射出成形における可塑化過程の熱工学的研究

藤井 哲・辻 俊 博*
田 中 宏 史

九州大学 生産科学研究所†

スクリーレスタイプの射出成形機内の可塑化過程が、摩擦発熱を伴う1次元溶融問題のモデルに置き換えられ、理論的に解析されている。そして、低密度ポリエチレンに関する数値計算結果が、温度分布および無次元溶融完了時間と指数則変形ブリックマン数との関係について示されている。さらに、この関係が実機の実験によって確かめられている。そのほか、実機と物理モデルとの対応関係より定義された理論最大押し出し流量は、溶融状態予測の指標となるのみならず、機械的設計に関する諸量に関しても基本量となることが示されている。

緒 言

熱可塑性樹脂の成形加工において、射出成形の占める割合が増加すると共に、成形サイクルの短縮、成形精度の向上などが要求されてきている。射出成形は周期的サイクルであり、ポリマー特有の物性の影響および複雑な相変化の過程を伴うため、その熱工学的基礎研究が行われるようになったのは比較的最近である。しかも、それはスクリー射出成形機に関するものに限られているようである²⁾。

本報では、外部加熱と溶融ポリマーの摩擦発熱の効果を併用するスクリーレスタイプの二重円筒構造の射出成形機を取り上げる。この機械の可塑化部では、ポリマー流路の間隙幅が狭く、装置自体の熱容量が間隙内のポリマーの熱容量に比して非常に大きく、かつ高温、高压であるので溶融機構解明のための冷却可視化実験や固相と液相の境界およびそれぞれの相の温度分布・速度分布などの測定はきわめて困難である。そこで、本報では間隙内の溶融過程を有限領域の非定常1次元相変化モデルに置き換え、それに関する解析結果を利用して、実機の特性の解明を試みる。

1. 実際の可塑化過程とモデルとの対応

本実験に使用した射出成形機の可塑化部を Fig. 1 に示す。それはハウジング（外筒）および回転棒（通称スピナ）から成り、ハウジングはバンドヒータにより加熱され、スピナはトルクモータで回転を与えられる。ペレット状の固体ポリマーが可塑化部に供給され、上方よりスタッフアランジャが下降すると同時にスピナが回転し、溶融ポリマーが押し出される。溶融押し出しが完了するとプランジャは再び元の位置まで上昇し、停

止した状態で固体ポリマーが供給され、一つのサイクルが終了する。

Fig. 1 において、ポリマーが外筒と内筒の間隙を軸方向へ流動している時の任意の断面 A-A に注目する。ペレットが高压で押し付けられていること、軸方向への流動速度が内筒の周速度に比べて非常に小さいこと、軸方向の熱伝導が半径方向のそれに比して無視できるほど小さいこと、間隙が十分小さいことなどから、断面 A-A にあるポリマーと共に軸方向に移動する座標系について Fig. 2 に示すモデルを考える。すなわち、それははじめに幅 h の一様温度の固体ポリマーを温度 T_{1w} および T_{2w} の壁によって加熱すると同時に、壁 1 を一定速度 V で動かし、液相において摩擦発熱させる非定常1次元問題である。もし Fig. 1 のスピナの下端位置で溶融が完了するとすれば、その状態は Fig. 2 において、固体部分が消滅する時間に対応するわけである。

2. 基礎式および積分法による近似解

Fig. 2 において、座標 x は運動している壁から固定壁に向かって取る。温度 T_1, T_2, T_3 (初期温度基準の相対温度)、溶融厚さ δ_1, δ_2 は図示したとおりである。そして次の仮定を置く。(1) 温度伝導率 κ_l, κ_s (添字 l, s はそれぞれ液相および固相に対応)、熱伝導率 λ_l, λ_s , 比熱 C_l, C_s および密度 $\rho_l = \rho_s$ は温度に依存せず、溶融温度 T_m および溶融の潜熱 L は一定であり、粘度 μ は温度依存性や非ニュートン性をもつものとする。(2) x 方向の速度成分は無視できるほど小さい。その場合、高粘性流体の解の速度分布には非定常項が現れないことがわかっているので³⁾、運動方程式におけるその項ははじめから無視することにする。

