

〈논 문〉

SMC 압축성형공정에서의 열변형에 관한 유한요소해석

이재형* · 이응식* · 윤성기**

(1996년 5월 28일 접수)

Finite Element Analysis of Thermally-Induced Deformation in SMC Compression Molding

Jae Hyoung Lee, Eung-Shik Lee and Sung-Kie Youn

Key Words : Sheet Molding Compound(SMC : 판성형 복합체), Fiber Orientation(섬유 방향성), Compression Molding(압축성형), Warpage(뒤틀림), Shrinkage(수축량)

Abstract

Thermally-induced deformation in SMC(sheet molding compound) products is analyzed using three dimensional finite element method. Planar fiber orientation, which causes the anisotropic material properties, is calculated through the flow analysis during the compression stage of the mold. Also curing process is analyzed to predict temperature profile which has significant effects on warpage of SMC products. Through the developed procedure, effects of various process conditions such as charge location, mold temperature, fiber contents, and fiber orientations on deformation of final products are studied. And processing strategies are proposed to reduce the warpage and the shrinkage.

1. 서 론

복합재료는 높은 비강성, 비강도에 내부식성, 저소음 등의 장점으로 오늘날 신소재로서의 사용이 증가되고 있으며, 특히 경량화의 필요성이 큰 자동차 분야 등에서 복합재료의 개발 및 설계기술의 개발이 활발하게 이루어지고 있다.

이 중 SMC(Sheet Molding Compound)는 성형의 자동화가 용이하고 생산성이 우수하며 성형시간이 짧아 대량생산에 적합한 재료로 각광을 받고 있다. SMC는 폴리에스터 수지에 유리섬유가 단섬유 형태로 함침되어 있으며, 중량에 비해 기계적 강도

가 뛰어나고 경량 구조재료로서의 응용에 적합하다.

섬유강화 플라스틱 제품의 설계에 있어서 발생하는 문제 중의 하나가 성형품의 모양과 치수의 변화이다. 이러한 문제는 성형된 제품이 완전한 기능을 하지 못하게 하거나 외관상의 결함을 가지게 한다. SMC 압축성형 제품에도 모양과 수치의 변화가 생기는데, 이는 주로 수축(shrinkage)이나 뒤틀림(warpage)에 의해 발생한다. SMC에서의 수축이나 뒤틀림은 성형과정중에 발생하는 섬유의 방향성, 온도의 불균일한 분포 등으로 인해 야기되는 재료의 이방성(anisotropy)이나 경화과정 중에 발생하는 잔류응력 등의 여러 가지 원인이 복합되어 발생하며, 특히 경화과정에서 발생하는 열이나 급형으로부터의 열전달 등 열적인 원인이 가장 큰 영향을 준다. 이러한 원인이나 그 해결책에 대해 수치적 해석이나 실험 등을 통한 여러 연구가 이루어

*한국과학기술원 대학원 기계공학과

**회원, 한국과학기술원 기계공학과

졌으나, 유동모델의 불완전성, 섬유와 수지의 상호연관의 복잡성, 그리고 경화과정의 열-기계적 연계(coupling) 등으로 인해 아직까지 완전한 해석이나 해결책의 제시가 이루어지지 못하였다. 따라서 SMC의 경화과정 및 성형 후에서의 열변형에 대한 보다 깊은 연구가 필요하다. 특히 SMC 내부의 섬유분포 및 열분포에 따른 변형의 해석은 성형 후의 제품의 수축과 뒤틀림의 예측에 있어 중요하다.

초기의 SMC 유동해석은 사출성형 충전과정에 사용되었던 등온운환이론에 근거한 일반화된 Hele-Shaw (GHS) 모델을 이용하였다. Lee와 Folgar 그리고 Tucker⁽¹⁾는 GHS 모델을 사용하여 사각 장입재에서의 유동선단의 흐름을 해석하였고, Tucker⁽²⁾는 2차원 평판에서 열전달과 온도에 따른 점성의 변화를 고려하여 유동을 해석하였다.

섬유와 수지의 복합체(fiber/resin mixture)의 유동은 섬유 방향성을 바꾼다고 실험을 통해서 밝혀졌다.^(5~9) Givler^(11,12) 등은 Dilute Suspension에서 섬유의 운동을 기술한 고전적인 Jeffery 모델(classical model of Jeffery)⁽¹³⁾을 이용하여 평면 유동에서의 평면섬유 방향성(planar fiber orientation) 계산을 하였다. 한편 Jackson과 Tucker⁽¹⁴⁾는 두께방향의 속도변화를 무시한 압축성형된 얇은 평판에서 유동에 의해 야기되는 섬유의 방향성을 위한 모델을 개발하였다. 복잡한 유동에서 3차원 섬유 방향성을 결정하기 위한 수치적 방법을 Altin, Subbiah 등⁽¹⁵⁾이 발전시켰다. Akay 등⁽¹⁶⁾은 충전과정중 속도이력(velocity history)을 계산하기 위해서 금형충전과정의 수치해석을 행하였고, 이 속도 이력을 이용하여 충전과정중 섬유 방향성의 변화를 결정하였다.

Bogetti 등⁽¹⁷⁾은 두꺼운 열경화성 복합재료의 잔류응력과 변형에 대한 기초적인 연구를 하였다. Shi-Chang과 Osswald⁽²⁰⁾는 압축성형된 SMC제품의 물성치와 치수(geometry)는 섬유의 함유량(fiber content), 제품의 두께, 비대칭 경화(asymmetric curing), 그리고 유동으로 인해서 생긴 섬유의 방향성에 영향을 받는다고 하였다. Osswald⁽²¹⁾는 섬유강화 복합재료의 열역학적 물성치와 수축과 뒤틀림에 관한 이론에 대해서 설명을 하였고, Akay와 Reifschneider⁽²²⁾는 압축성형공정에서 예측한 섬유 방향성으로부터 SMC의 열적, 역학적 물성치를 결정하는 과정을 제시하였다.

