

순 티타늄 판재의 프레스 성형성 평가(제 1보)

김영석¹, 이정훈²

¹경북대학교 기계공학부, ²경북대학교 대학원

Evaluation of press formability of pure titanium sheet

Young-Suk Kim^{1*}, Jeong-Hun In²

¹Kyungpook National University, ²Graduate School of Kyungpook National University

요약 본 논문에서는 판형 열교환기 등에 널리 이용되고 있는 순 티타늄 판재의 프레스 성형성을 평가하기 위해 인장실험을 수행하였고 인장실험결과를 가장 잘 피팅할 수 있는 가공경화 모델을 제안하였다. 또한 항복곡면의 도출을 위해 단축변형, 평면변형, 순수전단변형 등 다양한 변형모드 하에서의 인장실험을 실시하였다. 이 제안된 모델을 Hora의 수정된 최대하중조건식에 적용하여 프레스 성형성을 평가하기 위해서 널리 사용되고 있는 성형한계선을 예측하였고 그 결과를 장출성형실험에서 구한 성형한계선과 비교하였다. 도출한 항복곡면을 잘 묘사하기 위한 이방성 항복조건식과 본 연구에서 제안된 가공경화 모델은 순 티타늄 판재의 프레스 성형성의 척도인 성형한계선을 잘 예측함을 알 수 있었다.

Abstract Commercially pure titanium (CP Ti) has been actively used in plate heat exchangers due to its light weight, high specific strength, and excellent corrosion resistance. However, compared with automotive steels and aluminum alloys, there has not been much research on the plastic deformation characteristics and press formability of CP Ti sheet. In this study, the mechanical properties of CP Ti sheet are clarified in relation to press formability, including anisotropic properties and the stress-strain relation. The flow curve of the true stress-true strain relation is fitted well by the Kim-Tuan hardening equation rather than the Voce and Swift models. The forming limit curve (FLC) of CP Ti sheet was experimentally evaluated as a criterion for press formability by punch stretching tests. Analytical predictions were also made via Hora's modified maximum force criterion. The predicted FLC with the Kim-Tuan hardening model and an appropriate yield function shows good correlation with the experimental results of the punch stretching test.

Keywords : Forming limit curve, Kim-Tuan hardening equation, Modified maximum force criterion, Pure titanium sheet, Punch stretching test

1. 서 론

열교환기관 서로 온도가 다르고, 고체벽(원관 혹은 판)으로 분리된 두 열전달 매체(heat transfer fluid)들 사이에 열교환을 수행하는 장치를 말하며 다양한 형태가 존재한다. 이 중에서 판형열교환 장치(plate heat exchanger, PHE)는 식품산업, 화학 공업, 발전설비, 일

반 공업 등 거의 모든 산업분야에 걸쳐 광범위하게 응용되고 있다. PHE에 자주 사용되는 티타늄 전열판은 열교환 면적을 극대화하고 판재의 강도와 강성을 높이기 위하여 다양한 굴곡형태(ridge, corrugation)의 패턴(washboard pattern, herringbone pattern 등)을 가지며 유압프레스로 가공하여 제조된다. Fig. 1은 대표적인 티타늄 PHE 형상을 나타낸 것으로 그림에서 붉은색

이 논문은 2014학년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(과제번호 : 2014R1A2A2A01005903)

*Corresponding Author : Young-Suk Kim (Kyungpook National University)

Tel: +82-10-4772-1956 email: caekim@knu.ac.kr

Received January 29, 2016

Revised February 24, 2016

Accepted March 3, 2016

Published March 31, 2016

화살표 방향은 고온의 매체가 유동하는 방향을, 청색은 저온의 매체가 유동하는 방향을 나타낸다.

PHE 소재로 현재는 스테인레스 판재가 주로 사용되고 있으나 비강도, 내식성, 고온강도 등이 우수하며 독성이 없는 Grade 1(낮은 탄소와 철 성분으로 높은 연성과 낮은 강도를 가짐)의 냉간압연된 공업용 순 티타늄 판재(commmercially pure titanium, CP Ti)가 일부 사용되고 있다. 최근에는 열교환 효율의 향상을 위해 고강도를 갖는 Grade 2, 3의 티타늄(높은 탄소와 철 성분으로 높은 강도와 낮은 성형성을 가짐) 판재를 채용하면서 성형성과 가공기술을 개선하려는 노력이 이루어지고 있다.[1]

순 티타늄 판재는 동소체 금속(allotropic metal)으로 결정학적으로 낮은 온도에서는 조밀육방격자구조(hexagonal closed packed crystal structure, HCP)를, 880°C 이상에서는 체심입방격자구조(body-centered cubic structure, BCC)를 갖는다. 한편 소성슬립계가 매우 제한적이며 영률(Young's modulus)가 낮고 면내 이방성(in-plane anisotropy)이 강한 특징이 있어서 통상의 철강재와 비교하면 프레스 가공이 어려운 소재이다. 또한 티타늄 판재의 소성변형은 주로 변형쌍정(twin deformation)에 의해 일어나며 압연방향과 평행한 방향으로의 인장과 압축에서 응력-변형률 곡선이 명확히 다른 강도차이(strength differential, SD)효과가 존재하는 것으로 알려져 있다.[2]

