

혼합모드 하중 하에서 균열단힘 평가에 대한 K_{op} 와 U의 결정과 적용

송삼홍¹⁾ · 서기정²⁾ · 이정무³⁾

고려대학교 기계공학과¹⁾ · 고려대학교 대학원 기계공학과²⁾ · 고려대학교 공학기술연구소³⁾

Determination and Applications of U and K_{op} for Crack Closure Evaluation under Mixed-mode loading

Samhong Song¹⁾ · Kijeong Seo²⁾ · Jeongmoo Lee³⁾

¹⁾Department of Mechanical Engineering, Korea University, Seoul 136-701, Korea

²⁾Department of Mechanical Engineering, Graduate School, Korea University, Seoul 136-701, Korea

³⁾Research Institute of Engineering & Technology, Korea University, Seoul 136-701, Korea

(Received 18 January 2005 / Accepted 29 March 2005)

Abstract : Crack tip displacement is originated by tensile stress component, s and shear stress component, t on pure Mode I and pure Mode II. The crack tip displacement(CTD) depends on combined types of different two stress components under mixed-mode loading conditions (MMLC). Thus, the analysis of crack tip displacement must be CTD vector, dv which is composition of ds and dt under MMLC. In this paper, various effects of MMLC on the crack closure are studied experimentally. The crack closure magnitude is calculated from the information of crack tip displacement under MMLC. This information has been obtained from the high resolution optical microscope in direct observations of crack displacement behavior at the crack tip. Observed crack tip displacement is analyzed by using CTD vector to determine crack opening load. The various effects of MMLC on the crack closure are explained using crack opening ratio with crack length and mode mixture. The effective stress intensity factor considering crack closure is also discussed.

Key words : Crack closure(균열단힘), Crack opening ratio(균열열림비), Crack tip displacement vector(균열선단변위벡터), Mixed-mode loading conditions(혼합모드하중조건), Mode mixture(모드혼합도)

1. 서론

반복하중을 받는 재료의 피로균열성장거동에 관한 평가는 일반적으로 응력확대계수범위와 균열성장률로 표현된다. 응력확대계수범위의 정량화에 있어 균열열림응력확대계수(crack opening stress intensity factor, K_{op})가 고려되지 않은 즉, 반복 최소하중과 최대하중의 일정한 값의 적용에 의해 나타낸 응력확대계수범위는 엄밀히 말해 타당하지 않다.

바뀌 말하면 피로시험에서 최소하중이 아닌 실제 균열열림하중(crack opening load, P_{op})에서의 K_{op} 를 적용해야 타당한 응력확대계수범위를 얻을 수 있다. Elber¹⁾가 인장하중 상태에서 균열단힘을 관찰한 이후 K_{op} 가 고려된 균열단힘에 관한 연구는 단일모드(Mode I) 하중 조건에서의 활발한 연구²⁾에 비해 혼합모드 하중 조건에서는 비교적 부족하다.

본 연구는 혼합모드(Mode I/II) 하중 조건에서 하중 결합조건에 따른 균열단힘에 관한 것이다. 여기서 하중 결합조건이란, 혼합모드 하중 조건에서 모

*To whom correspondence should be addressed.
821rokmc@korea.ac.kr

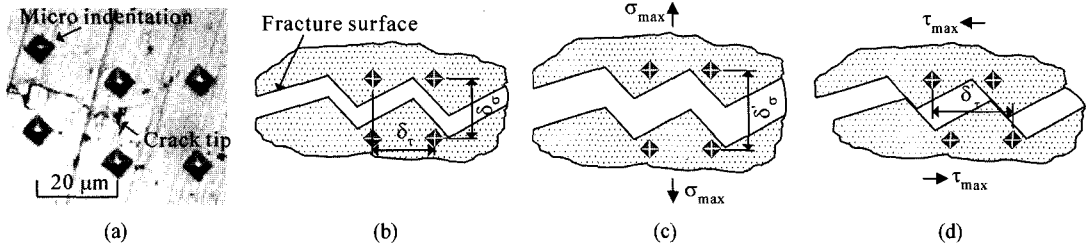


Fig. 1 Representation of mechanisms to explain crack tip displacement vector at (a) location of Vicker indentations at crack tip, (b) full closed, (c) full opening (Mode I), (d) full sliding (Mode II)

드 I에 대한 모드 II의 비로 모드혼합도(mode mixture)를 말한다. 단일 응력성분이 작용하는 단일모드 하중 조건에서의 균열의 발생 및 성장은 자기유사거동(self-similar manner)을 보이기 때문에 단방향(single direction)으로의 균열열림거동을 측정하여 P_{op} 를 결정하고 이로부터 K_{op} 를 산정할 수 있다. 그러나 혼합모드 하중 조건에서의 균열 발생 및 성장 거동은 단일 모드 하중 조건과는 다르게 서로 다른 두 모드의 영향을 동시에 받는다. 따라서 서로 다른 두 모드에 의한 복합적인 균열열림거동을 수용할 수 있는 측정법이 요구된다.