본 논문에서는 SMC의 압축성형공정에서 발생하

는 제품의 열변형에 대한 수치해석에 대한 연구를 하고자 한다. 섬유 방향성에 의한 영향을 보기 위해 열유동 모델⁽²³⁾을 이용하여 유동 및 섬유의 방향성을 해석하고, 성형 후의 열변형 해석을 위해 경화과정에서 발생하는 내부 발생열과 금형의 표면 온도를 사용해 SMC의 온도분포를 해석하였다. 이를 이용하여 금형(mold)을 제거한 후의 냉각과정에서 발생하는 수축량과 뒤틀림을 계산하였다. 섬유의 방향성, 섬유의 함유량, 금형 표면의 온도변화 등에 따른 변형량의 변화를 검토함으로써 성형 후 SMC 제품의 수축 및 뒤틀림을 줄이기 위한 방안을 제시하였다.

2. 이 론

2.1 섬유 방향성 해석 모델

섬유의 방향성 상태를 나타내는 수학적 방법인 방향성 텐서와 방향성 텐서의 변화방정식을 설명하였고 수식화 과정을 나타내었다. 방향성 텐서의 변화 방정식으로부터 텐서 성분을 구하고 원하는 임의의 한 시점에서의 섬유 방향성을 계산할 수 있다. 그리고 이 섬유 방향성에 따라 달라지는 재료의 물성치도 아울러 계산한다. 본 연구에서는 장입재의 두께가 일정하고 전체 치수에 비해서 아주 작다고 보기 때문에 섬유 방향성은 2차원으로 가정하여 계산하였다. 즉, 두께방향으로는 섬유 방향성이 일정하다고 보았다.

2.2.1 섬유 방향성에 대한 이론적 배경

(1) 섬유 방향성 텐서⁽²⁴⁾

섬유 방향성 상태(fiber orientation tensor)를 나타내는 가장 흔한 방법이 섬유의 방향에 대한 확률 분포함수 ψ 이다. 섬유를 길이와 지름이 일정한 실린더로 가정하고 단위 부피당 섬유의 갯수는 일정하다고 가정하였다. 이런 가정 하에 공간상의 한 점에서 섬유의 방향성 상태는 확률분포함수 $\psi(\theta, \phi)$ 에 의해서 나타낼 수 있다. 이 함수는 각도 θ_1 ($\theta_1 + d\theta$), ϕ_1 과 ($\phi_1 + d\phi$) 사이에서 섬유를 발견할 수 있는 확률이

$$P(\theta_1 \leq \theta \leq \theta_1 + d\theta, \phi_1 \leq \phi \leq \phi_1 + d\phi) = \psi(\theta_1, \phi_1) \sin \theta_1 d\theta d\phi \quad (2.1)$$

와 같이 나타낼 수 있게 정의가 되었다. 방향성을

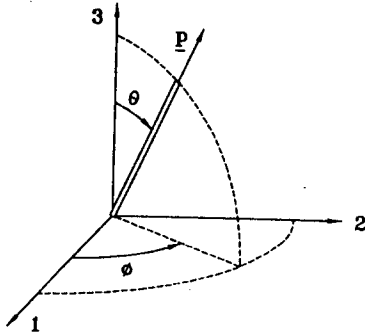


Fig. 1 Coordinate system and definitions of θ , ϕ , p

표시하는 또 다른 방법은 Fig. 1에 나타난 것과 같이 섬유 방향벡터 p 를 도입하는 것이다. 그러면 확률분포함수는 $\psi(p)$ 로 나타낼 수 있고, 단위방향벡터 p 의 성분들은 아래와 같이 θ 와 ϕ 으로 표시할 수 있다.

$$p_1 = \sin \theta \cos \phi \quad (2.2a)$$

$$p_2 = \sin \theta \sin \phi \quad (2.2b)$$

$$p_3 = \cos \theta \quad (2.2c)$$

방향성 텐서는 벡터 p 의 다이아딕 곱(dyadic product)과 분포함수의 곱의 모든 방향적분으로 정의가 된다. 방향성 텐서의 물리적 의미는 섬유분포함수 ψ 의 모멘트를 나타낸다.

2차원인 경우 2차, 4차 방향성 텐서는 다음과 같이 표시된다.

$$a_{ij} = \int_0^{2\pi} \psi_\phi(\phi) p_i p_j d\phi \quad i, j=1, 2 \quad (2.3a)$$

$$a_{ijkl} = \int_0^{2\pi} \psi_\phi(\phi) p_i p_j p_k p_l \quad i, j=1, 2 \quad (2.3b)$$

위의 식에서 $\psi_\phi(\phi)$ 는 2차원에서 섬유확률분포함수를 나타낸다.

(2) 섬유 방향성 텐서의 변화방정식

단섬유의 운동방정식과 인속방정식을 결합하면 방향성 분포함수 ψ 의 변화방정식을 이끌어낼 수 있다. 이 식에 방향성 텐서의 정의를 도입하여 방향성 텐서와 변형함수(function of deformation)의 관계식을 유도하면 다음과 같이 섬유 방향성 텐서의 변화방정식이 얻어진다.

$$\begin{aligned} \frac{da_{ij}}{dt} = & -\frac{1}{2}(\omega_{ik}a_{kj} - a_{ik}\omega_{kj}) + \frac{1}{2}(\dot{\gamma}_{ik}a_{kj} \\ & + a_{ik}\dot{\gamma}_{kj} - 2\dot{\gamma}_{kl}a_{klj}) + (2C_1\dot{\gamma}(\delta_{ij} - 2a_{ij})) \end{aligned} \quad (2.4)$$

여기에서 ω_{ij} 는 와도텐서(vorticity tensor)를 나타내고 $\dot{\gamma}_{ij}$ 는 변형률도(strain rate) 텐서를 나타낸다. 그리고 $\dot{\gamma}$ 은 $\dot{\gamma}_{ij}$ 의 스칼라 크기(scalar magnitude)를 나타내고 C_1 는 예측값과 실험값을 비교해서 결정되는 실험상수값으로 본 연구에서는 Akay 등⁽¹⁶⁾의 논문에서와 같이 0.04값을 취하였다. ω_{ij} 와 $\dot{\gamma}_{ij}$ 는 다음과 같이 나타내진다.