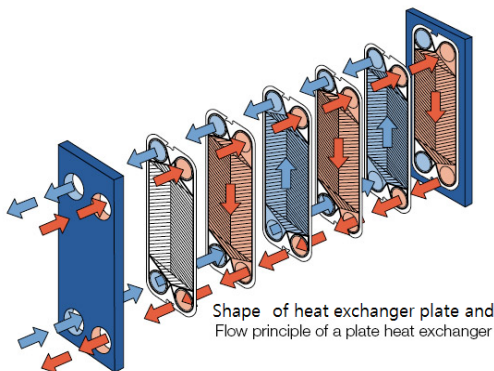


Fig. 1. Shape of titanium plate heat exchanger showing various pattern shape

본 연구에서는 자동차용 강판이나 알루미늄 판재와 비교하여 프레스 가공공정에서의 성형성에 대한 데이

터가 상대적으로 적은 순 티타늄 판재에 대한 프레스 성형성에 대한 기초 데이터를 확보하고자 한다. 이를 위해 순 티타늄 판재의 인장시험과 구형편치에 의한 장출성형실험을 통해 성형한계선(forming limit curve, FLC) 평가를 수행하였다.

인장시험 결과에서 얻어지는 진응력-진변형률 관계에 대한 정확한 모델링은 CAE(computer aided analysis)을 이용한 PHE 프레스 금형 및 성형공정설계에 가장 기초가 되는 데이터이다. 본 연구에서는 순 티타늄 판재의 인장시험결과를 가장 잘 피팅할 수 있는 가공경화 모델을 제안하였고, 제안된 모델을 이용하여 성형한계선을 해석적으로 예측하였고 장출성형실험 결과와 비교하였다.

2. 본 론

2.1 인장시험

두께 0.5mm의 PHE 용 순 티타늄 판재의 기계적특성을 평가하기 위해 ASTM E8 (KS 0801 13B 상당) 규격의 시편을 채취하여 KS B 0802: 2003 실험방법에 따라 1mm/min의 인장속도로 인장시험을 수행하였다. Table 1에 주요 화학성분을 나타내었고, Table 2에 압연방향에 대해서 0도, 45도, 90도 방향의 인장특성을 나타내었다. Fig. 2에는 90방향으로 채취한 인장시편을 변형률 2.5%, 5%, 10%, 15%, 20% 까지 인장시험 후의 시편 형상을, Fig. 3에는 방향별 공학응력-공학변형률 선도를 나타내었다.

Table 2와 Fig. 3으로부터 알 수 있듯이 순 티타늄 판재는 강한 면내 이방성을 가진다. 즉, 순 티타늄 판재는 압연방향에서 직각방향으로 갈수록 항복응력 YS와 이방성계수 R값이 크게 증가하며, 반면에 파단까지의 전 연신률 EI은 상대적으로 감소하는 것을 알 수 있다.

한편 Fig.3의 공학응력-공학변형률 선도에서 알 수 있듯이 0도 방향의 경우에는 재료가 인장됨에 따라 공칭응력도 더불어 증가하고 있는데 반해 45도와 90도 방향의 경우는 최대 하중점에 도달한 후에 재료의 변형에 따라 응력이 감소하는 특이한 현상을 나타내고 있다. 0도 방향에서는 최대 하중점을 약간 지난 위치(변형률 0.37)에서, 45도 방향과 90도 방향에서는 최대 하중점을 훨씬 지난 위치인 0.25와 0.23에서 각각 국

부 넥 발생(그림에서 역삼각형 위치)이 시작되었다.

철강과 같은 FCC 판재는 최대 하중점까지 균일한 변형을 보이지만 최대 하중점을 지나서는 넥이 발생하는 것이 일반적이나 본 연구의 순 티타늄 HCP 판재의 경우는 45도 방향과 90도 방향에서는 최대 하중점을 지나서도 넥 발생이 보이지 않고 균일한 연신을 상당한 변형까지 계속하는 것을 알 수 있다.

이런 특이한 현상은 CP Ti 재료의 경우에 소성변형 기구는 주로 $\{10\bar{1}0\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$, $\{1011\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$, $\{0001\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$ 슬립계에서의 쌍정(twin)과 (1012), (1021)면에서의 슬립(slip)의 조합으로 방향별로 소성 변형을 주도하는 메커니즘이 다른 것에 기인한다 [3].

이시야마 등[3]의 연구에 따르면 0도 방향에서 항복 응력이 낮은 것은 이 방향에서 변형쌍정이 더 쉽게 발생하기 때문이며 이로 인해 초기항복강도는 낮지만 쌍정경계가 계속 늘어나서 나중에 큰 가공경화가 발생한다. 반면 90도 방향에서는 상대적으로 변형쌍정의 발생이 적기 때문에 낮은 가공경화와 적은 전연신률을 나타낸다고 하였다.

Fig. 4에는 0도, 45도, 90도 방향의 인장실험에서 구한 진응력-진변형률 선도와 대표적인 가공경화모델로 피팅한 결과를 함께 나타내었다.

