
 論 文

大韓造船學會誌
 第25卷 第1號 1988年 3月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 25, No. 1, March 1988

선박용 강재의 피로파괴거동의 실험적 연구

한 문 식* · 김 상 철**

An Experimental Study on Fatigue Fracture Behavior of Steel for Merchant Ships

by

Moon Sik Han* · Sang Chul Kim**

Abstract

An experimental study was carried out to identify the fatigue fracture behavior of steel for merchant ships.

The bending and shear loads were applied simultaneously on the specimens to simulate real load conditions for a ship. The effects of the stress intensity factor under mode I with mode II loading condition on the initiation and the propagation of a crack were investigated, with particular emphasis on mode II.

When the K_{II} stress intensity factor in mode II was applied under mode I load condition, the propagation behavior of a crack is to be affected mainly by the anisotropic characteristic of materials.

1. 서 론

대부분의 선체구조의 손상은 선박의 운행회수의 증가와 더불어 일어나는 crack, deformation, buckling, corrosion 등이 원인이 되고 있으나 이중 피로 crack 손상이 가장 주된 원인중의 하나가 되고 있다[1, 2]. 이러한 피로파손의 사고에 대한 연구는 축계[3, 4] 등 몇몇 분야에서는 많은 진전이 이루어지고 있으나 선체구조등 기타 분야에서는 아직도 명확히 확립되어 있지 않고 있는 실정이다. 특히 선박은 강재의 대형 구조물이다. 이에 사용되는 강재는 대형선을 제외하고 40kg/mm²급 강도의 구조용 압연강재가 대부분 사용되

고 있으나 국내중소형 선박의 주종을 이루고 있는 40 kg/mm²급 강도의 구조용 압연강재는 용접성은 좋으나 강도면에서 불리하다는 결점이 지적되고 있다[5]. 또한 선박은 막대한 고가의 재산이며 위험한 해상에서 운행하여야 하므로 안전성이 대단히 중요하다. 이 안전성은 선박 건조비와 서로 상반 관계에 있기 때문에 선체 각부의 부하응력의 특성에 따라 적정 허용응력을 결정하여야 하며 항해의 안전성과 건조비의 양자를 평형시키는 선에서 설계하여야 한다. 선체구조의 대부분은 수압등의 균형하중을 주로받고 있으며, 증강력 부재는 선체 거더의 균형 모우먼트에 의한 인장 또는 압축하중이 함께 작용한다. 그외 거의 모든 부재들은 균열에 의한 여러가지 방향의 복합된 하중을 받고 있

본 논문은 1987년도 대한조선학회 추계연구발표회에서 발표된 논문임.

접수일자 : 1987년 12월 8일, 재접수일자 : 1988년 1월 19일

* 정희원, 한국기계연구소 대덕선박분소

** 정희원, 인하대학교

다[6]. 따라서 선박을 건조할 때에는 이러한 견지에서 선각부와 주갑판과 같이 심한 굽힘 반복응력을 받는 부분에 대하여는 굽힘 반복응력에 대한 안전성이 고려된 피로강도의 특성검토가 개별히 이루어져야 할 것이다. 지금까지 선체구조 강재에서의 안전성이 고려된 피로강도에 관한 각종 실험자료는 많이 발표되어 있고 이에 관한 일반적인 기초연구결과도 상당히 많이 있으나[7, 8] 실용상태에 가까운 혼합부하(combined loading) 조건하에서 연구된 문헌은 적으며, 특히 혼합 mode 조건에서의 피로 crack진전에 관한 연구는 극히 적은 실험자료가 있을 뿐이다[9]. 즉 혼합 mode의 파괴문제[10, 11]는 몇몇 연구자들에 의해서 다루어졌으나 아직도 일반적으로 믿음만한 해석은 전개되지 못하였다. 따라서, 본연구에서는 현재 국내 선박에 사용되고있는 40kg/mm²급 강도의 구조용 압연강재(조선용)에 대하여 평면굽힘피로 조건하에서 피로 파괴 실험을 실시하여 각 조건하에서 mode I 및 실용 상태에 가까운 혼합부하 상태인 mode I과 mode II의 혼합 mode 인 경우의 crack 진전거동에 대하여 고찰하였다.

2. 본 연구와 관련된 이론

2.1. 혼합 mode에서의 파괴 criterion

혼합 mode에서의 균열진전개시 조건으로는 Sih의 임계 에너지밀도 criterion[12], 균열선단 최대원주응력 criterion[13]과 mode I인때의 K_I 의 임계값과 mode II인때의 K_{II} 의 임계값과는 서로 다름에 착안하여 제안한 식들이 있는데 현재까지도 실제의 재료에 있어서의 여러가지 복잡한 원인으로 인하여 균열진전방향을 포함하여 균열진전 개시조건으로 최적이라고 단정지를 만한 이론은 연구되어 있지않다. 본 연구에서는 초기에 K_I 및 K_{II} 의 작용을 동시에 받는 notch에 대해 피로균열 진전거동을 살펴보았으며 이러한 경우 균열은 균열선단에서 mode II가 소멸되어가는 방향으로 진전함이 밝혀져 있다[14]. 혼합 mode일때의 균열진전방향에 대하여는 앞으로 언급한 바와같이 여러 이론이 제시되어 있으나 본 연구에서는 균열선단 최대원주방향응력설 $[(\sigma_\theta)_{\max}]$ 을 택하였다. 즉, 이설은 균열성장이 최대주응력과 적각인 방향으로 일어난다는 것이며 균열선단 주변에서의 응력분포를 Fig. 1과 같이 원통좌표계로써 표시하던 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_r = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[K_I \left(1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta - 2K_{II} \tan \frac{\theta}{2} \right] \quad (1)$$

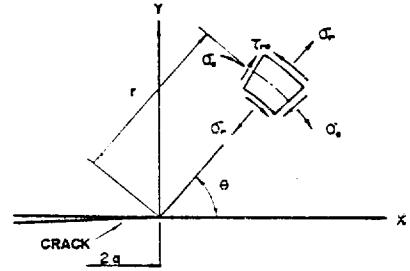


Fig. 1 Stress components near the crack tip in cylindrical coordinates

$$\sigma_\theta = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] \quad (2)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot [K_I \sin \theta + K_{II}(3 \cos \theta - 1)] \quad (3)$$

위 식으로부터 균열선단의 최대원주응력 $(\sigma_\theta)_{\max}$ 의 방향은 $\partial \sigma_\theta / \partial \theta = 0$ 또는 $\tau_{r\theta} = 0$ 으로부터 구할 수 있으나 이것을 만족하는 각도는 θ_0 라고 놓고, K_I 와 K_{II} 의 관계를 식(1)에 대입하면 $(\sigma_\theta)_{\max} = (\sigma_\theta)_{\theta=\theta_0}$ 를 구할 수 있다.

$$[(\sigma_\theta)_{\max}] = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos^2 \frac{\theta_0}{2} \cdot \left[K_I \cos^2 \frac{\theta_0}{2} - 3K_{II} \cdot \sin \frac{\theta_0}{2} \right] \quad (4)$$

그러므로 $(\sigma_\theta)_{\max}$ 방향으로 균열진전이 발생한다고 가정하면 mode I 및 mode II인 혼합 mode에서의 균열이 진전하는 방향 사이에는 다음과 같이 관계가 성립한다.

$$K_I / K_{II} = (1 - 3 \cos \theta_0) / \sin \theta_0 \quad (5)$$

여기서 θ_0 는 균열 진전각이다.

