

〈論 文〉

SMC 압축성형공정의 3차원 유한요소해석

김수영* · 임용택*

Three-Dimensional Finite Element Analysis of Compression Molding of Sheet Molding Compound

Soo-Young Kim and Yong-Taek Im

Abstract

The compression molding of SMC (sheet molding compound) at room temperature was analyzed based on rigid-viscoplastic approach by three dimensional finite element program. The developed program was tested by solving the three dimensional compression of wedge type specimens of aluminum alloys at various processing conditions. The simulation results were compared well to the experimental results available in the literature. Based on this comparison the program was proved to be valid and was further applied in solving compression molding of SMC, which is a thermosetting material reinforced with chopped fiber glass. To investigate the effects of friction conditions and mold closing speeds for compression molding of SMC charge at room temperature, compressions of the cylindrical and rectangular shaped SMC were analyzed for various friction conditions and mold closing speeds. The calculated load values were compared to the experimental results for the compression molding of cylindrical specimen.

Key Words : Finite Element Method(유한요소법), Preferential Flow(선행유동), SMC(Sheet Molding Compound), Compression Molding(압축성형)

1. 서 론

SMC (sheet molding compound)는 폴리에스터 수지를 이용한 모재에 유리섬유가 단섬유 형태로 함침되어 있는 재료로, 중량에 비해 기계적 강도가 뛰어나고 생산성이

우수하여 경량 구조재료의 응용에 적합하다. SMC의 성형은 압축성형공정에 의해 이루어지는데 압축성형공정에서 SMC 장입재는 가열된 상태의 하부 몰드에 놓여지고 상부몰드가 빠른 속도로 하강하여 제품을 성형하게 된다. 몰드의 온도는 150°C 정도이며 장입재의 온도는 실온과 같다. 상부몰드가 장입재의 윗면에 접촉한 순간부터 금형 충전 (mold filling) 과정이 시작되며 장

*한국과학기술원 기계공학과

입재 내부의 온도분포에 따라 경화 반응이 시작된다. 이와 같이 압축성형공정은 유동과 열전달, 경화반응이 복합적으로 일어나기 때문에 금형 내의 유동, 온도분포와 경화정도를 예측하기가 매우 어렵고 제품 성형 후에 섬유 분포 및 방향성에 대한 예측도 어려운 실정이다.

SMC 압축성형공정에서 장입재 내의 유동양상에 대한 실험적 연구는 1970년대부터 이루어져왔으며, (1~3) 1980년대에 들어서 실험적 연구와 함께 해석적 연구가 병행되어 이루어졌다. Barone(4) 등과 Silva-Neito(5,6) 등은 SMC를 비압축성, 등방성인 뉴튼유체(Newtonian fluid)로 가정하여 해석하였는데 이러한 모델은 얇은 두께의 SMC 장입재에 대해서는 유동선단을 잘 예측하였으나, 장입재의 두께가 두꺼워지면 유동이 실제의 경우보다 덜 일어나는 것으로 예측하였으며 성형압력 역시 낮게 예측하는 단점이 있었다. Lee(7,8) 등은 여기에 금형과 장입재 사이의 수직응력의 효과와 열전달을 고려하였으며 수직방향으로의 점도구배를 가정하여 금형과 장입재의 접촉면에서 일어나는 선행유동 현상 (preferential flow)을 해석하였다. Barone(9) 등은 실험과 해석적 연구를 통하여 이러한 선행유동 현상이 장입재의 두께가 두껍고 매우 느린 속도로 성형되는 경우에 일어난다는 것을 밝혀 내었다. Lee(10) 등은 금형과 장입재 사이의 마찰을 고려하여 축대칭 그리고 평면변형인 경우의 압축성형공정을 해석하여 마찰현상이 유동양상에 미치는 영향에 대하여 연구하였다.

