熱可塑性樹脂の射出成形における適応制御

—型内樹脂温度変化の解析—

焼本数利^{*1*2}・前川善一郎^{*1}・濱田泰以^{*1}・酒井忠基^{*2}

Adaptive Process Control in Injection Molding

—Prediction of the Temperature Variation of Polymer in the Cavity—

Kazutoshi YAKEMOTO^{*1*2}・Zenichiro MAEKAWA^{*1}・

Hiroyuki HAMADA^{*1}・Tadamoto SAKAI^{*2}

Product quality and consistency in the injection molding process are largely dominated by the temperature variations of the mold wall or of the polymer inside the barrel. As a critical step for the development of process control to solve the fluctuations in product quality caused by temperature variations, a new method to predict the temperature variation of polymer in the cavity was investigated.

An equation to predict the temperature variation of polymer in the cavity was derived by using heat conduction analysis. This equation is believed to be adequate in accuracy, reliability, and applicability to process control. In this derivation, the conduction heat transfer during the filling and holding pressure stage, and the viscous dissipation during the filling stage were investigated.

The validity of the equation was investigated experimentally by using GPPS, PP, and POM under the conditions of varying mold temperature and of varying polymer temperature inside the barrel. And the measured and calculated temperature variations of polymer in the cavity were compared.

As a result, the temperature variation of polymer in the cavity, which may practically happen during the injection molding process, could be estimated with accuracy by the equation presented in this study. And the equation could be applied to predict product weight fluctuations in advance of the filling stage. So, it was confirmed that the prediction method presented in this study can be applied effectively to the adaptive process control.

Key words : Injection molding/Polymer temperature/Mold wall temperature/Conduction heat transfer/Process control

*1 京都工芸繊維大学

京都市左京区松ヶ崎御所海道町 (〒 606)

Kyoto Institute of Technology

Matsugasaki Goshokaido-cho, Sakyo-ku, Kyoto 606
Japan

*2 (株)日本製鋼所 機械・電子技術研究所

広島市安芸区船越南 1-6-1 (〒 736)

The Japan Steel Works Ltd.

1-6-1 Funakoshi-Minami, Aki-ku, Hiroshima 736
Japan

1992. 3. 19 受理

1. 緒 言

熔融粘度や収縮率を始めとするプラスチック材料諸物性の特徴の一つに、その温度依存性が大きいことがあげられる。また、射出成形品の生産は、金型や樹脂の温度が大小変動する下で行われるのが一般的である。このため、温度変化は成形品品質の変動を引き起こす主要原因の一つとなっている。第1報¹⁾で示したように、熔融粘度の温度依存性が大きい材料では、型内の樹脂

Fig. 1 Schematic diagram of the procedures to predict polymer temperature variation in the cavity

圧力や成形品重量にも変動が現れやすい。そこで、品質の再現性を維持するために種々のプロセス制御手法が提案されてきた。しかし、従来の型内圧力制御のように、温度変化を考慮しない制御では、得られる品質とその再現性に限界があることを第2報²⁾で報告した。したがって、精密射出成形においては温度変化を考慮したプロセス制御技術が必要である。

金型に射出された熔融樹脂の温度と流動性は、冷却作用を受けて急速に低下する。そして、流動性が消失してキャビティへの樹脂供給がなくなると、最終的な成形品重量や収縮率が決定される。このため、所定精度の成形品を得るためには、この流動性が低下した時点での型内圧力や密度を制御する必要がある。しかし、流動性が低下した時点で樹脂の挙動を制御することは困難となる。このため、形状精度などの成形品品質を制御するためには、型内の樹脂が高い流動性を有して制御が可能な充填初期の段階において、密度および応力など型内の樹脂の状態変化を予測する制御方式が有望である。型内の樹脂の状態変化を予測するためには、型内の樹脂温度も予測によって得る必要がある。

型内の樹脂温度を予測して制御を行う場合、予測値の精度と信頼性が不十分であれば、制御によって、かえって品質の変動を促す可能性がある。このため、温度の予測値を制御に用いる際には、その精度と信頼性を考慮した温度の捉え方が必要とされる。

型内の樹脂温度の絶対値を正確に予測するためには、比熱、熱伝導率などの樹脂物性値の他、あらゆる計算条件に正確さが必要である。しかし、高圧、急冷下にある型内の樹脂物性値と、低圧、熱的平衡条件下で測定された物性値との間には差異が起り得る。このため、制御に用いる予測値としては、極力、樹脂物性値への直接的な依存度が小さいものが望まれる。たとえば、成形ショット間の変化量のみに限定すれば、絶対値を問題とする場合に比べて、樹脂物性値への直接的な依存度は減少することが予測される。

従来、温度変化を考慮したプロセス制御が種々提案

されている^{3)~6)}。しかし、型内の樹脂温度の予測については、熱伝導率を無限大とみなした熱伝導解析解の級数第一項のみを考慮した近似式や^{3), 4)}、保圧冷却段階で支配的となる伝導伝熱を考慮していないもの⁵⁾しか報告されていない。また、予測値の精度の検証、および樹脂物性値への依存度の検討は不十分であった。

本報では、熱伝導解析手法を用いて、成形ショット間における型内の樹脂温度の変化量を予測する方法を検討した。そして、その予測精度を実験で検証し、適応制御への適用性を検討した。

2. 型内の樹脂温度変化の予測式

2.1 解析手順

本報の解析手順を Fig. 1 に示す。保圧冷却段階における金型キャビティ内の樹脂温度変化を、充填完了時の樹脂温度を初期値とする非定常熱伝導として解析する。また、充填完了時の樹脂温度を求めるため、熔融樹脂が加熱シリンダーからキャビティに流入するまでの温度降下を定常熱伝導として解析する。ただし、粘性発熱は、そのほとんどが充填段階において発生すると考えられるので、後者の場合のみ考慮した。

