

인장물성 평가를 위한 연속압입시험법의 실험조건 최적화

전은채 · 박주승* · 권동일

서울대학교 공과대학 재료공학부
*산업자원부 기술표준원 자본재기술표준부

The Optimization of Experimental Conditions of Continuous Indentation Test for Tensile Properties Evaluation

Eun-chaee Jeon, 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 : The continuous indentation test, which measures indentation depth with applied load, has been used to evaluate the tensile properties whose accuracy can vary depending on such experimental conditions as maximum depth ratio, indenter radius, number of unloadings and unloading ratio. In this study, Taguchi method, one of the designs of experiment, was applied to quantify the effects of the experimental conditions effectively. Using a signal-to-noise ratio calculated from the error in the indentation tensile properties, the optimum values of the experimental conditions were presented. The indentation tensile properties from the load-depth curves with the optimum conditions showed better accuracy than those with existing conditions.

(Received October 17, 2002)

Key words : Continuous indentation test, Experimental conditions, Taguchi method, Design of experiment, Tensile properties

1. 서 론

재료의 인장물성인 항복강도, 인장강도, 가공경화지수는 각종 구조물의 디자인, 유효요소 해석, 신소재 개발 등 다양한 분야에서 기본적으로 고려되는 강도 특성이다. 인장물성을 얻기 위한 일축인장시험은 뛰어난 재현성과 다양한 탄성, 소성 특성을 알 수 있다는 장점으로 인해 현재에도 가장 널리 사용되고 있다. 그러나, 특정 크기 이상의 시편을 요구하며, 파괴적인 시험법이 기 때문에 최근 급증하고 있는 박막, MEMS 등의 미소재료의 수요에 비추어 볼 때 일축인장시험을 적용할 수 없는 분야가 늘어나고 있다. 또한 재료의 열화 진단이 요구되는 사용 중인 대형 구조물에서 표준 인장시험편을 채취하는 것도 곤란하다.

연속압입시험법은 기존의 경도 시험법을 개선하여 압흔의 관찰 없이, 압입하중의 변화에 따른 압입깊이의 변화를 연속적으로 측정하여 얻어지는 그림 1과 같은 압입하중-변위곡선을 분석하여 다양한 기계적 특성을 평가하는 방법이다¹⁻³⁾. 매우 작은 압흔만을 남기므로 미소재료에도 적용이 가능한 비파괴적 시험법이며, 시험기의 소형화를 통해 실제 사용 중인 설비에 직접 적용할 수 있는 장점을 가지고 있다. 최근에는 연속압입시험법을 통해 인장물성을 유도하는 연구가 이루어졌으며, 실제 일축인장시험과의 비교 결과는 높은 일치성을 보이고 있다⁴⁾.

이러한 연구는 압입하중-변위곡선을 수식화하여 다양한 압입시험에서의 인자들을 구한 뒤 이론적 모델링을 바탕으로 한 수식 계산을 통해 인장물성을 평가하는 방법을 사용하여, 기존의 압흔을 직접 관찰하여 경도를 구하는 방법과는 달리 간접적으로 물성을 평가한다. 간접적인 물성 평가 과정 내에 다양한 실험변수

가 직접 변수로 포함되거나, 압입시험에서의 인자들의 값을 변화 시키므로 이들 실험변수의 영향도 분석 및 최적화가 필요하다.

본 연구에서는 실험계획법을 도입하여 최소의 실험으로 연속 압입시험의 실험변수가 인장물성 평가에 미치는 영향을 정량적으로 분석하여 최적 실험조건을 결정하였다.

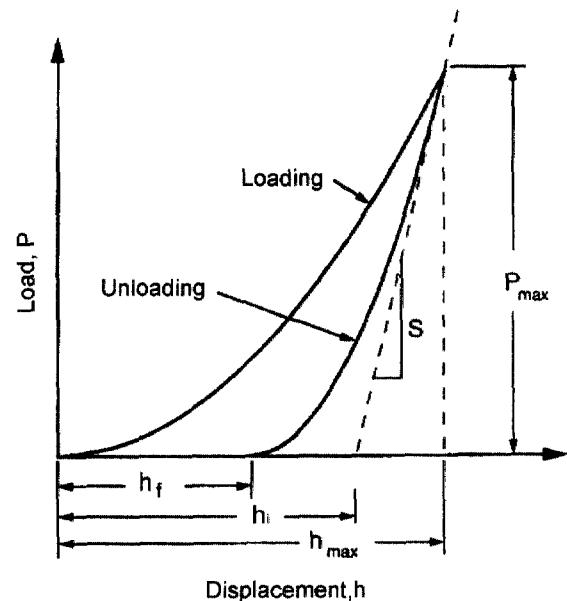


Fig. 1. The load-depth curve obtained in continuous indentation test.

2. 이론적 배경

연속압입시험을 이용한 인장물성의 유도

본 연구에서는 기존의 연구에 의해 제안된 방법에 따라 다음과 같이 인장물성을 유도하였으며, 이에 대한 설명은 다음과 같다^{1,4)}.

