

<연구논문>

## 사출성형의 충전시 고분자용융액의 압축성이 유동장과 단섬유 배향에 미치는 영향

이상찬\* · 고 진\*\* · 윤재륜\*\*\*

\*목포대학교 기계공학과, \*\*대우자동차 차량해석실, \*\*\*서울대학교 섬유고분자공학과  
(1998년 10월 15일)

### Effect of Compressibility on Flow Field and Fiber Orientation in the Filling Stage of Injection Molding

S. C. Lee\*, J. Ko\*\* and J. R. Youn\*\*\*

\*Dept. of Mechanical Eng., Mokpo National Univ.

\*\*Vehicle Analysis Group, Daewoo Motor Co. Ltd.

\*\*\*Dept. of Fiber and Polymer Sci., Seoul National Univ.

(Received October 15, 1998)

### 요 약

단섬유 강화 고분자의 사출성형시 고분자 수지의 유동에 의하여 섬유배향이 필연적으로 일어나며, 섬유배향에 의한 이방성(anisotropy)은 최종성형물의 품질과 기계적인 특성 등에 많은 영향을 미친다. 사출공정 중에서 충전과정(filling stage)은 섬유배향에 지배적인 역할을 하므로, 충전과정의 유동장을 정확하게 해석하는 것은 매우 중요하다. 형상이 복잡한 캐비티(cavity)와 다중 캐비티에서는 먼저 충전이 완료되어 현탁액(suspension)이 압축을 받고 있는 영역들이 존재하게 된다. 기존의 방법처럼 사출성형의 충전과정을 비압축성 유동으로 가정하면 정확한 유동장을 계산할 수 없다. 본 연구에서는 충전과정에서 압축성을 고려한 혼합 유한 요소법/유한차분법을 이용하여 유동장을 계산하였다. 충전이 완료되는 순간에서, 이차배향텐서에 대한 배향변화방정식을 4차 Runge-Kutta 방법을 이용하여 해석함으로써 3차원 섬유배향장을 예측하였다. 충전시간이 다른 4개의 캐비티를 갖는 금형을 제작하여 충전과정에서 압축성 효과를 고려한 수치해석 결과가 실험과 잘 일치함을 보였다. 또한, 압축성과 비압축성 유동장에서 이론적으로 계산된 섬유배향의 차이를 정성적 및 정량적으로 비교하였다.

**Abstract**—The anisotropy caused by the fiber orientation, which is inevitably generated by the flow during injection molding of short fiber reinforced polymers, greatly influences dimensional accuracy, mechanical properties, and other quality of the final product. Since the filling stage of the injection molding process plays a vital role in determining fiber orientation, an accurate analysis of flow field for the filling stage is needed. Unbalanced filling occurs when a complex or a multi-cavity mold is used leading to development of regions where the fiber suspension is under compression. It is impossible to make an accurate calculation of the flow field during filling with the analysis assuming incompressible fluid. A mold with four cavities with different filling times was produced to compare the numerical analysis results with the experimental data. There was a good agreement between the experimental and theoretical results when the compressibility of the polymer melt was considered for the numerical simulation. The fiber orientation states for compressible and incompressible fluids were also compared qualitatively as well as quantitatively in this study.

**Keywords:** injection molding, compressibility, fiber orientation

### 1. 서 론

사출성형(Injection Molding)은 생산성이 좋으며 마무리 가공을 거의 필요로 하지 않는 정형 형태(net shape)로 제조가 가능하고 복잡한 형상을 만들 수 있어 전자, 자동차, 항공기 산업 등에 광범위하게 응용되고 있다. 최근에는 제품의 경량화와 우수한 기계적 및 화학적 성질 등을 동시에 요구하기 때문에 섬유강화 고분자 복합재료(fiber reinforced polymers)의 사출성형이 급증하고 있으며 정밀주조(investment casting)나 분말의 소결(sintering)성형보다 정

밀하고 기하학적으로 복잡한 제품의 생산을 위하여 금속이나 세라믹 분말에 유기 결합제(organic binder)를 혼합하여 사출한 후 탈지공정(debinding)과 소결공정(sintering)을 거쳐 복잡한 형태의 금속 제품이나 세라믹 제품을 생산하는 분말사출성형(powder injection molding)도 산업화되어 사용되고 있다. 특히 단섬유 강화 고분자 복합재료(short fiber reinforced polymer composites: SFRP)는 고 비강도, 고 비강성, 고 인성과 우수한 내부식성 등과 같은 장섬유 복합재료(continuous fiber reinforced composites)의 장점과 더불어 전형적인 고분자 가공방법을 이용하여 대량생

산과 복잡한 형상을 제작할 수 있는 장점을 가진다. SFRP의 사출성형시 성형품 내부에는 유동에 의한 단섬유 배향이 필연적으로 발생하고, 단섬유 배향의 복잡한 방향성으로 야기되는 이방성(anisotropy)은 제품의 기하학적 형상을 불안정하게 하고, 미시적 구조(microstructural)와 기계적 성질에 악영향을 미친다. 그러나 유동장과 단섬유의 배향을 예측하여 원하는 방향으로 제어할 수 있다면 이방성은 SFRP를 좀 더 강하고 가벼우며 신뢰성 있는 제품을 생산하는데 이용될 수 있다.

SFRP의 기계적, 물리적 성질을 향상시키고 최적 금형 설계 변수들과 최적 가공조건을 결정하기 위해서는 전단 유동(shear flow)과 인장유동(elongational flow)이 복합적으로 일어나는 유동장을 총체적으로 해석하여 단섬유 배향의 예측을 수행하여야 한다. 3차원 유동해석은 수치해석상의 많은 어려움과 긴 계산시간을 요하기 때문에 평면방향과 두께방향으로 분리하여 해석을 하고 있다. 일반적으로 사출성형품은 평면에서의 특성길이가 두께보다 상당히 크기 때문에 평면방향은 비압축성 GHS(generalized Hele-Shaw) 유동으로 해석한다[1-3]. 두께방향은 일반적으로 분수유동장(fountain flow field)으로 대표되어질 수 있다.

1920년대에 Jeffery[4]에 의하여 유동성형시 유동장내에서의 타원체 입자(ellipsoidal particles)의 배향에 대한 이론적 연구가 수행되었다. 1960년대부터 실험과 수치적 해법이 도입되었고 1980년 이후, Givler[5]등은 Jeffery 모델을 이용하여 처음으로 평면유동(planar flow)에서 섬유 배향을 예측하였다. Eduljee와 Gillespie[6]는 이차원 축대칭 유동(axisymmetric flow)에서의 섬유 배향을 해석적으로 유도하였다. Folgar와 Tucker[7]는 섬유들과 유동장 사이의 수력학적(hydrodynamic) 상호간섭(interaction)을 나타내기 위하여 확산 항(diffusion term)을 제안하였다. Advani와 Tucker[8,9]는 배향텐서와 고차 텐서를 저차텐서로 전환하는 approximation을 제안하였으며 최근에는 배향텐서를 이용한 섬유배향에 대한 연구가 활발하게 수행되고 있다[10-14].

단섬유배향 상태는 가공조건, 재료의 유변학적 성질과 캐비티 형상에 따라 많이 변하고 작은 섬유배향의 차이가 SFRP의 품질과 기계적인 특성에 많은 영향을 미친다. 충전과정(filling stage), 압축과정(packing stage), 냉각과정(cooling stage)의 사출공정 중에서 충전과정은 섬유의 배향상태를 형성하는데 지배적인 역할을 한다. 그러므로, 충전과정의 유동장을 정확하게 계산하는 것은 매우 중요하다. 지금까지의 많은 연구들은 충전과정에서 용융 고분자(polymer melt)를 비압축성으로 가정하여 유동장을 해석하였다. 그러나, 형상이 다른 여러 개의 캐비티를 갖는 금형을 사출성형할 시에는 각 캐비티가 동시에 충전이 되지 않아 전체 유동장은 충전과정이지만 국부적으로는 충전이 완료되어 재료가 압축을 받고 있는 캐비티가 존재한다. 그러므

로, 지금까지의 해석방법처럼 충전과정을 비압축성 GHS 유동으로 해석하면 정확한 유동장을 모사할 수가 없다.

