

論文

가공열처리한 Al-Zn-Mg 합금의 피로균열 성장거동에 미치는 하중비의 영향

邊應善 · 金松熙

강원대학교 공과대학 재료공학과

Effects of Load Ratio on Fatigue Crack Growth in a TMT Treated Al-Zn-Mg Alloy

E.S. Byun and S.H. Kim

Department of Materials Engineering, Kang Weon National University, Chuncheon, 200-701

ABSTRACT

Fundamental fatigue crack propagation tests with C-T type specimens were conducted at various load ratios (R) such as 0.1, 0.3 and 0.5 in T6 and Thermomechanically treated (TMT) conditions of 7039 Al alloy.

Better mechanical properties from monotonic test as well as fatigue crack propagation were obtained by TMT process owing to uniform distribution of fine microstructures and non-existence of precipitation free zone (PFZ).

Through the measurement of K_{op} and ΔK at various R the concept of effective stress intensity factor range ratio, U was reviewed to assess the load ratio effect on fatigue crack propagation.

A relationship between U and variables such as ΔK and R was obtained empirically. This may enable us to predict ΔK_{cr} that is of critical importance for prediction of fatigue crack propagation rate.

1. 서 론

각종 항공, 조선, 방위산업등에 널리 사용되고 있는 Al합금은 사용도중 실제로 많은 반복하중을 받게 되므로 적합한 피로성질이 요구되어 진다. 피로균열 성장거동은 평균응력, 분위기, 하중과정, 미세조직, 시편의 기하학적 형상, 열적활성화 등의 인자에 의해 영향을 받으며¹⁾ 이들중에서 현저한 영향을 주는 어떤 변수가 재료의 전체 피로거동에 주된 영향을 주게된다²⁾.

이들 중의 하나가 하중비 또는 응력비로 설명되는 평균응력으로서 많은 공업분야에서 주기적인 반복응력이 정적인 공칭응력에 부가되고 또한 많은 구조물들이 잔

류응력을 포함하고 있기 때문에 실제 응력상태가 완전한 주기응력이라 할지라도 여전히 평균응력은 존재하게 된다. 이 평균응력의 영향은 일반적으로 피로 연구분야에서 하중비(최소하중에 대한 최대하중의 비, $R=P_{min}/P_{max}$)의 함으로 고려한다.

최근에는 이 하중비의 영향을 설명하기 위하여 균열 단합 현상에 초점이 맞추어졌으며 Elber에 의해 2024-T3 Al합금의 실험을 통하여 처음으로 입증되었다^{3,4)}. Elber의 제안에 의하면 균열단합(좀더 정확히 말하자면 소성유기 균열 단합)은 피로균열 전과도중 재료는 균열 선단에서 소성적으로 변형되고, 주위의 탄성영역의 구속에 의해 반복하중이 최소하중에 도달하기 전

에 균열 표면이 맞닿게 되어 일어난다. 그러므로 최소 하중 상태에서는 균열 선단 주위에 압축잔류 응력이 존재하게 된다. 다시 하중을 가할 때 균열표면은 적어도 하중이 이 응력상태를 초과해야만 열리게 되며 균열전파는 균열이 완전히 열린 후의 하중에 의해 일어나게 되므로 균열이 닫혀 있는 동안에는 균열은 전파할 수 없게된다. 그러므로 균열선단에서 균열전파에 영향을 주는 응력상태는 유효값 ΔK_{eff} 로 감소하게 된다. 즉, $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$ 이 된다. 여기서 ΔK_{eff} 는 유효 응력확대계수 범위이며 K_{op} 은 균열열림이 시작될때의 응력확대계수이다. 이 개념은 적어도 정성적으로 하중비에 따라 변하는 균열성장 현상을 설명하는데 매우 유용함이 입증되었다⁶⁻⁷⁾.

Elber⁶⁾은 이 개념에 기초하여 유효 응력확대계수 범위의 함으로 Paris의 피로균열 전파속도식⁸⁾을 다음과 같이 수정하였다.

$$da/dN = C(\Delta K_{eff})^n \dots\dots\dots (1)$$

이 유효 응력확대계수 범위 ΔK_{eff} 는 아래와 같이 정의된다.

$$K_{eff} = K_{max} - K_{op} \dots\dots\dots (2)$$

유효 응력확대계수 범위비 U는 다음과 같이 정의된다.

