

# 연성 파괴조건을 사용한 용융탄산염 연료전지용 쉴디드 슬롯 플레이트의 성형 공정 유한요소 해석

이창환<sup>1</sup> · 양동열<sup>#</sup> · 이승륜<sup>2</sup> · 강동우<sup>2</sup> · 장인갑<sup>2</sup> · 이태원<sup>2</sup>

## Simulation of the Forming Process of the Shielded Slot Plate for the Molten Carbonate Fuel Cell Using a Ductile Fracture Criterion

C. W. Lee, D. Y. Yang, S. R. Lee, D. W. Kang, I. G. Chang, T. W. Lee

(Received May 17, 2012 / Revised July 3, 2012 / Accepted July 10, 2012)

### Abstract

The shielded slot plates for a molten carbonate fuel cell(MCFC) have a sheared corrugated trapezoidal pattern. In the FEM simulations for the production of the shielded slot plate, the user material subroutine VUMAT in the commercial FEM software ABAQUS was used to implement a ductile fracture criterion. The critical damage value for the ductile fracture criterion was determined by comparing the experimental results of the shearing process with the simulation results. Using the ductile fracture criterion, the FEM simulation of the three-dimensional forming process of the shielded slot plate was conducted. The effects of the shearing process on the forming process were examined through FEM simulation and experiments. The forming simulation of nine unit cells was conducted. Using the simulation results of the forming process, the deformed shape after springback was calculated. The experimental result shows good agreement with the simulation.

**Key Words** : MCFC, Shielded Slot Plate, Ductile Fracture Criterion

### 1. 서 론

용융탄산염 연료전지(Molten Carbonate Fuel Cell, MCFC)는 650도의 고온에서 작동하는 고온용 연료전지 중 하나로, 병합 발전과 동시에 사용하는 경우 높은 효율을 갖는 발전용 연료전지이다. 또한 현재 상용화에 가까운 연료전지 중 하나로 평가되고 있다. 이와 같은 용융탄산염 연료전지는 현재 스테인리스 소재의 금속 분리판과 세라믹 소재의 전극(Anode, Cathode, Matrix)의 단위전지로 구성된다[1~4].

용융탄산염 연료전지의 금속 분리판은 센터플

레이트(center-plate)와 쉴디드 슬롯 플레이트(shielded slot plate)로 구성되어 있다. 센터플레이트는 애노드 가스와 캐소드 가스의 유로를 분리한다. 쉴디드 슬롯 플레이트는 전극을 지지하며 각 가스의 유로를 형성 한다. 본 연구에서 다루고 있는 쉴디드 슬롯 플레이트는 개방형 사다리꼴 단위 형상의 반복 구조로 되어 있다. 쉴디드 슬롯 플레이트의 단위 형상은 전극에 직접 접촉하여 전기화학 반응에 의해 발생한 전류의 통로가 되며, 유로 면적과 직접적으로 관련이 있다. 따라서 연료전지의 효율을 높이기 위해서는 쉴디드 슬롯 플레이트 사다리꼴 단위 형상의 세로 길이 대 가로

1. 한국과학기술원 기계공학과

2. 두산중공업 기술연구원 연료전지개발센터

# 교신저자: 한국과학기술원 기계공학과, dyyang@kaist.ac.kr

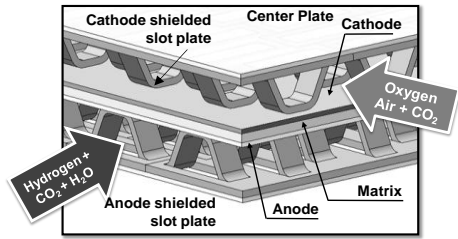


Fig. 1 Schematic figure of the MCFC(Molten Carbonate Fuel Cell)

길이의 중형 비(H/L)를 높게 성형할 필요가 있다. 이를 위한 성형 공정설계에 유한요소 해석이 적용될 수 있지만, 관련 연구는 부족한 실정이다.

개방형 사다리꼴 구조의 성형에는 전단 공정이 포함된다. 전단 공정에 대한 해석은 연성 파괴 조건을 사용하여 Taupin[5]가 유한요소 해석이 가능함을 보였다. Ghosh[6]은 연성파괴 조건을 알루미늄 소재의 슬리팅 공정 해석에 적용하여 공정 변수를 분석 하였다.