본 연구에서는 정확한 단섬유 배향을 예측하기 위하여 충전과정에서도 용융 고분자를 압축성 유체로 가정하여 유동해석을 수행하였다. 또한, 비균일 충전이 발생하는 다중캐비티(multi-cavity)의 금형을 제작하여 충전과정에서 압축성 유체로 해석한 경우와 비압축성 유체로 해석한 결과를 실험과 비교하여 압축성을 고려함이 타당함을 보였다. 최종적으로, 충전과정에서 압축성과 비압축성으로 해석하여 구한유동장과 이차배향텐서를 이용하여 충전과정이 완료되는 순간에서의 단섬유 배향의 차이를 정성적 및 정량적으로 비교하였다.

## 2. 수치적 모사

단섬유 배향을 예측하기 위해서는 현탁액(suspension)의 유변학적 특성(rheological characteristics)과 3개의 편미분방정식 즉, 연속방정식, 운동량방정식, 그리고 에너지방정식을 함께 풀어 유동장을 해석하고 이차배향텐서에 대한 배향변화방정식(equation for orientation change)을 계산하여야 한다. 본 연구에서는, 배향이 유동장에 미치는 영향은 무시하였다.

### 2.1. 유동장의 정형화

다중 캐비티에서 SFRP의 사출성형시 유동장은 압축성, 비등온(nonisothermal), 비뉴턴(non-Newtonian), 그리고 비정상상태(transient)이다. 용융 고분자는 점성이 크기 때문에 운동량방정식에서 관성효과를 무시하고 유동장을 단순화하기 위하여 점탄성(viscoelastic) 효과를 무시한다. 압축성 GHS유동으로 가정하면 운동량과 연속지배방정식은 다음과 같이 주어진다[15].

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho w) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) = \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial v}{\partial z} \right) = \frac{\partial P}{\partial y}$$

여기서, x,y는 평면방향의 좌표이고, z는 두께방향의 좌표이다.

비등온 유동에 대한 에너지방정식은 다음과 같이 단순화된다.

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{\eta} \gamma^2 \quad (3)$$

식(2)를 두번 적분하고 경계조건을 고려하면 다음과 같이 평면방향의 속도성분을 구할 수 있다.

$$u = A_x \Phi; v = A_y \Phi \quad (4)$$

여기서,  $\Lambda_x \equiv -\frac{\partial P}{\partial x}$ ,  $\Lambda_y \equiv -\frac{\partial P}{\partial y}$ ,  $\Phi \equiv \int_z^h \frac{\tilde{z}}{\eta} d\tilde{z}$  이다.

x,y 방향에서의 단위 길이당 질량유량(mass flow rate)은 아래와 같이 주어지며

$$\dot{m}_x = 2 \int_0^h \rho u dz \equiv 2 \tilde{S} \Lambda_x \quad (5)$$

$$\dot{m}_y = 2 \int_0^h \rho v dz \equiv 2 \tilde{S} \Lambda_y$$

유동계수(fluidity factor)  $\tilde{S}$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\tilde{S} \equiv \int_0^h h \rho \Phi dz \quad (6)$$

식 (1)을 두께방향으로 적분하고 식 (5)를 대입하면 압력장에 대한 지배방정식을 아래와 같이 유도할 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x} (\tilde{S} \frac{\partial P}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\tilde{S} \frac{\partial P}{\partial y}) = \frac{\partial}{\partial t} \int_0^h \rho dz \quad (7)$$

식 (7)의 우변 항인 압축항(compressibility term)은 수치적인 안정화를 강화하기 위하여 밀도변화를 압력과 온도의 영향을 나타내는 두개의 항으로 분리한다[15]. 최종적인 압력장에 대한 지배방정식은 아래와 같다.

$$G \frac{\partial P}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} (\tilde{S} \frac{\partial P}{\partial x}) - \frac{\partial}{\partial y} (\tilde{S} \frac{\partial P}{\partial y}) = -\bar{F} \quad (8)$$

여기서,  $G = \int_0^x \left( \frac{\partial \rho_l}{\partial P} \right)_T dz + \int_x^h \left( \frac{\partial \rho_s}{\partial P} \right)_T dz \quad (9)$

$$\bar{F} = \int_0^x \left( \frac{\partial \rho_l}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dz + \int_x^h \left( \frac{\partial \rho_s}{\partial T} \right)_P \frac{\partial T}{\partial t} dz + (\rho_l - \rho_s)_{z=x} \frac{\partial \chi}{\partial t} \quad (10)$$

$\chi$ 는 캐비티내에서의 고체와 액체상태의 경계면의 z방향 좌표이고, 아래첨자 l과 s는 각각 재료의 액상(liquid phase)과 고상(solid phase)을 나타낸다. 비결정질 고분자 수지의 p-v-T 모델은 액상과 고상의 두 영역을 묘사할 수 있는 Tait 가 제안한 실험식을 이용하였다[16].

$$u(T, P) = u_0(T) \left\{ 1 - C \ln \left( 1 + \frac{P}{B(T)} \right) \right\} \quad (11)$$

여기서  $C=0.0894$  이다. 이 상태방정식은 다음과 같이  $u_0(T)$ 와  $B(T)$ 항의 상수들을 변화시킴으로써 두 영역을 나타낼 수 있다.

$$u_0(T) = \begin{cases} b_{1,l} + b_{2,l} \bar{T} & \text{if } T > T_l \\ b_{1,s} + b_{2,s} \bar{T} & \text{if } T < T_l \end{cases} \quad (12)$$

$$B(T) = \begin{cases} b_{3,l} \exp(-b_{4,l} \bar{T}) & \text{if } T > T_l \\ b_{3,s} \exp(-b_{4,s} \bar{T}) & \text{if } T < T_l \end{cases} \quad (13)$$

여기서  $\bar{T} \equiv T - b_5$  이다. 전이온도인  $T_l$ 는 압력의 선형함수로 아래와 같이 가정한다.

$$T_l(P) = b_5 + b_6 P \quad (14)$$

그리고, 현탄액의 점성( $\eta$ )은 아래와 같은 수정된 크로스 모델(Modified Cross Model)을 사용하였다.

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left[ \frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{\tau^*} \right]^{1-n}} \quad (15)$$

여기서,  $\eta_0 = B \exp \left[ \frac{T_b}{T} \right] \exp(\beta P) \quad (16)$

변수 n은 power-law 지수이고 B,  $\tau^*$ ,  $T_b$ ,  $\beta$ 는 주어진 재료에 따른 상수이다.

식 (8)을 가중잔여법(weighted residual method)을 이용하여 절점압력(nodal pressure)에 대한 유한요소 수식으로 변환하면 아래와 같다.

$$\frac{A^{(0)}}{3} G^{(0)} \sum_{i=1}^3 E_{iN} \frac{P_i - P_i^{(c)}}{\Delta t} + \tilde{S}^{(0)} \sum_{i=1}^3 D_{iN}^{(0)} P_i = -\frac{A^{(0)}}{3} F^{(0)} \quad (17)$$

각 절점을 포함하는 모든 요소들을 전체영역의 행렬의 형태로 조합(assembly)한 후에 절점의 압력을 계산하기 위하여 본 연구에서는 substitution method를 사용하였고 에너지방정식은 유한차분법을 이용하여 두께방향으로 온도 분포를 구하였다.

