

〈논 문〉

냉간단조에 있어서 탄소강의 가공한계에 관한 연구

제진수* · 강종훈** · 강성수***

(1996년 9월 6일 접수)

A Study on Working Limit of Cold Forging of Carbon Steel

Jin Soo Jae, Jong Hun Kang and Seong Soo Kang

Key Words : Cold Forging(냉간단조), Closed Forging(밀폐단조), Working Limit(가공한계), Fracture Strain(파단변형률), Ductile Fracture(연성파괴), Hydrostatic Stress(정수압응력)

Abstract

The purpose of this work is to investigate the working limit of carbon steel and forging condition of cold forging. The fracture criteria which was proposed by Oyane and Osakada was used. Compression test, hardness study and tension test by Oyane's criteria, microstructure study by Osakada's were carried out. The results were compared with each other. It was found that working limit on compressive hydrostatic stress is increased in comparison with that of tensile stress field and can be forecasted the fracture limit of closed cold forging.

기호설명

a	: 압력의존계수
b	: 세멘타이트체적률과 형상계수에 따른 계수
a_0, C	: 재료상수
σ_m, P	: 정수압응력
σ_0	: 평균응력
σ	: 단축인장 상당응력
σ^*	: 3축인장 상당응력
K	: 속도에 관한 소성계수
m	: 속도민감계수
C	: 소성계수
n	: 가공경화지수
Y_0	: 항복강도
a_1, b_1	: 재료상수
$\bar{\sigma}$: 응력의 평균값
$\bar{\epsilon}$: 변형률 평균값

ϵ_0	: 접선방향 변형률
ϵ_z	: 축방향 변형률
σ_0	: 접선방향 응력
σ_z	: 축방향 응력
β	: 형상계수(단경/장경)
γ	: 세멘타이트의 체적률

1. 서 론

냉간단조가공법은 자동차 산업의 발전과 함께 전 세계적으로 오래 전부터 널리 사용되어 왔고, 현재에도 산업계에서 널리 이용되어지고 있는 소성가공법 중의 하나이다. 자동차부품중 나사류나 축류를 제외한 80% 정도가 냉간단조제품으로 되어 있고, 이러한 냉간단조는 폐쇄단조의 일종으로 높은 압축정수압응력의 작용과 열처리조건의 최적화 등에 따라서 가공한계가 증가될 수 있기 때문에 유리한 가공방법으로 앞으로도 더욱 발달할 것으로 기대된다. 그러나 금속재료가 저온도범위에서 큰 소성변형을 받으면 가공중 연성파괴에 의한 균열이 발생

*만도기계(주)

**부산대학교 대학원

***회원, 부산대학교 기계공학부, 정밀정형 금형가공 연구센터

하고 따라서 가공한계에 제약을 받는다. 냉간단조품의 형상의 복잡화, 생산비의 저렴화 지향과 함께 이러한 가공한계의 규명은 절실한 실정이다.

냉간단조품의 연성파괴에 대한 요인으로써 크게 재료적인 요인과 가공기술적인 요인으로 나누어 볼 수 있고, 재료적인 요인에는 대개 재료의 특성치, 재료성분, 내부결함, 열처리상태 등의 요인이 있고, 가공기술적인 요인으로써는 금형설계, 편치상태, 프레스, 가공절차 등의 요인으로 분류할 수 있다. 본 논문에서는 냉간단조의 재료적인 측면에서 재료의 특성치와 가공한계를 조사하고, 성형에 따른 정수압응력의 영향을 고려해 보고자 한다.

일반적으로 탄소강의 냉간단조에서는 가공저항이 크므로 가공도를 높이기 위하여 탄화물의 연속성을 끊는 구상화 열처리를 실시하며, 탄소강을 구상화 열처리하면 가공한계가 증가한다는 사실은 이미 널리 알려져 있다. 따라서 구상화 정도에 대한 정량적인 연구를 수행하고, 이에 따른 열처리조건의 개선도 필요하기 때문에 본 논문에서는 국내 자동차 부품중 냉간단조로 제작되는 제품을 이용하여 냉간단조에 있어서 탄소강의 가공성에 영향을 미치는 구상화 정도를 정량적으로 조사, 검토하여 압축실험을 통하여 구해진 가공한계와 비교, 검토해 보고자 한다.

또한 인장실험을 통하여 재료의 특성치를 제시하고, 냉간단조시 내부의 소성변형에 의하여 발생하는 소성유동현상과 구상화탄화물의 집합조직을 경도분포와 비교, 검토하여 세제단조 내부의 소성유동현상과 관련시켜 검토해 보고자 한다.

