

용접부의 잔류응력이 피로파괴 거동에 미치는 영향

함 원 국
조선 및 해양공학부

<요약>

본 연구에서는 LNG 선박의 극저온 Ball Tank 재료인 Al 5083-O Aluminum 합금의 접합부를 T1G 용접하여 Crack이 인장잔류응력 부분인 용접선으로부터 전파할 때, 피로파괴거동에 대한 영향을 조사하였으며, 또한 Forman식에 의한 피로성장 속도의 예측치와 실험치를 비교하여 다음의 결과를 얻었다.

1. 용접부의 피로균열 성장거동은 인장잔류응력 구간에서는 균열진전 속도가 빠르나, 압축응력 구간에서는 둔화되어 점차 모재와 일치함을 알 수 있다. 즉 피로파괴 결과에는 잔류응력이 그다지 영향을 주지 않는다.
2. 용접부의 결합으로 발생된 피로균열 성장거동은 Forman식에 의한 예측이 가능함을 알게 되었다.
3. 인장잔류응력 구간에서의 실험치와 예측치(Region I)의 불합치는 균열 초기의 인장잔류응력이 반복하중으로 다소 이완되었기 때문으로 판단된다.

Effect of Residual Stress on Fatigue Fracture Behavior in Weldment

Ham, won-kuk
School of Naval Architecture and Ocean Engineering

<Abstract>

In the weldment of Al5083-O aluminum alloy, The effect of fatigue crack propagation rate due to residual stress was investigated. The experimental values were compared with the predicted values by the Forman equation. The experimental results are as follows :

1. The crack propagation rate is high in the tensile stress region. However, it shows the

almost same behavior of the base metal outside the residual stress region.

2. Forman equation is found to be very useful to Predict the fatigue crack growth rate of materials with the residual stress.

3. The difference between the experimental and predicted results in initial stage seems to be due to the relieved residual stress by the cyclic load.

1. 서 론

용접은 금속 접합기술로, 근대 과학기술의 발달과 함께 건축, 교량, 해양구조물, 우주선, 압력용기, 잠수함 및 원자로 등에 이르기 까지, 용접구조물 제작에 중요한 위치를 차지한다.

그러나, 용접의 문제점은 용접 과정에서 발생되는 역학적인 Notch와 금열 및 금냉으로 인한 금속학적인 Notch가 발생되어, 하나의 강체로써, 이러한 Notch로부터 시작된 파괴의 진전이 대형사고로 이어진 사례가 많이 있다. 이같은 용접구조물의 파괴유형은 사용도중 갑작스럽게 파괴에 도달하는 축성 및 피로파괴가 대부분으로 용접부에 내재된 결함이 원인이 되어 균열 진전에 의해 발생된다. 파괴역학적으로 이러한 것을 규명하려는 연구가 꾸준히 진행되어 왔다.^{1,2)}

Ikawa³⁾, Sato⁴⁾등은 용접조건에 따른 금속조직의 변화 등을 조사하였다. 또한 Ohta, Sasaki⁵⁾등은 SM50 강에 대한 피로 균열 성장과 응력강도에 대한 실험을 통한 연구를 하였으며, Kihara, Masubuchi⁶⁾는 축성파괴에 대한 용접 잔류응력의 영향을 조사하였다. 또한 Glinks, Nelson^{7,8)}등은 실험을 통한 잔류응력의 영향을 조사하였다.

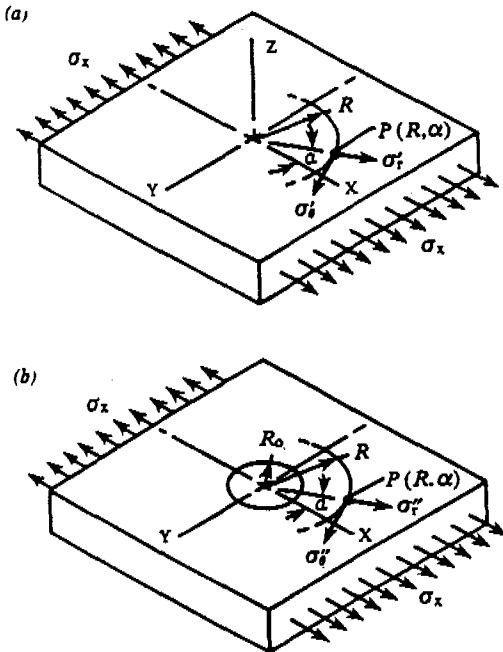
많은 연구자들이 용접 접합부에 대한 파괴역학적 접근을 시도하였으나 아직도 용접부의 잔류수명이 저하하는 요인을 뚜렷이 규명하지는 못한 실정이다. 이러한 이유로 용접구조물의 안전설계 및 안전성 평가를 위한 많은 연구와 노력이 기울여져 왔다.

특히 1990년도 상반기에 고부가 가치의 선박으로 액화 천연가스 운반선이 국내에서 건조되기 시작한 아래 극저온화물 운송용기의 축성파괴 및 피로파괴 거동에 대한 관심이 높아지게 되었다. 이에 본 연구는 LNG 운반선의 극저온 액체화물을 수용하는 Ball Tank용 재료인 고장도 구조용 Aluminium 합금(Al5083-O) 용접부의 잔류응력과 피로파괴 거동에 대한 영향을 연구 조사 하였다.