압입시험은 재료 전체적으로는 매우 적은 변형을 인가하지만, 압입자 부근에서 국부적으로는 매우 극심한 변형이 발생하므로, 전체 변형을 대표할 수 있는 대표 변형률을 정의하여야 한다. 본 연구에서는 그림 2의 압입자 하부 방향으로의 변형인 u_z 를 압입자 반지름 방향으로 미분하여 얻어진 전단변형률을 이용하여 식 (1)과 같이 정의하였다.

$$\varepsilon = \alpha \frac{a}{R-h_c} \quad (1)$$

여기서 α 는 적합화 상수로 0.12이며, R 은 압입자 반지름, h_c 와 a 는 각각 압입자와 재료 간의 접촉깊이 및 접촉반지름이다.

진응력은 압입자와 재료 간의 평균 접촉압력과 일정한 비가 성립하는 것으로 알려져 있다⁵⁾. 이에 진응력은 식 (2)와 같이 정의된다.

$$\sigma = \frac{1}{\Psi} \frac{P}{\pi a^2} = \frac{1}{\Psi} \frac{P}{\pi(2Rh_c - h_c^2)} \quad (2)$$

여기서 Ψ 는 소성구속인자(plastic constraint factor)로 3.5의 값을 갖으며, P 는 압입하중이다.

위에서 정의된 진변형률과 진응력에는 모두 접촉반지름의 항이 포함되어 있고, 또한 접촉반지름은 압입자의 기하학적 관계에 의해 접촉깊이로 환산될 수 있으므로, 접촉깊이가 가장 중요한 인자임을 알 수 있다.

연속압입시험에서 얻어진 하중-변위곡선으로부터 알 수 있는 압입깊이는 압입자 주변에서 발생하는 탄성굽힘현상과 pile-up/sink-in 현상 때문에 접촉깊이와는 다르다는 사실이 알려져 있다^{6,7)}. 이들 현상을 각각 식 (3)과 (4)를 통해 정량적으로 보정하여 정확한 접촉깊이를 결정하였다^{6,8,9)}.

$$h_c^* = h_{\max} - \omega \frac{P}{S} \quad (3)$$

$$a^2 = \frac{52-n}{24+n} a_c^2 = \frac{52-n}{24+n} (2Rh_c^* - h_c^{*2}) \quad (4)$$

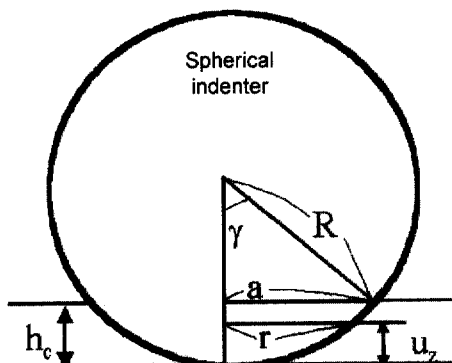


Fig. 2. The schematic diagram of spherical indentation.

여기서 h_c^* 는 탄성굽힘에 의해 변형된 압입자 주변의 형상만을 고려한 접촉깊이이다. S 는 압입시험 시의 재료의 강성으로 하중 제거곡선의 초기 접선 기울기로부터 얻을 수 있으며, n 은 가공경화지수, ω 는 압입자 형태 상수로서 구형압입자의 경우에는 0.75이다.

연속압입시험에서는 앞서 설명한 바와 같은 접촉깊이의 보정을 위해서 일정회수의 하중제거-재인가 단계를 추가함으로써 다수의 하중제거곡선들을 얻으며, 각 하중제거곡선에 의해 보정된 접촉깊이를 식 (1)과 (2)에 대입함으로써 다수의 진응력-진변형률 값을 얻을 수 있다. 이와 같은 다수의 불연속적인 진응력-진변형률 값을 각 재료의 변형 속성을 나타내는 식 (5)와 같은 구성방정식에 최적화시킴으로써 재료의 전체 변형속성 및 인장물성을 유추할 수 있다.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (5)$$

여기서 K 는 응력계수이다.

하중-변위곡선으로부터 인장물성을 유도하는 일련의 과정에서 식 (4)에 포함되는 시험 재료의 가공경화지수는 임의의 값을 대입한 후 식 (5)에서 선형분석을 통해 얻어진 가공경화지수와 비교한다. 임의로 대입한 값과 선형분석을 통해 얻어진 값이 다를 경우에는 두 값의 중간 값을 다시 식 (4)에 대입하여 위의 과정을 반복함으로써 두 값이 같게 하는 회귀분석 과정을 거치게 된다.

