〈논 문〉

교류전위차법에 의한 강자성체의 응력확대계수 결정

이 정 희*

(1996년 10월 2일 접수)

Determination of Stress Intensity Factor by Means of ACPD Technique for Ferromagnetic Materials

Jeong-Hee Lee

Key Words: Alternating Current Potential Drop(교류전위차), Stress Intensity Factor(응력확대계수), Magnetic Flux(자속), Ferromagnetic Material(강자성체), Demagnetization(消磁), Magnetization(자화), Integrity Assessment(건전성 평가)

Abstract

In order to determine the Mode I stress intensity factor (K_I) experimentally by means of the alternating current potential drop(ACPD) technique, the change in potential drop due to load for a ferromagnetic material containing a two-dimensional surface crack was examined. The cause of the change in potential drop and the effect of the magnetic flux on the change in potential drop were clarified by using the measuring systems with and without removing the magnetic flux from the circumference of the specimen. To remove the magnetic flux, a new measuring system was made by utilizing the characteristic of coaxial transmission line. The change in potential drop in the case without magnetic flux in the air was caused by the change in electromagnetic properties near the crack tip due to magnetization. The relationship between the change in potential drop and the change in K_I was linealized by demagnetization and was found to be independent of the crack length.

1. 서 론

기계구조물의 건전성을 선형파괴역학을 기초로 평가하려고 할때, 모드I 응력확대계수를 알면 용이하다. 기계구조물의 형태 및 하중조건이 간단한 경우 응력확대계수는 이론적으로도 쉽게 구할 수 있다. 그러나 기계구조물의 형태 또는 하중조건이 복잡하면 경계조건의 모델화가 어려워 응력확대계수의 이론적 계산이 항상 용이한 것만은 아니다. 따라서 응력확대계수를 이론이 아닌 실험을 통하여 구하는 연구가 활발히 시작되었다.[1~5] 현재까지 널리 알려진 방법은 코스틱(Caustic),[1,2] 스트레인 게이지(Strain Gage)[3] 및 광탄성(photoelasticity)[4,5]을 이용한 것이다.

최근 Saka[6]는 교류전위차를 이용한 새로운 방법을 제안했다. 이 방법은 고주파의 교류전류가 재료의 표면과 크랙면을 따라서 흐른다는 표피효과(the skin effect)를 이용하였다. 고주파 교류전류의 이러한 성질때문에 응력에 의하여 변하는 교류전위차를 이용하면 응력확대계수를 구할 수 있다.

*회원, 한국철도기술연구원 차량연구부

교류전위차법에 의한 응력확대계수는 다음의 식들을 이용하여 구할 수 있다.

$$d(\Delta E) = \alpha_{EK} dK_I \tag{1}$$

$$K_I = a\alpha_{KQ} Q \tag{2}$$

$$d(\Delta E) = \alpha_{EQ} dQ \tag{3}$$

$$\alpha_{EQ} = \alpha_{EK}\alpha_{KQ} \tag{4}$$

여기서, ΔE는 전위차변화, α_{EQ}, α_{EK} 및 α_{KQ}는 비례상수, Q는 하중이다. 먼저 실험실에서 시험편을 사용하여 전위차변화를 측정하여 α_{EK}를 구한다. 그리고 기계구조물의 이미 알고 있는 하중 Q를 변화하며 전위차변화를 측정하여 α_{EQ}를 구하면, 식 (4)를 이용하여 α_{KQ}를 알 수 있다. 기계구조물의 기지의 하중에 대한 응력확대계수의 값은 식 (2)로부터 구할 수 있다. 기존의 방법과 비교할 때 이 방법의 가장 큰 장점은 응력확대계수를 재료의 표면에서 계측할 수 있다는 점이다.

최근 교류전위차변화가 전류공급선과 전위차계측선의 상대적 위치에 크게 의존하고 있음이 밝혀졌다.[7] 즉 전위차계측선과 시험편의 표면에 의해 형성된 폐곡면(closed surface)을 통과하는 자속의 시간적 변화에 의한 유도기 전력(induced electromotive force)이 전위차변화에 크게 영향을 미치고 있음을 알았다. 그러나 교류전위차법으로 실구조물의 K_I을 평가하기 위해 필요한 전위차변화에 대한 자속의 영향에 관한 정량적 연구는 아직 수행되지 않았다. 따라서 본 연구에서는 시험편 주위의 자속을 전부 제거한 새로운 계측계를 개발하고, 이를 이용하여 기계구조용 재료로 널리 사용되는 강자성체의 전위차변화에 대한 자속의 영향을 정량적으로 연구하였다.

