

論文

유리섬유가 강화된 필름 삽입 사출품의 섬유배향 및 휨

김성륜*, 김형민**, 이두진**, 윤재륜***, 이성희***

Fiber Orientation and Warpage of Film Insert Molded Parts with Glass Fiber Reinforced Substrate

Seong Yun Kim*, Hyung Min Kim**, Doo Jin Lee**, Jae Ryoun Youn***, and Sung Hee Lee***

ABSTRACT

Warpage of the film insert molded (FIM) part is caused by an asymmetric residual stress distribution. Asymmetric residual stress and temperature distribution is generated by the retarded heat transfer in the perpendicular direction to the attached film surface. Since warpage was not prevented by controlling injection molding conditions, glass fiber (GF) filled composites were employed as substrates for film insert molding to minimize the warpage. Distribution of short GFs was evaluated by using micro-CT equipment. Proper models for micro mechanics, anisotropic thermal expansion coefficients, and closure approximation should be selected in order to calculate fiber orientation tensor and warpage of the FIM part with the composite substrate. After six kinds of micro mechanics models, three models of the thermal expansion coefficient and five models of the closure approximation had been considered, the Mori-Tanaka model, the Rosen and Hashin model, and the third orthotropic closure approximation were selected in this study. The numerically predicted results on fiber orientation tensor and warpage were in good agreement with experimental results and effects of GF reinforcement on warpage of the FIM composite specimen were identified by the numerical results.

초 록

필름 삽입 사출 시편의 휨은 비대칭적인 잔류응력 분포에 기인한다. 비대칭적 잔류응력과 온도 분포는 삽입된 필름 표면의 수직방향으로 지연되는 열 전달에 의해 발생한다. 사출 공정조건 최적화를 통해 필름 삽입 사출 시편의 휨을 억제할 수 없었기 때문에, 필름 삽입 사출 시편의 휨을 최소화하기 위해서 유리 섬유가 강화된 복합재료를 기판으로 사용하였다. 유리 단섬유의 분포를 마이크로 CT 장비를 이용하여 평가하였다. 복합재료로 구성된 기판을 이용한 필름 삽입 사출 시편의 배향 텐서와 휨을 계산하기 위해서는 적절한 마이크로 역학, 이방적 열팽창계수 및 닫힌 어림법 모델이 선택되어야만 한다. 여섯 종류의 마이크로 역학모델, 세 종류의 열 팽창 계수 모델 및 다섯 종류의 닫힌 어림법 모델을 고려한 후, Mori-Tanaka 모델, Rosen and Hashin 모델 및 third orthotropic 닫힌 어림법 모델을 선택하였다. 수치적으로 계산된 섬유 배향 텐서와 휨에 관한 결과들은 실험결과와 잘 일치하였고, 유리 섬유의 보강효과가 필름 삽입 사출 복합 재료 시편의 휨에 미치는 영향을 파악하였다.

Key Words : 복합재료(composite materials), 섬유 배향(fiber orientation), 필름 삽입 사출(film insert molding), 휨(warpage)

접수: 2012년 5월 30일, 수정: 2012년 7월 23일, 게재승인: 2012년 7월 27일

* 한국과학기술연구원

** 서울대학교 재료공학부

*** 서울대학교 재료공학부 교수, Corresponding author(E-mail: jaeryoun@snu.ac.kr)

한국생산기술연구원

1. 서론

필름 삽입 사출은 후처리 공정 없이 사출 시편의 표면 미관을 향상시킬 수 있는 진보된 기술이다. 미리 재단된 필름을 금형 벽면에 부착한 후 고분자 수지의 사출을 진행하며 충전 단계 동안 고온의 사출 수지에 의해 삽입된 필름이 일부 용융되기 때문에, 냉각 단계 이후 삽입된 필름과 기관의 접착이 향상된다[1]. 그러나, 서로 다른 고분자들이 삽입된 고체 필름과 사출된 기관으로 사용되어 금형 벽면의 수직 방향으로 서로 다른 열 전달을 야기하기 때문에 불균일한 온도 분포가 두께 방향에 따라 발달된다. 발달된 불균일한 온도 분포는 탈형된 시편에 불균일한 수축을 발생시키고 최종적으로 시편의 휨을 야기한다[2,3].

필름 삽입 사출 시편의 휨에 관해 많은 연구들이 보고되었다[4-8]. 필름 삽입 사출 공정에 대한 수치 해석이 이전 연구에서 처음으로 제안되었다[4]. 휨 반전 현상, 즉, 삽입된 필름의 열 수축과 잔류 응력 완화의 복합 효과에 의해 필름 삽입 사출 시편이 탈형 직후 필름 방향이 볼록한 형상으로 휘었다가 시편의 열처리 동안 점차적으로 반대방향으로 휘는 현상을 발견하였다[5]. 필름 삽입 사출 시편의 휨이 보압의 크기, 금형 벽면의 온도 편차, 사출 속도, 수지 용융 온도 및 보압 시간 등의 공정 인자들에 의존함이 밝혀졌다. 필름 삽입 사출의 휨과 사출된 기관의 수축 사이에 비례관계가 있음도 발견하였다[6,7]. 필름 삽입 사출 시편의 휨을 최소화할 수 있는 최적화된 공정 조건을 다구치 방법에 의해 구하였다[8]. 다구치 방법으로 구한 최적화된 공정 조건을 적용했음에도 불구하고 제조된 필름 삽입 사출 시편의 휨이 여전히 컸기 때문에 휨을 줄일 수 있는 추가적인 방법에 대한 연구가 필요하다.

단섬유가 보강된 복합재료는 일반적으로 작은 열 수축, 우수한 수치 안정성 및 고탄성률 특성이 있음이 잘 알려져 있기 때문에 본 연구에서는 유리 단섬유가 강화된 복합재료를 필름 삽입 사출 시편의 휨을 줄이기 위한 사출 재료로 사용하였다. 유리 단섬유의 보강이 시편의 휨에 미치는 효과를 평가하기 위해서 복합재료를 이용한 필름 삽입 사출 시편들을 제조하였다. 유리 단섬유에 의해 유발된 이방 특성을 고려한 3차원 수치 해석을 필름 삽입 사출 시편 내부의 섬유 배향과 휨을 예측하기 위해서 개발하였다. 정확한 수치적 계산을 수행하고 사용된 재료들에 대한 모델링 컨셉을 이해하기 위해서 빈번히 사용되는 여섯 종류의 마이크로 역학 모델, 세 종류의 열 팽창 계수 모델 및 다섯 종류의 닫힌 어림법 모델들을 고려하였다. 예측된 필름 삽입 사출 시편 내부의 섬유 배향 분포와 휨을 실험결과와 비교하였다.