본 연구에서는 강점소성유한요소법을 사용하여 실온에서의 SMC 압축성형공정을 3차원적으로 해석하였다. 이를 위해 개발된 프로그램을 사용하여 알루미늄 블록의 업세팅 (upsetting)을 해석함으로써 변형 해석부분의 신뢰성을 검증하였으며, 실온에서의 SMC 압축성형공정을 해석하여 온도가 고

려되지 않은 상태에서 성형속도와 마찰조건이 장입재의 유동과 성형하중 등에 미치는 영향에 대하여 알아보았다. 이러한 고찰을 통하여 강점소성유한요소법이 SMC의 압축성형공정을 해석하는데 유용함을 알 수 있었으며 이를 바탕으로 열전달과 경화반응 해석부분을 첨가함으로써 실제의 SMC 압축성형공정을 3차원 해석할 수 있는 프로그램을 개발할 예정이다.

2. 유한요소법

강점소성유한요소법에 관한 자세한 이론적 서술은 이미 Kobayashi(11) 등이 자세히 기술한 바가 있으므로 그 요점만을 간단히 기술하였다. 강점소성유한요소해석에 사용되어지는 약형은 다음과 같다.

$$\int_V \left(\frac{2}{3} \bar{\sigma} / \bar{\epsilon} \right) \dot{\epsilon}_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV + \int_V k \dot{\epsilon}_{kk} \delta \dot{\epsilon}_{ii} dV - \int_{S_f} t_i \delta u_i dS = 0. \quad (1)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 와 $\bar{\epsilon}$ 는 각각 유효응력과 유효변형률을 나타내고 있으며, k 는 소재의 비압축성을 만족시키기 위한 벌칙상수이고 t_i 는 소재의 경계면에 작용하는 힘을 나타낸다.

위의 약형에서 변형률 속도와 속도성분은 선형보간함수 (shape function)를 사용하여 식(2)와 같이 나타낼 수 있으며 이를 약형에 대입하여 이산화시키면 식(3)과 같은 형태로 나타낼 수 있다. 이 때 A 와 N 행렬은 선형보간함수와 그 미분형태에 관련된 행렬로 그 자세한 항들은 참고문헌(11)에 자세히 설명되어 있다.

$$\dot{\epsilon} = AN\dot{v} = B\dot{v}, \quad u = N\dot{v}. \quad (2)$$

$$\int_V \left(\frac{2}{3} \bar{\sigma} / \bar{\epsilon} \right) \dot{v}^T B^T D B dV + \int_V k \dot{v}^T B^T c c^T B dV$$

$$-\int_{S_f} Nt^T dS = 0. \quad (3)$$

식(3)은 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$\Phi(\bar{v}) = F(\bar{v})\bar{v} + G\bar{v} - h = 0. \quad (4)$$

소재와 금형 사이의 접촉면에서 일어나는 마찰력 F 는 구간전체에서 미분이 정의될 수 있도록 다음과 같이 모델링하였으며 이를 대입하면 h 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$F = -m_f k \left\{ \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|\mathbf{v}_r|}{\mathbf{a}} \right) \right\} \frac{\mathbf{v}_r}{|\mathbf{v}_r|}, \quad (5)$$

$$h(\bar{v}) = \int_{S_f} N^T \left[-m_f k \left\{ \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{|\mathbf{v}_r|}{\mathbf{a}} \right) \right\} \frac{\mathbf{v}_r}{|\mathbf{v}_r|} \right] dS. \quad (6)$$

여기서 m_f 는 소재와 금형사이의 마찰상수 (friction factor)이고 \mathbf{v}_r 은 금형과 소재의 상대속도이며 \mathbf{a} 는 마찰력의 모델링에 관련된 상수로 0에 가까워질수록 실제 전단마찰 모델과 가까워지게 되는데 본 해석에서는 \mathbf{a} 값으로 0.01을 사용하였다.

식(4)를 살펴보면 \bar{v} 에 \bar{v} 가 포함되어 있어 강한 비선형성을 가지므로 뉴턴-랩슨법을 사용하여 해를 구한다. 식(4)에 뉴턴-랩슨법을 적용하여 정리하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{N-R} \Delta \bar{v} = L_{L-R}, \quad (7)$$

$$K_{N-R} = \frac{\partial \Phi}{\partial \bar{v}} = \frac{\partial F}{\partial \bar{v}} + F\bar{v} + G - \frac{\partial h}{\partial \bar{v}}, \quad (7a)$$

