研 究 論 文

大 韓 熔 接 學 會 誌
第6卷, 第3號, 1988年 9月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 6, No. 3, Sep., 1988

박용 구조물용 일반압연강 용접부의 피로균열 전파거동에 미치는 K_{II}의 영향*

한 문 식**· 김 상 철***

Effects of K_{II} on Fatigue Crack Propagation Behavior of Weldzone in Generally Rolled Steel for Marine Structure

M. S. Han, S. C. Kim

Key Words: Fatigue Crack Propagating(피로 균열 전파), Mixed Mode(혼합 Mode), Weld Zone(용접부), Fatigue Crack Propagation Rate(피로 균열전파율), Fatigue Crack Propagation Direction(피로 균열 전파방향), Fatigue Crack Propagation Angle(피로 균열전파각), Stress Intensity Factor in Mode Ⅱ (Mode Ⅱ에서의 응력확대계수)

Abstract

An experimental study was carried out to identify the fatigue fracture behavior of weldzone in generally rolled steel for marine structure.

The bending an shear loads were applied simultaneously on the specimens to simulate real load condition for marine structure.

The effect of the stress intensity factor under mode Ⅰ with 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 intensiy factor in mode Ⅱ was applied under mode Ⅰ load condition, the growth behavior of a crack seems to be affected mainly by the anisotropic characteristic of materials. Especially, when the crack was located in and near the weld zone and parallel to the weld line, the propagation behaviour was turned out to be quite different from that of the base metal. Since the microscopic structure of the materials became quite different from that of the base metal along the direction transverse to the weld line.

In general, the propagation velocity of the cracks in and near the weld zone was found to be slower than the velocity in base metal.

---

* 본 논문은 대한용접학회 1987년 추계 연구발표회에서 발표된 논문임.

** 한국기계연구소 대덕선박분소, 정회원
*** 인하대학교 공과대학, 정회원

1. 서 론

선박, 해양구조물, 항공기, 교량 등의 대형구조물 및 각종 기기는 각각의 기능, 구조, 사용환경에 의하여 파괴 손상이 발생하는데 그 종류와 형식은 다양하지만 실제 구조물에 가장 높은 빈도로 발생하는 것은 피로균열 손상이다.[1~3]

따라서 이러한 파괴의 방지와 대책을 위해서 피로균열 발생 및 진전거동에 관한 연구는 오래 전부터 행하여져 왔으나 이들의 연구는 주로 인장, 압축하중에 의한 피로균열의 발생 및 진전거동에 관한 것으로 대형구조물 및 각종 기기에 있어서 더욱 중요하다고 생각되는 평면굽힘 반복하중에 의한 혼합 Mode 상태에서의 피로균열의 발생과 진전거동 연구에 관한 문헌은 적으며 그 거동 역시 충분히 밝혀져 있지 않다.[4,5] 그러나 Sih[6]에 의해 혼합 Mode에서 균열성장이 최대에너지 해방율의 방향으로 일어난다는 에너지해방율 Criterion, Erdogan 및 Sih[7]에 의해서 균열성장은 최대주응력의 직각방향으로 일어난다는 최대주응력 Criterion이 발표되었고, Pook[8], Hoskin[9], Williams 및 Edwing[10] 등은 2024-T3 Al 합금, DTD 5050 Al 합금, plexiglass에 있어서 최대주응력 Criterion이 잘 일치함을 실험적으로 입증하였다. 또한 Isida 및 Kobayashi[11]는 경사진 균열을 가진 인장시험편을 사용하여 혼합Mode에 대한 균열진전속도를 조사하였으며, Roberts 및 Kibler는 주기적인 Mode Ⅱ와 정적인 Mode Ⅰ에서 실험을 하여 Mode Ⅱ균열이 각 Cycle 마다 부하의 부호가 변한다면 균열은 직선을 따라 성장할 수 있음을 보였으나 이러한 상태는 실제 사용하에서도 일어나지만 아직 실험에의하여 이 조건을 재생시키지는 못하였다.

따라서 본 연구에서는 이상과 같은 결과를 토대로 선박 및 해양구조물 및 각종 기기에서 보편적으로 많이 사용되는 일반압연강재의 용접부에 대하여 평면굽힘피로 조건하에서 피로파괴 실험을 실시하여 각 조건하에서 Mode Ⅰ 및 실용상태에 가까운 혼합부하 상태인 Mode Ⅰ과 Mode Ⅱ의 혼합 Mode인 경우의 균열진전거동을 규명하고 이 실험의 결과를 토대로하여 파괴역학적 측면에서 균열진전거동에 미치는 K_{II} 영향에 대하여 고찰하였다.

2. 실험방법

2.1 실험재료 및 시험편

본 실험에서 사용된 시료는 포항제철에서 생산되는 392 MPa(40kg/cm²)급 일반구조용(조선용) 압연강재이다. 이 강재는 한국공업규격(KS D3503) SS 41강(보통 강도강), 한국선급협회(KR 301조) KR 연강 RD강의 상당품이며 화학적 성분과 기계적 특성은 Table 1과 Table 2와 같다.

시험편은 그 축방향이 강재의 압연방향과 동일하도록 시험강재에서 절취한 후 서브머어지드 아아크 자동용접으로 맞대기용접을 Fig. 1과 같이 하였다.

시험편의 용접조건은 Welding Handbook[13]에 추천

Table 1, Chemical composition of the steels (%)

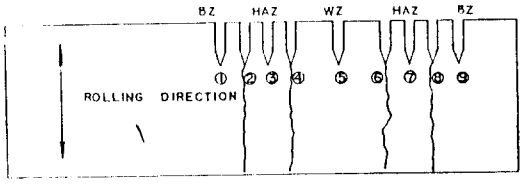
Kind of Steel	C	Si	Mn	P		Ceq*	Pcm*	emark
40kg/mm²(392MPa) Class steel Plate	0.11	0.27	0.58	0.010	0.019	0.207	0.18	Specimen
KS SS41	—	—	—	<0.05	<0.05	—	—	—
KR RD	<0.21	<0.35	>0.6	<0.040	<0.040	<0.31	<0.252	—

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

Thble 2. Mechanical properties of the steels (20°C)

Kind of Steel	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Impact (J)	Remarks
40kg/mm²(392MPa) Class steel Plate	283.696 288.796	438.203 440.708	41.7 44.9	104.720 206.360	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.



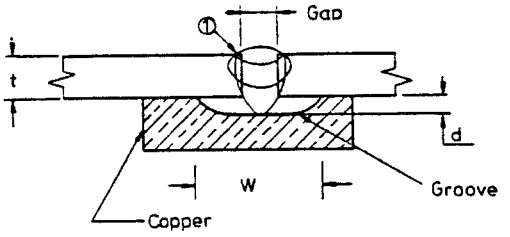


Fig. 2(a). Notch positions on the welded specimen

Plate Thickness t(mm)	12
Pass	1
Electrode size(mm)	39.68
Current(amp) DC (+)	500
Volts	30
Arc Speed(mm/min)	1016
Electrode Req'd (N/m)	1.75
Total Time (hr/m of weld)	0.32
Flux Req'd(N/m)	1.33−1.75
Gap(mm)	1.59−2.38
Groove in backing bar width w(mm)	17.46
Depth d(mm)	2.38

Fig. 1. Welding Condition (Submerged arc Full-Automatic Welding)

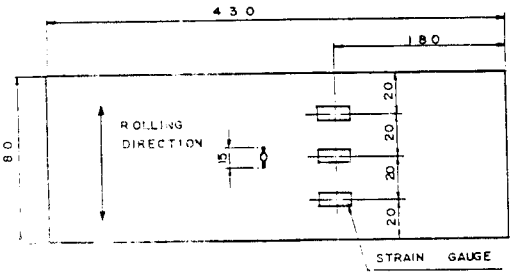


Fig. 2(b). Fatigue test specimen

되어 있는 조건에 준하였으며 이에 대한 명세를 Fig. 1에 함께 표시하였다.

