

# 마그네슘 합금 AZ31 판재의 온간 사각컵 디프드로잉 공정의 유한요소 해석

김흥규<sup>#</sup> · 이위로<sup>1</sup> · 홍석관<sup>1</sup> · 김종덕<sup>1</sup> · 한병기<sup>2</sup>

## Finite-Element Analysis of Warm Square Cup Deep Drawing Process of Magnesium Alloy AZ31 Sheet

H. K. Kim, W. R. Lee, S. K. Hong, J. D. Kim, B. K. Han

(Received November 15, 2005)

### Abstract

Magnesium alloys are expected to be widely used for the parts of structural and electronic appliances due to their lightweight and EMI shielding characteristics. While the die casting has been mainly used to manufacture the parts from the magnesium alloys, the press forming is considered as an alternative to the die casting for saving the manufacturing cost and improving the structural strength of the magnesium alloy parts. However, the magnesium alloy has low formability at room temperature and therefore, in many cases, forming at elevated temperatures is necessary to obtain the required material flow without failure. In the present study, square cup deep drawing tests using the magnesium alloy AZ31 sheet were experimentally conducted at various elevated temperatures as well as room temperature, and the corresponding finite-element simulations, which calculated the damage evolution based on the Oyane's criterion, were conducted using the stress-strain relations from the tensile tests at various temperatures. The formability predictability by the finite-element analysis was investigated by comparing the predicted damage distributions over the deformed AZ31 sheet at elevated temperatures with the corresponding experimental deformations with failures.

**Key Words** : Magnesium Alloy, Press Forming, Square Cup Deep Drawing, AZ31, Damage, Finite Element Analysis

### 1. 서 론

마그네슘 합금은 약 1.8의 비중으로 알루미늄, 티타늄에 비해서도 훨씬 가벼운 초경량 소재이면서도 비강도, 전자파 차폐성, 진동 감쇠능, 열전도도 등이 모두 우수한 특성을 갖고 있다. 최근 에너지 절약 및 공해 저감을 위한 자동차 부품 경량화는 물론, 전자제품에서 인체에 대한 전자파 차단 목적에서 마그네슘 합금 제품의 수요가 급증하고 있는 추세이다.

마그네슘 합금은 조밀육방체(HCP) 결정구조로 인해 특히 상온에서 소성가공성이 좋지 않아 주로 액체 상태의 마그네슘을 이용하는 주조 및 다이캐스팅에 의해서 제품이 생산되었으나, 구조용 부품에서의 기계적 강도 저하, 높은 후처리 비용, 초박판 제품 개발의 어려움 등의 이유로 최근 들어 온간 프레스 금형 기술을 적용한 생산 방식이 큰 주목을 받고 있다[1~7].

일반적으로 마그네슘 합금은 온도, 가공속도, 윤활 등의 조건에 따라 성형성이 민감하게 달라

1. 한국생산기술연구원 정밀금형팀  
2. 홍익대 기계 시스템 디자인 공학과  
# 교신저자: 한국생산기술연구원,  
E-mail: krystal@kitech.re.kr

지므로 이러한 공정 조건에 따른 재료의 성형성 정보를 정확히 파악하고 이를 성형 공정 설계에 면밀히 적용하는 작업이 매우 중요하다. 그러나 실제 제품들은 대부분 복잡한 형상으로 되어 있기 때문에 정성적으로 파악된 마그네슘 합금의 성형성 정보만으로 성형 공정상의 문제점을 미리 파악하고 설계에 반영하기가 쉽지 않다. 따라서 마그네슘 합금의 소성가공 공정을 효과적으로 설계하기 위해서는 CAE 해석의 방법을 사용할 필요가 있다. 이에 그 동안 마그네슘 합금의 성형 공정에 대한 몇몇 유한요소 해석 연구가 있어 왔으나[7~10], 아직까지 온간 공정의 특성을 고려한 성형성 예측 연구는 부족한 상황이다.

따라서 본 연구에서는 이러한 마그네슘 합금 프레스 성형의 CAE 해석을 위한 기반 연구로서 마그네슘 합금 AZ31 판재의 온간 사각컵 디프드로잉 공정에 대해 유한요소 해석을 수행하고 실험에서 관찰된 성형 결과와 비교, 분석하였다. 판재의 성형성 측면에서 중요한 요소는 소재의 유동과 파단 특성이므로 이를 중점적으로 검토하였다. 파단을 고려한 성형성 예측을 위해 유한요소 해석에서 손상(Damage) 모델을 도입하고 이를 계산하였다. 열전달, 마찰 등의 공정 조건이 유한요소 해석 결과에 미치는 영향을 분석하여 마그네슘 합금 판재의 온간 프레스 성형 공정을 효과적으로 예측하기 위한 주요 인자를 고찰하였다.