$$L_{N-R} = -\Phi = -F\bar{v} - G + h. \quad (7b)$$

3. 개발된 프로그램의 신뢰성 평가

앞에서 언급한 이론적 내용을 바탕으로 강점소성유한요소법을 사용한 3차원 변형해

석 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 신뢰성을 평가하기 위하여 직육면체형상 알루미늄소재의 평면 업세팅 (upsetting) 공정을 해석하였다. Fig. 1과 Table 1에 소재의 형상과 해석조건이 나타나 있는데 소재의 형상을 정육면체와 직육면체의 두가지로, 그리고 각각의 경우에 마찰조건을 유효되는 경우와 그렇지 않은 경우로 나누어 모두 4가지 경우에 대하여 해석을 수행하였다. 실제의 해석에서는 기하학적 대칭성을 고려하여 전체의 4분의 1만을 해석하였으며 해석의 결과는 참고문헌에서 인용한 실험의 결과⁽¹²⁾를 토대로 하여 비교되었다. 소재는 어닐링된 Al-1100계열의 알루미늄으로 유동응력식은 다음과같이 주어졌다.⁽¹²⁾

$$\bar{\sigma} / Y_0 = (1.0 + \bar{\epsilon} / 0.05205)^{0.3}, \quad (8)$$

$$Y_0 = 62.74 \text{ MN/m}^2.$$

본 해석의 결과와 참고문헌⁽¹²⁾에서 인용한

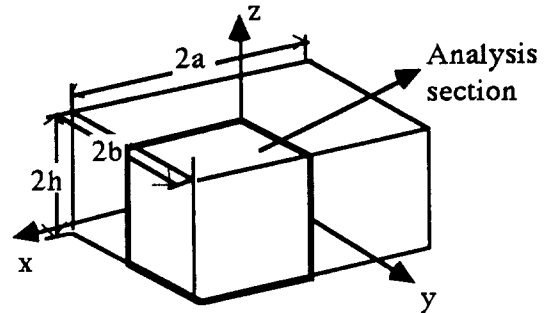


Fig. 1 Initial workpiece geometry used in simulations

Table 1 Workpiece dimensions and m_f values used in simulations(mm)

Simulation Number	2a	2b	a/b	2h	m_f
1	19.05	19.05	1	9.525	0.1
2	19.05	19.05	1	9.525	0.5
3	38.10	19.05	2	9.525	0.2
4	38.10	19.05	2	9.525	0.5

결과를 비교한 결과가 Table 2와 Fig. 2에 나타나 있다. x축과 y축 위에서의 소재의 변형 길이에 대한 비교가 Table 2에 나타나 있는데 대략 0.9%~3.6% 정도의 오차를 가짐을 알 수 있었다. 참고문헌의 변형길이

가 수록된 그림의 길이를 환산하여 얻은 값이라는 점을 고려하였을 때 프로그램의 해석 결과가 참고문헌에서 인용한 실험의 결과에 근접한다고 볼 수 있다.

Fig. 2에는 성형하중을 비교한 결과가 나

Table 2 Comparisons of deformed length at the x and y axes⁽¹²⁾ for various cases (mm)

Simulation Number	Experiment (50% reduction of height)		Simulation (52.5% reduction of height)	
	a	b	c	d
1	13.5	13.5	13.98293	13.98293
2	14.1	14.1	14.57700	14.57700
3	15.0	24.5	15.51393	25.19647
4	16.6	24.2	16.13536	23.99101

