

이축 정적 하중이 부가된 반복 인장 혹은 비틀림 하중하에서 균열 발생과 성장 거동

허용학* · 박휘립** · 권일범** · 김진영***
(1999년 4월 26일 접수)

Behavior of Fatigue Crack Initiation and Propagation under Cyclic Tensile or Torsional Loading with Superimposed Static Biaxial Load

Yong-Hak Huh, Philip Park, Il-Beom Kwon, and Jin-Young Kim

Key Words: Thin-Walled Tubular Specimen(얇은 두께의 튜브형 시험편), Static Biaxial Loading(정적 이축 하중), Biaxial Loading(이축하중), Crack Initiation(균열 발생), Crack Propagation(균열 성장), Biaxiality(2축 하중비)

Abstract

Fatigue crack initiation and propagation behavior under cyclic biaxial loading has been investigated using thin-walled tubular specimen with a hole. Two types of biaxial loading system, i.e. cyclic tensile loading with superimposed static torsional load and cyclic torsional loading with superimposed static tensile load, with various values of the biaxial loading ratio, $\tau s/\sigma \max$ (or $\tau \max/\sigma s$) were employed. Fatigue tests show that fatigue crack near the hole initiates and propagates at 90° and 45° direction to the longitudinal direction of the specimen under cyclic tensile and torsion loading with static biaxial stress, respectively, and the static biaxial stress doesn't have any great influence on fatigue crack initiation and growth direction. Stress analysis near the hole of the specimen shows that the crack around the hole initiates along the plane of maximum tangential stress range. Fatigue crack growth rates were evaluated as functions of equivalent stress intensity factor range, strain energy density factor range and crack tip opening displacement vector, respectively. It is shown that the biaxial mode fatigue crack growth rates can be relatively consistently predicted with these cyclic parameters.

1. 서론

압력 용기, 자동차 부품품 그리고 발전용 터빈 등을 비롯한 수많은 공학적 구조물 혹은 부품품

들에서는 실제 사용 동안에 다축 반복 하중이 작용한다. 이러한 다축 하중 시스템은 한 방향으로 작용하는 반복 하중에 다른 방향으로의 평균 응력이 부가되어지는 응력 상태에 의하여 종종 복잡해진다.

이러한 이축 평균 응력의 더해짐은 다축 피로 균열의 발생과 성장 거동에 많은 영향을 끼치고 있다. 단축 하중(uniaxial loading)이나 이축 하중(biaxial loading)의 작용하에서는 피로 손상이 최대가 되는 방향이 일정함에 따라 이러한 손상의 특성에 의하여 평활재 시험편에서는 피로 균열은

* 회원, 한국표준과학연구원

E-mail : yhhuh@kriss.re.kr

Tel : (042)868-5386 Fax : (042)868-5032

** 한국표준과학연구원

*** 한국과학기술연구원

최대 전단 응력이 작용하는 면을 따라 발생한다.^(1~4) 그러나, 이축 정적 응력의 더해짐은 반복 하중이 작용되는 동안 작용 응력의 수준에 따라 주 응력의 방향을 계속 변화하게 하고, 또한 피로 손상이 최대가 되는 방향도 일정하지 않게 한다. 이러한 응력 상태의 특성은 피로 균열의 발생에 영향을 끼치게 되며, 이는 Zhang과 Akid⁽⁵⁾에 의한 반복적인 비틀림 응력에 이축의 정적 인장 응력이 부가된 실험 결과에서 보여주고 있다. 한편 이축 응력 상태하에서 원형 원형 노치가 있는 시험편에서의 피로 균열은 평활재 시험편의 경우와는 달리 최대 인장 변형률이 작용하는 면을 따라 발생하는 경향을 보이고 있다.⁽³⁾ 그러나 이러한 시험편에서의 피로 균열 거동에 대한 이축 평균 응력의 영향은 아직 많이 연구되지 못하였다.

