

결정소성 유한요소해석에 의한 극박 스테인리스강의 성형한계선도 예측

봉혁중[#] · 이명규¹ · 한흥남²

Forming Limit Diagram Prediction for Ultra-Thin Ferritic Stainless Steel Using Crystal Plasticity Finite Element Method

H. J. Bong, M.-G. Lee, H. N. Han

(Received January 10, 2017 / Revised May 17, 2017 / Accepted May 23, 2017)

Abstract

In order to characterize the macroscopic mechanical response of ultra-thin (0.1 mm thick) ferritic stainless steel sheet at various loading paths, a crystal plasticity finite element method (CP-FEM) was introduced. The accuracy of the prediction results was validated by comparing with the experimental data. Based on the results, the forming limit diagram (FLD) was predicted using a modified Marchinick-Kuczinski model coupled to a non-quadratic anisotropic yield function, namely, Yld2000-2d. The predicted FLD was found to be in good agreement with the experimental data.

Key Words : Crystal Plasticity, Ultra-Thin Ferritic Stainless Steel, Anisotropy, Forming Limit Diagram

1. 서론

최근 자동차 업계에서는 배기가스와 같은 환경 문제로 인하여 기존의 내연 기관을 대체할 연료 전지에 관한 관심이 증대되고 있다. 현재 개발 중인 다양한 연료전지 중 고분자 전해질 연료전지 (polymer electrolyte membrane fuel cell)는 기타 연료 전지에 비해 우수한 저온 작동성, 지속 시간, 간단한 구조 등으로 인해 많은 관심을 받고 있다. 고분자 전해질 연료전지의 다양한 구성 요소 중 분리판은 전체 연료전지의 약 60-80%의 무게와 30-45%의 비용을 차지하기 때문에[1] 이에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 최근 들어, 연료전지 분리판에 사용될 재료로 우수한 기계적, 전기적, 열적 성질을 가지고, 가공비가 적게 드는 금속 재료, 그 중 스테인리스강에 대한 관심이 집중되고 있다[1,2].

스테인리스강이 실제 자동차 연료전지에 사용되기 위해선 경량화가 중요한데 이를 위해 일반적으로 0.1mm 이하의 두께가 요구된다. 하지만, 현재 이와 같은 극박재의 성형과 성형 공정의 전산모사에 필요한 재료 물성을 구하는 방법론에 대한 자료가 부족하여 많은 제약이 따른다. 또한, 본 연구에서 다루어진 0.1mm 두께의 극박 페라이트계 스테인리스강은 재료의 이방성이 크게 나타나는데 이는 재료의 성형성에 지대한 영향을 미치기에 성형 해석에 반드시 재료의 이방성이 고려되어야 한다. 이를 위해 필요한 재료 물성을 구하기 위해 현재는 기계적 실험법이 가장 흔히 이용되는데, 이는 다수의 실험이 필요하고, 특히 극박재의 실험법이 정립되지 않은 상황에서는 그 한계가 존재한다[3, 4].

최근에 개발된 결정소성 유한요소해석법(crystal plasticity finite element method)은 앞서 언급된 기계적

1. 고려대학교 신소재공학부

2. 서울대학교 재료공학부

Corresponding Author : Department of Materials Science and Engineering, The Ohio State University, E-mail: bong.12@osu.edu

실험법을 대체할 수 있는 방법중의 하나이다. 결정소성 유한요소해석법에서는 재료의 결정립 방위 (grain orientation)를 고려하여 실험에서 측정이 어려운 다양한 하중 조건에서의 재료의 이방성 예측이 가능하다[5].

본 연구에서는 전위 밀도(dislocation density)에 기반한 결정소성 유한요소해석법을 이용하여 0.1 mm 극박 페라이트계 스테인리스강의 다양한 응력 조건에서의 기계적 거동에 관한 예측을 진행하였으며, 예측 결과를 실제 기계적 실험을 통해 얻은 결과와 비교하여 해석 결과의 타당성을 검증하였다. 또한, 얻어진 결과를 바탕으로 성형한계선도를 예측하였고, 예측 결과를 실제 실험결과와 비교하였다.

