

〈論 文〉

## 사출 성형시 보압 및 냉각 과정이 성형품에 미치는 영향

구본흥\* · 신호철\*\* · 이호상\*\*\*

(1992년 10월 20일 접수)

### The Effects of Packing and Cooling Stages on the Molded Parts in Injection Molding Process

Bon Heung Koo, Hyo-Chol Sin and Ho Sang Lee

**Key Words :** Non-Newtonian Fluid(비뉴우톤 유체), Non-Isothermal Compressible Flow(비등온 압축성 유동), Double Domain State Equation(2상 상태방정식), Packing(보압 과정), Cooling(냉각 과정), Cooling Rate(냉각률), Gate Sealing(게이트 실링), Density Variation(밀도 변화)

#### Abstract

The behavior of polystyrene in the strip cavity during the packing and cooling stages for an injection molding process is examined numerically. The mathematical model is based on the unified post-filling model and finite element/finite difference methods are used to solve simultaneously the continuity, momentum and energy equations coupled to an equation of state. Simulated results show that the density of the molded parts is lower in the core than at the skin, and that the hotter the melt or the higher the packing pressure, the higher the density in the core. The density variation during the packing stage comes up to 50% compared with the total density variation. Also, the density variation after gate sealing and the effect of cooling rate on the equation of state are negligible.

#### 기 호 설 명

$b$ : 금형 두께의 반	$m_x$ : 축방향 유량
$C_p$ : 비열	$P$ : 압력
$u, w$ : 축방향 및 두께 방향 속도	$S$ : 유동성의 정도를 나타내는 항(fluidity)
$h_0$ : 수지/금형 열전달계수	$T$ : 온도
$I_x$ : 축방향의 관성의 정도를 나타내는 항	$T_i, T^*$ : 전이온도
$k$ : 열전달계수	$T_w$ : 금형벽면의 온도
$K_f$ : free volume bulk modulus	$x, z$ : 축방향 및 두께 방향 좌표축
$K_s$ : 비체적의 bulk modulus	$W$ : 금형의 폭
$M_p, M_T$ : 평형 이완 함수	$\dot{\gamma}$ : 전단률
	$\delta$ : 액상과 고상의 경계면
	$\eta$ : 점성
	$\rho$ : 밀도
	$\nu$ : 비체적

\*정회원, 서울대학교 기계설계학과 대학원

\*\*정회원, 서울대학교 기계설계학과

\*\*\*정회원, 금성사 생산기술연구소

- $\psi$  : 형상함수
- $\omega$  : relaxation 계수
- $\Delta x$  : 축방향으로의 압력 구배
- $\Delta t$  : 시간 증분

## 1. 서 론

사출성형시 금형내의 수지는 냉각에 의해 액상에서 고상으로의 상변화를 통해 최고 약 15%정도의 부피 변화를 하게 되며 이는 최종성형품에 수축(shrinkage)이나 warpage 형태로 나타나게 된다. 특히 높은 정밀도나 부품의 정확한 조립이 요구되는 정밀성형에서는 수축이나 warpage의 조절이 중요한 과제이며 이를 위해 수지를 추가로 공급하여 항상 일정한 부피를 유지하여 수축을 보상하는 보압과정과 냉각과정이 필요하다. 그러나 보압과정시 아보압(underpacking)이나 과보압(overpacking)은 싱크마크(sink mark), 내부공동(internal void), 웰드 라인에서의 플래시(flash) 등을 발생시키며 성형품에 나쁜 영향을 미치게 되고 긴 냉각 시간은 생산성을 떨어뜨리게 된다. 또한, 성형품 추출시 수지내의 잔류압력은 상온대기압하에서 성형품을 변형하게 한다. 이러한 후충전과정(보압 과정과 냉각과정)의 중요성에 반해 이에 대한 연구는 충전과정에 비해 상대적으로 거의 이루어지지 않았다

Kamal과 Kenig<sup>(1,2)</sup>는 최초로 보압과정에 대한 수학적해석을 시도하였다. 그들은 보압과정을 압축성 유체의 비등은 유동으로 가정하고, power-law 모델과 Spencer-Gilmore 상태방정식을 사용하여 보압과 금형 내의 평균 압력으로부터 유량을 구하고 수지의 평균밀도를 구하였다. 또한, Kamal 등<sup>(3)</sup>은 이전의 연구를 더욱 발전시켜 압력에 대한 비선형 방정식을 구한 후, 이를 선형화시켜 사각형 캐비티에 적용하였다. Chung 등<sup>(4-6)</sup>은 운동방정식의 속도 성분을 압력 구배로 표현한 후 연속방정식을 이용한 Hele-Shaw 형태의 식을 구하였다. 그들은 보압과정 중에 수지는 뉴우튼 유체의 등온유동을 한다고 가정했으며 금형내의 압력분포에 대한 비선형을 지적하였다. Kamal과 Lafluer<sup>(7)</sup>는 비등은, 점탄성 유동에 의한 보압과정 해석을 시도하였다. 그러나 위의 연구들은 짧은 보압시간에 대한 수지의 거동만을 살펴보았으므로 후충전 과정 이후 최종 성형품의 변화에 대한 영향은 고려할 수가 없

다. 한편, Wang 등<sup>(8-10)</sup>은 보압 및 냉각과정을 함께 다룰 수 있는 후충전 과정에 대한 모델을 제시하고, 특히 전단율, 온도와 압력이 점성에 미치는 영향에 관한 연구를 하였으며 보압과정 중의 큰 압력 구배에 의한 관성력의 중요성을 지적하였다. Hulilier 등<sup>(11,12)</sup>은 보압 과정시 등온해석이 부적절함을 지적하였으며, 최근에 Chiang<sup>(13)</sup>은 Wang 등의 연구를 더욱 발전시켜 준 3차원에 대한 해석을 가능케 했으며 후충전 과정에 영향을 미치는 물성치에 대한 연구를 수행하여 보압과정 중에는 점성 모델과 수지의 압축성이, 냉각 과정에서는 온도와 냉각률에 따른 물성치 변화가 중요하다고 지적하였다. 그 이외에도 Greener<sup>(14,15)</sup>는 보압과정에 대한 최적성형 조건의 기준을 제시하였으며 Bogue 등<sup>(16)</sup>은 냉각률이 전이 온도에 미치는 영향을 살펴보았다. 한편, Isayev 등<sup>(17)</sup>은 성형품의 밀도 이완현상을 설명하기 위해 비체적의 first-order rate 이론을 도입한 해석을 시도하였다. 그러나, 온도변화에 따른 밀도 이완 현상만을 고려하였으며 성형품의 수축률 예측시에는 온도와 압력변화에 따른 이완현상을 고려하지 않았다.

