

## 자유냉각된 폴리카보네이트 평판에서의 열에 의한 복굴절

이호상<sup>#</sup> · A. I. Isayev<sup>1</sup>

### Thermally-Induced Birefringence in Freely Quenched Plates of Polycarbonate

H. S. Lee, A. I. Isayev

(Received March 5, 2007)

#### Abstract

Simulations of the thermally-induced residual stresses and birefringence in freely quenched plates of polycarbonate were performed by using the linear viscoelastic and photoviscoelastic constitutive equations for the mechanical and optical properties, respectively, and the first order rate equation for volume relaxation. The predictions for the birefringence showed good agreement with experimental measurements. However, for initial temperature close to the glass transition temperature, some differences existed around the surface layer. Based on the simulation, the influences of various cooling conditions on the residual stress and birefringence in plates were investigated. The residual stress and birefringence increased with increasing initial temperature, decreasing coolant temperature and increasing heat transfer coefficient of coolants.

**Key Words** : Residual Stress, Birefringence, Free Quenching, Polycarbonate, Volume Relaxation

#### 1. 서 론

렌즈, CD 기판, LCD 백라이트 도광판 등 정밀 플라스틱 광학 부품의 수요가 크게 증가하면서 플라스틱 정밀성형 기술의 중요성이 더욱 커지고 있다[1]. 광학부품의 품질에 크게 영향을 미치는 복굴절은 다음 두 가지 원인에 의하여 발생하는 것으로 알려져 있다[2~6]. 하나는 충전과정에서 분자배향을 유발하는 전단과 법선응력의 결과인 유동에 의한 복굴절이며, 다른 하나는 유리전이 온도를 거치는 불균형 냉각과정에서 발생하는 밀도와 수축의 비평형 변화, 고분자의 점탄성 및 광점탄성 거동 결과인 열에 의한 복굴절이다. 용융 상태에서 유동에 의한 복굴절은 잘 알려진 선형 광 응력 법칙[7]을 통해 유동응력과 관련되며, 그리고 유동과정에서 발생하는 응력은 비선형 점탄

성 구성방정식[2~4, 6, 8~15]을 기초로 하여 모델링 될 수 있다. 그러나 냉각과정에서 발생하는 열에 의한 복굴절은 열 응력의 선형함수가 될 수 없는데, 그 이유는 광 응력계수와 광 변형률 계수가 광 점탄성 거동을 갖기 때문이다.

자유냉각된 비결정성 수지에 대하여 열에 의한 잔류응력과 복굴절에 대한 이론은 크게 2 가지로 구분될 수 있다. 하나는 수지가 순간적으로 고화 된다는 가정에 기초한 것이며[3, 16~18], 다른 하나는 빠른 냉각에 영향을 받은 점탄성 이완에 기초를 둔 것이다[3, 16, 19~22]. 열에 의한 잔류응력과 복굴절을 해석하기 위하여 온도이력과 점탄성의 영향이 고려되어야 하며, 아울러 시간에 따른 체적이완 현상이 고려되어야 한다. Shyu 등[13, 20, 23~26]은 광 유변학(rheo-optical) 거동을 규명할 수 있는 연구 수행을 통하여 광 함수를 측정할 수

1. Institute of Polymer Engineering, University of Akron  
# 교신저자: 충주대학교 항공기계설계학과, lhs@cjnu.ac.kr

있는 실험장치를 제작하고 열에 의한 복굴절을 계산할 수 있는 모델을 제안하였다. 그동안 복굴절 해석 연구에서 폴리스티렌(Polystyrene) 수지가 대부분 사용하였으며, 시간과 온도에 따른 물성 변화를 고려하기 위하여 WLF 형태의 이동함수(shift function)를 사용하였다. 그러나 낮은 온도에서는 자유체적의 비평형으로 인하여 실험결과와 많은 차이가 존재하였다.

본 논문에서는 광학부품 성형에 주로 사용되는 폴리카보네이트 수지에 대하여 열에 의한 잔류응력과 복굴절을 해석하고, 다양한 냉각조건의 변화가 열에 의한 잔류응력 및 복굴절에 미치는 영향에 대하여 고찰하였다. 이때 전단계수 및 광 변형률 계수에 대한 마스터 곡선은 기존 연구의 측정결과를 사용하였다[23]. 기계적 및 광학적 물성의 시간과 온도에 따른 변화를 고려하기 위하여 점탄성과 광 점탄성 모델에 기초를 두었으며, 체적이완 현상을 고려하기 위하여 일차 비율식(first order rate equation)을 사용하였다[25~26]. 아울러 WLF 형태의 이동함수 대신 온도에 따른 전단계수와 광 변형률 계수를 측정한 실험 데이터를 보간한 값을 사용하였다.