2.2 保圧冷却段階における型内の樹脂温度変化

キャビティ部の樹脂を Fig. 2 に示すように、金型壁面に囲まれた無限平板とみなし、その伝導伝熱を対象とする。樹脂の比熱、熱伝導率、および密度の温度

Fig. 2 Schematic diagram of infinite plate heat conduction model

Fig. 3 Schematic diagram of circular tube heat conduction model

依存性と相変化は考慮せず、壁面温度は常に一定と仮定する。また、充填完了時の温度は一樣とする。このモデルは次の熱伝導方程式で表される⁷⁾。

$$\rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{\partial T_C}{\partial t} \right)_x = \lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 T_C}{\partial x^2} \right)_t \quad (1)$$

初期条件: $T_C(t=0, x) = T_{INI}$

境界条件: $\lambda \cdot \left(\frac{\partial T_C}{\partial x} \right)_{x=0} = h \cdot (T_C - T_{W1})$,

$$\lambda \cdot \left(\frac{\partial T_C}{\partial x} \right)_{x=S} = h \cdot (T_{W2} - T_C)$$

ρ : 樹脂密度 (kg/m^3), c_p : 定圧比熱 ($\text{J}/\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}$), λ : 熱伝導率 ($\text{W}/\text{m} \cdot ^\circ\text{C}$), S : 肉厚 (m), t : 時刻 (s), x : 断面位置 (0~S) (m), h : 金型と樹脂との間の熱輻射, 接触熱抵抗を含む総括的な熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$), $T_C(t, x)$: 時刻 t , 位置 x の型内樹脂温度 ($^\circ\text{C}$), T_{INI} : 型内の樹脂温度初期値 (充填完了時) ($^\circ\text{C}$), T_{W1} : 可動側壁面温度 ($^\circ\text{C}$), T_{W2} : 固定側壁面温度 ($^\circ\text{C}$)

可動側および固定側壁面温度 T_{W1} , T_{W2} と, 樹脂温度初期値 T_{INI} がそれぞれ, T_{W1}' , T_{W2}' , T_{INI}' に変化し, 型内の樹脂温度 T_C が T_C' に変化したとする。この時, 固定された時刻 t と位置 x での型内の樹脂温度変化量 ΔT_C は次式で表される (付録 A. 1~A. 3)⁹⁾。

$$\begin{aligned} \Delta T_C &= \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_W} \right)_{D, T_{INI}} \cdot \Delta T_W + \left(\frac{\partial T_C}{\partial D} \right)_{T_W, T_{INI}} \cdot \Delta D \\ &+ \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_{INI}} \right)_{T_W, D} \cdot \Delta T_{INI} \\ &= \frac{T_{INI} - T_C + E \cdot D}{T_{INI} - T_W} \cdot \Delta T_W + E \cdot \Delta D \\ &+ \frac{T_C - E \cdot D - T_W}{T_{INI} - T_W} \cdot \Delta T_{INI} \end{aligned} \quad (2)$$

ただし,

$$\begin{aligned} \Delta T_C &= T_C'(t, x) - T_C(t, x), \Delta T_W = T_W' - T_W, \\ \Delta D &= D' - D, \Delta T_{INI} = T_{INI}' - T_{INI}, \\ T_W &= (T_{W1} + T_{W2})/2, D = T_{W1} - T_{W2}, \\ T_W' &= (T_{W1}' + T_{W2}')/2, D' = T_{W1}' - T_{W2}', \\ E &= (h \cdot S / \lambda) \cdot (1/2 - x/S) / [2 + (h \cdot S / \lambda)] \end{aligned} \quad (3)$$

(2) 式によれば, ΔT_C が直接依存する樹脂物性値は熱伝導率 λ と熱伝達率 h であり, 比熱 c_p と密度 ρ に直接依存しない。直接依存しないとは, これらが未知でも, ΔT_C を計算できるということである。

特別な場合として断面中心部 ($x=S/2$) の T_C と, 断面方向平均温度 $\bar{T}_C(t)$ については次式が成立する。

$$\begin{aligned} \Delta T_C &= \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_W} \right)_{T_{INI}} \cdot \Delta T_W + \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_{INI}} \right)_{T_W} \cdot \Delta T_{INI} \\ &= \frac{T_{INI} - T_C}{T_{INI} - T_W} \cdot \Delta T_W + \frac{T_C - T_W}{T_{INI} - T_W} \cdot \Delta T_{INI} \end{aligned} \quad (4)$$

ただし, 断面方向平均温度 $\bar{T}_C$ は次式で定義される。

$$\bar{T}_C(t) = \frac{1}{S} \cdot \int_0^S T_C(t, x) dx$$

この場合, ΔT_C は樹脂物性値 λ と h にも直接依存しない。 T_{W1} と T_{W2} とを平均化し, $T_{W1} = T_{W2} = T_W$ と仮定した時の (1) 式の解を $\bar{T}_C$ とおくと, $T_{W1} \neq T_{W2}$ となる一般的な場合の T_C と次式の関係にある。

$$T_C = E \cdot (T_{W1} - T_{W2}) + \bar{T}_C \quad (5)$$

(3) 式と (5) 式から, 断面中心部 ($x=S/2$) の T_C および断面平均温度 $\bar{T}_C(t)$ については Fig. 1 に示したように, T_C と $\bar{T}_C$ とは常に一致する。このため, 断面中心部および断面方向に平均した樹脂温度変化は, 壁面温度を平均化すれば (4) 式で求められる。

2.3 充填完了時の型内の樹脂温度変化

スプルー, ランナー, およびゲート部を含む樹脂流路を, Fig. 3 に示す円管として近似する。加熱シリンダー内の樹脂がキャビティ部に到達する過程において, 型壁面への伝導伝熱, 対流熱移動, および流動に伴う粘性発熱を考慮する。また, 管内の流れは層流と仮定する。このモデルは次式で表される^{9)~11)}。

$$\rho \cdot c_p \cdot U_z \cdot \left(\frac{\partial T_L}{\partial z} \right)_r = \lambda \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r \left(\frac{\partial T_L}{\partial r} \right)_z \right) + \eta \cdot \dot{\gamma}^2 \quad (6)$$