이러한 피로 균열의 발생 거동에 대한 이해와 더불어 다축 하중하에서 피로 특성을 적절하게 평가할 수 있는 매개변수의 선정은 다축 응력에 의한 피로 손상을 정밀하게 평가하는데 매우 중요하다. Iida와 Kobayashi⁽⁶⁾에 의하여 혼합 하중하에서 피로 균열 성장에 대한 연구가 시작된 이후로 이 문제에 대하여 많은 연구들이 진행되어 왔다. Tanaka⁽⁷⁾는 열림 모드와 혼합 모드의 피로 균열 성장 데이터를 연관시키기 위하여 등가 응력 강도 계수의 폭(equivalent stress intensity factor range), ΔK_{eq} ,를 계산하는 모델을 제안하였고, 혼합 모드의 피로 균열 성장 속도를 일반적인 열림 모드의 Paris식과 같은 형태로 등가 응력 강도 계수 폭의 함수로 정의하였다. 또한 Sih와 Barthelemy,^(8,9) 그리고 Lam⁽¹⁰⁾에 의해서는 변형률 에너지 밀도 인자 ΔS 가 사용되었고, Gao등⁽¹¹⁾은 피로 균열 성장이 균열 선단의 역 소성 변형(reversed plastic deformation near the crack tip)의 함수이고 그 속도는 진 파단 연성(true fracture ductility), γ_f 에 역 비례한다고 가정하여 피로 균열 성장 속도 식의 모델을 제안하였다. 또한 최근에는 관계 인자로서 ΔCTD (crack tip displacement)⁽¹²⁾가 제안되었다. 이와 같이 기존의 많은 연구에서 혼합 모드에서 피로 균열의 균열 성장 방향과 균열 성장 속도의 관계식이 연구되었으나, 이축의 평균 응력이 부가된 혼합 하중하에서의 피로 균열 성장에 대한 평가는 거의 이루어지지 못하였다.

따라서 본 연구에서는 이러한 이축 정적 응력

이 더해진 인장 혹은 비틀림의 반복 하중하에서 원형 노치가 있는 얇은 튜브형 시험편을 이용하여 피로 시험을 수행하여 원형노치에서 발생하는 균열에 대한 거동과 이로부터 진전하는 피로 균열의 성장 거동에 대한 고찰을 하였다. 또한 원형 노치로부터 균열 발생 방향을 결정하는 조건에 대한 검토를 수행하였다. 피로 균열 성장의 평가는 균열 열림을 평가하여 각 모델에 적용하여 각 모델의 유용성을 비교 검토하였다.

2. 시험 방법

2.1 시험 재료 및 시험편

본 연구에 사용한 재료는 열간 압연된 스테인레스 304이며 그 화학적 조성과 기계적 특성은 각각 Table 1과 Table 2와 같다. 혼합 모드 하중하에서 피로 특성을 평가하기 위하여 본 연구에서는 인장과 비틀림 하중의 이축 응력을 동시에 가할 수 있는 Fig. 1과 같은 얇은 두께를 가진 튜브형 시험편(thin-walled tubular specimen)을 사용하였다. 시험편의 축방향은 재료의 압연 방향과 일치하도록 하였고, 시험편의 내경은 10mm, 외경은 12.5mm, 그리고 시험 평행부는 50mm이다. 시험편 외부는 선반 가공을 한 후 연마를 단계적으로 하여 마지막에 1 μ m의 다이아몬드 입자로 연마하였고, 시험편 내경 부분은 연삭하였다. 또한 시험편의 중앙에 1mm의 구멍을 가공하여 피로 균열이 구멍으로부터 시작되도록 하였다

Lakshminarayana와 Murthy⁽¹⁵⁾는 임의의 각도로 기울어진 관통 균열이 존재하는 얇은 두께의 튜브형 시험편에 대하여 응력 강도 계수를 결정하였

Table 1 Chemical composition of 304 Stainless Steel (weight percentage)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
0.03	0.65	1.1	0.023	<0.03	18.16	8.67

Table 2 Mechanical Properties of 304 Stainless Steel

E(GPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	R.A(%)
196	275.3	727.2	69