본 연구에서는 이 진응력-진변형률 선도를 잘 나타내기 위한 가공경화 모델로 Swift 모델과 Voce 모델을 곱의 형태로 조합한 다음의 식을 제안하였다.(Kim-Tuan 모델로 명명)

$$\sigma = \sigma_Y + K(\epsilon_o + \epsilon^p)^n \{1 - \exp(-B\epsilon^p)\} \quad (1)$$

여기서 K , n , b , ϵ_o 는 재료상수이고 σ_Y , ϵ^p 는 각각 항복응력과 소성변형률이다,

Fig. 4에 0도 방향의 인장실험 결과에 대해서 기존의 모델 및 본 연구에서 제안한 모델로 피팅한 결과를 다음의 식(2)로 나타내었다.

$$Swift : \sigma = 500.46(0.002 + \epsilon^p)^{0.249} \quad (2)$$

$$Voce : \sigma = 162.94 + 262.67 \{1 - e^{-5.529\epsilon^p}\}$$

$$Kim-Tuan : \sigma = 162.94 + 432.74(0.002 + \epsilon^p)^{0.590} \{1 - e^{-492.69\epsilon^p}\}$$

Kim-Tuan 식의 타당성을 평가하기 위해서 실험값

σ_{exp} 과 각각의 모델로부터 예측한 값 σ_{pre} 의 차이 (error)를 다음 식으로 평가하였다.

$$Er = \frac{1}{n} \sqrt{\sum_1^n \frac{(\sigma_{exp} - \sigma_{pre})^2}{\sigma_{exp}}} \times 100 \quad (\%) \quad (3)$$

Swift 모델, Voce 모델 및 Kim-Tuan 모델의 경우에 Er 은 0도-방향의 경우에 각각 2.34%, 2.16%, 0.21%, 45도-방향의 경우에 각각 2.70%, 1.69%, 0.69%, 90도-방향의 경우에 각각 2.00%, 0.47%, 0.18%이다. 즉, Kim-Tuan 모델의 경우가 모든 방향에서 실험값과의 오차가 1% 이하로 가장 작기 때문에 실험값을 더 정밀하게 묘사하고 있음을 알 수 있다.

Table 1. Chemical composition in wt %

Oxygen	Hydrogen	Nitrogen	Carbon	Iron	Residual (max)
0.18	0.015	0.03	0.08	0.2	0.1(0.4)

Table 2. Mechanical properties of pure titanium sheet

Tensile direction	YS(MPa)	TS(MPa)	El(%)	Anisotropic coefficient,R
0°	162.94	288.2	42.9	1.83
45°	185.14	235.3	42.3	3.77
90°	211.16	258.8	34.2	5.69

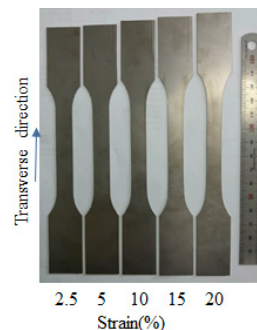


Fig. 2. Deformed specimens after tensile tests along the transverse direction(90-degree direction)

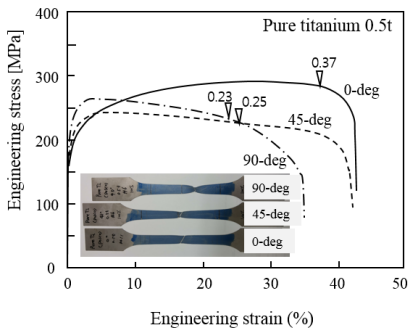


Fig. 3. Engineering stress-engineering strain curves for titanium sheet along the 0, 45, 90 - direction to rolling directions

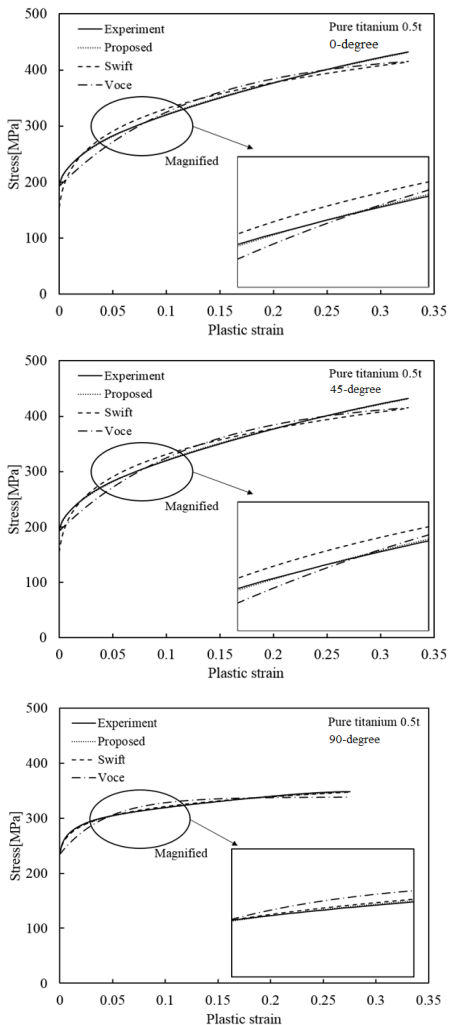


Fig. 4. True stress-true strain curves of pure titanium sheet and curve fitting with various hardening models for the 0, 45, 90-directions to the rolling direction

2.2 장출성형실험

순 티타늄 판재의 프레스 성형 시에 가공한계를 나타내는 성형한계선을 측정하기 위해 ISO 12004 규격에 따라 장출성형실험을 수행하였다.

