

사출/압축 성형 Center-Gated 디스크에서의 잔류 응력과 복굴절의 수치 해석 (I) - 모델링 및 기본 결과 -

이영복* · 권태현† · 윤경환**

(2002년 3월 13일 접수, 2002년 8월 8일 심사완료)

Numerical Analysis of Residual Stresses and Birefringence in Injection/Compression Molded Center-gated Disks (I) - Modeling and Basic Results -

Young Bok Lee, Tai Hun Kwon and Kyunghwan Yoon

Key Words : Residual Stress(잔류응력), Birefringence(복굴절), Injection Molding(사출성형), Injection/Compression Molding(사출압축성형), Free Volume Theory(자유체적이론), Viscoelasticity(점탄성), Photoviscoelasticity(광점탄성)

Abstract

The present study has numerically predicted both the flow-induced and thermally-induced residual stresses and birefringence in injection or injection/compression molded center-gated disks. Analysis system for entire molding process was developed based on an appropriate physical modeling including a nonlinear viscoelastic fluid model, stress-optical law, a linear viscoelastic solid model, free volume theory for density relaxation phenomena and a photoviscoelasticity and so on. Part I presents physical modeling and typical numerical analysis results of residual stresses and birefringence in the injection molded center-gated disk. Thermal residual stress was found to be extensional near the center, compressive near the surface and tend to become toward tensional at the surface. A double-hump profile was obtained across the thickness in birefringence distribution: nonzero birefringence is found to be thermally induced, the outer peak is due to the shear flow and subsequent stress relaxation during the filling stage and the inner peak is due to the additional shear flow and stress relaxation during the packing stage. Predicted birefringence including both the flow-induced and thermally-induced one becomes quite similar to the experimental one.

1. 서론

광학적 제품에 있어서 복굴절은 광학 성능을 좌우하며, 휘어짐과 수축은 최종 제품의 사출성형품의 치수정밀도에 결정적이다. 따라서 광학제품의 사출성형에서 잔류 응력과 복굴절을 감소시키고 제어하는 것은 상당히 중요하다. 하지만 실제로

전체 사출 공정동안의 고분자 재료의 복잡한 거동에 대한 이해 부족으로 인하여 잔류응력과 복굴절 예측이 상당히 어려웠다. 따라서 이러한 고분자 재료의 복잡한 물리적 거동의 모델링을 통한 전체 공정의 전단현상 해석의 수치적 해석시스템을 개발하여 정확한 잔류 응력과 복굴절의 예측이 필수 불가결하다.

잔류 응력과 복굴절은 유동에 의한 부분과 열에 의한 부분으로 편의상 나눌 수 있다. 유동에 의한 복굴절과 잔류응력은 충전과 보압과정동안 고분자 체인의 변형과 냉각과정동안 불완전한 이완화에 의해 유발되는 것으로 알려져 있다. 반면에 열에 의한 잔류응력은 제품에서 온도 변화에 의해 발생 하는 대표적인 응력의 개념이다. 사출성형품에 관

* 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

E-mail : thkwon@postech.ac.kr

TEL : (054)279-2843 FAX : (054)279-5899

† 포항공과대학교 기계공학과

** 회원, 단국대학교 기계공학과

한한, 열에 의한 응력은 사출부터 탈형 후 까지 냉각동안 제품 내에서의 불균일한 수축으로 발생한다. 열에 의한 복굴절은 열에 의한 응력에 의해 유발되는 복굴절을 주로 의미한다. 대부분의 논문에서는 열과 유동에 의한 잔류응력과 복굴절은 독립적으로 나누거나 계산되어져 왔다. 하지만 실제 공정에서는 충전과 보압과정 등등에서 유동과 냉각이 동시에 이루어 지기 때문에 유동과 열에 의한 부분사이의 분명한 경계는 없다. 또한 사출성형의 전체 공정동안 성형품의 잔류 응력과 복굴절을 고분자와 열과 유동에 의한 부분을 동시에 고려하는 분명한 방법이 알려져 있지 않다.

유동에 의한 잔류 응력과 복굴절의 해석을 위하여 많은 연구자들이 Leonov 모델^(1,2)을 적용하였다. Isayev와 Hieber⁽³⁾가 평판 사이에서 Leonov 모델을 도입하여 충전과 냉각과정에서의 잔류응력과 복굴절을 예측하였다. Baaijens⁽⁴⁾은 사각평판에서 보압과정을 포함하는 사출성형에서의 잔류응력을 해석하였다. 특히 Baaijens은 유동영역에서는 압축성 Leonov 모델을 사용하였고 고화된 영역에서는 선형 Leonov 모델을 적용하였다. Flaman^(5,6)은 얇은 평판 사출품에서의 유동에 의한 복굴절을 예측을 위하여 압축성 Leonov 모델을 도입하여 해석하고 그 결과를 실험 결과와 비교하였다. 하지만 위에 언급된 Leonov 모델의 탄성변형텐서의 진화 방정식은 center-gated 디스크 등의 축대칭 유동에 대해서는 정확하지 못하였다. 권태현 등⁽⁷⁻¹⁰⁾은 정확한 진화방정식을 도입하여 center-gated 디스크에서의 복굴절을 해석하였으며 또한 사출/압축 성형으로 복굴절을 상당히 감소시킬 수 있음을 보였다.

최근에 열에 의한 응력에 대한 많은 연구들이 보고 되었다. Santhanam⁽¹¹⁾은 선형 점탄성 모델을 도입하여 사출성형품의 잔류 응력을 예측하였으나 예측된 결과가 실험 결과보다 훨씬 크게 예측되었다. Bushko and Stokes^(12,13)는 두 평판 사이의 고분자 재료의 고화 거동에서의 잔류응력과 수축을 연구하였다. 그러나 이러한 연구들은 사출성형 중의 급속 냉각에서의 밀도 이완화 현상을 고려하지 않았다. 자유체적이론에 바탕을 두고 Shyu와 Isayev⁽¹⁴⁾는 열에 의한 복굴절을 예측하고 자유냉각 시편에서의 복굴절을 측정하여 비교하였다. 또한 Shyu⁽¹⁵⁾와 Isayev는 center-gated 디스크에서의 열에 의한 복굴절을 포함한 복굴절을 예측하였으나 열적 잔류 응력에 대한 변형의 적절한 경계조건을 도입하지 않은 것으로 보인다. Ghoneim과 Hieber⁽¹⁶⁾는 밀도 이완화 현상을 도입하여 사출성형 품에서의 잔류 응력을 예측하여 밀도 이완화 현상이 열적 잔류 응력 진화에 크게 영향을 끼침을 지적하였다. 하지만 어떠한 실험적인 결과와 수치해석 결과의 비교가 이루어 지지 않았다.

본 연구에서는 center-gated 디스크에서의 유동과 열에 의한 복굴절과 잔류응력을 예측하는 시스템을 적절한 물리적 수치적 모델링을 바탕으로 개발하였다. 유동에 의한 부분으로는 Leonov 모델과 광응력법칙(stress-optical law)를 적용하였으며, 선형 점탄성 모델, 광점탄성 모델, 자유 체적이론을 도입하여 열에 의한 복굴절과 잔류응력을 예측하였다. 본 연구는 비유동 온도(no-flow temperature)를 정의하여 그 이상의 온도에서는 고분자 재료를 비선형 점탄성 유동으로 그 이하의 온도에서 선형 점탄성 고체로 가정하여 조직적인 방법으로 전체 공정에 대한 해석을 시도하였다. 또한 열적 잔류 응력의 해석에서 캐버티 내부 압력에 의한 구속 조건에 대하여 특별한 주의를 기울였다.

2. 이론

금형 캐버티에 들어 가는 용융 고분자 재료는 차가운 금형을 통한 냉각에 의해 고화 되게 된다. 이러한 유체에서 고체로의 상 변화는 물리적 모델링과 그에 해당하는 해석시스템에 적절하게 포함되어야 한다. 본 연구에서는 물질의 상태에 따른 두 가지의 물리적 모델링을 도입하였다.

충전과 보압과정에서의 비유동 온도 이상에서의 액체 상태의 고분자에 관하여는 비선형 점탄성 구성방정식으로는 Leonov 모델을 적용하였고 광응력 법칙을 사용하여 복굴절을 계산하였다. 이러한 과정에서의 복굴절이 보통 유동에 의한 복굴절로 언급되어진다. 대조적으로 비유동 온도 이하의 고체 상태의 고분자에 대하여는 선형 점탄성 모델이 구성방정식으로 사용되었고, 광점탄성식을 사용하여 복굴절을 계산하였다. 복굴절은 선형 점탄성 변형에 의하여 변화할 것이다. 이러한 변화에 의한 복굴절이 본 연구에서는 열에 의한 복굴절로 언급되어진다. 특별히 열에 의한 잔류 응력과 복굴절의 연구에서는 밀도 이완화 현상을 고려하는 것이 상당히 중요하다고 알려져 있다. 따라서 열적 잔류응력과 복굴절의 예측에 있어 자유 체적 이론에 바탕을 둔 유효 온도(effective temperature) 개념을 도입하였다.

비유동 온도는 보통 유리전이온도보다 높다고 알려져 있지만 분명히 정해지진 않는다. 본 연구의 수치해석에서는 비유동 온도(no-flow temperature)로서 유리전이온도 보다 30 °C 높은 온도로 정하였다.