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{op}}{\sigma_{max} - \sigma_{min}} = \frac{1 - (\sigma_{op}/\sigma_{max})}{1 - R} \dots\dots\dots (3)$$

균열단합 또는 균열열림에 미치는 R과 K_{max} 등의 영향에 대하여는 표 1에 나타낸 바와 같이 많은 연구 결과들이 문헌에 보고되어 왔으나^{9,10)}, 이들은 서로 다른 실험재료와 적용한 실험방법이 다르기 때문에 비교할만 하지 못하다. 그러므로 각각의 재료에 대한 이들의 영향에 관한 계속적인 연구가 필요하며 또 설득력있는 독립변수를 여러 개 잘 선택하여 이들의 함수로서 종속변수의 변화하는 특성을 설명하는 것은 매우 중요하다 하겠다.

따라서 본 연구에서는 가공열처리한 Al-Zn-Mg (7039) Al합금의 피로성질과 하중비가 변함에 따라 균열 단합이 피로균열 전파속도에 미치는 영향, 그리고 유효 응력확대계수 범위비 U에 미치는 R과 ΔK 의 영향에 대하여 알아보고자 하였다. 또 실험에서 얻은 결과를 토대로 하중비와 균열단합의 함수로서 균열전파속도를 모델링 하고자 하였다.

2. 실험방법

2.1. 재료

본 실험에 사용한 재료는 기존의 7075 Al합금에서 용접성을 향상시키기 위하여 Cu를 배제한 7039 Al 합금으로서 용접성은 향상되었으나 이와 함께 강도의 손실을 가져오게 되므로 연성의 손실없이 강도 및 피로성질을 향상시키기 위하여 가공열처리를 행하였다^{9,10,11)}.

Table. 1 Models of effective stress intensity range ratio⁷⁾.

No.	Materials	Authors	$U=f(R, K \text{ or } K_{max})$
1	2024-T 3 Al-alloy	Elber	$U=0.5+0.4R-0.1 < R < 0.7$
2	Titanium alloy	Bachmann and Munz	$U = \frac{1}{1-R} \left(1 - \frac{6.67R}{K_{max}} - \frac{4.27}{K_{max}} \right)$
3	RA, Ti-6 Al-4 V	Katcher and Kaplan	$U=0.73+0.82R$ $0.08 < R < 0.35$
4	2219-T 851	Katcher and Kaplan	$U=0.68+0.91R$ $0.08 < R < 0.32$
5	2024-T 3 Al-alloy	Schijve	$\alpha=0.1$ $U=0.55+0.35R+0.1R$
6	2219-T 851 Al-alloy and Ti-6 Al-4 V Titanium alloy	Bell and Creager	$U = \frac{1-C_1}{1-R}$, $C_1 = \frac{\sigma_{op}}{\sigma_{max}}$
7	Steel A and C	Maddox	$U=0.75+0.25R$
8	6063-T 6 Al-alloy	Srivastava and Garg	$U = \frac{13.5R + 5.925}{1000} \Delta K$ $+1.15R + 0.223$
9	Al-alloy	Homma and Nakazawa	$U = \frac{C_2 \sigma_{max} \Delta L_0}{2(1-R)\sigma_y L}$

Table 2. The chemical composition of Al-7039 alloy

Element	Zn	Mg	Mn	Cr	Fe	Si	Cu	Ti
wt(%)	4.5	2.25	0.21	0.15	0.12	0.1	0.05	0.04
range	3.5-4.5	2.3-3.3	0.1-0.4	0.15-0.25	0.4	0.3	0.1	0.1

* Al: remainder

Table 3. Comparison of the mechanical property in T_s and TMT conditions.

	Y.S. (M _{ps})	U.T.S. (M _{ps})	El (%)
TMT	442	481	13.8
T _s	374	433	12.5

가공열처리는 지금까지 많은 실험결과 적용되는 처리 방법으로 상변태도 중 또는 상변태 이전에 가공을 주는 처리였으나 고강도 석출경화형 알루미늄의 경우에는 가공으로 석출현상에 영향을 주어 시효강화와 동시에 가공경화의 효과를 이용하는 처리¹⁰⁾로서 본 실험에서는 480°C에서 2시간 용제화 처리 후 상온에서 72시간 유지하여 안정된 G-P zone을 형성케 한 다음 120°C에서 3시간 예비시효한 다음 10% 단면수축의 냉간압연을 행하였고 그후 120°C에서 14시간 최종 시효처리하였다.