시험편의 형상은 Fig. 2(a)와 같이 용접시험편의 표면을 가공하였으며, 이때 폭치수(18mm)와 두께치수(10mm)는 연삭여유 0.5~0.8mm를 남기고 가공을 완료한 다음 평면 연삭기에서 완성가공을 하였다. 일반적으로 압출방향으로 전진하는 균열에 대하여 재료가 가장 취약한 성질을 갖기 때문에 본 연구에서는 Notch 방향을 압출방향으로 하였다. 모재부의 Notch 가공은 탁상 Milling Machine에서 두께 1.02mm Saw Cutter로 1차 가공한 다음 날끝을 30°로 연삭한 같은 두께의 Saw Cutter로 2차 가공하였다. 이때 Notch의 위치는 하중점과 Notch 중심까지의 거리가 107mm, 227mm의 2종류로 하였다. 또한 용접부에 대한 Notch가공방법은 평면 연삭된 시험편을 부식액(3% Nital)으로 에칭을 한 후 정확한 위치를 확인하여 모재부의 Notch 가공법과 동일한 방법으로 가공하였다. 그리고 이 시험편 표면을 샌드페이퍼(Sand Paper) 1200번까지 연마(polishing)하고, Notch 주변을 거울면에 가깝도록 연마를 한 후 알콜 및 아세톤으로 탈지한 다음에 실험을 실시하였다. 시험편의 종류는 Fig. 2(a)에 보인 바와 같이 18가지로 하중점과 Notch까지의 거리가 107mm, 227mm일 때의 각각에 대하여 용착부(W.Z), 용착부(W.Z)와 열영향부(HAZ)와의 경계, 열영향부(HAZ), 열영향부(HAZ)와 모재(B.Z)와의 경계, 용접부에서 6mm 떨어진 모재(B.Z)에 대하여 용접부위를 중심으로 좌우에 Notch가 가공되어 있는 경우이다. 여기서 Notch 위치는 용착부(W.Z) 및 열영향부(HAZ)에 있어서 항상 중앙에 오도록 가공하였으며 각 경계부는 Notch 끝과 균열진전 예상부위가 경계선상에, 모재(B.Z)는 열영향부와 모재 경계면상에서 6mm 떨어진 곳에 Notch가 오도록 가공하였다. 또한, 본 실험 즉, 평면굽힘피로실험에서 얻어진 K_I 및 K_I과 K_{II}의 혼합 Mode일 때의 균열진전거동을 비교하기 위하여 가장 일반적인 Mode I 일 때의 평판피로실험을 하였다. 이 실험에서는 중앙균열평판을 사용하였으며 실험하중이 균등하게 시험편에 작용하는지의 여부를 확인하기 위하여 3개의 Strain gauge를 Fig. 2(b)에 보인 바와 같이 시험편의 폭방향에 20mm 간격으로 부착하였다.

2.2 실험장치 및 실험방법

본 실험에 사용된 피로실험장치는 굽힘식으로 Fig. 3과 같이 편심기로 임의의 굽힘응력(Bending Stress)을 반복하여 가할 수 있도록 되어 있을 뿐만 아니라 변속이 가능하게 되어 있다.

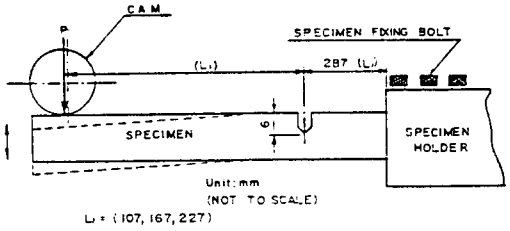


Fig. 3. Installation of Fatigue Specimen

이 시험기는 시험편에 가하는 변위를 Cam의 조절 나사로서 임의로 조절할 수 있으며 시험편의 길이도 임의로 조절할 수 있다. 또한 시험편 Holder를 만들어 시험편의 장착을 쉽게 하였으며 시험편의 조작도 간편하게 하였다.

특히 시험편에 가하는 하중 cycle 및 상태를 정확하게 측정하기 위하여 Digital Counter 및 F.F.T (Fast Fourier Transformer) Analyzer를 설치하였다. 또한 Cycle이 경과함에 따른 균열의 실제길이 및 균열진전각을 보다 정확하게 측정하기 위하여 주움(Zoom)형 접사가 부착된 고성능사 진기를 사용하였다. 또한 실험중의 시험편을 고정상태로 보기 위하여 촬영용 Stroboscope를 사용하였다. 시험기 및 측정장치의 모습은 photo 1, photo 2에 나타내어져 있다. 촬영한 Film은 20X profile Projector로 확대하여 균열진전길이 및 균열진전각을 측정하였다. 또한 사진촬영시에는 동시에 FFT Analyser를 작동시켜 부착된 Strain Gage에서 Strain을 기록하였다. 이와 같이 균열진전시의 Strain을 하기록하여 각 균열길이에 대한 부하하중을 측정하였다. 실제로 FFT Analyzer에 기록시킨 Strain 100$\mu\varepsilon$에 대한 전위차 및 그 파형을 Fig. 4에 나타내었다. 하중의 파형은 실제 선박 및 해양구조물에 미치는 정도를 고려해서 최대값과 최소값이 모두 탄성역에 있는 일정진폭의 Fig. 5와 같은 Sine파를 사용하였고, 처음 시작시의 응력비(R)는 0.2로 하였다. 실험하중 상태는 예비균열의 발생을 용이하게 하기 위해 실제로 실험하중보다 높은 반복하중을 가하여 균열을 발생시킨 다음 서서히 실제 하중으로 고정하였다. 이 상태에서 Preload의 영향을 감소시키기 위하여 균열이 0.5 mm 정도 더 진전한 다음부터 기록하였으며, 또한 균열진전에 대한 측정은 시험편의 앞면과 뒷면을 각각 측정하였다.

