

研 究 論 文

금속계 플럭스들이 용접이음부의 피로강도 특성에 관한 연구

강성원* · 신동진** · 김환식***

A Study on Fatigue Strength Characteristics of Weld Joint using Metal Type Flux Cored Wire

S.W. Kang*, D.J. Shin** and H.S. Kim***

Key Words : Flux Cored Wire(플럭스들이 와이어), Constant Strain Control Fatigue Test(일정 변형률제어 피로시험), Microstructure(현미경조직), Reheated Zone(재가열 영역), Cyclic Softening(반복연화), Cyclic Hardening(반복경화), Stress-Strain Function(응력변형률함수)

Abstract

FCAW has wide application in ship fabrication, maintenance and field erection. It has many advantages over SMAW, SAW and GMAW process. In many applications, the FCAW provides high-quality weld metal. This method can reduce weld defects especially porosity and spatter. But the fatigue characteristics of those deposited metal have been rarely investigated.

The purpose of this study is to investigate the cyclic stress-strain behavior and fatigue life of the deposited metal welded by the metal type flux cored wire. Completely reversed fatigue tests by the constant strain control were carried out on the rounded smooth specimen with deposited metal using the metal type flux cored wire. As the results of this study for the deposited metal welded by the metal type flux cored wire, the hardening or softening characteristics under cyclic load were investigated and cyclic stress-strain curve, strain-fatigue life curve, stress-strain function and fatigue life relation which are useful to estimate the fatigue life under the stress concentration condition were obtained.

* 정회원, 부산대학교 공과대학

** 학생회원, 부산대학교 대학원

*** 정회원, 삼성중공업 선박해양연구소

1. 서 론

선박 및 교량 등의 강구조물에서 용접공정이 차지하는 비중은 대단히 크다. 원가절감과 품질보중에 대한 요구가 증가함에 따라 기존의 피복봉에 의한 아크용접 대신에 플럭스들이 와이어를 이용한 CO₂ 용접법이 개발되어 선박 및 대형 강구조물의 제작에 많이 채용되고 있다⁴⁾.

일반적으로 작업성이 좋은 Titania계 플럭스를 기본으로 하는 플럭스들이 와이어가 많이 사용되고 있으며 Titania계 플럭스들이 와이어는 솔리드 와이어 보다는 많은 장점을 가지고 있지만, 도장강판의 용접시 용접결합이 발생하기 쉬운 문제점이 있었다. 최근 도장강판에 CO₂용접법을 적용하기 위한 금속계 플럭스들이 와이어가 개발되어 그 적용이 증대될 것으로 예상되고 있다⁵⁾. 금속계 플럭스들이 와이어는 기존의 플럭스들이 와이어 보다 양호한 작업성 및 효율성을 가졌으며 특히 내 기공면에 있어서 뛰어난 용접성을 나타내어 도장강판에 적용하여도 우수한 용접이음부가 얻어진다. 본 연구에서는 금속계 플럭스들이 와이어를 채용한 용접금속의 피로강도 특성을 조사하기 위하여 국내에서 시판되고 있는 금속계 플럭스들이 와이어로 다층용접하여 용접금속 이음부를 제작하였다. 본 용접금속부에 대한 원형 평활시험편을 제작하여 변형률제어 완전양진 피로시험을 실시하였으며 그 결과를 이용하여 변형률-파단수명 및 응력-파단수명과의 관계를 조사하고 피로강도 추정식을 도출하여 금속계 플럭스들이 용접이음부의 피로강도 평가에 기초 자료를 제공하고자 한다.

2. 시험편

2.1 이음재 제작

용접금속부의 원형 평활시험편 제작을 위하여 길이 450mm, 폭 100mm, 두께 40mm인 조선용 연강재에 홈각도(welding groove) 10°, 루트간격 50mm로 하여 받침쇠(backing strip)를 붙여서 다층용접하였다. 또한 응력집중부를 갖는 용접금속부의 피로균열발생 특성을 조사하기 위하여 길이 610mm, 폭 500mm, 두께 19mm인 연강재에 대하여 실리콘 받침(back up)위에 홈각도 45°와 루트간격 4mm로 하여 다층용접하였다. 용접변형을 최소화하기 위하여 스트롱백(strong back)으로 고정시켜 치수를 확인한 후 CO₂-MAG용 450A 직류용접기를 이용하였다. 보호가스는 100% CO₂ 가스를 사용하였으며 용접패스간 온도는 약 100°C로 지하였다. 이 때 원형 평활시험편 제작을 위한 이음재는 와이어 직경을 1.6φ(M-16)과 1.2φ(M-12)를 사용한 두 종류의 이음재를 제작하였으며 용접조건은 플럭스들이 와이어 제작회사에서 추천하는 입열량범위 내에서 실시하였다. 본 이음재 제작을 위한 용접조건은 Table 1과 같다.

2.2 시험편 형상 및 치수

본 실험에서 원형 평활시험편은 용접금속이 시험편의 평행부에 위치하도록 기계가공 하였다. 또한 평판 노치시험편은 용접금속부에 용접선 방향으로 탄성응력집중계수 $K_t=2.5$ 인 U-노치와 $K_t=4.5$ 인 V-노치를 제작하였다⁷⁾. 제작된 평판 노치시험편의 노치부 가공도를 조사하기 위하여 실리콘고무(Exaflex)로서 노치부의 끝부분 형상을 채취한 후 20배 확대경으로 확인하였다. 각 시험편에 대한 형

Table 1. Welding condition

	Type	Diameter of wire (mm)	No. of pass	Voltage (V)	Current (A)	Speed (cm/min)	Heat Input (KJ/cm)	CO ₂ gas flow rate (l/min)
Rounded Smooth Specimen	M-16	1.6φ	59	33	330	27.0	24	20
	M-12	1.2φ	55	31	285	27.0	20	20
Plate Specimen	Notch	1.2φ	4	31	290	22.5	24	20