### 2.2. 배향의 정형화

단섬유 배향장을 예측하기 위해서는 변형 유동장(deformation field)과 배향함수와의 관계가 필요하다. 배향함수에는 배향텐서(orientation tensor), 배향변수(orientation parameters), 배향분포함수(orientation distribution function) 등이 있다. 이차배향텐서는 배향분포함수의 단점인 복잡성을 보완하면서 대칭성, 정규성(normality), 그리고 간결성(compactness)과 같은 편리한 성질을 갖고 있기 때문에 배향함수로 많이 이용되고 있다. 이차배향텐서는 위치벡터  $\vec{P}$ 와 확률분포함수  $\psi(\vec{P})$ 의 dyadic product를 모든 방향에 걸쳐 적분한 것으로 정의된다.

$$a_{ij} = \int P_i P_j \psi(\vec{P}) d\vec{P} \quad (18)$$

Advani와 Tucker[8,9]가 제안한 이차배향텐서에 대한 배향변화방정식(equation of orientation change)을 사용하였다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial a_2}{\partial t} &= \frac{\partial a_{ij}}{\partial t} \\ &= -\frac{1}{2} (\omega_{ik} a_{kj} - a_{ik} \omega_{kj}) \\ &\quad + \frac{1}{2} \lambda (\dot{\gamma}_{ik} a_{kj} + a_{ik} \dot{\gamma}_{kj} - 2 \dot{\gamma}_{kl} a_{ijkl}) \\ &\quad + 2 C_i \dot{\gamma}_m (\delta_{ij} - 3 a_{ij}) \end{aligned} \quad (19)$$

여기서  $\lambda$ 는 섬유 입자의 형상과 관련된 매개변수이고,  $\lambda = (re^2 - 1)/(re^2 + 1)$ 로서, 등가 세장비(equivalent aspect ratio)  $re$ 가 큰 단섬유의 경우에는 1이다.  $C_i$ 는 Folgar와 Tucker[7]에 의하여 도입된 단섬유들 사이의 간섭정도를 나타내는 무차원 상호간섭계수(interaction coefficient)이고 본 계산에서는 0.001를 사용하였다.

식 (19)에서 4차배향텐서를 이차배향텐서로 근사화 하기 위하여 아래와 같이 선형근사(linear closure),  $\hat{a}_{ijkl}$ 와 이차근사(quadratic closure),  $\tilde{a}_{ijkl}$ 를 모두 고려한 복합적 근사(hybrid closure approximation),  $\bar{a}_{ijkl}$ 를 도입하였다[8].

$$\bar{a}_4 = \bar{a}_{ijkl} = (1 - F) \hat{a}_{ijkl} + F \tilde{a}_{ijkl} \quad (20)$$

식 (20)에서 배향의 정도에 의하여 결정되는 배향의 상수척도(scalar measure)  $F$ 는 배향텐서와 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$F = 1 - 27 \det a_2 \quad (21)$$

본 연구에서는, 사출성형의 충전과정이 완료되는 순간에서의 3차원 섬유배향장을 예측하기 위하여 유한요소(finite element) 중심의 두께방향의 모든 층(layer)에서 식 (19)를 4차 Runge-Kutta 방법을 이용하여 계산하였다.

### 3. 결과 및 고찰

충전과정에서 압축성을 고려한 유동해석의 결과를 검증하기 위하여, 체결력이 50 ton, 사출용량은 3.5 oz 이고 최대 사출압력이 170 MPa인 사출기(Jaco III-H-3)를 이용하여 사출성형 실험을 수행하였다. 실험에 사용된 금형은 충전시간이 달라 비균일 충전 현상을 보여줄 수 있는 4개의 캐비티, 즉 게이트의 위치가 다르고 형상이 동일한 두 개의 직사각형 캐비티(캐비티 1, 캐비티 2)와  $\pi$  형상(channel shape, 캐비티 3)캐비티 및 L 형상 캐비티(캐비티 4)로 구성되어 있다. 해석결과와 비교하기 위하여 충전과정에서 캐비티의 압력을 압력변환기(pressure transducer, Kislser piezo sensor 6157A)를 이용하여 실험적으로 측정

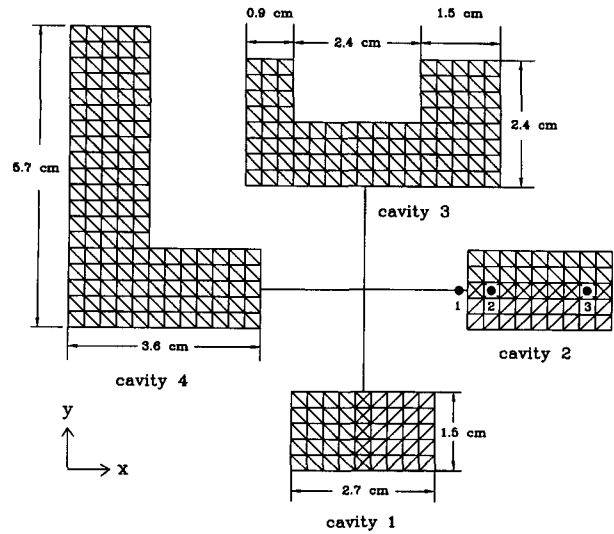


Fig. 1. Schematic diagram of mold including locations of three pressure transducers and finite element mesh.

Table 1. Thermal properties of the polystyrene used in the experiment and the numerical analysis

$C_{pl}$ (erg/gm°C)	$1.8 \times 10^7$
$C_{ps}$ (erg/gm°C)	$1.1 \times 10^7$
$K_t$ (erg/s cm°C)	$1.7 \times 10^4$
$K_s$ (erg/s cm°C)	$0.215 \times 10^4$

하였다. Fig. 1에 수치해석에 쓰인 유한요소 메쉬, 각 캐비티들의 치수와 측정센서의 위치가 표시되어 있다. 모든 캐비티들의 두께는 0.2 cm로 일정하고, 런너(runner)의 반지름은 0.3 cm 이다. 가공조건인 금형냉각온도(mold cooling temperature)는 60°C, 유동입구에서 용융온도(melt temperature)는 240°C로 고정하고 사출유량(injection flow rate)이 3.4 cm<sup>3</sup>/sec(case 1)와 13.4 cm<sup>3</sup>/sec(case 2)인 경우에 대해

Table 2. Viscosity model constants (5-constant model) for ps

$n$	0.232
$\tau$ (dyne/cm <sup>3</sup> )	$2.9397 \times 10^5$
$B$ (poise)	$1.8931 \times 10^{-7}$
$T$ (°K)	13048.
$\beta$ (cm <sup>2</sup> /dyne)	$3.1 \times 10^{-9}$

Table 3. Specific volume model constants for ps

$b_{1,l}$ (cm <sup>3</sup> /gm)	0.9859
$b_{2,l}$ (cm <sup>3</sup> /gm)	$6.5376 \times 10^{-4}$
$b_{3,l}$ (dyne/cm <sup>2</sup> )	$1.9313 \times 10^9$
$b_{4,l}$ (°C <sup>-1</sup> )	$4.8050 \times 10^{-3}$
$b_{1,s}$ (cm <sup>3</sup> /gm)	0.9853
$b_{2,s}$ (cm <sup>3</sup> /gm °C)	$2.718 \times 10^{-4}$
$b_{3,s}$ (dyne/cm <sup>2</sup> )	$2.7141 \times 10^9$
$b_{4,s}$ (°C <sup>-1</sup> )	$3.1448 \times 10^{-3}$
$b_5$ (°C)	95.0
$b_6$ (°C cm <sup>2</sup> /dyne)	$8.3 \times 10^{-8}$

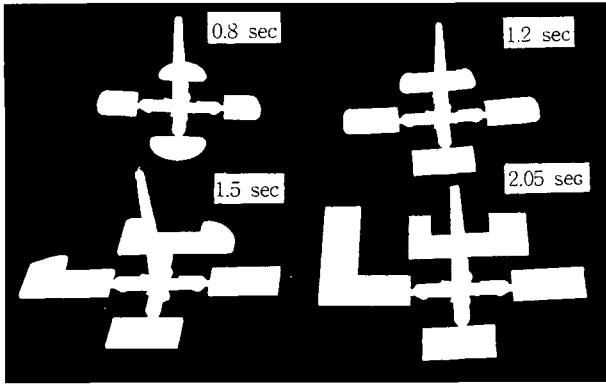


Fig. 2. Results of the short shot experiments in the case of slow filling (case 1:Q=3.4 cm<sup>3</sup>/sec).

