

X-선 회절에 의한 SS41강의 피로파면해석

오 세 욱* · 박 수 영** · 김 득 진*** · 김 기 환*** · 김 태 형***
(1994년 2월 28일 접수)

X-Ray Diffraction Study on Fatigue Fractured Surface of SS41 Steel

Sae-Wook Oh* · Soo-Young Park** · Deug-Jin Kim*** · Ki-Hwan Kim*** · Tae-Hyung Kim**

Key Words : X-ray fractography(X-선 프랙토그래피), Half-value breadth(반가폭), Fatigue fractured surface(피로파면), Plastic zone(소성역)

Abstract

X-ray stress constant, K, was determined for the diffraction line of (211)plane by using Cr-K_α radiation. K was -340.87 MPa/deg. Fatigue crack propagation tests of SS41 steel were conducted under stress ratios of 0.1, 0.3 and 0.5. The half-value breadth of X-ray diffraction profile was measured at and beneath the fracture surface. The half-value breadth, B, on the fracture surface was found to increase with increasing K_{max}. The value of B was influenced by stress ratio in SS41 steel. The half-value breadth took the maximum value at the borden of reversed plastic zone, while it approached to the initial (pre -fatigue)value near the boundary of monotonic plastic zone. The maximum depth of the plastic zone was evaluated on the basis of the half-value breadth distribution. The depth ω_v is related to K_{max} by the following equation :

$$\omega_v = \alpha(K_{max}/\sigma_y)^2$$

where σ_y is the yield strength obtained in tension test. α is 0.136 for SS41 steel.

I. 서 론

기계부품과 구조물의 파괴사고의 원인규명에는, 파면의 형태관찰이 유효한 수단이고, 주요한

방법으로서 전자현미경에 의한 파면관찰(electron fractography)이 널리 이용되고있다. 이 방법은 파면에 잔존하는凹凸으로부터 역학적조건 혹은 파괴기구에 관한 정보를 얻기 때문에 표면층이 산화 또는 부식등에 의해 손상되었을 경우, 또는

* 동아대학교 기계공학과
** 동아대학교 재료실험실
*** 동아대학교 대학원

주철·세라믹등의 무특징파면과 유사파면의 경우 전자현미경을 이용한 파면해석은 곤란하다.

X-선 회절법에 의한 파면관찰, 즉 X-선 프랙토그래피(X-ray fractography)는 파면근방의 재료의 내부구조에 관한 정보(잔류응력, 반가폭, 회절도형)가 얻어지기때문에, 파괴의 미시기구와 역학적 조건을 해명하는 유력한 수단중의 하나로 되고있다. 이 수법을 파면의 관찰에 이용하면, 파면근방의 변형량, 소성역, 잔류응력등에 관한 정보를 얻을 수 있기때문에, 파괴의 기구와 원인규명에 있어서 유효한 수법으로서의 가치가 있다.^{1)~4)}

본 연구에서는 SS41강에 대하여, 첫째 탄성영역내에서 4점 굽힘시험으로 X-선 응력정수 K값을 구하였고, 둘째 응력비 변화에 따른 일정하중진폭 피로균열진전실험을 행하여, 피로균열진전거동과 파괴역학적 조건과의 관계를 고찰하고, 파면 및 파면하의 반가폭, 잔류응력등의 X-선 파라미터와 파면형성시의 응력확대계수범위 ΔK 등의 파괴역학파라미터와 비교검토하여 파손해석의 가능성을 검토하였다. 또 피로파면을 순차적으로 전해연마하면서 X-선 파라미터의 변화로 소성역의 크기를 추정하였다.

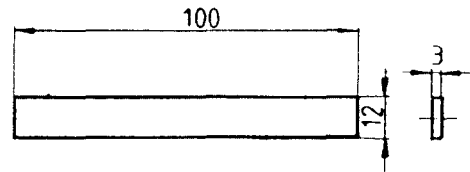
II. 실험장치 및 방법

1. 시험편

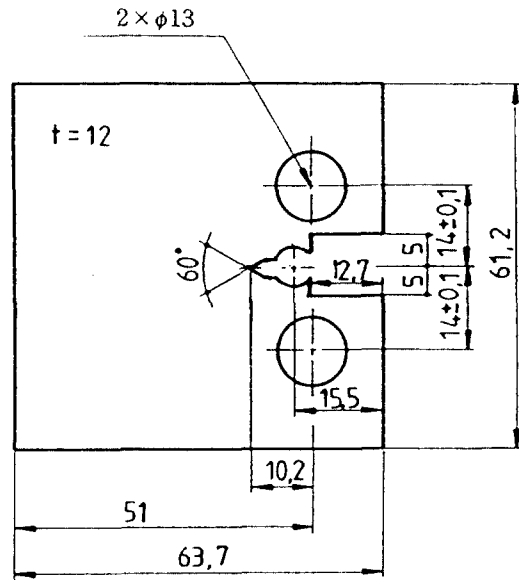
본 실험에 사용된 시험편재료는 일반구조용탄소강으로 널리 쓰이고 있는 두께 16mm의 SS41 열간압연판재로서 화학적 성분은 Table 1과 같다. 본 재료는 금속조직을 균질화시키기 위해 열처리를 행하였다. 열처리는 1000°C에서 2시간 유지한 후 공냉시켰다. 그리고 시험편을 가공한 후 650°C에서 30분유지한 후 노냉하여 tempering 처리하였다. 열처리한 후 ferrite 결정입경은 약 30 μ m 정도이며, 시험편의 기계적 성질은 Table 2에 나타내었다.