## 2. 이론 및 수치해석

두께가 얇은 무한 평판에 대하여 초기온도는 균일하고, 냉각재 온도는 유리전이온도보다 낮은 것으로 가정할 때, 냉각공정을 통한 불균일한 열수축과 점탄성 변화는 열 응력을 발생시키게 된다. 비등온 냉각공정에 대하여 점탄성 구성방정식은 다음과 같이 표현될 수 있다[19].

$$\sigma_{ij} = \int_0^{\xi} \left\{ 2G(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} \left[ \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \varepsilon_{kk} \right] + \delta_{ij} K(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [\varepsilon_{kk} - 3\varepsilon_T] \right\} d\xi' \quad (1)$$

이때 감소시간(reduced time)  $\xi$  는 다음과 같이 정의된다.

$$\xi = \int_0^t \frac{d\tau}{a_T(T(\tau))} \quad (2)$$

여기서  $\sigma_{ij}$  는 응력텐서(stress tensor),  $\varepsilon_{ij}$  는 변형률 텐서(strain tensor),  $\delta_{ij}$  는 단위텐서(unit tensor),  $\varepsilon_T$  는 열변형률(thermal strain),  $G$  는 전단계수(shear modulus),  $K$  는 체적계수(bulk modulus), 그

리고  $a_T$  는 이동함수(shift function)이다.

이동함수는 평형상태에서 온도에 따라 변하는 자유체적에 의하여 결정된다. 그러나 성형품이 유리전이온도보다 높은 온도에서 낮은 온도로 자유냉각될 때 체적평형상태에 도달하지 못하고 시간에 따른 체적이완 현상이 나타나게 된다. 여기서 자유냉각은 외력이 작용하지 않고 구속 없이 자유로운 변형이 가능한 경우를 나타낸다. 빠른 냉각에 의한 비평형 상태는 동일한 온도에서의 평형상태보다 더욱 큰 자유체적을 발생시키고, 이러한 추가적인 자유체적은 이완현상을 가속화시키게 된다. 따라서 점탄성 모델에서 비평형 자유체적의 영향이 고려되어야 한다[25~26]. 자유냉각에서 최종적인 체적수축은 순간적인 수축과 최종 평형상태로의 점진적인 수축 등 2 단계로 관찰될 수 있다. 체적이완 현상을 고려하여 비등온 공정에서의 열변형률  $\varepsilon_T$  는 일차비율식을 사용하여 다음과 같이 표현될 수 있다[25~26].

$$\frac{d\varepsilon_T}{dt} = \beta_g \frac{dT}{dt} - \frac{\varepsilon_T - \varepsilon_{Te}}{\tau_r a_T} \quad (3)$$

여기서  $\varepsilon_T$  와  $\varepsilon_{Te}$  는 각각 온도  $T$  에서 실제 열 변형률과 평형 열 변형률을 나타내며,  $\tau_r$  은 기준온도(reference temperature)  $T_r$  에서의 이완시간(relaxation time), 그리고  $\beta_g$  는 고체상태에서의 선형 열팽창계수이다. 식(3)의 오른쪽 첫번째항은 순간적인 수축, 그리고 두번째 항은 점진적인 수축을 나타낸다. 또한 평형상태의 열 변형률은 다음과 같이 주어진다.

$$\varepsilon_{Te} = \beta_l(T - T_i) \quad \text{if } T \geq T_2 \quad (4)$$

$$= \beta_l(T_2 - T_i) + \beta_g(T - T_2) \quad \text{if } T < T_2 \quad (5)$$

여기서  $T_i$  는  $t = 0$  에서 초기온도이며,  $T_2$  는 2차 유리전이온도, 그리고  $\beta_l$  은 용융상태에서의 선형 열팽창계수이다.

온도와 시간에 따른 전단계수 및 광 변형률계수의 변화를 고려하기 위하여 각각에 대하여 동일한 이동함수  $a_T$  를 사용하였으며, 이때 WLF 형태의 이동함수 대신 온도에 따른 전단계수와 광 변형률계수를 측정한 실험 데이터를 보간하여 사용하였다. 또한 비평형 상태에서의 자유체적을 고려하기 위하여 유효온도(effective temperature)  $T_{eff}$  를 사용하였으며, 실제온도와 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$T_{eff} = T + \frac{\varepsilon_T - \varepsilon_{T_r}}{\beta_l - \beta_g} \quad \text{if } T \geq T_2 \quad (6)$$

$$= T_2 + \frac{\varepsilon_T - \varepsilon_{T_r}}{\beta_l - \beta_g} \quad \text{if } T < T_2 \quad (7)$$

대칭적으로 균일 냉각되는 무한 평판에 대하여 모든 전단응력 성분은 0 이며, 그리고 두께방향에 따른 연속조건을 고려하면 모든 전단 변형율 성분도 0 이다[19].

$$\sigma_{xy} = \sigma_{yz} = \sigma_{xz} = 0 \quad (8)$$

$$\varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{xz} = 0 \quad (9)$$

평판의 면에 작용하는 표면력은 없으므로  $\sigma_{zz}|_{z=\pm b} = 0$  이며, 두께가 얇은 평판에 대하여 두께방향의 응력성분은 무시될 수 있다.

$$\sigma_{zz} \equiv 0 \quad -b \leq z \leq b \quad (10)$$

결국 평면응력의 문제로 단순화 될 수 있다.

