

연속압입시험법을 이용한 재료의 진응력-진변형률 곡선 평가

李政桓·權東一

서울대학교 공과대학 재료공학부

Evaluation of True Stress-True Strain Curve through Continuous Indentation Test

Jeong-Hwan Lee and Dongil Kwon

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

Abstract Indentation test has been used to assess the mechanical properties of various materials, especially locally embrittled materials. It has a potential to replace a conventional uniaxial tensile test, although the interpretation of experimental results has not been standardized due to complex stress fields beneath the indenter. We intend to analyze the indentation response of a material with an advanced technique, which records the indentation depth continuously as a function of indentation load. The response of materials to indentation can be elastic/plastic deformation and cracking, or their combination. For a spherical indenter, the representative strain of materials can be expressed by the ratio of plastic depth to contact radius, while deformation response can be divided into three stages as load increases; elastic, elastic/plastic and fully plastic stage. At the first stage, material response is reversible. The ratio of mean pressure to flow stress increases at the second stage and third stage is characterized by the constant ratio of mean pressure to flow stress. In each stage, the ratio of mean pressure to flow stress can be taken. Therefore, we can derive the true stress-true strain curve by analyzing the ratio of mean pressure to flow stress through continuous indentation test.

(Received July 30, 1997)

1. 서론

재료의 기계적 물성을 평가하기 위한 기존의 보편적인 방법인 일축인장시험은 재료의 변형 및 파괴거동을 연속적으로 측정함으로써 많은 정보를 제공하고 있다. 그러나 일축인장시험의 경우 시편의 준비과정이 복잡하고 시험 방법이 파괴적이어서, 동작중 경년열화된 소재 또는 국소영역에 걸쳐 재료의 성질이 연속적으로 변하는 용접부와 같은 경우는 적용하기에 어려움이 있다. 이러한 일축인장시험법의 문제점을 해결하기 위해 특별한 시편제작 없이 국소영역의 표면처리만으로 시험이 가능한 비파괴적인 압입경도시험을 이용할 수 있다. 그러나 압입경도시험에서는 압입자 하부의 복잡한 3축 응력상태로 인해 시험결과 분석이 어려워 초기에는 압입후 표면에 나타난 압흔의 크기 측정으로부터 경도값만을 얻는 시험이 주로 행해져 소재의 다양한 물성을 평가하기에는 적당하지 않았다.

최근에는 압입경도시험과는 달리 압입하중에 따른 깊이 변화를 연속적으로 측정하는 방법이 연구되고 있다^{1,2)}. 즉 압입하중 증가와 감소에 따른 압입깊이의 변화를 연속적으로 측정하여 압입하중-변위곡선을 얻은 후, 이 곡선의 분석 및 압입상황에 따른 탄성응력장과 소성영역의 발생과 확장을 묘사하기 위해 제안된 탄/소성응력장의 정량적 해석을 통하여 재료의 기계적 물성을 평가하고 있다. 또한 취성재료의 압입시험시 발생한 균열의 거동을 조사하여 파괴인성을 평가하는 방

법도 대두되었으며³⁾, 비파괴 조사방법인 A.E.(acoustic emission) 탐지기를 압입시험기에 부착하여 압입에 따른 재료의 성질변화 및 파괴에 대한 연구도 활발히 진행되고 있다⁴⁾.

본 연구에서는 연속적인 압입과정을 통해 압입하중-변위 곡선을 얻고, 이 곡선의 해석 및 재료 내부의 변형양상의 이해를 통한 압입응력장의 해석을 바탕으로 평균압력 대 유동응력의 관계를 구함으로써 일축인장시험에서 얻어지는 진응력-진변형률 곡선을 연속압입시험으로부터 계산하였으며, 궁극적으로 경년열화된 소재의 국소부위 물성 평가법을 확립하고자 한다.

2. 이론적 해석

일반적으로 압입하중의 연속적인 증가에 따른 재료의 변형양상을 살펴보면, Vickers 압입자의 경우에는 압입시 모든 하중에서 재료는 일정한 변형률을 나타내고, 평균압력(하중/면적)이 일정한 것에 비해 구형 압입자는 하중의 증가에 따라 평균압력이 연속적으로 증가하는 양상을 보이게 된다^{5,6)}. 따라서, 구형 압입자의 경우 재료의 변형양상 및 재료 내부의 응력장 해석을 통해 변형률을 정의하고, 평균압력으로부터 진응력을 계산함으로써 인장물성을 평가할 수 있다⁷⁾.

재료의 변형양상은 하중 증가에 따라 탄성, 탄/소성, 완전 소성영역으로 나누어진다⁸⁾. 탄성영역에서는 재료의 변형이 가역적, 즉 하중제거 후 재료 표면에 압흔이 나타나지 않으며, 탄/소성영역은 재료의 항복이 시작되어 하중이 증가하면

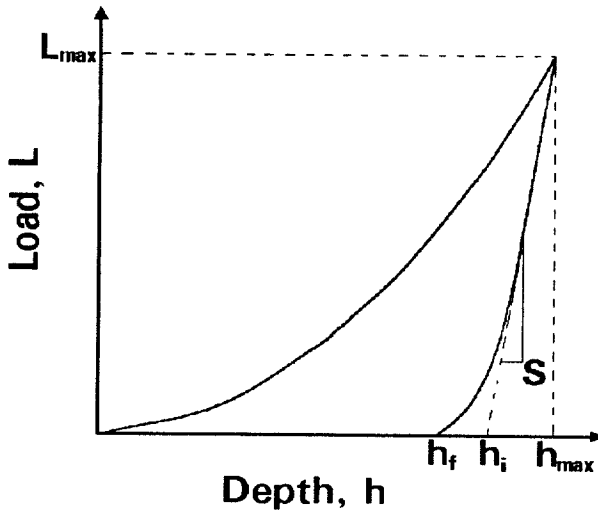


Fig. 1. A schematic representation of indentation load-depth curve. L_{max} : maximum indentation load, h_{max} : indentation depth at the maximum load, h_f : final depth after unloading, h_i : intercept depth determined by extrapolating initial unloading slope to $L=0$, S : initial unloading slope.

서 소성영역이 재료 내부에서 성장하고, 평균압력 대 유동응력 비가 증가하는 영역이다. 그리고, 특정 하중 이상에서는 재료 내부의 소성영역이 표면까지 전파된 후 평균압력 대 유동응력 비의 값이 일정하게 되는데, 이 영역을 완전소성영역이라 부른다.

본 연구에서 압입하중-변위곡선의 직접적인 해석 및 하중의 연속적인 증가에 따른 평균압력 대 유동응력 비의 정량화를 통해 연속압입시험으로부터 진응력-진변형률 곡선을 예측할 수 있다.

