熱可塑性樹脂の射出成形における適応制御

—型内樹脂圧力変化の解析—

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 Cavity Pressure Variation during Pressure Holding Stage—

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

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

As a fundamental to develop a process control system based on the prediction of polymer behavior in a mold cavity, the dynamics of cavity pressure during the pressure holding stage was analysed. Based on the analysis, a new procedure to predict the variation of cavity pressure during the production caused by some kinds of environmental disturbances was proposed.

By using a simplified lumped model, it was analytically shown that the cavity pressure during the pressure holding stage is determined by the polymer flow into the cavity caused by the pressure gradient from the reservoir of the barrel to the cavity, the volumetric shrinkage of the polymer induced by cooling, and the additional polymer flow into the cavity induced by the pressure drop due to the volumetric shrinkage. Furthermore, the relationship between the cavity pressure and its fluctuation causes such as mold temperature, polymer temperature in the barrel and the holding pressure was clarified.

Based on these analytical results, a new procedure to predict cavity pressure variation was proposed and verified experimentally. As a result, a close agreement between measured and calculated cavity pressures was obtained.

In conclusion, it was confirmed that the procedure for prediction presented in this study can be applied effectively to adaptive process control based on the theoretical prediction of polymer behavior in the cavity.

Key words : Injection molding/Process control/Pressure holding stage/Cavity pressure/Fluidity

^{*1} 京都工芸繊維大学 繊維学部
京都市左京区松ヶ崎御所海道町 (〒 606)
Faculty of Textile Science, Kyoto Institute of
Technology
Matsugasaki Goshokaido-cho, Sakyo-ku, Kyoto 606
Japan

^{*2} (株)日本製鋼所 広島研究所
広島市安芸区船越南 1-6-1 (〒 736)
Hiroshima Research and Development Center,
The Japan Steel Works Ltd.
1-6-1, Funakoshi-Minami, Aki-ku, Hiroshima 736
Japan
1993. 9. 17 受理

1. 緒 言

近年、射出成形品の高品質化と生産性向上に対する要求はますます厳しくなっている。実際の生産段階においては、金型、材料、機械および成形環境のそれぞれに、品質の変動を引き起こす変動要因（外乱）が存在する。このため、最終的に高品質の成形品を得るためには、変動要因の存在を考慮に入れて、品質の再現性を維持するプロセス制御技術の役割が重要となる。フィードバック制御を中心とする従来のプロセス制御手法は、金型温度、加熱シリンダー温度および機械の射出動作などの射出成形法を構成する諸要素の安定性を維持するうえで有効であり、今日の高品質化に対して大きく貢献したり。

フィードバック制御の大きな利点は、変動原因が未知で予期せぬ外乱があっても制御ができるところにある。ところが、品質との高い相関性が指摘されている型内の樹脂圧力（型内圧力）でも、品質との相関関係は型内圧力の変動原因に応じて変化する。このため、品質の変動を引き起こす原因を未知のまま、品質に間接的な影響を及ぼす型内圧力などの要因を個別的に制御しても、品質の再現性が向上する保証は得られなくなる²⁾。すなわち、品質の再現性を確実に向上させるためには、変動原因にさかのぼってその品質への影響を明らかにして制御を行う必要がある。特に、金型や射出される樹脂の温度変化は品質の変動を引き起こす主要原因となっており、温度変化が品質に及ぼす影響を明らかにすることは重要である。この際、温度変化が型内の樹脂の温度³⁾や圧力などの状態変化に及ぼす影響を知ることが必要となる。

射出成形工程において品質を最終的に決定づけるのは保圧冷却過程である⁴⁾。このため、型内圧力制御⁵⁾、 pvT 制御⁶⁾および pmT 制御⁷⁾などの保圧冷却過程を対象とする制御手法が開発されてきた。しかし、その多くは型内圧力を計測してフィードバック制御する方式であった。Spencer と Gilmore⁸⁾が示したように、収縮率を始めとする成形品特性が決定されるのは、型内の樹脂の流動性が消失してキャビティへの樹脂供給が停止する時点である。このため、所定の品質を得るためには流動性が消失した時点の型内の樹脂の状態を制御することが必要である。しかし、型内圧力を制御できるのは樹脂の流動性が高い時点のみであり、さらに、型内の樹脂流動性は急速かつ短時間に低下する。このため、型内圧力フィードバック制御では得られる品質の再現性が制限される。また、実用面では型内圧力センサーやフィードバック制御機構が必要になる。

以上のことから、品質の再現性を向上させる簡素で

Fig. 1 Simplified model for the analysis

実用的な制御システムを構築するためには、温度変化を中心とする品質の変動原因を明らかにし、変動原因が品質およびこれを決定づける型内の樹脂状態変化に及ぼす影響を明らかにし、さらに型内の樹脂が高い流動性を有して制御が容易な充填初期の段階において、樹脂状態変化を迅速かつ理論的に予測して制御する方法が望ましいものと考えられる。この制御を実現するためには、充填初期の段階において、保圧冷却過程における型内の樹脂の温度や圧力を迅速かつ理論的に予測する手法を確立することが必要である。

Wang ら⁹⁾は、円板成形品に対する保圧冷却過程の定式化を行い、型内圧力フィードバック制御と組み合わせで成形品厚さを制御する試みを示した。しかし、この制御では計算結果を制御に用いるのに1ショットの遅れを伴う。射出成形は非常に短時間で終わるので、制御においては高速性に対応できる予測手法が必要である。Kamal ら¹⁰⁾は型内圧力の伝達関数モデルを作成し、本モデルに基づく型内圧力制御を報告している。しかし、温度変化および樹脂特性との関連づけがなされていないので、成形環境や材料特性が変化した場合のモデルの適用性が保証されない。

本報では、保圧冷却過程を単純化されたモデルで表現し、金型温度、射出される樹脂温度および保圧それぞれの変動が型内の樹脂圧力に及ぼす影響を解析的に明らかにすることを試みた。さらに本解析に基づいて、プロセス制御に適用するための型内圧力変化の予測手法を提案し、実験でその検証を行った。

2. 型内の樹脂圧力変化の予測式の導出

2.1 定 式 化

スプルー、ランナーおよびキャビティからなる樹脂流路を Fig. 1 に示す幾何形状とみなす。ランナーは半径 $R(m)$ の円管、ゲートは幅 $W(m)$ 、高さ $2 \cdot B(m)$ 、長さ $L(m)$ の矩形で近似する。キャビティは厚さ $S(m)$ 、体積 $V_s(m^3)$ の矩形流路と仮定する。キャビティの流動方向 $z(m)$ およびその直角方向 $y(m)$ の長さは厚さ S に比べて十分に大きいと仮定するが、

Fig. 2 Profiles of pressure and temperature of polymer in a cavity

y と z の大小関係は任意である。ランナー部樹脂圧力を保圧 p_L (MPa) と仮定する。 p_L は時刻 t (s) に依存せず、一定の場合を考える。型内の樹脂圧力 $\bar{p}_C(t)$ (MPa) はキャビティ内の平均的な樹脂圧力を示すものとし、 z および y 方向の圧力分布を考えない。

キャビティ樹脂の断面位置 x (m) の温度を $T_C(t, x)$ とおき、断面方向の平均温度を $\bar{T}_C(t)$ (°C) とおく。 $\bar{T}_C$ についてもキャビティ平面方向の温度分布を考えない。ゲートを通じてキャビティに充填される樹脂の温度を $T_L(t, x, y)$ (°C) とおく。 T_L はゲート部での熱伝導として解析する。

ゲート部およびキャビティ部の熱移動は、それぞれ矩形および無限平板の非定常熱伝導として取り扱う。ただし、保圧冷却過程の熱移動は熱伝導のみを考慮し、保圧開始時の温度を一様に T_{INI} (°C) と仮定する。前報³⁾と同じく粘性発熱は充填過程にのみ考慮する。

