

論文

인장 및 전단점성비를 고려한 섬유강화 플라스틱 복합재의
압축성형에 있어서 3차원 유한요소해석

조 선형* · 윤 두현** · 김 형철** · 김 이곤**

3-D Flow Analysis for Compression Molding of Fiber-Reinforced
Polymeric Composites with Ratio of Extensional & Shear Viscosity

S. H. Jo*, D. H. Yoon**, H. C. Kim** and E. G. Kim**

ABSTRACT

The compression molding is widely used in the automotive industry to produce products that are large, thin, lightweight and stiff. The molded product is formed by squeezing a fiber-reinforced plastic composites. During a molding process of fiber reinforced thermoplastic composites, control of filling patterns in mold, orientation and distribution of fibers are needed to predict the effects of molding parameters on the flow characteristics.

It is the objective of this paper to develop an isothermal compression molding simulation that can handle both thin and thick charges and motion of the flow front, and can predict pressure distributions and accurate velocity gradients. The composites are treated as an incompressible Newtonian fluid. The effects of slip parameter α and extensional/shear viscosity ratio ζ on the mold filling parameters are also discussed.

초 록

섬유로 강화된 열가소성 복합재의 성형과정 중에는 유동특성에 미치는 금형내 충전패턴의 제어나 섬유배향 및 섬유함유율과 같은 성형공정 인자들의 영향을 예측하는 것이 필요하다. 본 연구에서는 등온상태에서 두께가 얇거나 두꺼운 성형품을 압축성형하는 경우에 발생하는 유동선단과 압력분포, 속도구배 등을 예측함을 목적으로 한다. 이때 복합재는 비압축성 뉴턴유체로 하였으며, 성형공정 변수들에 미치는 미끄럼 지배상수 α 와 점성비 ζ 의 영향에 대해서 고찰한 내용을 보고한다.

1. 서 론

섬유를 강화재로 하고 플라스틱을 모재로 하는 섬유 강화 플라스틱 복합재료는, 비강도 및 비강성이 크기

때문에 항공기와 자동차의 경량화를 위하여 많이 이용되고 있으며, 일반적으로 모재인 플라스틱 용융점 전후의 온도로 가열하여 열간압축 성형을 한다. 이러한 소재는 모재의 점도가 열경화성 수지에 비하여 상당히

* 동서울대학 금형설계과

** 국민대학교 기계설계학과, 정밀정형 및 금형가공연구센터

높은 열가소성 수지이고, 소재내부에 강화재인 섬유를 함유하고 있으므로 복잡한 유동특성을 나타낸다. 또한 섬유강화 복합재를 압축성형하는 경우에는 금형과 재료의 계면에서 마찰에 의한 전단응력과 소재의 유동에 가장 큰 영향을 주는 인장응력이 존재하는데, 이와 같은 현상들을 고려한 유동해석은 복합재의 충전상태나 성형조건의 결정, 니트라인과 같은 성형불량, 복합재의 개발 및 반복실험에 의한 경제적인 손실 등을 최소화할 수 있으므로 매우 중요하다.

실제의 압축성형 중에는 금형-재료간의 마찰이 항상 존재하며, 두꺼운 섬유강화 플라스틱 복합재의 압축성형에 있어서 실제상황에 아주 근접한 유동해석을 하기 위해서 소재의 인장점성과 전단점성을 고려하고, 금형-재료계면의 마찰상태까지 고려하여 해석을 하여야 한다.

이러한 현상에 대해서 Hieber와 Shen[1]은 등온 윤활이론을 SMC재의 성형해석 모델에 가장 먼저 이용하였으며, 플라스틱재에 대한 사출성형 공정의 해석에 있어서도 GHS유동 모델을 응용하였다. 그러나 이 등온상태의 윤활이론에 근거한 일반화된 Hele-Shaw [GHS] 유동 모델은 재료의 두께가 얇은 경우에는 비교적 실제의 유동상태를 잘 예측할 수 있으나, 두께가 두꺼워지면 금형과 재료사이에는 더 많은 미끄럼 층이 존재하게 되고 재료내부의 인장점성의 증가로 인하여 이론해석 결과와 실제의 유동상태와는 큰 차이가 발생하게 된다[2, 3].

Lee 등[4]은 SMC재 내의 체적섬유함유율과 전단 점성을 함수로 하여 인장점성을 나타내었으며, Barone과 Caulk[5]는 SMC재의 두께 변화를 수반한 압축성형을 통하여 금형표면과 재료사이에는 미끄럼이 존재하며 이를 지배하는 상수로 유체마찰계수를 제안하였고, 이 유체마찰계수를 도입하여 금형표면과 수지와의 미끄럼을 고려한 지배방정식의 해를 구하였으며, Castro 등[6,7]은 SMC재의 성형력과 압축속도를 변화시킨 비등온 상태의 압축성형을 통하여 인장응력과 전단응력에 기인하는 인장점성과 전단점성을 고려하여 유동상태를 표현하였다.