2. 결정소성 모델

재료 결정립 내부에서의 슬립현상은 일반적으로 상온에서 소성변형의 주된 기구로 알려져 있다. 외부 응력에 의해 일어나는 각 슬립계에서의 전단변형의 조합으로 인해 거시적인 소성변형이 나타나게 되고, 각 결정립들은 변형이력에 따라 회전하게 되어 집합조직(texture)을 형성하게 된다. 따라서 슬립에 의한 결정학적 운동학, 슬립현상을 규명하는 구성방정식 등에 관한 모델링을 필요로 한다.

본 연구에서는 속도 의존적(rate dependent) 결정소성모델을 이용하였고, 단결정의 변형 구배 텐서(deformation gradient tensor)를 슬립에 의한 탄성변형(F^e)과 소성변형(F^p)으로 나누어 다음과 같이 가정하였다.

$$F = F^e F^p \quad (1)$$

여기서 F^p 의 진화 속도(\dot{F}^p)는 속도 구배 텐서(L^p)와의 조합으로 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{F}^p = L^p F^p \quad (2)$$

여기서 속도 구배 텐서는 작동 슬립계(α)의 슬립면 법선벡터($\mathbf{n}_0^{(\alpha)}$)와 슬립방향벡터($\mathbf{s}_0^{(\alpha)}$)의 조합으로 다음과 같이 표현된다.

$$L^p = \sum_{\alpha=1}^{NS} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{s}_0^{(\alpha)} \otimes \mathbf{n}_0^{(\alpha)} \quad (3)$$

윗 식에서 $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ 는 작동 슬립계에서의 전단변형률 속도로 이는 분해전단응력($\tau^{(\alpha)}$), 속도 민감도 지수(m), 그리고 그 시스템의 슬립 저항 응력($g^{(\alpha)}$)으로 표현

되고 다음과 같은 멱법칙을 가정하였다.

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = \dot{\gamma}_0^{(\alpha)} \left(\frac{\tau^{(\alpha)}}{g^{(\alpha)}} \right)^{1/m} \text{sign}(\tau^{(\alpha)}) \quad (4)$$

위 식에서 슬립 저항 응력($g^{(\alpha)}$)은 전위 밀도에 관한 함수로 표현한 구성방정식을 이용하였다[6].

$$g^{(\alpha)} = A \mu b \sqrt{\sum_{\beta=1}^{NS} \mathbf{h}_{\alpha\beta} \rho^{(\beta)}} \quad (5)$$

위 식에서 μ , b , $\rho^{(\beta)}$ 는 각각 전단 탄성 계수, 버거스 벡터(Burgers vector), β 슬립계의 전위 밀도를 나타낸다. A 는 재료 상수로 실험과 이론적 계산을 통해 0.3-0.6 사이의 값을 가진다 알려져 있고, 본 연구에서는 0.4로 가정하였다. $\mathbf{h}_{\alpha\beta}$ 는 슬립 전위 밀도를 고려한 경화 상수로 $\mathbf{h}_{\alpha\beta} = \mathbf{n}^{(\alpha)} \cdot \boldsymbol{\xi}^{(\beta)}$ 로 표현된다. 여기서 $\boldsymbol{\xi}^{(\beta)}$ 는 해당 슬립 전위의 방향벡터를 의미한다.

전위 밀도의 진화($\dot{\rho}^{(\beta)}$)는 Kocks-Mecking식[7]을 이용하여 다음과 같이 표현 하였다[6].

$$\dot{\rho}^{(\beta)} = \frac{1}{b} \left(\frac{\sqrt{\sum_{\beta=1}^{NS} \rho^{(\beta)}}}{k_a} - k_b \rho^{(\beta)} \right) \quad (6)$$

위 식에서 k_a 와 k_b 는 전위의 생성과 소멸에 관한 재료 상수로, 재료의 고유성질을 나타낸다.

3. 결정소성 유한요소해석

Bruker D8 장비를 이용한 X-선 회절분석을 통해 결정소성 유한요소해석에 필요한 0.1 mm 두께의 극박 페라이트계 스테인리스강의 초기 결정립 집합조직을 측정하였다. Polar각과 Azimuthal각을 각각 0°-80°와 0°-355°까지 측정하였고, MTEX 프로그램을 이용하여 방위 분포 함수(orientation distribution function)를 확보 하였다. 측정된 방위 분포 함수의 $\phi_2=45^\circ$ 면을 Fig. 1에 나타낸 결과 판재의 냉간 압연 시 흔하게 나타나는 α -fiber와 γ -fiber의 집합조직이 발달한 것을 확인할 수 있고, 특히 극박재를 생산하기 위한 매우 높은 압연률로 인해 γ -fiber의 집합 강도(texture intensity)가 매우 높게 나타난 것을 확인할 수 있다. 이와 같은 집합조직은 일반적으로 재료의 이방성을 나타내는 지표 중 하나인 r -값(Lankford coefficient)에 큰 영향을 미친다고 잘 알려져 있다[8]. 이에 대한 해석 결과 및 고찰은 이후 4.1장에서 다루어 질 것이다.