서 실험과 수치해석을 수행하였다. Table 1은 실험과 해석에 사용한 PS(polystyrene)의 물리적 성질을 나타내며, 점성모델 상수값과 비체적모델 상수값은 Table 2와 Table 3에 나타나 있다.

Fig. 2는 사출유량이 3.4 cm<sup>3</sup>/sec(case 1)일 때, 충전 완료 전까지 short shot 실험을 매순간 수행한 결과이고, Fig. 3은 동일한 가공조건에서 압축성을 고려한 수치해석 결과인데 유동선단(melt front)의 전진과정과 캐비티 1, 캐비티 2, 캐비티 3, 캐비티 4의 순서대로 순차적으로 충전되는 과정이 실험결과와 잘 일치하는 것을 보여주고 있다. 또한, case 1의 가공조건에서 예측된 충전시간은 2.05 sec 이고 case 2에서는 0.513 sec 이다. Fig. 2에서 알 수 있듯이 예측된 충전시간이 실험결과와 잘 일치하였다. Fig. 4는 case 1의 가공조건으로 충전실험을 수행하여 end-gated rectangular cavity(캐비티 2)내의 두 군데와 런너에 설치된 압력변환기에서 측정된 압력값의 차이를 비압축성과 압축성을 가정하여 해석한 결과와 비교한 것이다. 압력차

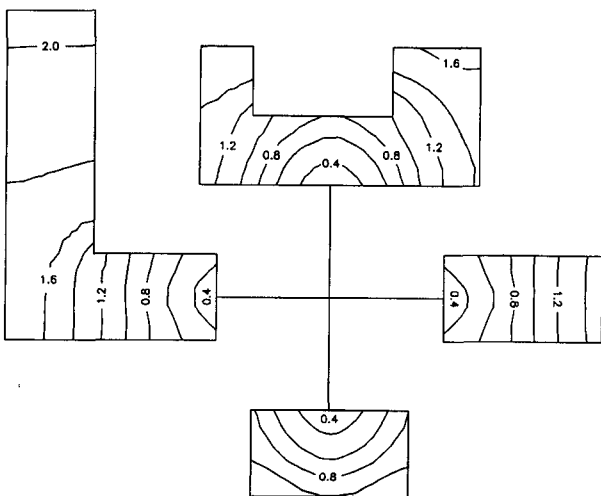


Fig. 3. Predicted melt front advancements assuming compressible flow in the case of slow filling (case 1:Q=3.4 cm<sup>3</sup>/sec).

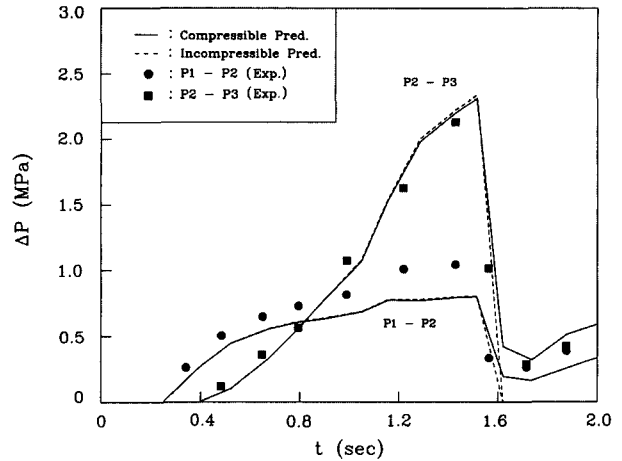


Fig. 4. Comparison of predicted (curves) and experimental (symbols) pressure drops in the case of slow filling (case 1:Q=3.4 cm<sup>3</sup>/sec).

$\Delta P_{12}$ 는 용융 고분자가 게이트를 통과할 때의 압력강하 (pressure drop)이고 (그림에서는 P<sub>1</sub>-P<sub>2</sub>로 표시),  $\Delta P_{23}$ (P<sub>2</sub>-P<sub>3</sub>으로 표시)는 캐비티 2 내부에서의 압력강하를 나타낸다. 압력강하  $\Delta P_{12}$ 는 이론적으로 예측된 값과 실험치와의 차이가 캐비티 내부의  $\Delta P_{23}$  보다 상대적으로 크며, 이는 수치해석에서 런너와 캐비티의 연결부분에서의 압력손실 (junction loss)을 무시하였기 때문이다. 캐비티 1 이 충전이 끝나는 1.12 초 부근에서, 실험으로 측정된 압력강하  $\Delta P_{12}$ 와  $\Delta P_{23}$ 가 약간 증가하는데 압축성 해석과 비압축성 해석 모두에서 잘 예측하고 있다. 이러한 압력차의 증가는 캐비티 1 이 완전충전 됨으로써 충전이 안된 다른 캐비티에서의 유입량이 증가하기 때문이다. 캐비티 2 가 충전이 완료되는 1.5 초 전까지는 비압축성 해석결과와 비교할 때 압축성 효과가 캐비티 2 내의 유동장에 거의 영향을 주지 않고 있음을 볼 수 있다.

캐비티 2 가 충전이 완료된 후에는, 비압축성 해석에서는 밀도변화가 없기 때문에 압력장이 순간적으로 캐비티 2 내의 전 영역에서 일정하게 되어 압력강하가 영(zero)으로 예측되어 졌다. 이러한 비압축성 해석결과와 실험결과와 상당히 다르다. 그러나, 압축성 해석에서는 압력의 증가로 인한 밀도의 증가를 보상하기 위해 이미 충전된 캐비티 2 로 용융고분자가 유입되어 발생하는 질량유량 (mass flow)을 고려할 수 있으므로 실험결과와 마찬가지로 압력강하가 영 이 되지 않고 유한한 값으로 감소됨을 볼 수 있다. 그러므로 비균일 충전이 발생하는 다중 캐비티에서는, 충전과정의 유동장해석시 용융 고분자의 압축성을 고려하는 것이 매우 중요함을 알 수 있다.