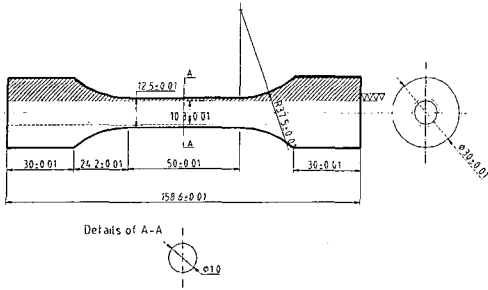


Fig. 1 Dimension and shape of thin-walled tubular specimen with a center hole

다. 이들에 의하여 제안된 모드 I과 모드 II에 대한 응력 강도 계수 K_I, K_{II} 는 각각

$$K_I = \sqrt{\pi a} \left[-\frac{1}{2t} \{ (f_1 - f_2) \cos 2\alpha - (f_1 + f_2) + \frac{1}{8} \pi \beta^2 \left((f_1 - f_2) \left(\frac{3}{2} + 3 \cos 2\alpha + \frac{1}{2} \cos 4\alpha \right) - (f_1 + f_2) (3 + 2 \cos 2\alpha) \right) \} + \frac{f_3}{t} \{ \sin 2\alpha + \frac{1}{32} \pi \beta^2 (9 \sin 2\alpha + 2 \sin 4\alpha) \} \right]$$

이고,

$$K_{II} = \sqrt{\pi a} \left[\frac{1}{2t} \{ (f_1 - f_2) \sin 2\alpha + \frac{1}{8} \pi \beta^2 \left((f_1 - f_2) (\sin 2\alpha + \frac{1}{2} \sin 4\alpha) - (f_1 + f_2) \sin 2\alpha \right) \} + \frac{f_3}{t} \{ -\cos 2\alpha + \frac{1}{16} \pi \beta^2 (1 - 2 \cos 2\alpha - \cos 4\alpha) \} \right] \quad (1)$$

이다. 여기서 $\beta^2 = \frac{a^2}{8r_m t} [12(-\nu^2)]^{1/2}$ 이고, a 는 균열 길이, r_m 은 시험편의 평균 반경, ν 는 포아송비, t 는 시험편의 두께이다. 또한 α 는 기울어져 있는 관통 균열의 시험편 축으로부터의 각을 의미한다. 균열 선단에서 먼 부분에서 축방향의 응력 σ_∞ 만이 작용되면, f_1, f_2 와 f_3 는 각각 다음과 같다.

$$f_1 = \sigma_\infty t, \quad f_2 = f_3 = 0. \quad (2)$$

균열 선단에서 먼 부분에서 전단 응력 τ_∞ 만이 작용되면, f_1, f_2 와 f_3 는 각각 다음과 같다.

$$f_3 = \tau_\infty t, \quad f_1 = f_2 = 0. \quad (3)$$

인장 응력과 전단 응력이 동시에 작용하면, f_1, f_2 와 f_3 는 각각 다음과 같으며,

$$f_1 = \sigma_\infty t, \quad f_3 = \tau_\infty, \quad f_2 = 0. \quad (4)$$

f_2 는 실린더의 내압이 작용하면 고려된다.

2.2 시험 장치 및 시험 방법

피로 시험에서는 축 방향과 비틀림 하중을 가할 수 있는 이축 유압 피로 시험기(MTS810 system)을 사용하였다. 이축 피로 하중으로 성장하는 균열 길이는 시험편 중앙의 원형 구멍에 균열의 성장 방향을 고려하여 크랙 게이지를 대칭으로 부착하여 측정하였다. 구멍으로부터 발생 및 진전한 균열의 방향을 확인하기 위하여 시험편의 균열이 있는 부분을 표면 복제(replication)하였다. 표면 복제는 0.034mm의 methylacetate cellulose 필름(Okensojyz 사)을 사용하였다.

