3次元樹脂流入 CAE 解析プログラムの開発

第2報：固液混相モデルの適用による低自由度化の実現

岡田 有司^{*1}・中野 亮^{*1}・瀬戸 雅宏^{*2}・山部 昌^{*2}

Development of a Three Dimension Filling Analysis Program for Injection Molding Part 2 : Realization to Make Degree of Freedom Low by the Application of a Model Mixed with the Phase of Solid-liquid

Okada, Yuji^{*1}/Nakano, Ryo^{*1}/Seto, Masahiro^{*2}/Yamabe, Masashi^{*2}

In this research, we developed and proposed a numerical analysis model mixed with the phase of solid-liquid. It aims to make an accurate estimate of the progress of zero-velocity area with a lower analytical mesh in the through-thickness direction. We focused to improve approximate accuracy about shear rate and friction heat at elements mixed with the phase of solid-liquid including the boundary zone of solid-liquid phase. Pressure loss and filling pattern in molding experiments were used for the confirmation and the evaluation of validity of proposed numerical analysis model. The resulting confirmation of the validity of modeling applied in this research is as follows.

- 1) Analytical time to obtain the analytical result equal to usual modeling was 1/7, because of decreased degree of freedom.
- 2) Higher reproducibility of the pressure loss in plate of board thickness 2 mm and filling pattern in plate with thickness deviation from 0.5 to 0.2 mm was obtained as a result of analysis.

Key words : Injection molding CAE/Phase of solid-liquid/Verification/Pressure loss/
Filling pattern

1. 緒 言

近年、自動車や電機機器等におけるものづくりの開発スピードを早めるために、仮想試作（CAE 解析）を用いて各工程における開発の完成度を高め、手戻りを最小化しながら開発を進める取り組みが活発^{1),2)}に行われている。プラスチック部品の製品・金型設計等において用いられる射出成形 CAE 解析においても例外ではない。従来、生産技

術部門などで取り扱われることが多かったが、より効率化するために、近年、上流工程である製品設計部門において取り扱いが始まっている。金型を起こし成形をした後、寸法精度等の製品品質が設計基準を満たさなかった場合、最悪製品設計段階までの手戻りが発生する。より上流工程において成形後の製品が設計基準を満足するかどうかを判断できた場合、手戻りとなる工程数は少なく済み、開発期間が短縮できる。射出成形 CAE 解析は、ものづくりの上流工程から品質を作りこむことにより、コスト削減・品質向上に貢献することができるツールである。従来、射出成形 CAE 解析は平面的な形状を取り扱う 2.5 次元解析が主流であった。2.5 次元解析は計算速度が速く、一度解析メッシュを作成してしまえば、肉厚変更やリブを追加するなどの簡単な形状変更を容易に行うことができる。一方、解析メッシュ作成は自動中立面作成ツールも開発されているが、まだまだ手間がかかる作業である。近年、設計の 3 次元化に伴い 3 次元 CAD の普及、更には 3 次元 CAD

^{*1} 東レエンジニアリング㈱
大津市園山 1-1-1 (〒520-0842)
Toray Engineering Co., Ltd.
1-1, Sonoyama 1-chome, Otsu, Shiga, 520-0842, JAPAN
Yuji-okada@toray-eng.co.jp

^{*2} 金沢工業大学
白山市八東穂 3-1 (〒924-0838)
Kanazawa Institute of Technology
3-1, Yatsukaho, Hakusan, Ishikawa, 924-0838, JAPAN
2011.9.2 受理

から3次元解析メッシュを自動作成するツールが普及してきていること、更には廉価に高性能な計算機が入手できることから、3次元解析を活用する環境が整ってきた。

射出成形CAE解析の活用により期待されていることには、そり変形、ショートショット、ウェルド位置、型締め力（圧力）、等の事象の事前予測にある。その中で最も期待値が高いものがそり変形の予測³⁾である。そり変形は、主に流動（繊維配向因子含む）、及び熱的な要因により発生⁴⁾する。前者は樹脂流入工程におけるせん断応力に起因し、分子および繊維の配向が形成され、その配向が成形品内に不均一に発生したことにより応力差が発生し、そり変形が発生する。後者は板厚の不均一性等による冷却速度差により密度の不均一性が発生し、成形品内にひずみ差が発生し、そり変形が発生する。いずれの物理量も金型内への樹脂の流入工程から変化し始め、保圧・冷却工程を経て、最終的なそり変形が生じるものである。従って、そり変形の予測精度を高めるためには、最も上流工程である樹脂流入工程におけるせん断応力および温度等の物理量変化予測の再現性を高め、その後、順次後工程の再現性を高めていく必要がある。一方、近年、製品の軽薄短小化が益々進み、薄肉製品への射出成形CAE解析の適用が行われている。熱伝導による冷却だけを考えたとき温度低下は肉厚の2乗に反比例して速まる。樹脂流入工程において樹脂は金型へ熱が奪われるに伴い速度ゼロの領域が拡大しながら金型内を流入していくことから、薄肉製品になるほど、速度ゼロ領域の進展速度は速く、当該変化を予測することには困難を伴う。