본 연구에서는 개방형 사다리꼴의 성형 공정에 연성파괴조건을 적용하여 쉘디드 슬롯 플레이트의 성형 공정 및 스프링백을 해석하였다. 먼저, 전단 공정의 실험 결과 및 해석 결과를 비교함으로써 연성 파괴 조건의 임계값을 결정하였다. 도출한 연성 파괴 조건을 3차원의 단위 형상 성형 모델에 적용하여 쉘디드 슬롯 플레이트의 성형 공정을 해석 및 실험 결과와 비교하여 해석 모델의 유효성을 검증하였다. 그리고 9개의 단위 형상을 포함하는 단위 영역에 대한 성형 공정 및 스프링백을 해석하였다. 이를 실험과 비교함으로써 제안한 해석 모델의 유효성을 검증하고자 한다. 이와 같이 개발된 해석 모델은 성형 공정의 최적 설계, 성형 이력을 고려한 거동 분석 해석, 성형 후 발생하는 스프링백에 의한 곡률을 저감하기 위한 교정 공정 설계 등에 적용이 가능하다.

## 2. 용융탄산염 연료전지용 집전판의 구조 및 집전판의 성형 공정

### 2.1 집전판의 구조 및 특성

용융탄산염 연료전지의 금속 분리판은 Fig. 1 에서와 같이 센터플레이트와 2개의 쉘디드 슬롯 플레이트로 구성되어 있다. 쉘디드 슬롯 플레이트의 경우 반응 가스의 통로, 단위 전지의 형상 지지, 압축 강성 유지, 촉매의 위치 등의 목적으로, Fig.

2에서와 같이 개방형 사다리꼴 단위 구조의 반복 구조로 되어 있다[3~4]. 소재는 내부식성이 강한 두께 0.4mm의 스테인리스 소재(310S)를 사용하였다. 준정적 상태에서 1축인장 실험을 통해 소재의 기계적 특성을 측정하였다. 탄성계수는 140GPa, 항복응력은 246MPa와 같다. 소재의 유동응력은 식 (1)과 같고, 등방성 경화로 가정하였다.

$$\bar{\sigma}(MPa) = 1192.57(0.0314 + \bar{\epsilon})^{0.455} \quad (1)$$

### 2.2 개방형 사다리꼴 형상의 성형 공정

이와 같은 개방형 사다리꼴 구조의 단위 형상의 특성으로, 쉘디드 슬롯 플레이트의 성형 공정은 슬리팅 공정(Slitting process)을 포함한다. 또한 소재의 성형성을 향상시키기 위해 중간 성형 공정(Preforming process), 최종 성형 공정(Final forming process)이 포함된 3 단 성형 공정이 적용되고 있다[7].