연속압입시험의 실험변수

연속압입시험에서의 실험변수는 크게 두 가지로 나눌 수 있다. 첫 번째로 압입하중-변위곡선의 재현성에 영향을 주는 변수로 압입속도, 최대하중유지시간과 시편의 표면상태 등이 있다. 압입속도는 압입자가 시험 시 상방 또는 하방으로 이동하는 속도를 의미하며, 최대하중유지시간은 하중을 인가하거나 제거할 때 최대하중 또는 최저하중을 유지하는 시간을 의미한다. 이들은 각각 재료의 탄성, 점성 특성과 크리프 특성과 관련되어 실험이 반복됨에 따라 압입하중-변위곡선의 재현성에 영향을 미친다. 시편의 표면상태는 기존의 경도시험의 KS, ISO 규격을 따를 경우에는 압입하중-변위곡선의 재현성 및 정확성에 문제가 없다. 따라서 이들 변수는 압입하중-변위곡선을 수식화하여 인장물성을 유도하는 수식적인 과정에서 변수로 포함되거나 중간과정에 계산되는 인자들에 영향을 미치지 못한다.

또 다른 변수들로는 압입하중-변위곡선의 분석 결과에 영향을 미칠 수 있는 변수로, 최대압입비, 압입자 반지름, 하중제거회수 그리고 하중제거율이 이에 속한다. 최대압입비는 압입시험 시 최대압입깊이와 압입자 반지름 간의 비를 의미하며, 압입자 반지름은 실험에 사용하는 구형압입자의 크기를 의미한다. 하중제거회수는 하중제거단계의 회수를 나타내며, 하중제거율은 하중제거단계에서 초기 하중과 최종 하중의 차와 초기하중의 비이다. 이들 변수들은 압입하중-변위곡선의 이론적 모델링을 바탕으로 한 수식계산 시 변수로 포함이 되거나, 다른 인자의 값에 영향을 끼쳐 최종적으로 구해진 인장물성 값을 달라지게 한다. 특히 식 (1)과 (2)의 진변형률과 진응력을 비롯하여 재료의 탄성회복을 나타내는 식 (3)의 S 값의 변화를 가져온다. 따라서 본 연구에

서는 이들 네 가지 변수를 가장 중요한 실험변수로 선정하여 그 영향도를 연구하였다.

실험계획법

네 가지 변수를 각각 3가지 값에 갖게 하여 사전식 배열을 하게 되면 총 81번의 실험이 필요하게 되며, 재현성 확보를 위해 동일한 실험을 3회씩 수행한다면 243회의 실험이 필요하게 된다. 또한 다양한 재료에 대해 적용할 경우 실험의 수는 기하급수적으로 증가하여 오랜 시간과 지나친 비용이 소모된다.

이러한 문제를 해결하기 위하여 다양한 실험계획법이 사용되고 있다. 실험계획법은 어떤 요인들이 제품 품질특성에 미치는 영향을 알기 위해 가장 효율적인 실험조건을 조합을 선정하며, 또 얻어진 데이터를 통계적 방법으로 분석하여, 최소의 시간과 비용으로 최대의 실험결과를 얻을 수 있게 해 준다.

특히 다구찌 실험계획법(Taguchi method)은 적은 수의 실험으로 많은 수의 의사결정을 하기 위해, 기존의 통계학에서 사용해 오던 직교표를 이용하여 실험계획을 수립하고, 나온 결과를 SN(signal-to-noise) 비라는 기법을 이용하여 쉽고 정량적으로 분석할 수 있게 하여 준다. 다구찌 실험계획법은 특성에 목표치를 도입하여 기존의 '규격 내의 특성' 대신에 '목표값에 근접한 특성'이라는 개념을 사용함으로써, 산업현장에서 제품 품질 향상에 크게 기여하였다. 종래에는 제품 생산을 위한 산업현장에서 많이 사용되었으나, 최근에는 그 응용범위가 확장되어 연구소 등에서 파라미터 설계, 허용차설계 등의 다양한 분야에서 사용되고 있다.

3. 실험 방법

본 연구에서는 다구찌 실험계획법을 적용하여 표 1과 같은 $L_9(3^4)$ 직교표를 사용하여 실험계획을 수립하였다. 현재 보편적으로 사용하고 있는 실험조건을 1번 조건으로 설정하였으며, 그 외에는 직교표에 맞춰 무작위로 배치하였다. 앞서 예를 든 바와 같이, 일반적인 사전식 배열을 사용할 경우 81번의 실험을 수행하여야 하나, 본 연구에서는 실험계획법에 의해 9번의 실험만을 수행하게 되므로 효율적인 실험이 가능하였다.

실험에 사용한 재료는 SCM400, STD61, SK3, A335-P12, A335-P91, KP5 그리고 A106 강이다. 실제 산업현장이나 특수 환경 하의 배관 등에 사용되는 강을 선정하였으며, 가능한 다양

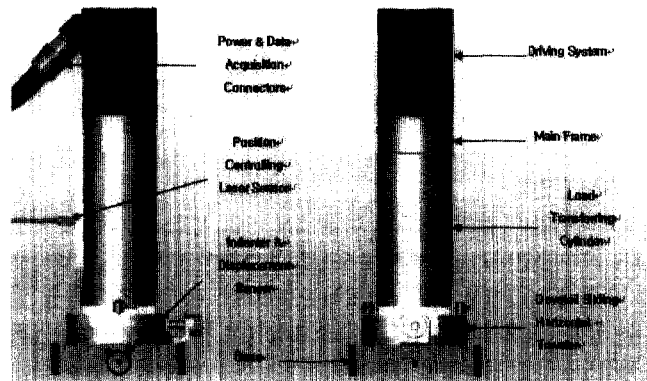


Fig. 3. AIS2000 used for continuous indentation test in this study.