Table 2. Chemical compositions and mechanical properties of the weld metal

Electrode	Chemical compositions (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y. P (Kg/mm ²)	T. S (Kg/mm ²)	E. L (%)
AWS E70T-1	0.05	0.75	1.56	0.014	0.011	55	61	27

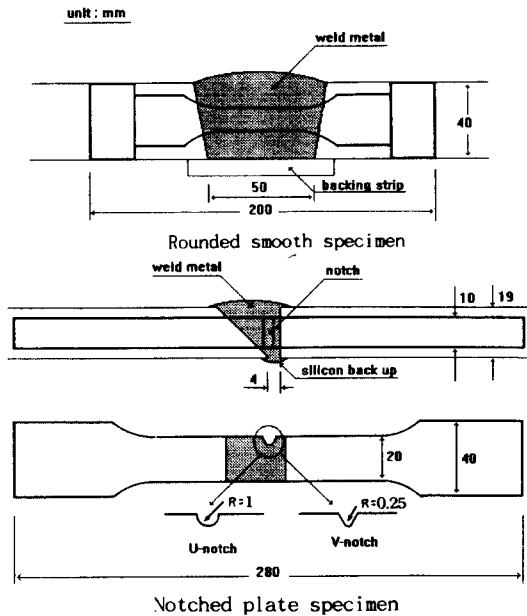


Fig. 1 Dimension and configuration of rounded smooth and notched plate specimen

상 및 치수는 Fig. 1과 같으며 제품사양에 표시된 용접금속의 화학적 성분과 기계적 성질은 Table 2와 같다.

2.3 현미경조직 검사 및 경도시험

와이어 직경이 다른 두 종류의 용접금속부에 대한 현미경조직을 검토하기 위하여 용접금속부에 대한 광학현미경 관찰을 실시하였다.

Photo. 1의 (a),(c),(e)는 M-12 용접재료 용접부, (b),(d),(f)는 M-16 용접재료 용접부의 현미경조직으로서 (a)와 (b)의 마크로 조직사진은 주상정 조직(columnar)과 후행 용접패스에 의해 재가열된(reheated zone)영역이 뚜렷하게 구분됨을 알 수 있었다. (c)와 (d)는 재가열된 부분의 조직으로 입열량이 다소 큰 M-16 용접재료 용접부의 재가열 영역은 조대화된 페라이트 조직을, M-12 용접재료 용접부에서는 상대적으로 페라이트 입자가 미세하

였다. 이는 입열량이 증가함에 따라 냉각속도가 감소되어 페라이트의 성장에 의해 조대화된 것으로 사료된다. (e)와 (f)는 주상정 조직과 아시클러 페라이트(Acicular Ferrite,AF)조직으로 입열량이 다소 큰 M-16 용접재료 용접부에서는 결정립계 페라이트(Grain Boundary Ferrite)가 조대화 되어있다. 또한 주상정 영역에서 일정면적에 대한 AF의 체적분률(acicular ferrite proportion)은 M-12가 M-16 보다 큼을 알 수 있었다.

본 실험에 사용된 원형 평활 시험편에 대한 경도치를 조사하기 위하여 비커스 미소경도시험기를 이용하여 용접금속부의 중심을 기준으로 1mm 간격으로 경도를 측정하였으며 하중은 1kg, 압입시간은 10초로 하였다. Fig. 2는 본 원형 평활 시험편에 대한 용접금속부의 비커스 미소경도치를 나타내었으며 M-16 용접부의 경우, 용접금속부 경도치가 190~200Hv이었고, M-12 용접부의 경우 170~180Hv으로서 입열량이 다소 큰 M-16 용접부의 경도치가 약 20Hv 정도 높았다.