2.2. 피로균열 진전속도

피로균열에 있어서는 균열선단의 소성영역이 매우 작으며 따라서 cycle당 피로균열 진전속도는 응력확대계수에 의하여 결정된다. 즉 응력확대계수 폭 ΔK 는 $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ 으로 표시되는데 cycle당 피로균열 진전속도 da/dN 은 응력확대계수 폭 ΔK 에 의존한다. 여기서 K_{\max} , K_{\min} 는 최대, 최소응력확대계수이다.

$$da/dN = f(\Delta K) = f(2\sigma_a \cdot \sqrt{\pi a}) \quad (6)$$

여기서 σ_a 는 응력진폭 $\left[\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \right]$ 이다.

P.C. Paris, M.P. Gomez 및 W.E. Anderson[15]은 실험에 의해 피로균열진전속도는 ΔK 의 함수임을 확인하였다. 일반적으로 $\Delta K - da/dN$ 의 관계를 log-log 좌표계로 plot하면 3구간으로 나타나는데 직선으로 나타

나는 구간이 크로균열 안정성장구간에 해당하고 다음식이 성립한다.

$$da/dN=C(\Delta K)^m \quad (7)$$

여기서 C 와 m 은 재료상수이고 m 은 0.5~8의 넓은 범위에서 변화한다. 그러나 식 (7)은 데이터를 총괄적으로 나타내지 못한다. 실제로 da/dN 와 ΔK 의 관계는 S형 모양으로 갖거나 부분적으로 다른 기울기를 갖는다 [16]. 이 밖에 최대응력확대계수(K_{max}) 및 응력비(r)의 영향도 고려하여 일반화된 식도 제안되고 있다 [17].

2.3. 본 연구에서 채택한 응력확대계수에 대한

검토

본 연구에서의 K_I 식으로는 굽힘 모우멘트를 받는 cantilever보에 균열이 존재하는 경우의 식 (8)을 사용하였다 [18].

$$K_I = \frac{4.12 \cdot M \cdot \sqrt{\alpha^3 - a^3}}{B \cdot W^{1.5}} \quad (8)$$

여기서 B 는 시험편의 두께, W 는 시험편의 폭, M 은 $P \times L_1$, P 는 cam의 변위에 대한 작용력, L_1 은 하중 작용점으로부터 부딪기의 notch 중심까지의 거리, α 는 $1-a/W$, a 는 균열의 길이이다. 그러나 Fig. 2(a)에서와 같이 집중하중이 보의 자유단에 작용하는 경우는 K_I 만이 아니고 K_{II} 도 발생하게 된다. 또한 하중 P 와 균열선과의 거리가 차이질수록 K_{II} 의 K_I 에 대한 비율은 커진다. 본 실험의 경우 K_I 만이 발생한다고 가정하여 유도된 식 (8)을 검토하여 보겠다. 지금 Fig. 2(a)에서 보던 균열선단에서는 굽힘 모우멘트와 전단력이 동시에 작용함을 알 수 있다. 모서리 균열에 대한 순수굽힘 모우멘트만 작용하는 경우는 K_I 에 대하여 다음과 같은 식이 제안되어 있다 [19].

$$\frac{K_I}{K_0} = 1.12 - 1.39\left(\frac{a}{W}\right) + 7.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.0\left(\frac{a}{W}\right)^3 \quad (9)$$

여기서 a 는 균열길이, K_0 는 $6M \cdot a/W^2$ 이다. 식 (9)를 사용하여 본 연구에서 검토된 하중점과 notch 중심까지의 거리 L_1 이 107mm 및 227mm일때의 균열길이 6mm 및 10mm에 대한 K_I 값을 계산하여 검토하면 K_I 값의 오차는 1.7% 이내에 있음을 알 수 있고 K_{II} 의 영향이 더 큰 L_1 이 107mm인 경우에도 K_I 의 값을 계

산하는 데는 식 (8)을 사용하여도 오차가 거의 없음을 알 수 있다. 다음에 K_{II} 에 대하여 검토하여 보면, 집중하중 P 가 모서리균열면에 인접하여 사용하는 경우에 K_I 대한 K_{II} 의 식은 발표되어 있으나 [20] 본 실험의 경우는 모서리균열면과 평행하게 작용하는 집중하중은 균열과 시험편폭에 비하여 먼 거리에 위치하고 있으며, 이러한 경우는 집중하중 P 를 시험편의 단면적(A)으로 나눈 평균 전단응력 ($\tau (=P/A)$)가 모서리 균열면에 연하여 작용한다고 가정하는 것이 타당하리라고 생각한다. 모서리균열면에 연하여 균열한 전단응력 τ 가 작용하는 경우의 K_{II} 의 값은 Tada [21]에 의하여 다음과 같이 주어져 있다. 즉

$$K_{II} = \tau \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_{II}(a/W) \quad (10)$$

여기서

$$F_{II}(a/W) = \frac{1.122 - 0.561(a/W) + 0.085(a/W)^2 + 0.18(a/W)^3}{\sqrt{1-a/W}}$$

이다. 식 (10)을 사용하여 균열전진초기때의 균열길이 (a)가 6mm, 10mm 일때의 K_{II} 의 값을 구하면, L_1 이 107mm이고 a 가 6mm일때 K_{II} 는 0.0281P이며, L_1 이 227mm이고 a 가 10mm일때 K_{II} 는 0.0405P가 된다. 이들 값을 사용하여 본 실험에서 균열전진개시때 응력 확대계수비 K_{II}/K_I 를 구하면, L_1 이 107mm일때에 대하여 K_{II}/K_I 는 0.0277이며 L_1 이 227mm일때에 대하여 K_{II}/K_I 는 0.0131이 된다.

