

알루미늄 합금박판 비등온 성형공정의 유한요소 해석 및 실험적 연구 (제2부:해석)

김성민* · 구본영* · 금영탁** · 김종호***

(1998년 12월 14일 접수)

Finite Element Analysis and Experimental Investigation of Non-isothermal Forming Processes for Aluminum-Alloy Sheet Metals (Part2:Analysis)

S.M.Kim, B.Y.Ghoo, Y.T.Keum and J.H.Kim

Abstract

The 3-dimensional finite element program is developed to analyze the non-isothermal forming processes of aluminum-alloy sheet metals. Bishop's method is introduced to solve the heat balance and force equilibrium equations. Also, Barlat's non-quadratic anisotropic yield function depicts the planar anisotropy of the aluminum-alloy sheet. To find an appropriate constitutive equation, four different forms are reviewed. For the verification of the reliability of the developed program, the computational try-outs of the non-isothermal cylindrical cupping processes of AL5052-H32 and AL1050-H16 are carried out. As results, the constitutive equation relating to strain and strain-rate, in which the constants are represented by the 5th-degree polynomials of temperature, is in good agreement with measurement. The computational try-outs can predict optimal forming conditions in non-isothermal forming processes.

Key Words : Non-isothermal Forming Analysis, Bishop's Method, Constitutive Equation, Aluminum-Alloy Sheet, Planar Anisotropic Yield Criterion

1. 서론

박판 성형 공정은 통상 상온에서 이루어지고 있으며, 한번의 공정으로 파단 없이 성형할 수 없는 깊은 용기나 직사각형 용기처럼 변형이 복잡한 공정은 다단계 공정으로 성형하고 있다. 그러나, 공정수가 늘어날수록 필요한 금형

개수가 증가하고 이에 따른 시간과 경제적 부담이 커질뿐만 아니라, 공정 중 제품의판이 상하거나 두께가 불균일해지는 등의 문제가 발생할 수 있으므로, 소재의 성형성을 향상시켜 단공정으로 제품을 생산하기 위한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 온간 영역에서 작업하는 비등온 성형법도 그 중 하나이다. 비등온 성형법은 냉각수를 이용하여

* 한양대 대학원
** 한양대 기계공학부
*** 서울산업대 금형설계학과

편치를 냉각시키고, 히터를 이용하여 다이와 블랭크홀더를 가열시켜 파단이 일어나기 쉬운 편치 어깨부에서 소재의 파단강도를 높임과 동시에 플랜지 부위에서 소재의 변형저항을 감소시켜 성형성을 향상시키는 새로운 박판 성형기술이다.^(1~2) 이 방법은 주방용기에 많이 사용되는 스테인레스 강판과 AK 알루미늄 킬드 강판의 성형성 향상을 위해 주로 사용되어 왔지만, 최근 경량화 연구와 함께 알루미늄 합금 성형을 위한 새로운 연구 분야로 관심을 갖게 되었다.

Usuda 등⁽³⁾은 1.2mm 두께의 IF 강판과 AK 알루미늄 킬드 강판을 이용하여 비등은 원통컵 성형실험과 오일팬 성형실험을 수행하였고, 김중호 등⁽⁴⁾은 STS304 스테인레스 박판의 사각컵 비등은 드로우잉 실험을 수행하고 유압프레스와 크랭크프레스의 온간 성형성을 비교하였다.

복잡한 박판성형 공정에서 금형설계의 시행착오를 피하고 적절한 공정 설계를 위해서는 컴퓨터를 이용한 성형해석이 요구되고 있다. 특히, 비등은 성형법은 기존의 박판 성형법에 비해 더 많고 복잡한 공정변수를 갖기 때문에 실제 트라이아웃을 반복적으로 수행하는 것은 시간과 비용 면에서 매우 비효율적이다. 따라서, 컴퓨터 시뮬레이션 결과를 바탕으로 금형 설계를 수정하거나 재료의 등급을 조절하고 때론 작업환경을 변경하여 최적의 작업 조건을 찾아내는 컴퓨터 원용 가상 트라이아웃은 비등은 성형기술 향상에 큰 도움이 될 것이다. 그러나, 비등은 박판 성형법에 관한 해석적 연구는 공정의 복잡성과 다양한 재료변수에 대한 데이터 부재로 미미한 실정이며, 최근 들어 몇몇 연구자들에 의해 유한요소법을 적용한 사례가 발표되었을 뿐이다.

김용환 등⁽⁵⁾은 프레스 성형에 관련된 열소성 문제를 해석할 수 있는 수치적 방법을 개발하고 AK 알루미늄 킬드 강판의 비등은 돔 창출 성형공정을 3차원 성형해석하였다. Takeoka 등⁽⁶⁾은 STS304 스테인레스 박판의 축대칭 온간 드로우잉 공정을 유한요소해석하고 소성 변형과 온도 분포, 그리고 가공에 의한 마르텐사이트 천이 사이의 연관성에 대해 연구하였다. 금영탁 등⁽⁷⁾은 Bishop의 비연계 방법을 이용하여 비등은 박판 성형해석을 위한 3차원 유한요소 프로그램을 개발하고 STS304 스테인레스 박판의 정사각컵 비등은 드로우잉 공정을 성형해석하였다.