筆者らは前報⁵⁾にて、射出成形CAE解析の樹脂流入工程における3次元解析手法を提案し、解析手法の妥当性の確認を可視化実験から得られた速度分布^{6),7)}より行い、提案した解析手法が速度ゼロ領域の予測精度が高い手法であることを確認した。また、速度ゼロ領域の進展メカニズムは、固相と液相の境界部分におけるせん断発熱量と冷却（熱伝導と熱伝達）のバランスにより発生するものであるとの考察を行った。しかしながら、前報手法では、詳細な板厚方向メッシュ分割数に対するせん断速度のピーク位置（流動部と速度ゼロ領域の界面において最大値を示す位置）の誤差率を5%以内に抑えるためには、板厚方向の分割数には最低20分割以上必要であることから、解析メッシュ数が膨大となるため実用的な形状への適用が困難であった。本報では実用的な形状への適用を可能とするため、板厚方向に対して少ない分割数（分割数依存性が小さい）にて流動挙動の再現を可能とする固液混相モデルの提案を、1) 現象の理解、2) モデル化の立案、3) モデル化の妥当性の確認・評価、を通じて行う。

樹脂流入工程における流動状態の評価に用いる代表的な実験データには、圧力プロファイル⁸⁾と流入パターンがある。測定もし易く、測定結果の信頼性も高いことから広く用いられている。前者は2点間の圧力値の差（圧力損失）を評価することにより、測定ポイント間の流動状態を評価することが可能である。例えば、流入工程において圧力損失が大きい場合は、流れ難いことを意味し、逆に小さい場合は流れ易いことを意味する。後者は偏肉平板を用い薄肉部分と厚肉部分との流動状態を相対的に評価することが可

能である。両測定結果は、板厚方向の速度分布から得られる板厚方向速度ゼロ領域厚みや粘度、等のミクロな物理量の状態変化を積み重ねた結果である。金型内可視化のように特別な計測装置も不要なため、様々な金型での実証も可能なこと、間接的にミクロな物理量の状態変化を考察できる点から、本報では、提案する解析モデルの妥当性の確認・評価には、圧力損失と流入パターンを用いる。

2. 固液混相モデル

2.1 固液混相モデルの概要

前報⁵⁾にて提案した速度ゼロ領域（「固相」と称する）の進展の解析モデルでは、図1に示す様に板厚方向に要素20分割した解析メッシュを考えたとき、離散化点である要素（節点）単位にて固相と液相が割り当てられ、温度低下に伴い固相要素が増加していくものである。したがって、固液境界層は、離散化点上に存在する。ここで、固液境界層とは、流動部（「液相」と呼称する）と非流動部（固相）の境界部を表すものとする。一方、本報提案の固液混相モデルの概念は、図2に示す様に板厚方向に要素4分割した解析メッシュを考えたとき、要素の中に固相と液相の異なる状態の共存を認めるものであり、温度低下に伴い要素の中で固相と液相の割合が変化していくものである。したがって、固液境界層が離散化点上だけでなく、離散化点の間での存在を許容するものである。言い換えれば、固相と液相の界面が節点という離散化点の上だけでなく、要素の中（節点と節点の間）で固相と液相の状態を保持させるものである。当該要素を「固液混相要素」と呼称する。当該要素において、固相と液相の両物理量を持たせ、固相から液相への物理量を連続的に変化させることで計算規模の低減を目指す。対象とする物理量は、せん断速度（ひずみ速

Fig.1 For conventional methodology, the conceptual diagram of solid phase is moving through elements

Fig.2 For development methodology, the conceptual diagram of solid phase is moving through elements

度), 粘度及び温度とする. 筆者らが考案したモデル化を「固液混相モデル」と呼称する.

なお, 本報における定式化では一般化 Newton 流体の構成方程式 (式(1)⁹⁾) に従うものとする.

$$\tau = -\eta ((\nabla v) + (\nabla v)^t) \quad (1)$$

ここで, τ : 偏差応力テンソル [Pa], η : 粘度 [Pa·s], v : 速度ベクトル [m/s]

2.2 固液混相要素の定義

固液混相要素には, 1つの要素内に固相と液相が混在する. 固相と液相は, 図3に示す通り, ガラス転移温度に代表される相変化温度 T_t によって決定する. 要素構成節点における温度から得られる要素内温度分布と相変化温度を比較したとき, 相変化温度よりも温度が高い部分は液相, 低い部分は固相とする. 全構成節点の温度が相変化温度よりも高ければ, 液相要素, 低ければ固相要素となる. また, 筆者らは過去の研究⁵⁾から以下の知見を得ている.