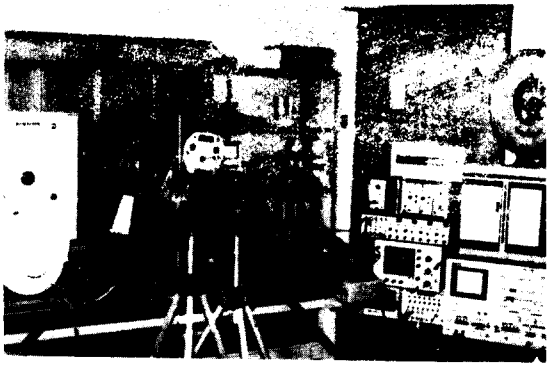


Photo. 1. View of test apparatus

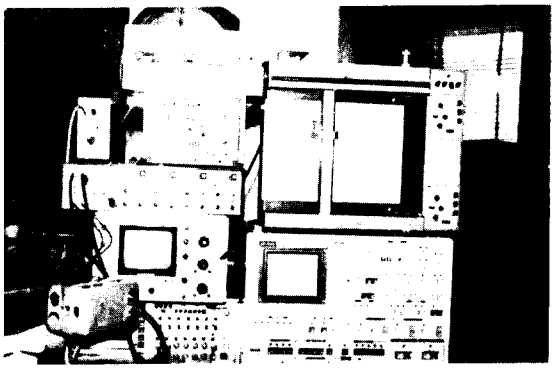


Photo. 2. View of measuring apparatus

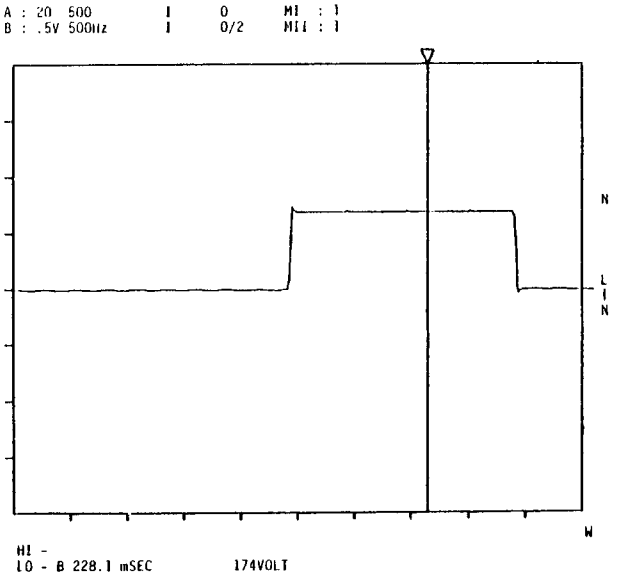


Fig. 4. Strain calibration obtained by FFT analyzer

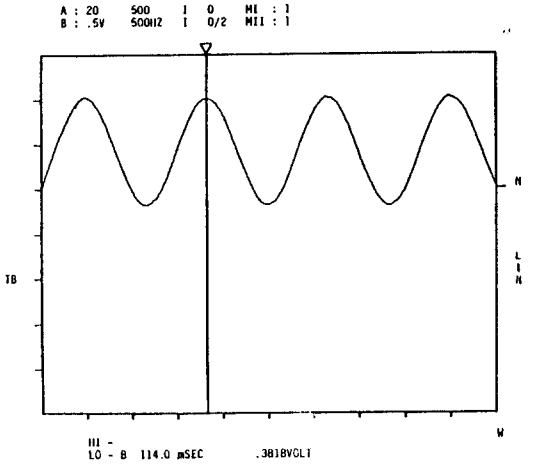


Fig. 5. Sine wave of load obtained by FFT analyzer

2.3 본 실험에서 채택한 응력확대계수 및 이에 대한 검토

본 연구에서는 K_I의 식으로는 굽힘 Moment를 받는 Cantilever에 균열이 존재하는 경우의 식(1)을 사용하였다.[14]

$$K_I = \frac{4.12 \cdot M \cdot \sqrt{\alpha^{-3} - \alpha^3}}{B \cdot W^{3/2}} \quad (1)$$

여기서 B는 시험편의 두께, W는 시험편의 폭, M은 $P \times L_1$, α는 $1-a/W$, P는 Cam의 변위에 대한 작용력, L_1은 하중 작용점으로부터의 Notch 중심까지 거리, a는 균열길이이다. 한편 Fig. 3에서와 같이 집중하중이 보의 자유단에 작용하는 경우는 K_I만이 아니고 K_{II}도 발생하게 된다.

또한 하중 P와 균열선과의 거리가 짧아질수록 K_{II}의 K_I에 대한 비율은 커진다. 본 연구에서의 경우 K_I만이 발생한다는 가정하에 유도된 식(1)을 검토하여 보면, Fig. 3에서의 균열선단에는 굽힘 Moment와 전단력이 동시에 작용함을 알 수 있다. Edge균열에 대한 순수굽힘 Moment만 작용하는 경우는 K_I에 대하여 다음과 같은 식이 제안되었다.[15]

$$\frac{K_I}{K_0} = 1.122 - 1.40\left(\frac{a}{W}\right) + 7.33\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.0\left(\frac{a}{W}\right)^3 \quad (2)$$

여기서 K_0는 $6M \cdot \sqrt{\pi a}/W^2$ 이다.

식(2)를 사용하여 L_1이 107mm 및 227mm 때의 균열길이 6mm 및 10mm에 대한 K_I값을 계산하여 검토하면 K_I값의 오차는 1.7% 이내에 있음을 알 수 있고, K_{II}의 영향이 더욱 큰 L_1이 107mm인 경우에도 K_I의 값은 계산하는 데는 식(1)을 사용하여도 오차가 거의 없음을 알 수 있다. 다음에 K_{II}에 대하여 검토하여 보면 집중하중 P가 모서리 균열면에 인접하여 사용하는 경우에 대한 K_{II}의 식은 발표되어 있으나[16] 본 실험의 경우는 모서리 균열면과 평행하게 작용하는 집중하중은 균열과는 시험편 폭에 비하여 먼거리에 위치하고 있으며 이러한 경우는 집중하중(P)을 시험편의 단면적(A)으로 나눈 평균전단응력 $\tau\left(\frac{P}{A}\right)$가 모서리 균열면에 연하여 작용한다고 가정하는 것이 타당하리라고 생각이 된다. Edge 균열면에 연하여 균일한 전단응력 τ가 작용하는 경우의 K_{II}의 값은 Tada[17]에 의하여 다음과 같이 주어져있다. 즉,

$$K_{II} = Z\sqrt{\pi a} \cdot F_{II}(a/W) \quad (3)$$

여기서

$$F_{II}(a/W) = \frac{1.122 - 0.561(a/W) + 0.085(a/W)^2 + 0.180(a/W)^3}{\sqrt{1-a/W}} \quad (4)$$

이다. 식(3)을 사용하여 균열진전 초기때 인 a가 6 mm, 10mm일 때의 K_{II}의 값을 구하면 L_1이 107mm 및 227mm일 때에 대하여 각각 L_1이 107mm, a가 6 mm일 때 K_{II}는 $0.0281P$이고 L_1이 227mm, a가 10 mm일 때 K_{II}는 $0.0405P$가 되며 이들 값을 사용하여 본 실험에 있어서의 균열진전개시때 응력확대계수비 K_{II}/K_I을 구하면 L_1이 107mm일 때에 대하여 K_{II}/K_I는 0.0277이고 L_1이 227mm일 때에 대하여 K_{II}/K_I는 010131가 된다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 균열진전에 따르는 Compliance와 K의 변화

Fig. 1에서 보여진 각 경우의 용접시험편에 대하여 앞에서 언급한 방법에 의하여 균열진전에 따르는 부하하중의 변화를 측정하였는데 용접부에서 6mm 떨어진 모재에서 측정한 양상과 거의 같은 경향을 나타내었다.