2. 실험재료 및 실험방법

2.1 실험재료

본 실험에 사용된 단조품의 형상을 Fig. 1에 나타내었다. 이 단조품의 재질은 SCM415H로서 7번의 단조가공과 3번의 열처리과정을 거치고 이러한 과정을 Fig. 2에 나타내었다. Fig. 2의 가공절차 중에서 가장 많은 소성변형을 받는 과정은 마지막 7차 단조과정이고, 이 과정에서 크랙이 발생한다고 볼 수 있다. 따라서 마지막 열처리과정인 3차 열처리상태가 크랙의 발생에 큰 영향을 미칠 것이다.

그러나 실제 크랙발생에 큰 영향을 미치는 3차 열처리 후의 단조품에 대한 가공한계의 조사는 시편 제작의 어려움 때문에, 1차 열처리 후의 재료를 이용하여 인장 및 압축시편을 제작하고, 인장실험,

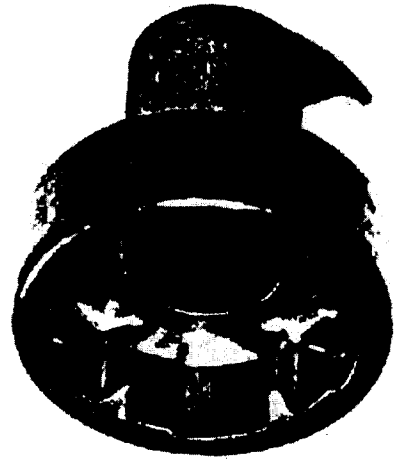


Fig. 1 The forged figure

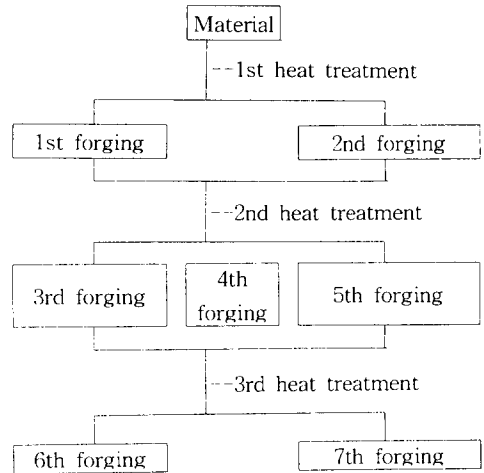


Fig. 2 Forging process diagram

압축실험, 조직검사, 경도실험을 실시하였고, 3차 열처리 후의 단조품에 있어서의 가공한계에 대해서는 경도실험을 통하여 1차 열처리 후의 시편으로 실험한 결과와 비교하였다.

2.2 실험방법

2.2.1 연성파괴에 관한 일반조건식

금속의 연성파괴에 관한 일반조건식은 다음과 같다.

$$\int_0^{\epsilon'} < \epsilon - a\sigma - b > d\epsilon = C \quad (1)$$

$$x \geq 0 \text{ 일 때 } \langle x \rangle = x$$

$$x \leq 0 \text{ 일 때 } \langle x \rangle = 0$$

$$\int_0^{\epsilon'} \left\{ 1 + \left(\frac{1}{a_0} \right) \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_0} \right) \right\} d\epsilon = C \quad (2)$$

$$\int_0^{\epsilon_f} \sigma \, d\epsilon = C \tag{3}$$

$$\int_0^{\epsilon_f} \sigma^* \, d\epsilon = C \tag{4}$$

식 (1)은 조직을 통한 구상화 정도와 정수압성분으로 파단변형률을 조사하는 Osakada의 식이고, 식 (2)은 높이/직경의 비를 달리한 원통형 시편을 이용한 구속압축실험을 통하여 파단변형률을 구하는 Oyane의 식이다. 식 (3)은 단축인장실험을 통한 σ - ϵ 곡선으로부터, 식 (4)은 3축인장실험을 통한 σ - ϵ 곡선으로부터 각각 파단변형률을 구할 수 있다. 본 실험에서는 식 (1), (2), (3)을 이용해 각각의 실험을 통하여 파단변형률 ϵ_f 를 구하고 서로 비교하였다.

