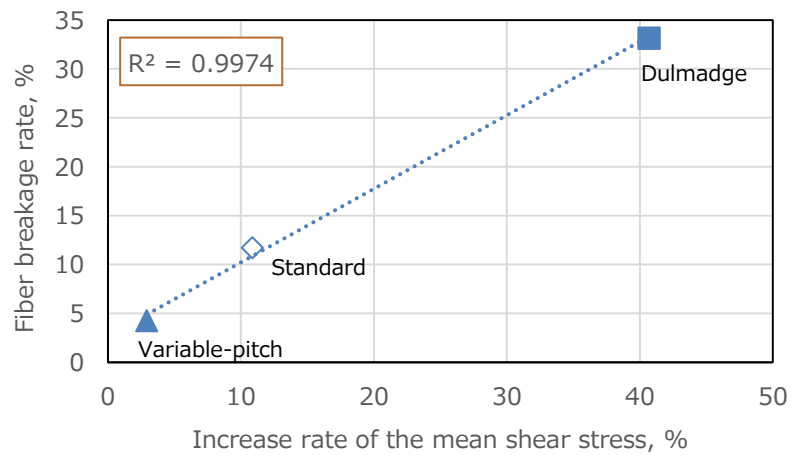


Fig. 7-5 Relationship between fiber breakage rate and increase rate of shear stress.

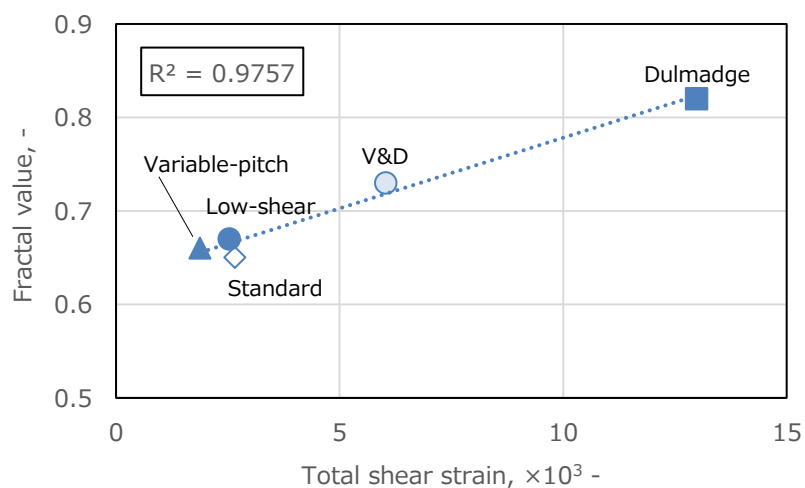


Fig. 7-6 Relationship between fractal value and average of total shear strain.

7.3 ダルメージ形状の最適化検討

7.3.1 ダルメージ形状の検討

前章までに得られた結果から、可塑化中の繊維長、及び繊維分散性に対する構成式と特性を Table 7-1 にまとめる。ここで、 $\dot{\gamma}$ はせん断速度、 t_p は滞留時間、 τ はせん断応力、 ε はせん断ひずみ量、 η は樹脂粘度である。

繊維長に対し、可塑化中の繊維折損を抑制するためには、平均せん断応力 τ_{mean} を小さくすることが必要となり、そのために、樹脂粘度 η を下げることが有効であることを前章までに確認した。また、せん断速度 $\dot{\gamma}$ を下げることが同じく有効であると考えられるが、その場合、総せん断ひずみ量 ε_{total} が小さくなり、繊維分散性が悪化することが懸念される。そのため、繊維分散性と繊維長に共通して関係する滞留時間 t_p に着目し、検討を行った。ダルメージ形状の最適化に対し、繊維分散性の向上と繊維折損を防止するためには、Table 7-1 の関係から、せん断応力 τ を最小限に抑え、滞留時間 t_p をより長くし、総せん断ひずみ量 ε_{total} を増加させることが有効であると考えられる。

そこで本研究では、Fig.7-7 に示すダルメージ形状を有した V&R スクリュによる評価を試みた。これは、従来のダルメージ形状に設けていた切欠き溝を、フライト部に対して反対方向に切欠き溝を複数設け、流路を複雑化させることで樹脂の軸方向への流動速度を低下させることを目的とした形状である。このスクリュ形状は、Fig.6-1 に示す V&Long-D スクリュに対してダルメージ部のみを特殊形状にしたものであり、これまでと同様に流動シミュレーションと、可塑化実験により検討の妥当性を確認した。

Table 7-1 Relationships between constitutive equation and fiber characteristic.

	Constitutive equation	Characteristic
Fiber length	$\tau_{mean} = \frac{\int_0^{t_p} \tau(t) dt}{t_p}$ $\tau(t) = \eta \cdot \dot{\gamma}(t)$	Long $< \tau_{mean} < \text{Short}$
Fiber dispersion	$\varepsilon_{total} = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}(t) dt$	Poor $< \varepsilon_{total} < \textbf{Good}$

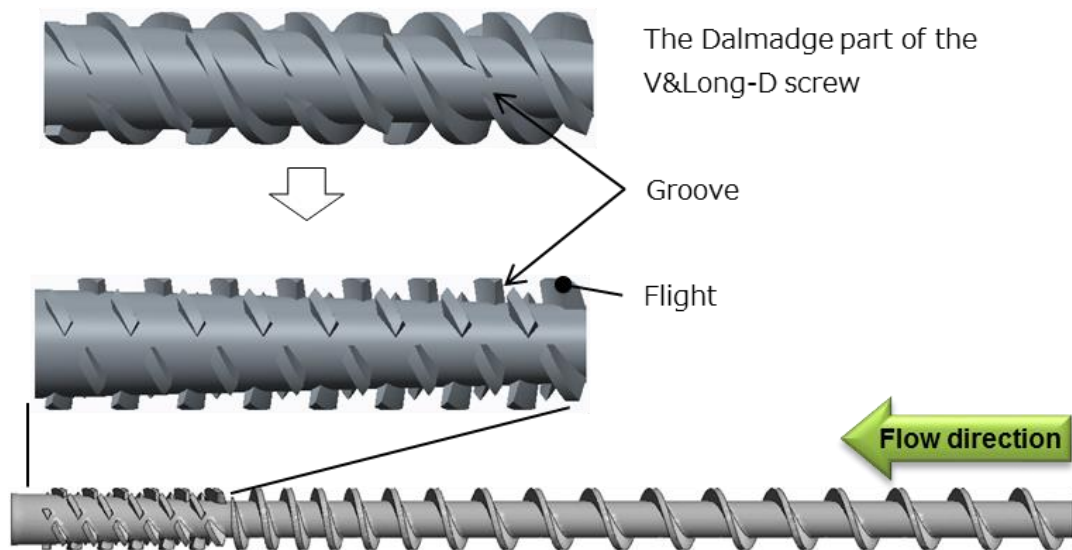


Fig. 7-7 Appearance of V & R screw.

7.3.2 解析条件とモデル

解析条件は，5.3.1 節と同様の条件で行った．なお，V&R スクリュの樹脂流量 Q は，他のスクリュと同様に式（2-4）より，実成形中における計量時間を測定し算出した．また，解析は，5.3.2 と同様に粒子追跡法により，ダルメージ部における平均せん断応力，総せん断ひずみ量を求め，さらに本研究では，総せん断ひずみ量に対する滞留時間の影響についても調査を行い，V&Long-D スクリュとの比較を行った．

7.4 可塑化実験

本研究における可塑化実験は，6.3.1 節，及び 6.3.2 節と同様の内容で行い，V&Long-D スクリュとの比較を行った．

7.5 結果及び考察

7.5.1 流動シミュレーション結果

Fig.7-8 に、粒子追跡法による平均せん断応力の比較を示す。V&R スクリュは、V&Long-D スクリュに比べて平均せん断応力が低くなっていることがわかる。これは、V&R スクリュはフライト部の切り欠き溝を V&Long-D スクリュよりも多く設けているため、流路の容積が拡大し、流体のせん断速度が低下したことが要因と考えられる。

Fig.7-9 には、総せん断ひずみ量の比較を示す。総せん断ひずみ量については、V&R スクリュの方が大きくなっていることがわかる。さらに、Fig.7-10 には、粒子の滞留時間の比較を示すが、V&R スクリュの方が長くなることがわかる。これは、V&R スクリュにおける総せん断ひずみ量が、せん断速度の高い V&Log-D スクリュよりも大きくなった理由として、粒子の滞留時間が関係していることを意味している。つまり、これらの結果は、流路の容積が拡大することでせん断速度が低下し、せん断応力が低くなるが、流路が複雑化することで滞留時間が長くなり、結果として可塑化中の繊維折損の防止と繊維分散性が向上することを示唆している。

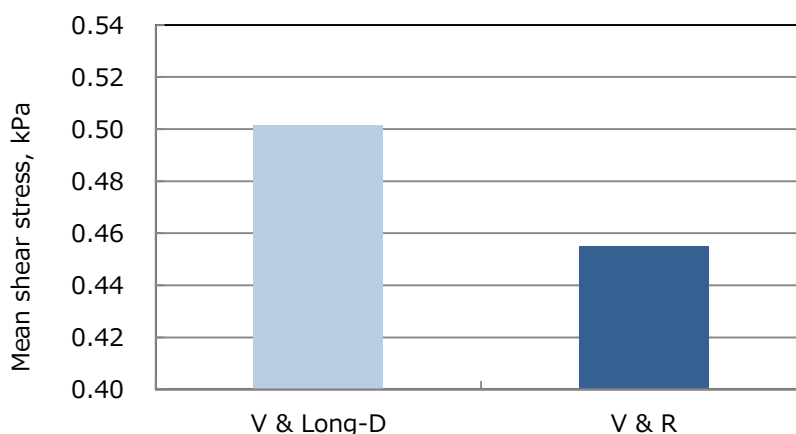


Fig. 7-8 Mean shear strain evaluated by particle tracking method for V & R screw.