- ・速度の可視化結果から導出した板厚方向におけるせん断速度分布は固液境界部において最大値を示す点⁵⁾
- ・板厚方向における速度ゼロ領域の成長は, 固液境界層における固相 (金型) 部への放熱と液相部のせん断発熱量のバランスにより成長する点⁵⁾
- ・せん断発熱量は, 粘度とせん断速度により求まる点

以上3点から, 筆者らは固液境界部におけるせん断速度, 粘度, 及びせん断発熱量の再現性の高い解析モデルであれば, 板厚方向における速度ゼロ領域の成長を再現性高く予測できると考えた.

一方, 物理量変化が大きい部分に離散化点を詳細に配置する方法が数値解析上では一般的であり前報において適用した. また変化が大きい部位を抽出し適時詳細にメッシュを作成するアダプティブ法¹⁰⁾などの手法や高次要素を適用する手法があるが, いずれにおいても節点・要素・自由度数が増大する. そこで, 筆者らは固液境界部のせん断速度, 粘度及びせん断発熱量の変化を節点・要素数を増大させずに表現させるために, 当該部において当該要素内の液相と固相部分に対して固相及び液相状態のせん断速度 (ひずみ速度) 及び粘度を各々持たせることを特徴とする手法を提案する. 固液混相要素においては液相と固相の各物理量を

使用し当該要素の代表物理量とし, 構成方程式へと適用する. その他の固相及び液相要素に関しては, 当該物理量は要素に一つの値である. 固液境界要素におけるせん断速度, 粘度及びせん断発熱量の詳細な離散化方法については, 後述する. また, 当該物理量の計算方法以外は, 前報解析手法に準拠する.

2.3 速度・せん断速度

図4に固液混相要素内の速度分布を模式化したものを示す. 固相部分の速度はゼロとし, 液相部分においてゼロから節点値の速度までの変化を持つ分布として考える.

流体の非 Newton (せん断依存) 挙動を計算するために開発された経験的・半経験的・あるいは分子に基づく方程式に対する一般式である一般化 Newton 流体 (GNF) 式では, 非圧縮流体かつせん断流れに近いものに対しては, せん断速度は式(2)(3)の通り各位置方向の速度勾配から得られるひずみ速度テンソル $\dot{\gamma}_{ij}$ の平方根を取ることが望ましい^{11), 12)}. 本報において, 液相要素に関しては, 式(2)からせん断速度 (スカラー値) を求める. 固相要素に関しては, せん断速度がゼロであるという条件を与える.

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \sum_i \sum_j \dot{\gamma}_{ij} \dot{\gamma}_{ji}}, (i, j = x, y, z) \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{\gamma}_{xx} &= 2 \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad \dot{\gamma}_{yy} = 2 \frac{\partial v_y}{\partial y}, \quad \dot{\gamma}_{zz} = 2 \frac{\partial v_z}{\partial z} \\ \dot{\gamma}_{xy} &= \dot{\gamma}_{yx} = \frac{\partial v_y}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial y} \\ \dot{\gamma}_{yz} &= \dot{\gamma}_{zy} = \frac{\partial v_z}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial z} \\ \dot{\gamma}_{zx} &= \dot{\gamma}_{xz} = \frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

固液混相要素内において固相部のせん断速度はゼロとする. 当該要素中の液相部におけるせん断速度は, 要素内の液相厚みを考慮した式(5)を式(4)に代入して求めるものである. ここで, 添え字 L は液相部のひずみ速度および厚みを表すものである. ひずみ速度は, 液相部節点の速度と固相部節点速度 (ゼロ) との差を液相部厚みで除して求める.

$$\dot{\gamma}_L = \sqrt{\frac{1}{2} \sum_i \sum_j \dot{\gamma}_{L,ij} \dot{\gamma}_{L,ji}}, (i, j = x, y, z) \quad (4)$$

Fig.3 Defined solid-liquid phase from transition temperature (T_t) and temperature distribution in element

Fig.4 Velocity distribution in solid-liquid mixed element

$$\left. \begin{aligned} \dot{\gamma}_{L-x} &= 2 \frac{\partial v_x}{\partial x_L}, \quad \dot{\gamma}_{y-L} = 2 \frac{\partial v_y}{\partial y_L}, \quad \dot{\gamma}_{z-L} = 2 \frac{\partial v_z}{\partial z_L} \\ \dot{\gamma}_{L-y} &= \dot{\gamma}_{L-y} = \frac{\partial v_y}{\partial x_L} + \frac{\partial v_x}{\partial y_L} \\ \dot{\gamma}_{L-z} &= \dot{\gamma}_{L-z} = \frac{\partial v_z}{\partial y_L} + \frac{\partial v_y}{\partial z_L} \\ \dot{\gamma}_{L-x} &= \dot{\gamma}_{L-x} = \frac{\partial v_x}{\partial z_L} + \frac{\partial v_z}{\partial x_L} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