이 재료의 화학 조성 및 기계적 성질을 표 2와 3에 나타내었다. 여기에서 가공열처리에 의하여 최대시효 조건보다 항복 및 인장강도와 연성을 동시에 향상시킬 수 있었음을 알 수 있다.

2.2. 피로균열 전파시험

피로균열 전파시험은 B=10 mm, W=50 mm의 C-T 형태의 시편을 이용하였으며 균열 전파방향은 압연방향에 평행한 방향(T-L)으로 하였고, 실험의 대기실에서 다이내믹 난능 시험기인 MTS 810 system을 사용하여 주파수 30 Hz의 사인파형의 하중제어하에서 행하였다. 하중비는 0.1, 0.3, 0.5를 사용하였으며 균열길이 변화 측정을 위하여 최소눈금이 0.02 mm인 이동식 측정형피경을 사용하여 40 배의 배율로 관찰하였다.

균열단형 측정은 표정길이가 5 mm인 COD gauge를 시편의 열표면에 부착하여 행하였으며 게이지의 위치는 균열선단에서 약 2 mm뒤의 균열 양옆에 부착하였다. COD게이지에서 측정된 변위와 시편에 가해진 하중을

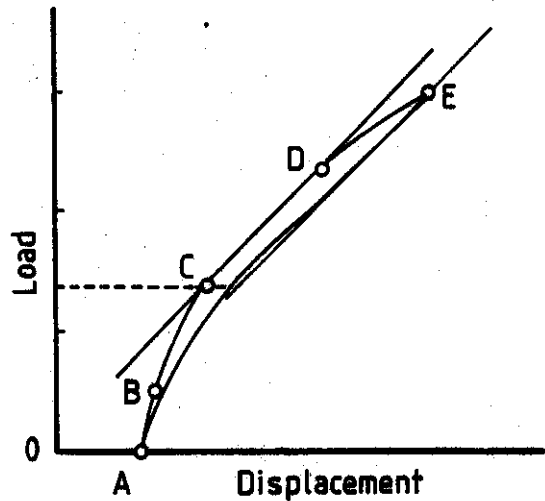


Fig. 1. Schematic relationship between applied load and gage displacement at crack tip.

X-Y기록기로 기록하였으며 하중-변위 선도에서 직선성이 변하는 점(그림 1의 C점)을 균열단형 하중으로 측정하였다. 균열단형 측정시의 주파수는 0.1 Hz로 하였다.

응력확대계수는 ASTM E647-87에 소개되어 있는 아래식을 이용하여 계산하였다.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \left(\frac{2+a/W}{1-a/W} \right) (0.886 + 4.64(a/W) - 13.32(a/W)^2 + 14.72(a/W)^3 - 5.6(a/W)^4) \dots (4)$$

여기서, a=균열길이, W=시편의 폭, ΔP=가해진 하중전폭이다.

3. 결과 및 고찰

3.1. 가공열처리의 영향

먼저, 가공열처리가 피로균열 성장속도에 미치는 효과를 알아보기 위하여 종래의 열처리 조건인 최대시효 조건과 가공열처리조건에서 각각 피로균열 전파시험을 행하였으며 이 결과를 그림 2에 응력확대계수와와의 관계로 나타내었다.

피로균열전파 임계조건인 ΔK_{th}는 3.5 M_{ps}√m에서 4.66 M_{ps}√m로 증가하였으며 전체적으로 피로 균열전파 저항성이 향상되었다.

