

섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 인장점성과 전단점성을 고려한 유동해석

조선형* · 김이곤**

(1997년 5월 3일 접수)

Simulation of Compression Molding with Extensional & Shear Viscosity for Fiber-Reinforced Polymeric Composites

Seon-Hyung Jo and E-Gon Kim

Abstract

In recent years, compression molding of fiber-reinforced thermoplastics has been increased in commercial aspects. During a compression molding process of composites, the flow analysis must be developed in order to accurately predict the finished part properties as a function of the molding process parameters. In this paper, a new model is presented which can be used to predict the flow under consideration of the slip of mold-composites and extensional & shear viscosity of composites during compression molding of fiber reinforced thermoplastics for isothermal state. The composites is treated as an incompressible Newtonian fluid. And the effects of extensional & shear viscosity ratio M and slip parameter α on the mold filling parameters are discussed.

Key Words : Long Fiber-Reinforced Polymeric Composites, Compression Molding, Viscosity, Flow Analysis, F.E.A.

1. 서 론

섬유로 강화된 열가소성 플라스틱 복합재는 현재 항공기와 자동차의 경량화 추세에 힘입어 날로 그 용도의 확대가 기대되고 있는 소재이며, 모재인 플라스틱 용융점 전후의 온도로 가열하여 열간압축 성형하는 것이 일반적인 성형법이다. 이러한 소재는 모재의 점도가 열경화성 수지에 비하여 상당히 높은 열가소성 수지이고, 강화재인 섬유를 포함하고 있으므로 그 유동특성은 일반 수지단일체에 비교하여 복잡한 양상을 나타내게 된다. 섬유강화 복합재를

열간에서 압축하는 경우에는 금형-재료계면에서의 마찰에 의한 전단응력과 재료의 유동에 가장 많은 영향을 주는 인장응력이 존재한다. 이러한 현상에 대해서 Lee 등⁽¹⁾은 SMC재 내의 체적섬유 함유율과 전단점성을 함수로 하여 인장점성을 표현하였으며, Barone과 Caulk^(2,3)는 SMC재의 두께변화를 수반한 압축성형을 통하여 금형표면과 재료 사이에는 미끄럼이 존재하며 이를 지배하는 상수로 유체마찰계수를 제안하였고, 이 유체마찰계수를 도입하여 금형표면과 수지와의 미끄럼을 고려한 지배방정식으로 유동상태를 표현하였으며, Hojo 등⁽⁴⁾과 장수학 등⁽⁵⁾은 중공원형 평

* 대우공업전문대학 금형설계과

** 국민대학교 기계설계학과

판압축을 통해서 미끄럼 상태를 지배하는 상수에 대해 Barone 등이 구한 방법과는 별도로 구하였다. 그리고 조선형 등⁽⁶⁾은 이방성이 강한 한 방향 섬유강화 복합재에 대해 금형-재료계면의 마찰을 고려한 유동해석을 하였다.

그리고 Castro 등^(7,8)은 SMC재의 성형력과 압축속도를 변화시킨 비등온 상태의 압축성형을 통하여 인장응력과 전단응력에 기인하는 인장점성과 전단점성을 고려하여 유동상태를 표현하였다. 또한 이용식과 윤성기는⁽⁹⁾ Castro 등이 제안한 비등온 상태에서 인장점성과 전단점성을 고려하여 연속, 운동방정식의 해를 구하였으나 금형-재료계면의 마찰을 고려할 때에는 인장점성과 전단점성을 동일하게 하여 유동상태를 해석하였다. 그러나 실제의 압축성형 중에는 금형-재료간의 마찰이 항상 존재하며 이 마찰상태를 표현하는 미끄럼 지배상수에도 이러한 현상이 고려되어야 한다. 즉 섬유강화 플라스틱 복합재의 압축성형에 있어서 실제상황에 근접한 유동해석을 하기 위해서는 소재의 인장점성과 전단점성을 고려하고, 금형-재료계면의 마찰상태까지를 고려하여 해석을 해야 한다.

그러므로 본 연구에서는 등온상태에서 인장점성과 전단점성과의 비 M을 도입하고, 금형-재료계면의 마찰상태를 지배하는 미끄럼 지배상수 α 를 고려하여 연속, 운동량 방정식의 해를 구하였으며, 유동선단과 압력분포 등에 미치는 두 변수의 영향에 대하여 고찰을 하였다. 또한 소재의 유동특성으로 인하여 니트라인이 발생하는 현상을 수치적으로 해석을 하였고, 니트라인에 미치는 성형공정 변

수들의 영향에 대해서도 고찰한 결과를 보고한다.