$$\omega_{ij} = \frac{\partial v_j}{\partial x_i} - \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \quad (2.5)$$

$$\dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial v_j}{\partial x_i} + \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \quad (2.6)$$

2.2.2 섬유 방향성 해석모델의 유한요소 수식화

텐서형태인 식 (2.4)를 독립적인 방향성 텐서 성분인 a_{11} 과 a_{12} 에 관해서 풀어쓰면 다음과 같이 2개의 식으로 나타내진다.

$$\frac{da_{11}}{dt} = -4C_1\dot{\gamma}a_{11} - \omega_{12}a_{12} + \frac{(\dot{\gamma}_{11} - \dot{\gamma}_{22})}{8} + 2C_1\dot{\gamma} \quad (2.7)$$

$$\frac{da_{12}}{dt} = \omega_{12}a_{11} - 4C_1\dot{\gamma}a_{12} - \frac{\omega_{12}}{2} + \frac{\dot{\gamma}_{12}}{4} \quad (2.8)$$

유한요소해석을 위해서 영역을 여러 개의 요소로 나누었을 때 전체 방정식은 다음과 같다.

$$[I]\{\dot{A}\} + [K1]\{A\} = \{F1\} \quad (2.9a)$$

$$\text{초기조건 : } \{A\}^{(0)} = \{A_0\} \quad (2.9b)$$

여기에서 벡터 $\{A\}$ 는 여러 개의 요소로 분할된 영역에서의 섬유 방향성 텐서 성분들을 나타낸다. 식 (2.9b)는 초기조건을 나타낸다. 식 (2.9)를 유한차분법을 사용하여 시간적분을 취하면 식 (2.10)과 같은 선형방정식이 얻어진다.

$$[\bar{K}]^{(k+1)}\{A\}^{(k+1)} = [\bar{K}]^{(k)}\{A\}^{(k)} + \{\bar{F}\}^{(k,k+1)} \quad (2.10a)$$

여기서,

$$\begin{aligned} [\bar{K}]^{(k+1)} &= [I] + \alpha \Delta t [K1]^{(k+1)} \\ [\bar{K}]^{(k)} &= [I] - (1-\alpha) \Delta t [K1]^{(k)} \\ \{\bar{F}\}^{(k,k+1)} &= \Delta t [\alpha \{F1\}^{(k+1)} + (1-\alpha) \{F1\}^{(k)}] \end{aligned} \quad (2.10b)$$

이다. α 는 0에서 1사이의 값인데 α 가 0 또는 1이면 각각 전방차분법(forward difference), 후방차분법(backward difference)을 의미한다.

본 연구에서는 초기에 섬유가 수지에 무작위로

함침되었다고 가정하여 섬유 방향성의 초기치 값을 설정하였고 요소의 각 절점에서의 섬유 방향성을 계산하였다. 그리고 α 값은 0.5를 사용하였다.

2.2.3 섬유 방향성에 따른 재료의 비등방성 물성치

섬유 방향성을 고려한 재료의 이방성 물성치는 섬유 방향성에 대한 평균값으로 표시할 수 있다. 식 (2.11)에서 보는 바와 같이 확률분포함수 곱의 적분값으로서 재료의 물성치를 나타낸다. 따라서 섬유 방향성을 고려한 물성치는 “ $\langle \rangle$ ”로 나타낸다. ⁽¹⁶⁾

$$\langle f \rangle = \int_0^{2\pi} \psi_\phi \langle \phi \rangle f d\phi \quad (2.11)$$

식 (2.11)을 이용하여 섬유 방향성을 고려한 재료상수는 식 (2.12)와 같다.

$$\begin{aligned} \langle C_{ijkl} \rangle = & B_1 a_{ijkl} + B_2 (a_{ij} \delta_{kl} + a_{kl} \delta_{ij}) \\ & + B_3 (a_{ik} \delta_{jl} + a_{jl} \delta_{ik} + a_{jk} \delta_{il}) \\ & + B_4 (\delta_{ij} \delta_{kl}) + B_5 (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \end{aligned} \quad (2.12)$$

여기에서 상수 B_i 는 직교이방성의 SMC 재료의 재료상수인 C_{ij} 의 선형적 조합으로 표시된다. 그리고 섬유 방향성을 고려한 주방향(Principal direction)에서의 열팽창계수 $\langle a_{r,r} \rangle$ 는 식 (2.13)과 같다.

$$\begin{aligned} \langle a_{11} \rangle = & (d_1 a_{11} + D_2) \langle S_{11} \rangle + (D_1 a_2 + D_2) \langle S_{12} \rangle \\ \langle a_{22} \rangle = & (D_1 a_{11} + D_2) \langle S_{12} \rangle + (D_1 a_2 + D_2) \langle S_{22} \rangle \\ \langle a_{33} \rangle = & A_2 \\ \text{Others} = & \text{zero} \\ \langle S_{ij} \rangle = & \text{inverse of } \langle C_{ij} \rangle \end{aligned} \quad (2.13)$$

D_i 와 A_i 는 직교이방성의 SMC 재료의 열팽창 계수들로 나타내지는 상수들이다.

여기에서 a_i 는 섬유 방향성 텐서 a_{ij} 의 주방향 성분 $a_{r,r}$ 을 나타낸다. 섬유 방향성 텐서성분과 주 섬유 방향성 텐서성분과의 관계는 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} a_{11} & 0 \\ 0 & a_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_1 & 0 \\ 0 & a_2 \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

$$a_1 = \frac{1}{2} + \left[\frac{(a_{11} - a_{22})^2}{4} + a_{12}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.15a)$$

$$a_2 = 1 - a_1 \quad (2.15b)$$

$$\theta = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{2a_{12}}{a_{11} - a_{22}} \right) \quad (2.15c)$$

여기서 주축성분 a_{11} 및 a_{22} 은 각각 a_1 과 a_2 로

표기한다. 섬유가 무작위로 분포했을 때는 $a_1 = a_2 = 0.5$ 이고 섬유가 한쪽방향으로만 배열되었을 때는 $a_1 = 1$, $a_2 = 0$ 이 된다.