비등은 성형해석 연구에서 재료의 구성방정식은 해석의 정도에 큰 영향을 미치기 때문에 많은 연구가 수행되

어 왔다. Wagoner 등⁽⁸⁾은 IF 강판과 STS310 스테인레스 강판의 구성방정식을 인장시험으로 구하였다. Hollomon, Swift, Voce, 그리고 Ludwik의 응력-변형률 관계식을 도입하여 소재의 가공경화 특성을 분석하고, 온도영향을 고려하기 위하여 응력이 온도의 지수함수, 대수함수, 또는 분수 함수 등의 형태로 표현된다고 가정하였다. 또한, 변형률 속도 영향을 고려하기 위하여 응력이 변형률 속도의 지수함수와 대수 함수 형태로 표현될 수 있다고 가정하고 온도, 변형률, 변형률속도 등을 고려한 구성방정식을 제안하였다. Bonet 등⁽⁹⁾은 매우 경량이면서도 강도가 좋은 항공기 소재 부품을 생산하기 위한 초소성 성형공정 해석을 위해 변형률 속도항을 포함한 구성방정식을 도입하고, 사각형 상자 형상을 성형해석하였다. 김용환 등⁽¹⁰⁾은 Wagoner 등이 제안한 구성방정식으로 비등은 박판 인장시험의 2차원 유한요소 해석을 수행하여 가공열의 영향을 평가하고, 재료의 연성과 변형특성에 영향을 미치는 인자들을 고찰하였다.

알루미늄 합금 판재는 비철금속의 이상거동 현상으로 인하여 성형해석이 까다로운 것으로 알려져 있다. 따라서, 알루미늄 합금을 대상으로 임의 형상의 3차원 성형해석을 성공한 예는 찾아보기 힘들 정도이며, 이의 주된 원인은 비철금속의 이상거동을 수용하는 평면 이방성 항복조건에 관한 연구가 부족하였기 때문이다. 평면 이방성에 관한 유한요소 수식화는 전술된 바와 같이 소수에 불과하고, 대부분의 경우에 Hill⁽¹¹⁾의 2차 평면이방성 항복조건이 사용되었다. 한편, Gotoh⁽¹²⁾는 Hill의 2차 평면이방성 항복조건을 지적하고 4차형 항복함수를 새롭게 제안하였으며, 90년대 들어 비철금속의 이상거동을 수용할 수 있는 비2차 이방성 항복조건(non-quadratic anisotropic yield criterion)에 관한 연구가 Hill⁽¹³⁾과 Barlat 등⁽¹⁴⁾에 의해 발표되었다. Barlat 등은 응력장의 항복조건과는 별도로 강소성 및 강·점소성 유한요소 해석에 적용할 수 있는 변형률 속도장의 비2차 이방성 항복조건을 제안하였다.

본 연구는 Bishop의 비연계 방법과 Barlat의 비2차 이방성 항복식을 도입하여 알루미늄 박판의 비등은 성형공정 해석을 위한 3차원 유한요소 프로그램을 개발하였다. 또한, 비등은 박판 성형해석에 적합한 구성방정식을 제시하고, AL5052-H32 박판의 비등은 원통컵 성형공정에 대한 컴퓨터 원용 가상 트라이아웃을 수행하여 개발된 프로그램의 유용성을 입증하였다.

2. 유한요소 수식화

2.1 이방성 재료 성형공정

3차원 변형에 대한 Barlat의 이방성 항복조건⁽¹⁴⁾에서 변형률 속도 포텐셜 Ψ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\Psi(D_i) = |p|^M + |q|^M + |p + q|^M = 2\Delta\bar{\epsilon}^M \quad (1)$$

$$p = \frac{2D_1 - D_2 - D_3}{3}, \quad q = \frac{2D_2 - D_3 - D_1}{3} \quad (2)$$

여기서, D_i 는 평면응력 상태에서 소성변형률 속도 D_{ij} 로 표현되는 행렬 \dot{L} 의 주값을 나타내며, 비압축성 조건으로부터 $D_3 = -D_1 - D_2$ 를 구할 수 있다.

$$\dot{L} = \begin{bmatrix} \frac{C_3(D_{xx} - D_{yy}) - C_2(D_{zz} - D_{xx})}{3} & C_6 D_{xy} \\ C_6 D_{xy} & \frac{C_1(D_{yy} - D_{zz}) - C_3(D_{xx} - D_{yy})}{3} \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기서, c_1, c_2, c_3, c_6 는 재료의 이방성을 나타내는 계수로서 실험으로부터 구해지는 상수이다. 식(1)의 유효 변형률 증분은 강·점소성 유한요소 수식화 과정에 도입되어 철 및 비철금속 판재의 평면이방성을 묘사한다.

최소 에너지 경로를 따라 이루어진 소성일량 ΔW_p 는 다음과 같이 정의된다.

$$\Delta W_p = \int_{V_0} \int_{\bar{\epsilon}_0}^{\bar{\epsilon}_0 + \Delta\bar{\epsilon}} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}) d\bar{\epsilon} dV_0 \quad (4)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_0$ 는 $t = t_0$ 에서 유효변형률이고, $\Delta\bar{\epsilon}$ 는 미소 시간 Δt 동안 증가한 유효변형률 증분이다. 식(4)에 가상일의 원리를 적용하면 운동학적으로 가용한 모든 가상변위 $\delta(\Delta u)$ 에 대하여 다음과 같은 힘평형 방정식을 얻을 수 있다.

$$\int_{V_0} \bar{\sigma} \frac{\partial \Delta \bar{\epsilon}}{\partial \Delta u} \delta(\Delta u) dV_0 = \int_{A_i} f_c \delta(\Delta u) dA_c \quad (5)$$

여기서, 좌변은 소성변형에 대한 내부 저항력, 우변은 금형과의 접촉에 의한 외부접촉력을 각각 나타낸다. 접촉점점에서 힘평형 방정식과 성형 중에 박판이 금형에 침투할 수 없다는 기하학적 구속조건을 동시에 만족하는 통합 시스템 방정식을 구성하고 이를 뉴튼-랩슨 방법으로 풀어

해를 구한다.⁽¹⁵⁾

2.2 비정상 열전달

하나의 유한요소 내에서 열평형 방정식은 다음과 같이 주어진다.⁽¹⁶⁻¹⁷⁾

$$\int_V \rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV = \int_V (k \nabla T) dV + \dot{q}_d + \dot{q}_f - \dot{q}_a - \dot{q}_c - \dot{q}_p \quad (6)$$