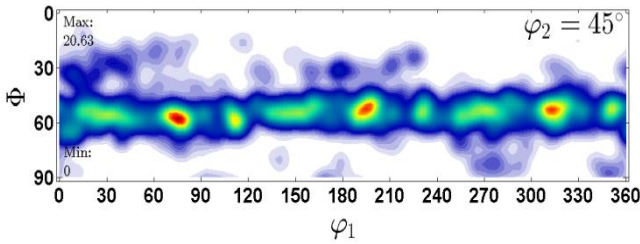


Fig. 1 $\phi_2=45^\circ$ section of ODF of as-received 0.1mm thick ferritic stainless steel sheet

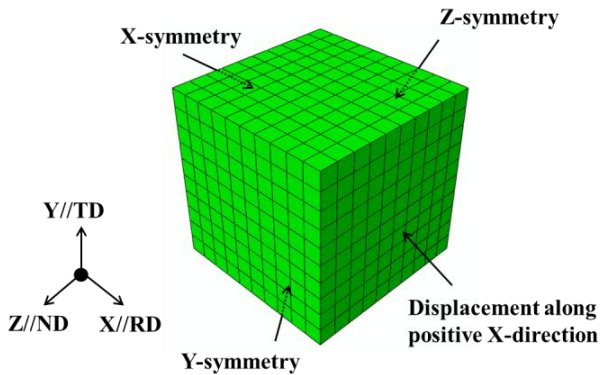


Fig. 2 Finite element model

Abaqus 유한요소 해석 프로그램을 사용하여 소성결정 유한요소 해석을 수행하였다. 해석에는 내연적(implicit) 적분법을 사용하였다. Fig. 2에 보여지는 바와 같이 총 512개의 3D 요소로 이루어진 모델을 사용하였으며, 각 요소들에는 총 8개의 적분점이 존재한다. 여기서 각 요소는 하나의 결정립을 나타낸다. 따라서, 서로 다른 결정 방향을 가지는 요소들은 외력의 방향에 따라 슈미드 지수(Schmid factor)가 다르게 결정되고, 이로 인해 각기 다른 변형 형상을 나타내게 된다. 각 요소에서의 미세역학(micromechanical) 계산결과는 일차원적 균질화 기법(first-order homogenization)을 통해 등가 물성치를 계산하는데 이용되었다. 즉, 512개 요소들의 평균을 등가 물성치로 가정하여 거시적인 변형률과 응력값을 계산 하였다.

3.1 일축 인장

Fig. 2는 압연 방향으로의 일축 인장 해석 조건을 나타내는 것으로 X, Y, Z 축은 각각 압연방향 (RD), 폭방향 (TD), 두께방향 (ND)과 평행하게 설정하였고, 각 X, Y, Z 축에 대하여 대칭으로 가정하여 1/8에 해당하는 모델 형태로 해석을 진행하였다. RD로의 일

Table 1 Material parameters for 0.1 mm thick ferritic stainless steel sheet

m	$\dot{\gamma}_0^{(\alpha)}$ (/s)	ρ_0 (/m ²)	k_a	k_b
0.05	0.001	1.9×10^{14}	12.5	9.5b

축 인장 구현을 위해 X축으로 등속의 인장조건을 주었다.

같은 방식으로 TD와 DD 방향(RD와 45°방향)으로의 인장의 경우에 대해서도 해석을 진행하였다. 결정소성 모델에 필요한 재료 상수들은 RD 일축 인장 실험 결과에 피팅하여 구하였고, 이 값들은 Table 1에 주어져 있다. 이 상수는 재료의 고유 성질을 나타내는 값으로 TD와 DD 일축 인장 해석에도 동일하게 적용하였다.