하중에 의한 전위차변화는 크랙팁 주위의 전자물성치들, 즉 투자율(permeability) 및 도전율(conductivity)의 변화에 의하여 발생한다고 추론되고 있다.[6] 강자성체의 전자물성치는 자화와 깊은 관계가 있다. 자화는 하중과 하중이력(loading history)에 영향을 받는다.[8] 본 연구에 사용된 시험편에 피로크랙을 삽입하기 때문에 시험편은 하중이력과 잔류응력을 가지므로 이들에 의한 자화가 전위차변화에 영향을 미친다고 가정할 수 있다. 일반적으로 자화를 제거하기 위하여 소자를 사용하고 있다.[8] 현재까지 크랙을 가진 재료를 소자하며, 하중에 의한 전위차변화를 측정한 예가 없어 전위차변화에 대한 소자의 영향은 규명되어 있지 않다. 그러므로 전위차변화에 대한 소자의 영향을 규명하였다.

응력확대계수는 크랙길이와 깊은 관계가 있다. 따라서 전위차변화에 대한 크랙길이의 영향을 연구하였다.

2. 이 론

시험편 주위에 자속이 존재하지 않는 경우 상호인덕턴스를 고려하지 않고 시험편과 계측계를 Fig. 1과 같은 전기회로로 모델화 할수 있다. 여기서 I는 총전류, Z와 L_2는 각각 전위차계측에 사용된 Lock-in Amplifier의 임피던스(impedance) 및 인덕턴스(inductance), I_1은 Z쪽을 흐르는 전류, L_3는 전류입출력선의 인덕턴스, 그리고 R과 L_i는 각각 시험편의 저항과 내부 인덕턴스(internal inductance)이다. Fig. 1의 점 A와 B 사이의 회로는 병렬이므로

$$ZI_1 + j\omega L_2 I_1 = R(I - I_1) + j\omega L_i (I - I_1) \tag{5}$$

를 얻을 수 있으며, 여기서 ω는 각속도이다. Lockin Amplifier에 계측된 전위차 E는

$$E = ZI_{10} \tag{6}$$

이며, 여기서 I_{10}는 I_1의 크기이다. Lock-in Amplifier의 임피던스는 시험편의 임피던스보다 대단히 크기때문에 식 (5)와 (6)으로부터

$$E = \sqrt{R^2 + (\omega L_i)^2}\, I_0 \tag{7}$$

이 되며, 여기서 I_0는 I의 크기이다. 하중에 의한 전위차변화는 식 (7)으로부터 R과 L_i의 변화에 의한 것이라고 가정할 수 있다.

교류전류가 흐르는 도체의 R과 L_i를 다음과 같이 구할 수 있다. 폭 b에 흐르는 전류가 표면에서 표피두께 사이에 Fig. 2와 같이 균일하게 흐른다고 할 때, 전체 전류는

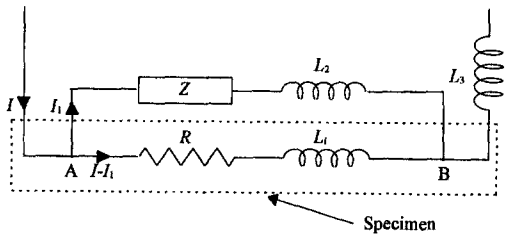

Fig. 1 Electric circuit model for the case without magnetic flux in the air

$$I=\int_0^{\infty}\int_0^{b} J_x dydz \tag{8}$$

가 되고, 전류밀도의 x성분 J_x는 다음과 같다.