2.1 유체상태 고분자 재료의 지배방정식

Fig. 1에 축 대칭 얇은 디스크 형상에 대하여 충전과 보압과정에서의 질량, 운동량과 에너지 보존식은 Hele-Shaw 근사를 도입하면 다음과 같다.⁽¹⁷⁾

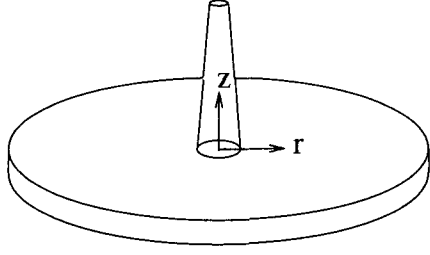


Fig. 1 A center-gated disk with a coordinate system

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r v_r) = 0 \quad (1)$$

$$0 = -\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} \quad (2)$$

$$0 = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} \quad (3)$$

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \tau_{rz} \frac{\partial v_r}{\partial z} \quad (4)$$

여기서 r, z 는 각각 반지름과 두께 방향을 나타내며, 두께 방향 속도 성분(v_z)은 Hele-Shaw 근사에 의해 무시되었다. 지배방정식에 관계된 경계 조건은 다음과 같다.

$$v_r = 0 \quad \text{at } z = b \quad (5)$$

$$T = T_w \quad \text{at } z = b \quad (6)$$

$$\tau_{rz} = 0 \quad \text{at } z = b \quad (7)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad \text{at } z = 0 \quad (8)$$

여기서 b 는 두께의 반이다.

유동에 의한 잔류 응력과 복굴절을 예측하기 위하여 비선형 모델인 Leonov 모델을 적용하였다. Leonov 모델은 다음과 같이 표현되어질 수 있다.^(2,3)

$$\tilde{\tau} = 2\eta_0 s \tilde{d} + \sum_{k=1}^N \frac{\eta_k}{\theta_k} \tilde{c}_k \quad (9)$$

$$\tilde{c}_k^v - \tilde{c}_k (\tilde{d} - \tilde{d}_k^p) - (\tilde{d} - \tilde{d}_k^p) \tilde{c}_k = 0$$

$$\tilde{d}_k^p = \frac{1}{\eta_k} \left[\left(\tilde{c}_k - \frac{I_{k,1}}{3} \tilde{I} \right) - \left(\tilde{c}_k^{-1} - \frac{I_{k,2}}{3} \tilde{I} \right) \right] \quad (10)$$

여기서 $\tilde{\tau}$ 는 점수압을 제외한 응력 텐서, \tilde{d} 변형률텐서, s 는 0과 1 사이의 유변학적 변수, \tilde{c}_k 는 고분자 재료의 k 번째 모드의 Finger 변형텐서이다. 또한 η_k 와 θ_k 는 각각 k 번째 모드의 점성계수와 이완화 시간이다. 그리고 \tilde{d}_k^p 는 비가역(irreversible) 변형률텐서, I_1, I_2 는 Finger 변형텐서의 기본적 불변량(invariants), 그리고 $()^v$ 는 upper convected derivative 를 나타낸다. 또한, 온도와 변형에 따른 구성방정식을 표현하기 위하여 열적 유변학적 간단성 개념에 바탕을 둔 WLF 이동인자(shift factor) 가 $\eta_k \theta_k$ 에 도입되었다.^(20, 21)

$$\eta_k(T) = \eta_k(T_0) \frac{a_T}{a_{T_0}} \quad (11)$$

$$\theta_k(T) = \theta_k(T_0) \frac{a_T}{a_{T_0}} \quad (12)$$

$$a_T = \begin{cases} a_{T_g} & \text{if } T \leq T_g \\ \exp \left[-\frac{c_1(T - T_{ref})}{c_2 + (T - T_{ref})} \right] & \text{if } T > T_g \end{cases} \quad (13)$$

보압과정에서 압축성을 고려하기 위하여 Tait equation 을 사용하여 온도와 압력의 함수로서 밀도를 다음과 같이 정의하였다.^(20, 21)

$$\rho(T, p) = \rho_0(T) \left(1 - C \ln \left[1 + \frac{p}{B(T)} \right] \right)^{-1} \quad (14)$$

식 (14)에서 다음과 같은 식이 정의 된다.

$$C = 0.0894 \quad (15)$$

$$\frac{1}{\rho_0(T)} = \begin{cases} b_{1,u} + b_{2,u}(T - b_5) & \text{for } T > T_g \\ b_{1,s} + b_{2,s}(T - b_5) & \text{for } T \leq T_g \end{cases} \quad (16)$$

$$B(T) = \begin{cases} b_{3,u} \exp(-b_{4,u}T) & \text{for } T > T_g \\ b_{3,s} \exp(-b_{4,s}T) & \text{for } T \leq T_g \end{cases} \quad (17)$$

$$T_g = D_2 + D_3 p \quad (18)$$

한편, 비유동 온도 이상에서의 고분자 재료의 복굴절은 다음의 광응력 법칙이 적용될 수 있다.^(3,22)

$$n_i - n_j = C(\sigma_i - \sigma_j) \quad (19)$$

여기서 C 는 광 계수이고 n_i 는 주응력 방향의 굴절계수와 σ_i 는 주응력이다.

2.2 고체상태 고분자 재료의 지배방정식

본 연구는 무결정 고분자 재료에 제한되어 결정화 효과는 고려되지 않았다. 비유동 온도 이하의 무결정 고분자 재료에 대하여 팽창 거동이 탄성인 등방성의 열 유변학적 선형 점탄성 물질로 가정되었다. 서로 다른 온도에서의 시간에 의존하는 전단응력은 일정한 온도에서 열 유변학적 간단성에 의하여 하나의 커브를 구성할 수 있다.⁽²³⁾

$$\mu_r(t) = \mu_r(t f(T)) \quad (20)$$

여기서 μ_r, μ_{Tr} 는 각각 온도(T)와 기준 온도(T_r)에서의 전단응력이고 $f(T)$ 는 이동 함수(shift function) 을 나타낸다. 위의 가정에 바탕을 둔 선형 점탄성 구성 방정식은 미소 변형 물질의 거동을 아래와 같이 표현할 수 있다.⁽²⁴⁾

$$s_{ij} = s_{0ij} + 2 \int_0^{\xi} \mu(\xi - \xi') \frac{\partial e_{ij}}{\partial \xi'} d\xi' \quad (21)$$

$$\sigma_{ii} = 3\kappa(\epsilon_{ii} - 3\alpha_0\Theta) \quad (22)$$

$$\Theta = \frac{1}{\alpha_0} \int_{T_0}^T \alpha(T') dT' \quad (23)$$

$$\xi = \int_0^t f(T) dt' = \int_0^t \frac{1}{a_T(T)} dt' \quad (24)$$

여기서 σ_{ij} 와 ϵ_{ij} 는 Cauchy 응력과 변형 텐서이고, s_{ij} , e_{ij} 는 그에 해당하는 deviatoric 텐서, s_{oij} 는 초기 시간(i.e., $t=0$)에서의 초기 응력 텐서, κ 는 물질의 체적탄성률(bulk modulus) 그리고 α_0 , α 는 각각 기본 온도(T_0)와 현재 온도(T)에서의 열팽창 계수를 의미한다. 마지막으로 식 (24)에 ξ 로 표시되는 물질시간(material time)은 온도와 shift factor 의 역사(history)에 의해 결정된다.

유리전이온도를 지나는 고분자 재료의 복굴절에 대하여 유리온도영역의 복잡한 광점탄성 거동을 고려하여 다음과 같은 광점탄성식이 알려져 있다. (14,25,26)

$$n_{ij} = n_{oij} + \int_0^\xi C_\epsilon (\xi - \xi') \frac{\partial e_{ij}}{\partial \xi'} d\xi' \quad (25)$$

여기서 C_ϵ 는 광변형 계수이고, n_{oij} 는 초기 시간(i.e., $t=0$)의 초기 복굴절이다.

온도에 관한, 식 (4)는 고분자 재료가 금형 내부에 있을 동안 유효하다. 전체부분의 온도가 굳는온도(T_g)보다 낮아 졌을 때, 금형으로부터 사출품을 탈형 시킬 수 있다. 탈형됐을 때 사출품은 공기에 노출되게 되며, 이러한 사출성형품의 온도 분포를 고려하기 위하여 일차원의 열전도 식이 다음과 같이 적용되었다:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (26)$$

관계된 경계조건은 다음과 같다.

$$\begin{cases} \frac{\partial T}{\partial z} = 0 & \text{at } z = 0 \text{ for } t > t_{\text{ejection}} \\ -k \frac{\partial T}{\partial z} = h_c (T - T_c) & \text{at } z = b \text{ for } t > t_{\text{ejector}} \end{cases} \quad (27)$$

식 (26)을 계산하는데 두께 방향으로의 초기 온도로서 탈형 순간의 식 (4)의 온도분포가 주어졌다.