ゲートを通過する樹脂の流れを非圧縮性流体の一次元流れと仮定し、体積流量を $Q_H(t)$ (m³/s) とおく。キャビティ部樹脂の圧縮率 β_C (MPa⁻¹) と熱膨張率 κ_C (°C⁻¹) は圧力と温度に依存するが、本報では簡単のためにこれらを一定値とする。樹脂は Arrhenius 型の温度依存性を有するべき乗流体と仮定する。時刻 $t=t_0$ において樹脂がキャビティ、ランナーおよびゲートを充填していると仮定する。すなわち時刻 $t=t_0$ を充填過程の終了時点と仮定する。キャビティ内の平均的な樹脂密度を $\bar{\rho}_C(t)$ (kg/m³) とおく。

Fig. 2 に、型内の樹脂圧力および樹脂温度の波形を示す。充填過程では比較的低い樹脂圧力を示し、キャビティ内が樹脂で充填されると樹脂が急激に圧縮されて短時間で最大値に達する。最大値に達した後は、冷却に起因する樹脂の体積収縮により樹脂圧力は減少するが、キャビティへの樹脂補給があるので、その減少傾向は上に凸の形状をなす。その後、冷却によりラン

ナーからキャビティに供給される樹脂の流動性が徐々に低下して消失すると、キャビティへの樹脂補給が停止する。この時点から、キャビティ内の樹脂は質量が一定の下での体積収縮に相当する圧力降下を示す。充填完了から型内圧力が最大値に達するまでを圧縮段階 (packing phase)、最大値に達した後、冷却に起因する体積収縮と、これを補う樹脂流動とが同時に進行する過程を保持圧力・冷却段階 (pressure holding and cooling phase) と呼ぶ。以上の仮定の下で定式化を行うと次のようになる。

連続の式¹¹⁾

$$d\bar{\rho}_C/dt = \bar{\rho}_C \cdot Q_H(t)/V_S \quad (1)$$

べき乗流体のゲート部における定常流れ¹¹⁾

$$\tau_{zx} = \eta \cdot \dot{\gamma}_{zx} \quad (2)$$

$$\eta = m_0 \cdot \exp\{T_a/\bar{T}_L(t)\} \cdot \dot{\gamma}_{zx}^{n-1} \quad (3)$$

$$Q_H(t) = K_0 \cdot F_C(t)^{1/n} \cdot \{p_L - \bar{p}_C(t)\}^{1/n} \quad (4)$$

$$F_C(t) = \exp\{-T_a/\bar{T}_L(t)\} \quad (5)$$

$$K_0 = (2 \cdot W \cdot B^2)/(1/n + 2) \cdot \{B/(m_0 \cdot L)\}^{1/n} \quad (6)$$

ここで、 τ_{zx} はせん断応力 (MPa)、 $\dot{\gamma}_{zx}$ はせん断速度 (s⁻¹) である。

状態方程式¹¹⁾

$$d\bar{\rho}_C/\bar{\rho}_C = \beta_C \cdot d\bar{p}_C - \kappa_C \cdot d\bar{T}_C \quad (7)$$

$$\beta_C = (1/\bar{v}_C) \cdot (\partial \bar{v}_C / \partial \bar{p}_C)_{\bar{T}_C}$$

$$\kappa_C = -(1/\bar{v}_C) \cdot (\partial \bar{v}_C / \partial \bar{T}_C)_{\bar{p}_C}$$

ここで、 $\bar{v}_C$ は型内の樹脂の平均的な比容積 (m³/kg) である。

エネルギー方程式

$$(\partial T_L / \partial t)_{x,y} = \alpha \cdot (\partial^2 T_L / \partial x^2 + \partial^2 T_L / \partial y^2) \quad (8)$$

$$(\partial T_C / \partial t)_x = \alpha \cdot (\partial^2 T_C / \partial x^2)_t \quad (9)$$

初期条件

$$T_L(t=0, x, y) = T_C(t=0, x) = T_{INI} \quad (10)$$

ここで、 α は熱伝導率 (一定値) (m²/s) である。

境界条件は、ゲート部およびキャビティ部共に、前報³⁾で示した金型壁面と樹脂との間の熱伝達率による境界条件を仮定する。

$$\bar{T}_C(t) = (1/S) \cdot \int_0^S T_C(t, x) dx \quad (11)$$

$$\bar{T}_L(t) = 1/(W \cdot 2B) \cdot \int_0^W \int_0^{2B} T_L(t, x, y) dx dy \quad (12)$$

2.2 型内の樹脂圧力の解析的表現

(1) 式、(4) 式および (7) 式より、次式が導かれる。

$$dD_C/dt = -K_n \cdot F_C^{1/n} \cdot D_C^{1/n} - (\kappa_C/\beta_C) \cdot d\bar{T}_C/dt \quad (13)$$

ただし、 $D_C = p_L - \bar{p}_C(t)$, $K_n = K_0/(\beta_C \cdot V_S)$

圧縮段階においては、キャビティに充填される樹脂

の流量は急激に変化する。このため、せん断速度が大きく変化するので、粘度のせん断速度依存性を考慮して非 Newton 流体として取り扱うことが必要である。また、圧縮段階は非常に短時間であるため、この間の樹脂の冷却に起因する体積収縮は無視できると考えられる。いっぽう、保持圧力・冷却段階においては、樹脂の流量は比較的微小である。このため、粘度のせん断速度依存性も比較的小さくなるので Newton 流体 ($n=1$) と仮定する。この場合、圧縮段階および保持圧力・冷却段階の型内圧力は次式で表される。

圧縮段階 ($t_0 < t \leq t_I$)

$$dD_C/dt = -K_n \cdot F_C^{1/n} \cdot D_C^{1/n} \quad (14)$$

保持圧力・冷却段階 ($t_I < t \leq t_f$)

$$dD_C/dt = -K_1 \cdot F_C \cdot D_C - (\kappa_C/\beta_C) \cdot d\bar{T}_C/dt \quad (15)$$

t_f (s) は計算の終了時刻を示す。(14) 式と (15) 式の解はそれぞれ (16) 式と (17) 式で表される (付録 A. 1)¹²⁾。

圧縮段階 ($t_0 < t \leq t_I$)

$$D_C^{1-1/n} - D_0^{1-1/n} = K_n \cdot (1/n-1) \cdot I_{Fn}(t_0, t) \quad (16)$$

保持圧力・冷却段階 ($t_I < t \leq t_f$)

$$D_C = \exp\{-K_1 \cdot I_F(t_I, t)\} \cdot D_I - (\kappa_C/\beta_C) \cdot \int_{t_I}^t [d\bar{T}_C/d\tau \cdot \exp\{-K_1 \cdot I_F(\tau, t)\}] d\tau \quad (17)$$

ただし、 $D_0 = p_L - \bar{p}_{C0}$, $\bar{p}_{C0} = \bar{p}_C(t=t_0)$, $D_I = p_L - \bar{p}_{CI}$, $\bar{p}_{CI} = \bar{p}_C(t=t_I)$, $K_1 = K_n$ ($n=1$)

$$I_{Fn}(t_0, t) = \int_{t_0}^t F_C(\tau)^{1/n} \cdot d\tau, \quad t_0 < t \leq t_I$$

$$I_F(t_I, t) = \int_{t_I}^t F_C(\tau) \cdot d\tau, \quad t_I < t \leq t_f$$

ここで、次の近似を行う。

$$\exp\{-K_1 \cdot I_F(\tau, t)\} \doteq 1 - K_1 \cdot I_F(\tau, t) \quad (18)$$

(18) 式を (17) 式に代入すると、保持圧力・冷却段階における型内圧力は次式で表される (付録 A. 2)。

$$D_C = \exp\{-K_1 \cdot I_F(t_I, t)\} \cdot D_I + (\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_I) - \bar{T}_C(t)\} - K_1 \cdot I_{FT}(t_I, t) \quad (19)$$

$$K_1 \cdot I_{FT}(t_I, t) = \frac{1}{\beta_C \cdot V_S} \cdot \int_{t_I}^t K_0 \cdot F_C(\tau) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_I) - \bar{T}_C(\tau)\} d\tau \quad (20)$$