현재까지의 연구들은 후충전 과정 직후의 잔류압력 및 밀도 이완 현상을 정확하게 예측하지 못함으로 인해 최종 성형품의 수축 및 성형조건이 수지에 미치는 영향을 정확하게 평가하기가 힘들다. 그러므로, 본 연구에서는 보압과정시 급속한 압력구배에 의한 관성항의 영향을 고려하기 위해 수정된 Hele-Shaw 모델과 압축열 발생항, 온도와 압력의 변화에 따른 수지의 밀도 이완현상에 대한 모델의 도입 및 유한요소법을 이용한 수치해석적 방법을 제시하여 정확한 잔류압력을 구하고 성형조건 및 물성치에 따른 수지의 거동을 살펴보고자 한다.

## 2. 지배 방정식

후충전과정은 비정상 상태의 압축성, 비등은 유동문제이고 수지는 비뉴우튼 유체의 특성을 띠며 액체에서 고체로의 상변화를 겪게 된다. 또한, 유동장으로 인해 보압과정과 냉각과정을 엄밀하게 구별할 수 없으므로 이를 하나의 과정으로 다루어야 한다.

### 2.1 지배 방정식

본 연구에서는 금형내의 온도 및 속도장은 금형

중심에 대해 대칭이라고 가정하였으며 1차원 유동에 대한 연속방정식, 운동방정식, 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) = 0 \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2)$$

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \eta \dot{\gamma}^2 + \frac{T}{\nu} \left( \frac{\partial \nu}{\partial T} \right)_P \frac{DP}{Dt} \quad (3)$$

식(3)에서 우측변 두번째 항은 점성 열발생항을, 세번째 항은 압축 열발생항을 나타내며  $D/Dt$ 는 전미분이다. 또한, 전단율  $\dot{\gamma}$ 는 아래와 같이 정의할 수 있다.

$$\dot{\gamma} = \left| \frac{\partial u}{\partial z} \right| \quad (4)$$

두께 방향으로의 경계 조건은 다음과 같다.

$$u = w = 0; k \frac{\partial T}{\partial z} = -h_o(T - T_w) \quad (5)$$

at  $z = b$

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\partial T}{\partial z} = 0; w = 0 \quad (6)$$

at  $z = 0$

식(2)에서 압력  $P$ 는 축방향으로의 함수이고 속도  $u$ 는 두께방향( $z$ )과 시간의 함수이므로 관성의 영향을 고려하기 위해 식(2)를 두께 방향으로 적분하고 경계조건(6)을 사용한 후, 이를 다시 두께 방향으로 적분하고 경계조건(5)를 대입하면 속도  $u$ 와 전단율은 다음과 같다.

$$u = -\frac{\partial P}{\partial x} \int_{z_2}^z \frac{z}{\eta} dz - \int_{z_2}^b \frac{1}{\eta} \int_0^{z_1} \rho \frac{\partial u}{\partial t} dz dz_1 \quad (7)$$

$$\dot{\gamma} = \left| \frac{1}{\eta} \int_0^{z_1} \rho \frac{\partial u}{\partial t} dz + \frac{z}{\eta} \frac{\partial P}{\partial x} \right| \quad (8)$$

이 때, 속도  $u$ 는 식(7)과 (8)의 반복계산으로부터 구할 수 있다.

축방향으로서의 전체유량은 다음 식과 같으며

$$\dot{m}_x = 2W \int_0^b \rho u dz = 2WSA_x + 2WI_x \quad (9)$$

여기서

$$S = \int_0^b \rho \int_{z_2}^z \frac{z}{\eta} dz dz_2 \quad (10)$$

$$I_x = \int_0^b \rho \int_{z_2}^z \frac{1}{\eta} \int_0^{z_1} \rho \frac{\partial u}{\partial t} dz dz_2 \quad (11)$$

$$A_x = -\frac{\partial P}{\partial x} \quad (12)$$

식(1)을 두께방향으로 적분하면 세번째 항은 무시되고 식(9)를 식(1)에 대입하면 다음과 같은 압력에 대한 지배방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( S \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial I_x}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial t} \int_0^b \rho dz \quad (13)$$

식(13)의 좌변 두번째 항은  $z, t$ 만의 함수이므로  $x$  방향으로의 변화량은 무시할 수 있으며 식(13)에서 우측항은 시간에 따른 밀도의 변화량으로 이를 온도와 압력 변화에 따른 항으로 분리하면 후충전 과정에 대한 지배 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( S \frac{\partial p}{\partial x} \right) = G \frac{\partial P}{\partial t} + F \quad (14)$$

여기서,  $I_x$ 항은 무시되지만 식(18)의 전단율 정의에 의해 관성항의 영향이 유동성의 정도를 나타내는  $S$ 에 포함되게 되며,  $G$ 와  $F$ 는

$$G = \int_0^a \left( \frac{\partial \rho_t}{\partial P} \right)_T dz + \int_b^b \left( \frac{\partial \rho_s}{\partial P} \right)_T dz \quad (15)$$

$$F = \int_0^a \left( \frac{\partial \rho_t}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dz + \int_b^b \left( \frac{\partial \rho_s}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dz \quad (16)$$

이며,  $\delta$ 는 고상과 액상의 전이 위치이고 첨자  $l, s$ 는 액상과 고상을 의미한다. 식(14)에서 우변 첫번째 항은 시간 증분에 따른 압력변화를, 둘째 항은 비정상 상태의 온도변화에 따른 영향을 나타내고 있다. 일반적으로 이 항은 냉각수 수지의 수축으로 인해 압력을 감소시키는 방향으로 압력장에 영향을 미치게 된다. 그리고 좌측항은 액체 상태의 수지를 통한 압력 전달을 의미하게 된다. 즉, 서로 상이한 두 종류의 힘은 점성, 온도 및 물성치를 통해 균형을 이루게 되는 것이다. 그러므로, 식(14)를 통해 온도장과 압력장의 분리해석이 가능하게 된다. 후충전 과정 초기에는 압력변화에 따른  $G$ 항이 큰 역할을 하게 되나,  $S$ 의 영향이 없을 정도로 수지가 고화된 이후에는  $G(\partial P/\partial t)$ 항과  $F$ 항사이의 균형으로 인해 압력장이 새로이 구성된다.