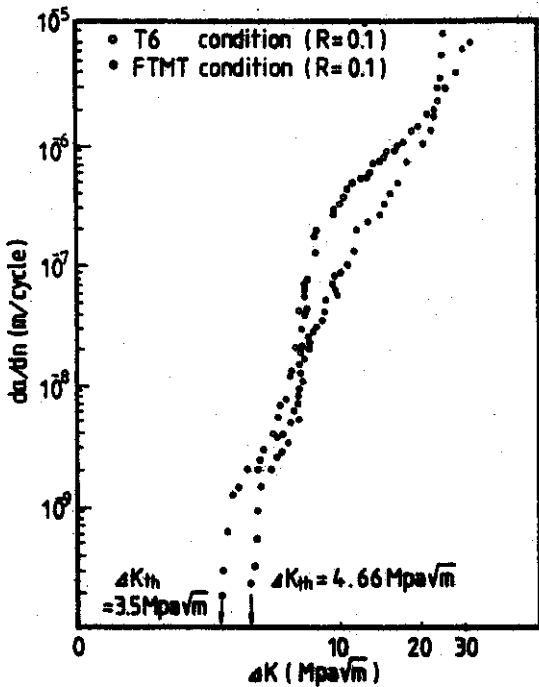
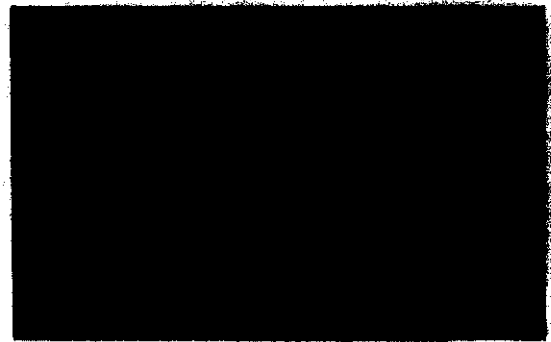


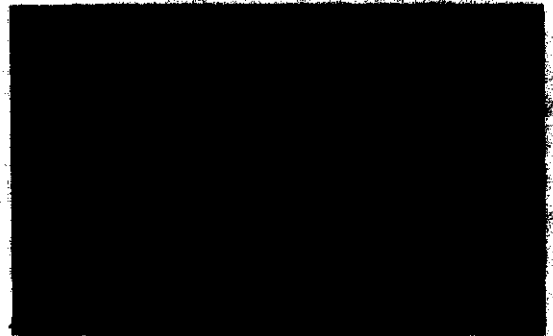
Fig.2. The relationship between stress intensity factor and crack growth rate for T₆ and FTMT conditions of 7039 Al alloy.

피로균열 전파저항성을 향상시키기 위하여서는 변형이 좋고 고립된 슬립밴드로 집중되는 것보다 균일하고 분산된 슬립에 의해 일어나도록 하는 것이 필요하다¹¹⁾. 기존의 최대시효처리시 좋고 고립된 슬립밴드를 형성하고, 입계주위에 무석출물대를 형성(사진 1.a 참조)하여 이것이 균열의 우선적인 경로로 작용하므로 인장 및 피로성질에 나쁜 영향을 미치는 미세구조를 갖는 것으로 사료된다. 그러므로 시효도중 가공을 도입하여 균일한 변형을 일으키고 응력집중을 일으키는 비균속, 금속간 화합물이나 무석출물대가 없는(사진 1.b) 균일한 미세구조를 제공¹²⁾하는 한편 석출물들을 균일하고 안정되게 분포시킴으로써 반복하중시 이들의 재응입과 파시효에 저항할 수 있도록 하며 또한 많은 슬립 발생장소를 제공하여 슬립대를 고르게 분포시킴¹³⁾, 균일한 고좌 전위구조의 도입(사진 1.c) 등에 의해 연성의 큰 감소없이 강도의 향상뿐만 아니라 피로균열 전파 저항성도 향상시킬 수 있었다.

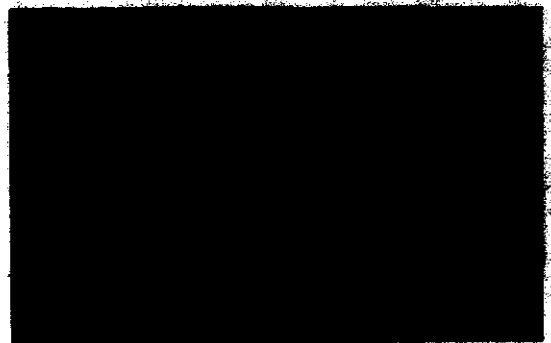
사진 2는 피로균열 전파시험편의 파면 사진으로서 T₆



(a)

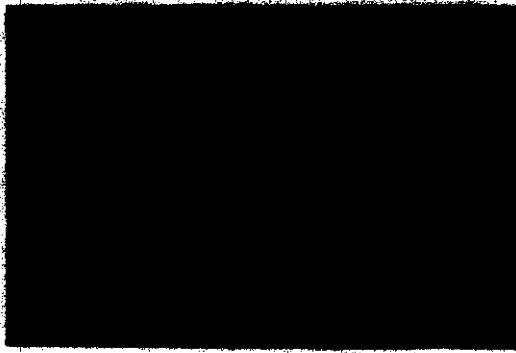


(b)