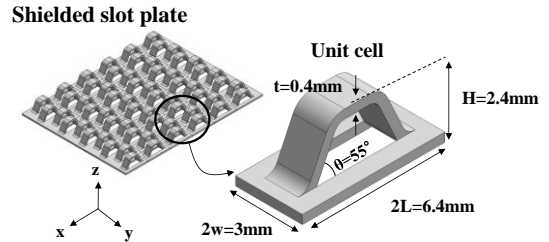


Fig. 2 The unit cell of the shielded slot plate

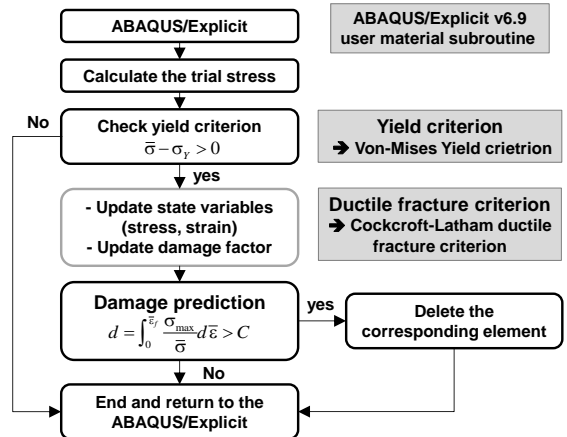


Fig. 3 Flow chart of the FEM simulation employing the ductile fracture criterion

### 2.3 연성파괴조건

본 연구에서 개방형 사다리꼴 형상의 성형 공정 해석에 사용되는 연성파괴 조건[8~11] 중, 일반적으로 많이 사용되고 있는 Cockcroft-Latham[8]의 연성 파괴 조건을 사용하였다. 연성 파괴는 상용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS의 User material subroutine VUMAT[12]을 사용하여 유한요소 해석에 적용하였다. Cockcroft-Latham의 연성 파괴 조건은 식 (2)과 같으며, 소재에 누적된 Damage value(d)가 임계 값(C) 이상이 되는 경우 해당 요소를 해석 모델에서 제거하여 연성 파괴를 모사한다. 유한요소 해석에서 연성 파괴조건은 Fig. 3과 같은 순서로 적용된다.

$$d = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_{max}}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} > C \quad (2)$$

### 3. 연성파괴조건을 사용한 쉐이드 슬롯 플레이트 단위 형상의 성형 공정 유한요소 해석

#### 3.1 연성 파괴 조건 임계 값의 도출

연성 파괴조건의 임계 값은 전단 성형 공정의 실험 결과와 유한요소 해석 결과를 비교함으로써 결정하였다[7]. 전단 성형 공정의 해석에서 극심한 소성 변형이 발생하는 중심부는 외곽의 요소와 달리, 조밀한 요소를 사용하였고, ALE(arbitrary Lagrangian-Eulerian)요소를 사용하여 요소를 재구성, 해석의 정확성을 향상시켰다. 총 20,800 개의 평면 변형을 요소를 사용하였고, ABAQUS v6.9 Explicit을 사용하였다. 또한 User material subroutine VUMAT을 사용하여 연성파괴조건 및 요소 제거에 의한 파괴 조건을 모사하였다. 펀치(punch)와 다이(die)의 라운드(round)는 실험과 동일하도록 0.03mm를, 펀치와 다이 사이의 공차(clearance)는 0.03mm를 사용하였다. 마찰 조건은 기존 연구와 동일한 조건인 쿨롬마찰조건( $\mu=0.2$ )을 사용하였다[7].

Fig. 4는 전단 공정 중 소재의 유효 변형률 및 최대 주응력 값을 나타낸 그림이다. 전단공정에서는 그림에서와 같이 펀치와 다이 사이의 공간을 따라 전단 밴드(shear band)가 발생한다. 그리고 소재에 변형이 계속되어 연성 파괴가 시작되면 전단 밴드를 따라 소재의 전단이 발생한다.

본 연구에서 연성 파괴 조건 임계 값은, 임계 값을 달리 설정하여 파단 해석을 진행, 해석과 실험에서 파단 면(fracture layer)의 길이와 버니시 면

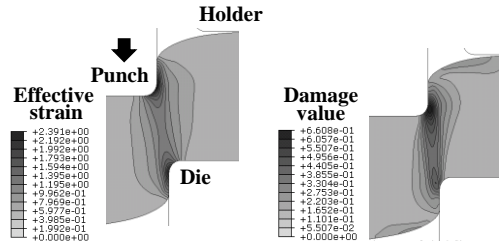


Fig. 4 Simulation results of the shearing process - effective strain distribution and damage value distribution during the shearing process

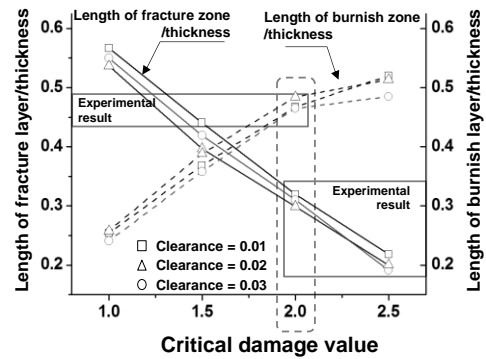


Fig. 5 Determination of the critical damage value by comparing the simulation results and experimental results