그리고 Hojo와 Kim 등[8, 9]은 중공원형 평판압축을 통해서 미끄럼 상태를 지배하는 상수를 Barone 등이 구한 방법과는 별도로 구하였으며, Agassant 등[10]은 유한요소법을 이용, 유리섬유매트의 구조변화에 따른 먹지수법칙 유체의 계수를 달리하여 해석을 하였고, 조선행 등[11,12]은 이방성이 강한 일방향 섬유강

화 복합재를 해석하는 경우와 전단점성과 인장점성을 도입하여 해석하는 각각의 경우에 있어서 금형-재료계면에서의 미끄럼을 고려하여 2차원적으로 속도장과 충전패턴 등을 계산하였다. 또한 김수영 등[13]은 열전달과 경화반응을 고려한 강점소성 유한요소법을 사용하여 SMC재의 압축성형 공정을 3차원적으로 해석한 바 있으며, 필자들[14]은 섬유강화 복합재의 3차원 유동해석에 있어서 금형-재료계면의 미끄럼을 고려한 등방성 뉴턴유체로 가정하여 3차원 유한요소해석을 하였다. 그러나 두께가 두껍기 때문에 커지는 인장점성, 계면의 마찰에 의해서 생기는 전단점성, 이 두가지의 점성비 ζ 를 고려하고, 미끄럼 상태를 지배하는 미끄럼 지배상수 α 를 고려한 3차원 유한요소해석은 아직 없는 실정이다.

그러므로 본 연구에서는 임의의 형상을 갖는 섬유강화 플라스틱 복합재의 3차원 유동해석의 일환으로 먼저 복합재를 등방성 뉴턴유체로 가정하고 점성비와 금형-재료계면의 미끄럼 지배상수를 변화시켜, 두께방향으로의 단면이 부풀어 오르는 벌정형상과 같은 유동전단의 특성 및 성형하중 등을 수치적으로 계산한 후 이에 미치는 점성비 ζ 와 미끄럼 지배상수 α 의 영향에 대해서 분석한 결과를 보고한다

2. 이 론

섬유강화 플라스틱 복합재를 Fig. 1과 같이 압축성형 하는 경우의 비압축성 조건에 의하여 연속방정식은

$$\nabla \cdot (\mathbf{u}) = 0 \quad (1)$$

점성을 고려한 경우의 Newtonian fluid의 구성 방정식은

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

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

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

인 Stokes방정식을 얻으며, 이것을 Euler의 운동방정

식인 $\rho \frac{Dv_i}{Dt} = \rho F_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_{ij}}$ 에 대입하여 정리 하면

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

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

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

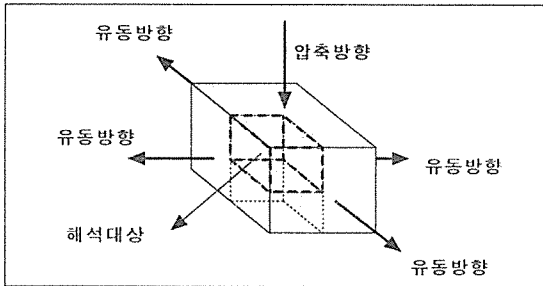


Fig. 1. Initial specimen geometry used in simulations.

일반적으로 점도는 압력과 온도의 함수로 주어지 유동에 저항을 나타내지만 식 (4)에서 각 방향의 유속과 그것을 고려하는 축이 같은 경우의 점도일 때는 μ_c , 다른 경우의 점도일 때는 μ_s 라고 가정하면 즉, 인장응력에 해당하는 점도를 μ_c , 전단응력에 해당하는 점도를 각각 μ_s 라고 할 수 있다.

여기에서 인장점성과 전단점성의 관계를 $\mu_c/\mu_s = \zeta$ 라 놓을 때 ζ 를 인장점성과 전단점성과의 점성비라 정의하기로 한다. 또한 물체력, 관성력을 무시하고, 비압축성을 고려하여 식 (4)를 전개하면

$$-\frac{\partial p}{\partial x} + \mu_s \left\{ 2\zeta \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial z} \right\} = 0$$

$$-\frac{\partial p}{\partial y} + \mu_s \left\{ \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + 2\zeta \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w}{\partial y \partial z} \right\} = 0$$

$$-\frac{\partial p}{\partial z} + \mu_s \left\{ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2\zeta \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 v}{\partial y \partial z} \right\} = 0$$

가 되며, 무차원화된 특성값들을 정의하면 다음과 같다.

$$\bar{x} = \frac{x}{L}, \bar{y} = \frac{y}{L}, \bar{z} = \frac{z}{L}, \bar{\tau} = \log h = \log \frac{h_0}{h},$$

$$\bar{u} = \frac{d\bar{x}}{d\bar{\tau}}, \bar{v} = \frac{d\bar{y}}{d\bar{\tau}}, \bar{w} = \frac{d\bar{z}}{d\bar{\tau}}, \bar{P} = -\frac{ph}{2k_H h L^2}, \alpha = \frac{\mu_s}{2k_H L^2} \quad (6)$$