Fig. 1은 시험편의 형상 및 치수를 나타내고 있다. 모든 시험편은 L-T방향으로 가공하였으며, 기계가공 후 가공잔류응력을 없애기위하여 샌드페이퍼 및 Al₂O₃ 분말입자로 폴리싱 하고, 표면을

깊이 150 μ m 정도 전해연마하였다.



(a) Four point bending specimen for elastic region.



(b) CT specimen

Fig. 1 Configuration of test specimen.

Table 1. Chemical composition of SS41 steel.
(wt. %)

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.096	0.84	0.01	0.009

Table 2. Mechanical properties of SS41 steel.

Yield strength σ_y (MPa)	Tensile strength σ_{us} (MPa)	Elongation (%)	Poisson's ratio (ν)	Young's modulus (GPa)
262.74	434.73	31.81	0.268	224.75

2. 피로균열진전실험

피로시험기는 전기유압서어보식 만능피로시험기(INSTRON model 1331, 10tonf)이며, 실험 조건은 하중제어방식으로 상온, 대기중에서 하중반복속도가 10Hz인 정현파형을 채택하였다. 응력비는 R=0.1, 0.3 및 0.5로 하였으며, 하중폭 ΔP를 각 응력비에서 모두 5831N로 일정하게 고정하여 하중진폭일정 실험방식으로 실시하였다. 피로균열진전실험에서 pre-crack은 모든 시험편에 대하여 a/W=0.23이 되도록 삽입하였다. 균열길이 측정시 주파수는 0.1Hz로 하였고, 배율 50배인 이동식 망원현미경을 시험편 양측면에 배치하여 균열길이를 측정하였다. 응력확대계수범위 ΔK는 식(1)을 이용하여 계산하였다.⁵⁾

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B \cdot \sqrt{W}} F(a) \dots\dots\dots (1)$$

$$F(a) = \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{\frac{3}{2}} + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4} (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2)$$

여기서 α=a/W,
 B : 시험편 두께, W : 시험폭,
 a : 균열길이

또한, 피로균열성장속도 da/dN와 응력확대계수범위ΔK의 관계는 7점중분 다항법(seven point incremental polynominal method)을 사용하여 처리하였다.

3. X-선 회절실험

가. X-선 회절조건의 결정

SS41강은 ferrite계 철강재료로서 체심입방구조이다. 결정구조가 체심입방구조인 경우, 특정(h k l)면의 면간거리는 다음 식으로 주어지게 된다.

$$\frac{1}{d^2} = \frac{h^2+k^2+l^2}{a^2} \dots\dots\dots (2)$$

여기서 격자상수(a=2.8665Å)와 Cr-K_α선(파장 λ =2.2291Å)을 이용하였을 때, Bragg의 조건식 nλ=2d · sinθ를 만족하는 회절면과 회절각 2θ값을 실

험에 이용하였다. 또한, 정밀한 X-선 파라미터를 측정하기 위해서는 다음의 조건을 만족하여야한다. 1) 회절각 2θ가 가능한 한 180에 가까울것, 2) 회절강도가 높을것, 3) 독립peak인 것. 본 실험에서는 위의 조건을 만족하기 위하여 X-선 회절장치(diffractometer)에 의한 회절각도 및 반가폭 측정은 (211)면을 이용하였다. Table 3은 반가폭 및 회절도형을 측정하기 위한 실험 조건을 나타낸 것이다. Fig. 2는 앞에서 설정된 조건에 의해 X-선 회절장치의 X-Y 레코더에 그려지는 대표적인 회절도형의 모습을 나타낸 것이다. 여기서 회절도형의 백그라운드(background)에 평행한 기준선을 긋고, 최고 회절강도와의 거리가 1/2인 지점

Table 3. X-ray diffraction conditions.

Test conditions	Parallel-beam method
Characteristic X-ray	Cr-K _α
Diffraction plane	(211)
Filter	V
Tube voltage	30KV
Tube current	10mA
Divergence angle	0.5
Height limit slit	5mm
Scanning speed	2/min
Chart speed	20mm/min
Time constant	5sec.