Fig. 6과 Fig. 7에 용착부에 대한 것을 예로 나타내었다.

Fig. 6은 L_1이 107mm인 때이고 Fig. 7은 L_1이 227 mm 일때이다.

또한 각각의 균열길이에 있어서는 최대, 최소응력

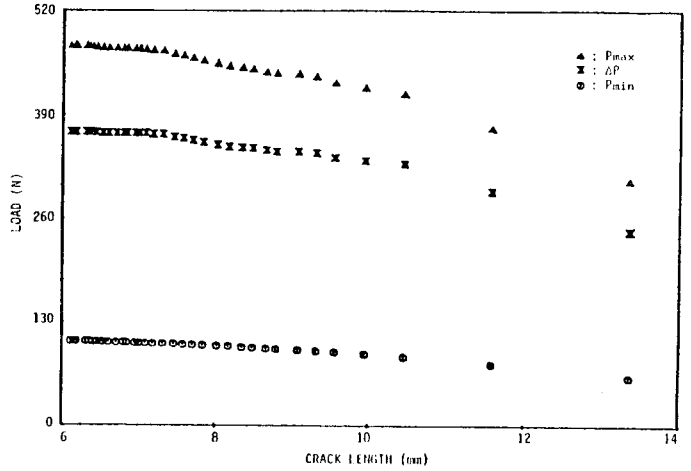


Fig. 6. LoAd vs. crack length (welded zone: $L_1 = 107$).

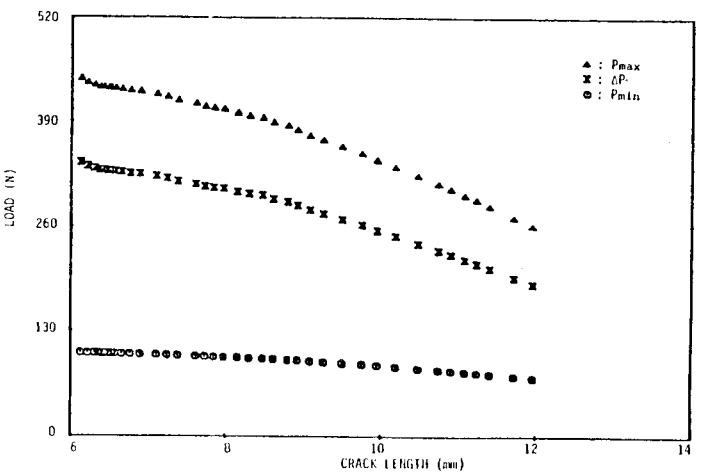


Fig. 7. Load vs. crack length (Welded zone: $L_1 = 227$).

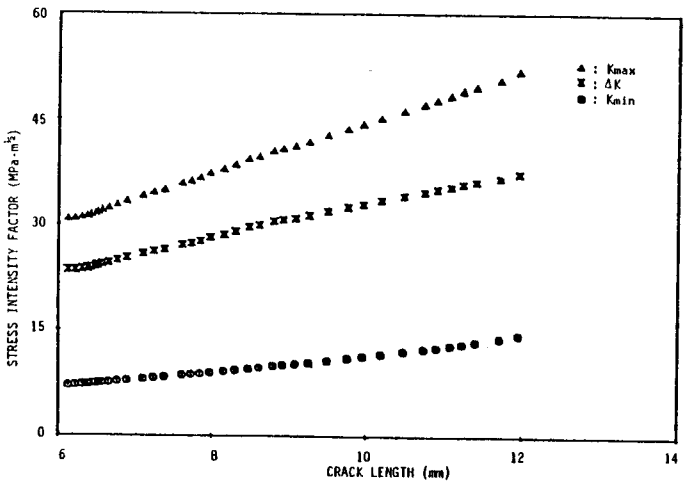


Fig. 8. Stress intensity factor vs. Crack length(Welded Zone: $L_1 = 107$)

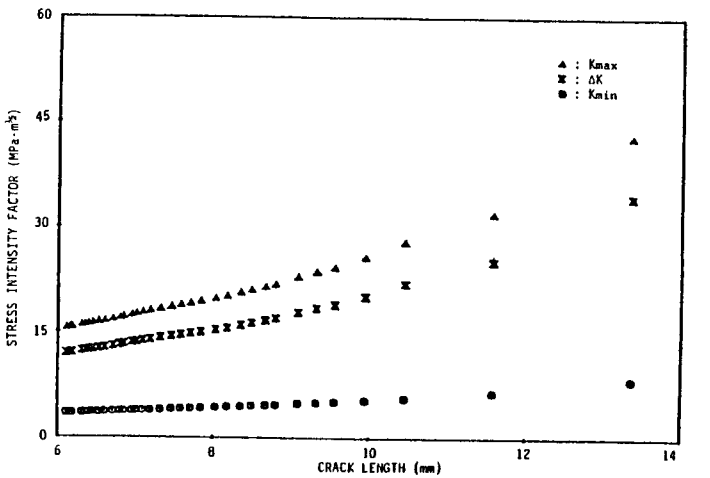


Fig. 9. Stress intensity factor vs. crack length(Welded Zone: $L_1 = 227$).

확대계수 및 응력확대계수폭도 계산하였는데 용착부의 것을 L_1이 107mm 및 227mm에 대하여 각각 Fig. 8 및 Fig. 9에 보였다.

Fig. 8과 Fig. 9는 용착부에서 L_1이 107mm인 경우와 227mm인 때도 용착부에서 6mm 떨어진 모재때와 같이 균열길이에 따르는 K의 값 및 응력확대계수폭이 증가하는 것을 나타낸다.

이러한 경향은 각 경우 즉, 용착부와 열영향부와의 경계, 열영향부, 열영향부와 모재부와의 경계, 용접면에서 6mm 떨어진 모재부에 대한 Notch 위치가 용착부의 왼쪽에 있을 때 L_1이 107mm($L_1=107L$)인 경우, L_1이 227mm($L_1=227L$)인 경우와 Notch 위치가 용착부의 오른쪽에 있을 때 L_1이 107mm($L_1=107R$)인 경우, L_1이 227mm($L_1=227R$)인 경우에서 각각 유사하게 나타나고 있다.

4.2 균열진전속도

각 경우에 있어서 균열안정성장구역에서의 균열진전속도를 상호 비교하기 위하여 반복 Cycle 마다의 균열진전길이의 실험자료로부터 ΔK와 da/dN의 관계를 구하고 이를 Log-Log Scale로 그려 균열안정성장구역인 직선부분에 대하여 최소자승법으로 구한 직선을 Fig. 10으로부터 Fig. 14에 Notch 위치별로 함께 표시하여 놓았다.

