

〈論 文〉

레이저간섭변위 게이지로 관찰한 용접재에서의 피로균열 열림거동과 피로균열 전파속도

송삼홍* · 김 현** · 최진호***

(1994년 5월 31일 접수)

Fatigue Crack Propagation Rate and Crack Opening Behavior in Weldment Observed by Laser ISDG Method

Sam Hong Song, Hyun Kim and Jin Ho Choi

Key Words : Laser ISDG (Laser Interferometric Strain/Displacement Gage ; 레이저간섭변위게이지), Crack Closure (균열닫힘), Crack Opening Displacement (균열열림변위), Crack Opening Load (균열열림하중), Weldments (용접재), Crack Opening Ratio (균열열림비)

Abstract

The constant ΔK fatigue tests are performed in SS41 and its weldments to investigate crack opening behavior and fatigue crack propagation behavior at each parts of weldment and its boundary layer. The weldments were annealed after welding for the purpose of relieving residual stress. Every weldments has notch at weld metal zone, and fatigue crack propagates from weld metal zone to base metal zone perpendicular to weld line. The Laser ISDG method is used in order to determine the crack opening ratio, this method is more precise than indirect measurement method, and faster and easier than other direct measurement method.

1. 서 론

피로균열의 성장의 연구에 있어서 피로균열 열림 현상은 매우 중요하므로 많은 연구가 수행되고 있다. 피로균열은 하중이 어느정도 가해져야 비로소 열리기 시작한다는 것이 Elber⁽¹⁾에 의해 밝혀진 이후 열림현상을 고려하여 피로균열의 성장거동을 설명해보려는 시도가 많이 있었다.

응력확대계수 범위 ΔK 대신 균열열림거동을 고려한 유효 응력확대계수 범위 ΔK_{eff} 를 사용하여

피로균열 전파속도를 기술하면 응력비에 관계없이 분산된 피로균열성장 데이터들을 좁은 범위내에 성공적으로 모을 수 있다는 Elber⁽¹⁾의 연구, 송 등⁽²⁾의 연구외에 균열열림거동을 고려한 연구는 매우 많다.

용접재에서는 용접선을 중심으로 용착금속부, 열영향부, 모재금속부 등 성질이 상이한 부분이 인접하여 있어 서로 다른 피로균열 전파거동을 보이게 되는데, 이들 용접 각 부분을 피로균열이 전파해갈 때의 거동을 균열열림하중의 측정으로 구해지는 균열열림비와 연관시켜 해석해 볼 필요가 있다고 생각된다.

균열열림하중의 측정법은 크게 간접측정법과 직접측정법으로 나눌 수 있다. 간접측정법은 탄성 쉘

*정회원, 고려대학교 기계공학과

**정회원, 삼성중공업(주) 시험연구팀

***정회원, 고려대학교 대학원 기계공학과

플라이언스법⁽³⁾이 가장 널리 사용되며 컴플라이언스의 측정에는 클립-온-게이지(clip-on-gage)나 스트레인 게이지가 쓰이는데, 이 방법은 컴플라이언스의 변화가 작을 때 균열열림하중을 측정하기 힘들 뿐 아니라 균열은 전파하는 데 비해 측정위치가 고정되어 있어 균열선단에서의 정확한 균열열림하중의 측정이 힘들다.

직접측정법에는 SEM 안에 하중장치를 설치하는 방법,⁽⁴⁾ 레프리카이용법,⁽⁵⁾ 사진촬영법,⁽⁶⁾ 레이저간섭변위 게이지법⁽⁷⁾ 등이 있는데, 이들 방법은 사용이 비교적 어려운 반면 정확한 열림하중의 측정이 가능하다. 특히 레이저간섭변위 게이지법은 높은 정밀도로 인해 균열열림변위,⁽⁶⁾ 균열열림하중의 측정⁽⁹⁾ 등에 널리 쓰인다.

본 연구에서는 용접재 각 부의 기계적 성질 등의 차이로 인한 피로균열 전파거동을 알아보기 위하여 잔류응력을 제거한 시험편(PWHT-post welding heat treatment)과 모재만의 시험편에서 ΔK 일정-피로시험을 행하였고 열림거동을 피로균열 전파거동과 연관시켜보고자 하였으며, 레이저간섭변위를 이용하여 보다 정확한 균열열림하중을 측정하였다.

ΔK 를 일정하게 하여 실험한 이유는 피로균열의 전파조건을 일정하게 하기 위해서, 즉 피로균열의 전파속도가 ΔK 의 함수이므로 ΔK 를 일정하게 함으로써 용접재의 각 부분에서의 균열전파거동을 상호 비교하여 고찰하였다.

2. 실험

2.1 재료 및 시험편

본 실험에 사용한 재료는 KS D 3503의 규정에 의해 포항제철(주)에서 생산된 일반구조용 압연강재 SS41이다. 압연가공에 의한 영향을 최소화시키고 균일한 조직을 얻기 위해 재료를 시험편 가공 전에 860°C에서 풀림처리 하였다. X선 스펙트라 분석법으로 조사한 SS41의 화학적 성분은 Table 1과 같다. 열처리가 끝난 SS41의 기계적 성질은 Table 2에 제시하였으며, 용접 각 부의 경도는 Fig. 1에 나타내었다.