압입하중-변위곡선 해석

연속압입시험으로 구하는 압입하중(L)-변위(h)곡선은 그림 1로 나타내어지며, 이 때 변위는 압입깊이를 나타낸다. 이 시험에 의한 최대하중에서와 하중제거 후 재료의 변형양상은 그림 2에 도식적으로 나타내었다.

그림 1과 그림 2에서 압입에 따른 재료의 변형양상은 하중인가시에는 탄/소성 반응을 나타내게 되고, 하중제거시에는 탄성반응을 보이게 된다. 따라서 하중인가시 측정되는 압입깊이는 탄성성분과 소성성분을 모두 포함하고, 하중제거시에는 탄성성분만이 회복되므로 하중제거 후에는 소성성분이 남게 된다. 그림 2에서 평균압력 및 변형률을 계산하는데 중요한 접촉반경(a)은 최대하중에서와 하중제거시 재료의 접촉반경이 같음을 가정함으로써, 소성깊이(h_p)로부터 계산할 수 있다.

이 때 소성깊이의 계산은 실험적으로는 직접 측정이 불가능하므로 재료의 변형양상 및 압입자의 기하학적인 형태를 분석하여 구할 수 있다. 한 예로 소성깊이를 압입하중 제거 후의 잔류깊이(h_f)로 나타내었다⁹⁾. 그러나, 잔류깊이는 압입하중 제거시 발생하는 압입자 주위의 탄성회복의 차이로 인해 실제 최대하중에서의 소성깊이와는 차이가 있다¹¹⁾. 한편,

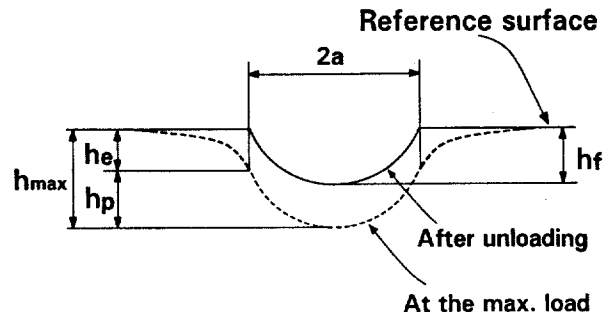


Fig. 2. A schematic diagram of a cross-section view at the maximum load and after unloading. h_e : elastic depth at the maximum load, h_p : plastic depth at the maximum load, a : contact radius between indenter and indented material.

Doerner와 Nix에 의해 최대하중에서의 소성깊이를 이론적으로 구하기 위한 방법이 제안되었다¹⁰⁾. 이 방법은 압입 후 초기 하중제거곡선이 직선임을 가정하여 $L=0$ 까지 외삽한 경우에 얻어지는 깊이(h_i)를 소성깊이로 정의하였으나, 압입자가 flat punch가 아니고, 초기 하중제거곡선이 직선이 아니므로 이에 대한 보정이 필요하다.

본 연구에서는 flat punch의 다양한 압입자 형태를 보정하기 위해서 ω 라는 보정인자를 도입하여¹¹⁾ 소성깊이를 정의한 식 (1)을 이용하고자 한다. 아울러 하중제거곡선이 직선이 아니므로, 최대하중(L_{max})에서 외삽한 깊이(h_i)는 하중제거곡선을 power law fitting을 행하여 식 (2)의 A, m 을 결정하고, 최대하중에서의 미분값으로써 계산할 수 있다.

$$h_p = h - \omega(h - h_i) \tag{1}$$

$$L = A(h - h_i)^m \tag{2}$$

$$S = \left. \frac{dL}{dh} \right|_{h_{max}} \tag{3}$$

h_{max} : 최대 압입깊이, S : 초기 하중제거곡선 기울기

ω 는 구형 압입자의 경우는 0.75를 사용하고, 원뿔 압입자는 0.72를 사용한다¹¹⁾. $\omega=1$ 인 경우는 flat punch의 탄성회복을 가정하여 구한 h_i 와 같게 됨을 알 수 있다. 식 (1)과 같이 보정한 소성깊이로부터 압입자가 구형이라는 기하학적인 모양을 이용하여 접촉반경을 식 (5)와 같이 계산할 수 있다¹¹⁾.

$$h_p = R - \sqrt{R^2 - a^2} \tag{4}$$

$$a = \sqrt{2Rh_p - h_p^2} \tag{5}$$

R : 압입자 반경

이와 같이 계산함으로써 실제 접촉반경을 구할 수 있으며, 이를 이용하여 평균압력을 구하고, 또한 평균변형률을 계산하는데 이용할 수 있다.

진응력-진변형률 곡선 예측

압입시 재료의 변형률은 재료 내부의 위치에 따라 다르기

때문에 실험적으로 구한 관계식을 이용하여 평균변형률(ϵ_r)로 나타낼 수 있다. 기존의 연구에 있어서는 실험식 a/R 를 사용하고 있으나^{11,12)}, 본 연구에서는 일축인장시험에서 구한 변형률을 연속압입시험으로 보다 잘 묘사하기 위하여 접촉반경과 소성깊이를 이용하여 나타내고 있다⁸⁾.

$$\epsilon_r = \alpha \frac{h_p}{a} \tag{6}$$

α 는 실험상수로서 재료에 따라서 0.4~0.45 정도의 값을 갖는다.

압입하중의 연속적 증가에 따른 재료의 변형양상은 평균압력 대 유동응력의 관계에 따라 크게 세 부분, 즉 탄성영역, 탄/소성영역, 완전소성영역으로 나눌 수 있으며⁸⁾, 재료내부의 소성영역의 성장양상과 관련 지을 수 있다. 탄성영역은 압입하중이 작아서 재료 내부에 가역적인 변형이 존재하는 경우를 말하는데, 구형 압입자의 경우 압입축 방향(z축)으로 가장 큰 응력이 가해지며, 초기 항복은 z축 위의 지점에서 발생하게 된다. z축상에서 발생하는 탄성응력은 다음과 같이 주어진다¹³⁾.