본 연구에서는 혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 평가하기 위한 일환으로 다음과 같은 실험 및 해석방법을 사용하였다. 선행 과정으로 균열선단에 작용하는 두 응력성분에 의한 균열선단거동을 관찰하기 위하여 Staal과 Elen³⁾이 제안한 광학 현미경(optical microscope)법을 응용한 화상이미지처리시스템(system with computerized image processing)⁴⁾을 사용하였다. K_{op} 를 산정하기 위한 균열선단거동의 해석에는 균열선단변위벡터(crack tip displacement vector, CTD vector)⁵⁾가 이용되었다. 이로부터 K_{op} 의 함수인 균열열림비(crack opening ratio, U)를 정량화하였고, U 를 유효응력확대계수에 적용함으로써 혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 평가하였다.

2. 혼합모드 하중 조건에서 균열단합

본 절에서는 혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 유발하는 메커니즘과 균열면의 거동에 대해 기술하기로 한다.

혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 유발시키는 메커니즘으로는 소성에 의한 균열단합, 모드 II에

의한 균열단합 등이 있다. Fig. 1(b), (c), (d)는 균열이 발생할 때 응력성분에 따른 균열거동의 다양한 양상이다.^{6,7)} Fig. 1(b)는 시험편에 피로하중이 부과되기 전인 최소하중 이하에서 균열이 완전히 닫혀있는 상태이다. 여기에 인장응력성분(tensile stress component, σ)의 모드 I 하중이 부과되면 Fig. 1(c)와 같은 균열선단거동(δ_o)이 일어난다. 이 때 균열단합을 유발하는 요소는 균열선단의 소성이고 균열선단 후방 균열면의 거동은 σ 의 방향인 Fig. 1(b)에서의 δ_o 의 방향이다. Fig. 1(d)는 전단응력성분(shear stress component, τ)의 모드 II 하중이 부과 될 때 균열선단 거동(δ_s)을 표현한 것이다. τ 는 두 파면 사이의 미끄러짐에 의한 마찰을 야기 시킨다. 이 마찰은 곧 균열단합을 유발하는 원인이 된다. 이 때 균열면 거동은 τ 의 방향인 Fig. 1(b)에서의 δ_s 의 방향이다. 본 연구에서와 같은 모드 I/II의 혼합모드 하중 조건에서 균열단합은 Fig. 1(c), (d)에서의 두 거동이 혼합되어 나타난다. 결국, 혼합모드 하중 조건에서 균열단합은 모드 I에 의한 소성 및 모드 II에 의한 균열단합이 합성되어 나타나고 균열면의 거동은 단일의 방향으로 가 아닌 δ_o 과 δ_s 의 합성방향인 δ_v 방향(Fig. 3)으로 일어난다.

3. 실험

본 연구의 목적은 혼합모드 하중 조건에서 모드 혼합도에 따른 균열단합을 평가하기 위한 것이다. 이를 위한 실험은 다음과 같이 수행되었다.

3.1 피로시험

3.1.1 시험재료

실험에 사용된 재료는 KS D 3519에 규정된 자동

차 구조용 열간 압연강판(SAPH440)이다. 이는 주로 자동차의 프레임에 사용되며, 프레스 가공성과 용접성이 우수하다. 재료의 화학적 성분과 기계적 성질은 Table 1, 2와 같다.

Table 1 Chemical composition of SAPH440

Compositions (wt.%)				
C	Si	Mn	P	S
0.168	0.020	0.810	0.012	0.008

Table 2 Mechanical properties of SAPH440

Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Hardness (Hv)	Elongation (%)
302	440	214	44

3.1.2 시험편과 하중장치

하중모드를 변화시키기 위하여 수정단순인장전단(modified compact tension shear)시험편과 하중장치(loading device)⁸⁾를 사용하였다. 이에 대한 형상과 치수는 Fig. 2의 (a), (b)와 같다.