용접재는 두께 6 mm의 평판을 자동 잠호용접기(submerged arc welding machine)를 사용하여 구속상태에서 용접하여 시험편이 재현성을 갖도록 하였다. 사용한 용접와이어는 저탄소강용인 지름 4 mm의 EH14이다. 용접후 용접재 시험편에서 잔류

Table 1 Chemical composition of SS41 steel (Wt%)

C	Si	Mn	P	S
0.13	0.25	0.6	0.019	0.010

Table 2 Mechanical properties of annealed SS41 steel

Yield stress(Mpa)	297.23
Tensile stress(MPa)	393.08
Young's modulus(GPa)	198.3
Poisson's ratio	0.3
Hardness(H _v)	165.1

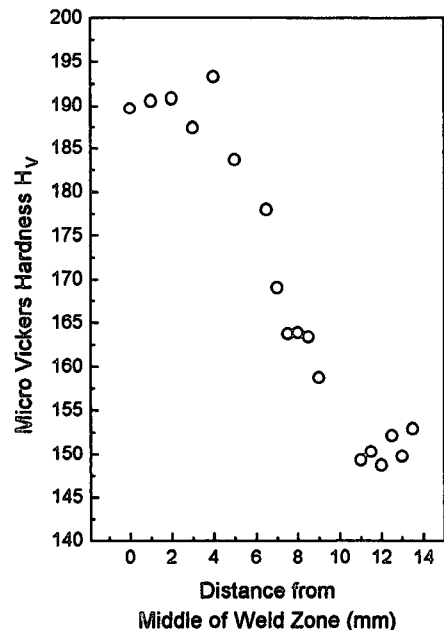


Fig. 1 Micro vickers hardness of the weld joint

응력의 영향을 제거하기 위하여 600°C에서 1시간 동안 유지시킨 후 노냉하는 방식으로 풀림을 행하였다.⁽¹⁰⁾

본 연구에서 사용한 시험편은 용접하지 않은 SS41의 모재 시험편과 잔류응력을 제거하기 위해 용접후 열처리한 시험편(이하 PWHT 시험편으로 칭함)이다. 모재 시험편은 PWHT 시험편에서의 결과를 평가하기 위한 피로균열 전파속도, 균열열림비등의 기초 자료수집을 위해, PWHT 시험편은

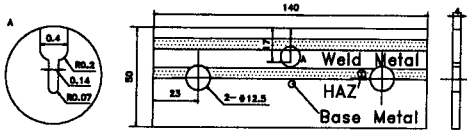


Fig. 2 PWHT specimen

용접 각 부, 즉 용착금속부, 열영향부, 모재부와 각 부의 경계를 균열이 전파할 때의 균열전파거동을 고찰하기 위하여 각각 제작되었다. 시험편은 균열이 한쪽 방향으로만 전파하는 SEN 시험편 (single edge notched specimen)으로 설계하였다. PWHT 시험편의 모양과 치수를 Fig. 2에 나타내었고, 모재 시험편도 같은 모양과 치수이다. 시험편에 가공한 노치는 전체길이가 17 mm인데, 이 중 노치 선단쪽 2 mm는 폭 0.14 mm로, 나머지는 폭 1 mm로 가공하였다. 그 후 표면을 #100에서 #1500까지의 연마지로써 다듬질한 후 산화알루미늄을 사용하여 경면가공하여 시험편을 완성하였다.

실험하중은 기존의 ΔK 식⁽¹¹⁾을 이용한 ΔK 계산식과 $21.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 에서 일정한 피로균열 전파속도를 갖도록 수정한 ΔK 계산식을 사용하여 계산하였다. 사용한 시험편은 4종류인데, 기존의 K 식을 이용한 ΔK 계산식을 사용한 시험편중 모재 시험편을 B1시험편, PWHT 시험편을 H1 시험편이라 하였고, 수정한 ΔK 계산식을 사용한 시험편중 모재시험편을 B2 시험편이라 하였으며 PWHT 시험편을 H2 시험편이라 하였다.

2.2 실험방법

본 실험에서는 전기유압식 인장압축 피로시험기로 피로시험을 수행하였으며, 사용한 피로하중은 주파수 10 Hz의 sine파형이며, 응력비 R 은 0.1로 정했다. 용접 각 부분에서 피로균열이 일정한 전파 조건을 갖게 하기위해 ΔK 일정 피로시험을 수행하였는데, 사용한 K 식의 검증 등을 위하여 모재만으로 된 시험편도 같은 조건에서 실험하였으며, 예비실험을 통해 ΔK 를 $21.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 로 정하였다. ΔK 의 계산에는 다음식을 이용하였다.

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} (1.12 - 0.231\alpha + 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4) \quad (1)$$

여기서, $\Delta\sigma$ 는 인장공칭 응력폭이고 $a = a/W$ 로써 시험편의 리가먼트비, a 는 피로균열길이, W 는 시험편의 폭이며, 윗식은 $\alpha \leq 0.6$ 인 경우에 유효하



Fig. 3 Indentations near crack tip



Fig. 4 He-Ne Laser irradiation

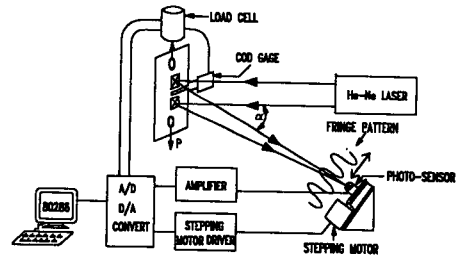


Fig. 5 Schematic illustration of experiment

다. 피로균열의 길이는 배율 50배의 이동현미경을 사용하여 측정하였다. 또한 피로균열 전파속도 da/dN 의 계산에는 ASTM E647에서 추천하는 seven point incremental method를 사용하였다.

보다 정밀한 균열열림하중의 측정을 위해 직접 측정법의 일종인 레이저간섭변위 게이지법을 사용하여 균열이 0.5 mm부터 1 mm정도씩 성장할 때마다 열림하중을 측정하였다.