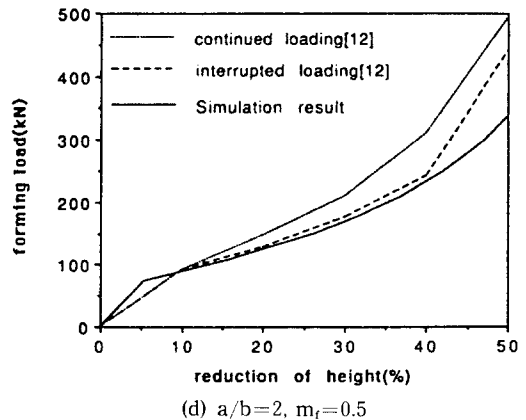
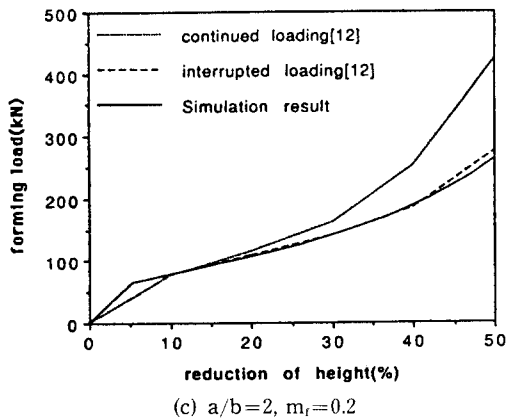
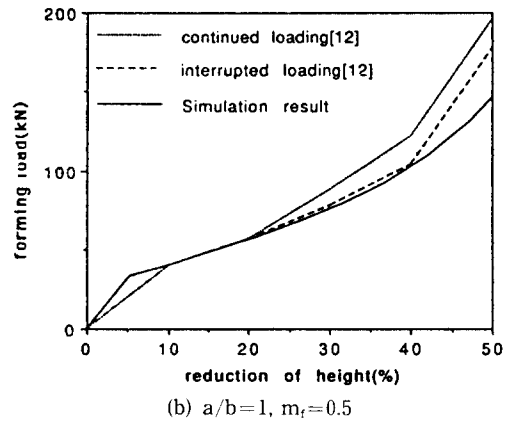
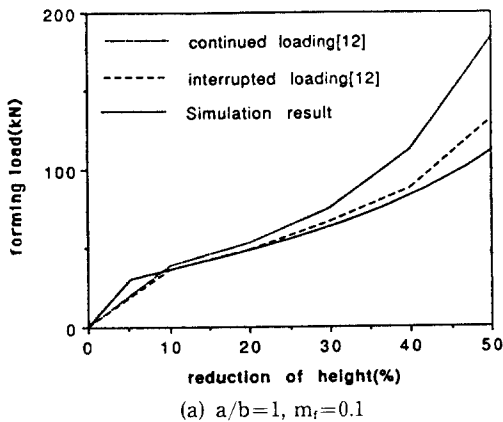


Fig. 2 Comparisons of forging loads between simulations and experiments⁽¹²⁾

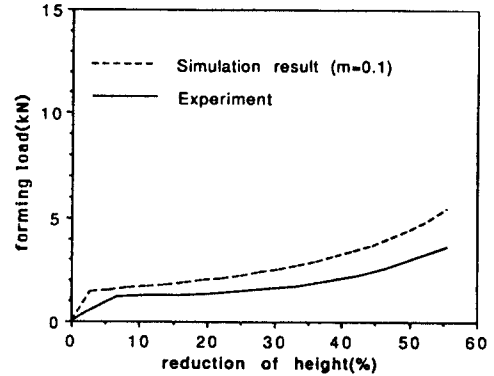
타나 있다. 실험은 연속하중 (continuous loading)과 불연속하중 (interrupted loading)의 두 가지 하중조건 하에서 행하여졌으며 그림에서 알 수 있듯이 불연속하중의 결과가 해석의 결과와 더 잘 일치함을 알 수 있었다. 이는 연속하중의 경우 금형과 소재의 접촉면에서의 윤활상태가 시간이 지남에 따라 나빠지게 되어 마찰조건이 커지게 되므로 이로 인한 하중의 증가가 해석의 결과와 차이를 보여주고 있기 때문이며, 마찰조건이 변화가 심하지 않은 불연속하중조건인 경우는 본 해석의 결과와 문헌에서 인용한 실험의 결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 이상의 결과로부터 개발된 프로그램이 3차원 변형해석을 신뢰성 있게 수행하고 있음을 확인하였다.