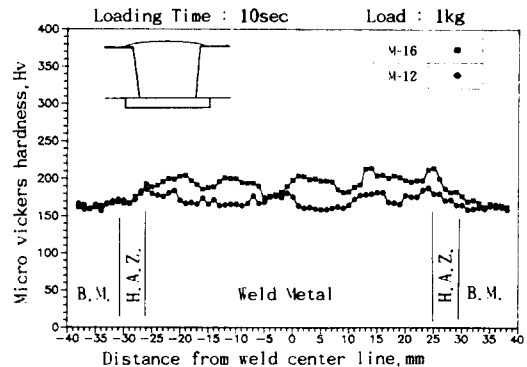
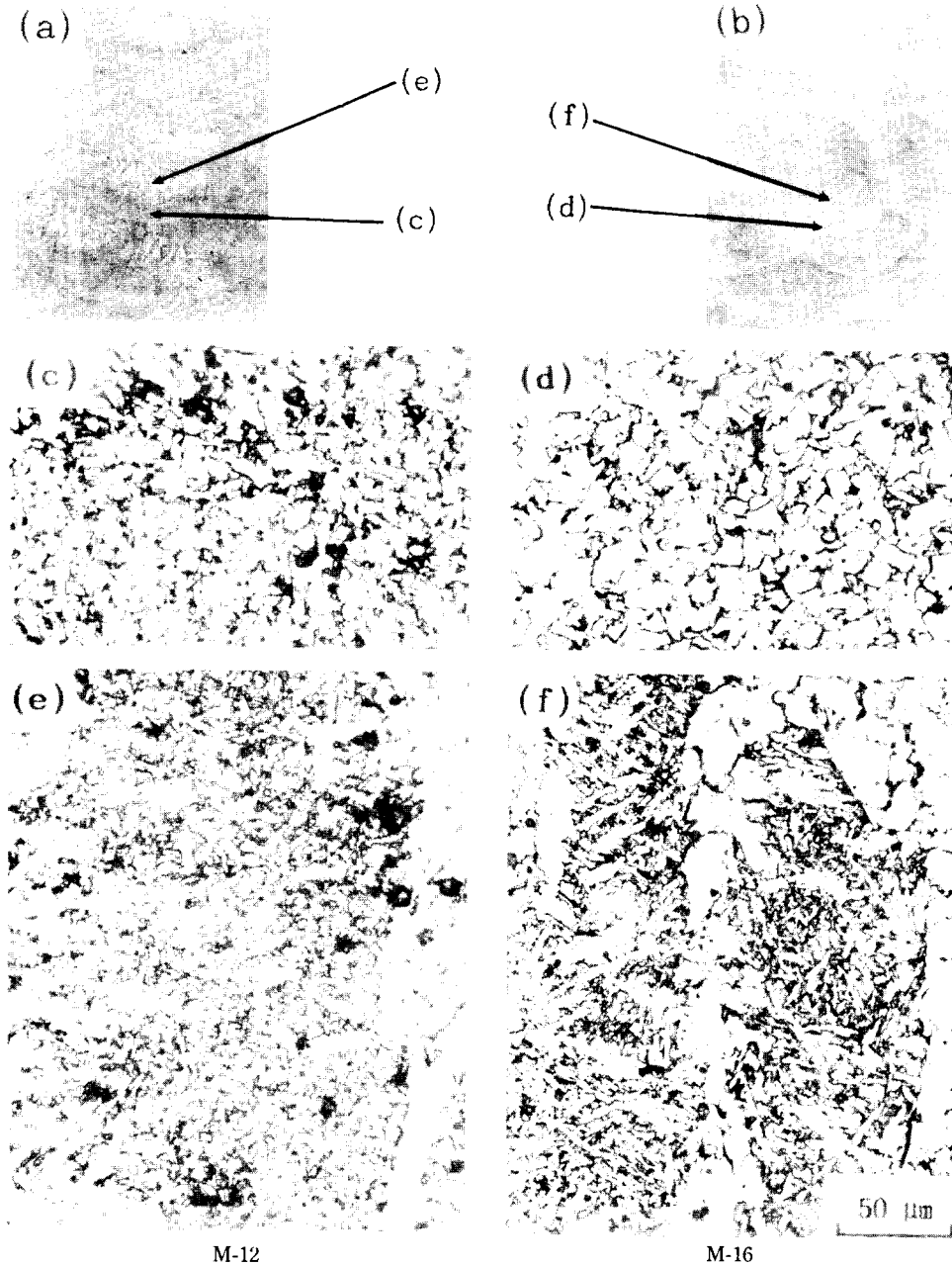


Fig. 2 Micro vickers hardness distributions

3. 피로시험 및 고찰

3.1 피로시험 방법

본 실험에 사용된 시험기는 용량 20톤의 유압제



M-12 M-16
Photo. 1 Microstructure of deposited metal for M-12 and M-16

어식 축력 인장압축 피로시험기이다. 원형 평활시험편은 컴퓨터 제어에 의한 일정변형률이 유지되도록 하였으며 완전양진 삼각파형으로 하였고 첫 번째 사이클은 인장하중으로 부터 시작하였다. 변

형률 제어에는 표점거리 25mm의 신장계(extensometer)를 사용하였으며 5mm변형률 게이지를 시험편의 평행부 중앙에 부착시켜 국부적인 변형률 측을 함께 수행하였다. Fig.3은 M-16 용접부의

$\Delta\epsilon=0.006$ 과 $De=0.003$ 에 대한 신장계와 변형률 게이지에 의한 히스테리시스 루프(hysteresis loop)를 비교한 것으로서 변형률 게이지에 의한 국부 변형률 값이 다소 크게 나타났었다. 본 연구에서는 변형률 범위는 $0.002 \leq \Delta\epsilon \leq 0.04$ 으로 하였고 변형률 반복속도는 $0.075 \sim 1.0$ cpm로 하였으며 본 실험에 대한 응력과 변형률 파형은 Fig. 4와 같다.

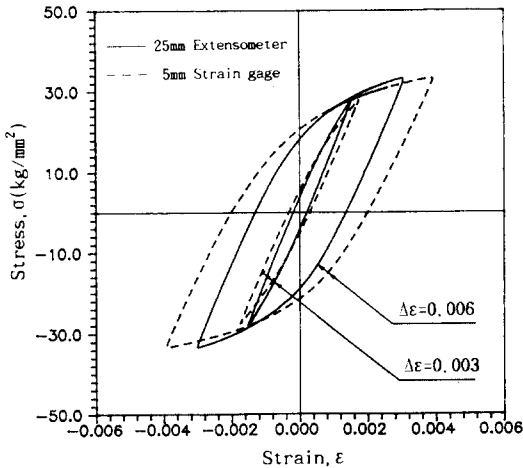


Fig. 3 Comparison of hysteresis loops for M-16

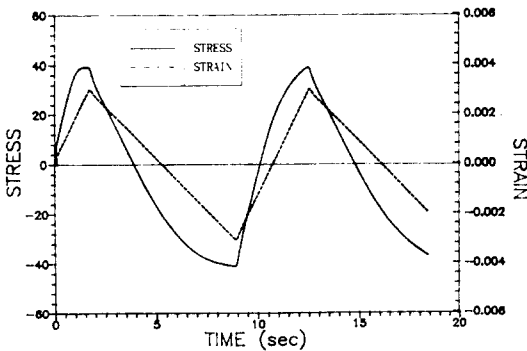


Fig. 4 Strain-stress waveform (M-16, $\Delta\epsilon=0.006$)

여기서 파단수명 N_f 는 신장계의 손상을 방지하기 위하여 인장하중이 해당 변형률에 대한 최대인장하중의 80%가 되었을 때 까지의 반복수를 취했다. 원형 평활시험체에 대한 균열길이를 레플리카법에 의하여 20배 확대경으로 확인한 결과 다소 편차는 있었으나 약 20mm 정도로 측정되었다. Photo. 2는 실험 후 파괴된 원형 평활시험편의 외관을 나타낸 것으로 균열은 모두 평행부 내에서 발생하였다.