2. 수치 시뮬레이션

금형 내부의 유동 해석을 위한 지배 방정식은 아래와 같

이 질량 보존, 운동량 보존 및 에너지 보존에 관한 방정식들을 사용하였다.

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho(\nabla \cdot \mathbf{v}) = 0 \quad (1)$$

$$\rho \frac{D\mathbf{v}}{Dt} = -\nabla P + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \mathbf{g} \quad (2)$$

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \beta T \frac{DP}{Dt} + \eta \dot{\gamma}^2 + \nabla \cdot \mathbf{q} \quad (3)$$

여기서, ρ 는 밀도, t 는 시간, \mathbf{v} 는 속도 벡터, P 는 압력, $\boldsymbol{\tau}$ 는 점성 응력 텐서, \mathbf{g} 는 중력 벡터, C_p 는 정압 비열, T 는 온도, β 는 팽창계수, η 는 일반화된 뉴턴 점도, \mathbf{q} 는 열유속, 그리고 $\dot{\gamma}$ 는 일반화된 전단속도이다. 금형 내부의 유체전단은 다음과 같이 표현할 수 있는 유체 농도 방정식을 이용하여 추적하였다.

$$\frac{DF}{Dt} = 0 \quad (4)$$

여기서, F 는 유체 농도이다. 삽입체는 변형되지 않는 강체로 가정하였기 때문에 고체 삽입체 내부의 질량 및 운동량 보존은 무시하였다. 그러나, 삽입된 필름과 금형 혹은 필름과 고분자 용융액 사이의 열 교환은 반드시 평가되어야만 한다. 삽입된 필름에 대한 에너지 균형을 고려하여야 하기 때문에 삽입체에 관계된 지배 방정식은 에너지 보존 방정식이다. 삽입체가 강체라는 가정으로부터 에너지 보존 방정식은 다음과 같이 간략화 되어 표현될 수 있다[9].

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \mathbf{q} \quad (5)$$

고분자 용융액의 유변학적 거동이 다음의 수정된 Cross model과 Williams-Landel-Ferry (WLF) 방정식을 만족한다는 가정하에 3차원 유동 해석을 수행하였다[9,10].

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{\tau^*} \right)^{1-n}} \quad (6)$$

$$\log \frac{\eta_0 \theta^* \rho^*}{\eta^* \theta \rho} = \frac{-C_1 (\theta - \theta^*)}{C_2 + (\theta - \theta^*)}$$

여기서, η 는 점도, η_0 는 제로 전단 속도 점도, $\dot{\gamma}$ 는 전단 속도, τ^* 는 뉴턴 영역과 지수 법칙 영역 사이의 전이에서 전단 응력, η^* 는 기준 온도에서의 점도, ρ 는 밀도, ρ^* 는 기준

온도에서 밀도, θ 는 온도 및 θ^* 는 기준 온도이다. 전형적으로 θ^* 는 유리전이온도로 선택되며 다양한 고분자에서 $C_1=17.44$ 및 $C_2=51.6$ K이다.

현탁액에서 섬유 배향을 나타내는 단위 벡터는 일반적으로 p 를 많이 사용한다. 섬유 배향의 확률 분포 함수는 2차 혹은 4차 텐서인 $\langle pp \rangle$ 와 $\langle pppp \rangle$ (혹은 직교 텐서 표기법으로 a_{ij} 및 a_{ijkl} 로 표현할 수 있다. 여기서 모난 괄호들은 확률 밀도 함수에 따른 앙상블 평균을 나타낸다. Folgar-Tucker 모델에 의하면 배향 텐서를 다음과 같이 공식화할 수 있다 [11].

$$\frac{Da_{ij}}{Dt} = \omega_{ik}a_{kj} - a_{ik}\omega_{kj} + \lambda(D_{ik}a_{kj} + a_{ik}D_{kj} - 2D_{kl}a_{ijkl}) + 2C_I\dot{\gamma}(\delta_{ij} - \alpha a_{ij}) \quad (7)$$

여기서, ω_{ij} 는 $\omega_{ij}=(v_{i,j}-v_{j,i})/2$ 로 정의되는 국부 와도(vorticity) 텐서이고 v_i 는 속도 벡터이다. λ 는 $(a_R^2-1)/(a_R^2+1)$ 로 정의되는 섬유 종횡비의 함수이고, a_R 은 섬유 길이와 섬유 직경의 비로 정의되는 섬유 종횡비이며, D_{ij} 는 $D_{ij}=(v_{i,j}+v_{j,i})/2$ 로 정의되는 변형 텐서의 속도이다. $\dot{\gamma}$ 는 $\dot{\gamma}^2=2D_{ij}D_{ij}$ 로 정의되는 일반화된 전단 속도이고, δ_{ij} 는 크로네커 델타이며, α 는 3차원 배향에서 3이 되는 상수이다. Folgar and Tucker[12]에 의해 도입된 C_I 계수는 현탁액에서 섬유 인력의 크기를 측정하기 위한 것이다. 본 연구에서 C_I 는 Zheng[13]의 처리 방법에 의해 처리되었다.

단한 어림법은 4차 텐서를 2차 텐서로 표현하기 위해서 필요하다. 여러 제안된 단한 어림법들 중에 널리 사용되는 것은 quadratic[14], hybrid[11], composite[15] 및 orthotropic[16] 단한 어림법들이다. 단한 어림법들의 유효성은 흐름의 종류와 섬유의 정렬 상태에 의존한다. 본 연구에서는, 섬유 배향 분포를 정밀하게 예측하기 위해서 Hybrid[11]와 네 종류의 orthotropic[16] 단한 어림법 모델들을 적용하였다.

단섬유 강화 복합재료의 유효한 탄성 및 열적 특성을 예측하기 위해서 두 단계 계산이 수행되었다. 우선, 섬유가 완전히 정렬되었다고 가정하고 단방향 물성들을 계산하였고, 다음으로 섬유 배향 분포를 고려하기 위해서 배향 평균 처리를 도입하였다. 위 첫 번째 단계는 단섬유 강화 복합재료의 탄성 물성을 예측하기 위해 자주 사용되는 마이크로 역학 모델들을 이용하여 수행하였고, 탄성 물성, 섬유 부피비 및 섬유 종횡비 등의 기지 및 섬유의 물리적 특성들을 사용하였다. 섬유 길이 방향과 수직방향으로의 열 팽창 계수들을 예측하기 위해 단섬유 강화 복합재료의 열 팽창 계수 모델을 사용하였다. 실험적으로 결정된 탄성률과 열 팽창 계수를 각각 다음과 같은 여섯 종류의 마이크로 역학 모델들과 세 종류의 열 팽창 계수 모델들에 의해 예측된 결과와 비교하였다 [17,18].