평면방향의 치수는 평판의 두께보다 매우 크므로 가장자리 효과는 무시되고, xy 평면에서 두개의 법선 응력 성분들과 법선 변형율 성분들은 각각 동일하며 변형율 성분은 z 에 무관한 것으로 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$\sigma_{xx} = \sigma_{xx}(z, t) = \sigma_{yy} = \sigma_{yy}(z, t) \quad (11)$$

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx}(t) = \varepsilon_{yy} = \varepsilon_{yy}(t) \quad (12)$$

또한 자유냉각중 평판은 구속되지 않는 것으로 가정하면 두께방향으로 하중의 합은 0 이다.

$$\int_{-b}^b \sigma_{xx}(z, t) dz = 0 \quad (13)$$

무한히 큰 평판에 대하여 열전달은 두께방향으로만 발생하는 것으로 가정하면 온도변화는 1 차원 열전도방정식에 의하여 지배된다.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k_{th} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (14)$$

초기조건 및 경계조건은 다음과 같다.

$$T|_{t=0} = T_i \quad (15)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0 \quad (16)$$

$$-k_{th} \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=\pm b} = h(T|_{z=\pm b} - T_\infty) \quad (17)$$

여기서  $\rho$  는 밀도,  $C_p$  는 비열,  $k_{th}$  는 열전도율,  $\alpha = k_{th} / (\rho C_p)$  는 열확산율,  $h$  는 열전달계수이다.

식(14)는 응력 및 변형율에 무관하므로 유한차분법에 의해 온도를 먼저 계산할 수 있다. 온도이력을 이용하여 일차비율식(3)은 식(4)-(7)과 함께 4 차 Runge-Kutta 방법에 의해 풀 수 있고 열변형율  $\varepsilon_T$ , 유효온도  $T_{eff}$  그리고 이동함수  $a_T$  를 구할 수 있다. 그리고 감소시간은 식(2)로부터 결정될 수 있다.

식(1)로부터  $\sigma_{zz}$  와  $\sigma_{xx}$  는 각각 다음과 같이 표현된다.

$$\sigma_{zz} = \int_0^\xi \frac{4}{3} G(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [\varepsilon_{zz}(\xi') - \varepsilon_{xx}(\xi')] d\xi' + \quad (18)$$

$$\int_0^\xi K(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [2\varepsilon_{xx}(\xi') + \varepsilon_{zz}(\xi') - 3\varepsilon_T(\xi')] d\xi'$$

$$\sigma_{xx} = \int_0^\xi 2G(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [\varepsilon_{xx}(\xi') - \varepsilon_{zz}(\xi')] d\xi' \quad (19)$$

구간별 선형 근소화(piecewise linear approximation) [22] 방법을 적용하면 일반적인 적분식은 다음과 같이 근사화된다.

$$\int_0^\xi A(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [B(\xi')] d\xi' = \sum_{k=1}^j \frac{B(\xi^k) - B(\xi^{k-1})}{\xi^k - \xi^{k-1}} \quad (20)$$

$$\int_{\xi^{k-1}}^{\xi^k} A(\xi^j - \xi') d\xi' = \sum_{k=1}^j A^{j,k} [B(\xi^k) - B(\xi^{k-1})]$$

식(20)을 사용하여 적분식 (18)과 (19)를 근사화시킨 후 각각 식(10)과 (13)에 대입하면 변형율 이력  $\varepsilon_{zz}(z, t)$ ,  $\varepsilon_{xx}(t)$  그리고 응력이력  $\sigma_{xx}(z, t)$  를 구할 수 있다.