境界条件: $T_L(r, 0) = T_R$, $T_L(R, z) = T_W$, $U_z(r)$: 軸方向流速 (m/s), $T_L(r, z)$: 位置 r, z の樹脂温度, r : 径方向座標 (0~R) (m), z : 軸方向座標, R : 管径 (m), T_R : 射出される樹脂温度 (加熱シリンダー内樹脂温度), $\eta(\dot{\gamma}, T_R)$: 温度 T_R , ずり速度 $\dot{\gamma}$ における熔融粘度 ($\text{Pa} \cdot \text{s}$), $\dot{\gamma}$: ずり速度 ($\partial U_z / \partial r$) (s^{-1})

熔融粘度はべき乗法則に従い, その温度依存性は, 射出される樹脂温度 T_R のみによるものと仮定する。

$$\eta(\dot{\gamma}, T_R) = m \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \cdot \exp[-B \cdot (T_R + 273)] \quad (7)$$

ただし, $B = -(1/\eta) \cdot (\partial \eta / \partial T) \dot{\gamma}$ ($^\circ\text{K}^{-1}$), m, n : 材料定数。

充填段階は, 射出速度が一定とみなせるので, 金型への樹脂流量 Q (m^3/s) が一定と仮定する。そして, 流動末端の固定された位置 r_s, z_s における樹脂温度を充填完了時のキャビティ部の樹脂温度と仮定する。

$$T_{INI} = T_L(r_s, z_s) \quad (8)$$

T_L は, 対流および伝導伝熱項によって決定される温

度 T_{L0} と、粘性発熱による温度上昇 δT_{gen} との和で表される (付録 A.4).

$$T_L = T_{L0} + \delta T_{\text{gen}} \quad (9)$$

金型温度 T_W と射出される樹脂温度 T_R がそれぞれ、 T_W' , T_R' に変化した場合、充填完了時の型内の樹脂温度変化量 ΔT_{INI} は、次式で求められる (付録 A.5).

$$\begin{aligned} \Delta T_{\text{INI}} &\doteq \left(\frac{\partial T_{\text{INI}}}{\partial T_W} \right)_{T_R} \cdot \Delta T_W + \left(\frac{\partial T_{\text{INI}}}{\partial T_R} \right)_{T_W} \cdot \Delta T_R \\ &= \left(\frac{T_R - T_{\text{INI}}}{T_R - T_W} + \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_W} \right) \cdot \Delta T_W \\ &\quad + \left[\frac{T_{\text{INI}} - T_W}{T_R - T_W} - \left(\frac{1}{T_R - T_W} + B \right) \cdot \delta T_{\text{gen}} \right] \\ &\quad \times \Delta T_R \end{aligned} \quad (10)$$

(10)式において等号が厳密に成り立たないのは、(7)式で示した T_R と η との関係が線形とまらないためである. 一方、 T_W と T_{INI} とは線形関係にある.

2.4 適用方法

(10) 式を (4) 式に代入すると次式を得る.

$$\begin{aligned} \Delta T_C &\doteq \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_W} \right)_{T_R} \cdot \Delta T_W + \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_R} \right)_{T_W} \cdot \Delta T_R \\ &= \left(\frac{T_R - T_C}{T_R - T_W} + \frac{T_C - T_W}{T_{\text{INI}} - T_W} \cdot \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_W} \right) \cdot \Delta T_W \\ &\quad + \left[\frac{T_C - T_W}{T_R - T_W} - \frac{T_C - T_W}{T_{\text{INI}} - T_W} \cdot \left(\frac{1}{T_R - T_W} + B \right) \right. \\ &\quad \left. \times \delta T_{\text{gen}} \right] \cdot \Delta T_R \end{aligned} \quad (11)$$

上式によれば、基準となる温度 T_R , T_W , T_{INI} , T_C と、粘度の温度依存性 B 、および粘性発熱による温度上昇 δT_{gen} を与えれば、金型温度の変化量 ΔT_W と射出される樹脂温度の変化量 ΔT_R とから、型内の樹脂温度変化量 ΔT_C を計算できる. 特に、粘性発熱による温度上昇量 δT_{gen} が 0 の場合、(11) 式は次式となる.

$$\Delta T_C = \frac{T_R - T_C}{T_R - T_W} \cdot \Delta T_W + \frac{T_C - T_W}{T_{\text{INI}} - T_W} \cdot \Delta T_R \quad (12)$$

すなわち粘性発熱が無い場合、 ΔT_C は B , δT_{gen} 、および T_{INI} にも直接依存しなくなる.

型内の樹脂が流動停止温度 T_{nf} ($^{\circ}\text{C}$)¹²⁾ を迎える時刻 t_{nf} は、成形品の重量や収縮率の決定に大きな要因となる. t_{nf} を求めるためには、(1) 式と (6) 式の解を計算する必要がある. t_{nf} には樹脂物性値の c_p , λ , および ρ が関与する. しかし固定された時刻 t_{nf} の樹脂温度変化を問題とすれば、粘度の温度依存性 B と粘性発熱量 δT_{gen} 以外は関与しない.