3.2 이축 인장

일축 인장에 사용된 동일한 유한 요소 모델을 사용하였으며, X, Y축에 대하여 대칭으로 가정하여 1/4에 해당하는 모델 형태로 해석을 진행하였다. 일축 인장 경우와는 다르게 X, Y축면에 등압의 구속조건을 주었다. 결정소성 모델 상수는 Table 1에 나온 RD 일축 인장 실험에 피팅한 상수를 동일하게 적용하였다.

4. 결과

4.1 응력선도 및 r-값

앞서 해석을 통해 얻어진 방향별 일축 인장 및 이축 인장시의 재료의 기계적 거동을 비교하기 위한 실험을 진행하였다. 먼저, 일축 인장 실험의 경우 각 방향별로 ASTM E8 인장 시편 치수에 맞추어 진행하였고, 이축 인장 실험의 경우 유압 벌지 실험(hydraulic bulge test)을 행하였다. 모든 실험은 상온에서 준 정적 속도(~0.001/s)에서 행해졌으며, 변형률은 일축인장 실험의 경우 기계적 신율계, 이축인장의 경우 디지털 이미지 상관관계(digital image correlation)를 이용하여 측정하였다. Fig. 4에 해석과 실험결과를 비교하였다. 실험적으로 일축 인장 시 주 응력 방향(RD,DD,TD)에 따른 응력값은 대체적으로 등방거동을 나타내었다. 하지만, 이축 인장과 일축 인장결과는 뚜렷한 이방성을 보여주는데, 둘 사이 항복강도는 큰 차이를 보이지 않았지만, 경화 거동이 일축 인장

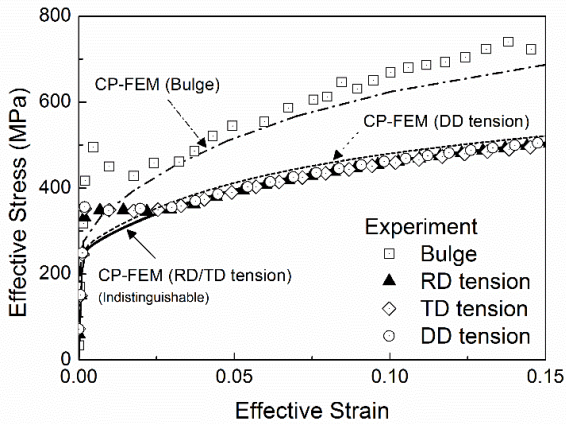


Fig. 3 Stress-strain curves at various loading conditions

에 비해 이축 인장에서 매우 크게 나타난다. 예를 들면, 0.15의 변형률에서 일축 인장, 이축 인장시의 응력값이 약 200MPa 이상 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 해석 결과를 살펴보면 실험에서 나타난 항복점현상(yield point phenomenon) 구간 (변형률 3-4%)을 제외하고 전체적으로 실험값과 비슷한 응력값을 예측하였다. 이축 인장시의 해석을 통한 응력선도가 실험이 비해 약간 낮게 나타났지만, 전체적으로 해석은 실험에서 나타난 방향별 일축 인장시의 응력값의 등방거동, 그리고 일축/이축 인장시의 응력값의 이방성을 잘 예측하였다.

응력선도 이외에도, 각기 다른 응력조건에서의 r -값의 실험 및 해석결과도 비교하였다. 이축인장시의 r -값은 TD와 RD 변형률의 비, 즉 $r = \epsilon_{TD} / \epsilon_{RD}$ [9]로 구하였다. Table 2에 일축, 이축 인장시 r -값의 실험 및 해석결과가 함께 나와 있다. 먼저, Fig. 1에 도시된 것처럼 재료 내에 크게 발달한 γ -fiber로 인해 일축 인장시의 r -값이 크게 나타났다. 여기서 γ -fiber 집합조직은 재료내 결정들에서의 $\langle 111 \rangle$ 방향이 ND와 평행한 형태로, $\langle 111 \rangle$ 방향은 체심입방구조(body-centered cubic)에서의 슬립방향에 해당한다. 따라서, γ -fiber 집합조직이 발달한 판재의 인장 시 두께방향으로의 슬립이 거의 일어나지 않게 되고 이로 인해 거시적으로 r -값이 크게 나타나게 된다. 본 실험결과를 바탕으로 실제 성형 공정 해석에 반드시 재료의 이방성을 고려한 항복식을 사용해야 한다는 것을 강조 할 수 있다.

