

압입유동특성 평가를 위한 진변형률 정의에 관한 고찰

전은채 · 백민경 · 김성훈 · 박주승* · 권동일

서울대학교 공과대학 재료공학부
*산업자원부 기술표준원 기간산업 기술표준부

Study for True Strain Definition of Indentation Flow Curve Derivation

Eun-chaee Jeon, Min-Kyung Baik, Sung-Hoon Kim, Joo-Seung Park* and Dongil Kwon

School of Materials Science and Engineering, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea

*Korea Agency for Technology and Standards, Ministry of Commerce, Industry and Energy, Gwacheon 427-716, Korea

Abstract : Continuous indentation test is getting more used to derive indentation flow curve. The overall deriving algorithm is relatively well-established, the details of the algorithm are, however, still argued. One of the arguments is the definition of true strain which constitutes the indentation flow curve. In this study, work-hardening exponent was adopted for determining what definition is appropriate to obtain accurate indentation flow curve since work-hardening exponent is affected by only the definition of true strain not by other constants. The effect of calibrating contact depth was eliminated using finite element analysis. Finally, the definition based on tangent function was determined to be proper for deriving the indentation flow curve.

(Received , 2004)

Key words : Continuous indentation test, True strain, Flow curve, Work-hardening exponent, Finite element analysis

1. 서 론

재료의 기계적 특성은 재료의 용도에 관계없이 매우 중요하게 고려되어야 하는 재료 인자이다. 일반적으로 인장물성을 대표적인 기계적 물성으로 간주하며, 인장물성 평가를 위한 일축인장시험은 기계적 특성 평가법 중 가장 기본적인 시험이며 신뢰도가 높은 시험으로 간주된다. 그러나 일축인장시험은 일정 크기 이상의 재료를 파괴적으로 평가하기 때문에 미소재료나 구조물 등에 적용할 수 없다는 단점으로 인하여, 현장 적용성이 매우 떨어지는 lab-scale 시험법이다. 이에 반해 연속압입시험은 매우 좁은 영역을 비파괴적으로 평가하기 때문에 시편 크기나 형상에 관한 제한이 거의 없으며 현장 적용성이 매우 높은 시험법이다.

기존 압입경도 시험법을 개선한 연속압입시험은 특정 형태의 압입자로 재료에 하중을 인가하면서 이에 따른 압입자의 변위, 즉 재료의 변형을 연속적으로 측정하여 얻어지는 그림 1과 같은 압입하중-변위곡선을 분석함으로써 다양한 기계적 특성을 평가할 수 있다. 초기에는 탄성계수와 경도 평가만이 가능하였으나^{1,2)}, 현재는 잔류응력^{3,4)}, 고분자의 점탄성 특성^{5,6)}, 파괴인성⁷⁾ 그리고 인장특성^{8,9)}에 이르기까지 다양한 물성에 대한 연구가 진행되고 있다. 특히 인장특성에 관한 연구는 실제 현장 및 재료에 대한 응용¹⁰⁾이 이루어졌으며, 국내에서는 이미 KS 표준안(KS B 0950)으로 등재되었고 국제적으로도 ISO 및 ASTM에서 표준화가 진행 중이다.

그러나 인장물성을 평가하기 위해서 필수적인 진변형률을 정

의하는 방법에 대해 연구자들 사이에 논란이 현재까지도 존재하고 있어 표준화 과정에서 문제점으로 대두되고 있다. 이에 본 연구에서는 기존 연구에서 제시된 진변형률 정의들의 차이 및 의미에 대해 고찰하여 인장물성 평가를 위한 최적의 진변형률 정의를 결정하였다.

2. 이론적 배경

연속압입시험을 이용한 인장물성의 유도

일반적으로 연속압입시험을 통해 인장물성을 평가하는 방법은 그림 2와 같은 알고리즘을 갖는다. 인장물성을 얻고자 하는 재료에 대해 구형압입자로 연속압입시험을 수행하여 가장 기본적인 데이터인 압입하중-변위곡선을 얻는다. 압입하중-변위곡선은 탄성 굽힘과 pile-up 등의 압입자 주변의 재료의 변형양상을 반영하지 못하므로, 재료 물성과 관련하여 실제 접촉깊이를 보정한다. 이 단계에서 탄성굽힘과 pile-up에 관한 여러 가지 보정식이 적용된다. 보정된 압입하중-변위곡선을 이용하여 진변형률과 진응력을 계산하게 되는데, 일반적으로 진변형률은 실제 접촉깊이의 함수로 표현되며 진응력은 압입하중과 실제 접촉깊이의 함수로 표현된다. 이를 진응력-진변형률의 구성방정식으로 최적화함으로써 최종적인 진응력-진변형률 곡선(유동곡선)을 얻게 된다.

