

단섬유보강 플라스틱 사출성형제품의 섬유방향성에 따른 기계적성질 예측

정성택 · 권태현[†]

포항공과대학교 기계공학과
(1996년 4월 12일 접수)

Study for Predicting Mechanical Properties Depending on Fiber Orientation in Injection Molded Short-Fiber-Reinforced Plastic Parts

S. T. Chung and T. H. Kwon[†]

Department of Mechanical Engineering, Pohang University of Science and Technology,
San 31 Hyojadong, Pohang, Kyungbuk, 790-784, Korea
(Received April 12, 1996)

요 약

단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 사출성형에서 섬유 배향은 급형 충전 공정 중의 유동장에 의해 결정되고, 섬유의 배향 상태는 역으로 유동장에 영향을 미친다. 단섬유에 의한 추가적인 응력을 포함하는 Dinh과 Armstrong의 이방성 구성방정식을 충전유동과 섬유 배향의 연계해석에 도입하였다. 충전유동의 해석은 새로운 압력 지배방정식과 에너지 방정식을 유한 요소법과 유한 차분법을 이용하여 풀고, 동시에 2차 배향 텐서의 변화 방정식을 4차 Runge-Kutta 방법으로 풀었다. 섬유의 배향 상태를 구한 후에 일방향성 복합재료의 Halpin-Tsai 식과 배향 평균 모델을 도입하여 사출성형제품의 이방성 기계적 성질이 예측되었다. 직사각형 캐비티에서 수치해석결과를 실험결과와 비교하였다. 섬유 배향과 유동과의 상호 연계 작용은 특히 게이트 근처에서 섬유 배향에 영향을 미치며, 수치해석 결과는 벽면 근처에서 유동 방향으로 배향하는 shell 층을 과대 예측함을 알 수 있었는데, 이는 배향 텐서 변화 방정식의 최종 근사에서 기인하는 오차로 판단된다. 수정된 복합 최종 근사를 바탕으로 예측된 이방성 기계적 성질이 기존의 복합 최종 근사에 기초한 예측보다 실험 결과에 정량적으로 보다 잘 일치하였다.

Abstract — In injection molding of short-fiber-reinforced plastics, the fiber orientation during a mold filling process is determined by the flow field, while it is in turn affected by the orientation of fibers. The Dinh and Armstrong's rheological equation of state was thus incorporated into the coupled analysis of mold filling flow and fiber orientation. The mold filling simulation was then performed by solving the new pressure equation and the energy equation via a finite element/finite difference method as well as evolution equations for the second-order orientation tensor via the fourth-order Runge-Kutta method. With the fiber orientation known, predictions of the anisotropic mechanical properties of the composites are obtained by using the Halpin-Tsai equations for unidirectional composites and taking an orientation average. The numerical predictions are compared to experimental data in rectangular cavity geometry. The coupling effects on the fiber orientation are found to be significant near the gate. The simulation overpredicts the shell layer (flow-aligned fiber orientation region near the surface) possibly due to the error in the closure approximation used in the fiber orientation equation. The predicted mechanical properties based on the modified hybrid closure approximation agree quantitatively well with corresponding experimental data rather than those based on the hybrid closure approximation.

Keywords: injection molding, fiber orientation, mechanical properties, coupled analysis, orientation average

[†]To whom all correspondence should be addressed.

1. 서 론

최근에 이르러서 각종 구조물의 경량화와 관련되어 구조물용 단섬유 보강 플라스틱 사출성형제품(injection molded short-fiber-reinforced plastic parts) 제조의 중요성이 점점 증대되고 있다. 단섬유 보강 플라스틱 사출성형제품의 기계적 물성은 섬유 배향성에 크게 영향을 받으며, 인장강도나 열팽창계수의 이방성이 단섬유 보강 플라스틱 사출성형제품의 수축(shrinkage)과 뒤틀림(warpage)에 심각한 영향을 미친다. 한편 섬유 배향성은 단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 물성과 성형품의 형상, 그리고 성형공정 조건에 따라서 결정된다고 알려져 있다. 따라서 컴퓨터 수치모사 시스템을 이용한 단섬유 보강 플라스틱 사출성형제품의 충전공정의 해석과 함께 섬유 배향 및 이에 따른 최종 사출성형품의 기계적 성질의 예측이 가능하게 된다면, 단섬유 보강 플라스틱 사출성형제품의 기계적인 물성을 향상시키기 위한 합리적인 금형설계 및 사출성형공정 조건의 결정에 큰 역할을 할 수 있을 것이다.

현재까지 이러한 종류의 연구 업적으로는 기존의 사출성형 충전공정의 수치해석 프로그램을 이용하여 유동장을 구한 후에, 주어진 유동장으로부터 섬유의 배향 상태를 예측하고(1-9), 이를 바탕으로 이방성 기계적 성질을 예측하는 시도가 있었다(8,9). 그러나 사출성형 충전공정에서 금형 내의 유동 상태가 섬유의 배향 상태를 형성하는 데 중요한 역할을 할 뿐만 아니라, 섬유의 배향 상태가 역으로 유동장에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 그러므로 유동장과 단섬유 배향 상태의 상호 영향(coupling effect)을 고려한 적절한 물리적 모델링을 바탕으로 섬유 배향을 예측할 수 있는 수치모사 시스템을 개발하고, 이를 바탕으로 최종 사출성형품의 이방성 기계적 성질을 예측할 수 있는 수치모사 시스템의 개발이 요구되고 있다.

뉴우튼 유체내의 단일 타원체의 회전 운동에 대한 이론적인 연구인 Jeffery(10)의 모델이 이 분야의 모든 연구의 기초가 되고 있으며, Advani와 Tucker(11)는 배향텐서(orientation tensor)를 도입함으로써 보다 간결한 섬유 배향 모델과 배향 평균을 이용한 이방성 기계적성질 예측모델을 제시하였으나 최종 근사(closure approximation)(12)를 필요로 하게 되었다. 한편, Tucker(13)는 섬유현탁액의 유동에 대한 크기평

가(order-of-magnitude estimates)를 통해서 유동장과 섬유 배향 사이의 연계해석(coupled analysis)의 중요성을 고찰한 바 있다. 정성택과 권태헌(14-17)은 Dinh과 Armstrong(18)의 이방성 구성방정식을 사출성형 충전유동 해석에 도입함으로써 두께가 얇은 3차원 형상의 금형공간 내의 비등온 충전유동과 과도기적 3차원 섬유 배향 상태를 서로의 상호작용을 고려하여 수치모사하였다.

본 논문에서는 유동장과 섬유 배향의 연계해석 결과를 Bay와 Tucker(6)의 섬유 배향 실험 결과와 비교함으로써 유동장과 섬유 배향의 상호 영향에 대하여 고찰하고, 최근에 가장 널리 이용되고 있는 섬유 배향 텐서 모델과 이를 이용한 이방성 기계적 성질 예측 모델에서의 최종 근사의 영향을 Foss 등(9)의 성형공정 조건에 따른 섬유 배향 및 기계적 성질 실험 결과와의 비교를 통하여 고찰하였다.

2. 이 론

2.1. 섬유 배향

뉴우튼 유체 속에서의 섬유 한개의 운동에 관한 가장 간단한 모델은 Jeffery(10)의 식으로서 다음과 같은 방정식으로 표현된다.

$$\dot{q}_i = u_{i,j} q_j - u_{j,k} q_j q_k q_i \quad (1)$$

여기서 q_i 는 섬유의 길이 방향 벡터이고 u_i 는 유체의 속도 벡터장이다.