2.4 粘度

固液混相要素における粘度は、固相と液相の粘度を各々算出し、両値の平均値とする。固相の粘度は、相変化温度とせん断速度（ゼロである条件を付与）から、液相の粘度は液相部における平均温度と前項に示した液相部のせん断速度を温度及びせん断速度依存性を有する粘度モデルに適用することで各々算出する。固液混相要素における粘度は、式(6)より求める。ここで、添え字 S は固相部を表し、 R は固液混相要素に占める液相部の体積割合である。

$$\eta = \eta_L R + \eta_S (1 - R) \quad (6)$$

2.5 温度

温度 T は、上流からの熱の移動（熱移流）、樹脂間の熱伝導による熱の移動（熱伝導）、および材料の内部発熱（せん断発熱）、各々の熱量保存を考慮したエネルギー方程式（式(7)³⁾）から求める。 D/D_t は実質微分を表す。

$$\rho c_p \frac{DT}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \eta \dot{\gamma}^2 \quad (7)$$

t : 時間 [s], ρ : 密度 [kg/m³], c_p : 比熱 [J/(kg·°C)], k : 熱伝導率 [W/(m·K)], $\dot{\gamma}$: せん断速度 [1/s]

(a) **熱移流** : 流動状態（速度ベクトルの向き、等）に応じて節点間を熱量が移動する。固相部節点の速度はゼロと仮定しており樹脂が流出しないため、固相部節点から液相部節点へ熱の移動は行われないものとする。液相部節点から固相部節点への熱の移動は行う。

(b) **熱伝導** : 固相/液相部をまとめて解くものとする。固相部から液相部、及び液相部から固相部への熱の移動は行われる。熱物性値（熱伝導率、比熱、密度）の温度依存性は当該節点の温度に対応する値を材料物性データから参照して用いる。なお、樹脂と金型との間は、熱伝達の境界条件を与える。

(c) **せん断発熱** : 要素におけるせん断発熱量を求め、節点体積に応じて当該要素発熱量を割り振る。固液混相要素に関しては、液相部の粘度とせん断速度より当該要素のせん断発熱量を求め、要素構成節点における節点体積に占める液相部体積に応じて前記要素発熱量を分配する（図5）。固相要素においては、流れがない（せん断速度がゼロである）ことから、せん断発熱が発生しないため、構成節点への発熱量の割り振りはゼロである。液相要素においては、要素発熱量を均等に構成節点へ割り振る。

Fig.5 Element friction heat is distributed to node according to liquid phase node volume

3. 数値解析モデルの妥当性の確認・評価 (1) : 圧力損失

3.1 妥当性の確認・評価方法の概要

本報提案の「固液混相モデル」の妥当性の確認・評価には圧力損失を用いる。下記2つの条件（条件AとB）における圧力損失の誤差を比較し、少ない要素分割数において20分割の解析メッシュと同等の結果が得られること、また両条件における解析時間の比較を行う。更に、条件Aを適用したCAE解析の結果と成形実験の結果に対して、成形条件依存性を比較・評価することで成形現象の再現性が高いことを確認する。

[条件A] 肉厚方向に対する少ない要素分割数の解析メッシュに固液混相モデルを適用した条件

[条件B] 前報提案の同方向へ20分割の解析メッシュに固液混相モデルを適用しない条件（従来手法）

3.2 板厚方向分割数の最小値

条件Aにおける要素分割数の最小値の検討を非定常熱伝導解析における理論解と解析解の比較結果を用いて行う。板厚2.0 mmの平板が、初期温度が一律の260°Cの状態から、金型温度30°C、熱伝達率25 W/(m²·K)の境界条件により冷却された条件における1次元非定常熱伝導問題の理論解¹⁰⁾と板厚方向をHexa（6面体）要素で2~9分割した無限平板を模擬した3次元非定常熱伝導解析の解析結果を比較する。材料物性値は熱拡散率0.2 m²/s、熱伝導率0.2 W/(m·K)、評価時間は3 s後とする。図6に理論解と板厚方向に対して3及び4分割した解析メッシュを用いた解析結果を示す。当該グラフの温度を板厚方向位置-1.0から1.0まで積分したものを S とする。理論解 S_t に対する各分割数における解析結果 S_i ($i=2\sim9$) の誤差率を図7に示す。板厚方向分割数が4以上では理論解に対して5%以内の熱伝導の解析結果が得られる。そこで、熱伝導計算に対しては少なくとも4分割あれば理論解に近い結果が得られることから、条件Aに示した分割数は本報では4と定義することとする。

3.3 圧力損失測定実験

圧力は、180×60×2 mmの平板形状にゲートから10 mmおよび90 mmの製品中央部の2点に圧力センサーを埋め込み測定を行った。圧力損失はVP切り替え時における当該2点間の圧力差とする。成形条件は表1に示す通り、樹脂温度を200/230/260°C、金型温度を35/50/65°Cの各3