上記の仮定より、基礎式は次のようになる。

$$\frac{\partial \tau_i}{\partial x} = 0 \quad (i=1, 2) \quad (1)$$

† 〒812 福岡市東区箱崎

* 名古屋工業大学 機械工学科

Fig. 1 A sketch of plasticating section

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = \kappa_i \frac{\partial^2 T_i}{\partial x^2} + \frac{\tau_i}{\rho C_i} \frac{\partial v_i}{\partial x} \quad (i=1, 2) \quad (2)$$

$$\frac{\partial T_3}{\partial t} = \kappa_s \frac{\partial^2 T_3}{\partial x^2} \quad (3)$$

$$\tau_i = \{\mu_i(T_i)\}^{1/n} \left| \frac{\partial v_i}{\partial x} \right|^{1/n-1} \frac{\partial v_i}{\partial x} \quad (i=1, 2) \quad (4)$$

$$\mu_i(T_i) = \mu_m \exp\{\beta(T_i - T_m)\} \quad (i=1, 2) \quad (5)$$

ここに τ_i は剪断応力である。

初期条件, 境界条件および固液界面の条件は次のようになる。

$$t=0 \text{ で, } T_3=0, \quad \delta_1=\delta_2=0 \quad (6)$$

$$x=0 \text{ で, } T_1=T_{1w}, \quad v_1=V \quad (7), (8)$$

$$x=\delta_1 \text{ で, } T_1=T_3=T_m, \quad (9)$$

$$-\lambda_l \frac{\partial T_1}{\partial x} + \lambda_s \frac{\partial T_3}{\partial x} = \rho L \frac{d\delta_1}{dt} \quad (10)$$

$$x=\delta_1 \text{ および } x=h-\delta_2 \text{ で, } \tau_1=\tau_2, \quad v_1=v_2 \quad (11), (12)$$

$$x=h-\delta_2 \text{ で, } T_2=T_3=T_m \quad (13)$$

$$-\lambda_l \frac{\partial T_2}{\partial x} + \lambda_s \frac{\partial T_3}{\partial x} = -\rho L \frac{d\delta_2}{dt} \quad (14)$$

$$x=h \text{ で, } T_2=T_{2w}, \quad v_2=0 \quad (15), (16)$$

方程式を解くに際して, まず次の無次元数を導入する。

$$S = \kappa_l t / h^2 \quad (17)$$

$$x_1 = \frac{x}{h}, \quad x_2 = 1 - \frac{x}{h}, \quad J_1 = \frac{\delta_1}{h}, \quad J_2 = \frac{\delta_2}{h} \quad (18)$$

そして温度分布は次のように2次式で表されるものと仮定する。液相では,

$$\frac{T_i - T_m}{T_{2w} - T_m} = a_i \left(1 - \frac{x_i}{J_i} \right) \left(\frac{b_i}{a_i} - \frac{x_i}{J_i} \right) \quad (i=1, 2) \quad (19)$$

ここで a_i は未定で, b_i は境界条件 Eqs. (7), (15) より,

$$b_1 = \frac{T_{1w} - T_m}{T_{2w} - T_m} = R_r, \quad b_2 = 1 \quad (20)$$

Fig. 2 Physical model and coordinates

Fig. 3 Thermal boundary layer in solid phase

固相では, Fig. 3 に示すような温度境界層を考えると, $J_i \leq x_i \leq J_i + \varepsilon_i$ で,

$$\frac{T_{3i}}{T_m} = a_3 \left(1 - \frac{x_i - J_i}{\varepsilon_i} \right)^2 + (1 - a_3) \quad (i=1, 2) \quad (21)$$

固相内の二つの温度境界層が接する時間 S_0 までは, $x_i = J_i + \varepsilon_i$ で $T_{3i}=0$ であるから $a_3=1$ となるが, それ以後すなわち,

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 1 - (J_1 + J_2) \quad (22)$$

となるところでは, a_3 は Fig. 3 に示す長さに対応する。

次に無次元温度分布の液相の領域および固相の温度境界層内全体にわたる積分をそれぞれ次式で定義する。

$$\theta_i = \int_0^{J_i} \frac{T_i - T_m}{T_{2w} - T_m} dx_i \quad (i=1, 2) \quad (23)$$

$$\theta_{3i} = \int_0^{J_i + \varepsilon_i} \frac{T_{3i}}{T_m} dx_i \quad (i=1, 2) \quad (24)$$