金型と射出される樹脂の温度が T_W^* , T_R^* の基準となる成形ショットにおいて、時刻 t_{nf} の型内の樹脂の断面平均温度 $\bar{T}_C(t)$ が T_{nf} であるとする. 別の成形ショットで T_W^* , T_R^* がそれぞれ T_W' , T_R' に変

Fig. 4 Schematic diagram of the calculation of polymer temperature variation in the cavity

化した場合、型内の樹脂温度 $\bar{T}_C(t_{\text{nf}})$ は次式となる.

$$\begin{aligned} \bar{T}_C'(t_{\text{nf}}) &= T_{\text{nf}} + \Delta \bar{T}_C(t_{\text{nf}}) \\ &= T_{\text{nf}} + \left(\frac{T_R^* - T_{\text{nf}}}{T_R^* - T_W^*} + \frac{T_{\text{nf}} - T_W^*}{T_{\text{INI}}^* - T_W^*} \cdot \frac{\delta T_{\text{gen}}^*}{T_R^* - T_W^*} \right) \\ &\quad \times \Delta T_W + \left[\frac{T_{\text{nf}} - T_W^*}{T_R^* - T_W^*} - \frac{T_{\text{nf}} - T_W^*}{T_{\text{INI}}^* - T_W^*} \right. \\ &\quad \left. \times \left(\frac{1}{T_R^* - T_W^*} + B \right) \cdot \delta T_{\text{gen}}^* \right] \cdot \Delta T_R \end{aligned} \quad (13)$$

ただし、 $\Delta T_W = T_W' - T_W^*$, $\Delta T_R = T_R' - T_R^*$

$\bar{T}_C'(t_{\text{nf}})$ と T_{nf} との関係を図 4 に示す.

$\bar{T}_C'(t_{\text{nf}})$ を求める上では t_{nf} を必要としない. このため、プロセス制御に用いる情報としては、 t_{nf} を直接求めるよりも、固定された時刻 t_{nf} の樹脂温度変化を問題とするほうが、予測値の樹脂物性値への直接的な依存度が小さく、信頼度は高くなると考えられる.

3. 実験方法および装置

3.1 供試材料と成形品

供試材料には、一般用ポリスチレン (GPPS, デンカスチロール MW-1, 電気化学工業製), ポリプロピレン (PP, 住友ノーブレン AY 564, 住友化学工業製), およびポリアセタール (POM, ジュラコン M 90-02, ポリプラスチック製) を用いた.

各材料のみかけの熔融粘度 η (Pa·s) を温度 5 水準、せん断速度 10 水準で測定し、測定データを (7) 式で近似した. 測定装置には、東洋精器製作所製キャピログラフ 1B 型 (キャピラリ $\phi 0.001 \times 0.04$ L (m)) を用いた.

成形品は、参考文献²⁾ で示した箱型の 1 個取り (肉厚 0.003 (m), 投影面 0.065×0.070 (m), 制限ゲート $0.0015 W \times 0.0015 H \times 0.002 L$ (m)) とした.

3.2 射出成形装置

射出成形機には、日本製鋼所製 J 100 EP (型締め力

Fig. 5 Installation of thermo-couples (m)

0.98×10^6 (N), スクリュー径 $\phi 0.040$ (m), サーボ弁による圧力速度の閉ループ制御)を使用した。

金型温度調節器には、松井製作所製 MC III-135/31 HX を使用し、金型温度設定値 T_{WS} ($^{\circ}\text{C}$) は、冷媒(水)の設定温度とし、固定側、可動側ともに同一とした。

3.3 計測装置と方法

温度は全て熱電対で計測した。Fig. 5 に、熱電対の取付図を示す。型内の樹脂温度 T_C は、可動側金型に熱電対 ($\phi 0.5 \times 10^{-3}$ (m), K型接地式) を取り付け、これをキャビティ断面に突き出して計測した。突き出し量は、断面中心部の樹脂温度を計測するため、成形品厚さの半分となる 1.5×10^{-3} (m) とした。

樹脂の熱伝導率は、金型壁面を形成する鋼の熱伝導率にくらべて相当小さいため、金型壁面と熱電対とが直接接触すると、熱電対の計測値が金型壁面温度に影響され、樹脂の温度を正しく検出しない可能性がある。そこで、Fig. 5 に示したセラミックス製の断熱チューブ (内径 $\phi 0.5 \times 10^{-3}$ (m), 外径 $\phi 1.5 \times 10^{-3}$ (m)) を熱電対の外周に装着して T_C を計測した。

固定側金型温度 T_{W1} と可動側金型温度 T_{W2} を計測するため、キャビティ表面から 3.0×10^{-3} (m) の深さの位置にそれぞれ熱電対 ($\phi 1.0 \times 10^{-3}$ (m), K型非接地式) を取り付けた。

射出される樹脂温度 T_R は、加熱シリンダー内壁部から中心部に向けて熱電対 ($\phi 1.0 \times 10^{-3}$ (m), K型接地式) を 0.005 (m) 突き出して計測した。

T_C は、充填開始から計測し、樹脂がキャビティに充填されて T_C が最大値を示す時刻を 0 (s) とし、この時刻の T_C を型内の樹脂温度初期値 T_{INI} とした。また、 T_{W1} , T_{W2} および T_R は射出開始時に計測し、 $T_W = (T_{W1} + T_{W2})/2$ により平均金型温度 T_W を求めた。

3.4 成形条件

実際の生産中に起こり得る温度変化を設定し、この条件下で (11) 式の予測精度を検証する。このため、成形条件として、加熱シリンダー設定温度 T_{RS} および金型温度設定値 T_{WS} を大きく変化させた場合と、成形立ち上がり時とを設定し、各条件下で、それぞれ 25 ショットの成形を連続して行った。 T_{RS} および T_{WS} を大きく変化させる場合には、あらかじめ金型温度 T_W および射出される樹脂温度 T_R がショット間でほとんど変化しなくなるまで成形を行った後、 T_{WS} と T_{RS} を 20°C 増加させて成形を続行してデータを採取した。成形立ち上がり時には、金型に何ら樹脂を射出せず、 T_W および T_R がそれぞれ T_{WS} および T_{RS} に近い一定値を示した状態から成形を開始してデータを採取した。そして、計算に使用するための基準となる金型温度 T_W^* 、射出される樹脂温度 T_R^* 、および型内の樹脂温度の計測値 T_C^* を採取するため、 T_{WS} および T_{RS} を一定とし、 T_W および T_R が安定したところでデータを採取した。