여기서, ρ, c, k 는 각각 재료의 밀도, 비열, 그리고 열전도율을 나타낸다. 식(6)에서 T 는 온도를 나타내며, 다른 항들은 각각 다음과 같다. (Fig.1참조)

$$\dot{q}_d = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV \quad : \text{변형에 의한 열 발생률} \quad (7)$$

$$\dot{q}_f = \int_{A_c} \tau \cdot \nu dA_c \quad : \text{마찰에 의한 열 발생률} \quad (8)$$

$$\dot{q}_a = \int_{A_a} h_a (T - T_a) dA_a \quad : \text{외기로의 열전달} \quad (9)$$

$$\dot{q}_c = \int_{A_c} h_c (T - T_d) dA_c \quad : \text{다이로의 열전달} \quad (10)$$

$$\dot{q}_p = \int_{A_p} h_p (T - T_p) dA_p \quad : \text{펀치로의 열전달} \quad (11)$$

여기서, h_a, h_p, h_c 는 각각 외기, 펀치, 그리고 다이에 대한 상당 열전달 계수이며, ν 와 τ 는 각각 금형과 소재 사이의 상대 미끄럼 속도와 마찰력을 나타낸다. A_a, A_p, A_c 는 각각 자유표면, 펀치 접촉부, 그리고 다이 접촉부의 면적이며, ν 는 변형에너지의 열 변환비이다.

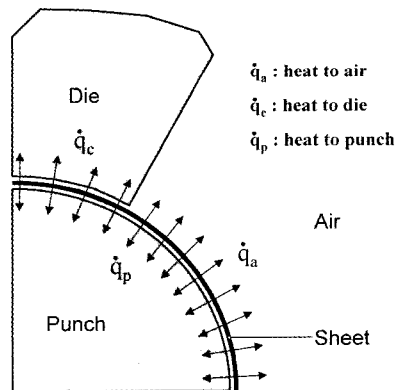


Fig. 1 Schematic diagram of heat transfer in non-isothermal forming processes of sheet metal

비등은 성형공정 해석을 위한 열 경계조건은 다음과 같다.

$$T = T_d \text{ on } \partial\Omega_1, \quad q = -k \frac{\partial T}{\partial n} \text{ on } \partial\Omega_2 \quad (12)$$

여기서, T_d 는 다이 온도이고, $\partial\Omega_1$ 과 $\partial\Omega_2$ 는 각각 소재 내 고정단과 자유 표면의 경계를 나타낸다. 공간 좌표계에서 유한요소 분할을 하면 식(6)은 다음과 같은 행렬식으로 표현된다.

$$CT + KT + Q = 0 \quad (13)$$

여기서, C 는 열용량 행렬, K 는 열전도 행렬, Q 는 열원 행렬을 나타내며 각각 다음과 같다.

$$C = \int_V \rho c N^T N dV \quad (14)$$

$$K = \int_V k(\nabla N)^T (\nabla N) dV + \int_A (\alpha_a h_a + \alpha_p h_p + \alpha_d h_d) N^T N dA \quad (15)$$

$$Q = -\int_A (\dot{q}_d + \dot{q}_f) N dA - \int_A (\alpha_a h_a T_a + \alpha_p h_p T_p + \alpha_d h_d T_d) N dA \quad (16)$$

여기서, N 은 국부 좌표계에서의 형상함수, α_a , α_p , α_d 는 접촉 상수, dA 는 요소의 면적을 각각 나타낸다.

일반적으로 시간 적분의 근사치는 다음과 같이 표현된다.

$$T_{\tau+\Delta\tau} = T_\tau + (\Delta\tau) \left[(1-\theta) \dot{T}_\tau + \theta \dot{T}_{\tau+\Delta\tau} \right] \quad (17)$$

식(17)을 식(13)에 대입하면 다음과 같은 선형방정식을 얻을 수 있다.

$$[C + \theta(\Delta\tau)K] T_{\tau+\Delta\tau} = [C - (1-\theta)(\Delta\tau)K] T_\tau - (\Delta\tau)Q \quad (18)$$

여기서, T_τ 와 $T_{\tau+\Delta\tau}$ 는 주어진 시간 구간 내에서의 절점 온도이며, θ 는 0과 1 사이의 값을 갖는 가중치이다.

비정상 열전달 문제는 재료 상수가 시간이나 온도에 따라 변화하는 경우에도 짧은 시간 구간 내에서 일정하다고 가정하여 선형 문제로 생각할 수 있다. 일반적으로 재료 상수는 온도, 변형률, 변형률 속도 등의 함수로 주어진다.

비등은 성형 공정은 재료 변형에 의한 열발생과 다이 주변 요소로부터의 열전달을 포함하는 열소성 문제이다. 열소성 문제의 해석은 열평형 방정식과 힘평형 방정식을 풀어서 소재 내의 변형과 온도 분포를 구하는 것이다. 따라서, 본 연구는 Bishop의 비연계 방법⁽¹⁸⁾을 도입하여 2개의 평형 방정식을 유한요소법으로 각각 풀어 변형 및 온도 분포

를 구하고 이로부터 변형 시 온도 영향을 계산하였다. Bishop의 비연계 방법을 적용한 계산 순서는 다음과 같다.

(1) 새로운 시간 단계의 초기에 편치는 주어진 행정만큼 진행된다. 이 때 모든 기계적, 열적 매개 변수는 전 단계의 계산 결과로부터 알 수 있다.

(2) 각 요소의 온도가 일정하다고 가정하고 편치 진행에 따른 소재 변형을 계산하기 위해 강·점소성 유한요소 해석을 수행한다. 이 때 응력, 변형률, 새로운 형상, 소성 변형과 마찰로 인한 열발생률 등을 각각 계산한다.

(3) 강·점소성 유한요소 해석으로 구해진 새로운 형상에 대해 비정상 열전달 방정식을 유한요소법으로 풀어 소재 내의 온도분포를 구한다.

(4) 다음 시간 단계에 대해 (1)~(3)의 과정을 반복한다.

