

# 장섬유강화 고분자 복합판의 프레스 성형에 있어서 니트라인에 관한 연구

조선형\*, 이국웅\*, 안종윤\*\*, 윤성운\*\*

## A Study on the Knite line for Press Molding of Long Fiber Reinforced Polymeric Composites

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

### Abstract

In recent years, compression molding of long fiber-reinforced thermoplastics has been increased in commercial aspects. In the process of compression molding 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 model FRTP is assumed to be nonisothermal fluid, which has different viscosities in extensional and in shear. For verification of the model, the formation of a knit line in the L-shaped parts is compared with that of experiments results. In this paper we will discuss the effects of extensional & shear viscosity ratio  $\zeta$  and slip parameter  $\alpha$  on the other mold filling parameters

**Key Words :** Long Fiber Reinforced Polymeric Composites(장섬유강화 고분자 복합재), Compression molding(압축성형), Knite line(니트라인), Ratio of Viscosity(점성비), F.E.A.(유한요소해석)

## 1. 서 론

복합재의 성형법 중에서 고온 압축성형은 재료를 용점 이상으로 가열함으로써 분자간의 힘을 약하게 하여 변형 저항을 적게 한 상태(용융)로 부형한 후 냉각시키는 방법이다. 이 때의 재료는 금형내에서 유동하기 때문에 성형품의 두께에 상당한 변화를 줄 수가 있다. 이 성형법은 또 복잡한 형상으로 성형이 가능하여 생산성이 높고, 생산 비용도 낮다. 따라서 그 성형품은 강판 프레스 성형품을 대

신해서 항공기나 자동차와 같은 수송기계 및 각종 산업기계 등의 구조부재로 사용되고 있고 앞으로도 그 이용범위는 계속 넓어 질 것이다.

프레스 가공용 유리섬유 강화 열가소성 플라스틱 복합재료인 스탬퍼블 시이트(Stampable sheet)의 성형법도 고온 압축성형의 하나이다. 스탬퍼블 시이트는 유리섬유 매트에 모재인 플라스틱이 함침되어 있는 상태에서 시이트 모양의 2차 제품으로서 시판되고 있다. 이것을 예열하여 가압하고, 금형내에서 모재 및 유리섬유를 유동시켜 성형

\* 동서대학교 기계공학부(shjo@haksan.dsc.ac.kr)

\*\* 조선대학교 기계공학부

품을 얻는 것이다.

용융수지의 유동성이 불충분하거나 유동부분에 공기 또는 이물질이 혼재되어 있는 경우, 그리고 용융수지가 합류하는 부분에서 니트라인이 발생한다. 그리고 강화재인 섬유와 모재의 유동속도 차이에 의하여 니트라인이 발생한 부분에서는 강화재인 섬유의 함유율이 떨어지므로 강도 역시 현저하게 저하한다. 따라서 니트라인의 방지를 위하여 재료의 충전상태나 성형조건의 결정 및 금형내 재료의 유동상태를 파악해 두는 것은 우수한 성형품을 얻는데 있어서 매우 중요하다.

섬유강화 플라스틱 복합재를 열간에서 압축성형 하는 경우에는 resin reach 현상과 니트라인에 의해서 강도저하, 휨, 비틀림 현상이 발생된다. 이러한 문제점들을 해결하기 위해서는 Charge pattern이나 성형조건 및 성형중의 재료 거동을 충분히 파악 할 필요가 있다.