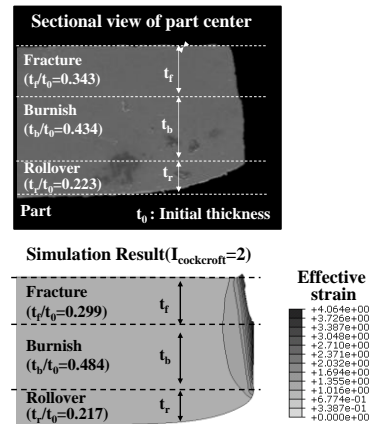


Fig. 6 The experimental result and the simulation result of the shearing process

(burnish layer)의 길이가 동시에 만족하는 값으로 결정하였다. 해석 결과는 Fig. 5와 같이 파단 면의 길이는 임계 값이 커짐에 따라 감소하게 되고, 버니시 면의 길이는 임계 값이 커짐에 따라 증가하

게 된다. 임계 값이 2.0일 때, Fig. 5와 같이 두 조건을 모두 만족시키는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 6은 Cockcroft-Latham의 연성 파괴 조건 임계 값이 2.0인 경우 해석 결과와 실험 결과를 비교한 그림이다. 해석 결과 파단 면의 길이는 초기 소재 두께의 약 29.9%, 실험 결과 34.3%로, 해석 결과가 실험 결과의 차가 4.4% 인 것을 확인할 수 있었다. 버니시 면의 길이의 차는 5.0%, 롤오버(rollover) 면의 길이의 차는 0.6%로 세 면 모두 5%내의 오차를 보이며, 연성 파괴조건을 통해 소재의 전단 변형 및 파단을 예측할 수 있었다. 따라서 소재의 연성 파괴조건의 임계 값을 2.0으로 설정하였고, 연성파괴 조건을 3차원 개방형 사다리꼴 단위 형상의 유한요소 해석에 적용하였다.

### 3.2 단위 형상의 유한요소 해석 결과

앞서 구한 연성 파괴조건을 단위 형상의 성형 공정 유한요소 해석에 사용하였다. 해석의 효율을 위해 Fig. 7과 같이 단위 형상의 1/4 모델을 사용하였다. 다른 해석 조건은 모두 전단 공정의 유한요소 해석과 동일하다. 성형 공정 해석에는 74,880개의 8절점 육면체 요소(C3D8R)를 사용하였다. 그리고 해석 시간을 단축 시키기 위해 mass scaling을 사용하였다. 실험은 Fig. 8과 같이 3단 성형이 가능한 금형 셋을 사용하였다. 3단 성형 공정은 펀치 및 다이의 접촉 조건을 변경함으로써 해석하였다.

3단 성형 공정의 해석 결과는 Fig. 9와 같다. 초기 소재가 슬리팅 공정에 의해 개방형 형상으로 성형된 뒤, 중간형상 성형 공정에서 소재의 성형성을 향상시킬 수 있는 형상으로 성형된다. 그리고 최종 성형 공정에서 목적 형상으로 성형된다. Fig. 10은 3단 성형 공정 유한요소 해석 결과 및 실험 결과의 3차원 뷰와 단면 뷰이다. 최종 성형 결과, 실험 및 해석에서 모두 Fig. 10에서와 같이 사다리꼴의 상부 라운드 근처에서 최소 두께가 발생하였다. 실험 결과, 소재 두께 대비 최소 두께는 0.79, 해석 결과 0.78로 1%의 오차를 보인다. 또한 사다리꼴 단위 형상의 각도 역시 실험 결과 54.8°, 해석 결과 역시 54.3°로 1%내의 오차를 보인다. 이를 통해 전단 공정을 사용한 단위 형상의 유한요소 해석을 통해 연성 파괴 조건이 3차원의 개방형 사다리꼴 형상의 성형 공정 해석에 적용 가능함을 확인할 수 있었다.