(19) 式の第 1 項は、初期の圧力勾配 D_I と樹脂流動性の温度依存項 F_C の時間積分 $I_F(t_I, t)$ により決定されるキャビティへの樹脂流動に起因する圧力上昇を示す。(16) 式でも同様の解釈が成り立つ。第 2 項において、 κ_C/β_C は (7) 式の左辺を 0 として得られ、単位温度変化当たりの体積収縮 κ_C に相当する密度が一定の下での圧力変化を示す。これをキャビティ内の

樹脂全体について見れば、質量が一定の下での圧力変化となる。すなわち第 2 項では、キャビティ内樹脂の時刻 t_I から t までの冷却に起因する体積収縮に相当する質量一定での圧力降下を示す。第 3 項における被積分項は、(4) 式の体積流量 Q_H において $n=1$ と置き、圧力勾配の項を冷却に起因する体積収縮による圧力降下 ($\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_I) - \bar{T}_C(\tau)\}$ に置き換えたものである。(20) 式より、 $I_{FT}(t_I, t)$ は冷却過程で正となる $\{\bar{T}_C(t_I) > \bar{T}_C(\tau)\}$ 。すなわち第 3 項は、冷却に起因する体積収縮により付加的に生じる樹脂の流れに起因する圧力上昇を示す。これは保圧冷却過程を特徴づける量も基本的な量であり、冷却に起因する体積収縮を補うための樹脂補給による圧力変化を示している。

以上の結果から、保圧冷却過程における型内の樹脂圧力変化は、加熱シリンダーからキャビティに至る圧力勾配に起因する樹脂の流れと、冷却に起因する樹脂の体積収縮と、体積収縮に起因する圧力降下に誘発されて付加的に生じる樹脂の流れの 3 つの作用の総和として決定されることが解析的に表現された。

2.3 温度変化と型内の樹脂圧力変化との関連

a. 流動性の温度依存項の線形近似

金型温度 $T_W(^{\circ}\text{C})$ と射出される樹脂温度 $T_R(^{\circ}\text{C})$ がそれぞれ T_W' , T_R' に変化し、この結果、ゲート部の樹脂温度 $\bar{T}_L$ が $\bar{T}_L'$ に変化したとする。これらの関係は次式で表される⁹⁾。

$$\bar{T}_L' \doteq \delta_x \cdot \bar{T}_L + \gamma_x \cdot \Delta T_W + \phi_x \cdot \Delta T_R \quad (21)$$

$$\delta_x = \frac{T_R' - T_W'}{T_R - T_W} - \left(\frac{\Delta T_R - \Delta T_W}{T_R - T_W} + \frac{T_a}{T_R^2} \cdot \Delta T_R \right)$$

$$\cdot \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_{\text{INI}} - T_W}$$

$$\gamma_x = \frac{T_R}{T_R - T_W} - \frac{T_W}{T_R - T_W} \cdot \frac{\delta T_{\text{gen}}}{T_{\text{INI}} - T_W}$$

$$\phi_x = -\frac{T_W}{T_R - T_W} + \frac{T_W}{T_{\text{INI}} - T_W} \cdot \left(\frac{1}{T_R - T_W} + \frac{T_a}{T_R^2} \right) \cdot \delta T_{\text{gen}}$$

$\delta T_{\text{gen}}(^{\circ}\text{C})$ は T_R と T_W の条件下における充填中の粘性発熱による温度上昇を示す。 $F_C' = \exp(-T_a/\bar{T}_L')$, $F_C = \exp(-T_a/\bar{T}_L)$ とおき、それぞれを Taylor 展開して第 1 次近似を用いると次式が得られる (付録 A. 3)。

$$F_C' = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0}) \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2 \cdot F_C + \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\} \cdot F_{C0}' \quad (22)$$

$\bar{T}_0$ と $\bar{T}_0'$ は Taylor 展開のために適当に選択した温度であり、(21) 式の関係にある。 F_{C0} と F_{C0}' はそれぞれ次式で定義される。

$$F_{C0} = \exp(-T_a/\bar{T}_0), \quad F_{C0}' = \exp(-T_a/\bar{T}_0')$$

Table 1 List of parameters to estimate cavity pressure

Phase	Parameters	Method to obtain initial value
Packing phase	K_{pL}	From machine catalogue
	K_n	Calculate from gate dimensions, viscosity data and $p_v T$ data.
	n	Viscosity data
	T_a	Viscosity data
	$\bar{T}_0$	$(T_{RS} + T_{nt})/2.0$
	T_{INI}	T_{RS}
	δT_{gen}	0.0
Pressure holding and colling phase	K_1	Calculate from gate dimensions, viscosity data and $p_v T$ data.
	T_a	Viscosity data
	$\bar{T}_0$	$(T_{RS} + T_{nt})/2.0$
	T_{INI}	T_{RS}
	δT_{gen}	0.0
	κ_c/β_c	$(p_{cI} + \pi_1)/(\bar{T}_0 + 273)$

b. 圧縮段階における樹脂圧力変化

金型温度 T_w と射出される樹脂温度 T_R および保圧 p_L がそれぞれ T_w' , T_R' , p_L' に変化し, この結果, 型内圧力が $\bar{p}_0$ から $\bar{p}_0'$ に変化したとする. (22) 式を (16) 式に代入すれば, これらの関係は次式で表される (付録 A. 4).

$$\frac{D_0'^{1-1/n} - D_0'^{1-1/n}}{D_0'^{1-1/n} - D_0'^{1-1/n}} = A_n + \frac{B_n}{\{1/(t-t_0)\} \cdot I_{Fn}(t_0, t)} \quad (23)$$

$$A_n = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0})^{1/n} \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2$$

$$B_n = F_{C0}'^{1/n} \cdot \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\}$$

$$D_0' = p_L' - \bar{p}_{C0}', \quad D_0 = p_L - \bar{p}_C(t)'$$

c. 保持圧力・冷却段階における樹脂圧力変化

(21) 式と (22) 式を (19) 式に代入すると, 次式で得られる (付録 A. 5).

$$D_C' = \exp[-K_1 \cdot \{A_1 \cdot I_F(t_1, t) + B_1 \cdot (t-t_1)\}] \cdot D_1' + \delta_x \cdot (\kappa_c/\beta_c) \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)\} - K_1 \cdot \delta_x \cdot \{A_1 \cdot I_{FT}(t_1, t) + B_1 \cdot I_T(t_1, t)\}$$

$$A_1 = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0}) \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2$$

$$B_1 = F_{C0}' \cdot \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\}$$

$$I_T(t_1, t) = (\kappa_c/\beta_c) \cdot \int_{t_1}^t \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(\tau)\} d\tau$$

時間積分 $I_{Fn}(t_0, t)$, $I_F(t_1, t)$, $I_{FT}(t_1, t)$ および $I_T(t_1, t)$ と $\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)$ は, 金型温度が T_w , 射出される樹脂温度が T_R の適当な成形ショットを基準として計算できる値であり, T_w と T_R がそれぞれ T_w' と T_R' に変化した場合に再計算する必要はない. このため, 成形開始前に計算に時間を要する前記の時間

積分項を求めておけば, 以後の成形ショットでは射出開始前に T_w' と T_R' を計測して δ_x , A_1 , B_1 , A_n および B_n を計算し, (23), (24) 式を用いることにより, 型内の樹脂圧力変化を迅速に計算することができる.

2.4 パラメーターの推定と制御への適用方法

a. 圧縮段階

プロセス制御に適用できるモデルであるためには, 実測値を極力精度良く表せることが第一の条件となる. 本報では, 実測圧力の推定誤差を最小とするモデル内パラメーターの決定方法を示す.

まず, 生産前に予備的な成形を行い, 実測値との差異を最小とする (23), (24) 式の最適なパラメーターを決定する. 生産段階においては, 求めておいたパラメーターを用いて型内圧力の変化を計算する. 本報では, 良品成形時などの基準となる成形ショットにおける型内圧力の実測値が与えられていると仮定し, 予測をショット間での型内圧力の変化量に限定する. ただし, 型内圧力の計測値が得られない場合でも, 成形品重量と, 前報³⁾で示した型内の樹脂温度変化の計算式と Spencer-Gilmore の状態方程式¹³⁾を用いて型内圧力を逆算できるので, 本手順は適用可能である.