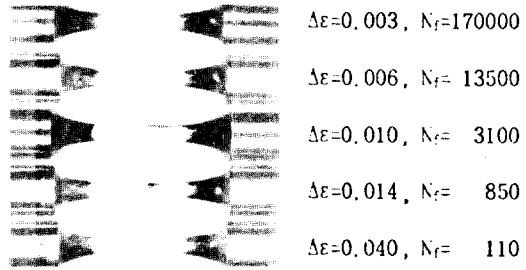


Photo. 2 Macro appearance of smooth specimen after fatigue test (welded by M-16)

또한 평판 노치시험편의 경우 하중제어 편진 인장($R=0.1$) 피로시험을 실시하였으며 하중파형은 sine파형이고, 하중 반복속도는 0.017 cpm으로 하였다. 탄성응력집중계수 $K_t=2.5$ 인 U-노치시험편에 대해서는 공칭응력범위 ΔS 가 30kg/mm^2 와 50kg/mm^2 으로 유지되도록 하였고, $K_t=4.5$ 인 V-노치시험편에 대해서는 20kg/mm^2 와 40kg/mm^2 로 실험하였다. 본 시험제에서 노치부 피로균열발생시기를 알기 위하여 이동현미경으로 관찰하여 균열길이가 0.05mm 일 때를 피로균열발생수명 N_f 로 하였으며 균열길이가 약 10mm 전파될 때 실험을 종료하였다.

3.2 일정변형률제어에 의한 응력-변형률 특성

일정변형률제어 피로시험에서 나타나는 반복특성(cyclic characteristic)인 반복경화(cyclic hardening)와 반복연화(cyclic softening) 현상을 조사하기 위하여 본 실험에 사용된 두 종류의 원형 평활시험편에 대한 반복특성을 비교해 보았다.

Fig. 5와 6은 반복경화 현상을 비교하기 위하여 초기 히스테리시스 루프의 변화양상을 나타낸 것이다. $\Delta\epsilon=0.006$ 에서는 어느 경우에서나 초기 반복경화 현상은 나타나지 않았으며, $\Delta\epsilon=0.014$ 와 $\Delta\epsilon=0.012$ 에서는 초기 반복경화 현상이 1~5 반복수 범위에서 관찰되었으며 고 변형률범위에서 초기 반복경화 현상이 잘 나타나고 있다는 타 연구결과⁶⁾와 유사한 거동을 나타내었다.

Fig. 7과 8은 반복연화 현상을 조사하기 위하여 첫번째 반복수와 파단수명의 반($N_f/2$)에 해당하는 반복수의 응력범위를 비교해 보았다. 변형률범위 $\Delta\epsilon=0.006$ 에서는 두 종류의 원형 평활시험편 모두