(c)

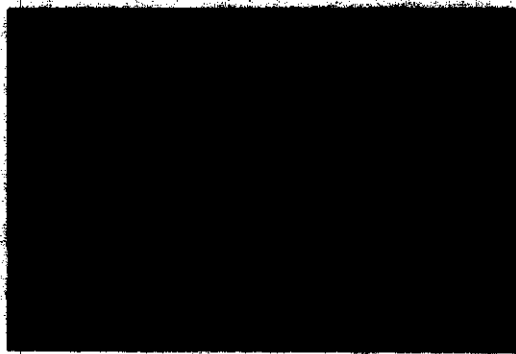
Photo 1. TEM Micrigraphs of T₆ and FTMT specimens.



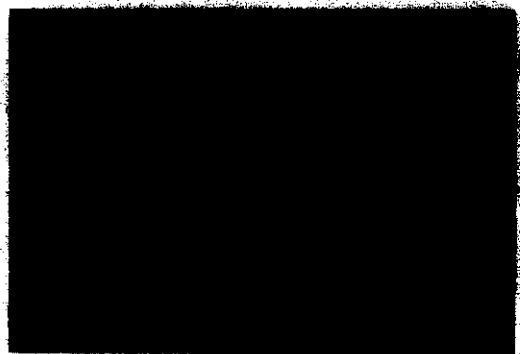
(a)



(b)



(c)



(d)

Photo 2. Fractographs of fatigue crack propagation tested specimens.

- (a) T_0 : near K_{th} (b) T_0 : $K=12 M_{pa} m$
 (c) FTMT : near K_{th} (d) FTMT : $K=12 M_{pa} m$

의 경우는 극부적인 변형집중에 의한 평면 슬립의 경향이 강하였고 TMT는 T_0 와는 달리 균열 전파가 분산되어 있으며 강화된 입재에서 많은 소성변형이 일어나 균열파면양상이 거칠게 나타났다.

3.2. 하중비의 영향

하중비를 0.1, 0.3 그리고 0.5로 달리하여 행한 피로 균열 전파실험 결과를 그림 3에 나타내었다. 하중비가 0.3, 0.5로 증가함에 따라 ΔK_{th} 는 $4.45 M_{pa} \sqrt{m}$, $2.6 M_{pa} \sqrt{m}$ 로 각각 감소하였으며 피로균열 전파 저항성도 각각 감소하였다. 이때 하중비가 0.3으로 증가할 때 보다 0.5로 증가할 때 ΔK_{th} 감소 및 전파저항성의 감소가 더 현저하였다.

따라서 하중비의 증가는 대개의 Al합금의 경우와 마찬가지로^{2,3,6,7,14,15)} 피로균열의 전파를 촉진하며 ΔK_{th} 를 감소시킴을 알 수 있다. 이는 반복하중을 받는 도중 균열 선단에서의 소성변형에 의한 효과 즉, 균열단합과 관제가 있으며 이의 영향에 관해서는 다음 절에서 구체적으로 언급하겠다.

3.3. 균열단합

피로주기의 최소하중에 도달하기 이전에 균열의 포화가 맞닿아 일어나는 현상인 균열 단합이 일어나면 균열 선단에서 실제로 받는 응력확대계수 범위는 가해준 하중과 측정된 균열 길이로부터 계산한 값보다 적게된다. 즉,

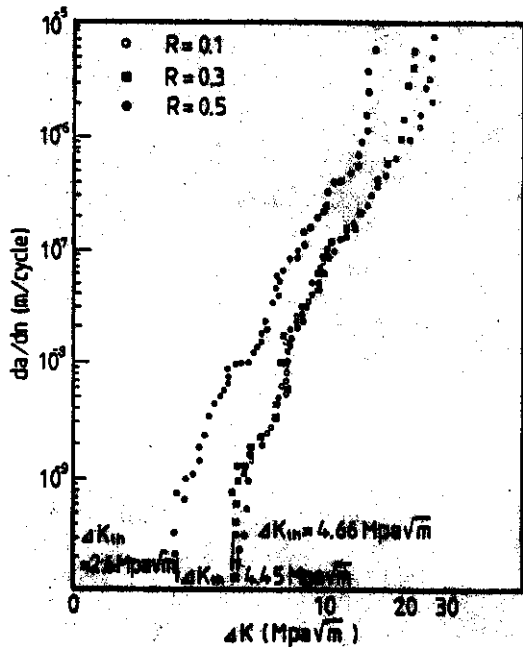


Fig. 3. The relationship between stress intensity factor and crack growth rate in various load ratio conditions.

