

## X-선 회절을 이용한 피로하중을 받는 일반구조용강의 잔류응력에 관한 연구

### A Study on Residual Stress for Fatigue Fracture Surface in General Purpose Structural Steel using X-ray Diffraction

조석수\*, 장득열\*\*, 주원식\*\*\*  
Seok-Swoo Cho, Deuk-Yul Jang, Won-Sik Joo

#### ABSTRACT

The fatigue life of mechanical components and structures has been influenced by mechanical, material and environmental conditions. It is important to search out the load type and size for accurate cause of fracture at the damaged surface of material. The fractographic method by x-ray diffraction can utilize residual stress  $\sigma_r$  and half-value breadth B and find out the types and the mechanical conditions of fracture. This study showed the relationship between fracture mechanical parameters  $\Delta K$ ,  $K_{max}$  and X-ray residual stress  $\sigma_r$  for normalized SS41 steel with homogeneous crystal structure and M.E.F. dual phase steel(martensite encapsulated islands of ferrite). The fatigue crack propagation tests were carried out under stress ratios 0.1 and 0.5. The X-ray diffraction technique according to crack propagation direction was applied to fatigue fractured surface. Residual stress  $\sigma_r$  was independent on stress ratios by arrangement of  $\Delta K$ . The equation of  $\sigma_r$ - $\Delta K$  was established by the experimental data. Therefore, fracture mechanical parameters can be estimated by the measurement of X-ray parameters.

주요기술용어 : X-ray Diffraction(X-선 회절), Fatigue Crack Propagation Rate (피로균열전파 속도), Residual Stress(잔류응력), Fatigue Fractured Surface (피로파면), Stress Intensity Factor(응력확대계수)

#### 1. 서론

각종 기계부품이나 구조물은 기계적, 재료적 및 환경적 요인에 의하여 다양한 파손 및 파괴를 일으키고 있고, 이에 대한 정확한 사고 원인을 규명하고 재발을 방지하기 위하여 손상된 재료에 부과된 하중의 종류나 크기를 구하는 것이 절대

---

\* 정회원, 삼척대학교 자동차공학과

\*\* 정회원, 삼척대학교 기계공학과

\*\*\* 정회원, 동아대학교 기계공학과

적으로 필요하다. 특히, 대부분의 사고를 차지하는 피로파괴는 사용응력이 항복응력보다 훨씬 낮은 하중조건에서 일어나므로 파괴시의 사용응력을 구할수 있다면 반복 하중에 관련된 안전을 선정에 상당한 기여를 할 수 있다. 그리고 설계 및 생산 기술자가 사고를 조사하여 그 방지 대책을 세울 때 그 사고부품의 파면에서 재료에 작용된 부하응력을 구할 수 있다면, 기계 및 구조물의 성능을 개선하기 위한 대책으로 아주 유용한 자료가 될 것이다. 또한 피로 파괴된 부품에 대한 설계응력과 실제 작용응력을 비교하므로써 사고에 대한 구체적인 방지법을 제시할 수도 있다.

일반적으로 기계요소에 대한 파손사고의 원인을 규명하기 위하여 전자현미경을 이용한 파면해석(electron fractography)방법이 널리 이용되고 있으며, 사고의 재발방지와 설계법, 제조법의 개량에 크게 기여하고 있다.

그러나 이러한 방법은 파면에 잔존하는 요철을 이용하여 역학적, 재료적, 환경적 조건 및 파괴기구를 밝혀내기 때문에, 표면층이 산화 또는 부식 등에 의해 손상되었을 경우 전자현미경을 이용한 파면해석은 어렵다. 특히, 전자 현미경을 이용하는 방법은 다른 비파괴적 방법에 비하여 각 원인 인자에 관한 정성적 평가는 우수하나 정량적 평가는 어려우며, 측정영역의 샘플채취와 처리에 상당한 제약을 받게 된다.<sup>1)</sup>

한편, X-선 회절법에 의한 파면해석은 파면의 X-선 관찰에서 얻어지는 X-선 파라미터인 잔류응력  $\sigma_r$ 이나 반가폭 B의 특징으로부터 파괴양식의 판별, 파괴의 역학적 조건과 균열전파수명을 예측할 수 있는 방법이다.<sup>2)</sup> 이러한 방법은 파면의 표면요철을 나타내는 것이 아니라 파면근방의 격자변형에 관한 정보를 나타내는 것으로 손상을 정량적으로 평가할 수 있다는 측면에서 산업계로의 활용가치가 높다.

Yajima등<sup>3)</sup>은 구상흑연주철을 이용한 피로시험에서 X-선 회절법이 피로수명평가에 적용될 수 있음을 보임과 동시에, 전자현미경에 의한 파면해석과 상호보완할 수 있는 방법이라고 주장하

였고, 김등<sup>4)</sup>은 자동차용 압연강판을 이용하여 피로수명비  $N/N_f$ 에 따른 X-선 잔류응력  $\sigma_r$ 의 거동을 검토하여 이 파라미터가 피로수명을 평가할 수 있음을 보이고 있다. 또한, Akita등<sup>5)</sup>은 피로 균열전파방향의 파면에서의 잔류응력이나 반가폭의 분포에서 단조 소성역 깊이를 구하므로써, 최대응력확대계수  $K_{max}$ 을 추정할 수 있을 뿐만 아니라, 이러한 관계에서 응력비의 영향이 현저하지 않은 경우 파면을 형성할 때의 최대하중을 추정할 수 있다고 주장하였다. 그러나 피로균열전파속도  $da/dN$ 과 물리적 관계가 있는 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 정량적으로 추정할 수 있는 평가 방법을 확립하지 못하고 있다.

따라서, 본 연구에서는 불림처리하여 내부잔류응력을 제거하고 결정조직을 균질화시킨 SS41강의 불림재와 경질상인 마르텐사이트상이 연질상의 페라이트상을 둘러싸고있는 M.E.F.복합조직강의 X-선 응력계수 K를 4점 굽힘시험으로 탄성영역내에서 구한 뒤, 응력비 변화에 따른 일정하중진폭 피로균열전파실험을 수행하여 파면형성시의 파괴역학 파라미터와 파면상의 X-선 파라미터인  $\sigma_r$ 의 상관 관계를 조사하므로써, X-선 파라미터로부터 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 추정할 수 있는지를 검토하였다.

## 2. 실험 방법

### 2.1 재료 및 시험편

Table 1은 본 연구에서 시험편으로 사용한 두께 16mm의 SS41강의 화학적 성분을 나타낸 것으로 일반 구조용 열간 압연강재이다. 시험편은 SS41강을 불림(normalizing)열처리하여 가공잔류응력을 제거하고, 금속조직을 균질화시킨 SS41강의 불림재와 뜨임-담금질 열처리하여 경질의 마르텐사이트상이 연질의 페라이트상을 둘러싼 형태의 두개의 상으로 이루어진 M.E.F.복합조직강으로 만들어 가공하였으며, 시험편 채취 방향은 L-T방향으로 하였다. 또한 시험편을 가공할 때 생기는 가공잔류응력을 제거하기 위하여

전해연마로 가공변질층을 SS41강의 불림재는 약  $150\mu\text{m}$  정도, M.E.F.복합조직강은 약  $100\mu\text{m}$  정도 제거하였다.