2.2.2 인장실험

F.E.M에 의한 가공한계를 조사하는데 필요한 재료상수 즉 소성계수, 속도민감계수, 가공경화지수, 항복강도 등을 단축인장실험을 통하여 구하였다. 인장시험편은 KS 인장 시험편 규격 14A₁을 채택하였고, 인장실험은 최대용량 25 ton의 M.T.S (Material Test System)를 이용하였고, 인장속도를 30, 60, 100, 200, 300, 600 mm/min으로 각각 달리하여 실험하였다. 이러한 변형률속도를 고려한 응력식을 식 (5)와 같은 형태로 나타내고, 냉간단조에서 변형률 속도성분을 고려하지 않은 식을 식 (6)과 같은 형태로 나타내었다.

$$\sigma = K\epsilon^n \dot{\epsilon}^m \tag{5}$$

$$\sigma = C\epsilon^n \tag{6}$$

또한 파단된 인장 시험편의 파단부를 잘 연결하여 파단부분의 직경변화율로서 인장실험에 의한 파단변형률 ϵ_f 를 구하였다.

2.2.3 경도실험

경도시험기는 Microhardness Tester의 경도실험 장치를 사용하였다. 경도실험은 KS 공업규격에 따라서 200 g의 추를 사용하였고, 다이아몬드 압흔을 통하여 측정하였다.

2.2.4 조직검사

탄소강의 연성파괴에 대한 금속조직의 영향은 많은 연구가 행하여져 왔고, 내부의 세멘타이트조직을 구상화 열처리하면 가공한계가 크게 증가한다는 것은 잘 알려져 있다. 그리고 세멘타이트의 구상화 정도를 파괴의 일반조건식과 연관지은 연구도 시도되고 있다. 이러한 방법에 따라서 세멘타이트 조직

의 형상으로 파단변형률 ϵ_f 를 정량화해 볼 수 있다. 세멘타이트조직의 구상화 정도를 나타내는 계수로써 세멘타이트조직의 형상계수를 이용한다. 세멘타이트조직의 형상계수 β 는 세멘타이트조직의 단경/장경의 비율로서 나타낸다. 구상화 열처리가 잘 될수록 β 값은 커지고, 가공한계는 증가할 것이다. 2.2.1절의 파괴조건식 (1)을 이용하고 식 (1)에서 a, C 값은 탄소함유량이나 구상화 정도에 대해서는 큰 영향을 받지 않는 것으로 보고되고 있다. 따라서 이와 같은 연구결과에 의하여 식 (1)은 다음의 식 (7)과 같다.

$$\int_0^{\epsilon_f} < \dot{\epsilon} - 0.02p - 0.1 \left(\frac{1-\gamma}{\gamma} \right)^{0.58} - 1.5\beta > d\epsilon = 0.12 \tag{7}$$

본 실험에 사용된 SCM415H의 1차 열처리후 조직사진을 Fig. 3에 나타내었다. Fig. 3의 조직사진으로부터 20부분 이상의 세멘타이트조직에 대한 형상계수를 구하고, 평균하여 β 값을 계산하였다. γ 값은 재료의 탄소함유량에 따라서 계산하여 식 (7)에 대입함으로써 파단변형률 ϵ_f 값을 구하고, 다른



Fig. 3 Microstructure after annealing

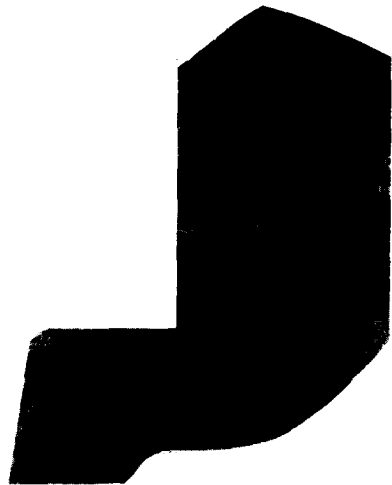


Fig. 4 The Microstructure of 7th forged part

실험에 의한 결과와 비교하였다. 그리고 7차 단조 양호품의 단면조직과 metal flow를 Fig. 4에 나타내었다.