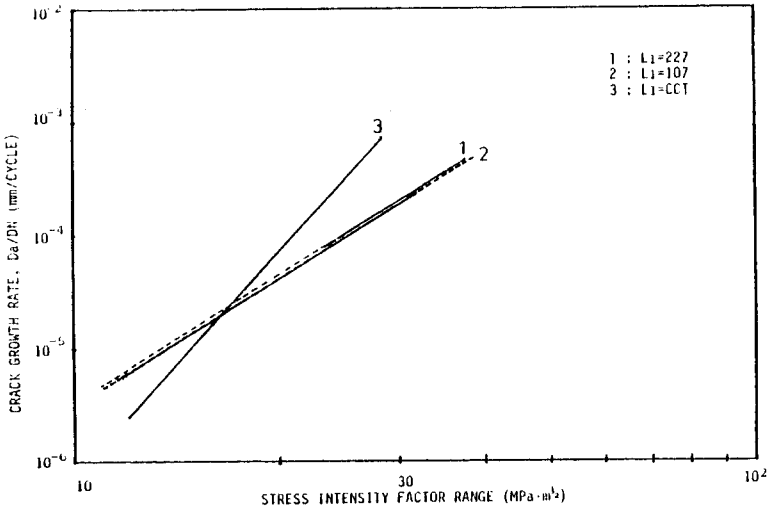


Fig. 10. Crack growth rate vs. stress intensity factor range(Welded Zone).

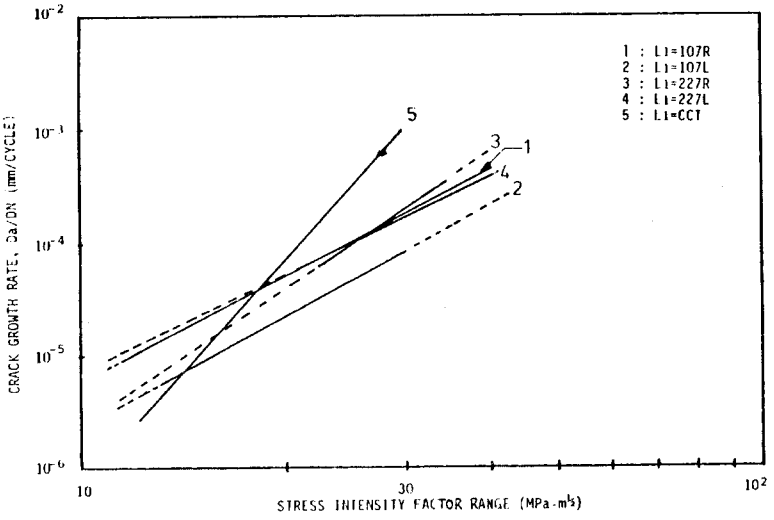


Fig. 11. Crack growth rate vs. stress intensity factor range(the boundry between W.Z and HAZ)

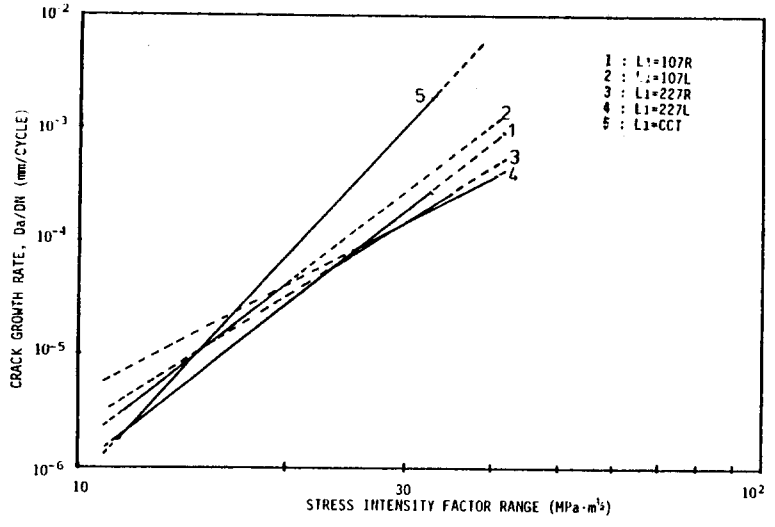


Fig. 12. Crack growth rates vs. stress intensity factor range(Heat Affected Zone).

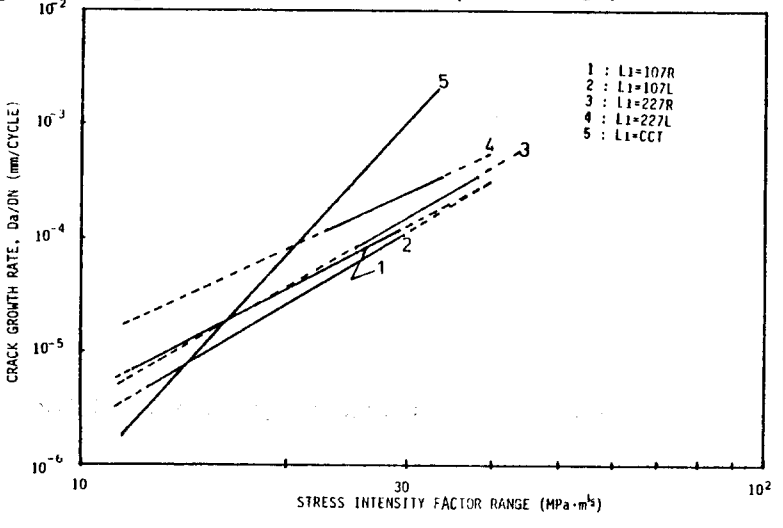


Fig. 13. Crack growth rate vs. stress intensity factor range (the boundary between HAZ and B·Z)

K_1이 227mm일 때를 살펴보면 모재쪽에 있어서 기본피로실험(CCT) 때와 L_1이 227mm인 경우는 균열성장 안정구역에 대하여 작도한 직선은 서로같은 기울기를 가지고 있으나[18] 용접부 근방에서는 L_1이 227mm인 경우에도 그 기울기가 기본피로실험(CCT)과 서로 다르게 나타나 있음을 알 수 있다. 모재쪽와 용접부 근방에서의 피로균열진전거동이 동일한 실험조건 하에서도 서로 다르게 나타난 이유는 용접부 근방에서의 용접잔류응력 등 여러가지 요인이 복합적으로 작용한 까닭이며 정량적으로는 밝힐 수는 없으나 K_1의 영향이 작용하여 균열이 직진을 하지 않고 구부려져 진행할 때보다도 용접부 근방의 비균질성의 영향을 더욱 심하게 받는데 그 주원인이 있는 것으로 사료된다. 각각의 Notch 위치에 대하여 균열진전속도를 좀더 상세하게 고찰하여 보면 Notch가 용착부에 있는 경우인 Fig. 10에서 L_1이 107mm 때와 227mm인 때는 같은 기울기를 가지고 있으나 모재의 기본피로실험(CCT)보다는 그 기울기가 작음을 알 수 있고, 본 실험의 범위 내에서는 L_1이 107mm인 경우 ΔK가 작은 초기에서는 모재의 기본피로실험(CCT)보다 균열진전속도가 빠르며 차차 속도가 느려져서 ΔK가 큰 범위에서는 오히려 기본피로실험

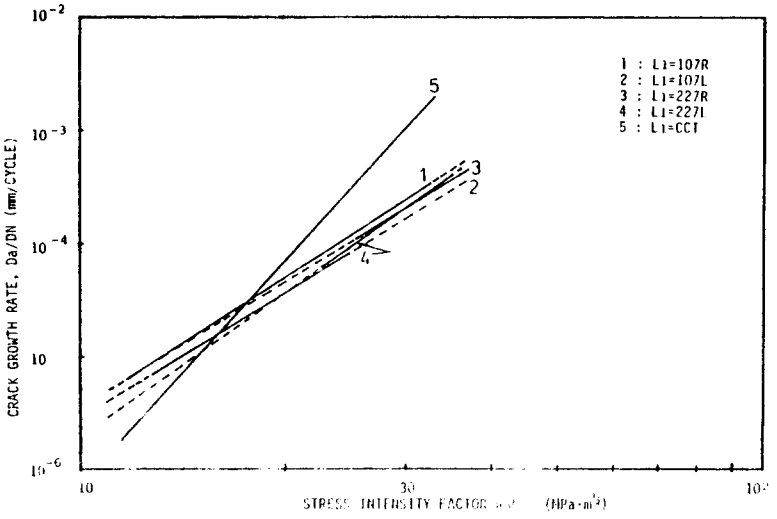


Fig. 14. Crack growth rate vs. stress intesity factor range (base metal near weld zone).