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

C	Si	Mn	P	S	Fe
0.19	0.096	0.84	0.01	0.009	bal.

Table 2 Metallurgical properties

Material	Ferrite grain size ( $\mu\text{m}$ )	Martensite volume fraction(%)	Hardness(Hv), 25g		
			Ferrite	Martensite	Pearlite
Normalized SS41 steel	30	-	151	-	270
M.E.F. dual-phase steel	30	51	151	560	-

Table 3 Mechanical properties

Material	Yield strength $\sigma_y$ (MPa)	Tensile strength $\sigma_t$ (MPa)	Elongation (%)	Poisson's ratio ( $\nu$ )	Young's modulus (GPa)
Normalized SS41 steel	262.74	434.73	31.81	0.268	224.75
M.E.F. dual-phase steel	390.85	781.84	14.96	0.27	185.19

Table 2는 SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조직강의 미세조직의 주요변수들을 나타내었다. 결정입경의 크기는  $30\mu\text{m}$ 이고 M.E.F.복합조직강의 마르텐사이트 체적비는 51%이다.

Table 3은 SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조

직강의 기계적 성질을 나타낸 것으로 후자가 전자에 비하여 항복과 인장강도가 현저히 증가하였으며, 그에 따라 연신율은 감소하였다.

## 2.2 피로균열전파실험

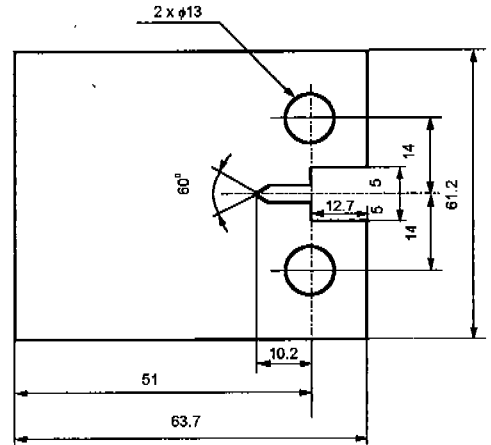


Fig.1 Geometry and dimensions of CT specimen (unit:mm, thickness=12mm)

피로균열전파실험에 사용한 시험기는 전기유압서어보식 만능 피로시험기(Instron model 1331, 98kN)이며, 일정하중진폭제어방식으로 반복인장하중을 가하였다. Fig. 1은 실험에 사용된 CT시험편의 형상 및 치수를 나타내고 있으며, 실험조건은 주파수가 10Hz, 하중파형이 정현파, 응력비가 0.1과 0.5로 실온대기조건하에서 실험하였으며, 하중진폭  $\Delta P$ 는 SS41불림재는 5831N, M.E.F.복합조직강의 경우는 7585.2N으로 하여 실험하였다. 균열길이 측정시 주파수는 0.1Hz로 낮추었고, 배율 50배인 이동식 망원현미경을 시험편 양측면에 배치하여 균열길이를 측정하였다. 일정  $\Delta K$  제어 피로실험에서는 응력비  $R=0.5$ 의 일정하중진폭조건으로 설정하여 SS41강의 불림재의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 가  $13\text{ MPa m}^{1/2}$ , M.E.F.복합조직강의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 가  $14\text{ MPa m}^{1/2}$ 에 도달하면 균열전파에 따른 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 변화

률이 3%이내가 되도록 최대하중  $P_{max}$ 을 고정하고 최소하중  $P_{min}$ 을 단계적으로 제어하였다. 응력 확대계수범위  $\Delta K$ 는 ASTM standard E 647-88에 의해 아래와 같이 산출하였다.<sup>6)</sup>

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

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

여기서  $a=a/W$ ,  $a$ : 균열길이,  $W$ : 시편편의 폭,  $\Delta P$ : 하중폭,  $B$ : 시편편 두께

또한, 피로균열전파속도  $da/dN$ 과 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 관계는 7점증분다항법(seven point incremental polynomial method)을 사용하여 처리하였다.

## 2.3 X-선 회절실험

### 2.3.1 X-선 회절조건의 결정

SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조직강은 페라이트계 철강재료로서 결정구조가 체심입방구조이고 특정 (hkl)면의 면간거리는 식(2)로 나타낼 수 있다.

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

또한 회절면과 회절각  $2\theta$ 는 상술의 식을 기초로 SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조직강의 격자상수  $a$ 를 2.8664Å으로, 특성 X-선인 Cr-K $\alpha$  선의 파장  $\lambda$ 를 2.29092Å으로 각각 설정하였을 때, Bragg의 회절 조건식  $n\lambda = 2d \cdot \sin \theta$ 를 만족하는 값을 실험에 이용하였다. 한편 X-선 파라미터를 정밀하게 측정하기 위해서는 실용적으로 다음 조건을 만족하여야 한다.

- (1) 회절각  $2\theta$ 가 될 수 있는 한 180°에 가깝게 한다.
- (2) 회절강도를 높게 한다.
- (3) X-선 회절강도곡선(X-ray diffraction

profile)이 독립적인 피크(peak)를 가지도록 한다.

Table 4 X-ray diffraction condition

Test condition	Parallel-beam method
Characteristic X-ray	Cr-K $\alpha$
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

Table 4는 X-선 파라미터를 측정하기 위하여 설정된 실험조건을 나타낸 것으로 특성 X-선은 Cr-K $\alpha$  선을, 회절면은 (211)면을, 필터는 V필터를 각각 사용하였다. 잔류응력의 측정에 사용한 시험기는 X-선회절장치(X-ray diffractometer)이며, X-선 응력측정표준법<sup>1)</sup>에 따라 회절각  $2\theta$ 의 결정은 반가폭법(half-value breadth method)으로 하였으며, 병경법의 광학계로 4점 입사( $\psi^0 = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ )에 의하여  $\sin^2 \psi$  법으로 잔류응력을 산출하였다.

Fig. 2는 앞에서 설정된 조건으로 무응력상태의 회절각도  $2\theta^0$ 를 구하기 위하여 X-선 회절장치의 고니오미터(goniometer)를  $2\theta - \theta$  연동시스템으로 120~160°까지 회전시켰을 때 X-선 회절장치의 X-Y레코드에 그려지는 대표적인 회절강도곡선의 모습을 나타낸 것이다. 여기서 회절강도곡선의 백그라운드(background)에 평행한 기준선을 긋고, 최고회절강도곡선과의 거리가 1/2인 지점에서 기준선과 평행한 선을 그었을 때 그 중심위치에서의 각도를 회절각  $2\theta$ 라 하고 그 폭을 반가폭 B로 정의한다. 그림에서 알 수 있는

것 처럼 브래그 법칙(Bragg's law)<sup>2)</sup>과 식 (2)를 만족하는 각도인 156.4°부근에서 회절 피크(diffraction peak)가 생기고 있다.

