

섬유강화 플라스틱 복합재의 성형공정에 관한 연구 (일방향 섬유강화 복합재의 점도측정 및 유동해석)

조선현*, 안종윤**, 이국웅*, 윤성운**

A Study on Molding Process of Fiber Reinforced Plastic Composites

(Flow analysis and Measurement of viscosity of Unidirectional Fiber Reinforced Plastic Composites)

Seon-Hyung Jo*, Jong-Youn Ann**, Kuk-Woong Lee*, Sung-Un Yoon**

Abstract

During a compression molding process of Unidirectional Fiber Reinforced Thermoplastic Composites, control of filling patterns in mold and distribution of fiber is needed to predict the effects of molding parameters on the flow characteristics. To obtain an excellent product and decide optimum molding conditions, it is important to know the relationship between molding conditions and viscosity. In this study, the anisotropic viscosity of the Unidirectional Fiber-Reinforced Polymeric Composites is measured by using the parallel plastometer.

The model for flow state has been simulated by using the viscosity. The composites is treated as an incompressible Newtonian fluid. The effects of longitudinal/transverse viscosity ratio A and slip parameter α on bulging phenomenon and mold filling patterns, are also discussed.

Key Words : Unidirectional Fiber Reinforced Plastic Composites(일방향 섬유강화 플라스틱 복합재), Compression molding(압축 성형), Viscosity(점도), 3-D F.E.A.(3차원 유한요소해석), Flow analysis(유동해석)

1. 서론

특정방향으로의 강도향상을 위해서 개발된 일방향 섬유 강화 플라스틱 복합판은 고온 압축성형법을 이용하여 자동차의 범퍼비임 등의 구조재로 사용하고 있으며, 이 소재가 지니고 있는 강도의 방향성이 요구되는 부품에 대한 용도의 확대가 기대되고 있다. 그러나 이 소재자체가 초기

에 갖고 있는 유동특성의 이방성으로 말미암아 금형내에서의 유동거동도 일반적으로 사용되고 있는, 무배향 섬유 매트만으로 강화되어 있는 복합재와는 상이한 현상을 나타내게 된다. 이러한 복합재를 고온에서 압축성형하는 경우의 유동특성을 정확히 파악하기 위해서는 일방향 섬유층의 길이방향과 그 직각방향에 대한 재료의 유동저항을 나타내는 척도인 점도의 측정이 불가결하다.

* 동서울대학 기계공학부 (shjo@haksan.dsc.ac.kr)
** 조선대학교 기계공학부

섬유로 강화된 복합재료에 대한 점도측정에는 주로 섬유의 형태가 단섬유이거나⁽¹⁻³⁾, 전단속도가 느린 범위에 한정되어 있는 원판압축에 의한 고분자 수지의 점도측정법⁽⁴⁾, 압출법 등이 이용되었으나, 전단속도가 느리게 되면 점도측정 중에 섬유와 모재와의 분리 및 배향이 발생되어 점도측정이 곤란해지며^(5,6), 압출법을 이용하면 섬유가 파손되는 결점을 갖고 있기 때문에 단섬유인 경우에는 적합하나, 장섬유로 강화된 복합판의 점도측정에는 부적합하다.

한편 Whiting-Jacobsen⁽⁷⁾이 제안한 평행판 플라스토미터를 이용하면 시험편의 두께와 압축하중의 측정으로부터 점도를 측정하기 때문에 장섬유로 강화된 복합판의 점도측정에는 가장 적합한 방법이라고 할 수 있다. 그래서 필자들은 무배향 장섬유매트로 강화된 복합판의 점도에 미치는 섬유함유율과 각종 성형인자들의 영향을 고찰한 바 있다⁽⁸⁾.

일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향에 대해서 유동특성이 다른 이방성 재료이므로, 점도에 대한 이방성과 금형과 재료사이 존재하는 마찰상태를 고려하여 유동해석을 하는 것은 성형품에 대한 재료특성이나 유동특성 등을 예측할 수 있어 매우 중요하다.

열간 압축성형을 하는 경우 금형내의 재료거동 등에 관하여 연구한 예를 살펴보면, Barone과Caulk⁽⁹⁻¹¹⁾는 SMC 재내의 두께변화를 수반한 압축성형을 통해 금형표면과 재료사이에는 미끄럼이 존재하며 이를 지배하는 상수로 유체마찰계수를 제안하였고, 이 유체마찰계수를 도입하여 금형표면과 수지와의 미끄럼을 고려한 지배방정식으로 유동상태를 표현하였으며, Barone과 Osswald⁽¹²⁾는 이러한 방정식을 이용하여 경계요소법으로 SMC재의 유동상태와 니트라인 등에 관한 해석을 하였다.

Hirai 등⁽¹³⁾은 이방성 점도를 정의하여 리브부분에서 유동에 대한 실험과 수치해석을 수행하였고, Hojo와 Kim 등⁽¹⁴⁾은 일정한 배향을 가진 섬유를 포함한 열가소성 재료의 유동에 대한 실험 및 수치해석을 수행하였다.

그리고 Hojo와 Kim 등^(15,16)은 중공원형 평판압축을 통해서 미끄럼 상태를 지배하는 상수를 Barone 등이 구한 방법과는 별도로 구하였으며, Agassant 등⁽¹⁷⁾은 유한요소법을 이용, 유리섬유매트의 구조변화에 따른 먹치수법칙 유체의 계수를 달리하여 해석하였고, 조선형 등^(18,19)은 이방성이 강한 일방향 섬유강화 복합재를 해석하는 경우와 전단점성과 인장점성을 도입하여 유동해석을 하는 각각의 경우에 있어서 금형-재료 계면에서의 미끄럼을 고려하여 속도장과 충전패턴 등을 계산하였다.

그러나 일방향 섬유강화 복합판에 대해서 점도를 측정 한 결과나 이 측정 한 점도를 이용하여 실제의 유동해석에 이용한 예는 아직 없으므로 본 연구에서는 Whiting-Jacobsen이 제안한 평행판 플라스토미터를 이용하여 일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향에 대한 이방성 점도비를 측정하고, 이 점도비로 3차원 압축성형에 대한 유동해석시의 실제 데이터로서 이용하여 해석한 결과에 대하여 고찰한 내용을 보고한다.

2. 이 론

2.1 점도측정

재료를 Fig. 1과 같은 평행판 사이에 끼우고 하중 F_c 를 가해서 초기두께 h_0 에서 h 까지 압축할 때 다음과 같은 가정을 세운다.