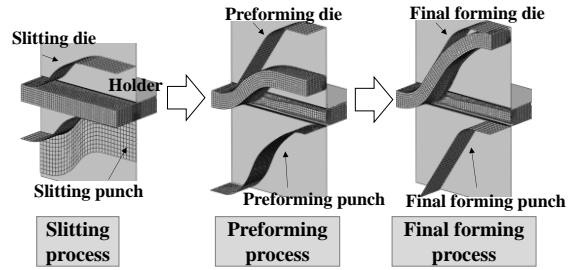


Fig. 7 FEM simulation model for the three-stage forming process of the shielded slot plate

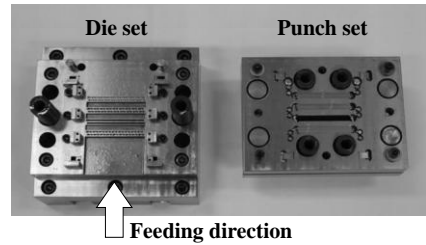


Fig. 8 The experimental die set for the forming process of the shielded slot plates

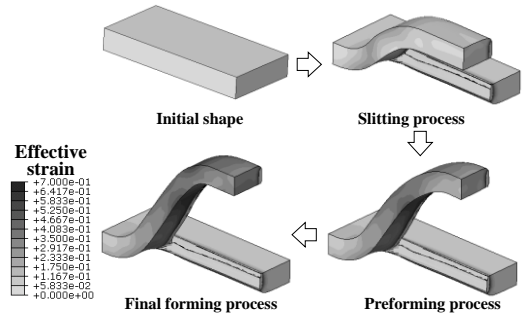


Fig. 9 Simulation results and experimental results after slitting process

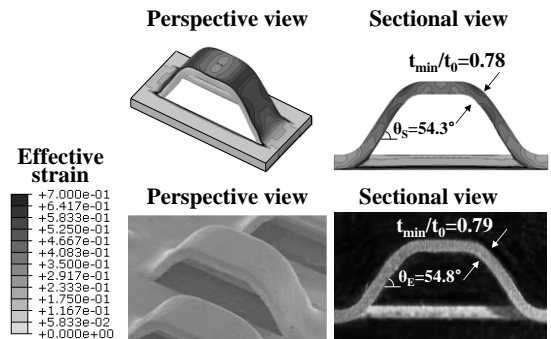


Fig.10 Simulation results and experimental results after three-stage forming process

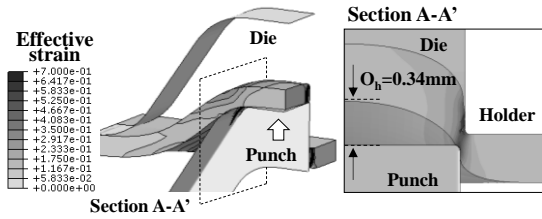


Fig. 11 Simulation results of the one-stage forming process

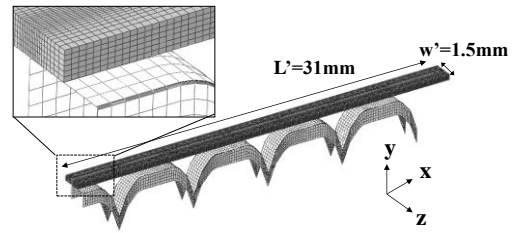
### 3.3 슬리팅 공정 및 중간 성형 공정이 없는 경우의 성형 해석 결과

쉴드드 슬롯 플레이트의 해석 모델을 다양한 성형 공정의 분석에 적용할 수 있다. 한가지 예로, 슬리팅 공정 및 중간 성형 공정이 없는, 1 단 성형 공정을 선정, 슬리팅 공정의 효과를 분석하였다. 이와 같은 경우, Fig. 11 에서와 같이 펀치의 사다리꼴 상부 평탄부가 소재와 접촉하여 전단 변형이 발생, 중심부에서부터 소재가 파단 되기 시작한다. 그러나 소재의 파단이 발생한 이후 상부 펀치가 이동하고, 펀치 형상의 빗면이 소재와 접촉하는 부분에서 Fig. 11 의 단면 A-A' (section A-A')에서와 같이 소재와 펀치 사이의 간극( $O_h$ )이 발생하게 된다. 소재의 중심부가 전단 변형함에 따라 소재의 중심은 펀치를 따라 변형하게 된다. 하지만 파단 면에서는 이를 따라 변형하지 못하기 때문에 이와 같은 간극( $O_h$ )이 발생한다. 이 현상은 소재의 파단이 발생하는데 역효과가 되어 파단 면과 버의 길이가 증가하게 된다. 파단 면과 버의 길이 증가는 연료전지의 작동에 있어서 부식 등에 문제가 된다. 따라서 슬리팅 공정에서는 Fig. 9 에서와 같이 초기에 전단 변형이 발생하여 파단 되는 면을 최대화 할 수 있도록 평탄부를 최대화하여야 한다. 그리고 중간 형상의 성형 공정을 통해 소성 변형을 넓게 분포시켜 소재의 성형성을 향상시키고, 최종 성형 공정에서 성형하고자 하는 목적형상으로 성형 해야 한다.