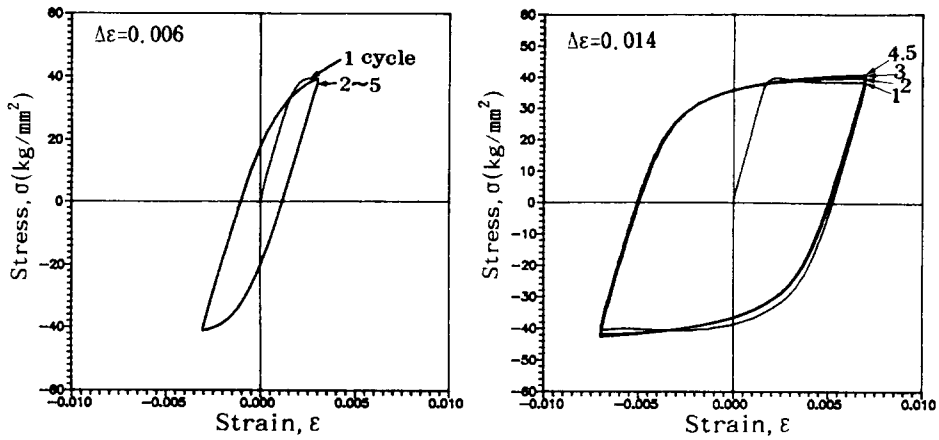


Fig. 5 Characteristic of hysteresis loops by cyclic hardening for M-16

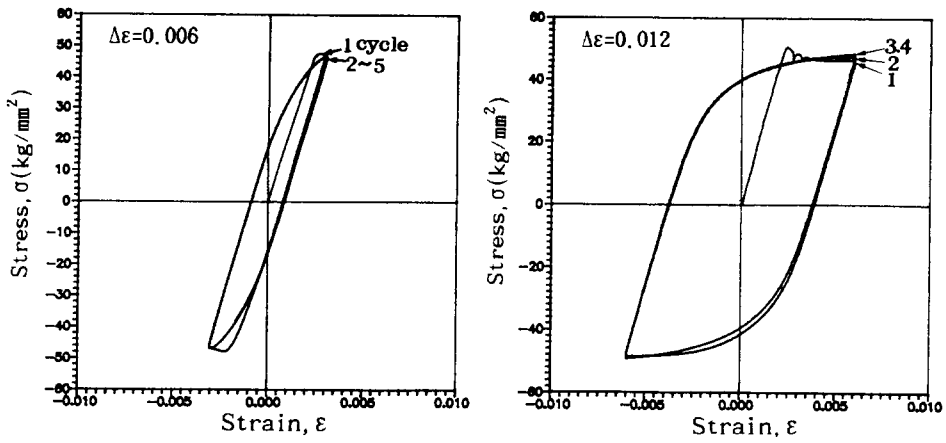


Fig. 6 Characteristic of hysteresis loops by cyclic hardening for M-12

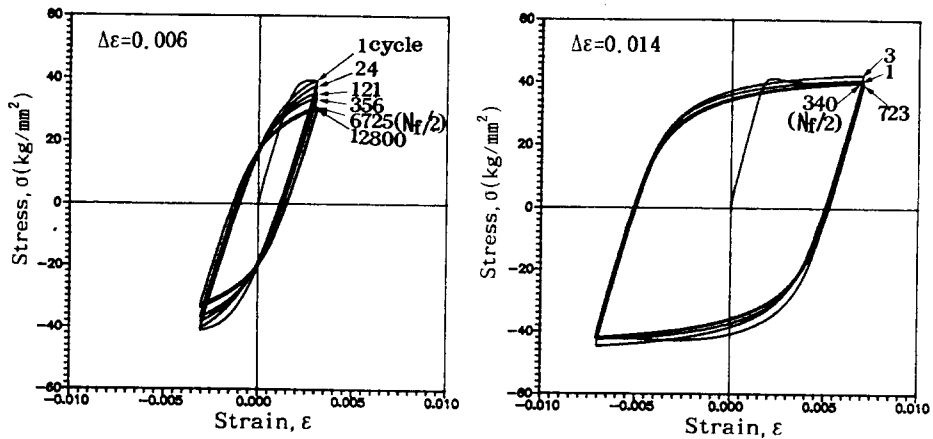


Fig. 7 Characteristic of hysteresis loops by cyclic softening for M-16

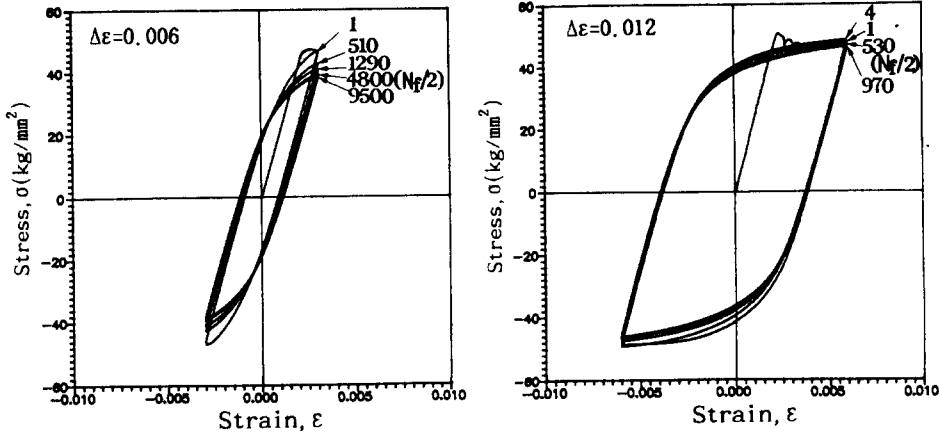


Fig. 8 Characteristic of hysteresis loops by cyclic softening for M-12

반복연화 현상이 잘 나타났었고, $\Delta\epsilon = 0.014$ 및 $\Delta\epsilon = 0.012$ 의 변형률범위에서는 거의 관찰되지 않았다.

Fig. 9는 M-16 용접부의 파단수명까지의 인장축과 압축축에 대한 응력의 변화를 나타낸 것으로 이미 언급한 반복특성을 도식적으로 확인할 수 있었다.

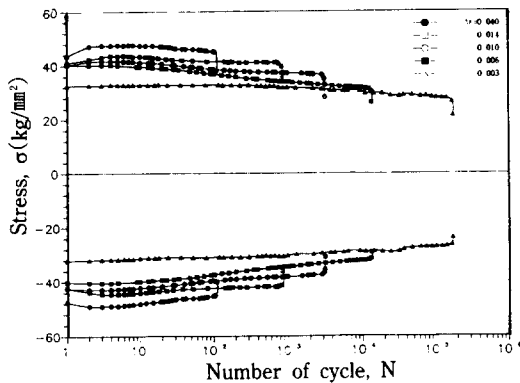


Fig. 9 Cyclic stress, σ - Number of cycle, N curve for M-16

3.3 $\Delta\epsilon - N_f$ 및 $\Delta\sigma - \Delta\epsilon$ 곡선의 추정

Fig. 10은 일정반복응력하에서 안정화된 히스테리시스 루프(hysteresis loop)에 대한 $\Delta\sigma$ 및 $\Delta\epsilon_e$ 와 $\Delta\epsilon_p$ 를 도식적으로 나타내었다.

원형 평활시험편에 대한 일정변형률제어 피로시험에서 응력범위 $\Delta\sigma$ 는 파단수명의 반($N_f/2$)에 해당하는 반복수의 응력을 취하였고 탄성변형률범위

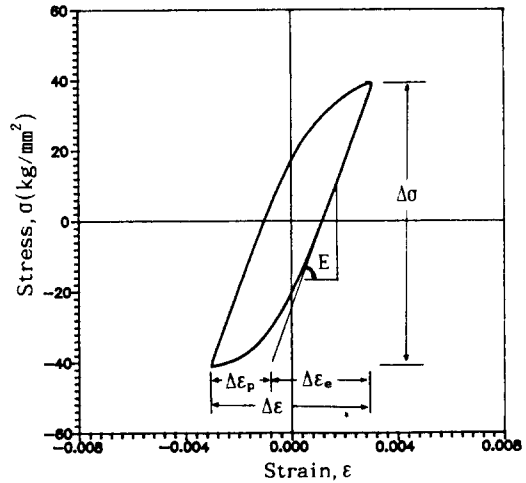


Fig. 10 Schematic view of the hysteresis loop

$\Delta\epsilon_e$ 은 $\Delta\sigma$ 를 탄성계수 $E(21000\text{kg/mm}^2)$ 값으로 나누어($\Delta\epsilon_e = \Delta\sigma/E$) 구하였으며 소성변형률범위 $\Delta\epsilon_p$ 는 변형률범위 $\Delta\epsilon$ 에서 탄성변형률범위 $\Delta\epsilon_e$ 을 뺀 값($\Delta\epsilon_p = \Delta\epsilon - \Delta\epsilon_e$)으로부터 구하였다. 본 연구에서 얻어진 일정변형률제어 피로시험 결과는 Table 3과 같다.