지금까지 니트라인에 관한 연구로 Hasegawa 등<sup>(1,2)</sup>은 BMC사출성형에 있어서 니트라인의 형성기구에 관한 연구를 하였으며, Hirai 등<sup>(3,4)</sup>은 리브성형에 있어서 니트라인에 대한 예측을 하였고, Barone과 Osswald<sup>(5)</sup>는 압축성형에 있어서 경계요소법을 이용하여 SMC재의 유동상태와 니트라인 등에 관한 해석을 하였다. 그리고 섬유강화 복합재를 열간에서 압축하는 경우에는 금형-재료계면에서의 마찰에 의한 전단응력과 재료의 유동에 가장 많은 영향을 주는 인장응력이 존재한다. 이러한 현상에 대해서 Lee 등<sup>(6)</sup>은 SMC재내의 체적섬유 함유율과 전단점성을 함수로 하여 인장점성을 표현하였으며, Castro 등<sup>(7,8)</sup>은 SMC재의 성형력과 압축속도를 변화시킨 비등온 상태의 압축성형을 통하여 인장응력과 전단응력에 기인하는 인장점성과 전단점성을 고려하여 유동상태를 표현하였다. 또한 이용식 등<sup>(9)</sup>은 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 마찰은 항상 존재하며 이 마찰상태를 표현하는 미끄럼 지배상수에도 이러한 현상이 고려되어야 한다.

그러나 성형품내에서 발생하는 니트라인의 양상을 Soft X-ray 사진 등의 방법을 이용하여 실험적으로 파악하고 이론적인 유동해석 결과를 검증한 연구 결과는 아직 없는 상태이다. 그러므로 본 연구에서는 등온상태에서 인장점성과 전단점성과의 비  $\zeta$ 를 도입하고, 금형-재료계면의 마찰상태를 지배하는 미끄럼 지배상수  $\alpha$ 를 고려하여 연속, 운동

량 방정식의 해를 구한 후, 유동선단과 니트라인, 압력분포 등의 성형인자에 미치는 두 변수에 대하여 고찰하였다.

## 2. 점성비를 고려한 유동해석

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

$$u_{,x} + v_{,y} + w_{,z} = 0 \tag{1}$$

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

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

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

$$-\sigma_{xx,x} - \tau_{xy,y} = 0 \tag{3}$$

$$-\tau_{xy,x} - \sigma_{yy,y} = 0 \tag{4}$$

이며, 점성을 고려한 경우에 등방성 뉴턴유체의 구성방정식은

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

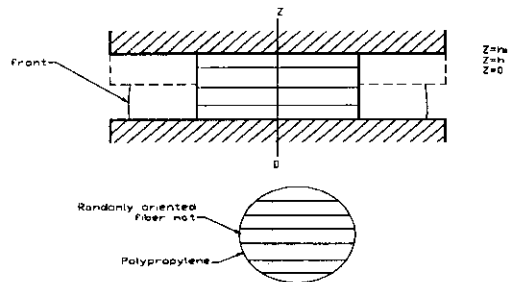


Fig. 1 Nomenclature for slab-shaped part press molding

로 표현할 수 있다. 여기서,  $v_i$ 는 유체속도,  $\mu$ ,  $\lambda$ 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

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial v}{\partial z} = 0 \text{의 가정을 사용하면}$$

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

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

가 된다. 식 (8), (9)에서 인장응력과 전단응력에 기인하는 점성을 각각  $\mu_e$ ,  $\mu_s$ 라고 놓으면

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

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

식 (10)에서 인장점성  $\mu_e$ 와 전단점성  $\mu_s$ 의 비를  $\zeta (= \mu_e / \mu_s)$ 이라고 하고 다시 정리하면

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

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

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.

$$\begin{aligned} \bar{x} &= \frac{x}{L}, \quad \bar{y} = \frac{y}{L}, \quad \bar{u} = \frac{\bar{dx}}{\bar{dt}}, \quad \bar{v} = \frac{\bar{dy}}{\bar{dt}}, \quad \frac{\bar{dt}}{\bar{dt}} = -\frac{\dot{h}}{h}, \\ \bar{i} &= \log\left(\frac{h_0}{h(t)}\right), \quad \bar{P} = -\frac{ph}{2k_H h L^2}, \quad \alpha = \frac{\mu_s}{2k_H L^2} \end{aligned} \quad (12)$$

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

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

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

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

금형-재료 계면의 미끄럼을 지배하는 무차원 상수  $\alpha$ 는 속도장에 의해서 결정되어지며, 그 범위는 0에서  $\infty$  사이에 있다.  $\alpha$ 가 0인 경우는 단순확장 흐름, 즉 일반화된 Hele-Shaw 모델과 동일한 유동선단을 나타내게 되고,  $\alpha$ 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)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 복합판 유동의 속도분포를 구하기 위해서는 식 (13), (14), (15)의 지배방정식을 유한요소법을 이용하여 해를 구하는 것으로 하였으며, 주어진 지배방정식을 Galerkin법을 이용하여 가중잔차 방정식(Weighted residual equation)<sup>(10)</sup>으로 바꾸면 다음과 같다.