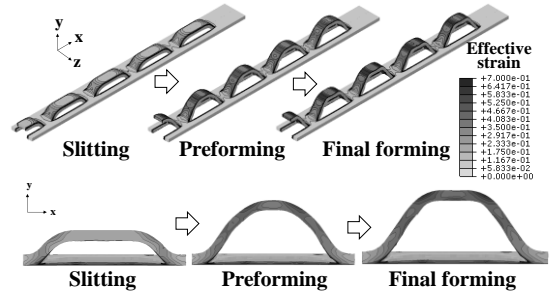
## 4. 연성파괴조건을 사용한 쉴드드 슬롯 플레이트의 성형 공정 유한요소 해석

### 4.1 단위 영역의 성형 해석 결과

쉴드드 슬롯 플레이트의 단위 형상 성형 외에도 성형 후 잔류 응력 및 스프링백의 현상을 해석 및 분석하기 위해 Fig. 12(a)와 같이 단위 영역



(a) Simulation model of the forming process

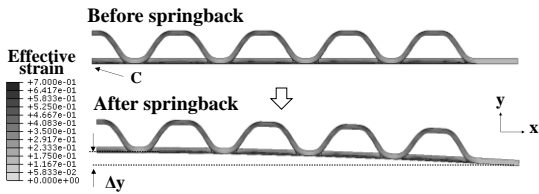


(b) Simulation results of three-stage forming process  
Fig. 12 Simulation model and results of three-stage forming process of the shielded slot plate

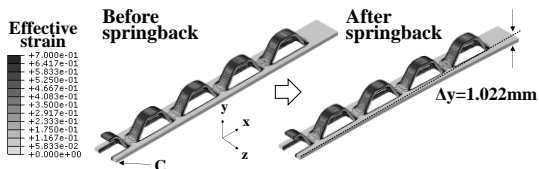
(1 개 라인-9 개 단위 형상)에 대한 성형 해석을 하였다. Fig. 12(a)의 경우, 슬리팅 공정의 펀치만을 표현하였다. 이 경우 실험에 사용한 소재와 같은 크기( $2L'$ )인 62mm 에서 해석의 효율성을 위해 1/4 형상에 대해 성형 해석을 하였다. 또한 단위 패턴 개수의 경우 9 개 단위 형상 중 대칭(symmetry) 조건을 사용하여 4.5 개 형상에 대해 성형공정을 유한요소 해석을 통해 분석하였다. 실험의 경우 z 방향에 대해 소재의 공급 및 단위 형상의 성형이 반복적으로 발생하는 프로그레시브 성형임에 반해 해석에서는 대칭 조건을 사용하여 단순화 시키고 해석의 효율성을 향상시켰다.

성형 공정은 Fig. 12(a)와 같이 소재와 금형을 모델링 하였고, 소재의 경우 파단이 발생하는 영역의 경우 요소 밀도를 증가시켜 요소를 구성하였다. 총 117,922 개의 8 절점 육면체 요소를 사용하였으며, 해석은 단위 형상 성형 해석에서와 동일하게 ABAQUS v6.9 Explicit 과 본 연구를 통해 구성한 User material subroutine VUMAT 을 사용하였다.

성형 해석 결과는 Fig. 12(b)와 같다. 3 단 성형 공정 각 단계에서의 단위 형상의 단면은, 각각의 형상 모두 큰 차이를 보이지 않았다. 또한 이 결과는 단위 형상의 성형 결과와 동일한 결과이다.