한편 등방성 선형 광점탄성(photoviscoelastic) 수지에 대한 광 변형율과 광 응력 거동은 다음과 같이 표현될 수 있다[23, 26].

$$n_{ij} - \delta_{ij}n_{kk}/3 = \int_0^\xi C_\sigma(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma_{kk}/3] d\xi' \quad (21)$$

$$= \int_0^\xi C_\varepsilon(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} [\varepsilon_{ij} - \delta_{ij}\varepsilon_{kk}/3] d\xi'$$

여기서  $n_{ij}$  는 굴절율텐서(refraction tensor),  $C_\sigma$  는 광 응력계수(stress-optical coefficient), 그리고  $C_\varepsilon$  은 광 변형율계수(strain-optical coefficient)이다. 따라서 앞에서 계산된 변형율 이력을 이용하여 복굴절은 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta n = n_{zz} - n_{xx} = \int_0^\xi C_\varepsilon(\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx}) d\xi'$$

$$= \sum_{k=2}^j \frac{\varepsilon_{xx}^k - \varepsilon_{xx}^{k-1} - \varepsilon_{zz}^{i,k} + \varepsilon_{zz}^{i,k-1}}{\xi^{i,k} - \xi^{i,k-1}} \int_0^{\xi^{i,k}} C_\varepsilon(\xi^{i,k} - \xi') d\xi' \quad (22)$$

여기서  $i$  는  $z$  방향으로의 층 번호,  $k$  는 시간증분,  $\xi$  는 감소시간을 나타낸다.

### 3. 해석결과

해석에 적용된 모델은 두께가 0.2cm 인 평판이다. 자유냉각에 사용된 냉각재는 물과 실리콘오일로서 열전달 계수는 각각 490 과  $120 J/s \cdot m^2 \cdot K$  이다. 고분자 수지는 폴리카보네이트(Lexan 141-111/GE)로서  $\beta_l, \beta_g, \alpha, T_g, T_2$  는 각각 0.0002, 0.000067,  $7.31 \times 10^{-8} m^2/s$ ,  $150^\circ C$ ,  $107.3^\circ C$  이다 [26, 27]. 기준온도  $147.5^\circ C$  에서 시간에 따른 전단 계수 및 광 변형율계수는 각각 Fig. 1, Fig. 2 와 같다[26].

또한 시간과 온도에 따른 전단계수와 광변형율 계수를 표현하기 위하여 Fig. 3 에서 제시된 이동 함수( $a_T$ ) 데이터[26]를 온도에 따라 보간하여 사용하였다.

체적이완 현상을 고려하기 위하여 0.3sec 의 이완시간( $\tau_r$ )을 사용하여 해석을 수행하였다. 다양한 초기온도에서 각각  $25^\circ C$  및  $60^\circ C$  인 물속으로 자유냉각된 경우에 대하여 복굴절 해석을 수행하였으며, 예측 결과는 각각 Fig. 4 와 Fig. 5 에서 실험결과[26]와 비교되었다. 복굴절 분포는 두께 중심부위에서 양의 값을 갖고, 표면에서는 음의 값을 갖고 있음을 알 수 있다. 초기온도가 높을수록 두께 중심에서의 복굴절이 크고, 0 이 되는 위치가 표면에 가까워짐을 알 수 있다. 또한 냉각재 온도가  $25^\circ C$  인 경우의 복굴절은  $60^\circ C$  인 경우에

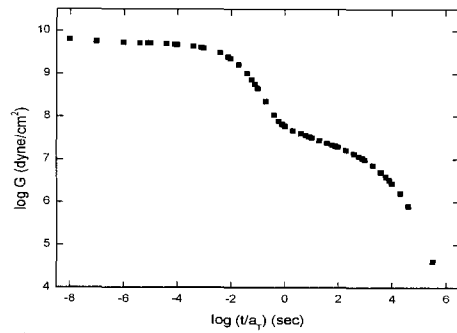


Fig. 1 Master curve of the shear modulus with the reference temperature of  $147.5^\circ C$

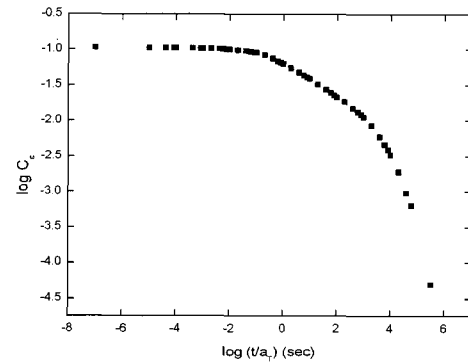


Fig. 2 Master curve of the strain-optical coefficient with the reference temperature of  $147.5^\circ C$

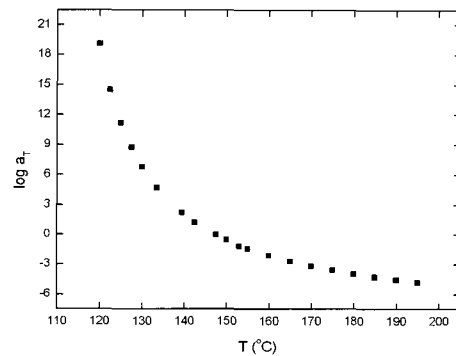


Fig. 3 Temperature dependence of the shift factor for the shear modulus and strain-optical coefficient