Fig. 11은 M-16 및 M-12 용접부의 변형률범위 $\Delta\epsilon$ 과 파단수명 N_f 와의 관계를 양 대수 준급으로 나타낸 것으로 본 실험에 사용된 두 종류의 평활 시험편에 대한 피로시험결과 비슷한 피로수명을 나타내었다. 이 그림에 의하면 본 실험의 재료에 대해서도 탄성변형률범위 $\Delta\epsilon_e$ 와 소성변형률범위

Table 3. Fatigue test results for smooth specimens by completely reversed strain control

	$\Delta\varepsilon$	$\Delta\varepsilon_c$	$\Delta\varepsilon_p$	$\Delta\sigma$	N_f
M-16	0.040	0.0048	0.0352	99.80	110
	0.014	0.0039	0.0101	81.87	850
	0.010	0.0034	0.0066	72.24	3,100
	0.006	0.0031	0.0029	64.50	13,500
	0.003	0.0024	0.0006	54.70	170,000
M-12	0.024	0.0047	0.0193	98.60	260
	0.018	0.0045	0.0135	94.22	587
	0.012	0.0042	0.0078	88.10	1,150
	0.008	0.0036	0.0044	75.63	4,100
	0.006	0.0035	0.0025	73.50	10,500
	0.004	0.0031	0.0009	65.10	42,000

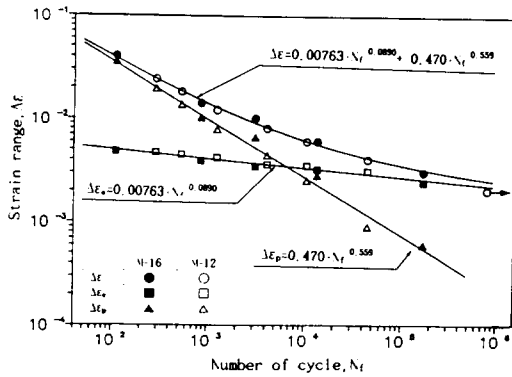


Fig. 11 $\Delta\varepsilon$ - N_f curve by completely reversed strain controlled fatigue test

$\Delta\varepsilon_c$ 및 피로파단수명 N_f 사이의 관계는 대수좌표로 나타내면 직선으로서 Manson⁹⁾이 제안한 지수법칙이 성립함을 알 수 있었다. 본 실험의 경우 8.0×10^3 사이클에서 전 변형률범위에 대한 소성변형률 성분과 탄성변형률 성분이 역전하고 있음을 알 수 있다.

$\Delta\varepsilon_c$ 및 $\Delta\varepsilon_p$ 는 식(1)과 같이 나타낼 수 있었고 변형률범위 $\Delta\varepsilon$ 은 두개의 지수식의 합으로서 식(2)과 같이 나타낼 수 있었다.

이 그림 중의 곡선은 식(2)의 지수 및 계수로 부터 구한 것으로 본 실험의 결과와 비교적 잘 일치했으며 추정식이 실험결과를 잘 나타내 주고 있음을 알 수 있다.

$$\Delta\varepsilon_c = \Delta\sigma/E = A \cdot N_f^a, \quad \Delta\varepsilon_p = B \cdot N_f^b \quad (1)$$

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_c + \Delta\varepsilon_p = A \cdot N_f^a + B \cdot N_f^b \quad (2)$$

여기서, $A=0.00763$, $B=0.470$

$a = -0.0890$, $b = -0.559$ 이다.

Fig. 12는 안정화된 사이클의 히스테리시스 루프에서 변형률범위 $\Delta\varepsilon$ 과 응력범위 $\Delta\sigma$ 로부터 구한 $\Delta\varepsilon$ - $\Delta\sigma$ 사이의 관계를 나타낸 것이다. 이 그림 중의 실선은 식(1)을 식(2)에 대입하고 N_f 를 소거하여 구한 추정식으로 식(3)은 실험결과와 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

$$\Delta\varepsilon = \Delta\sigma/E + m \cdot \Delta\sigma^n \quad (3)$$

여기서, $n = b/a = 6.27$

$$m = B \cdot \left(\frac{1}{A \cdot E}\right)^n = 7.06 \times 10^{-16}$$

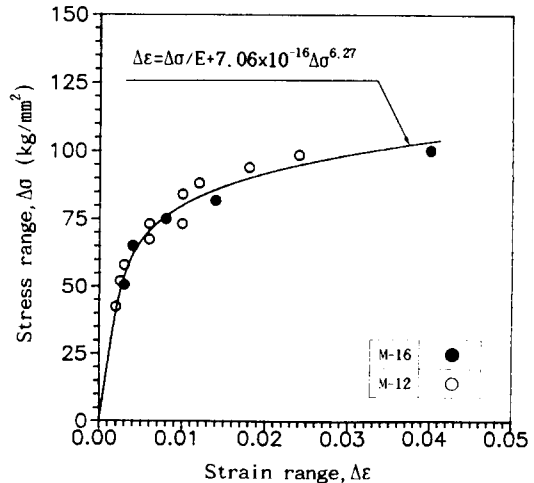


Fig. 12 $\Delta\varepsilon$ - $\Delta\sigma$ curve by completely reversed strain controlled fatigue test