순 티타늄 판재의 성형한계선은 ASTM E2218-02 방법[4]에 따라 다음과 같이 결정하였다. 먼저 2.0mm의 정사각형 그리드 패턴이 그려진 다양한 폭을 갖는 dog-bone 형태의 시편을 직경 102.5mm의 구형 펀치로 시편이 과단할 때까지 무운할 상태에서 하에서 장출성형 실험을 수행하여 다양한 변형모드를 재현한다. 한편 등 2축 인장변형을 재현하기 위해서는 정사각형 시편과 구형펀치 사이에 고체 윤활제와 폴리우레탄 판재를 삽입하여 무 마찰상태로 하여 장출실험을 수행한다.

이 후 과단된 각각의 시편의 과단부위 근방에서 변형된 그리드 변형률을 그리드 변형률 해석시스템(grid analyzer)로 측정하여 안전한 그리드와 넥 또는 과단발생 그리드의 경계로 성형한계선을 결정하였다.

Table 2에서 알 수 있듯이 순 티타늄 판재는 방향별 기계적특성이 크게 상이하게 때문에 성형한계선도 시편의 채취방향에 따라 달라지는 것이 예상된다. 본 연구에서는 기본적으로 성형한계선 평가용 시편의 길이 방향을 압연방향에 직각방향으로 하였다.

Fig. 5에 장출실험 후의 시편들의 변형된 형상을, Fig. 6에는 단축인장, 평면변형인장 그리고 등2축인장 변형 하에서 과단된 부위의 그리드 변형양상을 나타낸 사진이다. 사진 중에 나타난 정사각 그리드는 변형된 그리드의 변형률 측정을 위해 부착한 것이다.

Fig. 7에 장출성형실험에서 구한 성형한계선(실선)을 주변형률과 주변형률 좌표 상에 나타내었다. 평면변형모드에서의 성형한계변형률 FLC_0 값은 약 0.36 으로 Chen [5]이 측정한 값 0.32 (2점 채선) 보다는 약간 높게, Arrieux [6]이 측정한 값 0.4 보다는 낮게 평가되고 있으나 단축인장모드에서는 기존의 결과들과 크게 차이가 나지 않음을 알 수 있다.

2.3 순 티타늄 판재의 성형한계선 예측

재료의 연성이 커서 인장변형 중에 넥 발생에 의해 재료가 과단에 이르는 재료에 대한 성형한계선을 해석적으로 예측하는 방법으로는 고전적으로 Swift의 확산 넥이론, Hill의 국부넥이론과 함께 판재 자체의 초기결함을 가정한 Marciniak-Kuczynski 이론 등이 널리 사

용되고 있다.[7]

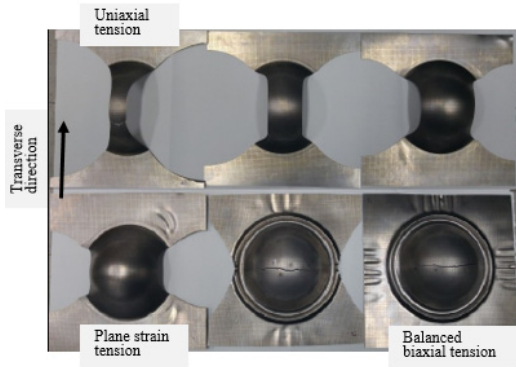


Fig. 5. Deformed specimens of titanium sheet in punch stretching test to evaluate the formability

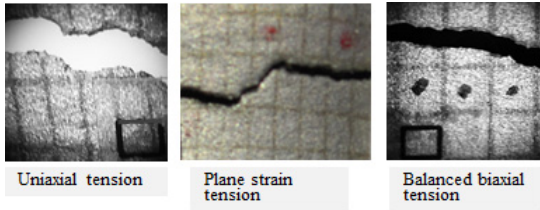


Fig. 6. Magnified photos for fractured area of uniaxial tension, plane strain tension, and balanced biaxial tension modes

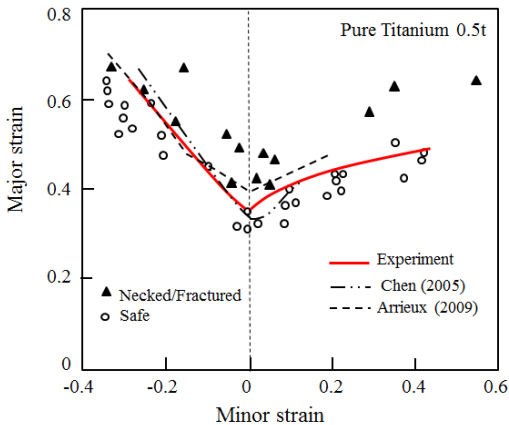


Fig. 7. Forming limit curves determined from punch stretching test.