한편, 고분자 재료가 사출성형동안 불균일한 급속 냉각을 거칠 때, 고분자는 주로 비평형 상태이다. 자유체적이론에 따르면 고분자 재료는 다음의 정의에 의한 부분자유체적을 가지게 된다.

$$\delta = \frac{v(t) - v_\infty(T, p)}{v_r} \quad (28)$$

여기서 δ 부분 자유 체적, v , v_∞ , v_r 는 각각 현재시간의 체적, 평형상태의 체적, 기준 온도에서의 평형체적을 의미한다. 자유체적이 다음의 일차의 비율식(rate equation)으로 가정되었다. (15)

$$\frac{d\delta}{dt} = -\frac{\delta}{\tau} - \Delta\alpha \frac{dT}{dt} \quad (29)$$

여기서 $\Delta\alpha = \alpha_l - \alpha_s$, 유체와 고체의 열팽창계수차이며, τ 는 자유체적의 이완화 시간이다. “유효” 온도는 자유체적의 양으로 비평형 상태를 표현하기 위하여 도입되었다.

$$T_{\text{eff}} = T + \frac{\delta}{\Delta\alpha} \quad (30)$$

따라서 실제온도보다 “유효” 온도를 사용하여 물질시간(ξ)과 가상 온도(Θ) 를 식 (24)와 (23)을 대치하면서 아래와 같이 재정의되었다.

$$\xi = \int_0^t f(T_{\text{eff}}) dt' = \int_0^t \frac{1}{a_T(T_{\text{eff}})} dt' \quad (31)$$

$$\Theta = \frac{1}{\alpha_0} \int_{T_0}^{T_{\text{eff}}} \alpha(T') dT' \quad (32)$$

2.3 잔류응력과 복굴절

유동에 의한 부분과 열에 의한 부분은 주로 분리하거나 독립적으로 계산되어져 왔다. 그리고 전체적인 잔류응력과 복굴절을 표현하기 위하여 계산적으로 간단히 합쳐지곤 했다. 하지만, 수치적 합계에 대한 이론적인 기본식은 아직 분명하게 언급되어지지 않고 있다. 하지만 본 연구에서는 일괄적인 방법으로 유동과 열에 의한 부분은 고려하려고 시도하였다.

액체상태로 금형에 주입된 용융수지는 급속냉각에 의해 점차로 고화상태로 바뀌게 된다. 위의 부분에서 언급했듯이, 유동에 의한 부분에는 Leonov 모델을 적용하였다. 이러한 유동동안 속도구배에 의해 탄성응력이 생겨나고 점차 이완화 과정을 거치다 결국에 굳는온도(frozen temperature)에서 잔류응력과 복굴절은 멈추게 된다. Finger 변형 텐서에 의해 결정되는 잔류응력을 유동에 의한 잔류응력이라 불리며 광응력 법칙에 의해 그에 상응하는 유동에 의한 복굴절이 결정된다.

고분자 물질이 비유동 온도이하로 떨어지면 구성방정식이 선형점탄성 모델로 치환되어 응력을 계산하게 되어진다. 응력에 관한 멈춰진 유동에 의한 잔류응력은 식 (21)의 초기 응력, s_{oij} , 로 간주 되어지며 그 이후의 응력 증가는 식 (21)의 선형 점탄성식에 의해 결정되어진다. 식 (21)의 오른쪽 적분 부분이 열에 의한 잔류응력이며 식 (21)의 왼쪽 부분은 분명 전체 잔류응력이라고 불릴 수 있다. 또한 복굴절에 대하여는 식 (25)를 사용하여 유동에 의한 복굴절을 초기 복굴절로 간주하여 식 (25)의 오른쪽 적분 부분은 열에 의한 복굴절로 간주되어 진다. 그리하여 식 (25)의 왼쪽 부분은 전체 복굴절이 된다.

많은 발표된 논문들은 열적 잔류응력을 고려함에 유동에 의한 부분을 고려하지 않았다. 또한 금형 밖에서 잔류응력의 두께방향으로의 합은 영을 만족해야 한다. 이러한 연구에서 유동에 의한 부분의 무시는 오류의 원인으로 보여진다. 하지만 본 연구의 결과에 의하여 대부분의 경우에 유동에 의한 잔류응력의 크기가 열에 의한 부분보다 십분의 일의 크기 보다 작았다. 그러므로 식 (21)에서 초기 잔류응력, s_{oij} ,을 무시하더라도 하더라도 대부분의 경우에 잔류응력의 분포에 크게 영향을 끼치지 못하게 된다.

잔류응력의 경우와는 반대로 복굴절에 관하여는

유동에 의한 부분이 열에 의한 복굴절보다 상대적으로 크다. 또한 권태현 등⁽⁷⁻¹⁰⁾의 몇몇 연구자들에 의해 중심면에서의 유동에 의한 잔류응력이 완전히 이완하여 유동에 의한 복굴절이 영이 되지만, 실험에 의한 결과는 분명히 중심면에서 영이 아닌 복굴절을 보여준다. 이러한 중심에서의 영이 아닌 복굴절은 보통 열에 의한 복굴절로 기인한다. 따라서 본 연구는 유동과 열에 의한 부분 둘 다를 고려하고자 한다.

편의상 본문에서 언급된 유동과 열에 의한 전통적인 단어를 사용하였다. 따라서 다음 식은 각각의 부분에 대하여 다음과 같이 도입되어 질 수 있다.

$$n_{ij} = n_{ij}^f + n_{ij}^h \quad (33)$$

여기서 n_{ij}^f, n_{ij}^h 는 각각 유동과 열에 의한 굴절률 텐서이다. 복굴절(Δn)은 center-gated 디스크에서의 $r-z$ 평면에서의 복굴절을 의미한다.

$$\Delta n = n_r - n_z \quad (34)$$

3. 수치 해석

유동과 열에 의한 복굴절과 잔류응력을 예측하기 위해서는 충전, 보압, 냉각 심지어 탈형 후의 사출성형 전 공정에 대해 고려해야 한다. 전체 수치해석의 개략도가 Fig. 2에 보여진다. 탈형 후의 유동에 의한 부분이 고정되어 후탈형(post-ejection) 과정에서는 오직 열에 의한 부분만 고려되었다. 충전과 보압과정동안 금형 표면 가까이의 물질은 비유동 온도 이하로 떨어지지만 대부분의 중심 부분의 물질은 여전히 온도가 높다. 따라서 지역의 온도에 따라 유동 또는 고체의 지배방정식을 적용하여야 한다. 이러한 관점에서 유동에 의한 응력과 복굴절은 중심부분에서 결정되며 열에 의한 부분은 고화된 영역에서 충전과 보압과정에서 결정된다. 심지어 보압과정 동안 전체 두께에서 비유동 온도 이하로 떨어질 수도 있다. 이러한 영역에서는 그 이후로 오직 열에 의한 잔류응력과 복굴절만 계산되어질 것이다.

본 연구에서 개발된 수치해석 방법에 대하여 유동에 의한 부분은 간단히 열에 의한 부분은 상세히 설명하였다.

3.1 유동에 의한 잔류응력과 복굴절

충전과 냉각과정사이의 유동에 의한 응력과 복굴절은 질량, 운동량 그리고 에너지 식을 이용하여 결정되어 질 수 있다. 액체상태 고분자에 바탕을 둔 수학적 모델링과 그에 해당하는 수치적 모델링은 이전 연구에서 이미 언급되었다. 본 연구에서는 전 연구^(7,9)와 동일한 수치 알고리즘을 도입하였다. 수치 알고리즘은 다음과 같이 간단화

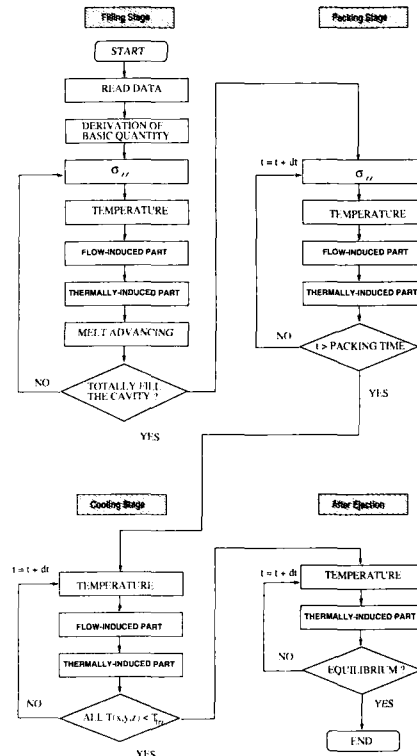


Fig. 2 Schematic diagram of numerical analysis procedure for the injection molding process

될 수 있다. 게이트에서 속도장이 주어진다. 유동 선단을 전진시킨다. 온도장을 구한다. Finger 변형 텐서의 진화방정식을 적분한다. 속도장을 계산한다. Tait 식으로 밀도를 구한다. 충진이 끝날 때까지 위의 과정을 반복한다. 또한 충전 과정이 끝난 후에 유동 선단전진 과정을 생략한 채로 전체과정에 대하여 온도가 균온온도(T_{frc}) 이하로 떨어질 때까지 반복한다. 이 부분에 대한 자세한 수치해석 방법에 관하여는 권태현 등^(7,9)의 이전 논문에 제시되어 있다.

고분자 재료의 온도가 비유동 온도 이하가 되면 위의 유동에 의한 부분을 계산 중이라도 다음에 제시된 열에 의한 응력과 복굴절 계산을 위하여 수치해석시스템으로 치환될 것이다.