단섬유 보강 플라스틱 재료는 섬유의 함유율이 상당히 크므로, 사출성형체 내에는 서로 다른 방향으로 배열되어 있는 많은 섬유들이 존재한다. 따라서 섬유의 배향 상태를 나타내는 방법으로서 섬유가 \vec{q} 의 방향으로 배열되어 있을 확률을 나타내도록 정의된 확률 분포 함수(probability distribution function) ψ 를 이용한다. 주기적이며 정규화 되어있는 확률 분포 함수는 다음과 같은 연속 방정식을 만족한다.

$$\frac{d\psi(\vec{q}, t)}{dt} = -\frac{\partial[\dot{q}_i \psi(\vec{q}, t)]}{\partial q_i} \quad (2)$$

최근에는 단섬유 보강 사출성형품 내의 섬유 배향 상태를 정량화하기 위한 가장 간결한 방법으로 Advani와

Tucker[11]가 제시한 2차와 4차 배향 텐서(orientation tensor)가 주로 이용되고 있다.

$$a_{ij} = \oint q_i q_j \psi(\vec{q}) d\vec{q} \quad (3)$$

$$a_{ijkl} = \oint q_i q_j q_k q_l \psi(\vec{q}) d\vec{q} \quad (4)$$

농축 현탁액에서의 섬유들 간의 기계적인 상호작용으로 인한 randomizing effect를 모델링하기 위한 확산항이 추가된 2차 배향 텐서 a_{ij} 에 대한 변화방정식은 다음과 같다[11].

$$\begin{aligned} \frac{Da_{ij}}{Dt} = & -\frac{1}{2}(w_{ik}a_{kj} - a_{ik}w_{kj}) + \frac{1}{2}\lambda(\dot{\gamma}_{ik}a_{kj} + a_{ik}\dot{\gamma}_{kj} \\ & - 2\dot{\gamma}_{kl}a_{ijkl}) + 2C_I\dot{\gamma}(\delta_{ij} - 3a_{ij}) \end{aligned} \quad (5)$$

위에서 δ_{ij} 는 단위 텐서이고 w_{ij} 와 $\dot{\gamma}_{ij}$ 는 각각 와도 텐서와 변형률 텐서를 나타내며, $\dot{\gamma}$ 는 변형율이다. 그리고 λ 는 $(r_e^2 - 1)/(r_e^2 + 1)$ 로서 섬유 입자의 종횡비 $r_e = L/D$ 와 관계된 매개변수이다. 무차원 상호작용계수(interaction coefficient) C_I 가 섬유들 사이의 기계적인 상호작용의 정도를 나타내고 있다.

식(5)를 2차 배향 텐서의 성분으로 풀기 위해서는 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 에 대한 최종 근사가 필요하다. 여기에서는 선형 근사 \hat{a}_{ijkl} 와 2차 근사 \tilde{a}_{ijkl} 를 배향의 정도에 의해 결정되는 상수척도 f 에 따라서 조합한 복합 근사(hybrid closure approximation) \bar{a}_{ijkl} 를 도입하였다[12].

$$\bar{a}_{ijkl} = (1-f)\hat{a}_{ijkl} + f\tilde{a}_{ijkl} \quad (6)$$

$$\hat{a}_{ijkl} = -\frac{1}{35}(\delta_{ij}\delta_{kl} + \delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) \quad (7)$$

$$+ \frac{1}{7}(a_{ij}\delta_{kl} + a_{ik}\delta_{jl} + a_{il}\delta_{jk} + a_{kl}\delta_{ij} + a_{jl}\delta_{ik} + a_{jk}\delta_{il})$$

$$\tilde{a}_{ijkl} = a_{ij}a_{kl} \quad (8)$$

$$f = 1 - 27 \det[a_{ij}] \quad (9)$$

위에서 f 는 0(마구잡이 배향의 경우)에서 1(완전히 배열된 경우)까지 변하는 값이다.

2.2. 사출성형 충전유동

섬유 배향 상태가 유동장에 미치는 영향을 고려한 사출성형 충전유동의 연계해석을 위하여는 섬유 배향 상태

에 따른 추가적인 응력을 포함하는 구성방정식의 도입이 필수적이다. Dinh과 Armstrong[18]은 섬유 두께의 영향을 무시하고 섬유 사이의 평균거리 h 가 섬유의 지름 D 보다는 크고 섬유의 길이 L 보다는 작은 반농축 현탁액에 대한 유변학적 상태방정식(rheological equation of state)을 개발하였다. 섬유의 배향 상태에 따라 유용한 농도 범위는 다음과 같이 주어지며

$$\frac{1}{L^3} < n < \frac{1}{DL^2} \quad \text{or} \quad \frac{\pi}{4} \left(\frac{D}{L}\right)^2 < v_f < \frac{\pi}{4} \left(\frac{D}{L}\right)$$

for random orientation

$$\frac{1}{L^3} < n < \frac{1}{D^2L} \quad \text{or} \quad \frac{\pi}{4} \left(\frac{D}{L}\right)^2 < v_f < \frac{\pi}{4}$$

for aligned orientation

여기에서 n 은 단위 부피당 섬유의 갯수이고 v_f 는 섬유의 부피분율이다. 이 모델의 구성방정식은 아래와 같다.

$$\tau_{ij} = \eta(u_{i,j} + u_{j,i}) + \eta N u_{k,i} a_{ijkl} \quad (10)$$

여기에서 섬유에 의한 추가적인 응력의 상대적인 크기를 나타내는 입자계수(particle number) N 은 다음과 같다.

$$N = \frac{\pi n L^3}{6 \ln(2h/D)} \quad (11)$$

$$h = \begin{cases} (nL)^{-1/2} & \text{(for aligned orientation)} \\ (nL^2)^{-1} & \text{(for random orientation)} \end{cases}$$

본 논문의 수치모사에서는 섬유 사이의 평균거리 h 를 섬유의 배향 상태에 의해 0에서 1까지 변하는 상수 척도 f 에 따라서 마구잡이 배향인 경우와 완전히 배열된 경우의 거리를 선형적으로 근사하였으며, 단위 부피당 섬유의 갯수 n 이 $1/(DL^2)$ 보다 큰 경우에는 근사적으로 섬유의 배향 상태에 관계없이 배열된 경우의 거리를 이용하였다.

$$h = (1-f)h_{\text{random}} + fh_{\text{aligned}} \quad \text{for} \quad \frac{1}{L^3} < n < \frac{1}{DL^2}$$

$$h = h_{\text{aligned}} \quad \text{for} \quad \frac{1}{DL^2} \leq n < \frac{1}{D^2L} \quad (12)$$

단섬유 보강 플라스틱 재료의 사출성형 충전유동은 섬

유의 부피분율과 종횡비에 의하여 결정되는 입자계수와 성형품의 얇은정도 그리고 섬유 배향 상태 등에 따라서 섬유 배향과 연계해석되어야 한다[13] : 두께가 얇은 형상의 사출성형 충전유동에서 대부분의 섬유는 평면상에 배향되나 섬유사이의 기계적인 상호작용으로인한 두께 방향 배향 성분(out-of-plane fiber orientation)이 유발되는 경우에 연계 윤활 유동(coupled lubrication flow)으로 해석되어야 한다. 이때 Fig. 1과 같이 두께방향으로 z 축을 갖는 직교좌표계를 취하면, 사출성형 금형공간 내의 충전유동의 운동방정식은 다음과 같다[14, 16].

$$0 = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\eta \frac{\partial u}{\partial z} + \eta N \left(\frac{\partial u}{\partial z} a_{3113} + \frac{\partial v}{\partial z} a_{3123} \right) \right]$$

$$0 = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \left[\eta \frac{\partial v}{\partial z} + \eta N \left(\frac{\partial u}{\partial z} a_{3213} + \frac{\partial v}{\partial z} a_{3223} \right) \right] \quad (13)$$

그리고 두께방향의 평균물질 연속방정식은

$$\frac{\partial}{\partial x} (b\bar{u}) + \frac{\partial}{\partial y} (b\bar{v}) = 0 \quad (14)$$

이며, 여기에서 b 는 성형품 두께의 반이며 "-"는 두께 방향의 좌표 z 에 대한 평균을 의미한다.

식(13)을 $z = b$ 에서 비미끄럼(no slip) 경계조건과 $z = 0$ 에서 대칭 경계조건을 이용하여 z 방향으로 적분하면 속도 u 와 v 를 다음과 같이 얻는다.

$$u = -\frac{\partial p}{\partial x} \int_z^b \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z} + \frac{\partial p}{\partial x} \int_z^b N^x \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z} + \frac{\partial p}{\partial y} \int_z^b N^{xy} \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z}$$

$$v = -\frac{\partial p}{\partial y} \int_z^b \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z} + \frac{\partial p}{\partial y} \int_z^b N^y \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z} + \frac{\partial p}{\partial x} \int_z^b N^{xy} \frac{\bar{z}}{\eta} d\bar{z} \quad (15)$$

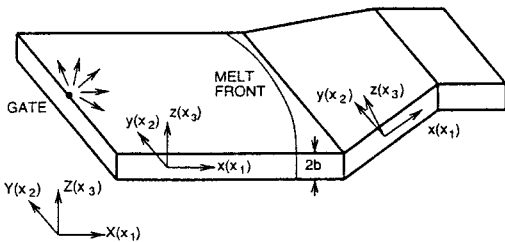


Fig. 1. Schematic diagram of a cavity with coordinate system.