θ_i および θ_{3i} が確定すれば, 上記の未定数 a_i , a_3 は Eqs. (19), (21) より, 次のようになる。

$$a_i = \frac{3b_i J_i - 6\theta_i}{J_i} \quad (25)$$

$$a_3 = 1 \quad (0 < S \leq S_0), \quad \frac{3}{2} \left\{ 1 - \frac{\theta_{31} + \theta_{32}}{1 - (J_1 + J_2)} \right\} \quad (S_0 < S) \quad (26)$$

$$V = 41.47 \text{ cm/sec} \quad T_{2w} = 180^\circ\text{C} \quad T_0 = 20^\circ\text{C} \quad h = 0.3 \text{ cm} \quad Rr = 0.7$$

Fig. 4 An example of temperature distribution calculated for low-density polyethylene

液相の速度分布は、Eqs. (1), (4), (5) を x_i に関して積分し、境界条件 Eqs. (8), (16) および界面条件 Eqs. (11), (12) を用いれば、次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{v_1}{V} &= 1 - \int_0^{x_1} \frac{dx_1}{\eta_1} / \left(\int_0^{x_1} \frac{dx_1}{\eta_1} + \int_0^{x_2} \frac{dx_2}{\eta_2} \right) \\ \frac{v_2}{V} &= \int_0^{x_2} \frac{dx_2}{\eta_2} / \left(\int_0^{x_1} \frac{dx_1}{\eta_1} + \int_0^{x_2} \frac{dx_2}{\eta_2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \eta_i &= \frac{\mu_i}{\mu_m} = \exp \left(B \frac{T_i - T_m}{T_{2w} - T_m} \right) \quad (i=1, 2) \\ B &= \beta (T_{2w} - T_m) \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

液相の熱エネルギーに関する Eq. (2) を x_i に関して 0 から A_i まで積分し、界面条件 Eqs. (9), (13) および Eqs. (19), (23), (25), (27) を用いれば次式が得られる。

$$\frac{d\theta_i}{dS} = \frac{6b_i A_i - 12\theta_i}{A_i^2} + Br^* \varphi_i \quad (i=1, 2) \quad (29)$$

ここに、

$$Br^* = \frac{Vh}{\lambda_i (T_{2w} - T_m)} \left(\frac{V\mu_m}{h} \right)^{1/n} \quad (30)$$

$$\varphi_i = \int_0^{A_i} \frac{dx_i}{\eta_i} / \left(\int_0^{A_1} \frac{dx_1}{\eta_1} + \int_0^{A_2} \frac{dx_2}{\eta_2} \right)^{(n+1)/n} \quad (31)$$

固相の熱伝導に関する Eq. (3) を x_i に関して A_i から $A_i + \varepsilon_i$ まで積分し、さらに Eqs. (21), (22), (24), (26) を用いれば、

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\theta_{3i}}{dS} &= \frac{6R_\varepsilon r^2}{\theta_{3i}} - 3r \frac{dA_i}{dS} \\ r + (1-3r) &\left\{ \frac{3R_\varepsilon}{\theta_{3j}} - \frac{\theta_{3i}}{r(\theta_{31} + \theta_{32})} \frac{d(A_1 + A_2)}{dS} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (i, j=1, 2, i \neq j) \quad (32)$$

ここに

$$R_\varepsilon = \kappa_s / \kappa_l \quad (33)$$

$$r = \frac{1}{3} (0 < S \leq S_0), \quad \frac{\theta_{31} - \theta_{32}}{1 - (A_1 + A_2)} (S_0 < S) \quad (34)$$

(a) $T_{2w} = 180^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$

(b) $T_{2w} = 220^\circ\text{C}$, $T_0 = 18^\circ\text{C}$

Fig. 5 $1/Se$ and Br^* are dimensionless numbers proportional to extrude rate and rotational frequency, respectively. Polts about distinction between complete and incomplete melting at the exit of plasticating section, and theoretically predicted lines on which the melting may be just completed.