## 2. 온간 사각컵 디프드로잉 시험

### 2.1 온간 프레스 금형의 설계 및 제작

마그네슘 합금 판재 AZ31의 디프드로잉 성형 거동을 실험적으로 고찰하기 위하여 금형 내 소재 가열이 가능한 온간 사각컵 디프드로잉 금형을 설계, 제작하였다. 펀치, 블랭크 홀더, 하부 다이를 표현하는 형상 변수들을 Fig. 1에 개략적인 도면과 같이 나타내었으며, 본 연구에서 설계, 제작된 금형의 구체적인 형상 치수들을 Table 1에 나타내었다. 펀치는 40mm×40mm의 정사각형 단면을 갖고 있고 판재 두께 0.8mm를 고려하여 펀치 벽면과 하부 다이 벽면 사이의 간격은 0.96mm가 되도록 하였다.

펀치, 블랭크 홀더, 하부 다이는 모두 SKD11을 사용하여 제작하였고, 소재와 접촉하는 펀치면과 하부 다이면에는 최종적으로 연마 작업을 수행하였다. 금형 내부 온도의 가열을 위하여 블랭크 홀

더와 하부 다이 내부에 시즈히터(Sheath Heater) 타입의 열선을 삽입하였다. 가열된 금형으로부터 열의 손실을 막고 금형 프레임에 비롯한 다른 부위의 열로 인한 영향을 방지하기 위해 블랭크 홀더 위와 하부 다이 아래 부분에 단열재를 삽입하였다. 이와 같은 전체 금형 가열 시스템은 Fig. 2와 같이 구성되었는데, 하부 다이에 삽입된 열전대를 통해 온도를 측정하고 이 값을 기준으로 PID 제어기와 TPR(Thyristor Power Regulator)를 통해 블랭크 홀더와 하부 다이의 열선에 적절한 전류를 흘려주어 원하는 온도로 금형을 가열하게 된다.

본 연구에서는 위와 같이 구성된 온간 디프드로잉 금형을 일반적인 만능시험기(U.T.M) 장비에 설치하여 프레스 성형을 수행하였다.

### 2.2 온간 성형 시험 및 결과

마그네슘 합금 판재 AZ31로부터 지름120mm인 원형 블랭크를 시편 가공하였다. 블랭크의 형상 및 크기에 따라 사각컵 성형 공정의 특성과 성형 후의 플랜지 형상 등이 달라질 수 있으나, 본 연구에서는 우선 원형 블랭크만을 대상으로 하였고 설계된 드로잉 깊이까지 성형하는데 적절한 소재의 양을 고려하여 블랭크 지름을 120mm로 결정하였다. 처음에는 윤활제 없이 성형을 수행하였으나 다이와의 접촉 표면에서의 마찰 및 스크래치 등의 영향으로 작은 성형 깊이에서도 파단이 발생하였고 이는 온도가 올라가도 크게 향상되지 못했다. 따라서 접촉면에서의 영향을 줄이고 최대한 소재 자체의 성형 특성을 고찰할 수 있도록 AZ31 블랭크 표면에 테프론(Teflon) 코팅을 하고 성형 시험을 하였다. 테프론을 사용하면 0.005~0.02 정도의 마찰 계수를 갖는데 이는 상용 고찰 윤활제를 사용해서 얻을 수 있는 최소 수준의 마찰계수이다. 블랭크 홀더에는 유압펌프를 사용하여 블랭크 홀딩 압력(Blank Holding Pressure; BHP)을 가하였는데 본 성형 공정에서는 1.0MPa의 블랭크 홀딩 압력을 사용하였다. 프레스 장비로 사용한 만능시험기의 가압 속도 범위를 고려하여 펀치의 스트로크 속도로 10mm/min을 사용하였다.

상온, 100, 150, 200, 250℃의 온도에서 온간 디프드로잉 성형 시험을 수행하였고 그 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 온도별 결과를 보면 상온에서부터 온도가 증가할수록 파단 되기까지의 컵 성형 깊이는 증가하였으나 250℃가 되면 오히려 감소함을 볼 수 있었다. 이는 기존의 연구 결과[7]와 비

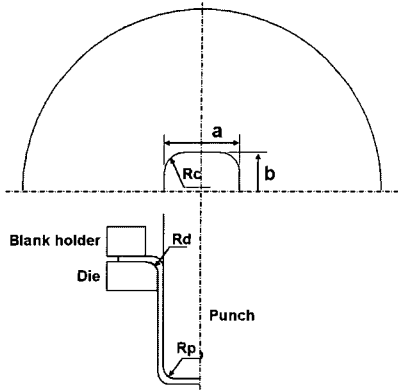


Fig. 1 Geometric parameters of the square cup deep drawing die

Parameter	Value
Punch size (a × b)	40 × 40mm
Punch radius (Rp)	6.25mm
Corner radius (Rc)	10.96mm
Die radius (Rd)	6.25mm
Clearance	0.96mm

교하여 유사한 경향이고, 윤활을 하지 않았을 경우에 비해서는 최대 성형 깊이가 크게 증가했음을 알 수 있다.