$$J_x=J_{x0}e^{-z/\delta}\cos\left(\omega t-\frac{z}{\delta}\right) \tag{9}$$

여기서 J_{x0}는 J_x의 크기, $\delta(=1\sqrt{\pi f\mu\sigma})$는 표피두께, f는 전류의 주파수, μ는 투자율, σ는 도전율 그리고 t는 시간이다. 식 (8)과 (9)로부터 전체 전류는

$$I=\frac{J_{x0}b\delta}{\sqrt{2}}\cos(\omega t-\frac{\pi}{4})$$

$$=I_0\cos(\omega t-\frac{\pi}{4}) \tag{10}$$

이다. 전류밀도와 전계 **E**의 관계는

$$\mathbf{J}=\sigma\mathbf{E} \tag{11}$$

이며, 전계가 x성분 E_x 및 자계가 y성분 H_y만 갖고 있다고 하면, 전계와 자계는 식 (9)와 (11)로부터 다음의 식으로

$$E_x=E_{x0}e^{-z/\delta}\cos(\omega t-z/\delta) \tag{12}$$

$$H_y=\frac{\sigma E_{x0}\delta}{\sqrt{2}}e^{-z/\delta}\cos\left(\omega t-\frac{z}{\delta}-\frac{\pi}{4}\right) \tag{13}$$

표시된다.[9] 여기서 E_{x0}는 E_x의 크기이다. 길이 l인 시험편 내부의 자속은

$$\phi_y=\int_0^{\infty}\int_0^{l}\mu H_y dxdz=\frac{\mu I_0 l\delta}{\sqrt{2}b}\cos\left(\omega t-\frac{\pi}{2}\right) \tag{14}$$

이다. 저항 R은

$$R=\frac{l}{b\sigma\delta}=\sqrt{\pi f}\frac{l\sqrt{\mu}}{b\sqrt{\sigma}} \tag{15}$$

이다. 또 식 (10)과 (14)로부터 내부 인덕턴스

$$L_i=\frac{|d\phi_y|}{|dI|}=\frac{1}{\sqrt{2\pi f}}\frac{l\sqrt{\mu}}{b\sqrt{\sigma}} \tag{16}$$

가 된다. 그러므로 식 (15) 및 (16)으로부터 전위차변화는 전자물성치, 즉 μ 및 σ의 변화에 의한 것이라고 우선 가정할 수 있다.

강자성체에 있어 하중에 의한 투자율의 변화는 도전율의 변화보다 크다.[8] 그러므로 강자성체의 하중에 의한 전위차변화는 투자율의 변화에 기인한다고 할 수 있다. 강의 투자율은 인장하중을 증가할수록 증가하므로 식 (15)와 (16)의 R 및 L_i은 증가한다. 따라서 전위차변화는 인장하중이 증가하면 증가한다.

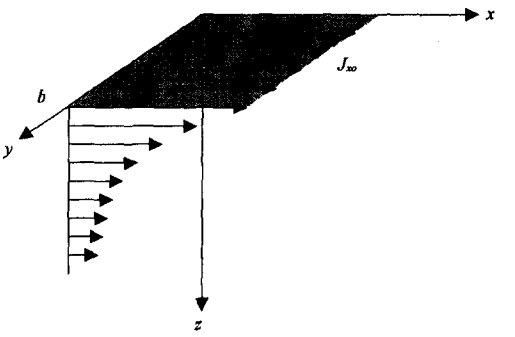

Fig. 2 Distribution of the current in a good conductor

3. 실 험

시험편은 강자성체인 강(JIS G4103 SNCM439)으로 제작하였다. 강의 화학적, 기계적 물성치는 Table 1과 같으며, 시험편의 형상은 Fig. 3과 같다. 시험편의 2차원 표면크랙은 2 mm의 초기 노치팁(initial notch tip)으로부터 3점굽힘(three-point bending)에 의한 피로로 삽입하였으며, 이때 사용한 피로주파수는 10 Hz, 파형은 사인파(sine wave)이었다. 또 피로시험중 시험편에 가한 최대하중은 응력확대계수의 값으로 26.5 MPa · $m^{1/2}$이며, 응력비(stress ratio)는 0.1이었다. 시험편은 크랙길이가 각각 6.1, 9.5 및 13.1 mm인 3종류를 준비하였으며, 시험편의 크랙길이는 전위차측정을 끝낸 후 시험편을 파괴하여 측정한 값이다.

실험장치의 계략도는 Fig. 4와 같으며, 전위차를 측정하기 위해 1A, 10 kHz의 일정한 교류전류를 사용하였다. 그리고 Lock-in Amplifier와 전압계를 사용하여 3점굽힘에 의한 정하중상태에서 전위차를 측정하였으며, 3점굽힘시험의 핀위치 및 시험편 표면의 전위차계측점과 전류공급점의 위치는 Fig. 5와 같다.