기존에 연속압입시험으로 인장물성을 유도하는 대표적인 연구들^{8,9)}에서도 이와 동일한 알고리즘을 사용하였다. 각각의 단계에서 사용된 수식이나 원리에 따라 같은 압입하중-변위곡선을 분석하여도, 최종적으로 얻어지는 유동곡선은 달라지게 된다. 특히 유동곡선을 이루고 있는 양축인 진변형률과 진응력을 압입인자로 어떻게 정의하느냐는 유동곡선의 양상에 가장 큰 영향을 미칠

Corresponding author :
[Tel.: 82-00-000-0000, E-mail:]

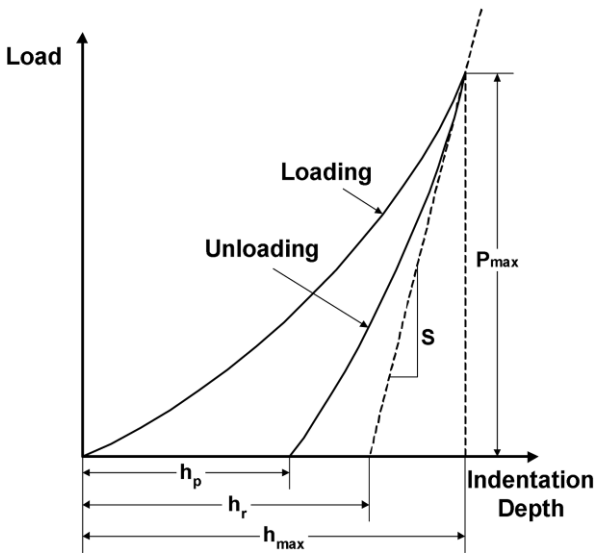


Fig. 1. A schematic diagram of indentation load-depth curve.

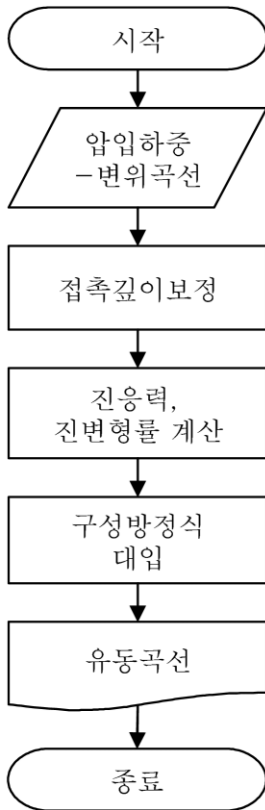


Fig. 2. General algorithm of indentation flow curve derivation.

것은 명확하다. 이는 결국 실제 일축인장시험을 통해 얻어진 유동곡선과의 중첩성 여부와도 연관되므로, 연속압입시험을 통해 얻어진 유동곡선의 정확도에도 영향을 미치게 된다.

압입시험에서의 진응력 정의

구형압입자로 재료에 압입을 할 때 3단계의 변형단계를 거침이 알려져 있다¹¹⁾. 초기의 탄성단계는 하중이 제거될 시 재료의 변형이 모두 회복되는 단계이고, 탄/소성단계는 압입자 하부에서

소성역이 발생하며, 최종적으로 완전소성단계에서는 소성역이 재료 표면에까지 확장된다. 재료의 기계적 특성과 구형압입자의 반경에 따라 차이는 있으나, 금속재료에 대해 지름 1 mm 구형압입자로 실험을 할 경우, 완전소성단계에 이르는 하중은 1 gf 이하로 매우 낮다. 일반적으로 수십 kgf 이상에서 실험이 수행됨을 감안할 때, 탄성단계와 탄/소성단계를 탐지하는 것은 매우 어렵다. 따라서 인장물성 평가를 위한 연속압입시험에서는 완전소성단계만을 고려한다.

완전소성단계에서 재료가 나타내는 진응력(σ)은 평균압력(P_m)과 식 (1)과 같은 관계가 있음이 알려져 있다¹²⁾.

$$\sigma = \frac{1}{\Psi} P_m = \frac{1}{\Psi} \frac{P_{max}}{\pi a_c^2} \tag{1}$$

여기서 Ψ 는 소성구속인자, P_{max} 는 압입하중, a_c 는 압입자와 재료 간의 실제접촉반경을 의미한다. 압입하중은 시험기기의 하중 측정장치에서 얻어지는 값을 그대로 사용할 수 있으나 실제접촉 반경은 압입자 주변에서 발생하는 재료의 탄성, 소성 변형 특성에 의해 변위측정장치에서 측정된 압입깊이를 보정한 후 압입자의 기하학적 관계에 의해 얻어야 한다.

기존의 연속압입시험으로 인장물성을 평가하는 연구에서 진응력에 대한 정의는 거의 동일하게 사용되고 있다. 단, 소성구속인자의 값에 대해서는 일정한 상수값¹²⁾으로 보거나, 가공경화지수 등의 재료 물성의 함수^{13,14)}로 보는 등의 논란의 여지가 존재하지만, 본 연구에서는 다양한 물성의 재료에 대한 유한요소해석 연구¹⁵⁾를 통해 얻어진 3.0의 일정한 상수값을 사용하였다. 이는 슬립선장이론에서 유도된 소성구속인자 값과 일치한다¹⁶⁾.

압입시험에서의 진변형률 정의

압입시험에서의 진변형률 유도에 관한 정의는 Tabor¹²⁾가 제시한 것과 Ahn⁸⁾이 제시한 것, 두 가지로 나눌 수 있다. Tabor는 구형압입자를 이용한 금속재료에 대한 압입시험을 수행한 후 생긴 압흔을 관찰하여 실험적으로 다음과 같은 진변형률(ϵ) 정의를 제시하였다¹²⁾.

$$\epsilon = K_1 \frac{a_c}{R} = K_1 \sin \gamma \tag{2}$$

여기서 K_1 은 상수로 주로 0.2를 사용하며, R 은 구형압입자의 반경이며, γ 는 압입자와 재료 간의 접촉 반경이다. 이 식은 Tabor가 1950년대에 제시한 이래로 일반적으로 많이 사용되고 있다. 그러나 식 (2)에서 볼 수 있듯이 사인 함수의 특성 상 최대 진변형률 값이 K_1 (일반적으로 0.2)으로 제한되는 문제점을 가지고 있다.