2.2 경화과정 해석모델

2.2.1 경화과정 해석모델의 수식

장입재의 충전유동이 끝난 후 1분에서 수분동안 금형이 단한상태에 있게 되는데, 이 때 경화가 일어난다. 이 경화과정중 발생하는 열전달현상은 경화정도(degree of cure)와 밀접한 관련이 있다. 경화정도를 나타내는 방정식은 Kamal과 Sourour⁽³⁾ 모델을 따랐고 이 방정식은 열전달방정식과 연계(coupled)가 되어 있다. 금형의 표면온도는 일정하게 유지된다고 가정을 하면 장입재의 평면 방향으로의 일정한 온도분포를 갖게 되므로 경화 방정식과 열전달방정식은 두께방향으로만 고려한다. Kamal과 Sourour 모델의 경화방정식은 식 (2.16)과 같다.

$$\frac{dc}{dt} = (d_1 + d_2 c^p) (1 - c)^q \quad (2.16a)$$

$$d_1 = a_1 e^{-b_1/RT} \quad (2.16b)$$

$$d_2 = a_2 e^{-b_2/RT} \quad (2.16c)$$

초기 조건 :

$$c = 0 \quad \text{at } t = 0 \quad (2.16d)$$

여기서, c 는 경화정도(degree of cure)를 나타내는데, 경화가 다 되었을 때의 값 1을 최대값으로 기준을 삼는다. a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , p 및 q 는 상수이고, R 은 기체상수다. 1차원 열전달방정식은 식 (2.17)과 같다.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \dot{Q} \quad (2.17a)$$

$$\dot{Q} = \rho Q_T \frac{dc}{dt} \quad (2.17b)$$

경계조건 :

$$T = T_1 \quad \text{at } x = x_1$$

$$T = T_2 \quad \text{at } x = x_2 \quad (2.17c)$$

초기조건 :

$$T = T_0 \quad \text{at } t = 0 \quad (2.17d)$$

여기서, x 는 두께방향으로의 좌표를 나타내며 ρ 는 밀도, k 는 열전달계수를 나타낸다. 그리고 Q_T

는 경화과정 중 발생한 총열량을 나타내며, \dot{Q} 은 경화 반응에 의한 열발생률을 나타낸다.

식 (2.17)을 약형(weak form)으로 변형한 후 전체 시스템 방정식을 구하면 다음과 같다. ψ_i 는 절점(node)에서의 형상함수(shape function)를 나타낸다.

$$[M]\{\dot{T}\} + [K2]\{T\} = \{F2\} \quad (2.18a)$$

$$M_{ij} = \int_{x_1}^{x_2} \rho C_p \psi_i \psi_j dx \quad (2.18b)$$

$$K2_{ij} = \int_{x_1}^{x_2} k \frac{d\psi_i}{dx} \frac{d\psi_j}{dx} dx \quad (2.18c)$$

$$F2_i = \int_{x_1}^{x_2} \dot{Q} \psi_i dx \quad (2.18d)$$

2.3 열변형 해석모델

열변형은 주로 수축(shrinkage)이나 뒤틀림(warpage)을 말한다. 본 해석에서는 실제 열변형량이 성형품 전체의 크기에 비해서 매우 작기 때문에 선형 변형을 가정하였고, 변형중의 재료의 물성치의 변화를 무시하였다.

초기 장입재는 두께가 전체의 크기에 비해서 아주 작고 일정하기 때문에 충전과정은 평면 방향으로의 2차원 해석을 하였고, 경화반응은 두께 방향으로의 온도변화만을 가정하여 해석하였다. 그러나 최종 열변형은 평면방향으로 수축이 일어나고 두께 방향으로 뒤틀림이 생기므로 3차원 변형이다. 본 연구에서는 유한요소해석을 위해서 8절점 및 20절점 육면체 요소를 사용하였다.

선형 탄성체에서의 포텐셜 에너지(potential energy)는 식 (2.19)와 같이 표현된다.⁽⁴⁾ 단 체적력(body force)과 외력이 존재하지 않는다고 가정한다.

$$\Pi_p = \int_V \left(\frac{1}{2} \{\epsilon\}^T [C] \{\epsilon\} - \{\epsilon\}^T [C] \{\epsilon_0\} + \{\epsilon\}^T \{\sigma_0\} \right) dV \quad (2.19)$$

- $\{\epsilon\}$: Strain field
- $[C]$: The material property matrix
- $\{\epsilon_0\}, \{\sigma_0\}$: Initial strains and initial stresses
- V : Volume of the structure

여기서, 재료상수행렬 $[C]$ 의 성분들은 식(2.12)에 나타낸 것과 같이 섬유 방향성에 대한 평균치를 사용하여 섬유 방향성을 고려한다.

유한요소로 나누었을 때 요소절점의 자유도 D_i 에 대한 식은 다음과 같이 얻어진다.

$$\left\{ \frac{\partial \Pi_p}{\partial D} \right\} = \{0\} \rightarrow [K]\{D\} = \{R\} \quad (2.20)$$

위 행렬식은 자유도벡터 $\{D\}$ 를 풀기위한 대수 방정식이다. $\partial \Pi_p / \partial D_i = 0$ 는 절점에서의 평형방정식이고 행렬 $[K]$ 는 대칭이며, $K_{ij} = \partial^2 \Pi_p / \partial D_i \partial D_j$ 이다.