재료는 (1) 지수법칙에 따르는 비뉴톤 유체이며 (2) 비압축성이다 (3) 물체력 및 관성력은 무시한다 (4) 평행판과 재료는 밀착해서 미끄러지지 않는다 (5) 시험편의 두께는 다른 치수에 비하여 얇기 때문에 1차원 문제로 취급한다. 이러한 가정하일 때, 연속 방정식은

$$xWh = 2 \int_0^{h/2} Wv_x dt \tag{1}$$

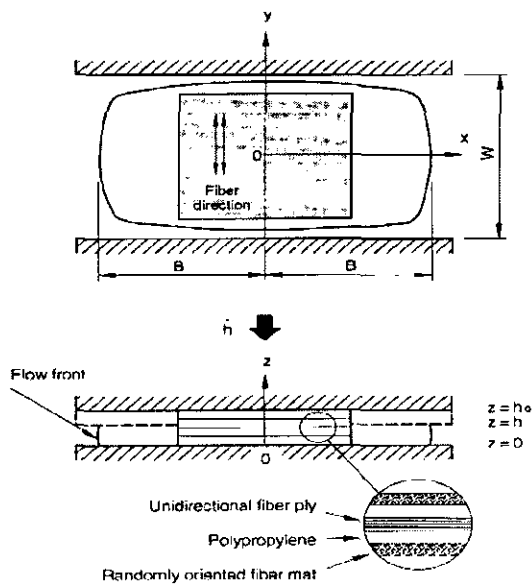


Fig. 1 Nomenclature for slab-shaped part press molding

여기에서 v_x 는 x방향의 속도, $h = \frac{dh}{dt}$ 로 압축속도이다. 그리고 운동량 방정식으로부터

$$\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial x} \quad (2)$$

재료가 n승 지수법칙에 따르는 비뉴턴 유체로 가정하였으므로 전단응력은

$$\tau_{zx} = K \left(-\frac{\partial v_x}{\partial z} \right)^{nc} \quad (3)$$

여기에서 K는 구조점도이고, $nc (1 > nc > 0)$ 는 복합재의 구조점도지수이다.

식 (2)와 식 (3)으로부터 속도 v_x 는

$$v_x = \frac{n_c \left(\frac{h}{2} \right)^{1+1/n_c}}{n_c + 1} \left(-\frac{1}{K} \frac{dp}{dx} \right)^{1/nc} \left\{ 1 - \left(\frac{2z}{h} \right)^{1+1/n_c} \right\} \quad (4)$$

식 (1)과 식 (4)를 이용하여 압력 P를 구하면 다음과 같이 된다.

$$P = \frac{\dot{h}^{n_c}}{h^{2n_c+1}} \left(\frac{2n_c + 1}{n_c} \right)^{n_c} \frac{2^{n_c+1} K}{n_c} + 1(B^{n_c+1} - x^{n_c+1}) + P_{atm} \quad (5)$$

식 (5)에서 P_{atm} 은 대기압이므로 이후 무시한다. 이 압력 P로부터 하중 F_c 를 구하고, 양변에 대수를 취하면

$$\log F_c = \log \left\{ \dot{h}^{n_c} \left(\frac{2n_c + 1}{n_c} \right)^{n_c} \frac{K}{n_c + 2} \left(\frac{1}{W} \right)^{n_c+1} V^{n_c+2} \right\} - 3(n_c + 1) \log h \quad (6)$$

여기에서 W는 폭, V는 체적이다. 식 (6)에서 $\log F_c$ 와 $\log h$ 를 그림으로 그리면 기울기 $3(n_c+1)$ 인 직선을 얻는

다. 이 그림으로부터 구조점도 지수 n_c 가 구해지고 식 (6)으로부터 구조점도 K를 구할 수 있다.

한편 점도 μ 는

$$\mu = K \cdot \dot{\gamma}^{n_c-1} \quad (7)$$

일 때 복합재의 두께가 얇고 초기두께 h_0 에서 h 까지의 두께변화가 크지 않기 때문에, 두께방향의 속도구배는 일정한 것으로 가정할 수 있으므로⁽⁷⁾

$$\dot{\gamma} = -\frac{2v_o}{h} \quad (8)$$

여기서 v_o 는 $z = 0$ 에 있어서의 v_x 이다. 식 (8)로부터 체적은 $V = 2WBh$ 이기 때문에

$$\frac{dB}{dh} = \frac{V}{2W} h^{-2} \quad (9)$$

평균속도 $\frac{v_o}{2}$ 는

$$\frac{v_o}{2} = \frac{dB}{dt} = \frac{dB}{dh} \frac{dh}{dt} = \frac{V}{2W} h^{-2} \dot{h} \quad (10)$$

식 (10)을 식 (8)에 대입하면 전단속도는

$$\dot{\gamma} = 2 \frac{V}{W} h^{-3} \dot{h} \quad (11)$$

그리고 식 (1), (2), (3)을 이용하여 모재인 플라스틱의 속도 v_m 을 구해서 모재의 평균속도 \bar{v}_m 를 구하면

$$\bar{v}_m = \int_0^{h/2} v_m = \frac{\dot{h}}{h} x \quad (12)$$

가 된다.

2.2 유동해석이론

섬유강화 플라스틱 복합재를 Fig 2와 같이 압축성형 하는 경우의 비압축성 조건에 의하여 연속방정식은

$$\nabla \cdot (u) = 0 \quad (13)$$

점성을 고려한 경우의 뉴턴유체(Newtonian fluid)의 구
성 방정식은

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \lambda \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (14)$$

식 (14)에서 3개의 수직응력을 더하여 3으로 나눈 것이
정수압이기 때문에 이를 만족하기 위해서는 $(3\lambda + 2\mu)$
 $\Theta = 0$ 이 되어야 한다. 이와같은 관계를 대입하면

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (15)$$

인 스톡스(Stokes)방정식을 얻으며, 이것을 오일러(Euler)
의 운동방정식에 대입하여 정리하면

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (16.a)$$

$$+ \frac{1}{3}\mu \left(\frac{\partial u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial z} \right) + \rho f_x$$

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \quad (16.b)$$

$$+ \frac{1}{3}\mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y \partial z} \right) + \rho f_y$$

$$\rho \frac{Dw}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \quad (16.c)$$

$$+ \frac{1}{3}\mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 v}{\partial y \partial z} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho f_z$$

일반적으로 점도는 압력과 온도의 함수로 주어지
어 유동에 저항을 나타내지만, 식 (16)에서 x방향 유속(u)에 저항을 주
는 점도를 μ_x , y방향 유속(v)에 저항을 주는 점도를 μ_y , z방
향 유속(w)에 저항을 주는 점도를 μ_z 라고 가정하면 즉, 복
합재 내에서 일방향 섬유층에 대한 길이방향의 점도를 μ_y ,
가로방향에 대한 점도를 각각 μ_x , μ_z 라고 할 수 있다.

여기에서 섬유가 일방향으로 배향되어 있는 길이방향의
점도 μ_y 를 제외한 다른 x나 z방향의 점도는 동일한 것으
로 하면 $\mu_y / \mu_x = \mu_y / \mu_z = A$ 라 놓을 수 있으며, μ_y

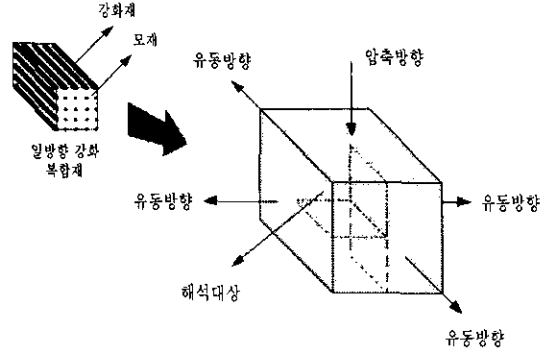


Fig. 2 Initial specimen geometry used in simulation

= $A \cdot \mu_x = A \cdot \mu_z$ 가 되는데 여기에서 A를 이방성 점도
비라 정의하기로 한다. 또한 물체력, 판성력을 무시하고, 비
압축성을 고려하여 식 (16)을 전개하면

$$-\frac{\partial p}{\partial x} + \left(2\mu_x \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \mu_x \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \mu_x \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (17.a)$$

$$+ \mu_y \frac{\partial^2 v}{\partial y \partial x} + \mu_z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial z} = 0$$

$$-\frac{\partial p}{\partial y} + \mu_x \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + \mu_y \frac{\partial^2 w}{\partial y \partial z} \quad (17.b)$$

$$+ \left(\mu_z \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + 2\mu_z \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \mu_z \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) = 0$$

$$-\frac{\partial p}{\partial z} + \mu_x \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial z} + \mu_y \frac{\partial^2 v}{\partial y \partial z} \quad (17.c)$$

$$+ \left(\mu_z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \mu_z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2\mu_z \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) = 0$$