비하여 더 높은 것을 알 수 있다. Fig. 6 은  $25^\circ C$  인 실리콘오일 속으로 자유냉각된 경우에 대한 결과를 나타낸 것으로 물에 비하여 열전달 계수가 낮아 물속에 냉각시킨 경우에 비하여 복굴절이 작은 것을 볼 수 있다. Fig. 4~Fig. 6 의 예측 결과는 실험결과[26]와 잘 일치하고 있으나, 초기온

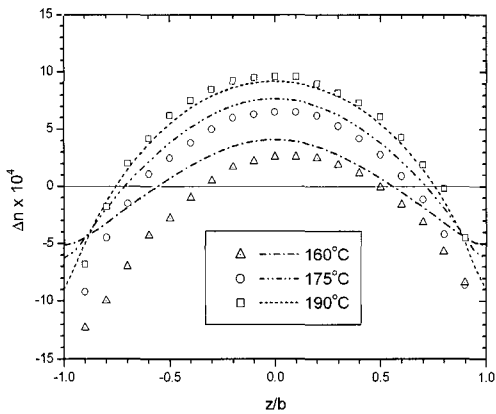


Fig. 4 Predicted (lines) and measured (symbols) residual birefringence distribution along the thickness direction of plates quenched into water from different initial temperatures to 25°C

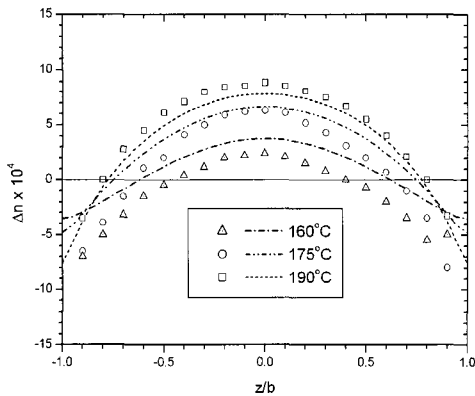


Fig. 5 Predicted (lines) and measured (symbols) residual birefringence distribution along the thickness direction of plates quenched into water from different initial temperatures to 60°C

도가 유리전이온도에 가까운 경우인 160°C에서는 실험결과와 차이가 있으며, 특히 표면에서는 그 차이가 크게 발생함을 볼 수 있다.

Fig. 7은 다양한 초기온도에서 물속으로 자유냉각된 경우에 대한 잔류응력 해석 결과를 나타낸다. 두께 중심에서는 인장응력, 그리고 표면에서는 압축응력이 발생하고 있으며, 식(13)에 의한 하중의 균형조건을 잘 만족하고 있음을 볼 수 있다. 초기온도가 160°C에서 175°C 증가할 때 잔류응력은 커지지만, 175°C에서 190°C로 증가할 경우 잔류응력은 초기온도의 변화에 거의 영향이 없는 것을 볼 수 있다. 이러한 현상은 높은 온도

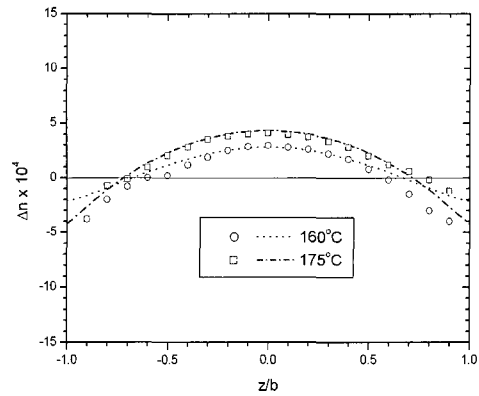


Fig. 6 Predicted (lines) and measured (symbols) residual birefringence distribution along the thickness direction of plates quenched into silicone oil from different initial temperatures to 25°C

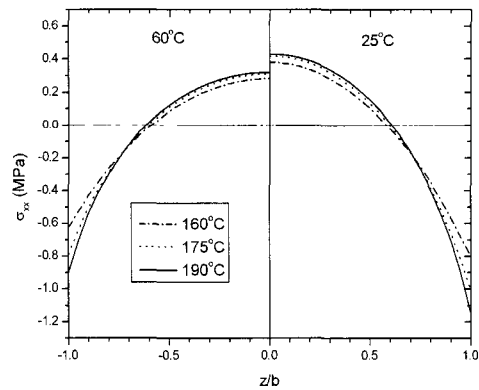


Fig. 7 Predicted residual stress distribution of plates quenched into water from different initial temperatures to 25°C and 60°C