2. 이 론

섬유강화 고분자 복합판을 Fig. 1과 같은 임의의 2차원 평판 압축성형에 대해서 고려한다. 비압축성 조건에 의하여 연속방정식은

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

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

$$u_{,x} + v_{,y} + \dot{h}/h = 0 \quad (2)$$

이 된다. 그리고 Euler의 운동 방정식은

$$\rho \frac{Dv_i}{Dt} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \rho f_i$$

이고, 재료의 비압축성을 고려하고 물체력과 관성력을 무시하면

$$-\sigma_{xx,x} - \tau_{xy,y} = 0 \quad (3)$$

$$-\tau_{xy,x} - \sigma_{yy,y} = 0 \quad (4)$$

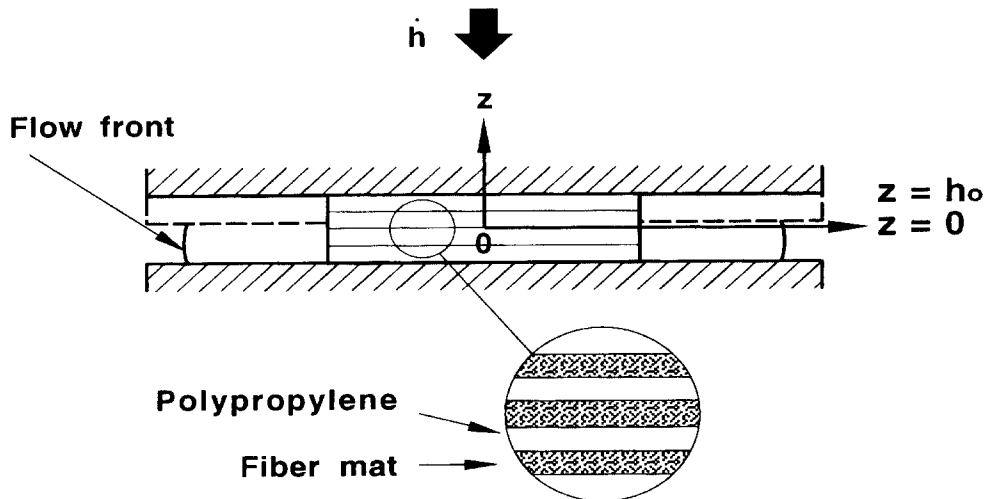


Fig. 1 Nomenclature for slab-shaped part press molding

이며, 점성을 고려한 경우에 등방성 뉴턴유체의 구성방정식은

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \lambda \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

로 표현할 수 있다. 여기서, v_i 는 유체속도, μ , λ 는 각각 제 1 점성계수, 제 2 점성계수이다. 또한 평균수직응력 $\sigma_{kk}/3$ 가, 체적변형률속도 $\partial v_k / \partial x_k$ 와 관계가 없을 때 두 점성계수의 관계는

$$3\lambda + 2\mu = 0$$

이 되고, 구성방정식은

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial v_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (6)$$

가 된다.

식 (6)에서 제 2점성계수가 포함되어 있는 두 번째 항은 재료의 비압축성을 고려하여 다시 쓰면

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

가 된다. 식 (7)을 운동방정식에 대입하고 윤활에 쓰이는 압축유동(lubricated squeezing flow)의 모델을 가정하여 $\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\partial v}{\partial z} = 0$ 의 가정을 사용하면

$$-p_{,x} + 2\mu u_{,xx} + \mu(u_{,yy} + v_{,yy}) + \rho f_x = 0 \quad (8)$$

$$-p_{,y} + \mu(u_{,xy} + v_{,xy}) + 2\mu v_{,yy} + \rho f_y = 0 \quad (9)$$

식 (8), (9)에서 인장응력과 전단응력에 기인하는 점성을 각각 μ_c , μ_s 라고 놓으면

$$-p_{,x} + 2\mu_c u_{,xx} + \mu_s(u_{,yy} + v_{,yy}) = 0 \quad (10.a)$$

$$-p_{,y} + \mu_s(u_{,xy} + v_{,xy}) + 2\mu_c v_{,yy} = 0 \quad (10.b)$$

식 (10)에서 인장점성 μ_c 와 전단점성 μ_s 의 비를 $M(= \mu_c / \mu_s)$ 이라고 하고 다시 정리하면

$$-p_{,x} + \mu_s \{2Mu_{,xx} + (u_{,yy} + v_{,yy})\} = 0 \quad (11.a)$$

$$-p_{,y} + \mu_s \{(u_{,xy} + v_{,xy}) + 2Mv_{,yy}\} = 0 \quad (11.b)$$

식 (2)와 식 (11)에 금형-재료계면의 미끄럼 항을 고려하고, 해석대상에 대한 경계조건을 대입하면 완전한 해를 구할 수 있는데, 계산과정의 간략화를 위해서 각각 무차원화된 특성값들을 정의하면 다음과 같다.