3. 수치해석 및 검증

3.1 구성방정식

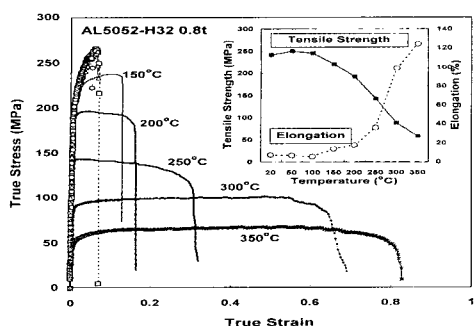
알루미늄 합금박판의 온도에 따른 변형특성을 파악하고, 이를 수치해석에 사용하기 위하여, 두께 0.8mm인 AL5052-H32(이하 AL5052라 한다) 박판과 AL1050-H16(이하 AL1050이라 한다) 박판에 대해 상온에서 350℃까지 50℃ 간격으로 소재 압연방향을 기준으로 0° 방향, 45°방향, 90°방향의 3방향 시편을 각각 준비하여 인장시험을 수행하였다.

Fig.2는 AL5052와 AL1050 소재의 온도에 따른 인장시험 결과이다. 온도가 증가할수록 인장강도와 항복강도는 감소하는 경향이 있으나, 연신율은 점차 증가한다. 상온(실온)에서 소재의 연신율과 인장강도는 각각 AL5052의 경우 7.3%와 232MPa, AL1050의 경우 2.8%와 138MPa로 낮은 연신율과 높은 인장강도를 갖지만, 300°C의 고온에서는 AL5052의 경우 99%와 88MPa, AL1050의 경우 21%와 44MPa로 상온에 비해 연신율이 현격하게 증가하고 인장강도는 절반 이하로 현저하게 감소한다.

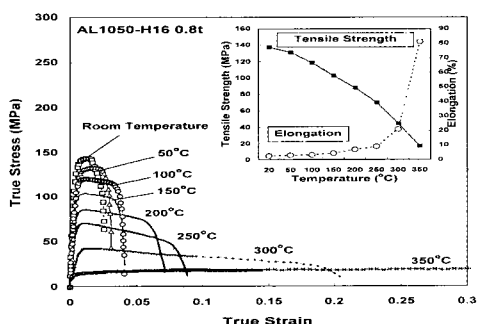
알루미늄 박판 비등은 성형해석에 적합한 구성방정식을 구하기 위하여 인장시험 결과를 온도항을 포함하는 수식과 포함하지 않는 수식으로 표현하였다. 먼저, 온도항을 수식에 포함하는 경우에는 온도를 지수함수와 누승함수로 표현하여 다음과 같은 구성방정식을 가정하였다.^(8,20)

$$A: \sigma = \sigma_0 + K * (\epsilon + \epsilon_0)^n * \exp(C/T)$$

$$B: \sigma = \sigma_0 + K * (\epsilon + \epsilon_0)^n * (1/T)$$



(a) AL5052-H32(thickness:0.8mm)



(b) AL1050-H16(thickness:0.8mm)

Fig. 2 Measured true stress-strain relationships associated with various specimen temperatures

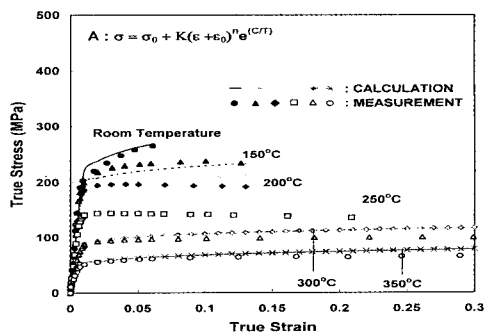
여기서, 계수들 K, n, C 는 최소자승법으로 구하였다. Fig.3(a)와 Fig.3(b)는 상온부터 350°C까지 AL5052 박판재의 인장시험 결과와 구성방정식 A, B의 표현 결과를 각각 비교한 것이다. 2개의 구성방정식 모두 200°C, 250°C 등의 고온에서 오차가 큰 것을 볼 수 있다. 온도 및 변형률을 쌍곡선 함수로 가정한 경우에도 구성방정식 A, B와 거의 동일한 결과를 얻었으며⁽²¹⁾, 이것은 구성방정식에 포함된 온도항들이 재료의 열적 특성을 적절하게 묘사하지 못하고 고온에서의 활성화에너지가 변형률 속도에 미치는 영향이 고려되지 않았기 때문인 것으로 사료된다.

한편, 온도항을 수식에 포함하지 않는 경우에는 다음과 같은 멱급수 형태의 구성방정식을 가정하였다.

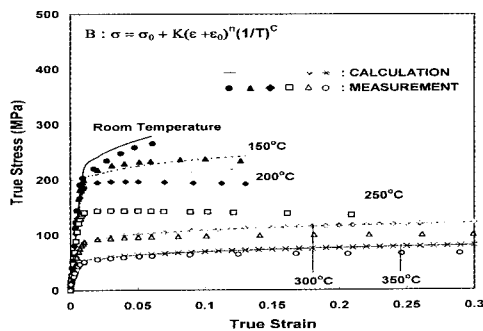
$$C: \sigma_i = \sigma_0 + K_i * (\epsilon + \epsilon_0)^{n_i}$$

$$D: \sigma_i = \sigma_0 + K_i * (\epsilon + \epsilon_0)^{n_i} * (\dot{\epsilon}/\gamma)^{m_i}$$

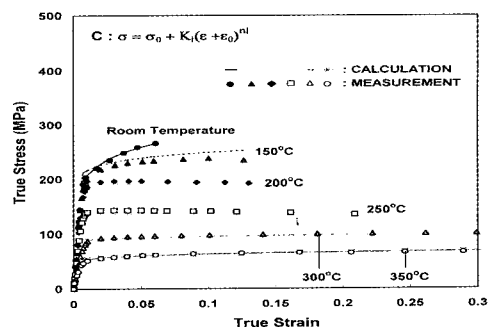
여기서, 각 온도에서의 계수, K_i, n_i, m_i 는 최소자승법으로 구하여 온도에 관한 4차 다항식 또는 5차 다항식의