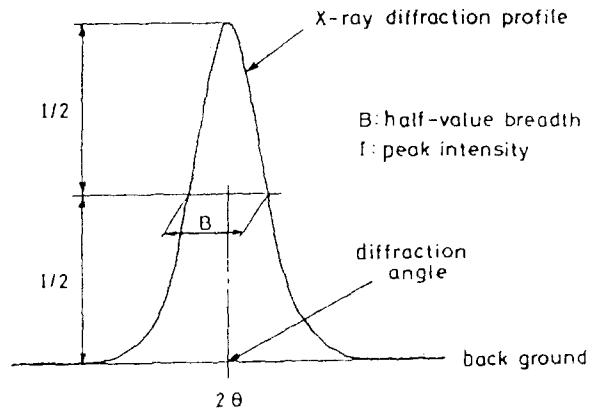


Fig. 2 Schematic illustration of X-ray diffraction profile.

에서 기준선과 평행한 선을 그었을 때, 그 중심 위치에서의 각도를 회절각 2θ 라 하고, 그 폭을 반가폭 B라고 정의한다.

나. X-선 응력정수의 측정법

X-선적 응력정수의 측정에는 Fig. 3과 같은 4점굽힘부하장치를 사용했다. 안쪽면에 부착한 스트레인게이지에 의해 측정된 각각의 변형률에 대해서 $\sin^2\psi$ 선도를 구하고, 그것에 의해 응력정수를 결정한다. 이 방법을 간략하게 설명하고자한다. 일축응력 σ_x 가 가해질 때, 시료면 법선과 측정하고자하는 응력방향 X축이 이루는 측정면내에서 시료면 법선으로 부터 각도 ψ 만큼 기울어진 방향의 수직변형률 ϵ_v 는 σ_x 와 다음의 관계이다.

$$\epsilon_v = \frac{1+\nu}{E} \sigma_x \cdot \sin^2\psi - \frac{\nu}{E} \sigma_x \dots\dots\dots (3)$$

변형률 ϵ_v 는 ψ 방향에 법선을 가진 회절면의 회절각도의 변화에 의해 구한다.

$$\epsilon_v = \Delta d/d_0 = -\cot\theta_0(\theta - \theta_0) \dots\dots\dots (4)$$

여기서, d_0 , θ_0 는 무응력상태에서의 면간거리 및 회절각으로, θ 는 측정된 변형률상태에서의 회절각이다. 위의 두 식에서 ϵ_v 를 소거하면 다음과 같은 기초식을 얻는다.

$$2\theta = -\frac{2(1+\nu)}{E} \cdot \tan\theta_0 \cdot \sigma_x \sin^2\psi \dots\dots\dots (5)$$

$$+ \frac{2\nu}{E} \tan\theta_0 \cdot \sigma_x + 2\theta_0$$

식(5)의 양변을 $\sin^2\psi$ 에 대하여 편미분하여, $2\theta - \sin^2\psi$ 선도의 직선기울기를 M이라고 하면,

$$M = \frac{\partial(2\theta)}{\partial \sin^2\psi} = -\frac{2(1+\nu)}{E} \cdot \tan\theta_0 \cdot \sigma_x \dots\dots\dots (6)$$

으로, 응력정수 K를 사용함으로써 다음의 관계식을 얻을 수 있다.

$$\sigma_x = K \cdot M \dots\dots\dots (7)$$

단

$$K = \frac{1}{\partial M / \partial \sigma_x} = -\frac{E}{2(1+\nu)} \cot\theta_0 \dots\dots\dots (8)$$

결국 각각의 σ_x 에 대해서 M을 구하면, M- σ_x 선도의 직선기울기로 부터 응력정수 K를 결정할 수 있다. 본 실험에서는 시료에 부하한 변형률 ϵ_M 를 파라미터(parameter)로 두고, 식(6)의 X-선적 응력 σ_x 가 기계적인 응력 σ_M 과 같다고 하면, 기계적 탄성계수 E_M 을 사용해서,

$$\sigma_x = \sigma_M = E_M(\epsilon_M + \epsilon_r) \dots\dots\dots (9)$$

로 관계지을 수 있다. 여기서 ϵ_r 은, 재료자체가 가진 잔류탄성변형률이다.