전위차를 계측하기 위하여 2종류의 계측계를 만들었다. 이후 이들을 시스템 1과 시스템 2라고 하며, 각각의 개략도는 Fig. 6 및 Fig. 7과 같다. 시스템 1은 시험편 주위의 자속을 제거하기 위해 동축선의 특성을 이용하여 제작되었다. 구리상자와 험편에 흐르는 전류의 방향이 서로 반대가 되게 하였다. 구리상자와 연결된 전선(wire)의 접합부를

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of SNCM439

Chemical composition Wt. %									
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Fe
0.4	0.24	0.77	0.01	0.01	0.1	1.72	0.83	0.21	95.71

Mechanical properties			
Yield strength MPa	Tensile strength MPa	Elongation %	Hardness Hv
1000	1059	19	258

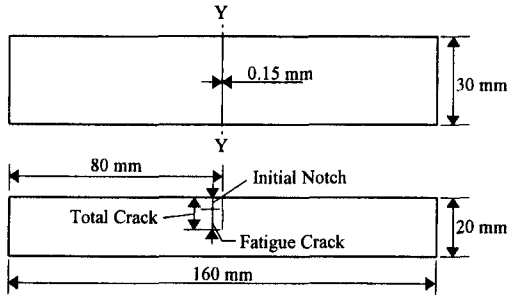

Fig. 3 Geometry of specimen

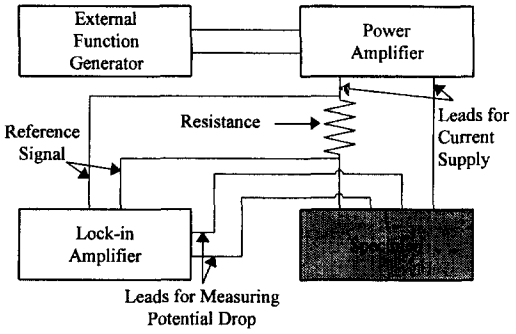

Fig. 4 Experimental setup

제외한 시험편의 모든 표면을 절연테이프로 구리상자와 절연하였다. 이상적인 동축선의 내부 도체와 외부 도체에 흐르는 전류의 최대치(amplitude) 및 위상(phase)은 동일하고, 그 흐르는 방향만 서로 반대이다. 시스템 1의 경우 전류는 시험편의 표면을 따라 흐른 후 구리상자로 되돌아 흐르기때문에 시험편과 구리상자를 흐르는 전류의 위상이 정확히 동일하지는 않다. 시스템 1에 흐르는 교류전류의 위상속도(phase velocity)는 다음 식을 이용하여 구할 수 있다.[10]

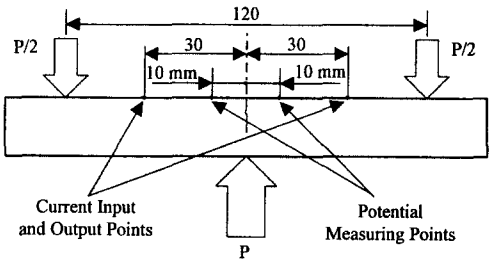

Fig. 5 Arrangement of probes in three-point bending

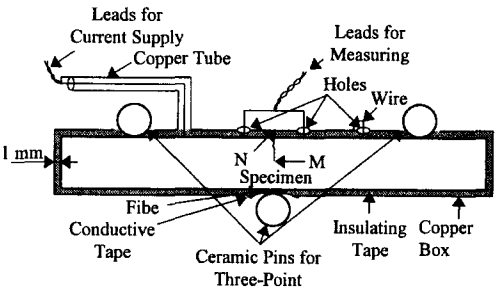

Fig. 6 Schematic diagram of system 1

$$\frac{ds}{dt} = \frac{\omega}{\sqrt{\frac{1}{2}\{\sqrt{(R^2+\omega^2L^2)(G^2+\omega^2C^2)}-(RG-\omega^2LC)\}}} \quad (15)$$

여기서, s, L, G 및 C는 각각 거리, 인덕턴스(inductance), 컨덕턴스(conductance) 및 커패시턴스(capacitance)이다. 컨덕턴스가 무시할 수 있을 만큼 매우 작다고 가정하면 시스템 1에 흐르는 10 kHz의 교류전류가 갖는 파장(wavelength)은 19 km이다. 그러므로 Fig. 6에 표시된 점 M에서의 전류와 점 N에서의 전류의 위상차는 거의 없