Ahn은 압입자 하부의 변위를 진변형률 정의에 따라 분석하여 이론적으로 진변형률의 정의를 제시하였다⁸⁾. 압입자 하부의 깊이 방향의 변위 u_z 는 압입자의 기하학적인 관계에 의해 식 (3)과 같은 관계를 갖는다.

$$u_z = h - (R - \sqrt{R^2 - r^2}) \tag{3}$$

이 변위를 r 에 대해 미분한 뒤 변형률이 최대인 지점($r=a_c$)의 변형률을 구한 뒤, 여기에 적합화 상수를 곱해주면 다음과 같은

진변형률이 유도된다.

$$\epsilon = \frac{\alpha}{\sqrt{1-(a_c/R)^2}} \frac{a_c}{R} = \alpha \tan \gamma \quad (4)$$

여기서 적합화 상수 α 는 앞서의 소성구속인자와 마찬가지로 다양한 물성의 재료에 대한 유한요소해석을 통해 재료 물성에 무관하게 0.14를 갖는 것으로 밝혀졌다¹⁵⁾. 탄젠트 함수의 특성 상 Tabor의 정의와는 달리 최대 변형률의 한계가 없다는 장점은 있으나, 반대로 진변형률 값이 무한대가 나올 수 있다는 모순을 갖고 있다.

같은 압입하중-변위곡선에 대해서 진변형률 정의를 달리 하였을 때, 최종적으로 얻어진 유동곡선의 형태가 달라질 것은 당연하다. 또한 이로 인해 재료의 실제 유동곡선을 잘 반영하는지의 여부도 다르게 나타날 것이다. 따라서 진변형률을 제외한 다른 요인들의 효과를 배제하여 오직 진변형률 정의에 의한 유동곡선의 변화 및 정확도를 평가하여 어떠한 정의가 유동곡선 평가에 유효한지 결정할 필요가 있다.

진변형률의 정확성 평가

앞서 밝힌 바와 같이 최종적으로 얻어진 유동곡선을 변화시킬 수 있는 요인은 크게 두 가지로 나눌 수 있다. 첫째, 압입자 주변에서 발생하는 재료의 탄성, 소성 변화를 고려한 실제접촉깊이 결정 방법이 영향을 미친다. 식 (1), (2), 그리고 (4)에서 보는 바와 같이 실제접촉반경은 진응력과 진변형률의 계산에 필수적이다. 실제접촉반경은 실제접촉깊이를 알면 구형압입자의 기하학적인 관계에 의해서 쉽게 구할 수 있다. 결국 진응력과 진변형률은 실제접촉깊이의 함수이므로 유동곡선 평가에 실제접촉깊이가 큰 영향을 미친다. 기존 경도시험에서는 하중이 제거된 이후에 남아 있는 압흔의 크기를 광학으로 측정하였으나, 연속압입시험에서는 그림 3과 같이 압입자가 하중을 재료에 인가하고 있는 상태에서의 접촉깊이를 측정하여야 한다. 그러나 하중이 인가되고 있는 상태에서 광학 등의 실제 측정을 통해 실제접촉깊이를 얻는 것은 불가능하므로, 수식적인 보정을 통해 구하여야 한다. 여러 가지 수식들이 사용되고 있으나 그 정확도에 대해서는 아직 논란의 여지가 많이 남아 있다¹⁷⁾.

이를 보완하기 위해 널리 사용되고 있는 것이 유한요소해석이

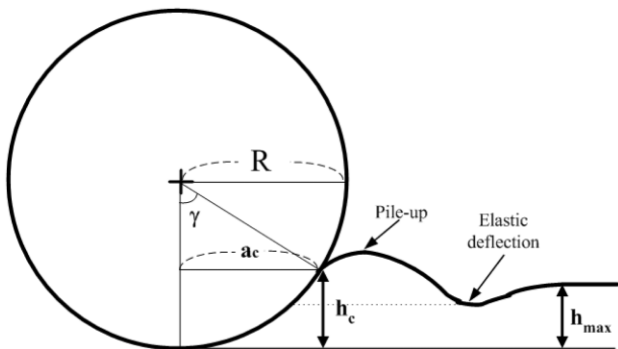


Fig. 3. A schematic diagram of deformation behavior during spherical indentation.

다. 실제 실험에서 얻어지는 압입하중-변위곡선과 동일한 압입하중-변위곡선을 얻도록 유한요소해석을 설계하여 각 하중에서의 압입자 주변의 변형양상을 관찰함으로써, 실제접촉깊이를 구하게 된다^{18,19)}. 또한 연구자가 원하는 다양한 물성의 재료에 대해서 가상실험을 수행할 수 있다는 장점도 가지고 있다. 본 연구에서도 접촉깊이 결정에 사용되는 수식에 의한 영향을 배제하기 위해 유한요소해석을 사용하였다.