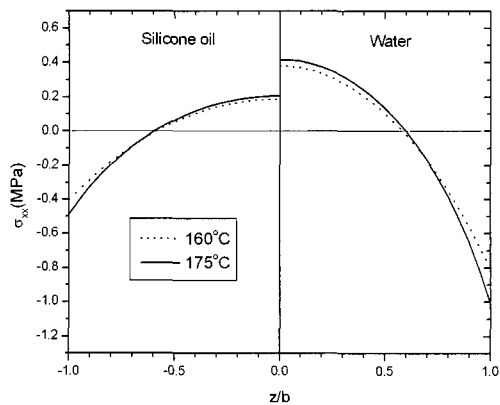


Fig. 8 Predicted residual stress distribution of plates quenched into silicone oil and water at quenching temperature of 25°C

영역에서 잔류응력은 초기온도의 변화에 무관하다고 발표한 실험 결과[16]와 잘 일치하는 것이다. 또한 냉각재의 온도가 낮을수록 두께 중심과 표면에서의 잔류응력이 증가함을 알 수 있다.

Fig. 8 은 물속에서 냉각된 경우와 실리콘오일속에서 냉각된 경우의 잔류응력을 비교한 것으로, 열전달 계수가 높은 물속에서 냉각된 경우의 잔류응력이 높게 형성되고 있음을 볼 수 있다.

초기온도 175 °C 의 평판을 25 °C 의 물속에서 자유냉각 시킨 경우에 대하여 계산된 실제온도와 유효온도를 비교한 결과가 Fig. 9 에 나타나 있다. 폴리카보네이트의 유리전이온도인 150 °C 이상 온도에서는 체적이완이 빠르게 발생하기 때문에 유효온도는 실제온도와 큰 차이가 없으나, 그 이하의 온도로 내려가면서 실제온도와 유효온도의 차이가 매우 커짐을 볼 수 있다. 실제온도는 450 초에서 이미 냉각재 온도까지 급격히 떨어져 있지만 유효온도는 서서히 낮아지면서 두께에 따라 균일해 지고, 450 초에서 134 °C 의 온도가 2.5×10<sup>6</sup> 초에서 128 °C 로 지속적으로 변화하고 있음을 볼 수 있다.

Fig. 10 은 시간에 따른 잔류응력의 진전 거동을 나타낸다. 자유냉각의 초기에서 두께 중심부위의 잔류응력은 음의 값을 갖고, 표면에서는 양의 값을 갖지만, 시간이 지나면서 반대로 표면에서는 음의 잔류응력을 갖게 되며 양의 잔류응력을 갖는 위치가 두께 중심부위로 이동하고 있음을 알 수 있다. 흥미 있는 현상으로 Fig. 9에서 살펴본 바와 같이 실제온도는 450초에서 이미 냉각재 온도까지 떨어져 있지만, 잔류응력은 450초와 2.5×10<sup>6</sup> 초 사이에서 지속적으로 이완되고 있음을 관찰 수 있다. 그리고 최종적으로 중심부위에서는 인장응력, 그리고 표면에서는 압축응력을 갖게 된다.

시간에 따른 복굴절의 진전거동은 Fig. 11 에 나타나 있다. 초기에 복굴절은 잔류응력과 마찬가지로 중심부위에서 음의 값을 갖고, 표면에서는 양의 값을 갖고 있으나, 최종적으로는 중심부위에서 양의 값, 그리고 표면에서 음의 값을 갖게 된다. 그러나 그림에서 표시되지 않았지만 2.5×10<sup>5</sup> 초 (2.9 일)과 2.5×10<sup>6</sup> (29 일) 사이에서 두께 중심부위의 잔류응력은 14% 이완된 것에 비하여 복굴절은 1.4% 감소하였으며, 장시간 경과에 따른 복굴절 변화량은 잔류응력에 비하여 크지 않음을 알 수 있다.

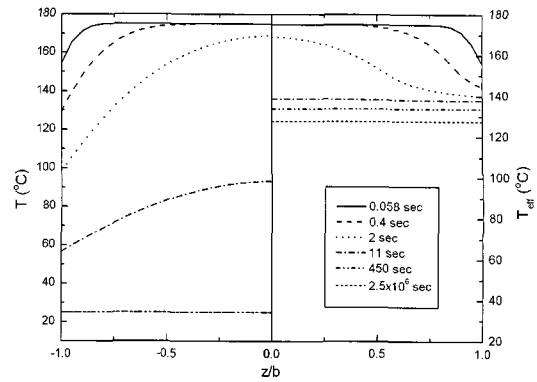


Fig. 9 Predicted evolution of the actual and effective temperature profiles during quenching from 175 °C to 25 °C water