해석 결과를 살펴보면, 일축 인장의 경우에 해당하는 해석결과는 오차율이 24%로 다소 크게 나타난 RD 인장 결과를 제외하고 6% 이하의 오차율로 전반

Table 2 Comparison of r -value at 10% strain

	Exp.	Simul.
r (RD)	1.88	2.34
r (DD)	1.88	1.94
r (TD)	2.46	2.61
r (biaxial)	0.95	0.88

적으로 실험결과와 유사한 값을 예측하였다. 또한, 이축 인장시의 r -값 역시, 실험치와 해석치가 오차율 8% 미만으로 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

지금까지 살펴본 바와 같이 전반적으로 결정소성 유한요소해석을 통해 응력 조건에 따른 극박 페라이트계 스테인리스강의 응력선도와 r -값의 변화를 실험 결과와 비슷하게 잘 예측을 하였지만, 이축 인장시의 응력선도의 과소 예측, RD 인장시의 r -값의 과대 예측 그리고 실험과의 오차는 체심입방구조에서 나타나는 크로스 슬립(cross-slip)이나 비 슈미드 효과(non-Schmid effect) [10]에 기인한다고 생각할 수 있다. 그렇지만, 본 연구에 적용된 소성 결정 모델에서 가정한 재료의 소성변형 기구인 슬립만으로도 충분히 페라이트계 스테인리스강에서 나타난 재료의 이방성을 설명가능 하다는 결론을 얻을 수 있다.

4.2 성형한계선도

앞서 얻어진 결과를 이용하여 재료의 성형 한계선도를 예측하였다. 이를 위해 기존에 잘 알려진 Marciniak-Kuczynski(M-K) 모델[11]에 표면조도 효과를 넣어준 Parmar-Mellor-Chakrabarty(PMC) 모델[12]을 사용하였다. 이는 기존의 판재와 달리 극박재의 경우 일반적으로 수 μm 에 달하는 표면조도가 성형성에 지대한 영향을 미칠 것이라는 가정에 기인한 것이다.

M-K 모델은 변형 전 판재에 특정 방향으로 초기 불안정성을 유도하는 홈(groove)을 가정하고 외부응력이 가해졌을 시 홈에 변형이 집중되면서 국부 네킹이 발생한다는 이론이다. M-K 모델에서 가정한 초기의 홈은 초기 집합조직, 공극 밀도(void density), 미세 조직의 비균일성, 두께 차이 등의 다양한 의미를 가지기 때문에 그 정의가 모호하다는 단점이 있다[3]. PMC 모델에서는 M-K 모델에서 가정한 홈을 초기의 표면조도로 표현한 모델로, Fig. 4와 같은 피라미드 형

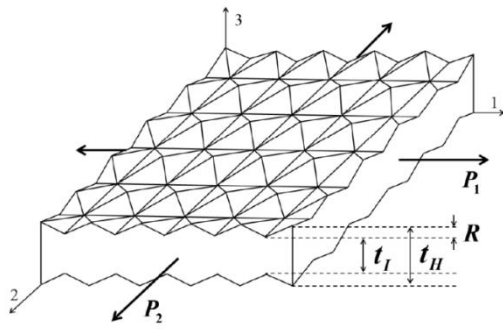


Fig. 4 A model of initial surface roughness [12]

태의 초기 표면현상을 가정하고 변형에 따른 표면 조도값의 변화를 다음 식과 같이 계산하여 준다.

$$R = R_0 + kd_0\varepsilon \quad (6)$$

여기서 R_0 는 초기 표면조도, d_0 는 초기의 평균 grain 크기, ε 는 등가 변형률(equivalent strain), k 는 재료 상수이다. d_0 는 EBSD 실험을 통해 구하였고, k 는 RD로 각각 5, 10, 15%의 초기 변형률(pre-strain)로 일축 인장한 시편의 표면조도를 레이저 표면 조도계로 측정하였다. 기타 PMC 모델에 관련된 자세한 설명은 기타 논문[3]에 상세히 기재되어 있다.