$$\bar{x} = \frac{x}{L}, \quad \bar{y} = \frac{y}{L}, \quad \bar{u} = \frac{\bar{dx}}{\bar{dt}}, \quad \bar{v} = \frac{\bar{dy}}{\bar{dt}}, \quad \frac{\bar{dt}}{\bar{dt}} = -\frac{\dot{h}}{h}, \quad (12)$$

$$\bar{i} = \log\left(\frac{h_0}{h(t)}\right), \quad \bar{P} = -\frac{ph}{2k_H h L^2}, \quad \alpha = \frac{\mu_s}{2k_H L^2}$$

식 (12)에서 k_H 는 유체마찰계수⁽²⁾이며, 연속방정식⁽²⁾ 및 운동방정식(11)을 무차원화된 구성방정식으로 표현하면 다음과 같이 된다.

$$\bar{u}_{,\bar{x}} + \bar{v}_{,\bar{y}} + 1 = 0 \quad (13)$$

$$-\bar{P}_{,\bar{x}} - \alpha \{2M\bar{u}_{,\bar{xx}} + (\bar{u}_{,\bar{yy}} + \bar{v}_{,\bar{yy}})\} + \bar{u} = 0 \quad (14)$$

$$-\bar{P}_{,\bar{y}} - \alpha \{(\bar{u}_{,\bar{xy}} + \bar{v}_{,\bar{xy}}) + 2M\bar{v}_{,\bar{yy}}\} + \bar{v} = 0 \quad (15)$$

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 유동선단을 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 초기충진 상태의 형상을 유지하면서 움직인다.

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

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

금형내 복합관 유동의 속도분포를 구하기 위해서는 식 (13), (14), (15)의 지배방정식을 유한요소법을 이용하여 해를 구하는 것으로 하였으며, 주어진 지배방정식을 Galerkin법⁽¹⁰⁾을 이용하여 가중잔차 방정식(Weighted residual equation)으로 바꾸면 다음과 같다.

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

$$-\int_S u_{,\bar{x}}^* \bar{P} dx dy - 2\alpha M \int_S u_{,\bar{x}}^* \bar{u}_{,\bar{x}} dx dy - \alpha \int_S u_{,\bar{x}}^* dx dy - \alpha \int_S u_{,\bar{x}}^* \bar{v}_{,\bar{x}} dx dy - \int_S u^* dx dy = 0 \quad (18)$$

$$-\int_S v_{,\bar{y}}^* \bar{P} dx dy - \alpha \int_S v_{,\bar{y}}^* \bar{u}_{,\bar{x}} dx dy - \alpha \int_S v_{,\bar{x}}^* \bar{v}_{,\bar{x}} dx dy - 2M \alpha \int_S v_{,\bar{y}}^* \bar{v}_{,\bar{y}} dx dy - \int_S v^* dx dy = 0 \quad (19)$$

그리고 이산화 방정식에 대한 보간함수와 가중함수는 속도인 경우 2차, 압력인 경우에는 1차인 방정식을 이용하였으며, 요소는 삼각형 2차 요소를 사용하였고 속도와 압력에 대한 보간함수 및 가중함수를 연속방정식과 운동방정식에 각각 대입하여 정리하면

$$P_\lambda^* \left\{ \int_S (\psi_\lambda \Phi_{\beta,\bar{x}}) dx dy u_\beta + \int_S (\psi_\lambda \Phi_{\beta,\bar{y}}) dx dy v_\beta + \int_S (\psi_\lambda) dx dy \right\} = 0 \quad (20)$$

$$u_\alpha^* \left\{ -2\alpha M \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy u_\beta + \alpha \int_S (\Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{y}}) dx dy u_\beta - \alpha \int_S (\Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}}) dx dy v_\beta - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy u_\beta - \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Psi_\lambda dx dy \bar{P}_\lambda \right\} = 0 \quad (21a)$$

$$v_\alpha^* \left\{ -\alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy v_\beta - \alpha \int_S (\Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{y}}) dx dy u_\beta - 2\alpha M \int_S (\Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}}) dx dy v_\beta - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy v_\beta - \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Psi_\lambda dx dy \bar{P}_\lambda \right\} = 0 \quad (21b)$$