3. 실험방법

3.1. 시험재료 및 시험편

본 실험에서 사용된 시험재료는 포항제철에서 생산되는 392MPa(40kg/mm²)급 일반구조용(조선용) 압연강재이다. 이 강재는 한국공업규격(KS D3503) SS41 강(보통 강도강) 및 한국선급(KR 31조) KR연강, RD강의 상당품이며 화학적 성분과 기계적 특성은 Table 1과 Table 2와 같다. 본 연구의 시험편재료는 항복응력이 비교적 낮은 재료이며 대체적으로 큰 K_{IC} 값을 갖을 것으로 예상되며 본 연구에서의 충격시험으로 얻어진 K_{IC} 추정값은 대체로 압연방향 및 압연방향의 수직방향에 대하여 각각 136.709, 194.901MPa·m로 나왔는데 Table 3[22]에 기타 강재의 값과 함께 비교하여 보았다. 시험편의 형상과 치수는 시험기의 상태를 고려하여 Fig. 2 (b)와 같이 가공하였다. 이때 폭치수(18mm)와 두께치수(10mm)는 밀링머신으로 연삭여유 0.5~0.8mm를 남기고 가공을 완료한 다음 평면 연삭기에서 완성가공을 하였다. 일반적으로 압출방향으로

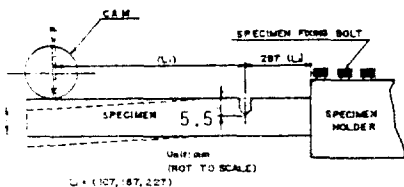


Fig. 2 (a) Installation of fatigue specimen

Table 1 Chemical composition of the steels (%)

Kind of Steel	C	Si	Mn	P	S	Ceq*	Pcm*	Remarks
40kg/mm ² (392MPa) Class steel plate	0.11	0.27	0.58	0.010	0.019	0.207	0.148	Specimen
KS SS41	—	—	—	<0.05	<0.05	—	—	—
KR RD	<0.21	<0.35	>0.6	<0.040	<0.040	<0.31	<0.252	—

* Ceq % = C + Mn/6 Pcm = C + Si/30 + Mn/20

Table 2 Mechanical properties of the steels (20°C)

Kind of Steel	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Impact (J)	Remarks
40kg/mm ² (392MPa) Class steel plate	283.696	438.203	41.7	104.720	Specimen (Transverse) (Longitudinal)
KS SS41	>245.166	402.073~509.946	>17	>47.072	—
KR RD	>235.360	402.072~490.333	>22	>47.072	—

* Instron (Model No.1324)에서 load cell 10ton으로 使用

Table 3 Longitudinal mechanical properties of steels investigated for room-temperature K_{Ic} -CVN correlation

Steel and Melting Practice*	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Charpy V-Notch Energy Absorption at +20°C(J)	K_{Ic} (MPa·m ²)	Remarks
40kg/mm ² (392MPa) Class steel Plate	283.696	438.203	104.720	136.709	Specimen (Transverse)
40kg/mm ² (392MPa) Class steel Plate	288.796	440.708	206.360	194.901	Specimen (Longitudinal)
A517-F, AM	758.435	834.278	84.062	186.806	—
4147, AM	944.596	1,061.808	35.252	119.776	—
Hy-130, AM	1,027.334	1,096.283	120.670	270.320	—
4130, AM	1,089.388	1,151.442	31.184	109.806	—
72Ni-5Cr-3Mo, AM	1,206.600	1,247.970	43.387	142.852	—
72Ni-5Cr-3Mo, VIM	1,261.759	1,316.918	81.350	241.750	—
18Ni-9Co-3Mo AM (190 Grade), AM	1,310.023	1,351.392	33.896	123.072	—
18Ni-8Co-3Mo (190 Grade), VIM	1,289.339	1,344.498	66.436	175.818	—
18Ni-8Co-3Mo (250 Grade), VIM	1,696.135	1,771.979	22.693	95.601	—

* AM Signifies electric-furnace air-melted, VIM signifies vacuum-induction-melted

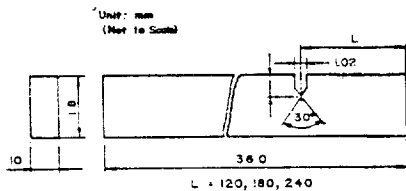


Fig. 2 (b) Fatigue test specimen

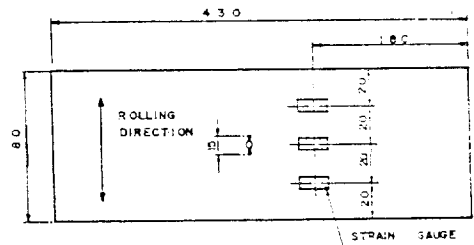


Fig. 2 (c) Fatigue test specimen

진전하는 균열에 대하여 재료가 가장 취약한 성질을 갖기 때문에 본 연구에서는 가공방향을 T-L(Transverse-Longitudinal)로 하였으며 표기의 중복을 피하기 위하여 그림에서는 notch 방향만 표시하였다. 여기서 첫번째 글자는 시험편 채취방향, 두번째 글자는 notch 방향을 나타내는데 L은 압출방향 T는 폭방향을 표시한다. notch부는 탁상밀링머신에서 두께 1.02mm saw cutter로 2차 가공하여 notch부의 가공을 완료하였다. 이때 notch의 위치는 하중점과 notch 중심까지의 거리가 107mm, 227mm인 두 종류로 하였다. 아울러 실험할때 균열진전을 정확하게 볼 수 있도록 가공된 notch 주변을 거울면과 같이 연마(polishing)를 하였다. 또한 본 연구실험 즉, 평면굽힘피로실험에서 얻어진 K_I 및 K_{II} 와 K_{III} 의 혼합 mode일때의 균열진전거동을 비교 파악하기 위하여 가장 일반적인 mode I일때의 평판피로 실험을 실시하였다. 본 실험에서는 중앙균열평판을 사용하였으며 실험하중이 균등하게 시험편에 작용하는지의 여부를 확인하기 위하여 3개의 strain gauge를 Fig. 2 (c)에 보인바와 같이 시험편의 폭방향에 20mm 간격으로 부착하였다.

3.2. 피로실험장치 및 실험절차

본 실험에 사용된 피로실험장치는 Fig. 2(a)와 같이 편심기로 임의의 굽힘응력(bending stress)을 반복하여 가할 수 있도록 되어있을 뿐만 아니라 변속이 가능하도록 제작 한 것이다. 이 시험기는 시험편의 변위를 cam의 조절나사로서 임의로 조절할 수 있으며, 시험편의 길이도 임의로 조절할 수 있다. 또한 시험편의 holder를 만들어 시험편의 장착을 쉽게 하였으며 시험기의 조작도 간편하게 하였다. 특히 시험편에 가하는 하중 cycle 및 상태를 정확하게 측정하기 위하여 digital counter 및 FFT(Fast Fourier Transformer) analyzer를 설치 하였다. 또한 cycle이 경과함에 따른 균열의 실길이 및 균열진전각을 보다 정확하게 측정하기 위하여 zoom형 접사가 부착된 고성능 사진기를 사용하