여기에서 $k_H^{(4,5)}$ 는 금형표면과 재료사이의 미끄럼을 지배하는 유체마찰계수이고, 연속방정식 (1) 및 운동방정식 (5)를 무차원화된 구성방정식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial \bar{u}}{\partial \bar{x}} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial \bar{y}} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial \bar{z}} = 0 \quad (7)$$

$$-\frac{\partial \bar{P}}{\partial \bar{x}} + \alpha \left\{ 2\zeta \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{y}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{z}^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{x} \partial \bar{y}} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{x} \partial \bar{z}} \right\} - \bar{u} = 0$$

$$-\frac{\partial \bar{P}}{\partial \bar{y}} + \alpha \left\{ \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{x}^2} + 2\zeta \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y}^2} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{z}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x} \partial \bar{y}} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{y} \partial \bar{z}} \right\} - \bar{v} = 0$$

$$-\frac{\partial \bar{P}}{\partial \bar{z}} + \alpha \left\{ \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{x}^2} + \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{y}^2} + 2\zeta \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial \bar{z}^2} + \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial \bar{x} \partial \bar{z}} + \frac{\partial^2 \bar{v}}{\partial \bar{y} \partial \bar{z}} \right\} - \bar{w} = 0$$

식 (8)에서 금형-재료계면에서의 마찰상태를 나타내는 가장 우측의 항에서 \bar{u}, \bar{v} 는 존재하나 \bar{w} 는 존재하지 않는 이유는, 금형과 재료가 맞닿아 있는 계면에서는 x방향과 y방향의 속도 성분만 존재하고 두께방향인 z축의 속도성분은 존재하지 않기 때문이다.

금형-재료계면의 미끄럼을 지배하는 무차원 상수 α 는 유동장에 의해서 결정되며 그 범위는 0에서 ∞ 사이에 있다. α 가 0인 경우에는 단순확장 흐름, 즉 일반화된 Hele-Shaw(GHS)모델과 동일한 유동선단을 나타내게 되고, α 가 커질수록 계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 성형중 초기의 형상을 유지하면서 유동하는 상태로 된다. 즉 마찰이 큰 경우($k_H = \infty$)에는 미끄럼이 없고($\alpha=0$), 마찰이 적은 경우($k_H = 0$)에는 모두 미끄러져($\alpha=\infty$) 유동선단은 초기충전 상태의 형상을 유지하면서 움직인다.

2. 1 유한요소 수식화

유한요소법으로 해(solution)를 구하기 위해서는 기초방정식을 가중잔차 방정식으로 변환하고 그 다음에 유한요소법에 의하여 이산화 방정식으로 변환해야 한다. 그 첫번째로 무차원화된 연속방정식과 운동방정식을 가중 잔차방정식으로 변환하면

$$\int \bar{p}^*(\bar{u}, \bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) dV = 0$$

$$\int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{\bar{x}\bar{x}} dV + \int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{\bar{x}\bar{y}} dV + \int \frac{\partial \bar{u}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{\bar{x}\bar{z}} dV - \int \bar{u}^* \sigma_{\bar{x}\bar{x}} dS - \int \bar{u}^* \sigma_{\bar{x}\bar{y}} dS - \int \bar{u}^* \sigma_{\bar{x}\bar{z}} dS = 0$$

$$\int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{\bar{y}\bar{x}} dV + \int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{\bar{y}\bar{y}} dV + \int \frac{\partial \bar{v}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{\bar{y}\bar{z}} dV - \int \bar{v}^* \sigma_{\bar{y}\bar{x}} dS - \int \bar{v}^* \sigma_{\bar{y}\bar{y}} dS - \int \bar{v}^* \sigma_{\bar{y}\bar{z}} dS = 0$$

$$\int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{x}} \sigma_{\bar{z}\bar{x}} dV + \int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{y}} \sigma_{\bar{z}\bar{y}} dV + \int \frac{\partial \bar{w}^*}{\partial \bar{z}} \sigma_{\bar{z}\bar{z}} dV - \int \bar{w}^* \sigma_{\bar{z}\bar{x}} dS - \int \bar{w}^* \sigma_{\bar{z}\bar{y}} dS - \int \bar{w}^* \sigma_{\bar{z}\bar{z}} dS = 0$$

가 되며 경계조건을 대입하여 풀면

$$\int (u^* \sigma_{xx} + v^* \sigma_{xy} + w^* \sigma_{xz}) dS = \int_S (u^* (\sigma_{xx} l + \sigma_{xy} m + \sigma_{xz} n)) dS \quad (10.a)$$

$$\int (v^* \sigma_{yx} + v^* \sigma_{yy} + w^* \sigma_{yz}) dS = \int_S (v^* (\sigma_{yx} l + \sigma_{yy} m + \sigma_{yz} n)) dS \quad (10.b)$$

$$\int (w^* \sigma_{zx} + w^* \sigma_{zy} + w^* \sigma_{zz}) dS = \int_S (w^* (\sigma_{zx} l + \sigma_{zy} m + \sigma_{zz} n)) dS \quad (10.c)$$