## 2.2 물성치

후충전 과정에서 영향을 미치는 물성치로서 보압 과정 중에는 유변학적 물성치와 상태 방정식이, 냉각과정에서는 열전도도와 비열이 매우 중요하다.

후충전 과정에 대한 효율적인 점성 모델로서 본 연구에서는 수정된 7-상수 Cross모델을 사용하였다.

$$\eta(\dot{\gamma}, T, P) = \frac{\eta_o(T, P)}{1 + \left(\frac{\eta_o \dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}} \quad (17)$$

여기서

$$\eta_o = \begin{cases} D_1 \exp\left[-\frac{A_1(T-T^*)}{A_2+(T-T^*)}\right] & T > T^* \\ \infty & T \leq T^* \end{cases} \quad (18)$$

$$T^*(P) = D_2 + D_3P, \quad A_2 = A_2 + D_3P \quad (19)$$

$$T^*(P) = D_2 + D_3P, \quad A_2 = A_2 + D_3P \quad (20)$$

보압과정 중 유동은 주로 수지의 압축성에 기인하므로 상태방정식은 매우 중요하고 비체적의 변화는 냉각률과 압력에 영향을 받는다. 특히, 수지가 냉각되어 액상에서 고상으로 상변화할 전이 온도는 수지가 겪는 상태에 따라 복잡하게 변화한다. 그러므로, 본 연구에서는 수지의 상태 방정식으로 Tait식을 사용하고 냉각률의 영향을 고려하기 위해 아주 낮은 냉각률( $\leq 5^\circ\text{C}/\text{min}$ )와 높은 냉각률( $4^\circ\text{C}/\text{sec}$ )에 대한 2개의 상태 방정식을 사용하였다. 이 때, 비체적은

$$\nu(T, P) = \nu_o(T) \left[1 - C \ln\left(1 + \frac{P}{B(T)}\right)\right] \quad (21)$$

여기서  $C=0.0894$ 이고 2상(double domain) 상태방정식의 계수는 다음과 같다.

$$\nu_o(T) = \begin{cases} b_{1,l} + b_{2,l}\bar{T} & T > T_t \\ b_{1,s} + b_{2,s}\bar{T} & T < T_t \end{cases} \quad (22)$$

$$B(T) = \begin{cases} b_{3,l} \exp(-b_{4,l}\bar{T}) & T > T_t \\ b_{3,s} \exp(-b_{4,s}\bar{T}) & T < T_t \end{cases} \quad (23)$$

여기서  $\bar{T} = T - b_5$ 이고 전이온도는 압력의 함수로 가정하였다.

$$T_t(P) = b_5 + b_6P \quad (24)$$

한편, 후충전과정 동안 금형내의 온도와 압력은 짧은 시간 동안 계속적으로 변하게 되므로 수지의 비체적은 열적평형 상태에 도달하기도 전에 또다시 변하게 된다. 이 때, 액상의 폴리스티렌 수지는  $130^\circ\text{C}$ 에서 이완시간이 약  $0.002$ 초로서 비체적이 순간적으로 변한다고 가정할 수 있으나, 고상에서의 수지는 이완시간이 수백 시간에서 수천시간에 이르므로 순간적인 온도와 압력변화에 의한 비체적 변

화를 고려하여야 한다. 그러므로, 고상의 수지가 상태 1에서 상태 2로 압력이 변할 때, 즉  $\Delta P = P_2 - P_1$ , 비체적은 상태 1의  $\nu_1$ 에서  $\nu_2 = \nu_1(1 - \Delta P/K_g)$ 만큼 순간적으로 변하게 되고 시간에 따른 밀도이완(density relaxation)까지 고려한 최종 비체적  $\nu_2$ 는

$$\nu_2 = \nu_1 \left[1 - \Delta P \left(\frac{1}{K_g} + \frac{1}{K_f}\right)\right] \quad (25)$$

이 된다. 그러므로, 고상의 비체적 변화량을

$$\frac{\nu - \nu_2}{\nu_1 - \nu_2} = M_p(t, \Delta P, T) \quad (26)$$

으로 정의하고 일정한 온도에서  $\Delta P = 22$ 기압까지는 고상의 순간적인 비체적 변화량이 일정하고, 순간적인 온도변화에 따른 영향이 적으므로 식(26)은 일정한 값을 갖는다고 가정하였다.<sup>(18)</sup>

또한, 온도가  $T_1$ 에서  $T_2$ 로 변할 때 고상의 수지에 대한  $\Delta T$ 와 비체적 변화의 관계를 다음 식으로 나타낼 수 있으며 가장 큰 영향을 미치는 변수는  $\Delta T$ 이다.<sup>(18)</sup>

$$\frac{\nu - \nu_2}{\nu_1 - \nu_2} = M_T(t, \Delta T, T) \quad (27)$$

후충전 과정 중 특히, 냉각과정에서 비열과 열전도도는 매우 중요한 변수이다. 비결정성 수지의 비열은 전이 온도를 변곡점으로한 S자 형태를 띠고 있으며 시험조건에 따른 변화량이 크지 않다. 본 연구에서는 비열과 열전도도에 대한 냉각률과 압력의 영향은 무시하고 온도의 영향만을 고려하였다.<sup>(13)</sup>

### 3. 지배 방정식의 유한요소/유한차분화

후충전과정을 수치적으로 다루기 위해서 압력장에서는 유한요소법을, 온도장에서는 유한차분법을 사용하였다.

#### 3.1 온도장

에너지 방정식을 유한차분 식으로 나타내고 고정된 메쉬를 사용하여 각 절점에서 해를 구하였다. 에너지 방정식의 항중에서 콘벡티브 항의 속도장과 점성 열발생항은 바로 전 시간에서의 값을 사용했으며 요소의 경계면에서 연속되지 않는 값에 대해서는 각 절점과 관련된 요소들의 부피비에 의한 가

중치 방법의 적용을 통해 절점의 값을 구하였다.