식(8), (9)로 부터 X-선 응력정수 K를 구할 수 있다.

$$K = \frac{E_M}{\partial M / \partial \epsilon_M} \dots\dots\dots (10)$$

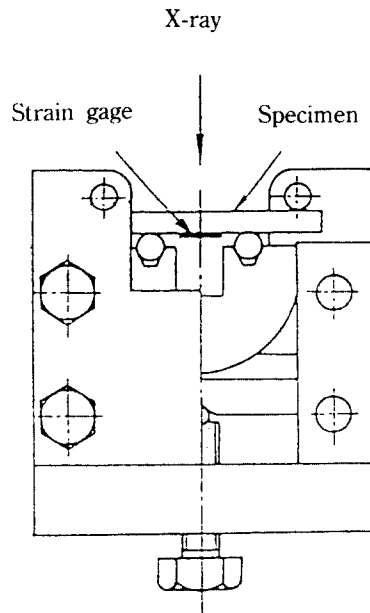


Fig. 3 Schematic illustration of loading jig.

다. 피로파단면에서 X-선 파라미터의 측정
Fig. 4는 피로파단면에 대한 X-선 관찰의 모식도를 나타내고 있다. X-선 조사면적은 $1 \times 7 \text{ mm}^2$ 이다. 피로균열전진실험에서 얻어진 각 파단

면에 대한 응력비 변화에 따른 X-선 파라미터 측정은 최대응력확대계수 $K_{max}=20.9, 25, 29.7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 인 3점에서 행하였다. $R=0.1$ 의 경우, 저응력확대계수영역인 $K_{max}=13.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 곳에서도 행하였다. 파단면의 표면층을 단계별로 전해연마하여 파단면아래의 반가폭, 소성역분포 및 깊이를 반복측정하였다.

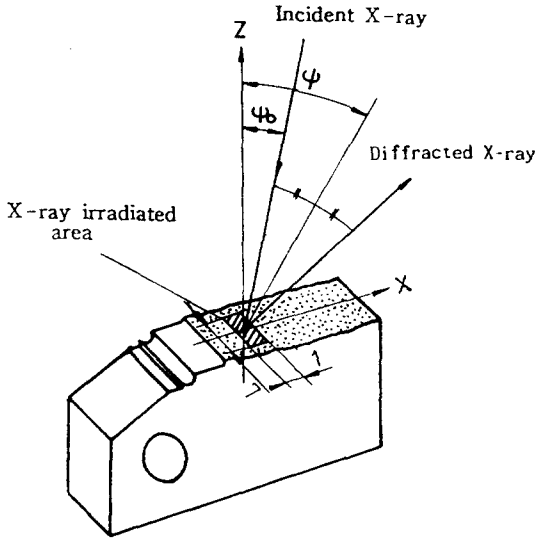


Fig. 4 Schematic illustration of X-ray irradiation area on fatigue fractured surface.

III. 실험결과 및 고찰

1. X-선 응력정수

Fig. 5는 자작한 4점 굽힘치구를 이용하여 5단계의 탄성영역($\epsilon_M=0, 0.02, 0.04, 0.06, 0.08\%$)에서 각각 인장부하하였을때, (211)면의 방위변화에 따른 2θ 의 변화거동을 나타낸것이다.

무응력상태의 본 시험체에 대한 Bragg각 2θ 는 156.14° 였고, 반가폭은 1.50° 였다. 변형율이 증가할수록 $\sin^2\psi$ 증가에 따른 2θ 의 값은 감소함을 알수 있다. 이 선도에서 각각의 기울기는 식(7)의 M값에 해당한다.

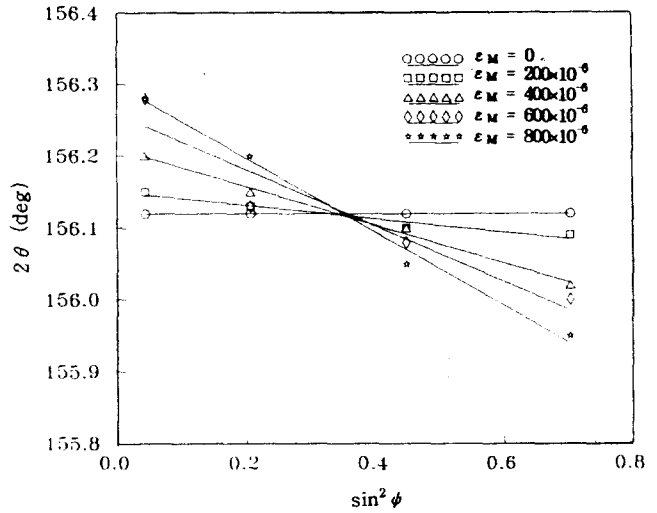


Fig. 5 $2\theta - \sin^2\psi$ diagram for SS41 (211) diffraction plane.