위에서

$$N^x = \frac{Na_{3113}(1+Na_{3223}) - N^2 a_{3123} a_{3213}}{(1+Na_{3113})(1+Na_{3223}) - N^2 a_{3123} a_{3213}}$$

$$N^y = \frac{Na_{3223}(1+Na_{3113}) - N^2 a_{3123} a_{3213}}{(1+Na_{3113})(1+Na_{3223}) - N^2 a_{3123} a_{3213}}$$

$$N^{xy} = \frac{Na_{3123}}{(1+Na_{3113})(1+Na_{3223}) - N^2 a_{3123} a_{3213}} \quad (16)$$

즉, 속도 벡터의 방향이 압력 구배의 방향과 같지 않음을 알 수 있고, 이것은 일반적인 Hele-Shaw유동의 기본적인 특성과는 다른 점이다. 두께 방향의 평균속도는 식(15)를 적분하면 얻을 수 있고, 이것을 연속방정식(14)에 대입하면 압력에 대한 새로운 지배방정식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[(S - S^x) \frac{\partial p}{\partial x} - S^{xy} \frac{\partial p}{\partial y} \right]$$

$$+ \frac{\partial}{\partial y} \left[(S - S^y) \frac{\partial p}{\partial y} - S^{xy} \frac{\partial p}{\partial x} \right] = 0 \quad (17)$$

여기에서

$$S = \int_0^b \frac{\bar{z}^2}{\eta} d\bar{z}, \quad S^x = \int_0^b N^x \frac{\bar{z}^2}{\eta} d\bar{z}, \quad S^y = \int_0^b N^y \frac{\bar{z}^2}{\eta} d\bar{z},$$

$$S^{xy} = \int_0^b N^{xy} \frac{\bar{z}^2}{\eta} d\bar{z} \quad (18)$$

새로운 압력 지배방정식에 대한 경계조건은 다음과 같다.

$$p = 0 \text{ on the moving flow front} \quad (19)$$

$$\bar{u} \cdot \bar{n}_x + \bar{v} \cdot \bar{n}_y = 0 \text{ on the impermeable boundaries}$$

새로운 압력 지배방정식은 섬유에 의한 추가 응력 때문에 기존의 압력 지배방정식에서는 볼 수 없는 새로운 항들(S^x, S^y, S^{xy})을 포함하고 있다.

비등온 유동을 해석하기 위해서는 충전 과정 동안에 에너지방정식도 같이 풀어야하며 다음과 같이 단순화할 수 있다.

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = k \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \eta \dot{\gamma}^2 \quad (20)$$

경계 조건으로는 $z = b$ 에서 일정 온도 그리고 $z = 0$ 에서 대칭 조건을 이용하였다.

그리고 플라스틱 재료의 점도는 수정된 Cross 모델을 이용하였다.

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \frac{\eta_0}{1 + (\eta_0 \dot{\gamma} / \tau^*)^{1-m}}, \quad \eta_0 = B \exp\left(\frac{T_b}{T}\right) \quad (21)$$

여기에서 m , τ^* , B , T_b 는 주어진 재료에 따른 상수이다.

2.3. 기계적 성질

단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 이방성 기계적 성질은 섬유 배향 상태와 보강 섬유 및 플라스틱 재료의 물성 그리고 섬유의 파괴분율 등에 따라서 결정된다. 섬유가 \bar{q} 방향으로 배향되어 있을 때 섬유 배향에 따라서 결정되는 임의의 텐서 $\mathbf{T}(\bar{q})$ 를 고려하면, \mathbf{T} 는 \bar{q} 를 대칭축으로 가로등방성(transverse isotropy)을 가진다. \mathbf{T} 의 배향평균(orientation average)을 $\langle \mathbf{T} \rangle$ 라고 하면 이는 다음과 같이 정의 될 수 있으며

$$\langle \mathbf{T} \rangle \equiv \oint \mathbf{T}(\bar{q}) \psi(\bar{q}) d\bar{q} \quad (22)$$

위에서 ψ 는 섬유가 \bar{q} 의 방향으로 배열되어 있을 확률을 나타내는 확률분포함수(probability distribution function)이다[11].

4차 텐서인 elastic stiffness $C_{ijkl}(\bar{q})$ 은 \bar{q} 방향에 대해 가로등방성을 가지므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} C_{ijkl}(\bar{q}) = & B_1(q_i q_j q_k q_l) \\ & + B_2(q_i q_j \delta_{kl} + q_k q_l \delta_{ij}) \\ & + B_3(q_i q_k \delta_{jl} + q_i q_l \delta_{jk} + q_j q_k \delta_{il}) \\ & + B_4(\delta_{ij} \delta_{kl}) + B_5(\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \quad (23) \end{aligned}$$

여기에서 5개의 상수 B_i 는 5개의 독립 성분을 갖는 일방향성 복합재료(unidirectional composite)의 stiffness matrix와 관계되어진다. 한편, $C_{ijkl}(\bar{q})$ 에 배향평균을 취하면 다음과 같이 orientation averaged elastic stiffness $\langle C \rangle_{ijkl}$ 을 얻게 된다.

$$\begin{aligned} \langle C \rangle_{ijkl} = & B_1(a_{ijkl}) \\ & + B_2(a_{ij} \delta_{kl} + a_{kl} \delta_{ij}) \\ & + B_3(a_{ik} \delta_{jl} + a_{il} \delta_{jk} + a_{jl} \delta_{ik} + a_{jk} \delta_{il}) \end{aligned}$$

$$+ B_4(\delta_{ij} \delta_{kl}) + B_5(\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \quad (24)$$

즉, 4차 텐서인 elastic stiffness C_{ijkl} 의 배향평균은 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 과 일방향성 복합재료의 기계적인 성질로부터 결정된다.

일방향성 복합재료의 기계적인 성질은 보강섬유와 플라스틱의 기계적인 성질과 보강섬유의 파괴분율 그리고 섬유의 길이와 지름에 따라서 달라지는데 이제까지 폭넓게 연구되어져 오고 있으나[19-27], 특히 Halpin-Tsai식[24,25]이 상대적으로 간단하기 때문에 가장 널리 이용되고 있다. Halpin-Tsai식의 일반적인 형태는 다음과 같으며

$$\begin{aligned} \frac{M}{M_m} &= \frac{1 + \zeta \xi v_f}{1 - \xi v_f} \\ \xi &= \frac{(M_f/M_m) - 1}{(M_f/M_m) + \zeta} \quad (25) \end{aligned}$$

여기에서 아래첨자 f 와 m 은 각각 섬유(fiber)와 플라스틱 수지를 나타내고, M 은 1방향에 대하여 가로등방성을 갖는 단섬유 복합재료의 longitudinal stiffness E_1 , transverse stiffness E_2 , longitudinal shear modulus G_{12} , 그리고 transverse shear modulus G_{23} 이며, ζ 는 각각의 경우에 아래와 같이 주어진다.

$$\zeta_{E_1} = 2 \frac{L}{D} \quad (26)$$

$$\zeta_{E_2} = 2 \quad (27)$$

$$\zeta_{G_{12}} = 1 \quad (28)$$

$$\zeta_{G_{23}} = \frac{K_m/G_m}{K_m/G_m + 2} \quad (29)$$

위에서 K_m 과 G_m 은 각각 등방성인 플라스틱 수지의 bulk modulus와 shear modulus이다. 한편, Poisson's ratio는 혼합체법칙(rule of mixture)을 도입하면 다음과 같다.

$$v_{12} = v_f v_f + v_m v_m \quad (30)$$

식(25~30)의 5개의 engineering constants로부터 가로등방성 재료의 compliance matrix $[S_{ij}]$ 를 쉽게 계산할 수 있고[28], compliance matrix $[S_{ij}]$ 의 역행렬을 구하면 stiffness matrix $[C_{ij}]$ 를 구하게된다. 위와 같은 방법으로 1방향에 대하여 가로등방성을 갖는 일방향성

복합재료의(contracted) stiffness matrix $[C_{ij}]$ 의 성분과 engineering constants와는 다음과 같은 관계를 갖는 것을 알 수 있다[25].

$$\begin{aligned} \frac{C_{22}+C_{23}}{2} &= \frac{E_2}{2(1-\nu_{23}-2\nu_{12}\nu_{21})} \\ C_{12} &= \frac{\nu_{21}E_1}{1-\nu_{23}-2\nu_{12}\nu_{21}} \\ C_{11} &= \frac{(1-\nu_{23})E_1}{1-\nu_{23}-2\nu_{12}\nu_{21}} \\ C_{44} &= \frac{C_{22}-C_{23}}{2} = G_{23} \\ C_{66} &= G_{12} \end{aligned} \quad (31)$$