2. 기본이론

2.1 잔류응력의 결정

잔류응력이 존재하는 무한평판에 구멍을 뚫으면 그림 1에서와 같이 점 P (R, α)에서의 변형률 변화량은 σ_x , σ_y 의 크기, 구멍으로부터의 거리, 응력상태 등에 따라 변한다. 그림 1에서 σ_x 만 작용할 때 r 방향의 변형률은 Kircsh해에 의해 다음과 같이 표현된다.⁹⁾

Fig.1 Stress states at $P(R,\alpha)$, before and the introduction of a hole.

$$\varepsilon_r = -\frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[\frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha + \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (1a)$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[-\frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha - \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (1b)$$

여기서

$\varepsilon_r, \varepsilon_\theta$: 점P에서 이완된 반지름방향과 접선방향의 변형률

σ_x, σ_y : 주응력

$r=R/R_0$: 구멍으로부터 점P까지의 무차원 반경

E, ν : 탄성계수 와 프와송비

식(1)을 일반식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\varepsilon_r = \sigma_x (A + B \cos 2\alpha) \quad (2a)$$

$$\varepsilon_\theta = \sigma_x (-A + C \cos 2\alpha) \quad (2a)$$

여기서

$$A = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{1}{r^2} \right)$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left\{ \left(\frac{4}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right\}$$

$$C = -\frac{1+\nu}{2E} \left\{ -\left(\frac{4\nu}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \right\}$$

2축 인장을 동시에 받을 경우 식(1)은 다음과 같다.

$$\varepsilon_r = \sigma_x (A + B \cos 2\alpha) + \sigma_y (A - B \cos 2\alpha) \quad (3a)$$

$$\varepsilon_r = A (\sigma_x + \sigma_y) + B (\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\alpha \quad (3b)$$

식(3)의 A, B는 이론적인 전개에 따라 계산이 가능하나 실제 적용시에는 이론전개시의 가정들을 보상할 수 있는 \bar{A} , \bar{B} 를 사용하며, 특히 후판의 경우 사용되는 Blind Hole Drilling 방법에서는 적절한 \bar{A} , \bar{B} 가 요구된다¹⁰⁾

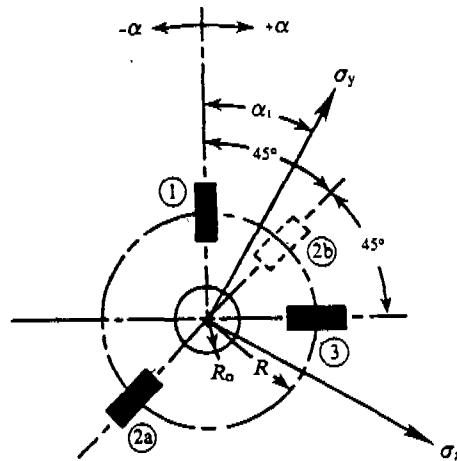


Fig.2 Strain gage rosette arrangement for determining residual stress.

그림 2.에서 스트레인 게이지 1, 2, 3에서의 반지름방향 변형을 ε_{rr} 이라 하여 그림 1과 비교하면 아래 식과 같이 표현할 수 있다.

$$\varepsilon_1 = \bar{A} (\sigma_x + \sigma_y) + \bar{B} (\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\alpha \quad (4a)$$

$$\varepsilon_2 = \bar{A} (\sigma_x + \sigma_y) + \bar{B} (\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha + 45^\circ) \quad (4b)$$

$$\varepsilon_3 = \bar{A} (\sigma_x + \sigma_y) + \bar{B} (\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha + 90^\circ) \quad (4c)$$

그러므로 주응력 σ_x , σ_y 와 주응력의 방향 α 는 ε_1 , ε_2 , ε_3 를 이용하여 다음과 같은 수식으로부터 구할 수 있다.

$$\sigma_{\max} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (5a)$$

$$\sigma_{\min} = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (5b)$$

$$\tan 2\alpha = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \quad (5c)$$