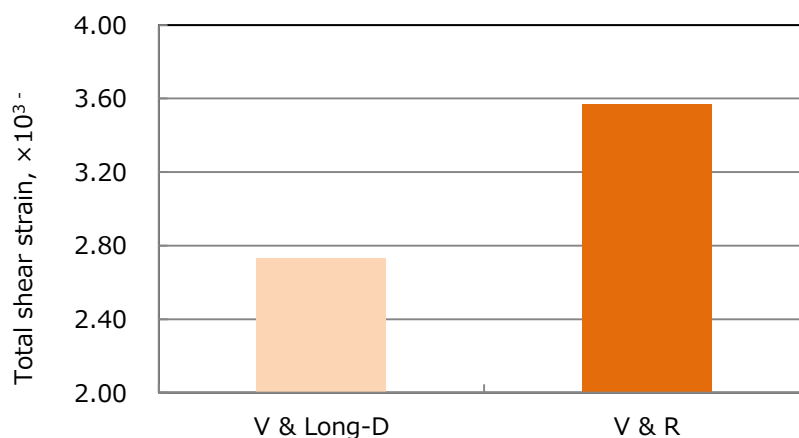


Fig. 7-9 Total shear strain evaluated by particle tracking method for V & R screw.

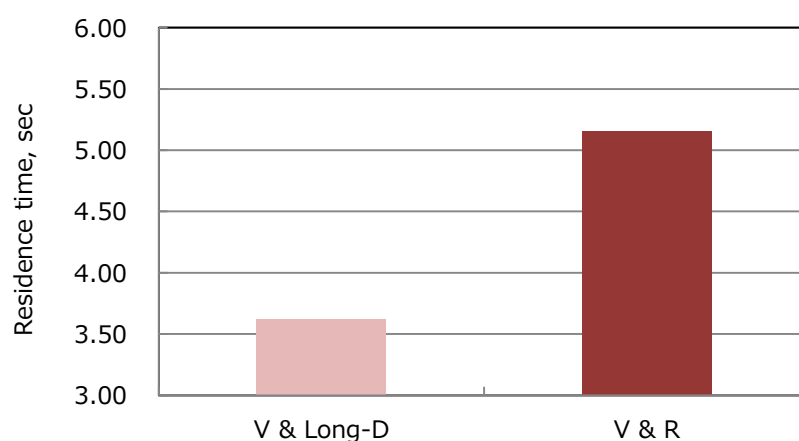


Fig. 7-10 Residence time evaluated by particle tracking method for V & R screw.

7.5.2 残存繊維長及び繊維分散性

Fig.7-11 に、各スクリュによる試験片の残存繊維長の測定結果を示す。残存繊維長は、V&R スクリュの方が長い結果であり、Fig.7-8 に示す流動シミュレーションによる結果と同様の傾向を示していることから、ダルメージ部におけるせん断応力が残存繊維長に影響を及ぼしていることがわかる。

一方、Fig.7-12 には、各スクリュによる試験片断面のフラクタル値を示す。フラクタル値においても、V&R スクリュの方が高く分散性が良好な結果となっており、Fig.7-9 に示す流動シミュレーション結果と同様の傾向を示している。これは、繊維分散性が流体の滞留時間

に依存することを示す結果であり、V&R スクリュのダルメージ部における滞留時間が、Fig.7-10 に示す結果と同様に、V&Long-D スクリュよりも長くなったためと考えられる。

以上の結果から、繊維長と繊維分散性を両立させるために必要なダルメージ形状としては、繊維折損を抑制するためにせん断応力を小さくし、技術的に対立する繊維分散性については、流体の滞留時間を延長する形状が望ましいことが明らかとなった。

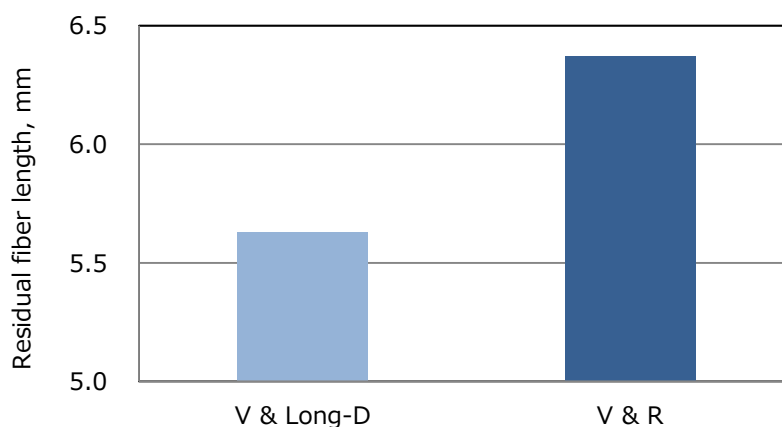


Fig. 7-11 Residual fiber length for V & R screw.

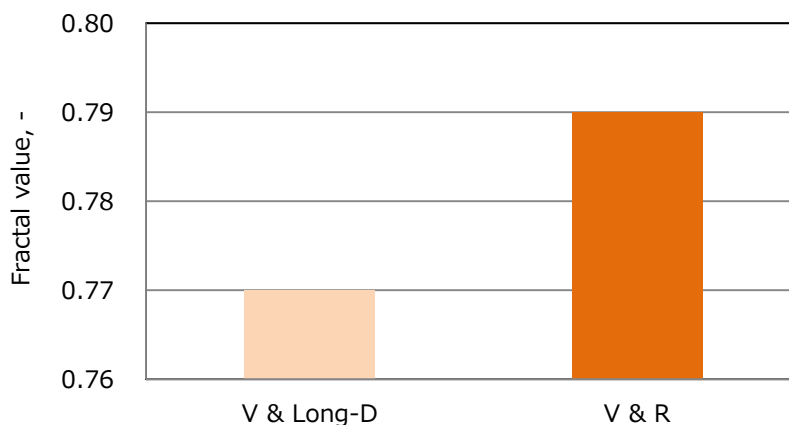


Fig. 7-12 Fractal value for V & R screw.

7.6 結言

本研究では、ダルメージ形状の最適化を行うために、スクリュ形状の部分的評価を行い、繊維折損と繊維分散性に対する影響を明確にすることを試み、以下の結論を得た。

- ダルメージ形状の最適化に対し、形状を部分的に評価することにより、繊維長と繊維分散性に対する形状の影響を、より正確に捉えることができた。
- 繊維折損は、平均せん断応力の変化が大きい位置で顕著となり、形状の部分的評価により、繊維折損と平均せん断応力に強い相関性があることを確認した。
- 繊維分散性が総せん断ひずみ量に依存することに対し、繊維長と両立させるためには、スクリュ内での流体の滞留時間を延長させることが効果的であることが明らかとなった。

第8章 新規スクリュの開発手法の提案

8.1 緒言

本論文の目的であるスクリュ形状の最適化検討において、CFD を用いた流動シミュレーションにより可塑化現象を定量化することで、精度の高い形状設計が可能になることをこれまでの研究で明らかにしてきた。しかし、実際の開発設計業務においては、各種検討した形状の妥当性を確認することが求められ、試作評価が必要不可欠となる。この時、試作評価には時間とコストが必要となり、高度化、複雑化する市場の要求に対し、開発期間と投資費用を削減することは、製造業全体における共通の課題となっている。

そのような中、設計開発プロセスの革新手段として、デジタルエンジニアリングが注目されている [117] [118]。デジタルエンジニアリングとは、コンピューターを用いて技術を数値化し、ものの価値や品質を最大化させ、必要なコストや機関を最小限に抑えることを目的にしたものであり [119]、本論文の主旨もその一環である。しかし、完全なデジタルエンジニアリングを可能とするまでには、繰り返し回数を減らすことは可能であったとしても、試作評価を避けることは困難であると考えられる。

これまでの研究では、流動シミュレーションを用いて可塑化現象を定量化し、実際にスクリュを試作し可塑化実験を行うことで、検討の妥当性を確認してきた。この時、可塑化実験に使用するスクリュの製作期間は数ヶ月必要となり、繰り返し回数が増えることで開発期間が長期化することになる。特に、ブラックボックス化された可塑化現象に対し、検討したスクリュ形状の妥当性を短期間で効率よく確認する意義は高く、開発期間を短縮する目的だけでなく、実際の可塑化現象をより確実に理解するためにも、新たな評価手法が求められる。

そこで、本研究では、容易にスクリュ形状の評価を行う手法を検討し、流動シミュレーションによる最適化手法とあわせ、新たなスクリュ形状の設計開発手法を提案する。

8.2 可視化観察

本研究では、検討したスクリュ形状の妥当性を確認する手段として、動的可視化観察を行うことにした。しかし、実際の樹脂を用いた可視化観察では加熱が必要となるため、これまでと同様にスクリュを製作する必要となり、工数の削減には至らない。そのため、常温で樹脂が完全溶融した状態を再現できる擬似流体を用い、透明なアクリルシリンダに充填させて、流体の挙動を直接観察することを検討した。また、この時のスクリュについては、常温の流体中で使用するため、各部品の材質をプラスチックで製作することを検討した。以下に、その詳細を示す。

8.2.1 実験材料

樹脂が完全溶融した状態を再現する擬似流体として、常温で流動性を有することと、無色透明であることを条件に、Photo. 8-1(a)に示す液状シリコーンオイル（信越化学工業(株)製 KF-96H-6 万 cSt）を用いた。Fig.8-1 には、シリコーンオイルの見かけ動粘度とせん断速度の関係を示す。一般的に、シリコーンオイルはせん断速度の粘度依存性はないが、1000 cSt 以上の粘度を有する場合は、せん断速度により見かけ上の粘度低下があるとされており [120]、非ニュートン流体として取り扱うことができると考えられる。本実験に用いたシリコーンオイルは、樹脂温度 200℃における溶融状態を想定した場合、Fig.5-2 における実際の使用域との対比換算により、動粘度は 12 万 cSt に相当するため、実際の樹脂溶融粘度に対して約 1/3 に相当する。また、シリコーンオイルの流動状態を追跡するために、Photo. 8-1(a)に示すトレーサー（材質 PP 約 2×1mm）を用いた。



(a) Silicon oil



(b) Tracer

Photo. 8-1 Experimental materials for visualization test.