水準，射出速度を 5/10/20/40 mm/s の 4 水準設けた．射出成形機はニイガタマシノテクノ製 MD 50（シリンダ直径 50 mm）を用いた．供試材料は HDPE（Staflene E 880 -C）を用いる．

3.4 解析形状と圧力損失測定箇所

成形実験と CAE 解析の比較，更には CAE 解析における解析メッシュ依存性の検討に用いた解析メッシュおよび圧力測定箇所を図 8 に示す．解析メッシュは，スプルー・ランナー部分はビーム要素，平板部分はヘキサ（6 面体）要素を用いて短手方向：12 分割，長手方向：36 分割，そして板厚方向：4 及び 20 分割したものを用いる．解析メッシュ数は，前者は節点数：2,554，要素数：1,877，後者は節点数：10,250，要素数：8,789 である．圧力測定は，成形実験と同様にゲートから 10 mm および 90 mm の製品中央部の 2 箇所とし，当該部の流入解析完了時の圧力値を抽出し差分を取り，圧力損失の解析結果とする．

3.5 解析条件

解析条件に関して，表 1 に示す成形条件を初期・境界条

Fig.6 The temperature distribution between theoretical solution and analysis results are compared

Fig.7 Relative error to theoretical solution of each analysis results of number of element decomposition for thickness direction

Table 1 Molding conditions in experiments measured resin pressure profile

Resin	HDPE
Resin temperature[°C]	200/230/260
Mold temperature[°C]	35/50/65
Injection velocity[mm/s]	5/10/20/40

件として入力し，更に樹脂と金型との界面における熱伝達率は $1,200 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ を用いる．粘度モデルには，せん断速度依存性に Cross モデル¹⁵⁾（式(8)），そして温度依存性には WLF モデル¹⁶⁾（式(9)～(11)）を組み合わせたモデルを用いる．供試材料 HDPE に関して，CrossWLF 粘度モデルにおける材料定数 n ， τ^* ， D_1 ， D_2 ， D_3 ， A_1 ， A_2 と熱物性値（密度，比熱及び熱伝導率）は表 2 の通りである．

$$\eta(T, \dot{\gamma}, p) = \frac{\eta_0(T, p)}{1 + \left[\frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{\tau^*} \right]^{(1-n)}} \quad (8)$$

$$\eta_0(T, p) = D_1 \exp \left[-\frac{A_1(T - T^*)}{A_2 + (T - T^*)} \right] \quad (9)$$

$$A_2 = \tilde{A}_2 + D_3 p \quad (10)$$

$$T^* = D_2 + D_3 p \quad (11)$$

3.6 板厚方向メッシュ分割数依存性と解析時間比較

射出成形 CAE 解析での充填完了時の圧力損失を条件 A と条件 B 間にて比較したものを図 9 に示す．横軸が条件 B，縦軸が条件 A における射出成形 CAE 解析における圧

Fig.8 An analysis mesh model and measured position for resin pressure

Table 2-1 Material properties of viscosity model for CrossWLF used in the simulation

n	—	1.823 E - 01
τ^*	Pa	1.860 E + 05
D_1	Pa·s	2.551 E + 17
D_2	K	1.632 E + 02
D_3	K/Pa	1.200 E - 07
A_1	—	3.910 E + 01
$\tilde{A}_2$	K	5.160 E + 01

Table 2-2 Thermal physical properties, density, specific heat and coefficient of thermal conductivity used in the simulation

Measured temperature	°C	200	20
Density	kg/m ³	7.940 E + 02	9.730 E + 02
Specific heat	J/(kg·°C)	2.810 E + 03	1.840 E + 03
Coefficient of thermal conductivity	W/(m·°C)	2.260 E - 01	2.880 E - 01

力損失結果である。グラフ中のゼロを通る実線上は両結果が一致することを示し、破線が両結果の差異 ± 5 MPaの境界を示している。両結果間の平均誤差(率)は1.6 MPa(11%)、最大誤差(率)は3.0 MPa(18%)、最小誤差(率)は0.2 MPa(2%)で予測できていること、また全てのケースにて誤差 ± 5 MPa(全条件ノズル圧力の平均値比14%)以内に入っていることから、条件Aは、条件Bの解析結果に相当する解が得られることを確認できた。

解析時間に関して、条件Bは204.1 s、条件Aは29.3 sである。前述の通り両条件にて同等の解析結果が得られること及び解析時間結果比較から、同等の解析結果を得るまでの解析時間としては約7.0倍の高速化が図れることとなる。なお、使用した計算機環境はCPU: Intel® Xeon® E 5450 3.00 GHz、物理メモリ: 2.00 GBである。

3.7 成形条件依存性

成形実験と条件Aを適用した射出成形CAE解析の圧力損失を比較する。図10に成形実験とCAE解析における流入完了時の圧力損失を全9条件に対して比較した結果を示す。原点を通過する実線は両結果が一致することを示し、破線が ± 5 MPaの差異を示すものである。両結果の平均誤差(率)は2.3 MPa(15%)、最大誤差(率)3.9 MPa(25%)、最小誤差(率)は0.4 MPa(2%)である。誤差の最大値を示す条件における圧力損失は実験値16.0 MPaに対してCAE解析結果は19.9 MPa、成形条件は射出速度40 mm/s(高速射出条件)である。成形実験に対してCAE解析の圧力損失の方が大きいことより、CAE解析の方が流れにくいことを意味する。粘度及び速度ゼロ

Fig. 9 The correlation of the pressure loss of analysis results in number of element decomposition 4 and 20 are evaluated.