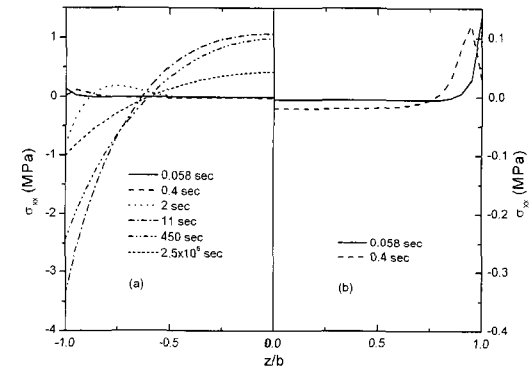


Fig.10 (a) Predicted transient stress profiles in plates quenched from 175 °C to 25 °C water. (b) Magnified view of (a) to show the negative stresses in the core at the initial stage of quenching

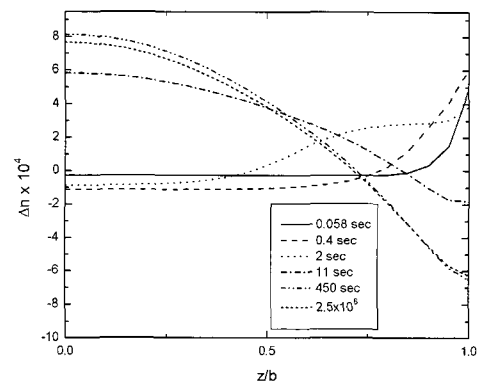


Fig.11 Predicted transient birefringence profiles in plates quenched from 175 °C to 25 °C water

#### 4. 결 론

광학부품 성형에 주로 사용되는 폴리카보네이트 수지에 대하여 열에 의한 잔류응력과 복굴절을 해석하고, 냉각조건이 잔류응력 및 복굴절에 미치는 영향을 고찰하였다.

(1) 체적이완 현상이 고려된 점탄성 모델에 기초한 복굴절 해석결과는 측정결과와 잘 일치하였으나, 초기온도가 유리전이온도 근처에서 낮은 경우에는 두께 표면에서 차이가 발생하였다.

(2) 복굴절 분포는 두께 중심부위에서 양의 값을 갖고, 표면에서는 음의 값을 갖고 있었다. 특히, 용융 초기온도가 높을수록, 냉각재 온도가 낮을수록, 그리고 열전달 계수가 높은 냉각재를 사용할수록 자유냉각된 성형품의 복굴절은 더욱 크게 발생함을 알 수 있었다.

(3) 냉각조건의 변화가 잔류응력에 미치는 영향은 복굴절의 경우와 전반적으로 유사한 경향을 나타냈으나, 초기온도의 증가에 따라 잔류응력은 커지지만, 온도가 높을 경우에는 초기온도 변화가 잔류응력에 큰 영향이 없는 것으로 확인되었다.

(4) 자유냉각의 초기에서 두께 중심부위의 잔류응력은 음의 값을 갖고, 표면에서는 양의 값을 갖지만, 시간이 지나면서 서로 반대의 부호를 갖게 되며 양의 잔류응력을 갖는 위치가 두께 중심부위로 이동하고 있음을 알 수 있었다. 특히, 실제 온도가 이미 냉각재 온도까지 떨어진 시간 이후에도 잔류응력이 지속적으로 이완되고 있는 현상을 관찰 수 있었다.

(5) 시간에 따른 복굴절의 진전거동은 잔류응력과 유사하였으나, 자유냉각 이후 오랜시간 경과하면서 발생하는 복굴절 변화량은 잔류응력에 비하여 크지 않음을 알 수 있었다.

#### 후 기

이 논문은 1 차년도 충주대학교 대학구조개혁지원사업비의 지원을 받아 수행한 연구입니다.