하중장치는 핀홀의 각도변화에 따라 피로시험기의 단축하중으로 시험편에 다양한 혼합모드 하중상태를 조성할 수 있도록 제작되었다. 하중장치를 이용하여 균열선단에 작용하는 σ 와 τ 의 작용비율을 조절함으로써 모드혼합도를 변화시킬 수 있었다. 본 연구에서 모드혼합도의 증가는 σ 에 대한 τ 의 조합비율이 증가하는 것으로 하중작용각도(loading application angle, θ)가 커지는 조건을 의미한다. 시험편 축과 작용하중 축사이의 각도인 하중작용각도가 0° 인 경우는 모드 I, 90° 인 경우는 모드 II의 하중상태를 나타낸다. 이 두 하중작용각도 사이의 상태

는 혼합모드 I/II의 하중상태를 나타낸다.

3.1.3 실험방법

균열단합이 고려되지 않은 혼합모드 조건에서의 균열전파거동과 균열단합을 고려한 균열전파거동을 비교하기 위해 피로시험을 수행하였다. 피로시험에 사용된 시험기는 전기 유압식 인장-압축피로시험기인 Instron 1331이다. 피로시험은 응력비 0.5와 10 Hz의 Sine 파형을 갖는 1.8 kN의 일정 진폭, 하중 크기가 45 MPa의 인장-인장상태의 피로하중 조건에서 수행되었다. 본 실험에서의 θ 는 각각 0° , 30° , 60° 로 적용되었다. 피로균열의 전파길이와 위치는 예비균열선단에 설정한 기준좌표계를 중심으로 측정하였다. 피로균열의 전파속도는 7점 증분다항법(seven point incremental polynomial method)⁹⁾으로 계산하였다.

수정단순인장전단 시험편의 혼합모드 하중 조건에 대한 피로균열성장률의 평가를 위해 유효응력확대계수(effective stress intensity factor, K_{eff})를 도입하였다. K_I 과 K_{II} 는 하중과 균열길이 및 하중작용각도의 함수로서 Richard¹⁰⁾가 제안한 식 (1)을 이용하여 계산하였다. K_I 과 K_{II} 를 조합한 K_{eff} 로부터 유효응력확대계수범위를 산출하였고, 이를 위해 Tanaka¹¹⁾가 제안한 식 (2)를 이용하였다.

$$K_I = \frac{P\sqrt{\pi a}}{Wt} \cos\phi f_I\left(\frac{a}{W}\right)$$

$$f_I\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{1}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{0.26 + 2.65\frac{a}{W-a}}{1 + 0.55\frac{a}{W-a} - 0.08\left(\frac{a}{W-a}\right)^2}}$$

$$K_{II} = \frac{P\sqrt{\pi a}}{Wt} \sin\phi f_{II}\left(\frac{a}{W}\right)$$

$$f_{II}\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{1}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{-0.23 + 1.40\frac{a}{W-a}}{1 - 0.67\frac{a}{W-a} + 2.08\left(\frac{a}{W-a}\right)^2}}$$

$$\Delta K_{eff} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{\frac{1}{4}}$$

여기서 a는 균열길이, W는 시험편의 폭이다.

3.2 균열선단변위의 측정시험

본 실험에서는 θ 변화에 따른 균열선단변위를 측정하기 위한 방법으로 균열변위거동을 이미지를 통

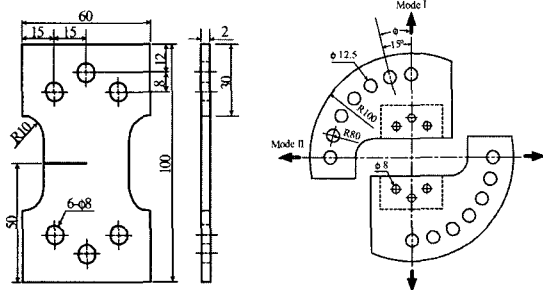


Fig. 2 Schematic of the modified CTS specimen (a) and loading device (b) used in this experiment

해 관찰하는 직접측정법 중 화상이미지처리시스템을 사용하였다. 이 방법은 피로시험 시 부과된 하중의 크기를 기록하는 동시에 시험편 상의 원하는 위치에서 균열변위거동 변화를 실시간 촬영 및 저장하는 것으로 균열선단의 실제 거동을 관찰할 수 있다. 단일모드 하중 조건인 경우 단일하중성분만을 고려한 기존의 컴플라이언스법^{1), 12)}과 같은 균열변위거동 측정법이 유용하나 혼합모드 하중 조건과 같이 두 개의 다른 하중성분이 작용하는 경우에는 다양한 방향으로 균열변위거동의 변화를 측정할 수 있어야 한다. 뿐만 아니라 균열변위거동 변화의 측정에 있어 실험절차 및 측정시스템의 단순화와 측정자료 분석의 용이성과 정확성을 동시에 만족시킬 수 있는 방법이 요구된다. 본 실험에서 사용된 화상이미지처리시스템은 상기된 요구를 만족한다.