여기서

$\varepsilon_3 > \varepsilon_1$: α refers to σ_{\max}

$\varepsilon_3 < \varepsilon_1$: α refers to σ_{\min}

$\varepsilon_3 = \varepsilon_1$: $\alpha = \pm 45^\circ$

$\varepsilon_2 < \varepsilon_1$: σ_{\max} at $+45^\circ$

$\varepsilon_2 > \varepsilon_1$: σ_{\max} at -45°

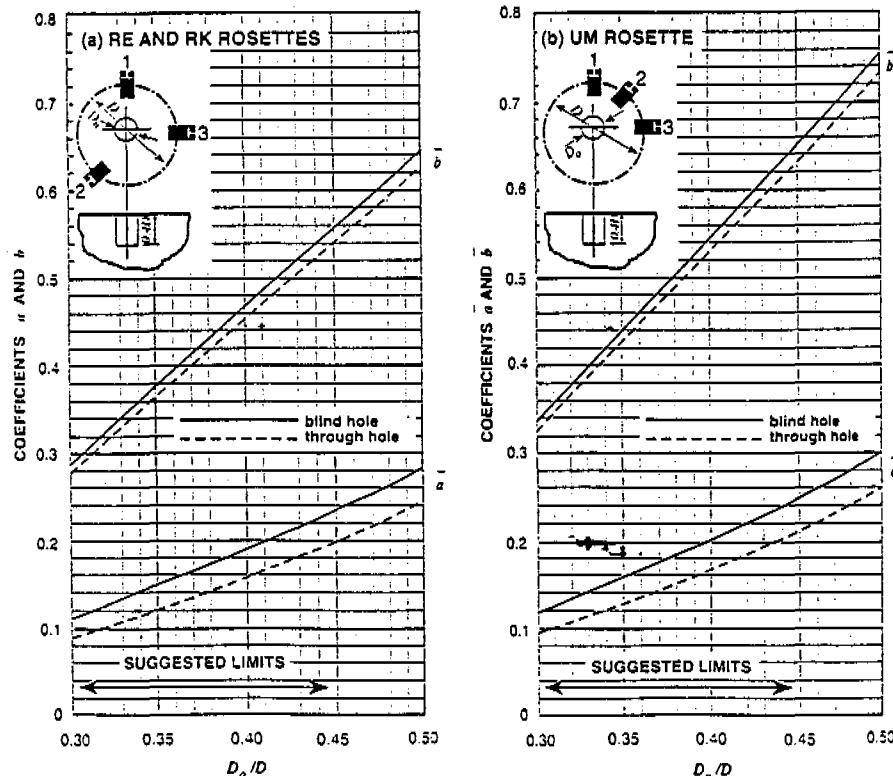


Fig.3 Data-reduction coefficients \bar{a} and \bar{b} versus dimensionless hole diameter(typical) for Measurement Group residual rosettes.

실제 실험에서 사용하는 \bar{A} , \bar{B} 는 스트레인 게이지 제작사에서 제공하는 그림3과 같은 테이터로부터 아래식에서 구한다.¹¹⁾

$$\bar{A} = \frac{1+\nu}{2E} \times \bar{a} \quad (6a)$$

$$\bar{B} = \frac{1}{2E} \times \bar{b} \quad (6b)$$

Terada는 무한 평판의 맞대기 용접에서 발생하는 잔류응력에 대한 분포를 아래와 같은 관계식으로 나타내었다.¹²⁾

$$\sigma_r(x) = \sigma_0 \left\{ 1 - \left(\frac{x}{b} \right)^2 \right\} e^{-\frac{1}{2}(\frac{x}{b})^2} \quad (7)$$

여기서

σ_0 : 용접부의 최대 잔류응력 값

b : 인장 잔류응력부의 반폭

천공시 이완되는 strain 양을 (5), (6)식에 대입하여 잔류응력 분포를 도시하여 σ_0 와 b 를 구할 수 있다.

2.2 응력 확대계수

응력확대계수 K_I 는 다음식으로 표현된다.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a F} \quad (8)$$

여기서

F : 균열 형상과 경계조건에 따른 계수

σ : 균열 직각방향의 공칭응력

a : 균열길이의 반

으로 균열 중심선에 대칭으로 작용하는 응력의 경우

$$K_I = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma(x) dx}{\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (9)$$

Tada는 잔류응력이 분포하는 곳을 향하여 균열이 진전될 때, 응력확대계수식을 아래와 같이 나타내었다.¹³⁾

$$K_I = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} F(x) dx \quad (10)$$

여기서

$$F\left(\frac{x}{a}\right) : \text{형상계수}$$

$$= 1.2993 - 0.04064 \left(\frac{x}{a}\right) - 0.26136 \left(\frac{x}{a}\right)^2 - 0.27312 \left(\frac{x}{a}\right)^3 + 0.27390 \left(\frac{x}{a}\right)^4$$

본 연구에서는 응력확대계수로 (9)식을 사용하였다.

2.3 피로균열 전파와 응력비

피로균열 전파는 일정 크기의 하증하에서 응력확대계수 폭(ΔK)에 대하여 피로균열 성장비(da/dN)를 대수좌표로 나타낸다. 일반적으로 반복 Cycle에 대한 균열길이의 진전상태는 작용하는 응력의 크기에 따라 변한다(그림 4 참조)

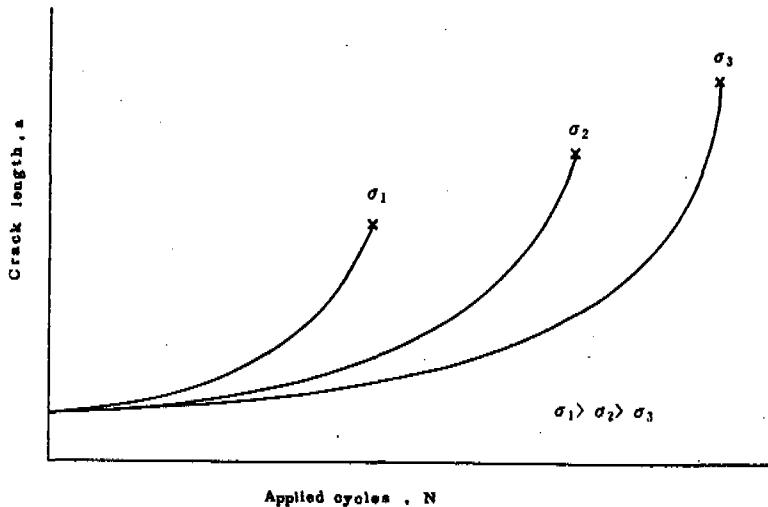


Fig.4. Fatigue crack length versus applied cycle.