여기서, 레이저간섭변위 게이지법이란 단일 파장을 가진 레이저를 인접한 두 개의 마이크로 비커스 압자에 비추고 두 압자에서 반사된 레이저가 서로 간섭을 일으켜서 생긴 간섭무늬의 이동을 측정함으로써 압자간 거리의 변화를 계산하는 방법을 말한다. Fig. 3는 균열선단에 미소경도압자를 압입한 균열선단부근의 사진이다. Fig. 4는 시험편에 조사되는 레이저광의 사진이고, Fig. 5에는 실험장치를

개략적으로 나타내었다.

시편에 가해지는 하중이 달라져서 압자간의 거리가 변하게 되면 두 압자간의 평균 변위와 연관된 간섭무늬의 이동효과가 나타나는데, 압자간의 거리 변화는 다음 식(2)와 같이 나타낼 수 있다.⁽¹²⁾

$$\Delta d = \frac{\Delta N_1 + \Delta N_2}{2} \frac{\lambda}{\sin \alpha} \quad (2)$$

여기서, Δd 는 압자간의 거리변화, ΔN_1 과 ΔN_2 는 스트레인에 의해 생긴 아래·위 간섭무늬 order의 변화이고, λ 는 레이저의 파장, α 는 주사되는 레이저와 반사되는 레이저간의 각도이다. 실험에서 사용된 He-Ne 레이저의 파장 λ 는 $0.6328 \mu\text{m}$ 이고 α 가 45° 이므로 $\lambda/\sin \alpha = 0.8949 \mu\text{m}$ 가 된다. ΔN_1 과 ΔN_2 를 측정하면 압자간 거리변화인 Δd 를 알 수 있다.

본 연구에서는 균열이 열리기 시작하는 하중을 찾는 것이 목적이므로 시편 아래쪽 간섭무늬 order의 변화 ΔN 만을 측정하여 식(3)과 같이 $\Delta d'$ 를 계산하여 균열열림하중을 결정하였다.

$$\Delta d' = \Delta N \frac{\lambda}{\sin \alpha} \quad (3)$$

Fig. 6은 균열선단 $580 \mu\text{m}$ 후방의 압자에 레이저를 조사했을 때, 피로하중을 가했을 때 나타나는 하중신호와 고정된 위치에서 광센서가 읽은 간섭무

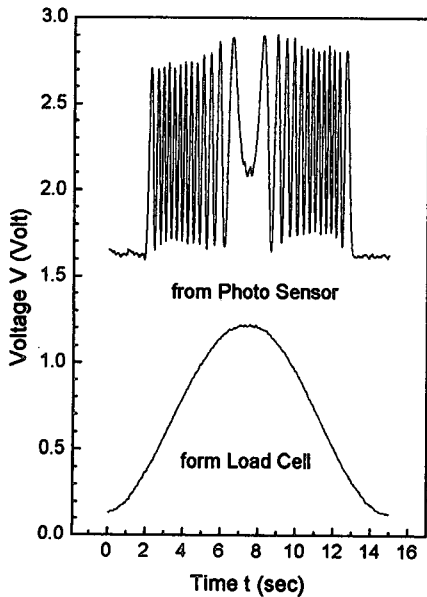


Fig. 6 Time vs. load and light intensity at fixed point of sensor

늬의 광도의 일레이며, 하중신호는 시험기에 부착된 load cell에서 얻었다. 이 때 하중과 간섭무늬 광도의 관계를 나타낸 것이 Fig. 7이다. 그리고 여기서 ΔN 을 광도의 각 극치에 대해 $\Delta N=0, 1/2,$

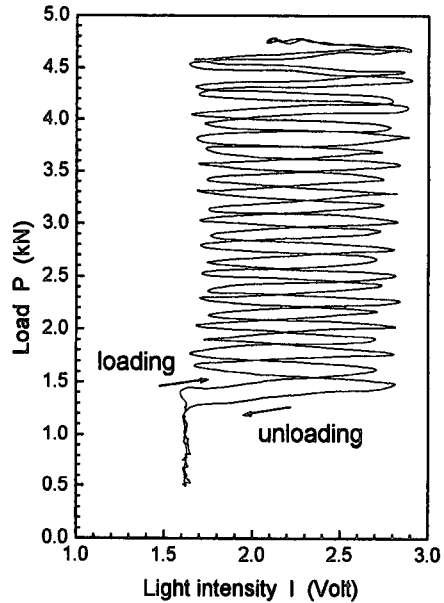


Fig. 7 Load vs. light intensity relations with indentations located $580 \mu\text{m}$ behind crack tip

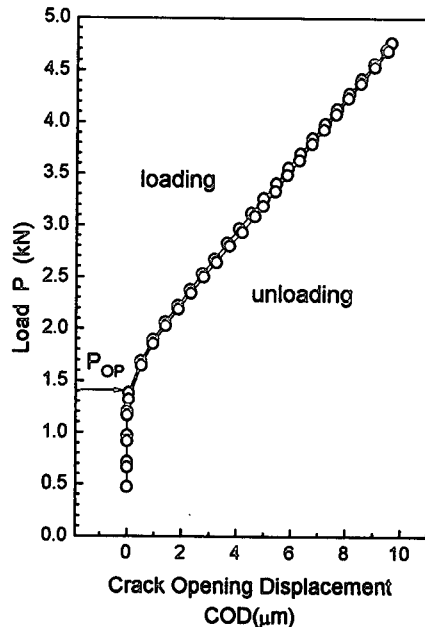


Fig. 8 Cod vs. load relations with indentations located $580 \mu\text{m}$ behind crack tip

2/2, 3/2, ... 등과 같이 구하여 식(3)에 대입하여 압자간 거리변화를 계산하면, Fig. 8와 같은 하중- Δcod 의 선도를 그릴 수 있고 이 선도에서 균열열림하중 P_{op} 를 결정할 수 있다. Fig. 8에서 균열이 약 1.4 kN에서 열리기 시작하는것을 볼 수 있다.