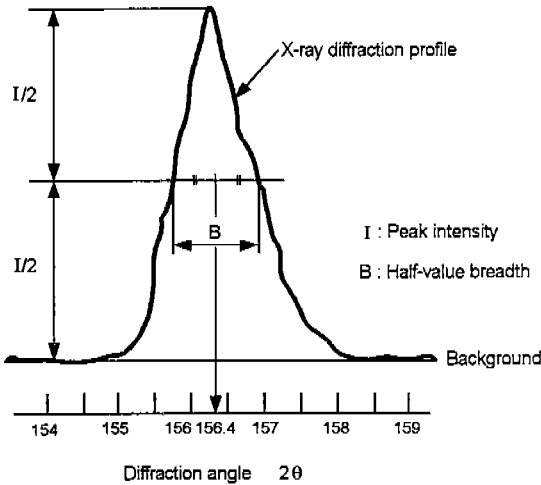


Fig.2 Schematic illustration of x-ray diffraction profile

### 2.3.2. X-선 응력정수 K의 측정

X-선 잔류응력은 응력정수 K에  $\sin^2 \psi$ 에 따른  $2\theta$ 의 기울기 M을 곱하여 구할 수 있으며, 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$\sigma_r = - \left( \frac{E \cot \theta_0}{2(1+\nu)} \right) \left( \frac{\partial 2\theta_{\phi\psi}}{\partial \sin^2 \psi} \right) \quad (3)$$

= K · M

여기서

$$K = - \left( \frac{E}{2(1+\nu)} \right) \left( \frac{\pi}{180} \cdot \cot \theta_0 \right) \quad (4)$$

(MPa / deg.)

$$M = \left( \frac{\partial 2\theta_{\phi\psi}}{\partial \sin^2 \psi} \right) \quad (\text{deg.}) \quad (5)$$

식 (4)의 K를 X-선 응력정수(X-ray stress constant)라 부르고, M은  $2\theta_{\phi\psi} - \sin^2 \psi$  선도의

직선의 기울기이다. 또한, 식 (3)에서  $\psi$ 는 시료면 법선과 회절면 법선이 이루는 각도로서 정의된다. 식 (3)을 기초로 하는 X-선 응력측정법을  $\sin^2 \psi$  법이라 하며 X-선 응력측정표준법<sup>1)</sup>에서도 추천되고 있다. X-선 응력정수 K는 다음의 2가지 방법으로 구할 수 있다.

첫째, 식 (4)에 의하여 구하는 이론적인 계산방법으로 인장시험에서 구한 탄성계수 E와 포아송비  $\nu$ , 그리고 실험재료의 무응력상태에서 구한  $\theta_0$  (여기서  $\theta_0$ 는 Fig. 2의  $2\theta$  값의 1/2에 해당되는 값임)를 사용하여 구하는 방법이다.

둘째, 4점 굽힘시험장치와 X-선 회절장치를 사용하여 구하는 실험적인 방법이다.

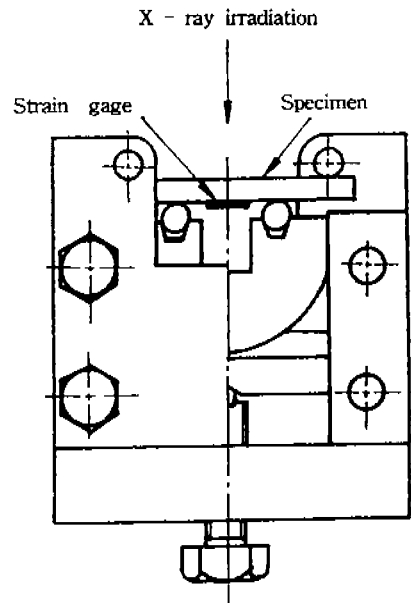


Fig.3 Schematic illustration of loading jig for calibration of X-ray stress constant

Fig. 3은 X-선 응력정수를 측정하기 위한 4점 굽힘시험장치를 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 시험편 안쪽 면에 부착한 스트레인 게이지에 의하여 탄성영역 내에서 측정된 각각의 변형률에 대하여  $\sin^2 \psi$  선도를 구하고, 그것에 의

하여 X-선 응력정수 K를 결정할 수 있다. 이 방법은 식 (3)을  $\sigma_r$ 에 대해서 편미분하여 다음 식 (6)을 기초로 하고 있다.

$$K = \frac{1}{\partial M / \partial \sigma_r} \quad (6)$$

즉, 각각의  $\sigma_r$ 에 대한 M을 구하여 M- $\sigma_r$  선도를 그린 뒤 그 그림의 기울기에서 응력정수 K를 결정하는 것이다. 본 실험에서는 시료에 부하한 탄성변형률  $\epsilon_E$ 를 기초로 탄성 변형된 결정립의 응력을 식 (3)의 X-선으로 측정할 응력  $\sigma_r$ 과 기계적 응력  $\sigma_M$ 으로 간주하면, 인장실험에서 구해진 탄성계수  $E_M$ 을 사용하여

$$\sigma_r = \sigma_M = E_M \cdot \epsilon_E \quad (7)$$

라고 할 수 있다. 이 두개의 식 (6), 식 (7)로부터 X-선 응력정수 K를 실험을 통하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$K = \frac{E_M}{\partial M / \partial \epsilon_E} \quad (8)$$

### 2.3.3 피로균열전파시험편에서의 X-선 파라미터 측정

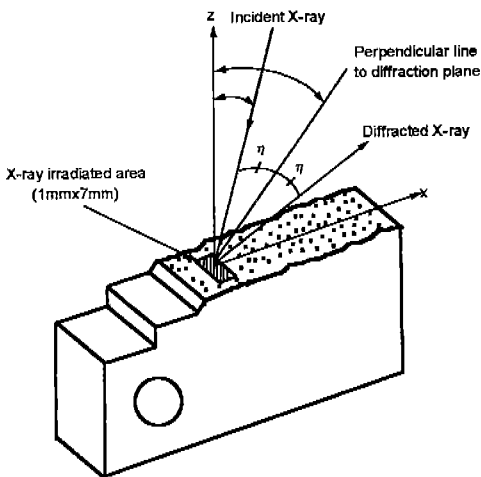


Fig.4 Schematic illustration of X-ray irradiated area on fatigue fracture surface

Fig. 4는 X-선을 피로 파면에 조사하는 모식도를 나타낸 것이다. X-선 조사면적은 피로 파면의 두께 중앙부에 1mm×7mm의 직사각형으로 하였다. 파면상의 잔류응력은 평면 변형률과 응력상태를 동시에 고려하지 않고 한 상태만 설정하여 연속적으로 측정하기 위하여 두께 방향의 파면중앙부에 X-선을 조사하여 균열전파방향으로 순차적으로 측정하였다. 또한 소성변형후의 X-선 파라미터를 소성변형을 받기 전의 값과 비교하기 위하여 피로실험을 수행하기 전 소성변형을 받지 않은 부재의 X-선 파라미터의 값을 Table 5에 표시하였다.