블랭크를 채취한 AZ31 압연 판재의 온도별 인장 시험을 수행하였는데 상온에서의 결과(Fig. 4)를 보면 약간의 이방성을 나타냄을 알 수 있다. 이를 고려하여 사각컵 성형 시험에서 원형 블랭크에 압연 판재에서의 방위를 표시하고 시험을 수행하였으나 위에서 설명한 온도에 따른 소재 유동 차이에 비해 시편 방위에 따른 소재 유동 차이는 상대적으로 작다고 판단되었다. 실제 AZ31 판재의 성형을 위해서는 온간에서의 성형이 필요하고 따라서 이방성의 영향보다는 온도 및 열전달의 영향을 우선적으로 고려할 필요가 있다. 따라서 본 논문에서는 블랭크 방위에 따른 결과 차이는 고려하지 않고 주로 온도별 차이에 주목하였다.

이와 같은 디프드로잉 성형 공정과 결과를 대상으로 아래에서 유한요소해석을 수행하였다.

### 3. 유한요소해석 모델링

#### 3.1 AZ31의 응력-변형을 관계

앞에서 설명한 바와 같이 AZ31 판재의 온도별

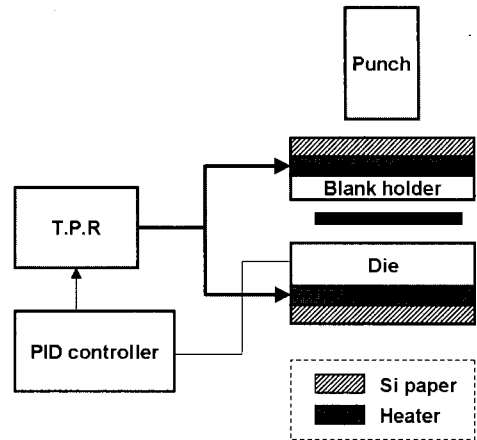


Fig. 2 Schematic diagram of the die heating system

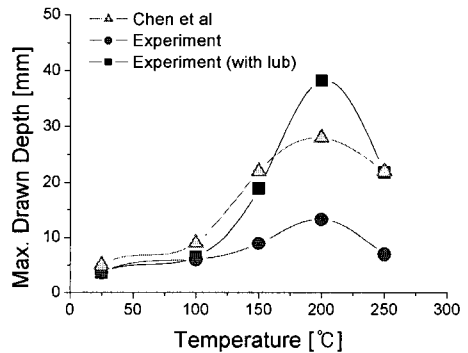


Fig. 3 Drawing depth variation for temperature variation compared with the work by Chen et al.[7] (Teflon lubrication, and no lubrication)

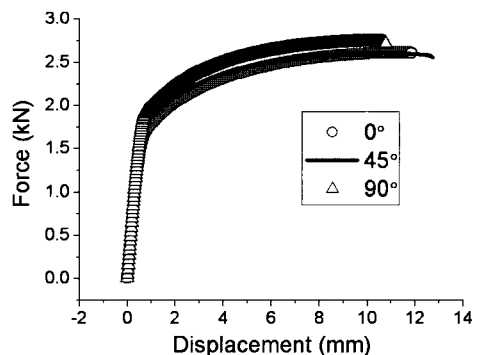


Fig. 4 Forces-displacement curves for different blank orientations at room temperature

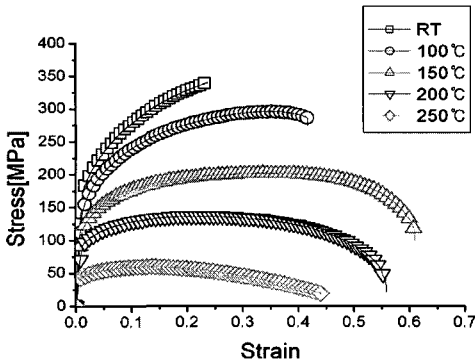


Fig. 5 Stress-strain curves at various temperatures

특성을 측정하기 위해 온도별 인장 시험을 수행하였고 그 결과로 얻어진 온도별 응력-변형률 곡선은 Fig. 5 와 같다. 결과를 보면 온도가 증가할수록 유동응력(Flow Stress)는 계속 감소하였으나 파단 되기까지의 한계 변형률은 150, 200°C 부근에서 최대가 되고 250°C가 되면 오히려 감소하였다. 이는 앞의 디프드로잉 성형 시험 결과에서 250°C가 되면 성형 가능 깊이가 감소하는 현상과 일치하는데, 최적의 성형 온도 조건이 있음을 나타낸다. 시편 방위별 시험도 수행하였으나 그 영향은 온도가 올라갈수록 작아졌으며, 시험 속도를 6mm/min, 60mm/min 의 2 가지 수준에서 수행하였으나 이 범위에서는 결과 차이가 크지 않았다. 따라서 본 연구에서는 온도에 따른 응력-변형률 곡선만을 모델링하고 유한요소 해석의 입력 데이터로 이용하였다.