피로 균열의 성장에 따른 시험편의 컴플라이언스 와 균열 단함을 측정하기 위하여 하중(토크 혹은 축방향의 하중)-변위(축방향의 변형률 혹은 비틀림 각)를 측정하였으며, 변위는 축방향과 비틀림 방향의 연신을 측정할 수 있는 이축 연신계(biaxial extensometer, MTS)를 이용하였다. 이축 연신계는 축 방향과 비틀림 방향으로 각각 25mm와 직경 12.5mm의 게이지 길이를 가지고 있으며, 최대 범위는 각각 $\pm 15\%$ 와 $\pm 5^\circ$ 이다. 균열 열림을 좀더 명확히 측정하기 위하여 감산 회로(subtraction circuit)를 부착하여 임의의 기울기를 가지고 있는 시험편의 컴플라이언스 곡선을 수직으로 세웠다. 균열 단함은 반복 피로 인장 응력이 작용하는 경우에는 인장 응력과 축 방향의 변형 곡선으로부터 그리고 반복 비틀림 응력이 작용하는 경우에는 비틀림 응력과 비틀림 변형의 곡선

으로부터 제하 탄성 컴플라이언스법으로 측정하였다.⁽¹³⁾ 피로 시험에서 발생하는 하중과 변위 그리고 감산 변위의 신호는 A/D 변환기를 통하여 컴퓨터에 입력되도록 하였다.⁽¹⁴⁾

피로 균열 성장 시험은 상온에서 하중 제어로 실시하였으며, 다음과 같은 2종류의 혼합 하중 형태로 부하하였다.

(i)비틀림 방향의 정적 비틀림 하중에 하중비 $R=0.1$ 인 축 방향 반복 피로 하중

(ii)축 방향의 정적 인장 하중에 하중비 $R=0.1$ 인 비틀림 방향 반복 피로 하중

하중 형태 i)에서는 정적 비틀림 응력이 주기 인장 하중의 최대치와의 비, $\lambda_{max} = \tau_s / \sigma_{max}$ 가 0, $1/\sqrt{3}$ 그리고 1이 되도록 하였고, 하중 형태 ii)에서는 주기 비틀림 응력의 최대치와 정적 인장 응력과의 비, $\lambda_{max} = \tau_{max} / \sigma_s$ 가 ∞ , $\sqrt{3}$ 그리고 1이 되도록 하였다. 그리고 시험 i)과 ii)에서는 각각 7Hz와 5Hz의 반복 속도로 시험하였다. 피로 균열 성장 시험을 하기 전에 시험편의 원형 구멍으로부터 예비 균열을 형성을 하였다. 원형 구멍으로부터 발생하는 피로 균열이 본 시험과의 균열 각의 차이가 발생하지 않도록 실험 하중 형태 i), ii)의 시험 조건과 같은 이축 하중비 ($\lambda = \tau / \sigma$)을 유지하여 예비 균열조건을 선택하였다. 예비 피로 균열은 하중 감소법으로 하중을 가하여 얻었다. 예비균열 길이 $2a$ 는 3mm정도가 되도록 하였다.

2.3 수치해석 방법

본 시험의 이축 혼합 하중에 대한 얇은 두께의 튜브형 시험편의 구멍주위에서 응력 분포와 구멍으로부터 진전한 균열의 선단 부위에서의 응력 분포를 고찰하기 위하여 각각의 시험편에 대하여 유한 요소 해석(finite element analysis)을 실시하였다. Fig. 2는 본 해석에 사용한 유한 요소를 나타낸다. 유한 요소 해석은 ABAQUS를 사용하였다. 구멍이 있는 시험편에서 유한 요소는 8점 쉘 요소를 사용하였으며, 요소의 수는 2044개, 절점(node)수는 6425개이다. 구멍 주위에서의 유한 요소는 반경 방향으로 18개의 원환과 72개의

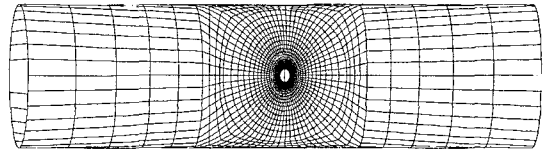


Fig. 2 Mesh used in stress analysis of thin-walled tubular specimen

등각도 등분(5도 간격)으로 나누었다. 재료는 본 실험에 사용한 재료인 스테인리스 304의 기계적 성질을 사용하였다. 경계 조건은 한쪽 끝에서 원주 방향과 축 방향의 변위를 구속하고, 반대쪽 한끝은 하중 조건에 따라 인장과 비틀림을 가하도록 하였다. 전체 하중은 하중을 가하는 쪽의 원통 둘레의 각 절점에 등분되는 분력의 합과 같도록 하였다.