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

$$\begin{aligned} & - \int_S u'_{,\bar{x}} \bar{P} \bar{dx} \bar{dy} - 2\alpha \int_S u'_{,\bar{x}} \bar{u}_{,\bar{x}} \bar{dx} \bar{dy} - \alpha \int_S u'_{,\bar{y}} \bar{u}_{,\bar{y}} \bar{dx} \bar{dy} \\ & - \alpha \int_S u'_{,\bar{x}} \bar{v}_{,\bar{x}} \bar{dx} \bar{dy} - \int_S u' \bar{u} \bar{dx} \bar{dy} = 0 \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned}
 & -\int_S v'_{,\bar{y}} \bar{P} dx dy - \alpha \int_S v'_{,\bar{x}} \bar{u}_{,\bar{y}} dx dy - \alpha \int_S v'_{,\bar{x}} \bar{v}_{,\bar{y}} dx dy \\
 & - 2\zeta \alpha \int_S v'_{,\bar{y}} \bar{v}_{,\bar{y}} dx dy - \int_S v' \bar{u} dx dy = 0
 \end{aligned} \tag{19}$$

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

$$\begin{aligned}
 & P_\lambda^* \left\{ \int_S (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,\bar{x}}) dx dy \bar{u}_\beta \right. \\
 & + \int_S (\Psi_\lambda \Phi_{\beta,\bar{y}}) dx dy \bar{v}_\beta \\
 & \left. + \int_S (\Psi_\lambda) dx dy \right\} = 0
 \end{aligned} \tag{20}$$

$$\begin{aligned}
 & u_\alpha^* \left\{ -2\alpha\zeta \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \bar{u}_\beta \right. \\
 & - \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy \bar{u}_\beta \\
 & - \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \bar{v}_\beta \\
 & - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \bar{u}_\beta \\
 & \left. - \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_\lambda dx dy \bar{P}_\lambda \right\} = 0
 \end{aligned} \tag{21a}$$

$$\begin{aligned}
 & v_\alpha^* \left\{ -\alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \bar{v}_\beta \right. \\
 & - \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy \bar{v}_\beta \\
 & - 2\alpha\zeta \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy \bar{v}_\beta \\
 & - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \bar{v}_\beta \\
 & \left. - \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Psi_\lambda dx dy \bar{P}_\lambda \right\} = 0
 \end{aligned} \tag{21b}$$

식 (21)을 다시 쓰면

$$\begin{aligned}
 & u_\alpha^* \left[ \left\{ -2\alpha\zeta \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right. \right. \\
 & - \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy \\
 & \left. \left. - \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \right\} \bar{u}_\beta \right. \\
 & - \left\{ \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right\} \bar{v}_\beta \\
 & \left. - \left\{ \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Psi_\lambda dx dy \right\} \bar{P}_\lambda \right] = 0
 \end{aligned} \tag{22a}$$

$$\begin{aligned}
 & v_\alpha^* \left[ - \left\{ \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right\} \bar{u}_\beta \right. \\
 & - \left\{ \alpha \int_S \Phi_{\alpha,\bar{x}} \Phi_{\beta,\bar{x}} dx dy \right. \\
 & + 2\alpha\zeta \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Phi_{\beta,\bar{y}} dx dy \\
 & \left. + \int_S \Phi_\alpha \Phi_\beta dx dy \right\} \bar{v}_\beta \\
 & \left. - \left\{ \int_S \Phi_{\alpha,\bar{y}} \Psi_\lambda dx dy \right\} \bar{P}_\lambda \right] = 0
 \end{aligned} \tag{22b}$$