한 물성 범위를 갖는 강을 선정함으로써, 재료 물성에 의해 나타날 수 있는 영향을 최소화하였다. 각 재료에 대해 연속압입시험을 수행하여 인장물성을 구하였고, 일축인장시험을 별도로 실시하여 비교 자료로 사용하였다.

연속압입시험은 그림 3과 같은 (주)프론틱스사의 AIS2000을 사용하여 수행하였다. 시편 표면은 1 μm 알루미늄으로 미세연마를 수행하였으며, 시편 형상은 직육면체 형태로 25×25×20 mm로 제작하였다. 재현성 확보를 위해 동일한 실험조건에 대해 3회씩 반복 수행하여 7가지 재료에 대해 총 189번의 실험을 수행하여, 실험계획법을 적용하지 않았을 때의 1701회에 비해 실험 회수를 크게 줄였다.

일축인장시험은 Instron 5582를 사용하여 ASTM 규격에 따라 수행하였다. 동일한 재료에 대해 3회 반복실험을 수행한 결과 인장곡선의 재현성이 매우 높음을 확인하였다.

4. 결과 및 토의

앞서 밝힌 바와 같이 다구찌 실험계획법에서는 얻어진 데이터를 통계적인 방법으로 분석함에 있어, SN(signal-to-noise) 비를 계산하는 방법을 사용한다. SN 비는 주변의 잡음 효과가 입력된 신호에 어떠한 영향을 미치는지 알려주는 값으로 식 (6)과 같이 정의된다.

$$SN = \frac{\text{신호의 힘(power of signal)}}{\text{잡음의 힘(power of noise)}} \quad (6)$$

주변 잡음에 의한 영향이 작을수록 SN 비의 값은 커지므로, SN 비의 값이 가장 클 때가 좋은 품질의 제품을 얻을 수 있다.

SN 비를 계산하는 방법은 얻은 데이터의 특성에 따라 달라진다. 본 연구에서는 일축인장시험으로 구해진 인장물성을 참 값으로 보고, 연속압입시험을 통해 구한 인장물성과의 오차를 구하여 SN 비의 데이터로 사용하였다. 오차가 작을수록 정확한 인장물성을 유도한 것이므로 오차는 기대값이 0인 데이터 특성을 갖게 된다. 이와 같은 특성을 갖는 데이터를 다구찌 실험계획법에서는 망소특성(smaller-the-better characteristics)이라 정의하므로, 본 연구에서는 식 (7)과 같은 망소특성의 SN 비를 구하였으며, SN 비가 최대가 될 때의 실험 조건 값을 최적조건으로 결정하였다.

Table 1. The experiment schedules built by design of experiment

No.	Number of unloads	Ratio of indentation depth to indenter radius	Indenter radius (mm)	Unloading ratio (%)
1	15	0.5	0.5	50
2	15	0.4	0.25	100
3	15	0.6	0.375	30
4	7	0.5	0.25	30
5	7	0.4	0.375	50
6	7	0.6	0.5	100
7	10	0.5	0.375	100
8	10	0.4	0.5	30
9	10	0.6	0.25	50

$$SN = -10 \log \left[\frac{1}{x} \sum_{i=1}^x y_i^2 \right] \quad (7)$$

여기서 x 와 y_i 는 각각 특성치 전체 개수 및 i 번째의 특성치이다.

최대압입비

최대압입비 값의 변화에 따른 SN 비의 변화는 그림 4와 같다. 최대압입비가 0.4에서 0.6으로 증가함에 따라 SN 비가 증가하는데, 0.5에서 0.6 사이에서는 비교적 완만히 증가함을 알 수 있다. 이로부터 3가지 값 중 0.6이 본 실험 조건에서는 최적값임을 알 수 있다.

최대압입비는 개념적으로 인장시험의 균일변형률과 밀접한 관련이 있다. 최대압입비는 최대압입깊이에 대한 압입자 반지름에 대한 비로서 식 (1)에서 정의된 진변형률의 최대값에 직접적인 영향을 미친다. 즉, 압입자 반지름이 달라지더라도 최대압입비가 동일할 경우에는 진변형률의 최대값이 일정한 것처럼 재료의 변형률은 압입자 반지름보다 최대압입비가 더 중요한 영향을 준다. 또한 이러한 이유로 최대압입비와 압입자 반지름은 서로 다른 실험변수이다. 최대압입비의 값으로 선정된 0.4, 0.5 그리고 0.6에 대해 식 (1)에서 얻어지는 진변형률의 최대값은 각각 0.160, 0.208 그리고 0.275이다. 일반적인 금속 재료의 일축인장시험결과에서 균일변형률의 값은 0.2 내외의 값을 갖으며, 일부의 경우에는 0.2보다 매우 큰 값이 나오는 경우도 있다. 표 2에서