본 연구에서 사용한 레이저간섭변위 게이지법은 균열선단 100 μm 후방의 균열면 상하에 약 20 μm 의 크기를 가진 미소경도압자를 압자간 간격 50 μm 로 압입하고, 압자에 레이저를 조사하여 생긴 간섭무늬의 위치변화를 측정하는 형태로 사용하였다.

3. 결과 및 검토

3.1 레이저간섭변위에 의한 균열선단에서의 균열열림하중 결정

Fig. 9에서는 피로균열선단 100 μm 후방에 압입한 압자에 레이저를 조사하고 피로하중을 가했을 때, 하중전압과 고정된 위치의 적외선 센서에서 읽은 전압을 시간에 대해서 도시한 것이다. Fig. 9는 이것을 적외선 센서 전압에 대한 하중전압을 도시한 것이다. 여기서, 앞절의 식(3)에 의해 두 압자간의 변위 $\Delta d'$ 는 간섭무늬의 이동율 ΔN 에 비례한다는 사실을 알 수 있는데, 이 사실에서 간섭무늬가 이동하기 시작하는 때, 즉 광도가 변하기 시작

하는 순간이 압자간의 상대변위가 생기기 시작하는 순간과 일치함을 알 수 있다.

Fig. 10에서 광도가 변하기 시작하는 하중은 약 2.1 kN이며 이것이 바로 열림하중이다. 따라서 균열선단 100 μm 후방에서 레이저간섭변위 게이지법을 사용하여 열림하중을 구할 때는 하중변위선도에서 구하지 않고도 Fig. 10과 같은 하중광도 선도에서 광도가 변하기 시작하는 점을 측정함으로써 열림하중을 간단히 구할 수 있다.

3.2 모재시편에서의 피로균열 전파속도와 균열열림비

Paris식은 피로균열 전파속도 da/dN 과 응력확대계수 ΔK 의 관계를 나타내며 식(4)에 나타내었고, 균열열림거동을 고려해서 수정한 피로균열 전파속도와 ΔK 의 관계는 식(5)와 같다.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \tag{4}$$

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K_{eff})^{m'} = C'(C \cdot \Delta K)^{m'} \tag{5}$$

여기서, C 와 m , C' 와 m' 는 재료상수이다. 본 실험에서는 ΔK 가 일정하므로 식(4)로부터 피로균열 전파속도가 일정할 것을 예상할 수 있다. 사용한 ΔK 계산식은 전장의 식(1)이다.

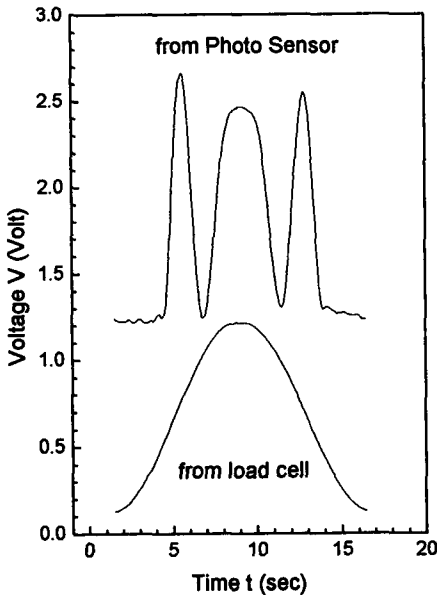


Fig. 9 Time vs. light intensity relations with indentations located 100 μm behind crack tip

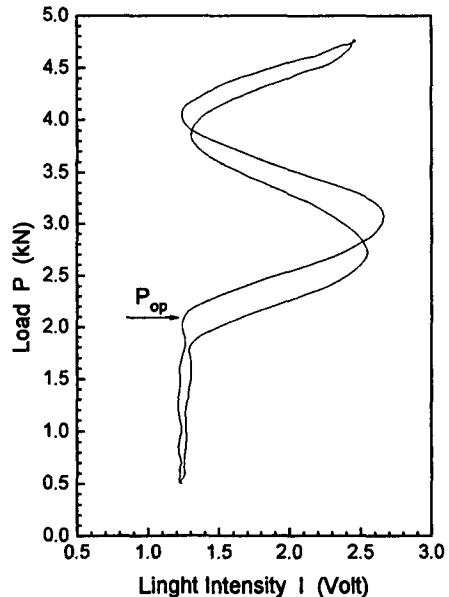


Fig. 10 Load vs. light intensity relations with indentations located 100 μm behind crack tip