식 (20)과 식 (22)를 간단히 나타내면

$$P_\lambda^* \left\{ H_{\lambda\beta}^{\bar{x}} \bar{u}_\beta + H_{\lambda\beta}^{\bar{y}} \bar{v}_\beta + I_\lambda \right\} = 0 \tag{23}$$

$$\begin{aligned}
 & u_\alpha^* \left\{ -(2\alpha\zeta M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + \alpha\zeta M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + T_{\alpha\beta}) \bar{u}_\beta \right. \\
 & \left. - \alpha M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} \bar{v}_\beta - H_{\lambda\alpha}^{\bar{x}} \bar{P}_\lambda \right\} = 0
 \end{aligned} \tag{24}$$

$$\begin{aligned}
 & v_\alpha^* \left\{ -\alpha M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{x}} \bar{u}_\beta - (\alpha M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + 2\alpha\zeta M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} \right. \\
 & \left. + T_{\alpha\beta}) \bar{v}_\beta - H_{\lambda\alpha}^{\bar{y}} \bar{P}_\lambda \right\} = 0
 \end{aligned} \tag{25}$$

가 된다.

이산화된 연속방정식, 운동방정식을 행렬식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} S_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} & S_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{y}} & -H_{\lambda\alpha}^{\bar{x}} & 0 \\ S_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{y}} & S_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} & -H_{\lambda\alpha}^{\bar{y}} & 0 \\ H_{\lambda\beta}^{\bar{x}} & H_{\lambda\beta}^{\bar{y}} & 0 & I_{\lambda} \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \bar{u}_{\beta} \\ \bar{v}_{\beta} \\ \bar{P}_{\lambda} \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (26)$$

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

유동해석을 하기 위한 재료의 형상은 유동모델의 검증을 위하여 변의 길이가 같은 정사각형평판으로 하였으며, 해석대상은 x, y에 대칭이므로 전체의 1/4만 대상으로 하였다. 어떤 시간에 대해서, 정지한 상태에서 식 (13) 및 식 (14), (15)를 연립해서 풀어  $\bar{u}$ ,  $\bar{v}$  및  $\bar{P}$ 를 구하고  $\bar{u}$ ,  $\bar{v}$ 로부터  $u$ ,  $v$ 를 구한다(식(16) 참조). x, y 방향의 속도  $u$  및  $v$ 에 시간간격을 곱해서 각 절점의 이동거리로 하고, 전 단계의 절점을 더해서 다음 단계의 좌표로 한다. 성형이 완료될 때까지 위의 단계를 반복한다.

### 3. 실험

유동선단과 니트라인의 생성과정에 대한 실험과 이론해석 결과를 비교하기 위하여 실험에 사용한 복합판은 모재가 폴리프로필렌이고, 강화재는 무배향으로 강화된 장섬유 매트이며, 섬유함유율은 40wt%이다. 성형전의 복합판의 크기는 70mm×70mm에서 가로×세로가 40mm인 부