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

$$\int \bar{u}^*, \bar{x} \sigma_{\bar{x}\bar{x}} dV + \int \bar{u}^*, \bar{y} \sigma_{\bar{x}\bar{y}} dV + \int \bar{u}^*, \bar{z} \sigma_{\bar{x}\bar{z}} dV + \int \bar{u}^* \bar{u} k_H dS = 0 \quad (11.a)$$

$$\int \bar{v}^*, \bar{x} \sigma_{\bar{y}\bar{x}} dV + \int \bar{v}^*, \bar{y} \sigma_{\bar{y}\bar{y}} dV + \int \bar{v}^*, \bar{z} \sigma_{\bar{y}\bar{z}} dV + \int \bar{v}^* \bar{v} k_H dS = 0 \quad (11.b)$$

$$\int \bar{w}^*, \bar{x} \sigma_{\bar{z}\bar{x}} dV + \int \bar{w}^*, \bar{y} \sigma_{\bar{z}\bar{y}} dV + \int \bar{w}^*, \bar{z} \sigma_{\bar{z}\bar{z}} dV = 0 \quad (11.c)$$

를 얻게된다. 그리고 가중 함수가 고려된 각 변수는 다음과 같다.

$$\bar{u} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{u}_\alpha, \bar{v} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{v}_\alpha, \bar{w} = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{w}_\alpha,$$

$$\bar{p} = \psi_\lambda(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{p}_\lambda, \alpha = 1 \sim 10, \lambda = 1 \sim 4 \quad (12.a)$$

$$\bar{u}^* = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{u}^*_\alpha, \bar{v}^* = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{v}^*_\alpha, \bar{w}^* = \Phi_\alpha(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{w}^*_\alpha,$$

$$\bar{p}^* = \psi_\lambda(\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}) \bar{p}^*_\lambda, \alpha = 1 \sim 10, \lambda = 1 \sim 4 \quad (12.b)$$

식 (12)를 식 (9)에 대입하여 정리하면

$$\int \Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* (\Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{u}_\beta) dV + \int (\Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* \Phi_{\beta, \bar{y}} \bar{v}_\beta) dV + \int (\Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* \Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{w}_\beta) dV = 0 \quad (13.a)$$

$$- \int \Phi_{\alpha, \bar{x}} \bar{u}_\alpha \Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* dV + \mu_s \int 2\zeta \Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{u}_\beta dV + \mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{y}} \bar{u}_\alpha (\Phi_{\beta, \bar{y}} \bar{u}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{v}_\beta) dV + \mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{z}} \bar{u}_\alpha (\Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{u}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{v}_\beta) dV + \int \Phi_{\alpha} \bar{u}_\alpha^* \Phi_{\beta} \bar{u}_\beta k_H dS = 0 \quad (13.b)$$

$$\mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{x}} \bar{v}_\alpha^* (\Phi_{\beta, \bar{y}} \bar{u}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{v}_\beta) dV - \int \Phi_{\alpha, \bar{y}} \bar{u}_\alpha^* \Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* dV + \mu_s \int 2\zeta \Phi_{\alpha, \bar{y}} \bar{v}_\alpha^* \Phi_{\beta, \bar{y}} \bar{v}_\beta dV + \mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{z}} \bar{v}_\alpha^* (\Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{v}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{w}_\beta) dV + \int \Phi_{\alpha} \bar{v}_\alpha^* \Phi_{\beta} \bar{v}_\beta k_H dS = 0 \quad (13.c)$$

$$\mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{x}} \bar{w}_\alpha^* (\Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{u}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{x}} \bar{w}_\beta) dV + \mu_s \int \Phi_{\alpha, \bar{y}} \bar{w}_\alpha^* (\Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{v}_\beta + \Phi_{\beta, \bar{y}} \bar{w}_\beta) dV - \int \Phi_{\alpha, \bar{z}} \bar{w}_\alpha^* \Psi_\lambda \bar{p}_\lambda^* dV + \mu_s \int 2\zeta \Phi_{\alpha, \bar{z}} \bar{w}_\alpha^* \Phi_{\beta, \bar{z}} \bar{w}_\beta dV = 0 \quad (13.d)$$

가 된다. 또한 이산화된 연속방정식과 평형방정식을 정리하면 다음과 같이 된다.