Fig. 5, Fig. 6과 Fig. 7은 case 1의 가공조건에서 각각 압축성과 비압축성 유동장 해석과 배향텐서를 이용하여 모든 캐비티가 충전이 완료되는 순간에 두께방향으로 서로 다른 3개의 단면에서 예측된 섬유 배향의 결과이고, Fig. 8, Fig. 9와 Fig. 10은 상대적으로 사출 유량이 커서 충전

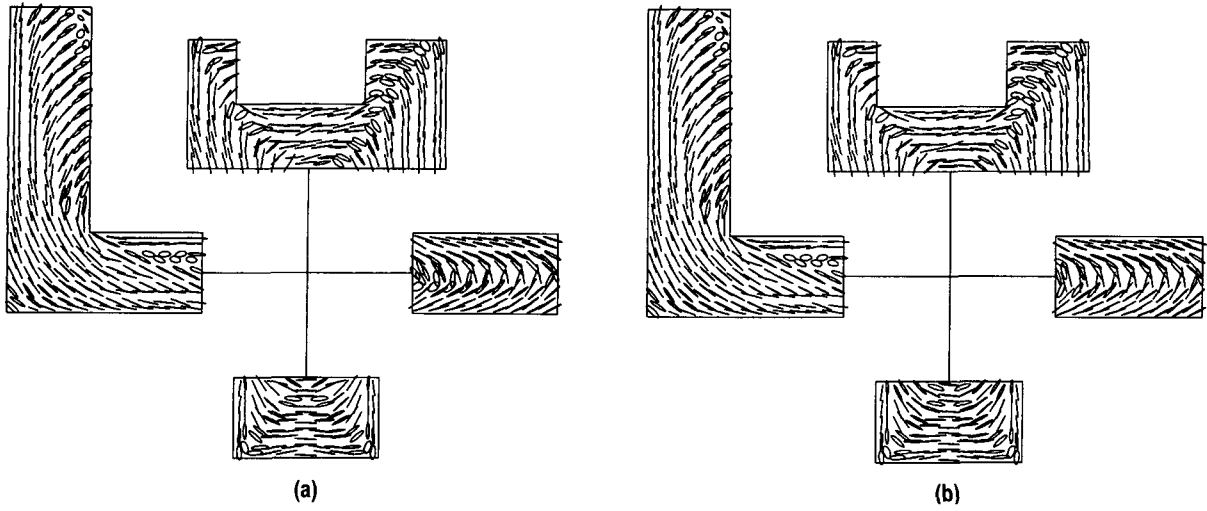


Fig. 5. Predicted fiber orientation for slow filling (case 1) at the layer of  $z/h=0.1$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

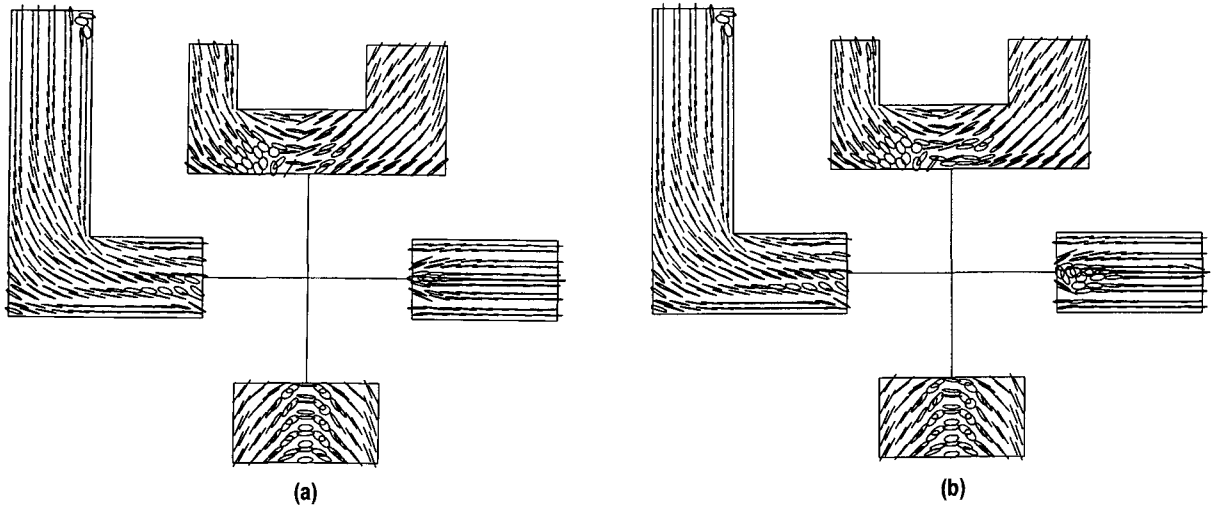


Fig. 6. Predicted fiber orientation for slow filling (case 1) at the layer of  $z/h=0.4$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

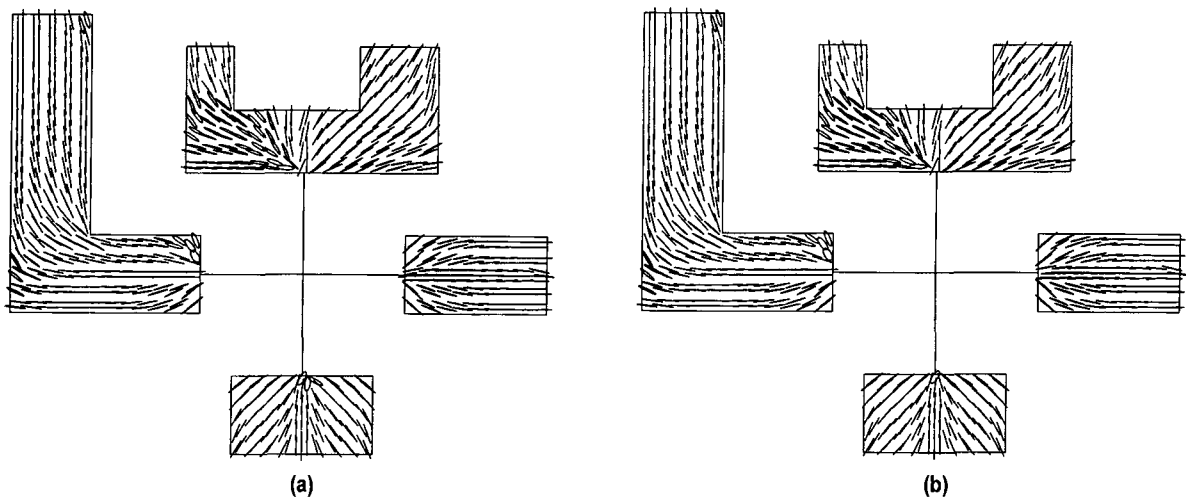


Fig. 7. Predicted fiber orientation for slow filling (case 1) at the layer of  $z/h=0.8$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

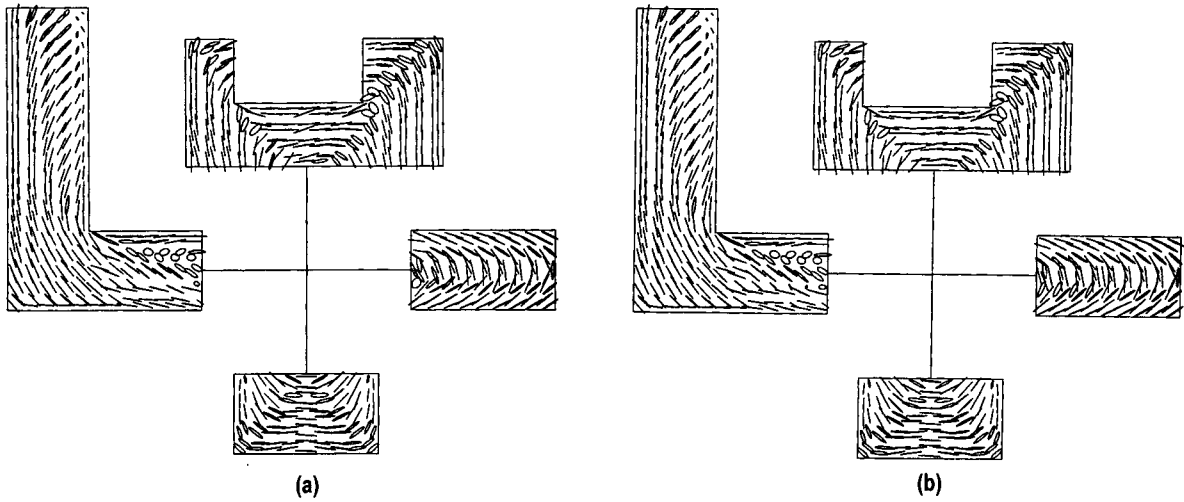


Fig. 8. Predicted fiber orientation for slow filling (case 2) at the layer of  $z/h=0.1$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