본 연구에서는 최근에 다양한 이방성 항복함수에 적용하기 쉽고 계산과정이 비교적 간단한 다음의 Hora의 수정된 최대하중조건식(modified maximum force

criterion, MMFC)[8]을 순 티타늄 판재의 성형한계선 예측에 적용하였다. 최대하중조건식에서 판재의 파단 발생 한계는 다음 식으로 정의된다.

$$\frac{\partial \sigma_1}{\partial \epsilon_1} + \frac{\partial \sigma_1}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \epsilon_1} \geq \sigma_{11} \quad (4)$$

여기서 β 는 변형률비이다. ($\beta = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1}$)

식 (4)의 적용에 있어서 티타늄 판재의 항복조건식을 먼저 정의하여야 한다.

Zhang 등[9]은 CP Ti 판재의 경우에 Barlat ‘89 항복조건이 방향별 항복응력과 이방성계수 예측에 있어서 Hill 1948년 항복조건식과 비교하여 동등이거나 약간 개선된 결과를 보인다고 하였다. Coppieters 등[10]은 티타늄 판재의 넥 발생이후의 가공경화특성의 모델링을 위한 연구에서 YLD2000-2d 항복조건식에 소성 변형률에 따른 항복곡면의 형상을 결정하는 변수 M의 값을 달리하는 차등가공경화모델(differential work hardening, DWH)이 Hill 1948년 항복조건식과 비교하여 실험에 의한 항복곡면 형상을 보다 잘 나타내고 있음을 보였다. 또한 Ishiki 등[11]은 기존의 이방성 항복함수들은 심한 면내 이방성과 항복곡면의 비대칭성을 보이는 실험결과를 잘 나타내기 어렵기 때문에 등가 소성일 점들을 베지어 곡선(Bezier curve)의 스프라인 함수를 이용하는 것이 좋다고 하였다.

본 연구에서는 순 티타늄 판재의 항복조건식으로 일반적으로 철강, 알루미늄 등 다양한 판재의 이방성 항복거동을 잘 표현할 수 있는 것으로 알려진 Logan-Hosford의 1979년 항복조건식[12]을 사용하였다.

$$F|\sigma_2 - \sigma_3|^a + G|\sigma_3 - \sigma_1|^a + H|\sigma_1 - \sigma_2|^a = 1 \quad (5)$$

이 식에서 F, G, H 는 재료의 이방성을 나타내는 상수이고 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 는 각각 이방성 주축 방향의 주 응력이다. 이 식에서 F, G, H 는 0도와 90도 방향의 이방성계수의 정의 R_o 와 R_{90} 를 이용하면 다음 식으로 나타내진다.

$$R_0|\sigma_2 - \sigma_3|^a + R_{90}|\sigma_3 - \sigma_1|^a + R_{90}R_0|\sigma_1 - \sigma_2|^a$$

$$= R_{90}(1 + R_0)X^a \quad (6)$$

여기서 X 는 0도 방향의 항복응력을 나타내고, a 는 항복곡면의 형태를 나타내는 지수로 일반적으로 BCC 금속에 대해서는 $a=6$, FCC 금속에 대해서는 $a=8\sim 10$ 값이 실험결과를 잘 나타내는 것으로 알려져 있다. 한편 $a = 2$ 인 경우는 Hill의 1948년 이방성 항복조건식과 일치한다.

본 연구에서 사용한 순 티타늄 판재의 경우에 압연 방향에 대해서 0도, 90도 방향의 단축인장, 평면변형인장, 순수전단, 적층판의 단축압축 등 다양한 변형모드 하에서 등가소성변형률이 $\epsilon^p = 0.02$ 일때 측정된 항복곡면을 Fig. 8에 나타내었다.[7, 13]

그림에서 알 수 있듯이 순 티타늄 판재의 항복곡면은 Hill의 1948년 이방성 항복조건식으로 근사적으로 나타낼 수 있는 것으로 간주하여 식 (6)에서 지수를 $a = 2$ 로 하여 성형한계선을 예측하였다.[13,14]

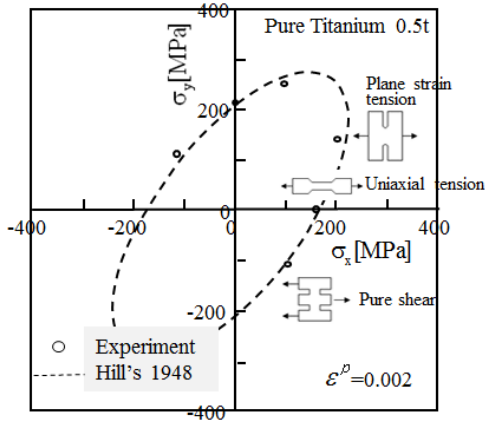


Fig. 8. Yield locus determined from various tests - uniaxial tension, plane strain tension, pure shear, uniaxial compression tests[13]

식 (6)에서 판재의 두께방향의 응력 σ_3 를 무시하는 평면응력상태를 가정하면 등가응력 $\bar{\sigma}$ 은 다음 식으로 정의된다.