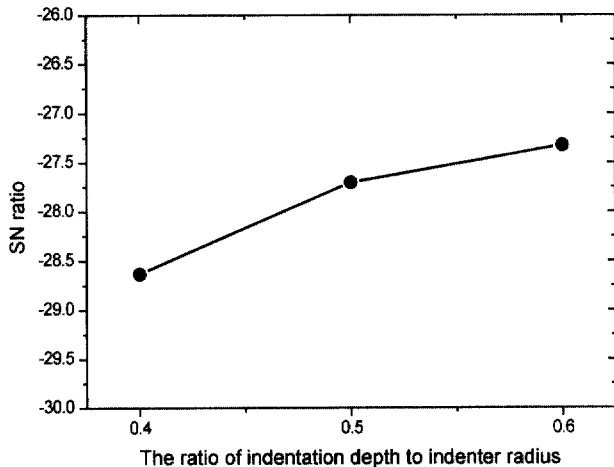


Fig. 4. The SN ratio of the ratio of indentation depth to indenter radius.

Table 2. The tensile properties of seven steels used in this study

Material	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Work-hardening exponent	Uniform elongation
SCM400	605	955	0.182	0.0965
STD61	338	755	0.229	0.202
SK3	244	691	0.264	0.182
A335-P12	285	583	0.232	0.244
A335-P91	570	772	0.114	0.108
KP5	766	1003	0.123	0.0689
A106	334	670	0.222	0.156

보는 바와 같이 본 연구에서 사용된 강들 중 일부 재료에서 균일변형률이 0.2 이상의 값을 보이고 있다. 이들 재료에 대해 진변형률의 최대값이 0.2 이하인 최대압입비로 실험을 수행할 경우에는 진응력-진변형률 곡선의 일부분만을 묘사하게 되므로 인장물성, 특히 인장강도를 정확히 구할 수 없다. 따라서 금속재료의 인장물성을 정확하게 표현해 주기 위해서는 최소한 0.5 이상의 최대압입비를 확보하는 것이 좋을 것으로 판단할 수 있으며, 이러한 경향이 SN 비에 반영된 것으로 사료된다. 또한 0.2 이상의 균일변형률을 갖는 재료에 대해서는 0.6이 0.5보다 더 좋은 결과를 나타낼 것으로 기대할 수 있으므로, 0.6에서 가장 높은 SN 비가 나타난 것이다.

이들 결과를 종합해 볼 때 최대압입비가 클수록 정확한 인장물성치를 유도할 수 있음을 알 수 있다. 그러나 구형압입자에서 최대압입비가 0.6을 넘어설 경우에는 압입깊이의 증가에 따른 접촉반지름의 증가가 매우 미약하여 정확한 압입하중-변위곡선을 얻을 수 없음이 알려져 있으므로¹⁰⁾, 0.6보다 큰 값을 선택하는 것은 무리가 있다고 판단된다.

압입자 반지름

그림 5는 압입자 반지름의 변화에 따른 SN 비의 변화를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 0.5 mm일 때 가장 큰 값을 갖고 있으나, 세 경우에서의 SN 비의 차이가 매우 미소함을 알 수 있다. 이는 0.5 mm일 때가 최적값이긴 하나, 다른 압입자 반지름일 때의 결과와 큰 차이가 없다는 것을 의미한다.

압입자 반지름은 식 (1)에 변수로 포함이 되며, 식 (2)의 a 값의 범위에 영향을 미친다. 이로 인해 압입자 반지름에 의해 계산된 진변형률과 진응력이 변할 수 있을 것으로 생각된다. 그러나 “최대압입비” 절에서 밝힌 바와 같이 진변형률은 압입자 반지름 자체보다는 최대압입비에 의해서 더 큰 영향을 받는다. 따라서 압입자 반지름은 진변형률에 영향을 미치지 못하며, 진응력에도 다음의 이유로 인하여 영향을 미치지 못한다.

압입자 반지름이 다를 경우에 압입자 주변의 소성역의 크기가 달라지므로 진응력이 다르게 나타날 수 있는 가능성이 있다. 그러나, 소성역학적 관점에서 볼 때, 재료가 동일한 변형 이력으로 동일한 변형률로 변형될 때 나타나는 재료의 반응, 즉 응력은

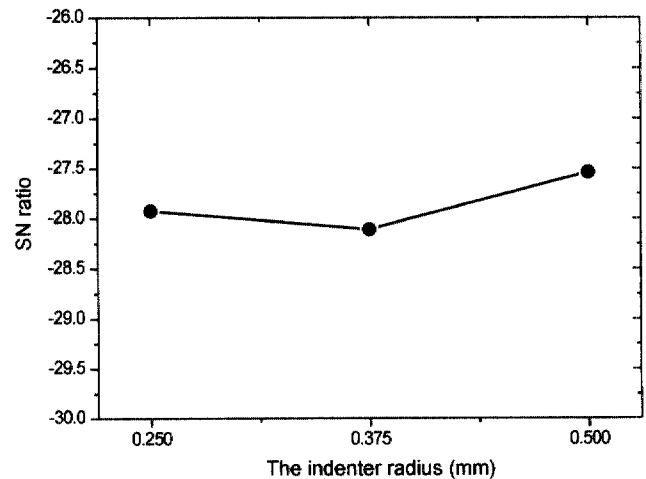


Fig. 5. The SN ratio of the indenter radius.