이 시스템의 구체적인 방법은 다음과 같다. 마이크로비커스 경도계를 사용하여 균열길이가 0.5 mm 인 예비균열선단을 중심으로 일정한 거리를 갖는 위치에 미소압자(micro indenter)를 압입하였다. 압입 위치는 균열면을 기준으로 상, 하와 균열선단을 기준으로 전, 후방에 각각 압자간의 중심 간격이 20 μm 가 되도록 조절하였다(Fig. 1(a)). 압입조건은 하중 98.07 mN, 유지시간 5초로 설정하였으며, 압입된 압흔의 크기는 5 μm 로 일정하였다. 압흔이 가공된 시험편을 시험기에 장착시키고, 하중을 피로시험 조건의 최소하중부터 최대하중에 이를 때까지 하중진폭의 0.5~0.8 %씩 단계적으로 증가시켰다. 각 하중 단계에서 압흔이 있는 균열 선단부위를 자체 제작한 400배율의 현미경에 CCD카메라를 연결하여 촬영하였다. 촬영된 압자 이미지를 균열선단을 기준으로 좌표화 하였다. 그리고 좌표화 된 압흔 위치를 벡터거리로 계산하였다. 벡터거리 계산에서 최소 계산단위는 0.17 μm 이다. 벡터거리는 오차를 최소화 하기 위해 0.34 μm 단위로 취급되었다. 이로부터 하중-균열선단변위벡터($P-\delta_v$)곡선¹³⁾을 얻을 수 있었다. 위와 같은 실험은 균열성장 중 균열단층 수준을 평가하기 위해 예비 균열선단으로부터의 균열길이(crack length from pre-crack tip, a_p)가 각각 0.0, 0.2, 0.5, 1.5, 2.5, 3.0, 3.3, 3.4 mm일 때마다 반복 수행되었다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 혼합모드 하중 조건에서 P_{op} 와 K_{op}

본 절에서는 혼합모드 하중 조건에서 균열발생 및 성장과정 중 P_{op} 의 변화에 관하여 고찰하였다.

혼합모드 하중 조건에서 균열열림거동은 σ 와 τ 인, 두 응력성분의 합성방향이다. Fig. 3은 a_p 가 0.0 mm이고 θ 가 0°일 때 균열선단거동을 $P-\delta_v$ 선도로 도시한 것이다. Fig. 3에서 δ_v 는 모드 I 하중에 의해서 발생하는 변위인 δ_o 와 모드 II 하중에 의해서 발생하는 δ_s 의 벡터방향인 중실화살표 방향의 변위이다. 이 중실화살표 방향은 σ 와 τ 에 의한 균열선단변위거동이 모두 고려된 것이다. Fig. 3의 $P-\delta_v$ 선도에서 좌편 세로축은 1회 반복하중 내의 작용하중이고 우편 세로축은 작용하중에 따른 K_{eff} 이다. 선도에서와 같이 P_{op} 를 기준으로 그 이하의 하중에서는 균열이 거의 열리지 않았고, P_{op} 이상의 하중에서 균열이 열리기 시작해 최대하중에서 균열선단변위벡터는 최대가 되었다. 선도에서 P_{op} 는 $P-\delta_v$ 곡선에서의 변곡점이고, 이 변곡점은 본 연구에서 평균적으로 하중진폭의 $\pm 0.9\%$ 편차를 보였다. 이 편차는 오차수준 이내의 값이므로 유효하다고 판단된다.

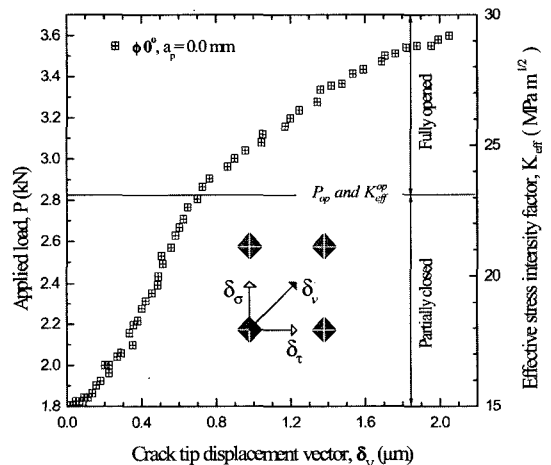


Fig. 3 Crack tip displacement behavior with applied load

모드혼합도에 따른 P_{op} 의 변화를 비교하기 위하여 모드 I 하중과 혼합모드 I/II 하중 하의 P_{op} 를 Fig. 4에서 비교하였다. 그 결과 균열발생시기($a_p=0.0$ mm)와 균열성장구간에서의 P_{op} 는 현격한 차이를 보였