3.2 열에 의한 잔류응력과 복굴절

열과 유동해석을 수행하는 동안 각 시간에서 압력과 온도의 분포를 얻을 수 있다. 열에 의한 잔류응력과 복굴절에 대한 해석은 유동이 멈춘 영역에 제한된다. 즉, 온도가 비유동 온도 보다 낮은 부분에 대한 부분이다.

$$T(r, z, t) \leq T_{mf} \quad (35)$$

이 부분에서 변형의 증가가 충분히 작아서 선형 점탄성 모델이 적용 가능하다. 구성방정식 식 (21)

과 (22)로부터 평판에 대하여 다음의 식을 얻을 수 있다.

$$\sigma + p = 2 \int_0^\xi \mu (\xi - \xi') \frac{\partial}{\partial \xi'} (\varepsilon - \varepsilon_{33}) d\xi' \quad (36)$$

$$2\sigma - p = 3K(2\varepsilon + \varepsilon_{33} - 3\alpha_0\Theta) \quad (37)$$

여기서 $\sigma_{33} = -p$ and σ ($\sigma = \sigma_{11} = \sigma_{22}$) 과 ε ($\varepsilon = \varepsilon_{11} = \varepsilon_{22}$) 은 각각 평면 방향의 응력과 변형이며 다른 전단응력과 변형은 무시되었다. 즉, $\sigma_{ij} = 0$ and $\varepsilon_{ij} = 0$ if $i \neq j$. 잔류응력 σ 은 평판의 각 부분에서 두께 방향으로의 함수임에 주의해야 한다.

각각의 두께마다 평면 응력을 결정함에 있어 각 지점마다 평면구속타입에 대하여 고려하여야 한다. 본 연구에서는 휘어짐에 대해서는 고려하지 않았다. 평면 구속에 대하여는 다음의 두 가지 다른 구속 조건이 있다. 즉 냉각이 어떻게 이루어 지느냐에 따라 i) 자유 냉각(free quenching)과 ii) 구속 냉각(constrained quenching)으로 나누어 진다.

i) 자유 냉각(외력이 작용치 않음): 자유 냉각은 어떠한 외부의 힘이 작용하지 않아 평면 변형에 대하여 구속 없이 자유로운 경우를 지칭한다. 자유 냉각은 온도가 균일한 플라스틱 부분이 차가운 액체 속에 놓여 질 때 일어난다. 또한 Fig. 3(a) 처럼 심지어 금형 안에서도 어떠한 힘이 작용하지 않는다면 생겨날 수도 있다. 이러한 경우에는 두께 방향의 수축으로 인하여 금형과 사출품 사이의 작은 틈이 생겨서 이로 인하여 자유 냉각처럼 평면변형이 자유로이 허용되어 질 수 있다. 이러한 추측을 통하여, 본 연구에서는 금형 표면에 어떠한 힘도 가해지지 않을 때 평면변형이 자유로이 허용될 수 있다고 가정하였다.

이러한 경우에 대하여 다음의 응력 평형식이 만족되어야 한다.

$$\int_0^h \sigma(z) dz = 0 \quad (38)$$

여기서 z 는 '3' 방향과 동일하다. 평면응력분포를 위한 계산 방법은 아래와 같다. 평면변형에 관한한 전체 두께 방향의 단면은 냉각 중에도 단면으로 유지된다고 가정하였다. 따라서 일정시간동안 평면변형의 증가는 두께 방향으로 일정하다. 그러므로 평면변형에 관하여 다음의 식을 적용하였다.

$$\varepsilon^{j+1}(z) = \varepsilon^j(z) + \Delta\varepsilon^{j+1} \quad (39)$$

여기서 위 첨자 j 는 현재의 시간을 나타내며, $j+1$ 은 다음 시간을 표시한다. $\Delta\varepsilon^{j+1}$ 는 식 (36)과 (37)에서 식 (38)을 만족하는 일정 값으로 결정되어 진다.

ii) 구속 냉각(평면 변형 허용되지 않음): 구속냉

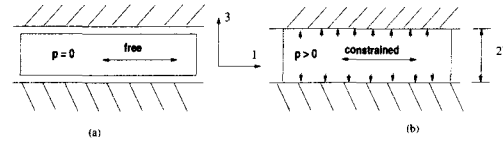


Fig. 3 Schematic diagram of lateral constraint types (a) free quenching: lateral deformation is freely allowed when pressure is not applied to a mold (b) constrained quenching: no lateral strain is allowed when pressure is applied to a mold

각은 평판에 평면변형이 일정시간 동안 허용되지 않는 경우를 지칭한다. 사출성형공정에서 평면변형이 허용되지 않는 것은 다음의 두 가지 경우가 있다. Fig. 3(b)처럼 금형 표면으로 수직응력이 작용하고 있거나 금형 안에서 복잡한 형상으로 인한 형상적 구속에 의한 평면변형이 허용되지 않는 경우이다.

이런 경우에는 어떠한 평면변형이 허용되지 않기 때문에 no-flow 온도를 지나면서 결정된 초기 변형이 구속 냉각과정동안 유지되게 된다. 따라서 다음의 식이 적용되어 질 수 있다.

$$\varepsilon(z, t) = \varepsilon_0(z) = -\frac{P_0}{3K} \quad (40)$$

여기서 p_0 온도가 no-flow 온도에 도달한 압력으로 서 따라서 ε_0 는 두께 방향의 각 레이어마다 변화 할 수가 있다. 식 (36)과 (37)을 위의 조건 식 (40) 을 이용하여 평면응력을 예측할 수 있다.

일반적인 사출성형품에서는 좀더 복잡한 경계조건이 고려되어야 한다. Hieber 등⁽¹⁶⁾ 은 전통적인 구속조건 즉 탈형 때까지는 구속냉각을 탈형 이후에는 자유냉각조건을 고려하였다. 하지만 Jansen 등^(27,28) 은 압력이 영이 되거나 작을 때 평면수축이 발생할 수 있다고 보고하였다. 심지어 사각 평판이나 center-gated 디스크에서는 금형 안에서도 평면변형을 위한 수축이 생겨날 수 있다고 알려져 있다. 위에서 언급했듯이 본 연구에서는 다음과 같은 방법을 제안하였다: 사출품에서 그 위치에서의 압력의 값이 영이 아니면 구속냉각조건이 적용되었고 캐버티의 압력이 영이 되면 자유냉각이 적용되었다. 본 연구에서는 이러한 제안된 방법을 사용하여 잔류응력과 복굴절의 분포를 연구하였다 물론 평면변형이 복잡한 형상에 의해 제한된다면 구속냉각 조건이 탈형 때까지 적용되어야 한다.

한편, 열에 의한 잔류응력 해석으로부터 ε , ε_{33} 가 결정되어지면 식 (25)와 식 (34)에 의해 열에 의한 복굴절이 다음과 같이 계산되어 질 수 있다.

$$\Delta n^h = \int_0^\xi C_\varepsilon (\xi - \xi') \frac{\partial (\varepsilon - \varepsilon_{33})}{\partial \xi'} d\xi' \quad (41)$$

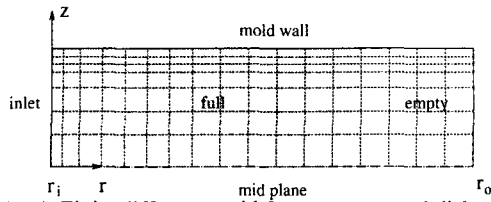


Fig. 4 Finite difference grid for a center-gated disk

Table 1 Properties of Polystyrene and Basic Processing Conditions

Basic Processing Conditions			
Q	$23.8 \text{ cm}^3/\text{sec}$	T_m	493 K
T_w	313 K		
Convection Heat Boundary Condition			
h_x	$4.7 \times 10^3 \text{ erg/s cm}^2 \text{ K}$	T_x	293 K
Thermal Characteristics			
$b_{1,l}$	$1.00 \text{ cm}^3/\text{g}$	$b_{1,s}$	$1.00 \text{ cm}^3/\text{g}$
$b_{2,l}$	$5.718 \times 10^{-4} \text{ cm}^3/\text{g-K}$	$b_{2,s}$	$2.304 \times 10^{-4} \text{ cm}^3/\text{g-K}$
$b_{3,l}$	239.5 g/cm-sec^2	$b_{3,s}$	280.5 g/cm-sec^2
$b_{4,l}$	$4.112 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$	$b_{4,s}$	$2.810 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$
b_5	423 K		
D_2	365.5 K	D_3	$0.023 \text{ cm-K-sec}^2/\text{g}$
$c_{p,l}$	$2.0 \times 10^7 \text{ erg/g-K}$	$c_{p,s}$	$1.4 \times 10^7 \text{ erg/g-K}$
$k_{,l}$	$1.5 \times 10^7 \text{ erg/cm-sec-K}$	$k_{,s}$	$1.7 \times 10^7 \text{ erg/cm-sec-K}$

4. 결과 및 토론

본 연구에서는 Fig. 1에 보이는 직경 10.16 cm, 두께 2.01 mm의 사출성형공정에 의한 center-gated 디스크 제품에 대하여 광범위한 해석을 수행하였다. 수치해석에 사용된 재료는 폴리스티렌(polystyrene) 수치이다. 수치해석에 사용된 유한차분격자는 Fig. 4와 같이 r_i 는 0.5 cm, 격자수는 반지름 방향으로 37개 두께 방향으로 50개이다.