다. 그러므로 구리상자의 외부에는 자속이 거의 존재하지 않는다. 구리상자에 의한 자속 제거효과를 검증하기 위하여 Gauss Meter로 시험편의 표면으로부터 6 mm 떨어진 지점의 자속밀도를 측정하였다. 구리상자를 사용할 경우 자속밀도는 60 nT이며, 이는 구리상자를 사용하지 않을 경우의 1/110으로 무시할 만큼 작은 양이었다. 구리상자는 시험편에 하중을 가할 때에도 하중의 영향을 전혀 받지 않도록 고안되었다. 시스템 1의 결과를 자속을 제거하지 않은 다른 시스템에서 얻은 것과 비교하기 위해 구리상자를 사용하지 않은 시스템 2를 만들었으며, 시스템 2가 갖고 있는 유도기전력의 량은 1.6 mV이다. 시스템 2는 전위차측정의 재현성을 높이기 위하여 전류공급선과 전위차 계측선을 합성수지판에 고정시켰다.

소자는 Fig. 3의 Y-Y 방향으로 1.6 mm의 전선을 100회 감아서 만든 전자석에 처음 15 A-20 V의 교류전류를 공급한 후, 이를 0까지 천천히 줄이면서 수행되었다.

각 시스템에 대하여 Table 2에 표시한 4종류의 시험을 수행하였으며, 이들을 각각 Case A, Case B, Case C 및 Case D라고 한다. Case A와 Case B는 각각 소자하지 않은 시험편에 하중을 증가 및 감소하면서 전위차를 측정하였다. 하중의 증가 및 감소는 초기하중으로부터 시작되었으며, 초기하중의 K_I값(K_{Ii})은 Table 3과 같다. 하중증가시의 초기하중은 지그 위에 시험편을 고정시키기 위하여 가했다. Case C와 Case D는 각각 소자한 시험편에 하중을 증가 및 감소하면서 전위차를 측정하였다. 시험편의 소자는 초기하중이 시험편에 가해진 상태에서만 수행되었다. 전위차측정은 실온에서 11단계의 정하중상태에서 수행되었다. 전위차변화를 측정하기 위해 시험편에 가한 최대하중의 K_I값은 시험편에 피로크랙을 삽입할 때 사용한 최대하중의 K_I값보다 작다.

4. 결 과

4.1 자속의 효과

Case A 및 Case B의 전위차변화는 고려중의 하

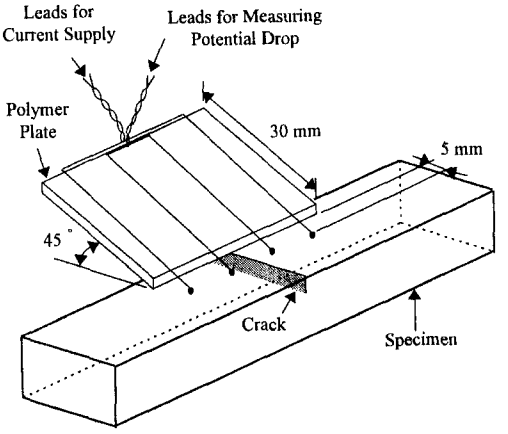

Fig. 7 Diagram showing system 2

Table 2 Four kinds of experiments

Case	Specimen	Loading
A	Not demagnetized	Increasing
B	Not demagnetized	Decreasing
C	Demagnetized	lincreasing
D	Demagnetized	Decreasing

Table 3 Initial load, K_{II}, used

Crack length(mm)	K_{II} MPa · $m^{1/2}$	
	Increasing load	Decreasing load
6.1	1.15	24.2
9.5	1.16	24.3
13.1	1.26	26.3

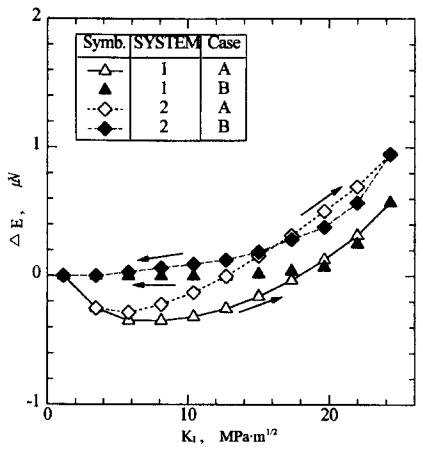

Fig. 8 Change in potential drop with K_I for not demagnetized specimen with crack length 9.5 mm