2.2.5 압축실험

압축실험에는 25톤 용량의 M.T.S가 사용되었다. 압축시편은 H_0/D_0 가 각각 1.0, 1.5, 2.0의 비율에 대해서 압축속도를 1, 5 mm/min의 두가지 속도로 하여 실험을 행하였고, 각 시편에 10%씩의 압축을 행하고, 다음의 계산식에 따라서 시편 측면 중앙부에서의 축방향변형률 ϵ_z , 접선방향변형률 ϵ_θ , 축방향변형률 σ_z , 접선방향응력 σ_θ 를 구하고, 이에 따라서 정수압응력 σ_m 과 상당변형률 ϵ 을 계산하였다.

$$\epsilon_\theta = \ln\left(\frac{d}{d_0}\right), \quad d: \text{변형 후 최대 직경} \quad (8)$$

$$\epsilon_z = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right), \quad l: \text{변형 후 최대 표점거리} \quad (9)$$

$$\epsilon = \sqrt{\frac{4}{3}(\epsilon_\theta^2 + \epsilon_z^2 + \epsilon_\theta\epsilon_z)} \quad (10)$$

$$\sigma_z = \frac{\pm \sigma}{\left\{ 1 + \left[\frac{2\left(-\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) - 1}{\left(-\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) - 2} \right] \left[\frac{2\left(-\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_u}\right) - 1}{\left(-\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) - 2} \right] \right\}^{\frac{1}{2}}} \quad (11)$$

σ 는 실험에 의한 하중/단면적으로 계산한 상당응력이고, 부호는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} 0 < -\left(\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) < 2 \quad \text{일 때 } (-) \\ 2 < -\left(\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) \quad \text{일 때 } (+) \\ \sigma_\theta = \left[\frac{2\left(\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) - 1}{\left(-\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right) - 2} \right] \sigma_z \quad (12) \end{aligned}$$

이상의 계산식 (8)~(12)로부터 구해진 계산결과를 2.2.1절의 식 (2)에 대입하여 압축실험에 의한 식 (2)의 재료상수 a_0, C 를 구하고 파단변형률 ϵ_f 를 계산하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 인장실험결과

인장실험을 통하여 단조품의 F.E.M 해석에 필요한 재료의 상수를 구하기 위하여 $\dot{\epsilon}$ 을 30, 60, 100, 200, 300, 600 mm/min로 하여 인장실험을

실시하였다. 스트레인 게이지와 로드셀에서 받은 결과를 도식적으로 나타내면 Fig. 5와 같다.

위의 결과 식 (5)의 형태로 나타내면, 식 (13)과 같다.

$$\sigma = 607.13\epsilon^{0.2152} \dot{\epsilon}^{0.0668} \text{ (Mpa)} \quad (13)$$

Fig. 5에서 변형률속도의 영향에 따른 응력의 변화가 크지 않음을 알 수가 있으므로 변형률항을 생략하면 식 (14)를 얻을 수가 있다.

$$\sigma = 835.9\epsilon^{0.2439} \text{ (Mpa)} \quad (14)$$

식 (13), (14)의 결과는 인장실험에 의하여 구해진 재료의 특성치이고, F.E.M에 의하여 파단변형률을 계산하는데 필요한 계수이다. 그리고 인장실험을 통하여 파단된 시편의 파단면을 잘 연결하여 파단부의 직경을 조사한 결과, 파단변형률 ϵ_f 는 0.58이었다.

3.2 경도실험결과

마이크로 비커스 경도실험을 통하여 아래와 같이 1차의 열처리를 통하여 열처리 전보다 경도가 40 Hv정도 낮아졌음을 알 수 있고, 이 값은 3차 열처리 후의 Fig. 6의 경도분포보다 낮음을 알 수 있다. 이와 같이 3차 열처리 후의 경도분포가 높게 나타난 원인으로는, 5차 단조 후에 세멘타이트의 집합조직이 열처리한 후에도 그대로 남아 있으며, 이것은 5차 단조과정중 큰 소성변형을 받은 내부의 조직은 열처리과정중 완전 annealing이 되지 못하고, Fig. 6과 같이 소성유동의 다소에 따라서 경도분포가 불균일하였고, 위치에 따라서는 경도분포도 높게 나타난 것으로 짐작할 수 있다. 따라서 실제 7차의 단조과정에서의 파단변형률은 1차 열처리한 원소재를 가지고 실험하여 구해진 계산결과보다 가공한계가 낮게 나타날 것으로 예측되어 소성유동

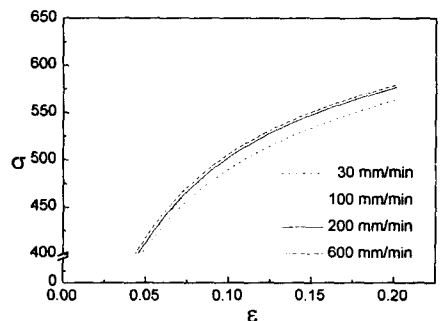


Fig. 5 Stress-strain diagram

형태와 파단변형률과의 정량적인 관계에 대하여는 보다 많은 연구가 필요할 것으로 생각된다.