2.1 마이크로 역학 모델

2.1.1 Cox 모델

정렬된 단섬유 복합재료에 대해서 Cox[19]는 전단 메커니즘에 의해 외력이 주위의 기지재로부터 섬유로 전달된다고 가정하였고, 기지재 내부의 인장 응력은 무시하였다. 섬유 길이 방향의 복합재료의 탄성률은 다음 방정식으로 주어진다.

$$E_c = E_m(1-V_f) + E_f V_f \left(1 - \frac{\tanh z}{z}\right) \quad (8)$$

여기서

$$z = \frac{l}{2r} \left(\frac{2G_m}{E_f \ln(R/r)} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

E_c , E_m 및 E_f 는 각각 복합재료, 기지재 및 섬유의 탄성률이다. V_f 는 섬유의 부피분율이고 G_m 은 기지재의 전단 탄성 계수이다. l , r 및 R 은 섬유의 길이, 반지름 및 섬유 중심 간 거리이다.

2.1.2 Krenchel 모델

Cox 모델에서는 단섬유들이 외력 방향으로 수평하게 정렬되어 있다고 가정하였다. 이 가정이 성립되지 않는 경우를 위해, Krenchel이 μ_o 를 도입하여 다음과 같은 수정된 모델을 제안하였다[20].

$$E_c = E_m(1-V_f) + \mu_o E_f V_f \left(1 - \frac{\tanh z}{z}\right) \quad (10)$$

μ_o 는 섬유 배향에 의존하는 값이며 krenchel에 의해 계산되었다[20]. 평면에서 랜덤한 섬유 배향의 경우 보정 계수인 μ_o 는 0.375로 유도되었고 이 값을 본 연구에서 사용하였다 [20,21].

2.1.3 Ogorkiewicz-Weidmann-Counto 모델

이 모델은 프리즘 안의 프리즘을 가정하는데, 여기서 섬유는 긴 축이 섬유 정렬 방향과 수평한 직사각형의 프리즘으로 고려되며, 기지재 내부에 적용된 인장 응력은 바깥쪽 프리즘으로 가정한다. 위의 가정들과 섬유와 기지재의 접착이 완전하다는 가정을 토대로 다음과 같은 방정식이 제안되었다 [22].

$$E_c = E_m \left[\frac{E_f (AV_f + \sqrt{V_f} - V_f) + E_m (A - AV_f - \sqrt{V_f} - V_f)}{E_f (\sqrt{V_f} - V_f) + E_m (A - \sqrt{V_f} - V_f)} \right] \quad (11)$$

여기서 A 는 l/d 와 같고, d 는 섬유 직경이다.

2.1.4 Halpin-Tsai 모델

이 모델은 입자들이 외력 방향으로 정렬되어 있다고 가정한다. 이 모델에 의해 주어지는 복합재료의 탄성률은 다음과 같이 고분자와 입자들의 탄성률과 혼입자들의 종횡비의 함수로 나타내어진다[23].

$$E_c = E_m \left[\frac{(1 + 2AV_f\eta)}{(1 - V_f\eta)} \right] \quad (12)$$

여기서

$$\eta = \left[\frac{\left(\frac{E_f}{E_m} \right) - 1}{\left(\frac{E_f}{E_m} \right) + 2A} \right] \quad (13)$$

2.1.5 Tandon-Weng 모델

Tandon-Weng 모델과 Mori-Tanaka 모델은 일반적으로 입자 강화 고분자 복합재료의 탄성률을 예측하기 위해 사용된다. 여기서 입자들은 일정한 종횡비를 가지는 타원체(섬유상 혹은 플레이트)로 처리되며 정렬되어 있다고 가정한다. 입자들이 플레이트와 유사하고 정렬되어 있으며 긴 축이 외력 방향과 평행하다면 복합재료의 탄성률은 다음과 같이 나타낼 수 있다[17].

$$E_{c,II} = \frac{E_m}{1 + V_f(A_1 + 2v_m A_2)/A} \quad (14)$$

여기서 v_m 은 기지재의 포아송비이다. A , A_1 및 A_2 는 각각 입자의 종횡비와 부피분율, 기지재와 입자의 탄성률 및 포아송비의 함수이다. Eshelby 텐서의 구성 요소들이 포함된 탄성률을 계산하기 위하여 필요한 방정식들이 Tandon과 Weng에 의해서 주어졌다[24].

2.1.6 Mori-Tanaka 모델

플레이트가 정렬되어 있을 때 평면 방향과 수직한 탄성률은 다음식으로 나타내어진다.

$$E_{c,T} = \frac{E_m}{1 + V_f(-2v_m A_3 + (1 - V_f)A_4 + (1 - V_f)A_5 A)/2A} \quad (15)$$

여기서 A , A_3 , A_4 및 A_5 는 입자들의 종횡비 및 부피분율, 기지재와 입자들의 탄성률 및 포아송비의 함수이다[24,25]. 랜덤하게 배향된 입자들이 혼입된 복합재료의 탄성률은 식 (15)와 식 (16)으로 주어진 van ES[17]의 라미네이트 근사방법을 이용하여 계산할 수 있다.

$$E_c = 0.49E_{c,II} + 0.51E_{c,T} \quad (16)$$

2.2 열 팽창 계수 모델

2.2.1 Schapery 모델

Schapery[26]는 열탄성학의 extremum 원리를 이용하여 등방 및 이방성 복합재료의 길이 및 수직 방향으로 유효 열팽창 계수를 유도하였다. 단방향 이상 복합재료의 길이 방향으로 열 팽창 계수는 다음과 같다.

$$\alpha_1 = \frac{E_f \alpha_f V_f + E_m \alpha_m V_m}{E_f V_f + E_m V_m} \quad (17)$$

여기서 α_f 및 α_m 은 각각 섬유와 기지재의 열 팽창 계수이고, V_m 은 기지재의 부피분율이다. 수직방향의 열 팽창 계수는 다음과 같다.