次に、 T_W , T_R および保圧 p_L を 3 水準に変化させて成形品を採取し、(13) 式を用いた樹脂温度計算値と、型内圧力および成形品重量との関連を検討した。

3.5 計算方法

計算値と実測値との比較は、キャビティ断面中心部の樹脂温度を対象として行った。基準となる成形ショットの金型温度 T_W^* 、射出される樹脂温度 T_R^* 、お

Table 1 Parameters of the power law model

Material	$m \times 10^{-7} (\text{Pa} \cdot \text{s}^n)$	n	B
GPPS	9.4608	0.2583	0.0167
POM	2.1165	0.6853	0.0110
PP	2.8570	0.5081	0.0119

Fig. 6 Shot variations of mold temperature T_W and polymer temperature in the barrel T_R when varying barrel temperature setting T_{RS} largely (GPPS)

および型内の樹脂温度の計測値 T_C^* と、 T_{RS} および T_{WS} を大きく変化させた時および成形立ち上がり時に得られた T_W' と T_R' とから、(11) 式を用いて型内の樹脂温度の変化量 ΔT_C を計算した。計算は、粘性発熱を考慮する場合としない場合とで行い、基準となる粘性発熱による温度上昇 δT_{gen}^* は、実測値と合致する値として求めた。次に、 $T_C' = T_C^* + \Delta T_C$ によって T_W' 、 T_R' の条件下における型内の樹脂温度 T_C' を計算した。

4. 実験結果と考察

4.1 加熱シリンダー温度設定値 T_{RS} を変化させた場合

Table 1 に、測定された粘度データから求めた (7) 式の定数を示す。同表に示した B を (11) 式中の B として用いた。

Fig. 6 に、GPPS において、加熱シリンダー温度設定値 T_{RS} を大きく変化させたときの、射出される樹脂温度 T_R と金型温度 T_W のショット毎の変化を示す。

Fig. 7 に、GPPS における各時刻の実測値と計算値のショット毎の変化を示す。また、Fig. 8 に、PP における第 1 ショットおよび第 25 ショット目の型内の樹脂温度波形の実測値と計算値を示す。

Fig. 7 に示すように、粘性発熱を考慮しない場合、加熱シリンダー温度設定値 T_{RS} を低くした第 1~3 ショットまでは、計算値が実測値よりも低くなり、逆に、 T_{RS} を高くした第 4~25 ショットまでは、計算値が実測値よりも高くなった。次に、粘性発熱を考慮した場合、粘性発熱による温度上昇 δT_{gen}^* を 20°C と仮定することで、実測値と計算値とをほぼ合致させることが出来た。 T_{RS} を変化させた場合、実測値と計算値との良好な一致を得ることのできる δT_{gen}^* は、

Fig. 7 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature in the cavity in case of varying barrel temperature setting T_{RS} largely (GPPS)

Fig. 8 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature profiles in the cavity in case of varying barrel temperature setting T_{RS} largely (PP)

GPPS は 20°C 、POM は 20°C 、PP は 15°C となった。これらの値以下では、 δT_{gen}^* が 0 の場合に比べ

Fig. 9 Relation between polymer temperature in the barrel T_R and initial polymer temperature T_{INI} when varying barrel temperature setting T_{RS} largely (GPPS)

Fig. 11 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature in the cavity in case of varying mold temperature setting T_{WS} largely (GPPS)

Fig. 10 Shot variations of mold temperature T_W and polymer temperature in the barrel T_R when varying mold temperature setting T_{WS} largely (GPPS)

て、どの材料でも推定精度が向上した。

δT_{gen}^* が 0 の場合、 T_R の増加に起因する型内の樹脂温度 T_G の増加が過大となった理由は (10) 式と (11) 式とを比較すれば明らかなように、 $\delta T_{gen}^* = 0$ の場合の $(\partial T_G / \partial T_R)_{T_W}$ が、 $\delta T_{gen}^* > 0$ の場合に比べて大きいことにある。射出される樹脂温度 T_R が増加すると、熔融粘度が減少し、樹脂流動時の粘性発熱量も減少する。このため、実際に現れる型内の樹脂温度増加量は、粘性発熱を考慮しない計算値に比べて小さくなる。

Fig. 9 に、型内の樹脂温度初期値 T_{INI} と、射出される樹脂温度 T_R との関係を示す。粘性発熱を考慮しない計算値は、実測値に比べて勾配が大きくなっているが、粘性発熱を考慮した場合には、計算値と実測値の勾配をほぼ等しくすることができた。

以上の結果、粘性発熱による温度上昇量 δT_{gen}^* と、して適当な値を仮定し、(11) 式を用いる ことによ

Fig. 12 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature profiles in the cavity in case of varying mold temperature setting T_{WS} largely (POM)

Fig. 13 Relation between polymer temperature in the barrel T_R and initial polymer temperature T_{INI} when varying mold temperature setting T_{WS} largely (GPPS)

Fig. 14 Shot variations of mold temperature T_W and polymer temperature in the barrel T_R in case of the start up (GPPS : Constant mold temperature setting T_{WS} and barrel temperature setting T_{RS})

て、射出される樹脂温度 T_R の変化に起因する型内の樹脂温度変化を精度よく推定できることが確認された。

4.2 金型温度設定値 T_{WS} を変化した場合

Fig. 10 に、GPPS において、金型温度設定値 T_{WS} を大きく変化したときの、金型温度 T_W と射出される樹脂温度 T_R のショット毎の変化を示す。

Fig. 11 に、GPPS における各時刻の実測値と計算値のショット毎の変化を示す。また、Fig. 12 に、POM における第 1 ショットおよび第 25 ショットの型内の樹脂温度波形の実測値と計算値を示す。

Fig. 10 に示すように、実測値と計算値とはよく一致し、最大の誤差は第 4 ショット目の 10(s) における 2.6°C となった。また、(11) 式を用いた計算にお

Fig. 15 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature in the cavity in case of the start up (GPPS : Constant mold temperature setting T_{WS} and barrel temperature setting T_{RS})