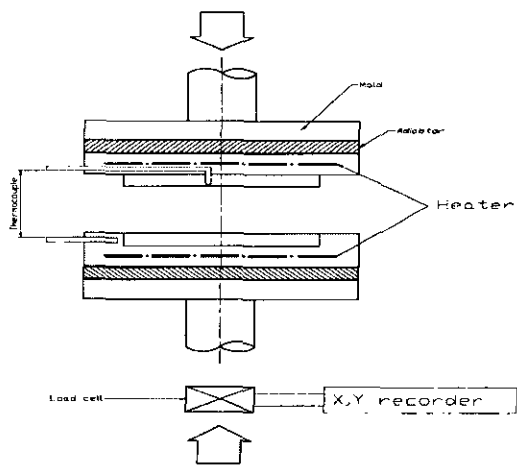


Fig. 2 Schematic diagram of the experimental apparatus

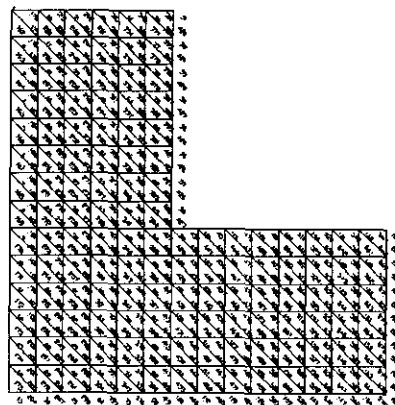


Fig. 3 Initial specimen geometry used in simulation

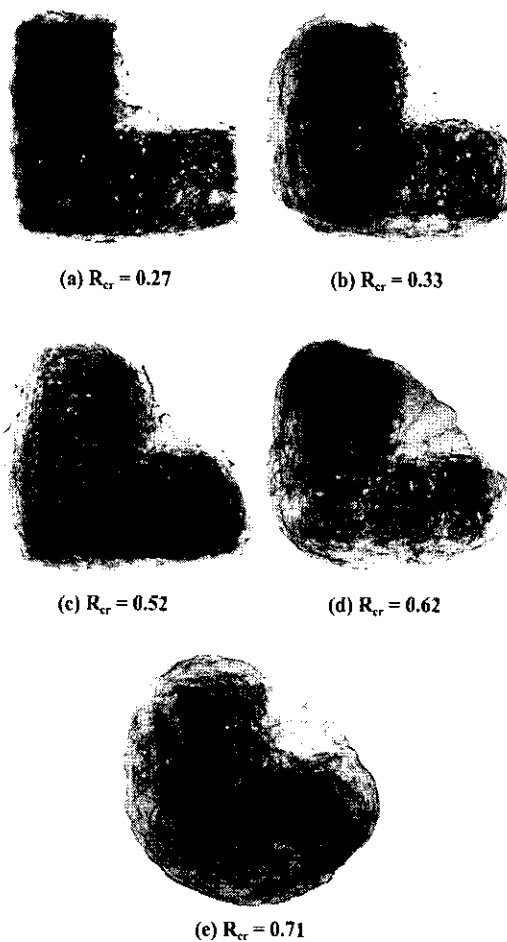


Fig. 4 Soft X-ray photography of compression molded products



Fig. 5 Comparison between theoretical and experimental results for flow fronts

분을 제거한 L자 모양의 평판이고, 초기두께는 3.8mm이며, 소재는 시판인 것을 사용하였다(x시이트). 시험편을 가열용 전기로(온도:200℃)에서 약 20분간 가열하여 Fig. 2와 같은 캐비티를 갖는 금형에 충전한 후 50ton 용량의 유압프레스를 이용하여 압축성형을 하였다.

#### 4. 결과 및 고찰

Fig. 3은 유한요소해석에 이용한 시험편의 형상을 나타낸 그림이다. 사용한 요소는 3각형 2차요소를 이용하였으며, 3각형 요소수는 264개, 1, 2차 절점은 각각 161, 585개이다.

Fig 4 (a)~(e)는 압축비  $R_{cr}$ 이 각각 0.27, 0.33, 0.52, 0.62, 0.71인 성형품에 대한 Soft X-ray사진을 나타낸 그림이다. 이들 그림에서 압축비가 증가될수록 니트라인이 발생하는 성형품 안쪽부분에서의 합류부분이 많아지게 됨을 쉽게 알 수 있으며, 압축비가 가장 적은  $R_{cr}=0.27$ 인 경우의 니트라인 발생부분을 육안으로도 관찰할 수 있다. 그러나 압축비가 증가되어  $R_{cr}=0.52$ 이상으로 되면 합류부분이 더욱 많아지기 때문에 Soft x-ray사진상으로는 구별하기 어렵다. 그래서 본 연구에서는 성형하기 전 성형품의 안쪽부분에 페인트를 칠한 후 니트라인의 발생위치를 파악하였다.