항복함수로는 재료의 이방성을 고려한 Yld2000-2d [9]식을 사용하였으며, 앞에서 기술한 결정소성 모델을 이용해서 구한 방향별 일축인장, 이축인장시의 항복응력, r -값을 이용하여 Yld2000-2d 항복식의 계수를 결정하였다. 또한, 해석 결과의 검증은 위하여 실험에 의해 측정된 이방성 계수로 결정된 Yld2000-2d도 함께 제시되었다.

성형한계선도 예측 결과를 실험결과와 Fig. 5에 비교하였다. 실험결과는 Marciniak 실험법으로 얻은 결과로 자세한 실험 과정은 다른 논문[3]에 상세히 기술되어 있다. 이방성이 성형성에 미치는 영향을 확인하기 위해 등방성 항복식인 von Mises 식을 이용해 예측한 성형한계선도도 함께 나타내었다. 먼저, 재료의 이방성을 고려하지 않은 경우 이축 인장 영역 (양의 부 변형률)에서 실험값과 크게 차이가 나지만, 이방성을 고려한 Yld2000-2d식을 사용하였을 경우 모든 영역에서 실험값과 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 또한, 결정소성모델을 이용하여 결정된 재료 물성을 기반으로 예측한 성형한계선도를 비교했을 때 (Fig. 5에서 Yld2000-CP FEM) 실험적인 성형한계도를 매우 잘 예측함을 보여주었다.

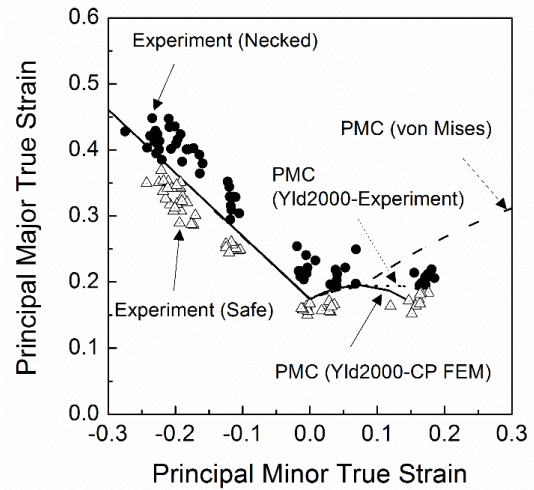


Fig. 5 Comparison of forming limit diagrams between experiments and PMC predictions

5. 고찰

본 연구에서 재료의 거시적 거동을 표현하기 위해 등방 von Mises, 비이차 이방성 Yld2000-2d 항복식을 사용하였다. von Mises식은 통상 RD 일축 인장 실험에 의한 항복값을 이용하지만, Yld2000-2d식은 이방성 계수를 구하기 위해 RD, TD, DD 방향의 일축인장 실험으로부터 항복값과 r -값의 정보가 필요하며, 이에 더해 이축인장 실험으로부터 등이축 항복값과 소성변형을 비가 측정되어야 한다. 하지만 등이축 실험에 의한 항복값 및 소성변형을 비는 별지 실험 또는 십자형 시편을 이용한 특수한 장비가 개발되어야 하고 이는 실험에의 비용증가를 초래한다. 본 연구에서는 이러한 실험적 어려움을 극복하기 위하여 결정소성 유한요소 해석을 통하여 RD 방향의 수직 및 45도 방향의 인장 및 등이축 인장 실험을 전산모사하였으며 이로부터 Yld2000-2d를 결정할 수 있는 방향별 항복값 및 소성변형을 비를 확보할 수 있었다. 그 결과 결정소성모델을 이용하여 결정된 Yld2000-2d식과 PMC 모델 기반 K-K 성형한계선도를 예측하였고 그 정확도는 실험값과 비교하여 매우 높음을 확인하였다. 등방항복식인 von Mises 식을 이용한 예측은 실험값과 큰 차이를 보여 본 연구에 사용된 극박 페라이트계 스테인리스의 일축-등이축 이방성의 고려가 매우 중요함을 알 수 있었다. 이와 같이, 결정소성 유한요소 모델은 통상적으로 사용되는 RD 방향의 인장곡선과 미세조직 측정값으

로부터 매우 정확한 이방성 소성거동을 예측할 수 있음을 알 수 있었으며, 다양한 하중 조건에서의 현재까지 기초적인 실험법이 정립되지 않은 극박재의 기계적 물성 측정에 효율적으로 적용될 수 있다는 것을 확인하였다.