Fig. 6은 Fig. 5에서 구한 M값과 각각의 M에 대한 변형율과의 관계를 나타낸것이다. 이들 측정점에 대한 근사식은 최소자승법으로 구하였고 구한 결과는 다음과 같다.

$$Y = -659.35X - 0.01212 \dots\dots\dots (11)$$

식(11)의 기울기값(-659.35)과 Table 2에서 나

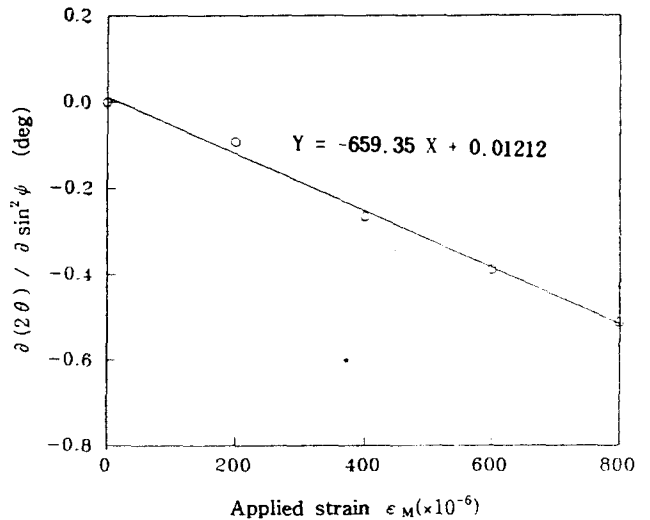


Fig. 6 $\partial(2\theta)/\partial\sin^2\psi$ versus ϵ_M diagram.

타나있는 실험에서 구한 기계적 탄성계수값(224.75GPa)을 식(10)에 대입하면 $K = -340.87 \text{ MPa/deg}$ 가 된다. 따라서, SS41강의 X-선 회절에 의한 응력측정은 식(7)을 이용함으로써 가능하게 됨을 알 수 있다.

2. 피로균열전파거동

Fig. 7은 피로균열진전속도 da/dN 와 응력확대 계수범위 ΔK 와의 관계를 양대수직으로 나타낸 것이다. 그림중의 실험점은 모두 ASTM의 소규모항복조건⁵⁾을 만족하고있다. Fig. 7에서 알 수 있는 것과 같이 낮은 ΔK 영역에서 동일 ΔK 에 대한 피로 균열진전속도를 각 응력비로 비교해 볼 때, 저응력비 0.1의 경우가 고응력비 0.3, 0.5보다 늦는 것을 알 수 있다. 그리고 본 실험의 경우, 세 응력비 모두 동일하중폭임에도 불구하고 피로균열진전속도의 차이를 보이고 있다. 이와 같은 현상은 첫째로 고응력비일수록 최대하중의 증가로 균열진전속도가 빨라지는 것으로 생각되며, 둘째로 응

력비 $R=0.1$ 에서 균열단합에 의한 피로균열진전속도 da/dN 의 감소에 기인한 것으로 보여진다. 그러나, 높은 ΔK 영역에서는 피로균열진전속도 da/dN 가 응력비에 따른 차이를 보이고 있지 않다는 것을 알 수 있다.

이와 같이 낮은 ΔK 영역에서 고려되어지는 균열단합의 기구로서는 잔류소성변형의 영향⁶⁾, 산화물의 영향⁷⁾, 표면거칠기의 영향⁸⁾ 및 상변태의 영향⁹⁾등이 알려져 있으며, 상온에서의 균열단합은 균열합으로 인한 파면거칠기에 의한 영향의 중요성이 보고되고 있다.¹⁰⁾

3. 파면상의 반가폭의 변화

Fig. 8은 피로파면에서 측정된 반가폭 B 와 최대응력확대계수 K_{max} 과의 관계를 나타내고 있다. 그림에서 보여지듯이 파면상의 반가폭 B 는 초기치 반가폭 $B_0=1.50^\circ$ 보다 크며, K_{max} 이 증가함에 따라 증가하는 경향이 있다. 이것은 크랙(crack)이 진전함에 따라 파단과정에서 받은 불균일소성변형때문이라고 생각된다. 그리고, 동일 K_{max} 값에 대하여 반가폭 B 는 응력비 R 에 따라 차이를 나타내고 있으며, 응력비 R 이 작은 것일수록, 반가폭 B 가 작다. 이것은 동일 K_{max} 에 대해서 응력비 R 이

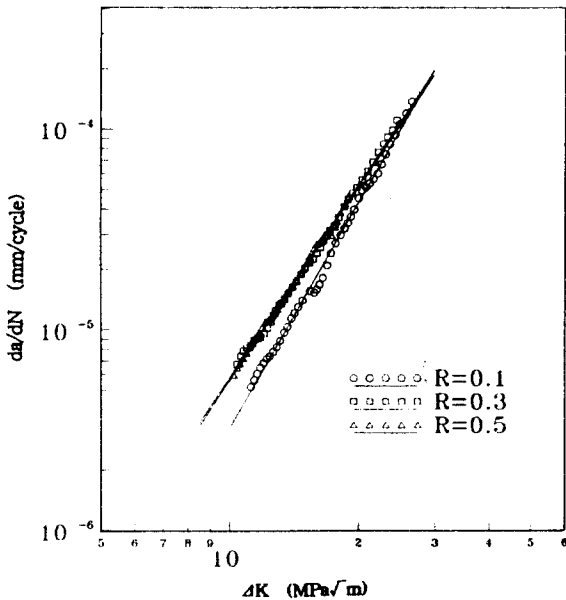


Fig. 7 Relation between stress intensity factor range (ΔK) and crack growth rate (da/dN) in SS41 steel.