$$H_{\lambda\beta}^{\bar{x}} \bar{u}_\beta + H_{\lambda\beta}^{\bar{y}} \bar{v}_\beta + H_{\lambda\beta}^{\bar{z}} \bar{w}_\beta = 0 \quad (14.a)$$

$$\alpha(2\zeta M^{\bar{x}\bar{x}} + M^{\bar{y}\bar{y}} + M^{\bar{z}\bar{z}}) \bar{u}_\beta + \alpha M^{\bar{x}\bar{y}} \bar{v}_\beta + \alpha M^{\bar{x}\bar{z}} \bar{w}_\beta - H_{\alpha\beta}^{\bar{x}} \bar{p}_\lambda + f_1 = 0 \quad (14.b)$$

$$\alpha M^{\bar{y}\bar{x}} \bar{u}_\beta + \alpha(M^{\bar{x}\bar{x}} + 2\zeta M^{\bar{y}\bar{y}} + M^{\bar{z}\bar{z}}) \bar{v}_\beta + \alpha M^{\bar{y}\bar{z}} \bar{v}_\beta + \alpha M^{\bar{z}\bar{x}} \bar{w}_\beta - H_{\alpha\beta}^{\bar{y}} \bar{p}_\lambda + f_2 = 0 \quad (14.c)$$

$$\alpha M^{\bar{x}\bar{x}} u_{\beta} + \alpha M^{\bar{z}\bar{z}} v_{\beta} + \alpha (M^{\bar{x}\bar{x}} + M^{\bar{z}\bar{z}} + 2\zeta M^{\bar{z}\bar{z}}) w_{\beta} - H_{\alpha\beta}^{\bar{z}} \bar{p}_{\lambda} \quad (14.d)$$

여기에서 각각의 변수들은 다음과 같다.

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

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

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

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

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

$$T^{\bar{x}\bar{x}} = 2\zeta M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}}, T^{\bar{y}\bar{y}} = M_{\alpha\beta}^{\bar{x}\bar{x}} + 2\zeta M_{\alpha\beta}^{\bar{y}\bar{y}} + M_{\alpha\beta}^{\bar{z}\bar{z}}$$

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

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

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

이산화된 연속방정식과 운동방정식을 행렬로 나타내면

$$\begin{bmatrix} \alpha T^{\bar{x}\bar{x}} & \alpha M^{\bar{x}\bar{y}} & \alpha M^{\bar{x}\bar{z}} & -H_{\alpha\beta}^{\bar{x}} \\ \alpha M^{\bar{y}\bar{x}} & \alpha T^{\bar{y}\bar{y}} & \alpha M^{\bar{y}\bar{z}} & -H_{\alpha\beta}^{\bar{y}} \\ \alpha M^{\bar{z}\bar{x}} & \alpha M^{\bar{z}\bar{y}} & \alpha T^{\bar{z}\bar{z}} & -H_{\alpha\beta}^{\bar{z}} \\ H_{\alpha\beta}^{\bar{x}} & H_{\alpha\beta}^{\bar{y}} & H_{\alpha\beta}^{\bar{z}} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{\beta} \\ \bar{v}_{\beta} \\ \bar{w}_{\beta} \\ \bar{p}_{\lambda} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (15)$$

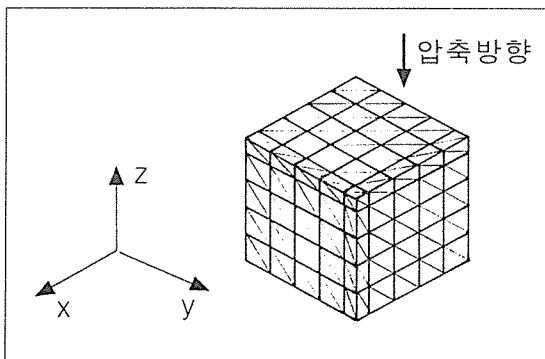


Fig. 2. Finite element mesh for a specimen with 1331 elements and 216 nodes.

식 (15)를 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. 해석결과 및 고찰

Fig. 2는 해석대상의 형상과 요소수 및 절점수를 나타낸 그림으로서 4면체 2차요소를 이용하였다. 복합재의 유동상태에 미치는 미끄럼 지배상수 α 와 인장점성 μ_e 와 전단점성 μ_s 의 ζ 의 영향을 알아보기 위하여 요소수 1331, 절점수 216개인 직육면체의 복합재를 압