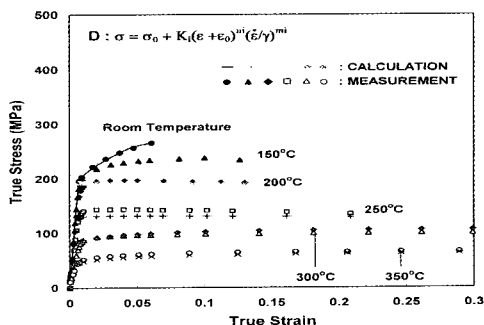
(a) constitutive equation A



(b) constitutive equation B



(c) constitutive equation C



(d) constitutive equation D

Fig. 3 Comparison of the true stress-strain relationships of AL5052 associated with various specimen temperatures between calculation and measurement

적합곡선(fitting curve)으로 회귀(regression)시켰다. Fig.3(c)와 Fig.3(d)는 AL5052 박판재의 인장시험 결과와 구성방정식 C, D의 표현 결과를 각각 비교한 것이다. 150°C에서 변형률이 10%를 넘는 경우 응력을 약간 크게 평가하는 것을 제외하면 구성방정식 C, D가 전체적으로 AL5052 박판의 온도별 변형특성을 잘 표현하는 것을 볼 수 있으며, 온도항을 포함한 형태인 A, B의 경우보다 실험측정치와 오차가 더 작은 것을 알 수 있다.

3.2 원통컵 비등은 성형공정 해석

A부터 D까지의 구성방정식을 개발된 프로그램에 도입하여 비등은 원통컵 성형공정을 해석하고 실험측정치와 비교하였다. 박판 두께는 0.8mm이며, 운환을 위하여 박판 전체에 테프론 필름을 사용하였으며, 드로잉 공정의 마찰조건으로 알려진 $\mu=0.01\sim0.2$ 범위에서 시편 측정 결과에 가장 근사한 해석결과를 나타내는 마찰계수 값인 0.08을 사용하였다. 이광병 등⁽²²⁾이 제안한 방법을 이용하여 압연방향을 기준으로 0°방향, 45°방향, 90°방향의 3방향 인장시험에서 구한 항복응력과 소성변형률비(R)로부터 Barlat의 변형률 속도장 비2차 항복함수에서 사용하는 이방성 계수를 다음과 같이 결정하였다.

$$c_1 = 0.935, c_2 = 1.110, c_3 = 0.976, c_6 = 0.968 \text{ for AL5052}$$

$$c_1 = 1.190, c_2 = 0.823, c_3 = 0.961, c_6 = 1.044 \text{ for AL1050}$$

이때 지금까지 알려진 c 값 결정 방법으로는 고온에서의

Table 1 Thermal properties of AL5052-H32

Properties	Values
Density (g/mm ³)	$\rho=0.00277$
Heat capacity (J/g/°C)	C=0.875
Thermal conductivity (J/mm/sec/°C)	K=0.177
Heat convection coefficient to air (J/mm ² /sec/°C)	$h_a=0.00001$
Heat convection coefficient to die (J/mm ² /sec/°C)	$h_c=0.01$
Heat convection coefficient to punch (J/mm ² /sec/°C)	$h_c=0.01$

Table 2 Thermal properties of AL1050-H16

Properties	Values
Density (g/mm ³)	$\rho=0.00279$
Heat capacity (J/g/°C)	C=0.883
Thermal conductivity (J/mm/sec/°C)	K=0.168
Heat convection coefficient to air (J/mm ² /sec/°C)	$h_a=0.00001$
Heat convection coefficient to die (J/mm ² /sec/°C)	$h_c=0.01$
Heat convection coefficient to punch (J/mm ² /sec/°C)	$h_c=0.01$

이방성 계수들을 실험 또는 계산 등으로 구하는 것이 거의 불가능하고, 고온에서의 재료 성형특성은 온도-변형률-변형률속도-응력 등의 관계에 더 큰 영향을 받기 때문에 고온에서의 c 값 변화가 해석결과에 미치는 영향이 적었다. 따라서, 본 연구는 온도변화에 따른 이방성 계수 c 값의 영향을 무시하였다.

Table 1은 AL5052 알루미늄 합금박판의 열물성치⁽²³⁻²⁴⁾이며, Fig.4는 원통컵 금형의 기하학적 형상과 금형 및 박판재의 배치를 보여주고 있다. 해석의 효율성을 위하여 지름이 75 mm인 원형 블랭크의 1/4 영역만을 214개의 절점과 378개의 선형삼각형 요소로 구성하였으며, 다이온