균열성장비, da/dN 는 ΔK 의 함수로, 도식적이나 수치해석으로 얻어진다. ΔK 에 대한 da/dN 곡선은 그림 5에서와 같이 S자 형으로 da/dN 과 ΔK 사이의 관계를 Paris는 아래와 같이 제안하였다¹⁴⁾

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta K)^m \quad (11)$$

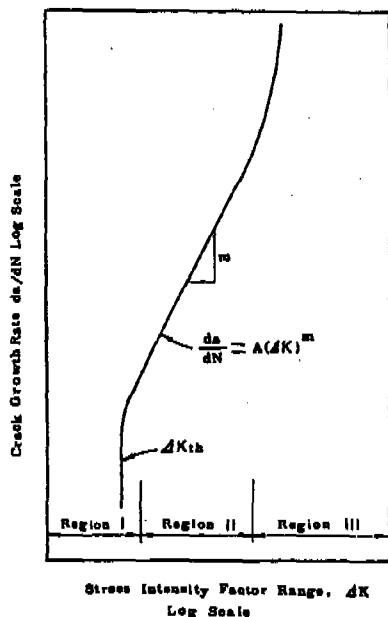


Fig.5 Schematic sigmoidal behavior of fatigue crack growth rate versus ΔK

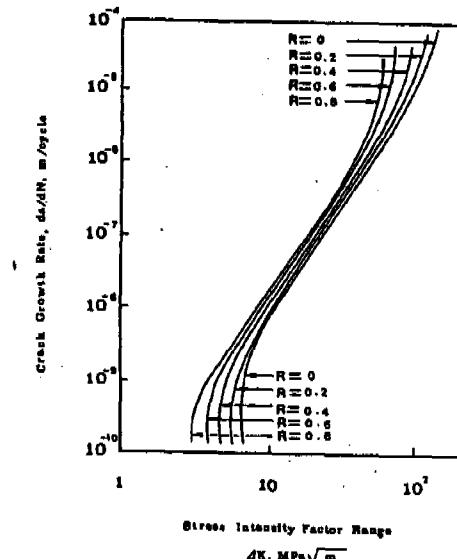


Fig.6 Schematic mean stree influence on fatigue crackgrowth rates.

여기서

m : 곡선의 경사도

A : $\Delta K_I = 1 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 까지 직선연장하여 구해지는 계수

또한 피로균열 성장에 대한 응력비의 영향은 그림 6에서 보여주는 것과 같이 R 값의 증가와 더불어 균열 성장비가 전구역에서 증가됨을 알 수 있다. 구역II와 III에서의 응력비의 영향은 Forman 식이 널리 사용된다.¹⁵⁾

$$\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K)^m}{(1 - R) K_{cf} - \Delta K} \quad (12)$$

여기서

C, n : 피로에 대한 재료상수

K_{cf} : K_I 의 임계치

$$R : \frac{K_{\min}}{K_{\max}} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (13)$$

3. 실험재료 및 실험방법

3.1 실험재료

실험재료의 화학 조성과 기계적 특성은 각각 Table 1, 2에 용접봉의 화학 조성과 기계적 성질은 Table 3, 4에, 그리고, 용접조건은 Table 5에 나타내었고 용접방법은 TIG 방식을 선택하였다. 용접부위가 구조물의 일부를 형성함으로 구속용접을 수행하여 충분히 상온상태가 되었을 때 구속을 제거하였다. 시편의 형상과 규격은 그림 7과 같다. 결합은 용접부위에 존재할 가능성 이 높음으로 용접선 중앙부에 Notch를 주어 피로균열 전파특성을 검토하였으며, Forman식에 의한 피로균열 전파속도 값과 실험값을 비교하고 타당성 여부를 고찰하였다.

Table 1. Chemical composition of Al5083-0(Wt.%).

comp. mat.	Cu	Si	Fe	Mg	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
Al 5083	0.10	0.40	0.40	4.0-4.9	0.4-1.0	.05-.25	0.25	0.15	Rem

Table 2. Mechanical properties of Al5083-0.

prop. mat.	Ultimate (MPa)	Yield (MPa)	Elongation (%)	Fatig.end. (MPa)	Modulus E (GPa)	Hardness (Br.)
Al 5083	290	45	22	152	71	100

Table 3. Chemical colnposition of electrode (Wt. %).

Cu	Si	Fe	Mg	Mn	Cr	Zn	Ti	Al
0.01	0.40	0.50	3.5-4.5	0.2-0.7	.05-0.25	0.25	0.15	Remin

Table 4. Mechanical Properties of electrode.

prop. mat.	Ultimate (MPa)	Yield (MPa)	Elongation (%)	Fatig.end. (MPa)	Modulus E (GPa)	Hardness (Br.)
Al 5083	290	207	16	159	71	100

Table 5. Welding condition (TIG).