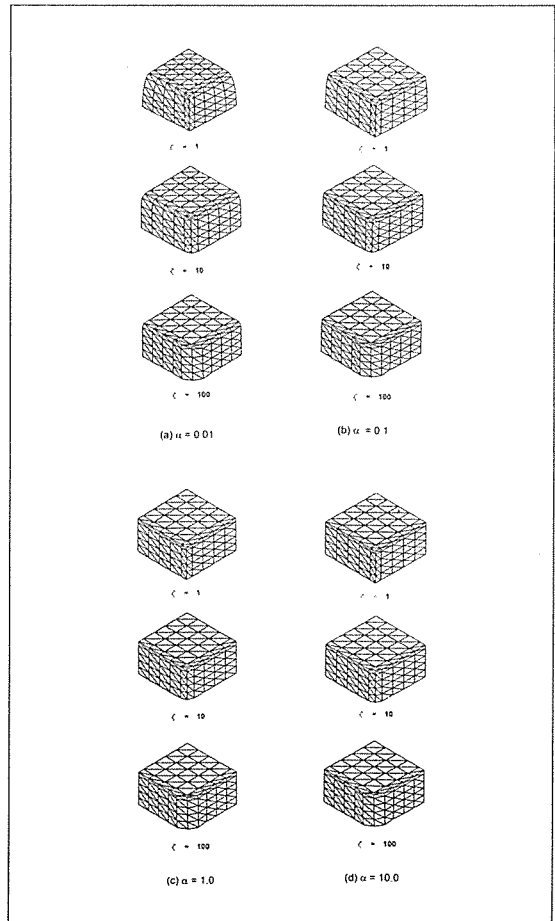


Fig. 3. Effects of viscosity ratio ζ and slip parameter α on deformed shapes in case of $R_0 = 0.33$.

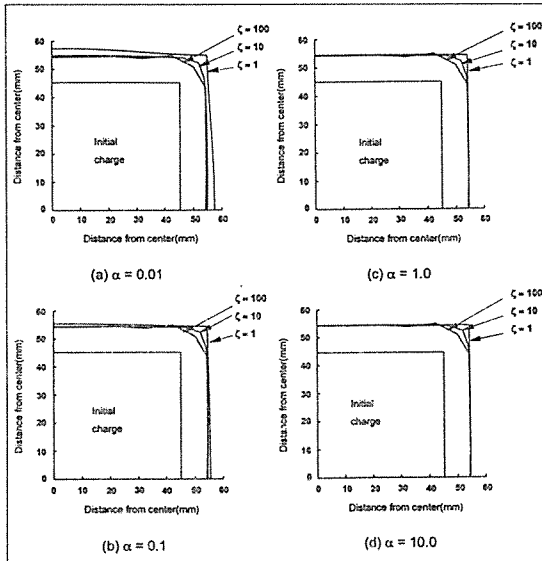


Fig. 4. Effects of viscosity ratio ζ and slip parameter α on shapes of flow fronts in case of $R_{cr} = 0.33$ (x-y plane).

축성형하였다. 기하학적으로 대칭이므로 전체의 1/4만을 해석하였으며, 크기는 $45 \times 45 \times 90\text{mm}$ 이다.

Fig. 3 (a)~(d)는 압축비 0.4, 압축속도 50mm/sec

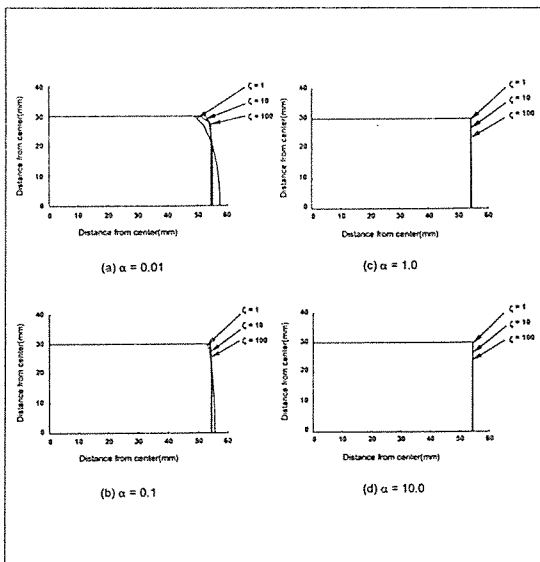


Fig. 5. Effects of viscosity ratio ζ and slip parameter α on shapes of flow fronts in case of $R_{cr} = 0.33$ (x-z plane).

인 성형조건으로 압축성형 하였을 때 인장점성 μ_e 와 전단점성 μ_s 의 비 ζ 및 미끄럼 지배상수 α 의 변화에 따라 해석한 후 유동선단의 모양을 나타낸 것이다. 이들 그림에서 미끄럼 지배상수 α 가 작은 경우에는 금형과 재료사이의 미끄럼보다는 마찰이 지배하는 유동상태로 되며 계면에서의 마찰이 크기 때문에 벌징현상이 두드러지게 나타나고 있음을 알 수 있으며, α 가 증가하면 금형-재료계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 성형 초기의 형상을 유지하면서 유동하고 있음을 알 수 있다. 여기서 미끄럼 지배상수 α 의 범위는 필자들(15)이 중공원형 평판의 압축실험을 통하여 α 의 범위가 0.01~0.02사이인 있음을 밝힌바 있으므로, 해석시에도 α 는 0.01~1.0사이의 값을 이용하였다. 그리고 점성비 ζ 의 영향을 살펴보면 점성비가 증가함에 따라서 원형으로 퍼지기보다는 재료초기의 형상과 유사한 모서리가 있는 형태를 유지하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 4와 Fig. 5의 (a)~(d)는 x-y평면과 x-z평면의 단면에 대한 변형상태를 나타내고 있다.