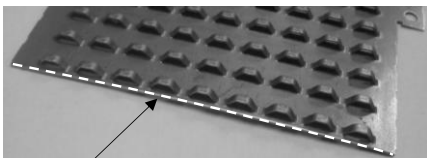


(a) Perspective view of the simulation result



(b) Sectional view

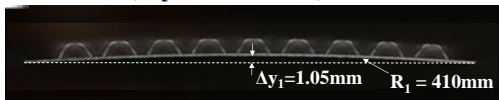
Fig.13 Deformed geometry after springback



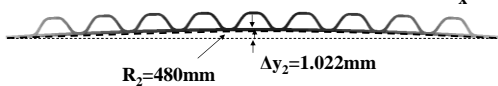
$R_1$  (Radius of curvature)

(a) Perspective view of the experimental result

Sectional view (Experimental result)



Sectional view (Simulation result)



(b) Sectional view

Fig.14 Simulation and experimental results of three-stage forming process of the shielded slot plate

#### 4.2 단위 영역의 스프링백 해석 결과

스프링백 해석의 경우 성형 해석에 적용한 외연적 해석 방법으로는 정확한 해를 구할 수 없다. 따라서 성형 해석 결과를 이용하여, 내연적 해석 방법이 적용 가능한 User material subroutine UMAT[12]을 구성, ABAQUS standard v6.9 에서 해석을 진행, 스프링백 이후의 형상을 구하였다. 스프링백 해석의 경계 조건은 Fig. 13의 점 C를 고정

하고, 성형 공정에서와 같이 중심부에 대칭조건을 사용함으로써 해석을 하였다.

스프링백 해석 결과 Fig. 13에서와 같이 스프링백 이후 소재의 패턴 방향으로 큰 곡률을 형성하는 것을 확인할 수 있었다. 이와 같은 스프링백의 가장 큰 요인은 사다리꼴 형상 성형 시 발생한 응력의 풀림 현상이다. 특히 소재의 곡률이 발생한 x 방향의 잔류 응력이 가장 큰 변형 원인으로 작용한다.

실험은 Fig. 8에서의 쉘디드 슬롯 플레이트 성형 금형을 사용하여 1개 라인의 단위 영역당 9개 단위 형상을 가지고 있는 펀치 패턴을 사용하여 성형 실험을 하였다. 실험 결과, 성형 결과 해석에서와 같이 성형 후 곡률이 발생하는 것을 확인할 수 있었다. Fig. 14(a)는 9개의 단위 형상을 포함하는 단위 영역의 성형 결과이다. 이를 분석하기 위해 성형 실험 결과 시편을 단면 측정하였다. Fig. 14(b)는 이의 단면 측정 결과로, 중심부와 소재 끝 부분의 y 방향 변위 차( $\Delta y_1$ )가 1.05mm, 그리고 곡률 반경( $R_1$ )의 경우 410mm로 측정되었다. 해석 결과 소재의 단면에서 중심부의 변형( $\Delta y_2$ )은 1.022mm 그리고 성형 후 스프링백에 의해 발생한 곡률( $R_2$ )은 480mm로 측정되었다. 실험 결과와 해석 결과의 중심부 변형 오차는 3.3%로, 두 경우 모두 유사한 결과를 얻을 수 있었고, 유한요소 해석을 통해 성형 공정의 해석 및 스프링백 예측이 가능함을 확인할 수 있었다.

## 5. 결론

본 연구에서는 용융탄산염 연료전지용 쉘디드 슬롯 플레이트의 성형 공정을 Cockcroft-Latham의 연성 파괴조건을 사용하여 해석 및 분석하였다. 또한 단위 영역에 대해 성형 및 스프링백 해석을 진행하여 해석과 실험 결과를 비교 하였다.

(1) 연성 파괴조건에 임계 값은, 전단 성형 공정의 유한요소 해석의 단면 형상과 실험 결과의 단면 형상을 비교하여 결정하였다. 본 연구에서 사용한 소재의 경우 임계 값 2.0에서 전단 성형공정 해석 결과와 실험결과가 가장 유사한 변형을 보였고 성형 공정에 임계 값 2.0을 적용하였다. 해석 결과와 실험 결과 파단 면은 전체 소재 대비 4.4%의 차, 버니시 면은 5.0% 차, 롤오버 면은 0.6%의 차를 보여 모두 5%내의 오차를 보였다.