Voltage (V)	Current (Amp.)	Travlespeed (mm/s)	Gas flow rate (l/mm)
11	310	4.2	22

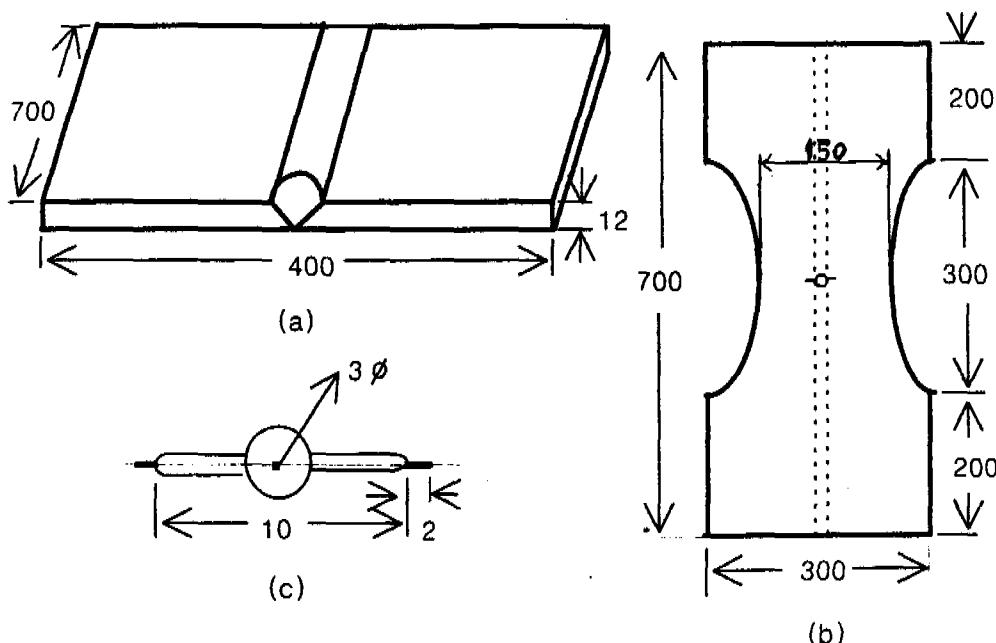


Fig.7 Schematic diagram for dimension of specimen.

(a) TIG welding specimen (b) Fatigue test specimen (c) Notch shape and dimension

3.2 잔류응력의 측정

잔류응력 측정방법에는 파괴기법인 용력완화 기법과 균열기법, 준파괴기법인 Blind-Hole Drilling기법 및 비파괴 기법인 X-선 회절기법, 초음파 탐상기법 등이 있다. 본 연구에서는 Blind-Hole Drilling 기법을 채택하였다. 이 기법은 Mather에 의하여 제안되었고, 뒤이어 Rendler 와 Vigness가 실용화하였다. ASTME837에 준하여 실시하였다. 스트레이인 케이지 써클 내에서 천공 전후의 스트레이인 변화량을 측정하여 천공전에 존재했던 잔류응력을 구하는 것이다.

천공장비로는 Measurement Group사 제품인 Model RS-200 Milling Guide를 사용했고, Acquisition System으로는 System-4000을 사용하였다.

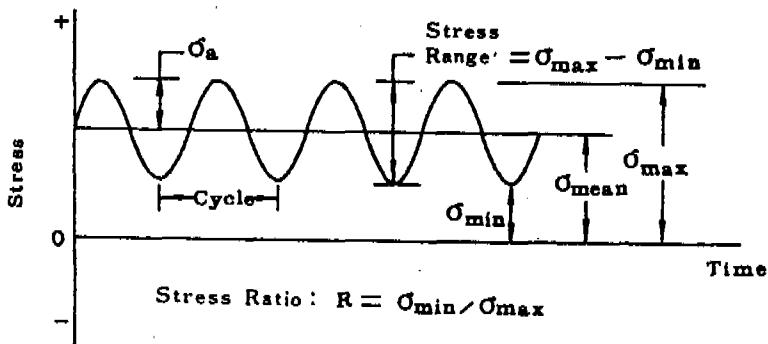


Fig.8 Sine wave for constant amplitude cyclic loading

3.3 피로시험

피로시험에는 유압식 만능 재료시험기인 MTS 819 High Rate System, Capacity 10ton을 사용하였고, 그림 8에서와 같이 인장 영역에서 일정한 Sine Wave형의 하중을 사용하였고, 응력비 ($R = K_{min} / K_{max} = \sigma_{min} / \sigma_{max}$)는 0.05가 되게 하였고 진동수는 15Hz로 일정하게 하였다.

균열길이의 측정은 20 배율의 Traveling Microscope를 이용하였다. Tada, Paris, Iruwin 등 의 이론적 해석에서 외부 작용력에 의한 유한판에 대한 응력확대계수 K 값은 다음식과 같다.

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \\ = \sigma\sqrt{\pi a} \left[1 + 0.025\left(\frac{2a}{W}\right)^2 + 0.06\left(\frac{2a}{W}\right)^4 \right] \sqrt{\sec \frac{\pi a}{W}} \quad (14)$$

잔류응력에 의한 응력확대계수 K_{res} 는 식 (9)를 이용하여 유효응력확대계수 K_{eff} 는 식 (9)와 식 (14)의 중첩으로 얻어진다

$$K_{eff} = K + K_{res} \quad (15)$$

여기서

a : 균열길이의 절반

W : 시험판의 폭

$$\text{그리므로 유효응력비 } R_{eff} = \frac{K_{min} + K_{res}}{K_{max} + K_{res}} \quad (16)$$

식(16)을 Forman식 $\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K)^m}{(1 - R) K_{cf} - \Delta K}$ 에 적용하여 실험결과와 비교 분석해 보았다.