3. 해석 결과 및 토의

3.1 섬유 방향성 계산

장입재가 초기에 금형의 중앙에 위치하지 않고 한쪽에 치우쳐서 위치하여 충전이 일어나면 충전 후 섬유의 분포가 고르지 않게 될 수 있다. Fig. 2와 같이 장입재가 초기에 크기 500 mm×500 mm

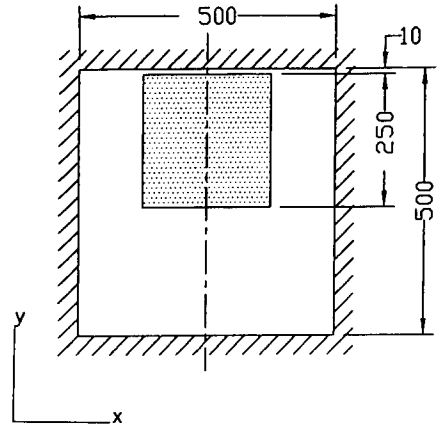


Fig. 2 Initial charge location in compression molding. (Initial height = 20 mm, Closing speed = 0.5 mm/sec)

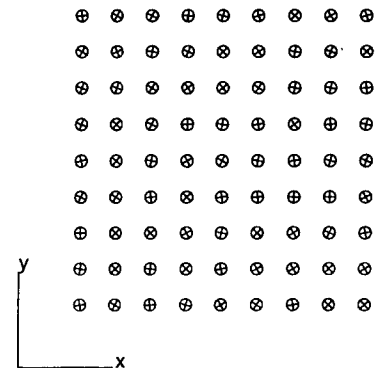


Fig. 3 Initial random fiber orientation at t=0.0 sec in biaxial flow. (Mold temp. = 150°C, Initial height = 20 mm)

인 금형 표면 상에서 윗 부분에 위치했다고 하자. 초기 장입재의 크기는 $250\text{ mm} \times 250\text{ mm}$ 이고 섬유 함유율은 21%, 상부금형의 하강속도는 0.5 mm/s 이며 상·하부금형의 표면온도는 150°C 이다.

초기에 장입재 내의 섬유들은 Fig. 3과 같이 무작위로 분포되어 있다고 가정한다. 충전시간 30초 중에서 15초가 지났을 때의 속도분포는 Fig. 4(a)과 같다. 장입재가 충전유동하면서 금형 표면상에서 윗 부분의 끝에 접촉하고 나면 다시 그 끝의 반대방향으로 유동이 일어나는 것을 속도분포를 보고 알 수가 있다. Fig. 4(b)는 이 때의 섬유 방향성을 나타내는데 방향성 텐서의 주방향은 주로 유동의 방향을 따른다는 것을 알 수 있다. y축 방향으로 윗 부분에 위치한 곳에서는 거의 x방향으로만 속도성분이 존재하기 때문에 섬유가 x축 방향으로 많이 배열이 됨을 볼 수 있다. 그리고 밑 부분에 위치한 곳에서는 섬유가 유동의 방향으로 배열이

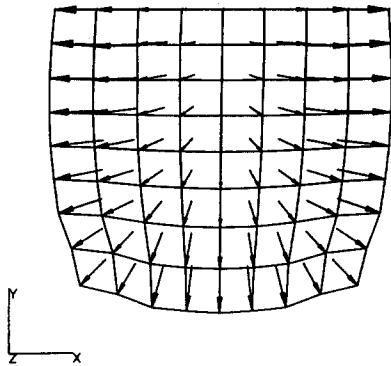


Fig. 4(a) Velocity distribution at $t=15.0$ sec in asymmetric biaxial flow.

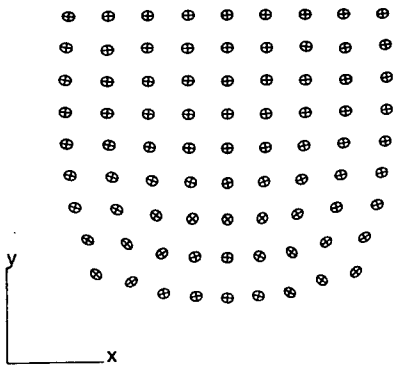


Fig. 4(b) Fiber orientation at $t=15.0$ sec in asymmetric biaxial flow.

많이 된다는 것을 역시 볼 수 있다.

3.2 열변형 해석

초기에 장입재가 금형 내부에 위치하게 될 때 장입재가 금형과 닿는 표면적과 금형 내부 전체 표면적의 비를 초기 면적비(initial coverage)라 한다. 장입재의 초기 면적비(initial coverage)가 100%이고, 상부금형의 표면온도는 160°C , 하부금형 온도는 150°C 인 경우에 경화과정 해석을 통하여 장입재 내의 두께방향으로의 온도분포를 구하고 그 온도분포를 이용하여 열변형량을 계산하였다. 초기 장입재의 크기는 $500\text{ mm} \times 500\text{ mm} \times 5\text{ mm}$ 로서 두께가 장입재 전체 크기에 비해서 아주 작다. 장입재의 충전이 끝나고 금형을 닫힌 채로 수분 동안 유지시켜 경화과정을 거치면 금형을 제거하게 되고 성형품이 상온 25°C 까지 냉각이 된다. 냉각이 일어나기 전, 즉 금형을 제거할 때 장입재 내의 온도분포를 초기조건으로 하여 열변형량을 계산하게 된다. 초기온도조건을 보면 상부금형과 접촉하고 있던 부분이 하부금형에 접촉하고 있던 부분보다 온도가 높다. 그러므로 냉각과정이 모두 끝나면 윗 부분의 수축이 아래부분의 수축보다 크기 때문에 결과적으로 성형품은 Fig. 5와 같이 위로 휘게 된다. 이 때 최대 뒤틀림은 2.46 mm 인 결과가 나왔다. 이 경우 경화과정중 잔류응력(residual stress)은 고려하지 않았는데 Tseng과 Osswald 등⁽²⁰⁾은 위와 같은 조건으로 잔류응력을 고려하여 계산한 결과 최대 뒤틀림이 3.61 mm 인 결과를 얻었다.