또한 7차 단조가공품에서는 화살표부분의 경도분포가 Fig. 7에서와 같이 제일 높고, 원래의 경도보다 2배이상 증가하였다. 이것은 이 부분이 7차단조과정중 가장 많은 소성변형과 마찰의 영향을 받았다는 것을 예측할 수 있다.

3.3 조직검사결과

Fig. 3의 조직사진으로부터 본 재료의 형상계수 β 는 0.15이고, 체적률 γ 는 0.015이었다. 대기압하에서 $P=0$ 으로 하여 식 (7)으로부터 파단변형률을 구해 본 결과 ϵ_f 는 1.39이었다. 이 결과는 내부의 정수압응력을 고려하지 않은 결과이다.

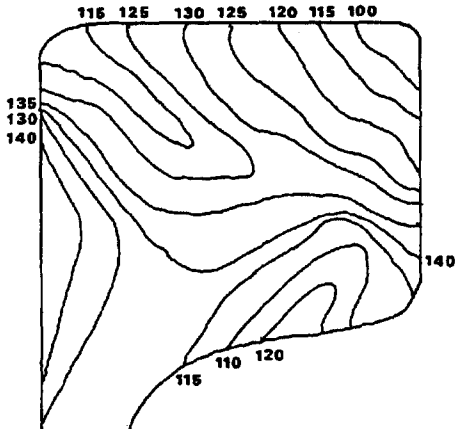


Fig. 6 Hardness distribution after 3rd annealing

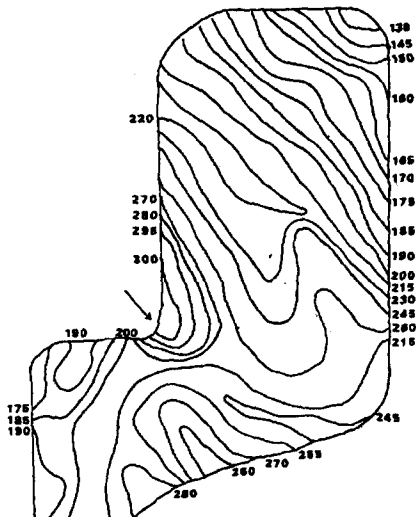


Fig. 7 Hardness distribution after 7th forging

Fig. 8에서는 정수압응력과 파단변형률과의 관계를 식 (7)에 따라서 계산하여 직선으로 나타내었고, 압축실험을 통한 정수압응력을 대입하여 표시하였다. Fig. 8에서와 같이 압축 정수압응력이 작을수록 파단변형률은 증가함을 알 수 있고, 실제의 폐쇄단조에서는 높은 압축 정수압응력이 작용할 것으로 기대되어 가공한계는 훨씬 높아질 것이다.

Fig. 9에서는 형상계수 β 와 파단변형률과의 관계를 나타내었다. Fig. 9에서와 같이 β 값이 커질수록, 즉 구상화가 잘 될수록 파단변형률은 커지나 열처리조건이나 완제품의 강성에 대한 제약으로 인하여 β 값의 향상에는 한계가 있다고 볼 수 있다. 또한 식 (7)은 마찰을 고려하지 않아 실제에 있어서는 금형이나 펀치와의 높은 마찰로 인하여 크랙이 발생할 수 있다. 이러한 사실은 Fig. 4의 조직사진을 통하여 좌측 측면부의 경도분포가 다른 부분에 비하여 높고, 이것은 많은 소성변형에 의하여 내부의 교란에 기인한 것으로 예측할 수 있다. Fig. 10에 압축실험을 통하여 얻어진 σ_m 의 결과를 식 (7)에 대입한 계산결과와 압축실험을 통하여 얻은 실험결과를 비교하여 나타내었다. Fig. 9에서와

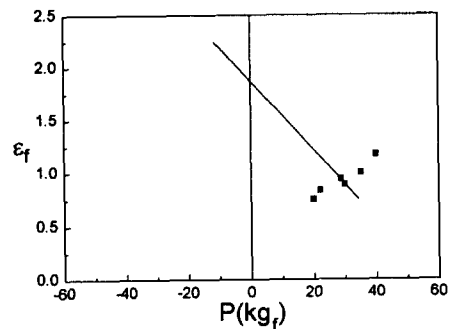


Fig. 8 Relation of hydrostatic stress and fracture strain

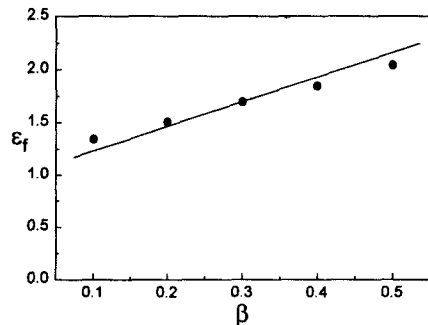


Fig. 9 Relation of fracture strain and shape factor

같이 계산결과가 압축실험에 의한 실험값보다 약간 높게 나타났다.