固液界面の条件 Eqs. (10), (14) に Eqs. (19), (20) を代入すると次式が得られる。

$$R_h \frac{dA_i}{dS} = \frac{6\theta_i - 2b_i A_i}{A_i^2} - \frac{3R_q(1-r)r}{\theta_{3i}} \quad (i=1, 2) \quad (35)$$

ここに、

$$R_h = \frac{L}{C_l(T_{2w} - T_m)}, \quad (36)$$

$$R_q = \frac{\lambda_s T_m}{\lambda_l(T_{2w} - T_m)} \quad (37)$$

初期条件は、

$$S=0 \text{ で, } \Delta_i=\theta_i=\theta_{3i}=0 \quad (i=1, 2) \quad (38)$$

かくて、温度分布を求めるためには、 $\theta_i, \theta_{3i}, \Delta_i (i=1, 2)$ に関する連立 1 階常微分方程式 Eqs. (29), (32), (35) を初期条件 Eq. (38) のもとで解けばよいことになる。

なお、固相内で両側から発達してきた温度境界層が接する時間は Eq. (26) で $a_3=1$ となる条件、すなわち

$$\frac{\theta_{31}+\theta_{32}}{1-(\Delta_1+\Delta_2)}=\frac{1}{3} \quad (39)$$

で与えられる。

Eqs. (29), (32), (35) を数值的に解く場合に、Eq. (38) の初期条件のままでは計算を進めることができないので、次のようにする。まず最初の時間きざみ ΔS において、 $\varphi_i=\Phi_i/\Delta_i$ (Φ_i は一定および $r=1/3$) とおき、解析的に Δ_i, θ_i を求める。次にこの Δ_i, θ_i を用いて φ を Eq. (31) より計算し、はじめに仮定した Φ_i を繰返し修正する (Eq. (31) の計算には Simpson 1/3 則を用いた)。繰返し計算の前後で Δ_i, θ_i などの差がすべて 10^{-5} 以下になった場合に、それをルンゲ・クッタ・ジル法による数値積分の出発値とした。出発値を与える最初の時間 ΔS は以後の数値積分を進行させて求まる溶融完了時間 S_e が 10^{-4} 以下で変動しない程度に小さくとった。実際には $\Delta S < 10^{-5} \cdot S_e$ 程度で十分である。 $S=S_0$ における条件 Eq. (39) は 10^{-5} 以下の精度で満足するようにした。また溶融完了時間に近づくと数値計算が困難になるので、 r の値が 10^{-5} 以下の精度で 1 に近づけば、固相内の温度は一樣に溶融温度 T_m になった ($a_3=0$) のと考え、以後は $r=1$ として Eqs. (29), (35) を連立させて計算を進めた。なお、粘度が温度に依存しないニュートン流体の場合には Eqs. (25), (32), (35) に解析解がある。その場合に数値解と解析解は 10^{-4} 以下の精度で一致した³⁾。

物性値については、実験に用いた試料ポリエチレンに対応する次の値を採用した³⁾。

$$\begin{aligned} \rho &= 0.8375 \text{ g/cm}^3, & C_l &= 0.62 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}, \\ C_g &= 0.55 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}, & \lambda_l &= 4.34 \times 10^{-4} \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}, \\ \lambda_g &= 8.27 \times 10^{-4} \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}, \\ \kappa_l &= 8.36 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{sec}, \\ \kappa_g &= 17.95 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{sec}, & T_m &= 111^\circ\text{C}, \\ L &= 31 \text{ cal/g}, & \mu_m &= 2.976 \times 10^{13} \text{ sec}(\text{g/cm} \cdot \text{sec}^2)^n, \\ \beta &= -2.31 \times 10^{-21}/^\circ\text{C}, & n &= 2.496 \end{aligned}$$

Fig. 4 は温度分布の一例を示したものである。Figs. 5(a), (b) の実線は、それぞれ $T_0=20^\circ\text{C}$, $T_{2w}=180^\circ\text{C}$ および $T_0=18^\circ\text{C}$, $T_{2w}=220^\circ\text{C}$ の場合における、パラメータ $R_T=0.3, 0.5, 0.7$ の場合の数値解を無次元溶融完了時間 S_e と指数則変形ブリックマン数 $Br^{*n/(n+1)}$ との関係で示したものである。壁の速度 V の増加と共に $1/S_e$ はほぼ直線的に増加する。たとえば、Fig. 5(a) におい

て、 $h=0.3 \text{ cm}$, $V=50 \text{ cm/sec}$ で $Br^{*n/(n+1)} \approx 10$ となり、外部加熱のみで溶融する場合 ($Br^{*n/(n+1)}=0$) と比べ溶融完了時間が約 1/2 になることがわかる。