본 논문 (1)에서는 먼저 자유 냉각 실험데이터를 근사화하여 기준온도에서의 자유체적의 이완화 시간을 결정하고 하나의 사출성형 공정에 대한 잔류응력과 복굴절의 분포를 보여 줄 것이다. 본 연구의 결과는 동일한 형상과 성형 조건의 실험결과와 비교되었다.

4.1 물성데이터 및 사출성형공정조건

물성데이터와 기본성형공정은 Table 1, 2 와 3 에 제시되어 있다. 기준온도에서 시간에 의존하는 함수로서 전단응력과 광변형계수가 열에 의한 잔류응력과 복굴절을 계산하는데 필요하다. 시간이 지남에 따라 식 (36)을 효율적으로 적분하기 위하여 다음과 같이 프로니 시리즈 확장이 도입되었다.

Table 2 Rheological Properties of Polystyrene

s	0.09	T_0	463 K
$\theta_1(T_0)$	0.800 sec	$\eta_1(T_0)$	$5.44 \times 10^4 \text{ g/cm-sec}$
$\theta_2(T_0)$	0.027 sec	$\eta_2(T_0)$	$1.50 \times 10^4 \text{ g/cm-sec}$
c_1	20.378	c_2	101.6 K
T_{ref}	407 K	T_{frz}	373 K
C	$-4.8 \times 10^{-10} \text{ cm}^2/\text{dyne}$		
A_1	19.79	A_2	68.93 K
A_3	34.55	A_4	0.23 K^{-1}
T_r	382.6 K		

Table 3 Prony-Series Constants for the Shear Modulus and Strain-Optical Coefficients at $T_r=109.6 \text{ }^\circ\text{C}$

	j-th relaxation modulus $\mu_j(\text{dyne/cm}^2)$	j-th relaxation time $\tau_j(\text{sec})$	j-th strain-optic coefficient C_a	j-th relaxation time $\lambda_j(\text{sec})$
1	2.32×10^9	9.976×10^{-4}	1.084×10^{-2}	3.928×10^{-2}
2	4.34×10^9	9.976×10^{-3}	1.285×10^{-2}	2.883×10^0
3	1.12×10^9	9.976×10^{-2}	9.000×10^{-3}	3.600×10^1
4	1.16×10^6	9.976×10^{-1}	1.000×10^{-2}	1.200×10^2
5	7.86×10^6	9.976×10^0	-1.600×10^{-2}	8.000×10^2
6	1.68×10^5	9.976×10^1	-4.907×10^{-3}	3.263×10^3
7	2.70×10^5	9.976×10^2	-1.054×10^{-3}	7.576×10^3
8	1.63×10^6	9.976×10^3	-3.000×10^{-3}	2.698×10^5
9			-1.007×10^{-3}	1.743×10^7
10			-2.268×10^{-4}	2.688×10^8

$$\mu(\zeta) = \mu_0 + \sum_{j=1}^N \mu_j \exp^{-\zeta/\tau_j} \quad (42)$$

Fig. 5 에서 보듯이 8 개 모드의 프로니 시리즈로 표현되어졌으며 Table 3 에 각각의 모드의 전단응력과 이완화 시간이 제시되었다. 또한 무한 시간에서의 전단응력 계수, μ_0 , 로 $2.64 \times 10^4 \text{ dynes/cm}^2$ 를 사용하였다. 광계수 또한 식 (41)에 보이는 적분을 효과적으로 수행하기 위하여 프로니 시리즈로 표현 되어졌다.

$$C_e(\xi) = \sum_{i=1}^n C_{ei} \exp^{-\xi/\lambda_i} \quad (43)$$

Fig. 6에서 보듯, Shyu⁽¹⁵⁾의 실험데이터를 근사하여 10개 모드의 프로니 시리즈로 표현하였다. Table 3 에 각 모드에 해당하는 광변형계수와 이완화 시간이 제시되었다.

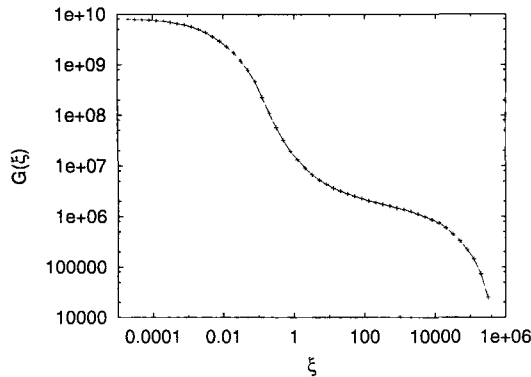


Fig. 5 Master curve of the shear modulus for PS with the reference temperature of 109.6 °C

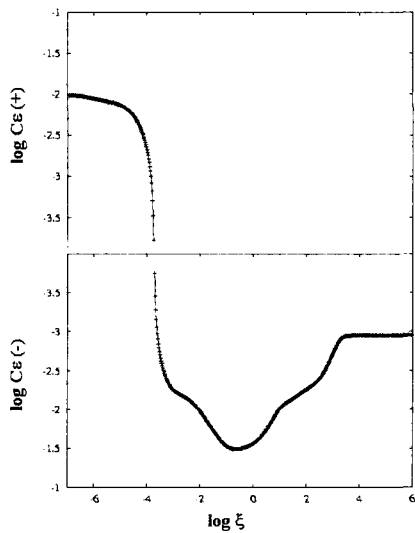


Fig. 6 Master curve of the strain-optical coefficient for PS with the reference temperature of 97.0 °C

한편, 시간과 온도의 이동함수(shift function) 이 기준 온도에서의 전단응력과 광계수에 대한 물질 시간을 얻기 위하여 정의 되었다. 본 연구에서는 높은 온도에서 WLF 형태의 이동인자(shift factor) 가 도입되었고, 낮은 온도에서는 Arrhenius 타입의 식이 아래와 같이 도입되었다.

$$a_T = \begin{cases} \exp \left[\frac{A_1(T - T_r)}{A_2 + T - T_r} \right] & \text{if } T > T_r - 20 \\ \exp [A_3 - A_4(T - 273)] & \text{if } T \leq T_r - 20 \end{cases} \quad (44)$$

여기서 A_1, A_2, A_3, A_4 과 T_r 은 Table 2 에 제시된 물질 상수이다. 또한 자유체적의 이완화 시간에 대하여도 동일한 이동인자를 사용하여 표현하였다.

$$\tau = \tau_0 a_T \quad (45)$$

여기서 τ_0 는 기준온도에서의 자유 체적의 이완화 시간이다. 기준온도에서의 이완화 시간을 결정하

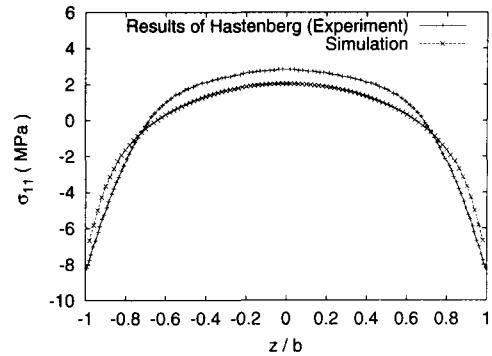


Fig. 7 Thermal residual stresses in free quenching case. (Initial temperature 135 °C, Surface temperature 23 °C)

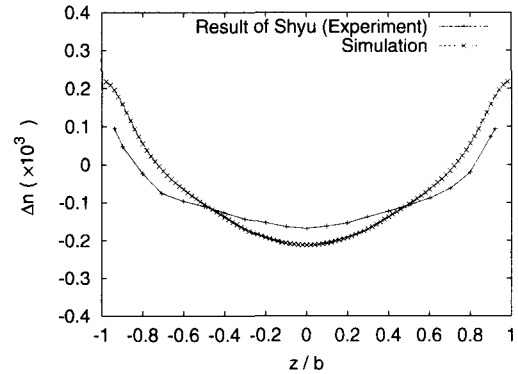


Fig. 8 Thermal residual birefringence in free quenching case. (Initial temperature 120 °C, Surface temperature 25 °C)

는 법에 대하여 다음 단원에 제시하겠다.

4.2 체적 이완시간의 결정과 급냉 결과

등온하에서 체적의 직접적인 변화를 측정하는 것은 어려운 일이다. 불행히도, 식 (28)에 직접 적용할 수 있는 적절한 데이터가 없는 실정이다. 그런 까닭에 본 연구에서는 기준온도에서 자유체적의 이완화 시간, τ_0 , 을 자유 냉각 실험에서의 잔류 응력과 복굴절 분포로부터 수치해석을 통한 결과와 근사화 시켜 결정하는 간접적인 방법을 제시하였다. τ_0 를 근사화 시키기 위한 실험데이터는 각각 Hastenberg 등⁽²⁹⁾ 과 Shyu⁽¹⁵⁾로부터 얻어졌다. 해당하는 실험에 대하여 수치모사동안 표면에서는 대류 열전달 경계조건이 도입되었으며, 물에서의 열전달 계수는 Isayev 등⁽³⁰⁾이 사용한 $1.47 \times 10^6 \text{ erg/s}\cdot\text{cm}^2\cdot\text{K}$ 값을 사용하였다.