이들 그림으로부터 섬유로 강화된 복합재의 압축성형에 있어서는 성형품의 압축비가 지나치게 커지면 강화재인 섬유와 모재인 폴리프로필렌의 분리현상이 증가하여 섬유사이에 있던 모재만 빠져 나가는 현상이 두드러지기 때

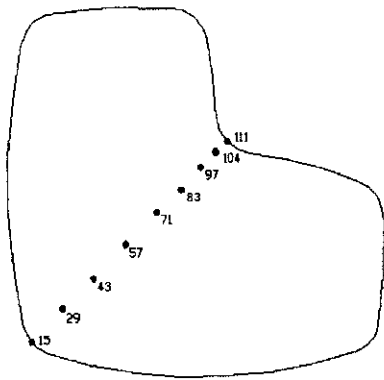


Fig. 6 Measurement points of dimensionless pressure  $\bar{p}$  in a L-shaped charge.

문에 압축비는 성형품의 총 두께에 대해서 50%를 넘지 않는 것이 바람직하다고 생각한다.

Fig. 5 (a)~(d)는 니트라인에 대한 실험결과와 유한요소 해석한 결과를 나타낸 것이다. 니트라인을 포함한 유동선단의 비교에 있어서는, 각 압축비별로 압축성형된 성형품의 니트라인과 유동선단을 파악하여 그린 다음, 각각의 미끄럼 지배상수  $\alpha$ 와 점도비  $\zeta$ 별로 해석한 결과를 비교하는 것으로 하였다.

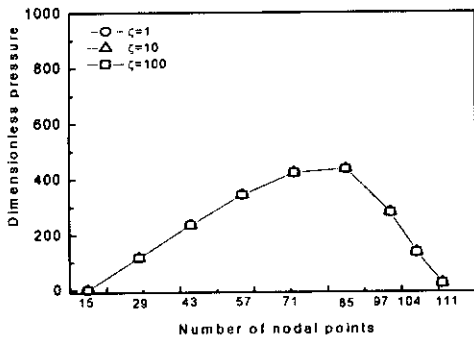
이들 그림에서 미끄럼 지배상수  $\alpha$ 의 영향을 살펴보면, GHS유동모델과 동일한  $\alpha=0$ 인 경우보다는  $\alpha=1$ 인 상태, 즉 점성보다는 마찰이 지배하는 유동상태인 경우가 니트라인의 길이가 더 길게 나타나고 있음을 알 수 있다.

점성비  $\zeta$ 의 영향을 살펴보면, 인장점성과 전단점성의 비  $\zeta$ 를 고정시키고  $\alpha$ 를 변화시켰을 때  $\alpha$ 가 커짐에 따라서 전단점성  $\mu_s$ 가 커지고 이에 따라서 미끄럼이 지배하는 유동상태로 된다. 이러한 현상은  $\alpha$ 가 커짐에 따라서 그 정도가 증가하기 때문에 성형초기의 형상을 유지하게 되고 또한 성형중의 유동선단이 서로 겹치는 정도를 나타내는 니트라인 길이가 증가하는 현상을 나타나게 됨을 알 수 있다.

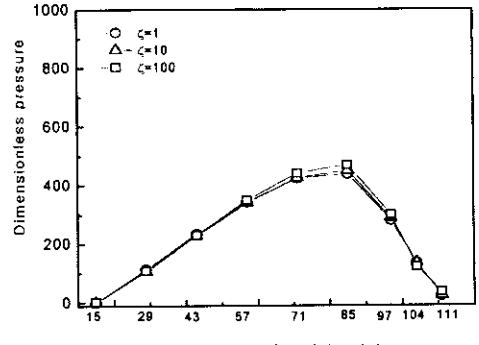
Fig. 6은 성형이 완료된 후에 니트라인이 발생하는 위치의 연장선상에 있는 1차 절점 15, 29, 43, 57, 71, 85, 97, 104, 111에 대한 식 (12)에서 무차원 압력  $\bar{p}$ 의 측정위치를 나타낸 것이다.