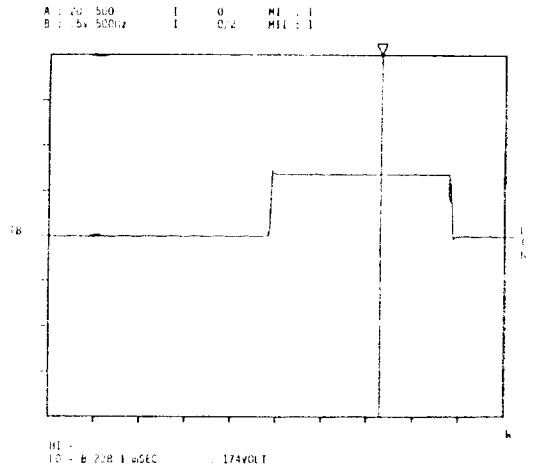


Fig. 3 Strain calibration obtained by FFT analyzer

였다. 실험중의 시험편을 고정상태로 보기 위하여 촬영용 stroboscope를 사용하였으며, 시험기 및 측정장비의 모습을 photo 1, photo 2에 보았다. 촬영한 필름은 20× profile projector로 확대하여 균열진전길이 및 균열진전각을 측정하였다. 또한 사진촬영시에는 동시에 FFT analyzer를 작동시켜 부착된 strain gauge에서 strain을 기록하였다. 이와같이 균열진전시의 strain을 기록하여 각 균열길이에 대한 부하하중을 측정하였으며, 실제로 FFT analyzer에 기록시킨 strain 100 $\mu\epsilon$ 에 대한 전위차 및 그 파형을 Fig. 3에 보였다. 하중의 파형은 실제 해양구조물에 미치는 파도를 고려하여 최대값과 최소값이 모두 인장측에 있는 일정 진폭의 Fig. 4(a)와 같은 sine파를 사용하였고 실험하중 상태는 예비균열의 발생을 용이하게 하기 위하여 실제로 실험할 하중보다 높은 반복하중을 가하여 균열을 발생시킨 다음 점차하중을 감소시켜 실험하중으로 고정하였다. 이 상태에서 preload의 영향을 감소시키기 위하여 균열이 0.5mm정도 더 진전한 다음 부터 기록을 시작하였으

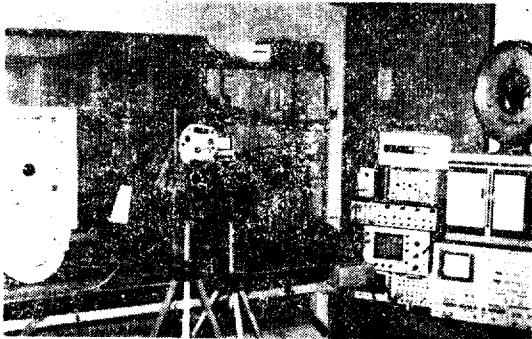


Photo 1 View of test apparatus

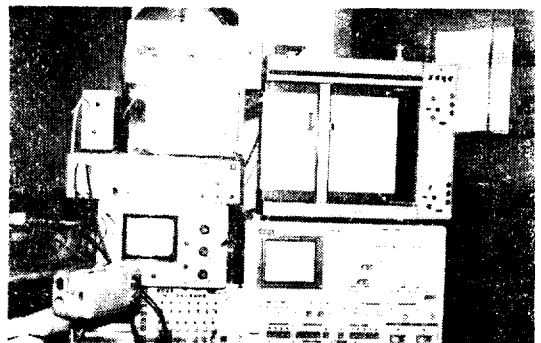


Photo 2 View of measuring apparatus

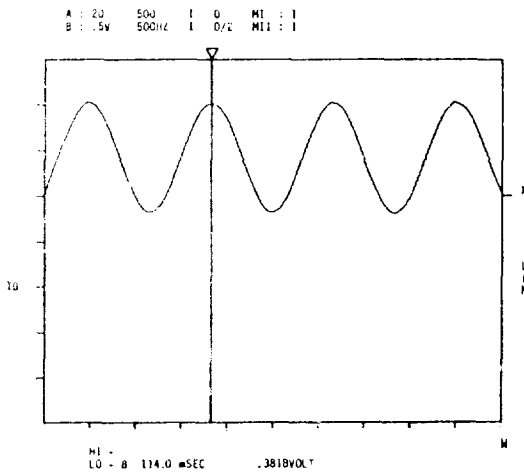


Fig. 4 (a) Sine wave of load obtained by FFT analyzer.

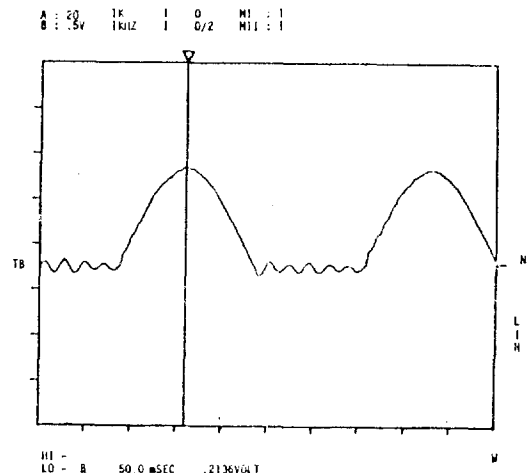


Fig. 4 (b) Free vibration wave of load obtained by FFT analyzer

며, 처음 부하시의 응력비(r)는 0.2로 하였다. 또한 부하후에 일어날 수도 있는 자유진동의 영향도 알아보기 위하여 Fig. 4(b)와 같은 부하과정으로도 실험을 실시 하였으며, 균열진전에 대한 측정은 시험편의 앞면과 뒷면을 각각 측정하였다. 또한 기본피로실험은 ASTM E467 규정을 택하여 행하였다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1. 균열진전에 따르는 compliance와 K 의 변화

균열진전에 따르는 부하하중의 변화를 측정하는데 Fig. 5와 Fig. 6은 하중점과 notch까지의 거리(L_1)가 107mm, 227mm일 때 cam의 변위가 일정한 상태에서 균열이 진전함에 따르는 부하하중의 변화하는 양상을 표시하여 놓은 것이다. 이 그림들에서는 하중점과 notch

사이의 거리(L_1)가 107mm일 경우 최대부하하중때의 하중변화가 최소 부하하중때의 하중변화보다 심함을 볼 수 있다. L_1 이 227mm인 경우도 107mm인 경우와 동일한 경향을 나타내고 있다. 또한 각 경우에서 compliance를 비교하기 위하여 Fig. 7에 초기부하하중으로 무차원화시킨 부하하중의 변화를 보였다. Fig. 7로부터 L_1 이 107mm, 227mm인 경우의 무차원화된 부하하중을 균열진전에 따라 살펴보면 최대부하하중과 부하하중폭은 L_1 이 107mm, 227mm일때 경사가 더 심함을 볼 수 있다. 이것은 L_1 이 227mm일 때가 compliance 변화가 더 심함을 보여주며 L_1 이 107mm일때는 균열진전에 따르는 compliance의 변화가 작음을 뜻한다. Fig. 8과 Fig. 9에는 측정한 부하하중을 사용하여 균열길이에 따르는 응력 확대계수의 값을 L_1 이 107mm, 227mm인 경우에 대하여 계산하여 놓았는데 이 그림에

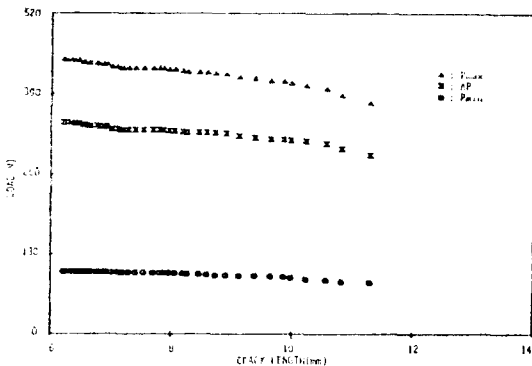


Fig. 5 Load vs. crack length(constant displacement: rolling direction: $L_1=107$)

