

(論 文)

7075-T73 알루미늄 합금의 단일과대 및 고-저블럭하중에 의한 지연거동과 수명예측 모델

김정규* · 송달호** · 박병훈***

(1992년 2월 22일 접수)

The Retardation Behaviors due to a Single Overload and High-Low Block Loads, and Retardation Model in 7075-T73 Aluminum Alloy

Jung-Kyu Kim, Dal-Ho Song and Byung-Hoon Park

Key Words : Fatigue(피로), Aluminum Alloy(알루미늄합금), Crack Propagation(균열진전), Retardation(지연), Single Overload(단일과대하중), High-Low Block Loads(고-저블럭하중), Retardation Model(지연모델)

Abstract

The effects of % overload (% O.L), baseline stress intensity factor range (ΔK_b) and dimensionless crack depth (a/W) are examined for the retardation behaviors after a single overload and high-low block loads in 7075-T73 aluminum alloy. And wheeler model, which is one of the fatigue life prediction models, is modified to predict retardation life using these test results. The retardation cycles (N_d) increased with a decrease in a/W and an increase in % O.L. and ΔK_b . These effects are more severe after high-low block loads than single overload. In the case of single overload, the main mechanisms of the retardation are the crack closure and the relaxation of K due to crack branching. But in the case of high-low block loads, that of the main mechanism is the crack closure caused by the accumulated compressive residual stress at the crack tip, which is related with the contact of fracture surfaces. Test results were multiple regression analyzed and got regressed shaping correction factors, $(n)_{REG}$, as function of %O.L., a/W and ΔK_b . Wheeler model is modified by using these $(n)_{REG}$. The number of delay cycles calculated by modified Wheeler model were in good agreement with the test results of this study.

1. 서 론

기계 구조물이 가동중에 받는 하중은 응력진폭 및 평균응력이 복잡하게 변동하고 있으므로 이 하중에서의 피로수명산출에는 균열진전을 지연 또는

가속시키는 하중상호 간섭효과에 관한 검토가 있어야 한다. 그러나 이에 대한 실험을 모두 실시할 수 없기때문에 변동하중의 기본형태인 단일과대하중(single overload) 및 블럭하중(block loads)에 의한 피로균열진전 거동과 이의 기구에 대한 검토를 기초로 하여 변동하중에서의 피로수명예측을 시도하고 있다.

피로균열진전의 지연에는 아래 식(1)과 같은 많은 영향인자들이 복합적으로 작용하고 있다.

*정회원, 한양대학교 기계설계학과

**정회원, 한국기계연구원

***정회원, 국방과학연구소

$$N_d = f(\% \text{ O.L.}, \Delta K_b, N_H, t_H, \sigma_{ys}, n', a/W, \dots) \quad (1)$$

여기에서 지연현상에 미치는 과대하중비 % O.L., 과대하중수 N_H , 과대하중후의 지체시간 t_H 등의 인자의 영향에 대해서는 일관된 연구 결과⁽¹⁻³⁾가 보고되고 있으나 기준응력확대계수범위 ΔK_b , 무차원 균열길이 a/W 의 영향에 대해서는 얻어진 결과⁽⁴⁾⁻⁽⁷⁾가 반드시 일치되고 있지는 않다.

피로균열의 지연현상은 이와같은 인자들의 영향이 복잡하게 얽혀 있을뿐만 아니라 지연기구도 명확하지 않으므로 이를 정량적으로 평가한다는 것은 어려운 일이다.

또한 피로균열전진의 지연기구에 대한 연구결과로는 압축잔류응력,⁽⁴⁾ 균열단함,⁽⁵⁾ 균열선단둔화,⁽⁴⁾ 균열가지⁽⁶⁾ 등이 알려져 있으나 이들 기구도 재료, 실험조건등에 따라 서로 다른 결과가 보고되고 있어 일치된 결론에는 이르지 못하고 있다.

한편, 변동하중하의 피로수명의 예측은 균열선단의 복잡한 양상을 가정을 통하여 해석적인 방법으로 행하는 Wheeler 모델,⁽⁹⁾ Willenborg 모델⁽¹⁰⁾ 그리고 균열선단에서 발생하는 현상을 직접 측정하여 수명예측에 이용하려는 Elber의 균열단함(crack closure) 모델⁽¹¹⁾ 등이 제안되어 현재 이들의 모델을 기초로 하고 있다.

본 연구에서는 고장력 7075-T73 알루미늄합금에 대하여 변동하중의 기본파형인 단일과대하중과 고-저(high-low) 블럭하중하의 지연거동에 미치는 과대하중비 % O.L., 기준응력확대계수범위 ΔK_b 및 무차원 균열길이 a/W 의 영향을 규명하였으며, 또한 Wheeler 모델의 수정에 의한 예측피로수명을 실험치와 함께 검토하였다.

2. 실험 방법

사용한 재료는 7075-T73 알루미늄 합금으로서 이의 화학성분 및 기계적 특성은 전보⁽⁷⁾와 같다.

시험편의 형상은 ASTM E 647-88⁽¹²⁾의 규정에 의하여 가공한 폭 $W=50.8 \text{ mm}$ 그리고 두께가 4 mm의 CT(compact tension) 시험편이며 이의 채취는 L-T방향이다.