둘째, 진응력과 진변형률 정의에 사용되고 있는 소성구속인자와 적합화 상수의 값이다. 연속압입시험에서 진응력은 결국 접촉압력을 소성구속인자로 나누어준 값으로 표현되기 때문에 같은 평균압력이 얻어진 경우에도 소성구속인자 값에 의해 진응력의 값이 변하게 된다. 또한 진변형률도 압입자 접촉 반경에 대한 사인 또는 탄젠트 함수 값에 일정한 값을 곱해주는 개념이므로, 식 (2)의 K_1 값과 식 (4)의 적합화 상수 α 값에 의해서 진변형률이 변하게 된다. 본 연구에서는 이들 상수 값의 영향을 배제하기 위해 가공경화지수라는 기계적 물성을 도입하였다. 자세한 내용은 「가공경화지수에 기반한 최적 변형률 정의 도출」장에 설명하였다.

3. 유한요소해석

유한요소해석은 상용 프로그램인 ABAQUS® finite element (FE) code를 사용하여 수행하였다. 유한요소해석에서 가장 중요한 요소 설정과 경계조건은 그림 4와 같이 3738의 4점점 축대칭 요소를 사용하였으며, 구형압입자의 특성과 해석 시간의 절약을 위해 2차원 대칭 해석을 하였다. 압입자 주변에는 변형이 극심하게 발생하는데 비해 압입자에서 멀어질 수록 변형이 급격히

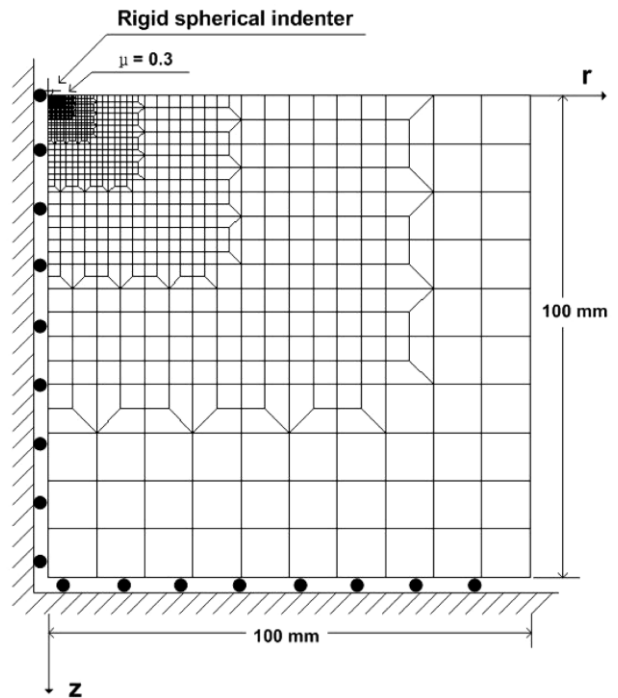


Fig. 4. Mesh and boundary conditions in finite element analysis for spherical indentation.

Table 1. Mechanical properties of real materials used for finite element analysis

| 재료명 | 탄성계수 (GPa) | 항복강도 (MPa) | 가공경화지수 |
|---------|------------|------------|--------|
| API X65 | 204 | 452 | 0.154 |
| KP | 203 | 764 | 0.124 |
| SA508 | 202 | 638 | 0.138 |
| SCM4 | 207 | 592 | 0.160 |
| SCM21 | 199 | 290 | 0.206 |
| SK4 | 209 | 336 | 0.266 |
| SKD11 | 215 | 243 | 0.246 |
| SKD61 | 211 | 349 | 0.306 |
| SKH51 | 246 | 263 | 0.232 |

Table 2. Mechanical properties of imaginary materials used for finite element analysis

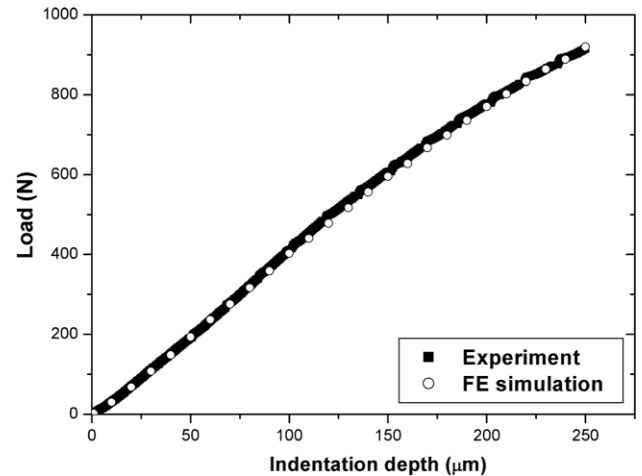
| 탄성계수 (GPa) | 항복강도 (MPa) | 가공경화지수 |
|------------|------------|--------|
| 200 | 200 | 0.100 |
| 200 | 400 | 0.100 |
| 200 | 600 | 0.100 |
| 200 | 800 | 0.100 |
| 200 | 200 | 0.200 |
| 200 | 400 | 0.200 |
| 200 | 600 | 0.200 |
| 200 | 800 | 0.200 |
| 200 | 200 | 0.300 |
| 200 | 400 | 0.300 |
| 200 | 600 | 0.300 |
| 200 | 800 | 0.300 |
| 200 | 400 | 0.400 |
| 200 | 800 | 0.400 |
| 200 | 400 | 0.500 |
| 200 | 800 | 0.500 |