$$\Delta K_{\text{applied}} = K_{\text{max}} - K_{\text{min}} \dots (5)$$

그러나,

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{op}} \dots (6)$$

그림 4는 균열닫힘 측정결과를 응력비와 응력확대계수와의 관계로 나타낸 것이다. K_{max} 은 일정하게 유지하고 하중비를 변화시키기 위하여 K_{min} 을 증가시켰다. K_{max} 가 일정할 경우 하중비가 증가함에 따라 ΔK 가 감소하게 되고 이로 인하여 균열 선단에서의 피로 소성역의 크기가 감소하므로 K_{op} 은 감소하였다. 7000 계열 Al 합금의 피로 소성역의 ΔK 와의 관계는 다음식과 같다⁽⁶⁾.

$$W_p = 1/\pi(K_{\text{max}}/\sigma_y)^2 \dots (7)$$

여기에서

$$K_{\text{max}} = \Delta K / (1-R) \dots (8)$$

따라서 하중비가 증가함에 따라 ΔK_{eff} 가 증가하여 균열은 더 많은 부분 동안 열려 있게 되므로 그림 4에서 본 바와 같이 동일한 ΔK 값에서 da/dN 은 증가하였다. 하중비가 0.1에서 0.5로 증가하게 되면 K_{min} 이 K_{op} 을 초과하게 되어 균열은 피로 주기의 전체 부분 동안 열

려 있게 되므로 균열 닫힘은 일어나지 않게 된다. 즉, $\Delta K_{\text{eff}} = \Delta K = K_{\text{max}} - K_{\text{min}}$ 이 된다.

균열닫힘 측정결과를 자기 다른 하중비에 대하여 그림 3에 나타내었으며 균열닫힘의 상대적인 값 $K_{\text{op}}/K_{\text{max}}$ 으로 하중비와 ΔK 와의 관계를 그림 5에 나타내었다. 전술한 바와 같이 균열닫힘은 낮은 하중비에서 현저하며 하중비가 증가할수록 점차 감소하였다. 따라서 하중비가 낮을수록 피로균열 전파속도는 균열닫힘에 주로 영향을 받으며 하중비가 증가함에 따라 균열닫힘은 피로 균열전파에 영향을 덜 줄을 알 수 있다.

또 일정한 R값에서 ΔK 가 증가함에 따라 $K_{\text{op}}/K_{\text{max}}$ 은 감소하였다. 이는 K_{op} 은 ΔK 에 따라 증가하나, ΔK 의 증가에 따른 K_{max} 이 더 현저한 영향을 주므로 상대적으로 감소하게 된다고 사료된다.

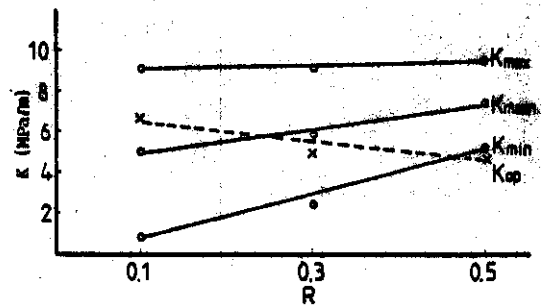


Fig. 4. Relationship between stress intensity factor and load ratio from the crack closure measurement.

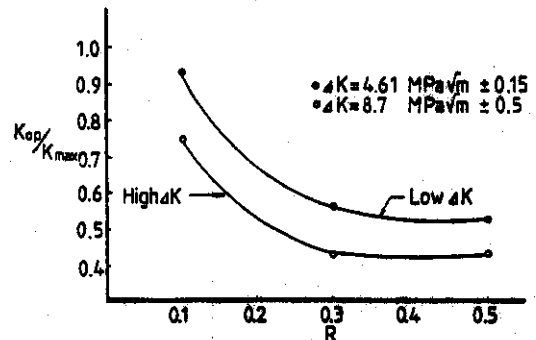


Fig. 5. Variation of $K_{\text{op}}/K_{\text{max}}$ with R at quasi-constant ΔK ; high and low level of ΔK shows very similar trend.