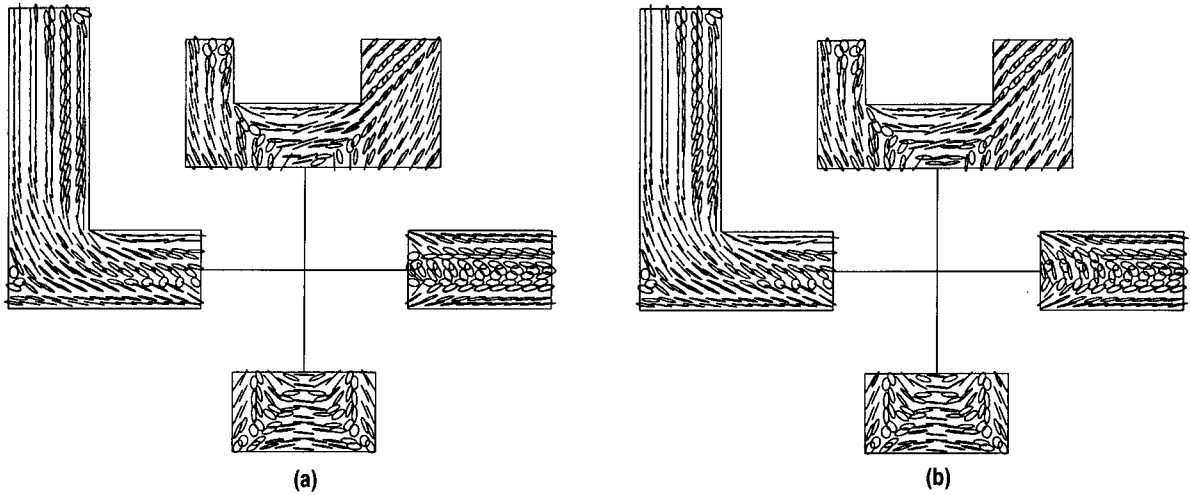


Fig. 9. Predicted fiber orientation for fast filling (case 2) at the layer of  $z/h=0.4$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

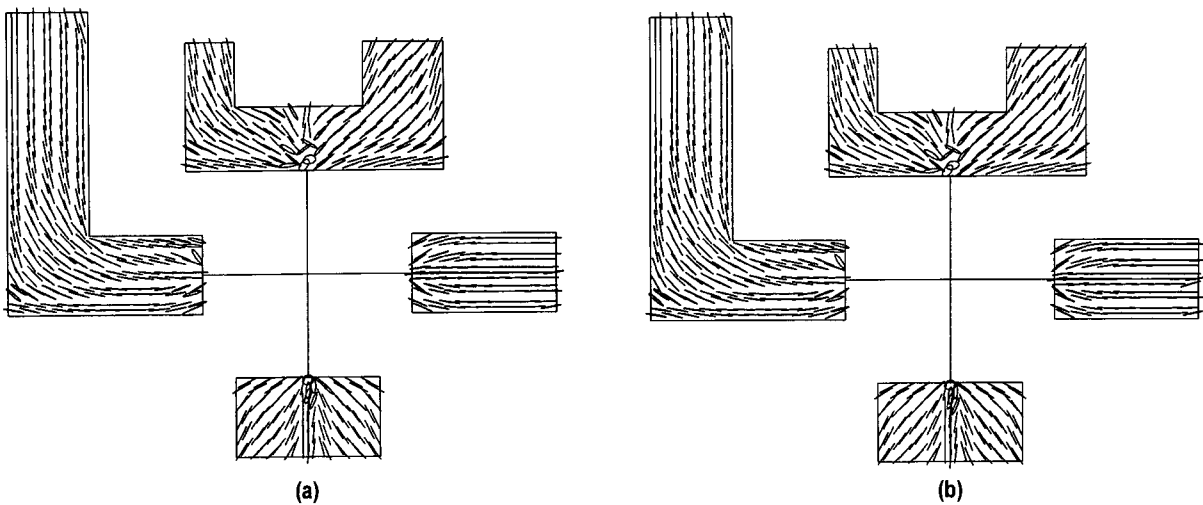


Fig. 10. Predicted fiber orientation for fast filling (case 2) at the layer of  $z/h=0.8$ ; (a) incompressible case, (b) compressible case.

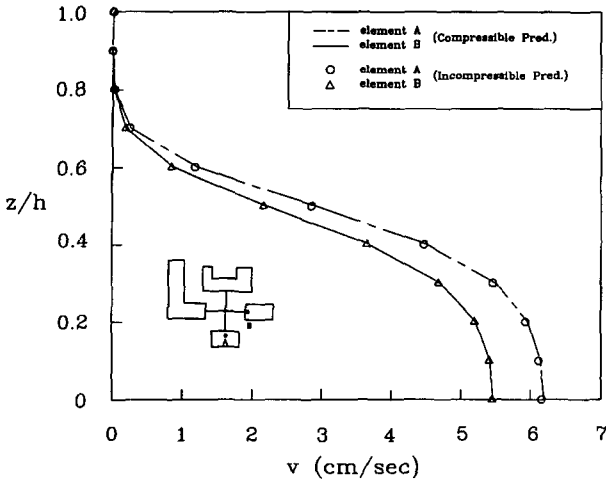


Fig. 11. Variation of axial velocity components along the gapwise direction for case 1 at  $t=1.06$  sec.

시간이 짧은 case 2의 가공조건에서의 충전 완료시 섬유 배향을 나타낸다. 유동입구에서의 초기 섬유배향은 등방성을 가지도록 마구잡이(random)로 하였다. Fig. 11은 그림에 표시된 3개의 유한요소 A, B와 C의 중심에서 가공 조건 case 1 으로 해석하였을 때, 캐비티 1이 충전되기 전인 1.06 초에서 압축성과 비압축성 해석에 의한 유동방향의 속도성분을 나타낸 것이다. 캐비티가 충전되기 전까지는 압축성과 비압축성 해석결과가 거의 동일하였고 layer 9( $z/h=0.8$ ) 이상에서는 고화층이 형성되어 속도성분이 영임을 볼 수 있었다. 두께방향의 중심단면인 layer 1( $z/h=0$ )에서 layer 3( $z/h=0.2$ )까지는 인장유동이 layer 3에서 layer 7( $z/h=0.6$ )까지는 인장과 전단유동이 복합적으로 일어나며 layer 7 이상에서는 전단유동이 지배적임을 볼 수 있었다. 두께 방향에서 섬유배향장은 배향도(state of fiber orientation)에 따라 심부(core region), 변화부(transition re-

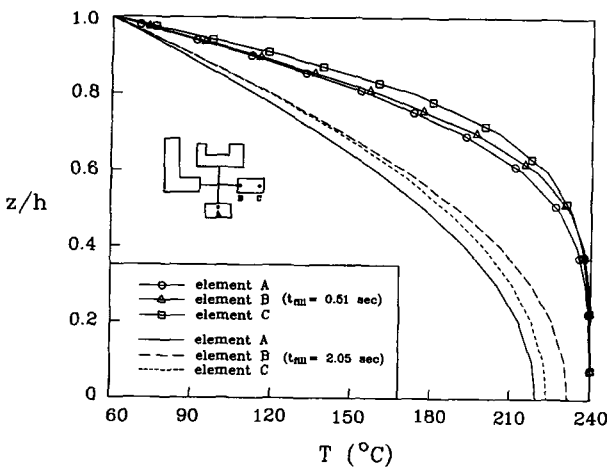


Fig. 12. Variation of temperature along the gapwise direction for the two processing conditions at elements A, B and C indicated in figure.