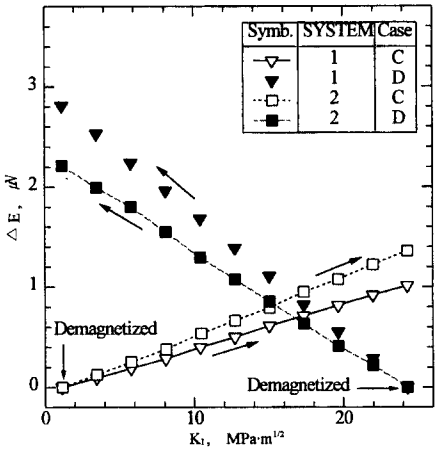

Fig. 9 Change in potential drop with K_I for not demagnetized specimen with crack length 9.5 mm

중에서의 전위차로부터 Case A의 초기하중에서의 전위차를 뺀 값이며, Case C 및 Case D의 전위차 변화는 고려중의 하중에서의 전위차로부터 초기하중에서의 전위차를 뺀 값이다. Fig. 8은 크랙길이가 9.5 mm인 시험편의 Case A 및 Case B의 경우 K_I의 변화에 대한 전위차변화를 나타낸 그림이며, 하중의 증가 및 감소를 화살표로 표시하였다. 이 그림에서 ΔE-K_I의 관계는 직선이 아니다. 시스템 1의 경우 시험편의 주위에 자속이 존재하지 않을 경우에도 하중에 의하여 전위차는 변화하였다. 시스템 1과 시스템 2로 얻은 결과의 차는 유도기전력의 변화에 의한 것으로 전위차변화는 계측계가 갖고 있는 유도기전력에 의존함을 알 수 있다.

4.2 소자의 효과

Fig. 9는 크랙길이가 9.5 mm인 시험편의 Case C와 Case D의 경우 K_I의 변화에 대한 전위차변화를 나타낸 그림이다. 소자에 의하여 ΔE-K_I의 관계가 선형이 되었으며, 이 선형적 관계를 사용하면 보다 용이하게 실제 구조물의 K_I을 구할 수 있다. Fig. 9와 Fig. 8을 비교해 보면 전위차변화의 경향이 소자에 의하여 크게 달라진 것으로부터 전위차변화는 자화와 깊은 관계가 있음을 알 수 있다. 시스템 1에서 얻은 결과는 전류공급선과 전위차계측선의 상대적 위치에 관계없이 항상 일정하므로 응력확대계수를 계측하기 위하여 교류전위차법을 실제 기계구조물에 적용할 때 기초가 된다. 시스템 1과 2의 Case C의 경우 단위증가의 K_I에 대한 전위차변화량은 각각 0.041 과 0.059 V/(MPa · $m^{1/2}$)이며, Case D의 경우 단위감소의 K_I에 대한 전위차변화량은 각각 0.121과 0.096 V/(MPa · $m^{1/2}$)이다.

4.3 크랙길이의 효과

전위차변화에 대한 크랙길이의 영향을 평가하기 위하여 각각 다른 크랙길이를 가진 3종류의 시험편을 사용하여 얻은 결과의 일부는 Fig. 10 및 Fig. 11과 같으며, 이 그림들의 횡축의 양 K_I-K_{Ii}는 서로 다른 K_{Ii}값에서 얻은 결과를 동일한 점에서 시작하도록 결과를 정리하기 위하여 사용하였다. 두 그림에서 동일한 계측계를 사용하여 일정 K_I변화에 의한 전위차변화량은 크랙길이에 의존하지 않음을 알 수 있다.

