

論文

섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서
이방성을 고려한 유동해석

조선형* · 임영호** · 김이곤***

Simulation of Compression Molding with Anisotropy of Continuous
Fiber-Reinforced Polymeric Composites

Seon-Hyung Jo*, Young-Ho Lim** and E-Gon Kim***

ABSTRACT

The material properties and mechanical characteristics of the compression molded part are determined by the curing behavior, fiber orientation and formation of knit lines, which are in turn determined by the mold filling process parameters. In this paper, a new model presented which can be used to predict the flow under consideration of the slip of mold-composites and anisotropic viscosity of composites during compression molding of unidirectional fiber reinforced thermoplastics for isothermal state. The composites is treated as an incompressible Newtonian fluid. And the effects of longitudinal / transverse viscosity ratio A and slip parameter α on the mold filling parameters are discussed.

초 록

한 방향 섬유강화 고분자 복합재료는 무배향 유리섬유 매트에 일정한 방향으로만 배향되어 있는 장섬유가 조합되어 있는 상태에 모재인 폴리프로필렌이 함침되어 있으며, 열간압축 성형법을 이용하여 자동차의 범퍼비입과 같은 구조재로 사용하고 있다. 압축성형품의 기계적 특성과 물성 등은 수지의 경화특성이나 섬유의 배향상태, 니트라인 등의 성형인자들에 의해서 결정되어 진다. 그러므로 본 연구에서는 한 방향 섬유강화 고분자 복합판을 열간에서 압축성형하는 경우에 대해서 금형과 재료계면의 마찰과 점도의 이방성인 점을 고려하여 유동상태를 예측할 수 있는 해석모델을 제안한다. 이때 복합재료는 비압축성 뉴턴유체의 등온흐름으로 가정하고, 유한요소법에 의해서 재료의 유동선단 및 성형인자 등을 계산하여 이 인자들에 미치는 점도비 A 과 미끄럼 지배상수 α 의 영향에 대하여 고찰한 결과를 보고한다.

1. 서 론

특정방향으로의 강도를 향상시키기 위하여 개발된 한 방향 섬유강화 고분자 복합판은 무배향 유

리섬유 매트에 일정한 방향으로 배향된 유리 장섬유가 조합·함침되어 있으며, 고온압축 성형법을 이용하여 범퍼코어와 같은 자동차의 구조재로서 사용하고 있다. 이러한 소재는 재료 자체가 한 방향

* 대우공업전문대학 금형설계학과

** 숭실대학교 기계공학과

*** 국민대학교 기계설계학과

섬유층의 길이방향과 가로방향에 대해서 유동특성이 다른 이방성 재료이므로 이 점도에 대한 이방성인 점과 재료-금형사이의 접촉제면에 있어서의 마찰상태를 고려한 유동 해석은 재료의 충전상태나 성형조건의 결정, 니트라인(Knit line)의 방지, 재료개발 및 반복실험에 의한 경제적인 손실 등을 최소화할 수 있으므로 매우 중요하다.

고온압축 성형시 유동선단의 이론해석과 여러가지 성형조건에 대해서 연구한 예를 살펴보면, Lee [1], Michaeli 등[2,3]은 압축성형 공정을 해석하는데 있어서 두께방향의 유동을 고려하지 않고 2차원 문제로 간략화하여 연속, 운동량, 에너지방정식으로 부터 해를 구하였다. Lee 등[4]은 수지의 흐름을 등온상태의 윤활이론에 근거한 일반화된 Hele-Shaw 모델로 두께가 얇은 부품을 먹지수법칙 유체와 뉴턴유체의 등온흐름으로 가정하여 속도장과 같은 충전패턴을 유한요소법을 이용, 충전공정을 예측하였다. 또한 Osswald와 Tucker는 얇고 형상이 복잡한 부품의 봉합선 형성과정을 해석하였고[5], 그후 평면이 아닌 복잡한 형상의 성형품을 유한요소법과 유한체적법을 이용하여 해석하였다[6].

Barone과 Caulk[7,8]은 SMC재의 두께 변화를 수반한 압축성형을 통하여 금형표면과 재료사이에는 미끄럼이 존재하며 이를 지배하는 상수로 유체마찰계수(Hydrodynamic coefficient)를 제안하였고, 이 유체마찰계수를 도입하여 금형표면과 수지와의 미끄럼을 고려한 지배방정식으로 유동상태를 표현하였으며, Barone과 Osswald[9]는 이러한 방정식을 이용하여 경계요소법으로 SMC재의 유동상태와 니트라인 등에 관한 해석을 하였다. 그리고 Hojo [10], 장수학 등[11]은 중공원형 평판압축을 통해서 미끄럼 상태를 지배하는 상수를 Barone등이 구한 방법과는 별도로 구하였으며, Agassant 등[12]은 유한요소법을 이용, 유리섬유매트의 구조변화에 따른 먹지수법칙 유체의 계수를 달리하여 해석하였고, 이응식 등[13]은 SMC재의 유동해석에 있어서 전단점성과 인장점성을 도입하고 금형-재료 계면에서의 미끄럼을 고려하여 유동선단을 계산하였다.

이와같은 일련의 유동해석들은 복합재내의 강화재인 섬유의 배향상태가 무배향 상태이고 이것을

등방성 뉴턴유체로 가정하여 2차원 평판의 충전해석을 하였으나, 이방성이 강한 복합재료를 금형-재료계면의 미끄럼을 고려하여 유동해석을 한 예는 없는 실정이다.