4. 실온에서의 SMC의 거동특성 해석

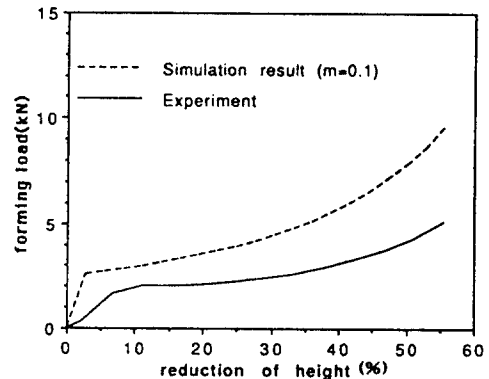
4.1 원기둥형상 SMC 장입재의 압축성형 공정 해석

원기둥형상 SMC 장입재의 압축시험을 수행한 다음 그 시험에서 구해진 유동응력식을 사용하여 이미 수행된 압축시험을 해석하여, 그 해석 결과중 하중-변위선도를 실험에서 얻어진 하중-변위선도와 비교하여 보았다. 초기소재의 지름과 높이는 각각 33.4 mm와 9 mm이며 기하학적 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 해석하였다. 압축 시험시에 윤활제는 그리스를 사용하였기 때문에 마찰상수 (friction factor)는 0.1로 가정하여 해석하였으며, 금형단합속도는 실험의 경우와 같도록 10 mm/min, 30 mm/min, 50 mm/min으로 나누어 해석하였다. 실험에 의하여 구해진 유동응력식은 다음과 같다.

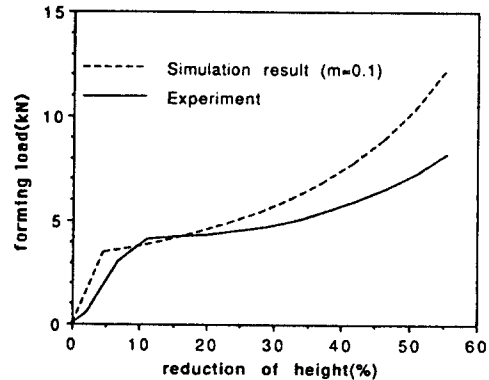
$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= C(T) \bar{\epsilon}^{m(T)}, \\ C(T) &= 4.5083 \times 10^{-5} \exp(3732.7/T), \\ m(T) &= 2.31634 \exp(-447.37/T), \\ T &= 300K(27^\circ C). \end{aligned} \quad (9)$$



(a) v=10 mm/min



(b) v=30 mm/min



(c) v=50 mm/min

Fig. 3 Comparisons of forging loads between simulations and experiments at various conditions

해석에 의한 하중변위선도와 실험에서 얻은 하중변위선도를 Fig. 3에 나타내었다. 해석의 결과는 전반적으로 실험과 비슷한 경향을 가지고 있으나 그 크기가 실험에 비

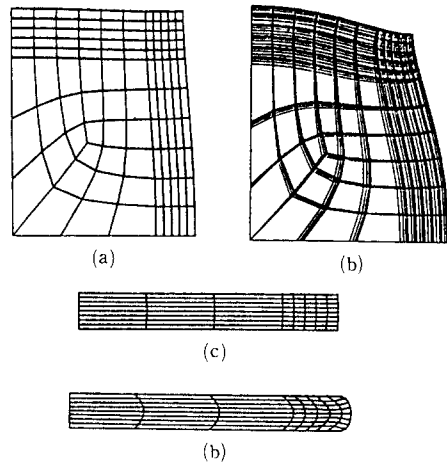
해 다소 큰 값을 나타내고 있다. 하중이 실제의 값보다 더 크게 나온 이유는 유동응력식이 재료의 거동특성을 제대로 묘사해내지 못하기 때문인데 이는 압축시험 자체에서 포함된 오차—즉, SMC 장입재 내의 유리 섬유 분포 및 기공의 영향과 압축시 장입재의 층간 미끄러짐 효과 등—와 부적절한 내삽 및 외삽방법에서 그 원인을 찾을 수 있다. 압축시험시 이러한 오차의 원인에 대한 적절한 고려를 해주고, 적절한 내삽 및 외삽방법을 사용하여 유동응력식의 정확도를 개선한다면 더욱 실제상황에 근접한 해석결과를 얻을 수 있을 것으로 기대된다.