3. 시험 결과

3.1 균열 발생과 진전 방향

Fig. 3은 이축 혼합 하중하에서 얇은 두께의 튜브형 시험편의 중앙에 있는 구멍주위에서 발생한 피로균열의 방향을 나타낸다. 여기서 이축 혼합 하중의 형태는 비틀림 응력과 축 응력의 비인 이축 하중비(biaxility), $\lambda (= \tau / \sigma)$ 로 나타내었으며, 균열 발생 각은 시험편 구멍의 중심에 대한 원주 방향의 각을 의미한다. 축방향의 반복 피로 응력이 작용되는 경우($\lambda=0$)에서 원형 구멍 주위에서 피로 균열은 시험편 원주 방향에서 약6도에서 발생하기 시작한다. 이 하중 형태에서는 반복 피로 하중이 작용하는 동안 이축 하중비는 일정한 값을 유지하고 있다. 그러나 이러한 하중에 이축의 정적 응력이 부가됨으로서 이축 하중비, λ 는 반복 하중의 크기에 따라 계속 변하게된다. 이러한 이축 하중비가 반복 하중이 가해지는 동안 $10/\sqrt{3}$ 에서 $1/\sqrt{3}$ 까지 그리고 10에서 1까지 변하는 각각의 하중 형태에서 피로 균열은 구멍 주위의 약2도와 약10도 방향에서 발생하였다. 이는 축방향의 반복 피로 응력이 작용되는 경우($\lambda=0$)와 거의 같은 지점에서 피로 균열이 발생하고 있고, 반복 인장 응력에 이축의 정적 비틀림 응력의 부가는 얇은 두께의 튜브형 시험편의 구멍에서 균

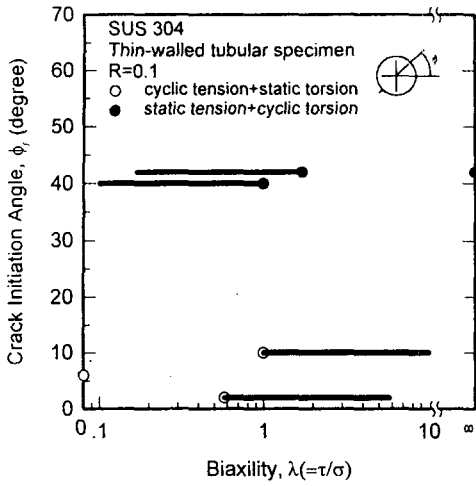
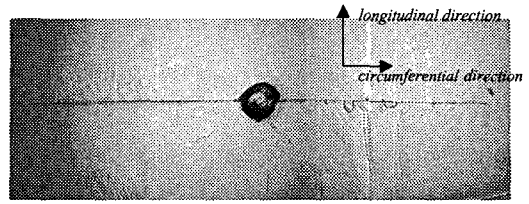


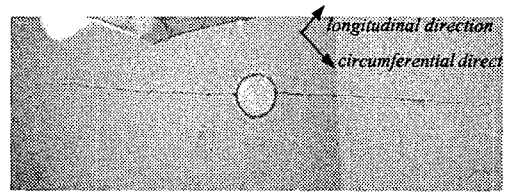
Fig. 3 Crack initiation angle with biaxiality, λ