4. 실험결과 및 고찰

Blind Hole Drilling Method(BHDM)를 이용하여 잔류응력 분포를 측정한 결과 용접 중심선에 인접한 곳에서 최대값인 14.3MPa을 나타내었다 인장잔류응력은 용접선 중심으로부터 10mm 까지 분포하였으며, 압축잔류응력은 10-38mm범위에 분포하였다. 최소값은 용접 중심선에서 16.5mm가량 떨어진 위치에서 -8.4MPa였다. 그림 9는 BHDM을 이용한 잔류응력 값과 Terada의 실험식의 결과를 비교한 것으로 인장 잔류응력 부분에서는 실험치와 이론치가 거의 일치됨을 알 수 있다.

피로시험 결과치를 모재와 비교할 때 그림 10에서와 같이 용접재의 파괴가 모재에 비하여 1.0-1.8배 정도까지 Cycle수의 증가에 따라 빠르게 피로파괴가 일어났다. 이는 용접선 가까이에 존재하는, 재료의 항복응력 정도의 인장 잔류응력이 가해진 외력과 중첩된 결과라 생각된다.

그림 11은 모재와 용접재의 피로균열 성장거동을 나타내고 있다. 용접재나 모재 모두 응력확대계수폭 ΔK 값의 증가와 더불어 균열성장 속도도 증가하나 용접재는 초기에 모재보다 빠른 균열성장을 나타내고 있다. 어느정도 균열이 진전되면 모재와 같은 균열성장을 나타내는데, 이는 인장잔류응력부에서는 외력이 중첩되어 성장속도가 빨라지나, 압축잔류응력부로 균열이 진전되면 균열성장이 둔화되어 점차 잔류응력이 없는 부분으로 전파되면서 모재의 경우와 일치함을 볼 수 있다.

유효응력 확대계수 K_{eff} ($K + K_{res}$)를 구하기 위하여 잔류응력 확대계수 K_{res} 는 실험치가 Terada 식에 의한 값과 거의 일치된다는 점을 감안하여 Terada의 식을 이용하였고 이값에 외력에 의한 응력확대계수 값 K 를 (14)식을 이용하여 얻은 값에 중첩하여 유효응력비 R_{eff} 를 구하였다. 잔류응력이 미치는 영향을 분석하기 위하여 유효응력비(R_{eff})를 Forman식에 적용하였다. 그림 12에서 잔류응력 확대계수 값(K_{res})은 용접선 근처에서 즉 초기균열부에서는 큰 값을 갖게 되나 균열 길이의 성장에 따라 점차 모재와 일치됨을 알게 된다. 또한 유효응력비(R_{eff})도 초기균열시의 값은 50%에 가까운 값을 갖게되나 균열 성장에 따라 균열길이 15mm - 20mm 구간에서부터는 모재와 같은 경향을 나타낸다. 보게된다.

그림 13에는 실험을 통하여 얻어진, 모재와 용접재의 피로균열 성장을 값들과 유효응력비를 Forman식에 적용하여 얻은 결과를 함께 도시한 것이다. 그림 13에서 보듯이 용접재의 균열성장을 거동과 유효응력비를 적용한 결과가 비교적 잘 맞으나 양편 모두 유효 응력확대계수폭 (ΔK_{eff})의 증가에 따라 급속히 균열 성장속도도 증가됨을 볼 수 있다. 초기 균열부에서, 모재에 비하여 용접재의 균열 성장속도가 더 빠르게 나타나는 것은 인장 잔류응력 영역에서의 영향이 크다는 것을 알 수 있다. 또한 용접재의 경우 실험치와 이론치가 다소 차이가 있음을 실험에서 반복 하중으로 인한 인장잔류 응력의 이완으로 사려된다.

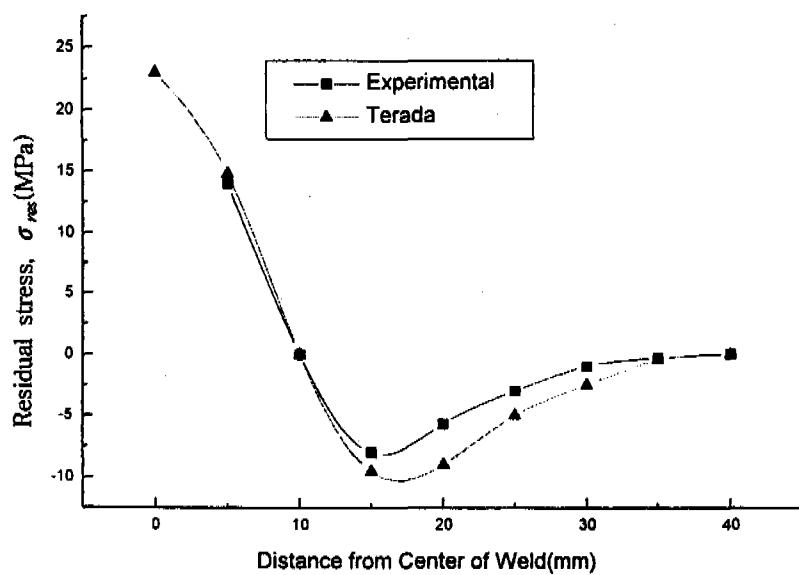


Fig.9 Distribution of residual stress.