3. 実験結果および考察

本実験では次の諸量を測定した。(1) 1 サイクルの押し出し量 m ——押し出し後重量測定。(2) ハウジング温度 T_{2w} , スピナ温度 T_{1w} およびポリマー温度 T_P ——それぞれ軸方向に 4, 6 および 3 個のシース熱電対を取り付けた。いずれも若干時間的変動があるが、 T_{2w} はほぼ一樣になるように制御され、 T_{1w} は押し出し方向に温度が高くなる。(3) ポリマー圧力 P ——軸方向に 3 箇所、出口付近に 1 個所の測定孔を取り付けた。(4) スピナ回転数 N , プランジャ下降速度、スピナトルク T_{or} およびスタッファ圧力 P_{st} 。以上 (2)~(4) の値は電磁オシログラフとデータ集録器に記録した。(5) 押し出し時間 t_{ex} ——トルクとスタッファ圧力のオシログラムより求めた。

試料には低密度ポリエチレン (UBE-J-519) を用いた。

実験条件としては、 $T_{2w}=180^\circ\text{C}$ および 22°C , $N=0 \sim 240 \text{ rpm}$, 押し出し時間 $t_{ex}=15 \sim 45 \text{ sec}$ を選んだ。1 サイクルで供給されるポリマーの約 1/2 がそのサイクルで押し出されるようにして、約 10 サイクル後よりすべての測定量について定常サイクルが得られる (測定装置およびデータの詳細は文献 (3))。

ポリマーはほぼ一定速度 U で押し出されるので押し出し流量 Q は次式で与えられる。

$$Q = m/\rho \cdot t_{ex} \quad (40)$$

特に、スピナ有効長さ $l (=10 \text{ cm})$ で溶融が完了する時間 $t_e (=l/U)$ に対する押し出し流量 $Q_{\max} (Q < Q_{\max}$ の場合には途中で溶融が完了する) は次式で与えられる。

$$Q_{\max} = \pi(R_1 + R_2)h \cdot l/t_e \quad (41)$$

ここに、 R_1 はスピナ外半径、 R_2 はハウジング内半径、 h は間隙幅 ($=R_2 - R_1$)。

t_e を Eq. (17) で無次元化したものが Fig. 2 のモデルについての理論解析から求まる溶融完了時間 S_e に等しいと考えれば、Eq. (14) は次のようになる。

$$\frac{1}{S_e} = \frac{Q_{\max} \cdot h}{\pi(R_1 + R_2)l \cdot \kappa_l} \quad (42)$$

Eq. (42) で定義される $Q_{\max}$ を理論最大押し出し流量ということにする。また、モデルの V はスピナの周速度に対応するので、 $N=60V/2\pi R_1$ の関係がある。したがって、Eq. (30) より次式が導かれる。

$$Br^{*n/(n+1)} = \left\{ \frac{h}{\lambda_l(T_{2w} - T_m)} \left(\frac{\mu_m}{h} \right)^{1/n} \right\}^{n/(n+1)} \frac{2\pi R_1 N}{60} \quad (43)$$

設定されたハウジング温度、スピナ回転数に対して

Fig. 6 Comparison of the feature of polymer melt at the exit

Fig. 7 Correlation between maximum pressure in stuffer chamber $P_{\max}$ and $Q/Q_{\max}$

可塑化装置内で溶融が完了する押し出し流量 Q は理論最大押し出し流量 $Q_{\max}$ を越えることはないと予測される。したがって種々の可塑化条件の下で実際に押し出されるポリマーの溶融状況を調べることがモデルによる理論解析の妥当性を確かめるための手段の一つとなるわけである。

Fig. 6 はハウジング温度 220°C で、チャージング終了時に押し出されたポリマーの溶融状況の写真の若干例である。Run 26, 25, 24, 23 は押し出し流量ほぼ一定で

回転数を増加させた場合、Run 20, 24, 29, 32 は回転数一定で押し出し流量を増加させた場合に対応する。完全溶融か不完全溶融かを厳密に判定することは困難であるが、回転数が増加すれば、溶融状況は良好になり、ほぼ透明なポリマーが押し出され、また押し出し流量が増加すれば、未溶融部が増加して不透明になる。