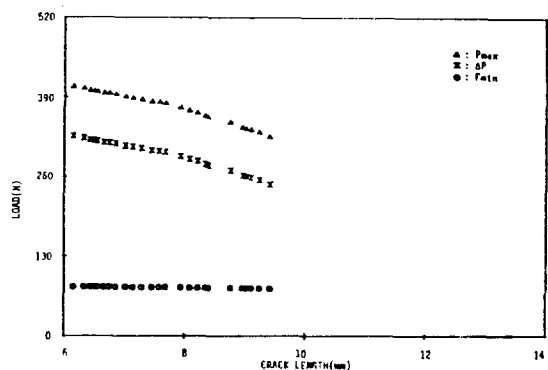


Fig. 6 Load vs. crack length(constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

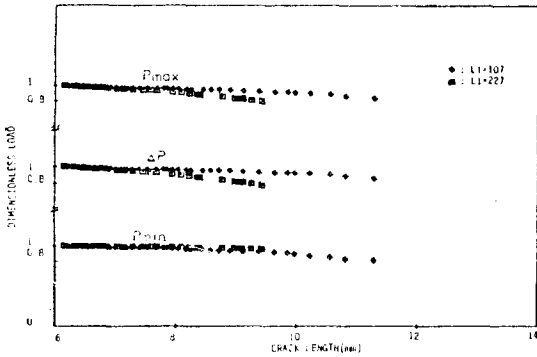


Fig. 7 Dimensionless load vs. crack length (constant displacement: rolling direction)

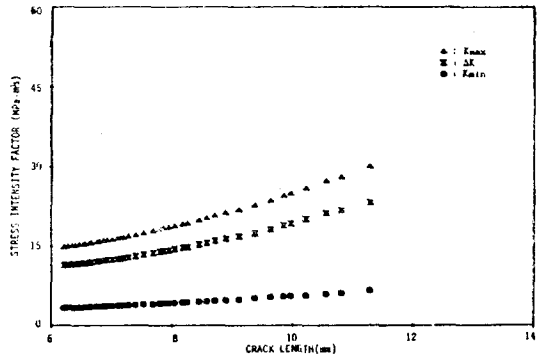


Fig. 8 Stress intensity factor vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=107$)

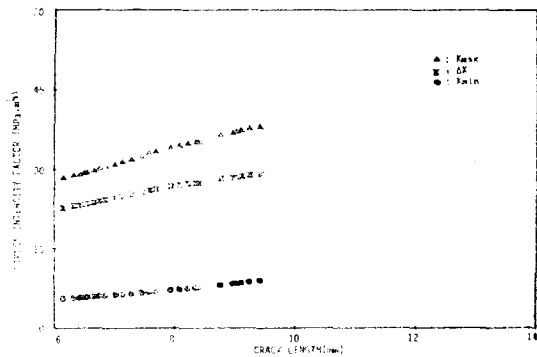


Fig. 9 Stress intensity factor vs. crack length (constant displacement: Rolling direction: $L_1=227$)

도 균열진전에 대한 최대, 최소의 응력확대계수 및 응력확대계수들은 모두 상승하는 경향을 보이고 있으며 이로 미루어 본 실험은 JK 증가실험임을 알 수 있다.

4.2. 균열진전속도

앞 절의 실험방법에 따라 반복 cycle 마다의 균열진전길이를 하중점과 notch까지의 거리가 107mm, 167

mm, 227mm인 경우에 대하여 Fig. 10(a)에 함께 표시하였다. 또한 균열방향이 압연방향(rolling direction)과 직각방향(transverse direction)인 실험도 실시하였으나 균열진전속도가 균열방향이 압연방향일때보다 상당히 느려 본 연구에서는 다루지 않았으며 하중점과 notch까지의 거리가 167mm인 경우는 107mm와 227mm인 경우의 중간 경향을 나타내므로 본 연구에서는 107mm와 227mm인 경우를 주로 다루어 비교하고 있다. 반복 cycle마다의 균열진전길이가 변화를 살펴보면 하중점과 notch까지의 거리가 107mm, 167mm, 227mm순으로 변화율이 심한 것을 볼 수 있으며 이것은 균열진전속도가 본 실험에서 하중점과 notch까지의 거리가 멀수록 빠름을 알 수 있다. 지금 그림 Fig. 10(a)에서 L_1 이 107mm, 227mm일 때 균열진전 초기부를 상세하게 살펴보면 균열진전 개시부에서는 cycle 마다의 균열진전길이가 변화율이 크며 균열개시 0.4mm에서 하나의 변곡점을 나타내는 것임을 보인다. 이 현상을 확인하기 위하여, 예로서 L_1 이 107mm, 227mm에 대한 균열진전개시 부분의 상세도를 Fig. 10(b)에 보였

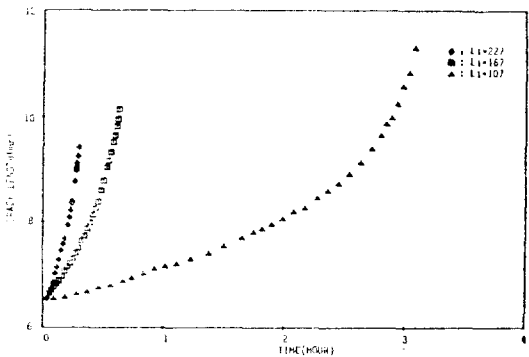


Fig. 10 (a) Crack length vs. time (constant displacement: rolling direction)

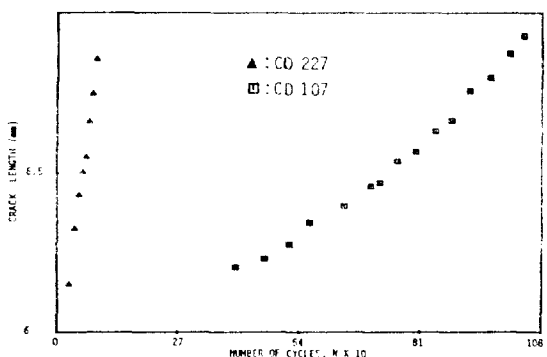


Fig. 10 (b) Crack length vs. number of cycles(constant displacement: rolling direction)

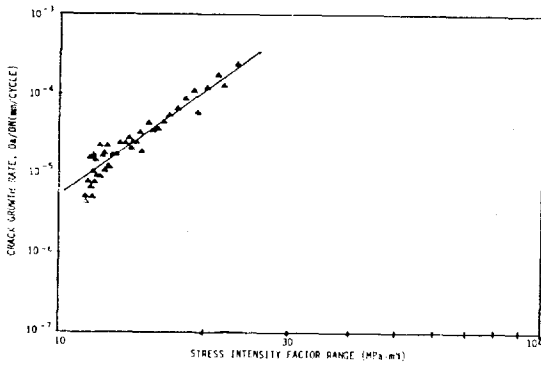


Fig. 11 Crack growth rate vs. stress intensity factor range (constant displacement: rolling direction: $L_1=107$)