열의 발생 각도에 큰 영향을 주지 못하고 있음을 알 수 있다. 또한 비틀림 피로 응력이 작용되는 경우($\lambda = \infty$)에서 원형 구멍 주위에서 피로 균열은 약 42도에서 발생하고 있다. 이러한 비틀림의 반복 하중에 축방향의 정적 응력이 가해짐에 따라 앞의 경우에서와 같이 이축 하중비 λ 는 반복 하중의 크기에 따라 계속 변하게 되며, 이때의 하중 형태인 이축 하중비 λ 가 $\sqrt{3}/10$ 에서 $\sqrt{3}$ 까지 그리고 1에서 0.1까지의 범위 사이인 각각의 하중 형태에서 피로 균열은 각각 약 42도와 약 40도에서 발생하고 있다. 따라서 반복 비틀림 응력에 이축의 정적 응력의 부가도 축방향의 경우와 같이 균열 발생 각도에 영향을 주지 않고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3에서 보여준 각 이축 혼합 하중의 형태에서 발생한 균열은 각 경우에서 같은 이축 하중비, λ 를 유지하며 전체 균열길이가 약 3mm가 될 때까지 예비 균열로서 성장되었으며, 이때의 하중을 균열길이의 증가에 따라 점차 감소시켰다. 이에 연속하여 같은 이축비로 일정 하중 진폭의 혼합 하중을 각각의 하중 형태에 따라 부과하여 피로 균열을 성장시켰으며, Fig. 4는 이때의 균열 진전 형상을 나타낸다. Fig. 4(a)는 축 방향 반복 피로 하중에 비틀림 방향의 정적 비틀림 하중이 부가된 경우이고, Fig. 4(b)는 비틀림 방향의



(a) For $\lambda(\tau_s/\sigma_{max}) = 1/\sqrt{3}$



(b) For $\lambda_{max}(\tau_{max}/\sigma_s) = \sqrt{3}$

Fig. 4 Morphology of the fatigue crack

반복 하중에 축방향의 정적 하중이 가해진 경우에서의 피로 균열의 형상이다. Fig. 4에서 보여주고 있는 바와 같이 피로 하중이 가해진 동안에 피로 균열은 균열의 방향이 꺾이지 않고 직선성을 유지하고 있음을 보여주고 있다. 이와 같은 양상을 가지고 있는 각 하중 형태에 의하여 피로 균열은 Fig. 3에 보여준 균열의 발생 방향과 거의 동일한 방향으로 진전하고 있다. 즉, 축 방향의 반복 인장 응력에 이축의 정적 비틀림 응력을 부가한 하중 형태와 비틀림 방향의 주기 비틀림 응력에 이축의 정적 인장 응력을 부가한 하중 형태에서 피로 균열은 이축 정적 응력에 거의 무관하게 각각 축 방향에서 약 90도와 45도 방향으로 성장하고 있다. 따라서 축방향 혹은 비틀림 방향의 반복 하중에 가해지는 이축의 정적 응력의 크기는 피로 균열의 성장 방향에 영향을 주지 않고 있음을 알 수 있다.

3.2 균열 성장

이축 정적 응력을 고려한 각 시험 하중 조건에 따라 일정 하중 진폭으로 피로 균열은 Fig. 4와 같이 직선형으로 성장하였으며, Fig. 5는 이러한 피로 균열의 성장 속도를 모드 I의 응력 강도 계