Fig. 10 The correlation of the pressure loss of analysis results and experiments are evaluated.

領域が大きめに見積もられていることとなる。射出速度が速いほど誤差が大きくなっていることを考えると後者は逆傾向にあるため考えにくい。したがって、高速射出時の粘度の差異が誤差の要因であると考えられる。

次に、射出速度、樹脂温度及び金型温度の各条件のみを変化させたときの定性的傾向について、成形実験と射出成形CAE解析の充填完了時の圧力損失を比較したものを図11(a)~(c)にそれぞれ示す。また、図12に筆者らが考える成形条件(射出速度、シリンダー設定温度、金型設定温度)、各物理量(温度、せん断速度、速度、流動部厚み)及び圧力損失の相関図を示す。成形条件を変化させたとき、金型内の樹脂の物理量がどのように変化をし、その結果、測定された圧力損失がどのように変化をするのかを表したもの

Fig. 11(a) The pressure loss for injection velocity dependency between CAE and experiments are compared

Fig. 11(b) The pressure loss for resin temperature dependency between CAE and experiments are compared

Fig. 11(c) The pressure loss for mold temperature dependency between CAE and experiments are compared

である。

(a)射出速度：射出速度を遅くしたとき、圧力損失が低下（流れやすく）後、上昇する（流れにくくなる）傾向を射出成形CAE解析にて再現した。前者の低下傾向は、図12より射出速度を遅くしたため、金型内の樹脂速度が低下したことにより圧力損失が低下する。後者の上昇傾向は、①図12より前記の樹脂速度が低下した結果、温度及びせん断速度が低下し、粘度上昇による圧力損失の上昇要因、②固化進展による流路減少の結果、樹脂速度上昇による圧力損失の上昇要因、この①及び②の圧力損失の上昇要因が、前者の低下要因を上回った結果である。ここでは、当該物理量変化のバランスを射出成形CAE解析にて成形実験同様に再現したものであると考える。

(b)シリンダー内樹脂温度：シリンダー内の樹脂温度を上昇させたとき、圧力損失が低下する（流れやすくなる）傾向を射出成形CAE解析にて再現した。これは、図12よりシリンダー内樹脂温度が上昇したとき、金型内の樹脂温度が上昇した結果、流路内の粘度の低下を再現したことによるものであると考える。

(c)金型温度：金型温度を上昇させたとき、圧力損失が低下する（流れやすくなる）傾向を射出成形CAE解析にて再現した。これは、金型温度変化による金型近傍の樹脂温度が上昇した結果、流路内の粘度の低下を再現したことによるものであると考える。

4. 数値解析モデルの妥当性の確認・評価（2）：流入パターン

4.1 妥当性の確認・評価方法の概要

本報提案の「固液混相モデル」の妥当性の確認・評価を成形実験及び射出成形CAE解析との流入パターンの比較を通して行う。金型内の流路に肉厚差を付けた形状を用い、肉厚差によるフローフロントの進展差を確認・評価する。フローフロントの進展は、各部位の物理量（粘度、流動部厚み、等）によって変化するものであり、肉厚が異なる部

Fig.12 The correlation diagram between molding conditions, resin physical quantity in mold, and pressure loss

位ではその物理量の変化する度合いが異なる。例えば、肉厚が厚い部位に比べ、薄い部位では冷却速度が速いため、粘度が上昇しやすく、流動部厚みが減少しやすい傾向にあり、その結果、フローフロントの進展が遅れるものと考えられる。肉厚差及び成形条件を変化させた条件下で流入パターンの変化を評価することを通じ、当該変化への「固液混相モデル」の追従性を確認する。

4.2 流入パターン測定実験

樹脂の流入パターンの比較に用いた形状の平面図と断面図（A-A'）を図13に示す。図中破線で囲んだ部分（中央部）の板厚を断面図で示した通り0.4/0.3/0.2mmの3種類の板厚に変更する。各々金型A/B/Cと呼称する。薄肉部中央の突き出しピン部分の板厚は0.2mm、一般面の板厚は0.5mmである。成形条件を表3に示す。樹脂温度を350/330/310℃、金型温度を70/100/130℃、流入時間を0.2/0.3/0.09sの各3水準設けた。供試材料にはLCP（Toray L 304 M 35）を用いた。成形実験における流入パターンは樹脂計量位置を変化させて成形するショートショット法を用いて取得する。