SMC 성형품의 성형 후 변형을 야기하는 주요 요인은 불균일한 온도분포 외에 섬유들의 불균일한 배열이 있다. SMC 내의 섬유의 방향성은 섬유 방향성 텐서에 의하여 확률적으로 결정된다. 식 (2.14)와 식 (2.15)에 의해서 설명된 2차원 방향성

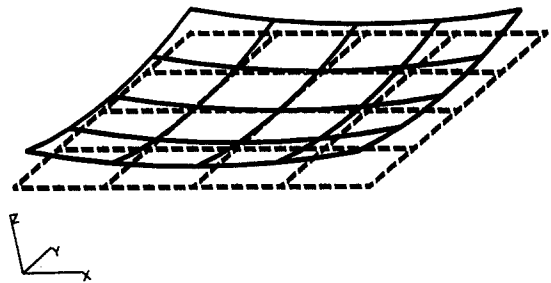


Fig. 5 Example of calculating thermally-induced deformation. (Max. Deflection= 2.46 mm)

텐서 a_{ij} 의 주축성분 a_{11} 의 값이 0.5일 때는 무작위 분포를, 1.0일 때는 주축방향으로 완전히 배열되어 있음을 의미한다. 이 주섬유 방향성에 따른 최종 성형품의 열변형량을 나타낸 것이 Fig. 6과 Fig. 7이다. Fig. 6은 윗금형과 아래금형의 표면온도가 150°C로 같을 때, Fig. 7은 윗금형의 표면온도는 160°C이고, 아래금형의 표면온도는 150°C일 때 섬유 방향성에 따른 열변형량을 나타낸다. 섬유가 한 방향으로 배열하는 정도가 커짐에 따라서 섬유배열 방향으로는 수축량이 감소하고 섬유배열 방향의 수직방향으로는 수축량이 증가하는 경향을 나타낼

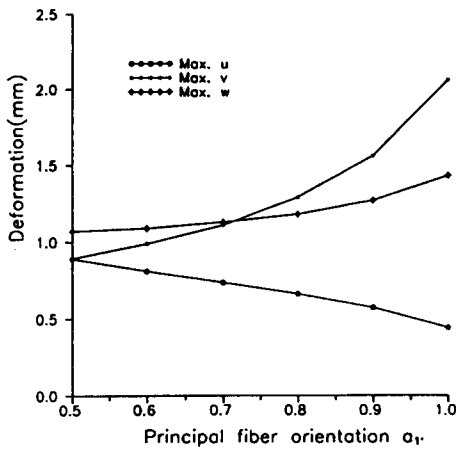


Fig. 6 Relation between maximum thermal deformation and principal fiber orientation. (Top mold = 150°C, Bottom mold = 150°C)

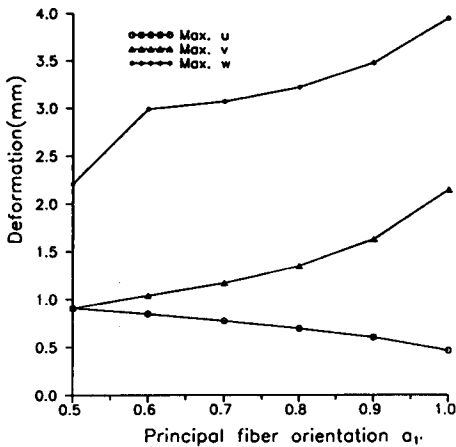


Fig. 7 Relation between maximum thermal deformation and principal fiber orientation. (Top mold = 160°C, Bottom mold = 150°C)

볼 수 있다. 이것은 섬유가 수직보다 열팽창계수가 작아서 섬유의 배열이 많이 되어 있는 방향으로는 그 수직인 방향보다도 수축이 덜되기 때문이다. 수축량은 상부·하부금형의 표면온도가 같을 때(Fig. 6)나 다를 때(Fig. 7)나 별 차이가 없지만 뒤틀림은 Fig. 7의 경우가 훨씬 큼을 볼 수 있다. Fig. 6과 Fig. 7을 보면 섬유의 배열정도를 나타내는 주 섬유 방향성 텐서값 a_{11} 이 커질수록, 즉 한 쪽 방향으로 섬유 방향성을 가질수록 뒤틀림이 커짐을 알 수 있다. 보통 경화과정은 수분 정도 걸리는데 경화 도중 금형을 제거하면 장입재 내부는 경화가 끝났을 때의 온도분포와는 다른 온도 분포를 갖게 된다. 이렇게 경화과정 도중 금형을 제거하여 장입재 내부의 온도분포를 달리하여 냉각 후 열변형량

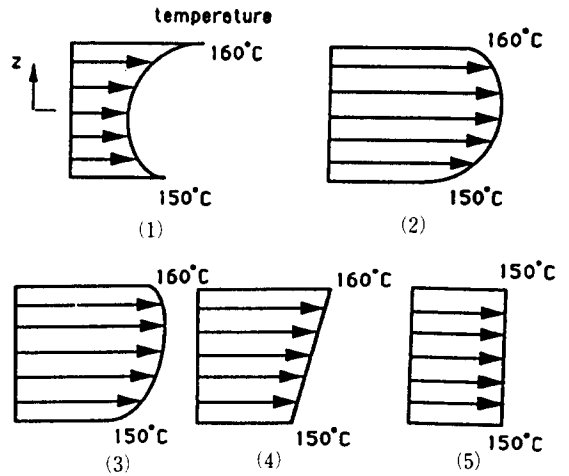


Fig. 8(a) Temperature profiles along the thickness direction. ; (1) 10 sec after the molds are closed, (2) when the parts are half-cured, (3) when the parts are almost cured, (4) assumed linearly distribution, and (5) assumed constant distribution

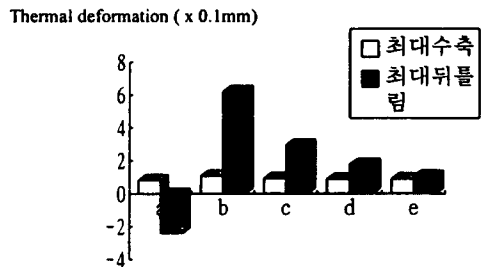


Fig. 8(b) Maximum thermal deformation of SMC plate after cooling for each different temperature profiles as in Fig. 8(a)