Fig. 7 (a)~(d)는 금형과 재료사이의 미끄럼을 지배하는 상수  $\alpha$ 를 변화시켰을 때 Fig. 6의 1차 절점에 대한 무차원 압력  $\bar{p}$ 를 나타낸 것이다. 이들 그림 (a)에서  $\alpha=0$ 인 경우는 인장점성과 전단점성의 비  $\zeta$ 의 변화에 상관없이 변화하고 있음을 알 수 있으며,  $\bar{p}$ 의 변화에 대해서는 니트라인이 발생하기 직전인 1차 절점 85까지는 압력이 상승하다가 니트라인이 형성된 후 유동선단이 대기중에 가까워지는 절점부터 압력이 점점 하강하여 유동선단에 접근하고 있음을 알 수 있다. 그리고 미끄럼 지배상수  $\alpha$ 의 영향에 대해서 살펴보면 동일한  $\alpha$ 값인 경우 무차원 압력  $\bar{p}$ 는 성형품의 유동선단에 가까워질수록 감소하는 것과 점성비  $\zeta$ 가 증가됨에 따라서  $\bar{p}$ 는 증가함도 알 수 있다. 이것은  $\bar{p}$ 가 유체마찰계수  $k_H$ 를 포함하고 있고,  $\alpha$ 는  $\mu_e$ 와  $\zeta$ 를 포함하고 있으므로 동일한  $\mu_e$ 인 경우  $\alpha$ 와  $\zeta$ 가 커짐에 따라서 성형품의 무차원 압력  $\bar{p}$ 는 증가하고 있음을 알 수 있다.

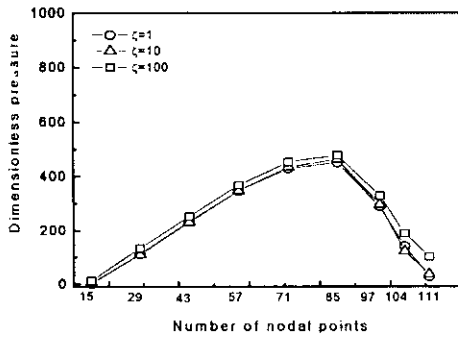
Fig. 8은 인장점성과 전단점성의 비  $\zeta=1$ 인 경우로 고정하고 미끄럼 지배상수  $\alpha=0.015, 0.062, 0.25$ 로 변화시



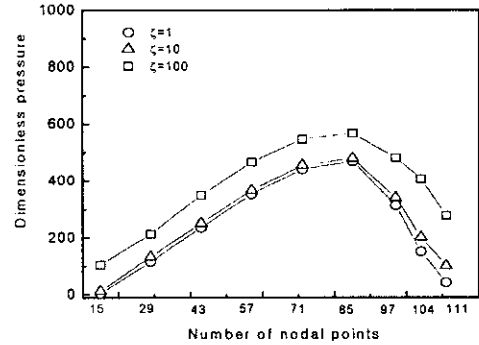
(a)  $\alpha = 0.0$



(b)  $\alpha = 0.01$



(c)  $\alpha = 0.1$



(d)  $\alpha = 1.0$

Fig. 7 Dimensionless pressure distribution in a L-shaped charge

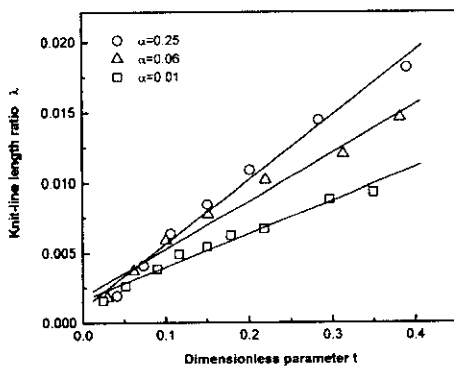


Fig. 8 Knit line length ratio  $\lambda$  as function of dimensionless parameter  $t$  for various  $\alpha$ .

켰을 때 니트라인 길이비  $\lambda$  (=니트라인 길이/초기 대각선 길이)에 미치는 무차원 변수  $\bar{t}$ 의 영향을 나타낸 그림이

다. 이 그림에서  $\alpha$ 값이 0.015인 경우와 0.25인 경우에 대해서 살펴보면 식 (12)에서  $\alpha$ 안에는  $\mu_s$ 가 포함되어 있고,  $\zeta=1$ 인 경우에는  $\mu_e$ 와  $\mu_s$ 가 동일한 상태이므로  $\alpha$ 값이 작게 되면 유체마찰계수  $k_H$ 가 큰 경우이므로  $\alpha$ 값이 0.25인 경우보다는 비교적 적은 압축비에 대해서도 니트라인이 생성됨을 알 수 있다.