식 (21)을 다시 쓰면

$$u_\alpha^* \left\{ \left[-2\alpha M \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy - \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \right] u_\beta - \left[\alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right] v_\beta - \left[\int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Psi_\lambda dx dy \right] \bar{P}_\lambda \right\} = 0 \quad (22a)$$

$$v_\alpha^* \left\{ \left[-\alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right] u_\beta - \left[\alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy + 2\alpha M \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy + \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \right] v_\beta - \left[\int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Psi_\lambda dx dy \right] \bar{P}_\lambda \right\} = 0 \quad (22b)$$

식 (20)과 식 (22)를 간단히 나타내면

$$P_\lambda^* \{ \mathbf{H}_{\lambda\beta} \bar{u}_\beta + \mathbf{H}_{\lambda\beta} \bar{v}_\beta + \mathbf{I}_\lambda \} = 0 \quad (23)$$

$$u_\alpha^* \{ -(2\alpha M \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + \alpha \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{y}} + \mathbf{T}_{\alpha\beta}) \bar{u}_\beta - \alpha \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} \bar{v}_\beta - \mathbf{H}_{\lambda\alpha} \bar{P}_\lambda \} = 0 \quad (24)$$

$$v_\alpha^* \{ -\alpha \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{x}} \bar{u}_\beta - (\alpha \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + 2\alpha M \mathbf{M}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + \mathbf{T}_{\alpha\beta}) \bar{v}_\beta - \mathbf{H}_{\lambda\alpha} \bar{P}_\lambda \} = 0 \quad (25)$$

이산화된 연속방정식, 운동방정식을 행렬식으로 나타내면

$$\begin{bmatrix} \mathbf{S}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} & \mathbf{S}_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{y}} & -\mathbf{H}_{\lambda\alpha} \bar{x} & 0 \\ \mathbf{S}_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{x}} & \mathbf{S}_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} & -\mathbf{H}_{\lambda\alpha} \bar{y} & 0 \\ \mathbf{H}_{\lambda\beta} \bar{x} & \mathbf{H}_{\lambda\beta} \bar{y} & 0 & \mathbf{I}_\lambda \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \bar{u}_\beta \\ \bar{v}_\beta \\ \bar{P}_\lambda \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (26)$$

식 (26)을 전체 해석계에 대한 유한요소 방정식에 경계조건식을 대입하여 해를 구하면 유속과 압력을 구할 수 있다.

유동해석을 하기 위한 재료의 형상은 유동모델의 검증에 위하여 변의 길이가 같은 정사각형 평판으로 하였으며, 해석대상은 x, y에 대칭이므로 전체의 1/4만 해석대상으로 하였다. 어떤 시간에 대해서, 정지한 상태에서 식 (13) 및 식 (14), (15)를 연립해서 풀어 \bar{u} , \bar{v} 및 \bar{P} 를 구하고 \bar{u} , \bar{v} 로 부터 u , v 를 구한다(식(16) 참조). x, y 방향의 속도 u 및 v 에 시간간격을 곱해서 각 점점의 이동거리로 하고, 전 단계의 점점을 더해서 다음 단계의 좌표로 한다. 성형이 완료될 때 까지 위의 단계를 반복한다.

3. 해석결과 및 고찰

Fig. 2 (a)~(c)는 각 변의 길이가 같은 정사각형 평판인 경우, 압축비 0.52, 압축속도 22 mm/sec로 압축성형하였을 때 인장점성 μ_c 와 전단점성 μ_s 의 비 M 및 미끄럼지배상수 α 의 변화에 따라 해석한 후 유동선단의 모양을 나타낸 것이다. 이들 그림에서 동일한 α 인 경우, 점성비 M이 3~10까지는 거의 유사한 유동현상을 나타내는데 이것은 Castro 등⁽²⁾이 실험을 통하여 밝혀낸 바와같이 인장점성 μ_c 는 전단점성 μ_s 에 비하여 상당히 큰 값을 나타내고 있다고 한 내용과 일치함을 알 수 있다. 그러나 M값이 증가함에 따라서 원형으로 퍼지기 보다는 재료의 초기형상과 유사한 모서리가 있는 형태를 유지하면서 유동선단이 형성되고 있음을 알 수 있다. 그리고 α 가 증가함에

섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 인장점성과 전단점성을 고려한 유동해석

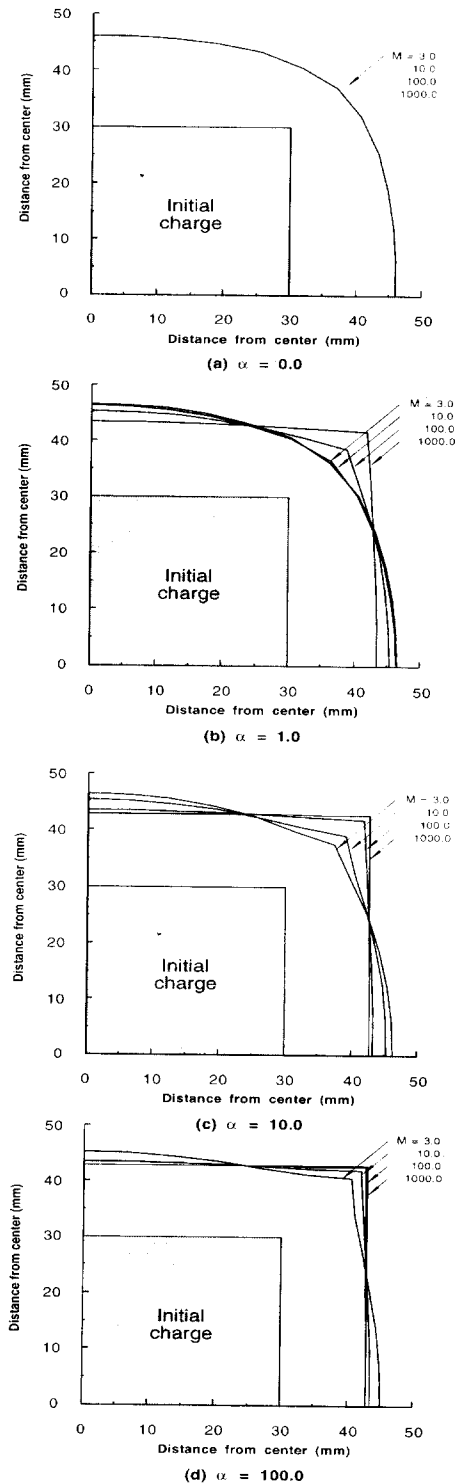


Fig. 2 Effects of the extensional and shear viscosity ratio M on shapes of flow fronts for square

따라서 미끄럼이 지배하는 상태로 되기 때문에 성형초기의 재료형상을 유지하며 유동선단이 형성되고 α 와 M 이 증가함에 따라서 유동선단은 사각형의 형태로만 형성되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3 (a)~(c)는 식 (12)에서 정의한 무차원 압력 \bar{p} 의 분포를 성형품의 중심에서 유동선단까지 나타낸 것

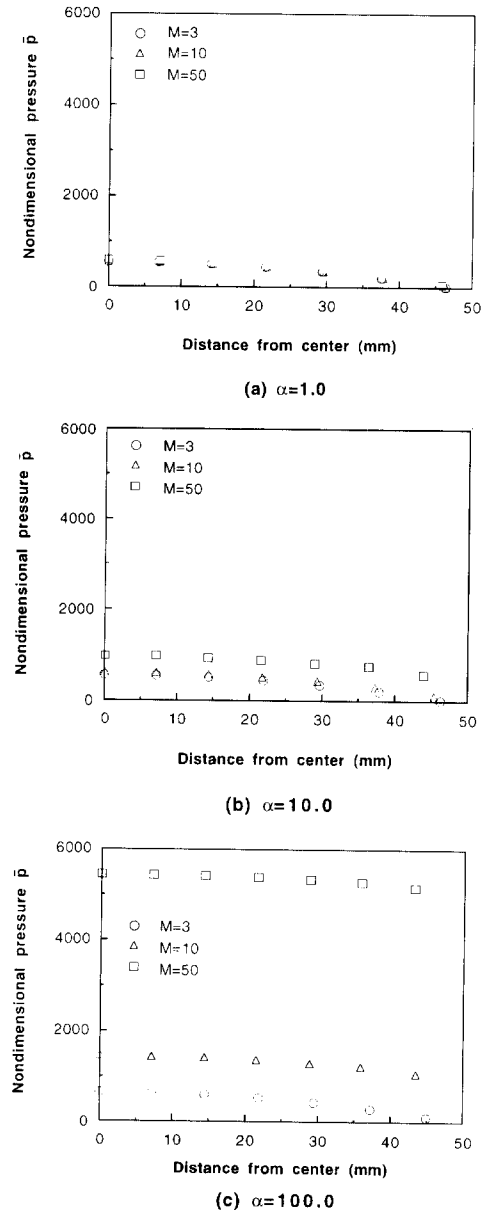
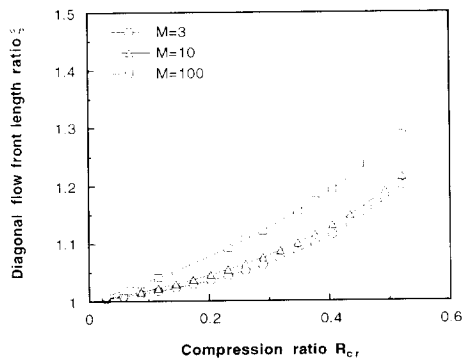
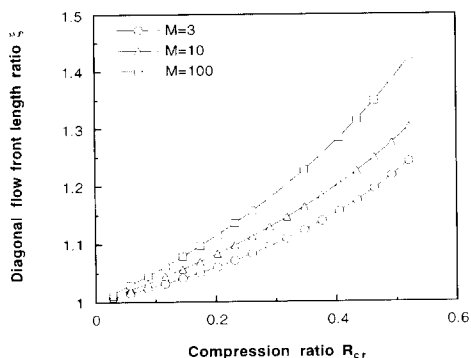