5. 고 찰

소자한 경우 하중에 의한 전위차변화가 Fig. 9와 같이 하중을 증가하거나 감소할 때 모두 증가하는 이유를 고찰한다. 자화를 M 그리고 응력을 a_1라고 할때 dM/da_1의 부호는 자왜계수(magnetostriction coefficient)만으로 결정할 수 없다.[11,12] 즉, 자화될수록 재료의 길이가 늘어나는 양(positive)의 자왜계수를 가진 상자성체라고 하여 인장하중을 가하면 자화가 항상 증가하는 것은 아니다. 응력이 가해지지 않은 상태에서 소자한 강에 압축하중을 가

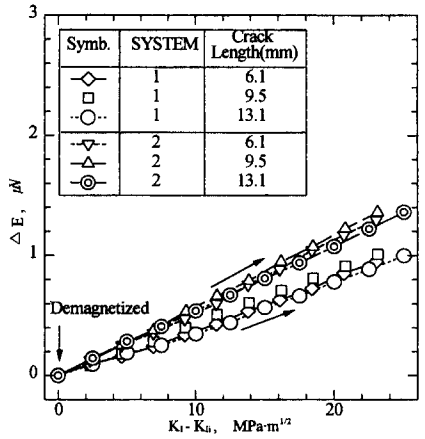

Fig. 10 Change in potential drop with that in K_I for three different values of crack length in Case C

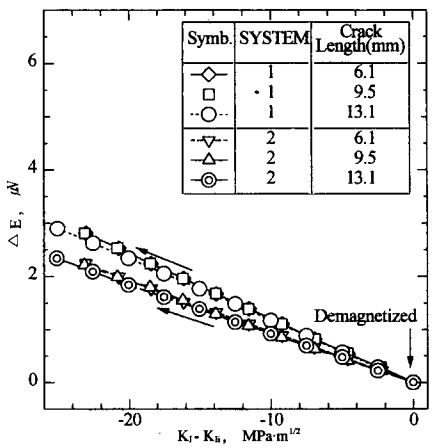

Fig. 11 Change in potential drop with that in K_I for three different values of crack length in Case D

하거나 인장하중을 가할 경우 모두 자화는 증가한다.[11,12] 그러므로 본 연구에 있어 소자한 시험편에 하중을 증가할 때 자화는 증가하였다고 할 수 있다. 또 초기 인장하중이 가해진 상태에서 시험편을 소자한 후 인장하중을 감소하는 것은 하중이 가해지지 않은 상태에서 시험편을 소자한 후 압축응력을 증가하는 것과 자화에 대한 하중변화의 영향은 같으므로, 소자한 후 응력을 감소할 때도 자화는 증가하였다고 할 수 있다. 자화가 증가할수록 자화방향의 투자율 및 저항률은 증가하므로 저항 및 인덕턴스(Inductance)가 증가한다.[8] 따라서 소자한 후 전위차변화는 하중을 증가하거나 감소할 때 모두 증가하였다고 생각한다.

소자를 하지 않은 시험편에 하중을 증가할 때 전위차변화가 초기에는 감소하다가 증가하고, 하중을 증가할 때와 감소할 때의 전위차변화곡선이 일치하지 않은 이유는 다음과 같다고 생각한다. 피로크랙을 삽입하는 과정에 발생한 압축잔류응력은 시험편에 하중을 가하지 않은 상태에 크랙팁 주위에 존재하며, 이 압축잔류응력은 시험편을 자화시킨다. 압축잔류응력에 의한 자화는 시험편에 인장하중을 증가할수록 점차 없어진다. 압축잔류응력에 의한 자화가 인장응력에 의하여 완전히 없어진 후 인장응력을 더욱 증가하면 인장응력에 의한 자화가 점차 증가한다. 그리고 인장응력을 감소할수록 인장응력에 의한 자화는 감소하고 잔류자화만이 남는다. 하중을 증가할 때와 감소할 때의 전위차변화곡선이 일치하지 않는 것은 상자성체의 히스테리시스(Hysteresis)에 의한 영향이라고 생각한다.

전위차변화량이 크랙길이에 의존하지 않는 이유는 다음과 같다고 생각한다. 재료에 하중을 가하면 크랙팁에 응력은 집중되고 변형률도 가장 크다. 그러므로 크랙팁 주위는 변형률에 의하여 자화된다. 이는 Fig. 9에서 전위차변화가 소자에 의하여 크게 달라진다는 사실과 참고문헌 (8)을 통하여 알 수 있다. 전위차변화는 크랙팁 주위의 변형률에 의한 자화로 재료의 전자물성치들이 변화하기 때문에 발생한다. 크랙팁의 변형률은 응력확대계수에 따라 결정되므로 전위차변화는 크랙길이에 의존하지 않는다.