그런데 Fig. 5 와 같이 인장 시험을 통해 얻어진 응력-변형률 곡선은 시편의 국부적인 necking(Necking) 이후에 대해서는 정확한 진응력-진변형률 관계를 보여주지 못하게 된다. 더구나 온간 시험 구간에서는 시편 내에 회복(Recovery), 동적 재결정(Dynamic Recrystallization) 등의 열간 메커니즘으로 인해 응력 연화(Softening)와 necking으로 인한 영향이 혼합되어 그 구분이 어렵게 된다. 본 연구에서는 우선 이와 같은 열간 메커니즘의 영향은 고려하지 않고 necking의 영향만이 있다고 가정하고 이의 보정을 위해 인장 시험으로 얻어진 응력-변형률 데이터를 다음과 같이 Takuda et al.[11]가 사용한 근사식을 이용하여 모델링하고 사용하였다.

$$\sigma(MPa) = K \varepsilon^n \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \quad (1)$$

$$K(MPa) = 3.24 \times 10^5 / t - 406 \quad (1-1)$$

$$n = A \log(\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0) + B \quad (1-2)$$

$$A = 0.016 \text{ for } 150^\circ\text{C} \sim 300^\circ\text{C} \quad (1-3)$$

$$B = 62.0 / t + 0.053 \quad (1-4)$$

$$m = -105 / t + 0.303 \quad (1-5)$$

위와 같은 근사식을 사용하여 임의의 온도에서의 응력-변형률 관계를 고려한 유한요소 해석을 수행하였다.

### 3.2 파단 예측 기준

소재의 성형성 한계로 인한 파단을 해석적으로 예측하기 위한 여러 가지 방법들이 있다. 예를 들어 성형 해석에서 계산된 변형률이 성형한계도의 임계 변형률 상태에 도달하면 파단으로 판정하거나, 판재의 경우 국부 necking이 발생하는 불안정 조건이 되면 파단으로 판정하는 것이다.

앞에서 보여준 온도별 응력-변형률 곡선을 보면 파단에 이르기까지 시편에 가해진 소성일(Plastic work)의 양이 여러 온도에 대해 대체적으로 비슷한 것을 알 수 있다. 이는 온도가 올라가면 유동응력은 감소하고 한계 변형률은 증가했기 때문인데, 이로부터 소재에 축적되는 일의 양이 일정 수준에 도달하면 파단이 발생한다고 추정할 수 있다. 이와 같은 물리적 관점으로부터 본 연구에서는 파단을 예측하기 기준으로 손상 모델을 사용하였다. 손상 모델의 기본적인 개념은 위와 같이 소성일 축적 양을 계산하고 임계값에 도달하면 파단으로 판정하는 것인데, 여러 연구자들에 의해 다양한 형태의 식들이 제안되어 있다. 본 연구에서는 위와 같이 온도가 올라가더라도 소성일의 축적 양이 비슷하다는 관찰을 바탕으로 온간 성형에서의 파단 예측을 위해 손상 모델을 도입하고 실제 실험 결과와의 비교를 통해 그 타당성과 한계를 고찰하였다.

이를 위해 본 연구에서는 여러 손상 모델 중 Oyane et al.[12]에 의해 제안된 다음과 같은 모델을 사용하였다.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}} \left[ 1 + a \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right] d\bar{\varepsilon} = C \quad (2)$$

위에서  $a$ 는 재료에 따른 상수,  $\sigma_m$ 은 평균 응력,  $\bar{\sigma}$ 은 유효 응력,  $\bar{\varepsilon}$ 는 유효 변형률,  $\bar{\varepsilon}_f$ 는 파단이 발생할 때의 유효 변형률을 나타내며 적분값이 상수  $C$ 에 도달하면 파단으로 간주한다. 성

형 해석은 MARC 를 사용하였는데, 사용자 서브루틴(User Subroutine)을 활용하여 위의 손상 모델의 적분 값을 계산하였다. 원래 상수  $C$  가 정해지고 적분된 값이 이 값이 도달했는지의 여부를 매 단계에서 판별하는데, 아직 상수  $C$  의 정확한 값을 알 수 없다. 따라서 본 연구에서는 대신 실험에서 관찰되는 파단 순간까지 유한요소 해석을 수행하고 그 때까지의 적분 값, 즉 손상 값(Damage Value)을 계산하여 상수  $C$  의 변동 추이를 고찰하였다.

### 3.3 유한요소 모델링 및 해석 조건

계산상의 편의를 위해 판재의 이방성은 무시하고 원형 블랭크 1/4모델에 대해서 해석을 수행하였다. 요소로는 4절점 사각형 쉘(shell)요소를 사용하였다. 실험 결과와의 비교를 위해 블랭크 홀딩 압력은 1MPa로 하였고, 테프론 윤활 상태를 가정하여 소재와 하부 다이, 펀치 사이의 마찰계수로 0.02를 사용하였다. 드로잉 속도도 실험과 마찬가지로 10mm/min으로 가정하였다. 열전달 해석을 위한 AZ31 판재의 물성치와 대류 열전달 계수로는 Table 1과 같은 값들을 사용하였다.