이완화 시간이 잔류응력과 복굴절에 끼치는 영향에 대한 광범위한 연구 후에 자유냉각에 의한 실험 데이터를 비교적 정확히 예측할 수 있는 기준온도의 값으로 결정하였다. Fig. 7에서 보듯이, 135 °C

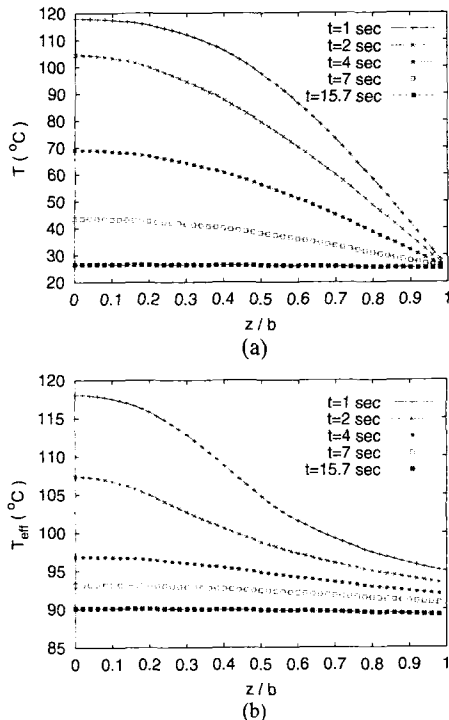


Fig. 9 The evolution of (a) real temperature T and (b) effective temperature T_{eff} in a sample quenched in 25 °C water (initial temperature of 120 °C, under pressure of 1.0 MPa for 2.1 sec)

에서 23 °C로 냉각하여 얻은 Hastenberg 등⁽²⁹⁾의 잔류응력의 실험값과 이완화 시간, τ_h , 을 0.15 sec로 정하여 얻은 수치해석 결과가 제시되었다. 또한 Fig. 8에서는 120 °C에서 25 °C로 냉각하여 얻은 실험적인 복굴절 결과와 동일한 이완화 시간을 적용하여 얻은 수치해석 결과가 비교되었다. Fig. 7과 8에서 보여 주었듯이, 수치해석 결과는 각각의 실험적 결과에 정성적이나 정량적으로 일치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 기준온도에서의 이완화 시간으로 실험 데이터를 가장 정확하게 근사하는 0.15 초로 결정되었다

4.3 급냉 시편에서의 수치적 결과

수치해석 시스템을 사출성형공정에 적용하기 전에 사출성형공정과 유사한 변형 경계조건을, 즉 일정시간동안 구속 냉각을 그 이후로 자유 냉각 조건을 거치는 평판에 대하여 급속 냉각을 적용하였다. 이러한 간단한 경우를 통하여 열에 의한 잔류응력과 복굴절의 진화와 두께 방향으로의 분포를 연구하였다. 초기 온도가 120 °C이며 주변 온도는 25 °C로 고정되었다. 1.0 MPa 압력 하에서 2.1 sec 동안 평면 변형을 억제되는 구속냉각 후에 자유냉각 과정을 거치게 된다. Fig. 9에서는 급속냉각 동안 실제 온도와 유효 온도의 진화를 보여준다.

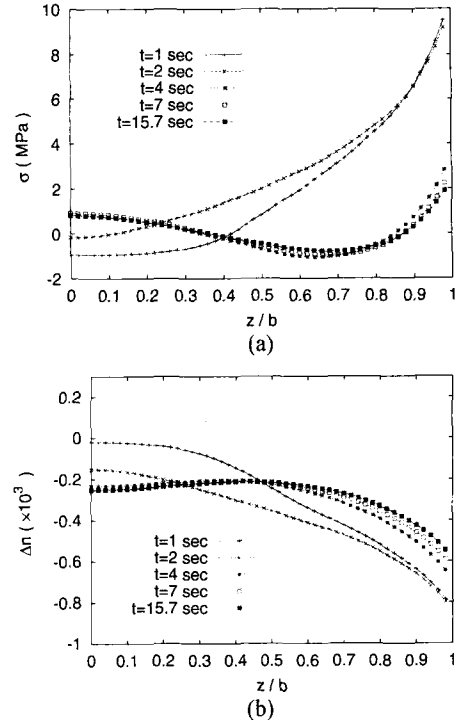


Fig. 10 The evolution of (a) thermal residual stress and (b) birefringence Δn in a sample quenched in 25 °C water (initial temperature of 120 °C, under pressure of 1.0 MPa for 2.1 sec)

시간이 지남에 따라 실제 온도는 주변 온도로 떨어지지만 유효 온도는 89 °C 정도에 도달한 이후 더 이상의 가시적인 변화를 보이지 않았다. Fig. 10에서는 열에 의한 잔류응력과 복굴절의 분포를 보여준다. 구속냉각이 적용되는 동안 표면에서의 인장응력이 유지되지만 구속조건이 제거되면 표면 부근의 응력이 급격히 떨어진다. 최종적인 잔류응력의 분포는 중심에서는 인장응력 이었다가 중간 레이어에서는 압축응력으로 변하지만 다시 표면 부근에서는 인장응력으로 바뀌는 모습을 보여 주었다. Fig. 10(b)에서 보듯이 복굴절의 분포에 있어서는 전체 두께 방향으로로는 -0.0002 에서 -0.0006 사이의 값이 예측되었다.

4.4 Center-gated 디스크에서의 해석 결과

Table 1에서 제시한 사출성형 공정조건과 16.5 MPa의 보압력과 5.0 sec의 보압시간이 주어진 사출성형 된 디스크 제품에서의 수치해석 결과를 토의하고자 한다. Fig. 11은 반지름 1.75 cm와 4.50 cm에서의 급형 표면으로의 가해지는 수직응력(즉 $-\sigma_{zz}$)의 시간에 따른 변화를 보여준다. 각각의 반경 지점에서 수직응력(즉 $-\sigma_{zz}$)는 보압 초기에 급격한 증가를 가지고 시간이 지나면서 보통의 압력 패적처럼 천천히 감소한다. 수직응력의 크기는 τ_{zz} 의

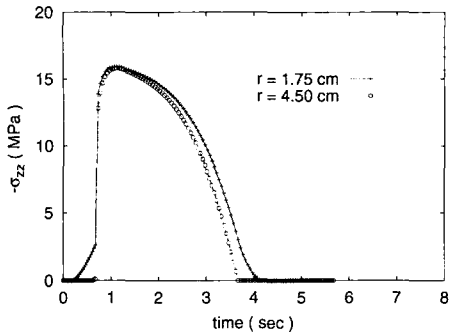


Fig. 11 Predicted normal stress($-\sigma_{zz}$) as a function of time at the radii of 1.75 cm, 4.50 cm

값이 작아서 압력의 크기와 거의 동일하다. 또한 수직응력이 영보다 클 때 구속냉각조건이 적용되고 있게 된다. 그러므로 Fig. 13에 의하여 반지름 1.75 cm에서의 구속시간이 반지름 4.50 cm보다 약간 더 길어지며 일반적으로 반지름이 증가함에 따라 구속시간은 감소하게 된다.

Fig. 12(a), (b) 와 (c)에서는 반지름 3.0 cm에서의 유동에 의한 부분과 열에 의한 부분, 전체적인 복굴절의 각각의 과정에서의 분포를 보여주고 있다. Fig. 13(a)에서는 충전, 보압, 냉각 직후와 평형상태에 도달했을 때의 열적 잔류응력의 분포를 보여준다. 유동에 의한 복굴절의 분포는 충전과정의 끝났을 때에 하나의 정점을 가지지만 보압과정이 끝났을 때에는 두개의 정점을 가졌다. 바깥쪽 정점은 충전과정동안 고분자 체인이 유동에 의한 변형후의 급속한 냉각으로 인하여 굳어져 얻어진다. 한편 보압과정에 의한 캐버티 내부로의 추가유동에 의하여 생기는 고분자 체인의 방향성으로 안쪽의 정점이 생겨나게 된다. 유동에 의한 복굴절은 중심에서 영이 됨에 유의해야 한다. 열에 의한 복굴절은 충전과정동안 표면 부근에서 생겨나고 이러한 열에 의한 복굴절의 영역은 냉각이 진행되면서 비유동 온도 이하의 영역이 넓어지면서 증가하게 된다. 이는 충전과정 끝에서는 열에 의한 복굴절이 중심에서는 영이지만 표면 부근에서는 두께 방향으로 증가함을 보인다. 그리고 보압과정의 끝에서는 중심에서는 영이 아닌 값을 가지면서 표면 부근에서는 약간 감소한 값을 지닌다. 결국 평형 상태에서는 열에 의한 복굴절의 분포가 Fig. 13(a)에서의 열에 의한 잔류응력의 분포와 비슷한 모양을 가짐을 알 수 있다. Fig. 12(c)에서는 유동에 의한 부분과 열에 의한 부분이 합쳐진 전체 복굴절의 분포를 보여준다. 열에 의한 복굴절의 영향으로 인하여 중심에서의 복굴절이 영이 아니게 되며 게다가 표면에서의 복굴절이 열에 의한 부분으로 인하여 증가하게 되었다. 유동에 의한 잔류응력은 광응력 법칙에 의하여 곧바로 관계할 수 있기 때문에 생략하였다. Fig. 13(a)에서는 충전과정이 끝났