피로시험은 10톤용 유압 서보식 피로시험기를 사용하여 기준응력 범위에서의 하중비 $R=0.1$ 로, 하중반복속도는 11 Hz인 정현파형으로 하였다. 하중

변화의 크기는 식(2)로 표현되는 과대하중비(% O.L.)를 사용하였으며 본 연구에서는 50%, 100% 및 130% O.L.로 하였다.

$$\% \text{ O.L.} = \frac{K_{2max} - K_{1max}}{K_{1max}} \times 100 \quad (2)$$

여기서 단일과대하중인 경우, K_{1max} 는 일정진폭 하중시의 최고응력확대계수이며 K_{2max} 는 과대하중시의 값이다. 고-저 블럭하중인 경우, K_{2max} 는 고하중(high-loads)영역의 최고응력확대계수이며 K_{1max} 는 저하중(low-loads)영역의 값이다. Fig. 1(a,b)는 단일과대하중 및 고-저 블럭하중의 모식도이며 과대하중부하 및 블럭하중에서의 하중감소는 기준응력확대계수범위 ΔK_b 가 정해진 값(7.9~14.2 MPa $\sqrt{\text{m}}$)에 도달했을 때 1초 이내에 수동으로 하였다. 하중변화에 의해 지연에 소요된 하중 반복수 N_d 의 정의는 전보⁽⁷⁾와 같다.

CT시험편에 대한 응력확대계수범위 ΔK (stress intensity factor range)는 ASTM E647-88⁽¹²⁾의 표

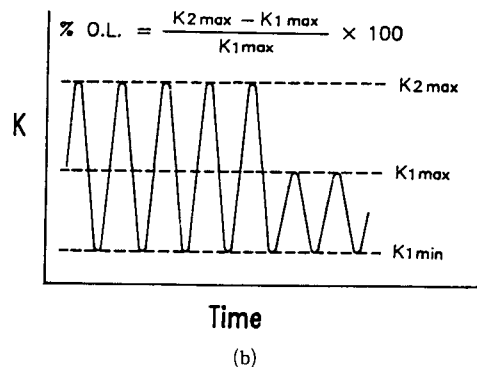
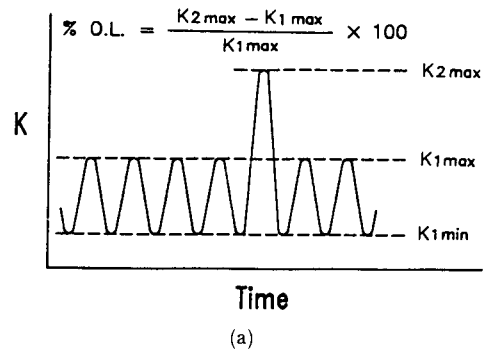


Fig. 1 Schematic diagram of (a) single overload and (b) high-low block loads

준식을 사용하여 산출하였다.

피로균열전진속도 da/dN 은 시이컨트법(secant method)으로 산출하였고 $da/dN-\Delta K$ 관계 및 지연하중반복수 $(N_d)_{EXP}$ 는 최소사승법을 이용하여 구하였다.

하중변화후의 균열선단 및 미사파면의 관찰은 주사전자현미경(SEM)을 사용하였다.

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 지연거동

Table 1, Table 2는 각각 단일과대하중과 고-저블럭하중에 있어서 과대하중비 % O.L., 기준응력 확대계수범위 ΔK_b 및 무차원 균열길이 a/W 의 변화에 따른 지연하중반복수 N_d 의 실험결과를 정리한 것이다. Fig. 2(a,b)는 Table 1, 2로부터 단일과대하중 및 고-저블럭하중후의 % O.L.에 따른 실험지연하중반복수 $(N_d)_{EXP}$ 를 a/W 와 함께 나타낸 것이다. 이 그림에서 두 경우 모두 $(N_d)_{EXP}$ 는 % O.L.이 증가함에 따라 상승하고 동일한 조건에서 고-저블럭하중시가 단일과대하중시보다 지연이 더욱 크며, 그 차는 % O.L.이 증가할 수록 커지고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3(a,b)는 지연에 미치는 a/W 의 영향을 나타낸 것으로, %D.L. 변화의 대소에 관계없이 a/W 가 증가함에 따라 $(N_d)_{EXP}$ 는 감소하고 있다. 또한 동일한 % O.L.에 대해서는 블럭하중인 경우가 단일과대하중인 경우에 비하여 지연에 미치는 a/W 의 효과가 크게 나타난다.

3.2 파면 양상

Fig. 4는 단일과대하중후, 표면부의 균열 및 이부근에서 관찰한 파면양상의 예로서⁽⁷⁾, 파면은 표면부의 균열가지에 의해 인장형에서 전단형의 양상을 나타내고 있음을 알 수 있다. 저자등⁽⁷⁾은 단일과대하중 직후의 지연현상을 표면부에서 관찰되는 이러한 균열가지에 의해 균열선단의 응력확대계수 K 값이 완화되고 또한 이로 인한 균열 단합 및 잔류응력때문이라고 설명하였다.

한편 고-저블럭하중에서는 단일과대하중후의 경우와 같은 표면부의 균열가지가 형성되지 않으므로 미사파면에 대하여 주목하였다. Fig. 5는 고-저블럭하중에서의 대표적인 파면양상이다. 이 사진에서 (A)와 (B)는 고하중(high loads)영역이고 (C)는

Table 1 Single overload test results

No.	%O.L.	a/W	$\Delta K_b(K_{1max})$ (MPa√m)	K_{2max} (MPa√m)	$(N_d)_{EXP}$ (cycles)
S1	50	0.40	8.0(8.9)	13.4	3,400
S2			11.5(12.8)	19.2	5,370
S3		0.56	8.0(8.9)	13.6	1,940
S4			11.6(12.9)	19.4	2,620
S5		0.65	8.2(9.1)	13.6	1,560
S6			11.6(12.9)	19.6	1,900
S7	100	0.40	8.0(8.8)	17.7	9,380
S8			11.3(12.6)	25.7	12,100
S9		0.56	8.9(8.9)	17.9	6,290
S10			11.4(12.6)	26.2	8,420
S11		0.65	8.1(9.0)	18.3	4,810
S12			11.5(12.8)	25.8	7,960
S13	130	0.40	7.9(8.8)	20.3	16,150
S14			11.5(12.7)	29.2	20,630
S15		0.56	8.0(8.9)	20.6	11,550
S16			11.5(12.8)	29.8	19,000
S17		0.65	8.1(9.0)	20.8	10,860
S18			11.6(12.9)	29.7	18,770