$$\alpha_2 = (1 + v_f) \alpha_f V_f + (1 + v_m) \alpha_m V_m - \alpha_1 (v_f V_f + v_m V_m) \quad (18)$$

2.2.2 Chamberlain 모델

단방향 복합재료의 수직방향 열 팽창을 위한 대안 모델이 Chamberlain에 의해 유도되었다. 수직 등방성 섬유를 등방성 원통형 기지재 내에 혼입시킨 복합재료에 대해 평면 응력 상태의 두꺼운 실린더 방정식을 사용하였다. 길이 방향의 열 팽창 계수 모델은 Schapery[26] 모델과 유사하고 수직방향으로의 열 팽창 계수는 다음과 같다[27].

$$\alpha_2 = \alpha_m + \frac{2(\alpha_{f2} - \alpha_m)V_f}{v_m(F - 1 + V_m) + (F + V_f) + \left(\frac{E_m}{E_{f1}} \right) (1 - v_{f12})(F - 1 + V_m)} \quad (19)$$

여기서 α_{f2} 는 수직방향으로 섬유들의 열 팽창 계수이고, v_{f12} 는 섬유의 포아송비, F 는 섬유 패킹 기하학을 반영하는 패킹 인자로서 육각형 패킹의 경우 0.9069 및 사각형 패킹의 경우 0.7854이다[28-30].

2.2.3 Rosen and Hashin 모델

Rosen과 Hashin[31]은 이방성의 난수를 포함하는 이방성 복합재료의 유효 열 팽창 계수의 위·아래 경계를 결정하기 위해 열점탄성 에너지 원리를 이용한 관계를 개발하였다. 수직 등방성 성분이 포함된 단방향 섬유 강화 복합재료의 유효 열 팽창 계수는 다음과 같이 주어진다.

$$\alpha_1 = \hat{\alpha}_1 + (S_{11} - \hat{S}_{11}) \left[(\alpha_{f1} - \alpha_{m1}) P_{11} + (\alpha_{f2} - \alpha_{m2}) 2P_{12} \right] + (S_{12} - \hat{S}_{12}) \left[(\alpha_{f1} - \alpha_{m1}) 2P_{12} + (\alpha_{f2} - \alpha_{m2}) 2(P_{22} + P_{23}) \right] \quad (20)$$

$$\begin{aligned} \alpha_2 = & \hat{\alpha}_2 + (S_{12} - \hat{S}_{12}) \left[(\alpha_{f1} - \alpha_{m1}) P_{11} + (\alpha_{f2} - \alpha_{m2}) 2P_{12} \right] \\ & + (S_{22} - \hat{S}_{22}) \left[(\alpha_{f1} - \alpha_{m1}) P_{12} + (\alpha_{f2} - \alpha_{m2}) (P_{22} + P_{23}) \right] \\ & + (S_{23} - \hat{S}_{23}) \left[(\alpha_{f1} - \alpha_{m1}) P_{12} + (\alpha_{f2} - \alpha_{m2}) (P_{22} + P_{23}) \right] \end{aligned} \quad (21)$$

위 식들에서, S 와 P 는 재료물성 데이터를 포함하고 꺾쇄의 유무는 각각 복합재료의 부피평균과 유효 특성을 지칭한다. S_{ab} 는 유효 특성, 부피 평균 특성 및 성분 특성을 나타낸다. 복합재료의 부피 평균 특성은 혼합물 법칙에 의해 얻어지며 유효 기계적 특성은 Hashin에 의해 주어졌다[32]. Rosen과 Hashin의 방정식을 이용해 복합재료의 열 팽창 계수를 구하는 것은 어렵기 때문에[31], 복합재료의 유효 기계적 특성을 얻기 위해서는 구성성분과 복합체의 체적 탄성 계수를 구해야 한다[33].

복합재료의 탄성률과 열 팽창 계수를 위에서 언급한 여섯 종류의 마이크로 역학 모델 및 세 종류의 열 팽창 계수 모델을 적용하여 예측하였다. 예측된 탄성률과 열 팽창 계수를 실험결과와 비교하였고, 적절한 마이크로 역학 모델과 열 팽창 계수 모델을 결정하였다. 두 번째 단계로, Advani와 Tucker[11]가 제안한 배향 텐서들을 이용하여 배향평균을 계산하였다. 금형과 고분자 삽입물 사이의 열 전도, 냉각 유체에 의한 대류 열 전달 및 충전 전후 단계에서 용융 재료의 점성 가열 등을 열 해석 단계에서 고려하였다. 압력-부피-온도(PVT) 관계를 고려하기 위해 수정된 Tait 방정식을 사용하였다. 유한요소법과 유한차분법의 복합 방법을 응용하여 결합된 열, 유동 및 섬유 배향장을 계산하였으며 유체선단을 구하기 위해 정적 접근방법을 사용하였다. 음함수 수치 방법을 사용하여 discretized 에너지 방정식을 해석하였다[34].

사출시편 내의 잔류응력은 다음과 같은 하이브리드 모델을 이용하여 계산하였다[9].

$$\sigma_e'' = b_1 \sigma_P + b_2 \tau + b_3, \quad \sigma_e^\perp = b_4 \sigma_P + b_5 \tau + b_6 \quad (22)$$

여기서 σ_e'' 및 σ_e^\perp 는 각각 흐름 방향과 수평 및 수직 방향으로의 수정된 주응력이고, σ_P 는 잔류응력 모델에 의해 계산된 잔류응력이다. b_i 는 결정되는 상수들이고, τ 는 측정된 재료 내부에서의 섬유배향이다[9]. 런너, 게이트, 냉각 채널 및 인장 시편 모양의 파트들을 Fig. 1에 나타내었다. 적층된 필름은 polymethylmethacrylate (PMMA) 층이 상대적으로 얇기 때문에 PMMA 층을 무시하고 단일 필름으로 처리하였다. 선택된 사출 수지와 Acrylonitrile butadiene styrene (ABS) 필름의 대표 재료 물성을 Table 1에 정리하였다. 수치 해석을 위한 사출 공정 조건을 Table 2에 나타내었고 이 조건들을 실제 실험에 이용하였다. 사출 단계는 고정된 경계 조건들이 순

간적으로 제거될 때 탄성 평형을 구하는 것으로 처리하였다. 사출 공정의 자세한 묘사는 참고문헌에서 확인할 수 있다[35, 36]. 수치적으로 구한 필름 삽입 사출 시편의 휨은 동일한 조건에서 얻은 두 개 시편의 한 쪽 끝을 고정한 후 반대편의 끝 간 거리를 이미지 프로세싱을 이용하여 측정하였다.