감소하는 압입시험의 특성 상 압입자 하부에는 세밀한 요소를 설정하였고, 멀어질 수록 큰 요소를 설정하였다. 시편의 크기는 무한대로 설정하는 것이 원칙이나 해석 시간이 지나치게 길어지므로 압입깊이에 비해 충분히 큰 100 mm로 설정하였다. 압입자는 이상적인 강구로 가정하여 변형이 없도록 하였다. 압입시험은 실제 실험과 동일하게 0.3 mm/min의 속도로 설정하여 정확성을 높였다. 해석에 사용한 재료는 넓은 범위의 재료를 포괄하기 위하여 실제 철강 재료 9종과 가상의 물성을 갖는 가상 재료 16종을 선정하였고, 각각의 물성은 표 1과 표 2와 같다. 다양한 압입깊이에서 유한요소해석을 통해 얻어지는 압입자 주변의 변형 양상을 관찰하여 실제 접촉깊이 및 실제 접촉변형을 구하였으며, 그림 2의 과정을 통해 유동곡선을 평가하였다.

4. 결과 및 토의

유한요소해석

유한요소해석은 실험에서 관찰하기 매우 힘든 재료 내부의 진응력 및 진변형률 상태를 비롯한 많은 정보를 제공해 주는 장

**Fig. 5.** Comparison of indentation loading curves of an experiment and a finite element analysis.

점이 있지만 실제 실험 결과의 완벽한 모사가 이루어져야 그 결과를 신뢰할 수 있다. 일반적으로 연속압입시험에 대한 유한요소해석에서는 실제 실험에서 얻어진 압입하중-변위곡선과 유한요소해석에서 얻어진 압입하중-변위곡선을 상호 비교함으로써 모델의 타당성을 검증한다. 그림 5는 두 압입하중-변위곡선의 하중인가곡선을 상호 비교한 결과이다. 연속압입시험에서는 탄성 굽힘의 보정을 위해 하중제거곡선을 얻는 것이 일반적이지만, 본 연구에서는 유한요소해석에서 직접 탄성굽힘을 보정하기 때문에 시간의 절약 위해 하중제거곡선을 얻지 않았다. 유한요소해석에서도 실제 실험과 마찬가지로 연속적인 압입하중-변위곡선을 얻을 수 있으나 그림 5에서는 중첩성을 확인하기 위해 일부의 점만 표현하였다. 그림 5에서 보는 바와 같이 두 압입하중-변위곡선의 하중인가곡선의 형태가 거의 완벽하게 중첩됨을 알 수 있다. 이는 모든 재료에 대한 유한요소해석 결과에서도 동일하게 나타났다. 따라서 본 연구에서 사용한 유한요소해석을 통해 얻어진 결과들을 신뢰할 수 있음을 확인하였다.

유한요소해석에서 얻어진 압입자 주변의 변형 양상을 분석하여 압입자와 재료 간의 접촉변형을 구하였다. 이를 통해 압입자 주변에 소성변형된 재료가 압입자 주변에 축적되면서 일어나는 pile-up 현상이 발생하고 있음을 알 수 있었다. Pile-up 현상은 금속재료가 소성변형 시 부피 변화가 없어야 하기 때문에 압입자로 인해 없어진 재료의 부피만큼 압입자 주변에 재료가 축적되는 현상으로, 실제접촉깊이가 변위센서에 의해 측정된 압입하중-변위곡선 상의 압입깊이에 비해 커지게 된다. 주로 가공경화지수가 낮을 수록 심하게 발생하는 것으로 알려져 있다^{13,20}. 일반적으로 금속재료에서는 압입자 주변에서 탄성변형인 탄성굽힘 현상과 소성변형인 pile-up 현상이 모두 발생한다. 탄성굽힘 현상은 탄성체를 핀 형태의 재료로 눌렀을 때 접촉부 주위가 핀 방향으로 굽는 현상으로 하중이 제거된 이후에는 원래의 형태로 회복된다. 탄성굽힘은 pile-up과는 반대로 실제접촉깊이가 변위센서에 의해 측정된 압입하중-변위곡선 상의 압입깊이에 비해 작아지게 한다². 탄성변형은 항상 소성변형 이전에 발생하므로, 본 연구에서 사용한 하중 범위에서는 탄성굽힘과 pile-up이 동시에 발생하여 실제접촉깊이 결정에 있어서 서로 경쟁하는 역할을 한

다. 가공경화지수가 높은 일부 재료에서는 탄성굽힘 현상으로 압입자 하부로 밀려들어진 재료의 양이 pile-up 양보다 크게 되어 겹으로 관찰하기에는 재료가 압입자 하부로 밀려들어진 sink-in 현상이 관찰되기도 한다.

유동곡선 유도

유한요소해석에서 얻어진 접촉반경을 식 (1)에 대입하여 응력을 계산하고, 식 (2)와 식 (4)에 각각 대입하면 Tabor의 변형률과 Ahn의 변형률을 모두 구할 수 있다. 압입하중은 유한요소해석에서 얻어진 값을 사용하였다. 각각 계산된 변형률과 응력을 아래의 식의 구성방정식²¹⁾에 대입하여 유동곡선을 유도하였다.

$$\sigma = Ke^n \tag{5}$$

여기서 K는 응력계수이며, n은 가공경화지수이다. 일반적인 금속 재료에 적용되는 Hollomon 식으로, 유한요소해석에 사용된 실제 재료도 모두 이 식이 적용되는 재료를 사용하였다.