Fig. 16 Comparison of the variations of measured and calculated polymer temperature profiles in the cavity in case of the start up (GPPS : Constant mold temperature setting T_{WS} and barrel temperature setting T_{RS})

Table 2 Summary of the experimental results

Condition	Material	Mold temp. set. T_{ws} (°C)	Barrel temp. set. T_{RS} (°C)	Mold temp. meas. T_W (°C)	Melt temp. meas. T_R (°C)	Initial polymer temp. T_{INI} (°C)	Max. error* to calculate T_C (°C)
T_{RS} is varied largely	GPPS	50.0	210.0→230.0	65.4~67.2	210.2~236.3	191.5~202.6	1.5
	POM	70.0	190.0→210.0	89.4~91.2	193.0~219.0	180.8~194.4	2.7
	PP	50.0	230.0→250.0	69.7~71.3	229.2~254.9	189.8~200.9	1.4
T_{ws} is varied largely	GPPS	40.0→60.0	220.0	58.8~71.6	219.7~220.6	192.1~197.4	1.3
	POM	60.0→80.0	200.0	82.3~94.7	202.3~203.0	184.2~188.4	1.7
	PP	40.0→60.0	240.0	63.1~75.4	239.7~240.6	188.8~195.2	1.4
Start up (T_W is unstable)	GPPS	50.0	220.0	49.2~65.3	221.4~223.1	184.8~195.5	1.6
	POM	70.0	200.0	66.1~89.0	189.8~200.9	165.3~185.8	2.4
	PP	50.0	240.0	48.8~68.8	236.4~245.2	169.4~197.8	4.7
Stadard** condition	GPPS	50.0	220.0	66.7~66.8	220.1~221.7	195.9~196.5	Reference value
	POM	70.0	200.0	90.2~90.4	202.5~203.2	187.1~188.2	Reference value
	PP	50.0	240.0	70.4~70.5	239.9~240.6	193.8~195.0	Reference value

* Maximum error in 25 shots. Error is averaged for 20 s. from the start of mold filling.

** T_W and T_R in this condition was used as the reference value T_W^* and T_R^* to calculate T_C^* .

いて、粘性発熱による温度上昇量 δT_{gen}^* が 0°C の時と 20°C の時とで、実測値と計算値との差異に大差は無かった。しかし型内の樹脂温度初期値 T_{INI} の推定精度は、粘性発熱を考慮することによって改善された。Fig. 13 に型内の樹脂温度初期値 T_{INI} と、金型温度 T_W との関係を示す。 $\delta T_{gen}^*=20^\circ\text{C}$ の場合、 $\delta T_{gen}^*=0^\circ\text{C}$ の場合に比べて、 T_W と T_{INI} との勾配が大きくなった。この理由は (10) 式と (11) 式に示されるように、 $\delta T_{gen}^*=20^\circ\text{C}$ の $(\partial T_C / \partial T_W)_{T_R}$ が、 $\delta T_{gen}^*=0^\circ\text{C}$ の場合よりも大きいことにある。

以上の結果、金型温度 T_W が大きく変化した場合にも、(11) 式によって、型内の樹脂温度変化を精度よく推定できることが確認された。

4.3 成形立ち上がり時の型内の樹脂温度変化

Fig. 14 に、GPPS において、成形立ち上がりにおける金型温度 T_W と射出される樹脂温度 T_R のショット毎の変化を示す。 T_W は急激な上昇を示したが、 T_R はほとんど変化していない。

Fig. 15 に、GPPS における各時刻の実測値と計算値のショット毎の変化を示す。また、Fig. 16 には、GPPS における第 1 および第 2 ショットの型内の樹脂温度波形の実測値と計算値を示す。

金型に樹脂が充填されてから、時間を経過するに従って、実測値と計算値との差異は漸減している。実測値と計算値との最大の差異は、粘性発熱を考慮した場合、成形第 1 ショット目における時刻 2.5 (s) の 4.0°C である。しかし、同じ第 1 ショット目においても、時刻が 5.0 (s) では、その差異は 3.0°C となり、10.0 (s) では 0.5°C、15.0 (s) では 0.3°C、20.0

(s) では 0.3°C へと減少している。このように、時間を経過するに従って、実測値と計算値との差異が減少する傾向は、他の材料についても同様であった。どの成形ショットでも、特に充填後の初期には、実測値は計算値に比べて低い値を示した。この原因の一つには、射出された樹脂からの伝熱によって、金型壁面温度が実際には変化するにもかかわらず、本報の予測式では、金型壁面温度を常に一定と仮定したことが考えられる。熔融樹脂が金型に射出されると、樹脂から金型壁面に伝わる熱量によって、金型壁面温度は上昇を示す。壁面温度の上昇は、特に、射出された樹脂と壁面との温度差の大きい充填直後に顕著となる。金型壁面の温度上昇は、金型と樹脂それぞれの比熱や接触形態、および金型内部の温度勾配などに影響される。金型内部の温度勾配は、成形立ち上がり時と、金型温度 T_W が安定した条件下とは異なることが予測される。したがって、成形立ち上がり時における実測値と計算値との差異を減少させるためには、金型と樹脂との熱交換作用により、金型壁面温度が上昇することや、金型内部の温度勾配を考慮することが必要である。

Table 2 に、各成形条件下における金型温度 T_W および射出される樹脂温度 T_R の変化量、ならびに実測値と計算値との 20 秒間の平均誤差を示す。成形立ち上がり時に PP で誤差が 4.7°C となることを除き、概略の誤差は 1.3~2.7°C となった。