3.4 압축실험결과

Fig. 11(a), Fig. 11(b)에는 각각의 속도에서의 ϵ_θ , ϵ_z 와 압축률 $\frac{\Delta H}{H_0}$ 의 관계를 나타낸 것이다. Fig. 12로부터 $\left(\frac{d\epsilon_\theta}{d\epsilon_z}\right)$ 을 구하였고, 이 값을 식 (12), 식 (13)에 대입함으로써 σ_θ , σ_z 로부터 σ_m 값을 구하였다.

Fig. 12(a), Fig. 12(b)에 정수압성분 $\frac{\sigma_m}{\sigma_0}$ 과 상당 변형률과의 관계를 나타내었다. 여기서, σ_0 의 값은 인장실험 중의 σ - ϵ 곡선으로부터 항복응력에서 파단시까지의 응력의 평균값을 취하였다.

Fig. 11 부터 σ_m/σ_0 와 상당변형률 ϵ 사이의 실험식을 다음과 같이 각각 구하였다.

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_m}{\sigma_0} &= 1.44\epsilon^{(g-0.25)} - 0.696 \text{ (1 mm/min)} \\ \frac{\sigma_m}{\sigma_0} &= 1.30\epsilon^{(g-0.25)} - 0.570 \text{ (5 mm/min)} \end{aligned} \quad (15)$$

여기서, $g = \frac{H_0}{D_0}$

또한 2.2.1점의 파괴의 일반식 (2)는 다음과 같이 바꾸어 쓸 수 있다.

$$\epsilon_f = C - \frac{1}{a_0} \int_0^{\epsilon_f} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_0} \right) d\epsilon \quad (16)$$

식 (16)으로부터 ϵ_f 와 $\int_0^{\epsilon_f} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_0} \right) d\epsilon$ 의 관계를 Fig. 13에 나타내었다. Fig. 14로부터 재료상수 a_0 와 C값을 구하였고, 결과를 Table 1과 같다.

따라서 (16)식에 Table 1의 값과 (15)식의 σ_m/σ_0 값을 대입함으로써 H_0/D_0 가 각각 1.0, 1.5, 2.0 일 때 파단변형률 ϵ_f 를 Table 2에 나타내었다. 이 결과는 식 (16)으로부터 계산한 계산결과이

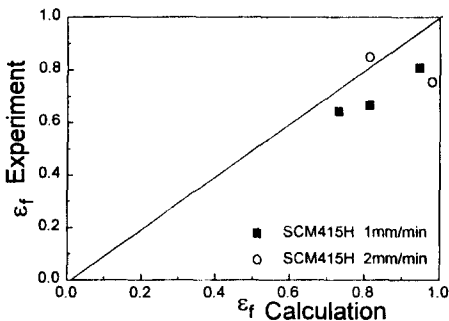


Fig. 10 comparison between experimental result and calculated result by microstructural view

고 이 결과와 실험에 의하여 파단시의 실험결과를 Fig. 14에 나타내었다.

3.5 고찰

Fig. 10의 조직적인 파괴조건식에서 구한 결과와 Fig. 14의 압축실험에 의하여 구해진 결과를 비교해 볼때, 실험결과는 압축조건식에 의하여 구해진 계산결과와는 잘 일치하고 있지만 조직에 의하여 구해진 계산결과와는 조금의 차이가 있다. 조직의 구상화율에 따라 구해진 파단변형률이 압축실험에 의한 실험결과 보다 조금 높게 나타났고, 그 원인으로써 압축실험에 있어서 압축률이 0.4정도부터 정수압성분은 압축 정수압응력에서 인장 정수압응력으로 전환되고 있으며(Fig. 13 참조), 또한 압축률이 증가함에 따라서 압판과 시편과의 마찰 발생으로 인한 결과라고 생각한다.

압축 정수압성분이 클수록 파단변형률이 증가하는 원인으로서는 내부의 void의 성장이 압축정수압의 영향을 받아서 저지된 결과 파단변형률이 크게 된다고 생각한다.