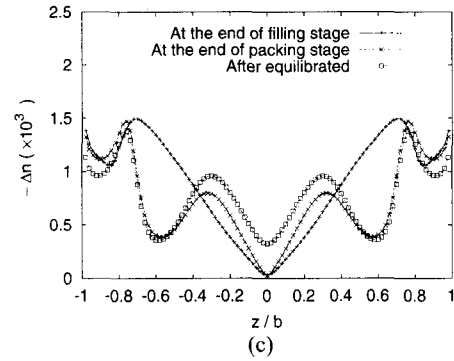
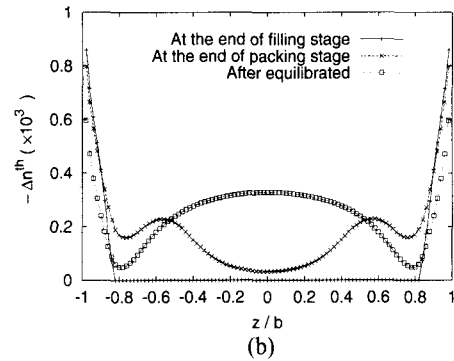
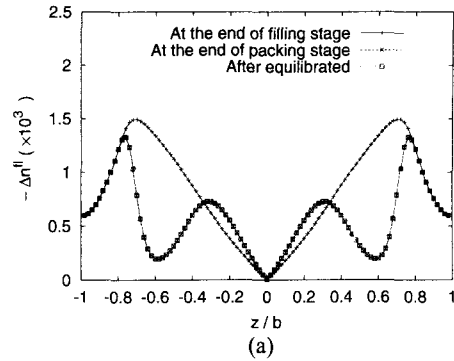


Fig. 12 The evolutions of (a) flow-induced birefringence (b) thermally induced birefringence and (c) total birefringence at the radial location of 3 cm. (Packing pressure = 16.5 MPa)

을 때의 열적 잔류응력의 분포가 표면에서 인장임을 보여준다. 또한 압력이 영이 아니어서 반지름 3.0 cm에서 구속냉각 조건이 가해지고 있기 때문이다. 중심부분에서 압축응력은 그 지점에서의 압력과 동일한 값이다. 대조적으로 보압이 끝났을 때 압력은 이 지점에서 영으로 감소하였고 따라서 자유냉각조건이 적용되었다. 이 상황에서 Fig. 13(a)의 보압과정 직후의 결과에서 보이듯이 열적 잔류응력의 분포는 두께방향으로의 적분값이 영이 됨을 만족해야 한다. 이러한 관점에서 잔류응력은 표면부근은 인장응력이 되고 중간 레이어에서는 압축응력으로 다시 중심부분에서는 인장응력이 됨

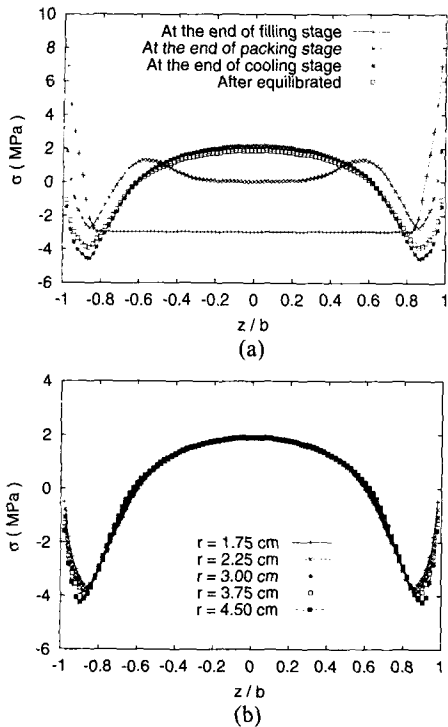


Fig. 13 (a) The evolutions of thermal residual stress at the radial location of 3 cm and (b) gapwise distribution of thermal residual stresses at several radial locations at the equilibrated state. (Packing pressure = 16.5 MPa)

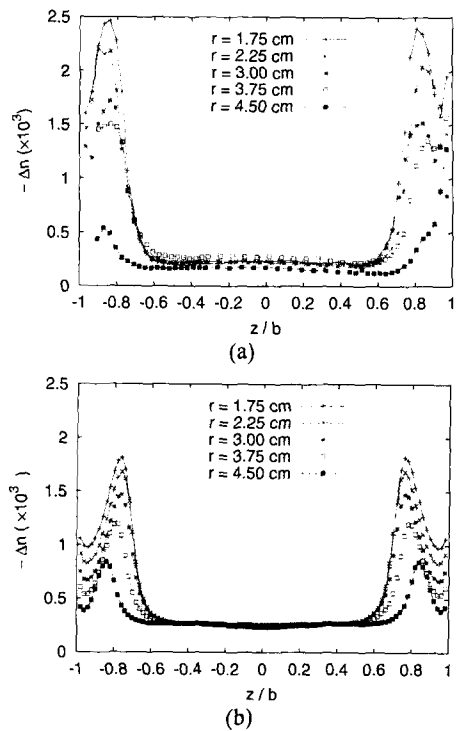


Fig. 14 Gapwise distributions of birefringence Δn at various radial locations at the equilibrated state. (Packing pressure = 0 MPa): (a) Experimental data (b) Numerical results

을 쉽게 이해할 수 있다. 평형 상태까지 시간이 지나도록 표면부근에서는 천천히 이완화하게 되며 그러나 중심부근에서는 다시 포물선 모양의 오목한 모양의 인장 응력을 가지게 된다. 현재의 선택된 사출성형 조건에서는 표면에서의 응력이 압축 응력이 되는 것으로 보인다. 만약 보압시간이 증가한다면 구속시간의 증가로 표면에서의 인장응력을 나타내게 될 것이다. 이러한 관점에서 표면에서의 응력이 인장인지 압축인지는 중요한 논쟁이 아니라 표면 부근에서의 잔류응력의 모양이 표면 쪽으로 증가하는 경향을 가지는 것에 주목하는 것이 더 중요하다.

평형 상태에서 몇몇 반경 지점에서의 열적 잔류응력의 분포는 Fig. 13(b)에 보여진다. 특히 중심부근에서 평형 상태에서 열적 잔류응력의 분포는 반지름에 따라 크게 변화하지 않는다. 하지만 표면 부근의 잔류응력은 반지름이 작을수록 증가하는 경향이 보여진다. 이는 반지름이 작을수록 구속시간이 길어져서 표면에서의 잔류응력이 증가하며 더 길어진 구속냉각에 의해 굳어지는 현상 때문이다. 이러한 현상은 아직 실험적으로나 수치적으로 보고되어 지지 않았다. 향후 이러한 경향을 실험적으로 확인하는 것은 상당히 흥미 있는 일이

될 것이다.

4.5 수치해석과 실험결과의 비교

동일한 형상과 공정조건에 대하여 복굴절에 대한 해석결과와 이미 발표된 논문의 실험데이터^(7, 9)와 비교하였다. Fig. 14에서는 보압이 없는 경우에 대하여 수치해석결과와 실험 결과가 제시되었다. 전체적인 형상에 대하여는 수치해석 결과는 실험데이터와 상당히 유사한 모양을 가졌다. 하지만 수치해석의 정점의 두께부분의 위치가 실험에 비하여 약간 더 표면에서 멀리 있으며, 전체적인 크기를 비교하였을 때 수치 해석 결과가 실험 데이터 보다 적었다.

Fig. 15(a)은 보압력이 16.5 MPa 과 보압시간이 6.0 sec인 경우의 실험에 의한 복굴절의 분포이다. 복굴절의 분포는 앞서 언급했듯이 두개의 정점을 가지며 반지름이 증가함에 따라 정점의 크기가 감소함을 볼 수 있다. 이는 Fig. 15(b)의 수치해석 결과에서 볼 수 있듯이 모양에 있어서는 동일한 형상임을 확인할 수 있다. 반지름이 증가하면서 정점이 감소하는 이유는 center-gated 디스크 형상에서의 radial 유동에 의하여 반지름이 증가할수록 속도구배가 감소하여 이에 의한 고분자 체인의 변형이 감소하기 때문이다. 수치해석 결과와 실험데

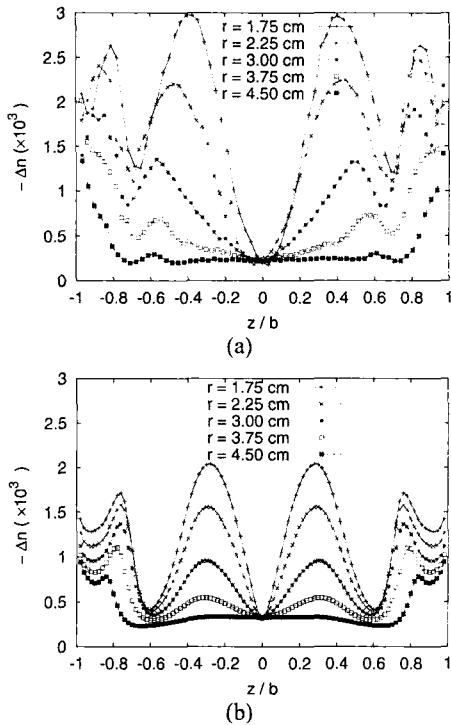


Fig. 15 Gapwise distributions of birefringence Δn at various radial locations at the equilibrated state (Packing pressure = 16.5 MPa); (a) Experimental data (b) Numerical results