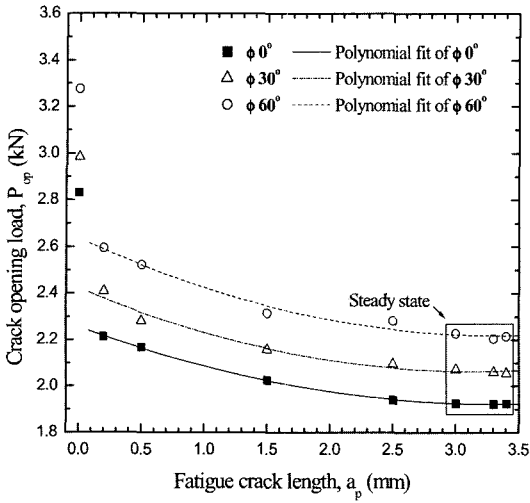


Fig. 4 Crack opening load with fatigue crack length

다. 이에 대한 이해를 돕기 위해 균열성장구간의 P_{op} 값들을 2차 곡선으로 선도화 하였다. 균열의 발생시기 뿐만 아니라 균열성장과정에 있어 높은 모드혼합도에서의 P_{op} 는 낮은 모드혼합도의 그것 보다 크게 나타났다. 즉, 모드혼합도에 따른 P_{op} 의 일정한 차이는 전체 실험구간에서 동일하게 유지되었다. 균열성장과정에서 감소하던 P_{op} 는 a_p 가 3.0 mm, $a/W=0.56$ 에서부터 안정상태(steady state)를 보였다. 모드혼합도 간 P_{op} 의 차는 그것에 따른 균열발생수명에서도 차이를 보인다. θ 가 $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ 일 때 균열발생수명은 각각 $5.130, 6.820, 19.770 \times 10^3$ cycle이다. 균열발생 시 P_{op} 의 차이는 균열발생수명에 직접적인 영향을 주고 균열성장 중 P_{op} 의 차이는 피로수명의 차로 귀결된다. 본 연구에서의 피로수명은 θ 가 $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ 일 때 각각 $1.19160, 1.41740, 3.050 \times 10^5$ cycle이다. 이러한 P_{op} 의 차이는 모드혼합도와 균열 길이에 따라 균열단합을 유발하는 메커니즘과 균열진전력의 변화에 의한 것이라 여겨진다.

4.2 혼합모드 하중 조건에서 U

K_{op} 를 균열발생 및 성장구간에서 적용한 결과 U는 Fig. 5와 같은 양상을 보였다. U는 다분히 P_{op} 의 함수인 K_{op} 에 의존적인 값으로 이를 통해 균열단합 크기를 파악할 수 있다. 예를 들어 U값이 1인 경우 균열단합은 발생하지 않는 것으로 균열이 최소화중

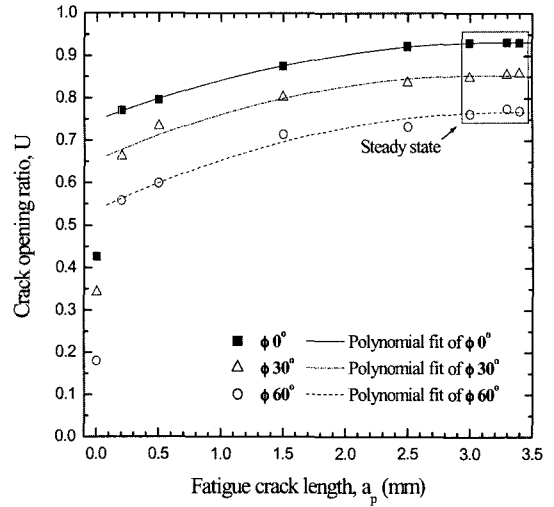


Fig. 5 Crack opening ratio with fatigue crack length

에서 열리는 것을 의미한다. U에 대한 식은 (3), (4)와 같다.

$$U = \frac{\Delta K_{eff}^d}{\Delta K_{eff}} = \frac{K_{eff}^{max} - K_{eff}^{op}}{K_{eff}^{max} - K_{eff}^{min}} \quad (3)$$

$$\Delta K_{eff}^d = U \cdot \Delta K_{eff} \quad (4)$$

여기서 ΔK_{eff}^d 는 균열단합을 고려한 유효응력확대 계수범위이다.