두께 방향의 절점과 온도장으로부터 액상과 고상의 경계면을 구하기 위해서 Lagrangian 형태의 3차 보간 함수를 사용하였으며 액상과 고상의 경계면  $\delta$ 는 다음과 같다.

$$\delta = \sum_{m=0}^l z_{m-1} \prod_{\substack{j'=0 \\ j' \neq m}}^l \frac{(T_g - T_j^{n+1})}{(T_{m-1}^{n+1} - T_j^{n+1})} \quad (28)$$

벽면 주위에서는 온도 구배가 크며 일반적으로 액상과 고상의 열전달계수가 크게 변하므로 상대적인 거리비를 나타내는 계수  $f_e$ 를 도입하여 열전달 계수를 조화 평균으로 나타냈다. 또한, 수치해의 안정성을 얻기 위해 implicit 방법을 사용했으며 relaxation법을 사용하여 시간 증분이 작을 때에는 2~3번만에 수렴해를 구하였다.

### 3.2 압력장

온도장이 구해지면 지배 방정식으로부터 유동장 및 압력장에 대한 해를 구할 수 있다. 식(14)에 가중 잔류치법(WRM)을 적용하면

$$\int_V \psi_i \nabla \cdot (S \nabla P) dV = \int_V G \frac{\partial P}{\partial T} \psi_i dV + \int_V F \psi_i dV \quad (29)$$

이고  $S, G, F$ 는 각 요소에 대해서 균일하다고 가정하여 요소 중심의 값을 사용하였다. 식(29)를 부분적분하고 경계조건을 대입한 후, 압력  $P$ 를 형상 함수를 사용하여 근사화하면 다음 식을 얻을 수 있다.

$$M_{ik} \frac{\partial P_k}{\partial T} + K_{ik} P_k = F_i \quad (30)$$

식(30)은 비선형 방정식이므로 Newton-Raphson법을 사용하면

$$(K_t)_{ik} \Delta P_k = R_i \quad (31)$$

여기서

$$(K_t)_{ik} = M_{ik} (P_k^{n+1,r}) + \Delta t K_{ik} (P_k^{n+1,r}) \quad (32)$$

$$\begin{aligned} R_i = & \Delta t F_{ik} (P_k^{n+1,r-1}) + M_{ik} (P_k^n) P_k^n \\ & - M_{ik} (P_k^{n+1,r-1}) P_k^{n+1,r-1} \\ & - \Delta t K_{ik} (P_k^{n+1,r-1}) P_k^{n+1,r} \end{aligned} \quad (33)$$

$$P_k^{n+1,r+1} = P_k^{n+1,r} + \omega \Delta P_k \quad (34)$$

여기서 첨자  $n$ 은  $n\Delta t$ 의 시각을,  $r$ 은 반복 계산 횟수이며,  $\omega$ 는 relaxation계수이다.

식(30)의 비선형은  $S, G, F$ 에 기인하며 계산 속도 및 수렴성을 증가시키기 위해 압력장의 해를 몇 번 구한 후,  $S, G, F$ 값을 새로이 계산하였다. 압력장이 완전히 수렴된 후 다음 시각으로 이어지며 전체적 계산이 반복된다.

## 4. 수치해석 결과 및 검토

본 연구에 사용된 재질은 폴리스티렌으로 수치계산에 사용된 물성치는 Table 1, Table 2, Fig. 1~3과 같으며 성형조건과 캐비티 두께는 Table 3과 같다. 금형의 형상은 7.62 cm × 3.81 cm이고 두께가 일정한 사각형판으로서 저장소가 있는 라인 계

Table 1 Viscosity model constants for PS<sup>(13)</sup>

n	0.260
$\tau^*$ (dyne/cm <sup>2</sup> )	$2.501 \times 10^5$
$D_1$ (poise)	$4.359 \times 10^{12}$
$D_2$ (°C)	100.0
$D_3$ (°C cm <sup>2</sup> /dyne)	$2.3 \times 10^{-8}$
$A_1$	27.45
$\tilde{A}_2$ (°C)	48.0

Table 2 Specific volume model constants for PS<sup>(13)</sup>

Material	PS S3200/Heochst	
Cooling rate(°C/sec)	4.0	0.04
$b_{1,1}$ (cm <sup>3</sup> /g)	0.988	0.973
$b_{2,1}$ (cm <sup>3</sup> /g · °C)	$6.10 \times 10^{-4}$	$6.04 \times 10^{-4}$
$b_{3,1}$ (dyne/cm <sup>2</sup> )	$1.15 \times 10^9$	$1.38 \times 10^9$
$b_{4,1}$ (°C <sup>-1</sup> )	$3.66 \times 10^{-3}$	$4.05 \times 10^{-3}$
$b_{1,s}$ (cm <sup>3</sup> /g)	0.988	0.972
$b_{2,s}$ (cm <sup>3</sup> /g · °C)	$1.49 \times 10^{-4}$	$1.50 \times 10^{-4}$
$b_{3,s}$ (dyne/cm <sup>2</sup> )	$2.38 \times 10^9$	$2.03 \times 10^9$
$b_{4,s}$ (°C <sup>-1</sup> )	$1.10 \times 10^{-3}$	$2.54 \times 10^{-3}$
$b_5$ (°C)	112.0	87.4
$b_6$ (°C · cm <sup>2</sup> /dyne)	$7.8 \times 10^{-8}$	$3.3 \times 10^{-8}$

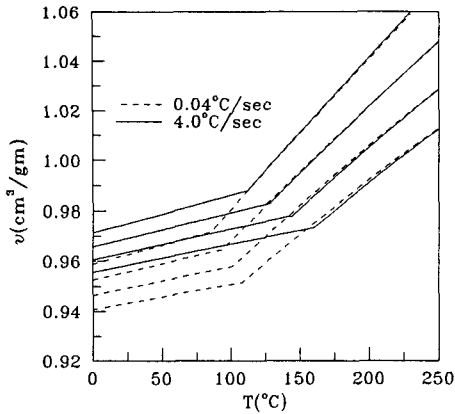


Fig. 1 Specific volume plot for PS corresponding pressure at 1, 200, 400, 800 bar<sup>(13)</sup>