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \left(\frac{3L}{2\pi a^3} \right) \left[(1+\nu) \left(z \tan^{-1} \frac{a}{z} - a \right) + \frac{a^3}{2} \frac{1}{(a^2+z^2)} \right] \tag{7}$$

$$\sigma_{zz} = - \frac{3L}{2\pi a^3} \frac{a^3}{(a^2+z^2)} \tag{8}$$

ν : 시편의 Poisson 비

이러한 응력상태에서 재료의 항복은 최대전단응력이 가해지는 지점에서 Tresca 항복조건을 만족할 경우에 발생하며, 최대전단응력은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\tau(z)_{max} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{zz}) \tag{9}$$

$$= \frac{3}{4} P_m \left[(1+\nu) \left(\frac{z}{a} \cot^{-1} \frac{z}{a} - 1 \right) + \frac{3}{2 \left(1 + \left(\frac{z}{a} \right)^2 \right)} \right]$$

$P_m = L/\pi a^2$ (평균압력)

식 (9)에서 최대전단응력이 가해지는 지점은 식 (10)과 같이 나타난다.

$$\frac{z_0}{a} = 0.382 + 0.332\nu \tag{10}$$

z_0 : 초기항복 발생깊이

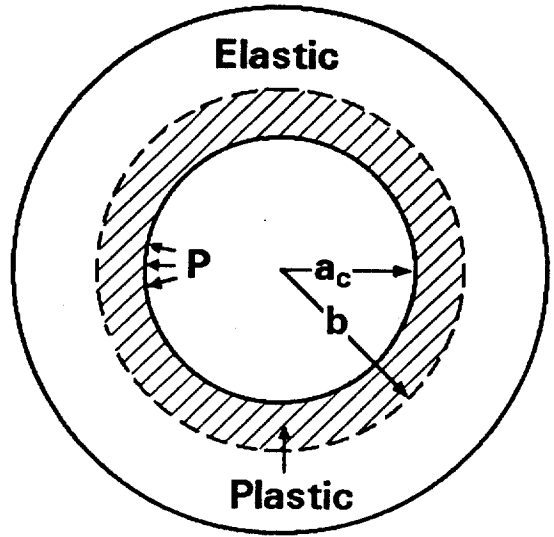


Fig. 3. Plastic region around a spherical cavity expanded by uniformly distributed pressure.

초기항복은 식 (10)에서 구한 지점의 최대전단응력이 식 (11)의 Tresca 항복조건을 만족할 때 일어난다.

$$\tau(z_0)_{max} = \frac{\sigma_0}{2} \tag{11}$$

σ_0 : 초기 항복응력

식 (10)에서 재료에 따른 Poisson 비의 값에 따라 최대전단응력지점이 결정됨을 알 수 있으며, 이 지점에서 항복이 시작될 때의 평균압력 대 유동응력 비를 구할 수 있다. 예를 들어, 일반적인 금속재료의 경우 ν 가 0.3이면, $z_0=0.482a$ 가 되고, 초기 항복시 평균압력 대 유동응력 비의 값은 다음과 같다.

$$\frac{P_m}{\sigma_0} = 1.08 \tag{12}$$

이론적인 계산에서는 재료 내부의 $z_0=0.482a$ 인 지점에서 초기 항복이 시작되나, 실제로는 항복이 재료 표면의 마찰계수, 압입자와 재료의 탄성계수의 차이 등에 의해서 표면 가까이에서 발생한다고 알려져 있다¹⁴⁾. 따라서 실제 압입시에는 재료 표면 가까이나 표면에서 소성영역이 시작되어 반구의 형태로 성장되어 간다고 예측할 수 있다.

초기항복이 시작된 후, 재료 내부는 압입자 아래의 소성영역과 이를 둘러싼 탄성영역으로 나누어지게 되며, 각각의 영역에 적용되는 응력이 다르므로, 이들에 대한 해석이 필요하다. 탄/소성응력장의 해석을 위해서 Hill이 제시한 구형공동 모델을 이용할 수 있는데¹⁵⁾, 이 모델은 그림 3에서와 같이 재료의 내부에 존재하는 구형의 공동에 균일한 압력(P)이 가해질 경우, 재료의 공동 표면에서 항복이 시작되어 소성영역이 확장되어 가는 것을 나타내고 있다. 이 모델에서 평균압력 대 유동응력 비를 나타내면 식 (13)과 같다.

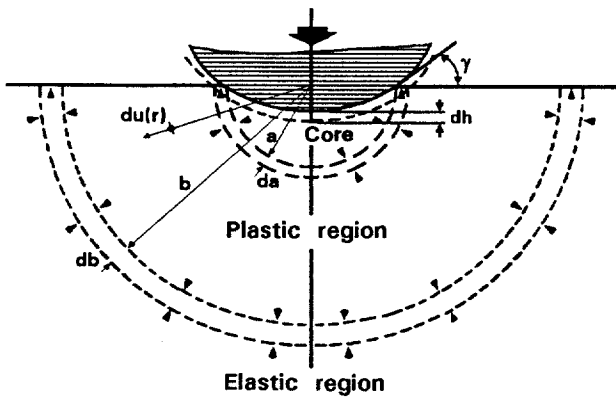


Fig. 4. A schematic diagram of indentation profile assuming a hemispherical core attached to the indenter surrounded by an elastic/plastic region.

$$\frac{P_m}{\sigma_f} = \frac{2}{3}(1 + 3\ln \beta) \tag{13}$$

σ_f : 유동응력, β : 소성역반경 대 구형공동반경 비(b/a_c),
 a_c : 구형공동반경, b : 소성역반경

이 모델은 재료 내부의 공동을 가정하고 있으므로, 구형 압입자로 평평한 재료를 압입하는 실제 압입의 경우와는 소성영역의 확장에 있어서 차이가 난다. 실제 압입환경을 고려한 변형기구로서 Hill의 구형공동모델을 수정하여 그림 4에 나타내었다¹⁶⁾. Hill이 제시한 구형공동 대신에 압입자 아래에 정수압을 받는 비압축성 코어가 존재한다고 가정하고, 압입자에 의해 들어가는 재료의 파괴가 코어의 파괴 확장과 같다고 가정함으로써, β 의 값을 결정할 수 있으며, 이 때 반지름방향의 변형은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{du(r)}{db} = \frac{\sigma_f}{E} \left[3(1-\nu) \frac{b^2}{r^2} - 2(1-2\nu) \frac{r}{b} \right] \tag{14}$$

E: 시편의 탄성계수

이 때 코어의 파괴 보존 관계를 표현하면 식 (15)와 같다.

$$2\pi a^2 du(a) = \pi a^2 dh = \pi a^2 \tan \gamma da \tag{15}$$

γ : 시편과 압입자의 접촉각

$r=a$ 일 때의 식 (14)와 $db/da=b/a$ 임을 가정하여, 식 (15)를 결합하면 다음과 같다.

$$\frac{E \tan \gamma}{\sigma_f} = 6(1-\nu) \left(\frac{b}{a}\right)^3 - 4(1-2\nu) \tag{16}$$

식 (16)에서 b/a 를 계산하여, 식 (13)의 β 에 대입하면 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{P_m}{\sigma_f} = \frac{2}{3} \left[1 + \ln \left(\frac{E \tan \gamma}{\sigma_f} + \frac{4(1-2\nu)}{6(1-\nu)} \right) \right] \tag{17}$$