Table 2 High-low block loads test results

No.	%O.L.	a/W	$\Delta K_b(K_{1max})$ (MPa√m)	K_{2max} (MPa√m)	$(N_d)_{EXP}$ (cycles)
B1	50	0.40	8.14(9.05)	13.57	5,470
B2		0.56	7.76(8.62)	12.93	4,270
B3		0.65	8.14(9.04)	13.56	2,540
B4	100	0.40	7.90(8.78)	17.56	28,750
B5		0.56	7.73(8.59)	17.19	19,600
B6		0.65	7.66(8.51)	17.01	12,780
B7	130	0.40	8.08(8.98)	20.65	1,037,600
B8		0.56	8.17(9.08)	20.88	110,680
B9		0.65	7.90(8.77)	20.18	30,560

저하중(low loads)영역으로서 이 부분을 고배율로 관찰한 사진이 Fig. 6이다. 고하중 영역의 (A), (B)부분의 파면이 저하중 영역의 (C)부분보다 거칠게 나타나고 있다. 또한 (B)부분에서는 파면접

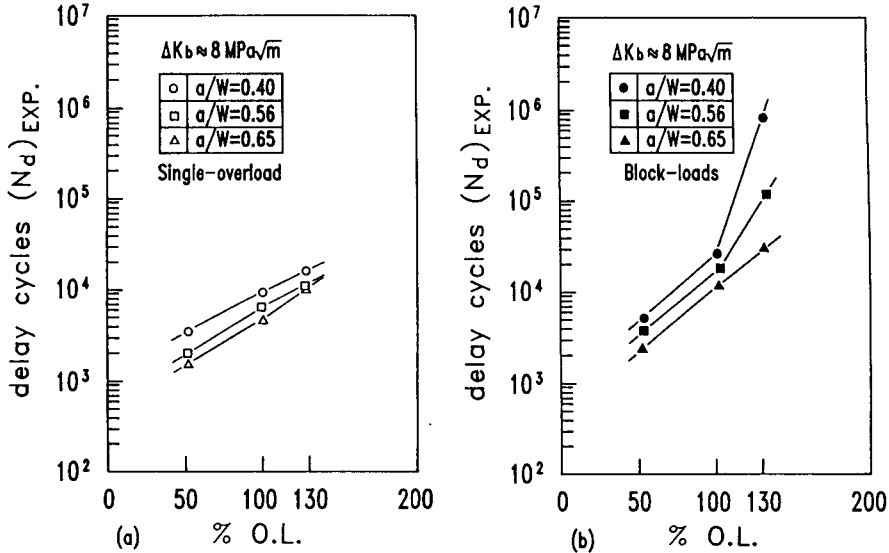


Fig. 2 (a), (b) Effects of overload ratio(% O.L.) on no. of delay cycles(N_d)_{EXP} with variation of crack depth(a/W)

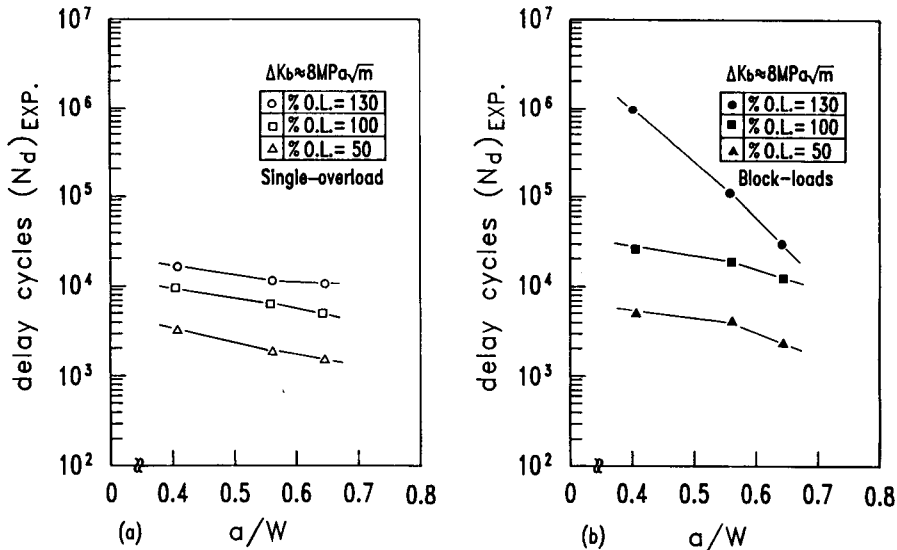


Fig. 3 (a), (b) Effects of crack depth(a/W) on no. of delay cycles (N_d)_{EXP} with variation of overload ratio(% O.L.)

축에 의하여 발생한 타이어 트랙(tire track) 현상이 현저히 나타나고 있으나 (A)부분에서는 이런 현상이 보이지 않고 있다. 이로부터 고하중영역에서의 균열선단은 하중감소후 심한 파면접촉에 의하여 균열이 정체되어 있었음을 알 수 있다. 그러므로 (B)의 형상은 저하중에 의한 균열이 다시 형성되기 이전에 시험편 중앙부에 파면접촉이 발생하여

고하중에서 형성된 균열로 확산되어 있음을 보여준다.