가 되며, 무차원화된 특성값들을 정의하면 다음과 같다.

$$\bar{x} = \frac{x}{L}, \quad \bar{y} = \frac{y}{L}, \quad \bar{t} = \log h_0 - \log h = \log \frac{h_0}{h}, \quad (18)$$

$$\bar{u} = \frac{\bar{d}t}{dt}, \quad \bar{v} = \frac{\bar{d}y}{dt}, \quad \bar{P} = -\frac{ph}{k_H h L^2}, \quad \alpha = \frac{\mu_x}{k_H L^2}$$

여기에서 $k_H^{(45)}$ 는 금형표면과 재료사이의 미끄럼을 지
배하는 유체마찰계수이고, 연속방정식 (13) 및 운동방정식
(17)을 무차원화된 구성방정식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{x}} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{y}} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial \bar{z}} = 0 \quad (19)$$

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{x}} + \alpha \left(2 \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x}^2} + 2 \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{y}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{z}^2} \right) + A\alpha \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y} \partial \bar{x}} + \alpha \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{z} \partial \bar{x}} - \bar{u} = 0 \quad (20.a)$$

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{y}} + \alpha \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x} \partial \bar{y}} + \alpha \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{z} \partial \bar{y}} + A\alpha \left(2 \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y}^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{z}^2} \right) - \bar{v} = 0 \quad (20.b)$$

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{z}} + \alpha \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x} \partial \bar{z}} + A\alpha \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y} \partial \bar{z}} + \alpha \left(2 \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{y}^2} + 2 \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{z}^2} \right) = 0 \quad (20.c)$$

금형-재료계면의 미끄럼을 지배하는 무차원 상수 α 는 유동장에 의해서 결정되며 그 범위는 0에서 ∞ 사이에 있다. α 가 0인 경우에는 단순확장 흐름이고, α 가 커질수록 계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 성형중 초기의 형상을 유지하면서 유동하는 상태로 된다. 즉 마찰이 큰 경우에는 미끄럼이 없고, 마찰이 적은 경우에는 모두 미끄러져 유동 선단은 초기충전 상태의 형상을 유지하면서 움직인다.

그리고 무차원화된 연속방정식과 운동방정식을 가중 잔차방정식으로 변환하면

$$\int \bar{p}^* (\bar{u}_{,\bar{x}} + \bar{v}_{,\bar{y}} + \bar{w}_{,\bar{z}}) dV = 0 \quad (21.a)$$

$$\int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{xx} dV + \int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{yx} dV + \int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{zx} dV - \int \bar{u}^* \sigma_{xx} |_{\bar{x}} dS - \int \bar{u}^* \sigma_{yx} |_{\bar{y}} dS - \int \bar{u}^* \sigma_{zx} |_{\bar{z}} dS = 0 \quad (21.b)$$

$$\int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{xy} dV + \int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{yy} dV + \int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{zy} dV - \int \bar{v}^* \sigma_{xy} |_{\bar{x}} dS - \int \bar{v}^* \sigma_{yy} |_{\bar{y}} dS - \int \bar{v}^* \sigma_{zy} |_{\bar{z}} dS = 0 \quad (21.c)$$

$$\int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{xz} dV + \int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{yz} dV + \int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{zz} dV - \int \bar{w}^* \sigma_{xz} |_{\bar{x}} dS - \int \bar{w}^* \sigma_{yz} |_{\bar{y}} dS - \int \bar{w}^* \sigma_{zz} |_{\bar{z}} dS = 0 \quad (21.d)$$

가 되며 경계조건을 대입하여 풀면

$$\int (u^* \sigma_{xx} |_{\bar{x}} + u^* \sigma_{yx} |_{\bar{y}} + u^* \sigma_{zx} |_{\bar{z}}) dS = \int_S u^* (\sigma_{xx} l + \sigma_{yx} m + \sigma_{zx} n) dS \quad (22.a)$$

$$\int (v^* \sigma_{xy} |_{\bar{x}} + v^* \sigma_{yy} |_{\bar{y}} + v^* \sigma_{zy} |_{\bar{z}}) dS = \int_S v^* (\sigma_{xy} l + \sigma_{yy} m + \sigma_{zy} n) dS \quad (22.b)$$

$$\int (w^* \sigma_{xz} |_{\bar{x}} + u^* \sigma_{yz} |_{\bar{y}} + u^* \sigma_{zz} |_{\bar{z}}) dS = \int_S w^* (\sigma_{xz} l + \sigma_{yz} m + \sigma_{zz} n) dS \quad (22.c)$$

또한 금형과 재료계면에서의 마찰 경계 조건을 적용하면 $\tau = k_H v$ 이므로

$$\int \bar{u}^*_{,\bar{x}} \sigma_{xx} dV + \int \bar{u}^*_{,\bar{y}} \sigma_{yx} dV + \int \bar{u}^*_{,\bar{z}} \sigma_{zx} dV + \int \bar{u}^*_{,\bar{z}} \bar{u} k_H dS = 0 \quad (23.a)$$

$$\int \bar{v}^*_{,\bar{x}} \sigma_{xy} dV + \int \bar{v}^*_{,\bar{y}} \sigma_{yy} dV + \int \bar{v}^*_{,\bar{z}} \sigma_{zy} dV + \int \bar{v}^*_{,\bar{z}} \bar{v} k_H dS = 0 \quad (23.b)$$

$$\int \bar{w}^*_{,\bar{x}} \sigma_{xz} dV + \int \bar{w}^*_{,\bar{y}} \sigma_{yz} dV + \int \bar{w}^*_{,\bar{z}} \sigma_{zz} dV = 0 \quad (23.c)$$

를 얻게된다. 그리고 가중 함수가 고려된 각 변수는 다음과 같다.

$$\bar{u} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{u}_\alpha, \quad \bar{v} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{v}_\alpha, \quad \bar{w} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{w}_\alpha, \quad \bar{p} = \psi_\lambda(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{p}_\lambda, \quad (24.a)$$

$$\alpha = 1 \sim 10, \quad \lambda = 1 \sim 4$$

$$\begin{aligned} \bar{u}^* &= \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})\bar{u}_\alpha^*, \quad \bar{v}^* = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})\bar{v}_\alpha^*, \\ \bar{w}^* &= \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})\bar{w}_\alpha^*, \quad \bar{p}^* = \psi_\lambda(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z})\bar{p}^*_\lambda, \quad (24.a) \\ \alpha &= 1 \sim 10, \quad \lambda = 1 \sim 4 \end{aligned}$$