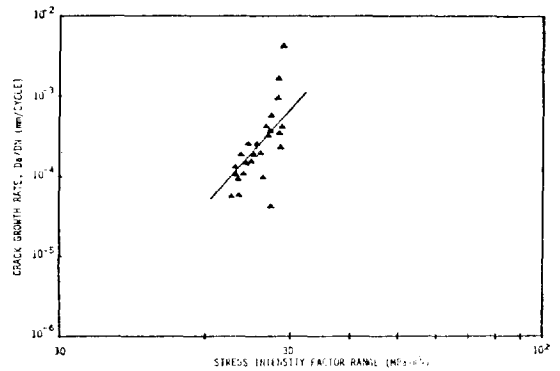


Fig. 12 Crack growth rate vs. stress intensity factor range (constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

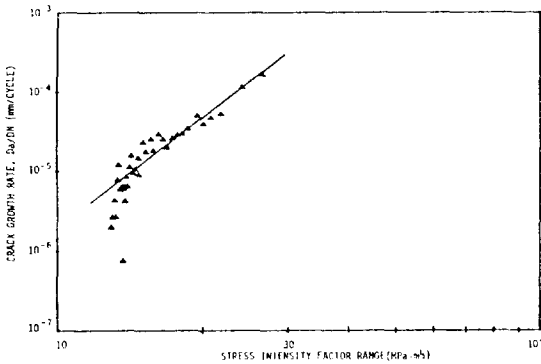


Fig. 13 Crack growth rate vs. stress intensity factor range (variable load: $L_1=107$)

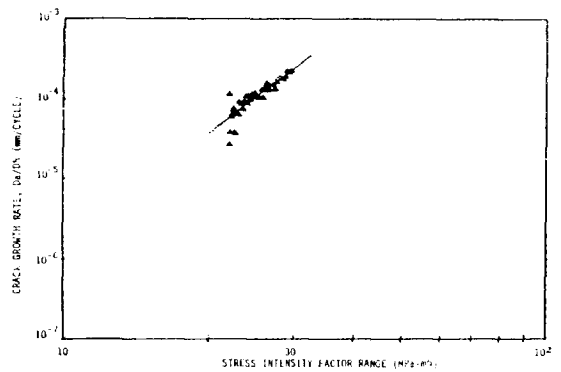


Fig. 14 Crack growth rate vs. stress intensity factor range (variable load: $L_1=227$)

다. 이 그림에서 확인할 수 있는 바와같이 균열길이 가 대략 6.4mm에서 변곡점을 가지며 균열진전개시 0.44 mm정도까지는 K_{II} 의 영향을 받아서 진전속도가 빠르게 나타났다고 추측된다. K_I 에 대한 K_{II} 의 비율이 서로 다른 경우의 균열진전속도를 상호 비교하기 위하여 측정된 반복 cycle마다의 균열진전길이 및 그때그때의 부하하중값을 식(7)에 대입하여 ΔK 와 아울러 da/dN 를 구하여 이들 관계를 Fig. 11에서부터 Fig. 14까지 log-log graph로 plot하였다. Fig. 11과 Fig. 12는 sine파형시 notch와 하중점까지의 거리가 107mm, 227mm일때, Fig. 13과 Fig. 14는 자유진동파형(variable wave)시 notch와 하중점까지의 거리가 107mm, 227mm일때를 각각 표시하였다. Fig. 11에서 Fig. 14에는 균열성장안정구간에 대하여 최소자승법으로 구한 직선을 표시하여 놓았으며 이들 관계를 Fig. 15에 함께 나타내었다. 이때 실선은 본 연구의 실험구간이다. 전반적으로 상호비교 고찰하여 보면 ΔK 에 대한 균열진전속도의 관계는 기본피로실험(CCT)에 의하여 얻어

진 결과와 그 양상이 다르다. 즉, 본 실험의 범위내에 있어서 균열진전속도는 sine파형에서 L_1 이 107mm인 경우가 가장 빠른 경향을 나타내고 있으며 자유진동파형역시 L_1 이 107mm인 경우가 227mm인 경우보다 빠

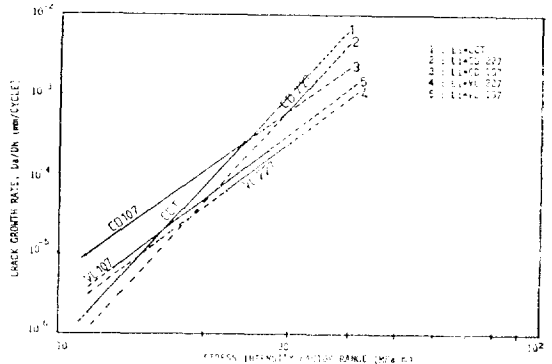


Fig. 15 Crack growth rate vs. stress intensity factor range (constant displacement: rolling direction)

를 보이고 있다. 또한 기본피로실험(CCT)과 본 실험의 sine 파형에서 L_1 이 107mm, 227mm인 경우를 각각 비교하던 기본피로실험과 L_1 이 227mm인 경우는 균열진전속도가 거의 유사한 경향을 나타내고 있으나 기본피로실험과 L_1 이 107mm인 경우는 처음균열진전 개시 초기에는 차이가 심하나 균열이 진전함에 따라 차이가 점점 작아져 균열진전속도가 기본피로실험과 거의 같아지는 경향을 나타내고 있다. 이러한 점으로 미루어 볼때 L_1 이 107mm인 경우는 균열진전 초기에 K_{II} 의 영향이 존재하다가 균열이 진전할수록 이 영향이 소멸되어가는 경향이 있음을 추측할 수 있다. 즉 K_{II} 가 K_I 와 혼합하여 존재하는 경우에는 K_{II} 의 영향으로 K_I 이 복합적으로 작용하여 K_I 만 작용하는 경우보다 균열진전속도가 빠르다는 것을 고찰할 수가 있다. 자유진동파형인 경우는 L_1 이 107mm일때 초기에는 순수 mode I인 기본피로실험의 sine 파형보다 균열진전이 약간빠른 경향도 보이나 K 값이 $18\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 가까이 부딪는 반대의 경향을 보이고 있으며 L_1 이 227mm일 경우는 sine파형보다 균열진전이 느린 경향을 보이고 있다. 이러한 점으로 미루어 보아 부하진동파형이 sine 파인 때보다 자유진동을 동반하는 경우가 균열진전속도는 일반적으로 느림을 알 수 있다.