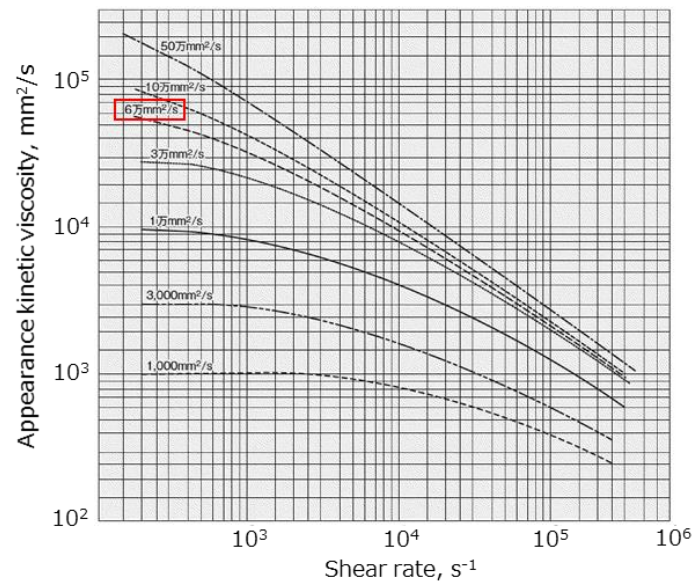


Fig. 8-1 Appearance kinetic viscosity data of KF96H silicone oil at 25°C [120].

8.2.2 実験方法

可視化実験は、Photo 4-3 に示す射出成形機にアクリル材で製作したシリンダを装着し、Photo 8-3 に示すように実際の可塑化と同様にスクリュを回転させて行った。実験に用いたスクリュは、Photo. 8-2 に示す 3D プリンタ（武藤工業(株)製 CubeX Duo）を用いて、Fig.8-2(a)と(b)に示す各種スクリュ形状を造形した。スクリュ外径は旋盤で仕上げ、Fig.8-3(c)に示すスクリュシャフトへ組み付け、1 本のスクリュとして使用した。本検討で用いたスクリュは、V&Long-D スクリュと V&R スクリュの 2 種である。なお、造形に使用した材料は ABS 樹脂である。

可視化観察は、Table 8-1 に示す可塑化条件によりスクリュを回転させ、トレーサーの軌跡をハイスピードカメラ（(株)フォトロン社製 FASTCAM-512PCI）を用いて記録した。

Table 8-1 Plasticization conditions for visualization test.

Screw diameter (mm)	24
Screw rotation speed (min^{-1})	100
Back pressure (MPa)	0
Cylinder temperature ($^{\circ}\text{C}$)	room temp.

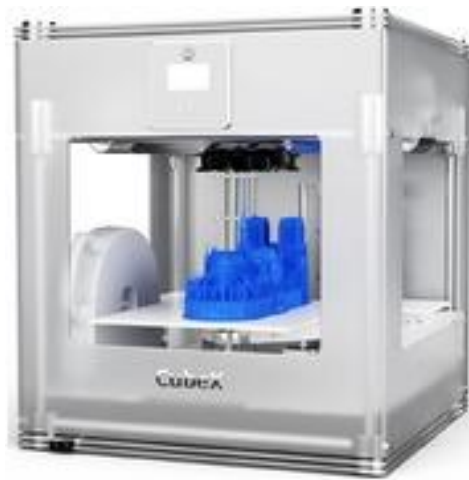


Photo. 8-2 3D printer.

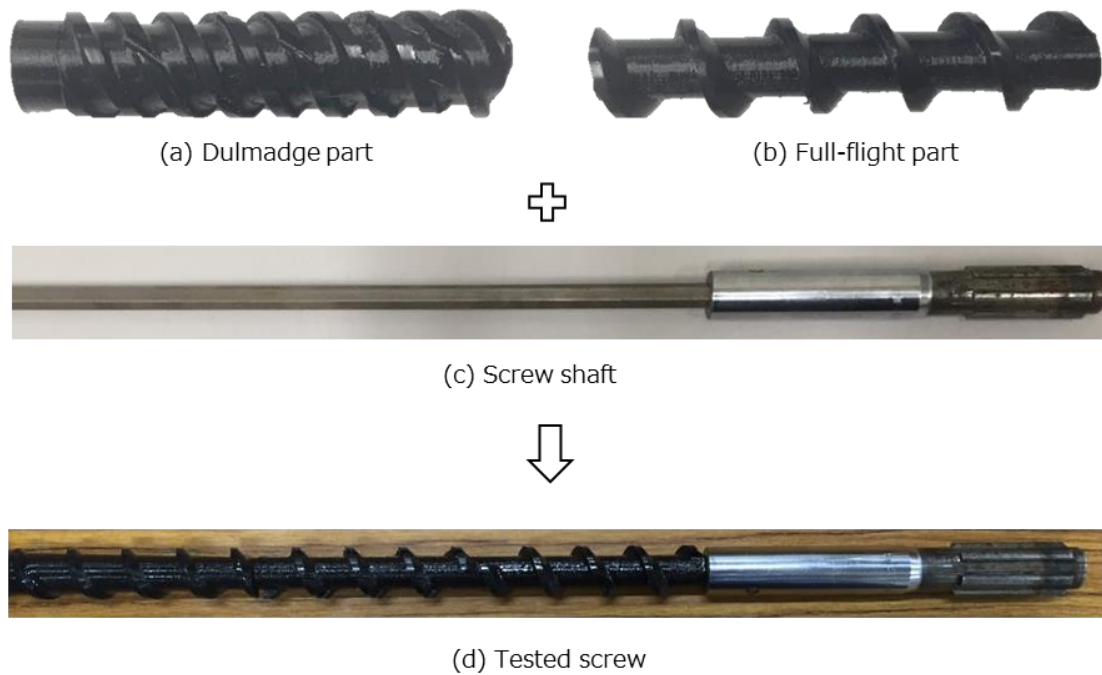


Fig. 8-2 Tested screw for the visualization test.

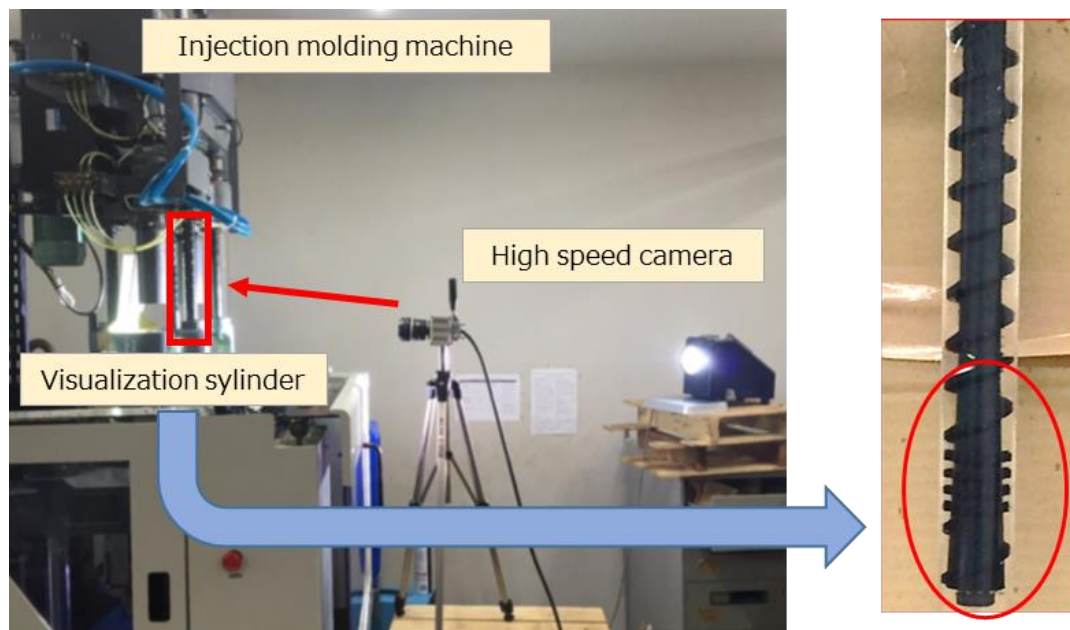


Photo. 8-3 Experimental method for visualization test.