식 (24)를 식 (21)에 대입하여 정리하면

$$\begin{aligned} &\int \psi_\lambda \bar{p}^*_\lambda (\Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{u}_\beta) dV + \int (\psi_\lambda \bar{p}^*_\lambda \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{v}_\beta) dV \quad (25.a) \\ &+ \int (\psi_\lambda \bar{p}^*_\lambda \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{w}_\beta) dV = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\int \Phi_{\alpha,\bar{x}} \bar{u}_\alpha^* (-\psi_\lambda \bar{p}_\lambda + 2\mu_x \Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{u}_\beta) dV \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{y}} \bar{u}_\alpha^* (\mu_x \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{u}_\beta + \mu_y \Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{u}_\beta) dV \quad (25.b) \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{z}} \bar{u}_\alpha^* (\mu_x \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{u}_\beta + \mu_z \Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{w}_\beta) dV \\ &+ \int \Phi_\alpha \bar{u}_\alpha^* \Phi_\beta \bar{u}_\beta k_H dS = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\int \Phi_{\alpha,\bar{x}} \bar{v}_\alpha^* (\mu_x \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{u}_\beta + \mu_y \Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{v}_\beta) dV \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{y}} \bar{v}_\alpha^* (-\psi_\lambda \bar{p}_\lambda + 2\mu_y \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{v}_\beta) dV \quad (25.c) \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{z}} \bar{v}_\alpha^* (\mu_y \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{v}_\beta + \mu_z \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{w}_\beta) dV \\ &+ \int \Phi_\alpha \bar{v}_\alpha^* \Phi_\beta \bar{v}_\beta k_H dS = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\int \Phi_{\alpha,\bar{x}} \bar{w}_\alpha^* (\mu_x \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{u}_\beta + \mu_z \Phi_{\beta,\bar{x}} \bar{w}_\beta) dV \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{y}} \bar{w}_\alpha^* (\mu_y \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{v}_\beta + \mu_z \Phi_{\beta,\bar{y}} \bar{w}_\beta) dV \quad (25.d) \\ &+ \int \Phi_{\alpha,\bar{z}} \bar{w}_\alpha^* (-\psi_\lambda \bar{p}_\lambda + 2\mu_z \Phi_{\beta,\bar{z}} \bar{w}_\beta) dV = 0 \end{aligned}$$

가 된다. 이산화된 연속방정식과 평형방정식을 정리하면 다음과 같이 된다.

$$H_{\lambda\beta}^{\bar{x}} \bar{u}_\beta + H_{\lambda\beta}^{\bar{y}} \bar{v}_\beta + H_{\lambda\beta}^{\bar{z}} \bar{w}_\beta = 0 \quad (26.a)$$

$$\alpha(2M^{\bar{x}\bar{x}} + M^{\bar{y}\bar{y}} + M^{\bar{z}\bar{z}}) \bar{u}_\beta \quad (26.b)$$

$$+ A\alpha M^{\bar{x}\bar{y}} \bar{v}_\beta + \alpha M^{\bar{x}\bar{z}} \bar{w}_\beta - H^{\bar{x}} \bar{p}_\lambda + f_1 = 0$$

$$\alpha M^{\bar{y}\bar{x}} \bar{u}_\beta + A\alpha(M^{\bar{x}\bar{x}} + 2M^{\bar{y}\bar{y}} + M^{\bar{z}\bar{z}}) \bar{v}_\beta \quad (26.c)$$

$$+ \alpha M^{\bar{y}\bar{z}} \bar{w}_\beta - H^{\bar{y}} \bar{p}_\lambda + f_2 = 0$$

$$\alpha M^{\bar{z}\bar{x}} \bar{u}_\beta + A\alpha M^{\bar{z}\bar{y}} \bar{v}_\beta \quad (26.d)$$

$$+ \alpha(M^{\bar{x}\bar{x}} + M^{\bar{y}\bar{y}} + 2M^{\bar{z}\bar{z}}) \bar{w}_\beta - H^{\bar{z}} \bar{p}_\lambda = 0$$

여기에서 각각의 변수들은 다음과 같다.

$$M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{x}}, \Phi_{\beta,\bar{x}}) dV, \quad H_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{y}}, \Phi_{\beta,\bar{y}}) dV$$

$$M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{z}}, \Phi_{\beta,\bar{z}}) dV, \quad H_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{y}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{y}}, \Phi_{\beta,\bar{x}}) dV$$

$$M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{x}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{x}}, \Phi_{\beta,\bar{y}}) dV, \quad H_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{z}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{z}}, \Phi_{\beta,\bar{x}}) dV$$

$$M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{x}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{x}}, \Phi_{\beta,\bar{z}}) dV, \quad H_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{z}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{y}}, \Phi_{\beta,\bar{z}}) dV$$

$$M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{z}} = \int (\Phi_{\alpha,\bar{z}}, \Phi_{\beta,\bar{y}}) dV$$

$$T_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} = 2M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}}$$

$$T_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} = M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + 2M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}}$$

$$T_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}} = M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + 2M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}}$$

$$H_{\alpha\beta}^{\bar{x}} = \int \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Psi_\lambda dV, \quad H_{\alpha\beta}^{\bar{y}} = \int \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Psi_\lambda dV$$

$$H_{\alpha\beta}^{\bar{z}} = \int \Phi_{\alpha,\bar{z}} \Psi_\lambda dV,$$

$$f_1 = \int \Phi_\alpha \Phi_\beta \bar{u}_\beta k_H dS, \quad f_2 = \int \Phi_\alpha \Phi_\beta \bar{v}_\beta k_H dS$$

이산화된 연속방정식과 운동방정식을 행렬로 나타내면

$$\begin{bmatrix} \alpha T^{\bar{x}\bar{x}} & A\alpha M^{\bar{x}\bar{y}} & \alpha M^{\bar{x}\bar{z}} & H^{\bar{x}} \\ \alpha M^{\bar{y}\bar{x}} & A\alpha T^{\bar{y}\bar{y}} & \alpha M^{\bar{y}\bar{z}} & H^{\bar{y}} \\ \alpha M^{\bar{z}\bar{x}} & A\alpha M^{\bar{z}\bar{y}} & \alpha T^{\bar{z}\bar{z}} & H^{\bar{z}} \\ H^{\bar{x}} & H^{\bar{y}} & H^{\bar{z}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_\beta \\ \bar{v}_\beta \\ \bar{w}_\beta \\ \bar{p}_\lambda \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -f_1 \\ -f_2 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (27)$$

식 (27)을 유동장에 있는 개개의 유한요소에 대해서 세우고 이것들을 서로 합침으로서 전체 해석대상에 대한 유한요소 방정식을 얻을 수 있으며, 경계조건식을 대입하여 해를 구하면 속도장과 유동선단 등을 구할 수 있다.