고-저 블럭하중후의 피로균열진전 지연기구에 대해, Kurihara 등⁽¹⁴⁾은 JIS SM50B강의 경우 주기연화 또는 경화, 균열선단의 소성영역 및 균열면의 잔류응력등도 관계가 있으나 측정할 균열단함만으로 검토하여도 좋은 결과를 얻을 수 있다고 보고하

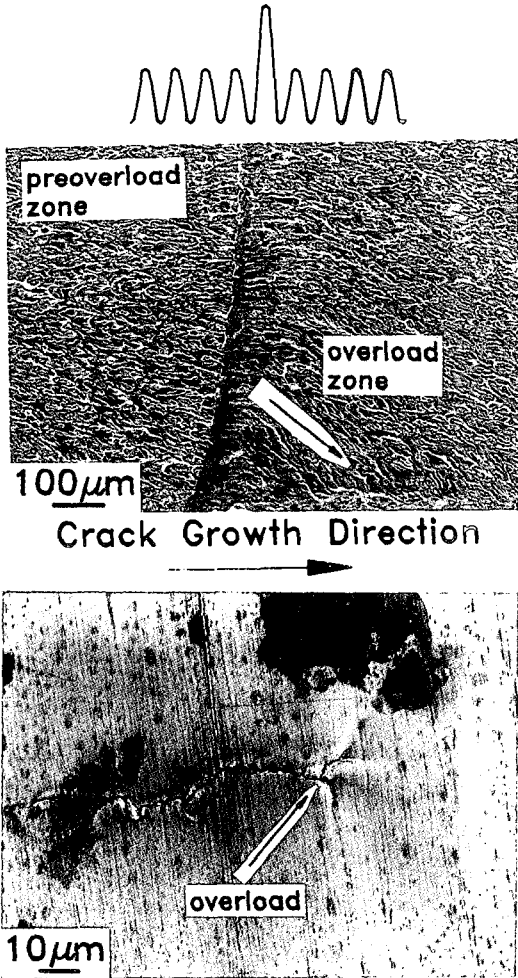


Fig. 4 SEM fractographs of fracture surface and surface of specimen after single overload at $\Delta K_0=8.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a/W=0.4$, % O.L.=130

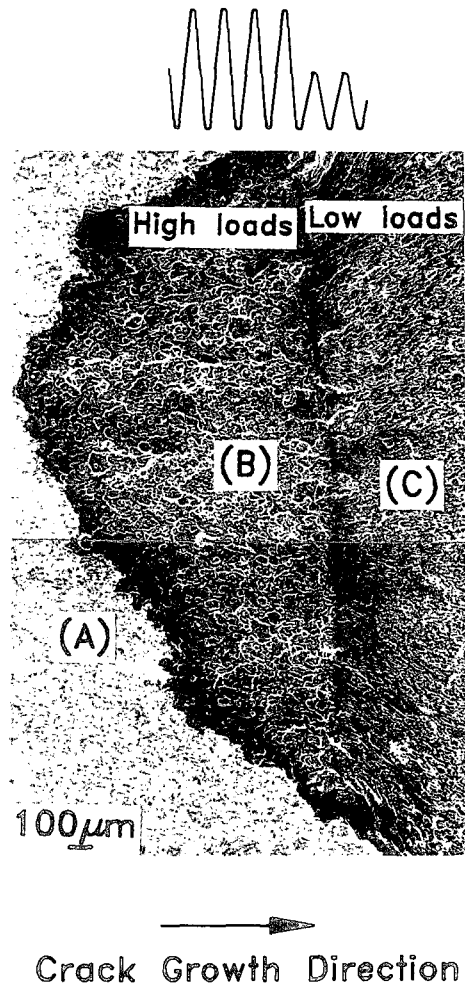
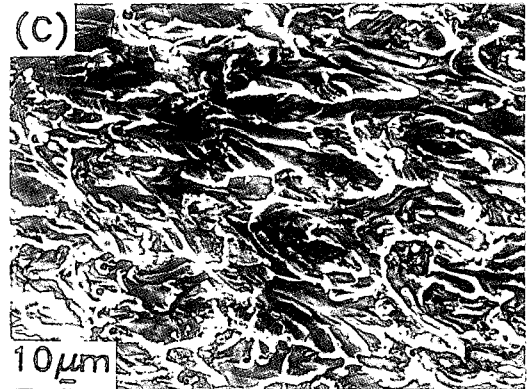
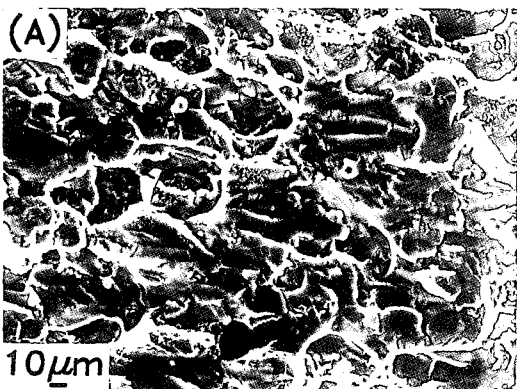


Fig. 5 Fracture surface features after high-low block loads (% O.L.=100, $\Delta K_0=8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a/W=0.4$)