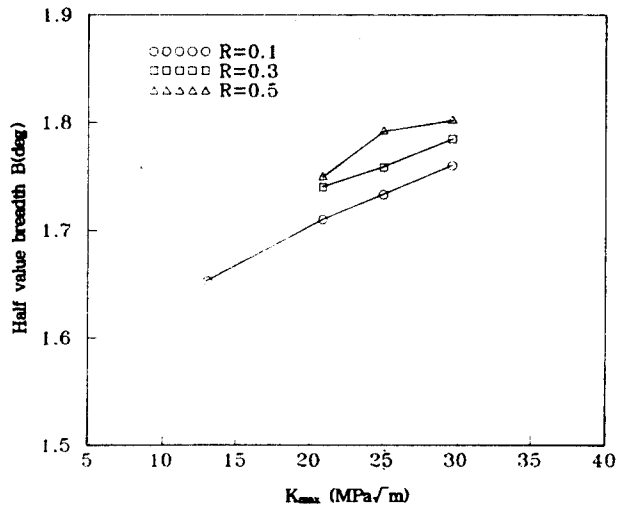


Fig. 8 Relation between half value breadth and maximum stress intensity factor.

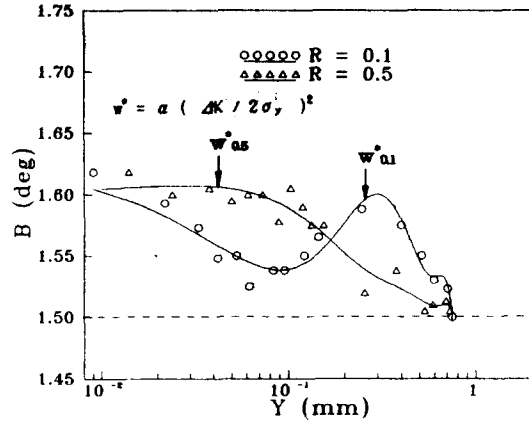
작을 수록 $\Delta K = K_{max}(1-R)$ 의 관계로 부터, ΔK 가 커지기 때문이라고 생각된다. 즉 ΔK 가 큰 것일 수록 반가폭 B가 작게 되는 원인으로 미시적인 관점에서 보면 ΔK 가 큰 것일수록 반복하중에 의한 격자의 정합성의 회복이 크기 때문이라 생각할 수 있고, 거시적인 관점에서 보면 K_{max} 에 의해 소성변형된 변형량이 ΔK 가 큰 것일수록 소성회복이 크기 때문이라고 볼 수 있다. 이러한 결과는 小倉敬二 등의 HT80, S53C에 대한 실험결과¹¹⁾와 잘 일치하고 있다.

4. 파면하의 반가폭변화

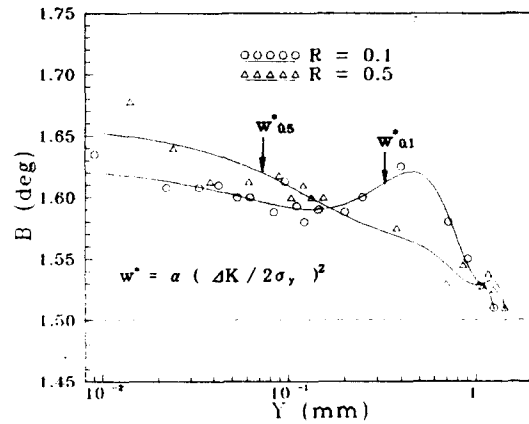
Fig. 9 (a), (b)는 응력비R=0.1, 0.5경우, 최대 응력확대계수 K_{max} 이 20.9MPa \sqrt{m} 와 29.6MPa \sqrt{m} 의 파면위치에서의 파면하의 반가폭 B를 파면으로부터 깊이Y에 대하여 편대수로 나타낸 것이다. 반가폭 B는 파면상에서 최대값을 나타낸 후, 전해연마로 인하여 파면내부로 들어감에 따라 감소하여 결국 모재의 초기치 반가폭 $B_0(=1.50deg)$ 에 도달하였다. 또한, B_0 에 도달하는 파면깊이 Y는 응력비에 관계없이 동일 K_{max} 에 있어서는 거의 일치하고 있으며, K_{max} 이 증가할수록 파면깊이 Y는 크게 되고 있다. 파면깊이값은 나중에 검토하게 될 파면에 수직한 방향의 최대소성역(maximum plastic region)크기 ω_s 와 일치하고 있다. 한편, 역소성역(reversed plastic region)크기 ω^* 는 응력확대계수범위 ΔK 와의 관계에서 다음 식과 같이 성립한다.¹²⁾