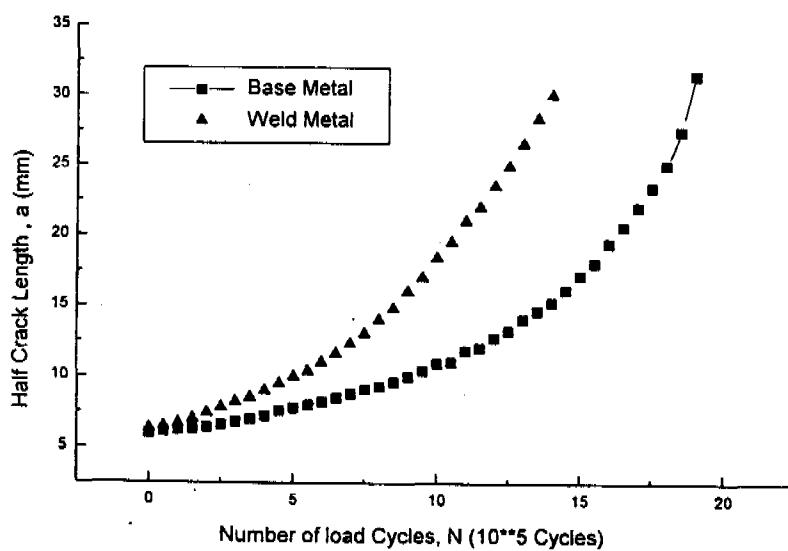


Fig.10 Fatigue crack growth behavior.

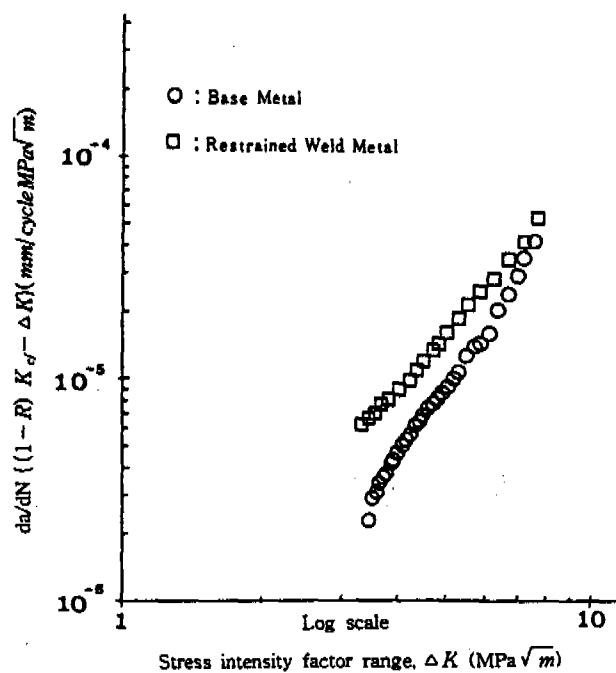


Fig.11 Fatigue crack growth rate behavior.

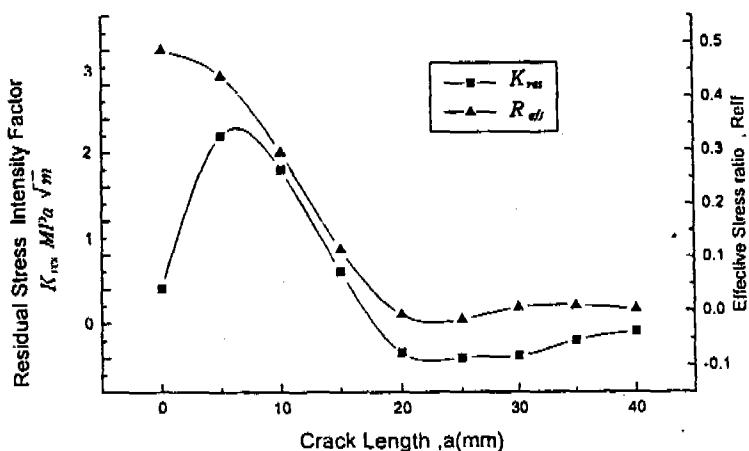


Fig.12 Effective stress ratio.