그러므로 본 연구에서는 특정방향으로 강도를 향상시킨 한 방향 섬유강화 고분자 복합판을 고온압축 성형하는 경우 유동특성은 뉴턴유체이고, 금형과 재료의 계면에는 마찰이 존재하며, 재료의 점도는 이방성을 갖는 것으로 한다. 한 방향 섬유층의 가로방향과 길이방향의 점도비 A와 미끄럼 지배상수 α 를 변화시켜 이로부터 속도분포, 무차원 압력분포, 유동선단 등을 수치적으로 계산하여 점도비 A와 미끄럼 지배상수 α 의 영향에 대하여 분석한 결과를 보고한다.

2. 이 론

2-1. 지배방정식

한 방향 섬유강화 고분자 복합판을 Fig.1과 같은

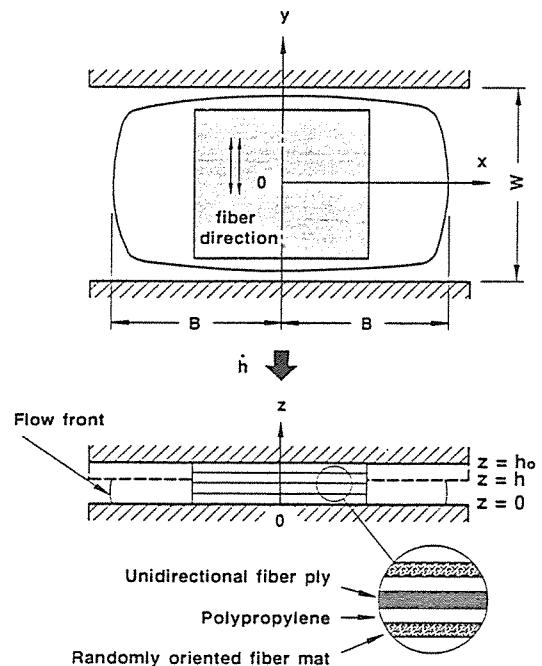


Fig.1. Nomenclature for slab-shaped part press molding

임의의 2차원 평판 압축성형에 대해서 고려한다.

비압축성 조건에 의하여 연속방정식은

$$u_{,x} + v_{,y} + w_{,z} = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

\dot{h} 는 압축속도일 때 금형표면에서의 속도성분은 $\dot{z} = \dot{w} = \pm \dot{h}/2$ 이므로

$$w = \frac{\dot{h}}{h} z \quad \dots\dots\dots (2)$$

식(1)과 (2)의 관계로 부터 연속방정식은

$$u_{,x} + v_{,y} + \frac{\dot{h}}{h} z = 0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

이 된다. 그리고 운동 방정식은

$$-\sigma_{xx,x} - \tau_{yx,y} = 0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$-\tau_{xy,x} - \sigma_{yy,y} = 0 \quad \dots\dots\dots (5)$$

이며, 점성을 고려한 뉴톤유체인 경우의 구성방정식은

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \lambda_0 \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad \dots\dots\dots (6)$$

식(6)에서 $\partial v_k / \partial x_k = \Theta$ 로 놓고, 평균수직응력이 체적변형률 속도에 무관하다면

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} - \frac{2}{3}\mu\Theta\delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad \dots\dots\dots (7)$$

식(7)을 Euler의 운동방정식에 대입하면

$$\rho \frac{Du}{Dt} = p_{,x} - \frac{2}{3}(\mu\Theta)_{,x} + 2(\mu u_{,x})_{,x} + \{\mu(u_{,y} + v_{,x})\}_{,y} + \rho f_x \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = p_{,y} - \frac{2}{3}(\mu\Theta)_{,y} + \{\mu(u_{,y} + v_{,x})\}_{,x} + 2(\mu v_{,x})_{,x} + \rho f_y \quad \dots\dots\dots (9)$$

일반적으로 점도는 압력과 온도의 함수로 주어지며 유동에 저항을 나타내지만, 식(8), (9)에서 x방향 유속(u)에 저항을 주는 점도를 μ_x , y방향 유속(v)에 저항을 주는 점도를 μ_y 라고 가정하면 즉, 복합재내 한 방향 섬유층의 길이방향의 점도를 μ_y , 가로방향에 대한 점도를 μ_x 라고 한 후 $\mu_y/\mu_x = A$ 라 놓으면, $\mu_y = A \cdot \mu_x$ 가 되며, 여기에서 A 를 이방성 점도비라 정의하기로 한다.

물체력과 관성력은 없는 것으로 가정한 후 식

(8)과 식(9)를 전개하면

$$-p_{,x} - \frac{2}{3}\{(\mu_x u_{,x}) + (\mu_y v_{,y})\}_{,x} + 2\mu_x u_{,xx} + \mu_x u_{,yy} + \mu_y v_{,xy} = 0 \quad \dots\dots\dots (10a)$$

$$-p_{,y} - \frac{2}{3}\{(\mu_x u_{,x}) + (\mu_y v_{,y})\}_{,y} + \mu_x u_{,xy} + \mu_y v_{,xx} + 2\mu_y v_{,yy} = 0 \quad \dots\dots\dots (10b)$$

식(10)을 다시 정리하면

$$-p_{,x} + \mu_x \{(u_{,xx} + u_{,yy}) + \frac{1}{3}(u_{,xx} + Av_{,xy})\} = 0 \quad \dots\dots\dots (11a)$$

$$-p_{,y} + \mu_x \{A(v_{,xx} + v_{,yy}) + \frac{1}{3}(u_{,xy} + Av_{,yy})\} = 0 \quad \dots\dots\dots (11b)$$