High Loads Area

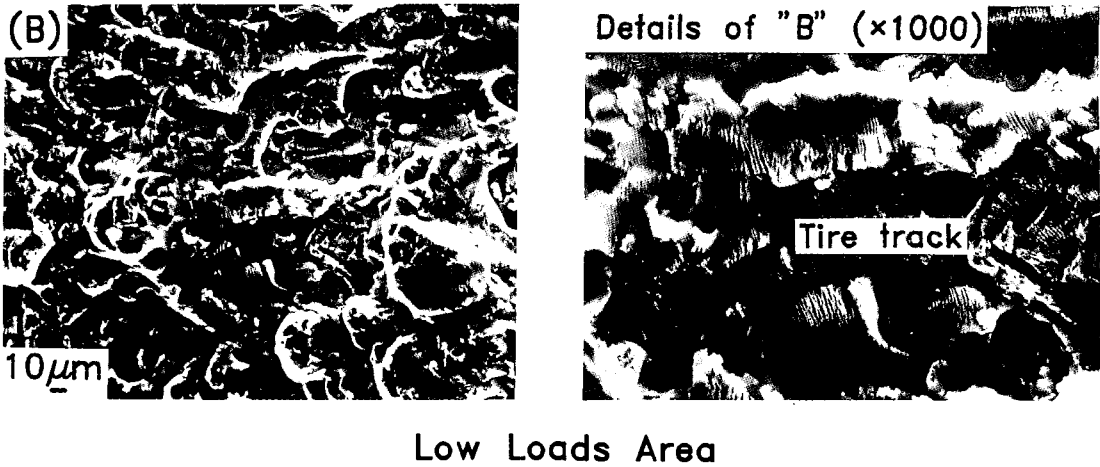


Fig. 6 Fracture surface features on (A), (B), (C) of Fig. 4 ($\times 400$, $\times 1000$)

고 있다. 또한 Tanaka 등⁽¹⁵⁾은 2017-T3 알루미늄 합금에서, 지연현상은 균열단함만으로 설명이 불충분하지만 균열단함이 고-저 블럭하중후의 지연현상의 주요한 기구임을 지적하고 있다.

본 연구의 고-저 블럭하중에서의 지연기구는 균열단함에 대한 정량적인 검토를 못하였으나, 종래의 연구결과 및 Fig. 6으로부터 균열전단의 누적된 압축잔류응력에 의한 파면 접촉으로 인한 균열단함이 주요한 하나의 원인으로 생각되며, 이로 인하여 단일과대하중인 경우 보다 지연이 더욱 현저하게 나타난다고 판단된다.

4. 피로수명예측 모델의 검토

지연현상을 정량적으로 평가하기 위해 많은 연구가 있어왔고 그 결과로 여러 모델들이 제안되었다. Wheeler 모델,⁽⁹⁾ Willenborg 모델,⁽¹⁰⁾ Vroman/Chang 모델, Elber 모델,⁽¹¹⁾ 접촉응력(contact stress) 모델등이 그 예이며 이들 모델들은 소성영역 크기 또는 균열단함을 기초로 하고 있다. 그러나 이들 모델들은 특정기구에 초점을 두어 해석하기 때문에 제한된 범위에서만 좋은 결과를 나타낸다.

본 연구에서의 지연기구로, 단일과대하중인 경우는 K값 완화, 균열단함 및 압축잔류응력과 이에 의한 균열단함이 주로 작용하는 것으로 설명하였다. 따라서 여러기구가 복합적으로 작용하는 상황의 피로수명예측을 한가지 기구에 의한 모델로 검토하기 어렵다.

이 들 모델중 Wheeler모델은 하중조건을 알면 파괴역학적 지식에 의하여 필요한 값을 쉽게 계산할 수 있고 적용이 간단하여 실제의 기기설계, 수명평가에 많이 채용되고 있다. 그러나 이 모델은 재료, 하중조건에 따른 실험적 상수의 값을 미리 구하여야 되며 이 값과 비슷한 조건의 하중에서만 사용해야 하는 단점이 있으므로 이 모델을 수정하여 여러 하중조건에서 넓게 사용할 수 있는 방법을 실험결과를 이용하여 검토하였다.

Wheeler모델은 과대하중에 의한 소성영역을 균열이 진전할때 지연된다는 가정하에 실험결과를 이용하여 지연량을 예측하며, 지연시의 피로균열진전속도 $(da/dN)_R$ 을 다음 식(3)으로 나타내고 있다.

$$\left[\frac{da}{dN} \right]_R = C_i \left[\frac{da}{dN} \right]_c \quad (3)$$

여기서 $(da/dN)_c$ 는 대응되는 일정진폭하중시의 피로균열진전속도이고, C_i 는 지연계수(retardation coefficient)이며 식(4)로 계산된다. 이에 대한 모식도는 Fig. 7과 같다.

$$C_i = [r_{yi} / \{(a_{ol} + r_{ol}) - a_i\}]^n \quad (4)$$

여기서 r_{yi} = 현재하중에 의해 형성된 소성영역의 크기

a_{ol} = 과대하중시의 균열길이

r_{ol} = 과대하중에 의해 형성된 소성영역의 크기

a_i = 현재 하중에서의 균열길이

n = 형상보정계수 (shaping correction factor)

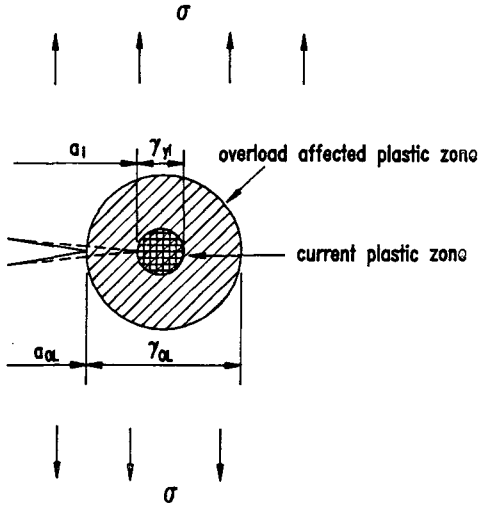


Fig. 7 Wheeler's retardation model

식(4)에서 지연계수 C_i 값은 일정진폭시에는 1이 되고 과대하중 후에는 1보다 작은 값을 가져 균열 성장의 지연을 가져오므로 균열이 지연되는 범위는 아래와 같다.

$$a_i + r_{yi} < a_{OL} + r_{OL} \quad (5)$$

Wheeler모델의 지연계수 C_i 를 결정하는 인자인 형상보정계수 n 은 재료뿐 아니라 하중이력에 따라 변하는 값이므로 그 조건에 맞는 가장 적합한 상수로 결정되어 실험하중과 비슷한 조건의 하중에서만 이용해야 된다. 본 연구에서는 형상보정계수 n 을 지연에 영향을 주는 주요 인자인 % O.L., ΔK_b 및 a/W 함수로 표시하여 Wheeler모델을 수정하고, 이를 이용하여 7075-T73 알루미늄합금이 여러 하중을 받을때 사용할 수 있는 예측 모델을 검토하였다.