3.4절의 압축실험결과로부터 파단변형률은 압축

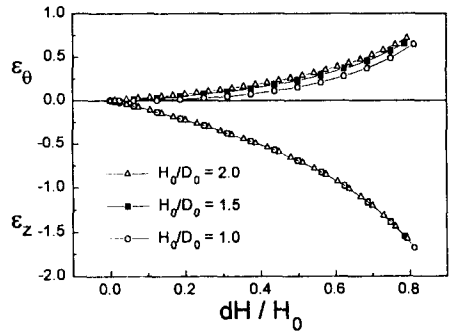


Fig. 11(a) Relation of compress ratio H/H_0 and strain (annealed SCM415H 1 mm/min)

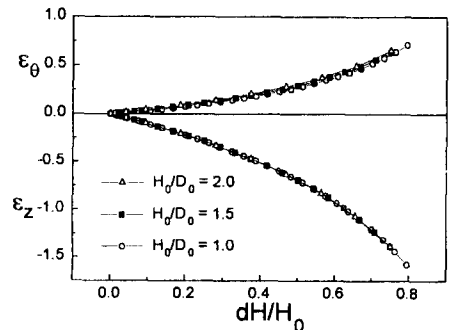


Fig. 11(b) Relation of compress ratio H/H_0 and strain (SCM415 5 mm/min)

속도에는 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타났다. 또한 조직사진과 경도분포도를 조사함으로써 탄화물의 집합조직에 의한 소성유동현상이 탄소강의 가공한계에 미치는 영향을 고려해 보았고, 따라서 열처리정도를 예측해 보았지만, 열처리사이클을 달리 한 단조품을 이용하여 내부 탄화물 집합조직의 변화 및 경도변화 등을 조사하고, 바람직한 열처리사이클의 규명에 관해서는 앞으로 계속적인 연구과제로 남아있다.

이상의 실험결과로부터 세멘타이트의 형상계수가

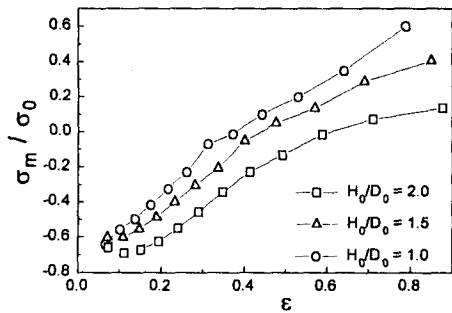


Fig. 12(a) Relation of equivalent strain and hydrostatic component (1 mm/min)

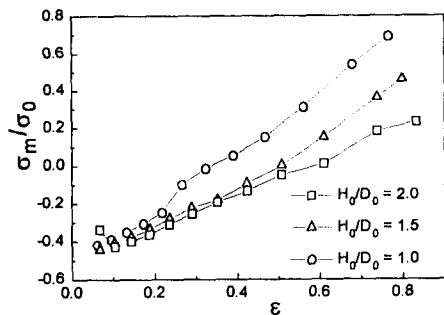


Fig. 12(b) Relation of equivalent strain and hydrostatic component (5 mm/min)

가공한계에 큰 영향을 미치고 또한 내부 압축 정수 압응력이 클수록 가공한계를 증가시킴을 알 수 있고, 또한 실제 3차의 열처리과정중 마지막 3차의 열처리정도는 경도실험결과로부터 1차보다 경도가 높음으로 인하여 실제 7차 단조에서는 압축실험이나 구상화정도에 따른 파괴한계보다 낮을 것으로 예상된다. 그러나 폐쇄의 정도가 심한 7차 단조에서는 폐쇄단조 특유의 높은 압축 정수압응력의 작용으로 파단변형률은 증가할 것으로 생각된다.

그리고 실제 7차 단조후의 크랙발생 부분은 경도가 제일 높은 부분보다는 편차와 단조제품과의 마찰이 많은 부분에서이다. 이것은 편차와 단조제품과의 높은 마찰로 인한 sticking 변형에 기인하고 있

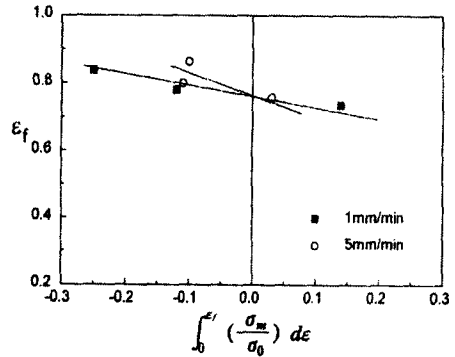


Fig. 13 Relation of $\int_0^{\epsilon_f} \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_0}\right) d\epsilon$ and fracture strain