경계조건은 해석영역 전체를 V 로 하였을 때 유속이 주어져 있는 경계를 S_1 이라고 하면 그때의 유속은 $u = \hat{u}$, $v = \hat{v}$ 로 주어진다. 그리고 식(3)과 식(11)에 금형-재료계면의 미끄럼을 고려하고, 해석대상에 대한 경계조건을 대입하면 완전한 해를 구할 수 있는데, 계산과정의 간략화를 위해서 각각 무차원화된 특성값들을 정의하면 다음과 같다.

$$\bar{x} = \frac{x}{L}, \quad \bar{y} = \frac{y}{L}, \quad \bar{u} = \frac{d\bar{x}}{d\bar{t}}, \quad \bar{v} = \frac{d\bar{y}}{d\bar{t}}, \quad \frac{d\bar{t}}{dt} = \frac{\dot{h}}{h},$$

$$\bar{t} = \log\left(\frac{h_0}{h(t)}\right), \quad \bar{p} = -\frac{ph}{2k_H \dot{h} L^2}, \quad \alpha = \frac{\mu_x}{2k_H L^2} \quad \dots\dots\dots (12)$$

여기서 k_H 는 [7, 8] 금형표면과 재료 사이의 미끄럼을 지배하는 유체마찰계수이고, 연속방정식(3) 및 운동방정식(10), (11)을 무차원화된 구성방정식으로 표현하면 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{x}} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{y}} + 1 = 0 \quad \dots\dots\dots (13)$$

그리고

$$-\bar{p}_{,x} - \alpha \{(\bar{u}_{,xx} + \bar{u}_{,yy}) + \frac{1}{3}(\bar{u}_{,xx} + A\bar{v}_{,xy}) + \bar{u}\} = 0 \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$-\bar{p}_{,y} - \alpha \{A(\bar{v}_{,xx} + \bar{v}_{,yy}) + \frac{1}{3}(\bar{u}_{,xy} + A\bar{v}_{,yy}) + \bar{v}\} = 0 \quad \dots\dots\dots (15)$$

금형-재료 계면의 미끄럼을 지배하는 무차원 상수 α 는 속도장에 의해서 결정되어지며, 그 범위는 0에서 ∞ 사이에 있다. α 가 0인 경우는 단순확장 흐름, 즉 일반화된 Hele-Shaw 모델과 동일한 유

동선단을 나타내게 되고, α 가 커질수록 계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 성형중 초기의 형상을 유지하면서 유동하는 상태로 된다. 즉, 마찰이 큰($k_H = \infty$) 경우에는 미끄럼이 없고($\alpha=0$), 마찰이 적은 경우($k_H=0$)에는 모두 미끄러져($\alpha=\infty$) 유동선단은 초기충전 상태의 형상을 유지하면서 움직인다.

한편, u , v 와 \bar{u} , \bar{v} 는 식(12)로부터 구하면 다음의 관계식이 성립한다.

$$u = \frac{\dot{h}}{h} L\bar{u}, \quad v = \frac{\dot{h}}{h} L\bar{v} \quad \dots\dots\dots (16)$$

2-2. 유한요소 수식화

금형내 복합판 유동의 속도분포를 구하기 위해서는 식(13), (14), (15)의 지배방정식을 경계요소법이나 유한요소법의 수치해법을 이용하여 해를 구해야 한다. 여기에서는 유한요소법을 이용하여 해를 구하는 것으로 하였으며, 주어진 지배방정식을 Galerkin법[14]등을 이용하여 가중잔차 방정식(Weighted residual equation)으로 바꾸고, 유한요소법에 의하여 이산화된 방정식으로 변환한 후 지배방정식의 계수 \bar{u} , \bar{v} 및 \bar{p} 를 구하고, \bar{u} , \bar{v} 로부터 u , v 를 구한다.

무차원화 된 연속방정식인 식(13)의 양변에 가중함수 p^* 를 곱하고 해석영역 V 에 대해서 적분하면

$$\int_V p^* (\bar{u}_{,x} + \bar{v}_{,y} + 1) dx dy = 0 \quad \dots\dots\dots (17)$$

무차원화 된 운동방정식(14), (15)의 양변에 가중함수 u^* , v^* 를 곱하고, 영역 V 에 대하여 적분한 후 σ_{xx} , σ_{yy} , τ_{xy} 의 값을 대입하여 정리하면

$$\begin{aligned} & -\alpha \int_V \left(\frac{2}{3} u_{,x}^* \bar{u}_{,x} \right) dx dy + \alpha \int_V (u_{,y}^* \bar{u}_{,y}) dx dy \\ & -\alpha \int_V \left(\frac{2}{3} A u_{,x}^* \bar{v}_{,y} \right) dx dy + \alpha \int_V (A u_{,y}^* \bar{v}_{,x}) dx dy \\ & + 2\alpha \int_V (u_{,x}^* \bar{u}_{,x}) dx dy - \int_V (u_{,x}^* \bar{p}) dx dy \dots\dots\dots (18) \\ & \alpha \int_V (A v_{,x}^* \bar{v}_{,x}) dx dy - \frac{2}{3} \alpha \int_V (A v_{,y}^* \bar{v}_{,y}) dx dy \\ & + \alpha \int_V (v_{,x}^* \bar{u}_{,y}) dx dy - \frac{2}{3} \alpha \int_V (v_{,y}^* \bar{u}_{,x}) dx dy \end{aligned}$$

$$+ 2\alpha \int_V (A v_{,y}^* \bar{v}_{,y}) dx dy - \int_V (v_{,y}^* \bar{p}) dx dy \dots\dots\dots (19)$$

그 다음에는 가중잔차 방정식인 식(17), (18), (19)를 이용하여 유한요소법에 의한 이산화방정식을 유도해야 한다.