保圧はスクリュを加圧する油圧力として与えられ, その最大圧力は機械に依存する. 本報では, 最大の油圧力を 100% とし, 保圧 p_{HS} を % 単位で取り扱う. 保圧は一般に, 加熱シリンダー内の樹脂圧力と比例関係にあるが, 加熱シリンダーからゲートまでの間には圧力勾配があり, 保圧とゲート前樹脂圧力との関係は流路形状と樹脂流動性に依存する. しかし, 通常, 最大の圧力勾配はゲート前とキャビティの間である. そこで本報では, 簡単のため保圧とゲート前樹脂圧力との比例関係を仮定する.

$$p_L = K_{pL} \cdot p_{HS} \quad (25)$$

K_{pL} (MPa/%) は, 基本的に機械に依存するが, 材料および金型にも依存する. 圧縮段階の型内圧力変化を表すためのパラメーターを以下の手順で推定する.

(8) 式で示したゲート部の熱伝導計算は不要である.

① 金型温度 T_w , 射出される樹脂温度 T_R , 保圧 p_{HS} の基準となる成形条件において, 型内圧力が最大値を示す時刻 t_1 および時刻 t_0 から t_1 までの型内圧力 $p_C(t)$ を実測する. $p_C(t)$ を用いて次の $\phi(t)$ を求める.

$$\begin{aligned} \phi(t) &= D_0'^{1-1/n} - D_0'^{1-1/n} \\ &= \{K_{pL} \cdot p_{HS} - p_C(t)\}^{1-1/n} \\ &\quad - (K_{pL} \cdot p_{HS} - p_{C0})^{1-1/n} \end{aligned} \quad (26)$$

② 金型温度 T_w' , 射出される樹脂温度 T_R' および保圧 p_{HS}' を数水準に変化させる. 変化させた

Table 2
Summary of
molding con-
ditions

Material	Barrel temperature setting T_{RS} (°C)	Mold temperature setting T_{WS} (°C)	Holding pressure setting p_{HS}^{**} (%)	Number of shots
GPPS	210, 220*, 230	40, 50*, 60	28, 30*, 32	$3^3=27$
PMMA	220, 230*, 240	50, 60*, 70	34, 36*, 38	$3^3=27$
PP	230, 240*, 250	40, 50*, 60	18, 20*, 22	$3^3=27$
POM	190, 200*, 250	60, 70*, 80	36, 38*, 40	$3^3=27$

* Reference condition

** Injection pressure/Holding pressure=188 MPa/100%

条件で得られた型内圧力の実測値 $p_c(t)'$ と $\phi(t)$ とを用いて、次式の左辺と右辺との差異を最小とするパラメーターを決定する。

$$D_0'^{1/n-1} - D_0'^{1/n-1} = A_n \cdot \phi(t) + B_n \cdot (t - t_0) \cdot K_n \cdot (1/n - 1) \quad (27)$$

ただし、 $D_0' = K_{pL} \cdot p_{HS}' - p_c(t)'$ 、 $D_0' = K_{pL} \cdot p_{HS}' - p_{c0}'$ である。最適化するパラメーターは、 K_{pL} 、 K_n 、 n 、 T_a 、 T_0 、 T_{INL} 、 δT_{gen} である。各パラメーターの初期値の設定方法を Table 1 に示す。

- ③ 実際の成形時は射出開始と同時に金型温度 T_W' と射出される樹脂温度 T_R' を計測し、保圧設定値 p_{HS}' を用いて A_n と B_n を計算する。次に、(27) 式を用いて型内の樹脂圧力 p_c' を計算する。

b. 保持圧力・冷却段階

加熱シリンダーからキャビティに至る圧力勾配は、圧縮段階の初期は D_0 、保持圧力・冷却段階は D_I である。 D_0 は比較的大きいので、圧縮段階では圧力勾配に起因する樹脂の流れが顕著となる。いっぽう、保持圧力・冷却段階では D_I が比較的小さくなるので、

初期の圧力勾配に起因する樹脂の流れの割合は小さいと予想される。そこで、(19) 式の第 1 項中の $K_1 \cdot I_F(t_I, t)$ が微少であると仮定し、次式で近似する。

$$D_c = D_I + (\kappa_c / \beta_c) \cdot \{\bar{T}_c(t_I) - \bar{T}_c(t)\} - K_1 \cdot I_{FT}(t_I, t) \quad (28)$$

(28) 式を用いて以下の手順でパラメーターを決定する。

- ① 金型温度 T_W 、射出される樹脂温度 T_R 、保圧 p_{HS} の基準となる成形条件において、型内圧力 $p_c(t)$ を実測する。 $t_1 < t \leq t_f$ の範囲で (9) 式を前進差分法で計算し、(11) 式から $\bar{T}_c(t)$ を求める。これから、(24) 式の $(\kappa_c / \beta_c) \cdot \{\bar{T}_c(t_I) - \bar{T}_c(t)\}$ と $I_T(t_I, t)$ を求める。以上の結果と実測圧力 $p_c(t)$ より、次の ψ を求める。

$$\psi(t_I, t) = -(D_c - D_I) + (\kappa_c / \beta_c) \cdot \{\bar{T}_c(t_I) - \bar{T}_c(t)\} \quad (29)$$

- ② 金型温度 T_W' 、射出される樹脂温度 T_R' および保圧 p_{HS}' を数水準に変化される。変化させて得られた型内圧力実測値 $p_c(t)'$ と、① で得た

(a) GPPS

(b) POM

Fig. 3 pvT -diagram of the materials used

Material	$\alpha \times 10^4$ (m ² /h)	$R' \times 10^4$ (MPa·m ³ /kg)	$\omega \times 10^3$ (m ³ /kg)	π_1 (MPa)	m_0 (Pa·s ⁿ)	n (-)	T_a (°C)
GPPPS	2.846	1.002	0.808	189.6	8610.2	0.2583	726.37
PMMA	2.595	1.297	0.699	283.4	48.3	0.4411	1822.5
PP	2.338	5.112	0.741	424.2	1488.5	0.5082	580.1
POM	1.841	3.510	0.445	413.3	1806.1	0.6853	523.6

Table 3
Physical properties
of the materials
used

$\{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)\}$, $I_T(t_1, t)$ および $\phi(t_1, t)$ とを用いて, (24) 式に対応する次式の左辺と右辺の差異を最小にするパラメーターを決定する.

$$D_C' - D_I' = \delta_x \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)\} - \delta_x \cdot \{A_1 \cdot \phi(t_1, t) + B_1 \cdot K_1 \cdot I_T(t_1, t)\} \quad (30)$$

最適化するパラメーターは, K_1 , T_a , T_0 , T_{INI} , δT_{gen} および κ_C / β_C である. κ_C / β_C の初期値は, Spencen-Gilmore の式¹³⁾を用いて次式で求める.

$$\kappa_C / \beta_C = (p_{CI} + \pi_1) / (\bar{T}_0 + 273) \quad (31)$$

ただし, π_1 : 材料定数.

- ③ 実際の成形時は射出開始と同時に T_W' と T_R' を計測し, δ_x , A_1 および B_1 を計算する. 次に (30) 式を用いて型内圧力 p_C' を計算する.

3. 実験方法および装置

3.1 供試材料

一般用ポリスチレン (GPPS, 電気化学工業製 デンカスチロール MW-1), メタクリル樹脂 (PMMA, 旭化成工業製, デルベツト 60 N), ポリプロピレン (PP, 住友化学工業製, 住友ノーブレン AY 564) およびポリアセタール (POM, ポリプラスチック製, ジュラコン M 90-02) を使用した.

3.2 供試材料の $p_v T$ 特性

測定装置には SWO Polymertechnik GmbH 製 $p_v T$ 100 を使用した. 温度 25~250°C, 圧力 0~200 MPa の範囲で測定を行い, 50~250°C, 0~160 MPa の範囲の測定値を Spencen-Gilmore の状態方程式¹³⁾で近似した. 50°C から 250°C までの測定値で近似する理由は, 型内の樹脂には金型温度 T_W から, 射出される樹脂温度 T_R まで温度分布が存在するので, 熔融領域のデータだけを用いると (30) 式による計算値と実測値との差異が大きくなるためである.