각 실험결과와 지연수명을 가장 근사하게 계산할 수 있는 n 을 구하기 위하여, 실험에서 구한 지연하중반복수 $(N_d)_{EXP}$ 와 이에 가장 근사한 값을 갖는 계산지연하중반복수 $(N_d)_{COMP}$ 에 대한 형상보정계수 n 을 각각의 경우에서 구하였다. n 은 소소점 이하 2자리 유효숫자의 범위에서 시행착오법을 통하여 구하였으며 그 결과를 정리한 것이 Table 3이다.

이 Table로 부터 n 은 % O.L., a/W 및 ΔK_b 에 따라 다른 값을 나타내므로 이들 인자를 독립변수로 하고 n 을 종속변수로 한 기본적인 다변수함수식을 수정하여 다중회기분석(multiple regression analysis)을 행하고 실험값과 계산결과가 가장 근

사할 수 있는 다음식들을 자기 유도하였다.

단일 과대하중인 경우 :

$$(n)_{REG} = 1 + \text{EXP}\{-0.6244 \times (\% \text{ O.L.}) - 1.2191 \times (a/W) + 0.0650 \times (\Delta K_b) + 2.0833\} \quad (6)$$

고-저 블럭하중인 경우 :

$$(n)_{REG} = 1 + \text{EXP}\{-0.856 \times (\% \text{ O.L.}) - 1.94 \times (a/W)^2 + 0.6656 \times (\Delta K_b) - 3.5337\} \quad (7)$$

Fig. 8(a,b)는 $\Delta K_b = 11.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a/W = 0.4$ 이고 % O.L. 이 각각 130, 50인 단일과대하중의 경우, 식(6)으로 구한 $(n)_{REG}$ 에 의해 계산된 지연계수 C_i 의 변화를 지연시간에 대하여 나타낸 것이

Table 3 Results of $(N_d)_{COMP}$ and n using the Wheeler model

※Single overload

No.	n	$(N_d)_{COMP}$ (cycles)	No.	n	$(N_d)_{COMP}$ (cycles)
S1	3.55	3,405	S10	2.27	8,406
S2	4.65	5,383	S11	1.58	4,826
S3	2.56	1,940	S12	2.24	7,936
S4	3.52	2,612	S13	1.90	16,129
S5	2.13	1,560	S14	2.27	20,670
S6	3.02	1,900	S15	1.66	11,538
S7	2.53	9,387	S16	2.17	19,098
S8	2.59	12,124	S17	1.65	10,885
S9	1.87	6,294	S18	2.21	18,835

※High-low block loads

No.	n	$(N_d)_{COMP}$ (cycles)	No.	n	$(N_d)_{COMP}$ (cycles)
B1	4.54	5,492	B6	2.48	12,726
B2	4.08	4,271	B7	4.89	1,025,021
B3	3.29	2,512	B8	3.38	111,378
B4	3.22	28,782	B9	2.44	30,565
B5	2.87	19,621			

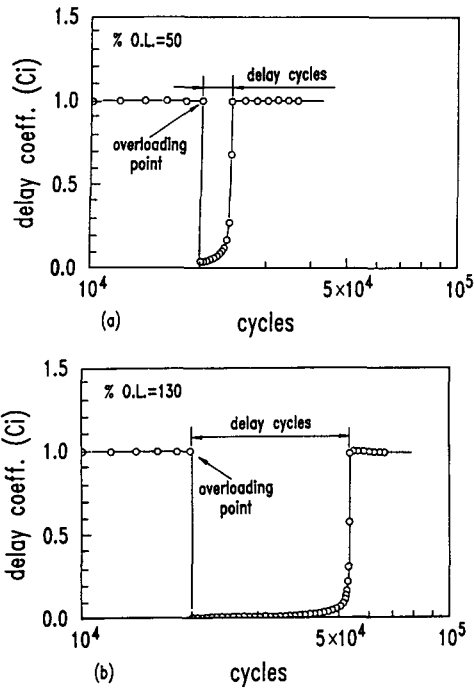


Fig. 8 (a),(b) Variation of retardation coefficient C_i during the delay cycles in single overload ($\Delta K_0 = 11.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a/W = 0.4$)

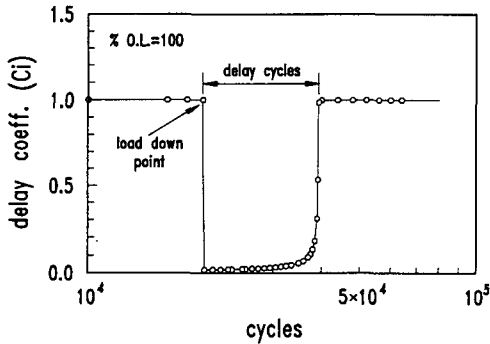


Fig. 9 Variation of retardation coefficient C_i during the delay cycles in high-low block loads ($\Delta K_0 = 8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a/W = 0.56$)