비압축성 점성유체의 정상흐름인 경우, 유속과 압력의 보간함수는 전체계에서의 이산화된 연립방정식안으로 중복되는 것을 피하기 위하여 보간함수와 가중함수를 각각, 속도인 경우 2차, 압력인 경우에는 1차인 방정식을 이용해야 하며 요소는 삼각형 2차 요소를 사용하였으므로 속도와 압력에 대한 보간함수는

$$u = \Phi_\alpha(x, y) u_\alpha, \quad \alpha=1 \sim 6 \quad \dots\dots\dots (20a)$$

$$v = \Phi_\alpha(x, y) v_\alpha \quad \dots\dots\dots (20b)$$

$$p = \Psi_\lambda(x, y) p_\lambda, \quad \lambda=1 \sim 3 \quad \dots\dots\dots (20b)$$

로 주어지며, 가중함수는

$$u_{,x}^* = \Phi_\alpha(x, y) u_\alpha^*, \quad \alpha=1 \sim 6 \quad \dots\dots\dots (21a)$$

$$v_{,x}^* = \Phi_\alpha(x, y) v_\alpha^*, \quad \alpha=1 \sim 6 \quad \dots\dots\dots (21a)$$

$$p^* = \Psi_\lambda(x, y) p_\lambda^*, \quad \lambda=1 \sim 3 \quad \dots\dots\dots (21b)$$

식(20)과 식(21)을 연속방정식인 식(17)에 대입하여 정리하면

$$\begin{aligned} & p_\lambda^* \left[\int_V (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,x}) dx dy u_\beta + \int_V (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,y}) dx dy v_\beta \right. \\ & \left. + \int_V (\Psi_\lambda) dx dy \right] = 0 \quad \dots\dots\dots (22) \end{aligned}$$

이 되며, 여기서

$$\begin{aligned} H_{\lambda\beta}^x &= \int_V (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,x}) dx dy, \quad H_{\lambda\beta}^y = \int_V (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,y}) dx dy, \\ I_\lambda &= \int_V (\Psi_\lambda) dx dy \end{aligned}$$

로 놓으면 식(22)는

$$H_{\lambda\beta}^x u_\beta + H_{\lambda\beta}^y v_\beta + I_\lambda = 0 \quad \dots\dots\dots (23)$$

와 같이 된다.

식(20)과 식(21)을 운동방정식인 식(18), 식(19)에 대입하여 정리하면

$$\begin{aligned} & u_\alpha^* \left[-\frac{2}{3} \alpha \int_V (\Phi_{\alpha,x} \Phi_{\beta,x}) dx dy u_\beta \right. \\ & \left. + \alpha \int_V (\Phi_{\alpha,y} \Phi_{\beta,y}) dx dy u_\beta \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & -\frac{2}{3}A\alpha \int_V (\Phi_{a,x} \Phi_{\beta,y}) dxdy v_{\beta} \\
 & \quad + A\alpha \int_V (\Phi_{a,y} \Phi_{\beta,x}) dxdy v_{\beta} \\
 & - \int_V (\Phi_{a,x} \Psi_{\lambda}) dxdy p_{\lambda} \\
 & \quad - 2\alpha \int_V (\Phi_{a,x} \Phi_{\beta,x}) dxdy u_{\beta} = 0 \\
 & \quad \dots\dots\dots (24)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & v_a^* \left[A\alpha \int_V (\Phi_{a,x} \Phi_{\beta,x}) dxdy v_{\beta} \right. \\
 & \quad - \frac{2}{3}A\alpha \int_V (\Phi_{a,y} \Phi_{\beta,y}) dxdy v_{\beta} \\
 & \quad + \alpha \int_V (\Phi_{a,x} \Phi_{\beta,y}) dxdy u_{\beta} \\
 & \quad \quad - \frac{2}{3}\alpha \int_V (\Phi_{a,y} \Phi_{\beta,x}) dxdy u_{\beta} \\
 & \quad - \int_V (\Phi_{a,y} \Psi_{\lambda}) dxdy p_{\lambda} \\
 & \quad \quad \left. + 2A\alpha \int_V (\Phi_{a,y} \Phi_{\beta,y}) dxdy v_{\beta} \right] = 0 \\
 & \quad \dots\dots\dots (25)
 \end{aligned}$$

식(24), (25)를 간단히 나타내면

$$u_a^* [S_{a\beta}^{xx} u_{\beta} + (S_{a\beta}^{xy} - T_{a\beta}^{yx}) v_{\beta} - H_{\lambda a}^x p_{\lambda}] = 0 \quad \dots\dots\dots (26)$$

$$v_a^* [(S_{a\beta}^{yx} - T_{a\beta}^{xy}) u_{\beta} + S_{a\beta}^{yy} v_{\beta} - H_{\lambda a}^y p_{\lambda}] = 0 \quad \dots\dots\dots (27)$$

이산화된 연속방정식인 식(23) 및 이산화된 운동방정식인 식(26)과 식(27)을 행렬로 고쳐쓰면

$$\begin{bmatrix} S_{a\beta}^{xx} & (S_{a\beta}^{xy} - T_{a\beta}^{yx}) & -H_{\lambda a}^x & 0 \\ (S_{a\beta}^{yx} - T_{a\beta}^{xy}) & S_{a\beta}^{yy} & -H_{\lambda a}^y & 0 \\ H_{\lambda \beta}^x & H_{\lambda \beta}^y & 0 & I_{\lambda} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} u_{\beta} \\ v_{\beta} \\ p_{\lambda} \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (28)$$

식(28)을 유동장에 있는 개개의 유한요소에 대해서 세우고 이것들을 서로 합침으로서 전체계 (Total system)에 대한 유한요소 방정식을 얻을 수 있다. 즉 전체계에 대한 유한요소 방정식에 경계 조건식을 대입하여 해를 구하면 유속과 압력을 구할 수 있다.