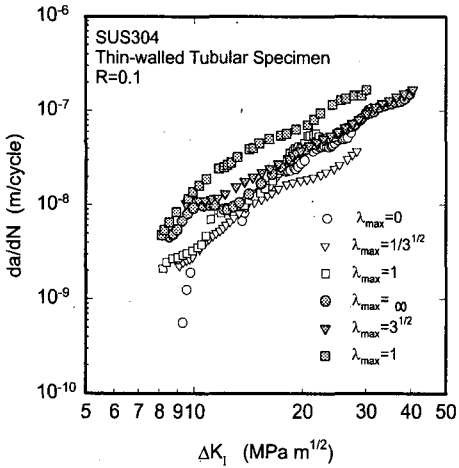


Fig. 5 Crack growth rate against ΔK_I

수 폭(Mode I stress intensity factor range), ΔK_I 로 나타낸 결과이다. 여기서, 모드 I의 응력 강도 계수의 계산은 식(1)을 이용하였다. 반복 인장 하중에 의한 피로 균열 성장 속도는 ΔK_I 이 작은 영역에서는 반복 비틀림 하중에 의한 피로 균열 성장 속도보다 다소 낮게 나타나고 있으나, ΔK_I 가 커짐에 따라 그 성장 속도에는 큰 차이를 보이지 않고 있다. 반복 비틀림 하중에 정적 이축 응력이 부가된 하중 형태에서의 피로 균열 성장 속도는 반복 인장 하중의 하중 형태에서의 피로 균열 성장 속도에 비해 전반적으로 크다. 그리고 반복 인장 응력에 정적 비틀림 응력이 가해진 경우의 균열 성장 속도는 정적 비틀림 응력의 부가 크기에 따라 균열 성장 속도는 크게 차이가 나지 않고 있어, 정적 비틀림 응력의 영향이 크게 나타나고 있지 않다. 또한 반복 비틀림 응력에 정적 인장 응력이 가해진 경우에서 피로 균열 성장 속도는 정적 인장 응력의 크기가 커짐에 따라 다소 크게 나타나고 있다. 따라서 반복 비틀림 하중에 부가되는 이축 정적 응력은 피로 균열 성장에 다소의 영향을 끼치고 있음을 나타내고 있다.

3.3 균열 열림 거동

Fig. 6는 모드 I의 균열 열림비(mod I crack opening ratio)의 변화를 균열 성장에 따라 도시한

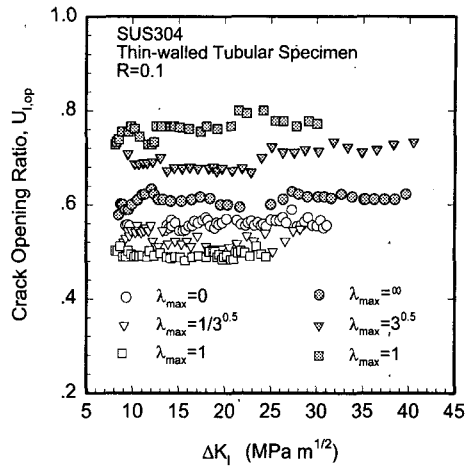


Fig. 6 Variation of mode I crack opening ratio, $U_{I,op}$ with ΔK_I

것이다. 모드 I의 균열 열림비는 다음과 같이 결정하였다.

$$U_{I,op} = \frac{K_{I,max} - K_{I,op}}{K_{I,max} - K_{I,min}} \quad (5)$$

여기서 $K_{I,max}$ 과 $K_{I,min}$ 은 반복 하중의 최대와 최소 하중에서의 모드 I 응력 강도 계수를 각각 나타내고, $K_{I,op}$ 는 체하 탄성 컴플라이언스법으로 결정된 균열 열림 하중에서의 모드 I의 응력 강도 계수이다. 반복 피로 인장 응력에 이축 정적 비틀림 응력이 부가된 경우에서의 균열 열림비는 균열이 성장함에 따라 거의 일정하고, 부가된 정적 비틀림 응력이 증가함에 따라 균열 열림비는 감소하고 있다. 또한 반복 피로 비틀림 응력에 이축 정적 인장 응력이 부가된 경우에서의 균열 열림비도 균열이 성장함에 따라 거의 일정하다. 그러나 반복 인장 응력이 가해진 경우에 비하여 균열 열림비는 크게 평가되고 있다. 또한 이축 정적 인장 응력이 증가함에 따라 균열 열림비는 증가하고 있다.