3.4. 유효 응력확대계수 범위비, U와 R 및 ΔK와의 관계

Srivastava와 Garg⁹⁾, Bachmann과 Munz¹⁰⁾ 그리고 Stall과 Ellen¹⁷⁾은 U가 R과 ΔK의 증가에 따라 같이 증가한다고 보고하였으나 Shih와 Wei¹⁸⁾ 등의 연구 결과에 의하면 U값이 ΔK의 증가에 따라 감소하였으며, 한편 Elber⁴⁾와 SSchijve⁵⁾등은 U값이 R에 따라 증가하나 ΔK에 대해서는 무관하다고 하였다. 이와같이 서로 상반되는 관계는 각각의 재료가 갖는 서로 다른 소성상태(plastic state)에 기인하며 재료의 변형경화 영향과도 관계가 있다⁹⁾.

본 연구에서는 식 3에 의하여 정의된 유효 응력확대 계수 범위비, U를 하중비를 변화하면서 그리고 각각의 하중비하에서의 자기 다른 균열길이에서 실험적으로 측정된 균열 닫힘 응력으로부터 계산하였으며 이 실험 결과로부터 다양한 R값에 대하여 ΔK 및 U값을 구하여 표 4에 종합하였다. 또한 이 관계를 그림 6에 도시하였다. 이에 의하면 U는 R과 ΔK가 증가함에 따라 증가함을 알 수 있으며 이 관계는 컴퓨터를 이용한 다중회귀 방법을 통하여 분석, 다음과 같은 실험식을 얻었다.

$$U = (0.01 \times 97.99)^R \Delta K + (4.383 - 6.312)R - 0.233 \dots \dots \dots (9)$$

자기 다른 R과 ΔK에서 위 식을 이용하여 U를 구할 수 있으므로 궁극적으로 ΔK_{eff} 예측을 가능케 함으로써 피로 균열성장속도 예측에 적용될 수 있다고 생각한다.

이 식을 이용하여 계산된 이론값과 실험을 통하여 얻은 결과를 표 4 및 그림 6(이론값은 실선으로 표시)에 나타내었다. R=0.3일 때 예상값이 실제값보다 약간

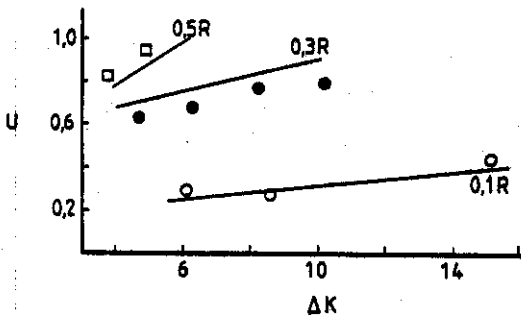


Fig.6. Comparison of estimated and empirical relationships amongst U, R and ΔK.

Table 4. Experimental data and prediction of the effect of the effect of R and ΔK on U.

R	ΔK (M _{ps} √m)	U (experiment)	U (prediction)
0.1	6.11	0.282	0.239
0.1	8.63	0.269	0.279
0.1	14.80	0.430	0.376
0.3	6.40	0.670	0.767
0.3	8.17	0.760	0.837
0.3	10.70	0.790	0.937
0.5	3.60	0.803	0.737
0.5	4.76	0.939	0.852

크게 나타났지만 위 관계식은 유효 응력확대 계수 범위비 U의 ΔK와 R에 대한 의존성을 적어도 본 실험에서 채택한 7039 Al 합금에서 잘 나타낸다고 할 수 있다.

그러므로 현 단계에서 제안된 실험식은 모든 재료에 사용할 수 있는 일반식은 아니므로 U와 R, ΔK의 의존성을 밝히기 위하여 다른 Al합금에 대한 연구가 계속 필요하다. 또한 U에 영향을 주는 측정방법, 하중조건, 시편형상 등 가능한 여러 독립변수들을 선택하여 독립변수와 종속변수간의 관련성을 밝히는 것도 매우 중요하다 하겠다.

3.5. 균열 전파 속도식

본 실험의 궁극적인 목적은 균열닫힘 개념을 이용하여 균열성장속도에 미치는 하중비의 영향에 관하여 알아보는 것이다. 견출한 바와같이 Paris균열 전파속도 식¹⁹⁾은 Elber⁴⁾등에 의하여 유효 응력확대 계수범위의 함으로 식 1과 같이 수정되었다. U값은 식 9를 이용하여 구하였으며 그림 5로부터 다음과 같은 균열전파 속도식을 구하였다.

$$da/dN = 1.87 \times 10^{-9} (\Delta K_{eff})^n \dots \dots \dots (10)$$

여기에서 da/dN의 단위는 m/cycle이며 ΔK의 단위는 M_{ps}√m이다.