8. 2. 3 可視化解析方法

ハイスピードカメラで記録した動画より、動画解析ソフト（DITECT 社製 Dipp Motion Pro）を用い、スクリュの回転に伴うトレーサーの挙動を解析し、軸方向への移動速度と滞留時間を計測した。計測位置は、Fig.8-3(a)に示す A, B, C の 3 箇所とし、流動方向を X 座標、回転方向を Y 座標とした場合に、トレーサーが現在の位置 (X, Y) から t_n 時間後に移動した位置 (X_n, Y_n) を定義する。このとき、トレーサーの軸方向への移動平均速度 V_x は、式 (8-1) により算出することができる。

$$V_x = \frac{X - X_n}{t_n} \quad (8-1)$$

ここで、 V_x が正の値を示す場合は流動方向に移動したことを示し、負の値を示す場合は逆流したことを示す。実際の測定は、A～C の各地点を通過する際に、スクリュが 180° 回転した時の移動量を計測し、式(8-1)により平均移動速度を算出し比較を行った。

以上の方法により、V&Long-D スクリュと V&R スクリュのトレーサーの軸方向への移

動平均速度を比較し，前章の結果に対する現象の確認を行った．

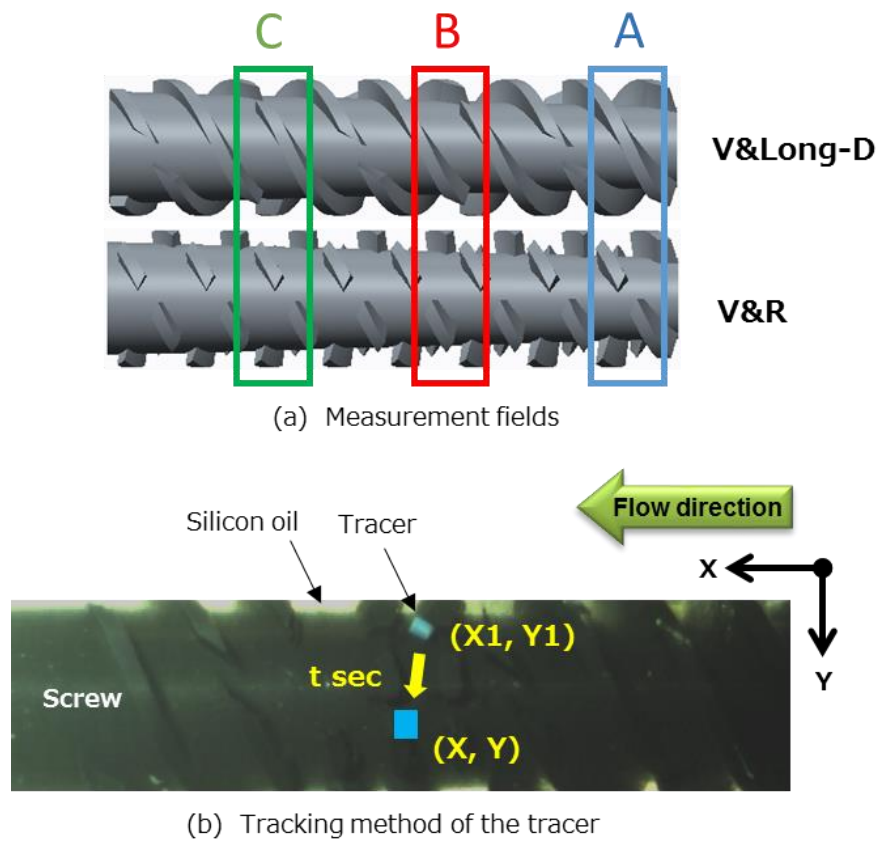


Fig. 8-3 Analysis method of the visualization data.

8.3 結果と考察

トレーサーの A～C の各地点における平均移動速度の比較結果を、Fig.8-4 に示す。V&Long-D スクリュに対し V&R スクリュの方が、平均移動速度が大幅に低いことがわかる。また、Fig.8-5 に示す実際のトレーサーの動きをみても、フライトの切欠き溝が多く、流路が複雑化している V&R スクリュの方が、軸方向への移動速度が低いことから確認できた。また、いずれの位置においても、トレーサーの移動速度が負となる領域があることから、逆流方向に移動していることが確認でき、V&R スクリュは滞留時間の延長に対し効果のある形状であるといえる。これは、前章 Fig.7-10 における流動シミュレーションの結果と傾向が一致する結果であり、滞留時間の延長により繊維分散性が向上することを確認することができた。つまり、本研究における擬似流体を用いた可視化実験は、実際の可塑化現象に近いモデル実験が可能であることを示しており、目的に応じたスクリュ形状の検討と検証が可能であることを示唆している。

以上の結果から、新形状スクリュの開発においては、Fig.8-6 に示すフロー図によるスクリュ開発が可能となり、安価で効率のよい研究開発を実現することが期待される。

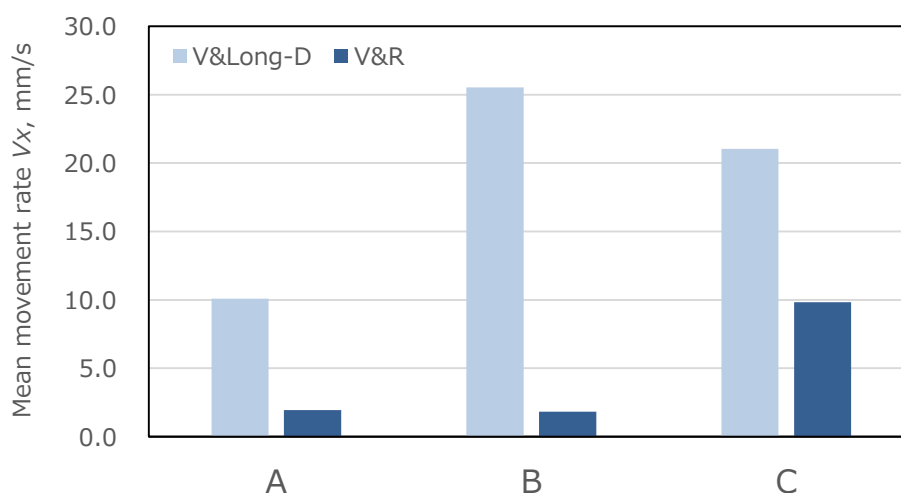
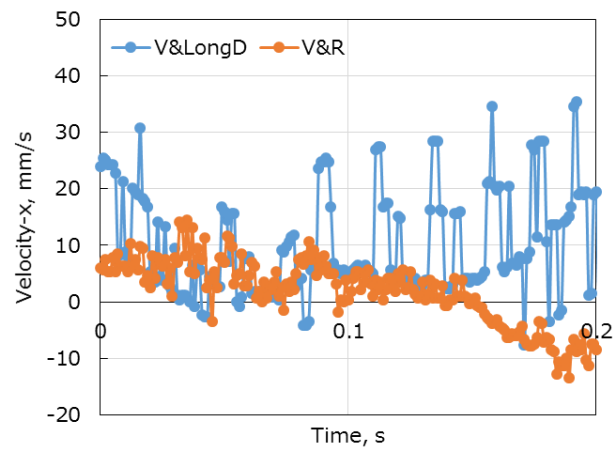
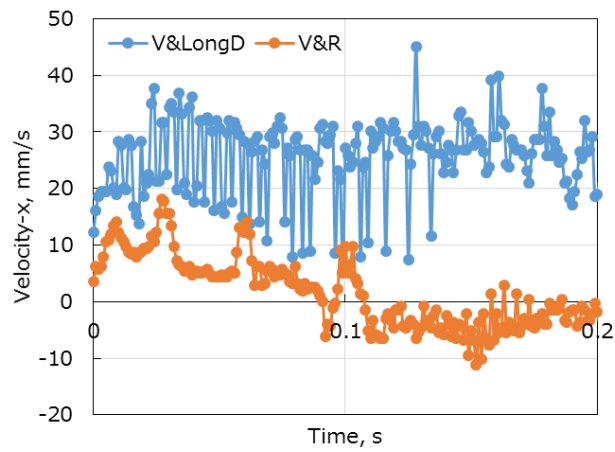


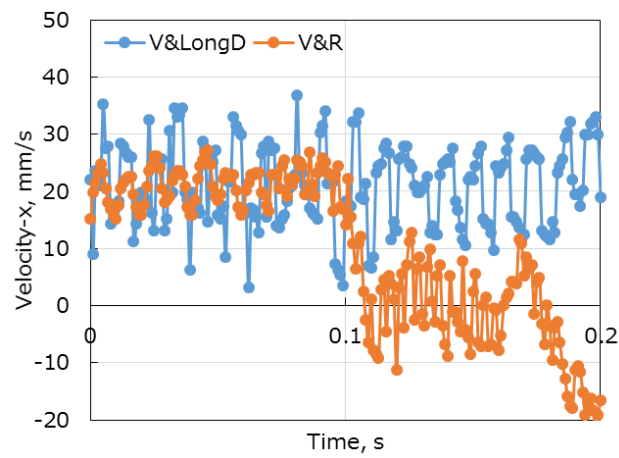
Fig. 8-4 Mean movement rate of the tracer to the X-direction.



(a) Position A



(b) Position B



(c) Position C

Fig. 8-5 Comparison of the moving speed at each positions.