#### 참 고 문 헌

- [1] G. Klepek, 1988, *Feinwerktechnik & Messtechnik*, Carl Hanser Verlag, München, Vol. 6.
- [2] A. I. Isayev, C. A. Hieber, 1980, *Toward a Viscoelastic Modeling of the Injection Molding of Polymers*, Rheol. Acta., Vol. 19, pp. 168~182.
- [3] A. I. Isayev, Ed., 1987, *Injection and Compression Molding Fundamentals*, Marcel Dekker, New York.
- [4] A. I. Isayev, Ed., 1991, *Modeling of Polymer Processing: Recent Development*, Hanser, Munich.
- [5] R. Wimbereger-Friedl, 1995, *Assessment of orientation, stress and density distributions in injection-molded amorphous polymers by optical techniques*, Prog. Polym. Sci., Vol. 20, pp. 369~401.
- [6] A. I. Isayev, 1983, *Orientation Development in the Injection Molding of Amorphous Polymers*, Polym. Eng. Sci., Vol. 23, pp. 271~288.
- [7] H. Janeschitz-Kriegl, 1983, *Polymer Melt Rheology and Flow Birefringence*, Springer, Berlin.
- [8] Y. B. Lee, K. H. Kwon, K. Yoon, 2002, *Numerical Prediction of Residual Stresses and Birefringence in Injection/Compression Molded Center-Gated Disk: Part 1. Basic Modeling and Results for Injection*, Polym. Eng. Sci., Vol. 42, pp. 2246~2272.
- [9] Y. B. Lee, K. H. Kwon, K. Yoon, 2002, *Numerical Prediction of Residual Stresses and Birefringence in Injection/Compression Molded Center-Gated Disk: Part 2. Effects of Processing Conditions*, Polym. Eng. Sci., Vol. 42, pp. 2273~2292.
- [10] S. C. Chen, Y. C. Chen, N. T. Cheng, 1998, *Simulation of Injection-Compression Mold-Filling Process*, Int. Comm. Heat Mass Transfer, Vol. 25, pp. 907~917.
- [11] S. C. Chen, Y. C. Chen, H. S. Peng, 2000, *Simulation of Injection-Compression-Molding Process. 2., Influence of Process Characteristics in Part Shrinkage*, J. Appl. Polym. Sci., Vol. 75, pp. 1640~1654.
- [12] N. Famili, A. I. Isayev, 1991, *Viscoelastic Modeling of Injection Molding of a Strip and a Center-gated Disk Cavity*, in *Modeling of Polymer Processing: Recent Developments*, Hanser, Munich.
- [13] G. D. Shyu, A.I. Isayev, 1995, *Residual Stresses and Birefringence in Injection Molded Disks*, SPE ANTEC Tech Papers, Vol. 41, pp. 2911~2916.
- [14] S. C. Chen, Y. C. Chen, 1995, *Effect of process conditions on birefringence development in injection-molded parts. 1. Numerical analysis*, J Appl. Polym. Sci., Vol. 55, pp. 1757~1769.

- [15] Y. C. Chen, C. H. Chen, S. C. Chen, 1996, Effects of processing conditions on birefringence development in injection molded parts. II. Experimental measurement, *Polym. Int.*, Vol. 40, pp. 251~259.
- [16] A. I. Isayev, D. L. Crouthamel, 1984, Residual Stress Development in the Injection Molding of Polymers, *Polym. Plast. Tech. Eng.*, Vol. 22, pp. 177~232.
- [17] W. C. Bushko, V. K. Stokes, 1995, Solidification of Thermoviscoelastic Melts. Part 1: Formulation of Model Problem, *Poly. Eng. Sci.*, Vol. 35, pp. 351~364.
- [18] W. C. Bushko, V. K. Stokes, 1995, Solidification of Thermoviscoelastic Melts. Part 2: Effects of Processing Conditions on Shrinkage and Residual Stresses, *Poly. Eng. Sci.*, Vol. 35, pp. 365~383.
- [19] L. W. Morland, E. H. Lee, 1960, Stress analysis for linear viscoelastic materials with temperature variation, *Trans. Soc. Rheol.* Vol. 4, pp. 233~263.
- [20] G. D. Shyu, A. I. Isayev, 1993, Residual Birefringence in Amorphous Plastic Products, *SPE ANTEC Tech Papers*, Vol. 39, pp. 1673~1677.
- [21] X. Guo, A. I. Isayev, 1999, Residual Stresses and Birefringence in Injection Molding of Semicrystalline Polymer II. Experiment and Simulation, *Int. Polym. Proc.*, Vol. 14, pp. 387~398.
- [22] O. S. Narayanaswamy, R. Gardon, 1969, Calculation of residual stresses in glass, *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 52, No. 10, pp. 554~558.
- [23] G. D. Shyu, A. I. Isayev, C. T. Li, 2001, Photoviscoelastic Behavior of Amorphous Polymers during Transition from the Glassy to Rubbery State, *J. Polym. Sci.*, Vol. 39, pp. 2252~2262.
- [24] G. D. Shyu, A. I. Isayev, 1992, Residual Thermal Birefringence in Quenched Amorphous Polymers, *SPE ANTEC Tech Papers*, Vol. 38, pp. 549~553.
- [25] G. D. Shyu, A. I. Isayev, C. T. Li, 2003, Residual Thermal Birefringence in Freely Quenched Plates of Amorphous Polymers: Simulation and Experiments, *J. Polym. Sci., Phys.*, Vol. 41, pp. 1850~1867.
- [26] G. D. Shyu, 1993, Birefringence and Residual Stresses in Molded Articles of Amorphous Polymers, Ph. D. Thesis, The University of Akron.
- [27] R. Wimberger-Friedl, R. D. H. M. Hendriks, 1989, The measurement and calculation of birefringence in quenched polycarbonate specimens, *Polymer*, Vol. 30, pp. 1143~1150.