3.4 응력변형률함수 D와 피로수명 N_c 곡선의 추정

기하학적 불연속부인 응력집중부의 피로수명에 대한 파괴기준에 있어서, 탄성범위 내에서는 탄성 응력집중계수 K_t를 사용할 수 있지만 국부항복을 일으킨 후에는 소성변형 증가 비율이 크기 때문에 소성응력집중계수 K_p 및 소성변형률집중계수 K_ε를 사용해야 한다. Neuber¹⁰⁾는 K_t와 K_p 및 K_ε 사이에 다음과 같은 관계가 성립함을 제안하였다.

$$K_t^2 = (K_p \cdot K_{\epsilon}), \quad K_p = \Delta\sigma / \Delta S, \quad K_{\epsilon} = \Delta\epsilon / \Delta e \quad (4)$$

여기서,

- ΔS : 공칭응력범위(Nominal stress range)
- Δε : 공칭변형률범위(Nominal strain range)
- Δσ : 국부진응력범위(Local true stress range)
- Δε : 국부진변형률범위(Local true strain range)

Topper¹¹⁾는 응력집중부의 피로현상에 Neuber식을 도입한 응력변형률함수 D를 제안하였으며 탄성계수 E를 포함한 응력변형률함수 D는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_t \cdot (\Delta S \cdot \Delta e \cdot E)^{1/2} = (\Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon \cdot E)^{1/2} = D \quad (5)$$

식(5)에서 국부변형률범위 및 국부응력범위 값에 의한 $(\Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon \cdot E)^{1/2}$ 는 공칭응력범위 ΔS와 공칭변형률범위 Δε 및 탄성응력집중계수 K_t에 의해서 구할 수 있으며 응력집중부와 원형 평활시험편의 D가 같으면 피로균열발생수명이 같다는 것을 의미한다.

본 실험에서는 피로균열발생수명 N_c를 측정하지 않았지만 다른 연구자들^{8,12)}의 원형 평활시험편에 대한 변형률 제어 피로시험 결과에 의하면 N_c는 N₀의 약 80~90%이다. 따라서 본 연구에서는 N_c를 N₀로 가정하여 식(5)을 적용해 보기로 하였다. 그 결과 응력변형률함수 D와 피로균열발생수명 N_c와의 관계는 식(1)과 식(3)을 이용하여 식(6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$D = (F \cdot N_c^{1/\gamma} + G \cdot N_c^{\beta})^{1/2} \quad (6)$$

여기서, $F = A^2 \cdot E^2 = 2.56 \times 10^4$

$$G = m \cdot A^{1+n} \cdot E^{2+n} = 1.58 \times 10^6$$

$$\gamma = 2 \cdot a = -0.178$$

$$\beta = a \cdot (1+n) = -0.648$$

Fig. 13은 식(6)을 이용한 응력변형률함수 D와 피로균열발생수명 N_c 사이의 관계를 나타낸 것으로 본 실험결과를 이용하여 계산된 D값을 함께 표시하였다. 이 그림에서 식(6)에 의해 실험결과를 잘 나타낼 수 있음을 알 수 있다.

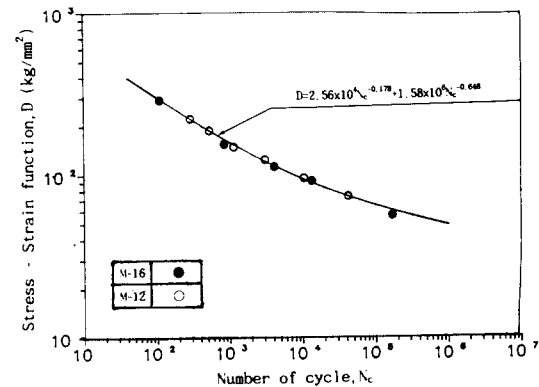


Fig. 13 D-N_c curve by completely reversed strain controlled fatigue test

3.5 K_t-ΔS-N_c곡선의 추정

Wetzel¹³⁾등은 피로균열 발생점에서 응력-변형률 특성이 동일하면 탄성응력 집중계수 K_t가 상이하다더라도 피로균열발생수명 N_c는 동등하다고 가정하고 Neuber식을 적용하여 K_t가 다른 노치재의 양진 인장하중하에서 N_c를 원형 평활시험재의 N_c로부터 추정할 수 있다고 제안하였다. Higashida,¹⁴⁾ Nagai¹⁵⁾ 등은 노치재의 편진 인장하중 하에서 피로균열발생수명은 원형 평활시험편에 의한 일정변형률 완전양진 피로시험결과를 채용하므로써 추정가능함을 확인하였다.

원형 평활시험편에서 구한 Δε-Δσ의 관계와 Neuber식을 이용하여 노치재의 Δσ 및 Δε를 구하면 노치재의 응력변형률함수 D를 구할 수 있다. 즉 공칭응력 ΔS와 탄성응력집중계수 K_t가 주어지면 노치재의 응력변형률함수 D를 얻을 수 있으며 D가 동일하면 평활재에서나 노치재에서의 피로균열발생수명 N_c가 동일하다고 할 수 있다.

본 연구에서는 원형 평활시험편의 양진피로시험

에서 얻은 Fig. 13의 결과를 이용하여 공칭응력 ΔS 와 응력집중계수 K_t 가 주어졌을 때의 피로균열 발생수명 N_f 를 반복계산에 의하여 구하고 그 결과를 Fig. 14에 나타내었다. 즉 Fig.14는 금속계 플럭스들이 와이어를 이용한 용접금속의 피로수명을 예측하는 K_t - ΔS - N_f 곡선이다. 그림에서 ○, ●는 원형 평활시험편에 의한 결과이고 □, ■는 Fig.1에 나타난 노치재에 의한 피로시험의 결과이다. 이 그림에서 원형 평활시험편의 양진 피로시험 결과로부터 응력집중부의 피로수명을 비교적 정도 좋게 추정할 수 있음을 알 수 있다.