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{R_{90}(1+R_0)} \{R_0\sigma_2^a + (-1)^a R_{90}\sigma_1^a + R_{90}R_0(\sigma_1 - \sigma_2)^a\} \quad (7)$$

$$\left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_1}\right) = f(\alpha) = \left[\frac{1}{R_{90}(1+R_0)} \{R_0\alpha^a + (-1)^a R_{90} + R_{90}R_0(1-\alpha)^a\}\right]^{\frac{1}{a}} \quad (8)$$

따라서

$$\bar{\sigma} = f(\alpha)\sigma_1 \quad (9)$$

여기서 α 는 응력비이다. ($\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}$)

등가변형률 $\bar{\epsilon}$ 은 등가 소성일의 원리(principle of equivalent plastic work)로부터 다음 식으로 정의된다.

$$d\bar{\epsilon} = \frac{\sigma_1 d\epsilon_1 + \sigma_2 d\epsilon_2}{\bar{\sigma}} = \frac{1 + \alpha\beta}{f(\alpha)} d\epsilon_1 = g(\alpha) d\epsilon_1 \quad (10)$$

변형률비 β 에 대하여 Levy-Mises 구성관계식을 적용하면 β 는 다음과 같이 응력비 α 의 함수로 나타내진다.

$$\beta = \frac{d\epsilon_2}{d\epsilon_1} = \frac{\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_2} d\lambda}{\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_1} d\lambda} = \frac{R_0\sigma_2^{a-1} - R_{90}R_0(\sigma_1 - \sigma_2)^{a-1}}{(-1)^a R_{90}\sigma_1^{a-1} + R_{90}R_0(\sigma_1 - \sigma_2)^{a-1}} = \frac{R_0\alpha^{a-1} - R_{90}R_0(1-\alpha)^{a-1}}{(-1)^a R_{90} + R_{90}R_0(1-\alpha)^{a-1}} \quad (12)$$

한편 재료의 가공경화특성은 식 (1)에서 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\bar{\sigma} = H(\bar{\epsilon}) \quad (13)$$

식 (7)~식(12)를 식(4)에 대입하여 정리하면 우변 항은 각각 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial \sigma_1}{\partial \epsilon_1} = \frac{\partial \sigma_{11}}{\partial \bar{\sigma}} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}} \frac{\partial \bar{\epsilon}}{\partial \epsilon_1} = \frac{1}{f(\alpha)} H' g(\alpha) \quad (14)$$

$$\frac{\partial \sigma_1}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \epsilon_1} = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \alpha} \frac{\partial \alpha}{\partial \beta} \frac{\partial \beta}{\partial \epsilon_1} = \frac{\partial}{\partial \alpha} \left\{ \frac{1}{f(\alpha)} H \right\} \frac{1}{\beta'(\alpha)} \left\{ -\frac{\beta}{\epsilon_1} \right\} \quad (15)$$

여기서 $\frac{\partial \beta}{\partial \epsilon_{11}} \approx -\frac{\beta}{\epsilon_{11}}$ 을 가정하였다. 윗 식에서

$$H' = d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}^p \text{ 이다.}$$

따라서 식(4)는 최종적으로 다음 식으로 나타내진다.

$$\frac{1}{f(\alpha)} H' g(\alpha) \mp \frac{\partial}{\partial \alpha} \left\{ \frac{1}{f(\alpha)} H \right\} \frac{1}{\beta'(\alpha)} \left\{ \frac{\beta g(\alpha)}{\bar{\epsilon}} \right\} \geq \frac{1}{f(\alpha)} H \quad (16)$$

이 식으로부터 최종적으로 다음 식이 얻어진다.

$$H' \geq \frac{f(\alpha)}{g(\alpha)} \left[\frac{1}{f(\alpha)} \pm \frac{-f'(\alpha)}{f(\alpha)^2} \frac{1}{\beta'(\alpha)} \frac{\beta g(\alpha)}{\bar{\epsilon}} \right] H \quad (17)$$

$\beta = -0.5 \sim 1.0$ 범위 내에서 주어진 변형률 β 에 대해서 $\epsilon_{11} = \epsilon_{11} + \Delta \epsilon_{11}$, $\epsilon_{22} = \epsilon_{22} + \Delta \epsilon_{22} (= \beta \Delta \epsilon_{11})$ 가 식 (17)을 만족할 때의 변형률 (ϵ_{11}^* , ϵ_{22}^*)이 성형한계선을 정의하는 변형률이 된다. 식 (12)는 α 의 함수이므로 β 값의 변화에 대해서 식 (12)에서 α 를 수치적으로 구해야 한다.[14]

Fig. 9에 Swift 모델(점선), Voce 모델(1점 쇄선) 그리고 본 연구에서 제안한 Kim-Tuan 모델(가는 점선)을 식 (17)에 적용하여 예측한 성형한계선을 실험결과와 함께 나타내었다.