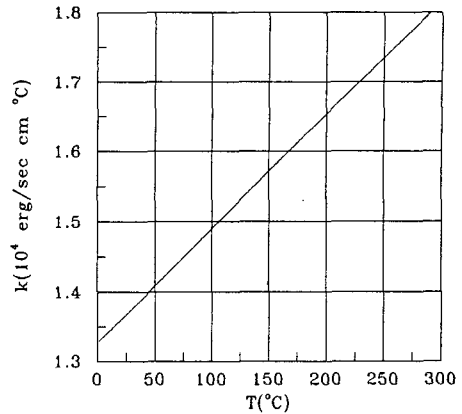


Fig. 3 Thermal conductivity<sup>(13)</sup>

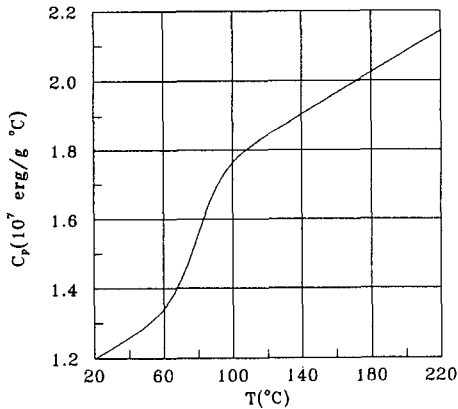


Fig. 2 Specific heat<sup>(13)</sup>

이트를 가져 1차원 유동이 가능하도록 설계되어 있으며 게이트와 게이트로부터 2.54 cm와 6.03 cm 떨어진 곳에 3개의 압력 측정기(#1, #2, #3)가 설치되어 있으며 실험적으로 구한 게이트 압력을 경

계조건으로 사용하였다.<sup>(13)</sup> 또한, 충전 과정은 5-상수 Cross 점성 모델을 사용한 FAN방법 해석을 하였으며 이를 후충전 과정의 초기조건으로 사용하였다.

Fig. 4는 Table 2의 조건 1에 7-상수 Cross 점성 모델과 냉각률이 4.0°C/sec인 Tait식을 사용하여 #2, #3에서의 시간에 따른 압력 분포이다. 실선과 점선은 실험값을 나타내고 filled symbol은 본 연구의 해석 결과, open symbol은 Chiang<sup>(13)</sup>의 해석결과이다. Fig. 4로부터 #2의 결과는 실험과 매우 잘 일치함을 알 수 있으며 #3점의 압력은 4초까지는 잘 일치하고 약 8초 이후에는 실험치보다 큰 값을 가짐을 알 수 있다. 그러나 전반적인 경향은 실험과 매우 유사하다.

냉각률이 수지에 미치는 영향을 고찰하기 위해서 낮은 냉각률(0.04°C/sec)의 상태방정식에 의한 해석을 수행했으며 그 결과는 Fig. 5와 같다. #2와 #3점의 압력이 실험과 매우 잘 일치함을 알 수 있다. 그러나 Fig. 4보다는 압력이 약간 낮게 나타남

Table 3 Processing conditions for PS<sup>(13)</sup>

Condition	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5
Cavity Thickness(cm)	0.254	0.254	0.254	0.176	0.176
Melt Temperature(°C)	200	200	230	200	200
Fill Time(sec)	0.69	0.69	0.69	0.48	0.48
Hyd. holding Pres.(dyne/cm <sup>2</sup> )	6.9×10 <sup>7</sup>	3.45×10 <sup>7</sup>	6.9×10 <sup>7</sup>	6.9×10 <sup>7</sup>	6.9×10 <sup>7</sup>
Coolant Temp.(°C)	32	32	32	32	60

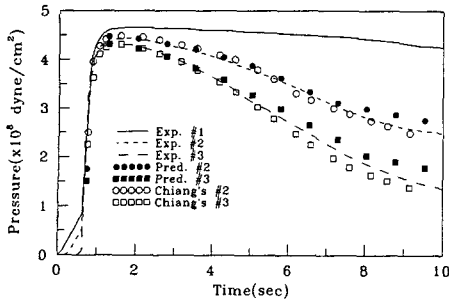


Fig. 4 Comparison of the predicted pressure traces(open symbols by ref. 13 and filled symbol by this study) and the experimental results. Processing conditions are given as Case 1 in Table 2 and predictions are based upon the specific volume model at cooling rate 4.0°C/sec

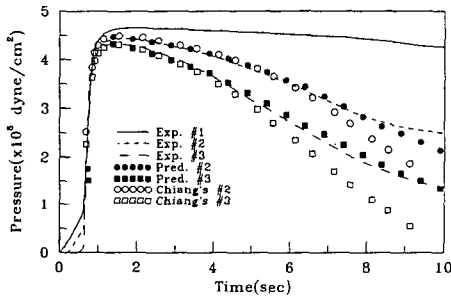


Fig. 5 Same as Fig. 4 but with the specific volume model for the slower cooling rate data(0.04°C/sec)

을 알 수 있다. Fig. 4,5를 살펴보면 전이 온도가 약 25°C 정도 차이가 남에도 불구하고 압력분포의 차이가 거의 없음을 알 수 있다. 이는 Fig. 6,7에서 보는 바와 같이 압력변화를 주도하는 온도와 압력 민감도가 액상에서 훨씬 큰 값을 가지며 냉각률에 따른 차이가 크지 않고 약 7초경에 게이트 실링이 생기기 때문이다.