Figs. 5(a), (b) にプロットした○印は完全溶融状態、●印は不完全溶融状態とみなされるものであって（横の数字は Run No.）、縦軸の $1/S_e$ の値は Eq. (42) における $Q_{\max}$ の値に実際の流量を代入して算出したものである。

実験において、ハウジング温度 T_{2w} は適当に設定されるが、スピナ温度の平均値 T_{1w} は Q , N および T_{2w} の関数となる。本実験では、次式で表される関係

$$T_{1w} = -2.34Q + 0.135N + \text{const.}(T_{2w}) \quad (44)$$

が得られたので、これを用いて計算された理論最大流量に関する曲線が Figs. 5(a), (b) に示す鎖線である。さらに厳密にはスピナ温度は軸方向にも変化しているのであるが、それを考慮した理論計算は平均値を用いたものと溶融時間について、1% 以下の精度で一致する³⁾。

Figs. 5(a), (b) のプロットより推定される完全溶融と不完全溶融との境界は理論的予測線の傾向とほぼ一致し、しかも $1/S_e$ の理論的予測値は完全溶融を十分に保証する側にわずかに低くなっているとみなしてよい。

Fig. 7 に押し出し終了直前に現れるスタッフ最高圧力 $P_{st\max}$ と $Q/Q_{\max}$ との関係を示す。 $Q/Q_{\max} \leq 1$ は完全溶融押し出し、 $Q/Q_{\max} > 1$ は不完全溶融押し出しに対応している。 $P_{st\max}$ は、回転数 N に無関係に、ほぼ $Q/Q_{\max}$ に対して直線的に増加する。ただしハウジング温度が高い場合には、溶融ポリマーの粘度低下により $P_{st\max}$ は少し下る。同様の傾向はやはり押し出し終了直前に現れるトルクの最高値 $T_{or\max}$ と $Q/Q_{\max}$ との関係にもある³⁾。

以上に示したように、Eq. (42) で定義された理論最大押し出し流量は、溶融状態の予測のみならず、スタッフ最高圧力やトルクの最高値など機械的設計に必要なデータをまとめる場合に関しても、基本的パラメータになっているのである。

結 言

二重円筒構造の射出成形機の可塑化部における可塑化過程を、有限厚さの平板の非定常溶融過程にモデル化し、それに関する方程式の積分法による解を示した。そして溶融ポリマーの摩擦発熱の効果により溶融完了時間をかなり短縮できることを無次元溶融時間 S_e と指数則変形ブリンクマン数 $Br^{*n/(n+1)}$ との関係で示した。

モデルに関する解から得られる溶融完了時間をポリマーがハウジングとスピナの間隙を通過する時間と結びつけることによって、理論最大押し出し流量の無次元数とスピナ回転数の無次元数との関係がモデルの解 $1/S_e$ 対 $Br^{*n/(n+1)}$ の関係に対応するものであることを示し、それは実機における完全溶融条件をかなり正確に予測するものであることを実証した。

さらに、溶融状態を表すパラメータ $Q/Q_{\max}$ (実際の押し出し流量と理論最大押し出し流量との比) はスタッフ最高圧力およびトルクの最高値など実機の機械的設計に関する諸量についても基本量となることを示した。

本報の実験は、一つの実機を用いて、1種類の低密度ポリエチレンについて行ったものであるが、解析方法は同形式の可塑化装置には一般的に適用できる。さらにそれは類似の可塑化過程に関する解析にも有効であろう。

【謝 辞】 本研究は宇部興産(株)・宇部鉄工所の協力和援助によってはじめられたものである。藤野 清・所長はじめ担当の方々に深謝する。さらに装置の改良および実験に際して、本研究室の泉正道技官の協力を得た。また当時学生の高岡一広、柴田宗広、小山 繁の諸君が卒業研究として参加した。