식 (17)에서 일반적인 금속재료의 경우, 소성변형시에는 Poisson비를 0.5로 사용할 수 있으며, 압입상황에서는 재료와 압입자의 탄성계수가 복합적으로 변형에 영향을 주므로 식 (18)과 같이 환산탄성계수로 표현할 수 있다. 또한 탄/소성영역에서는 압입깊이가 크지 않으므로, $\tan \gamma \approx \sin \gamma = a/R$, $a^2 \approx 2Rh_p$ 로 간단히 표현할 수 있으므로, 식 (17)을 앞에서 정의한 변형을 항으로 표현하면 식 (19)와 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{1}{E_r} = \frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu_i^2}{E_i} \tag{18}$$

$$\frac{P_m}{\sigma_f} = \frac{2}{3} \left[1.4 + \ln \left(\frac{E_r}{\sigma_f} \epsilon_r \right) \right] \tag{19}$$

E_r : 환산탄성계수,

E, ν_i : 압입자의 탄성계수 및 Poisson 비

구형의 압입자로 압입하는 경우 초기의 특정하중에서 항복이 시작된 후, 하중이 증가함에 따라 평균압력 대 유동응력 비의 값이 증가하므로 식 (19)를 적용할 수 있다. 그러나, 어느 하중이상에서는 평균압력 대 유동응력 비가 일정하게 되는 완전소성영역이 나타나는데, 이 경우에 있어서 식 (19)의 적용이 불가능하게 된다. 일반적으로 완전소성영역에서는 식 (20)과 같이 표현된다.

$$\frac{P_m}{\sigma_f} = C \tag{20}$$

식 (20)에서 C는 재료상수로 취급될 수 있다. 기존의 연구에 있어서 일반적으로 금속의 경우 약 2.8~3 정도로 보고 있으며^{9,11)}, 가공경화지수를 이용하여 표현하기도 하나¹⁷⁾, 실제 재료에 따라 차이가 있으므로, 본 연구에서는 실험적인 상수로써 C값을 결정하였다.

앞에서 살펴본 바와 같이 재료 내부에 항복이 시작되고 난 후의 평균압력 대 유동응력 비 관계식의 사용은 하중범위에 따라서 제한을 받으므로 경계조건의 결정이 필요하다. 즉 식 (12)와 식 (19)를 갖게 놓음으로써 Poisson 비가 0.3인 일반 금속재료에 있어서 탄성영역과 탄/소성영역의 경계를 결정할 수 있으며, 같은 방법으로 탄/소성영역과 완전소성영역의 경계를 결정할 수 있다. 이상에서 구한 경계는 무차원 변수인 $E_r \epsilon_r / \sigma_f$ 로 결정되며, 이 값을 이용하여 세 영역에서 구한 평균압력대 유동응력 비의 사용가능한 범위를 결정할 수 있다.

3. 실험방법 및 결과

본 연구에서 사용되는 재료는 상용재료인 AISI 304 스테인

Table 1. Chemical composition of samples

Sample	Element	Chemical composition (wt.%)								
		C	Mn	Si	Al	Ni	Cr	Mo	P	S
304 stainless steel		0.08	2	1	-	8~10	18~20	-	0.045	0.03
9% Ni steel		0.06	0.65	0.28	-	9.3	-	-	0.003	0.002
SS 41		0.148	0.458	0.213	-	-	-	-	0.012	0.018
SA 508		0.21	1.36	0.24	0.022	0.92	0.21	0.49	0.007	0.002

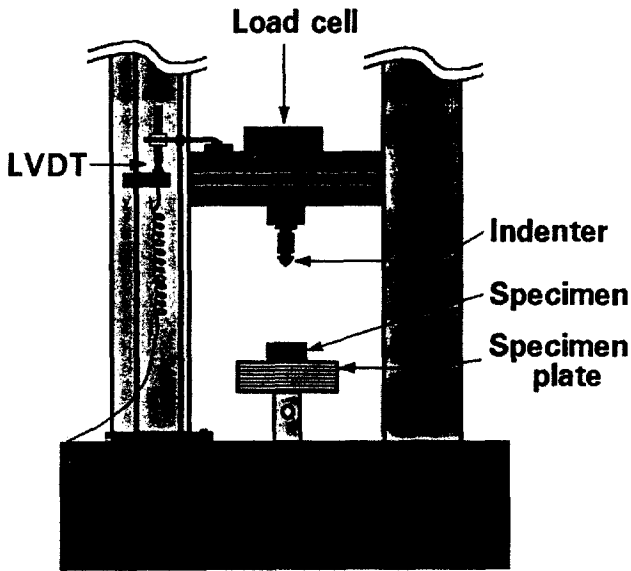


Fig. 5. A schematic diagram of continuous indentation tester developed for laboratory test.

레스강, 순도 99.97% 이상의 구리, 가스 저장용 탱크 재료인 9% Ni 강, 선박용 재료인 구조용강 SS 41, 원자로 압력용기 용강 SA 508을 사용하였다. 304 스테인레스강, 9% Ni 강, SS 41, SA 508의 조성은 표 1에 나타내었다. 구리의 경우는 necking전의 균일변형을 보다 크게 하기 위해서 500°C에서 1시간 동안 염욕에서 유지한 후 급냉시켰다.

연속압입시험의 시편은 20mm×20mm×12mm(가로×세로×두께)의 크기로 제조한 후, emery paper로 #100에서 #2000까지 연마한 후, 0.3μm의 알루미늄 가루를 이용하여 기계연마를 행하였다. 일축인장시험의 시편은 봉상의 형태로 제조하였으며, 게이지 길이 25mm, 지름 6mm로 가공하였다.

연속압입시험을 위한 장비는 그림 5에 개략적으로 나타내었으며, 연속압입시험기의 구성은 하중을 연속적으로 인가하기 위한 최대하중 500kgf인 load cell과 하중인가시와 제거시의 변위 측정을 위한 LVDT(linear variable displacement transducer)로 이루어져 있다. 압입시 변형상에 크게 영향을 미치는 압입자는 탄성계수 411GPa, Poisson 비 0.28¹⁸⁾, 반경 500μm인 텅스텐 구형 압입자를 사용하였다. 일

축인장시험은 최대하중이 15톤인 Instron 5584를 사용하였다.

시험조건은 연속압입시험의 경우는 cross-head 속도를 0.05mm/min로 하였으며, 또한 최대하중에서 1분 정도 일정하게 유지한 후 하중을 제거하였다. 일축인장시험은 cross-head 속도를 2mm/min를 유지하면서 시험하였다.