Table 1 Material constant a_0, C

Compression rate	1 mm/min	5 mm/min
a_0	4.09	1.94
C	0.79	0.77

Table 2 fracture strain of various test

Experimental		Fracture strain ϵ_f	
Compression test	Compression rate	1 mm/min	5 mm/min
	1	0.72	0.78
	1.5	0.80	0.81
	2.0	0.86	0.85
Tension test		0.58	
Microstructure test		1.39	

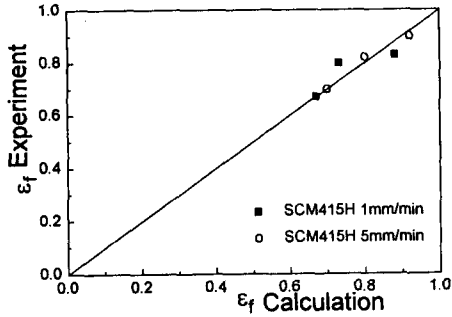


Fig. 14 Comparison of experimental result and calculated result by compression equation

음을 예측할 수 있고, 펀치와 제품사이의 마찰에 의한 국부적 변형에 대해서도 계속적인 연구가 필요하다.

4. 결 론

경도화 열처리한 탄소강을 이용한 인장실험, 경도실험, 조직검사, 압축실험을 통하여 다음의 결과를 얻었다.

(1) 두 가지의 재질을 이용하여 다른 속도에서의 구속 압축실험을 통하여 재료의 소성한계를 구하였고, 계산결과와 실험결과를 비교하였다.

(2) 구상화 정도에 따른 파괴조건식을 이용하여 압축실험의 정수압성분을 대입함으로써, 파단변형률을 계산하여 실험결과와 비교하였고, 그 결과 계산치가 조금 높게 나타났지만 거의 일치하는 결과를 얻었다.

(3) 경도분포와 탄화물의 집합조직에 의한 소성유동의 경향을 비교한 결과 대체로 일치하는 결과를 얻었다.

(4) 실제 폐쇄단조에서는 높은 압축 정수압응력의 작용으로 가공한계는 증가함을 예측할 수 있다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구센터를 통한 한국과학재단 우수연구센터 지원금에 의한 것입니다.

참고문헌

- (1) 工蘇英明, 1981, “冷間鍛造のこれから” 塑性と加工, Vol. 22, No. 250, pp. 1126~1128.
- (2) 小坂田宏, etc., 1977, “冷間塑性加工條件における炭素鋼の延性破壊(第2報, 金屬組織の影響),” 日本機械學會論文集, 第43卷, 第376號, pp. 4463~4471.
- (3) 小坂田宏, etc., 1980, “冷間塑性加工條件における炭素鋼の延性破壊(第3報, 變形方法と變形履歴の影響),” 日本機械學會論文集, 第46卷, 第407號, pp. 844~850.
- (4) Moriya Oyane, and Teisuke Sato, etc., 1980, “Criteria for Ductile Fracture and Their Applications,” *Journal of Mechanical Working Technology*, 4, pp. 65~81.
- (5) 工蘇英明, etc., 1989, “低延性金屬材料の据込み割れ特性(大矢根破壊條件適用の試み)” 日本塑性加工春季講演會講演論文集 136, pp. 135~138.
- (6) 小坂田宏, etc., 1977, “冷間塑性加工條件における炭素鋼の延性破壊(第1報, 高壓下引張りおよびねじり試験),” 日本機械學會論文集, 第43卷, 第368號, pp. 1251~1258.
- (7) 冷間鍛造分科會材料研究班, 1981, “冷間据込み性試験方法” 塑性と加工, Vol. 22, No. 241, pp. 139~144.
- (8) 工蘇英明, 青井一喜, 1967, “S45Cの据え込み割れ試験(冷間鍛造性試験の研究・その2),” 塑性と加工, Vol. 8, No. 72, pp. 17~27.
- (9) 佐藤悌介, 大矢根守哉, 1973, “延性破壊におよぼすせん断ひずみ履歴の影響(金屬加工における延性破壊 I),” 塑性と加工, Vol. 14, No. 148, pp. 367~373.
- (10) William F. Hosford, and Robert M. Caddell, *Metal Forming: Mechanics and Metallurgy*, Second Edition, Prentice-Hall, Inc., pp. 309~326.
- (11) George E. Dieter, *Mechanical Metallurgy*, SI Metric Edition, McGraw-Hill Book Company, pp. 241~272.