**Table 1 FE simulation conditions for AZ31**  
(ref.: [www.matweb.com](http://www.matweb.com) & [13])

Density	1770 kg/m <sup>3</sup>
Heat Capacity	1000 J/(kg·°C)
Thermal conductivity	96 W/(m·°C)
Heat transfer coefficient	2.95 W/(m <sup>2</sup> ·°C)

## 4. 유한요소해석 결과 및 분석

### 4.1 소재의 유동

온간 인장 시험으로부터 근사화된 온도별 응력-변형률 관계식(1)을 사용하여 유한요소 해석을 수행하였다. 온간 성형 공정에 영향을 미치는 많은 인자가 존재하므로 적절한 공정 변수를 고려하지 않으면 유한요소 해석의 정확성을 확보할 수 없다. 따라서 먼저 디프드로잉 성형 시험에서 관찰된 소재의 유동 특성을 기준으로 이를 정확히 예측하기 위해 필요한 핵심 공정 변수를 검토하였다. 이를 위해 검토할 공정 변수로서 열전달 효과와 마찰 효과를 선택하였다. 실험한 온간 디프드로잉 공정에서 소재는 열선이 내장된 블랭크 홀

더와 하부 다이 사이에 물려 가열되고 정해진 온도로 유지되지만 펀치와 접촉하는 순간부터 열전달에 의한 열의 손실이 발생한다. 일반적으로 접촉 열전달 계수의 크기는 대략 수~수십 kW/(m<sup>2</sup>·°C)로 알려져 있으므로 이를 고려하면 공기를 통한 열전달보다 훨씬 큰 열전달이 펀치와의 접촉을 통해 발생할 것으로 예상된다. 본 연구에서는 펀치와 소재 사이의 접촉 열전달 계수로 4kW/(m<sup>2</sup>·°C)를 사용하여 계산하였다[13]. 한편, 소재와 금형 사이의 윤활 조건도 판재 성형 공정에 영향을 미치는 주요 인자이므로 마찰 계수를 변화시켜 그 영향을 살펴보았다.

200°C에서 유한요소 해석에 의해 얻어진 몇 가지 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 먼저 펀치로의 열전달을 고려하지 않고 펀치 전체 면의 마찰 계수를 0.02로 하였을 때의 결과를 (a)에 나타내었다. 40mm 깊이까지 성형을 하였으나 최종적인 플랜지(Flange)와 초기 블랭크를 비교해 보면 블랭크의 유입은 거의 이루어지지 않았음을 알 수 있다. (b)에 나타난 결과는 여전히 열전달을 고려하지 않고 플랜지의 유입을 원활히 할 수 있도록 펀치 바닥면의 마찰 계수만을 0.9로 증가하였을 때이다. 실제 실험에서는 테프론을 사용하여 윤활을 하였으나 테프론 사용 조건으로는 비교적 높은 온도에서 펀치로부터 접촉면에 강한 압력을 받으며 성형이 이루어지는 조건이므로 윤활막이 손상되어 기능이 저하될 가능성이 있다. 따라서 이와 같이 펀치 바닥면에 높은 마찰 계수를 적용해 볼 필요가 있다고 판단하였다. 해석 결과 펀치 바닥면에서의 마찰 효과가 증가하여 펀치가 소재를 잡고 유입시키는 정도가 향상되었다. 그 결과 플랜지의 유입이 (a)의 경우보다는 증가하였다. 이번에는 마찰 계수의 변화 없이 펀치로의 열전달만을 고려하여 해석을 하였고 그 결과는 (c)와 같다. 펀치로의 열전달로 인해 펀치 바닥면과 맞닿은 소재 부위가 급격히 냉각되는데, 냉각된 부위의 물성은 온도별 응력-변형률 곡선에서 알 수 있듯 유동 응력이 증가하고 이는 곧 상대적인 유동성 감소로 나타난다. 냉각에 의한 펀치 접촉면 부근의 유동성 감소로 플랜지 부위 소재가 상대적으로 변형하기 쉽게 되고 유입이 많이 이루어진다. 특히 (b)의 결과와의 차이점은 사각컵 모서리 방향에 비해 벽면 방향에서의 플랜지 유입 양이 증가하였다는 점이다. 실제 200°C에서 성형된 사각컵의 형상은 Fig. 7에 나타내었다. 소재의 유동을

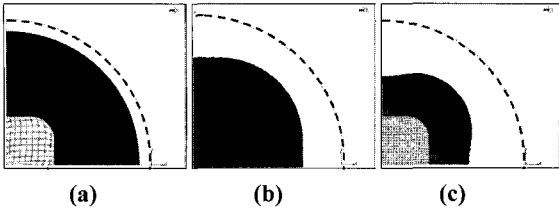


Fig. 6 Final blank shapes at 200°C for (a) No heat transfer and No local high friction, (b) No heat transfer and local high friction, and (c) heat transfer and No local high friction (Dotted line shows the initial blank shape)

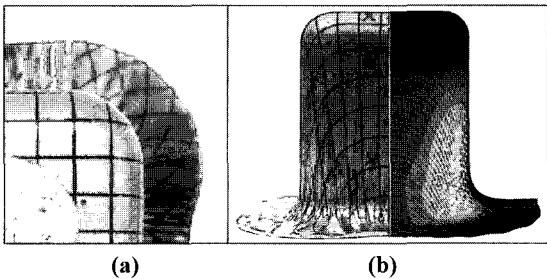


Fig. 7 Experimentally observed deformation at 200°C (a) (top view) final blank shape, (b) (side view) grid deformation compared with the FE simulation