그림 6은 각각의 시편에 서로 다른 최대하중을 가하였을 때의 압입하중-변위곡선을 나타내고 있으며, 그림 7은 연속압입시험 후 재료의 변형양상을 광학현미경을 이용하여 찍은 사진이다. 사진에서 압흔 주위로 소성영역이 구형으로 성장하였음을 관찰할 수 있다.

그림 8은 연속압입시험에서 하중제거시의 데이터를 가지고, 최대하중에서부터 전 하중범위의 70%를 power law fitting한 것을 나타내고 있는데, 주어진 시험재료에 있어서 하중제거곡선이 $L=A(h-h_0)^m$ 의 함수를 잘 따름을 관찰할 수 있다. 이 곡선을 바탕으로 A, m을 결정하였으며, 최대하중에서 미분하여 초기 하중제거곡선의 기울기를 식 (3)을 이용하여 계산하였다. 이 때 구한 기울기가 전 하중범위에서 같다고 가정하여 각각의 하중에서 외삽한 깊이를 구하였으며, 이를 이용하여 식 (1)에서 소성깊이를 계산하였으며, 소성깊이로부터 압입자가 구형이라는 기하학적인 모양을 이용하여 식 (5)의 접촉반경을 계산하였다. 여기서 구한 소성깊이와 접촉반경으로 평균압력 및 평균변형률을 계산하였으며, 식 (6)에서 α 의 값은 0.4와 0.45사이의 중간값인 0.43을 사용하여 시험재료의 변형률을 나타내었으며⁸⁾, α 의 재료에 따른 차이는 추후에 더 많은 연구가 필요할 것으로 생각된다.

유동응력을 예측하는 데 있어서 중요한 요소인 환산탄성계수의 경우 압입자의 탄성계수, 시험재료의 탄성계수를 이용하여 계산하였으며, 재료에 따라 달리 나타나는 완전소성영역에서의 평균압력 대 유동응력의 비(C)를 표 2에 나타내었다. 표 2는 시험재료의 기본물성뿐만 아니라, 연속압입시험으로 얻어지는 여러가지 자료를 나타내었다.

이상에서와 같이 연속압입시험으로부터 구한 표 2에 나타난 결과와 이론적 해석에서의 식 (6), (12), (19), (20)를 이용하여 연속압입시험으로부터 진응력-진변형률 곡선을 계산하였다. 이를 일축인장시험으로부터 구한 곡선과 그림 9에 비교하여 나타내었다. 연속압입시험으로부터 구한 유동곡선과 일축인장시험으로 구한 유동곡선이 SA 508의 경우는 그

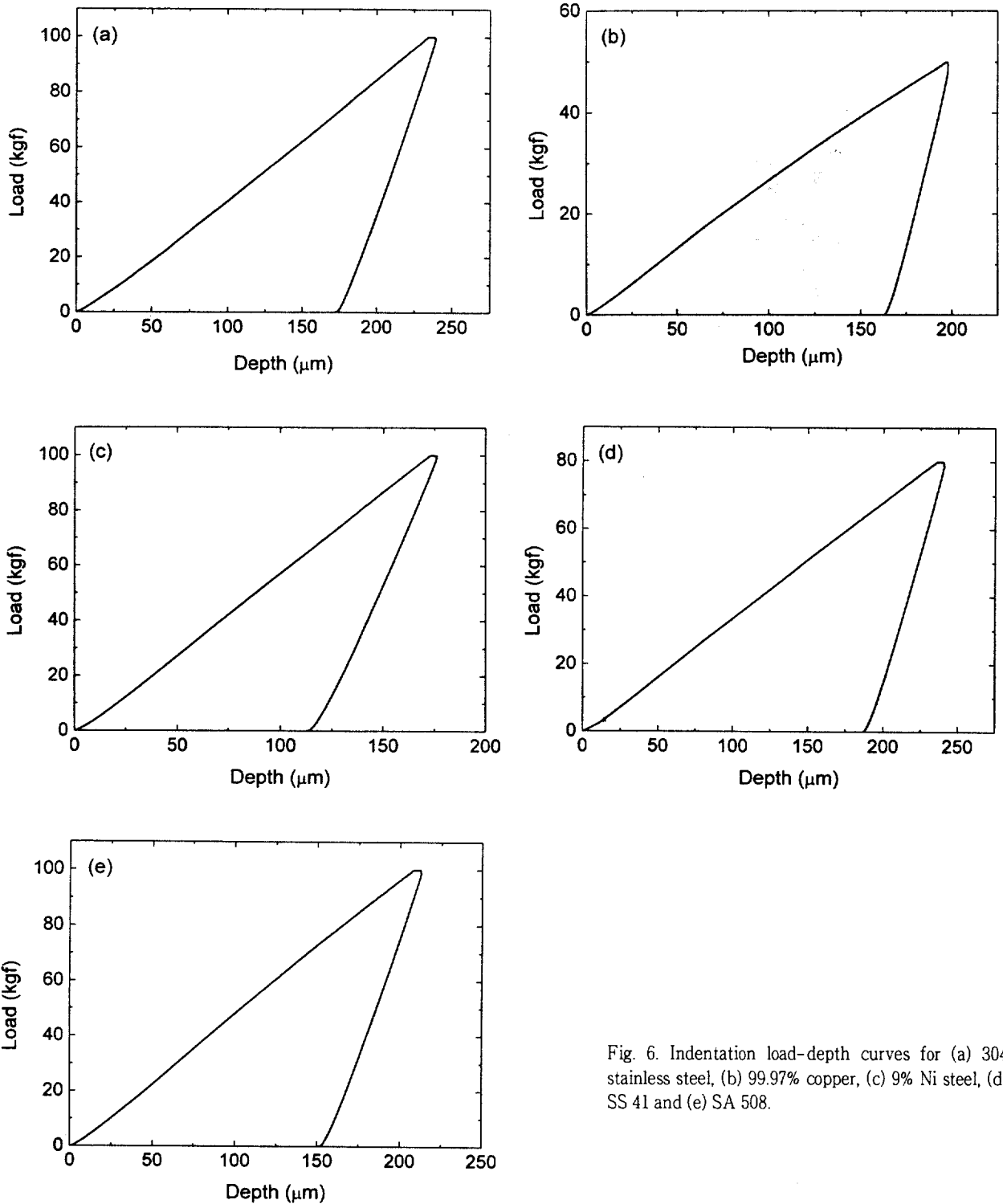


Fig. 6. Indentation load-depth curves for (a) 304 stainless steel, (b) 99.97% copper, (c) 9% Ni steel, (d) SS 41 and (e) SA 508.

림 9(e)에서 오차가 있음을 알 수 있으나, 나머지 재료는 대체로 잘 일치함을 알 수 있다.