6. 결론

본 연구에서는 재료의 물성을 대표 인장곡선과 미세조직 특성으로부터 예측할 수 있는 결정소성 유한요소해석을 이용하여 극박 페라이트계 스테인리스강의 일축/이축 이방성 기계적 성질을 예측하였다. 예측 결과는 실험결과와 정량적으로 매우 잘 일치하는 것을 확인하였으며, 그 결과를 이용하여 이방성을 고려한 항복식(Yld2000-2d)의 계수를 결정하였다. 또한, 이방성 항복함수를 PMC 모델기반 성형한계선도에 적용한 결과 실험값과 매우 잘 일치함을 검증하였다. 본 연구 결과는 실험법이 정립되어 있지 않은 극박재의 물성 도출법에 있어 매우 중요한 의미를 지니며, 추후 극박재의 성형법 개발 시간 및 비용 절감에 이바지 할 것으로 기대된다.

후 기

본 연구는 POSCO 및 한국연구재단(NRF-2016M1A7A1A01005904/NRF-2015R1A5A1037627)의 지원으로 수행되었습니다.

REFERENCES

- [1] A. Hermann, T. Chaudhuri, P. Spagnol, 2005, Bipolar Plates for PEM Fuel Cells: A Review, *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 30, No. 12, pp. 1297~1302.
- [2] H. J. Bong, F. Barlat, M.-G. Lee, 2016, Probing Formability Improvement of Ultra-thin Ferritic Stainless Steel Bipolar Plate of PEMFC in Non-conventional Forming Process, *Metall. Mater. Trans. A.*, Vol. 47, No. 8, pp. 4160~4174.
- [3] H. J. Bong, F. Barlat, M.-G. Lee, D. C. Ahn, 2012, The Forming Limit Diagram of Ferritic Stainless Steel Sheets: Experiments and Modeling, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 64, No. 1, pp. 1~10.
- [4] H. J. Bong, F. Barlat, J. Lee, M.-G. Lee, J. H. Kim, 2016, Application of Central Composite Design for Optimization of Two-stage Forming Process using Ultra-thin Ferritic Stainless Steel, *Met. Mater. Int.*, Vol. 22, No. 2, pp. 276~287.
- [5] R. K. Verma, P. Biswas, T. Kuwabara, K. Chung, 2014, Two Stage Deformation Modeling for DP 780 Steel Sheet using Crystal Plasticity, *Mater. Sci. Eng. A.*, Vol. 604, pp. 98~102.
- [6] M. G. Lee, H. Lim, B. L. Adams, J. P. Hirth, R. H. Wagoner, 2010, A Dislocation Density-based Single Crystal Constitutive Equation, *Int. J. Plast.*, Vol. 26, No. 7, pp. 925~938.
- [7] U. F. Kocks, 1976, Laws for Work-hardening and Low-temperature Creep., *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, Vol. 98, No. 1, pp. 76~85.
- [8] J.-I Hamada, N. Ono, H. Inoue, 2011, Effect of Texture on r-value of Ferritic Stainless Steel Sheets, *ISIJ Int.*, Vol. 51, No. 10, pp. 1740~1748.
- [9] F. Barlat, J. C. Brem, J. W. Yoon, K. Chung, R. E. Dick, D. J. LEge, F. Pourboghra, S.-H. Choi, E. Chu, 2003, Plane Stress Yield Function for Aluminum Alloy Sheets-part 1: Theory, *Int. J. Plast.*, Vol. 19, No. 9, pp. 1297~1319.
- [10] H. Lim, C. R. Weinberger, C. C. Battaile, T. E. Buchheit, 2013, Application of Generalized Non-Schmid Yield Law to Low-temperature Plasticity in BCC Transition Metals, *Modelling Simul. Mater. Sci. Eng.*, Vol. 21, No. 4, p. 045015.
- [11] Z. Marciniak, K. Kuczyński, T. Pokora, 1973, Influence of the Plastic Properties of a Material on the Forming Limit Diagram for Sheet Metal in Tension, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 15, No. 10, pp. 789~800.
- [12] A. Parmar, P. B. Mellor, J. Chakrabarty, 1977, A New Model for the Prediction of Instability and Limit Strains in Thin Sheet Metal, *Int. J. Mech. Sci.*, Vol. 19, No. 7, pp. 389~398.