본 실험조건에서와 같이 응력비가 0.5이고, θ 가 0° 와 60° 일 때 안정상태 U값은 0.93, 0.77이며 균열발생단계에서의 U값은 0.42와 0.18이었다. 두 모드혼합도 간 U값은 0° 대비 60° 가 안정상태에서 17.2%, 균열발생단계에서 57.2%의 차이를 보였다. 여기서 U값은 안정상태 U값의 평균값이다. 균열발생단계에서 두 모드혼합도 간 U값의 차이에 비해 안정상태에서 그 차이가 비교적 줄어든 이유, 다시 말해 높은 모드혼합도에서 균열단합이 더 빠른 속도로 저하된 원인은 균열단합을 유발하는 모드 II에 의한 균열면 마찰이 점차적으로 감소하여 균열단합수준이 저하된 것이다. 모드 II에 의한 파면사이의 지속적인 마찰은 파면 거칠기의 마멸을 야기하고 이는 모드 II에 의한 균열단합을 점차적으로 저감시켰을 것이라 판단된다.

Fig. 5의 선도 후반부에서는 높은 모드혼합도에 서가 낮은 모드혼합도보다 큰 U값에서 안정상태를

보였다. 이로부터 균열이 성장하면서 균열단합의 효과는 모드혼합도에 관계없이 감소하였지만 감소되는 균열단합 수준은 지속적으로 유지됨을 알 수 있었다. 또한 균열발생시기와 균열성장단계의 급격한 U값의 증가는 균열단합 역시 이에 상응한 수준으로 저하됨을 나타내고, 균열단합 수준의 저하는 최소반복하중에서 균열이 열리는 것으로 유효균열진전력의 증가를 의미한다.

모드혼합도에 따른 U값의 변화 추이는 혼합모드 하중 조건을 시뮬레이션한 연구결과¹⁴⁾와 유사했다. 결국 높은 모드혼합도에서 모드 II에 의한 균열단합은 단일모드(Mode I)보다 크게 나타났다.

4.3 혼합모드 하중 조건에서 U의 적용

혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 고려하지 않은 균열성장거동¹⁵⁾을 Fig. 6에 도시하였다. 혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 고려한 균열전과거동에 관한 기존의 연구¹⁶⁻¹⁷⁾에서는 Fig. 6에서의 안정상태의 U값만을 적용하여 ΔK_{eff}^{cl} 에 적용하였다(Fig. 8). 하지만 U는 균열성장 중 안정상태에 이르기 전까지 지속적으로 변화하므로 안정상태의 단일(single) U값만을 취하여 균열전과거동을 평가하는 것은 무리가 있다. 이러한 이유로 본 연구에서는 혼합모드 하중 조건에서 균열전과거동에 대한 U의 함수인 ΔK_{eff}^{cl} 의 적용에 있어 변동(fluctuation) U값과 단일 U값을 각각 구분하여 비교, 고찰하였다. 변동되는 U값은 Fig. 5에서와 같이 모드혼합도에 따른 U값의 2차식으로, 단일 U값은 안정상태의 U값의 평균값을 취하였다. 균열길이의 2차 함수인 U값을 모드혼합도에 따라 적용함으로써 균열이 전과함에 따라 U값이 변하는 것을 수용할 수 있었다. 변동 U값에 대한 결과를 Fig. 7에 단일 U값에 대한 결과를 Fig. 8에 나타내었다. 균열단합이 고려되지 않은, Fig. 6에서의 유효응력확대계수에 대한 균열성장률은 모드혼합도에 따라 뚜렷한 차이를 보였다. 그러나 균열단합이 고려된 Fig. 7과 Fig. 8은 Fig. 6에 비해 모드혼합도 간 선형성도들이 비교적 하나의 선도에 가깝게 수렴되었다. 특히 Fig. 8에서는 모드혼합도에 따른 분포범위가 상당히 좁혀졌다. 균열단합을 고려한 유효응력확대계수에 대한 균열성장률