4. 고 찰

연속압입시험은 하중의 연속적인 인가와 제거의 단계로 나누어져 있으나, 본 연구에서는 최대 하중에서 1분동안 일정

하중을 유지하였다. 이를 통하여 하중제거 초기에 하중은 감소하나 압입깊이가 증가하는 압입크리프 현상을 배제한 후, 하중제거곡선을 하나의 함수로 보다 잘 묘사함으로써, 초기 하중제거곡선의 기울기를 정확하게 구하여 소성깊이 및 접촉반경을 계산하였다.

본 실험에서는 재료의 압입시 발생하는 sink-in과 pile-up 현상은 고려하지 않았는데, 압입자의 형태 및 재료에 따라 약

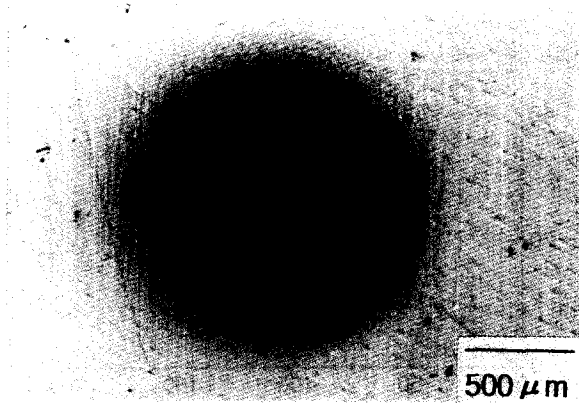


Fig. 7. Optical microstructure of unetched 9% Ni steel after indentation unloading.

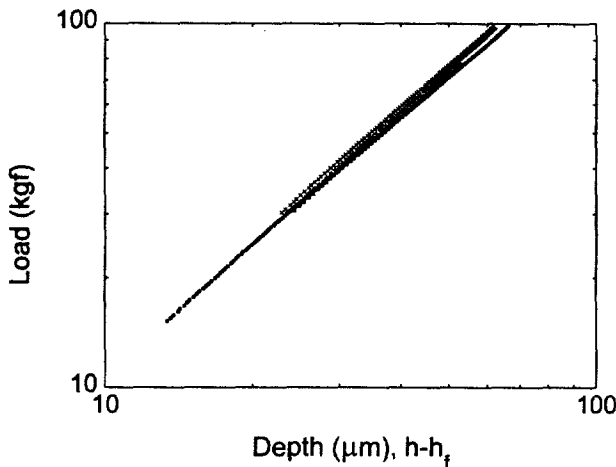


Fig. 8. Power law fits of unloading data (■ : 304 stainless steel, ● : 99.97% copper, + : 9% Ni steel, ▼ : SS 41, × : SA 508).

5% 이내로 존재하는 것으로 알려져 있다¹⁹⁾. 그러나 sink-in 또는 pile-up 현상이 하중을 지탱하는지는 논란이 되고 있고²⁰⁾, 실제로 본 실험에서 압입자가 구형이라 그 양도 적을 것으로 생각되어 고려하지 않았다.

본 연구에서는 최대하중에서 구한 기울기가 전 하중범위에서

서 일정하다고 가정하고 소성깊이 및 접촉반경을 계산하였다. 실제 하중제거시의 초기 기울기는 하중의 증가에 따라 증가하는 것으로 알려져 있다²¹⁾. 304 스테인레스강의 경우 전 하중범위에서 하중제거시의 초기 기울기를 측정된 결과 1.5에서 1.7까지 변함을 관찰할 수 있었다. 이 정도의 기울기 변화에 따른 소성깊이 및 접촉반경의 차이는 수 μm이내이므로 이에 의한 영향은 크지는 않으나, 연속압입시험으로 구한 진응력-진변형률 곡선의 초기부분에서 진응력을 낮게 평가하는데 영향을 미쳤을 것으로 생각된다.

본 연구의 이론 전개에 있어서 완전소성영역에서의 평균압력 대 유동응력 비(C)를 실험적으로 결정하였다. 이를 재료 물성의 하나인 탄성계수와 연관지어 살펴보면, 그림 10에서 탄성계수와 완전소성영역에서의 평균압력 대 유동응력의 비가 반비례하는 경향이 있음을 관찰할 수 있다. 그림 10을 이용하여 탄성계수가 알려진 임의의 재료에 있어서 완전소성영역에서의 평균압력 대 유동응력의 비의 값을 예측할 수 있을 것으로 생각된다.

본 연구에서 행한 모델링은 다른 재료와는 달리 SA 508의 경우에 있어서 그림 9(e)에서 보면 오차가 있음을 알 수 있다. 이에 대한 분석을 위해 304 스테인레스강과 SA 508의 경우에 있어서 연속압입시험에서 구한 평균압력과 일축인장시험에서 구한 유동응력을 살펴보면 그림 11과 같이 나타내어진다. 평균압력과 유동응력의 교차점은 SA 508의 경우는 304 스테인레스강보다 오른쪽으로 이동하였음을 알 수 있다. 즉 초기 변형률이 어느 정도 증가하여도 평균압력이 유동응력보다 낮음을 관찰할 수 있다. 이를 보정하기 위해 그림 11에서 평균압력과 유동응력이 만나는 지점에서의 변형률 값인 0.02를 이용하여 식 (21)과 같이 탄/소성영역에서의 평균압력 대 유동응력 비의 관계식을 나타내었다.

$$\frac{P_m}{\sigma_f} = \frac{2}{3} \left[1.4 + \ln \left(\frac{E_r}{\sigma_f} (\epsilon_r - 0.02) \right) \right] \quad (21)$$

이렇게 보정한 경우에 있어서 일축인장시험에서 구한 진응력-진변형률 곡선과 잘 일치함을 그림 12에서 살펴볼 수 있다.