을 계산하였다. Fig. 8(a)은 이러한 여러 가지 온도분포를 나타낸다. Fig. 8(a) (1)는 10초 동안 경화가 일어났을 때 두께방향으로 생기는 온도분포를 나타내고 Fig. 8(a) (3)는 경화가 거의 다 끝났을 때의 온도분포이다. 그리고 Fig. 8(a) (2)는 경화 과정 중 최대 온도분포를 나타낸다. Fig. 8(a) (4)는 직선형태의 온도분포를, Fig. 8(a) (5)는 150°C로 일정한 온도분포를 가정한 것이다. 이 각 경우에 생기는 성형품의 수축량과 뒤틀림의 최대값을 계산한 결과가 Table 1에 나타나 있다. Fig. 8(b)는 이 값들을 그래프로 표시한 것이다. 상부금형과

하부금형의 표면온도가 모두 일정하고 장입재 내부의 온도분포가 다를 경우에는 수축량은 거의 변화가 없지만 뒤틀림은 많은 차이를 나타내는 것을 볼 수 있다. 즉, 장입재의 두께방향으로의 온도분포가 불균일할수록 뒤틀림이 커짐을 알 수 있다.

초기 장입재 내의 섬유 함유율이 열변형에 미치는 정도를 알아보기 위해서 장입재의 초기 크기는 250 mm×250 mm, 금형의 크기는 500 mm×500 mm로 하고, 상부금형의 표면온도는 160°C, 하부금형의 표면온도는 150°C의 조건을 가질 때 섬유 함유율을 변화시켜가면서 열변형 해석을 하였다.

Table 1 Maximum thermal deformation of SMC plate after cooling for each different temperature profiles as in Fig. 8(a) just before the closing molds are removed

Case	Maximum shrinkage (mm)	Maximum warpage (mm)
(a)	0.830	-2.380
(b)	1.080	6.230
(c)	0.936	2.960
(d)	0.885	1.780
(e)	0.893	1.070

Table 2 Thermomechanical and kinetic properties of SMC^(19,20)

SMC properties	Density	$\rho=1900 \text{ kg/m}^3$	
	Specific heat	$c=1.0 \text{ J/g} \cdot \text{K}$	
	Heat transfer coeff.	$k=0.53 \text{ W/m} \cdot \text{K}$	
	Fiberglass		$E_f=73,000 \text{ N/mm}^2$
			$\nu_f=0.25$
			$\alpha_f=5 \times 10^{-6}/^\circ\text{K}$
	Matrix		$E_m=2750 \text{ N/mm}^2$
		$\nu_m=0.34$	
		$\alpha_m=37 \times 10^{-6}/^\circ\text{K}$	
Chemical properties	Curing eq. coefficients	$a_1=4.9 \times 10^{14} \text{ s}^{-1}$	
		$a_2=6.2 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$	
		$b_1=140 \text{ KJ} \cdot \text{mol}^{-1}$	
		$b_2=51 \text{ KJ} \cdot \text{mol}^{-1}$	
		$m=1.3$	
		$n=2.7$	

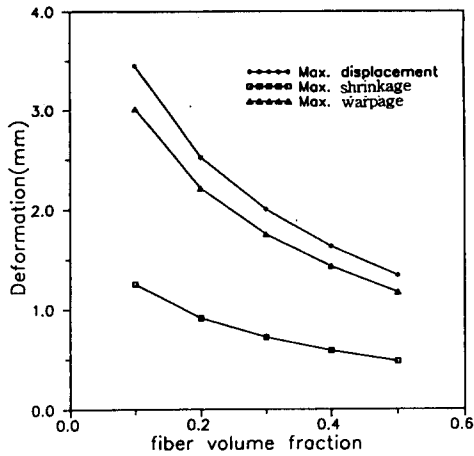


Fig. 9 Relation between deformation and volume fraction.

섬유 함유율이 10%일 때 최대 뒤틀림(maximum warpage)은 3.015 mm, 평면방향으로의 최대 수축량(maximum shrinkage)은 1.25 mm이고 최대 변형량(maximum displacement)은 3.45 mm인 결과가 나왔다.

섬유 함유율 변화에 따른 최대 열변형량 계산결과가 Fig. 9에 나타나 있는데, 섬유 함유율에 따라서 최대 뒤틀림, 평면방향으로의 최대 수축량 그리고 전체 최대 변형량을 알 수 있다. Fig. 9를 보면 섬유 함유율을 증가시킬수록 성형품의 변형량이 감소하는 경향을 알 수 있는데 이것은 섬유 함유율이 증가할수록 성형품의 강성이 커지기 때문이라고 볼 수 있다.

4. 결 론

압축성형공정은 충전, 경화, 냉각과정으로 구분 이 된다. 본 연구에서는 냉각과정이 끝난 후의 열 변형을 계산하기 위해서 충전과정중 섬유 방향성을 계산하고 경화과정중의 열전달 및 경화반응을 해석 하였다.

섬유 방향성을 계산하기 위해서 섬유 방향성 텐서(fiber orientation tensor)를 도입하였고, 방향성 변화방정식을 전방차분법(forward difference method)으로 풀어서 원하는 방향성 텐서의 성분을 구하였다. 경화과정중에는 열전달과 경화반응이 상호 연계되어 발생하며, 이를 해석하기 위하여 Kamal과 Sourour⁽³⁾의 경화방정식 모델을 채택하

였다. 경화과정 해석에서 얻어진 온도분포와 섬유 방향성 분포를 사용하여 SMC 성형품의 이방성 물 성치를 계산하고 이를 열변형 유한요소해석에 이용 하였다.