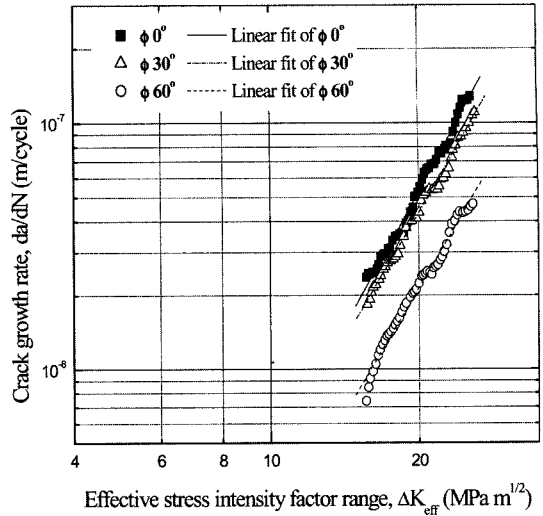


Fig. 6 Crack growth rate characterized in terms of the effective stress intensity factor range, ΔK_{eff}

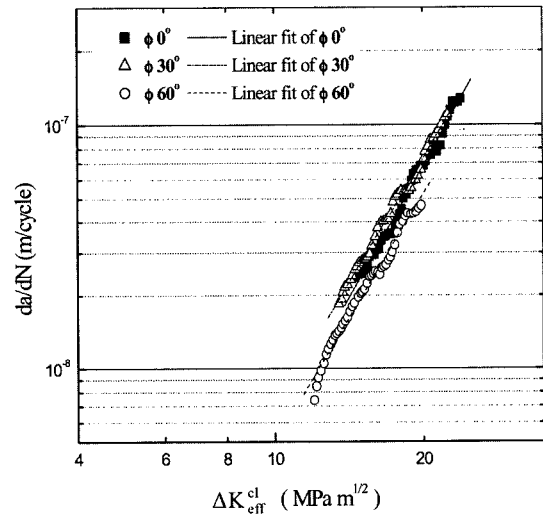


Fig. 7 Crack growth rate characterized in terms of the effective stress intensity factor range considering crack closure, ΔK_{eff}^{cl} . Crack closure information has been obtained from the fluctuation value of crack opening ratio

의 분포범위가 균열단합을 고려하지 않았을 때의 그것보다 더 협소해진 결과로부터 응력확대계수의 적용이 더 엄밀해졌음을 의미한다. 균열단합은 높은 모드혼합도에서 더 크게 나타나므로 선도의 낮은 K값으로의 평행이동량이 크고 상대적으로 낮은 모드혼합도에서는 선도의 평행이동량이 적었다.

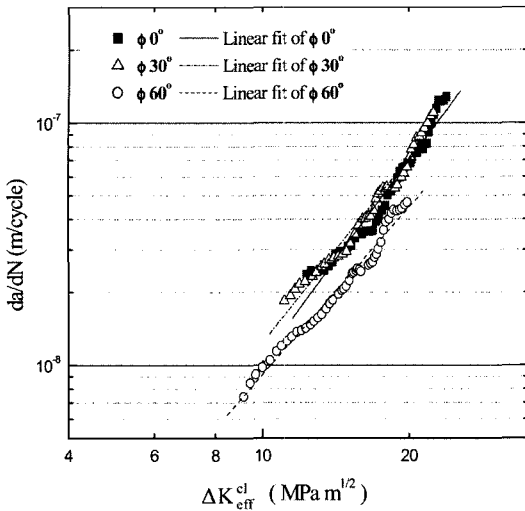


Fig. 8 Crack growth rate characterized in terms of the effective stress intensity factor range considering crack closure, ΔK_{eff}^{cl} . Crack closure information has been obtained from the single value of crack opening ratio

Fig. 6의 결과에서 다른 모드혼합도 간 균열전파거동의 선형선도는 거의 평행을 유지하지만 Fig. 7과 같이 변동 U값이 적용된 경우에는 모드혼합도 간 선형선도는 Fig. 6에 비해 평행하지 않았다. 이는 변동 U값이 균열단합을 고려하지 않은 기존의 유효응력확대수에 균열길이에 따라 각기 다르게 적용되었기 때문이다. 또한 Fig. 8과 같이 단일 U값이 적용된 경우 Fig. 6에서의 선형선도와 기울기가 동일하여 모드혼합도 간 평행정도는 유지되었다. 이는 단일 U값이 일률적으로 적용되었기 때문이다.