Table 2. Data calculated from continuous indentation test

Property	E*	ν**	E _r	L _{max}	h _{max}	h _r	A	m	S	C
Sample	(GPa)		(GPa)	(kgf)	(μm)	(μm)			(kgf/μm)	
304 stainless steel	140	0.3	114	100	239.0	172.8	0.76	1.16	1.72	3.01
99.97% copper	120	0.35	104	50	197.9	163.1	0.72	1.18	1.61	3.16
9% Ni steel	190	0.3	142	100	175.9	112.7	0.68	1.20	1.87	2.85
SS 41	205	0.3	150	80	240.6	187.1	0.75	1.17	1.73	2.8
SA 508	200	0.3	147	100	212.6	150.9	0.76	1.18	1.88	2.81

* : Data obtained from uniaxial tensile test

** : Reference 18

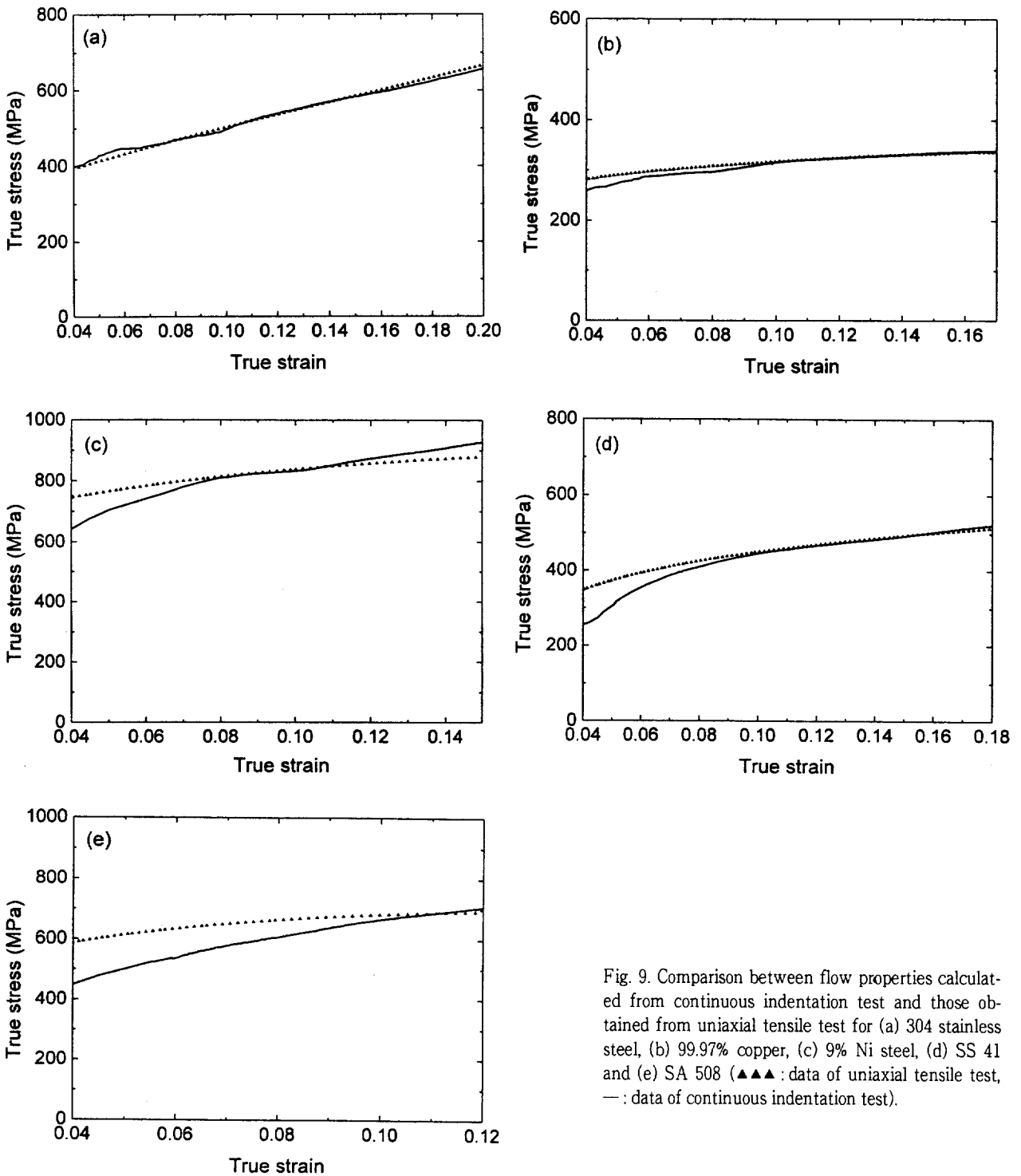


Fig. 9. Comparison between flow properties calculated from continuous indentation test and those obtained from uniaxial tensile test for (a) 304 stainless steel, (b) 99.97% copper, (c) 9% Ni steel, (d) SS 41 and (e) SA 508 (▲▲▲: data of uniaxial tensile test, —: data of continuous indentation test).

이상에서와 같이 이론적 해석에서 행한 모델링에 바탕을 두고 연속압입시험으로 구한 진응력-진변형률 곡선이 일반적인 금속재료에 있어서 일축인장시험에서 구한 곡선과 대체로 잘 일치함을 알 수 있다. 재료에 따른 보다 정확한 해석을 위해서는 평균압력과 유동응력의 관계를 살펴봄으로써 탄/소성영역에서의 평균압력 대 유동응력 비의 값을 보정하여 연속압입시험으로부터 진응력-진변형률 곡선을 보다 정확히 예측할 수 있을 것으로 생각된다.

5. 결 론

연속압입시험을 이용하여 304 스테인레스강, 99.97% 구리, 9% Ni 강, SS 41, SA 508의 유동특성인 진응력-진변형률 곡선을 구하면서 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 연속압입시험으로 유동곡선을 예측하는데 있어서 이론적인 모델링은 다음 수식으로 요약될 수 있으며, 특정하중

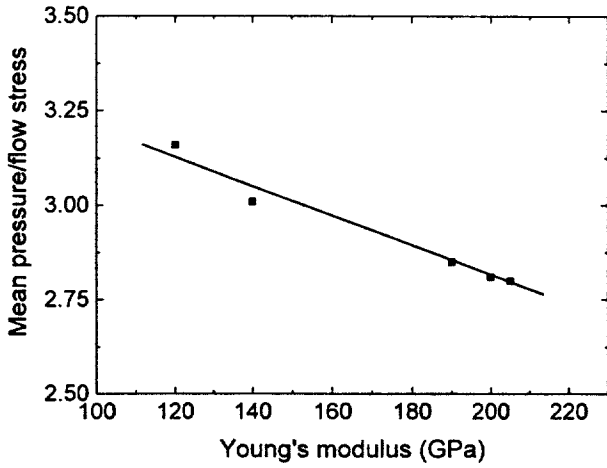


Fig. 10. Variations of the ratio of mean pressure to flow stress(C) with Young's modulus at the fully plastic stage.

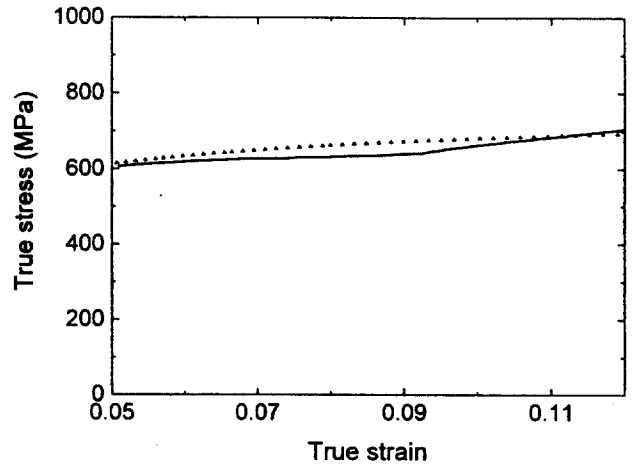


Fig. 12. Flow property calculated from continuous indentation test for SA 508 using Eq. 21 (▲▲▲ : data of uniaxial tensile test, - : data of continuous indentation test).