Fig. 8은 Table 2의 조건 2에 대한 압력분포이다. 7초경까지는 실험값과 거의 일치하나 그 이후에는 예측된 압력분포에 의한 압력 구배의 감소정도가 실험치보다 더 크다. 이는 이 시간 이후에는 #2와 #3에서 중심까지 고화되어 밀도의 압력 및 온도 변화에 따른 변화량(G, F항)사이의 평형만으로 압력장이 재배열되기 때문이다. 한편, Fig. 9~11은 Table 2의 조건 3, 4, 5에 대한 압력 예측결과

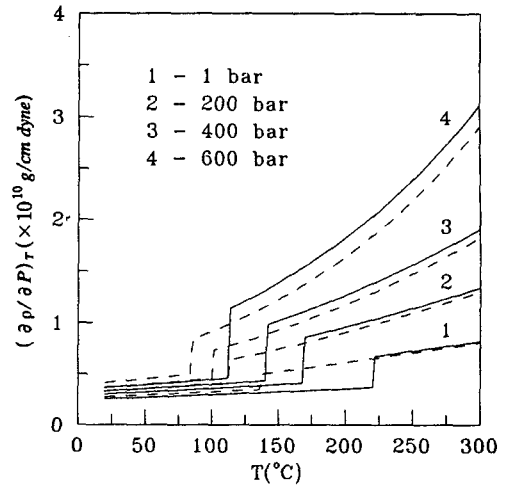


Fig. 6 Pressure sensitivity for PS. Solid lines and dotted lines represent pressure sensitivity for the cooling rate at 4.0°C/sec and 0.04°C/sec, respectively

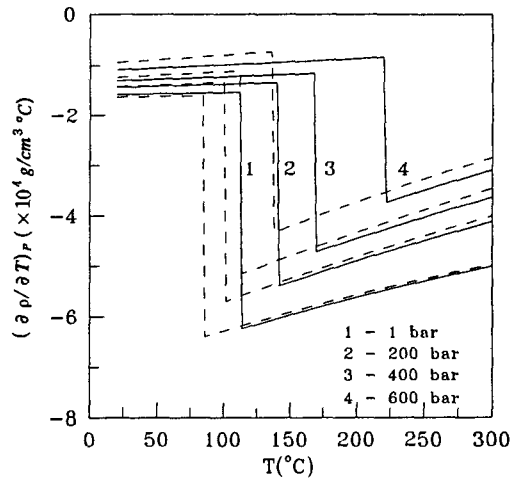


Fig. 7 Temperature sensitivity for PS. Solid lines and dotted lines represent temperature sensitivity for the cooling rate at 4.0°C/sec and 0.04°C/sec, respectively

이다. 그림으로부터 실험결과와 매우 유사한 압력 분포를 구했음을 알 수 있다.

Fig. 12는 Table 2의 조건 1의 #2와 #3에서의 시간에 따른 내부 밀도 분포변화를 보여주고 있다. 즉 충전 과정시 분수유동에 의해 게이트와 금형말단에 가까울수록 온도가 높으므로 #2의 밀도가 상대적으로 높음을 알 수 있다. 1은 0.696초에서의

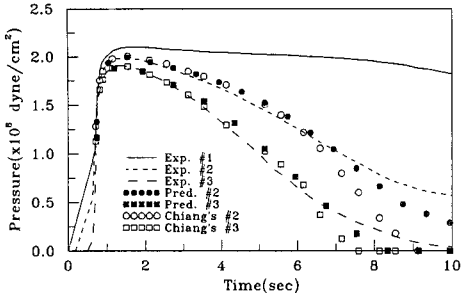


Fig. 8 Same as Fig. 4 but for Case 2 in Table 2

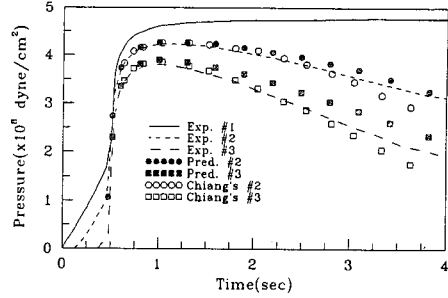


Fig. 11 Same as Fig. 4 but for Case 5 in Table 2

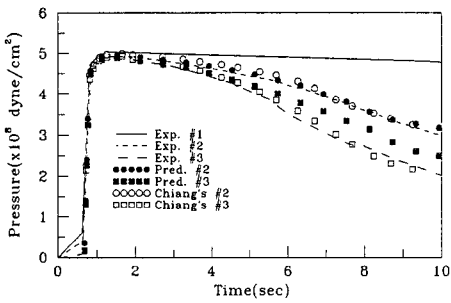


Fig. 9 Same as Fig. 4 but for Case 3 in Table 2

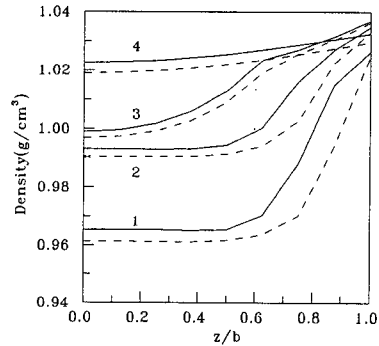


Fig. 12 Gapwise density distribution at #2, #3 for Case 1. Solid lines represent density distribution at #2 and dotted lines at #3: 1-0.696 sec; 2~0.8 sec; 3~2.0 sec; 4~10.0 sec

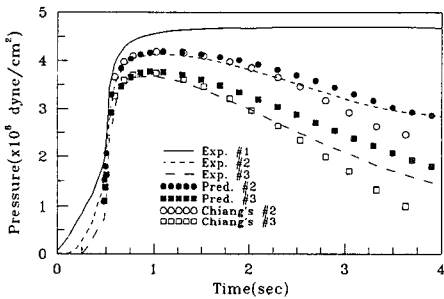


Fig. 10 Same as Fig. 4 but for Case 4 in Table 2

내부 밀도 분포이다. 이때,  $z/b=0.5$ 까지는 거의 일정한 밀도 값을 가지며 2는 약 0.8초경에서의 밀도 분포로서 급격한 압력증가에 따라 전체밀도 변화량의 약 50%이상이 변화되었음을 알 수 있다. 3은 약 2초후의 밀도 분포로서 게이트의 압력이 최대치에 이른 직후의 결과이다. 4는 후충전 과정이 완료된 직후로 내부의 온도가 모두 전이온도 아래로 내려간 후의 밀도 변화를 나타내고 있는 데 금형 중심부로 갈수록 밀도가 낮음을 알 수 있다.

Fig. 13은 #2에서 최대 보압력 차이에 따른 밀도 변화를 보여주고 있다(조건 1, 조건 2). 보압이 낮

은 경우에는 보압에 의한 밀도 변화는 전체 변화량에 약 15%정도이고 주로 냉각에 의한 온도변화가 밀도변화를 주도하고 있음을 알 수 있다. 후충전과정이 끝난 직후 보압이 작을수록 금형 중심부의 밀도는 낮아짐을 알 수 있다.