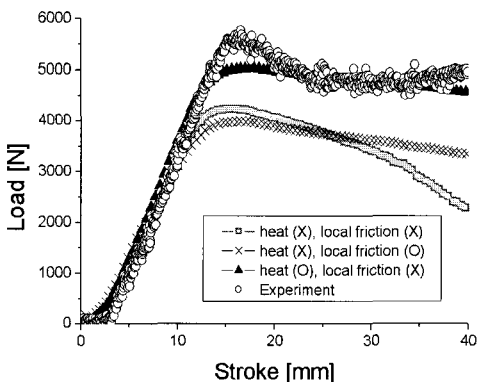


Fig. 8 Comparison of calculated punch loads with the experimental measurement at 200°C (in the figure, 'heat(X)' is used for 'No heat transfer' and 'heat(O)' for 'heat transfer')

보기 위해 초기 브랭크에는 일정한 간격의 격자(Grid)를 인쇄하였다. 블랭크 유입을 나타내는 결

과인 Fig. 7(a)와 앞의 해석 결과를 비교하면, 사각 접 모서리 방향과 벽면 방향의 플랜지 유입 양의 크기와 상대적인 비율 면에서 열전달을 고려한 Fig. 6(c)의 경우가 가장 유사함을 볼 수 있다. 열전달을 고려했을 경우의 유한요소 해석 결과와 비교하여 측면에서 관찰한 초기 격자의 변형을 Fig. 7(b)에 나타내었다. 열전달을 고려했을 경우가 실제 공정을 가장 잘 나타낸 편치에 걸린 하중의 측정치와 해석으로 얻어진 하중을 비교한 Fig. 8 을 통해서도 알 수 있다. 다른 두 가지 경우에 비해 열전달을 고려했을 때 실험 측정치와 가장 유사함을 알 수 있다.

#### 4.2 소재의 파단

앞 절의 소재 유동에 관한 실험 결과와 유한요소 해석의 비교로부터 실제 성형 공정을 예측하는데 있어 열전달의 영향이 매우 중요함을 알 수 있었다. 이번에는 소재의 파단을 고려하여 유한요소 해석에서 중요한 공정 변수를 검토하였다.

본 연구에서 손상 값을 계산하였지만 비교 검토를 위하여 유효 변형률의 분포도 고찰하였다. 200°C의 공정에서 계산된 손상 값과 유효 변형률의 분포를 Fig. 9 과 10 에 나타내었다. 앞 절과 마찬가지로 접촉 열전달을 무시한 경우, 편치 면에 높은 마찰 계수를 적용한 경우, 접촉 열전달만을 고려한 경우의 세가지에 대해 비교하였다. 결과를 보면 접촉 열전달을 무시한 경우에는 손상 값과 유효 변형률 모두 컵 바닥면 코너 부위에서 최대 값을 나타냄을 알 수 있다. 바닥면 마찰 계수를 증가했을 때는 손상 값과 유효 변형률 모두 컵 바닥면 코너 부위의 약간 아래 쪽에서 최대 값을 나타내었다. 마지막으로 앞의 소재 유동 측면에서 가장 적합한 결과를 보였던 열전달을 고려한 경우에는 손상 값의 경우 컵 옆면 모서리 중간, 유효 변형률의 경우 컵 옆면 모서리의 아래쪽 플랜지 가까이에서 최대 값을 나타내었다. 손상 값 또는 유효 변형률이 최대 값을 나타내는 부위가 파단의 가능성이 가장 높다고 볼 수 있다.

실제 실험에서 온도가 200°C이고 블랭크 홀딩 압력이 1MPa 일 때는 정해진 깊이인 40mm 만큼 드로잉 되어도 파단이 발생하지 않았지만 블랭크 홀딩 압력이 증가할수록 파단의 가능성이 높아졌다. 즉, 블랭크 홀딩 압력이 2.5MPa 이 되면 여러 번의 시험 중에 파단이 되는 불량 이 간혹 관찰되었고 블랭크 홀딩 압력이 5MPa 이 되면 거의 성

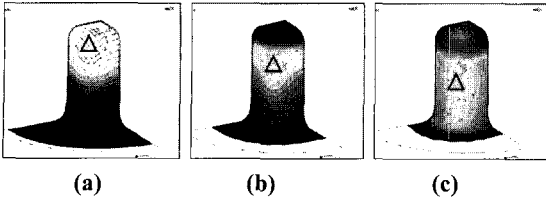


Fig. 9 Damage contour at 200℃ for (a) No heat transfer and No local high friction (b) No heat transfer and local high friction, and (c) heat transfer and No local high friction(BHP=2.5MPa)

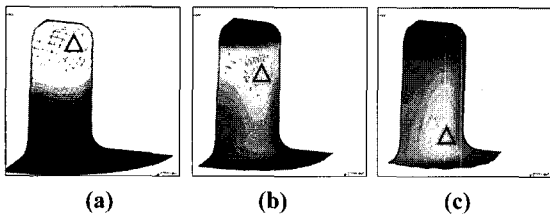


Fig.10 Effective strain contour at 200℃ for (a) No heat transfer and No local high friction, (b) No heat transfer and local high friction, and (c) heat transfer and No local high friction (BHP=2.5MPa)