3.3 供試材料の流動特性

各材料の見掛けの熔融粘度 η (Pa·s) を温度 5 水準, セン断速度 10 水準で測定し, 測定値を (3) 式で近似した. 測定装置には東洋精機製作所製キャピログラフ 1B 型 (キャピラリー $\phi 0.001 \times 0.04 L$ (m)) を使用した.

3.4 供試材料の熱拡散率

熱拡散率 α には Moldflow 社データベース¹⁴⁾に登

録されている数値を使用した.

3.5 成形品

成形品は, 前報²⁾の箱型 1 個取り (肉厚 0.003 (m), 投影面 0.065×0.070 (m), ゲート 0.0015 $W \times 0.0015 H \times 0.002 L$ (m), ランナー 0.005 $W \times 0.04 H$ (m)) を使用した.

3.6 射出成形装置

射出成形機には, 日本製鋼所製 J 100 EP (型締力 0.98×10⁸ (N), スクリュ径 $\phi 0.040$ (m) サーボ弁による圧力と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 MCIII-135/31 HX を使用し, 金型温度設定値 T_{ws} (°C) は冷媒 (水) の設定温度とした.

3.7 計測方法および装置

すでに前報²⁾で示したように, 型内圧力 p_C を水晶圧電式圧力センサー (Kistler 製 TYPE 6155) で計測した. 温度の計測は前報³⁾と同一の方法で行った.

3.8 成形条件

金型設定温度 T_{ws} と加熱シリンダー設定温度 T_{rs} および保圧設定値 p_{hs} をそれぞれ 3 水準に変化させた成形条件を設定した. Table 2 に設定した成形条件を示す. 2.4 節 a, b 項に述べた基準となる条件を Table 2 の * 印で示した. データの採取は上記各 27 通り (3×3×3=27) の条件下で T_W と T_R が安定した後に行った. これらの条件の下で型内圧力 p_C と成形条件との関連性を解析した.

3.9 計算方法

(27) 式および (30) 式を用いて 型内圧力を 0.05 s 間隔で計算し, 実測値との比較を行った.

4. 結果と考察

4.1 樹脂物性の測定値

Fig. 3 に, GPPS と POM の $p_v T$ 測定値を示す. 物性測定値の諸定数を Table 3 に示す.

4.2 型内の樹脂圧力変化の予測精度

型内圧力が最大値に達する時刻はどの材料でも充填完了時点から約 1 s であった. そこで, 充填完了時刻 t_0 を 0 s, 圧縮段階の終了時刻 t_1 を 1 s とした.

Fig. 4 (a)~(d) に種々の条件下で型内圧力の実測値と計算値とを比較した結果を示す. 実測値と計算

Fig. 4 Comparison of measured and calculated cavity pressure profiles under several molding conditions (—: Measured, ...: Calculated)

値との差の絶対値を時刻 0 から t_f まで平均し、27 条件の中の最大誤差を評価した。実測値とのフィッティングに用いたパラメータと推定誤差を Table 4 に示す。最大の誤差は GPPS で 1.0 MPa、PMMA で 1.6 MPa、PP で 1.7 MPa および POM で 4.6 MPa となった。

以上の結果、(27) 式と (30) 式により型内圧力 p_c の変化をほぼ良好な精度で表せることが検証された。

4.3 温度変化と型内の樹脂圧力変化との関連

保圧 p_{HS} が型内圧力に及ぼす影響は樹脂流動性に

依存する。Fig. 5 に、各材料における保圧 p_{HS} と型内圧力 p_c ($t=6$ s) との関係を示す。どの材料でも、加熱シリンダー設定温度 T_{RS} の増加に伴って p_c と p_{HS} との勾配はわずかに増加している。 p_c と p_{HS} との勾配は POM と PP が大きく、次いで GPPS および PMMA の順となった。これは、本実験で設定した成形条件の下での各材料の流動性の温度依存項 F_0 の大小と一致している。すなわち、樹脂の流動性が高いほど、保圧 p_{HS} が型内圧力 p_c に及ぼす影響は大きくなる。このことは (16)、(19) 式を変形した

Table 4 Parameters used to minimize the estimation error

Material	K_{pL} (MPa/%)	K_n (MPa $^{1-1/n}$ ·s $^{-1}$)	$\bar{T}_0$ (°C)	T_{INI} (°C)	δT_{gen} (°C)	n (—)	T_a (°C)	κ_c/β_c (MPa/°C)	K_1 (s $^{-1}$)	t_f (s)	Max. error (MPa)
GPPS	1.57	27.127	182.0	220.7	0.0	0.239	572.0	0.478	1.129	10	1.0
PMMA	1.37	8.49×10^6	195.0	230.9	0.0	0.350	1490.0	0.333	273.3	10	1.6
PP	1.81	0.331	180.0	241.6	0.0	0.508	580.1	0.653	6.199	10	1.7
POM	1.57	38.431	178.5	205.0	0.0	0.685	523.6	1.029	3.825	19	4.6

(a) GPPS and PMMA

(b) PP and POM

Fig. 5 The relationship between holding pressure and cavity pressure under several barrel set temperature

次式によっても示される。

圧縮段階 ($t_0 < t \leq t_I$)

$$\frac{\partial \bar{p}_C}{\partial p_L} = 1 - \frac{1}{\{1 + D_0^{1-1/n} \cdot K_n \cdot (1/n - 1) \cdot I_{Fn}(t_0, t)\}^{1/(1-n)}} \quad (32)$$

保持圧力・冷却段階 ($t_I < t \leq t_f$)

$$\frac{\partial \bar{p}_C}{\partial p_L} = 1 - \exp\{-K_I \cdot I_F(t_I, t)\} \cdot (1 - \partial \bar{p}_{C1} / \partial p_L) \quad (33)$$

すなわち、圧縮段階、保持圧力・冷却段階それぞれに樹脂流動性の温度依存項 F_0 の時間積分 I_{Fn} と I_F が大きいほど、 $\partial \bar{p}_C / \partial p_L$ は大きくなることが示される。

金型温度 T_W および射出される樹脂温度 T_R の変化と型内圧力 p_C の変化との関係を Fig. 6 に示す。 T_W と T_R が p_C に及ぼす影響は、 T_R と T_W が低いほど大きくなった。また、 p_C と T_R との勾配は、PMMA が最大で、GPPS、PP および POM の順となった。これは、各材料の流動性の温度依存係数 T_a の大小関係と一致している。また、本実験で設定した成形条件の下での各材料の粘度の大小とも一致している。すなわち、樹脂の流動性が低い材料および成形条件であるほど、金型温度 T_W および射出される樹脂温度 T_R が型内圧力 p_C に及ぼす影響は大きくなる。これは、(16)、(19) 式を変形した次式によっても示

される。

圧縮段階 ($t_0 < t \leq t_I$)

$$\frac{\partial \bar{p}_C}{\partial I_{Fn}(t_0, t)} = K_n / \{D_0^{1-1/n} + K_n \cdot (1/n - 1) \cdot I_{Fn}(t_0, t)\}^{1/(1-n)} \quad (34)$$

保持圧力・冷却段階 ($t_I < t \leq t_f$)

$$\frac{\Delta \bar{p}_C}{\Delta F_0} = K_I \cdot [\exp\{-K_I \cdot I_F(t_I, t)\} \cdot (t_I - t) \cdot D_I + I_T(t_I, t)] \quad (35)$$

(19) 式は時間積分 I_F で微分できないので、(35) 式に示すように F_0 が一定変化量 ΔF_0 (定数) 変化したときの $\bar{p}_C$ の変化量 $\Delta \bar{p}_C$ を求めた。 F_0 の時間積分 I_{Fn} および I_F が小さいほど、 $\partial \bar{p}_C / \partial I_{Fn}$ と $\Delta \bar{p}_C / \Delta F_0$ は大きくなることが示される。 I_{Fn} と I_F は、金型温度 T_W または射出される樹脂温度 T_R が低下すれば減少する。このため、 T_W または T_R が低いほど型内圧力は温度変化の影響を受けやすくなる。