그림 6은 각 진변형률 정의를 이용하여 유도된 유동곡선의 예이다. 그림 6(a)는 실제 재료인 SCM21에 대한 결과이며, (b)는 가상재료의 결과들 중 하나의 예이다. 두 결과에서 변형률

대략 0.10 이하에서는 Tabor의 정의가 Ahn의 정의에 비해 낮은 응력을 나타내며 그 이상에서는 응력값이 비슷해지거나 도리어 더 커지는 양상을 관찰할 수 있다. 이로 인해 낮은 변형률에서는 Ahn의 정의가 인장시험을 통해 얻어진 유동곡선과 잘 일치하며, 높은 변형률에서는 두 정의가 모두 잘 일치함을 알 수 있다. 그러나 이를 바탕으로 Ahn의 정의가 Tabor의 정의에 비해 정확도가 높다고 판단하는 것은 정성적이며 주관적인 판단이 개입될 가능성이 높기 때문에, 단순한 그래프 중첩이 아닌 물리적 의미를 갖고 있는 정량적인 수치로서 정확도를 평가하여야 한다. 이 정량적인 수치는 진변형률 정의에 의해서만 영향을 받아야 하며, 다른 인자들에 영향을 받지 않아야 한다. 앞서 밝힌 바와 같이 최종적으로 유도되는 유동곡선의 진응력은 식 (1)의 Ψ 값에, 진변형률 값은 식 (2)와 (4)의 K_1 과 α 값에 의해 변하게 된다. 즉, 같은 개념의 진변형률 정의를 사용하더라도 그 절대값과 정확도는 바뀔 수 있다. 따라서 이들 상수 값에 무관한 지표를 선정하여야 하며, 이에 본 연구에서는 가공경화지수를 그 지표로 선정하였다.

가공경화지수에 기반한 최적 변형률 정의 도출

가공경화지수는 유동곡선을 식 (5)와 같이 표현하였을 때 지수 n을 의미한다. 재료가 소성변형 시 변형에 따른 경화 정도를 나타내는 지표로 구형압입시험 시 pile-up 양을 결정하는 가장 중요한 인자로 알려져 있다¹⁶⁾. 일반적으로 pile-up을 고려하여 접촉깊이를 보정하는 식은 가공경화지수로 표현되므로, 정확한 가공경화지수의 평가는 곧바로 정확한 접촉깊이 보정과 직결된다. 일반적으로 유동곡선의 항복강도와 인장강도 범위 내의 진응력과 진변형률 측에 로그함수로 취하게 되면, 식 (6)과 같은 일차 함수를 얻게 되며, 가공경화지수는 이 직선의 기울기로 나타나게 된다²²⁾.

$$\log\sigma = \log K + n \log \epsilon \tag{6}$$

이를 압입시험에 적용하게 되면 진응력에 식 (1)에서 얻어진 값을, 진변형률에 식 (2) 또는 식 (4)에서 얻어진 값을 대입하여 계산하게 된다. 만약 식 (1)의 Ψ 대신 Ψ_1 을 대입한다고 가정하면, $\Psi = k\Psi_1$ (k는 실수)라 할 수 있으며 이때 새로이 얻어지는 진응력 σ_1 은 $\sigma_1 = k\sigma$ 가 된다. 따라서 새로이 얻어진 σ_1 에 대해 로그함수를 취해 보면 식 (7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\log\sigma_1 = \log k + \log\sigma = (\log k + \log K) + n \log \epsilon \tag{7}$$

즉, 로그함수로 표현된 진응력 축으로 직선이 단순히 평행이동될 뿐 그 기울기는 변하지 않는다. 따라서 압입시험에서 얻어지는 가공경화지수는 Ψ 값에 영향을 받지 않는다. 같은 원리로 생각해 보면 식 (2)와 식 (4)의 K_1 과 α 값의 변화는 진변형률 측으로의 평행이동만 가져올 뿐 직선의 기울기에는 전혀 영향을 미치지 않는다. 따라서 가공경화지수는 오직 변형률의 정의에 의해서만 변화되므로, 가공경화지수를 진변형률 정의에 따른 정확도를 평가할 수 있는 지표로 사용할 수 있다.

각각의 진변형률 정의로 평가된 유동곡선을 분석하여 얻어진 가공경화지수를 그림 7에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이