또한 식 (12)에서  $\alpha$ 가 커지면 유체마찰이 적어지므로 미끄럼이 지배하는 유동상태로 되고  $\alpha$ 가 커지면  $\mu_s$ 도 커지며 이에 따라서 동일한  $\zeta$ 값인 경우에는  $\mu_e$ 가 적어지는 결과를 초래한다. 즉, 인장점성과 전단점성의 비  $\zeta$ 를 고정시키고  $\alpha$ 를 변화시켰을 때  $\alpha$ 가 커짐에 따라서 전단점성  $\mu_s$ 가 커지고 이에 따라서 미끄럼이 지배하는 유동상태로 된다. 이러한 현상은  $\alpha$ 가 커짐에 따라서 그 정도가 증가하기 때문에 성형초기의 형상을 유지하게 되고 또한 성형 중의 유동선단이 서로 겹치는 정도를 나타내는 니트라인 길이비  $\lambda$ 도 증가하는 현상을 나타나게 됨을 알 수 있다.



## 5. 결 론

섬유강화 플라스틱 복합재를 열간에서 프레스 성형하는 경우, 재료의 유동선단이 성형중 서로 합쳐져서 발생하는 니트라인에 대한 실험과 이론해석을 한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

- (1) 금형과 재료계면에서의 미끄럼 지배상수  $\alpha$ 가 클수록 니트라인이 증가한다.
- (2) 무차원 압력  $\bar{p}$ 는 유동선단에 가까워질수록 감소하며, 점성비  $\zeta$ 가 증가됨에 따라 커진다.
- (3)  $\alpha$ 가 커짐에 따라서 그 정도가 증가하기 때문에 성형초기의 형상을 유지하게 되고 또한 성형중의 유동선단이 서로 겹치는 정도를 나타내는 니트라인 길이 비  $\lambda$ 도 증가한다.

## 후 기

본 연구는 동서울대학 산업기술연구소의 지원에 의해 수행된 논문임.

## 참 고 문 헌

- (1) 長谷川嘉雄, 化崎伸作, 藤原順介, 谷口眞一郎, "BMC射出成形品のウエルド成形機構", 日本複合材料學會誌, 6-4, pp. 143~149, 1982.
- (2) 長谷川嘉雄, 化崎伸作, 藤原順介, 谷口眞一郎, "BMC射出成形品のウエルド強度", 日本複合材料學會誌, 8-4, pp. 136~142, 1982.
- (3) 平井恒夫, "FRPプレス成形におけるウエルド生成の防止に関する研究", 材料, 34 - 377, pp. 22~27, 1985.
- (4) 平井恒夫, "複合材料の壓縮成形におけるウエルド生成の防止に関する研究", 材料, 33-364, pp. 55~60, 1985.
- (5) Barone, M. R. and Osswald, T. A., "A Boundary Element Analysis of Flow Sheet Molding Compound", Polymer Composites, Vol. 9, pp. 158~163, 1988.
- (6) Lee, L. J., Maker, L. F. and Griffith, R. M., "The Rheology and Flow of Polyester Sheet Molding", J. Polymer Composite, Vol. 2, No. 4, pp. 209~218,

1981.

- (7) Castro, J. M. and Griffith, R. M., "Sheet Molding Compound Compression Molding Flow", Polymer Eng. and Sci., Vol. 29, No. 10, pp. 632~638, 1989.
- (8) Castro, J. M. and Tomlinson, G., "Predicting Molding Forces in SMC Compression Molding", Polymer Eng. and Sci., Vol. 30, No. 24, pp. 1568~1573, 1990.
- (9) 이응식, 윤성기, "SMC 압축성형공정의 모델링 및 유한요소법을 이용한 열유동 해석", 대한기계학회 논문집, 제18권, 제11호, pp. 3084~3090, 1994.
- (10) 矢川元基, "流れと熱傳達の有限要素法入門", 培風館, pp. 41~64, 1990.