Table 5 X-ray parameters under no loading condition

X-ray parameters	Materials	
	Normalized SS41 steel	M.E.F. dual phase steel
Residual stress $\sigma_{r_0}$ (MPa)	1.0	-45
X-ray diffraction angle $2\theta_0$ (deg.)	156.40	156.25

## 3. 실험 및 고찰

### 3.1 X-선 응력정수 K의 측정

X-선 응력정수 K를 이론적으로 계산하는 방법은 상술의 식 (4)에 의하여 구할 수 있으며, 이때 E와  $\nu$ 는 Table 3에서  $\theta_0$ 는 Table 5에서 무응력상태의 회절각도인  $2\theta_0$ 의 1/2에 해당하는 값인  $\theta_0=78.20^\circ$ 를 각각 사용하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 K &= -\left(\frac{E}{2(1+\nu)}\right)\left(\frac{\pi}{180} \cdot \cot \theta_0\right) \\
 &= -\left(\frac{224.75 \times 10^3}{2(1+0.268)}\right)\left(\frac{\pi}{180} \cdot \cot 78.20^\circ\right) \\
 &= -323.14 \text{ (MPa/deg.)} \quad (9)
 \end{aligned}$$

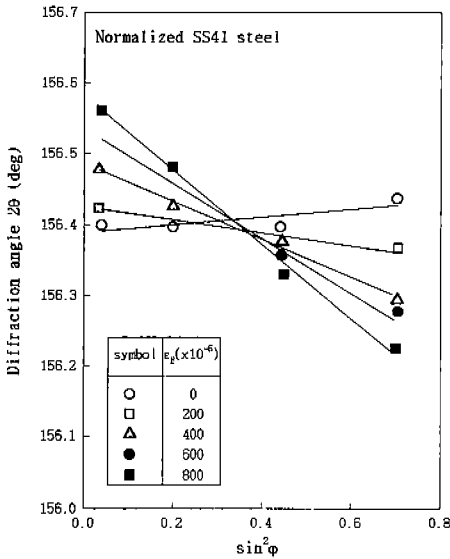


Fig.5  $2\theta - \sin^2\phi$  diagram for  $\alpha$ -Fe (211) diffraction plane in normalized SS41 steel

또한, X-선 응력정수 K를 실험에 의하여도 구할 수 있다. Fig. 5는 SS41강의 불림재를 4점 굽힘시험장치를 이용하여 5단계의 탄성영역( $\epsilon_E=0, 0.02, 0.04, 0.06, 0.08\%$ )에서 인장부하하였을 때,  $\alpha$ -Fe의 (211)면의 방위변화에 따른  $2\theta$ 의 변화 거동을 나타낸 것이다. 그림에서  $\sin^2\phi$  증가에 따른 회절각  $2\theta$ 의 마이너스 기울기는 탄성변형을  $\epsilon_E$ 가 증가할수록 점점 더 커지고 있으며, 모든 직선이  $\sin^2\phi$ 가 0.3부근에서 만나고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과는 일본재료학회의 X-선 재료 강도 부문 위원회에서 발간한 X-선응력 측정

표준법에서 주장하는 것처럼  $2\theta - \sin^2\phi$  선도의 모든 직선이 한 점에서 만난다는 경향과 일치한다.<sup>1)</sup>

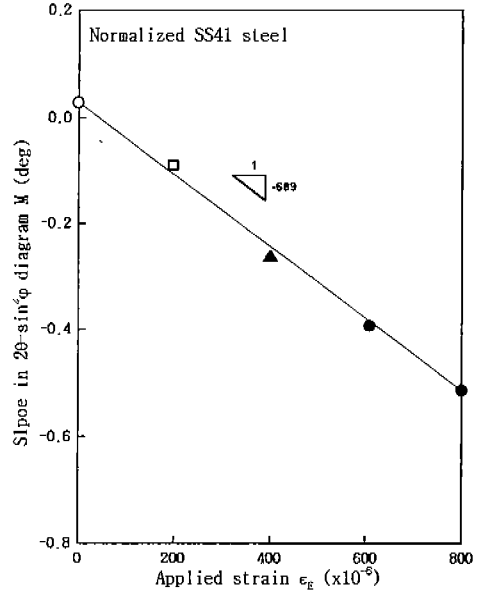


Fig.6 Slope M of  $2\theta - \sin^2\phi$  diagram with applied strain for normalized SS41 steel

Fig. 6은 Fig. 5에서 구한 기울기 M과 탄성변형을  $\epsilon_E$ 와의 관계를 나타낸 것이다. 이러한 실험점에 대한 근사식을 최소자승법으로 구하였으며, 직선의 기울기는  $-689.0 \text{ deg.}$ 이었다. 식 (8)에 기울기  $-689.0 \text{ deg.}$ 과 SS41강의 불림재의 탄성계수  $224.75 \text{ GPa}$ 을 대입하였을 때, X-선 응력정수 K는  $-326.20 \text{ MPa/deg.}$ 가 되었다. 이 값은 식 (4)에 의하여 이론적으로 계산한 값  $K=-323.14 \text{ MPa/deg.}$ 와 거의 비슷하였고, 일본재료학회가 추천하는 값  $K=-318 \text{ MPa/deg.}$ (단,  $E=221.48 \text{ GPa}, \nu=0.27, \theta_0=78.20^\circ$ )보다 조금 작게 평가되었다. 이것은 재료마다 기계적 성질이 조금씩 다르기 때문이나 그 차이가 미소하므로 X-선 응력정수 K를 반드시 실험적인 방법으로 구할 필요 없이 이론적으로 구하여도 상관없

다고 생각된다.