射出される樹脂温度 T_R の変化が型内圧力 p_C に及ぼす影響は、金型温度 T_W と比較して大きくなる。これは、 T_R が樹脂流動性の温度依存項 F_0 に及ぼす影響が T_W に比べて大きいためである。 F_0 の変化と金型温度 T_W および射出される樹脂温度 T_R の変化との関係を GPPS の場合について Fig. 7 に示す。図に示すように、 T_R の及ぼす影響は T_W に比べて相当

Fig. 6 The effect of temperature variation on cavity pressure

大きい。これは、Arrhenius 型の温度依存性に従う F_0 は高温領域ほど温度依存性が大きくなるためである。

4.4 樹脂特性と型内の樹脂圧力変化との関連

Fig. 6 に示したように、特に加熱シリンダー設定温度 T_{RS} が型内圧力 p_c に及ぼす影響の大小は樹脂流動性の温度依存係数 T_a の大小関係と一致しており、PMMA, GPPS, PP および POM の順となった。金型設定温度 T_{WS} の及ぼす影響は結晶性樹脂の POM と PP で大きくなった。これは、Table 4 に示したように、 κ_c/β_c が結晶性樹脂では大きいためと考えられる。すなわち、型内圧力と温度変化との関係は、樹脂の特性としては、樹脂流動性の温度依存係数 T_a と、熱膨張率 κ_c と圧縮率 β_c との比である κ_c/β_c に支配されると考えられる。

5. 結 言

本報では、保圧冷却過程を単純化されたモデルとして表現し、型内力変化の基本的な特徴を明らかにするとともに、品質の変動を引き起こす支配的な変動要因である温度変化が型内圧力変化に及ぼす影響を解析的に表現することを試みた。さらに本解析に基づいて、プロセス制御に適用するための型内圧力変化の予測手法を提案し、実験でその検証を行った。この結果、以下の結論が得られた。

- ① 保圧冷却過程における型内圧力変化の過程は、加熱シリンダーからキャビティに至る圧力勾配に起因する樹脂の流れと、冷却に起因するキャビティ

内樹脂の体積収縮と、体積収縮によって生ずる圧力降下に誘発されて付加的に発生する樹脂の流れの3つの作用で決定される。樹脂流動性の温度依存項の時間積分 I_F および I_{F_n} は、これらの作用を決定づける変数である。

- ② 金型温度および射出される樹脂温度の変化が型内の樹脂圧力に及ぼす影響は、樹脂流動性の温度依存係数 T_a 、熱膨張率 κ_c および圧縮率 β_c に支配される。
- ③ 保圧が型内圧力に及ぼす影響は、樹脂の流動性

Fig. 7 Variation of temperature dependent factor of fluidity F_c caused by the variations of polymer temperature in a barrel T_R and mold temperature T_w in case of GPPS

が高いほど大きくなる。温度変化が型内圧力に及ぼす影響は、流動性が低く粘度の温度依存性が大きい樹脂ほど大きくなる。また、金型および加熱シリンダーの温度が低い成形条件であるほど、温度変化が型内圧力変化に及ぼす影響は大きくなる。

- ④ 本報で提案した予測手法を用いれば、温度変化および保圧の変化に起因する型内の樹脂圧力変化を良好な精度で予測できた。

参 考 文 献

- 1) Agrawal, A. R., Pandelidis, I. O. and Pecht, M.: *Polym. Eng. Sci.*, **27**, 18, 1345 (1987)
- 2) 焼本数利, 前川善一郎, 濱田泰以, 酒井忠基: 成形加工, **3**(10), 679 (1991)
- 3) 焼本数利, 前川善一郎, 濱田泰以, 酒井忠基: 成形加工, **4**(7), 438 (1992)
- 4) Jensen, R.: *Injection Molding Technology*, 176 (1981), VDI-Verlag GmbH
- 5) Hunkar, D. B.: *SPE ANTEC 75*, 161 (1975)
- 6) Menges, G., Hellmeyer, H.-O. and Vargel, J.: *PV*, **25**(5), 275 (1974)
- 7) Michaeli, W. and Lauterbach, M.: *Kunststoffe*, **79**(9), 852 (1989)
- 8) Spencer, R. S. and Gilmore, G. D.: *Modern Plastics*, April, 143 (1950)
- 9) Wang, P. J. and Wang, K. K.: *SPE ANTEC 91*, 2336 (1991)
- 10) Kamal, M. R., Patterson, W. I., Conley, N., Fara, D. A. and Lohfink, G.: *SPE ANTEC 86*, 189 (1986)
- 11) McKelvey, J. M. (伊藤勝彦訳): 高分子加工工学, **70** (1964), 丸善
- 12) Kreyszig, E. (田島一郎, 近藤次郎共訳): 常微分方程式, **60** (1970), 培風館
- 13) Spencer, R. S. and Gilmore, G. D.: *J. of Applied Physics*, **20**, 502 (1949)
- 14) Moldflow User's Manual, *Materials* (1985)

付 録

A.1 (16) 式と (17) 式の証明

(14) 式を変数分離すると、次式となる。

$$dD_C/D_C^{1/n} = -K_n \cdot F_C^{1/n} \cdot dt$$

この解は次式で表される。

$$D_C(t)^{1-1/n} = (1/n-1) \cdot K_n \cdot \int F_C^{1/n} \cdot dt + C_1 \quad (\text{A. 1})$$

C_1 : 積分定数。初期条件 $D_C(t_0) = D_0$ より、

$$D_0^{1-1/n} = (1/n-1) \cdot K_n \cdot \int F_C^{1/n} \cdot dt|_{t=t_0} + C_1 \quad (\text{A. 2})$$

となる。(A. 1) から (A. 2) を減算すれば (16) 式を得る。

(15) 式の右辺第 2 項を 0 と置いて得られる同次解

を D_{C1} と置くと、 $dD_{C1}/D_{C1} = -K_1 \cdot F_C \cdot dt$ より、

$$D_{C1} = C_2 \cdot \exp\left(-K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \quad (\text{A. 3})$$

となる。ただし、 C_2 は積分定数である。(15) 式の解 D_C が同次解 D_{C1} を用いて次式で表されるとする。

$$D_C = D_{C1} \cdot D_{C2} \quad (\text{A. 4})$$

(A. 4) 式を微分し、さらに (15) 式と (A. 4) 式を用いると、

$$\begin{aligned} dD_C/dt &= (dD_{C1}/dt) \cdot D_{C2} + D_{C1} \cdot (dD_{C2}/dt) \\ &= (-K_1 \cdot F_C \cdot D_{C1}) \cdot D_{C2} + D_{C1} \cdot (dD_{C2}/dt) \\ &= -K_1 \cdot F_C \cdot (D_{C1} \cdot D_{C2}) - (\kappa_C/\beta_C) \cdot d\bar{T}_C/dt \end{aligned}$$

となる。これより次式を得る。

$$D_{C1} \cdot (dD_{C2}/dt) = -(\kappa_C/\beta_C) \cdot d\bar{T}_C/dt$$

(A. 3) 式を代入して整理すると、

$$\begin{aligned} dD_{C2}/dt &= -(1/C_2) \cdot \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot d\bar{T}_C/dt \end{aligned}$$

となる。これにより、

$$\begin{aligned} D_{C2} &= C_3 - (1/C_2) \cdot \int \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \\ &\quad \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot (d\bar{T}_C/dt) \cdot dt \end{aligned} \quad (\text{A. 5})$$

(A. 3) と (A. 5) を (A. 4) に代入すると、

$$\begin{aligned} D_C &= \exp\left(-K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \cdot \left\{ C_2 \cdot C_3 - \int \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot (d\bar{T}_C/dt) \cdot dt \right\} \end{aligned} \quad (\text{A. 6})$$