Fig. 3 Nondimensional pressure \bar{p} distribution in a square charge of Newtonian fluid ($R_{cr} = 0.52$)

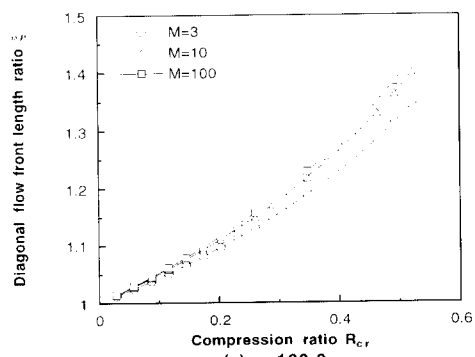
이다. 동일한 α 값인 경우 무차원 압력 \bar{P} 는 성형품의 중심에서 멀어질 수록 감소하는 것과 점성비 M 이 증가됨에 따라서 \bar{P} 는 증가함도 알 수 있다. 이것은 \bar{P} 가 유체마찰 계수 k_H 를 포함하고 있고, α 는 μ_r 와 M 을 포함하고 있으므로 동일한 μ_r 인 경우 α 와 M 이 커짐에 따라서 성형품의 무차원 압력 \bar{P} 는 증가하고 있음을 알 수 있다. Fig.



(a) $\alpha=1.0$

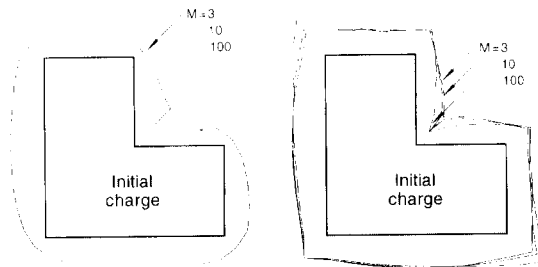


(b) $\alpha=10.0$

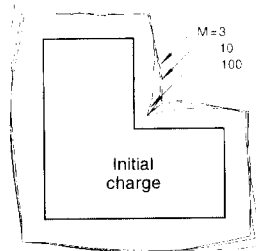


(c) $\alpha=100.0$

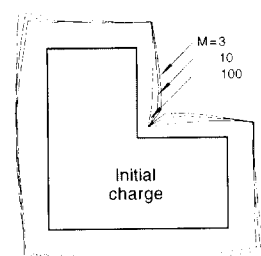
Fig. 4 Effect of compression ratio R_{cr} on diagonal flow front length ratio