2-3. 유한요소절차

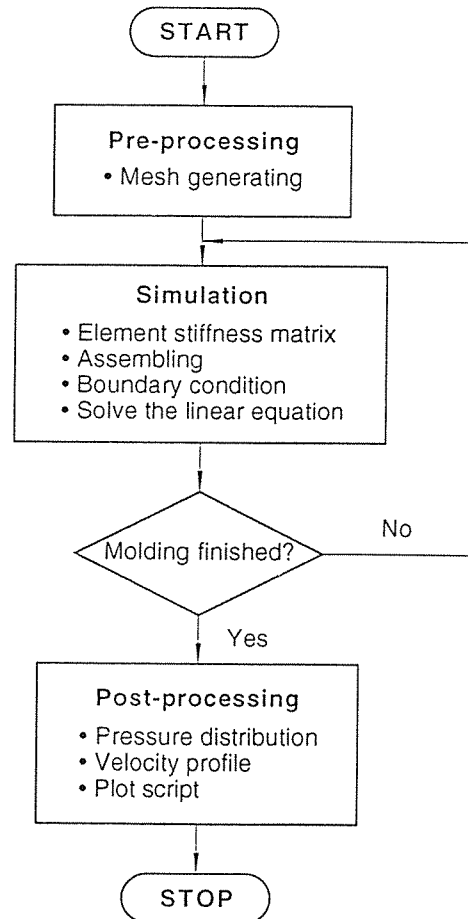


Fig. 2. Flow diagram of the UDF RTP forming process simulation.

유동해석을 하기 위한 재료의 형상은 유동모델의 검증에 위하여 변의 길이가 같은 정사각형과 원형 평판으로 하였으며, 유한요소 해석프로그램의 흐름도를 Fig.2에 나타내었다.

해석대상은 x, y에 대칭이므로 전체의 1/4만 해석대상으로 하였다. 어떤 시간에 대해서, 정지한 상태에서 식(13) 및 식(14), (15)를 연립해서 \bar{u} , \bar{v} 및 \bar{p} 를 구하고 \bar{u} , \bar{v} 로 부터 u , v 를 구한다(식(16)참조). x, y방향의 속도 u 및 v 에 시간간격 (0.22 sec.)을 곱해서 각 절점의 이동거리로 하고, 전단계의 절점을 더해서 다음단계의 좌표로 한다. 성형이 완료될 때까지 위의 단계를 반복한다.

3. 결과 및 고찰

Fig. 3, Fig. 4는 해석대상의 형상이 정사각형과 원형평판인 경우, 압축비($R_{cr}=1-h/h_0$) 0.52로 압축성형 하였을 때 한 방향 섬유층의 길이방향의 점도 μ_y 와 가로방향의 점도 μ_x 와의 비인 점도비 A 와 미

끄럼 지배상수 α 의 변화에 따른 유동선단의 모양을 나타낸 것이다. 점도비 A 가 증가함에 따라서 유동선단은 x 축 방향으로로는 증가하는 반면, y 축 방향으로로는 반대의 현상이 일어난다. 그리고 미끄럼 지배상수 α 의 영향을 살펴보면 α 가 0인 경우에는 등2축 변형상태이므로 일반화된 Hele-Shaw(GHS)

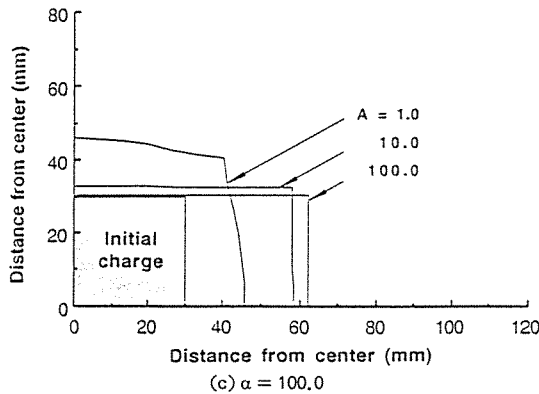
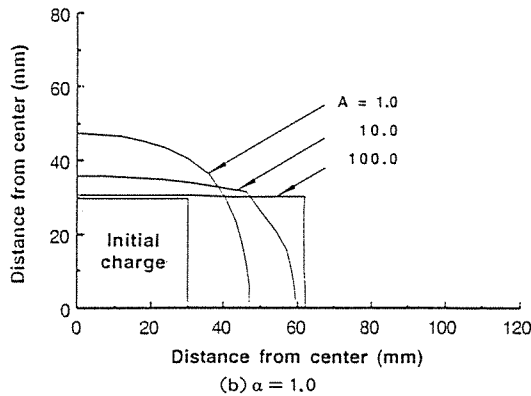
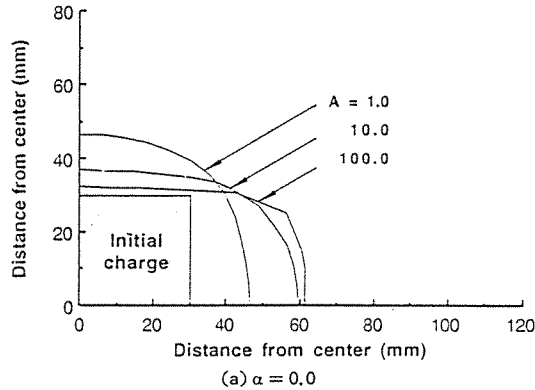


Fig. 3. Effects of viscosity ratio A on shapes of flow fronts in case of square charge.