다. C_i 값은 과대하중직후에 급격히 최소값으로 떨어진 후 하중반복수의 증가와 더불어 증가하다가 지연이 끝나는 부근에서 급격히 증가해서 다시 1의 값을 갖는 변화 형태를 나타내고 있다. Fig. 9는 고-저 블럭하중인 경우의 예로서 단일과대하중인 경우와 같은 변화형태를 나타내고 있다. 또한 Fig. 10(a,b)는 단일과대하중인 경우에 대하여, 그리고 Fig. 11은 고-저 블럭하중인 경우에 대하여 각 실험

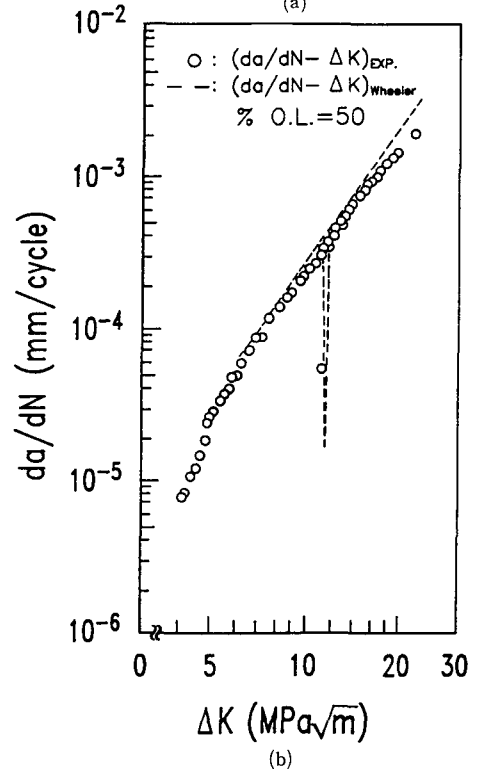
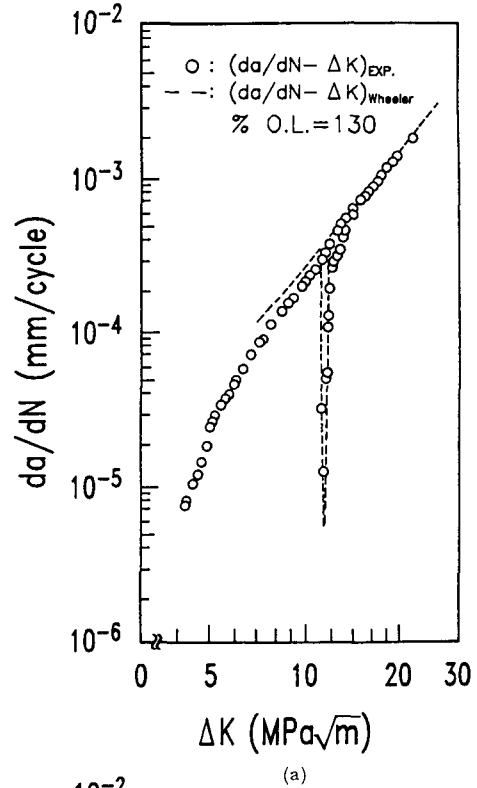


Fig. 10 (a),(b) Comparison of $(da/dN - \Delta K)_{\text{EXP.}}$ and $(da/dN - \Delta K)_{\text{Wheeler}}$ due to a single overload

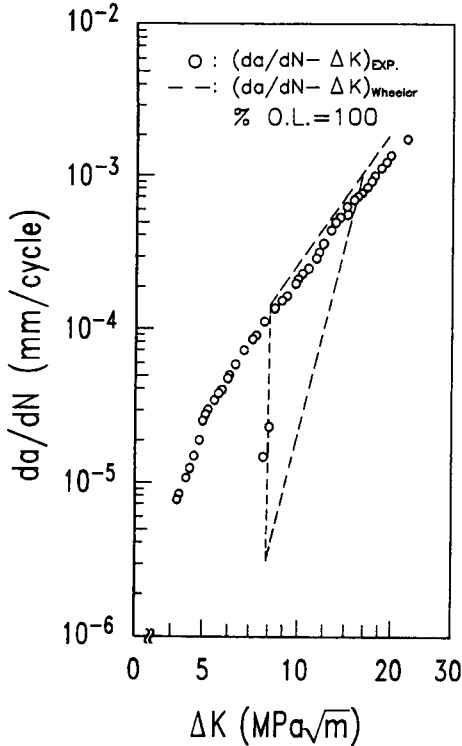


Fig. 11 Comparison of $(da/dN)_{EXP.}$ and $(da/dN)_{Wheeler}$ due to a block loads

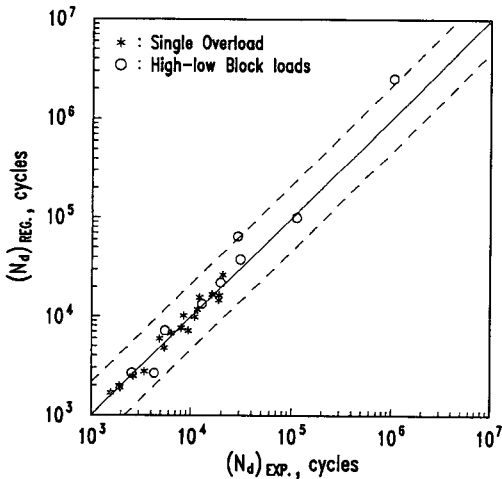


Fig. 12 Comparison of $(N_d)_{REG.}$ and $(N_d)_{EXP.}$

험조건에서 구한 $(da/dN - \Delta K)_{Wheeler}$ 를 함께 표시한 것이다. 계산결과와 실험결과의 지연양상이 잘 일치함을 알 수 있다. 그리고 $(n)_{REG}$ 를 이용하여 산출한 지연 하중반복수 $(N_d)_{REG}$ 를 실험결과와 비교하여 나타낸 것이 Fig. 12이다. 그림에서 $(N_d)_{REG}$

는 $(N_d)_{EXP}$ 와 잘 일치하고 있어 $(n)_{REG}$ 을 이용한 수정 Wheeler모델은 단일 및 블럭하중의 조합형태로 구성된 하중을 받는 7075-T73 알루미늄 합금에서의 피로수명예측에 유용할 수 있음을 알 수 있다.