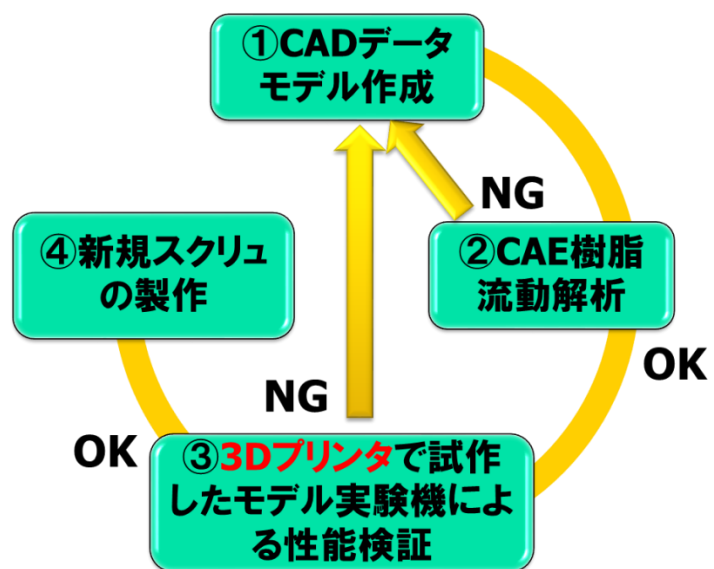


Fig. 8-6 Development flow diagram for new screw design

8.4 結論

本研究では、可塑化現象を容易に評価する手法を検討するため、擬似流体を用いた可視化観察を行うことを検討した。また、デジタルエンジニアリングの観点から、開発期間を短縮するため、3D プリンタを用いてスクリュを製作し、第 7 章で検討したダルメージ部の可視化観察を行った結果、以下の結論を得た。

- 3D プリンタを用いてスクリュを造形し、擬似流体を用いた可視化観察を行うことで目的の可塑化現象が得られることを確認した。
- V&R スクリュの分散性効果は、樹脂の滞留時間が長くなることによる効果であることを、可視化観察により確認することができた。
- 新規スクリュ形状の開発手法の提案において、擬似流体を用いた可視化観察によるモデル実験を実施し、流動シミュレーションにより想定された可塑化現象が再現することを確認することで、本手法の有効性を示した。

第9章 総括

9.1 本研究で得られた結論

本研究では、高度化する射出成形に対応すべく、これまで試行錯誤を繰り返して行われてきたスクリュ形状の最適化に対し、流動シミュレーションを用いた最適化手法の確立を目的としてきた。

以下に、各章で明らかになった要点をまとめる。

第 2 章では、流動シミュレーションによる形状の最適化にあたり、可塑化現象を定量化することを試みた。定量化の検討には既存の 4 種類の形状が異なるスクリュを対象とし、スクリュ内での圧力分布、せん断応力分布を比較した。その結果、スクリュ内で発生する圧力は、スクリュ圧縮比ではなく、スクリュ形状に依存し、せん断応力においてもスクリュ圧縮比ではなく、フライト形状やフライト溝深さに依存することが明らかとなった。また、可塑化中の過渡的な現象を定量化するために、粒子追跡法による独自の平均せん断応力という概念を用いることで、Dulmage スクリュが最も混練性が高いことはじめ、他のスクリュの実際の可塑化現象をより定性的に表現できることが明らかとなった。また、これらの結果から、各スクリュの形状の特性を示すことで、粒子追跡法による検討がスクリュ形状の最適化に対し、有効な手段であることが期待された。

第 3 章では、可塑化中に発生するガスを抑制するスクリュ形状について検討を行い、その効果を確認した。検討に際しては、従来型の低せん断スクリュで課題であった可塑化能力の低下を最小限にすることを前提に、第 2 章で行った平均せん断応力の結果に着目した。可塑化中のガスの発生が可塑化中に樹脂が受ける熱エネルギーに依存するとの観点では、フライト溝深さを深くして圧縮比を下げ、平均せん断応力を低くする検討が通常行われていた。しかし、第 2 章における検討において、せん断応力は圧縮比に依存せずスクリュの溝深さに依存することが明らかとなり、スクリュの容積変化が樹脂の可塑化溶融に対し重要なファクターではないことが示唆された。そこで、断面積比率によるスクリュ圧縮比を従来と同様とし、容積比率を小さくするために考案した **Variable flight** スクリュを用いて比較

評価を行った。その結果、Variable flight スクリュは Standard スクリュよりもガスの発生が抑制することを確認し、また、スクリュ表面への樹脂滞留炭化物の付着現象や成形性能に対し、粒子追跡法による結果と定性的に一致することを確認した。さらに、可塑化現象を定量化することで、ガスの発生はせん断応力が直接的な要因ではなく、スクリュ表面における樹脂の停滞による熱分解が支配的要因であることを明らかにした。

第 4 章では、スクリュの本質的機能である、混練と分散に対する形状の最適化を検討した。検討は、竹繊維を強化材としたポリプロピレン樹脂を用いて、スクリュ形状が繊維に及ぼす影響を比較し、第 2 章で行った流動シミュレーションとの対比を行った。その結果、可塑化中に発生する圧力の繊維への影響は見られず、平均せん断応力が繊維長と繊維分散性に対する影響因子であることが明らかとなり、それぞれが技術的に対立の関係にあることを確認した。さらに、この対立する関係を両立させるために、分散性が最も良好であった Dulmadge スクリュと、残存繊維長が最も長かった Variable-pitch スクリュを組み合わせた V&D スクリュを考案し、その形状が繊維強化複合材料の可塑化に適するデザインであることを確認した。

第 5 章では、前章までの検討に対してさらに解析精度を向上させるため、可塑化中の樹脂粘度の変化に着目し、可塑化現象に与える影響を検討した。特に第 4 章の検討において、繊維長と分散性をそれぞれ個別に定量化できておらず課題を残していた。そのため、前章までは解析手法を等温解析としていたが、本章から非等温解析に変更し、樹脂粘度の繊維長と分散性に与える影響を検討した。その結果、繊維長に対しては平均せん断応力、繊維分散性については総せん断ひずみ量が可塑化現象に対し支配的要因であることが明らかとなり、繊維長と分散性に対しそれぞれ個別の現象とすることで解析精度が向上することを確認した。また、繊維分散性を向上させるためには、ダルメージ形状が有効であるものの、可塑化中のせん断応力が大きく繊維折損が大きくなる傾向にあったが、ダルメージ部の手前で樹脂を完全溶融させ、樹脂粘度を十分に低下させることでダルメージ部における繊維折損を抑制する効果があることが示唆された。

第 6 章では、ダルメージ部における樹脂粘度の繊維分散性と繊維長に与える影響を調査した。前章までの検討において、ダルメージ形状は繊維分散性に有効であるが、残存繊維長

はダルメージ部で過大に発生するせん断応力が関係し、このせん断応力が樹脂粘度に依存することが示唆された。そこで、V&D スクリュに対しダルメージ領域を延長した V&Long-D スクリュを考案し、繊維折損と繊維分散性に対する樹脂粘度の影響を確認した。その結果、ダルメージ部のせん断応力は樹脂粘度が支配的要因であり、樹脂粘度に対するせん断応力を低減することで、繊維折損を抑制できることを確認した。また、繊維長と繊維分散性を両立させるためには、せん断応力を最小限に抑え、総せん断ひずみ量を大きくすることが必要であることを明らかにした。

第 7 章では、第 6 章で得た結論に対し、繊維長と分散性を向上させるためのダルメージ形状の最適化を検討した。検討に際して、これまでスクリュ全体に対する検討を行っていたが、本章では、特徴のある形状に対して部分的に流動シミュレーションと検証実験を行い、スクリュ形状の繊維折損に及ぼす影響因子を明確にすることを試みた。その結果、シミュレーション結果と実験結果に強い線形関係にあることが確認でき、繊維折損は可塑化中のせん断応力が支配的因子であることが明らかとなった。一方、繊維分散性については、第 5 章の検討結果より、総せん断ひずみ量が支配的因子であった。そのため、繊維折損と技術的に対立する関係を両立するためにはせん断応力を高くできないことから、滞留時間を部分的に増やす検討を行った。その結果、繊維分散性と繊維長を共に向上させることができ、技術的に対立の関係にある特性についても、現象を定量化し影響因子を明確にすることで、精度の高い最適化が可能であることを明らかにした。

第 8 章では、前章までに行ってきた検討を実際に確認する手段として、疑似流体による可視化観察を検討し、新規スクリュ形状を開発する際の開発手法を提案する。これまでのスクリュ開発において課題とされていた開発コストの削減と開発期間の短縮に対し、3D プリントを用いてスクリュを試作し、疑似流体を用いたモデル実験機による評価を検討した。モデル実験は、第 7 章で検討したダルメージ形状に対して行い、想定した可塑化現象を実際に可視化することで評価した。その結果、流体の滞留時間を延長することを目的とした V&R スクリュにおいて、疑似流体中に投入したトレーサの移動速度の比較から、解析で得られた結果と同様の傾向を示すことを確認することで、本手法の有効性を示した。

9.2 今後の展望

樹脂成形品の多様化に伴う射出成形の高度化は、今後もますます進展すると考えられ、目的に応じた可塑化を達成するための要求が高まると考えられる。また同時に、製品開発プロセスのスピード化がより一層求められることが予想され、開発効率の向上と開発コストの低減が必要になると考えられる。そのような中、本研究では、スクリュ形状の最適化検討と開発手法について検討を行ってきたが、その有効性が示されたことで射出成形の適用範囲がさらに拡大するとともに、開発効率の向上に繋がるものと考えられる。また、可塑化現象を定量化することで得られる情報は、スクリュ形状の最適化だけではなく現象の本質を理解する上で有用であると考えられるため、これまで解明できなかった現象に対して、本研究の成果が解決の糸口となることも期待できる。しかし、より高度な要求に対し可塑化現象の定量化精度を向上するためには、更なる研究開発が必要であると考ええる。特に、本研究で行った流動シミュレーションは、ソフトウェア上の制約から流体を完全溶融体として計算を行っていたが、実際には固体と溶融体が共存する流動場であり、課題を残している。そのため、樹脂の固体輸送から連続した解析が可能となれば、固体から液体に至る現象の定量化も可能となり、解析精度が飛躍的に向上することが期待される。

最後に、複数の現象が複合的に関係する成形加工プロセスにおいて、それぞれの現象を定量化することの意義は高く実験では得られない情報を多く含んでおり、今後も継続した検討が必要と考える中、本研究での成果が足掛かりとなり今後の成形加工分野の発展に貢献できることを期待して、本論文を締めくくりたい。