(CCT) 때보다 속도가 느리게 됨을 알 수 있다.

Notch가 용착부와 열영향부 경계에 있는 경우인 Fig. 11도 ΔK가 큰 범위에서는 대체적으로 균열진전속도는 기본피로실험(CCT)의 경우 보다 느리나 Notch가 용착부를 중심으로 우측에 있는 경우가 좌측에 있는 경우에 비하여 경사가 크게 나타나 있고, ΔK가 커지면 용착부 우측에 Notch가 있는 경우가 속도로 보다 빠름을 나타내고 있다. 열영향부에 Notch가 있는 경우인 Fig. 12를 보면 L_1이 107mm 경우는 Notch의 위치에 관계없이 서로 같은 기울기를 나타내는 경향이 있고 L_1이 227mm일 때 보다 기울기가 크게 나타나 있다. Notch가 열영향부와 모재의 경계에 있는 경우인 Fig. 13을 보면 L_1이 227mm이고 Notch가 용착부 좌측에 있는 경우의 속도가 가장 빠르게 나타났다.

Fig. 14는 앞에서도 언급한 바와 같이 열영향부 경계에서 6mm 떨어진 모재부에 Notch가 있는 경우의 것인데 대체적으로 L_1이 107mm, 227mm인 경우 또한 Notch가 용착부 좌우에 있는 것과는 관계없이 대체적으로 기울기는 같게 나타났다. 이때 그림들에서 실선을 본 실험의 범위를 의미한다.

이상을 종합하여 볼 때 공통적으로 용접부 및 그 근방에 Notch가 있는 경우는 어떠한 경우를 막론하고 그 기울기는 모재에 대한 기본피로 실험(CCT)때

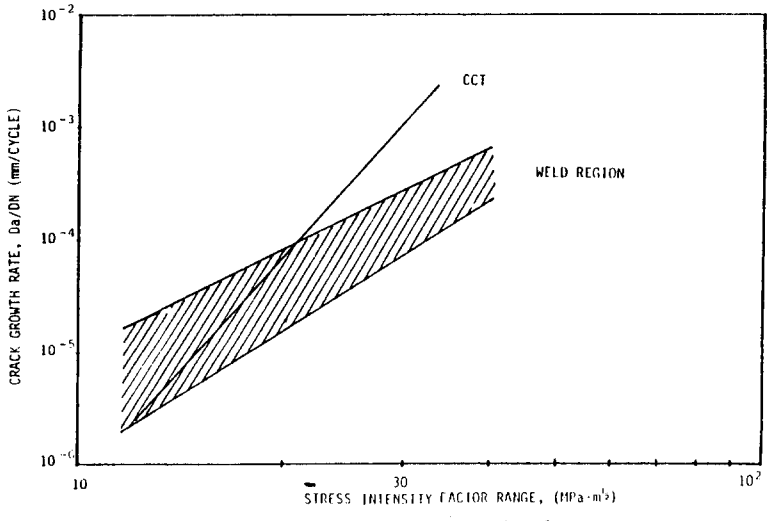


Fig. 15. Crack growth rate vs. stress intensity factor range.

보다 작으며 ΔK가 작은 범위 내에서는 모재일 때보다 속도가 빠르다가 ΔK의 값이 점차 커지면 모재때보다 용접부 근방에서의 균열진전속도는 느려짐을 보여주고 있다. 이러한 사실을 종합하여 Fig. 15에 나타내었다.

또한 균열진전개시부에서는 Cycle마다의 균열진전길이 변화율이 큰 영향을 보였으며 이는 균열진전 초기시 모재때와 같이 K_I의 영향을 받아서 진전속도가 빠르게 나타났음을 확인하였다.

이 사실은 응력확대계수폭과 균열진전속도와의 관계에서도 K_I의 영향이 보다 큰 L_1이 107mm때에 있어서는 균열안정성장구간 초기의 진전속도는 K_I만이 작용할 때의 균열진전속도 곡선보다 빠르게 나타나 있는 것으로부터도 확인할 수가 있다.

4.3 균열진전방향

각각의 경우에 있어서의 균열진전각을 측정하였으며 측정한 실제의 사진 및 얻어진 결과는 photo 3 및 Fig. 16으로부터 Fig. 20에 표시하였다. 용착부인 경우는 Fig16에서 L_1이 227mm 때를 살펴보면 균열선단에서의 균열진전의 방향은 K_I의 영향이 있음에도 불구하고 균열이 진전함에 따라 Notch선상을 따라 직진하려는 경향이 있다. 이는 Notch선과 직각방향에 따르는 불연속적인 현미경 조직의 영향이 K_I의 영향을 크게 감소시키는데 그 원인이 있다고 사료된다. L_1이 107mm인 때에는 미시조직의 영향이 K_I의 영향을 약간 감소시키고 있음을 알 수 있다. 용착부와 열영향부의 경계인 경우인 Fig. 17에서 보면,

Photo. 3. View of crack propagation magnified by profile projector(x20)

Notch의 위치가 용착부의 좌측에 있을 때, 즉 L_1이 107mm($L_1=107L$)인 경우와 L_1이 227mm($L_1=227L$)인 경우를 비교하여 보면 K_I의 영향을 더 많이 받고 있는 L_1이 107mm인 때보다도 K_I의 영향이 보다 적은 L_1이 227mm인 때가 더욱 열영향부 쪽을 향하여 진전하고 있다. 이러한 사실로 미루어 보아 K_I의 영향이 적을 때 균열은 열영향부를 향하여 진전하려는 경향이 있음을 알 수 있다. 또한 L_1이 227mm이고 Notch의 위치가 용착부의 우측인 경우인 L_1이 227R에서 균열은 초기에는 예상되는 방향으로 진전하