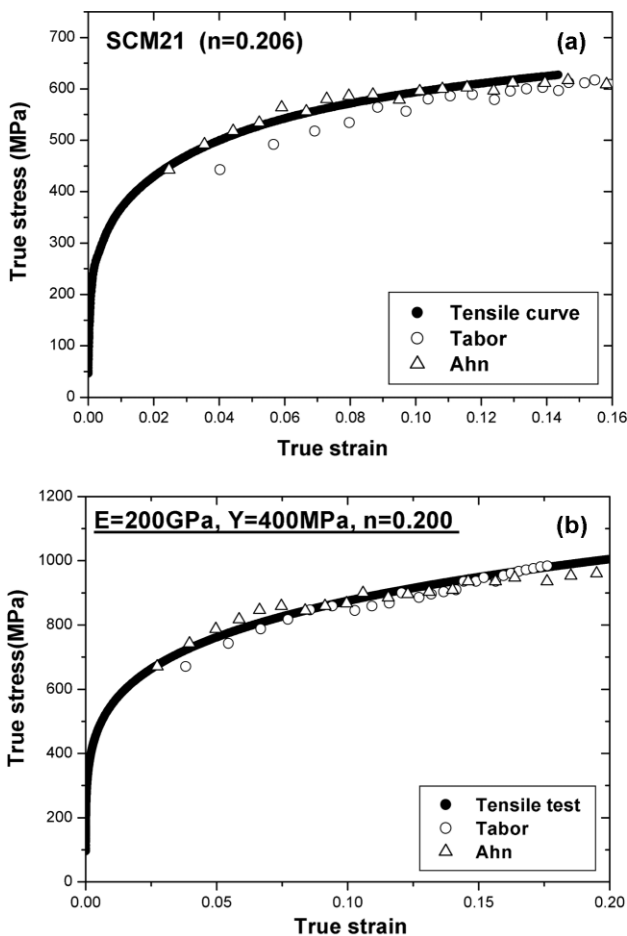


Fig. 6. Comparisons of flow curves from tensile tests and finite element analysis for (a) a real material(SCM21) and (b) a imaginary material(E = 200 GPa, YS = 400 MPa, n = 0.200).

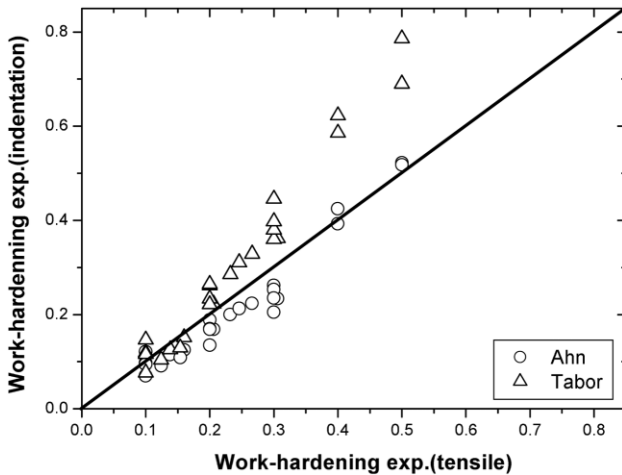


Fig. 7. Work-hardening exponents derived by Ahn's strain definition and Tabor's strain definition.

가공경화지수가 0.1에서 0.2 사이에서는 두 정의에 따른 값 차이가 작게 나타나지만, 0.2 보다 큰 재료들에 있어서는 Tabor의 정의는 과대평가 양상을, Ahn의 정의는 작게 평가되는 양상을 나타낸다. 그러나 0.3 이상의 재료에서는 Tabor의 정의는 극심한 과대평가 양상을 나타내는데 반해, Ahn의 정의는 정확한 값을 나타냄을 알 수 있다. 즉, Ahn의 정의가 Tabor의 정의에 비해 넓은 범위의 가공경화지수 재료에서 정확도가 높게 나타났다. 앞서 밝힌 바와 같이 가공경화지수는 유동곡선의 곡선 기울기를 의미하므로, 정확한 가공경화지수의 평가는 정확한 유동곡선 예측에 있어서 필수적이다. 따라서 압입 시험을 통한 유동곡선 평가를 위한 변형률은 Tabor의 정의보다 Ahn의 정의가 더 유리하다.

Tabor의 정의가 Ahn의 정의에 비해 가공경화지수를 크게 평가하는 이유는 다음과 같다. Tabor의 정의는 사인 함수를 기반으로 하고 있으며, Ahn의 정의는 탄젠트 함수를 기반으로 하고 있다. 이 두 함수는 초기에는 유사한 값을 나타내지만, 후반부에 가면 사인 함수는 1로 수렴되고, 탄젠트 함수는 무한대로 발산함이 잘 알려져 있다. 그림 8은 지름 0.5 mm 압입자를 사용하

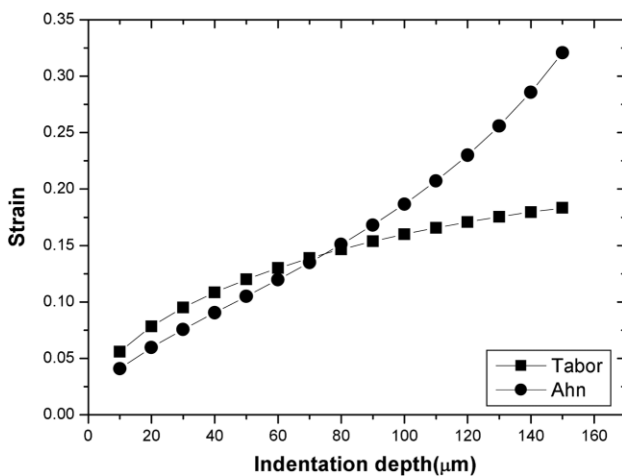


Fig. 8. Variation of strain with indentation depth for Tabor's definition and Ahn's definition (radius = 250 μm).