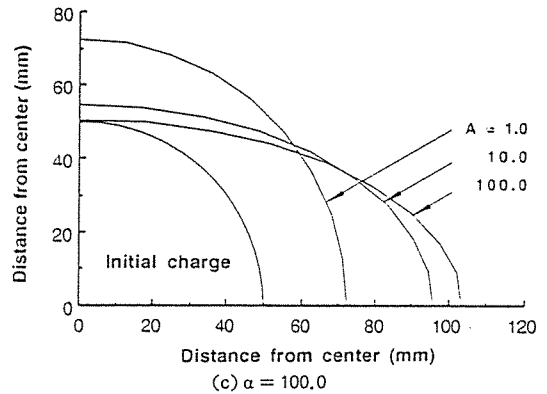
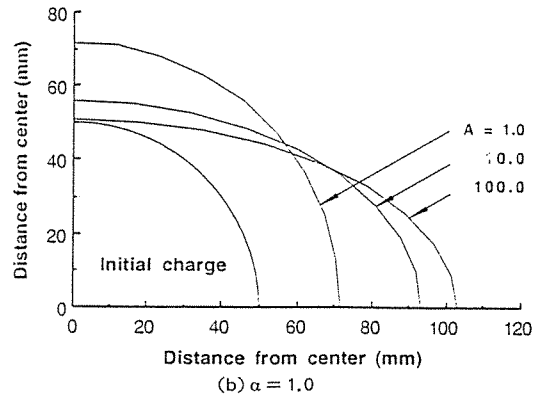
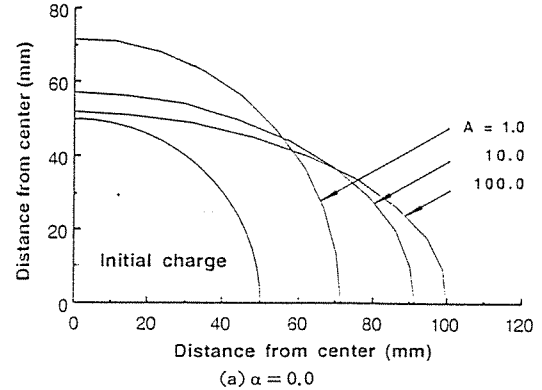
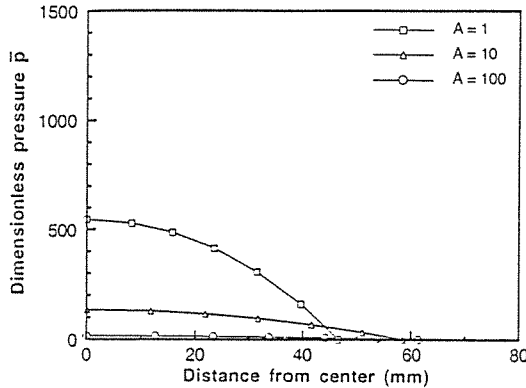
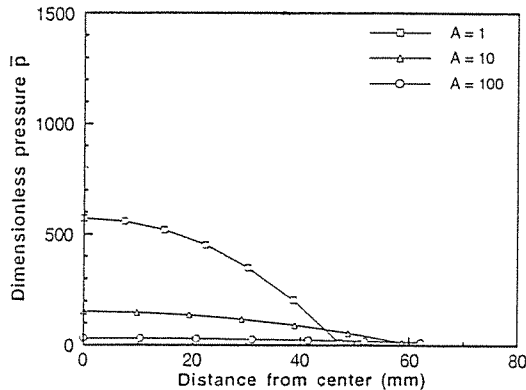


Fig. 4. Effects of viscosity ratio A on shapes of flow fronts in case of circular charge.

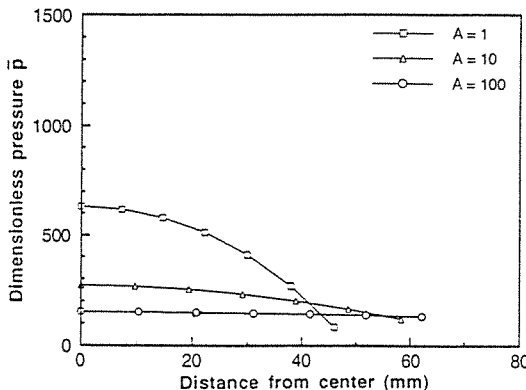
모델과 동일한 유동선단을 나타내게 되고[15], α 가 커질수록 마찰의 영향에 크게 지배되어지는 변형 상태가 되므로 즉 계면에서의 미끄럼이 크기 때문에