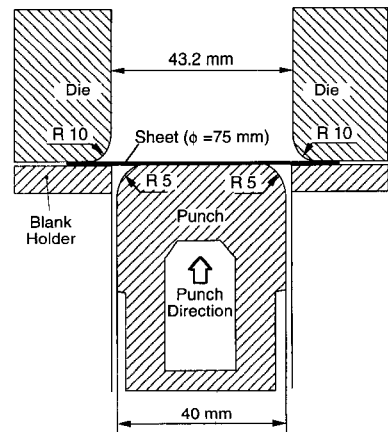


Fig. 4 Tooling geometry for cylindrical cup drawing operations

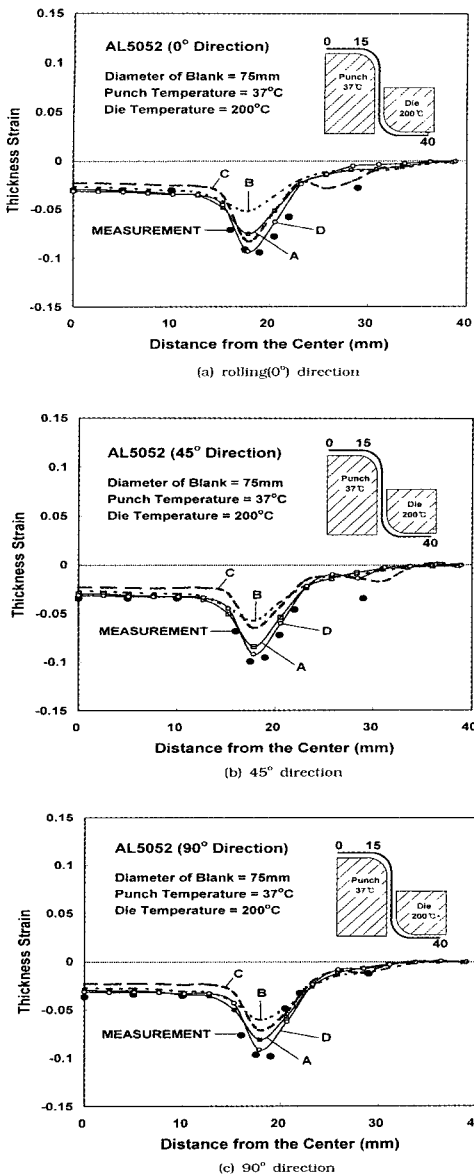


Fig. 5 Comparison of the thickness strain distributions of AL5052 along the various directions from the rolling among FEM predictions(A~D) and experimental measurement

도와 펀치온도는 측정된 온도인 200°C 와 37°C를 각각 사용하였다.

Fig.5는 개발된 프로그램으로 해석한 후 압연방향 기준으로 0°방향, 45°방향, 90°방향에서 예측된 두께변형률 분포를 실험측정치와 각각 비교한 것이다. 압연방향 (0°)의

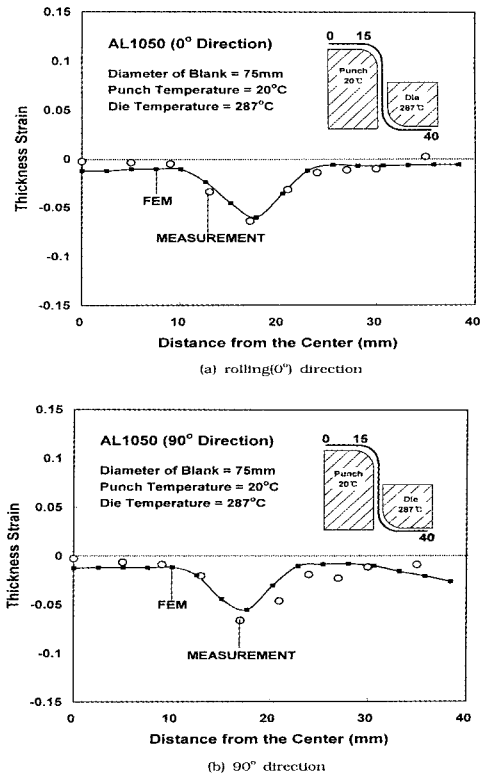


Fig. 6 Comparison of the thickness strain distributions of AL1050 along the 0° and 90° directions from the rolling between FEM predictions(D) and experimental measurement

경우, 구성방정식에 따른 펀치접촉부(0~10 mm내외)의 두께변형률 차이는 거의 없고 실험측정치와 유사하다. 그러나, 비접촉부(15~25 mm내외)의 두께변형률은 B, A, C, D의 순서로 값이 커지며, 그 중에서 D가 실험측정치와 가장 유사하다. 그러나 45°와 90°방향에서는, 비접촉부 두께변형률이 B, C, A, D의 순서로 값이 커져 압연방향과 차이가 있지만, 전체적으로는 압연방향과 같이 D가 실험측정치와 가장 유사하다. 비등은 박판 성형해석에 사용되는 구성방정식은 일반적으로 응력-변형률 관계뿐만 아니라 고온에서의 변형률 속도 효과, 변형률 변화에 대한 응력변화의 비 등의 조건을 만족시켜야 한다. 구성방정식 D는 다른 구성방정식들보다 상기의 조건을 더 잘 만족시키며 실험측정치와 가장 유사한 해석결과를 보였다.

구성방정식 D를 개발된 프로그램에 도입하여 AL1050 소재의 비등은 원통접 성형공정을 해석하고 실험측정치와 비교하였다. Table 2는 AL1050 알루미늄 박판의 열물성

치⁽²³⁻²⁴⁾이며, 다이온도와 펀치온도는 측정된 온도인 287°C와 20°C를 각각 사용하였다. 원통컵 금형의 기하학적 형상과 금형 및 박판재의 배치는 Fig.4와 같고, 지름이 75 mm인 원형블랭크의 1/4영역만을 214개의 절점과 378개의 선형삼각형 요소로 구성하였다.

Fig.6은 압연방향 기준으로 0°방향과 90°방향에서 예측된 두께변형을 분포를 실험측정치와 각각 비교한 것이다. 90°방향의 경우 비접촉부의 두께변형률이 실험측정치보다 약간 낮은 것을 제외하면, 두 방향에서 모두 실험측정치와 유사한 결과를 보임을 알 수 있다.

4. 컴퓨터 원용 가상 트라이아웃

컴퓨터 원용 가상 트라이아웃은 컴퓨터 시뮬레이션 결과로부터 금형 설계를 수정하거나 작업환경을 변경하여 최적의 작업 조건을 찾아내는 것이다. 본 연구는 개발된 프로그램으로 AL5052 박판의 원통컵 비등온 성형공정을 컴퓨터 원용 가상 트라이아웃 하여 최적 성형 온도를 찾았다.