参考文献

- [1] 小川俊夫, 高分子材料化学, 東京: 共立出版, 2009.
- [2] J.W.Hyatt, "The ram injection molding machine". USA Patent 133229, 19 November 1872.
- [3] プラスチック成形加工辞典編集委員会, 実用プラスチック成形加工辞典, 東京, 東京都: 産業調査会, 1997.
- [4] 経済産業省, "平成 25 年度 機械統計年報," 2013.
- [5] プラスチック成形加工学会編, テキストシリーズ成形加工学 6: 先端成形加工技術, 東京: シグマ出版, 2004.
- [6] 山下幸貴, 松竹由賢, "全電動導光板専用射出成形機の技術開発 (特集 プラスチック機械)," 産業機械, no. 763, pp. 12-14, 2014.
- [7] 高次聡, "電動射出成形機 「ロボショット α -S2000iA シリーズ」 の最新技術 (特集 高付加価値生産を実現する射出成形技術)," プラスチックスエーヅ, vol. 61, no. 2, pp. 82-86, 2015.
- [8] 正木亮, 塩見浩一, "最新電動射出成形機 「Si-6 シリーズ」 と真空脱気システム 「SAG+ α 」 (特集 高付加価値生産を実現する射出成形技術)," プラスチックスエーヅ, vol. 61, no. 2, pp. 77-81, 2015.
- [9] 横井秀俊, "射出成形," 塑性と加工, vol. 57, no. 660, pp. 8-13, 2016.
- [10] 伊藤忠, 曾根忠利, 中川曠, "射出成形," 1990.
- [11] 八木博, "プラスチック成形法の進歩," 化学工学, vol. 33, no. 3, pp. 30-34, 1969.
- [12] 日精樹脂インジェクション研究会, 知りたい射出成形, ジャパンマシニスト社, 2007.
- [13] James L. White, H. Potente, Screw Extrusion, HANSER Publishers, 2002.
- [14] M. M. Arthur, "Plastics technology," vol. 1, 1955.
- [15] B. H. Maddock, "A Visual Analysis of Flow and Mixing in Extruder Screws," vol.

15, 1959.

- [16] L. F. Street, "Plasticating extrusion," vol. 1, 1961.
- [17] Z. Tadmor, "Fundamentals of plasticating extrusion. I. A theoretical model for melting," *Polymer Engineering & Science*, vol. 6, no. 3, pp. 185-190, July 1966.
- [18] Z. Tadmor, H. J. Duvdevani, I. Klein, "Melting in plasticating extruders theory and experiments," *Polymer Engineering & Science*, vol. 7, no. 3, pp. 198-217, 1967.
- [19] Z. Tadmor, I. Klein, *Engineering principles of plasticating extrusion.*, Van Nostrand Reinhold Co., 1970.
- [20] R. J. Vermeulen, G. P. Scargo, J. W. Beek, "The melting of a crystalline polymer in a screw extruder," *Chemical Engineering Science*, vol. 26, no. 9, pp. 1457-1465, 1971.
- [21] R. C. Donovan, "A theoretical melting model for plasticating extruders," *Polymer Engineering & Science*, vol. 11, no. 3, pp. 247-257, 1971.
- [22] R. C. Donovan, D. E. Thomas, L. D. Leversen, "An experimental study of plasticating in a reciprocating - screw injection molding machine," *Polymer Engineering & Science*, vol. 11, no. 5, pp. 353-360, 1971.
- [23] R. C. Donovan, "The plasticating process in injection molding," *Polymer Engineering & Science*, vol. 14, no. 2, pp. 101-111, 1974.
- [24] I. R. Edmondson, R. T. Fenner, "Melting of thermoplastics in single screw extruders," *Polymer*, vol. 16, no. 1, pp. 49-56, 1975.
- [25] J. Shapiro, A. L. Halmos, J. R. A. Pearson, "Melting in single screw extruders," *Polymer*, vol. 17, no. 10, pp. 905-918, 1976.
- [26] J. T. Lindt, "A dynamic melting model for a single - screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 16, no. 4, pp. 284-291, 1976.
- [27] J. T. Lindt, "Pressure development in the melting zone of a single - screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 21, no. 17, pp. 1162-1166, 1981.
- [28] B. Elbirli, J. T. Lindt, S. R. Gottgetreu, "Mathematical modeling of melting of

- polymers in a single - screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 24, no. 12, pp. 988-999, 1984.
- [29] J. T. Lindt, B. Elbirli, "Effect of the cross - channel flow on the melting performance of a single - screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 25, no. 7, pp. 412-418, 1985.
- [30] 小山清人, 佐藤勲, 横井秀俊, テキストシリーズ プラスチック成形加工学 I 流す・形にする・固める, シグマ出版, 1999.
- [31] 沢田慶司, 押出成形技術入門: 基礎と応用技術, シグマ出版, 1995, p. 224.
- [32] 龍野道宏, 横井秀俊, "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.
- [33] 横田明, 射出成形加工の不良対策, 2nd., シグマ出版, 2012, p. 309.
- [34] 有方広洋, 射出成形大全, 日刊工業新聞社, 2016, p. 319.
- [35] 龍野道宏, 小林恒司, 山極佳年, "樹脂可塑化状態と射出成形品品質との相関解析," *成形加工*, vol. 19, no. 3, pp. 170-174, 2007.
- [36] 本間精一, "現場で役立つ射出成形の基礎と実際(第4回)第3章 可塑化・計量工程(その1)," *プラスチック*, vol. 59, no. 12, pp. 85-91, 2008.
- [37] 本間精一, "現場で役立つ射出成形の基礎と実際(第5回)第3章 可塑化・計量工程(その2)," *プラスチック*, vol. 60, no. 1, pp. 148-155, 2009.
- [38] 早崎寛朗, "電動成形機の新展開--新成形法と新理論可塑化装置(特集 射出成形機--環境対策と更なる省エネルギーを目指して)," *プラスチックエッジ*, vol. 55, no. 2, pp. 60-64, 2009.
- [39] 神田幸二, 中島英昭, 千葉英貴, "真空脱気装置の開発(プラスチック機械特集号)," *日本製鋼所技報*, vol. 59, pp. 46-50, 2008.
- [40] 市川十四男, "ベント式射出成形の復活に賭ける," *プラスチック*, vol. 62, no. 9, pp. 100-103, 2011.
- [41] 福島勝仁, "加熱筒内高真空可塑化装置「バクメルタ」を搭載した電動射出成形機「Mu シリーズ」(特集 射出成形機に見る生産効率の改善と環境への対応)," *プラスチックエッジ*, vol. 54, no. 2, pp. 71-76, 2008.

- [42] 東洋機械金属㈱, "スクリュ仕様技術資料," 2000.
- [43] 神田幸二, 中島英昭, 宮崎行雄, "光学製品成形用スクリュ・シリンダの開発," *日本製鋼所技報*, vol. 63, pp. 90-95, 2012.
- [44] 神田幸二, 中島英昭, 柏原裕吾, 玉田光一, "超大型機用高可塑化・高混練スクリュの開発," *日本製鋼所技報*, vol. 64, pp. 70-74, 2013.
- [45] BASF, "Screw designs in injection molding," BASF technical information, 2007.
- [46] 梶原稔尚, "高分子材料の熔融混練理論と計算機シミュレーション技術," vol. 60, no. 0, pp. 96-96, 2011.
- [47] 小山晃正, 白井健一, "バッチ式混練機を用いたポリマー内フィラーの分散の違い～ロータのねじり角度の影響～," vol. 24, no. 4, pp. 213-220, 2012.
- [48] 名嘉山祥也, "複雑流体の流れについての理論的研究: 分散系, 熔融混練, 界面レオロジー," vol. 41, no. 5, pp. 301-307, 2014.
- [49] 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.
- [50] 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.
- [51] 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. 195-198, 1992.
- [52] 早崎進, 黒田章公, "可視化加熱シリンダによる可塑化プロセス (特集 プラスチック機械)," *産業機械*, no. 631, pp. 28-30, 2003.
- [53] Cox, A. P. D., J. G. Williams, D. P. Isherwood, "The melting behavior of a low density polyethylene powder in a screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 21, no. 2, pp. 86-92, 1981.
- [54] 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－ブレイクアップ現象の解析－," *成形加工'93*, pp. 219-222, 1993.
- [55] 横井秀俊, 白石亘, "ホッパ下におけるペレット挙動の解析," *成形加工'94*, pp. 223-226, 1994.

- [56] 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 I," *成形加工*, vol. 13, no. 8, pp. 571-578, 2001.
- [57] 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 II," *成形加工*, vol. 14, no. 10, pp. 678-685, 2002.
- [58] Verbraak, C. P. J. M., Meijer, H. E. H., "Screw design in injection molding," *Polymer Engineering & Science*, vol. 29, no. 7, pp. 479-487, 1989.
- [59] 中村和之, 酒井忠基, "単軸スクリュ押出機における熱可塑性プラスチックの熔融の促進," *成形加工*, vol. 1, no. 1, pp. 79-87, 1989.
- [60] 高橋和仁, 松田忠裕, 鴨下隆志, 早崎寛郎, 矢野宏, "射出成形機における可塑化装置の最適化," *品質工学*, vol. 13, no. 2, pp. 53-59, 2005.
- [61] 高橋和仁, "射出成形の高度化を推進する品質工学 (10) 可塑化装置の最適化とスクリュ設計," *プラスチック*, vol. 57, no. 6, pp. 149-154, 2006.
- [62] 高橋和仁, 矢野宏, "射出成形の高度化を推進する品質工学 (11) 可塑化装置の最適化とスクリュ設計," *プラスチック*, vol. 57, no. 8, pp. 75-80, 2006.
- [63] 梶原稔尚, "高分子液体の流動および高分子成形加工の数値シミュレーションに関する研究," *日本レオロジー学会誌*, vol. 27, no. 4, pp. 219-226, 1999.
- [64] J. A. Speur, H. Mavridis, J. Vlachopoulos, "Flow patterns in the calender gap of a counterrotating twin screw extruder," *Advances in Polymer Technology*, vol. 7, no. 1, pp. 39-48, 1987.
- [65] D. S. Z. Bigio, "Parametric study of a 2 - d model of the nip region in a counter - rotating, non - intermeshing twin screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 31, no. 19, pp. 1400-1410, 1991.
- [66] 寒河江勝彦, 小泉真, 山川正剛, "高粘性非ニュートン流体の数値解法," *日本機械学会論文集 (B 編)*, vol. 55, no. 517, pp. 2618-2625, 1989.
- [67] 梶原稔尚, 中野祥生, 二之宮慎一, 船津和守, "二軸スクリュ押出機の性能に関する理論的研究," *成形加工*, vol. 5, no. 8, pp. 557-568, 1993.
- [68] 劉麗潔, 東久光, 長嶋勇希, 梶原稔尚, 船津和守, "二軸スクリュ押出機の性能に関する理論的研究 第 2 報 循環流を伴うかみ合い型異方向回転二軸スクリュを用いた