형 중간에 파단이 되었다. 이렇게 블랭크 홀딩 압력이 증가했을 때 실험에서 관찰된 시편의 파단 모습을 Fig. 11 에 나타내었다. 사진을 보면 두 경우 모두 사각컵의 바닥면과 플랜지 중간 정도의 부위에서 파단이 일어났음을 볼 수 있다. 이러한 경향을 앞의 손상 값과 유효 변형을 최대값의 위치와 비교하면, 열전달을 고려한 최대 손상 값 위치가 실험에서의 관찰과 가장 유사함을 알 수 있다. 열전달을 고려한 경우가 더 적합함은 앞의 소재 유동을 고려했을 때와 마찬가지로의 결과이고, 유효 변형을 보다는 손상 값의 파단 예측성이 더 우수하다고 판단된다.

한편, 손상 값이 파단이 발생할 때 갖는 값을 실험과 유한요소 해석과의 비교를 통해 살펴보았다. 실제 파단이 일어나는 시점에서 손상 값이 일관되게 나타난다면 이 값을 앞의 식 (2)의  $C$  로 결정하고 향후 파단 발생의 조건으로 사용할 수 있다. 이 값이 많은 실험 데이터로부터 결정될수록 그 신뢰도는 높아진다.

본 연구에서 사용한 Oyane 의 모델을 사용하기 위해서는 식 (2)의 상수  $a$  를 정해야 한다. 상수  $a$  는 공정에 따라 적절한 조절이 가능하고 이는

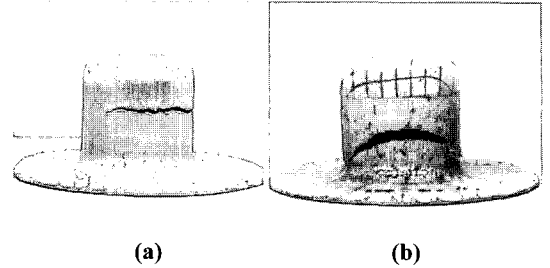


Fig.11 Experimentally observed failures (a) at 200℃ with BHP=2.5MPa, and (b) at 250℃ with BHP=5.0MPa

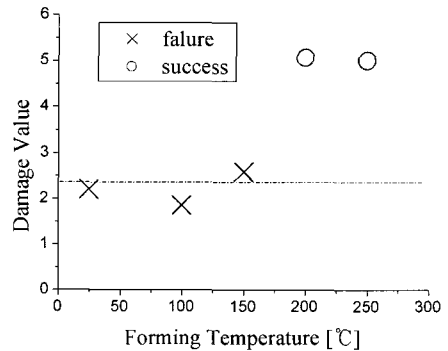


Fig.12 Relation between damage value and forming temperature

Oyane 모델의 자유도를 높이는 기능이 있다. 마그네슘 합금의 경우 아직  $a$  값에 대한 충분한 연구가 없기 때문에 본 연구에서는 편의상 스테인레스 스틸 계열 소재에 대한 기존 연구[14]를 참고하여  $a=3.9$  으로 가정하였다. 이 때 상온, 100℃, 150℃, 200℃, 250℃의 온도에서 파단이 발생하는 순간의 최대 손상 값을 계산하였는데 이를 Fig. 12 에 나타내었다. 결과를 보면 150℃ 이하의 온도에서는 파단이 발생할 때의 손상 값, 즉  $C$  가 2 정도로 나타났다. 온도별로 약간의 편차가 있으나 이는 상수  $a$  를 조절하면 감소할 것이다. 반면 200℃가 넘으면 40mm 의 성형 깊이까지 파단이 발생하지 않았다. 따라서 200℃와 250℃일 때 계산된 손상 값이 5 정도였으나 이 값은  $C$  로서 사용할 수 없다. 또한 150℃ 이하에서 계산된  $C$  값과 비교하면 계산된 손상 값의 차이가 너무 크음을 알 수 있는데, 이로부터 200℃ 이상 온도에서의 파단 거동은 150℃ 이하에서의 거동과 상당히 다르다고 판단된다. 이는 온간 성형에서의 조직 변화에 관한 연구[15]에서 알려진 바와 같이 200℃

이상에서 동적 재결정(DRX) 등의 메커니즘이 발생하여 결과적으로 다른 미세조직을 갖는 소재로 변화되었기 때문이다.

## 5. 결론

마그네슘 합금 AZ31 판재에 대해 상온에서 250℃까지의 온도 범위에서 금형을 통해 소재를 가열하고 온간 사각컵 디프드로잉 시험을 수행하였다. 그리고 그 공정을 대상으로 유한요소 해석을 수행하고 실험에서 관찰되는 소재의 유동과 파단 특성을 예측하기 위해 필요한 공정 변수와 해석 모델링에 대해 검토하였다. 유한요소 해석으로부터 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) 소재 유동 측면에서는 가열된 소재로부터 편치와의 접촉면을 통해 빠져나가는 열전달의 영향이 중요하였다. 해석 결과 열전달 영향을 고려할 때 드로잉에서의 소재 유동과 성형 후의 플랜지 형상을 가장 유사하게 예측할 수 있었다.