4.3 解析メッシュ・解析条件

解析メッシュは、スプルー・ランナー部分はビーム要素、平板部分はヘキサ（6面体）要素を用いてメッシュを分割する。板厚方向の分割数は、一般面は10、金型A、B及びCでは各々4/6/4分割とした。各中央部板厚における解析メッシュは節点数：15,123/23,575/23,081、要素数：12,178/20,181/19,635である。

解析条件に関して、表3に示す成形条件を初期・境界条件として入力し、更に樹脂と金型との界面における熱伝達率は1,000 W/(m²・K)を用いる。粘度モデルには、式(12)に示す3定数粘度モデル¹⁷⁾を用いる。供試材料LCP（Toray L 304 M 35）の材料データに関し、3定数粘度モデルにおける材料定数A、B及びCと熱物性値（密度、比熱及び熱伝導率）を表4に各々示す。

$$\eta = A \dot{\gamma}^B \exp(CT) \quad (12)$$

4.4 偏肉部の流入パターン評価

樹脂の流入パターンは、フローフロント進展が時々刻々と積み重なった結果である。フローフロント進展は、フローフロントを含む樹脂充满領域の流動状態により変化する。

Fig.13 An analysis model in experiments measured filling patterns

偏肉部においては、薄肉部と厚肉部の相対的な流動状態により、流入パターンが形作られる。

成形条件ごとに成形実験およびCAE解析における流入パターンを取得する。図14に代表条件（中央部板厚：0.3 mm（Mold B）、樹脂温度：350℃、金型温度：100℃、流入時間：0.09 s）における成形実験とCAE解析における流入パターンを示す。流入パターンの評価方法について、以下に示す。図14中に示す四角印（□）の位置を通る点線を基準線とし、形状の中央部を通る一点鎖線を測定線とする。四角印（□）の位置に樹脂のフローフロントが到達したときの測定線上のフローフロント位置を三角印（△）で示す。基準線と三角印（△）の距離を偏肉部における流

Table 3 Molding conditions in experiments measured filling patterns

Resin		LCP
Cavity thickness at center	mm	0.4/0.3/0.2
Resin temperature	℃	350/330/310
Injection time	s	0.2/0.3/0.09
Mold temperature	℃	70/100/130

Table 4-1 Material properties of viscosity model for three constants used in the simulation

A	Pa・s	2.441 E+16
B	Pa	-6.324 E-01
C		-9.194 E-02

Table 4-2 Thermal physical properties, density, specific heat and coefficient of thermal conductivity used in the simulation

Measured temperature	℃	330	23
Density	kg/m ³	1.575 E+03	1.680 E+03
Specific heat	J/(kg・℃)	1.700 E+03	9.800 E+02
Coefficient of thermal conductivity	W/(m・℃)	3.000 E-01	3.300 E-01

Fig. 14 In Mold B, filling patterns between CAE and experiments are compared and position of flow front distance are measured

動状態の評価指標 d とする。 d_{EXP} と d_{CAE} は成形実験及びCAE解析における値を示すものである。図15に全9条件におけるフローフロント位置差を表す。横軸がCAE解析、縦軸が成形実験の値を表す。原点を通る実線上は両結果が一致することを表し、破線は ± 2.5 mmのラインである。本流入パターン評価を行った結果をまとめると、以下のことが分かった。

- 1) フローフロント位置差の成形実験とCAE解析の誤差は、平均1.0 mm、最大2.1 mmの範囲で予測できた。薄肉部の流動方向寸法20 mmに対する誤差率とすると平均5 %、最大10%の範囲で予測できた。
- 2) 薄肉部の板厚が薄くなるほど、一般部に対して薄肉部の流動差が大きくなる定性的傾向をCAE解析にて再現できた。

5. 結 言

前報における金型内の樹脂流速分布の可視化実験結果から得られたせん断速度分布が固液境界部で大きく変化すること、また速度ゼロ領域の進展が冷却とせん断発熱量とのバランスにより進展する考察に筆者らは着目した。本報では、固液境界部が属する固液混相要素の中で液相から固相への状態変化の内、前記物理量をより厳密に表現することで、離散化点を増やすことなく速度ゼロ領域の進展を精度良く予測する数値解析モデル「固液混相モデル」を開発・提案した。提案した数値解析モデルの妥当性の確認・評価には、成形実験から得られた2点間の圧力損失および偏肉平板におけるフローフロント到達の位置差を用いた。当該実験条件を用い、解析手法間（下記[条件A]と[条件B]）の比較、及び成形実験と本報提案した解析モデルを適用した射出成形CAE解析の結果の比較・検証を行った。
 [条件A] 肉厚方向に対する少ない要素分割数の解析メッシュに対して固液混相モデルを適用した条件
 [条件B] 前報⁵⁾提案の同方向へ20分割の解析メッシュに対して固液混相モデルを適用しない条件（従来手法）
 比較・検証結果をまとめると、以下のようになる。