- 三次元流動解析," *成形加工*, vol. 9, no. 2, pp. 169-175, 1997.
- [69] 劉麗潔, 長嶋勇希, 梶原稔尚, 船津和守, "二軸スクリュ押出機の性能に関する理論的研究 第 3 報 かみ合い同方向回転セルフクリーニング型二軸スクリュを用いた三次元流動解析," *成形加工*, vol. 9, no. 8, pp. 652-660, 1997.
- [70] T. Ishikawa, S. Kihara, K. Funatsu, "3 - D non - isothermal flow field analysis and mixing performance evaluation of kneading blocks in a co - rotating twin screw extruder," *Polymer Engineering & Science*, vol. 41, no. 5, pp. 840-849, 2001.
- [71] B. Alsteens, V. Legat, Th. Avalosse, "Parametric study of the mixing efficiency in a kneading block section of a twin-screw extruder," *International Polymer Processing*, vol. 19, no. 3, pp. 207-217, 2004.
- [72] 福谷和久, 山田紗矢香, 山口和郎, 山根泰明, "二軸押出機におけるロータセグメントの混練特性," *成形加工*, vol. 20, no. 11, pp. 813-817, 2008.
- [73] Z. Tadmor, C. G. Gogos, Principles of polymer processing, Second edition, John Wiley & Sons, 2006, p. 984.
- [74] A. G. Cunha, Modelling and Optimisation of Single Screw Extrusion: Using Multi-Objective Evolutionary Algorithms, Lap Lambert Acad. Publ., 2009, p. 256.
- [75] 加藤光章, 馬場克哉, 須賀康雄, "樹脂射出成形における 3 次元 CAE の活用," *日本応用数理学会*, vol. 13, no. 1, pp. 21-29, 2003.
- [76] 横井秀俊, "特別寄稿 射出成形における可視化実験解析技術の発展," *デンソーテクニカルレビュー*, vol. 11, no. 2, pp. 3-13, 2006.
- [77] Th. Avalosse, Y. Rubin, "Analysis of mixing in corotating twin screw extruders through numerical simulation," *International Polymer Processing*, vol. 15, no. 2, pp. 117-123, 2000.
- [78] Th. Avalosse, Y. Rubin, L. Fondin, "Non-isothermal modeling of co-rotating and contra-rotating twin screw extruders," *Journal of reinforced plastics and composites*, vol. 21, no. 5, pp. 419-429, 2002.
- [79] 中尾好幸, 檜原弘之, 小島道雄, 鈴木裕, "成形不良の低減を実現する通気構造を有す

- る金属光造形金型に関する研究," 精密工学会学術講演会講演論文集, vol. 2006, no. 0, pp. 791-792, 2006.
- [80] 今泉茂巳, 大川香織, 形見武男, 滝上英孝, "プラスチックに含有されるハロゲンの成形金型に対する影響," 廃棄物資源循環学会研究発表会講演集, vol. 21, no. 0, pp. 117-117, 2010.
- [81] 恩田紘樹, 鈴木崇, 黒岩広樹, 福島祥夫, 小松秀和, "ポリブチレンテレフタレート射出成形時のガス焼け防止およびアウトガス量低減の試み," 群馬県立産業技術センター研究報告, pp. 16-19, 2012.
- [82] 恩田紘樹, 小松秀和, 鈴木崇, 黒岩広樹, 福島祥夫, "ガスセンサーを用いたポリブチレンテレフタレート成形時のガス焼け発生予測に関する研究," 群馬県立産業技術センター研究報告, pp. 1-4, 2013.
- [83] 東レリサーチセンター, プラスチックリサイクル技術の最前線, 2002, p. 397.
- [84] 船平伸之, 宮田吉男, "樹脂腐食摩耗試験機の開発--可塑化部品用素材 NPR1 (特集 射出成形システムの最新動向を探る)," プラスチックス, vol. 57, no. 8, pp. 33-36, 2006.
- [85] 船平伸之, "樹脂腐食摩耗評価方法の開発: 新素材開発への展開 (特集 プラスチックの成形加工を支える金属材料)," 成形加工, vol. 24, no. 10, pp. 585-589, 2012.
- [86] 矢崎文彦, "プラスチック添加剤の最新動向 (特集 高機能化を目指す添加剤・配合剤の最前線)," プラスチックスエージ, vol. 59, no. 4, pp. 54-58, 2013.
- [87] 矢崎文彦, "プラスチックの改質技術," 科学と工業, vol. 88, no. 9, pp. 323-335, 2014.
- [88] 三菱重工プラスチックテクノロジー(株), "射出成形方法". 日本 Patent 4272502, 2009.
- [89] 天野光昭, "PET プリフォーム専用全電動射出成形機 (特集 プラスチック機械)," 産業機械, vol. 775, pp. 8-12, 2015.
- [90] DIC(株), "DIC.PPS Technical information," 2008.
- [91] 中島英昭, "ベント式射出成形機 (特集 プラスチック機械)," 産業機械, vol. 690, pp. 30-33, 2008.
- [92] 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.

- [93] M. Scheme, "Industry survey and material basics of LFT-Materials, processes and fundamental properties of LFT," *EATC Automotive Seminar*, 2006.
- [94] 片山傳生, 田中達也, 桜田哲至, 三浦義継, 鈴木康之, "長繊維強化熱可塑性樹脂成形品における開繊状態と機械的特性に及ぼす影響," *日本機械学会論文集 A 編*, vol. 67, no. 658, pp. 995-1001, 2001.
- [95] S. V. Joshi, L. T. Drzal, A. K. Mohanty, S. Arora, "Are natural fiber composites environmentally superior to glass fiber reinforced composites," *Composites Part A: Applied science and manufacturing*, vol. 35, no. 3, pp. 371-376, 2004.
- [96] A. K. RANA, B. C. Mandal, R. Jacobson, A. Rowell, N. Banerjee, "Short jute fiber-reinforced polypropylene composites: effect of compatibilizer," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 69, no. 2, pp. 329-338, 1998.
- [97] H. K. Wang, N. Pattarachaiyakoo, M. Trada, "A review on the tensile properties of natural fiber reinforced polymer composites," *Composites Part B: Engineering*, vol. 42, no. 4, pp. 856-873, 2011.
- [98] K. Okubo, T. Fujii, E. T. Thostenson, "Multi-scale hybrid biocomposite: processing and mechanical characterization of bamboo fiber reinforced PLA with microfibrillated cellulose ", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol.40, no.4, pp. 469-475, 2009.
- [99] H. M. Akil, M. F. Omar, A. M. Mazuki, S. Safiee, Z. Ishak and A. A. Bakar, "Kenaf fiber reinforced composites: A review," *Materials & Design*, vol. 32, no. 8, pp. 4107-4121, 2011.
- [100] 檜山利直, "軽く安くする材料・加工技術(第 21 回) ガラス繊維を混ぜながら, その場で射出成形," *日経 automotive technology*, no. 17, pp. 90-95, 2010.
- [101] 水野善久, 清水敏之, 寺下敬次郎, 宮南啓, "複合材料内部のフィラー分散状態評価へのフラクタル次元の応用," *材料*, vol. 42, no. 478, pp. 836-842, 1993.
- [102] F. Rezaei, N. Yunus, N. A. Ibrahim, E. S. Mahdi, "Development of short-carbon-fiber-reinforced polypropylene composite for car bonnet," *Polymer-Plastics*

- Technology and Engineering*, vol. 47, no. 4, pp. 351-357, 2008.
- [103] J. L. Thomason, "Micromechanical parameters from macromechanical measurements on glass reinforced polyamide 6, 6," *Composites Science and Technology*, vol. 61, no. 14, pp. 2007-2016, 2001.
- [104] 渡辺知規, 藤井透, "射出成形 FRPP の引張り強度に及ぼす長繊維化の影響," *日本機械学会論文集 A 編*, vol. 64, no. 623, pp. 1976-1983, 1998.
- [105] 小川俊夫, 美馬正道, 田矢直紀, "炭素繊維強化ナイロン 66 の射出成形に伴う繊維長変化," *成形加工*, vol. 7, no. 5, pp. 315-320, 1995.
- [106] W. Schijve, "Common Errors and Honest Material Comparisons for Long Glass PP Materials," *AVK-Conference, Baden-Baden, Germany*, 2002.
- [107] J. L. Thomason, L. J. Adzima, "Sizing up the interphase: an insider's guide to the science of sizing," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, no. 3, pp. 313-321, 2001.
- [108] J. L. Thomason, "The influence of fibre length and concentration on the properties of glass fibre reinforced polypropylene: 5. Injection moulded long and short fibre PP," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, no. 12, pp. 1641-1652, 2002.
- [109] J. L. Thomason, "Structure–property relationships in glass - reinforced polyamide, part 1: The effects of fiber content," *Polymer composites*, vol. 27, no. 5, pp. 552-562, 2006.
- [110] J. L. Thomason, "Structure–property relationships in glass reinforced polyamide, part 2: The effects of average fiber diameter and diameter distribution," *Polymer composites*, vol. 28, no. 3, pp. 331-343, 2007.
- [111] R. Singh, F. Chen, F. R. Jones, "Injection molding of glass fiber reinforced phenolic composites. 2: Study of the injection molding process," *Polymer composites*, vol. 19, no. 1, pp. 37-47, 1998.
- [112] G. Zhang, M. R. Thompson, "Reduced fibre breakage in a glass-fibre reinforced thermoplastic through foaming," *Composites Science and Technology*, vol. 65, no.