금형내 장입재의 초기 배치가 유동 중의 속도 분포와 섬유방향성에 많은 영향을 미치며, 금형의 중앙에 초기 장입재가 위치했을 때보다 금형의 한쪽에 치우쳐 위치했을 때가 섬유의 방향성이 커진다는 결과를 얻었다. 섬유가 한 방향으로 배열되는 정도가 크면 클수록 그 방향으로는 수축되는 정도가 작아지나 전체적으로는 뒤틀림이 증가함을 알 수 있었다. 경화과정 후의 온도분포가 냉각 후 발생하는 성형품의 열변형에 영향을 미치며, 뒤틀림을 줄이려면 성형품 내의 두께방향으로 온도분포가 일정해야 한다. 또한 섬유의 함유율이 크면 클수록 열변형량이 감소함을 알 수 있었다.

본 연구에서는 장입재를 두께가 일정한 평판으로 가정하여 해석했는데 실제 제품에 적용하기 위해서는 장입재의 두께가 변하고 굴곡이 존재하는 3차원형상의 경우로 확장해서 섬유의 방향성과 열변형량 해석을 할 필요성이 있다.

참고문헌

- (1) Lee, C. C., Folgar, F. and Tucker, C. L., 1984, "Simulation of Compression Molding for Fiber-Reinforced Thermosetting Polymers," *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 106, p. 114.
- (2) Tucker, C. L. and Folgar, F., 1983, "A Model of Compression Mold Filling," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 23, p. 69.
- (3) Kamal, M. R., Sourour, S. and Ryan, M., 1973, "Integrated Thermorheological Analysis of the Cure of Thermosets," *SPE Tech. Pap.* 19, p. 187.
- (4) Cook, R. D., Malkus, D. S. and Plesha, M. E., 1989, *Concepts and Applications of Finite Element Analysis*, 3rd edition, Wiley.
- (5) Goettler, L. A., 1970, "Flow Orientation of Short Fibers in Transfer Molding," *Proc., 25th Ann. Tech. Conf. SPI RP/C Div.*, Sec. 14-A.
- (6) Bell, J. P., 1969, "Flow Orientation of Short Fiber Composites," *J. Compos. Mat.*, Vol. 3, p. 244.
- (7) Bright, P. F., Crowson, R. J. and Folkes, M. J.,

- 1978, "A Study of the Effect of Injection Speed of Fibre Orientation in Simple Mouldings of Short Glass Fibre-Filled Polypropylene," *J. Mat. Sci.*, Vol. 13, p. 2497.
- (8) Owen, M. J., Thomas, D. H. and Found, M. S., 1978, "Flow Fibre Orientation and Mechanical Properties Relationships in Polyester SMC." *Proc., 33rd Ann. Tech. Conf., SPI RP/C div., Sect, 20-B*.
- (9) Taggart, D. G. and Pipes, R. B., 1979, "Processing Induced Fiber Orientations in Transfer and Injection Molding," *Report No. 12., Center for Composite Materials, U. of Delaware, Newark, Delaware*.
- (10) Ki-Taek Kim, Jin-Ho Jeong and Yong-Taek Im, 1995, "Effect of Molding Parameters on Compression Molded Sheet Molding Compounds Parts," *J. Mat. Proc. Tech. in Press*.
- (11) Givler, R. C., Crochet, M. J. and Pipes, R. B., 1983, "Numerical Prediction of Fiber Orientation in Dilute Suspensions," *J. Compos. Mat.*, Vol. 17, p. 330.
- (12) Givler, R. C., 1983, "A Numerical Technique for the Prediction of Short Fiber Orientation Resulting from the Suspension Flow," *Transport Phenomena in Material Processing*, M. M. Chen, J. Mazumdar and C. L. Tucker, eds., ASME, New York, p. 99.
- (13) Jeffery, G. B., 1992, "The Motion of Ellipsoidal Particles Immersed in a Viscous Fluid," *Proc. Roy. Soc.*, A102, p. 161.
- (14) Jackson, W. C., Advani, S. G. and Tucker, C. L., 1986, "Predicting the Orientation of Short Fibers in Thin Compression Moldings," *J. Composite Materials*, Vol. 20, p. 539.
- (15) Altin, M. C., Subbiah, S., Güceri, S. I. and Pipes, R. B., 1990, "Numerical Prediction of Three-Dimensional Fiber Orientation in Hele-Shaw Flows," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 30, No. 14.
- (16) Reifshneider, L. G. and Akay, H. U., 1994, "Applications of a Fiber Orientation Prediction Algorithm for Compression Molded Parts With Multiple Charges," *Polymer Composites*, Vol. 15, No. 4, p. 261.
- (17) Bogetti, T. A. and Gillespie, Jr., J. W., 1989, "Process-Induced Stress and Deformation in Thick-Section Thermosetting Composite Laminates," *21st International SAMPE Technical Conference September*, p. 25.
- (18) Lee, C. C. and Tucker, C. L., 1987, "Flow and Heat Transfer in Compression Molding Filling," *J. Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 24, p. 245.
- (19) Barone, M. R. and Caulk, D. A., 1978, "The Effect of Deformation and Thermoset Cure on Heat Conduction in a Chopped-Fiber Reinforced Polyester During Compression Molding," *HMT* Vol. 22, No. 7.
- (20) Shi-Chang Tseng and Tim A. Osswald, 1994, "Predicting Shrinkage and Warpage of Fiber-Reinforced Composite Parts," *Polymer Composites*, Vol. 15, No. 4.
- (21) Tim A. Osswald, 1991, "A Finite Element Analysis of the Thermomechanical Behavior of Fiber Reinforced Composites," *J. Thermoplastic Composite Materials*, Vol. 4.
- (22) Akay, H. U., Reifschneider, L. G., 1990, "Fiber Orientation and Warpage Analysis of Compression Molded Parts," *6th ASM/ESD Adv. Comp. Conference*, Detroit Oct.
- (23) 이응식, 윤성기, 1994, "SMC 압축성형공정의 모델링 및 유한요소법을 이용한 열유동 해석," *대한기계학회논문집*, 제18권, 제11호, p. 3084.
- (24) Suresh G. Advani and Charles L. Tucker III, 1987, "The Use of Tensors to Describe and Predict Fiber Orientation in Short Fiber Composites," *J. Rheology*, p. 751.