항상 일정하다고 할 수 있다. 구형압입시험은 일반적으로 압입자 하부에서 하중의 증가에 따라 탄성, 탄소성 그리고 완전소성의 3단계에 변형 단계를 거치게 된다¹¹⁾. 본 연구에서 사용한 압입자 반지름 범위에서는 3단계의 변형이 모두 발생하며, 최대압입비가 같을 경우에는 변형률도 일정하므로, 변형 이력은 항상 같다고 할 수 있다. 또한 최대압입비가 일정할 때는 유사성의 원리가 적용될 수 있을 것으로 판단된다. 따라서 압입자 반지름에 관계없이 동일한 진용력이 나타나게 되므로 압입자 반지름은 진용력에 큰 영향을 미치지 못한다.

이러한 이유로 인하여 압입자 반지름은 이론적 모델링을 바탕으로 한 수식계산 과정에 포함이 되는 변수임에도 불구하고 유도된 인장물성 결과에 큰 영향을 미치지 못하는 것으로 판단된다.

하중제거회수

하중제거회수의 변화에 따른 SN 비의 변화는 그림 6과 같다. 초기에는 하중제거회수가 증가함에 따라 SN 비도 증가하나 10회를 넘어서면서 감소하는 경향을 나타내고 있다. 따라서 SN 비가 최대인 10회일 때가 최적임을 알 수 있다.

하중제거회수는 “연속압입시험을 이용한 인장물성의 유도” 절에서 밝힌 바와 같이 식 (5)에서의 회귀분석에 사용되는 진용력-진변형률 값의 개수와 일치한다. 하중제거단계는 실험 시작부분과 최대압입깊이 간에 등간격으로 실시되므로, 진용력-진변형률 값도 일정 압입깊이 간격으로 구해진다. 식 (5)의 K와 n을 결정할 때 진용력-진변형률 간의 개수가 지나치게 적을 경우에는 수치해석적 관점에서 계산된 K와 n의 오차나 재현성이 떨어질 수 밖에 없다. 지나치게 개수가 많을 경우에는, 시험 기기의 성능에 따라 재현성 및 정확성이 비교적 떨어질 수 있는 영역인 저하중 영역의 데이터가 증가하므로 오차가 높아지게 된다. 또한 앞 절에서 밝힌 압입자 하부의 변형의 3단계 중 식 (2)는 최종 단계인 완전소성 단계의 가정 하에 성립되므로, 탄성 단계나 탄소성 단계의 효과가 나타나는 하중-변위곡선의 초기부분에서는 정확도가 떨어진다. 따라서 하중제거회수가 지나치게 많을 경우에 초기부분의 데이터가 증가하여 오차가 커지게 된다. 이러한 요인들에 의해 중간 정도의 하중제거회수가 최적값을 갖게 되어

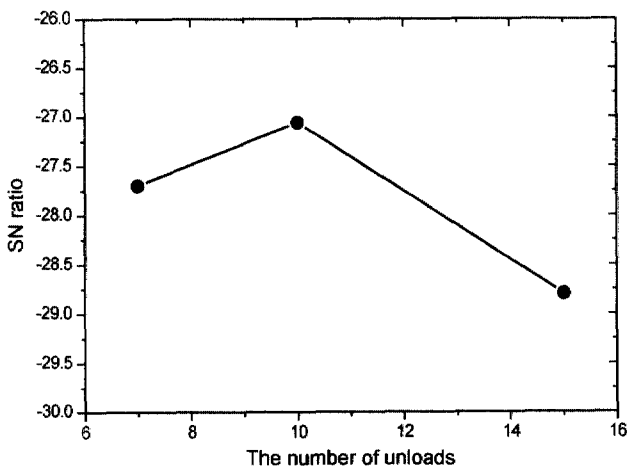


Fig. 6. The SN ratio of the number of unloads.

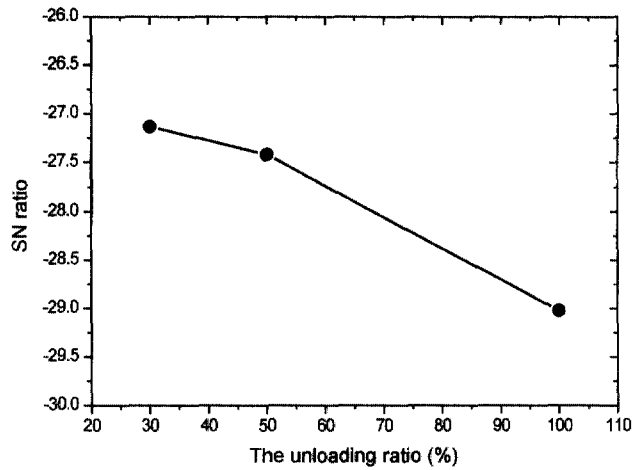


Fig. 7. The SN ratio of the unloading ratio.