- 14, pp. 2240-2249, 2005.
- [113] U. Yilmazer, M. Cansever, "Effects of processing conditions on the fiber length distribution and mechanical properties of glass fiber reinforced nylon - 6," *Polymer composites*, vol. 23, no. 1, pp. 61-71, 2002.
- [114] E. Lafranche, P. Krawczak, J. P. Ciolczyk and J. Maugey, "Injection moulding of long glass fibre reinforced polyamide 6-6: guidelines to improve flexural properties," *Express Polymer Letters*, vol. 1, no. 7, pp. 456-466, 2007.
- [115] H. M. Hsiung, P. N. Wang, C. P. Fung, "The Effect of Injection Molding Process Parameters on the Buckling Properties of PBT/Short Glass Fiber Composites," *Advanced Materials Research*, vol. 284, no. Trans Tech Publications, pp. 550-556, 2011.
- [116] 畑田浩一, "ガラス長繊維ポリプロピレン 「ファンクスター」," *成形加工*, vol. 21, no. 3, pp. 146, 2009.
- [117] 藤田喜久雄, 松尾崇宏, "製品開発における手法やツールの活用状況の調査と分析," *日本機械学会論文集 C 編*, vol. 72, no. 713, pp. 290-297, 2006.
- [118] 大高哲彦, "デジタルエンジニアリングに関する一考察," *UNISYS TECHNOLOGY REVIEW*, no. 79, pp. 301-312, 2003.
- [119] 横道正人, 中澤康行, 山田達也, "デジタルエンジニアリングによる製品開発期間の短縮 (特集 生産技術)," *パナソニック電工技報*, vol. 57, no. 3, pp. 63-68, 2009.
- [120] 信越化学工業(株), "技術資料, KF96 性能試験結果," 2014.

本論文に関する公表文献

【原著論文】

- 1) 井上 玲, 田中 達也, 荒尾 与史彦, 田口 浩史, 澤田 靖丈, “竹繊維強化ポリプロピレンの射出成形におけるスクリュデザイン的最適化”, *高分子論文集*, Vol.71, No.1, pp.38-46, 2014.
- 2) 井上 玲, 田中 達也, 荒尾 与史彦, 野元 將義, 下楠 蘭 壮, “射出成形におけるスクリュ形状の違いによる FRTP の繊維長と分散性”, *成形加工*, Vol.26, No.6, pp.276-285, 2014.
- 3) Akira Inoue, Kazuya Morita, Tatsuya Tanaka, Yoshihiko Arao, Yasutake Sawada, "Effect of screw design on fiber breakage and dispersion in injection-molded long glass-fiber-reinforced polypropylene." , *Journal of Composite Materials*, Vol.49, No.1, pp.75-84, 2015.

【国際会議】

- 1) Akira Inoue, Tatsuya Tanaka, Kazuya Morita, “Study on injection molding of glass fiber reinforced polypropylene with fiber length and dispersion”, International Conference Plastic Injection Molding Asia 2011, Century park Hotel, Bangkok, Thailand, pp.167-182, 2011.
- 2) Akira Inoue, Masayoshi Nomoto, Tatsuya Tanaka, “Study on the effect of screw geometries on fiber length and dispersion of GFRTTP in injection molding”, PPS Americas Conference 2012, pp.172-173, 2012.
- 3) Akira Inoue, Masayoshi Nomoto, Tatsuya Tanaka, Yoshihiko Arao, “Study on Resin Flow of Micro Injection Molding Machine”, The 28rd Annual Meeting of the Polymer Processing Society (PPS-28), 2012.

- 4) So Shimokusuzono, Akira Inoue, Masayoshi Nomoto, Tatsuya Tanaka, Yoshihiko Arao, “Effect of Screw Designs on Fiber Breakage and Dispersion of GFRTTP in Injection Molding Plasticization”, The 29rd Annual Meeting of the Polymer Processing Society (PPS-29), 2013.
- 5) So Shimokusuzono, Akimitsu Iwasaki, Akira Inoue, Yoshihiko Arao, Tatsuya Tanaka, “Effect of Screw Geometries on Fiber length and Dispersion of FRTTP in injection molding”, Annual conference of Asian Workshop on Polymer Processing 2014 (AWPP-2014), 2014.
- 6) Akimitsu Iwasaki, Tatsuya Tanaka, Akira Inoue, So Shimokusuzono, “Effect of screw geometries on fiber length and fiber dispersion of FRTTP in injection molding”, The 11th SPSJ International Polymer Conference (IPC2016), 2016.

【国内会議】

- 1) 田口 浩史, 田中 達也, 今井田 豊, 井上 玲, “BFRPP の射出成形における繊維長と分散性に関する研究”, プラスチック成形加工学会 第 20 回年次大会年次大会, 2009.
- 2) 森田 一也, 井上 玲, 田中 達也, 今井田 豊, “射出成形におけるスクリュ形状による GFRP の繊維長及び繊維分散性”, プラスチック成形加工学会 第 22 回年次大会年次大会, 2011.
- 3) 田中 達也, 森田 一也, 荒尾 与史彦, 井上 玲, “シミュレーションによる射出成形機スクリュ形状の最適設定”, 第 3 回自動車用途コンポジットシンポジウム講演論文集, Vol.2011, pp.9-10, 2011.
- 4) 井上 玲, 田中 達也, 荒尾 与史彦, 野元 将義, “GFRTTP の可塑性における射出成形機用スクリュ形状の最適化検討”, 第 4 回自動車用途コンポジットシンポジウム講演論文集, Vol.2012, pp.15-17, 2012.

- 5) 下楠 薫 壮, 田中 達也, 荒尾 与史彦, 井上 玲, “射出成形におけるスクリュ形状の違いによる FRTP の繊維長及び分散性”, プラスチック成形加工学会 第 24 回年次大会年次大会, 2013.
- 6) 下楠 薫 壮, 荒尾 与史彦, 田中 達也, 井上 玲, “射出成形におけるスクリュ形状の違いが FRTP の繊維長・分散性へ及ぼす影響”, プラスチック成形加工学会 第 25 回年次大会年次大会, 2014.
- 7) 岩崎 顕光, 田中 達也, 荒尾 与史彦, 井上 玲, “プラスチック成形機における新規スクリュ形状を考案するための開発手法”, プラスチック成形加工学会 第 27 回年次大会年次大会, 2016.

謝辞

本論文は、筆者が東洋機械金属株式会社に勤務する中で、同志社大学大学院 理工学研究科 機械工学専攻 博士後期課程に在籍中の研究成果をまとめたものである。

同専攻教授 田中達也先生には指導教官として、本研究の実施の機会を与えていただき、その遂行にあたっては終始懇切なるご指導とご助言、ならびに公私にわたり様々なアドバイスを頂いたことに謹んで感謝の意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、副査としてご助言を頂くとともに本論文の細部にわたりご指導を頂いた、金沢工業大学 工学部 機械工学科 山部昌教授、同志社大学大学院 理工学研究科 山口博司教授、藤井透教授、松村恵理子准教授に深く感謝の意を表します。

元東洋機械金属株式会社 三木光造部長には、博士号の取得をご相談した折に社内での交渉にご尽力戴き、大学入学の機会を得ることができたこと、心より厚く御礼申し上げます。また、東洋機械金属株式会社 佐野充常務取締役、森克巳取締役本部長には、本研究を遂行するためのご配慮を頂いたことに感謝の意を表します。

本研究の遂行にあたり、同志社大学 応用材料工学研究室 田口浩史氏、森田一也氏、野元將義氏、下楠菌壮氏、岩崎顕光氏には、有益なる議論とともに格別なるご協力を頂きました。論文執筆に際しては、東京工業大学大学院 理工学研究科 荒尾与史彦助教には、多大なるご指導を頂きました。そして、東洋機械金属株式会社 開発部 田中博子さん、澤田靖丈氏をはじめスクリュチーム諸氏には日々の業務が多忙な中、実験やデータ解析にご協力を頂きました。また、技術顧問 堀口英夫氏には、射出成形技術をはじめ多くの有益なご助言を頂き、長年にわたり大変お世話になりました。さらに、ガス発生を抑制するスクリュ形状の実験確認において、中町柴田加工 柴田明伸専務には長期にわたりデータ収集にご協力頂きました。ここに、お世話になりました皆様に感謝の意を表し、お礼の言葉とさせていただきます。

本研究は、同志社大学先端複合材料研究センター、ならびに文部科学省私立大学戦略的研究基盤形成支援事業（平成 25 年～平成 29 年）「ナノ繊維・粒子の最適制御技術を基盤とする新規複合材料機能の開発（同志社大学）」研究プロジェクトのご支援を受けたことを付記し、感謝の意を表します。

最後に、業務との両立の中で博士号の取得まで研究を優先し、家族サービスも十分に行き届かない中、いつも明るく応援してくれた妻と子供たち、そしていつもあたたかく見守ってくれた両親に心より感謝いたします。

2017 年 3 月 井上 玲