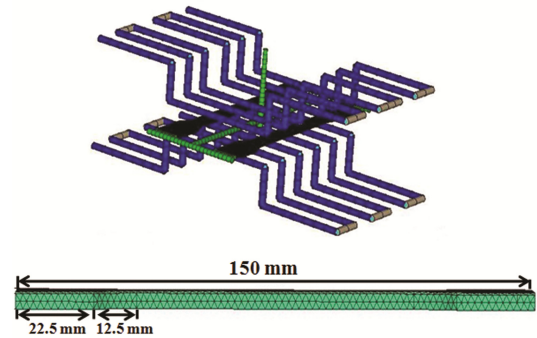


Fig. 1 Schematic diagram of the runner, multiple gates, cooling channels, and molded shape of the FIM specimen with dimensions. Thickness of the film and substrate of the specimen is 0.5 mm and 3.5 mm, respectively.

Table 1 Material properties of polymer resin and composite substrates, and film used for numerical simulation

	Film (techno ABS 545)	Resin (ABS-HI121)	Composite1 (Lupos GP2200)	Composite2 (Lupos GP2300)
Melt density (Kg/m ³)	943.9	914.6	1094.6	1138.1
Solid density (Kg/m ³)	1054.1	1017.5	1169.4	1223.0
Elastic modulus (MPa)	2240	2240	5298.3 (/)	7159.6 (/)
Poisson's ratio	0.392	0.392	/3454.3 (—)	/4201.3 (—)
Thermal expansion coefficient (K ⁻¹)	8 × 10 ⁻⁵	8 × 10 ⁻⁵	3.583 × 10 ⁻⁵ (/)	2.668 × 10 ⁻⁵ (/)
Thermal conductivity (W/m·°C)	0.109 (at 55°C, temperature dependent)	0.130 (at 66°C, temperature dependent)	0.120 (at 215°C, temperature dependent)	0.20 (at 240°C, temperature dependent)
Specific heat (J/Kg·°C)	1458 (at 50°C, temperature dependent)	1571 (at 65°C, temperature dependent)	1360 (at 215°C, temperature dependent)	2078 (at 240°C, temperature dependent)

Table 2 Sample composition and injection molding conditions

Sample	Glass fiber (wt%)	Melt temperature (°C)	Injection speed (mm/s)	Mold temperature (°C)	Packing pressure (MPa)	Packing time (s)	Cooling time (s)
FIM0	0						
FIMC10	10	230	60	60	30	10	30
FIMC20	20						
FIMC30	30						

3. 실험

3.1 재료

LG 화학에서 제공받은 ABS 수지(HI-121)와 세 종류의 ABS 복합재료(Lupos GP 2100, 2200 및 2300)를 금형 충진을

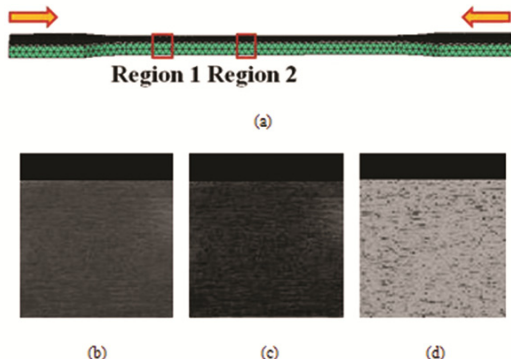


Fig. 2 (a) Measurement locations of X-ray micro-CT and arrows represent the flow direction, (b) measured micro-CT image with the film shown at the top, (c) reconstructed image, and (d) modified image by using the inverse color technique for region 1 of FIMC composite (FIMC) specimen with GFs of 10 wt%

위한 사출 재료로 사용하였다. 필름 삽입 사출 복합재료 시편들은 수치 시뮬레이션 부분에서 미리 언급했던 것과 같이 유리섬유 함량에 따라 준비되었다. 제조사(Nisssha Printing Co., Ltd., 일본)로부터 공급받은 삽입 필름은 ABS와 PMMA 층으로 구성된 적층 필름이고, PMMA와 ABS 층의 두께는 각각 0.05와 0.45mm 이다.

3.2 필름 삽입 사출

수분의 영향을 최소화 하기 위해서 사출 공정 전에 ABS 수지 및 유리섬유 강화 ABS 복합재료 수지를 진공 오븐 안에서 80도의 온도로 4시간 동안 건조하였다. 적층 필름은 필름의 잔류 응력을 완하시키기 위해 80도의 진공 오븐에서 24시간 동안 열처리 하였다. 열처리된 필름을 수지의 사출 전에 금형의 한 쪽 벽면에 부착하였다. 고분자 혹은 복합재료 수지를 Fig. 1에 나타난 것과 같이 2개의 end 게이트를 가진 인장 시편 모양의 금형에 주입하였다.

3.3 재료 및 시편 분석

25mm×5mm×0.2mm의 고분자 및 복합재료 시편의 탄성계수를 ASTM D638에 따라 상온에서 인장 물성 측정기(Model 3345, Instron, 미국)로 측정하였다. 인장변형속도는 1kN의 외력 하에서 5mm/min이었고, 한 조건 당 6번의 측정을 수행하였다. 재료의 열 팽창 계수를 측정하기 위해서 5×10^{-3} 및 3×10^{-3} m 두께의 사각형 모양의 샘플을 각 유리섬유의 부피분율별로 제조하였고, 열기계적 분석기(TMA, Du Pont 990, 미국)에 의해 측정하였다. 시편을 상온에서 잡아당긴 후 일정한 승온 속도 하에서 온도를 측정하였다. 각 유리섬유 부피분율에서 열 팽창 계수를 결정하기 위해 10도/분의 승온속도로 적어도 세 개의 샘플을 측정하였다. 필름 삽입 사출 복합재료 시편의 유리섬유 배향 분포를 측정하기 위해서 5~160 kV 및 0~3.2 mA의 용량을 가진 마이크로 포커스 X-선 시스템(HOMX 161, Phillips)으

로 구현된 컴퓨터 단층 촬영 시스템 (Tomohawk CT, AEA Technologies)을 이용한 마이크로 CT를 사용하여 섬유분포를 측정하였다. 40~45 kV의 전압 및 0.5~0.6 mA 전류에서 X-선 스캔을 수행하였다. CT 이미지는 25ml의 픽셀 사이즈를 가졌고, 0.25도 증가분으로 시편들을 돌려가면서 64 프레임을 측정하였다. 사출시편의 형은 스캐너(Hewlett-Packard, 미국)를 이용하여 측정하였고, 두 개 시편의 한 쪽 끝을 고정된 후 반대편의 끝 간 거리로 정의 및 측정하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 유효 물성 계산을 위한 모델 선택