이들 그림에서 미끄럼 지배상수 α 가 작은 경우에는 벌징현상이 두드러지게 나타나고 있으나, α 가 큰 경우에는 계면에서의 미끄럼이 지배하는 상태이기 때문에 성형품 초기의 형상을 유지하면서 유동선단이 형성되고 있음을 알 수 있다. α 가 커지면 유체마찰이 적어지므로 미끄럼이 지배하는 유동상태로 되고, α 가 커지면

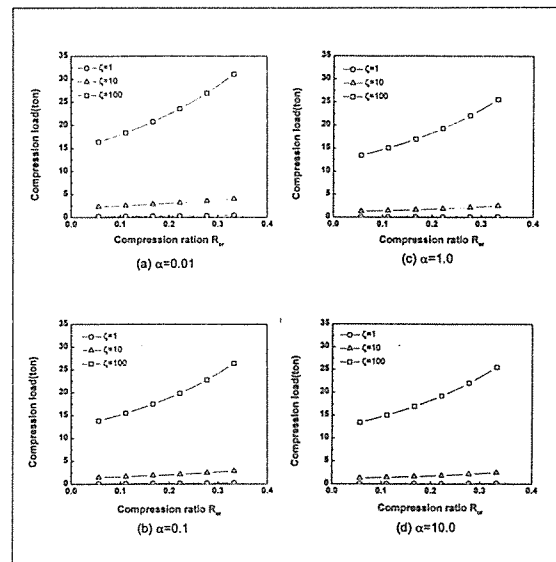


Fig. 6. Relationship between compression load and compression ratio R_{cr} at various α .

μ_c 도 커지며 이에 따라서 동일한 ζ 인 경우에는 μ_c 가 적어지는 결과를 초래한다. 즉, 인장점성과 전단 점성의 비 ζ 를 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 된다.

Fig. 6 (a)~(d)는 압축하중에 미치는 압축비의 영향을 나타낸 그림이다. 여기에서 압축비는 성형품의 초기 두께와 성형후의 두께에 대한 함수로 주어지는 변위의 함수이다. 이들 그림에서 금형-재료계면에서의 미끄럼 지배상수 α 가 작으면 동일한 μ_c 인 경우 유체마찰계수 k_H 가 증가하며 이로 인하여 마찰이 지배하는 유동상태로 되기 때문에 압축하중도 큰 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 또한 점성비 ζ 의 영향을 살펴보면, ζ 가 커진다는 것은 동일한 μ_c 인 경우 μ_s 가 작게되어 미끄럼 지배상수 α 가 감소되는 현상을 초래하므로 높은 하중을 나타내게 됨을 알 수 있다.

성형품의 x-z평면의 단면에 대해서 별장부분을 포함한 전체면적과 별장부분만의 면적과의 비를 λ 로 하였을 때 식 (6)에서 성형전후의 두께의 함수로 주어지는 무차원 변수 \bar{t} 와 의 관계를 Fig. 7 (a)~(d)에 나타내었다. 금형-재료계면의 미끄럼 지배상수 α 가 크면 미끄

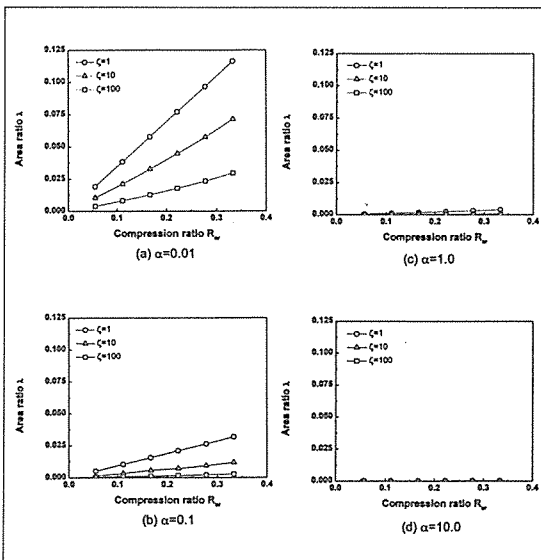


Fig. 7. Area ratio λ as function of compression ratio R_c at various α .

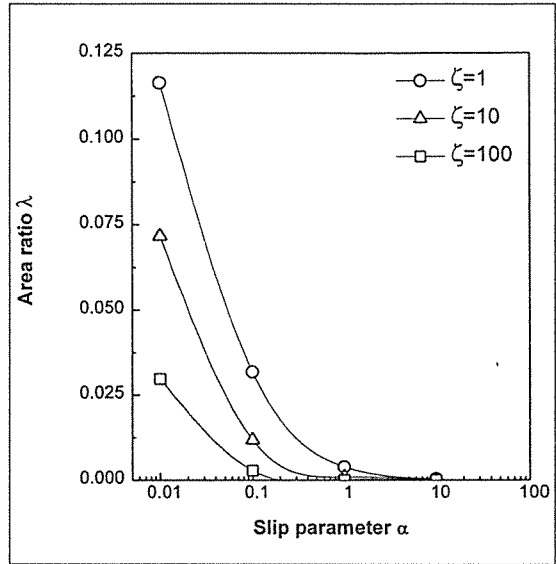


Fig. 8. Area ratio λ as function of compression ratio R_c at various ζ .