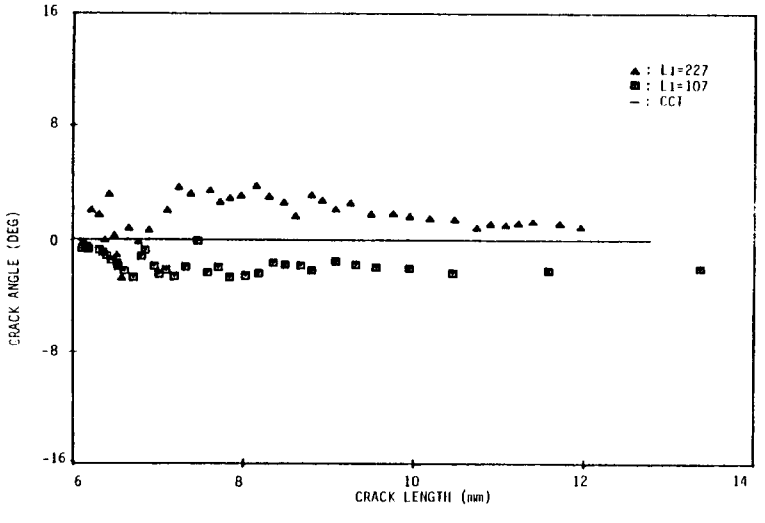


Fig. 16. Crack angle vs. crack length(welded zone)

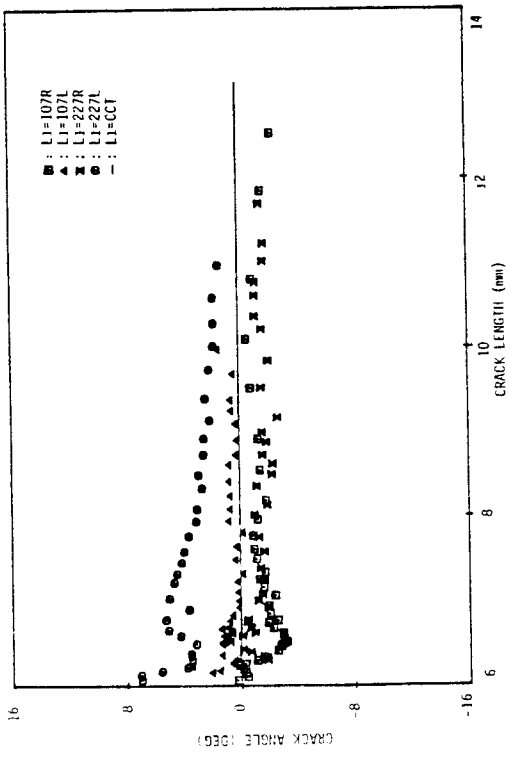


Fig. 17. Crack angle vs. crack length(the boundary between W.Z and HAZ)

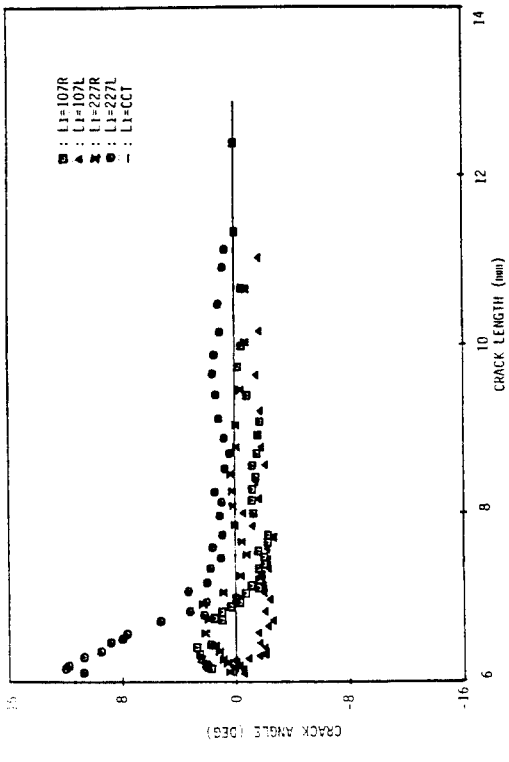


Fig. 18. Crack angle vs. crack length (Heat Affected Zone)

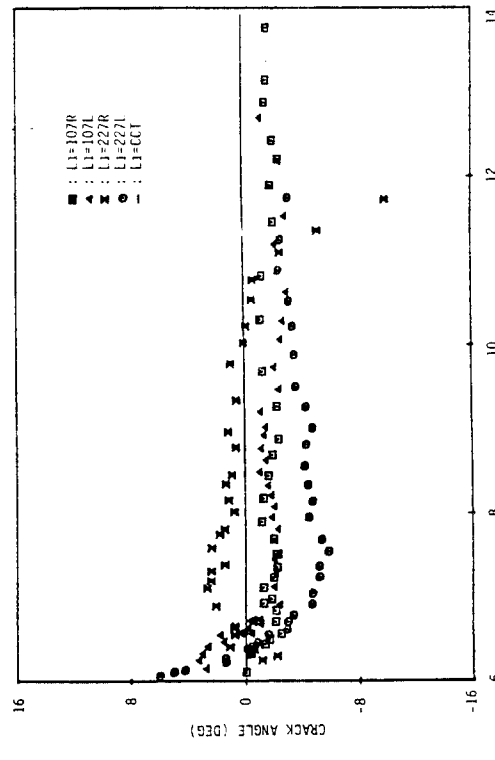


Fig. 19. Crack angle vs. crack length (the boundary between HAZ and B.Z)

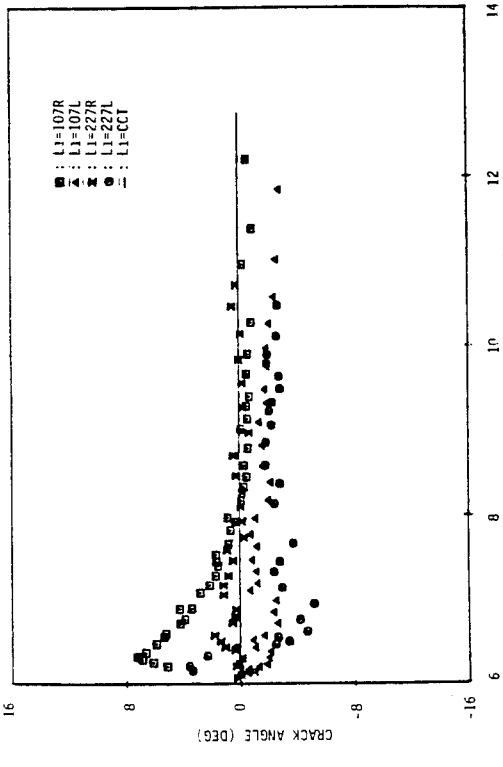


Fig. 20. Crack angle vs. crack length(base metal near weld zone)