Fig. 7과 8을 통해 알 수 있듯이 혼합모드 하중 조건에서 균열단합을 고려한 균열전파거동은 단일 U값을 적용했을 때가 변동 U값을 적용했을 때보다 좀 더 분포범위가 작게 나타나지만, 이는 균열길이에 따라 변하는 U값을 수용할 수 없으므로 좀 더 엄밀한 U값의 적용은 변동 U값을 취해야 할 것으로 판단된다. 즉 변동 U값의 적용이 균열길이에 의존하는 K_{op} 를 수용한 것으로 볼 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 혼합모드 하중 조건에서 균열단합 평가를 위한 K_{op} 의 결정과 U의 적용에 관하여 고찰하

고자 하였다. 이에 대한 연구로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 균열열림하중의 측정에 있어 화상이미지처리시스템을 이용하여 균열선단변위거동을 관찰하고, 이를 균열선단변위벡터를 이용하여 분석함으로써 모드혼합도에 따른 균열열림확대계수를 얻을 수 있었다.
- 2) 균열단합의 지표인 U값은 모드혼합도에 따라 일정한 차이를 보이며 a/W 가 0.56인 구간 이상에서는 안정상태를 보였다.
- 3) 혼합모드 하중 조건에서 U값은 균열성장과 함께 안정상태 구간의 이전까지는 지속적으로 변화하였으므로, 균열단합을 고려한 유효응력확대계수의 산정에 있어 변동 U값을 적용함이 타당하다.

References

- 1) W. Elber, "The Significance of Fatigue Crack Closure," ASTM STP 486, pp.230-242, 1971.
- 2) S. Y. Kim and B. S. Lim, "The Effect of Loading Waveform on the High Temperature Fatigue Crack Propagation in P92 and STS 316L Steel," Transactions of KSAE, Vol.10, No.4, pp.136-140, 2002.
- 3) H. U. Staal and J. D. Elen, "Crack Closure and Influence of Cycle Ratio R on Fatigue Crack Growth in Type 304 Stainless Steel at Room Temperature," Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, pp.275-283, 1979.
- 4) J. J. Lee and W. N. Jr. Sharpe, "Closure Measurements on Short Fatigue Cracks," Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982, pp.270-278, 1988.
- 5) C. Li, "Vector CTD Criterion Applied to Mixed mode Fatigue Crack Growth," Fatigue Fracture Eng. Mater. Struct., Vol.12, No.1, pp.59-65, 1989.
- 6) J. Tong, J. R. Yates and M. W. Brown, "A Model for Sliding Mode Crack Closure. Part I: Theory for Pure Mode II Loading," Engineering Fracture Mechanics, Vol.52, pp.599-611, 1995.
- 7) J. Tong, J. R. Yates and M. W. Brown, "A Model for Sliding Mode Crack Closure. Part II:

- Mixed Mode Loading and Applications,” Engineering Fracture Mechanics, Vol.52, pp.613-623, 1995.
- 8) H. A. Richard and K. Benitz, “A Loading Device for the Criterion of Mixed Mode in Fracture Mechanics,” Int. J. of Fracture, Vol.22, pp.R55-R58, 1983.
 - 9) ASTM E647, “Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates,” Annual Book of ASTM Standards, Vol.03.01, pp.565-601, 1995.
 - 10) H. A. Richard, “Some Theoretical and Experimental Aspects of Mixed Mode Fracture,” Advances Fracture Research, Vol.5, pp.3337-3344, 1986.
 - 11) K. Tanaka, “Fatigue Crack Propagation from a Crack Inclined to the Cyclic Tensile Axis,” Engineering Fracture Mechanics, Vol.6, pp.493-507, 1974.
 - 12) J. K. Sheth and W. W. Gerberich, “The Effect of Test Frequency and Geometric Asperities on Crack Closure Mechanisms,” ASTM STP 982, pp.112-120, 1988.
 - 13) D. C. Dalle, “The Crack Tip Displacement Vector Approach to Mixed-Mode Fracture,” Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359, pp.21-41, 1999.
 - 14) L. W. WEI and M. N. JMES, “Fatigue Crack Closure for Inclined and Kinked Cracks,” Int. J. of Fracture, Vol.116, pp.25-50, 2002.
 - 15) S. H. Song and J. M. Lee, “A Study on Fatigue Behavior at Pre-crack Tip under Mixed-mode Single Overloading (In the case of using the C-scan method),” Key Engineering Materials, Vol.270-273, pp.1171-1176, 2004.
 - 16) T. Nicholas, A. N. Palazotto and E. Bednarz, “An Analytical Investigation of Plasticity Closure Involving Short Cracks,” ASTM STP 982, pp.361-379, 1988.
 - 17) D. H. Chen and H. Nisitani, “Analytical and Experimental Study of Crack Closure Behavior Based on an S-Shaped Unloading Curve,” ASTM STP 982, pp.475-488, 1988.