위에서 Halpin-Tsai식(25~29)와 혼합체법칙(30)으로 구하지 못한 ν_{21} 과 ν_{23} 는 아래와 같은 탄성계수 사이의 제한조건으로부터 구해진다[29].

$$\nu_{12}E_2 = \nu_{21}E_1 \quad (32)$$

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1+\nu_{23})} \quad (33)$$

그리고, 식(23,24)의 상수 B_i 는 (contracted) stiffness matrix의 성분들과 다음과 같이 관계되어진다.

$$\begin{aligned} B_1 &= C_{11} + C_{22} - 2C_{12} - 4C_{66} \\ B_2 &= C_{12} - C_{23} \\ B_3 &= C_{66} + \frac{1}{2}(C_{23} - C_{22}) \\ B_4 &= C_{23} \\ B_5 &= \frac{1}{2}(C_{22} - C_{23}) \end{aligned} \quad (34)$$

식(34)로부터 구해지는 상수 B_i 는 복합재료의 구성요소, 즉 섬유와 플라스틱수지의 각각의 기계적인 성질과 부피분율 그리고 섬유의 종횡비(aspect ratio)에 의해 결정되며, 주어진 임의의 섬유 배향 상태에 따른 이방성 orientation averaged elastic stiffness $\langle C \rangle_{ijkl}$ 은 일단 섬유 배향 텐서 a_{ijkl} 을 알면 식(24)를 이용하여 쉽게 구할 수 있다. 그리고, E_x , E_y 와 같은 engineering constants는 $\langle C \rangle_{ijkl}$ 을 contracted notation $[C_{ij}]$ 으로 변환한 후에 역행렬을 취하여 compliance matrix $[S_{ij}]$ 를 구하면 $[S_{ij}]$ 의 성분으로부터 간단하게 구할 수 있다 [28].

3. 수치모사 방법

사출성형 충전공정중의 유동장 및 온도장의 해석과 섬유 배향의 해석은 위에서 언급한 바와 같이 연계되어 있다. 이러한 충전공정 해석의 결과로부터 이방성 기계적 성질의 예측을 위한 수치모사를 하게 된다. Fig. 2는 이러한 수치모사 과정의 개요도이다.

3.1. 충전공정과 섬유 배향의 연계 해석

시간에 따라 유동 선단(flow front)이 진행되는 비등온 급형 충전 유동을 해석하기 위하여 운동방정식에서 얻어진 압력에 대한 지배방정식(17)에는 유한요소법을 이용하여 유동 영역에서의 압력 분포를 구하고, 에너지 방정식(20)에는 유한차분법을 이용하여 두께 방향으로 온도 분포를 구하였다. 한편, 복잡한 모양의 급형 공간 내에서 시간에 따라 움직이는 유동 선단을 다루기 위하여 검사체적법(control volume method)을 이용하였다[30-32].

급형 공간은 얇은 삼각형 유한요소로 모델링 되어지고 압력 p 에 대하여 선형 형상함수(linear shape func-

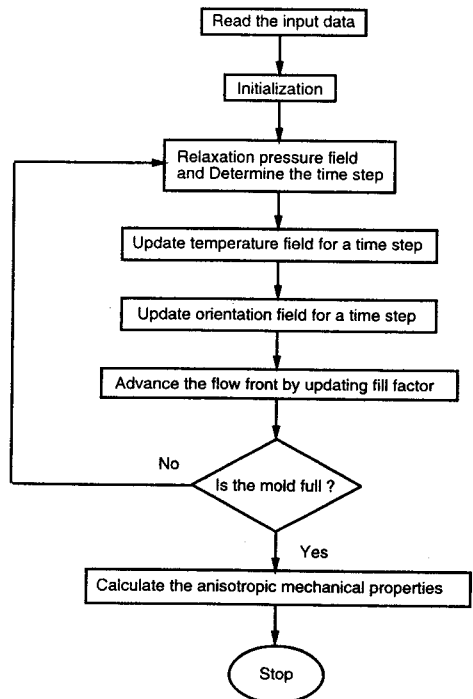


Fig. 2. The overall numerical scheme.

tion)를 이용하여 근사하고

$$p = \sum_{j=1}^3 \Psi_j p_j \quad (35)$$

Galerkin 방법을 식(17)에 적용하면 다음과 같은 식을 얻게 된다.

$$\int_{\Omega} \left[(S - S^x) \frac{\partial \Psi_i}{\partial x} \frac{\partial \Psi_j}{\partial x} + (S - S^y) \frac{\partial \Psi_i}{\partial y} \frac{\partial \Psi_j}{\partial y} - S^{xy} \left(\frac{\partial \Psi_i}{\partial x} \frac{\partial \Psi_j}{\partial y} + \frac{\partial \Psi_i}{\partial y} \frac{\partial \Psi_j}{\partial x} \right) \right] d\Omega p_j = 0 \quad (36)$$

위의 식은 비선형 형태로서 수정기법(under relaxation)을 통한 반복계산법(iteration method)을 이용하여 풀게 된다.

사출성형 금형 충전유동 중에 섬유 배향 상태는 유동장에 의하여 결정되며 섬유의 모양비와 섬유사이의 상호작용에 의하여 영향을 받는다. 그리고 유체의 전단변형(shearing deformation)과 인장변형(stretching deformation)의 변화가 두께 방향에 따라 서로 다른 섬유 배향 구조를 형성한다. 본 논문에서는 사출성형 충전유동 중의 섬유의 배향 상태를 예측하기 위하여 2차 섬유 배향 텐서의 변화방정식(5)를 금형충진 유동해석에서 쓰인 것과 같은 유한요소의 중심과 두께 방향의 모든 유한차분 격자에서 4차 Runge-Kutta 방법을 이용하여 계산하였다. 이때 식(36)을 통하여 절점에서의 압력과 유한요소 중심에서의 속도 u 와 v 그리고 두께 방향으로의 속도구배 u_z 와 v_z 만이 주어진다. 그러나 평면 방향으로의 속도구배에 의한 섬유 배향 구조를 예측하기 위하여 절점에서의 속도를 필요로 하며, 이 값은 절점 주위의 유한요소들의 검사 체적의 기여도를 가중치로 하는 평균을 취함으로써 얻었다. 한편 대류항(convection term)을 계산하기 위하여 upwinding scheme을 적용하였다. 유동 선단이 진행되면서 새로운 유한요소에서의 초기 배향 상태는 상류(up-stream) 방향의 유한요소의 배향 상태를 convecting함으로써 얻어졌다(14-17).

3.2. 기계적 성질

단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 사출성형 제품의 이방성 기계적 성질을 예측하기 위해서는 사출성형품

의 위치별로 두께 방향의 가상적인 여러 층(layer)에서 섬유 배향을 아는 것이 필수적이다. 본 논문에서는 위에서 언급한 바와 같은 방법의 해석 결과로써 성형품의 각 유한요소별로 두께 방향으로의 유한차분 격자층에서 섬유 배향 텐서를 구하게 되고, 이러한 섬유 배향 상태에 대한 자료가 단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 사출성형 제품의 이방성 기계적 성질을 예측하기 위하여 이용된다.

먼저 위에서 기술한 바와 같이, 단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 구성재료 즉, 보강 섬유와 플라스틱 수지(base resin)의 각각의 Young's modulus와 Poisson's ratio, 그리고 섬유의 부피분율 및 길이와 지름을 입력자료로 하여, 식(25-34)를 이용하여 B_j 를 주어진 복합재료의 물질상수로서 구한다. 충전유동 해석결과인 섬유배향 텐서를 입력자료로 하여 식(24)을 이용하여 각 층별로 배향평균 elastic stiffness $\langle C \rangle_{ijkl}$ 을 계산하게 된다. 모든 유한요소에서 두께방향으로의 각각의 층에서 구해진 $\langle C \rangle_{ijkl}$ 을 두께를 가중치로하여 두께 평균을 구하면 사출성형품의 위치별로 두께평균의 비등방성 기계적성질을 구할 수 있다.

위와 같은 수치모사 시스템을 통하여 사출성형 충전공정 중의 단섬유 배향 상태와 섬유 배향과 연계된 충전유동을 해석하고, 충전공정 후의 단섬유 보강 플라스틱 복합재료 사출성형품의 이방성 기계적 성질을 예측할 수 있다.