세 가지 경우 중 10회일 때가 최적값으로 결정된 것으로 판단된다.

하중제거율

그림 7은 하중제거율의 변화에 따른 SN 비의 변화를 나타낸 그래프이다. 하중제거율이 증가함에 따라 SN 비가 지속적으로 감소함을 알 수 있다. 세 가지 경우 중 30%가 최적값으로 나타났다.

하중제거율은 하중제거단계에서 제거되는 하중의 양을 나타낸다. 하중을 0kgf 까지 제거할 때가 100%이며, 전혀 제거되지 않았을 때가 0% 이다. 하중제거곡선은 식 (3)의 S 값을 계산하기 위해서 사용되며, S 값은 다음의 과정을 통해 계산된다.

하중제거곡선은 식 (8)과 같이 지수형태로 수식화되며, S의 정의에 따라 S 값은 식 (9)와 같이 최대압입깊이에서의 미분값으로 나타난다⁶⁾.

$$P=k(h-h_f)^m \tag{8}$$

$$S = \left(\frac{dP}{dh}\right)_{h=h_{max}} = mk(h_{max}-h_f)^{m-1} \tag{9}$$

여기서 k와 m은 각각 하중제거곡선을 표현하기 위한 계수와 지수이며, h는 일반적인 압입깊이를, h_f는 그림 1에서 보는 바와 같이 최종압입깊이를 나타낸다. S는 하중제거곡선이 완전한 탄성 회복을 나타낸다는 가정에 의해 정의된 개념이므로, 만약 하중제거곡선이 완전한 탄성 회복이 아닌 소성변형도 같이 반영할 경우에는 정확한 값을 계산할 수 없다. 기존 연구에 의하면 하중제거곡선의 초기부분이 재료의 탄성회복을 잘 반영하므로, 하중제거율을 작게 하는 것이 정확한 S 값의 유도에 유리하다는 것이 알려져 있다¹²⁾.

따라서 하중제거율을 가능한 한 작게 하는 것이 정확한 접촉깊이 결정에 도움이 된다. 그러나 너무 작게 할 경우에는 수식계산 상 데이터 수가 너무 적게 되어 재현성이 떨어질 수 있다. 최대하중에서 하중이 제거되기 시작되는 시점에서는 금속의 경우에는 큰 영향은 없으나, 일부 크리프 효과에 의해 하중이 감소함에도 불구하고 압입깊이가 증가하는 현상이 발생할 수 있다.

따라서 일정 수준 이상의 하중제거율을 확보하여야 재료의 변형 양상이 정확하게 하중-변위곡선에 반영될 수 있으며, 본 연구에서는 30%가 최적조건인 것으로 판단된다.

최적조건을 이용한 인장물성 유도

앞 절의 분석을 통해 얻어진 최적조건들의 타당성을 검증하기 위하여 최적조건으로 연속압입시험을 수행하여 인장물성을 유도하였다. 최적조건으로 유도된 인장물성을 기존에 보편적으로 사용하던 실험조건인 표 1의 1번 실험조건을 통해 유도된 인장물

성과 비교한 결과를 그림 8(a)-(c)에 나타내었다. 각 그림의 사선은 일축인장시험과 연속압입시험으로 유도된 인장물성이 동일한 경우를 나타내므로, 그래프의 점들이 사선에 가까울수록 정확한 결과를 얻은 것이다. 항복강도, 인장강도 그리고 가공경화지수 모두 최적실험조건으로 연속압입시험을 수행한 결과(○)가 기존 조건일 때(●)보다 더 정확한 값을 얻었음을 알 수 있다. 항복강도는 일축인장시험 결과와의 오차가 평균 9.98% 감소하였으며, 인장강도는 3.36% 그리고 가공경화지수는 13.0% 감소하여, 정확도가 상당히 높아졌음을 알 수 있다.

본 연구에서 사용한 다구찌 실험계획법은 제품들의 특성이 어떠한 특정 값에 가장 많이 모일 수 있는 조건을 얻을 수 있게 하여, 제품의 불량률을 줄이는데 주로 사용되어 왔다. 이러한 특성이 본 연구 결과에도 그대로 적용이 되어 전체적으로 사선 부근에 인장물성들이 모여 있음을 알 수 있다. 따라서 다구찌 실험계획법을 통해 결정된 최적조건들이 타당하며, 기존의 실험 계획법이 연속압입시험법에도 적용될 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

1. 연속압입시험을 이용한 인장물성 평가는 이론적 모델링을 바탕으로 한 수식계산을 통한 간접적인 평가법이므로, 이 과정에 포함되는 여러 실험변수들의 값의 변화에 의해 유도된 인장물성 값의 결과가 영향을 받는다.

2. 연속압입시험의 실험변수의 영향도 평가에 다구찌 실험계획법을 도입하여 실험의 수를 1/9로 줄였으며, signal-to-noise 비가 가장 클 때의 변수 값을 최적조건으로 결정하였다. 인장물성 평가를 위한 실험변수의 최적조건은 최대압입비는 0.6, 압입자 반지름은 0.5 mm, 하중제거회수는 10회 그리고 하중제거율은 30% 일 때로 결정되었다. 압입자 반지름의 변화에 따른 유도된 인장물성 값의 변화는 미약하였다.