그림으로부터 Swift 모델과 Voce 모델을 사용하여 예측한 평면변형모드에서의 성형한계변형률 FLC_o 값은 0.24로 실험결과값 ($FLC_o = 0.36$) 보다 0.12 정도 낮게 평가되고 있음을 알 수 있다.

반면 Kim-Tuan 모델은 실험결과와 비교하여 등2축 인장모드에서는 조금 높게, 단축인장모드에서는 조금 낮게 평가되고 있으나 평면변형모드에서는 실험값과 거의 같은 값을 보이고 있어 전체적으로 실험결과와 상당히 일치하고 있음을 알 수 있다.

이는 Fig. 4의 단축인장실험에서 구해진 진응력-진 변형률 선도의 피팅에서 알 수 있듯이 Kim-Tuan의 모델은 실험결과를 매우 잘 나타내고 있기 때문에 소성 변형 중에 재료의 가공경화특성이 잘 반영되어 Hora의 조건에 의한 성형한계선 예측에서 정밀도를 높여준 것을 판단된다.

따라서 소성변형공정의 CAE 해석 뿐 아니라 재료의 가공한계를 예측하는데 있어서 단축인장실험에 의한 재료의 가공경화특성을 잘 표현해주는 모델의 도입이 필요하다는 것을 알 수 있다.

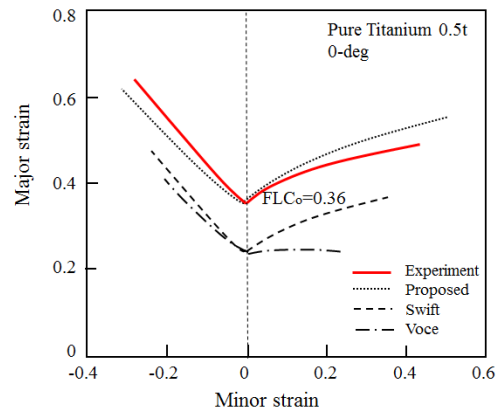


Fig. 9. Comparison between the experimental forming limit curves and predicted forming limit curve using various hardening models

한편 Usuda [15]는 순 티타늄 판재의 방향별 성형한계선의 도출 실험을 통해 본 연구와 같이 시편의 길이 방향을 압연방향에 직각방향으로 한 경우에는 ($FLC_o = 0.34$) 시편의 길이 방향을 압연방향으로 한 경우($FLC_o = 0.24$) 보다 성형한계선이 높게 평가된다는 것을 보였다. 이는 Table 2에 나타낸 것과 같

이 판재의 기계적특성 중에서 90-방향에서 이방성계수가 매우 높게 평가된 것에 기인한다고 하였다.

성형한계선의 보다 정확한 예측을 위해서는 2축 인장실험 등을 통해 구한 항복곡면을 Cazacu-Barlat의 항복조건식[16], Barlat의 YLD2000-2d 항복조건식[17] 등과 같이 방향별 이방성계수와 항복응력을 잘 묘사할 수 있는 이방성 항복조건식의 도입이 필요할 것으로 사료된다.

한편 성형한계선을 실험적으로 결정하는 방법으로 본 연구에서는 판재와 구형 펀치의 접촉이 무윤활 마찰상태에서 이루어지는 ASTM E2218-02 방법을 채용하고 있다. 그러나 판재와 구형 펀치 사이에 윤활매체를 삽입하며 무 마찰 상태에서 실험이 이루어지는 ISO 12004-2 방법[18]을 채용하는 경우는 알루미늄 판재의 경우에 ASTM E2218-02 방법보다 등 2축인장 상태에서 성형한계가 보다 높게 평가된다는 기존의 연구결과로부터[19] 본 연구의 해석 결과는 ISO 12004-2 방법에 의한 실험결과를 더 잘 나타낼 것이라 예상된다. 이 부분에 대해서는 추후 연구로 남겨두기로 한다.

3. 결론

본 논문에서는 판형 열교환기 등에 널리 이용되고 있는 순 티타늄 판재의 프레스 성형성을 평가하기 위해 인장실험과 장출성형실험을 수행하여 다음과 같은 결과를 도출하였다.

- (1) 인장실험 결과, 본 연구에서 제안한 Kim-Tuan의 가공경화모델의 경우가 인장실험값과의 오차가 2.6%로 가장 작아 실험값을 정밀하게 묘사하고 있음을 알 수 있었다.
- (2) Hora의 수정된 최대하중조건식에 Hosford의 이방성항복조건식에서 $a=2$ 와 Kim-Tuan의 모델을 도입하는 것에 의해 성형한계선을 예측한 결과, 본 연구에서 제안한 Kim-Tuan 모델의 적용은 장출성형실험에서 구한 성형한계선을 잘 예측하고 있음을 알 수 있었다.
- (3) 반면 Swift 모델과 Voce 모델에서 예측한 성형한계선은 실험결과를 낮게 평가하고 있다.

이상의 결과로부터 단축인장실험에 의한 재료의 가공경화특성을 잘 표현해주는 모델의 도입은 소성변형

공정의 CAE 해석 뿐 아니라 재료의 가공한계를 예측하는데 있어서 중요한 인자이라는 것을 알 수 있었다.