였다가 열영향부의 영향을 받아 K_I의 영향이 소멸되며 L_1이 $107R$에 있어서는 K_I의 영향을 약간받고 있음을 알 수 있다. 열영향부의 경우인 Fig. 18에서 보면 Notch 위치가 용착부의 좌측에 있는 경우를 L_1이 $227L$ 때가 L_1이 $107L$ 때보다 더욱 예상되는 진전방향을 이탈하고 있고 이는 앞에서 언급한 바와 같이 K_I의 영향이 적은 L_1이 227mm인 때가 열영향부와 모재의 경계의 영향을 더욱 받아 그 방향으로 진전하려는 경향이 있다고 사료된다. Notch가 용착부 우측에 있는 경우는 K_I의 영향과 경계의 영향을 받아 결과적으로 모재일 때의 예정했던 각보다 더 큰 각으로 진전하고 있다. 열영향부와 모재부의 경계의 경우인 Fig. 19에서 보면 균열의 진전은 열영향부 쪽을 향하려는 경향이 있음을 알 수 있으며, 특히 Notch가 용착부의 우측에 있는 경우에는 L_1이 107mm, 227mm인데 균열은 최종적으로 열영향부와 모재와의 경계를 따라 진행하고 있다. Notch가 용접부에서 6mm 떨어진 모재부의 경우인 Fig. 20에서는 앞에서도 언급한 바와 같이 열영향부와 모재부의 경계에 나란하게 진전하려는 경향이 있다. 이상에서 K_I의 영향이 적을 때는 균열선단 근방에서의 현미경조직과 아울러 경계조직의 영향을 강하게 받아서 K_I가 소멸되는 것을 알 수 있고, 균열진전각도의 차이 및 진전방향으로 미루어 열영향부 및 열영향부와 모재의 경계가 조직적으로도 가장 불균일 함을 알 수 있다. 또한 전반적인 경향으로 보아 균열진전 개시시의 균열진전방향이 예상되는 방향과 심히 벗어나는 경우에는 K_I의 영향이 더욱 커져서 균열은 그 진전방향을 급격히 바꾸려는 경향이 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 선박 및 해양구조물의 실제와 유사한 하중상태에서 일반구조용 압연강 용접부의 피로거동의 특성을 파괴역학적으로 검토하여 보았는데 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. K_I가 발생할 때 균열진전개시에 끼치는 효과는 재료의 이방성이 적을 경우에도 영향을 받는다. 즉 재료의 이방성은 균열진전각도를 변경시킨다.

2. 용접부 및 그 근방에 있어서의 피로균열은 균열면이 평면을 이루지 못하고 불규칙하게 진전하며 K_I Mode가 작용할 때의 균열진전방향은 용접선과 직각방향의 현미경 조직 영향을 크게 받는다.

3. K_I가 발생할 때의 용접부 및 그 근방에서의 피로균열진전은 모재에 비하여 대체적으로 그 속도가 느리다.

4. 용접부 및 그 근방에서의 피로균열은 대체적으로 모재와 열영향부의 경계보다 약간 열영향부쪽을 따라 진행하려는 경향이 있다.

5. K_I/K_I의 값을 임의로 변화시켜 일련의 실험을 행하면 재료의 이방성에 끼치는 K_I의 영향을 규명할 수 있을 것으로 사료된다.

참 고 문 헌

1. Hans R. Hansen "Structure Design", Safety at sea, London (the 2nd west European Conference on Marine Technology) May, 1977.
2. S. Janzen, O. Nilsson, "Hull damage in Large Ships", LR Technical Association, Paper No., Session 1972~1973.
3. 서창민, "피로파괴와 파괴역학에 대하여", 대한기계학회지, Vol 26, No. 5, 1986.
4. 김영식•김영종, "평면굽힘 피로하중에 의한 알미늄 합금재의 모서리균열 전파거동에 관한 연구", 한국박용기관학회지 제8권 제1호, 1984.
5. 向井喜彦•山崎信二, "형상 불연속부 평판의 비관통형 결함에 대한 굽힘피로 수명예측(제1보)", 일본조선학회 논문집, Vol. 151, pp. 245~254, 1982.
6. Sih, G. C., "Struture Energy Density Factor Applied to Mixed Mode Crack Problems", Int. J. Fracture. 10, p. 305 1974.
7. Erdogan, F. and Sih, G. C., "On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear", J. Basic Eng., 85, p. 519, 1963.
8. Pook, L. P., "The Effect of Crack Angle on Fracture Toughness", Nat. Eng. Lab., East Kilbride Rept. NEL 449, 1979.
9. Hokin, B. C., Graff, D. G. and Foden, P. J., "Fracture of Tension Pannels with Obligue Cracks", Aer. Res. Lab., Melbourne Rept. S. M. 305, 1965.
10. Williams, J. G and Ewing, P. D., "Fracure Under Complex Stress the angled crack problem." Int. J. Fract. Mech., 8, p. 441, 1972.
11. A. S. Kobayashi and C. F. Chan, "A dynamic

Photoelastic Analysis of Dynamic-Tear-Test Specimen", Experimental Mechanics Vol. 16, pp. 176-181, 1976.

12. Roberts, R. and Kilber, J. J., "Mode Ⅱ Fatigue Crack Propagation", J. Basic Eng. 93, p671. 1971.
13. W. H. Keans, Welding Handbook, Vol. 2,. 7th edition, American Welding Society, pp. 189-224, 1978.
14. B. F. Brown, "A New Stress Corrosion Cracking Test Procedure for High Strength Alloys", Material Research Standards Vol. 6-3, 1966.
15. H. Tada, P. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Crack Handbook", Del Research Corporation, p2. 14, 1973.
16. H. Tada, P. Paris and G. Irwin, "The Stress Analysis of Crack Handbook", Del Research Corporation, p2. 27, 1973.
17. H. Tada, P. Paris and G. Irwin, "The Seress Analysis of Crack Handbook" Del Research Corporation, p2. 28, 1973.
18. 한문식·김상철, "선박용 강재의 피로파괴거동의 실험적 연구", 대한조선학회지, 제25전 제1호, p. 28, 1988.

국제 학술대회 참가 안내

International Symposium on Pressure Vessel Technology and Nuclear Codes & Standards
April 19-21, 1989, Intercontinental Hotel, Seoul, Korea

Sponsors

Korea Atomic Industrial Forum
Korean Society of Mechanical Engineers
Korean Nuclear Society
Korean Society for Nondestructive Testing
Korean Welding Society
American Society of Mechanical Engineers
American Nuclear Society
Japan Society of Mechanical Engineers
Atomic Energy Society of Japan

Technical Sessions Planned

1. Fundamentals of structural mechanics
2. Seismic design & analysis methods and design criteria
3. Fatigne and fracture design and analysis methods
4. Flow-induced vibrations and fluid-structure interaction
5. Design and analysis methods of nuclear heat exchangers, condensors, and other plant components
6. Computer software for pressure vessel and pipping design
7. Expert systems and optimization in structural design
8. Developments of a knowledge-based finite element analysis system
9. Material properties of irradiated nuclear materials
10. Corrosion and corrosion fatigue behavior in power plants
11. Nondestructive evaluation (NDE) and pressure vessel code for quality engineering
12. Reliability engineering ; probabilistic risk analysis (PRA) for nuclear power plants
13. Pressure vessel manufacturing technology and its implications to codes and standards
14. Design and analysis of storage and transportation casks of radioactive metarials
15. Computer integrated automated manufacturing
16. Current topics in nuclear reactor structures and safety

Deadlines

Four copies of a letter of intention are due by **September 1, 1988** and must include : (1) paper title, (2) 300-word abstract of the paper, (3) authors' names, affiliaition and addresses, and (4) desired session. Paper acceptance will be notified by **November 1, 1988**, with camera ready manuscript due by **January 15, 1989.**

Correspondence

Send letters and papers to : **Dr. Byung-Koo Kim, Korea Advanced Energy Research Institute**
P. O. Box 7, Daeduk-Danji, Chungnam, Korea 302
Phone : (42) 820-2128, Telex : KAERI K45553, FAX : 82-42-861-3779