4. 결과 및 고찰

단섬유 보강 플라스틱 사출성형공정에서의 섬유 배향 및 기계적 성질 예측을 위한 수치모사 시스템의 해석 결과를 문헌에 발표된 실험결과와 비교함으로써, 사출성형 충전유동을 통해 형성된 섬유 배향 구조 및 그에 따른 기계적 성질 그리고 성형 공정 조건의 영향에 관하여 고찰하였다.

우선, 섬유에 의한 추가적인 응력이 유동장에 미치는 영향을 고려한 연계해석(coupled analysis)의 결과와 섬유에 의한 추가적인 응력을 무시한 채 일반적으로 행해지고 있는 분리해석(decoupled analysis)의 결과를 film 게이트를 가진 직사각형 캐비티에서 Bay와 Tucker (6)의 실험결과와 비교함으로써 유동장과 섬유 배향의 상호 작용의 영향을 고찰하였다. 수치해석에

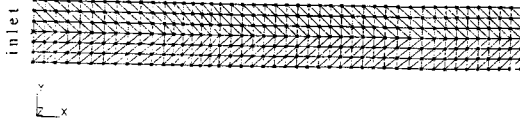


Fig. 3. Finite element mesh for a film-gated strip with 528 elements and 315 nodes.

쓰인 유한요소 메쉬는 Fig. 3과 같고 폭=25.4 mm, 길이=203.2 mm 그리고 두께 $2b=3.18$ mm 이다. 단섬유보강 플라스틱 복합재료는 43 wt%(23 volume%) 유리 섬유를 포함한 nylon 6/6(Du Pont Zytel 70G43L)이다. 유리섬유의 지름 $D=11 \mu\text{m}$, 길이 $L=210 \mu\text{m}$ 이고, 식(20)에 쓰인 플라스틱 복합재료의 열적 물성치는 다음과 같다: $\rho=1.33 \text{ g/cm}^3$, $C_p=1.97 \times 10^7 \text{ erg/(gK)}$, $k=2.60 \times 10^4 \text{ erg/(scmK)}$. 그리고, 섬유에 의한 유동장애의 영향을 무시한 분리해석(즉, 식(11)에서 $n=0$ 이고 식(13)에서 $N=0$ 인 경우)을 위해서 식(21)에 쓰인 단섬유보강 플라스틱 복합재료의 점성계수는 다음과 같다: $m=0.549$, $\tau^*=3.04 \times 10^5 \text{ dyne/cm}^2$, $B=4.37 \times 10^{-10} \text{ dyne s/cm}^2$, $T_b=1.68 \times 10^4 \text{ K}$. 한편, 섬유에 의한 추가적인 응력이 유동장애에 미치는 영향을 고려한 연계해석(즉, 식(11)에서 $n=1.13 \times 10^{13}$ 이고 식(13)에서 $N=41.5$ 인 경우)을 위한 base resin(nylon 6/6, Du Pont Zytel 101L)의 점성계수는 다음과 같다: $m=0.0686$, $\tau^*=4.25 \times 10^6 \text{ dyne/cm}^2$, $B=1.14 \times 10^{-11} \text{ dyne s/cm}^2$, $T_b=1.84 \times 10^4 \text{ K}$. 금형벽면 온도 $T_w=24^\circ\text{C}$ 이고 유동입구에서의 용융수지 온도 $T_m=277^\circ\text{C}$ 그리고 충전시간 t_f 는 0.4초이다.

Fig. 4에서 Fig. 6은 유동입구에서 유동방향으로 서로다른 위치에서 독립적인 3개의 섬유배향 텐서성분의 두께방향으로의 변화를 보여주고 있다. Bay와 Tucker[6]에서 사용한 바와 같이 유동입구에서의 초기 섬유 배향 $a_{11}=0.5$, $a_{22}=0.2$, $a_{33}=0.3$, $a_{12}=a_{13}=a_{23}=0$ 파, $C_f=0.01$ 이 수치해석의 입력 자료로 쓰였다. 유동 입구 근처(Fig. 4)에서 분리해석 결과와 연계해석 결과를 비교해 볼 때, 유동 방향의 배향성분 a_{11} 은 분리해석 결과보다 연계해석 결과가 실험 결과에 잘 일치함을 알 수 있고, 섬유에 의한 유동장애의 영향을 고려한 연계해석 결과가 섬유와 유동장애의 상호영향으로 섬유 배향이 좀 더 천천히 형성되고 있음을 보여주고 있다. 그리고, $x-z$ 평면상에서의 배향의 기울어진 정도를

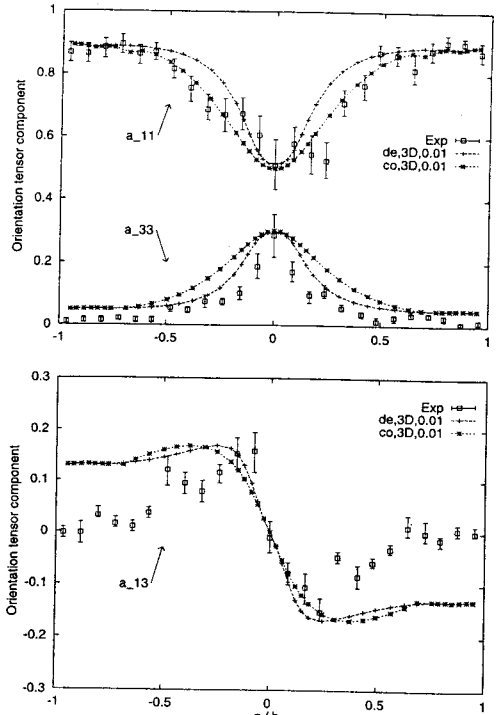


Fig. 4. Experimental [6] and predicted fiber orientations in film-gated strip at $x/b=5.7$. The (de,3D,0.01) data and the (co,3D,0.01) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results and the coupled simulation results, respectively, with same $C_f=0.01$.

나타내는 배향 성분 a_{13} 는 금형벽면 가까이에서 두가지 해석 모두 실험 결과보다 큰 값을 나타내고 있다. Fig. 5는 사출성형품에서의 전형적인 섬유배향 층구조(layered structure)를 보여주고 있다. 두께 방향의 중심단면에서 a_{11} 이 작은 값을 가지는 core layer가 형성되고 있고, 금형벽면 가까이에는 두께방향의 전단유동의 영향으로 유동 방향으로 섬유가 배열되어 a_{11} 이 큰 값을 가지는 shell layer가 형성되고 있다. 게이트로부터의 거리가 멀어지면서 연계해석과 분리해석의 차이가 줄어들고 있음을 Fig. 5에서 알 수 있고 이러한 경향은 Fig. 6에서 좀 더 확실히 확인되고 있다. 약 $x/b=30$ 정도되는 위치에서는 추가적인 응력의 영향을 무시할 정도가 되었다. 그 이유는 게이트로부터 멀어질수록 a_{11} 이 증가하여 식(10)에서 섬유 존재에 의한 추가적 응력항이 작아지는 경향때문으로 여겨진다.

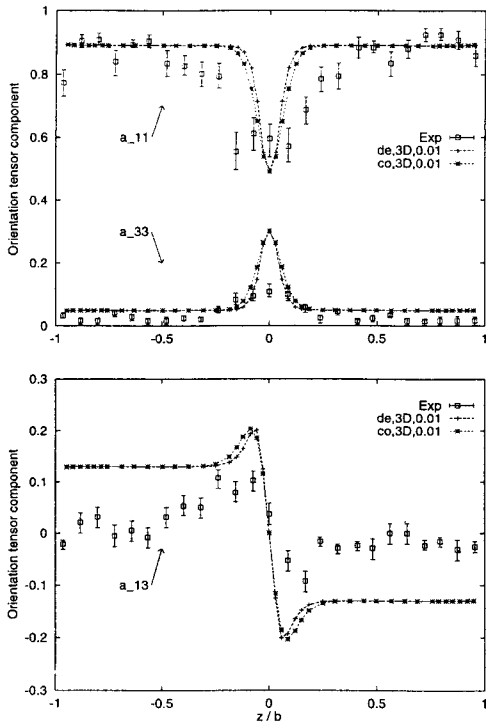


Fig. 5. Experimental [6] and predicted fiber orientations in film-gated strip at $x/b=34$. The (de,3D,0.01) data and the (co,3D,0.01) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results and the coupled simulation results, respectively, with same $C_f=0.01$.