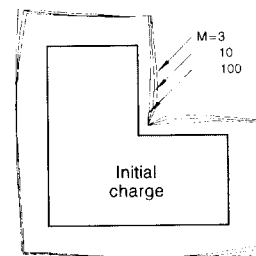
(a) $\alpha = 0.0$



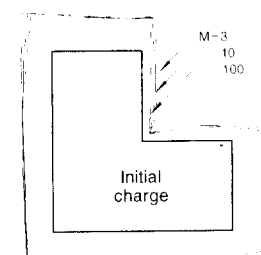
(b) $\alpha = 1.0$



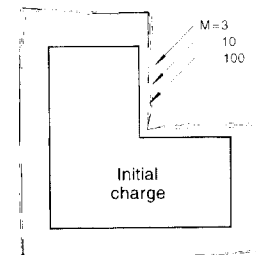
(c) $\alpha = 2.0$



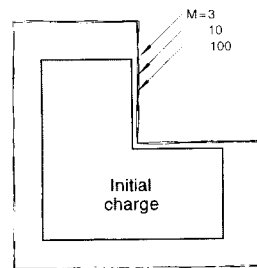
(d) $\alpha = 4.0$



(e) $\alpha = 8.0$



(f) $\alpha = 10.0$



(g) $\alpha = 100.0$

Fig. 5 Effects of the extensional and shear viscosity ratio M on knit-line formulation in a L-shaped charge

2에서 성형전 초기형상의 대각선 길이와 압축성형된 성형품의 대각선 길이와의 비 ξ 에 미치는 α 와 M의 영향을 압축비 R_{cr} 의 함수로 나타내면 Fig. 4의 (a)~(c)와 같다. 이 그림에서 성형품의 압축비 R_{cr} 이 증가하면 할수록 유동선단의 대각선 길이비 ξ 가 증가하는 것은 어느 경우이나 동일한 현상이다. 그리고 α 와 M의 영향을 살펴보면 α 가 동일한 경우 M이 증가할 수록 유동선단은 사각형의 형상으로 되기 때문에 대각선 길이비 ξ 도 증가하며, 그러한 현상은 α 와 M이 커질 수록 ξ 의 변화는 급경사를 이루며 증가하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5 (a)~(g)는 형상이 L자 모양인 성형품인 경우, 금형-재료간의 미끄럼 지배상수 α 와 인장점성과 전단점성의 비 M의 변화에 대한 니트라인의 형성상태를 나타내는 그림이다. 이들 그림에서 $\alpha=0$ 인 경우에는 Fig. 2와 같이 인장점성과 전단점성의 비 M의 변화에 관계없는 유동선단이 형성되기 때문에 니트라인의 생성도 M의 변화에 영향을 받지 않고 있음을 알 수 있다. 그리고 이들 그림에서 니트라인이 발생하는 조건은 인장점성과 전단점성의 비 M보다는 미끄럼 지배상수 α 의 영향을 지배적으로 받고 있고 그 범위는 0과 1사이 에 있음을 알 수 있으며, α 값이 1을 초과하여 2, 4, 8, 10, 100까지인 경우 즉 유체마찰 보다는 전단점성 μ_s 가 더 큰 경우 즉 미끄럼이 지배하는 유동상태인 경우에는 성형품의 초기형상을 유지하면서 유동선단이 이루어지기 때문에 니트라인이 생기지 않는 결과를 초래하게 된다.

Fig. 6은 인장점성과 전단점성의 비 M=1인 경우로 고정하고 미끄럼 지배상수 $\alpha=0.015, 0.062, 0.25$ 로 변화시켰을 때 니트라인 길이비 λ (= 니트라인 길이/초기

대각선 길이)에 미치는 압축비 R_{cr} 의 영향을 나타낸 그림이다. 이 그림에서 α 값이 0.015인 경우와 0.25인 경우에 대해서 살펴보면 식 (12)에서 α 안에는 μ_s 가 포함되어 있고, M=1인 경우에는 μ_c 와 μ_s 가 동일한 상태이므로 α 값이 작게 되면 유체마찰계수 k_H 가 큰 경우이므로 α 값이 0.25인 경우보다는 비교적 적은 압축비에 대해서도 니트라인이 생성됨을 알 수 있다. 또한 식 (12)에서 α 가 커지면 유체마찰이 적어지므로 미끄럼이 지배하는 유동상태로 되고 α 가 커지면 μ_s 도 커지며 이에 따라서 동일한 M값인 경우에는 μ_c 가 적어지는 결과를 초래한다. 즉, 인장점성과 전단점성의 비 M을 고정시키고 α 를 변화시켰을 때 α 가 커짐에 따라서 전단점성 μ_s 가 커지고 이에 따라서 미끄럼이 지배하는 유동상태로 된다. 이러한 현상은 α 가 커짐에 따라서 그 정도가 증가하기 때문에 성형초기의 형상을 유지하게 되고 또한 성형중의 유동선단이 서로 겹치는 정도를 나타내는 니트라인 길이비 λ 도 증가하는 현상을 나타나게 됨을 알 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 섬유강화 고분자 복합판을 열간에서 압축성형을 하는 경우 재료의 인장점성 μ_c 와 전단점성 μ_s 의 비 M과 금형-재료간의 미끄럼을 고려한 해석기법을 확립하였다. 이 해석모델의 경우 유동선단과 무차원 압력 분포 등의 성형인자에 미치는 지배적인 인자는 점성비 M과 미끄럼 지배상수 α 임을 알 수 있었다. 또한 니트라인이 발생하는 α 의 범위는 0과 1사이 에 있으며, 점성비 M이 일정한 경우 α 값이 작으면 비교적 적은 압축비에서도 니트라인이 발생하고, α 가 커짐에 따라서 니트라인의 길이비 λ 는 증가함을 알 수 있었으며, 이 해석모델의 보다 정확한 검증을 위해서는 실험에 의해서 금형-재료계면의 미끄럼 상수 α 및 점성비 M의 측정이 이루어져야 할 것이다. 또한 비평면 캐비티와 같이 복잡한 형상을 갖는 3차원 유동장 내에서의 온도, 섬유함유율, 섬유배향 및 니들펀칭을 통한 섬유구조 변화 등의 영향을 고려한 복합재의 유동 모델 개발에 대한 연구가 이루어져야 한다고 생각한다.