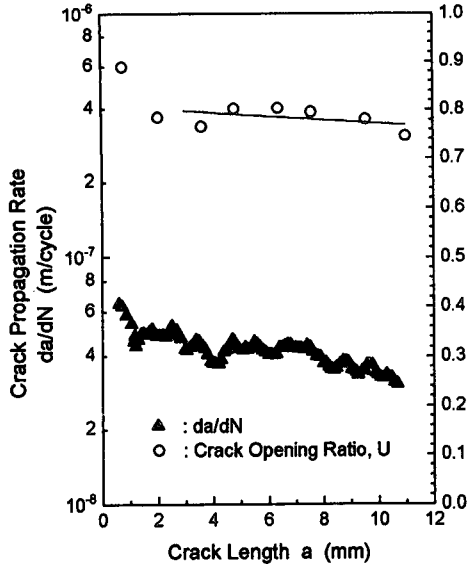


Fig. 11 da/dN vs. U vs. a in use of before-modified ΔK in SS41

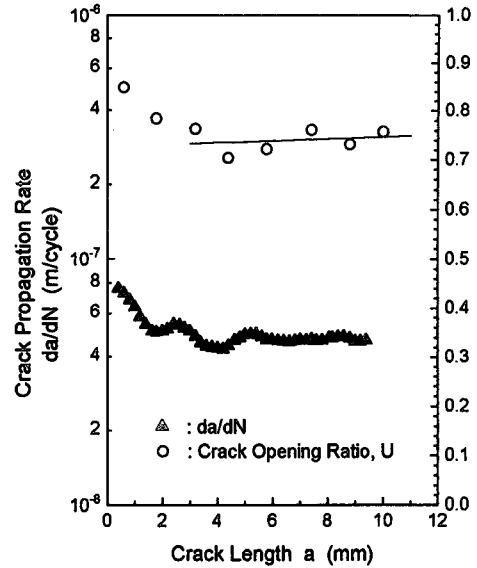


Fig. 12 da/dN vs. U vs. a in use of modified ΔK in SS41

Fig. 11은 ΔK 를 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 로 일정하게 하여 모재시편 B1시편에서 피로균열 전파속도 da/dN 과 균열열림비 U 를 균열길이 a 에 대해서 도식한 것이다. 모재시편의 경우는 피로균열 전파속도 da/dN 은 초기에 한 번 크게 저하하고 균열이 전파함에 따라 조금씩 저하하는 경향이 있다. 피로균열 전파속도는 균열이 노치선단에서 발생하여 약 1.2 mm까지 전파하는 동안 저하되는데, 이는 노치로 인한 소성역으로 생기는 지연효과라고 생각된다. 1.2 mm에서 11 mm까지는 균열이 전파함에 따라 피로균열 전파속도가 감소하는 경향을 보인다. 모재의 균열열림비가 균열이 성장함에 따라 차차로 감소하게 되므로, 모재의 피로균열 전파속도가 감소하는 것은 균열열림비로 확인할 수 있었으며, 일정 ΔK 에서도 균열길이에 따라 균열열림비가 감소함을 알 수 있었다. 이는 균열이 성장하면서 늘어나는 잔류소성변위에 기인하는 압축력이 증가하기 때문이라고 생각되며, 따라서 균열열림비에 미치는 균열길이의 영향을 검토하여, 일정 ΔK 에서 동일한 피로균열 전파속도를 가지도록 ΔK 계산식을 수정할 필요가 있다.

위에서 식(1)의 ΔK 식계산식을 사용한 경우 ΔK 가 일정함에도 불구하고, 피로균열 전파속도가 일정하지 않고 균열길이의 증가에 따라 감소하므로, 피로균열 전파속도를 일정하게 하기위해 식(1)의

ΔK 계산식을 식(6)으로 보정하였다.

$$\Delta K_{mod} = \Delta K_{old} + 10.73a \quad (6)$$

여기서, ΔK_{mod} 는 수정 ΔK 계산식이며 ΔK_{old} 는 식(1)의 ΔK 계산식이고, $\alpha = a/W$ 로 a 는 피로균열 길이, W 는 시편의 폭이며 $10.73a$ 는 보정해 준 ΔK 의 증분량이다.

수정된 ΔK 계산식 (6)을 이용하여 모재시편 B2시편에서 ΔK 를 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 로 일정하게 하고 피로시험을 행한 결과가 Fig. 12이다. 균열길이 1.5 mm까지 노치의 소성역으로 인해서 피로균열 전파속도가 급격히 감소하지만 그 이후의 균열길이 구간에서는 일정하게 유지되므로, ΔK 계산식의 수정은 타당성이 있음을 알 수 있다. 다만 이 결과는 ΔK 를 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 의 한 가지 경우에 대해 수정한 것이므로 여러 레벨의 ΔK 에 대하여 검토할 필요가 있으며, 이에 대한 연구는 현재 진행중이다.

3.3 PWHT 시험편에서의 피로균열 전파속도와 균열열림비

Fig. 13은 식(1)에 의해 ΔK 를 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 로 일정하게 하여 열처리한 용접재(PWHT)시편, 즉 H1 시험편에서 피로균열 전파속도 da/dN 과 균열열림비 U 를 균열 길이 a 에 대해서 도식한 것이다. 용접후 열처리한 용접재 시험편은 모재처럼 노치효과에 의해 균열길이 1.2 mm까지 피로균열 전

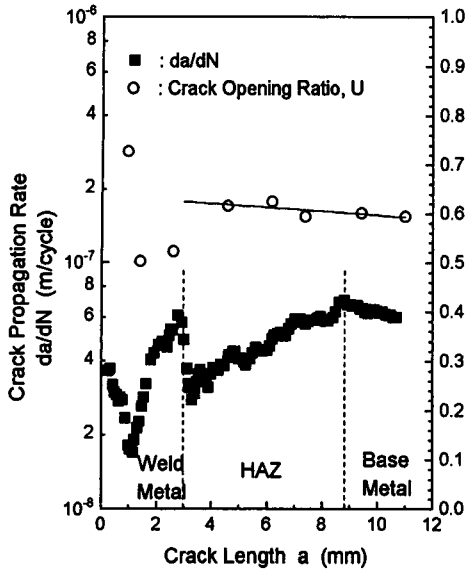


Fig. 13 da/dN vs. U vs. a in use of before-modified ΔK in PWHT

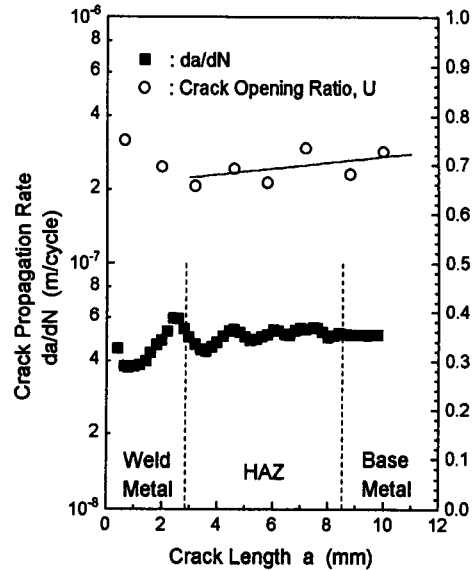


Fig. 14 da/dN vs. U vs. a in use of modified ΔK in PWHT

파속도가 한 번 저하한다. 그 후, 균열이 용착금속 부내를 전파할 때 피로균열 전파속도는 증가하고 열영향부와의 경계부분에서 다시 저하한다. 그 다음 단계로 균열이 열영향부내를 전파하는 동안 피로균열 전파속도는 증가하다가, 모재부와의 경계에서 다시 감소하여, 균열이 모재부에 진입하게 되면 모재시편과 같이 피로균열 전파속도가 감소하는 경향을 보인다.