- 1) [条件A] において [条件B] と同等の解析結果を得るために要する解析時間は約1/7である。
- 2) [条件A] は [条件B] に比べ少ない要素分割数にて同等の解析結果が得られる。[条件A] および [条件

Fig. 15 The correlation of flow front distance between thin plate and general plate of analysis results and experiments are evaluated

- B] の圧力損失を比較したとき、平均誤差 (率) は 2.3 MPa (15%), 最大誤差 (率) 3.9 MPa (25%), 最小誤差 (率) は 0.4 MPa (2%) の範囲で予測ができた.
- 3) [条件 A] は, 成形実験に対して圧力損失絶対値の再現性が高い解析結果が得られる. 成形実験に対する誤差 (率) は平均 2.3 MPa (15%), 最大 3.9 MPa (25%), 最小 0.4 MPa (2%) の範囲で予測ができた.
- 4) [条件 A] は, 圧力損失の成形条件依存性を再現する解析結果が得られる. 筆者らが考える成形条件 (射出速度, 樹脂温度, 金型温度) 変化⇒金型内樹脂の物理量変化⇒圧力損失変化に準じた圧力損失結果が得られた.
- 5) [条件 A] は, 偏肉平板における成形実験の流入パターンの再現性が高い. 成形実験と CAE 解析のフローフロント位置差の誤差率は, 平均 5%, 最大 10% の範囲で予測できた. 薄肉部の板厚が薄くなるほど, 一般部に対して薄肉部の流動差が大きくなる定性的傾向を CAE 解析にて再現した.
- 6) [条件 A] は, 薄肉形状 (最小 0.2 mm) の流入パターンを再現した.

以上のことより, 3次元射出成形 CAE 解析に対して本報で提案した数値解析モデル「固液混相モデル」は, 樹脂流入工程において 1) 成形現象の再現性の高い, 2) 解析規模の低減を図れ, 3) 高速に解析が可能だけでなく, 4) 近年の製品の薄肉化に伴う物理量変化が大きな薄肉形状に対しても精度良く予測可能な有効なモデル化であることが言える. 解析精度および解析規模の面から, 実用形状への適用のハードルが低くなっただけでなく, 製品の適用範囲がより薄肉形状へと拡大した. 今後, 本報提案のモデル化を適用することにより, 樹脂流入工程における流動状態に起因するそり変形要因の物理量変化の予測精度向上に合わせて, そり解析の予測精度向上と適用形状の拡大が期待できる.

参 考 文 献

- 1) 高原忠良, 古橋洋, 荒井毅, 石畝学: 成形加工, **20**(10),

735(2008)

- 2) 高原忠良, 古橋洋, 山田和慶, 山田孝幸, 小山弘, 中野亮: 成形加工 '06, F 210, 269(2006)
- 3) 山部昌, 大塚弘己, 亀田隆夫, 瀬戸雅宏, 道井貴幸: 成形加工, **14**(11), 690(2002)
- 4) 瀬戸雅宏, 中野拓海, 岡田有司, 中野亮, 山部昌: 成形加工 '10, E 101, 189(2010)
- 5) 岡田有司, 中野亮, 瀬戸雅宏, 山部昌: 成形加工, **24**(2), 97(2012)
- 6) Yamabe, M., Satoh, K., Okada, Y. and Nakano, R.: *Proceedings of PPS 22nd annual meeting*, SP 5.07(2006)
- 7) 瀬戸雅宏, 和田卓也, 佐藤和人, 岡田有司, 山部昌: 成形加工, **19**(9), 589(2007)
- 8) 相野谷慶太, 天野 修: 成形加工, **14**(8), 519(2002)
- 9) Tadmor, Z. and Gogos, C. G., 大柳康訳監修: プラスチック成形加工原論, シグマ出版, 138(1991)
- 10) 日本数値流体力学有限要素法研究委員会: 有限要素法による流れのシミュレーション, シュプリンガー・フェアラーク東京, 217(1998)
- 11) Bird, R. B., Armstrong, R. C. and Hassager, O., 奥博正訳, 小山清人監修: 高分子の流動ダイナミクス 第1巻 流体力学的アプローチ, プラメディア, 656(1999)
- 12) Tadmor, Z. and Gogos, C. G., 大柳康訳監修: プラスチック成形加工原論, シグマ出版, 158(1991)
- 13) 日本塑性加工学会: プラスチック成形, コロナ社, 57(2004)
- 14) 日本機械学会: JSME テキストシリーズ伝熱工学, 43(2005)
- 15) M. M. Cross, J.: *Colloid Sci.*, **20**, 417(1965)
- 16) Willams, M. L., Landel, R. F. and Ferry, J. D.: *J. Am. Chem. Soc.*, **77**, 3701(1955)
- 17) 東レエンジニアリング: 3D TIMON 9.0 Reference manual, 103(2009)