럼이 커지므로 별장현상이 적게 일어나 면적비 λ 도 작은 값을 나타내는 반면, α 가 작으면 동일한 μ_c 인 경우 유체마찰계수 k_H 가 증가하여 마찰이 지배하는 유동상태로 되기 때문에 면적비 λ 가 급한 경사를 이루면서 변화하고 있음을 알 수 있다.

이러한 현상으로 두꺼운 성형품의 두께방향의 변위에 따라서 수반되는 별장현상을 정량적으로 알 수 있다.

Fig. 8은 Fig. 7에서 언급한 면적비 λ 에 미치는 금형-재료계면의 미끄럼 지배상수 α 의 영향을 나타낸 그림이다. 이 그림에서 α 가 증가되면 될수록 미끄럼이 지배하는 유동현상이 심하게 나타나기 때문에, 유동선단이 성형초기의 형상을 유지하면서 형성되고 있으며, 이로 인하여 면적비 λ 도 감소하고 있음을 알 수 있다.

4. 결 론

두껍고 임의의 형상을 갖는 섬유강화 플라스틱 복합재의 3차원 유동해석의 일환으로 인장/전단 점성비와 금형-재료계면의 미끄럼 지배상수를 고려한 유한요소 해석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 동일한 k_H 일때 α 가 적고, ζ 가 큰 경우 별장현상이 두드러지게 나타나지만 α 가 증가하고, ζ 가 작은 경

우에는 금형-재료계면에서의 미끄럼이 크기 때문에 초기형상을 유지한다.

(2) α 가 적고 ζ 가 커지면 마찰이 지배하는 유동상태로 되기 때문에 높은 압축하중을 나타낸다.

(3) α 가 증가되면 미끄럼이 지배하는 유동현상이 심하게 나타나고, 성형초기의 유동선단이 형성되기 때문에 면적비 λ 가 감소한다.

참 고 문 헌

1. Hieber, C. A., and Shen, S. F., "A Finite Element/Finite Difference Simulation of the Injection Mold Filling Process", *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Vol. 7, 1980, pp. 1~32.
2. Barone, M. R. and Caulk, D. A., "Kinematics of Flow in Sheet Molding Compound", *Polymer Composites*, Vol. 6, 1985, pp. 105~109.
3. Castro J. M., "Fundamentals of SMC Processing", *Fourth International Conference on Reactive Processing of Polymers*, Akron, Ohio, 19, Oct. 1986, pp.29-31.
4. Lee, L. J., Marker, L. F. and Griffith, R. M., "The Rheology and Flow of Polyester Sheet Molding", *J. Polymer Composite*, Vol. 2, No. 4, 1981, pp. 209~218.
5. 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.
6. Castro, J. M. and Griffith, R. M., "Sheet Molding Compound Compression Molding", *Polymer Eng. and Sci.*, Vol. 29, No. 10, 1989, pp. 632~638.
7. Castro, J. M. and Tomlinson, G., "Predicting Molding Forces in SMC Compression Molding", *Polymer Eng. and Sci.*, Vol. 30, No. 24, 1990, pp. 1568~1573.
8. Hojo, H., Kim, E. G., Onodeta, 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.
9. 장수학, 김석호, 백남주, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합판의 압축성형에 있어서 금형-재료 계면의 미끄럼을 고려한 유동해석", *대한기계학회 논문집*, 제15권, 제1호, 1991, pp. 163~168.
10. Ducloux, 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.
11. 조선형, 임영호, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 이방성을 고려한 유동해석", *한국복합재료학회지*, 제 9권, 제1호, 1996, pp. 1~9.
12. 조선형, 김이곤, "섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 인장점성과 전단점성을 고려한 유동해석", *한국소성가공학회지*, 제6권 제4호, 1997, pp. 311~318.
13. 김수영, 임용택, "열유동을 고려한 SMC 압축성형공정의 3차원 유한요소해석", *대한기계학회논문집 (A)*, 제20권 제2호, 1996, pp. 488~499.
14. 윤두현, 김형철, 조선형, 김이곤, "섬유강화 플라스틱 복합재의 압축성형에 있어서 3차원 유동해석", 1997년도 대한기계학회 추계학술대회 논문집, 1997, pp. 859~865.
15. 윤두현, 김형철, 조선형, 김이곤, "장섬유강화 고분자 복합재료의 압축성형에 있어서 금형면의 미끄럼 지배상수에 관한 연구", *한국복합재료학회지*, 제 10권, 4호, 1997, pp. 50~58.