$$\omega^* = \alpha(\Delta K / 2\sigma_s)^2 \dots\dots\dots (12)$$

이 값을 Fig. 9에 표시하였다. R=0.1의 경우, 반가폭이 파면내부로 들어감에 따라 감소하다가 곧 증가하여 극대치를 나타낸 후, 다시 직선적으로 감소하여 초기치의 반가폭 $B_0(=1.50deg)$ 에 도달하였다. 여기서, 반가폭 B가 극대치로 되는 위치가 역소성역 ω^* 와 거의 일치하고 있다. 반가폭 B가 역소성역 ω^* 근방에서 극대치로 되는 이유는 K_{max} 에 의한 반가폭 변화분포에 ΔK 지배의 반복변형에 의한 반가폭값의 감소가 중첩되어서, $Y = \omega^*$ 근방에서 반가폭이 극대치로 된다고 생각된



(a) $K_{max} = 20.93 \text{ MPa}\sqrt{m}$



(b) $K_{max} = 29.57 \text{ MPa}\sqrt{m}$

Fig. 9 Half value breadth plotted against the depth from fracture surface.

다. 이러한 경향은 Tanaka등이 실시한 실험결과¹³⁾와 잘 일치하고 있다. 그러나 R=0.5인 경우, R=0.1과 같이 극대치를 나타내지 않았다. 단지 ΔK 지배의 반복하중영역내에서 반가폭 B가 대략 일정한 값을 나타낸 후, ω^* 근방에서 서서히 감소하여 초기치반가폭 B_0 에 도달하였다. 이것은 동일 K_{max} 에서 반복하중영역의 ΔK 가 R=0.1에 비해 상당히 작기 때문에 K_{max} 에 의해 형성된 단조소성역(monotonic plastic region)에 뚜렷한 감소효과를 나타내지 못한 것이다. 그리고 Fig. 9에서 동일 K_{max} 에 대해 ω^* 영역내에서 R=0.1이 R=0.5보다

반가폭 B가 작게 되는 이유도 R=0.1이 R=0.5보다 ΔK가 크기 때문이라고 생각된다.

5. 파면하의 소성역깊이

응력비R=0.1, 0.5에서 각각의 최대응력확대계수 K_{max}에 대하여 반가폭 B가 모재의 초기치 반가폭 B₀(=1.50deg)로 되는 파면깊이 Y를 최대소성역깊이 ω_y로 하고, 측정된 소성역깊이 ω_y와 (K_{max}/σ_y)와의 관계를 Fig. 10에 나타내었다. 여기서, σ_y는 Table 2에서 나타낸 것과 같이 263MPa이다. Fig. 10으로부터 최대소성역깊이 ω_y는 (K_{max}/σ_y)의 제곱에 비례하여 증가하고, 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\omega_y = \alpha (K_{max} / \sigma_y)^2 \dots\dots\dots (13)$$

본실험에서 α값을 반가폭 B에 대하여 최소자승법으로 구하여 보면, α=0.136이 된다. SM강에 대하여 α가 0.09로 보고된 예¹⁴⁾가 있지만, 본실험에서는 그 값보다는 크며, 小倉敬二等¹⁷⁾의 SM50

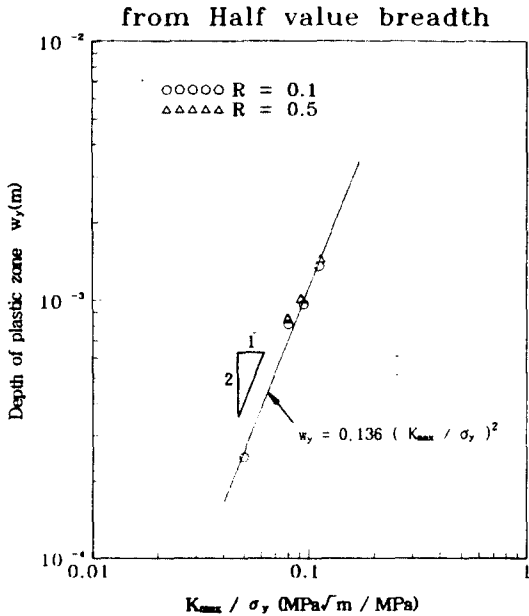


Fig. 10 Relation between depth of plastic zone and maximum stress intensity factor divided by yield strength.