필름 삽입 사출 시편 내부의 유리섬유의 배향, 직경, 길이, 종횡비 및 중심 간 거리를 결정하기 위해서 마이크로CT를 이용하여 유리섬유 분포를 측정하였다. X선 마이크로 CT 측정 위치는 Fig. 2(a)에 나타내었고 10 wt% 유리섬유가 혼합된 필름 삽입 사출 시편의 1번 영역에서 측정된 마이크로 CT 이미지를 Fig. 2(b)에서 볼 수 있다. 언급된 평가 요소들은 이미지의 해상도에 민감하기 때문에 Fig. 2(c)에 보이는 것과 같이 이미지를 재구성하였고, Fig. 2(d)에 보이는 것과 같이 색 반전 기술을 이용하여 수정하였다. 측정된 요소들은 이론 모델을 이용하여 기계적 물성 및 열 팽창 계수를 계산할 때 사용되었다.

Cox, Krenchel, Ogorkiewicz-Weidmann-Counto, Halpin-Tsai, Tandon-Weng 및 Mori-Tanaka의 여섯 가지 마이크로 역학 모델에 의해 탄성계수를 계산하였고 Table 1에는 유리 섬유 함량에 따라 측정된 인장 시편의 탄성계수가 정리되어 있다. 실험적으로 결정된 탄성계수는 잘 알려진 바과 같이 유리섬유 함량에 따라 증가하였다. Mori-tanaka 모델이 가장 정확하게 실험 결과를 예측 하였으므로 Mori-Tanaka 모델을 유효 탄성 물성 계산을 위해 본 연구에서 사용하였다. Schapery, Chamberlain 및 Rosen and Hashin 등 세 종류의 모델에 의해 열 팽창 계수를 예측하였으며 유리 섬유 함량에 따른 복합재료의 열 팽창 계수를 TMA를 이용하여 수평과 수직 방향으로 측정하였다. 유리섬유 함량이 증가할수록 열 팽창 계수는 감소하였으며 Rosen and Hashin 모델이 실험결과를 가장 잘 모사하였다. 따라서, 본 연구에서 유효 열 팽창 계수는 Rosen and Hashin 모델에 의해 계산되었다.

4.2 섬유 배향 예측

재구성되고 색 반전된 필름 삽입 사출 시편의 이미지들을 유리섬유 함량에 따라 Fig. 3에 표시하였다. 유리 섬유들은 영역 1에서는 흐름 방향에 수평하게 영역 2에서는 랜덤하게 분포하였다. 시편 두께 방향으로 유리 섬유의 비대칭적인 분포가 보고 되었으나 본 연구에서는 게이트 모양, 크기 및 위치 등에 영향 받을 수 있는 상이한 흐름 특성으로 인해 관찰되지 않았다[37].

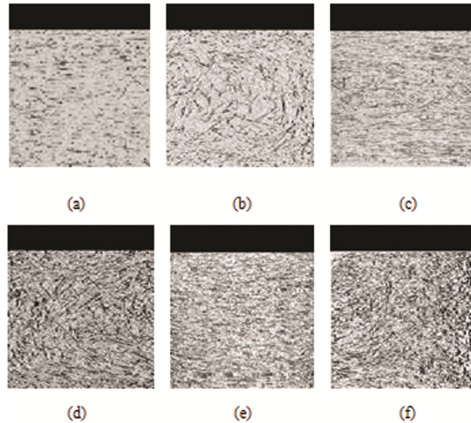


Fig. 3 Micro-CT images reconstructed and modified by using the inverse color technique for (a) region 1 of FIMC specimen with GFs of 10 wt% (b) region 2 of FIMC specimen with GFs of 10 wt% (c) region 1 of FIMC specimen with GFs of 20 wt% (d) region 2 of FIMC specimen with GFs of 20 wt% (e) region 1 of FIMC specimen with GFs of 30 wt% and (f) region 2 of FIMC specimen with GFs of 30 wt%

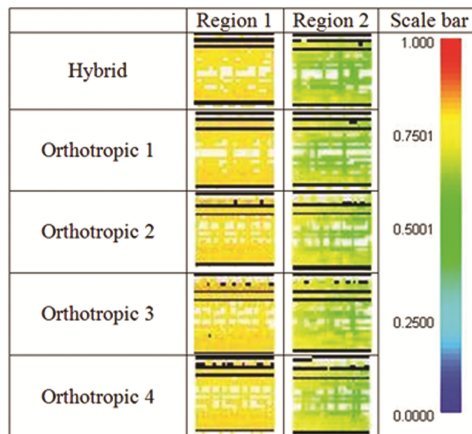


Fig. 4 Numerically calculated fiber orientation tensor results on regions 1 and 2 of the FIMC specimen with respect to different closure approximation models. The result near number 0 in scale bar indicates random distribution and vice versa.

본 연구에서는 Folgar-Tucker 모델과 Advani-Tucker 모델을 이용한 배향 평균에 기초하여 섬유 배향을 예측하였으며 배향 텐서를 계산하기 위해 닫힌 어림법을 적용하였다. 유리 섬유가 20wt% 혼입된 필름 삽입 사출 시편 내부의 유리 섬유 분포를 하이브리드 및 네 종류의 직교 이방성 모델 등 다섯 종류의 닫힌 어림법을 이용하여 제안하였고 Fig. 4에 나타내었다. 섬유 배향 텐서에 관한 닫힌 어림법 모델은 결과 값에 미미한 영향을 주었고, 세 번째 직교 이방성 닫힌 어림법 모델을 선택하였다. 유리섬유 함량이 20wt% 및 30wt%인 필름 삽입 사출 시편의 섬유 배향 텐서를 닫힌 어림법을 이용하여 계산한 후 Fig. 5에 표시하였으며 Fig. 3의 실험결과와 잘 일치하였다.

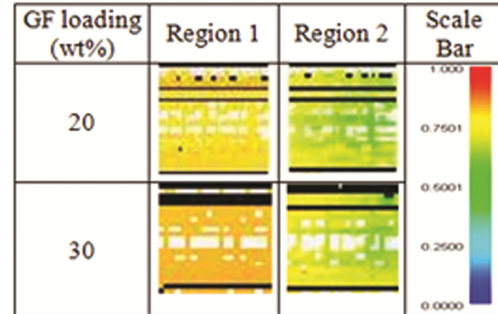


Fig. 5 Numerically calculated fiber orientation tensor results on region 1 and 2 of the FIMC specimens with respect to GF loadings.