4.2 직육면체형상의 SMC 장입재의 압축 성형공정 해석

마찰조건의 변화와 성형속도가 실온에서 SMC 장입재의 유동에 미치는 영향을 알아보기 위하여 직육면체형상의 SMC 장입재의 압축성형공정을 마찰조건과 성형속도를 변화시켜가며 해석하였다. 기하학적 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 해석하였으며 장입재의 크기는 $76.7 \times 101 \times 11$ mm이다. 유동응력식은 다음과 같다.⁽¹³⁾

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= C(T) \bar{\epsilon}^{m(T)}, \\ C(T) &= 8.213 \times 10^{-4} \exp(2182.325/T), \\ m(T) &= 1.450 - 2.5145 \times 10^{-9} \exp(5775.838/T), \\ T &= 300K(27^\circ\text{C}). \end{aligned} \quad (10)$$

앞에서 지적한 바와 같이 유동응력식이 하중치를 높게 예측하는 결과를 주었으므로 압축시험을 보완하여 새로운 유동응력식을 유도하여 본 계산에 사용하였다. 성형속도가 15 mm/min인 경우 마찰상수가 0.1, 0.8일 때의 각각의 변형양상이 Fig. 4에 나타나있다. Fig. 4(a)와 Fig. 4(b)는 x-y평면의 단면 변형양상, Fig. 4(c)와 Fig. 4(d)는 x-z평면의 단면 변형양상을 보여주고있다. 마찰상수가 0.1인 경우는 배부름 현상



(a) $v=15$ mm/min, $m_f=0.1$ (in the x-y plane)
 (b) $v=15$ mm/min, $m_f=0.8$ (in the x-y plane)
 (c) $v=15$ mm/min, $m_f=0.1$ (in the x-z plane)
 (d) $v=15$ mm/min, $m_f=0.8$ (in the x-z plane)

Fig. 4 Deformed shapes at 38.2% reduction of height at various planes

(bulging)이 거의 나타나지 않으나 마찰상수가 0.8인 경우에는 배부름 현상이 두드러지게 나타나고 있음을 알 수 있었다. 성형속도가 45 mm/min인 경우의 변형양상은 성형속도가 15 mm/min일 때와 거의 변화가 없었으므로 본 논문에서 그림에 나타내지는 않았다.

Fig. 5에 성형속도가 15 mm/min이고 마찰상수가 0.1과 0.8인 경우에 높이감소율이 38.2%인 직육면체 장입재의 유효변형률을 나타내었다. 유효변형률의 분포는 가장자리 부분으로 갈수록 커지는 경향을 보여주고 있으며, 금형과 접촉하는 위, 아랫면의 유효변형률은 마찰상수가 커질수록 증가하는 것을 알 수 있는데, 이로써 성형하중이 증가할 것임을 예측할 수 있었다.

Fig. 6에 높이감소율이 38.2%일 때 각 경우의 유효변형률속도를 나타내었다. 유효변형률속도의 분포는 마찰상수가 변함에 따라 크게 변화하고 있음을 알 수 있으나 성형속도의 변화는 변형률속도의 분포경향에는 큰 영향을 미치고 있지않음을 알 수 있