이터를 비교하였을 때 보압이 가해지지 않은 경우와 동일하게 정성적으로는 일치하지만 정량적인 크기에 있어서는 수치해석 결과가 더 작은 결과를 보여 주었다. 하지만 중심에서의 복굴절이 열에 의한 부분에 의하여 영이 아닌 값을 보이며 실험 값과 거의 일치하는 거동을 보여주어 열에 의한 부분에 대한 물리적 및 수치적 모델링이 상당히 좋은 결과를 보여준다고 볼 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 center-gated 디스크에서의 복굴절과 잔류응력을 예측하기 위하여 사출성형 전 과정에 대하여 물리적 모델링과 이를 바탕으로 수치적 해석 시스템을 개발하였다. 온도에 따른 고분자 재료의 상태에 따라 두 가지의 물리적 모델링을 도입하였다: 비선형 점탄성 Leonov 모델과 광응력 법칙(stress-optical law)로서 비유동 온도 이상의 유체 상태의 응력과 복굴절을 표현하였고: 선형 점탄성 모델, 광점탄성 모델과 자유체적이론을 사용하여 비유동 온도 이하의 고체 상태의 고분자 재료의 응력과 복굴절을 예측하였다. 본 연구는 전 체 공정동안 잔류응력과 복굴절이 점차적으로 진화한다는 개념으로 유동에 의한 부분과 열에 의한

부분의 적절한 개념을 사용하여 조직화된 복굴절과 잔류응력의 해석을 시도하였다. 또한 자유냉각 시편에서 잔류응력과 복굴절의 실험 결과를 동시에 근사화 시키는 기준온도에서의 자유체적의 이완화 시간을 결정하는 방법도 제안하였다.

본 연구에서는 center-gated 디스크 성형의 전 사출공정에 대하여 잔류응력과 복굴절의 분포에 대하여 수치해석을 수행하였으며 또한 최종 제품에서의 수치해석 결과와 그에 해당하는 실험데이터를 비교하였다. 본 연구를 통한 결론은 다음과 같다.

(1) 수치해석을 통한 복굴절의 분포는 실험데이터와 정성적으로 일치하나 정량적으로 일치하지 않았다.

(2) 중심에서 영이 아닌 복굴절은 열에 의한 부분에 의한 것이다. 열에 의한 복굴절을 포함시킴으로 인하여 중심부분과 표면 가까이에서의 복굴절의 분포가 실험데이터의 결과와 좀 더 유사하게 되었다. 또한 열에 의한 복굴절로 인하여 표면 부근의 복굴절이 표면에 가까이 갈수록 복굴절이 증가하였다.

(3) 복굴절의 분포에서는 두개의 혹 모양의 분포가 생겨났으며 안쪽의 정점은 보압과정동안 바깥쪽은 정점은 충전과정에 의해 생겨났다.

(4) center-gated 디스크에서의 반경(radial) 유동에 따라 반지름이 증가하면서 속도구배가 감소하여 복굴절의 정점과 전체적인 크기가 반지름이 증가하면서 감소하였다.

(5) 열적 잔류응력의 분포는 중심에서 인장응력이, 중간 레이어에서 압축응력이 되며 표면 가까이 셀 레이어에서 급격히 증가하는 형상을 보였다.

후 기

이 연구는 과학 기술부에 의한 국가지정연구실행 프로그램(2000-N-NL-01-C-148)에 의한 과제로서 관계당국에 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Leonov, A. I., 1976, "Nonequilibrium Thermodynamics and Rheology of Viscoelastic Polymer Media," *Rheol. Acta*, Vol. 15, pp. 85-98.
- (2) Leonov, A. I., Lipkina, E. H., Paskhin, E. D. and Prokunin, A. N., 1976, "Theoretical and Experimental Investigation of Shearing in Elastic Polymer Liquids," *Rheol. Acta*, Vol. 15, pp. 411-425.
- (3) Isayev, A. I. and Hieber, C. A., "Toward a Viscoelastic Modeling of the Injection Modeling of Polymers," *Rheol. Acta*, Vol. 19, pp. 168-182.
- (4) Baaijens, F. P. T., 1991, "Calculation of residual stresses in injection molded products," *Rheol. Acta*, Vol.

- 30, pp. 284~299.
- (5) Flaman, A. A. M., 1993, "Buildup and Relaxation of Molecular Orientation in Injection Molding. Part I: Formulation," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 33, pp. 193~201.
- (6) Flaman, A. A. M., 1993, "Buildup and Relaxation of Molecular Orientation in Injection Molding. Part II: Experimental Verification," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 33, pp. 202~210.
- (7) Kim, I. H., Park, S. J., Chung, S. T., and Kwon, T. H., 1999, "Numerical Modeling of Injection/Compression Molding for Center-Gated Disk: Part I. Injection Molding With Viscoelastic Compressible Fluid Model," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 39, pp. 1930~1942.
- (8) Kim, I. H., Park, S. J., Chung, S. T., and Kwon, T. H., 1999, "Numerical Modeling of Injection/Compression Molding for Center-Gated Disk: Part II. Effect of Compression Stage," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 39, 1943~1951.
- (9) Kim, I. H., Park, S. J., Chung, S. T., and Kwon, T. H., 1998, "Numerical Modeling of Injection/Compression Molding for Center-Gated Disk (Part I) -Injection Molding with Viscoelastic Compressible Fluid Model-," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, pp. 289~301.
- (10) Kim, I. H., Park, S. J., Chung, S. T., and Kwon, T. H., 1998, "Numerical Modeling of Injection/Compression Molding for Center-Gated Disk (Part II) - Effect of Compression Stage-," *Transactions of the KSME, A*, Vol. 22, pp. 302~310.
- (11) Santhanam, N., 1992, "Analysis of Residual Stresses and Post-Molding Deformation in Injection-Molded Components," Ph.D. Thesis, Cornell University, Ithaca, New York.
- (12) Bushko, W. C. and Stokes, V. K., 1995, "Solidification of Thermoviscoelastic Melts. Part I: Formulation of Molded Problem," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 35, pp. 351~364.
- (13) Bushko, W. C. and Stokes, V. K., 1995, "Solidification of Thermoviscoelastic Melts. Part II: Effects of Processing Conditions on Shrinkage and Residual Stresses," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 35, pp. 365~383.
- (14) Shyu, G. D. and Isayev, A. I., 1995, "Residual Stresses And Birefringence In Injection Molded Disks," *SPE ANTEC Tech. Papers*, Vol. 41, 2911~2917.
- (15) Shyu, G. D., 1993, "Birefringence and Residual Stresses in Molded Articles of Amorphous Polymers," Ph. D. Thesis, The university of Akron.
- (16) Ghoneim, H., and Hieber, C. A., 1997, "Incorporation of Density Relaxation in the Analysis of Residual Stresses in Molded Parts," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 37, pp. 219~227.
- (17) Kennedy, P., 1995, *Flow Analysis of Injection Molds*, Hanser Publishers, New York.
- (18) Isayev, A. I., 1987, *Injection and Compression Molding Fundamentals*, Marcel Dekker Inc., New York.
- (19) Famili, N. and Isayev, A. I., 1991, *Modeling of Polymer Processing*, Hanser Publishers, New York.
- (20) Chiang, H. H., Hieber, C. A. and K.K. Wang, 1991, "A United Simulation of the Filling and Postfilling Stages in Injection Molding, part I: Formulation," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 31, pp. 116~124. and 125 (1991).
- (21) Chiang, H. H., Hieber, C.A. and K.K. Wang, 1991, "A United Simulation of the Filling and Postfilling Stages in Injection Molding", part II: Experimental Verification," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 31, pp. 125~139.
- (22) White, J. L., 1991, *Principles of Polymer Engineering Rheology*, Polymer Engineering Center, Department of Polymer Engineering, The University of Akron.
- (23) Lee, E. H., Rogers, T. G. and Woo, T. C., 1965, "Residual Stresses in a Glass Plate Cooled Symmetrically from Both Surfaces." *J. Am. Ceram. Soc.*, Vol. 31, pp. 480~487.
- (24) Rezayat, M., Stafford, R. O., 1991, "A Thermoviscoelastic Model for Residual Stress in Injection Molded Thermoplastics," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 31, pp. 393~398.
- (25) Wust, C. J., JR., and Bogue, D. C., 1983, "Stress Optical Behavior in Polystyrene; Residual Stresses and Birefringence in Large, Quenched Samples," *J. Appl. Polym. Sci.*, Vol. 28, pp. 1931~1947.
- (26) Lee S., Vega, J. D. L., and Bogue, D. C., 1986, "Residual Stresses and Birefringence in Large, Quenched Samples," *J. Appl. Polym. Sci.*, Vol. 31, pp. 2791~2803.
- (27) Jansen, K. M. B. and Titomanlio, G., 1996, "Effect of Pressure History on Shrinkage and Residual Stresses," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 36, pp. 2029~2040.
- (28) Titomanlio, G. and Jansen, K. M. B., 1996, "In-Mold Shrinkage and Stress Prediction in Injection Molding," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 36, pp. 2041~2049.
- (29) Hastenberg, C. H. V., Wildervanck, P. C., Leenen, A. J. H., and Schennink, G. G. J., 1992, "The Measurement of Thermal Stress Distributions Along the Flow Path in Injection-Molded Flat Plates," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 32, pp. 506~515.
- (30) Isayev, A. I. and Hariharan, T., 1985, "Volumetric Effects in the Injection Molding of Polymers," *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 25, pp. 271~278.