4.3. 균열진전방향

균열진전방향에 끼치는 K_{II} 의 영향을 상세하게 검토하기 위하여 앞절의 실험방법에 따라 모재부에 대한 균열진전방향을 나타내는 각도를 측정하였다. 균열진전 각도는 균열진전시 균열진전상황을 촬영한 필름을 20배 확대하여 측정하였는데 Photo. 3에는 균열이 진전한 실제의 사진을 보였고 진전각도 측정방법의 설명도를 Fig. 16에 보였다. 또한 균열진전각도는 시험편 양면에서 측정하였으며 얻어진 결과를 Fig. 17부터 Fig. 22에 보였다. Fig. 17과 Fig. 18은 K 의 영향이 비교적



Photo 3 View of crack propagation magnified by profile projector (20x)

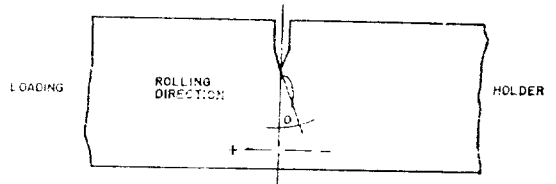


Fig. 16 Detail diagram of measuring crack angle

큰 하중점과 notch와의 거리가 107mm일때 시험편 앞면과 뒷면의 균열진전각도를 균열진전 길이에 따라 표시하였고 Fig. 19와 Fig. 20은 K 영향이 비교적 적은 하중점과 notch와의 거리가 227mm일때에 시험편의 양면에 대하여 각각 균열진전길이에 따른 균열진전각을 표시하였다. 또한 Fig. 21과 Fig. 22는 시험편의 양면의 각을 평균하여 균열진전길이에 따라 표시한 것이다. 이

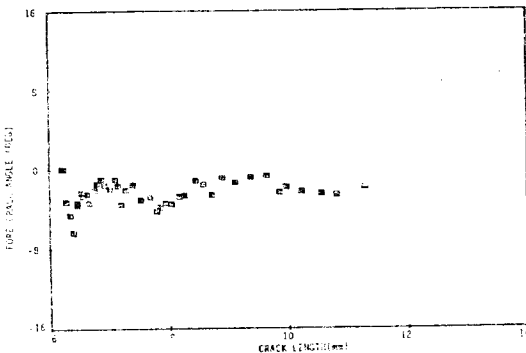


Fig. 17 Fore crack angle vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=107$)

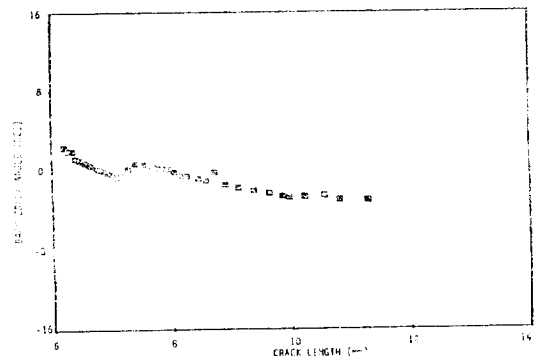


Fig. 18 Back crack angle vs. crack length(constant displacement: rolling direction: $L_1=107$)

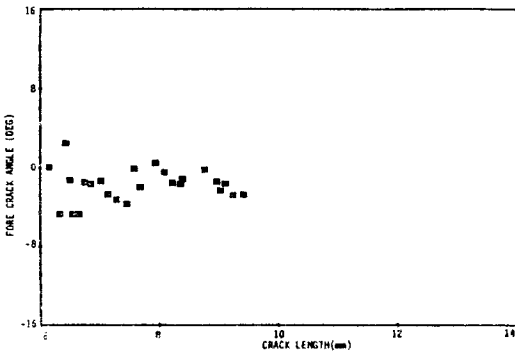


Fig. 19 Fore crack angle vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

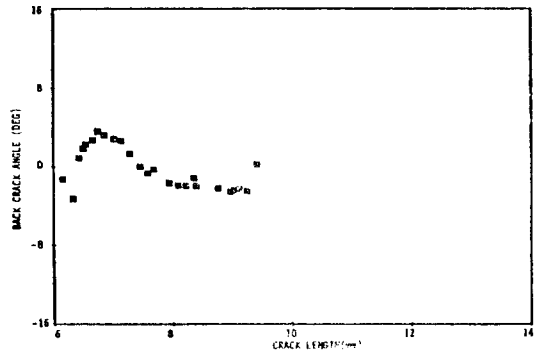


Fig. 20 Back crack angle vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

들 그림을 보면 측정치에서 약간의 산포는 가지고 있으나 대체적으로 균열길이가 커짐에 따라 일정한 각도를 유지하면서 균열이 진전해 나감을 확인하였고 또한 앞면과 뒷면에서 측정한 값들도 초기에는 약간의 차이가 있으나 대체적으로 서로 유사한 경향을 보였다. 앞면과 뒷면에서 측정된 값의 평균을 나타낸 Fig. 21과 Fig. 22를 살펴보면 sine파형시 L 이 107mm, 227mm인 경우, 앞면에서 측정된 균열진전각은 거의 (-) 방향으로 향하였으나 L 이 107mm인 경우가 더욱 심하게 (-) 방향으로 향하는 경향이 보였으며 뒷면에서 측정된 균열진전각은 초기에는 (+) 방향으로 향하나 바로 (-) 방향으로 되돌아오는 경향을 확인하였다. 또한 양면각을 평균치로 취한 균열진전각 역시 L 이 107mm인 경우가 227mm인 경우보다 (-) 방향으로 치우치는 경향을 Fig. 18에서 볼 수 있으며 K_{II} 영향이 약간 큰 L_1 이 107mm인 때가 L_1 이 227mm인 때에 비하여 균열이 굴곡하여 나가는 경향이 더욱 큼을 알 수 있다. 이러한 점으로 미루어 볼때 L_1 이 107mm인 경우가 K_{II}/K_I 의 값이 L_1 이 227mm때의 값 보다 큰 까닭

이며 K_{II} 의 영향이 더 심함을 알 수 있다. 이는 재질의 균질성의 정도에도 관계가 있겠으나 균열진전각의 측정치의 산포는 기본파로실험의 경우가 가장 작으며 균열진전개시 초기부분에는 L_1 이 107mm, 227mm인 경우 모두 그 산포도가 약간 크게 나타났다. 이 현상은 초기부분에서의 계속적인 균열진전각도 변화에 기인하는 것으로 사료된다. 균열의 진전방향에 따라 균열진전속도가 영향을 받는가의 여부를 살펴보면 Fig. 18에는 L_1 이 107mm인때의 균열진전길이에 따르는 균열진전각도를 나타내었고 Fig. 20은 L_1 이 227mm인 것이다. 이 두 그림을 보면 data의 분포상황이 서로 유사한 경향을 나타내고 있으나 산포도는 L_1 이 227mm일때가 더욱크며 L_1 이 107mm일때는 data가 작은 각 범위내에 들어가 있다. 즉 L_1 이 107mm인 경우에 있어서 대부분의 data가 $-0.5^\circ \sim -2.7^\circ$ 범위내에 존재하고 있는 반면에 L_1 이 227mm인 경우는 $+1.0^\circ \sim -2.7^\circ$ 범위내에 존재하고 있다. 이 이유는 K_{II} 가 작용할 때에는 K_{II}/K_I 의 값에 따라 균열선단에서의 원주방향응력의 분포가 상이하러 지는데 있다고 추측이 간다.