Nomenclature

B = constant defined by Eq. (28) [—]
 Br^* = Brinkman number for power law

fluid defined by Eq. (30) [—]
 C = specific heat [cal/g·°C]
 h = $R_1 - R_2$ [cm]
 L = latent heat of fusion [cal/g]
 l = effective length of rotary shear rod [cm]
 m = mass of polymer extruded per cycle [g]
 N = rotational frequency of rotary shear rod [rpm]
 n = index for power law fluid [—]
 P = polymer pressure [dyn/cm²]
 P_{st} = pressure in stuffer chamber [dyn/cm²]
 Q = extrude rate [cm³/sec]
 $Q_{\max}$ = theoretical maximum extrude rate [cm³/sec]
 R_1 = outer radius of rotary shear rod [cm]
 R_2 = inner radius of housing [cm]
 R_h = ratio of latent heat to sensible heat defined by Eq. (36) [—]
 R_q = conduction heat ratio defined by Eq. (37) [—]
 R_T = wall temperature ratio defined by Eq. (20) [—]
 R_κ = thermal diffusivity ratio defined by Eq. (33) [—]
 r = function defined by Eq. (34) [—]
 S = dimensionless time [—]
 S_e = dimensionless time for complete melting [—]
 T_m = melting temperature, constant [°C]
 T_o = initial temperature of polymer pellets [°C]
 T_p = polymer temperature [°C]
 T_1, T_2 = liquid temperature as shown in Fig. 2 [°C]
 T_3 = solid temperature as shown in Fig. 2 [°C]
 T_{1w} = temperature at wall in contact with liquid phase 1 as shown in Fig. 2 and temperature of rotary shear rod [°C]
 T_{2w} = temperature at wall in contact with liquid phase 2 as shown in Fig. 2 and temperature of housing [°C]
 T_{or} = torque [dyn·cm]
 t = time [sec]
 t_e = time for complete melting [sec]
 t_{ex} = time for extruding period [sec]
 U = mean velocity of polymer in axial direction [cm/sec]
 V = velocity of wall in contact with liquid phase 1 as shown in Fig. 2 [cm/sec]
 v = liquid velocity as shown in Fig. 2 [cm/sec]
 x, y = coordinates as shown in Fig. 2 [cm]
 β = constant defined by Eq. (5) [1/°C]
 Δ = dimensionless melt thickness defined by Eq. (19) [—]
 δ = melt thickness as shown in Fig. 2 [cm]
 ε = dimensionless thermal boundary layer thickness in solid phase as shown in Fig. 3 [—]

η	= dimensionless viscosity defined by Eq. (28)	[—]
θ	= dimensionless temperature defined by Eqs. (23), (24)	[—]
κ	= thermal diffusivity	[cm ² /sec]
λ	= thermal conductivity	[cal/cm·sec·°C]
μ	= viscosity	[g/cm·sec]
μ_m	= constant defined in Eq. (5)	[sec (g/cm·sec ²) ⁿ]
ρ	= density	[g/cm ³]
τ	= shear stress	[g/cm·sec ²]
φ	= function defined by Eq. (31)	[—]
<Subscripts>		
1	= liquid phase 1	
2	= liquid phase 2	

3, 31, 32	= solid phase
l	= polymer melt
s	= polymer pellet and/or solid
<Superscript>	
—	= values average over time and/or measuring location

Literature cited

- 1) Donovan, R. C.: *Polym. Eng. Sci.*, **11**, 361 (1971)
- 2) Lipshitz, S. D., R. Lavic and Z. Tadmer: *ibid.*, **14**, 553 (1974)
- 3) to be published in *The Reports of Research Institute of Industrial Science, Kyushu University*
(1978 年 5 月 29 日受理; 第 12 回日本伝熱シンポジウム (福岡, 1975 年 5 月) にて発表)

Plasticating Process in an Injection Molding Machine

Tetsu Fujii, Toshihiro Tsuji* and Hiroshi Tanaka

Research Inst. of Industrial Science, Kyusu Univ., Fukuoka 812

A theoretical analysis is presented of a heat conduction problem in which a solid plate is melted by both external heating and frictional heat in the polymer melt, which is a physical model substituted for the plasticating process of solid polymer in a screwless injection molding machine.

A few examples of numerical results for low-density polyethylene are shown concerning the temperature distributions within the melted and solid polymer and about the relationship between dimensionless complete melting time and modified power-law Brinkman number. The latter is confirmed by observation of molten features of polymer extruded under various machine variables. Furthermore, it is shown that such data as the maximum value of pressure in stuffer chamber are also correlated by a theoretical maximum extrusion rate, which is defined by the correspondence between the real machine and the physical model for complete melting.

* Nagoya Inst. of Tech.