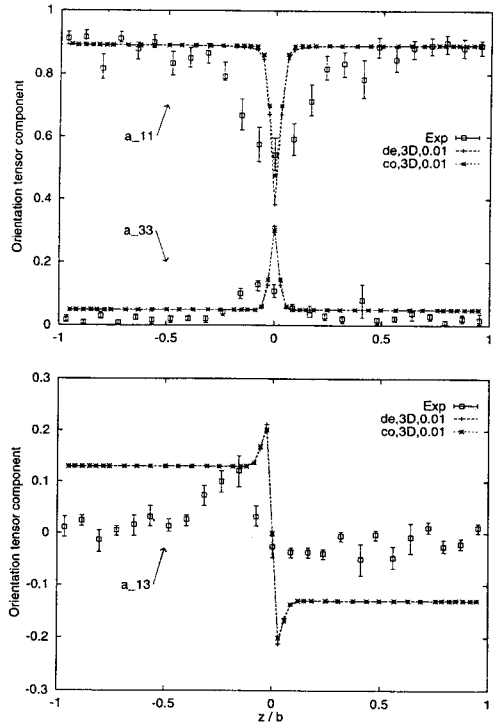


Fig. 6. Experimental [6] and predicted fiber orientations in film-gated strip at $x/b=105$. The (de,3D,0.01) data and the (co,3D,0.01) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results and the coupled simulation results, respectively, with same $C_f=0.01$.

섬유사이의 상호작용계수 $C_{\text{값}}$ 을 통해서 금형벽면 근처에서의 유동방향 배향성분 a_{11} 은 비교적 잘 예측하고 있으나, a_{13} 배향성분은 실험결과보다 큰 값을 나타내고 있다. 그리고, 전체적으로 실제보다 큰 shell layer를 예측하고 있는데, 이는 주로 2차 섬유 배향텐서의 변화 방정식(5)에서 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 에 대한 최종 근사에서 기인하는 것으로 알려져 있다(6.33). 따라서 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 에 대한 최종 근사에 대한 연구가 좀 더 필요하다.

다음에는 사출 성형 공정 조건에따른 섬유 배향 및 성형품의 기계적 성질의 변화를 고찰하기 위하여 Foss 등(9)의 인장계수(tensile modulus) 실험결과와 비교하였다. 캐비티의 형상과 수치해석에 쓰인 유한요소 메시는 Fig. 7과 같으며, 직사각형 판의 폭 = 76.2 mm, 길이 = 282.4 mm 그리고 두께 $2b=2.92$ mm이다. 단섬유

보강 플라스틱 복합재료는 30 wt%(17 volume%) 유리섬유를 포함한 poly-butylene terephthalate(GE Plastics Valox 420)이다. 유리섬유의 지름 $D=13$ μm , 길이 $L=260$ μm 이고, 식(20)에 쓰인 플라스틱 복합재료의 열적 물성치는 다음과 같다 : $\rho=1.38$ g/cm^3 , $C_p=1.50 \times 10^7$ erg/(gK) , $k=2.10 \times 10^4$ erg/(scmK) . 그리고, 식(21)에 쓰인 단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 점성계수는 다음과 같다 : $m=0.349$, $\tau^*=2.95 \times 10^6$ dyne/cm^2 , $B=2.35 \times 10^6$ dyne s/cm^2 , $T_b=1.16 \times 10^4$ K. Halpin-Tsai 식(25)에 쓰인 플라스틱 수지 및 보강 섬유의 기계적 성질은 $E_m=2.6$ GPa, $\nu_m=0.4$, $E_f=72.4$ GPa, $\nu_f=0.22$ 이다. 금형벽면 온도 $T_w=24^\circ\text{C}$ 이고, 서로 다른 세가지 경우의 충전시간 t_f 및 그에따른 유동 입구에서의 용융수지 온도 T_m 은 다음과 같다 : $t_f=5.56$ s ($T_m=277^\circ\text{C}$), $t_f=1.89$ s ($T_m=280^\circ\text{C}$), $t_f=0.97$ s

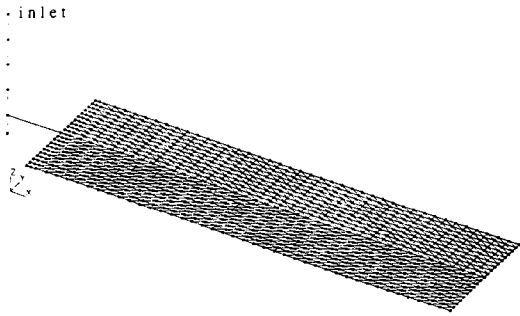


Fig. 7. Finite element mesh for a plaque with 1668 elements and 909 nodes.

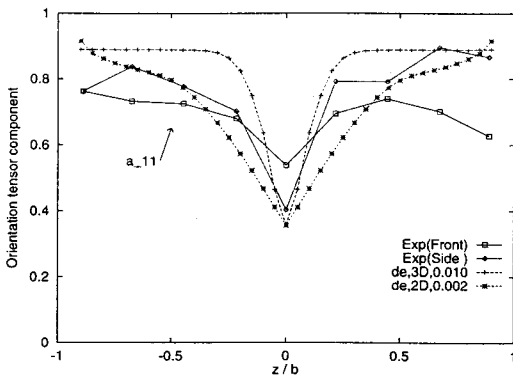


Fig. 8. Experimental [9] and predicted fiber orientations in a plaque at $x/b=30.4$. The (de,3D,0.01) data and the (de,2D,0.002) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.01$ and the decoupled two-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.002$, respectively.

($T_m=283\text{ }^\circ\text{C}$).

Fig. 8에서 Fig. 10은 $t_f=1.89\text{ s}$ ($T_m=280\text{ }^\circ\text{C}$)인 경우에 직사각형 판의 폭의 중심에서 길이방향(유동방향)으로 서로다른 위치에서의 유동방향 배향텐서 a_{11} 성분의 두께방향으로의 변화를 보여주고 있다. 실험 데이터(Front)는 섬유 배향 측정을 위해 잘라진 조각(13 mm \times 13 mm)의 유동방향에 수직인 단면(즉, y - z 단면)에서의 실험결과이고, 실험 데이터(Side)는 유동방향에 평행인 단면(즉, x - z 단면)에서의 실험결과이다[9]. 수치해석을 위한 초기 섬유 배향은 두께방향의 중심층($z/b=0$)에서는 평면상의 마구잡이 배향(planar random) $a_{11}=0.5$ 을 도입하고, 두께방향의 금형 벽면($z/b=1$)에서는 $a_{11}=1$ 을 도입하였으며, 두께방향의 다른 층에서는 a_{11} 을

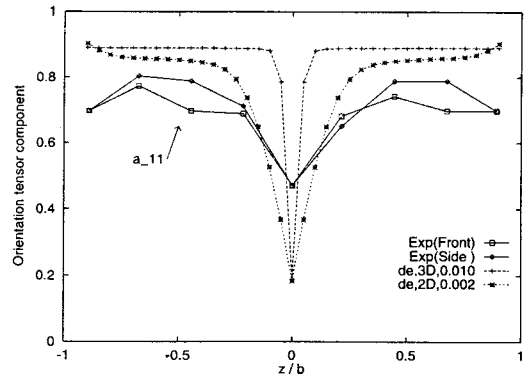


Fig. 9. Experimental [9] and predicted fiber orientations in a plaque at $x/b=100$. The (de,3D,0.01) data and the (de,2D,0.002) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.01$ and the decoupled two-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.002$, respectively.

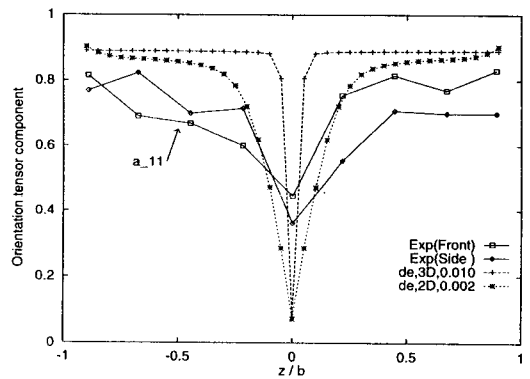


Fig. 10. Experimental [9] and predicted fiber orientations in a plaque at $x/b=145$. The (de,3D,0.01) data and the (de,2D,0.002) data are obtained from the decoupled three-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.01$ and the decoupled two-dimensional fiber orientation simulation results with $C_f=0.002$, respectively.