gion)와 표면부(shell region)로 분류할 수 있었다. Fig. 5와 Fig. 8에서 보듯이 두께방향의 중심단면 부근(layer 2)에서는 인장유동에 의하여 섬유가 유동방향과 수직방향으로 정렬되고(심부), 금형벽면에 가까워질수록(layer 9) Fig. 7과 Fig. 10에서 알 수 있듯이 전단유동의 영향으로 유동 방향으로 정렬한다(표면부). Fig. 6과 Fig. 9는 두께방향의 중심단면과 금형 벽면 사이의 중간 위치(layer 5)에서는 섬유배향이 게이트 부근에서는 인장유동의 영향으로 유동방향과 수직으로 배열되고, 금형 벽면 근처에서는 전단유동의 영향으로 유동방향으로 배열되고 있음을 보여준다(변화부). Fig. 6과 Fig. 9를 비교해보면, 가공조건에 따라 변화부에서의 섬유배향도가 변화하는데 좀더 느린 사출속도로 성형한 case 1 이 case 2 보다 전단유동의 영향으로 유동방향으로 정렬되는 부분이 더 크게 형성되고 있음을 알 수 있다. 이러한 경향은 Fig. 12에서 보듯이, 가공 조건 case 1 인 경우가 두께방향의 온도가 낮아서 찬 금형 벽면에 가까운 단면에서 고화층(solid layer)이 더 많이 형

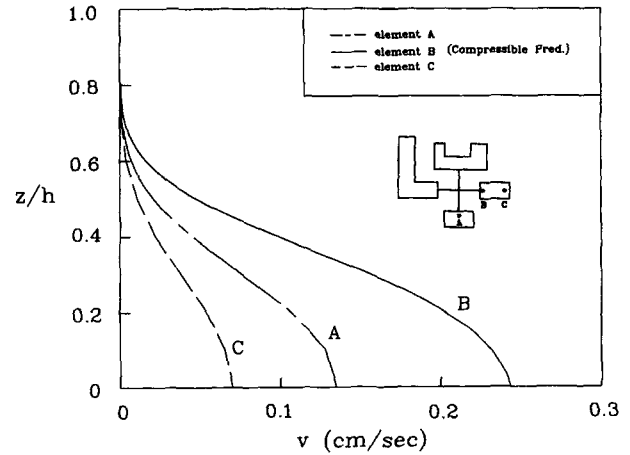


Fig. 13. Variation of axial velocity components along the gapwise direction for case 1 at  $t=1.62$  sec.

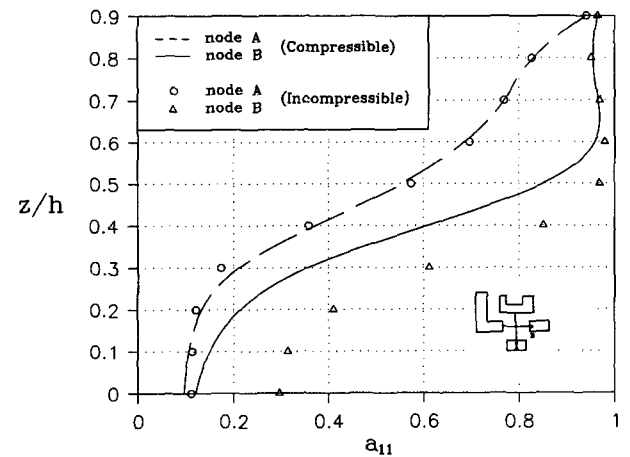


Fig. 14. Variation of the all components of the orientation tensor  $a_{11}$  along the gapwise direction for the case 1.



성되기 때문이다. 고화층이 두꺼워질수록 두께방향의 속도분포가 뾰족하게 분포되기 때문에 전단변형의 영향으로 섬유배향이 유동방향으로 배열되는 부분이 많이 형성된다. Fig. 13은 캐비티 2의 충전이 완료된 후인 1.62 초에서의 유동방향의 속도성분인데, 비압축성 해석과는 달리 압축성 해석에서는 완전히 충전이 완료된 캐비티 2에 유입된 용융고분자의 질량유량에 의한 속도성분을 볼 수 있었다. 충전된 캐비티들 내의 유동속도는 매우 작고 캐비티 2 내의 게이트 부근인 B의 유동방향의 속도성분이 캐비티 끝부분인 C에서 보다 큼을 알 수 있었다. 그러므로 압축성 효과에 의하여 게이트 부근에서 상대적으로 밀도가 증가되며 섬유배향의 변화가 많이 나타날 것이다.

압축성 효과가 섬유배향에 미치는 영향을 정량적으로

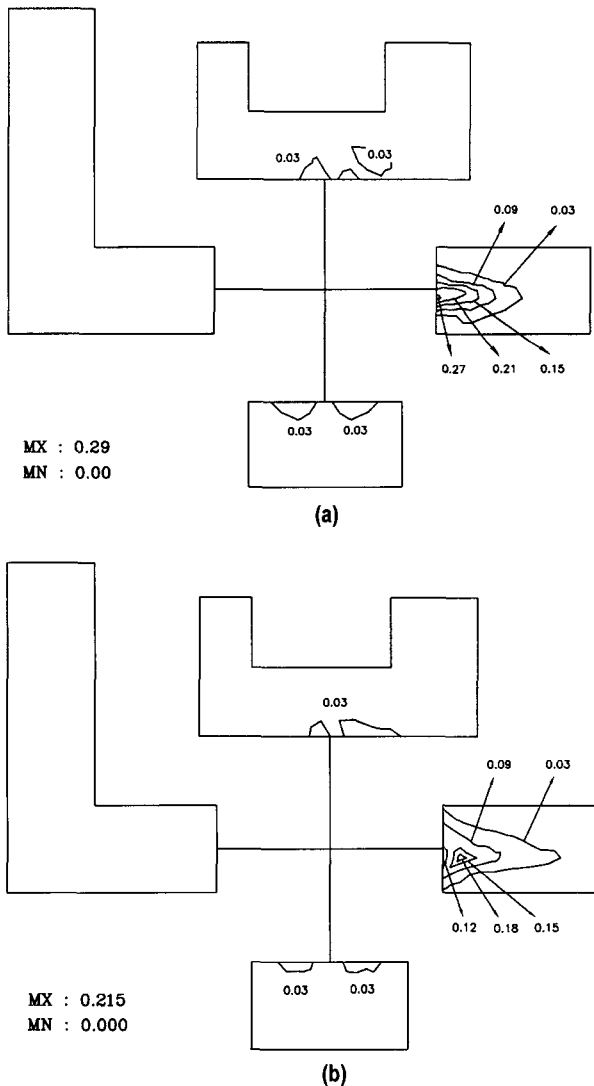


Fig. 15. Contour plot of the difference between maximum eigenvalues predicted for compressible and incompressible polymer melts at  $z/h=0.4$ ; (a) for slow filling (case 1), (b) for fast filling (case 2).