以上の結果、(11) 式により、どのような温度変化の条件下でも、ほぼ充分な精度で型内の樹脂温度変化を推定できることが確認された。

4.4 成形品重量予測への適用性

Fig. 17 に, GPPS における型内の樹脂温度計算値 T_c と, 型内圧力実測値 p_c , および成形品重量 W_c との関連を示す。ただし, 計算には (13) 式を用い, 基準となる成形ショットにおいて, 型内の樹脂温度がその流動停止温度 T_{nf} である 130°C を迎える固定された時刻を対象とした。この場合 T_c , p_c と W_c との間には, 図に示すような明瞭な関係が得られた。そして, これら実験値の間の関連を Spencer & Gilmore の状態方程式¹³⁾で近似することができた。すなわち, (11) 式を用いることによって, T_c , p_c と W_c との明瞭な相関性を得ることができた。(11) 式による T_c の計算には, 射出開始前の金型温度 T_w および射出される樹脂温度 T_R の計測値を用いている。このため, 保圧冷却段階で決定される成形品重量変化をあらかじめ金型に樹脂を充填する前に予測することができる。

以上の結果, (11) 式を用いれば, 型内の樹脂温度, 樹脂圧力と成形品重量との間に明確な相関性を確認できるので, (11) 式は, 保圧冷却段階で決定される成形品重量をあらかじめ金型に樹脂を充填する前に予測して制御する際の有効な手法となることが確認された。

5. 結 言

本報では, 温度変化を考慮したプロセス制御においてその重要なステップとなる型内の樹脂温度変化の予測方法を検討した。(11) 式は, 主に熱伝導方程式の線形性に基いて解析的に得られた式であり, 型内の樹脂温度変化が依存する樹脂物性値および計算の前提条件を示している。また, 予測の対象となる任意時刻の型内の樹脂温度変化と, 充填前に計測可能な金型および射出される樹脂の温度変化との関係を示している。

本予測式の推定精度を実験的に確認した結果, 実際の成形時に発生する型内の樹脂温度変化を良好な精度で推定することが確認された。また, 本式を用いれば, 保圧冷却段階において決定される成形品重量変化を, 充填前に予測することが可能となった。

以上の結果から, 本報の予測式は, 精度, 信頼性, および取り扱い易さの諸点において, 温度変化に起因する成形品品質の変動を解消し, かつ型内の樹脂の状態変化をあらかじめ金型に樹脂を充填する前に予測して制御する適応制御において, その有効な手法となるものと期待される。

参 考 文 献

- 1) 焼本数利, 前川善一郎, 濱田泰以, 酒井忠基: 成形加工, **3**(8), 567 (1991)
- 2) 焼本数利, 前川善一郎, 濱田泰以, 酒井忠基: 成

Fig. 17 Relation of product weight W_c , cavity pressure p_c and calculated polymer temperature T_c when varying mold temperature T_w , polymer temperature in the barrel T_R , and holding pressure p_L (GPPS) (●: Measured, —: Approximated by the state equation of SPENCER & GILMORE)

- 形加工, **3**(10), 679 (1991)
- 3) Menges, G., Hellmeyer, H. O., Vargel, J.: *PV*, **25**(5), 275 (1974)
- 4) Menges, G.: *PV*, **25**(5), 265 (1974)
- 5) Nunn, R. E.: *Plastics Engineering*, 45 (1989)
- 6) Michaeli, W., Lauterbach, M.: *Kunststoffe*, **79**(9), 852 (1989)
- 7) 伊藤公正: プラスチック成形加工: 加熱と冷却, 第3章, 69 (1971), 工業調査会
- 8) 焼本数利, 前川善一郎, 濱田泰以, 酒井忠基, 白銀屋司: 成形加工, **91**, 91 (1991)
- 9) Ahmadian, M. T., Burmeister, L. C.: *Polym. Eng. Sci.*, **30**(13), 776 (1990)
- 10) Winter, H. H.: "Viscous Dissipation in Shear Flows of Molten Polymers", *Advances in Heat Transfer*, Hartnett and Irvine, eds., **13**, 205-266 (1977)
- 11) Forrest, G., Wilkinson, W. L.: *Trans. Instn. Chem. Engrs.*, **51**, 331 (1973)
- 12) 電通国際情報サービス: *MOLDFLOW SYSTEM MANUAL* (1980)
- 13) Spencer, R. S., Gilmore, G. D.: *J. of Applied Physics*, **20**, 502 (1949)

付 録

A.1 (2) 式の証明

(1) 式の解析解は次式で与えられる⁷⁾。

$$T_c(t, x) = (T_w - D/2) + (A_1 + A_2 \cdot x) \cdot D + (T_R - T_w) \cdot \sum_{j=0}^{\infty} \exp(-\alpha \cdot n_j^2 \cdot t) \cdot C_j$$

$$\left[\frac{\lambda}{h} \cdot n_j \cdot \cos(n_j \cdot x) + \sin(n_j \cdot x) \right] \quad (14)$$

ただし,

$$A_1 = \left(1 - \frac{M}{h}\right), \quad A_2 = -\left(\frac{M}{\lambda}\right),$$

$$\frac{1}{\lambda} = \frac{2}{M} + \frac{S}{h}, \quad \alpha = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p},$$

$$\tan\left(n_j \cdot \frac{S}{2}\right) = \frac{h}{\lambda \cdot n_j},$$

$$C_j = \frac{4 \cdot (h/\lambda)^2}{n_j \cdot \{[n_j^2 + (h/\lambda)^2] \cdot S + 2 \cdot (h/\lambda)\}}$$

(14) 式を T_w , D , および T_R について偏微分すれば次式を得る.

$$\left(\frac{\partial T_C}{\partial T_w}\right)_{T_R, D} = \frac{T_R - T_C + E \cdot D}{T_R - T_w}$$

$$\left(\frac{\partial T_C}{\partial D}\right)_{T_w, T_R} = E$$

$$\left(\frac{\partial T_C}{\partial T_R}\right)_{T_w, D} = \frac{T_C - E \cdot D - T_w}{T_R - T_w}$$

(1) 式で示した熱伝導方程式は線形であるが, この線形性は次式で表される.

$$\begin{aligned} \Delta T_C &= \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_w}\right)_{D, T_R} \cdot \Delta T_w + \left(\frac{\partial T_C}{\partial D}\right)_{T_w, T_R} \cdot \Delta D \\ &+ \left(\frac{\partial T_C}{\partial T_R}\right)_{T_w, D} \cdot \Delta T_R \end{aligned}$$

本式に偏微分項を代入すれば, ただちに (2) 式を得る.