SMC 압축성형공정의 3 차원 유한요소해석

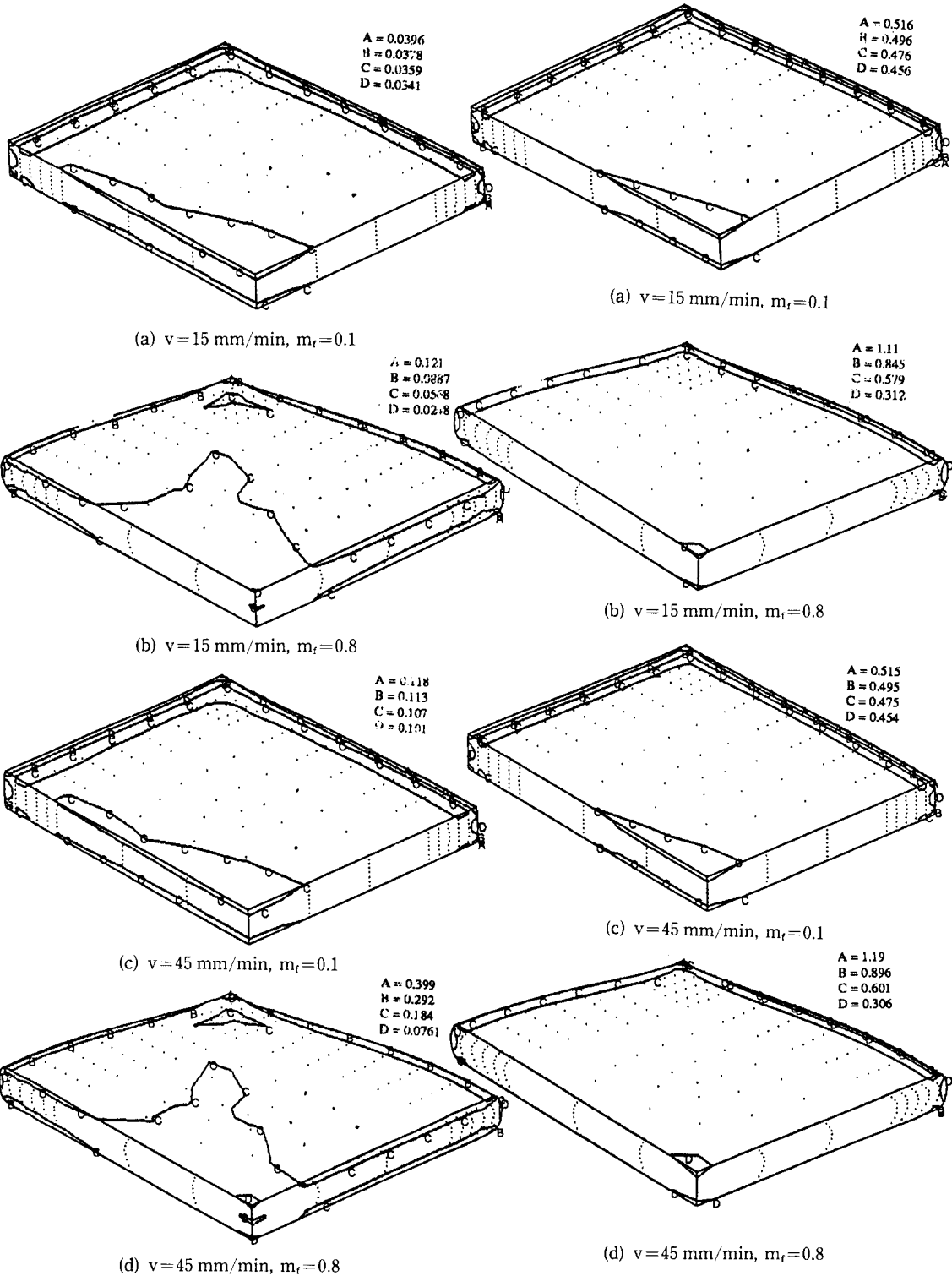


Fig. 5 Effective strain distributions at 38.2% reduction of height for various cases

Fig. 6 Effective strain rate distributions at 38.2% reduction of height for various cases

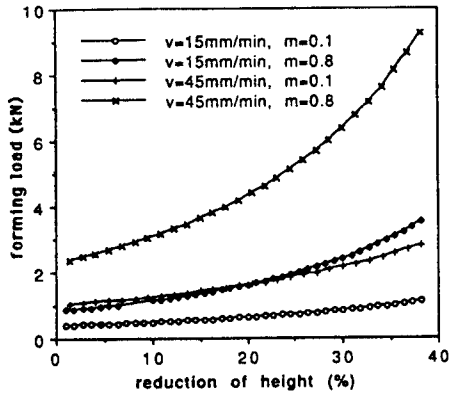


Fig. 7 Forming loads for various cases

다. 하지만 성형속도가 증가하면 유효변형률속도의 크기가 전체적으로 증가함을 알 수 있었다. 이는 유효변형률속도의 크기가 장입재의 변형속도와 직접적으로 연관이 있기 때문에, 성형속도의 증가에 따른 장입재의 변형속도 증가가 유효변형률속도의 크기를 증가시키기 때문이다. 유동응력식이 유효변형률속도 (effective strain rate)의 함수로 되어있으므로 유효변형률속도의 증가는 유효응력을 증가시킬 것임을 알 수 있었고, 유효응력의 증가로 인하여 성형하중이 증가할 것이므로 성형속도가 성형하중에 많은 영향을 끼치게 됨을 알 수 있다. 이러한 경향은 Fig. 7에 나타난 각 경우의 성형하중의 비교결과로부터 확인할 수 있다.