후 기

본 연구는 정밀정형 및 금형가공 연구센터의 지원에 의하여 연구되었으며 한국과학재단(KOSEF)의 연구비 지원에 감사드립니다.

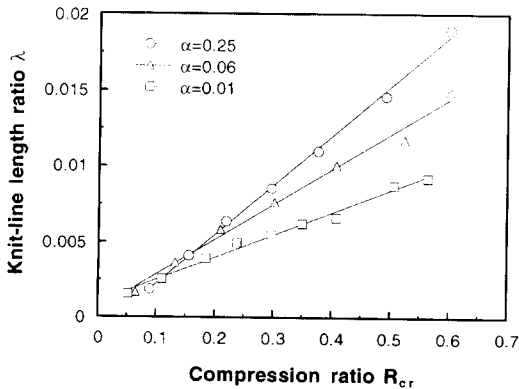


Fig. 6 Knit-line length ratio λ as a function of Rcr for various α in case of L-shaped charge

참고문헌

- (1) Lee, L. J., Marker, L. F. and Griffith, R. M., 1981, "The Rheology and Flow of Polyester Sheet Molding", J. Polymer Composite, Vol. 2, No. 4, pp.209 ~ 218.
- (2) Barone, M. R. and Caulk, D. A., 1986, "A Model for the Flow of a Chopped Fiber Reinforced Polymer Compound in Compression Molding", J. Applied Mechanics, Vol. 53, pp.361 ~ 371.
- (3) Barone, M. R. and Caulk, D. A., 1985, "Kinematics of Flow in Sheet Molding Compound", Polymer Composites, Vol. 6, pp.105 ~ 109.
- (4) Hojo, H., Kim, E. G., Onodera, T., Yaguchi, H., Kim, S. H., Koshimoto, M., 1989, "Position of Neutral Surface during Hollow Disk Compression Molding of Long Fibre -Reinforced Thermoplastics", Int. Polym. Process. Vol. 4, pp.179 ~ 182.
- (5) 장수학, 김석호, 백남주, 김이곤, 1991, "섬유강화 고분자 복합판의 압축성형에 있어서 금형-재료계면의 미끄럼을 고려한 유동해석", 대한기계학회 논문집, 제15권, 제1호, pp.163 ~ 168.
- (6) 조선형, 임영호, 김이곤, 1996, "섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 이방성을 고려한 유동해석", 한국복합재료학회지, 제9권, 제1호, pp.1 ~ 9.
- (7) Castro, J. M. and Griffith, R. M., 1989, "Sheet Molding Compound Compression Molding Flow", Polymer Eng. and Sci., Vol. 29, No. 10, pp.632 ~ 638.
- (8) Castro, J. M. and Tomlinson, G., 1990, "Predicting Molding Forces in SMC Compression Molding," Polymer Eng. and Sci., Vol. 30, No. 24, pp.1568 ~ 1573.
- (9) 이응식, 윤성기, 1994, "SMC 압축성형공정의 모델링 및 유한요소법을 이용한 열유동 해석", 대한기계학회 논문집, 제18권, 제11호, pp.3084 ~ 3090.
- (10) 矢川元基, 1980, "流れと熱傳達の有限要素法入門", 培風館, pp.41 ~ 64.