3. 연속압입시험 변수들의 최적 값들로 실험을 수행하여 얻은 인장물성은 실제 인장물성과 매우 높은 일치성을 나타내었다. 이를 통해 연속압입시험의 해석에 실험계획법이 효과적으로 적용될 수 있음과 최적조건들의 타당성을 확인하였다.

후 기

본 연구의 일부는 산업자원부 기술표준원의 지원으로 수행되었습니다.

REFERENCES

1. J. H. Ahn and D. Kwon, *J. Mater. Res.*, **16**, 3170 (2001).
2. B. Taljat and T. Zacharia, *Int. J. Solids Structures*, **35**, 4411 (1998).
3. F. M. Haggag, ASTM STP 1204, Philadelphia, 27 (1993).
4. J. H. Ahn, Y. Choi and D. Kwon, *J. Kor. Inst. Met. & Mater.*, **38**, 1606 (2000).
5. D. Tabor, "Hardness of Metals", Clarendon Press, Oxford, 2 (1951).
6. W. C. Oliver and G. M. Pharr, *J. Mater. Res.*, **7**, 1564 (1992).

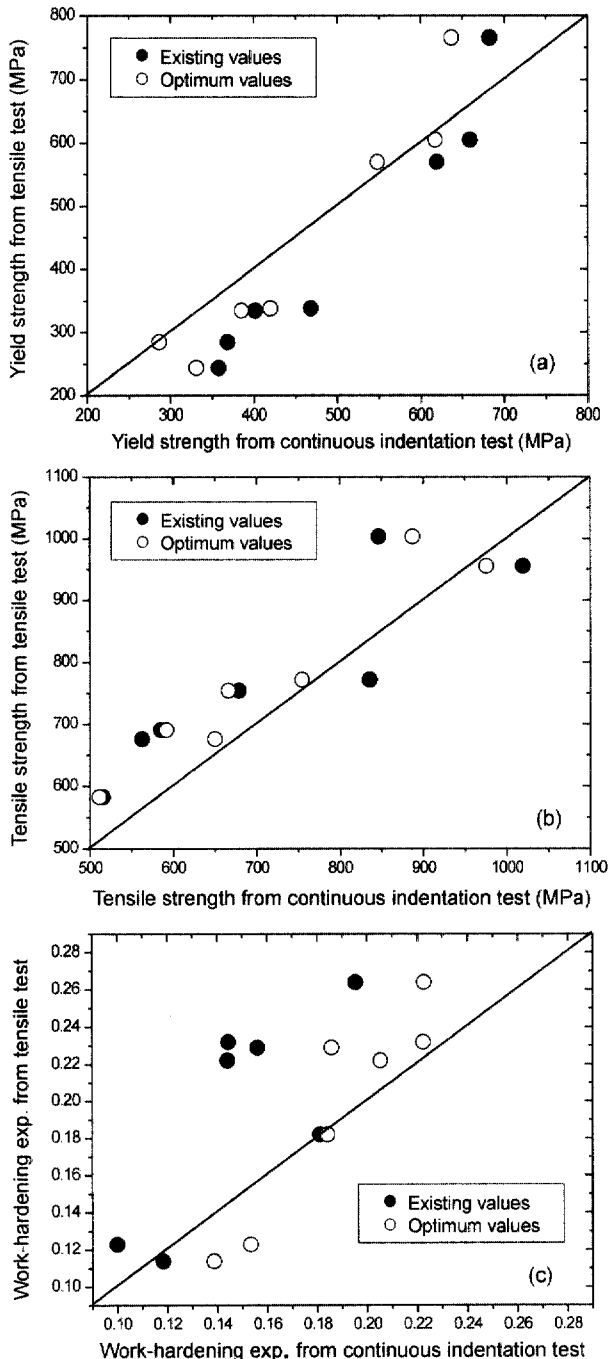


Fig. 8. The comparison between the tensile properties; (a) yield strength, (b) tensile strength and (c) work-hardening exponent using the optimum values(○) and the existing values(●).

7. Y. T. Cheng and C. M. Cheng, *Phil. Mag. Letters*, **78**, 115 (1998).
8. A. L. Norbury and T. Samuel, *J. Iron Steel Inst.*, **117**, 673 (1928).
9. R. Hill, B. Storåkers and A. B. Zdunek, *Proc. R. Soc. London A*, **423**, 301 (1989).
10. J. S. Field and M. V. Swain, *J. Mater. Res.*, **10**, 101 (1995).
11. H. A. Francis, *J. Eng. Mater. Tech. Trans. ASME*, **98**, 272 (1976).
12. A. Krell and S. Schadlich, *Mater. Sci and Eng. A*, **307**, 172 (2001).
13. J. Menčík and M. V. Swain, *J. Mater. Res.*, **10**, 1491 (1995).
14. V. Marx and H. Balke, *Acta Mater.*, **45**, 3791 (1997).