용접재 시편내의 금속조직은 용착금속부, 모재가 용접시의 급열, 급냉으로 인해 성질이 변한 열영향부, 그리고 모재부로 크게 세 부분으로 나눌 수 있고 열처리로 잔류응력을 제거하였으며, 잔류응력이 da/dN에 미치는 영향은 없다고 가정하였다. 그런데 Fig. 13에서 열처리한 용접재 H1시험편에 있어서는 모재의 경우와는 다르게 피로균열 전파속도를 균열열림비만으로 설명할 수는 없다. 이는 재료의 결정립 크기 및 성분의 차이로 인한 기계적 성질의 차이, 소성역편중, 용접부의 3차원적 형상 등이 원인이라고 생각된다.

Fig. 14는 수정 ΔK 계산식 (6)을 사용하여 ΔK 를 21.7 MPa·m^{1/2}로 일정하게 하여 용접후 열처리재 시편 H2시험편에서 피로시험을 행하여 얻은 피로균열전파속도와 균열열림비를 균열길이에 대해 도시한 것이다. 균열길이 1.2 mm까지 노치효과에 의해 피로균열 전파속도가 저하하고 용착금속부와 열

영향부와의 경계에서 다시 저하한다. 열영향부 내에서는 피로균열 전파속도가 다시 서서히 증가하고 모재부와의 경계에서 다시 저하한 후 균열이 모재부를 전파할 때는 모재시편의 경우와 마찬가지로 일정한 피로균열 전파속도를 갖는다.

이러한 피로균열 전파속도의 거동은 전절에서 설명한 것과 같은 이유때문이라고 생각되고, ΔK 계산식을 수정한 후에도 균열열림비만으로는 이러한 거동을 설명할 수 없으며, 다만 모재의 경우와 마찬가지로 ΔK 계산식을 수정한 후에는 균열열림비의 기울기가 증가하는 경향을 볼 수 있는데 이것은 후절에 논의하기로 한다.

3.4 ΔK 계산식의 수정이 균열열림비에 미치는 영향

ΔK 계산식의 수정 후 균열길이의 증가에 따른 균열열림비의 변화는 양(+)의 기울기를 가지는 반면 ΔK 계산식을 수정하기전의 균열열림비의 변화는 음(-)의 기울기를 보인다.

사진촬영으로 균열선단을 직접관찰하여 균열열림비를 구한 송 등의 연구⁽¹³⁾에서는 SS41과 SA387의 경우 균열열림비는 응력비가 일정할 때는 다음과 같은 형태로 정리될 수 있으며, 균열열림비 U는 일정한 응력비에서 균열길이에 따라 증가하고, 동일한 ΔK 에서는 응력비의 증가에 따라 커짐을 알 수 있다.

$$U = a - \frac{b}{\Delta K} \quad (a, b \text{는 양의 상수}) \quad (7)$$

전절에서 ΔK 계산식의 수정은 균열길이의 증가에 따라 ΔK 를 증가시켜 이루어진 것으로서, 모재 시편과 PWHT 시편의 두 경우 모두에서 균열열림비는 수정된 ΔK 계산식에 의한 ΔK -일정 실험에서 측정되는 값이 수정전의 ΔK 계산식에 의한 ΔK 일정 실험에서 측정되는 값보다 높아지는 경향이 있다. 이것은 식(7)과 같이 ΔK 가 증가함에 따라 균열열림비가 증가한다는 관계식을 참조하면, 동일조건에서 수정후의 ΔK 값이 수정전의 ΔK 값보다 크기 때문에 이러한 결과가 얻어진다는 것을 알 수 있다.

3.5 PWHT재에서의 피로균열 전파속도와 경도의 관계

균열열림은 균열면 주위의 잔류소성변위와 피로균열 전파속도와 연관이 있으나 실제 용접재 각 부의 탄소소성거동을 실험적으로 파악하기는 상당한 어려움이 있다. 따라서 본 연구에서는 소성거동을 설명할 수 있는 재료의 경도치를 사용하여 피로균열 전파속도와와의 연관성에 대해 검토해 보았다.

Fig. 15에 경도치와 피로균열 전파속도를 균열길이의 함수로 제시하였다. Fig. 15에서 경도가 높을수록 피로균열 전파속도가 낮음을 알 수 있다. 그러나 용착금속부 내에서 열영향부를 향해 균열이 전파하는 동안 피로균열 전파속도가 증가하였다,

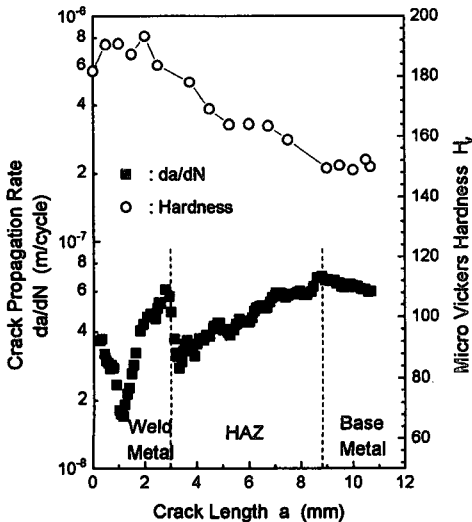


Fig. 15 da/dN vs. hardness vs. a in PWHT

열영향부에 균열이 진입하면 피로균열 전파속도가 저하한다. 이것은 경한 재료에서 연한 재료로 균열이 전파하면서 연한 부분에 편중되어 생긴 소성역 때문이라고 생각된다.