5. 결 론

실온에서의 SMC의 거동양상을 해석하기 위하여 3차원 강점소성유한요소해석 프로그램을 개발하였다. 직육면체형상의 알루미늄소재의 압축성형공정을 해석하여 개발된 프로그램의 신뢰성을 검증해 보았으며, 원기둥형상과 직육면체형상의 SMC소재의 압축성형공정을 해석하여 실온에서 SMC 장입재의 압축거동 특성에 대하여 알아보았다. 본 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

- (1) 직육면체형상의 알루미늄소재의 압축

성형공정 해석 결과로부터 개발된 프로그램이 3차원 변형 해석을 신뢰성 있게 수행하고 있음을 알 수 있었다.

- (2) 실온에서 원기둥형상 SMC 장입재의 압축시험 해석을 통하여 신뢰성 있는 유동응력식만 구할 수 있으면 강점소성유한요소법이 SMC의 거동을 해석하는데 유용하게 쓰여질 수 있음을 알 수 있었다.

- (3) 직육면체형상의 SMC 장입재의 유동해석을 통하여 실온에서 SMC 장입재의 유동은 몰드와 장입재 사이의 마찰조건에 많은 영향을 받고, 성형속도의 변화와 마찰조건은 성형하중의 변화에 큰 영향을 주고 있음을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 상공자원부와 Cray 슈퍼컴퓨터사의 연구지원사업에 의해 수행된 것으로 이에 관계자 제위께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Marker, L. F. and Ford, B., 1977, "Rheology and Modeling Characteristics of Glass Reinforced Sheet Molding Compounds," *Modern Plastics*, Vol. 54, pp. 64~74.
- (2) Herman, E. A., 1978, "Heat Transfer in Compression Molding SMC," *Modern Plastics*, Vol. 59, pp. 59~64.
- (3) Smith, K. L. and Suh, N. P., 1979, "An Approach Toward the Reduction of Sink Marks in Sheet Molding Compound," *Polymer Engineering and Science*, Vol. 19, pp. 829~834.
- (4) Barone, M. R. and Caulk, D. A., 1979, "The Effect of Deformation and Thermoset Cure on Heat Conduction in a Chopped-Fiber Reinforced Polymer dur-

- ing Compression Molding," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 22, pp. 1021~1032.
- (5) Silva-Neito, R. J., Fisher, B. C. and Birley, A. W., 1981, "Rheological Characterization of Unsaturated Polyester Resin Sheet Molding Compound," Polymer Engineering and Science, Vol. 21, pp. 499~506.
- (6) Lee, C. C., Folgar, F. and Tucker, C. L., 1984, "Simulation of Compression Molding for Fiber-Reinforced Thermosetting Polymers," ASME Trans., J. Eng. for Ind., Vol. 106, pp. 114~125.
- (7) Lee, C. C. and Tucker, C. L., 1987, "Flow and Heat Transfer in Compression Mold Filling," J. Non-Newtonian Fluid Mech., Vol. 24, pp. 245~264.
- (8) Lee, L. J., Marker, L. F. and Griffith, R. M., 1981, "The Rheology and Mold Flow of Polyester Sheet Molding Compounds," Polymer Composites, Vol. 2, pp. 209~218.
- (9) Barone, M. R. and Caulk, D. A., 1986, "A Model for the Flow of a Chopped-Fiber Reinforced Polymer Compound in Compression Molding," ASME Trans., J. Appl. Mech., Vol. 53, pp. 361~371.
- (10) Lee, L. J., Fan, J. D., Kim, J. and Im, Y. T., 1991, "Flow Analysis of Sheet Molding Compound in Compression Molding," International Polymer Processing, Vol. 6, pp. 61.
- (11) Kobayashi, S., Oh, S. I. and Altan, T., 1989, "Metal Forming and the Finite Element Method," Oxford University Press, pp. 54~88.
- (12) Park, J. J. and Kobayashi, S., 1984, "Three-Dimensional Finite Element Analysis of Block Compression," Int. J. Mech. Sci., Vol. 26, pp. 165~176.
- (12) 조재호, 김낙수, 1993, "SMC 압축성형에 관한 해석적 연구," 대한기계학회 춘계학술대회논문집 (I), pp. 256~261.