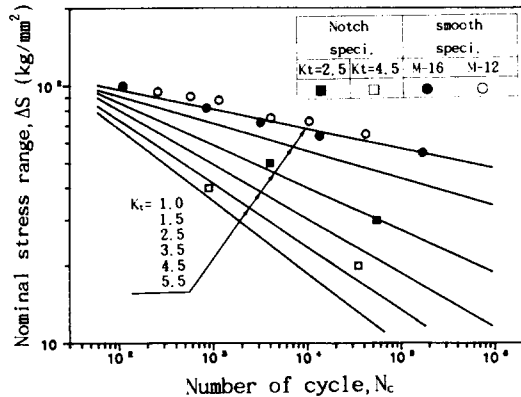


Fig. 14 K_t - ΔS - N_f curves

4. 결 론

금속계 플럭스들이 와이어를 채용한 용접금속부의 원형 평활시험편에 의한 일정변형률제어 피로시험과 평판 노치시험편에 의한 일정응력 피로시험을 실시한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) $\Delta \epsilon = 0.012$ 이상에서는 초기 반복 경화 현상이 관찰되었으며 $\Delta \epsilon = 0.008$ 이하에서는 초기 반복 경화현상이 거의 나타나지 않았다.
- (2) 원형 평활시험편에 의한 일정변형률제어 피로시험 결과, $\Delta \epsilon$ - N_f 곡선과 $\Delta \sigma$ - $\Delta \epsilon$ 곡선을 다음과 같이 얻을 수 있었다.

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon &= \Delta \epsilon_c + \Delta \epsilon_p = 0.00763 \cdot N_f^{-0.089} + 0.47 \cdot N_f^{-0.589} \\ &= \Delta \sigma / 21000 + 7.06 \times 10^{-16} \cdot \Delta \sigma^{6.27} \end{aligned}$$

- (3) 금속계 플럭스들이 와이어를 이용한 용접금속부에서 응력집중부의 피로균열발생수명

추정에 유익한 D-N_f곡선식을 다음과 같이 얻을 수 있었다.

$$D = (2.56 + 10^4 \cdot N_f^{-0.178} + 1.58 \times 10^6 \cdot N_f^{-0.648})^{1/2}$$

- (4) 금속계 플럭스들이 와이어를 이용한 용접금속부의 원형 평활시험편에 의한 일정변형률제어 피로시험 결과로부터 응력집중부의 피로수명에 대한 피로균열발생수명을 추정할 수 있는 K_t - ΔS - N_f 곡선을 구하였다.

후 기

이 논문은 1993년도 학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었으며 관계기관에 감사드립니다. 또한 많은 조언을 주신 한국알로이로드(주) 박대식 차장 및 한일옥 대리에게 감사드립니다.

참 고 문 헌

- 1) 小林 外: 炭酸 가스아크 용접용 플라즈스入りワイヤの發展, R & D, 神戸製鋼技報, Vol. 35, No.3, (1985), pp.9-11.
- 2) 平澤一成 外: 炭酸 가스아크 용접의高能率化, 溶接技術 Vol. 35, No 2,(1987), pp.66-71.
- 3) 김경중 외: FCAW에 의한 합금성분의 첨가와 이해에 관한 연구, 대한 용접 학회지 Vol. 1, No. 2(1983), pp.76-82.
- 4) 김경중: Flux Cored Wire의 특성 및 사용상의 유의점, 대한 용접 학회지, Vol. 6, No. 3 (1988), pp.8-20.
- 5) 藍田勳: 메탈系 플라즈스入りワイヤ, 溶接技術, Vol. 35, No. 2(1987), pp.72-77.
- 6) N. Suzuki: DWH-30 High Chromium Iron Tube Flux Cored Wire with Good Abrasive Wear Resistance, R&D, Vol. 39, No. 3(1989), p.105.
- 7) 西田正孝: 應力集中, 森北出版(1967), pp.556-589.
- 8) 김영식,한명수: TMCP고장력강재와 그 용접부의 저 사이클 피로특징에 관한 연구, 대한 용접 학회지 Vol. 8, No. 4, (1990), pp.46-57.
- 9) S.S. Manson: Fatigue A Complex Subject-Some Simple Approximational Mechanics, Experimental Mechanics, Vol. 5, No. 7, (1965),

- pp.193-226.
- 10) H. Neuber : Theory of Stress Concentration for Shear Strained Prismatical Bodies Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, Journal of Applied Mechanics, Vol. 28, No. 4, Dec., (1961), pp.544-550.
 - 11) T.H. Topper, R.M. Wetzel and Jo Dean Morrow : Neuber's Rules Applied to Fatigue of Notched Specimen, Journal of materials, Vol. 4, No. 1, (1969), pp.200-209.
 - 12) D.F. Socie, L.A. Waill and D.F. Dennis : Biaxial Fatigue of Inconel 718 Including Mean Stress Effects, ASTM, STP 853, pp.463-478.
 - 13) R.M. Wetzel : Smooth Specimen Simulation of Fatigue Behavior of Notches, Journal of Materials, Vol. 3, No. 3, (1968), pp.646-657.
 - 14) Y. Higashida, et al : Strain-ontrolled Fatigue Behavior of ASTM A36 and A514 Grade F Steels and 5083-0 Aluminum Weld Materials, Welding Journal, Vol. 57, No. 11 (1978), pp.334-s-344-s.
 - 15) 永井欣一 外 : 軟鋼切欠平板の腐食疲勞龜裂 發生壽命推定に關する研究, 日本造船學會論文集, 第 142號 (1977), p.224.