5. 결론

7075-T73 알루미늄 합금의 단일과대하중과 고-저 블럭하중에 의한 피로균열진전의 지연현상에 미치는 과대하중비 % O.L., 기준응력확대계수 범위 ΔK_b 및 무차원균열길이 a/W 의 영향을 규명하고, 또한 지연수명의 실험치와 Wheeler의 수정모델에 의한 예측치와의 관계를 검토하였다. 얻어진 결론은 아래와 같다.

(1) 지연하중반복수 N_d 는 a/W 가 감소할수록 그리고 % O.L. 및 ΔK_b 가 클수록 증가한다. 또한 지연에 미치는 이들 인자의 영향은 고-저 블럭하중인 경우가 단일과대하중인 경우에 비하여 현저하다.

(2) 단일과대하중인 경우에는 균열가지에 의한 K값의 완화와 균열단합 때문에 지연이 발생되지만, 고-저 블럭하중인 경우에는 균열선단의 누적된 압축잔류응력에 의해 발생하는 파면접촉으로 인한 균열단합이 주요한 원인이다.

(3) 실험 결과를 이용하여 Wheeler 모델의 형상 보정계수 n 을 % O.L., ΔK_b , a/W 의 함수로 다중회기분석(multiple regression analysis)한 결과 아래 식을 얻었다.

단일 과대하중인 경우 :

$$(n)_{REG} = 1 + \text{EXP}\{-0.6244 \times (\% \text{ O.L.}) - 1.2191 \times (a/W) + 0.0650 \times (\Delta K_b) + 0.0833\}$$

고-저 블럭하중인 경우 :

$$(n)_{REG} = 1 + \text{EXP}\{-0.856 \times (\% \text{ O.L.}) - 1.94 \times (a/W)^2 + 0.6656 \times (\Delta K_b) - 3.5337\}$$

이 식으로부터 구한 지연하중반복수 $(N_d)_{REG}$ 가 실험결과의 $(N_d)_{EXP}$ 에 대해 좋은 상관관계를 보이고 있어 본 예측모델에 의하여 단일과대 및 고-저 블럭하중이 조합된 변동하중하에서의 지연수명을 평가할 수 있다.

후 기

본 연구는 과학기술처 국가특정연구사업으로 한국기계연구소에서 수행된 연구결과의 일부분이며 이의 수행에 도움을 준 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) Öktem Varder, 1988, "Effect of Single Overload in FCP," Eng. Fract. Mech., Vol. 30, No. 3, pp. 325~355.
- (2) Mills, W.J., Hertzberg, R.W. and Roberts, R., 1977, "Load Interaction Effects on Fatigue Crack Growth in A514F Steel Alloy," ASTM STP 637, pp. 192~208.
- (3) Sharpe, W.N., Jr., Corbly, D.M. and Grandt, A. F., J., 1976, "Effects of Rest Time on Fatigue Crack Retardation and Observations of Crack Closure," ASTM STP 595, pp. 61~77.
- (4) Drew, M.W. and Thompson, K.R.L., 1988, "The Effect of Overload Cycles on Fatigue Crack Propagation in Two Structural Steels," Eng. Fract. Mech., Vol.30, No.5, pp. 579~593.
- (5) Vecchio, R.S., Hertzberg, R.W. and Jaccard, R., 1984, "On the Overload Induced Fatigue Crack Propagation Behavior in Aluminum and Steel Alloys," Fatigue of Eng. Mater. and Stru., Vol. 7, No. 3, pp. 181~194.
- (6) Benard, P.J., Lindley, T.C. and Richards, C.E., 1976, "Mechanisms of Overload Retardation During Fatigue Crack Propagation," ASTM STP 595, pp. 78~97.
- (7) 김정규, 박병훈, 1990, "7075-T73 알루미늄합금의 피로균열진전의 지연현상과 이의 기구", 대한기계학회논문집, 제14권 제4호, pp. 883~891.
- (8) Suresh, S., 1983, "Micromechanism of Fatigue Crack Growth Retardation following Overloads," Eng. Fract. Mech., Vol. 18, No. 3, pp. 577~593.
- (9) Wheeler, O.E., 1972, "Spectrum Loading and Crack Growth," Trans. ASME, J. Basic Eng., Vol. 94, pp. 181~186.
- (10) Willenborg, J., Engle, R.M. and Wood, H.A., 1971, "A Crack Growth Retardation Model Using an Effective Stress Concept," WPAFB, TM-71-1-FBR.
- (11) Elber, W., 1971, "The Significance of Fatigue Crack closure," ASTM STP 486, pp. 230~242.
- (12) ASTM E647-88, 1988, "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates".
- (13) 小寺沢 良一, 1981, "フラクトグラフィとその應用", 日刊工業新聞社, pp. 52~53.
- (14) Kurihara, M., Katoh, A. and Kawahara, M., 1987, "Effects of Stress Ratio and Step Loading on Fatigue Crack Propagation Rate," Current Japanese Mat. Research Vol.1, Ed. Tanaka, pp. 247~265.
- (15) 田中道七, 加藤泰世, 中山英明, 1990, "アルミニウム合金の二段変動荷重におけるき裂進展速度の遷移現象について", 材料, 第39巻, 第442號, pp. 946~951.