(a) $\alpha = 0.0$



(b) $\alpha = 10.0$

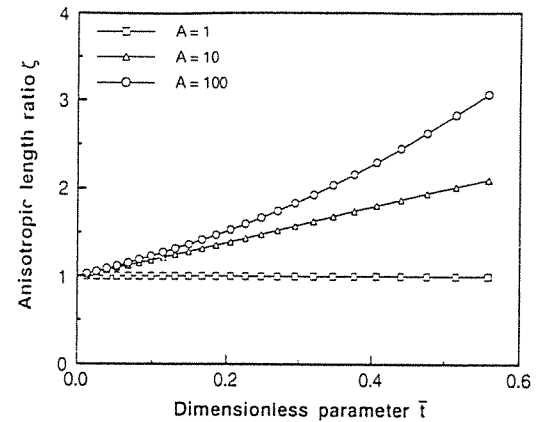


(c) $\alpha = 100.0$

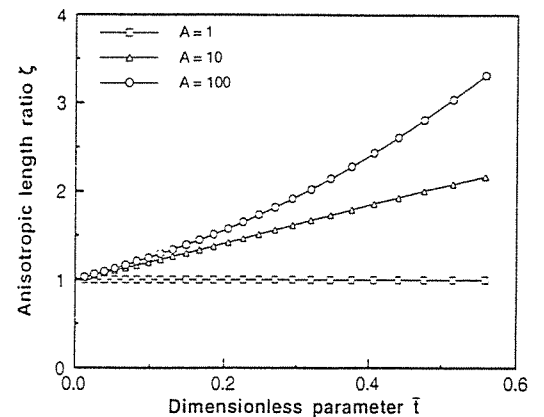
Fig. 5. Dimensionless pressure distribution in a square charge of anisotropic Newtonian fluid ($R_{cr}=0.52$)

성형중 초기의 형상을 유지하면서 유동하는 상태로 될을 알 수 있다. 해석대상이 원형 평판인 경우도 A 와 α 가 증가할 수록 유동선단의 길이는 x 축 방향으로만 증가하는 것은 사각형의 경우와 마찬가지로 지이다.

Fig. 5(a)~(c)는 정사각형 평판인 경우의 무차원 압력 (\bar{p})에 미치는 점도비 A 와 α 의 영향을 나타내었다. 이들 그림에서 무차원 압력(\bar{p})는 점도비 A 와 α 의 영향을 동시에 받고 있음을 알 수 있다. 즉 식(12)에서 미끄럼 지배상수 $\alpha = \mu_x / 2k_H L^2$ 에, x 방향의 점도 μ_x 가 포함되어 있고, $\bar{p} = -ph / 2k_H \dot{h} L^2$ 에 유체 마찰계수 k_H 를 포함하고 있으므로 동일한 형상인 경우 α 가 커질 수록 \bar{p} 는 커진다. 그러나 점



(a) $\alpha = 0.0$



(b) $\alpha = 1.0$

Fig. 6. Anisotropic length ratio ζ as a function of \bar{t} for various A in case of circular charge.

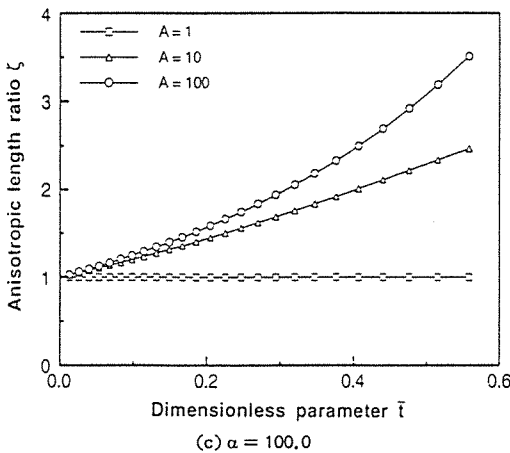


Fig. 6. (Continued)

도비 A 가 증가하면, 동일한 μ_y 인 경우에는 μ_x 가 감소하므로 \bar{l} 는 당연히 감소하는 경향을 나타내고 있다. Fig. 6의 (a)~(c)는 식(12)에서 무차원 변수 \bar{l} 와 정사각형 성형품인 경우에 대한 이방성 길이비 ζ 의 관계를 나타낸 그림이다. 여기서 이방성 길이비는 성형 전후의 x 방향과 y 방향의 길이비로서 ζ 는 성형품의 이방성 정도를 나타내고 있다고 볼 수 있다. 점도비 A 가 1인 경우 ζ 는 1의 상태를 유지하게 되고, A 의 증가와 더불어 ζ 도 증가함을 나타내고 있으며 미끄럼 지배상수 α 가 커질수록 x , y 방향으로의 유동선단의 길이에 대한 차이가 커짐으로서 ζ 가 증가함을 알 수 있다. 여기에서 무차원 변수 \bar{l} 는 식(12)에서 성형품의 초기두께와 성형후의 두께에 대한 함수로 주어지므로 성형품의 두께방향에

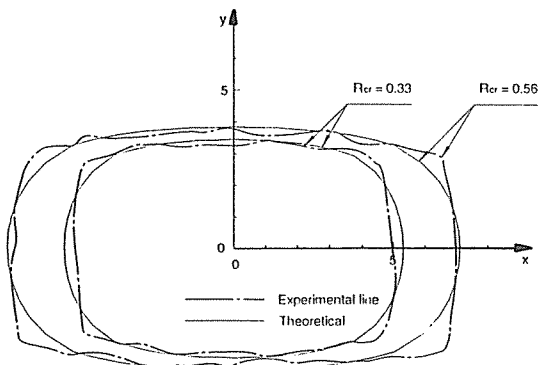


Fig. 7. Comparison between theoretical and experimental results for rectangular flow fronts.

대한 변위의 함수로 볼 수 있으므로 \bar{l} 의 증가는 압축비의 증가와 동일한 성질을 갖고 있다.