References

- [1] A. Fujita, Y. Itsumi, T. Nakamoto, K. Yamamoto, Pre-coated titanium sheet with excellent press formability, Kobelco Tech. Review, 30, pp.19-23, 2011.
- [2] H. Kuwabara, H. Horiuchi, Material modeling and evaluation of elastic-plastic behaviors of pure titanium subjected to bi-axial stress, Proc. Spring Con. Japan Soc. Plast. Tech., Nagoya, pp.165-166, 2007.
- [3] S. Ishiyama, S. Hanada, O. Izumi, Orientation dependence of twinning in commercially pure titanium, The Japan Inst. Metals, 54(9), pp.976-994, 1990.
- [4] ASTM E2218-02, Standard test method for determining forming limit curves, Annul Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, ASTM International, West Conshohocken, PA
- [5] F.K. Chen, K.H. Chiu, Stamping formability of pure titanium sheets, J. Mat. Proc. Tech., 170(1-2), pp.181-186, 2005.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.05.004>
- [6] A. L. Port, F. Toussaint, R. Arrieux, Finite element study and sensitive analysis of the deep-drawing formability of commercially pure titanium, Int. J. Mater. Form., 2(2), pp. 121-129, 2009.
- [7] Y.S. Kim, Engineering plasticity and its application, Sigma Press, Korea, pp.532-574, 2014.
- [8] P. Hora, L. Tong, J. Reissner, Prediction methods for ductile sheet metal failure using FE-simulation, Proc. IDDRG'94, Lisboa, pp.363-375, 1994.
- [9] Q. Cao, Q. Zhang, X. Zhang, Anisotropy of mechanical behavior in commercially pure titanium sheets, J. Harbin Inst. Tech., 22(1), pp.63-67, 2015.
- [10] S. Coppieters, D. Yanaga, K. Denys, T. Kuwabara, Identification of post-necking strain hardening behavior of pure titanium sheet, Proc. SEM 2015 Annual Conf. Soc. Exp. Mech. Series, Costa Mesa, USA, pp 59-64, 2015.
- [11] M. Ishiki, T. Kutabara, Y. Hayashida, Measurement and analysis of differential work hardening behavior of pure titanium sheet using spline function, Int. J. Form., 4 pp.193-204, 2011.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/s12289-010-1024-5>
- [12] R.W. Logan, W.F. Hosford, Upper-bound anisotropic yield locus calculations assuming <111>-pencil glide, Int. J. Mech. Sci., 22, pp.419-430, 1980.
DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0020-7403\(80\)90011-9](http://dx.doi.org/10.1016/0020-7403(80)90011-9)
- [13] Y.S. Kim, Formability analysis of pure Ti-sheet, Internal Report of POSCO, 2015.
- [14] Y.S. Kim, J.G. Park, Review of formability and forming property for stainless steel, Trans. Mat. Process., 20(3), pp. 193-205, 2011.

DOI: <http://dx.doi.org/10.5228/KSTP.2011.20.3.193>

- [15] M. Usuda, Press formability of commercially pure titanium sheets, Nippon Steel Technical Report, 85(1), pp.24-30, 2002
- [16] O. Cazacu, F. Barlar, Generalization of Drucker's yield criterion to orthography, Math. Mech. Solids, 6 pp.613-630, 2011.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1177/108128650100600603>
- [17] F. Barlat, J.C. Brem, J.W. Yoon, K. Chung, R.E. Dick, D.J. Lege,, F. Pourboghrat, S.-H. Choi,, E. Chu, Plane stress yield function for aluminum alloy sheets—part 1: theory, Int. J. Plast., 19, pp.1297 - 1319, 2003.
DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/S0749-6419\(02\)00019-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0749-6419(02)00019-0)
- [18] ISO 12004-2, Metallic material-sheet and strip-determination of forming limit curves-Part 2: Determination of forming limit curves in the laboratory, 2008.
- [19] M. Dilmeç, H.S. Halkachi, F. Ozturk, M. Turkoz, Detailed investigation of forming limit determination standards for aluminum alloys, J. Testing Evaluation, 41(1), pp.10-21, 2013.
DOI: <http://dx.doi.org/10.1520/JTE104356>

김 영 석(Young-Suk Kim)

[정회원]



- 1981년 2월 : 서울대학교 대학원 기계설계학과 (공학석사)
- 1986년 4월 : 일본 Kobe 대학교 기계공학 (공학박사)
- 1987년 3월 ~ 1994년 2월 : 포항 산업과학연구원 연구실장
- 1994년 3월 ~ 현재 : 경북대학교 기계공학부 교수

<관심분야>

생산공학, 소성역학, 나노/마이크로역학, FEM 및 Biomechanics

인 정 훈(Jeong-Hun In)

[준회원]



- 2013년 8월 : 영남대학교 기계설계전공
- 2015년 3월 ~ 현재 : 경북대학교 대학원 석사과정 재학 중

<관심분야>

소성역학, 판재성형, CAE