(2) 도출한 연성 파괴 조건을 쉘디드 슬롯 플레

이트의 3차원 성형 공정 해석에 적용하여 단위 형상 성형 공정을 분석하였다. 실험결과와 해석 결과 모두 사다리꼴의 상부 라운드 부분에서 최소 두께 감소가 각각 22%와 21%가 발생하였다. 또한 각도 역시 실험결과 54.8°, 해석 결과 54.3°로, 개발된 유한요소 해석을 통해 단위 형상의 성형 형상을 예측할 수 있었다. 단위 형상의 해석 결과, 해석 모델 및 실험 결과의 비교를 통해 제안한 해석 모델이 유효함을 검증할 수 있었다.

(3) 쉘디드 슬롯 플레이트의 성형 후 잔류 응력 및 스프링백의 현상을 해석 및 분석하기 위해 단위 영역의 해석 결과를 실험 결과와 비교하였다. 실험 결과 단위 영역 내부의 단위 형상 해석 결과는 큰 차이가 없었으며, 스프링백 이후 소재의 끝 부분과 중심의 변위 차는 3.3%의 오차를 보여 해석이 소재의 스프링백 이후의 거동을 예측할 수 있음을 확인하였다. 개발된 해석 모델은 성형 공정의 최적 설계, 성형 이력을 고려한 거동 분석 해석, 성형 후 발생하는 스프링백에 의한 곡률을 저감하기 위한 교정 공정 설계 등에 적용이 가능하다.

## 후 기

본 연구는 2008 년도 지식경제부의 재원으로 한국에너지 기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(2008-N-FC12-J-04-2100).

## 참 고 문 헌

- [1] R. O'Hyare, S. W. Cha, W. Collela, F. B. Prinz, 2006, Fuel Cells - Fundamentals, John Wiley & Sons, New York, pp. 242~246.
- [2] X. Li, 2005, Principles of Fuel Cells, Taylor & Francis, Group, New York, pp. 439~443.
- [3] T. Shinoki, M. Matsumura, A. Sasaki, 1995, Development of an Internal Reforming Molten Carbonate Fuel Cell Stack, IEEE Trans. Energy Convers., Vol. 10, No. 4, pp. 722~729.
- [4] C. Yuh, J. Colpetzer, K. Dickson, M. Farooque, G. Xu, 2006, Carbonate Fuel Cell Materials, J. Mater. Eng. Perform., Vol. 15, No. 4, pp. 457~462.
- [5] E. Taupin, J. Breitting, W. T. Wu, T. Altan, 1996, Material Fracture and Burr Formation in Blanking Results of FEM Simulations and Comparison with Experiments, J. Mater. Process. Technol., Vol. 59, No. 1, pp. 68~78.
- [6] S. Ghosh, M. Li, An. Khadke, 2008, 3D Modeling of Shear-slitting Process for Aluminum Alloys, J. of Mater. Process Technol., Vol. 167, No. 1, pp. 91~102.
- [7] C. W. Lee, D. Y. Yang, S. R. Lee, I. G. Chang, T. W. Lee, 2011, Proc. NUMISHEET2011, Kor. Soc. Tech. Plast., Seoul, Korea, pp. 911~918.
- [8] M. G. Cockcroft, D. J. Latham, 1968, Ductility and Workability of Metals, J. of the Institute of Metals, Vol. 96, pp. 33~39.
- [9] M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto, S. Shima, 1980, Criteria for Ductile Fracture and Their Applications, J. of Mech. Work. Technol., Vol. 4, No. 1, pp. 65~81.
- [10] V. Tvergaard, 1989, Material Failure by Void Growth to Coalescence, Adv. Appl. Mech., Vol. 27, pp. 83~147.
- [11] Y. K. Ko, J. S. Lee, H. Huh, H. K. Kim, S. H. Park, 2005, Prediction of Fracture in Hub-hole Expansion Process Using Ductile Fracture Criteria, Trans. Mater. Process., Vol. 14, No. 7, pp. 601~606.
- [12] ABAQUS Version 6.9, User's Manual, Dassault Systèmes, 2009, Providence RI.