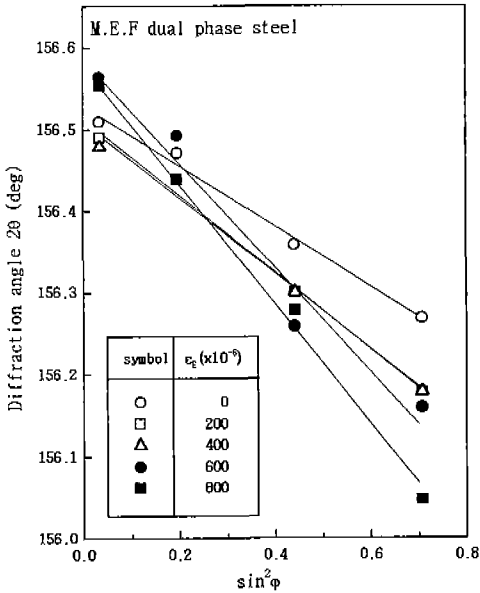
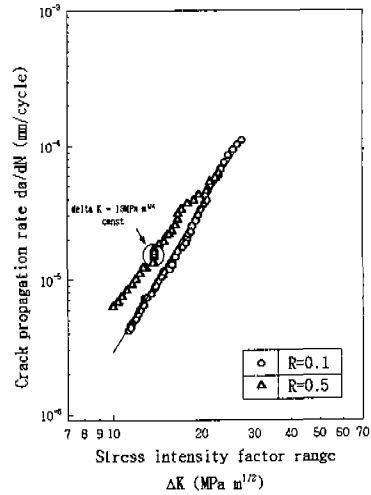


Fig.7  $2\theta - \sin^2\psi$  diagram for  $\alpha$ -Fe (211) diffraction plane in M.E.F. dual phase steel

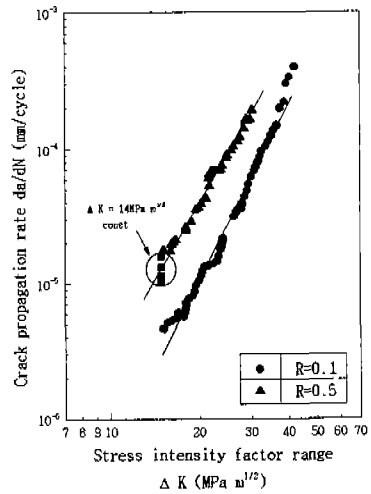
Fig. 7은 M.E.F.복합조직강에서  $\alpha$ -Fe의 (211)면의 방위변화에 따른  $2\theta$ 의 변화거동을 나타낸 것이다. Fig. 7의 M.E.F.복합조직강은 Fig. 5의 SS41블림재의  $2\theta - \sin^2\psi$  선도와 다른 경향을 보여주고 있다. 이것은 M.E.F.복합조직강의 경우 결정방위는 우선방위(preferred orientation)를 가지고 있지 않지만, 페라이트상이 마르텐사이트상의 소성구속으로 인하여 잔류응력을 결정립 내부에 가지고 있기 때문이라고 생각된다. 따라서 M.E.F.복합조직강의 X-선 응력정수 K의 측정에는 타당성이 없으며, K를 측정하기 위해서는 열처리에 의해 재료내부의 잔류응력을 제거하고, 결정조직을 등방동질의 상태로 만든 뒤에 K를 측정하는 것이 바람직하다고 생각된다. 본 실험에서는 SS41강의 블림재와 M.E.F.복합조직강의 잔류응력을 SS41블림재로 측정된 X-선 응력정

수 K를 사용하여 측정하기로 한다.

### 3.2 피로균열전파거동



(a) Normalized SS41 steel



(b) M.E.F. dual phase steel

Fig.8 Relation between stress intensity factor and crack propagation rate

피로균열전파속도  $da/dN$ 과 응력확대계수범위



$\Delta K$ 의 관계를 응력비  $R=0.1$ 과  $0.5$ 의 경우에 대해서 SS41강의 불림재는 Fig. 8(a)에, M.E.F.복합조직강은 Fig. 8(b)에 각각 나타내었다. 그리고 Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)에 표시된 실험점은 모두 ASTM의 소규모 항복조건(SSY)을 만족하고 있다.<sup>6)</sup>

Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)에서 알 수 있는 것 처럼 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가와 함께 피로균열 전파속도  $da/dN$ 은 직선적으로 증가하고 있으며, 응력비가 높은  $R=0.5$ 가  $R=0.1$ 보다 빠르게 균열이 전파되고 있음을 알 수 있다. 여기서  $R=0.1$ 과  $R=0.5$ 가 모두 동일 하중진폭임에도 불구하고 피로균열전파속도  $da/dN$ 의 차이를 보이고 있는데, Fig. 8(a)의 SS41강의 불림재의 경우는 피로균열전파속도  $da/dN$ 의 차이가 작게 나타났으나, Fig. 8(b)의 M.E.F.복합조직강의 경우는 응력비에 의한 피로균열전파속도  $da/dN$ 의 차이가 아주 현저하였다. 이러한 결과는 응력비가 높을수록 최대하중이 증가하여 피로균열전파속도  $da/dN$ 가 빨라진다는 것<sup>7)</sup>과  $R=0.1$ 에서는 균열단합에 의하여 피로균열전파속도  $da/dN$ 가 감소하기 때문인 것으로 생각된다.<sup>8)</sup>

또한, 고 $\Delta K$ 에 대한 피로균열전파속도  $da/dN$ 는 SS41강의 불림재의 경우 응력비의 영향이 거의 보이지 않으나, M.E.F.복합조직강의 경우 그 영향이 나타나고 있다. 이러한 경향은 M.E.F.복합조직강이 응력확대계수범위  $\Delta K$ 에 대한 피로균열전파속도  $da/dN$ 의 응력비 의존성이 일반구조용강에 비하여 크다고 하는 실험 결과<sup>9)</sup>와 일치하고 있다.

김등<sup>10)</sup>은 M.E.F.복합조직강이 일반구조용강에 비하여 정적인 강도가 증가함에도 불구하고 피로균열전파저항이 향상된다고 보고하고 있으며, 그 원인으로서 균열전파가 마르텐사이트조직에 의해 저지되면서 생성된 균열 힘으로 인한 균열단합이 크기 때문이라고 주장하고 있다. 본 실험에서는  $R=0.1$ 의 경우 M.E.F.복합조직강의 피로균열 전파저항이 SS41강의 불림재보다 아주 컸으나,  $R=0.5$ 의 경우 피로균열전파저항의 차이가 미

소하였다. 이것은  $R=0.1$ 의 평균응력이  $R=0.5$ 의 평균응력보다 낮기 때문이라고 생각된다. 즉  $R=0.1$ 에서는 M.E.F.복합조직강의 마르텐사이트조직이 페라이트조직의 균열전파를 억제하기 때문에 M.E.F.복합조직강의 피로균열전파저항이 SS41강의 불림재보다 크지만,  $R=0.5$ 에서는 평균응력의 증가로 마르텐사이트조직의 소성구속 효과가 작아져 두 재료의 피로균열전파저항의 차이가 미소해졌기 때문이다.