3. 실험

점도측정을 하기 위한 일방향 섬유강화 복합체는 모제가 폴리프로필렌이고, 강화제의 배치상태는 두께방향으로 양외측에는 무배향 섬유매트, 중앙부에는 일방향으로만 섬유가 배향되어 있는 구조이며, 섬유함유율은 40wt%이다. 이러한 복합판을 70mm(폭)×50mm(길이)의 직사각형으로 절단하여 시험편으로 하였다. 시험편을 가열용 전기로에서 약 20분간 200℃로 가열하여 Fig. 1과 같은 캐비티를 갖는 금형에 충전하고 폭 방향은 구속을 하여, 길

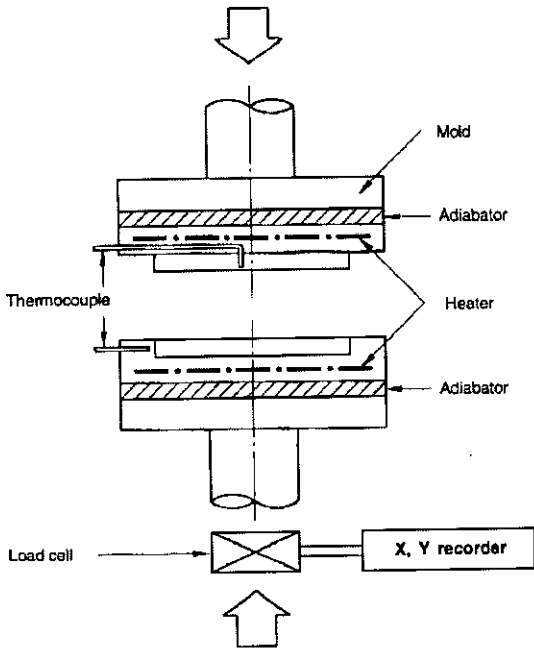


Fig. 3 Schematic diagram of the experimental apparatus

이방향으로만 유동이 되도록 성형하였으며, 일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향을 바꾸어 충전시켜 점도를 측정하였다. 압축장치는 만능인장압축 시험기(일본 Shinkoh 사 TOM/5000X형 만능인장압축 시험기, 최대Crosshead speed 최대1300mm/min)를 사용하였으며, 금형에는 히터와 열전대를 부착하여 소요온도(200℃)를 유지시켰다. 압축속도는 0.1, 1, 10, 100mm/min의 4종류로 하였으며 각각의 속도에 대하여 압축비를 변화시켜 압축성형 하였다. 압축실험에 사용한 장치의 개략도를 Fig. 3에 나타내었다.

Fig. 3과 같이 X-Y레코더를 이용하여 각 성형조건에 따른 하중값을 구하였고, 압축된 성형품의 이형온도는 50℃ 이하로 하였다. 그리고 금형의 냉각시간 동안 다이알 게이지를 장착하여 금형의 처짐을 측정한 후 최종 성형품의 두께에 더하여 정확한 두께의 측정을 하였으며, 압축된 시험편의 두께는 성형품의 면적을 측정해서 체적일정 조건으로 부터 구하였다.

4. 결과 및 고찰

Fig. 4의 (a), (b)는 일방향으로 강화된 복합재내 일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향에 대해서 소정의 두께로

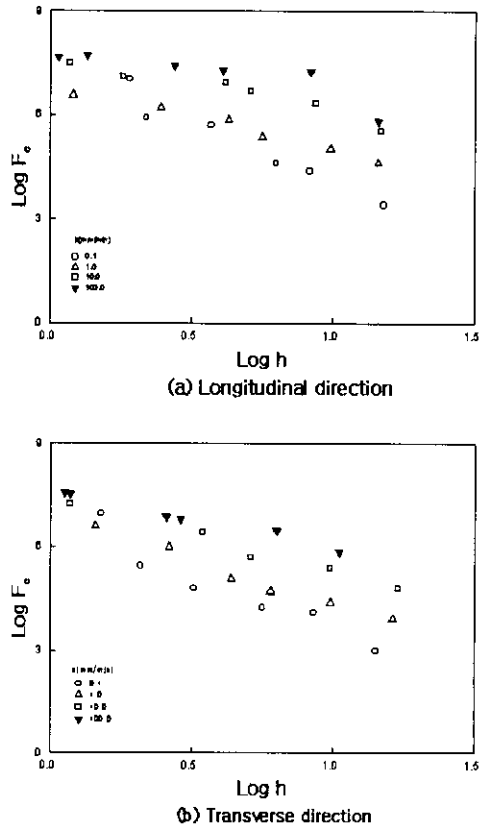


Fig. 4 Relationship between Log Fc and Log h

압축한 후 이때의 하중을 측정하여 성형품의 두께와 압축 하중과를 나타낸 그림이다. 이 그림에서 동일한 섬유층인 경우 압축속도가 빠르면 대체적으로 압축하중은 증가하고 있으며, 일방향 섬유층의 가로방향에 비하여 길이방향의 압축하중이 큰 값을 나타내고 있음을 알 수 있다.

이러한 현상에 대한 압축속도의 영향을 살펴보면 압축속도가 빠를 수록 복합재의 유동에 필요한 힘이 크기 때문이며, 복합재내의 일방향 섬유층의 길이방향으로의 수지유동은 모세관 흐름과 유사한 현상으로 인하여 유동의 저항이 커서, 길이방향의 하중이 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

이 그림으로부터 일방향 강화 플라스틱 복합재의 구조 점도지수 nc 를 구하였으며, 이 nc 로부터 복합재의 구조 점도 K 를 구하였다.

Fig. 5 (a), (b)는 압축하중 $\text{Log } F_c$ 에 미치는 전단속도 $\dot{\gamma}$ 의 영향을 나타낸 그림이다. Fig. 5에서 전단속도가 커

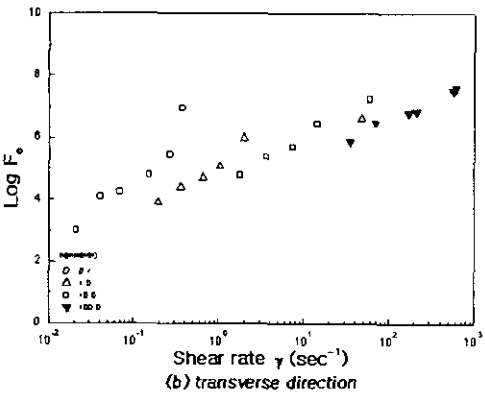
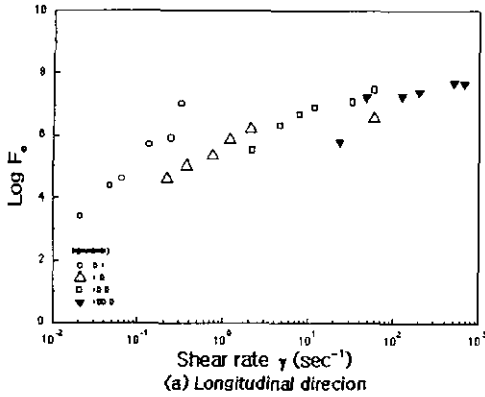


Fig. 5 Effect of Log F₀ on shear rate $\dot{\gamma}$

지면 압축하중도 증가하고 있음을 알 수 있는데, $\dot{\gamma}$ 가 커진다는 것은 식 (8)에서 압축속도가 빠르거나, $h^{1/3}$ 이 작아진다는 것을 의미하며, 압축속도가 빠르면 재료를 누르는 하중도 그만큼 커져야 한다는 것을 나타내고 있기 때문이다.