A.2 熱伝達率 h の影響

通常, h は無限大として扱われることが多いが, この場合には (3) 式の E は次のようになる.

$$E = 1/2 - x/S \quad (15)$$

すなわち, 本式と (2) 式から明らかなように, $h = \infty$ の時には, ΔT_C は樹脂物性値 λ にも依存しない.

A.3 (4) 式の適用範囲

(2) 式から (4) 式を導くのは容易である. (4) 式は, 無限平板のみならず, 壁面温度が均一な二次元平板, 三次元直方体, 円柱, 球, 半無限固体, および円環でも成立する. このため, (2) 式において ΔT_C が h と λ に依存する原因は T_{w1} と T_{w2} とが異なることである.

A.4 (9) 式の証明

(7) 式で示される, ベキ乗法則に従う流体において, 粘性発熱を考慮しない場合 ($\eta \cdot \dot{\gamma}^2 = 0$) の (6) 式の解 T_{L0} は次式で与えられる⁹⁾.

$$\frac{T_{L0} - T_w}{T_R - T_w} = \sum_{j=0}^{\infty} C_{1j} \cdot R_j(\zeta) \cdot \exp\left(-\frac{n+1}{n+3} \cdot \lambda_j^2 \cdot z^*\right) \quad (16)$$

$$C_{1j} = \frac{\int_0^1 (1 - \zeta^{n+1}) \cdot \zeta \cdot R_j(\zeta) d\zeta}{\int_0^1 (1 - \zeta^{n+1}) \cdot \zeta \cdot R_j(\zeta)^2 d\zeta}$$

$$z^* = \frac{\alpha \cdot \pi}{Q} \cdot z, \quad \zeta = \frac{r}{R}, \quad R_j(\zeta) : \zeta \text{ の関数}$$

粘性発熱を考慮した場合, (6) 式の解 T_L は次式で与えられる.

$$\begin{aligned} \frac{T_L - T_w}{T_R - T_w} &= \sum_{j=0}^{\infty} C_{1j} \cdot R_j(\zeta) \cdot \exp\left(-\frac{n+1}{n+3} \cdot \lambda_j^2 \cdot z^*\right) \\ &+ \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_w} \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \delta T_{\text{gen}} &= \frac{m \cdot \exp[-B \cdot (T_R + 273)] \cdot R^2}{\lambda \cdot (n^2 + n + 2)^2} \cdot \left[-\frac{Q}{\pi \cdot R^3}\right. \\ &\times (n+3) \left. \right] \cdot \left[(1 - \zeta^{n^2+n+2}) - \sum_{j=0}^{\infty} C_{2j} \cdot R_j(\zeta)\right. \\ &\times \exp\left(-\frac{n+1}{n+3} \cdot \lambda_j^2 \cdot z^*\right) \left. \right] \end{aligned} \quad (18)$$

ここで,

$$C_{2j} = \frac{\int_0^1 (1 - \zeta^{n+1}) \cdot (1 - \zeta^{n^2+n+2}) \cdot \zeta \cdot R_j(\zeta) d\zeta}{\int_0^1 (1 - \zeta^{n+1}) \cdot \zeta \cdot R_j(\zeta)^2 d\zeta}$$

すなわち (16) 式と (17) 式とを組み合わせると,

(17) 式は次のように表される.

$$\frac{T_L - T_w}{T_R - T_w} = \frac{T_{L0} - T_w}{T_R - T_w} + \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_w}$$

したがって, $T_L = T_{L0} + \delta T_{\text{gen}}$ となる.

A.5 (10) 式の証明

(9) 式より,

$$\left(\frac{\partial T_L}{\partial T_w}\right)_{T_R} = \left(\frac{\partial T_{L0}}{\partial T_w}\right)_{T_R} + \left(\frac{\partial \delta T_{\text{gen}}}{\partial T_w}\right)_{T_R}$$

また, (9) 式, (16) 式, および (18) 式より,

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial T_{L0}}{\partial T_w}\right)_{T_R} &= \frac{T_R - T_{L0}}{T_R - T_w} = \frac{T_R - T_L}{T_R - T_w} + \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_w} \\ \left(\frac{\partial \delta T_{\text{gen}}}{\partial T_w}\right)_{T_R} &= 0 \end{aligned}$$

以上により, 次式を得る.

$$\left(\frac{\partial T_L}{\partial T_w}\right)_{T_R} = \frac{T_R - T_L}{T_R - T_w} + \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_w}$$

同様に,

$$\left(\frac{\partial T_L}{\partial T_R}\right)_{T_w} = \left(\frac{\partial T_{L0}}{\partial T_R}\right)_{T_w} + \left(\frac{\partial \delta T_{\text{gen}}}{\partial T_R}\right)_{T_w}$$

(9) 式, (16) 式, および (18) 式より,

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial T_{L0}}{\partial T_R}\right)_{T_w} &= \frac{T_{L0} - T_w}{T_R - T_w} = \frac{T_L - T_w}{T_R - T_w} - \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_R - T_w} \\ \left(\frac{\partial \delta T_{\text{gen}}}{\partial T_R}\right)_{T_w} &= -B \cdot \delta T_{\text{gen}} \end{aligned}$$

以上により, 次式を得る.

$$\left(\frac{\partial T_L}{\partial T_R}\right)_{T_w} = \frac{T_L - T_w}{T_R - T_w} - \left(\frac{1}{T_R - T_w} + B\right) \cdot \delta T_{\text{gen}}$$

上記の各式で, $T_{\text{INI}} = T_L$ とすれば (10) 式を得る.