Fig. 14는 초기수지 사출 온도차에 따른 밀도 변화를 보여주고 있다(조건 1, 조건 3). 조건 3의 경우 조건 1보다 초기 사출 온도가 약 30°C가 높으므로 상대적으로 낮은 밀도 분포를 가지나 2가지 공정조건에 따른 상대적인 밀도변화는 시간 1에서 2, 시간 2에서 3, 시간 3에서 4로 변화될 때 모두다 약 45%, 10%, 45% 변화가 일어나며 동일한 시간 경과 후 사출 온도가 높을수록 보압에 의한 영향이 커지며 냉각의 영향이 줄어든다. 또한, 후충전 완료 후의 전체 밀도 변화량은 초기밀도의 약 5~6% 정도이다.

Fig. 15는 금형벽면의 온도차에 의한 밀도 변화로서 금형 벽면의 온도가 높을수록 보압과정 직후



의 밀도 변화량이 커짐을 알 수 있으나 후충전 과정이 완료된 직후의 밀도변화에는 거의 영향을 미치지 않음을 알 수 있다. 또한, 두께가 얇을수록 빨리 밀도가 균일해지며 낮은 밀도분포를 이룬다는 것을 알 수 있다.

Fig. 16, 17은 Table 2의 조건 1, 2, 3에 대하여 성형중 금형 중심부와  $z/b=0.5$ 에서의 비체적 변화를 보여주고 있다. 보압과정 초기에는 큰 압력구배에 의해 급격하게 비체적이 감소함을 알 수 있

다. 또한, 그림으로부터 보압초기에는 급격한 압력구배에 의해 전단율이 증가하므로 금형의 중심부에서는 점성 열발생에 의해 약간 온도가 상승함을 알 수 있다. 그리고 보압과정 직후부터는 중심부에서의 비체적은 거의 등압적으로 변하게 되고 7초경부터는 게이트 실링에 의해 배압이 더 이상 금형 내부로 전달되지 않는다. 따라서, 7초이후의 비체적 변화는 온도 변화에 기인하며 비체적 변화가 작음을 볼 수 있다. 즉, 이 이상의 냉각은 밀도의 균일

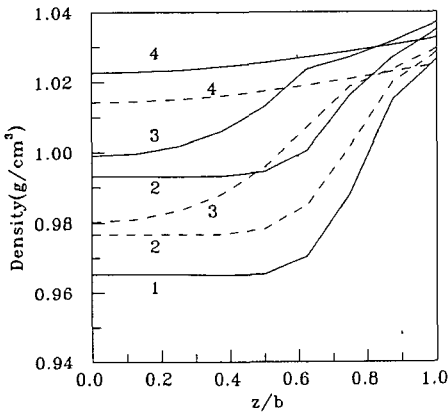


Fig. 13 Gapwise density distribution at #2 for the packing pressure variations. Solid lines represent density distribution for Case 1 and dotted lines for Case 2: 1~0.696 sec; 2~0.8 sec; 3~2.0 sec; 4~10.0 sec

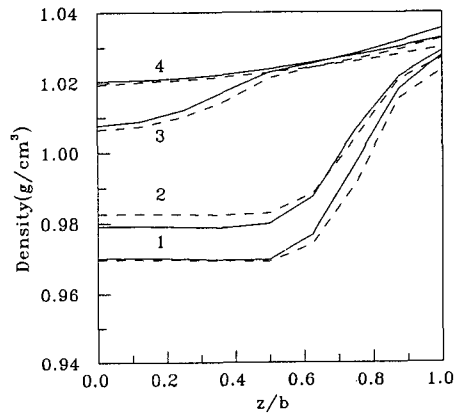


Fig. 15 Gapwise density distribution at #2 for mold wall temperature variations. Solid lines represent density distribution for Case 4 and dotted lines for Case 5: 1~0.48 sec; 2~0.8 sec; 3~2.0 sec; 4~4.0 sec

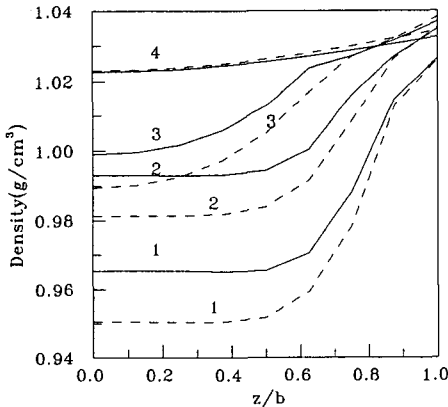


Fig. 14 Gapwise density distribution at #2 for inlet temperature variations, Solid lines represent density distribution for Case 1 and dotted lines for Case 3: 1~0.696 sec; 2~0.8 sec; 3~2.0 sec; 4~10.0 sec

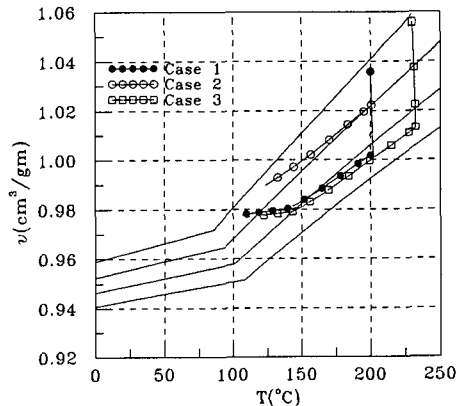


Fig. 16 Specific volume diagram and cavity pressure curves at #2 during the post-filling process for Case 1, 2 and 3:  $z/b=0$

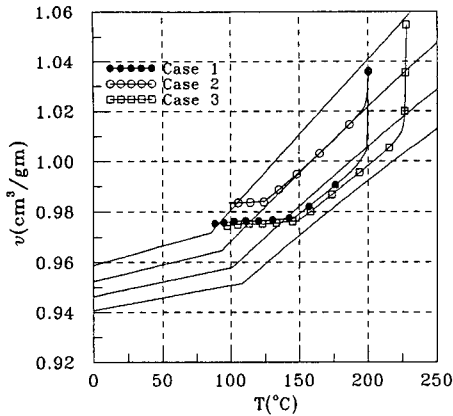


Fig. 17 Specific volume diagram and cavity pressure curves at #2 during the post-filling process for Case 1, 2 and 3:  $z/b=0.5$

성에 큰 영향을 미치지 않음을 의미한다. 한편, 그림으로부터 수지 사출온도와 최대 보압력 차이에 따른 수지의 내부 거동을 살펴볼 수 있는데, 수지의 사출 온도와 최대 보압력이 높을수록 금형 내부의 게이트 실링에 의한 영향이 높은 온도에서 일어나고 금형 중심부에서 멀어질수록 보압에 의한 급격한 비체적 변화가 작아지며 보다 빨리 일정한 비체적 값을 유지하게 된다는 것을 알 수 있다.