원통컵 금형의 기하학적 형상과 금형 및 박판재의 배치는 Fig.4와 같다. 펀치온도를 37°C로 유지시키고 다이온도를 37°C부터 350°C까지 약 50°C 간격으로 변화시키며 해석을 수행하였다. Fig.7은 성형완료 후에 예측된 박판의 온도분포다. 펀치 접촉부의 박판온도는 펀치온도와 같은 37°C로 유지되고, 다이 접촉부의 박판온도는 다이온도와 같은 분포를 보임을 알 수 있다. 즉 금형 접촉부의 박판온도는 열전도율과 열용량 등의 박판 열물성치, 변형열, 마찰열 등의 차이에도 불구하고 금형온도에 따라 결정되고, 비접촉부의 박판온도는 박판의 열물성치에 따라 결정된다.

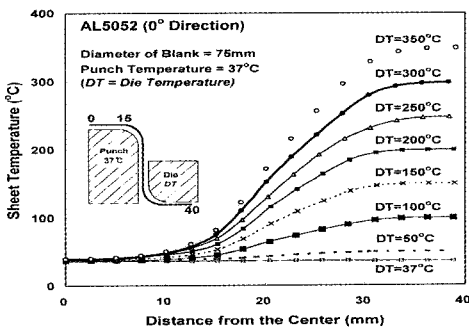
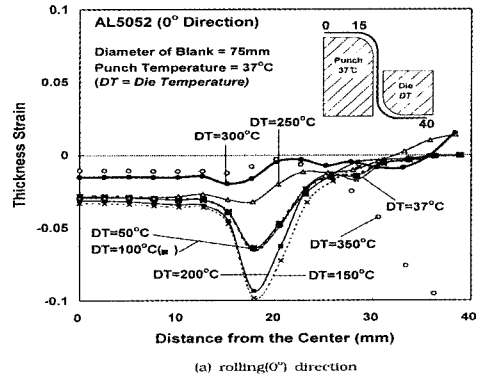
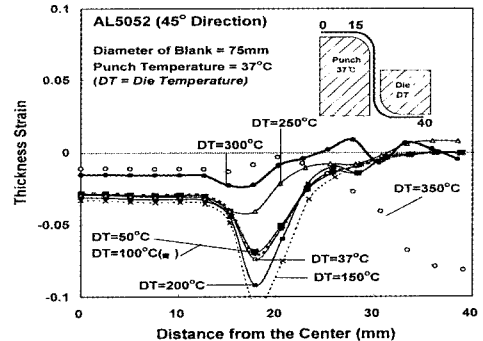


Fig. 7 Sheet temperature distributions of AL5052 along the rolling(0°) direction associated with various die temperatures

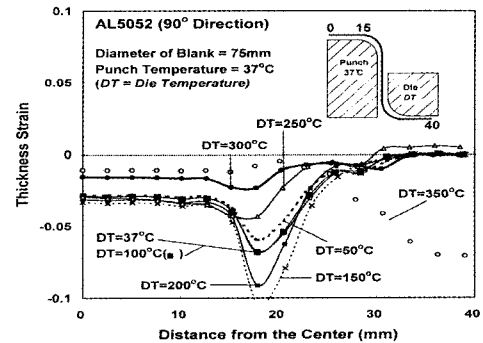
Fig.8(a)는 압연방향(0°)에서 다이온도 변화에 따른 박판의 두께변형을 분포를 비교한 것이다. 높은 다이온도에서 성형한 제품은 낮은 다이온도에서 성형한 제품에 비해 펀치 바닥의 두께가 더 두꺼워지고 플랜지부 두께는 더 얇아지면서 전체적으로 균일한 두께 변형을 분포를 보여주고 있다. 이것은 다이온도가 높은 경우에 박판의 강도가



(a) rolling(0°) direction



(b) 45° direction



(c) 90° direction

Fig. 8 Comparison of the thickness strain distributions of AL5052 along the various directions from the rolling associated with various die temperatures

떨어져 유동성이 향상되었기 때문이다. 그러나, 다이온도가 가장 높은 350℃ 경우는 오히려 플랜지부 변형률이 너무 커지는 것을 알 수 있다.

Fig.8(b)와 Fig.8(c)는 압연방향 기준으로 45°방향, 90°방향에서의 다이온도 변화에 따른 두께변형률 분포를 각각 비교한 것이다. 압연방향에서와 마찬가지로 다이온도가 300℃까지는 플랜지부 강도 저하로 인한 유동성 증가로 두께변형률이 균일해지면서 성형성이 향상되었지만 다이온도가 350℃인 경우에는 오히려 플랜지부 변형률이 너무 커지는 것을 알 수 있다. 실제 원통컵 성형 실험의 경우에도 300℃에서 가장 좋은 성형성을 얻을 수 있었다.⁽¹⁹⁾

플랜지부 유동성 향상을 위하여 다이온도를 아주 높게 올려주는 것이 항상 두께 분포 개선을 통한 성형성 향상을 가져오는 것이 아님을 컴퓨터 원용 가상 트리아아웃을 통해 알 수 있었다. 본 연구는 컴퓨터 원용 가상 트리아아웃으로 최적 성형 온도를 결정하여, 시간이 많이 걸리고 비용이 많이 소모되는 현장 트리아아웃을 수행하는 것보다 다양한 성형조건에 대해 가상으로 빠르고 간편하게 컴퓨터 원용 가상 트리아아웃을 수행하는 것이 더 효율적임을 제시하고 있다.

5. 결 론

본 연구는 알루미늄 합금박판 비등온 성형공정을 유한요소 해석할 수 있는 프로그램을 개발하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) Bishop의 비연계 방법과 Barlat의 비2차 이방성 항복이론을 도입하고 내연적 시간적분법을 이용하여 알루미늄 합금 박판의 비등온 성형해석을 위한 3차원 열소성 유한요소 방정식을 수식화 하였다.
- (2) AL5052-H32와 AL1050-H16 소재의 비등온 원통컵 공정을 성형해석하고 실험측정치와 비교하여 본 연구에서 개발된 프로그램의 타당성을 입증하였다.
- (3) 개발된 프로그램의 유용성을 검증하기 위하여 AL5052 소재의 비등온 원통컵 성형공정을 컴퓨터 원용 가상 트리아아웃한 결과, 개발된 프로그램이 비등온 성형 기술에 유용한 도구가 될 수 있음을 알 수 있었다.
- (4) 변형률 속도항을 포함하고 구성방정식 각 계수가 온도에 대한 5차 함수로 표현된 멱급수 형태의 구성방정식은 비등온 박판 성형해석에 적절한 온도-응력-변형률-변형률 속도 관계를 제공하였다.