4. 결 론

(1) 가공열처리가 피로 균열 전파 저항성을 향상시켰으며 이는 가공에 의해 도입된 균일하고 분산된 슬립과 입제강화 효과 그리고 증식된 전위구조 등에 기인한다.

(2) 일정 하중진폭 실험에서 하중비가 증가함에 따라

ΔK_{crit} 가 증가하였으며(이때 K_{op} 은 감소) 이로 인해 균열 전파속도가 증가하였다.

(3) 일정 ΔK 에서 K_{op}/K_{max} 은 하중비에 따라 감소하였다.

(4) 유효 응력확대 계수 범위비 U 는 R 과 ΔK 의 함수이며 다음과 같은 관계를 가짐을 제안 하였고 이로 인하여 각기 다른 R 에서 피로균열 전파속도 예측에 필요한 ΔK_{crit} 예측이 가능하였다.

$$U = (0.01 \times 97.99)^R \Delta K + (4.383 - 6.312)R - 0.233$$

(5) 유효 응력확대 계수 범위비 U 는 하중비가 증가함에 따라 증가하며 일정하중비의 경우 응력확대 계수 범위 ΔK 가 증가함에 따라 역시 증가하였다.

(6) 본 연구에서 제안된 식은 모든 재료에 적용할 수 있는 완전한 일반식이 아님으로 U 와 R , ΔK 와의 의존성을 밝히기 위하여 다른 Al합금에 대한 충분한 연구가 필요하며 U 에 영향을 줄 수 있는 측정방법, 하중조건, 시편형상 등 다양한 독립변수에 대한 종속변수의 관계를 밝히는 것이 필요하다.

5. 후 기

본 연구를 지원해 준 한국과학재단과 여러가지 협조를 아끼지 않으신 국방 품질점사소의 김준수씨께 감사 를 드립니다.

6. 참고문헌

1. D. Kujawski and F. Ellyin : Eng. Fracture Mech., Vol. 28, No. 4, Pergamon Journals, 1987, p.367.
2. S. Suresh and R. O. Ritchie : Eng. Fracture Mech., Vol. 18, No. 4, Pergamon Press, 1983, p.785.
3. Wolf Elber : Eng. Fracture Mech., Vol. 12, Pergamon Press, 1970, p.37.

4. Wolf Elber : ASTM STP 486, ASTM, 1971, p.230.
5. M. Katcher and M. Kaplan : ASTM STP 559, ASTM, p.264.
6. Y. P. Srivastava and S. B. L. Garg : Eng. Fracture Mech., Vol. 22, No. 6 Pergamon Press, 1983, p.915.
7. R. Kumar and S. B. L. Garg : Eng. Fracture Mech., Vol. 32, 1989, p.195.
8. H. O. Fuchs and R. I. Stephens, Metal Fatigue in Engineering, Willey-Interscience Pub., 1980, p.83.
9. J. Waldon, H. Sulinski and H. Markus : Met. Trans., Vol. 5, 1974, p.573.
10. N. Ryum : Acta. Meta., Vol. 17, 1969, p.831.
11. H.A. Hoil : Met. Sci. J., Vol. 1, 1967, p.111.
12. E. Di Russo, M. Conserva, F. Gatto and H. Markus : Met. Trans., Vol. 4, 1973 p.1133.
13. F. Ostermann : Met. Trans., Vol. 2, 1971, p.2897.
14. H.P. Chu : ASTM STP 559, ASTM, 1974, p.245.
15. C.M. Hudson and J.T. Scardina : Eng. Fracture Mech., Vol. 1, 1969, p.429.
16. G.R. Yoder, L.A. Cooley and T. W. Crooker : Scripta. Meta., Vol. 16, 1982, p.1021.
17. V. Bachmann and D. Munz : Int. J. Fracture, Vol. 11, 1975, p.713.
18. H.U. Staal and J.D. Elen : Eng. Fracture Mech., Vol. 11, 1979, p.275.
19. T.H. Shih and R. P. Wei : Eng. Fracture Mech., Vol. 18, No. 4, 1983, p.827.