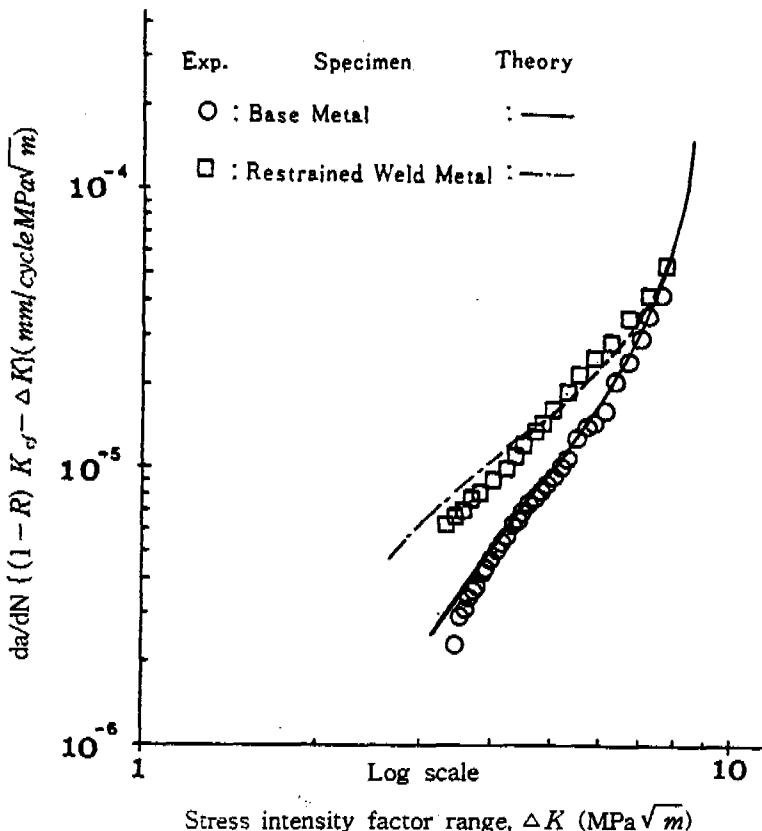


Fig.13 Fatigue crack growth behavior.

5. 결 론

용접구조물에 존재하는 잔류응력이 피로파괴거동에 미치는 영향을 연구하였다. A15083-O의 용접재에서 잔류응력에 의한 유효응력비의 영향을 고려한 피로균열 성장거동을 예상치와 실험 결과를 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 용접재의 피로균열 성장거동은 인장잔류응력 구간에서는 균열전진 속도가 빠르나, 압축응력이 작용하는 구간부터는 모재의 경우와 유사한 거동을 나타낸다. 즉, 용접선에 존재하는 결함은 초기균열 성장속도에는 영향을 미치나 균열이 진전됨에 따라 그 영향은 모재의 경우와 일치한다.

2. 잔류응력 확대계수(K_{res})값을 응력비에 적용하고 Forman식에 의해 구한 피로성장거동과 실험치가 거의 일치함을 볼 때, 용접재의 피로균열 성장속도는 유효응력비를 Forman식에 적용함으로서 그 예측이 가능함을 알 수 있다.

3. 인장잔류응력 구간에서 Forman식에 의한 예측값보다 실험값이 작게 나타나는 원인은 Crack 초기의 인장잔류응력이 반복하중에 의해 다소 이완되는 현상이라 판단된다.

참 고 문 헌

1. ASTM, STP 381, 1965, pp. 328.
2. Metals Hand Book, ASM, Vol. 10, 1975, PP. 30.
3. Ikawa, H., Oshige, H., Noi, O., Date, H. and Uchikawa, K., "Relation between Welding Conditions and Grain Size in Weld-Heat-Affected Zone", Trans. of JWS., Vol. 9, No. 1, April, 1978, PP. 47-51.
4. Sato, T., "The effect of Microstructure on the Fatigue and Impact Properties of Welded Zone in High Carbon Steels", Research Article, Trans. ISH, Vol. 21, 1980, pp. 260-269.
5. 大田昭彦, 佐佐木悅男, 錄倉將英, 二瓶正俊, 小管通雄, 金尾正雄, 稲恒道夫, "SM50B 突合せ溶接継手に おける 疲労き裂傳播しきい値に及ぼす引張殘留應力の影響", 日本溶接學會誌, 第50卷, 1981, 第2号, pp.161.
6. Kihara, H. and Masubuchi, K., "Effect of Residual Stress on Brittle Fracture", Welding Journal, 38(4), Research Suppl. 1959, pp. 159-168.
7. ASTM, STP 677, 1979, PP.198-214.
8. ASTM, STP 776, 1982, PP. 172-194.
9. Measurements Group, 1985, "Measurement of Residual Stresses by Hole Drilling Strain Gage Method", TECH NOTE TN-503-1, U.S.A.
10. Rendler,N.J. and I. Vigness, "Hole-Drilling-Strain-Gage Mehtod of Measuring Residual Stresses", Proc. SESA XXIII, No.2; 577-586(1981).
11. Schajer, G.S., "Application of Finite Element Calculations to Residual Stress Measurements", Journal of Engineering Materials and Technology 103; 157 -163 (1981).
12. Terada, II, "An analysis of the Stress Intensity Factor of a Crack Perpendicular to the Welding Bead", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 8, 1976, pp. 441-444.
13. Tada, H., "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research Copporation, 1973, pp. 8.
14. Paris, P. C. and Erdogan, F., "A Critical Analysis of Crack Propagation Law", Trans. ASME, J. Basic Eng., Vol. 85, No. 4, 1963, pp. 528.
15. Forman, R. G., Kearney, V. E. and Engle, R. M., "Numerical Analysis of Crack propagation in Cyclic-Loaded Structure", Trans. ASME, J. Basic Eng., Vol. 89, No. 2, Feb. 1977, PP. 41.