후 기

본 연구는 교육부 학술진흥재단의 연구비(기계공학 ME97-E-40)에 의하여 연구되었습니다. 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) 菅又信, 金子純一, 1990, “알루미늄계 재료의 국부 가열 디프 드로잉”, 월간 PRESS 기술, 기술정보주식회사, 제3권, 제1호, pp. 45~51.
- (2) 김창수, 박동환, 강성수, 1996, “금형의 국부적인 가열에 의한 사각통의 온간 디프 드로잉 성형성에 미치는 온도의 효과”, 한국정밀공학회지, 제13권, 제5호, pp.53~59.
- (3) T.Ohwue, M.Usuda, and S.Sudo, 1991, “Cooled-Punch Deep Drawing and its Application to Automobile Parts”, IDDRG Proceedings, Pisa, Italy, pp. 308~315.
- (4) 김종호, 최치수, 나경환, 1995, “크랭크 프레스와 유압 프레스에서 스테인리스 강판의 온간 드로잉성 비교”, 한국소성가공학회지, 제4권, 제4호, pp. 345~352.
- (5) 김용환, R.H.Wagoner, 1990, “비등온 박판 성형공정의 유한요소 해석”, 대한기계학회논문집, 제14권, 제5호, pp. 1119~1128.
- (6) K.Shinagawa, T.Takeoka, K.Mori, and K.Osaka-da, 1993, “Finite Element Simulation of Warm Deep Drawing of Type 304 Stainless Steel Sheet with Deformation-Induced Transformation”, JSTP, Vol.34, No.390, pp. 794~799.
- (7) 김성민, 금영탁, 1997, “유한요소법에 의한 온간 박판 성형 금형의 트리아아웃기술 개발”, 한양대학교 산업과학 논문집, 제44권, pp. 105~116.
- (8) M.R.Lin and R.H.Wagoner, 1986, “Effect of Temperature, Strain, and Strain Rate on the Tensile Flow Stress of I.F. Steel and Stainless Steel Type 310”, Scr. Metall., Vol.20, pp. 143~148.
- (9) J.Bonet, R.D.Wood, and A.H.S.Wargadipura, 1990, “Numerical Simulation of the Superplastic Forming of thin Sheet Components Using the Finite Element Method”, Vol.30, pp. 1719~1737.

- (10) 김용환, R.H.Wagoner, 1989, "박판 인장 시험에서 가공열의 영향에 관한 유한요소해석", 대한기계학회논문집, 제13권, 제4호, pp. 680~688.
- (11) R.Hill, 1950, *The Mathematical Theory of Plasticity*, Clarendon Press, Oxford.
- (12) M.Gotoh, 1978, "A Finite Element Analysis of the Rigid-plastic Deformation of the Flange in a Deep Drawing Process Based on a Fourth-degree Yield Function-II", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.20, pp. 423~435.
- (13) R.Hill, 1990, "Constitutive Modelling of Orthotropic Plasticity in Sheet Metals", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.38, No.3, pp. 405~417.
- (14) F.Barlat, K.Chung and O.Richmond, 1993, "Plastic Dual Potential for FCC Metals and Application to Minimum Plastic Work Calculations", *Int. J. Plasticity*, Vol.9, pp. 1~13.
- (15) S.Y.Lee, Y.T.Keum, J.M.Park, K.Chung, and F.Barlat, 1997, "Three-dimensional Finite Element Method Simulations of Stamping Processes of Planar Anisotropic Sheet Metals", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.39, No.10, pp. 1181~1198.
- (16) Y.H.Kim and R.H.Wagoner, 1987, "The Role of Deformation Heating in Tensile Testing of Aluminum-Killed Steel", *Scr. Metall.*, Vol.21, pp. 223~228.
- (17) Y.H.Kim and R.H.Wagoner, 1987, "An Analytical Investigation of Deformation-Induced Heating in Tensile Testing", *Int. J. Mech. Sci.*, Vol.29, No.3, pp.179~194.
- (18) J.F.P.Bishop, 1956, "An Approximate Method for Determining the Temperature Reached in Steady Motion Problems of Plane Plastic Strain", *Qurt. J. Mech. Appl. Math.*, Vol.9, pp. 236~246.
- (19) 류호연, 배원택, 김종호, 김성민, 구분영, 금영탁, 1998, "알루미늄 합금박판 비등온 성형공정의 유한요소해석 및 실험적 연구(제1부:실험)", '98 한국소성가공학회 추계학술대회논문집, pp. 45~52.
- (20) Y.Gao and R.H.Wagoner, 1987, "A Simplified Model of Heat Generation Effects During the Uniaxial Tensile Test", *Metall. Trans. A*, Vol.18A, pp. 1001~1009.
- (21) 구분영, 김성민, 금영탁, 류호연, 김종호, 1998, "알루미늄 합금박판 비등온 성형공정의 유한요소해석 및 실험적 연구(제2부:해석)", '98 한국소성가공학회 추계학술대회논문집, pp. 41~44.
- (22) 이광병, 이승열, 금영탁, 1997, "알루미늄 합금 박판 스탬핑 공정의 단면 성형 해석", 한국소성가공학회지, 제6권, 제4호, pp. 279~290.
- (23) F.P.Incropera and D.P.D. Witt, 1990, *Introduction to Heat Transfer*, 2nd ed., John Wiley & Sons.
- (24) 박종신, 1997, "AL1050 및 AL5052 검사성적서", 대한알루미늄 주식회사.