고찰하기 위하여, Fig. 14는 캐비티 1과 캐비티 2의 게이트 근처인 절점 A와 절점 B에서 유동방향으로의 배향텐서의 성분( $a_{11}$ )을 나타낸 것이다. 압축성에 의하여 유동이 크게 나타나는 절점 B에서의 섬유배향에측은 고분자의 압축성을 고려하여야 더욱 정확한 결과를 얻을 수 있음을 보여준다. 섬유배향장이 정상상태에 도달하여 섬유배향이 더 이상 변화되지 않는 임계배향도(critical degree of orientation)가 존재함을 그림에서 볼 수 있었다. 본 연구에서 사용한 다중캐비티와 case 1의 가공조건에서는 심부에서 인장유동에 의한 임계배향도는 0.1 이고 표면부에서 전단유동에 의한 임계배향도는 0.96 이었다. 캐비티 1(side-gated rectangular cavity)의 절점 A에서는, Fig. 13에서의 압축성 효과에 의해 발생한 유동성분은 섬유배향장에 거의 영향을 미치지 못하였다. 캐비티 1이 충전이 완료될 때, 유동장이 완전히 발달되어(fully developed) 섬유배향장이 임계배향도에 도달하는 것을 알 수 있었다. 절점 B에서는 Fig. 13에서 보듯이 캐비티 2(end-gated rectangular)가 충전이 완료된 후 압축성에 의해 발생된 유동장은 심부와 변화부에서 유동방향의 배향도를 감소시킨다. 이것은 Fig. 5와 Fig. 6에서 확인할 수 있듯이, 압축성 효과에 의해 캐비티 2의 게이트 부근에서 섬유배향은 유동방향의 수직방향으로 재배열하고 있음을 의미한다. 전단유동의 영향을 받는 표면부에서는 고화층과 섬유배향이 임계값에 도달하여 압축성 효과가 나타나지 않았다.

Fig. 15는 layer 5( $z/h=0.4$ )에서 비압축성과 압축성 해석으로부터 구한 배향텐서의 최대 고유치(maximum eigenvalue)의 차를 비교한 것이다. Fig. 15(a)는 가공조건이 case 1의 경우인데, 섬유배향이 캐비티 2의 게이트 부근에서 최대 29% 차이가 발생하였고, Fig. 15(b)의 case 2의 경우에는 최대 21.5% 차이가 있음을 볼 수 있다. Fig. 16은 비압축성과 압축성에 의한 배향텐서의 최대 고유치의 차

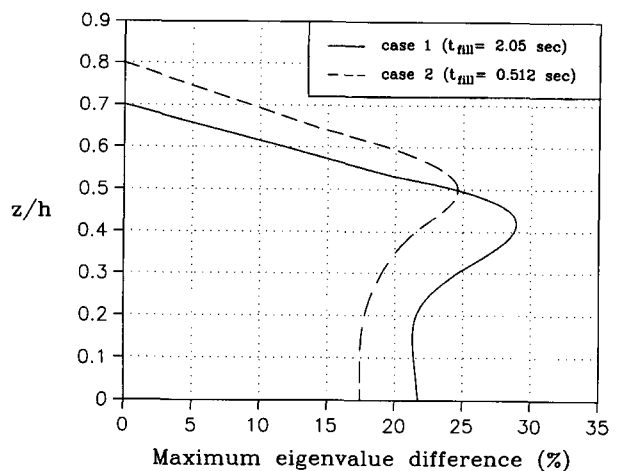


Fig. 16. Predicted variation of the difference between maximum eigenvalues with respect to the normalized  $z$  coordinates where the difference is maximum for each case.

가 최대 발생하는 절점에서 두께방향으로 최대 고유치의 차를 나타낸 것인데, 심부보다는 변화부에서 압축성 효과에 의한 섬유배향의 변화가 많이 발생하였다. 사출시간이 긴 case1의 경우가 case2보다 충전과정동안 섬유배향장에 압축성효과가 더 많이 나타나는 것을 볼 수 있다.

#### 4. 결 론

충전과정에서 압축성 효과를 고려한 유동장과 섬유배향의 해석에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 캐비티가 충전이 완료되기 전까지는 압축성 효과는 유동장에 거의 영향을 주지 않았다.
2. 완전히 충전이 끝난 캐비티내의 유동장에서는 다른 캐비티가 충전되는 동안에 압축성 효과가 나타남을 보였다.
3. 압축성을 고려한 유동장 해석결과는 실험결과와 전반적인 경향이 잘 일치하였다.
4. 사출유량이 적어 충전시간이 길어지면, 두께방향의 온도분포가 낮아져서 고화층이 확대되며 이때 전단유동에 의한 섬유배향이 증가하였다.
5. 섬유배향이 변하지 않고 정상상태에 있는 임계배향도가 존재함을 알 수 있었다. 본 연구에서 사용한 다중캐비티와 case 1의 가공조건에서 심부의 임계배향도는 0.1이고 표면부에서는 0.96으로 나타났다.
6. side-gated rectangular cavity에서는 충전직전에 유동장이 완전히 발달되어 섬유배향이 임계값에 도달하며 압축성 효과에 의하여 발생한 유동은 추가적인 섬유배향을 유발시키지 않았다.
7. end-gated rectangular cavity의 게이트 부근에서 압축성에 의한 섬유배향의 변화가 가장 많이 발생하였고, 심부와 변화부에서  $a_{11}$  성분의 배향도를 감소시켰고 표면부에서는 거의 변화가 없었다.
8. 압축성에 의한 섬유배향의 변화는 사출시간이 긴 경우에 변화부에서 가장 크게 나타났다.

#### 기 호

$\bar{a}_2$	: second order orientation tensor
$a_{ij}$	: component of second orientation tensor
$a_{ijkl}$	: component of 4th order orientation tensor

$\hat{a}_{ijkl}$	: linear closure of 4th order orientation tensor
$\tilde{a}_{ijkl}$	: quadratic closure of 4th order orientation tensor
B	: parameter for 5-constant viscosity model
$b_1, b_2, b_3, b_4$	: parameters for Tait equation
$\hat{p}$	: constant for Spencer-Gilmore equation of state
$\hat{R}$	: constant for Spencer-Gilmore equation of state
$\tilde{S}$	: fluidity factor
$T_b$	: temperature sensitivity of melt viscosity
$T_g$	: glass transition temp. of amorphous materia
$\alpha$	: thermal expansion coefficient
$\beta$	: pressure coefficient in 5-constant model
$\dot{\gamma}$	: effective shear rate
$\delta_{ij}$	: component of Cronecker delta
$\eta_0$	: zero-shear viscosity
$\omega_{ij}$	: component of vorticity tensor

#### 참고문헌

1. M.R. Kamal and S. Kenig, *Polym. Eng. and Sci.*, **12**, 294 (1972).
2. M.E. Ryan and T.S. Chung, *Polym. Eng and Sci.*, **20**, 642 (1980).
3. V.W. Wang, C.A. Hieber and K.K. Wang, *J. of Polym. Eng.*, **7**, 21 (1986).
4. G.B. Jeffery, *Proc. Royal Soc., Ser. A*, **102**, 161 (1923).
5. R.C. Givler, M.J. Crochet and R.B. Pipes, *J. Compos. Mater.*, **17**, 330 (1983).
6. R.F. Eduljee and J.W. Gillespie, *Polym. Compos.*, **11**, 56 (1990).
7. F. Folgar and C.L. Tucker III, *J. Reinf. Plast. Compos.*, **3**, 98 (1984).
8. S.G. Advani and C.L. Tucker III, *J. Rheol.*, **31**, 751 (1987).
9. S.G. Advani and C.L. Tucker III, *Polym. Compos.*, **11**, 164 (1990).
10. R.J. Crowson, M.J. Folkers and P.F. Bright, *Polym. Eng. and Sci.*, **20**, 925 (1980).
11. J.C. Malzahn and J.M. Schultz, *Compos. Sci. Technol.*, **25**, 187 (1986).
12. J.W. Gillespie, J.A. Vanderschuren and R.B. Pipes, *Polym. Compos.*, **6**, 82 (1985).
13. A.T. Mutel and M.R. Kamal, *Polym. Compos.*, **12**, 137 (1991).
14. J. Ko and J.R. Youn, *Polym. Compos.*, **16**, 114 (1995).
15. H.H. Chiang, C.A. Hieber and K.K. Wang, *Polym. Eng. and Sci.*, **31**, 116 (1991).
16. R. Simha, P. S. Wilson and O. Olabisi, *Kolloid-Z.*, **251**, 402 (1973).