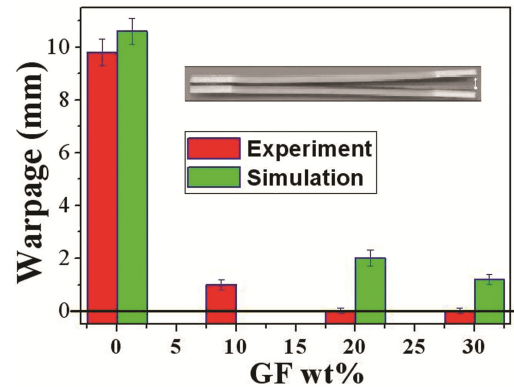


Fig. 6 Numerically predicted warpage of the FIM and FIMC specimens and the experimental results. Warpage value was defined as length of the white arrow in the inserted figure.

4.3 휨 예측

수치적 및 실험적으로 예측된 필름 삽입 사출 시편의 휨을 Fig. 6에 도시하였다. 휨은 삽입된 그림에 보인 바와 같이 두 개 시편의 한 쪽 끝을 고정된 후 반대편의 끝 간 거리로 정의하였다. 정의된 휨은 휨 정도를 정량화하며 변형된 시편의 곡률에 비례한다. 또한, 정의된 휨은 곡률보다 미세한 시편의 휨을 평가하기에 유리하다. 필름 삽입 사출 시편은 필름 방향이 블록한 방향으로 휘었고, 이는 고체 필름의 수축이 반대 방향의 용융 고분자가 차가운 금형 벽면에서 고체화될 때 나타나는 수축보다 작기 때문이다. 필름 삽입 사출 복합재료 시편의 휨은 유리 섬유 함량에 따라 감소하였고 20wt% 및 30wt% 함량의 필름 삽입 사출 복합재료 시편들은 휨이 없이 평평하였다. 이 결과는 유리 섬유 함량이 증가함에 따라 사출된 기관의 수축이 감소하기 때문이다.

수치적으로 계산된 휨 결과는 실험결과와 잘 일치하였고 유리섬유의 보강효과 또한 잘 나타났다. 이로부터 세 번째 직교 이방성 닫힌 어림법을 이용하여 Folgar-Tucker 이론으로 구한 필름 삽입 사출 시편의 섬유 배향 텐서, Rosen and Hashin 모델로 구한 이방성 열 팽창 계수 및 Mori-Tanaka

모델로 구한 이방성 마이크로 역학 특성이 적절히 계산되었음을 알 수 있었다.

5. 결 론

유리 단섬유가 혼입된 복합재료를 필름 삽입 사출 시편의 휨을 줄이기 위해 사용하였다. 유리 단섬유의 분포는 마이크로 CT 이미지를 이용하여 관찰하였고, 시편의 영역 1에서는 흐름 방향에 평행하게 영역 2에서는 랜덤하게 유리섬유가 배향되었다. 필름 삽입 사출 시편은 필름 방향이 불룩하게 휘었고 시편의 휨은 유리 섬유 함량이 증가함에 따라 기관의 수축이 줄어들어 감소하였다. Mori-Tanaka 모델, Rosen and Hashin 모델 및 세 번째 직교 이방성 단힌 어림법을 본 연구의 시뮬레이션을 위하여 선택하였고 필름 삽입 사출 시편의 휨을 예측하는데 이용하였다. 수치적으로 구한 섬유 배향 및 휨 결과들은 실험 결과와 잘 일치하였고 유리 섬유 보강 효과가 시뮬레이션에서도 잘 구현되었다.

후 기

본 연구는 교육과학기술부의 한국연구재단을 통한 기초 과학 연구 프로그램 (R11-2005-065) 및 한국과학기술연구원 기관 프로그램이 지원하는 연구과제로 수행된 것이며, 지원에 대해 진심으로 감사 드립니다.

참고문헌

- 1) Leong, Y.W., Kotaki, M., and Hamada, H., "Effects of the Molecular Orientation and Crystallization on Film-Substrate Interfacial Adhesion in Poly(ethylene terephthalate) Film-Insert Moldings," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 104, 2007, pp. 2100-2107.
- 2) Kim, S.Y., Lee, J.T., Kim, J.Y., and Youn, J.R., "Effects of Film and Substrate Dimensions on Warpage of Film Insert Molded Parts," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 50, 2010, pp. 1205-1213.
- 3) Kim, S.Y., Kim, S.H., Oh, H.J., Lee, S.H., and Youn, J.R., "Residual Stress and Viscoelastic Deformation of Film Insert Molded Automotive Parts," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 118, 2010, pp. 2530-2540.
- 4) Kim, S.Y., Oh, H.J., Kim, S.H., Kim, C.H., Lee, S.H., and Youn, J.R., "Prediction of Residual Stress and Viscoelastic Deformation of Film Insert Molded Parts," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 48, 2008, pp. 1840-1847.
- 5) Kim, S.Y., Kim, S.H., Oh, H.J., Lee, S.H., Baek, S.J., Youn, J.R., Lee, S.H., and Kim, S.-W., "Molded Geometry and Viscoelastic Behavior of Film Insert Molded Parts," *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 111, 2009, pp. 642-650.
- 6) Kim, S.Y., Lee, S.H., Baek, S.J., and Youn, J.R., "Thermoviscoelastic Behavior of Film-insert-Molded Parts Prepared under Various Processing Conditions," *Macromolecular Materials and Engineering*, Vol. 293, 2008, pp. 969-978.
- 7) Baek, S.J., Kim, S.Y., Lee, S.H., Youn, J.R., and Lee, S.H., "Effect of Processing Conditions on Warpage of Film Insert Molded Parts," *Fibers and Polymers*, Vol. 9, No. 6, 2008, pp. 747-754.
- 8) Kim, S.Y., Lee, S.H., and Youn, J.R., "Warpage of Film Insert Molded Parts and Optimum Processing Conditions," *International Polymer Processing*, Vol. XXV, No. 2, 2010, pp. 109-117.
- 9) Kennedy, P., *Flow Analysis Reference Manual*, Moldflow Pty. Ltd., Kilsyth, Australia, 1993.
- 10) Macosko, C.W., *Rheology, Principles, Measurements, and Applications*, Wiley-VCH, New York, 1994.
- 11) Advani, S.G., and Tucker III, C.L., "The use of Tensors to Describe and Predict Fiber Orientation in Short Fiber Composites," *Journal of Rheology*, Vol. 31, No. 8, 1987, pp. 751-784.
- 12) Folgar, F., and Tucker III, C.L., "Orientation Behavior of Fibers in Concentrated Suspensions," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 3, 1984, pp. 98-119.
- 13) Zheng, R., Kennedy, P., Phan-Thien, N., and Fan, X.-J., "Thermoviscoelastic simulation of thermally and pressure-induced stresses in injection moulding for the prediction of shrinkage and warpage for fibre-reinforced thermoplastics," *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Vol. 84, 1999, pp. 159-190.
- 14) Doi, M., "Molecular Dynamics and Rheological Properties of Concentrated Solutions of Rodlike Polymers in Isotropic and Liquid Crystalline phases," *Journal of Polymer Science: Polymer Physics Edition*, Vol. 19, 1981, pp. 229-243.
- 15) Hinch, E.J., and Leal, L.G., "Constitutive equations in suspension mechanics. Part 2. Approximate forms for a suspension of rigid particles affected by Brownian rotations," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 76, 1976, pp. 187-208.
- 16) Cintra Jr. J.S., and Tucker III, C.L., "Orthotropic closure approximations for flow-induced fiber orientation," *Journal of Rheology*, Vol. 39, No. 6, 1995, pp. 1095-1122.
- 17) Kinloch, A.J., and Taylor, A.C., "The mechanical properties