0.5와 1 사이의 값을 선형보간(linear interpolation) 하였다[8,9]. 수치해석 결과(de, 3D, 0.01)은 섬유 사이의 상호작용계수 $C_f=0.01$ 이고 배향텐서 변화방정식 (5)에서 텐서성분 a_{ij} 의 9개의 성분을 모두 계산한 3차원 섬유배향의 분리해석결과로서, 실험 데이터의 core/shell 층 구조와 비교해 볼 때 지나치게 큰 shell 층을 나타내고 있다. 이러한 경향은 주로 2차 배향텐서 변화

방정식(5)의 4차 배향텐서 a_{ijkl} 에 대한 최종 근사에서 기인하는 것으로서, 확률 분포 함수 ψ 의 변화방정식 (2)를 계산하면 보다 정확한 섬유 배향을 구할 수 있으나[33], 수치해석상의 비효율성때문에 널리 적용되지 못하고 있다. 한편, Gupta와 Wang[8]은 두께가 얇은 사출성형품에서 두께방향의 섬유 배향 성분이 작다는 점에 입각하여 (Fig. 5, 6 참조). $a_{33}=0.01$, $a_{13}=-0.01$, $a_{23}=0$ 으로 가정하고 $a_{11}=1-(a_{22}+a_{33})$ 과 a_{12} 만을 계산하는 2차원 섬유배향해석을 한 바 있다. $C_f=0.002$ 를 이용하고, Gupta와 Wang[8]과 같은 방법으로 수행한 수치해석 결과(de, 2D, 0.002)는 3차원 수치해석 결과(de, 3D, 0.01) 보다는 완전한 core/shell 층 구조를 나타내고 있다. 흥미로운 사실은 이 경우에는 2차원 섬유배향해석은 엄밀한 물리적 모델링을 바탕으로 한 수치해석이 아님에도 불구하고, 평면상의 기계적 성질을 계산하기 위하여 중요한 역할을 할 a_{11} 성분을 실험 데이터에 보다 가깝게 예측하고 있는 점이다. 그러나 이러한 사실이 2차원적 해석이 어떠한 경우에도 더 우수하다는 것을 뜻하지는 않는다.

기계적 성질 예측을 위한 모델링을 검증하기 위해서는 실험치와 더 가까운 섬유 배향 분포를 예측한 2차원 해석의 결과를 이용하기로 결정하였다. Fig. 11에서 Fig. 13은 $C_f=0.002$ 이고 2차원 섬유배향의 분리해석 결과로부터 얻어진 충전시간에 따른 기계적 성질의 예측 결과를 실험 결과[9]와 비교한 것이다. Fig. 11과 Fig. 13은 직

사각형 판의 폭의 중심에서 길이방향(유동방향)의 위치를 따라 x -방향의 인장계수와 y -방향의 인장계수를 각각 나타낸 것이고, Fig. 12는 직사각형 판의 길이방향의 중심에서 폭방향의 위치를 따라 x -방향의 인장계수를 나타낸 것이다. 충전시간이 증가함에 따라서 유동방향(x -방향)의 인장계수가 증가하고 있음을 알 수 있는데, 이는 충전시간이 증가함에 따라 두께 방향의 금형벽면에서 형성되는 고휘층이 두꺼워지고 용융 수지의 유로가 얇아지면서 두께 방향으로의 속도 분포가 좀 더 뾰족해져서 전단변형의 영향으로 큰 유동방향 배향성분을 갖게 되는 shell 구조가 증가하기 때문이다. Fig. 11에서

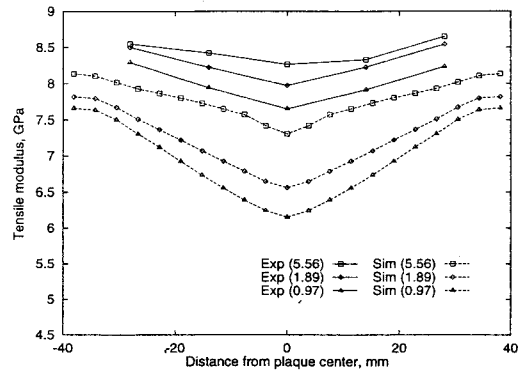


Fig. 12. Experimental [9] and predicted flow direction modulus results for various filling times across the centerline of the plaque. The predicted results are based on the hybrid closure approximation.

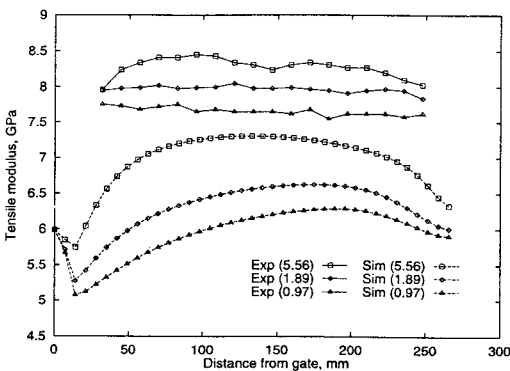


Fig. 11. Experimental [9] and predicted flow direction modulus results for various filling times along the centerline of the plaque. The predicted results are based on the hybrid closure approximation.

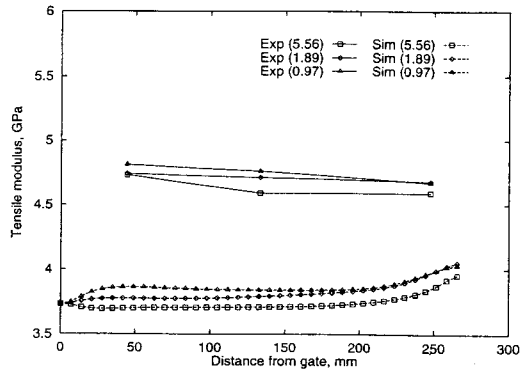


Fig. 13. Experimental [9] and predicted transverse direction modulus results for various filling times along the centerline of the plaque. The predicted results are based on the hybrid closure approximation.

Fig. 13으로부터 인장계수의 예측 결과가 실험 결과보다 전체적으로 작게 나타나고 있고, 특히 충전시간에 따른 유동방향 인장계수의 변화를 크게 예측하고 있음을 알 수 있다.

2차 배향 텐서 a_{ij} 로부터 기계적 성질을 예측하기 위해서는 배향평균 elastic stiffness $\langle C_{ijkl} \rangle$ 을 구해야 하는데, 이 때 식(24)에서 보는 바와 같이 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 에 대한 최종 근사가 필요하고, Fig. 11에서 Fig. 13의 결과는 복합 근사(hybrid closure approximation, 식(6))을 이용한 것이다. 배향평균 elastic stiffness $\langle C_{ijkl} \rangle$ 은 4개의 모든 첨자 i, j, k, l 에 대해서 식(23)에서 보는 바와 같이 대칭이다. 그러나, a_{ijkl} 에 대한 복합 근사(hybrid closure approximation)를 이용함에 있어서 식(8)의 2차 근사(quadratic closure approximation, $\bar{a}_{ijkl} = a_{ij} a_{kl}$)가 4개의 모든 첨자 i, j, k, l 에 대해서 대칭이지 않다는 문제점이 있다. 이러한 점을 개선하기 위하여 식(6)과 같은 형태의 복합 근사(hybrid closure approximation) \bar{a}_{ijkl} 을 아래와 같이 Hinch와 Leal[12,34]이 제안한 최종 근사로 대체하여 적용해 보았다.

$$\bar{a}_{ijkl}^{H\&L} = a_{ij} a_{kl} + a_{ik} a_{jl} + a_{il} a_{jk} - \frac{2 a_{im} a_{mj} a_{kn} a_{nl}}{a_{op} a_{po}} \quad (37)$$

Fig. 14-16은 Fig. 11-13에 쓰인 것과 동일한 섬유

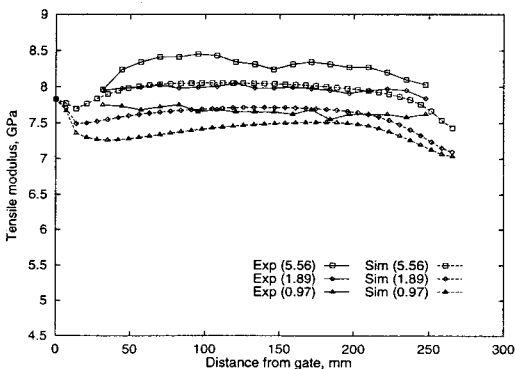


Fig. 14. Experimental [9] and predicted flow direction modulus results for various filling times along the centerline of the plaque. The predicted results are based on the modified hybrid closure approximation.