였을 때 압입깊이에 따른 진변형률 값의 변화를 나타낸 것이다. 함수의 특성에 따라 Tabor의 정의는 압입깊이가 깊어질수록 변형률의 증가가 미약한데 반해, Ahn의 정의는 변형률의 증가량이 후반부에 더 커지게 된다. 일반적인 금속 재료의 유동곡선은 식 (5)와 같이 묘사되며 변형률이 커질수록 변형률의 증가에 비해 응력의 증가량이 매우 작아지게 된다. 이에 반해 Tabor의 정의는 후반부로 갈수록 변형률의 증가량이 작아지기 때문에 같은 값의 변형률의 증가에 대해 Ahn의 정의보다 응력의 증가량이 매우 크게 나타난다. 이러한 양상은 그림 6(a)과 6(b)에서도 확인할 수 있다. 앞서 밝힌 바와 같이 저변형률일 때는 Tabor의 정의가 Ahn의 정의에 비해 낮은 응력값을 나타내지만, 고변형률에서는 두 정의가 유사한 응력값을 나타내고 있다. 따라서 두 그림에서 모두 저변형률과 고변형률일 때의 응력값의 차이, 즉 응력 증가량이 Tabor의 정의가 Ahn의 정의보다 더 높음을 알 수 있다. 가공경화지수는 유동곡선의 소성부분의 응력 증가 기울기와 같은 개념이므로 Tabor의 정의가 가공경화지수를 더 높게 평가하게 되어 그림 7과 같은 과대평가 양상을 나타내게 된다. 따라서 Hollomon type의 재료에서는 Ahn의 정의를 사용하는 것이 정확한 유동곡선 평가에 적합하다.

5. 결 론

1. 연속압입시험을 통해 일축인장시험을 통해 얻을 수 있는 유동곡선을 예측할 수 있다.
2. 압입시험에서의 진변형률 정의는 사인 함수를 기반으로 한 Tabor의 정의와 탄젠트 함수를 기반으로 한 Ahn의 정의가 있으며, 각각의 수식은 아래와 같다.

$$\varepsilon = K_1 \frac{a_c}{R} = K_1 \sin \gamma, \quad \varepsilon = \frac{\alpha}{\sqrt{1 - (a_c/R)^2}} \frac{a_c}{R} = \alpha \tan \gamma$$

3. 두 진변형률 정의의 정확도를 평가하기 위해 가공경화지수를 지표로 선정하였다. Hollomon type 재료에서 Tabor의 정의는 가공경화지수를 과대평가하는 양상을 나타내었으며, Ahn의 정의는 넓은 범위의 가공경화지수의 재료에서 정확한 값을 나타내었다. 이를 통해 Ahn의 정의가 Tabor의 정의에 비해 Hollomon type 재료의 유동특성 평가에 적합함을 증명하였다.

후 기

본 연구는 과학기술부 21세기 프론티어 연구개발사업인 '나노 소재기술개발사업단'의 지원(과제번호: 04K1501-01210)으로 수행 되었습니다.

REFERENCES

1. M. F. Doerner and W. D. Nix, *J. Mater. Res.* **1**, 601 (1986).
2. W. C. Oliver and G. M. Pharr, *J. Mater. Res.* **7**, 1564 (1992).
3. S. Suresh and A. E. Giannakopoulos, *Acta Mater.* **46**, 5755 (1998).
4. Y. H. Lee and D. Kwon, *J. Mater. Res.* **17**, 901 (2002).
5. S. A. S. Asif, K. J. Wahl and R. J. Colton, *Rev. Sci. Instr.*

- 70, 2408 (1999).
6. D. M. Shinozaki and Y. Lu, *J. Elect. Mater.* **26**, 852 (1997).
7. J. Malzbender and G. de With, *Surf. and Tech.* **135**, 60 (2000).
8. J. -H. Ahn and D. Kwon, *J. Mater. Res.* **16**, 3170 (2001).
9. F. M. Haggag, *ASTM STP* **1204**, 27 (1993).
10. Y. Choi, J. -i. Jang, J. Park, D. Kwon, M. Gao and R. Kania, *Oil and Gas Journal* **101**, 66 (2003).
11. H. A. Francis, *Trans. ASME (Series H)* **9**, 272 (1976).
12. D. Tabor, *Hardness of metals*, 2, Clarendon Press, Oxford (1951).
13. B. Taljat and T. Zacharia, *Int. J. Soilds Structures* **35**, 4411 (1998).
14. J. R. Matthews, *Acta Metall.* **28**, 311 (1980).
15. M. -K. Baik, Master Thesis, Seoul National University, Seoul (2004).
16. K. L. Johnson, *Contact Mechanics*, 166, Cambridge University Press, Cambridge (1985).
17. T. J. Bell, J. S. Field, F. J. Lesha and M. V. Swain, *MRS Symp. Proc. 522* (N. R. Moody, W. W. Gerberich, N. Burnham and S. P. Baker), 15, MRS, San Francisco, CA (1998).
18. R. Hill, B. Storåkers and A. B. Zdunek, *Proc. R. Soc. London* **A423**, 301 (1989).
19. B. Taljat, T. Zacharia and G. M. Pharr, *MRS Symp. Proc. 522* (N. R. Moody, W. W. Gerberich, N. Burnham and S. P. Baker), 33, MRS, San Francisco, CA (1998).
20. Y. T. Cheng and C. M. Cheng, *Phil. Mag. Letters* **78**, 115 (1998).
21. J. H. Hollomon, *Trans. AIME* **162**, 268 (1945).
22. ASTM E646 (2002).