(2) 소재의 파단 측면에서도 열전달의 영향을 고려한 해석에서 가장 적합한 결과를 얻을 수 있었다. 그리고 파단 위치 예측성에서 유효 변형률보다 손상 모델이 더 효과적이었다. 실험에서 파단이 발생할 때의 손상 값, 즉  $C$  를 계산하여 비교한 결과 200℃ 이상에서는 그 아래 온도에서 계산된 값이 더 이상 유효하지 않았다.

본 연구의 결과로부터 향후에는 다음과 같은 연구가 필요할 것으로 보인다.

(3) 본 연구에서는 편치와 소재 접촉면에서의 열전달 계수에 대해 알려진 범위의 적절한 값을 사용하고 그 경향을 살펴보았다. 소재 유동을 예측하는데 있어 접촉 열전달의 영향이 매우 중요하므로 향후 이 계수의 측정 및 적용이 필요하다.

(4) 임계 손상 값의 신뢰성 확보를 위해 더 많은 실험 데이터를 적용해야 한다. 또 온도 영향을 고려한 파단 모델의 확립을 위해 재료의 미세조직 변화를 반영할 필요가 있다.

(5) 본 연구에서는 온도별 물성의 변화를 고려하고 이방성의 영향을 고려하지 않았다. 유동 응력에서는 온도가 올라갈수록 이방성 정도가 완화되지만 파단 특성에서는 상대적으로 이방성을 고려할 필요가 있으므로 이에 대한 연구가 필요하다.

## 참고 문헌

- [1] 박진기, 김영석, T. Kuwabara, 유봉선, 2005, AZ31 마그네슘 합금 판재의 소성변형특성, 한국소성가공학회지, 제 14 권, 제 6 호, pp. 520~526.
- [2] 추동균, 강충길, 이준희, 2005, 툴 표면처리 및 온도가 AZ31 마그네슘 판재의 드로잉에 미치는 영향, 한국소성가공학회 2005 년도 추계학술대회 논문집, pp. 118~121.
- [3] 신현우, 유형조, 여동훈, 신경열, 고윤석, 최상운, 이성원, 2005, 마그네슘 합금 판재를 이용한 차량용 후드의 설계 및 해석, 한국소성가공학회 2005 년도 추계학술대회 논문집, pp. 220~226.
- [4] 이병호, N.S.Reddy, 이종수, 2005, 인공 신경망을 이용한 AZ31 Mg 합금의 고온 변형 거동 연구, 한국소성가공학회 2005 년도 추계학술대회 논문집, pp. 231~234.
- [5] 김민철, 이영선, 권용남, 김상우, 이정환, 2005, AZ31 합금의 온간 사각 컵 디프 드로잉 공정에서의 성형성에 관한 연구, 한국소성가공학회 2005 년도 추계학술대회 논문집, pp. 235~238.
- [6] E. Doege, K. Droder, 2001, Sheet metal forming of magnesium wrought alloys-formability and process technology, J. Mat. Proc. Tech., Vol. 115, pp. 14~19.
- [7] F. K. Chen, T. B. Huang, C. K. Chang, 2003, Deep drawing of square cups with magnesium alloy AZ31 sheets, Int. J. Mach. Tool. Manufac., Vol. 43, pp. 1553~1559.
- [8] H. Takuda, T. Yoshii, N. Hatta, 1999, Finite-element analysis of the formability of a magnesium-based alloy AZ31 sheet, J. Mat. Proc. Tech., Vol. 89-90, pp. 135~140.
- [9] N. Ogawa, M. Shiomi, K. Osakada, 2002, Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging, Int. J. Mach. Tool. Manufac., Vol. 42, pp. 607~614.
- [10] H. Palaniswamy, G. Ngaile, T. Altan, 2004, J. Mat. Proc. Tech., Vol. 146, pp. 52~60.
- [11] H. Takuda, T. Morishita, T. Kinoshita, N. Shirakawa, 2005, Modelling of formula for flow stress of a magnesium alloy AZ31 sheet at elevated temperatures, J. Mat. Proc. Tech., Vol. 164~165, pp. 1258~1262.



- [12] M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto, S. Shima, 1980, Criteria for ductile fracture and their applications, J. Mech. Work. Tech., Vol. 4, pp. 65~81.
- [13] MSC Software, 2003, MSC.Marc Volume E.
- [14] A. M. Goijaerts, L. E. Govaerts, F. P. T. Baaijens, 2000, Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking, J. Manufac. Sci. Eng., Trans. ASME, Vol. 122, pp. 476~483.
- [15] D. L. Yin, K. F. Zhang, G. F. Wang, W. B. Han, 2005, Warm deformation behavior of hot-rolled AZ31 Mg alloy, Mat. Sci. Eng. A, Vol. 392, pp. 320~325.
- [16] N. Ogawa, M. Shiomi, K. Osakada, 2002, Forming limit of magnesium alloy at elevated temperatures for precision forging, Int. J. Mach. Tool. Manufac., Vol. 42, pp. 607~614.