배향 텐서 데이터를 가지고, 단지 식(24)의 배향평균 elastic stiffness $\langle C_{ijkl} \rangle$ 구하기 위한 4차 배향 텐서 a_{ijkl} 에 위와같이 수정된 복합 근사(modified hybrid closure approximation)을 적용한 결과이다. 수정된 복합 근사(modified hybrid closure approximation)을 적용한 경우의 결과가 충전시간에 따른 유동에 수직방향 (y -방향) 인장계수의 변화를 조금 크게 예측하고 있는 것(Fig. 16)을 제외하면, 전체적으로 실험결과에 훨씬 더 잘 일치하고 있을 뿐만아니라, 충전시간에 따른 유동 방향 인장계수의 변화도 보다 정확히 예측하고 있음

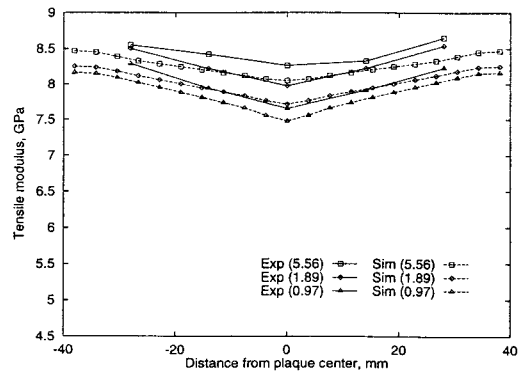


Fig. 15. Experimental [9] and predicted flow direction modulus results for various filling times across the centerline of the plaque. The predicted results are based on the modified hybrid closure approximation.

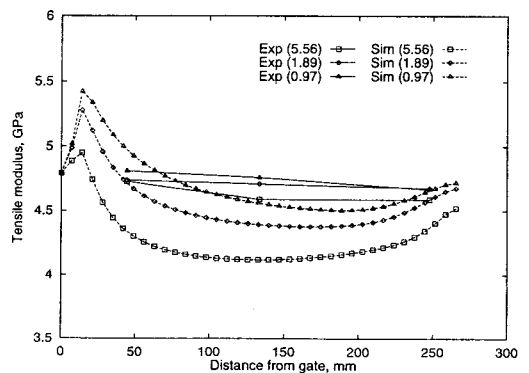


Fig. 16. Experimental [9] and predicted transverse direction modulus results for various filling times along the centerline of the plaque. The predicted results are based on the modified hybrid closure approximation.

(Fig. 14, 15)을 알 수 있다.

5. 결 론

단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 사출 성형 충전 공정에서 섬유에 의한 응력의 영향을 고려한 충전유동과 섬유 배향의 연계해석을 위한 수치모사 모델이 개발되었으며, 이를 바탕으로한 일방향성 복합재료의 탄성계수에 관한 Halpin-Tsai식과 배향평균 모델을 적용하여 최종 사출 성형품의 이방성 기계적 성질 예측을 위한 수치모사 시스템이 성공적으로 개발되었다.

단섬유 보강 플라스틱 복합재료의 사출 성형품은 제품의 표면 근처(shell)에서는 주로 전단유동에 의하여 유동 방향으로 정렬하는 섬유 배향을 갖고, 중심 단면(core)에서는 확장유동 및 수축유동에 따라서 유동 방향에 수직으로 또는 평행하게 배열되는 섬유 배향을 갖는다. 이러한 core/shell 층 구조는 성형 공정 조건과 재료의 물성 그리고 성형품의 형상에 따라 상대적인 크기가 달라지며, 성형품의 이방성 기계적 성질을 결정한다.

섬유에 의한 응력의 영향을 고려한 연계해석에 의한 섬유 배향 예측결과가 실험결과에 보다 잘 일치함을 확인하였고, 섬유에 의한 추가적인 응력이 섬유 배향에 미치는 영향은 게이트로부터 성형품 두께의 약 30배 정도 되는 거리까지이며, 그 이상의 거리에서는 무시할 만하였다.

섬유 배향 수치해석 결과는 벽면 근처에서 유동 방향으로 배향하는 shell 층을 과대 예측함을 알 수 있었는데, 이는 배향 텐서 변화 방정식의 최종 근사에서 기인하는 오차로 판단된다.

2차 배향텐서를 이용한 섬유 배향 모델에서 4차 배향텐서에 대한 최종 근사는 섬유 배향과 이방성 기계적 성질 예측 결과에 큰 영향을 미치며, 기계적 성질 예측 모델에 수정된 복합 근사를 적용한 경우에 실험결과에 잘 일치함을 알 수 있었다.

감 사

이 논문은 1994년도 한국학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었으며 관계당국에 감사드립니다.

참고문헌

1. M. C. Altan, S. Subbiah, S. I. Gu-eri, and R. B. Pipes, *Polym. Eng. Sci.*, **30**, 848 (1990).
2. T. Matsuoka, J. Takabatake, Y. Inoue, and H. Takahashi, *Polym. Eng. Sci.*, **30**, 957 (1990).
3. 이미혜, 이기준, *유변학*, **4**(2), 138 (1992).
4. H. Henry De Frahan, V. Verleye, F. Dupret, and M. J. Crochet, *Polym. Eng. Sci.* **32** 254 (1992).
5. R. S. Bay and C. L. Tucker, *Polym. Compos.* **13** 317 (1992).
6. R. S. Bay and C. L. Tucker, *Polym. Compos.*, **13**, 332 (1992).
7. 고 진, 윤재륜, *유변학*, **5**(1), 49 (1993).
8. M. Gupta and K. K. Wang, *Polym. Compos.*, **14**, 367 (1993).
9. P. H. Foss, H. H. Chiang, L. P. Inzinna, C. L. Tucker and K. F. Heitzmann, *ANTEC*, 674 (1995).
10. G. B. Jeffery, *Proc. Roy. Soc.*, **A102**, 161 (1922).
11. S. G. Advani and C. L. Tucker, *J. Rheol.*, **31**, 751 (1987).
12. S. G. Advani and C. L. Tucker, *J. Rheol.*, **34**, 367 (1990).
13. C. L. Tucker, *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **39**, 239 (1991).
14. 정성택, 권태현, *유변학*, **5**(2), 109 (1993).
15. 정성택, 권태현, *유변학*, **6**(2), 104 (1994).
16. S. T. Chung and T. H. Kwon, *Polym. Eng. Sci.*, **35**, 604 (1995).
17. S. T. Chung and T. H. Kwon, *Polym. Compos.*, in press.
18. S. M. Dinh and R. C. Armstrong, *J. Rheol.*, **28**, 207 (1984).
19. R. Hill, *J. Mech. Phys. Solids*, **13**, 213 (1965).
20. J. J. Hermans, *Proc. R. Acad. (Amsterdam)*, **B70**, 1 (1967).
21. N. Law and R. McLaughlin, *J. Mech. Phys. Solids*, **27**, 1 (1979).
22. Z. Hashin and B. W. Rosen, *J. Appl. Mech.*, **31**, 223 (1964).
23. G. A. Van Fo Fy and G. N. Savin, *Polym. Mech.* **27**, 106 (1965).
24. J. C. Halpin and S. W. Tsai, AMFL-TR, 67-423 (1969).
25. J. C. Halpin and J. L. Kardos, *Polym. Eng. Sci.*, **16**, 344 (1976).
26. R. L. Hewitt and M. C. de Malherbe, *J. Compos.*

- Mater.*, 280 (1970).
27. T. S. Chow, *J. Mater. Sci.*, **15**, 1873 (1980).
28. R. M. Jones, *Mechanics of Composite Materials*, Scripta Book Company, Washington, D. C., 1975, p.53.
29. B. D. Agarwal and L. J. Broutman, *Analysis and Performance of Fiber Composites*, John Wiley & Sons, New York, 1980, p.118.
30. C. A. Hieber and S. F. Shen, *J. Non-Newt. Fluid Mech.*, **7**, 1 (1980).
31. V. W. Wang, C. A. Hieber, and K. K. Wang, *J. Polym. Eng.*, **7**, 21 (1986).
32. 박주배, 권태현, *대한기계학회논문집*, **17**, 1465 (1993).
33. M. C. Altan and B. N. Rao, *J. Rheol.*, **39**, 581 (1995).
34. E. J. Hinch and L. G. Leal, *J. Fluid Mech.*, **76**, 187 (1976).