A강의 α=0.132와 거의 일치하고 있으며, Levy의 유한요소법해석값 α=0.15와도 근접한 값을 나타내고 있다. 식(13)에서 알수있듯이 파면아래의 반가폭 분포로부터 구해진 최대소성역깊이 ω_y로부터 최대응력확대계수 K_{max}의 추정이 가능하다고 생각된다.

IV. 결 론

SS41강에 대하여 응력비에 따른 피로균열진전 실험을 실시하고, 각각의 피로시험편파면에 대해서 반가폭, 소성역분포 및 소성역깊이를 측정하여, X-선 파라미터와 최대응력확대계수 K_{max}과의 상관관계를 조사하였다. 여기서, 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) SS41강의 응력정수K를 Cr-K_a선을 이용하여 (211)면에 대하여 측정된 결과, K=-340.87 MPa/deg이었다.
- 2) 파면상의 반가폭값 B는 균열진전시 크랙선단 근방의 불균일 소성변형으로 인하여 K_{max}이 클수록 증가하는 경향을 나타내었고, 응력비가 높을수록 크게 되었다.
- 3) 파면깊이방향의 반가폭값은 파면깊이 Y가 증가함에 따라 감소하여 결국 초기치반가폭 B₀에 도달하게 되는데, R=0.1인 경우 극대치를 나타낸 후 다시 감소하여 초기치에 접근하였다. 단조소성역크기는 파면내부의 반가폭이 초기치반가폭에 도달하는 깊이이며, 역소성역크기는 극대치를 나타낸 위치와 일치한다.
- 4) 역소성역범위 (Y<ω*)에서 단조소성변형에 의한 반가폭값은 동일 K_{max}에 대하여 응력비가 클수록 크다.
- 5) 파면하의 반가폭의 분포에서 K_{max}에 의해 형성된 단조소성변형영역에 대응하는 파면수직방향의 소성역크기를 결정할 수 있고, 다음식으로부터 K_{max}의 규정이 가능하였다.

$$K_{max} = \sigma_y \left(\frac{\omega_y}{0.136} \right)^{1/2}$$

참 고 문 헌

- 1) 平 修一, 田中啓介, 鐵と鋼, 65, 450 (1979).
- 2) 廣瀬幸雄, 田中啓介, 矢島善次郎, 岡林邦夫, “高張力鋼の應力腐食割れのフラクトグラフィ的研究”, 材料, 第28卷, pp. 189-195, 1979.
- 3) 紅林豊, 玉昭太郎, 三澤啓志, 材料, 31, 221 (1982).
- 4) 田中啓介, 畑中伸夫, “高强度鋼および軟鋼の疲勞破面近方の殘留應力”, 材料, 第31卷, pp. 215-220, 1982.
- 5) ASTM Standard E647-88, “Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates”, ASTM, pp. 1-6, 1988.
- 6) M. T. Yu and T. H. Topper, “The Effects of Material Strength, Stress Ratio, and Compressive Overload on the Threshold Behavior of a SAE 1045 Steel”, Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. of ASME, Vol. 107, pp. 19-25, 1985.
- 7) ANDERS F. Blom, Dan K. Holm, “An Experimental and Numerical Study of Crack Closure”, Eng. Fract. Mech., Vol. 22, pp. 817-997, 1985.
- 8) R. O. Ritchie and S. Suresh, “Consideration on Fatigue Crack Closure at Near-Threshold Stress Intensities Due to Fracture Surface Morphology”, Met. Trans., Vol. 13A, pp. 937-940, 1982.
- 9) R. D. Rendse and R. O. Ritchie, “A Study of Fatigue Crack Propagation in Prior Hydrogen Attacked Pressure Vessel Steels”, Met. Trans., Vol. 16A, pp. 1491-1501, 1985.
- 10) P. K. Liaw and W. A. Logsdon, “The Influence of Load Ratio and Temperature on the Near-Threshold Fatigue Crack Growth Rate Properties of Pressure Vessel Steels”, Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. of ASME, Vol. 107, pp. 26-33, 1985.
- 11) 小倉敬二, 三好良夫, 川口晉廣, “高溫疲勞破面のX線フラクトグラフィ”, 材料, 第35卷, pp. 719-724, 1986.
- 12) J. R. Rice, ASTM STP 415, 247, 1967.
- 13) 田中啓介, 秋庭義明, 西澤英和, 金多 潔, “軟鋼における疲勞破面 近方の塑性變形に關するX線的研究”, 材料, 第35卷, pp. 2-8, 1986.
- 14) 田中啓介, 畑中伸夫, “高强度鋼および軟鋼の疲勞破面近方の殘留應力”, 材料, 第31卷, pp. 215-220, 1982.