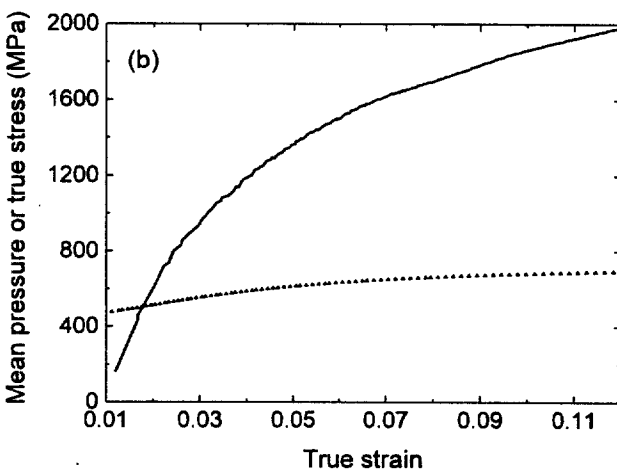
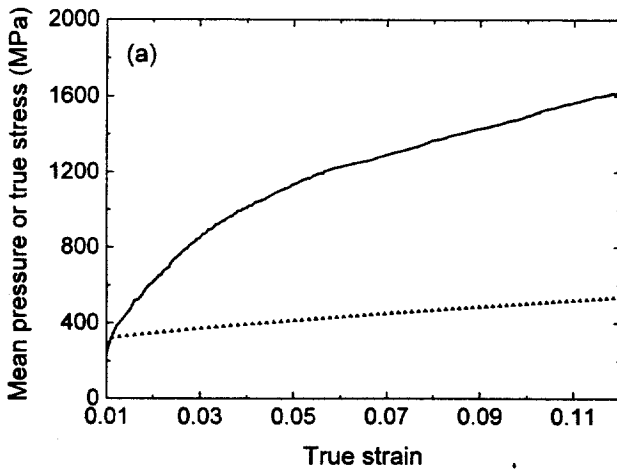


Fig. 11. Comparison between mean pressure calculated from continuous indentation test and flow stress obtained from uniaxial tensile test for (a) 304 stainless steel and (b) SA 508 (▲▲▲ : data of uniaxial tensile test, - : data of continuous indentation test).

에서 어떤 수식을 적용할 것이냐의 경계조건은 무차원 변수 $E_r \epsilon_r / \sigma_i$ 로써 결정된다.

$$\epsilon_r = \alpha \frac{h_p}{a}$$

$$\sigma_i = \frac{P_m}{\varphi}, \quad \varphi = \left\{ \frac{2}{3} \left[1.4 + \ln \left(\frac{E_r}{\sigma_i} \epsilon_r \right) \right] \right\}$$

여기서, 재료에 따라 α 는 0.4에서 0.45사이의 값으로 사용될 수 있으며, 1.08은 Poisson 비가 0.3인 일반적인 금속재료의 초기항복을 의미한다.

2) 본 모델링을 바탕으로 304 스테인레스강, 99.97% 구리, 9% Ni 강, SS 41, SA 508의 진응력-진변형률 곡선을 구하였다. 연속압입시험에서의 일축인장시험에서 구한 곡선이 잘 일치함을 알 수 있었다. SA 508의 경우는 초기 변형을 일축인장시험으로 구한 유동응력에 비해 평균압력이 낮아 모델링에서 탄/소성영역의 변형을 항을 보정하여 보다 정확히 예측할 수 있었다.

3) 연속압입시험으로 유동특성을 예측하는 모델링은 궁극적으로 기존의 시험법으로 평가하기 어려운 경년열화된 소재, 특히 국소부위의 물성 평가에 적용할 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

본 연구는 한국전력공사의 지원을 받아 기초전력공학공동 연구소 주관으로 수행되었다(과제번호 : 96-5016).

참 고 문 헌

1. W.C. Oliver and G.M. Pharr : J. Mater. Res., 7 (1992) 1564
2. D.L. Joslin and W.C. Oliver : J. Mater. Res., 5 (1990) 123
3. G.R. Anstis, P. Chantikul, B.R. Lawn and D.B. Marshall : J. Am.

- Ceram. Soc., **64** (1981) 533
4. B.V. Tanikella and R.O. Scattergood : J. Am. Ceram. Soc., **78** (1995) 1698
 5. B.R. Lawn and R. Wilshaw : J. Mater. Sci., **10** (1975) 1049
 6. J.S. Field and M.V. Swain : J. Mater. Res., **8** (1993) 297
 7. F.M. Haggag, H. Wong, D.J. Alexander and R.K. Nanstad : Recent Trends in Welding Science and Technology TWR'89 ASM, (1990) 843
 8. H.A. Francis : J. Eng. Mater. Technol., Trans. ASME, **98** (1976) 272
 9. Y. Tirupataiah and G. Sundararajan : Mater. Sci. Eng., **91** (1987) 169
 10. M.F. Doerner and W.D. Nix : J. Mater. Res., **1** (1986) 601
 11. D. Tabor : "Hardness of Metals", Clarendon, Oxford (1951) 73
 12. S.P. Baker : Mat. Res. Soc. Symp. Proc., **308** (1993) 209
 13. G.M. Hamilton and L.E. Goodman : J. Appl. Mech., Trans. ASME, **33** (1966) 371
 14. K.E. Puttick, M.A. Shahid and M.M. Hosseini : J. Phys. D, Appl. Phys., **12** (1979) 195
 15. R. Hill : "The Mathematical Theory of Plasticity", Clarendon, Oxford (1956) 97
 16. K.L. Johnson : J. Mech. Phys. Solids, **18** (1970) 115
 17. J.R. Matthews : Acta Metall., **28** (1980) 311
 18. W.D. Callister : "Materials Science and Engineering", John Wiley & Sons, New York (1994) 111
 19. D.F. Bahr and W.W. Gerberich : Metall. Mater. Trans. A, **27** (1996) 3793
 20. J.B. Pethica, R. Huchings and W.C. Oliver : Phil. Mag, A, **48** (1983) 593
 21. T. Suzuki and T. Ohmura : Phil. Mag. A, **74** (1996) 593