となる。初期条件より $D_C(t_1) = D_I$ とおくと、

$$\begin{aligned} D_I &= \exp\left(-K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \Big|_{t=t_1} \\ &\quad \cdot \left\{ C_2 \cdot C_3 - \int \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot dt\right) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot (d\bar{T}_C/dt) \cdot dt \Big|_{t=t_1} \right\} \end{aligned} \quad (\text{A. 7})$$

となる。ここで、(A. 6) を定積分を用いて書き直すと、

$$\begin{aligned} D_C &= \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot \exp\left(-K_1 \cdot \int_{\tau=t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \\ &\quad \cdot \left\{ C_2 \cdot C_3 - \int_{t_1}^t \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot d\tau\right) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot (d\bar{T}_C/d\tau) \cdot d\tau - \int \exp\left(K_1 \cdot \int F_C \cdot d\tau\right) \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot (d\bar{T}_C/d\tau) \cdot d\tau \Big|_{\tau=t_1} \right\} \end{aligned}$$

となる。上式に (A. 7) を代入すると、

$$\begin{aligned} D_C &= \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot D_I \\ &\quad - \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \\ &\quad \cdot \exp\left(-K_1 \cdot \int F_C \cdot d\tau\right) \Big|_{\tau=t_1} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \cdot \int_{t_1}^t \exp\left(K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau \\
& = \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot D_1 - \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \\
& \quad \cdot \int_{t_1}^t \exp\left(-K_1 \cdot \int_{\tau}^{t_1} F_C \cdot d\zeta\right) \cdot (\kappa_C / \beta_C) \\
& \quad \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau \\
& = \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot D_1 \\
& \quad - \int_{t_1}^t \exp\left(-K_1 \cdot \int_{\tau}^t F_C \cdot d\zeta\right) \cdot (\kappa_C / \beta_C) \\
& \quad \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau
\end{aligned}$$

となり, (17) 式を得る.

A.2 (19) 式の証明

(17) 式に (18) 式を代入すると次のようになる.

$$\begin{aligned}
D_C &= \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot D_1 \\
& \quad - \int_{t_1}^t \left(1 - K_1 \cdot \int_{\tau}^t F_C \cdot d\zeta\right) \\
& \quad \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau \\
& = \exp\left(-K_1 \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot d\tau\right) \cdot D_1 + (\kappa_C / \beta_C) \\
& \quad \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)\} + K_1 \cdot \int_{t_1}^t \left(\int_{\tau}^t F_C \cdot d\zeta\right) \\
& \quad \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau \quad (A.8)
\end{aligned}$$

(A.8) の右辺第3項を部分積分すると次式で表される.

$$\begin{aligned}
& K_1 \cdot \int_{t_1}^t \left(\int_{\tau}^t F_C \cdot d\zeta\right) \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot (d\bar{T}_C / d\tau) \cdot d\tau \\
& = K_1 \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot \left\{ \left[\bar{T}_C \cdot \int_{\tau}^t F_C \cdot d\zeta \right]_{t_1}^t \right. \\
& \quad \left. + \int_{t_1}^t F_C \cdot \bar{T}_C \cdot d\tau \right\} \\
& = -K_1 \cdot (\kappa_C / \beta_C) \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(\tau)\} \cdot d\tau \\
& = -\frac{1}{\beta_C \cdot V_S} \cdot \int_{t_1}^t K_0 \cdot F_C \cdot (\kappa_C / \beta_C) \\
& \quad \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(\tau)\} \cdot d\tau
\end{aligned}$$

上式を (A.8) に代入すると (19) 式を得る.

A.3 (22) 式の証明

F_C と $F_{C'}$ をそれぞれを対数変換して (21) 式に代入し, $\bar{T}_L$ と $\bar{T}_L'$ を消去すると, 次式が得られる.

$$\frac{1}{\ln(F_{C'})} \doteq \delta_x \cdot \frac{1}{\ln(F_C)} - \gamma_x \cdot \Delta T_W - \phi_x \cdot \Delta T_R \quad (A.9)$$

$\bar{T}_0$ と $\bar{T}_0'$ をそれぞれ (21) 式を満たす固定された時刻の $\bar{T}_L$ および $\bar{T}_L'$ と仮定する. $F_{C0} = \exp(-T_a / \bar{T}_0)$, $F_{C0'} = \exp(-T_a / \bar{T}_0')$ とおく. さらに, $F_C = F_{C0} + dF_C$, $F_{C'} = F_{C0'} + dF_{C'}$ と表す. $f(F_C) = 1 / \ln(F_C)$ とおき, F_{C0} のまわりで Taylor 展開して第1次近似を考慮すると,

Fig. A.1 Linear approximation of $1 / \ln(F_C)$

$$\begin{aligned}
f(F_C) &= f(F_{C0} + dF_C) \\
& \doteq f(F_{C0}) + (df/dF_C)_{F_{C0}} \cdot dF_C \\
& = \frac{1}{\ln(F_{C0})} - \frac{F_C - F_{C0}}{\{\ln(F_{C0})\}^2 \cdot F_{C0}} \quad (A.10)
\end{aligned}$$

$$f(F_{C'}) = \frac{1}{\ln(F_{C0'})} - \frac{F_{C'} - F_{C0'}}{\{\ln(F_{C0'})\}^2 \cdot F_{C0'}} \quad (A.11)$$

となる. (A.10) と (A.11) を (A.9) に代入すると,

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{\ln(F_{C0'})} - \delta_x \cdot \frac{1}{\ln(F_{C0})} + \gamma_x \cdot \Delta T_W + \phi_x \cdot \Delta T_R \\
& = \frac{F_{C'} - F_{C0'}}{\{\ln(F_{C0'})\}^2 \cdot F_{C0'}} - \delta_x \cdot \frac{F_C - F_{C0}}{\{\ln(F_{C0})\}^2 \cdot F_{C0}}
\end{aligned}$$

$\bar{T}_0$ と $\bar{T}_0'$ は (21) 式を満たすので F_{C0} と $F_{C0'}$ は (A.9) を満たす. このため, 上式の左辺は0となるので,

$$\begin{aligned}
F_{C'} &= \delta_x \cdot \frac{\{\ln(F_{C0'})\}^2 \cdot F_{C0'}}{\{\ln(F_{C0})\}^2 \cdot F_{C0}} \cdot (F_C - F_{C0}) + F_{C0'} \\
& = \delta_x \cdot (F_{C0'} / F_{C0}) \cdot (\bar{T}_0 / \bar{T}_0')^2 \cdot F_C \\
& \quad + \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0 / \bar{T}_0')^2\} \cdot F_{C0'}
\end{aligned}$$

となり, (22) 式を得る.

$f(F_C)$ を $1 / \ln(F_C)$ により厳密に計算した場合と, (A.10) 式で近似した場合との比較を Fig. A.1 に示す. ただし, 樹脂の粘度データは Table 2 の値を用い, 材料は GPPS とした. また, $T_R = 220^\circ\text{C}$, $T_W = 50^\circ\text{C}$ とした. この結果, (A.10) による近似は流動停止温度¹⁴⁾ 130°C 以上の範囲ではほぼ妥当であることが確認された. 他の材料についても同様の結果が得られた.