Fig. 6 (a), (b)는 일방향 섬유강화 복합재의 유동저항제수인 구조점도 k 에 미치는 성형품의 압축비 R_{cr} 과의 관계를 나타낸 그림이다. 이 그림에서 R_{cr} 이 증가하면 구조점도 k 는 감소함을 알 수 있는데, 이것은 식 (7)과 식 (11)에서 $\dot{\gamma}$ 는 체적과 압축속도에 비례하고 금형의 폭과 $h^{1/3}$ 에 반비례함을 알 수 있다. 또한 $\dot{\gamma}$ 가 커진다는 것은 압축속도가 빠르거나 $h^{1/3}$ 이 작아진다는 것을 의미하기 때문에 R_{cr} 이 커지면 $h^{1/3}$ 이 작아지므로 해서 $\dot{\gamma}$ 가 커지며 또 이 값이 커지면 동일한 점도일 때 k 는 작아지는 것을 의미하고 있다. 또한 일방향 섬유층의 길이방향이 가로방향보다 큰 k 값을 나타내고 있는 것을 알 수 있는데, 이것은 복

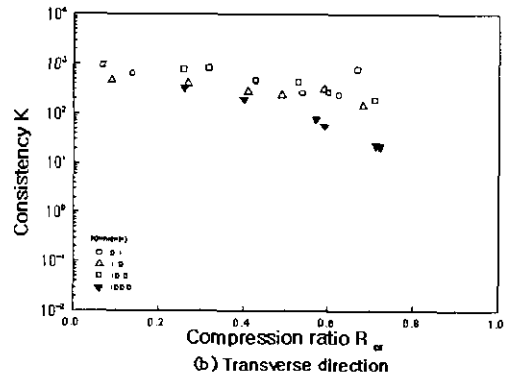
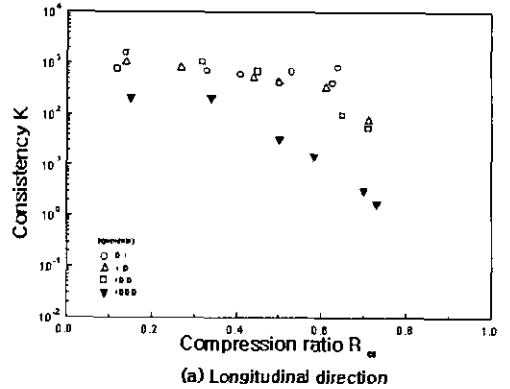


Fig. 6 Relationship between consistency K and compression ratio R_{cr}

합재내 일방향 섬유층의 길이방향이 가로방향보다 유동저항이 크게 작용하고 있다는 것을 정량적으로 알 수 있다.

Fig. 7 (a), (b)는 점도 μ 에 미치는 압축비 R_{cr} 의 영향을 나타낸 그림으로서 압축비 R_{cr} 이 증가하면 점도 μ 는 감소하고 있음을 알 수 있다. 이것은 $\dot{\gamma}$ 가 커진다는 것은 압축속도가 빠르거나 $h^{1/3}$ 이 작아진다는 것을 의미하는데, 압축비가 커지면 $h^{1/3}$ 이 작아지고, 이것은 $\dot{\gamma}$ 의 증가를 의미하며 결과적으로 압축비 R_{cr} 이 증가하면 점도 μ 는 감소하고 있음을 의미하며 이것은 압축속도가 빠를수록 더욱 두드러지게 나타나고 있음을 알 수 있다.

Fig. 8 (a), (b)는 재료의 평균속도 \bar{v}_m 의 변화에 따른 점도 μ 의 영향을 고찰한 그림이다. 이 그림에서 재료의 평균속도 \bar{v}_m 는 두께가 얇아지거나 압축속도 \dot{h} 가 빨라지면 커지는 현상이 발생하는 것을 알 수 있다. 여기에서 압축속도가 빠르면 전단속도 $\dot{\gamma}$ 가 증가하며 이것은 점도 $\mu = k\dot{\gamma}^{n-1}$ 에서 μ 의 감소를 초래하게 됨을 알 수 있기

때문에 이와 같은 결과를 초래하고 있다는 것을 알 수 있다.

Fig. 9 (a), (b)는 Fig. 4에서 구한 복합재의 구조점도지수 n_c 를 이용, 식 (6), (7), (11)에서 구한 구조점도 K , 전단속

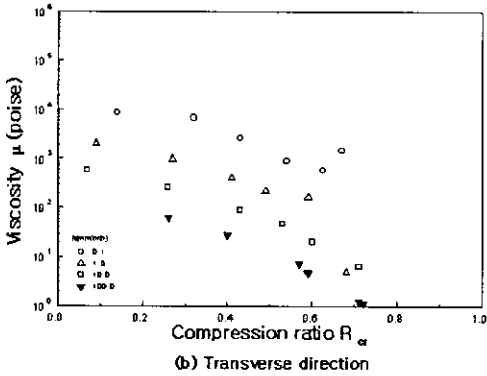
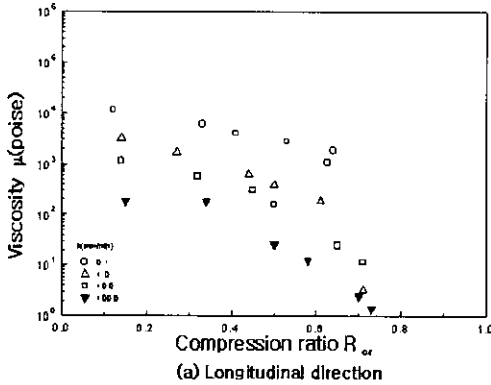


Fig. 7 Viscosity μ as function of compression ratio R_{cr}

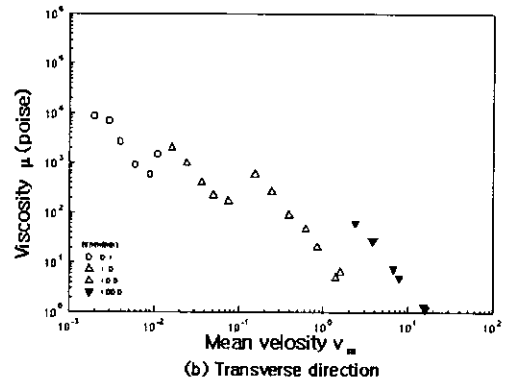
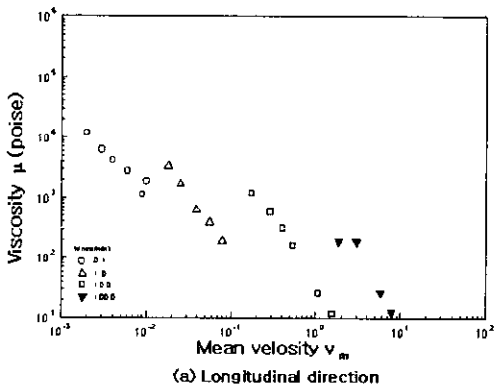


Fig. 8 Viscosity μ as function of mean velocity \bar{v}_m

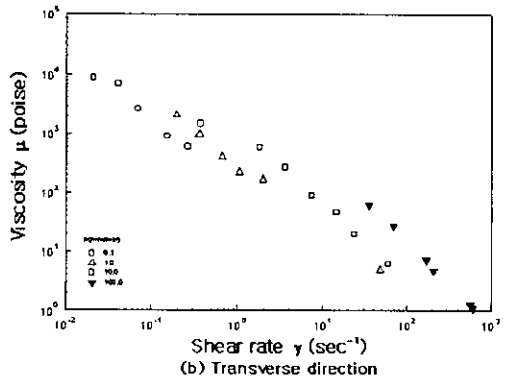
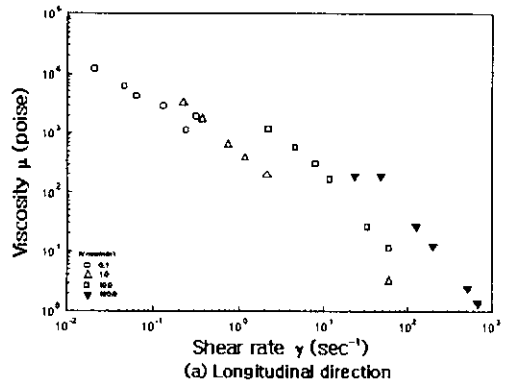