6. 결 론

교류전위차를 이용한 응력확대계수의 실험적 평가에 있어 피측정물 주위의 자속에 영향을 받지 않고 항상 일정한 전위차를 측정하기 위하여 동축선의 원리를 이용한 새로운 계측계를 만들었다. 강자성체의 하중에 의한 전위차변화를 시험편 주위의 자속을 제거한 계측계(시스템 1)과 제거하지 않은 계측계(시스템 2)를 사용하여 하중을 증가하면서 측정한 단위증가의 K_I에 의한 전위차변화량은 각각 0.041 과 0.059 V/(MPa · $m^{1/2}$)으로 하중에 의한 전위차변화가 계측계의 자속에 영향을 받고 있다. 시험편 주위의 자속을 제거한 계측계를 이용하여 얻은 전위차변화는 크랙팁의 변형률에 의한 재료의 전자물성치들의 변화에 의한 것이며, 이는 전

류공급선과 전위차계측선의 상대적 위치에 상관없이 항상 일정하므로 교류전위차법을 이용하여 응력확대계수를 실제로 계측할 때 기초가 된다.

강자성체의 전위차변화와 응력확대계수변화 사이의 관계는 소자에 의하여 선형화 되었으며, 이 선형적 관계를 이용하면 보다 용이하게 응력확대계수를 구할 수 있다. 그리고 동일한 계측계를 사용하여 일정 K_I변화에 의한 전위차변화량은 크랙길이에 의존하지 않는다.

후 기

이 연구에 많은 유익한 논의와 지원을 해 주신 일본 동북대학 공학부 Abé Hiroyuki 교수 및 Saka Masumi 교수에게 감사드립니다.

참고문헌

(1) Zehnder, A. T. and Rosakis, A. J., 1986, "A Note on the Measurement of K and J Under Small Scale Yielding Conditions Using the Method of Caustics," *Int. J. Fract.*, Vol. 30, pp. R43～R48.

(2) 이억섭, 조종두, 홍성경, 성낙중, 1994, "응력확대계수와 J-적분 결정을 위한 코스틱방법의 실험조건에 관한 연구," 대한기계학회논문집, 제18권, 제9호, pp. 2331～2338.

(3) Barrois, W. G., 1970, "Manual on Fatigue of Structures," *Advisory Group for Aerospace Research and Development-Manual-8-70 (AGARD-Man-8-70)*, Vol. 30, pp. R43～R48.

(4) Smith, D. G. and Smith, C, W, 1970, "A Photoelastic Evaluation of the Influence of Closure and Other Effects upon the Local Stresses in Cracked Plates," *Int. J. Fract. Mech.*, Vol. 6, pp. 305～318.

(5) 서재국, 황재석, 최선호, 1995, "잔류응력을 고려한 광탄성실험의 광응력법칙 개발에 관한 연구(1)," 대한기계학회논문집, 제19권, 제5호, pp. 1190～1201.

(6) Saka, M., Nakayama, M., Kaneko, T. and Abé, H., 1991, "Measurement of Stress-Intensity Factor by Means of A-C Potential Drop Technique," *Experimental Mech.*, Vol. 31, pp. 209～212.

(7) Kayaba, T., Saka, M. and Abé, H., 1993, "Relation between A-C Potential Drop and Measuring System in Evaluation of Stress-Intensity Factor (in Japanese)," *Proc. of the* 1993 *Annual Meeting of JSME/MMD*, 930～73, pp. 35～36.

(8) Bozorth, R. M., 1951, *Ferromagnetism,* D. Van Nostrand Company, New York, pp. 595～768.

(9) 박한규, 윤상원, 1992, 전자기학, 희중당, 서울, pp. 334～372.

(10) Sato, R., 1973, *Electric Circuit* (in Japanese), Marusen, Tokyo, pp. 309～328.

(11) Craik, D. J. and Wood, M. J., 1970, "Magnetization Change Induced by Stress in a Constant Applied Field," *J. Phys. D*, Vol. 3, pp. 595～768.

(12) Atherton D. L. and Jiles, D. C., 1983, "Effect of Stress on the Magnetization of Steel," *IEEE Trans. Magnetics*, Vol. Mag-19, pp. 2021～2023.