SS41강의 불림재의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를  $13 \text{ MPa m}^{1/2}$  로, M.E.F.복합조직강은 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를  $14 \text{ MPa m}^{1/2}$  로 일정하게 하는 일정  $\Delta K$ 제어 피로실험에서는 균열길이 반복수에 비례하여 직선적으로 증가하였으며, 피로균열전파속도는 Fig. 8에서 보는 바와 같이 일정하중진폭제어 피로실험에서 측정된  $R=0.5$ 의 동일  $\Delta K$ 에서의 피로균열전파속도  $da/dN$ 과 거의 일치하였다.

### 3.3. 파면상의 X-선 잔류응력 $\sigma_r$ 의 평가

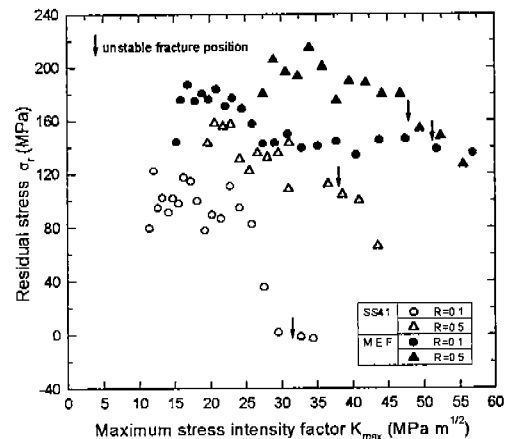


Fig.9 Relation between residual stress and maximum stress intensity factor on fatigue fractured surface

일정하중진폭제어 피로실험 후 피로파면에서 X-선 회절법으로 측정한 균열전파방향의 잔류응력  $\sigma_r$ 을 최대응력확대계수  $K_{max}$ 로 평가한 것을 Fig. 9에 나타내었다. 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 은 모두 인장이며, 두 재료 모두 응력비가 큰 쪽이 잔류응력  $\sigma_r$ 이 크게 됨을 알 수 있다. 이러한 실험결과는 Sekita등<sup>11)</sup>이 SNCM439강과 S50C강에 대한 피로시험에서도 그 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 이 최대응력확대계수  $K_{max}$ 에 대한 응력비의 의존성을 보이고 있으므로 동일한 경향을 나타내고 있다.

Tanaka등<sup>12)</sup>은 잔류응력  $\sigma_r$ 이 최대응력확대계수  $K_{max}$  혹은 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가에 따라 고강도강(SNCM8)과 같이 증가하는 경우와 저강도강(SM41B)과 같이 감소하는 경우의 2개로 분리된다고 보고하였다. 본 연구에서는 SS41강의 불림재의 경우,  $R=0.1$ 에서 실험초기에 증가한 후 곧 바로 감소하였으며,  $R=0.5$ 에서는 처음부터 완만하게 감소하고 있다. 이와 같이  $R=0.5$ 가  $R=0.1$ 보다 잔류응력  $\sigma_r$ 이 완만한 감소를 보이는 것은  $R=0.1$ 에 비하여 동일 최대응력확대계수  $K_{max}$ 에서 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 값이 작기 때문인 것으로 생각된다. 또한  $R=0.1$ 에서의 잔류응력  $\sigma_r$ 은 저강도강과 고강도강의 중간적인 형태를 보이고 있으며, Tanaka등<sup>12)</sup>의 SNCM8강의 600°C 뜨임재 실험결과와 유사한 경향을 나타내고 있다. 한편, M.E.F.복합조직강은 응력비  $R$ 에 관계없이 최대응력확대계수  $K_{max}$ 의 증가와 함께 잔류응력  $\sigma_r$ 이 아주 완만하게 감소하고 있어 저강도강의 특징을 나타내고 있다.

또한, 응력비  $R$ 이 일정한 경우, M.E.F.복합조직강의 파면상에서 나타나는 잔류응력  $\sigma_r$ 은 SS41강의 불림재 잔류응력  $\sigma_r$ 에 비하여 크다는 것을 알 수 있다. 이러한 결과는 일반적으로 재료의 항복응력  $\sigma_y$ 가 증가할수록 잔류응력  $\sigma_r$ 이 증가한다는 Nagai등<sup>13)</sup>의 WT-80C, SUS403, SPV50, SCN4, S35C에 대한 실험결과와 일치한다. 그림 중의 화살표는 소규모 항복조건을 만족하는 지점이며, 이 점을 지나게 되면 불안정 파

괴를 일으키게 되는데, 화살표 이후의 영역에서는 잔류응력  $\sigma_r$ 이 급격히 감소하고 있다. 이러한 경향은 불안정 파괴를 일으키는 영역 이후 파면 거칠기가 증가함에 따라 파면과 파면직하에 존재하는 결정립중 완전 소성 변형된 결정립이 차지하는 비율이 많아져 탄성 변형된 결정립의 개수가 급격히 저하되기 때문인 것으로 생각된다.

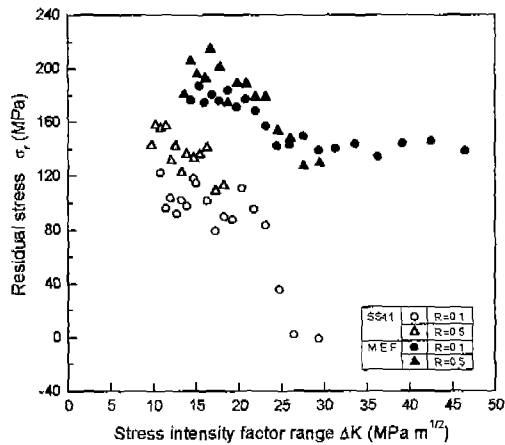


Fig.10 Relation between residual stress and stress intensity factor range

Fig. 10은 일정하중진폭제어 피로실험에서 얻어진 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 을 응력확대계수범위  $\Delta K$ 로 평가한 것이다. 두 재료 모두 응력비의 영향이 감소하였으며, 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 은 응력비에 관계없이 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가에 따라 포물선적으로 감소하는 경향을 보이고 있다. 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가에 따른 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 이 감소하는 원인으로서는 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가에 따른 표면거칠기의 증가등 몇개의 인자가 고려되지만, 가장 큰 영향을 미치는 인자<sup>14)</sup>로서는 최대 하중에서 최소 하중으로 부하될 때 일부의 결정립이 소성구속에 의하여 압축방향으로 소성변형되므로써 발생하는 압축잔류응력때문이라 생각된다. 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 증가에 대응해서 생기는 파면근방에