Fig. 9 Viscosity μ as function of shear rate $\dot{\gamma}$

도 $\dot{\gamma}$ 를 사용하여 각각의 압축속도에 따른 복합재의 점도 μ_c 와 전단속도 $\dot{\gamma}$ 와의 관계를 나타낸 그림이다. Fig. 9

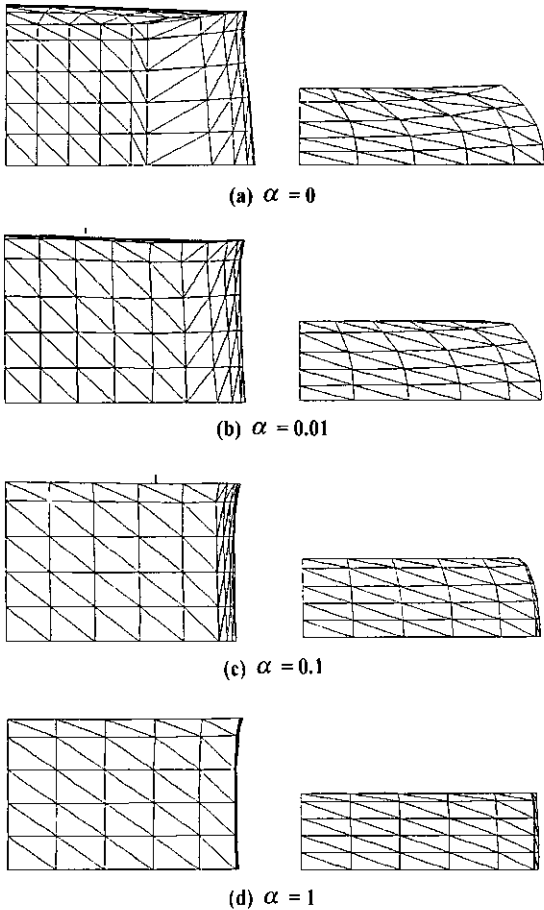


Fig. 10 Effects of slip parameter α on shapes of flow fronts

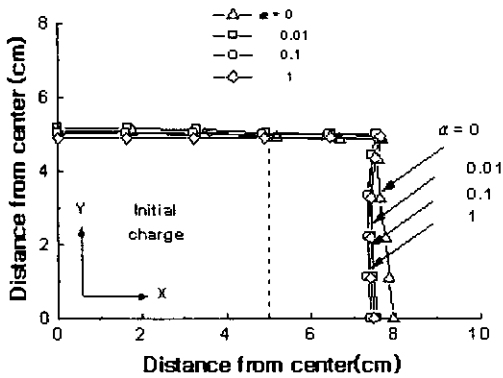


Fig. 11 Effects of slip parameter α on flow fronts in case of $R_\alpha=0.4, A=6.24$ (top view)

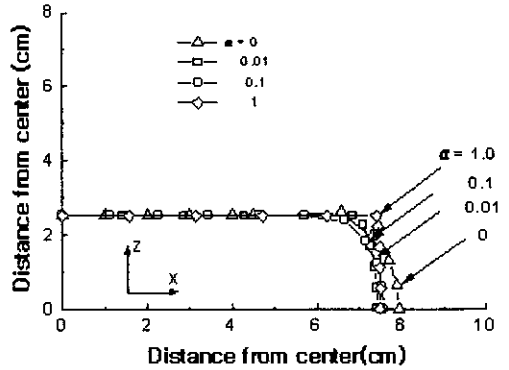


Fig. 12 Effects of slip parameter α on flow fronts in case of $R_\alpha=0.4, A=6.24$ (side view)

(a), (b)에서 복합재의 점도 μ_c 는 섬유함유율과 압축속도의 영향을 동시에 받아 변화하고 있음을 알 수 있으며, 이러한 현상은 Fig. 4의 결과로부터 초래된다고 할 수 있다.

복합재를 소정의 압축비로 압축성형하였을 때 이방성 점도비 A는 6.24로 하고, 금형과 재료의 미끄럼 지배상수 α 를 변화시켰을 때, 성형품의 유동선단 변형상태에 대하여 유한요소의 변형상태를 일률적으로 나타낸 것이 Fig. 10이고, 이것을 x-y평면상에 나타낸 것이 Fig. 11, x-z평면상에 나타낸 것이 Fig. 12이다.

이들 그림에서 이방성 점도비 A는 Fig. 9에서 복합재내의 일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향에 대한 구조점도 K를 사용하였으며, 각 방향에 대한 구조점도 K의 계산에 있어서는, 일방향 섬유층의 길이방향과 가로방향의 구조점도지수 n_c 를 동일하다고 가정하여 구조점도 K를 구하였다. 이것은 동일한 섬유함유율인 복합재내의 섬유방향에 대한 K값을 계산하는 것이므로 동일한 n_c 를 이용하여도 타당하다고 생각한다.

이들 그림에서 이방성 점도비 A가 6.24이기 때문에 유동선단은 x축 방향으로만 증가하고 있으며, 금형-재료계면의 미끄럼 지배상수 α 가 커지면 벌징현상은 현저하게 감소하고 있음을 알 수 있다. 즉 미끄럼 지배상수 α 가 1인 경우에는 벌징현상이 거의 나타나지 않으나 0에 가까울수록 벌징현상이 두드러지게 나타나고 있음을 알 수 있다.

Fig. 13에는 성형품의 형상에 미치는 미끄럼 지배상수 α 의 영향을 알아보기 위하여 각각의 조건별로 나타내었다. 미끄럼 지배상수 $\alpha = 0$ 인 경우에는 점성보다는 마찰이 지배하는 흐름상태가 되기 때문에 가장자리부분에서 벌징현상이 일어나고 있다. 이것은 $\alpha = 0$ 인 경우에는

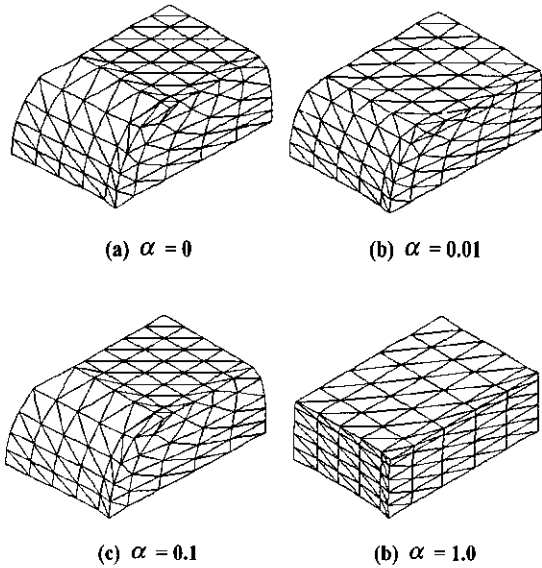


Fig. 13 Effects of viscosity ratio λ and slip parameter α on deformed shape in case of $R_{cr} = 0.4$

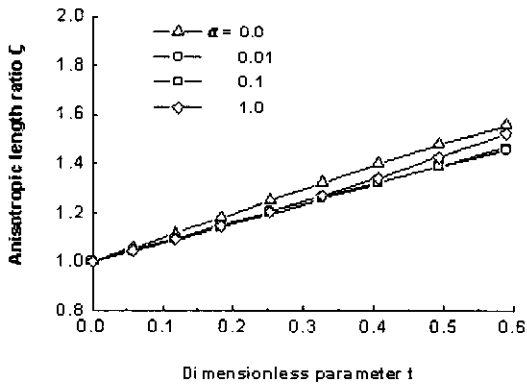


Fig. 14 Flow front length ratio ζ as a function of dimensionless parameter \bar{t}

GHS유동 모델과 동일한 유동선단을 나타내게 되며, α 가 증가함에 따라서 마찰의 영향이 적어지는, 즉 급형-재료계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 성형중의 유동선단은 성형초기의 형상을 그대로 유지하면서 형성된다.