- and fracture behavior of epoxy-inorganic micro- and nano-composites,” *Journal of Materials Science*, Vol. 41, 2006, pp. 3271-3297.
- 18) Ahmed, S., and Jones, F.R., “A review of particulate reinforcement theories for polymer composites,” *Journal of Materials Science*, Vol. 25, 1990, pp. 4933-4942.
 - 19) Cox, H.L., “The elasticity and strength of paper and other fibrous materials,” *British Journal of Applied Physics*, Vol. 3, 1951, pp. 72-79.
 - 20) Krenchel, H., *Fibre reinforcement - Theoretical and practical investigations of the elasticity and strength of fibre-reinforced materials*, Akademisk Forlag, Copenhagen, 1964.
 - 21) Van Den Oever, M.J.A., Bos, H.L., and Van Kemenade, M.J.J.M., “Influence of the physical Structure of Flax Fibres on the Mechanical Properties of Flax Fibre Reinforced Polypropylene Composites,” *Applied Composite Materials*, Vol. 7, 2000, pp. 387-402.
 - 22) Tekkanat, B., and Gibala, R., “Short Fiber Reinforced Thermoplastics: Prediction of Stiffness in Injection Molded PS-PPO Blends,” *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, Vol. 4, 1991, pp. 190-204.
 - 23) Halpin, J.C., and Kardos, J.L., “The Halpin-Tsai Equations: A Review,” *Polymer Engineering and Science*, Vol. 16, No. 5, 1976, pp. 344-352.
 - 24) Tandon, G.P., and Weng, G.J., “The Effect of Aspect Ratio of Inclusions on the Elastic Properties of Unidirectionally Aligned Composites,” *Polymer Composites*, Vol. 5, No. 4, 1984, pp. 327-333.
 - 25) Tucker III, C.L., and Liang E., “Stiffness predictions for unidirectional short-fiber composites: Review and evaluation,” *Composites Science and Technology*, Vol. 59, 1999, pp. 655-671.
 - 26) Shapery, R.A., “Thermal Expansion Coefficients of Composite Materials Based on Energy Principles,” *Journal of Composite Materials*, Vol. 2, No. 3, 1968, pp. 380-404.
 - 27) Bowles, D.E., and Tompkins, S.S., “Prediction of Coefficients of Thermal Expansion for Unidirectional Composites,” *Journal of Composites Materials*, Vol. 23, 1989, pp. 370-388.
 - 28) Sideridis, E., “THERMAL EXPANSION COEFFICIENTS OF FIBER COMPOSITES DEFINED BY THE CONCEPT OF THE INTERPHASE,” *Composites Science and Technology*, Vol. 51, 1994, pp. 301-317.
 - 29) Rogers, K.F., Phillips, L.N., Kingston-Lee, D.M., Yates, B., Overy, M.J., Sargent, J.P., and Mccalla, B.A., “The thermal expansion of carbon fibre-reinforced plastics Part 1 The influence of fibre type and orientation,” *Journal of Materials Science*, Vol. 12, 1977, pp. 718-734.
 - 30) Adams, D.F., and Crane, D.A., “Combined loading micro-mechanical analysis of a unidirectional composite,” *Composites*, Vol. 15, No. 3, 1984, pp. 181-192.
 - 31) Rosen, B.W., and Hashin, Z., “EFFECTIVE THERMAL EXPANSION COEFFICIENTS AND SPECIFIC HEATS OF COMPOSITE MATERIALS,” *International Journal of Engineering Science*, Vol. 8, 1970, pp. 157-173.
 - 32) Hashin, Z., “Analysis of properties of fiber composites with anisotropic constituents,” *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 46, 1979, pp. 543-550.
 - 33) Karadeniz, Z.H., and Kumlutas, D., “A numerical study on the coefficients of thermal expansion of bier reinforced composite materials,” *Composite Structures*, Vol. 78, 2007, pp. 1-10.
 - 34) Santhanam, N., Chiang, H.H., Himasekhar, K., Tuschak, K.P., and Wang, K.K., “Postmolding and Load-Induced Deformation Analysis of Plastic Parts in the Injection Molding Process,” *Advanced Polymer Technology*, Vol. 11, 1991, pp. 77-89.
 - 35) Kim, S.Y., *Residual stress and deformation analysis of film insert injection molding*, Seoul National University, Seoul, 2010.
 - 36) Youn, J.Y., Kim, S.W., Park, B.H., Lee, S.H., Kwon, T.H., and Kim, K.T., “A Study on the Structure Analysis System for Short Fiber Reinforced Plastics,” *Journal of the Korean Society for Composite Materials*, Vol. 24, No. 4, 2011, pp. 41-47.
 - 37) Leong, Y.W., Umemura, T., and Hamada, H., “Film Insert Molding as a Novel Weld-Line Inhibition and Strengthening Technique,” *Polymer Engineering and Science*, Vol. 48, 2008, pp. 2147-2158.