A.4 (23) 式の証明

$F_C^{1/n} = \exp\{- (T_a / n) / \bar{T}_L\}$ であるから, (22) 式の

T_a の代わりに T_a/n を用いると次式が得られる。

$$F_C^{1/n} = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0})^{1/n} \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2 \cdot F_C^{1/n} \\ + \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\} \cdot F_{C0}^{1/n}$$

上式を $I_{Fn}(t_0, t)'$ に代入すると次のように表される。

$$I_{Fn}(t_0, t)' = \int_{t_0}^t F_C^{1/n} \cdot dt \\ = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0})^{1/n} \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2 \\ \cdot \int_{t_0}^t F_C^{1/n} \cdot d\tau + \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\} \\ \cdot F_{C0}^{1/n} \cdot (t - t_0)$$

$D_C^{1-1/n} - D_0^{1-1/n} = K_n \cdot (1/n - 1) \cdot I_{Fn}(t_0, t)'$ に上式を代入し、(16) 式で割れば (23) 式を得る。

A.5 (24) 式の証明

(21) 式は $\bar{T}_C$ と $\bar{T}_C'$ との関係についても成り立つ。そこで、(21) 式に $\bar{T}_C(t_1)$ と $\bar{T}_C(t)$ をそれぞれ代入した式を互いに減算すると次式を得る。

$$\bar{T}_C(t_1)' - \bar{T}_C(t)' = \delta_x \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(t)\} \quad (A.12)$$

(22) 式から、

$$I_F(t_1, t)' = \int_{t_1}^t F_C' \cdot dt \\ = A_1 \cdot I_F(t_1, t) + B_1 \cdot (t - t_1) \quad (A.13)$$

次に、(A.12) と (22) 式を用いると、

$$I_{FT}(t_1, t)' = \int_{t_1}^t F_C' \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_1)' - \bar{T}_C(\tau)'\} \cdot d\tau \\ = A_1 \cdot \delta_x \cdot \int_{t_1}^t F_C \cdot (\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(\tau)\} \cdot d\tau \\ + B_1 \cdot \delta_x \cdot \int_{t_1}^t (\kappa_C/\beta_C) \cdot \{\bar{T}_C(t_1) - \bar{T}_C(\tau)\} \cdot d\tau \quad (A.14)$$

(A.12)~(A.14) 式を次式に代入すると (24) 式を得る。

$$D_0' = \exp\{-K_1 \cdot I_F(t_1, t)'\} \cdot D_1 + (\kappa_C/\beta_C) \\ \cdot \{\bar{T}_C(t_1)' - \bar{T}_C(t)'\} - K_1 \cdot I_{FT}(t_1, t)'$$

記号表

t : 時間 (s)

T : 温度 (°C)

R' : 修正ガス定数 (MPa·m³/kg/°C)

ω : 絶対零度の比容積 (m³/kg)

π_1 : 内部圧力 (MPa)

β_C : 圧縮率 (MPa⁻¹)

κ_C : 熱膨張率 (°C⁻¹)

α : 熱拡散率 (m²/s)

T_{nr} : 流動停止温度 (°C)

m_0 : べき乗流体の定数 (Pa·sⁿ)

n : べき乗流体のべき指数

T_a : Arrhenius 式の温度依存係数 (°C)

$\eta(\dot{\gamma}_{zx}, T)$: 見掛けの熔融粘度 (Pa·s)

$\dot{\gamma}_{zx}$: x 軸垂直面に作用する z 方向せん断速度 (s⁻¹)

τ_{zx} : x 軸垂直面に作用する z 方向せん断応力 (Pa)

$F_C(T)$: 流動性の温度依存項 (=exp(- T_a/T))

$F_{C0} = F_C(\bar{T}_0) = \exp(-T_a/\bar{T}_0)$

V_S : キャビティ体積 (m³)

S : キャビティ厚さ (m)

W : ゲート部の幅寸法 (m)

B : ゲート部の高さ寸法 (m)

L : ゲート部の長さ寸法 (m)

x : キャビティの厚さ方向位置 ($0 \leq x \leq S$) (m)

y : キャビティ内の流動直角方向の座標 (m)

z : キャビティ流動方向の座標 (m)

K_n : ゲート寸法と粘度特性で定まる定数 (べき乗流体) (MPa^{1-1/n}·s⁻¹)

K_1 : ゲート寸法と粘度特性で定まる定数 (Newton 流体) (s⁻¹)

T_{RS} : 加熱シリンダー設定温度 (°C)

T_{WS} : 金型設定温度 (°C)

T_R : 射出される加熱シリンダー内樹脂温度 (°C)

T_W : 金型温度 (°C)

$T_C(t, x)$: 時刻 t , 位置 x の型内の樹脂温度 (°C)

$\bar{T}_C(t)$: 型内の樹脂の厚さ方向平均温度 (°C)

T_{INI} : 充填完了時のキャビティ内樹脂温度 (°C)

δT_{gen} : 粘性発熱による温度上昇量 (°C)

$T_L(t, x, y)$: ゲート前ランナー部の樹脂温度 (°C)

$\bar{T}_L(t)$: ゲート部樹脂の断面方向平均温度 (°C)

$\bar{T}_0$: 線形近似するための基準温度 (°C)

$\left. \begin{matrix} \delta_x \\ \gamma_x \\ \phi_x \end{matrix} \right\} : \begin{matrix} T_R, T_W \text{ が } T_R', T_W' \text{ に変化した時の型内の} \\ \text{樹脂温度変化の係数} \end{matrix}$

$$\bar{T}_L' = \delta_x \cdot \bar{T}_L + \gamma_x \cdot \Delta T_W + \phi_x \cdot \Delta T_R$$

$$\delta_x = \frac{T_R' - T_W'}{T_R - T_W} - \left(\frac{\Delta T_R - \Delta T_W}{T_R - T_W} + \frac{T_a}{T_R^2} \cdot \Delta T_R \right) \\ \cdot \frac{\delta T_{gen}}{T_{INI} - T_W}$$

$$\gamma_x = \frac{T_R}{T_R - T_W} - \frac{T_W}{T_R - T_W} \cdot \frac{\delta T_{gen}}{T_{INI} - T_W}$$

$$\phi_x = -\frac{T_W}{T_R - T_W} + \frac{T_W}{T_{INI} - T_W} \\ \cdot \left(\frac{1}{T_R - T_W} + \frac{T_a}{T_R^2} \right) \cdot \delta T_{gen}$$

$$A_n = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0})^{1/n} \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2$$

$$B_n = F_{C0}^{1/n} \cdot \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\}$$

$$A_1 = \delta_x \cdot (F_{C0}'/F_{C0}) \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2$$

$$B_1 = F_{C0}' \cdot \{1 - \delta_x \cdot (\bar{T}_0/\bar{T}_0')^2\}$$

p_{HS} : 保圧設定値 (%)

$\bar{p}_c(t)$: 時刻 t の型内の平均的な樹脂圧力 (MPa)
 $p_c(t)$: 時刻 t の型内圧力実測値 (MPa)
 $\bar{p}_{c0}$: 保圧開始時の型内圧力 ($=\bar{p}_c(t=t_0)$) (MPa)
 $\bar{p}_{cI}$: 型内圧力の最大値 ($=\bar{p}_c(t=t_I)$) (MPa)
 $D_c(t)$: 加熱シリンダーからキャビティまでの圧力差
 $(=p_L-\bar{p}_c(t))$ (MPa)
 $D_I(t)$: 加熱シリンダーからキャビティまでの圧力差
 $(=p_L-\bar{p}_{cI})$ (MPa)
 p_L : 樹脂圧力で表した保圧(ランナー部樹脂圧力)
 $(=K_{PL} \cdot \bar{p}_{HS})$ (MPa)
 K_{PL} : 樹脂圧力としての保圧と保圧設定値との比
 $(=\partial p_L / \partial \bar{p}_{HS})$ (MPa/%)
 $\bar{\rho}_c(t)$: 時刻 t のキャビティ内の平均的な樹脂密度
 (kg/m^3)
 $Q_H(t)$: 保圧冷却過程におけるキャビティへの樹脂

体積流量 (m^3/s)
 t_0 : 充填過程の終了時刻(保圧冷却過程の初期時刻) (s)
 t_I : 型内圧力が最大値となる時刻 (s)
 t_f : 計算終了時刻 (s)
 $I_{Fn}(t_0, t) = \int_{t_0}^t F_c(\tau)^{1/n} d\tau (t_0 < t \leq t_I)$ (s)
 $I_F(t_I, t) = \int_{t_I}^t F_c(\tau) d\tau, (t_I < t \leq t_f)$ (s)
 $I_{FT}(t_I, t) = \int_{t_I}^t F_c(\tau) \cdot (\kappa_c / \beta_c) \cdot \{ \bar{T}_c(t_I) - \bar{T}_c(\tau) \} d\tau$ (MPa·s)
 $I_T(t_I, t) = (\kappa_c / \beta_c) \cdot \int_{t_I}^t \{ \bar{T}_c(t_I) - \bar{T}_c(\tau) \} d\tau$ (°C)
 Δ : 成形ショット間の変化量を示す作用素