Fig. 7은 유동선단에 대한 이론해석 결과와 실험치를 비교한 그림으로서 실험에 사용된 복합판은 모재가 폴리프로필렌이고, 강화재의 배치상태는 두께방향으로 양의측에는 무배향 섬유매트, 중앙부에는 한 방향으로만 섬유가 배향되어 있는 구조이며, 섬유함유율은 40wt%이다. 성형전 복합판의 초기크기는 70mm × 60mm × 3.8mm이며, 금형과 재료의 온도는 200°C이며, 압축속도는 22.0 mm/sec로 하였다. 유동모델의 검증을 위해서 우선 미끄럼 지배상수는 Hojo 등[10]이 중공원형 평판압축을 통해서 구한 $\alpha=0.2$ 인 경우를 이용하였고, 한 방향 섬유층의 길이방향과 가로방향에 대한 점도비 A 는 복합재의 이방성 점도비라고 볼 수 있는 구조점도비 $K_{cL}/K_{cT}=8.56$ [15]인 경우를 각각 이용하여 해석한 후 실험치와 비교하였다. 소정의 압축비($R_{cr}=0.56, 0.33$)에 대한 성형품의 유동선단을 해석결과와 비교하였을 때 본 연구의 해석기법에 대한 타당성을 알 수 있었다.

4. 결 론

본 연구에서는 한 방향 섬유강화 고분자 복합판을 고온 압축성형을 하는 경우 금형-재료간의 미끄럼과 점도의 이방성을 고려하여 유동상태 등을 예측할 수 있는 해석기법을 확립하였으며, 이 해석모델의 경우 점도비 A 와 미끄럼 지배상수 α 는 유동선단의 형성 및 기타 성형인자들에 대해 동시에 영향을 미치는 것을 알 수 있었으며 해석과 실험을 통한 주요내용을 정리하면 다음과 같다.

- (1) 한 방향 섬유강화 복합재의 유동선단에 미치는 점도비 A 와 미끄럼 지배상수 α 의 영향은 성형품의 형상에 상관없이, A 가 증가할수록 유동선단은 x 방향으로는 증가하지만 y 방향에서는 반대의 현상이 일어나고, $\alpha=0$ 인 경우는 GHS 유동모델과 동일한 유동선단을 나타낸다. 그러나 α 가 커질수록 초기 충전상태를 유지하면서 유동선단이 형성된다.

(2) 무차원 압력분포 \bar{p} 에 미치는 점도비 A 와 α 의 영향은 α 가 커질 수록 \bar{p} 는 증가하지만 A 가 증가하면 \bar{p} 는 감소하며, 이방성 길이비 ζ 는 성형중 두께의 변위증가 및 A 와 α 가 커질 수록 증가한다.

보다 실제적인 해석효과를 얻기 위해서는 점도비 A 의 측정이 이루어져야 하므로 현재 연구가 진행중에 있으며, 섬유층 상호간의 미끄럼 및 비등온을 고려한 해석모델과 비뉴톤 유체로 한 3차원 문제에 대해서도 앞으로 연구해야 할 것으로 생각한다.

후 기

본 연구는 정밀정형 및 금형가공연구센터의 지원으로 수행되었으며 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Lee, C.C. and Tucker, C.L., "Numerical models for compression mold filing", *J. Non-Newtonian Mech.* Vol.24, 1987, p.245.
2. W. Micheli, M. Mahlke, T.A.Osswald and M.N. Nölke, "Aanalyse und messung des fileßens von SMC mit einem Preßrheometer", *Kunststoffe* Vol.80, 1990, No.1, p.70.
3. W. Micheli, M. Mahlke, T.A.Osswald and M.N. Nölke, "Simulation of the flow in SMC", *Kunststoffe* Vol.80, No.6, 1990, p.717.
4. Lee, C.C., Folgar, F. and Tucker, C.L., "Simulation of Compression Molding for Fiber-Reinforced Thermosetting Polymers", *Journal of Engineering for Industry*, Vol.106, 1984, pp.114~125.
5. T.A. Osswald and C.L. Tucker, "An automated simulation of compression mold filling for complex parts", *SPE Technical Paper*, Vol.31, 1985, p.169.
6. T.A. Osswald and C.L. Tucker, "Compression mold filling simulation for nonplanar parts using the finite element/control volume approach", *Int. Polym. Process.* Vol.5, No.2, 1989, p.79.
7. 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, 1986, pp.361~371.
8. Barone, M.R. and Caulk, D.A., "Kinematics of Flow in Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol.6, 1985, pp.105~109.
9. Barone, M.R. and Osswald, T.A., "A Boundary Element Analysis of Flow Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol.9, 1988, pp.158~163.
10. 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, 1989, pp.179~182.
11. 장수학, 김석호, 백남주, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합판의 압축성형에 있어서 금형-재료 계면의 미끄럼을 고려한 유동해석," *대한기계학회 논문집*, 제15권, 제1호, 1991, pp.163~168.
12. Duclous, R., Vincent, M. and Agassant, J.F., "Simulation of Compression Molding of Long-Glass-Fiber-Reinforced Thermoplastic Sheets", *Polymer Composites*, Vol.1, 1992, pp.30~37.
13. 이용식, 윤성기, "SMC 압축성형공정의 모델링 및 유한요소법을 이용한 열유동 해석," *대한기계학회 논문집*, 제18권, 제11호, 1994, pp.3084~3090.
14. 矢川元基, "流れと熱傳達の有限要素法入門", 培風館, 1980, pp.41~64.
15. Hojo, H., Yaguchi, H., Onodera, T., Kim, E.G., "Simulation of Compression Molding with Matrix-Fibre Separation and Fibre Orientation for Long Fibre-Reinforced Thermoplastics", *Int. Polym. Process.* Vol.4, 1988, pp.179~182.