있어서의 역방향 소성변형이 증가되었기 때문이라 생각된다. SS41강의 불림재에서는 저 $\Delta K$ 영역에서 잔류응력  $\sigma_r$ 이 완만하게 감소하다가 22  $\text{MPa m}^{1/2}$  부근에서는 응력확대계수범위  $\Delta K$ 가 증대함에 따라 잔류응력  $\sigma_r$ 이 크게 감소하고 있음을 알 수 있다. M.E.F.복합조직강의 경우 저 $\Delta K$ 영역에서는 잔류응력  $\sigma_r$ 이 완만하게 감소하다가, 약 28  $\text{MPa m}^{1/2}$  부근에서 잔류응력  $\sigma_r$ 이 거의 일정하게 되고 있음을 알 수 있다. 이러한 결과는 저 $\Delta K$ 영역의 경우 역항복역(reversed plastic zone)과 표면거칠기가 작기 때문에 잔류응력  $\sigma_r$ 은 상술의 파라미터에 의하여 큰 영향을 받지 않으나, 고 $\Delta K$ 영역의 경우 응력확대계수범위가 증가함에 따라 역항복역이 증가하고 이에 따른 압축잔류응력이 생기므로서 최대응력확대계수에 기인하는 인장잔류응력이 상쇄되기 때문에 잔류응력  $\sigma_r$ 이 감소하는 것으로 생각된다.<sup>15)</sup>

응력비  $R=0.1$ 에서 SS41강의 불림재의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 가 22  $\text{MPa m}^{1/2}$  부근에서 잔류응력이 급격히 감소하였으나, M.E.F.복합조직강의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 가 28  $\text{MPa m}^{1/2}$  부근부터 잔류응력  $\sigma_r$ 이 거의 140 MPa 정도의 값으로 일정하게 되고 있다. 한편, Table 5는 각 실험조건에 따른 잔류응력  $\sigma_r$ 을 나타낸 것으로 SS41강의 불림재의 경우 피로실험전 재료표면의 잔류응력  $\sigma_r$ 이 1.0 MPa이고 M.E.F.복합조직강의 경우 잔류응력  $\sigma_r$ 은 -45 MPa이다. 또한 소규모항복조건을 벗어난 최종파단면에서는 SS41강의 불림재의 경우 약 58 MPa 정도의 인장잔류응력이 측정되었으며, M.E.F.복합조직강의 경우 약 5 MPa 정도의 인장잔류응력이 측정되었다. 이러한 결과는 SS41강의 불림재의 경우 실험 초기에 재료 내부에 거의 잔류응력이 존재하지 않았으나 최종파단시 결정조직의 소성변형으로 인하여 인장잔류응력이 생긴다고 생각되며, M.E.F.복합조직강의 경우 실험초기에 재료 내부에 -45 MPa 정도의 압축잔류응력이 존재하였으나 최종 파단시 결정조직의 변형으로 인한

압축잔류응력이 소멸되었기 때문이라 생각된다.

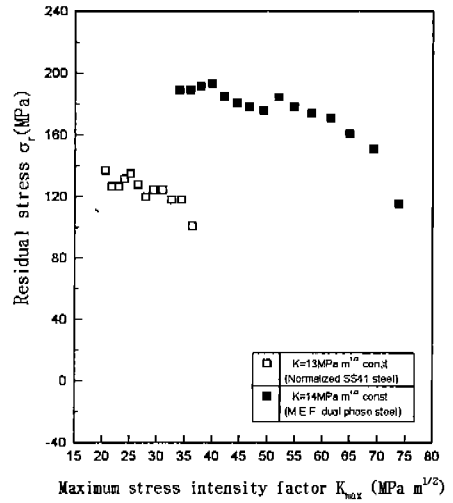


Fig.11 Relation between  $\sigma_r$  and  $K_{max}$  for  $\Delta K$ -controlled fatigue test

한편, 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 에 대한 최대응력확대계수  $K_{max}$ 의 영향만을 평가하기 위하여 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 일정하게 유지하는 일정  $\Delta K$ 제어 피로실험을 수행하였다. 이 실험은 저 $\Delta K$ 이면서 두 재료의 피로균열전파속도가 비슷하도록 SS41강의 불림재의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 13  $\text{MPa m}^{1/2}$  로, M.E.F.복합조직강의 경우 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 14  $\text{MPa m}^{1/2}$  로 설정하여 수행하였다. Fig. 11은 일정  $\Delta K$ 제어 피로실험에서 얻어진 SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조직강의 파단면에 대한 잔류응력을 최대응력확대계수  $K_{max}$ 로 평가한 것이다. 잔류응력  $\sigma_r$ 은 두 재료 모두 최대응력확대계수  $K_{max}$ 의 증가에 따라서 거의 변하지 않으며, SS41강의 불림재의 경우 잔류응력  $\sigma_r$ 이 130 MPa, M.E.F.복합조직강의 경우 잔류응력  $\sigma_r$ 이 180 MPa 정도로 거의 일정하게 유지되었다. 이러한 결과는 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 이 최대응력확대계수  $K_{max}$ 에 의존하지 않고 주로 응력확대계수범위  $\Delta K$ 에만 의존한다

고 볼 수 있다. 그러나 본 실험의 경우 응력확대 계수범위  $\Delta K$ 가  $13 \text{ MPa m}^{1/2}$ 과  $14 \text{ MPa m}^{1/2}$ 로 그 값이 작으므로  $\sigma_r$ - $K_{\max}$ 의 관계에 응력확대 계수범위  $\Delta K$ 가 별로 영향을 미치지 않는다고 생각되며, 잔류응력  $\sigma_r$ 은 응력진폭이 없는 단순인장 부하조건하에서 균열이 전파한 경우의 잔류응력에 가깝다고 예측된다.<sup>11)</sup> 이러한 경향은 파면 근방의 소성변형량이 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 과 함께 증가하기 때문에 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 이 최초에는 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 과 함께 증가하지만, 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 이 크게 증가하면 넓은 범위의 파면에서 형성되는 소성 변형량이 포화되어져 잔류응력  $\sigma_r$ 이 일정하게 되는 것으로 생각된다. 그러나 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 이 증가하게 되면 파면이 거칠어지므로 인장변형된 결정립이 많이 해방되기 때문에 잔류응력  $\sigma_r$ 은 SS41강의 불림재의 경우 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 가  $35 \text{ MPa m}^{1/2}$  부근에서, M.E.F.복합조직강의 경우 최대응력확대계수  $K_{\max}$ 가  $64 \text{ MPa m}^{1/2}$  부근에서 서서히 감소하고 있다.

### 3.4. X-선 잔류응력에 의한 응력확대 계수범위 $\Delta K$ 의 평가

상술의 재료로 만들어진 부품이 사고에 의하여 파손 및 파괴된다면, 그 부품의 설계변경에 따른 사용응력을 결정하기 위한 실제 부하 응력을 구할 필요가 있다. 따라서 어떠한 부재에 대하여 잔류응력  $\sigma_r$ 과 응력확대계수범위  $\Delta K$ 에 대한 관계식을 미리 구한 상태에서 피로파면상의 임의 위치에 X-선을 조사하여 X-선 잔류응력  $\sigma_r$ 을 알게 된다면 부품에 부하된 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 추정할 수 있고 이것을 이용하여 부하응력을 구할 수 있다.