Fig. 14는 성형품의 이방성 정도를 나타내는 이방성 길이비 ζ 에 미치는 무차원 변수 \bar{t} 의 영향을 나타낸 것이다. 여기서 이방성 길이비 ζ 는 성형전후의 x방향과 y방향의

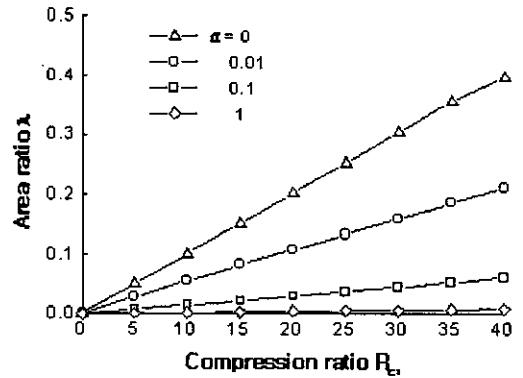


Fig. 15 Area ratio λ as a function of compression ratio R_{cr} at various α

길이의 비이다. 그리고 성형품의 x-z평면상의 단면에 대한 형상에서 벌징부분을 포함한 전체면적과 벌징부분 면적과의 비를 λ 로 하였을 때 압축비 R_{cr} 의 관계를 Fig. 15에 나타내었다. 미끄럼보다는 마찰이 지배하는 유동패턴인 $\alpha = 0$ 인 경우가 가장 벌징현상이 두드러지게 나타나고 있음을 알 수 있으며, 두꺼운 성형품의 두께방향의 변위에 따라서 반드시 수반되는 벌징현상을 정량적으로 표현할 수 있다.

5. 결론

일방향 섬유강화 복합판을 열간에서 압축성형하는 경우에 대한 체계적인 연구의 확립차원에서 복합판의 점도비의 측정과 이를 이용한 유동해석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 자동차의 범퍼비임 등의 소재로 이용되고 있는 일방향 섬유강화 플라스틱 복합재의 점도는 일방향 섬유층의 가로방향보다는 길이방향의 점도가 6배 정도 더 큰 것을 알 수 있다.
- (2) 이 소재의 성형특성은 미끄럼보다는 마찰이 지배하는 유동패턴인 $\alpha = 0$ 인 경우가 가장 벌징현상을 두드러지게 나타내고 있음을 알 수 있다.

후 기

본 논문은 1997년도 학술진흥재단의 지원에 의하여 연구되었음(과제번호 : 1997-001-E00683)

참고문헌

- (1) R. O. Maschmeyer and C. T. Hill, "Rheology of Concentrated Suspensions of Fibers in Tube Flow. II. An Exploratory study", *Trans. of the Society of Rheology*, 21-2, pp. 183~194, 1977.
- (2) Lech Czarniecki and J. L. White, "Shear Flow Rheological Properties, Fiber Damage, and Mastication Characteristic of Aramid-, Glass-, and Cellulose-Fiber-Reinforced Polystyrene Melts", *J. of Applied Polymer Science*, Vol. 25, pp. 1217~1244, 1980.
- (3) R. J. Crowson and M. J. Folkes, "Rheology of Short Fiber-Reinforced Thermoplastics and its Application to Injection Molding", *Polymer Engineering and Science*, Vol. 20, No. 14, pp. 934~940, 1980.
- (4) G. J. Dienes and H. F. Klemm, "Theory and Application of the Parallel Plate Plastometer", *J. of Applied Physics*, Vol. 17, pp. 458~471, 1946.
- (5) 北條英典, 金二坤, 玉川規一, "長纖維強化プラスチック複合板の押出加工 (第1報, 플라스틱과 강화材의分離에關する理論的考察)", 第35回日本塑性加工聯合講演會論文集, No. 331, pp. 433~436, 1984.
- (6) 北條英典, 金二坤, 玉川規一, "長纖維強化プラスチック複合板の押出加工 (第2報, 플라스틱과 강화材의分離에關する實驗)", 第35回日本塑性加工聯合講演會論文集, No. 332, pp. 437~440, 1984.
- (7) R. Whiting and P. H. Jacobsen, "The Evaluation of Non-Newtonian Viscosity Using a Modified Parallel-Plate Plastometer", *J. of Material Science*, Vol. 14, pp. 307~311, 1979.
- (8) Hojo, H., Kim, E. G., Yaguchi, H. and Onodera, T., "Simulation of Compression Molding with Matrix-Fiber Separation and Fiber Orientation for Long Fiber-Reinforced Thermoplastics", *Intern. Polymer Processing*, Vol. 3, pp. 54~61, 1988.
- (9) Barone, M. R. and Caulk, D. A., "A Model for the Flow of a Chopped Fiber Reinforced Polymer Compound in Compression Molding", *J. Applied Mechanics*, Vol. 53, pp. 361~371, 1986.
- (10) Barone, M. R. and Caulk, D. A., "Kinematics of Flow in Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol. 6, pp. 105~109, 1985.
- (11) Barone, M.R. and Caulk, D.A., "Kinematics of Flow in Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol. 6, pp. 105~109, 1985.
- (12) Barone, M. R., Osswald, T. A., "A Boundary Element Analysis of Flow in Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol. 9, No. 2, pp. 158~164, April, 1988.
- (13) Hirai, T., Katayama, T., Hamada, H., "Flow State of Composite Materials in the Forging Die during the Molding Process Continued : Effects of Molding Temperature", *Advances in Composite Materials*, Vol. 2, pp. 1606~1619, 1980.
- (14) Hojo, H., Yaguchi, H., Onodera, T., Kim, E. G., "Simulation of Compression Molding with Matrix-Fiber Separation and Fiber Orientation for Long Fiber-Reinforced Thermoplastics", *Intern. Polymer Processing III*, pp. 54~61, 1988.
- (15) Hojo, H., Kim, E. G., Onodera, T., Yaguchi, H., Kim, S. H., Koshimoto, M., "Position of Neutral Surface during Hollow Disk Compression Molding of Long Fibre -Reinforced Thermoplastics", *Int. Polym. Process.* Vol. 4, pp. 179~182, 1989.
- (16) 장수학, 김석호, 백남주, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합판의 압축성형에 있어서 금형-재료계면의 미끄럼을 고려한 유동해석", *대한기계학회 논문집*, 제15권, 제1호, pp. 163~168, 1991.
- (17) Ducloux, R., Vincent, M. and Agassant, J. F., "Simulation of Compression Molding of Long-Glass-Fiber-Reinforced Thermoplastic Sheets", *Polymer Composites*, Vol. 1, pp. 30~37, 1992.
- (18) 조선행, 임영호, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 이방성을 고려한 유동해석", *한국복합재료학회지*, 제 9권, 제 1호, pp. 1~9, 1996.
- (19) 조선행, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 인장점성과 전단점성을 고려한 유동해석", *한국소성가공학회지*, 제6권 제4호, pp. 311~318, 1997.