용착금속부에서는 경도가 높음에도 불구하고 피로균열 전파속도가 급격히 증가하는데, 이는 경도치를 시편의 표면에서 측정하였고 피로균열은 시편의 표면뿐 아니라 내부에서도 전파하여 나가기 때문이라고 생각된다. 즉, 용접 특성상 표면에서 관찰되는 용착금속부의 크기보다 시편내부의 용착금속부의 크기가 작고 열영향부와 공존하기 때문에, 표면에서 관찰된 경도치만으로 피로균열 전파속도를 추정할 수는 없지만, 이러한 경계거동에 대하여 내부경도치까지 고려하면 그 해석이 매우 복잡해질 것으로 생각된다. 따라서 본 해석에서 나타나는 바와 같이 용착금속부와 열영향부의 경계를 지나는 피로균열의 전파거동을 특성화시켜 해석하면 전파수명 등의 예측이 더욱 간편해지리라 생각된다.

4. 균열선단 주위의 유한요소해석

4.1 해석방법

본 연구에서는 균열선단 주위의 응력상태와 이로 인한 소성역 등의 상태를 알아보기 위해 2차원 탄소

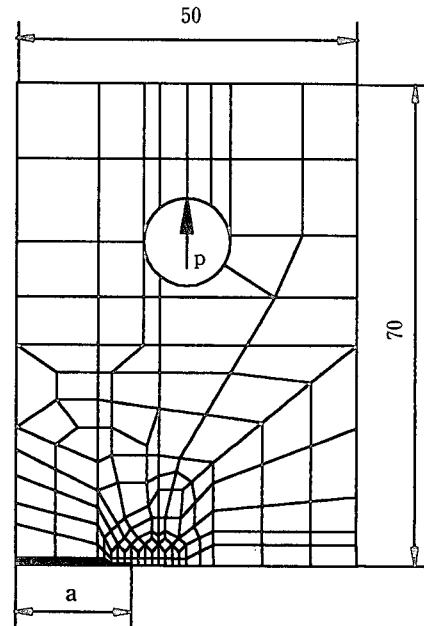


Fig. 16 Finite element model of SEN specimen

성 유한요소해석을 하였다. 본 유한요소해석에는 2차원 8절점 등매개요소(two dimensional eight node isoparametric element)를 사용하여 두께 4 mm, 폭 50 mm, 노치길이 17 mm의 SEN 시편에 대해 응력을 해석하였다. 해석에 사용한 모델은 반모델(half model)이며 요소의 수는 142개, 절점의 수는 480개이며 Fig. 16에 해석에 사용한 요소의 분할을 나타내었다. PWHT 시험편의 해석을 위해 용착금속부와 모재부가 $a=21$ mm에서 접합되어 있다고 가정하였으며 용착금속부와 모재부의 항복강도는 경도에서 계산하여 각각 343 MPa과 271 MPa를 대입하였다. 각각의 재료에 대해 $a=18$ mm와 $a=20$ mm의 두 경우에 대해서 해석하였으며, ΔK 를 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 로 일정하게 하기위해서 두 경우에 10.65 kN과 9.15 kN으로 최대하중을 정했다.

4.2 해석결과

Fig. 17에 유한요소해석을 통한 최대하중에서의 응력분포를 나타내었다. (a)는 모재 시험편에서의,

(b)는 PWHT 시험편에서의 응력 해석결과이다. 모재 시험편의 경우는 균열길이 a 가 18 mm에서 20 mm로 달라져도 응력분포에 큰 변화가 없고 소성역의 형상과 크기도 거의 동일하지만, PWHT 시험편의 경우는 용착금속부의 소성역이 모재 시험편보다 작고, $a=20$ mm가 되면 응력분포가 달라지며 용착금속부보다 연한 모재부에 소성역이 편중된다.

PWHT 시험편의 경우 실험에서 균열이 재료간의 접합선에 접근할수록 da/dN 이 증가하는데 이는 유한요소해석의 결과에서 다음과 같이 유추할 수 있다. 균열이 재료간의 접합선에 접근한 $a=20$ mm의 경우 연한 모재부에 소성역이 편중되며, 편중된 소성역은 균열이 열리기 쉽게 만들고 닫히는 것을 방해하면서 균열이 접합선에 접근할수록 피로 균열 전파속도를 증가하게 만든다고 생각된다. 이는 균열열림비가 접합선에 가까울수록 커지는 것으로 확인할 수 있다.