한편, 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 의 분포는 응력비 R에 의존하지 않고 재료마다 고유한 형태를 가지고 있으므로 잔류응력의 분포를 수식화시킬 수 있다면 파면에 대한 잔류응력의 분포로부터 응

력확대계수범위  $\Delta K$ 를 추정할 수 있다.

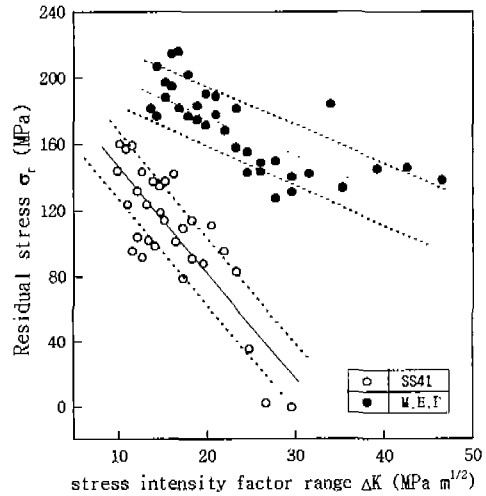


Fig.12 Master curve of residual stress on fatigue fractured surface

Fig. 12는 SS41강의 불림재와 M.E.F.복합조직강의 파단면에 대한 잔류응력  $\sigma_r$ 을 평가한 Fig. 10의 실험 데이터를 최소자승법으로 커브 피팅시켜으며 각 재료에 대한 근사식은 다음과 같다.

SS41강의 불림재 :

$$\sigma_r = -2.244 \Delta K + 219.403 (\pm 20)$$

M.E.F. 복합 조직강 :

$$\sigma_r = -6.545 \Delta K + 211.21 (\pm 20) \quad (10)$$

또한, 실험 데이터로 유도된 각각의 근사식에 데이터 밴드를 각각  $\pm 20$ 을 첨가하였을 때 전체 데이터중 데이터 밴드내로 수렴되는 데이터는 SS41강의 불림재의 경우는 84%이고 M.E.F.복합조직강의 경우는 81%로 상술의 근사식이 피로수명평가에 대한 공학적 신뢰성을 가지고 있음을 알 수 있다.

## 4. 결 론

본 연구에서는 불림처리하여 결정조직을 균질화시킨 SS41강의 불림재와 경질인 마르텐사이트상이 연질의 페라이트상을 둘러싸고 있는 복합조직으로 이루어진 M.E.F.복합조직강에 대해서 피로균열전파실험을 실시하고 각각의 시험편 파단 면상에 X-선을 조사하여 균열전파방향에 따른 X-선 잔류응력  $\sigma_r$ 의 변화를 고찰한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. SS41강의 불림재의 실험적 응력정수 K는 Cr-K<sub>σ</sub>선으로 회절면 (211)면에 대하여 측정된 결과 -326.20 MPa/deg.로, 이론적 응력정수 K인 -323.14 MPa/deg.에 거의 접근하였다.

2. 응력확대계수범위  $\Delta K$ 에 대한 피로균열전파속도 da/dN는 SS41강의 불림재의 경우 응력비의 의존성이 거의 나타나지 않으나, M.E.F. 복합조직강의 경우는 응력비 의존성이 나타났다.

3. 파면상의 잔류응력  $\sigma_r$ 은 최대응력확대계수 K<sub>max</sub>에 대해서 응력비 R에 의존하지만 응력확대계수범위  $\Delta K$ 에 대해서는 응력비 R에 의존하지 않으므로 잔류응력  $\sigma_r$ 에 대한 응력확대계수범위  $\Delta K$ 의 관계를 각 실험재료에 따른 하나의 실험식으로 표시하므로써 파단 부품에 대한 부하 응력확대계수범위  $\Delta K$ 를 예측할 수 있다.

### 참 고 문 헌

1. 日本材料學會, X-線材料強度部門委員會, "X線應力測定法標準", pp.1~12, 1982.
2. Kazuyuki Matsui, Yukio Hirose, Akiyoshi Chadani, Keisuke Tanaka, "Application of X-Ray Fractographic Technique to Actual Failure Analysis", JSFM, Vol. 24, No. 4, pp. 117~128, 1990.
3. Zenjiro Yajima, Yasushi Simazu, Ken-ichi Ishikawa, Yukio Hirose, Keisuke Tanaka, "X-Ray Fractographic Study on Fracture Surface Made by Fatigue Crack Propagation Tests of Ductile Cast Iron",

JSFM, Vol. 22, No. 4, pp. 121~132, 1988.

4. 김득진, 박승용, 김민철, 조석수, 주원식, "자동 차압연강의 X-선 잔류응력과 피로수명비의 관계", 東亞大學校 工科大學 附設 生産技術 研究所 論文集, 第3卷, 第1號, pp. 47~54, 1998.
5. Koichi Akita, Shotaro Kodama, Hiroshi Misawa, Shogo Tobe, "A Residual Stress Model for X-ray Fractography on the Fatigue Fractured Surface", JSMS, Vol. 40, No. 454, pp. 804~809, 1991.
6. ASTM Standard E647-88, "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates", ASTM, pp. 1~6, 1988.
7. 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.
8. P. K. Liaw and W. A. Logsdon, "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.
9. 김정규, 황돈영, "복합조직강의 피로균열진전거동과 균열단합조건에 미치는 응력비 및 미시조직 크기의 영향", 대한기계학회 논문집, 제12권, 제6호, pp. 1343~1349, 1988.
10. 김정규, 황돈영, 박영조, "미시조직에 민감한 피로균열진전거동", 대한기계학회 논문집, 제10권, 제3호, pp. 316~325, 1986.

11. Yuji Sekita, Shotaro Kodama, Hiroshi Misawa, "X-Ray Fractography on Fatigue Fractured Surface", JSMS, Vol. 32, No. 354, pp. 258~263, 1983.
12. Keisuke Tanaka, Nobuo Hatanaka, "Residual Stress Near Fatigue Surface of High Strength and Mild Steel Measured by X-Ray Method", JSMS, Vol. 31, No. 342, pp. 215~220, 1982.
13. Katsu Nagai, Masaki Kitagawa, Akira Ohtomo, "Residual Stress and Half-Value Breadth of Fatigue-Fractured Surfaces of Various Structural Steels Measured by X-Ray Diffraction, JSMS, Vol.33, No.365, pp. 204~208, 1984.
14. 田中啓介, 廣瀬辛雄, "最近のX線應力測定技術 - 6. X線フラクトグラフィ", 材料, 第37권卷, 第421號, pp.1240~1246, 1988.
15. Keiji, Ogura, Yoshio Miyoshi, Masahiro Kayama, Yoichi Shoji, "X-Ray Study on Fracture Surface of SM 50 A and HT 80 Steels", JSMS, Vol. 33, No. 367, pp. 398~404, 1984.