그러므로, 보압과정이 최종 성형품에 미치는 영향은 압력이 높을수록, 수지의 사출 온도가 높을수록 증대하며 균일하고 조밀한 성형품을 얻을 수 있음을 알 수 있고 금형 두께가 얇아질수록 밀도는 낮아지나 금형 벽면의 온도변화는 밀도 분포에 크게 영향을 미치지 않음을 알 수 있다. 특히, 게이트가 실링된 이후에는 밀도 변화가 거의 없으므로 공정 주기를 줄이기 위해서는 정확한 게이트 실링 시간의 예측이 매우 중요하다고 할 수 있다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 두께가 얇은 캐비티에 대한 보압 및 냉각 과정에 대한 수학적 모델링과 수치해석적 방법을 제시하였으며 이를 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 보압과정 초기의 급속한 압력증가에 따른 관성의 영향을 고려하기 위해 수정된 Hele-Shaw 모델을 제시하였으며, 에너지 방정식에서 압축열발생항, 수정된 열전달계수를 도입하여 실험과 잘 일치

하는 결과를 얻을 수 있었으며 내부 거동에 관한 특징을 살펴볼 수 있었다.

(2) 냉각률에 따른 비체적의 차이가 보압 및 냉각 과정에 미치는 영향은 크지 않음을 알 수 있었다.

(3) 금형벽면보다 금형 중심부에서 성형품의 밀도가 낮으며, 수지의 사출온도가 높을수록, 보압의 크기가 커질수록 금형 중심부의 밀도가 커지고 균일하고 조밀한 성형품을 얻을 수 있다. 또한, 금형 두께가 얇아질수록 수지 밀도는 낮아지며 금형 벽면의 온도변화는 밀도 분포에 크게 영향을 미치지 않는다. 게이트 실링이후 밀도의 변화는 매우 작다.

(4) 본 연구 결과에 따르면 일반적으로 냉각 과정시 압력분포가 실험치와의 차이를 볼 수 있는 데 이는 수지의 점탄성 영향 및 금형 벽면과 수지 사이의 thermal contact resistance 등의 영향으로 추측되며 앞으로 이에 대한 연구가 필요하다.

## 참고문헌

- (1) Kamal, M.R. and Kenig, S., 1972, "The Injection Molding of Thermoplastic, Part I: Theoretical Models," Polym. Eng. Sci., Vol. 12, pp. 294~301.
- (2) Kamal, M.R. and Kenig, S., 1972, "The Injection Molding of Thermoplastic Part II: Experimental Test of the Models," Polym. Eng. Sci., Vol. 12, pp. 302~308.
- (3) Kamal, M.R., Kuo., Y. and Doan, P.H., 1975, "The Injection Molding Behavior of Thermoplastic in Thin Rectangular Cavities," Polym. Eng. Sci., Vol. 15, pp. 863~868.
- (4) Chung, T.S. and Ryan, M.E., 1981, "Analysis of the Packing Stage in Injection Molding," Polym. Eng. Sci., Vol. 21, pp. 271~275.
- (5) Chung, T.S. and Ide, Y., 1983, "Analysis of the Packing Stage in Injection Molding of Disk Cavities," J. Appl. Polym. Sci., Vol. 28, pp. 2999~3002.
- (6) Chung, T.S., 1985, "Pressure Build-Up During the Packing Stage of Injection Molding," Polym. Eng. Sci., Vol. 25, pp. 772~777.
- (7) Kamal, M.R. and Lafleur, P.G., 1986, "A

- Structure-Oriented Computer Simulation of the Injection Molding of Viscoelastic Crystalline Polymers Part II : Model Predictions and Experimental Results," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 26, pp. 102~110.
- (8) Wang, K.K. et al., 1986, Integration of CAD/CAM for Injection Molded Plastic Parts, Progress Report No. 12
- (9) Wang, K.K. et al., 1987, Integration of CAD/CAM for Injection Molded Plastic Parrrt, Progress Report No. 13
- (10) Wang, K.K. et al., 1988, Integration of CAD/CAM for Injection Molded Plastic Parrrt, Progress Report No. 14
- (11) Huilier, D., Lenfant, C., Terrisse, J. and Deterre, R., 1988, "Modeling the Packing Stage in Injection Molding of Thermoplastics," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 28, pp. 1637~1643.
- (12) Huilier, D., Terrisse, J., de la Lande, M.E. and Latrobe, A., 1988, "Modeling the Packing Cooling Stage in Injection Molding of Amorphous Polymers," *Intern. Polymer Processing III*, Vol.4, pp. 184~190.
- (13) Chiang, H.H. 1989, Simulation and Verification of Filling and Post Filling Stages of the Injection-Molding Process, Ph. D. Thesis, Cornell Univ.
- (14) Greener, J., 1986, "Pressure-Induced Den-sification in Injection Molding," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 26, pp. 534~542.
- (15) Greener, J., 1986, "General Consequences of the Packing Phase in Injection Molding," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 26, pp. 886~892.
- (16) Carey, D.A., Wust, Jr., C.J. and Bogue, D.C., 1980, "Studies in Non-Isothermal Rheology : Behavior Near the Glass Transition Temperature and in the Oriented Glassy State," *J. Appl. Polym. Sci.*, Vol. 25, pp. 575~588.
- (17) Isayev, A. I. and Hariharan, T., 1985, "Volumetric Effects in the Injection Molding of Polymers," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 25, pp. 271~278.
- (18) Ferry, J.D., 1980, *Viscoelastic Properties of Polymers*, 3rd Ed., John Wiley & Sons, Inc., New York.