재료간의 경계를 지난 후 균열전파속도가 급격히 감소하는 것은 연한부분에 편중된 소성역으로 인한

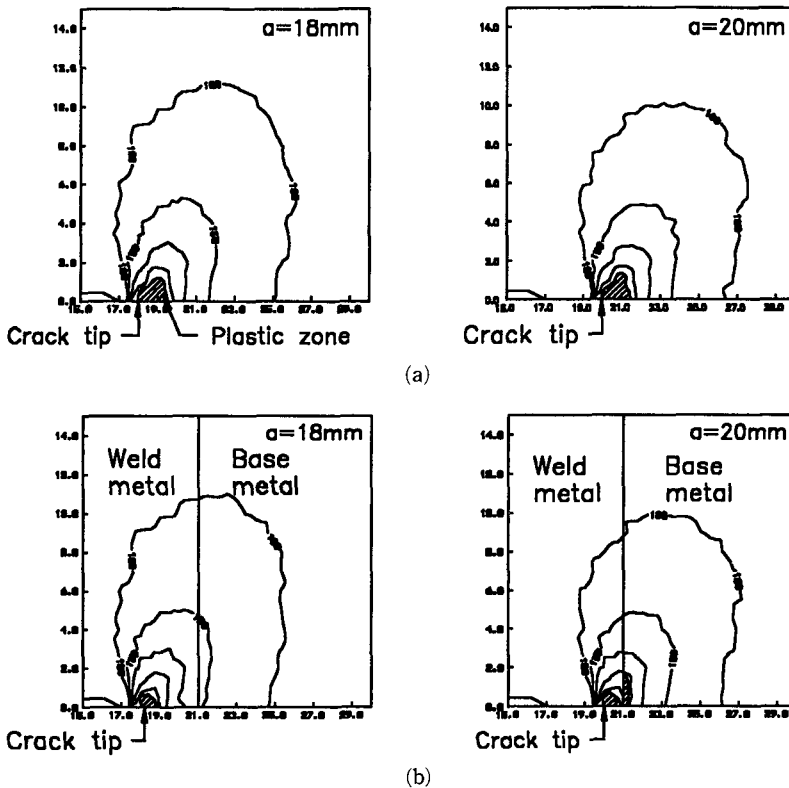


Fig. 17 Stress near crack tip

효과라고 생각되며 이는 노치선단에 생성된 소성역으로 인해 피로균열 전파속도가 감소하는 노치효과와 그 성격이 유사하다.

5. 결 론

레이저간섭변위를 이용하여, 피로균열 열림거동을 관찰하고 용접후 열처리재에서의 피로균열 전파거동을 연구하였다. 용접 각 부의 경계에서 전파거동을 보다 상세하게 규명하기 위해 ΔK 일정 피로시험을 하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 기존의 레이저간섭변위 계이지법을 응용하여 균열선단에서 간섭무늬의 변화형태만으로 열림 비중을 간단하게 측정할 수 있었다.

(2) 모재 시험편에서 기존의 K 식으로 ΔK 를 계산하여 일정 ΔK 피로시험을 한 결과, 균열이 전파함에 따라 피로균열 전파속도가 감소하였다. 이는 균열의 전파에 따른 잔류소성변위의 증가로 열림하중이 증가하여 균열열림비가 감소하기 때문이며, 균열열림비의 균열길이에 대한 관계를 검토하여 ΔK 가 $21.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 로 일정할 때 일정한 피로균열 전파속도를 갖도록 ΔK 계산식을 다음과 같이 수정하였다.

$$\Delta K_{mod} = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} (1.12 - 0.231\alpha + 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4) + 10.73\alpha$$

(4) 용접후 열처리재 시험편에서 피로균열 전파속도는 균열열림비 U 의 향으로 정리될 수 없다. 이는 용접 각 부의 기계적 성질 차이 때문이다.

(5) 용접후 열처리재 시험편에서 경도가 높은 부분은 피로균열 전파속도가 느리다. 용접 각 부의 경계를 피로균열이 전파할 경우에는, 균열이 용접각부 경계를 넘어서기 전에는 피로균열 전파속도가 증가하나, 용접각부의 경계를 넘어서면 피로균열 전파속도가 감소한다는 특성을 보인다.

(6) 재료간의 경계를 지난 후 피로균열 전파속도가 감소하는 것은 균열이 경한 재료에서 연한 재료로 전파하면서 연한 재료부분에 소성역의 편중이 생겨서 노치효과와 유사한 효과를 보이기 때문이다.

참고문헌

(1) Elber, W., 1971, "The Significance of Fatigue Crack Closure," *ASTM STP 486*, pp. 230~242.

- (2) 송삼홍, 김기영, 1991, "압력용기용 CrMo 강재의 균열개구를 고려한 피로균열 전파거동," 고려대학교 석사학위논문.
- (3) Baik, J. M., Hermann, L. and Arsono R. J., 1976, "Mechanics of Fatigue," *AMD*, Vol. 4, No. 4, pp. 257~260.
- (4) Davidson, D. L. and Nagy, A., 1978, "A Low Frequency Cyclic Loading Stage for the SEM," *Journal of Physics E, Scientific Instruments*, Vol. 11, pp. 207~210.
- (5) Nisitani, H. and Kage, M., 1979, "Fracture 1979(ICF4)," University of Waterloo Press, Vol. 4, pp. 1099~1108.
- (6) 송삼홍, 김 현, 1992, "용접 잔류응력장을 갖는 재료의 피로크랙 개구거동에 관한연구," 고려대학교 박사학위논문.
- (7) William, N. and Sharpe, Jr., 1982, "Application of the Interferometric Strain/Displacement Gage," *Optical Engineering*, Vol. 21 No. 3, pp. 483~488.
- (8) Macha, D. E., Sharpe, W. N. Jr. and Grandt, A. F., Jr., 1976, "A Laser Interferometry Method for Experimental Stress Intensity Factor Calibration," *Cracks and Fracture, ASTM STP 601, American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 490~505.
- (9) Lee, J. J. and Sharpe, W. N., Jr., 1988, "Closure Measurement on Short Fatigue Cracks," *Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982*, J. C. Newman, Jr. and W. Elber Eds., *American Society for Testing and Materials*, pp. 270~278.
- (10) 최재열, 1982, "금속열처리," 문운당, pp. 477.
- (11) Murakami, Y., 1987, "Stress intensity factors handbook," Pergamon Press, Vol. 1, pp. 910.
- (12) Dally, J. W. and Riley, W. F., 1991, *Experimental Stress Analysis*, McGrawHill, pp. 136~140.
- (13) 송삼홍, 김 현, 김기영, 1991, "피로균열 개구거동에 미치는 응력비와 응력확대계수의 영향," '92 대한기계학회 추계학술대회논문집, pp. 80~83.