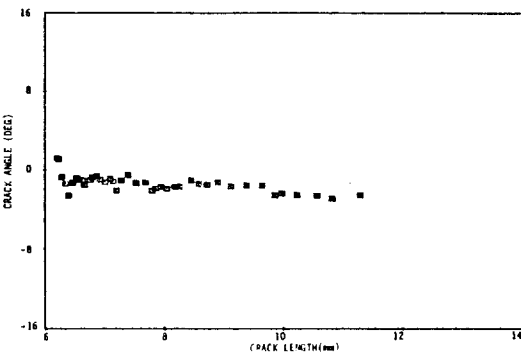


Fig. 21 Crack angle vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

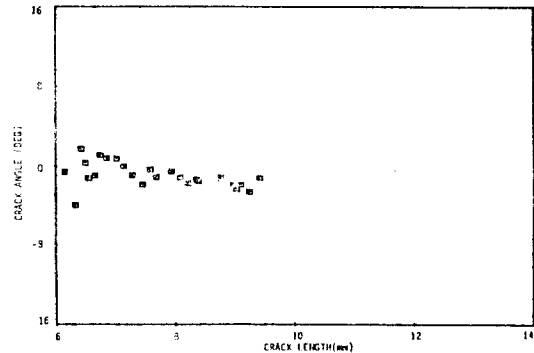


Fig. 22 Crack angle vs. crack length (constant displacement: rolling direction: $L_1=227$)

또한 이 실험에서 속도가 가장 빠른 각도는 L_1 이 107 mm($K_{II}/K_I=0.0277$)때 -2.7° , L_1 이 227mm($K_{II}/K_I=0.0131$)때는 -1.24° 정도로 나타났는데 이 K_{II}/K_I 의 값을 사용하여 최대원주응력방향선에 의하여 균열진전각(θ_0)을 구하여 보면 K_{II}/K_I 가 0.0227에 대하여는 θ_0 가 3.17° , K_{II}/K_I 가 0.0131에 대하여는 θ_0 가 1.5° 로 나온다. 이들 값은 측정치보다 약간 크게 나왔는데 이 이유는 재료의 rolling방향과 transverse방향에 따르는 이방성의 영향으로 인한 것으로 사료된다.

5. 결 론

본 연구에서는 선박구조물의 실제와 유사한 하중상태에서 선박용 강재의 피로거동 특성을 파괴역학적으로 진전하여 보았으며 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. K_{II} 가 발생할 때 균열진전개시에 끼치는 효과는 재료의 이방성이 작을 경우에도 영향을 받는다. 즉 재료의 이방성은 균열진전각도를 변경시킨다.

2. $K_{II}/K_I=0.01$ 이하인 경우에는 응력확대계수 폭(ΔK)과 균열진전속도(da/dN)와의 관계는 K_I 만이 작용하는 경우와 거의 유사하나 $K_{II}/K_I=0.02$ 경우에서의 상호 관계는 다르게 밝혀졌으며 또한 균열진전개시의 속도가 K_{II} 의 영향으로 빠르게 됨을 확인하였다.

3. Sine파형의 반복하중이 작용하는 경우에 비하여 자유진동이 뒤따르는 반복하중이 작용하는 경우에는 피로균열진전속도는 오히려 늦어지며 이로 미루어 선박에서와 같이 파도가 부딪혀 일어나는 여진에 대하여는 특별한 강도 설계상의 고려는 필요없다.

4. K_{II}/K_I 의 값을 임의로 변화시켜 일련의 실험을 행하면 재료의 이방성에 끼치는 K_{II} 의 영향을 구명할 수 있을 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

- [1] A. Haaland, "Damages to important Structural Parts of the hull", DET NORSKE VERITAS Publication No.61, pp.1-8, OSLO, Jan., 1968.
- [2] S. Janzen, O. Nilsson, "Hull damage in Large Ships", LR Technical Association Paper No.1 Session, 1972~73.
- [3] Findley, W.N., Mitchell, W.I., and Martin, D. E., "Combined Bending and Torsion Fatigue Tests of 25S-T Aluminium alloy", *Proc. 2nd U.S. Nat. Cong. Appl. Mech.*, p.585 (ASME), 1954.
- [4] Garud, Y.S., "A New Approach to the Evaluation of Fatigue under Multiaxial Loadings", Symposium on Fatigue of Metals and composites, ASME Winter Annual Meeting, New York, 1979.
- [5] 村田月美, "普通鋼の水素誘起割れ", 金屬, Vol. 46, No. 4, pp.15-19, 1976.
- [6] Hughes, Ship Structural Design, A Rationally-Based Computer Aided, Optimization Approach, pp.78-111, wiley Interscience, 1983.
- [7] 八木順吉, 富田度光 藤本由紀夫, 大久保敬雄, "多軸應力下の疲勞強度に 關する研究", 關西造船協會誌, 第174號, p.85, 1979.
- [8] 永井欣一, "疲勞龜裂の 傳播特性", 日本造船學會誌, 第479號 p.223, 1969.
- [9] Wilson, W.K., Clarke, W.G. and Wessel, E.T., "Fracture Mechanics for Combined Loading and Low to Intermediate Strength Levels", Westinghouse Res. Rept. 10276, 1968.
- [10] Williams, J.G. and Ewing, P.D., "Fracture Under Complex Stress—the Angled Crack Problems", *Int. J. Fract. Mech.* 8 p.441, 1972.
- [11] Kim, S.C. and Kitagawa, H., "A Method of Determination of Mixed Mode Fracture Toughness of Brittle Materials Under Compression", *Proc. Int. Conf. on Fract. Mechanism and Technology*, Vol. II, p.1011, Hong Kong, Mar., 1977.
- [12] Nuismer, R.J., "An Energy Release Rate Criterion for Mixed Mode Fracture", *Int. J. Fracture*, 11, p.245, 1975.
- [13] Erdogan, F. and Sih, G.C., "On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transvers Shear", *J. Basic Eng.*, 85, p.519, 1963.
- [14] Isida, S. and Kobayashi, A.S., "Crack Propagation Rate in 7075-T6 Plates Under Cyclic tensile and Transverse Shear Loading", *J. Basic Eng.*, p.746, 1969.
- [15] P.C. Paris, M.P. Gomez and W.E. Anderson, "A Rational Analytic Theory of Fatigue", *The Trend in Engineering*, 13. pp.9-14, 1961.
- [16] D.P. Wilhem, "Investigation of Cyclic Crack

- Growth Transitional Behavior", ASTM STP415, pp. 363-383, 1967.
- [17] D.V. Nolson, "Review of Fatigue Crack Growth Prediction Methods", *Experimental Mechanics*, February, p. 41, 1977.
- [18] B.F. Brown, "A New Stress Corrosion Cracking Test Procedure for High Strength Alloys", *Material Research Standards*, Vol. 6-3, 1966.
- [19] H. Tada, P. Paris, and G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research Corporation, pp. 2. 13-2. 14, 1973.
- [20] H. Tada, P. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research Corporation, p. 2. 27, 1973.
- [21] H. Tada, P. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research Corporation, p. 2. 28, 1973.
- [22] J.M. Bansom and S.T. Rolfe, "Corelations between K_c and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range", ASTM STP466, Philadelphia, pp. 281-301, 1970.