3.4 균열 성장의 평가

이축 응력하에서의 모드 I과 모드 II의 균열의 성장을 평가하는 방법은 많은 연구자들에 의하여

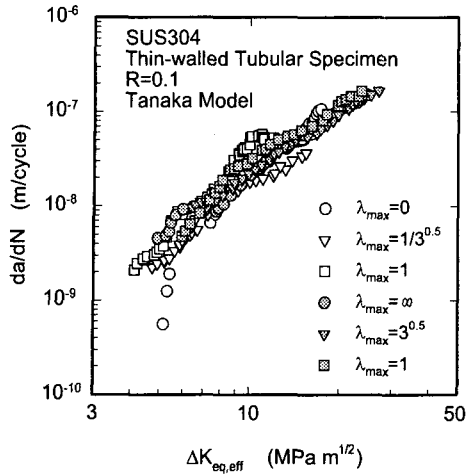


Fig. 7 Fatigue crack growth rate, da/dN, against $\Delta K_{eq,eff}$

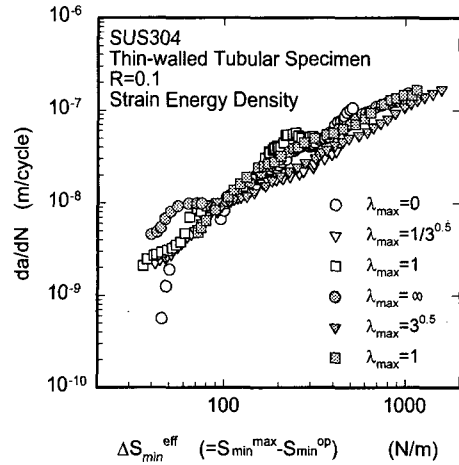


Fig. 8 Fatigue crack growth rate, da/dN, against ΔS_{min}^{eff}

비교적 많이 제안되고 있으나, 그중 가장 많이 사용되고 있는 방법으로는 등가 응력 강도 계수 폭(equivalent stress intensity factor range), ΔK_{eq} 를 정의하여 평가하는 방법⁽⁷⁾과, 변형률 에너지 밀도 계수 폭(strain energy density factor range), ΔS 를 이용하는 방법⁽⁹⁾ 그리고 비교적 최근에 제안된 ΔCTD 방법⁽¹²⁾이 있다. 이들 방법들에 사용되는 인자들은 다음과 같이 모드 I과 모드 II의 응력 강도 계수 폭인 ΔK_I 과 ΔK_{II} 로서 정의된다.

$$\Delta K_{eq} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{1/4} \quad (6)$$

$$\Delta S_{min} = S_{min}^{max} - S_{min}^{min} \quad (7)$$

$$S_{min} = (1/\pi)[a_{11}K_I^2 + 2a_{12}K_I K_{II} + a_{22}K_{II}^2]$$

$$\Delta CTD = \frac{(4/\pi\sigma_s E)[(\Delta K_I^2 + 3\Delta K_{II}^2)(\Delta K_I^2 + 2\Delta K_{II}^2 + 2\Delta K_I \Delta K_{II})]^{1/2}}{\quad} \quad (8)$$

여기서 a_{11} , a_{12} 그리고 a_{22} 는 균열의 초기 각, θ 의 함수로 표시되고, σ_s 는 항복 응력 그리고 E 는 탄성 계수를 나타낸다. 본 연구에서는 이러한 인자들에 균열 열림의 효과를 고려하여 각각의 모드의 응력 강도 계수의 폭을 유효 응력 강도 계수 폭으로 평가하였다. Fig. 7, Fig. 8 그리고

Fig. 9는 피로 균열 성장 속도를 이들 세 방법에 의하여 평가된 결과를 나타낸다. 이들 결과에서는 하중 형태 (i)과 하중 형태 (ii)에 의한 피로 균열 성장률은 각각 흰색과 검은색의 표시로 나타내었다. 각 매개변수, $\Delta K_{eq,eff}$ 와 ΔS_{min}^{eff} 그리고 ΔCTD_{eff} 에 대한 피로 균열 성장 속도는 본 연구에 사용한 시험 하중 형태에 무관하게 비교적 잘 일치하고 있으며, ΔCTD_{eff} 에 의한 균열 성장 속도가 좀 더 잘 정돈되어 있음을 보여주고 있다. 또한 피로 균열 성장의 영역 II(stage II)으로 구분될 수 있는 피로 균열 성장 속도는 Paris 식의 형태로 각 매개변수와 상관시킬 수 있음을 알 수 있다.

4. 토 의

동 위상 (in-phase) 이축 하중하에서의 이축 하중 비(biaxiality)은 반복 하중이 가해지는 동안 일정한 값을 유지하고, 주응력 방향도 일정한 방향을 나타낸다. 이러한 동 위상 이축 하중(in-phase biaxial loading)에 의하여 누적된 손상은 최대 전단면(maximum shear plane)을 따라 미소 균열을 발생시킨다.⁽¹⁻⁴⁾ 한편 이 위상 (out-of phase)의 이축 하중하에서는 부하 동안 최대 응력(변형률) 면은 계속 변화하며, 손상이 최대가 되는 방향은

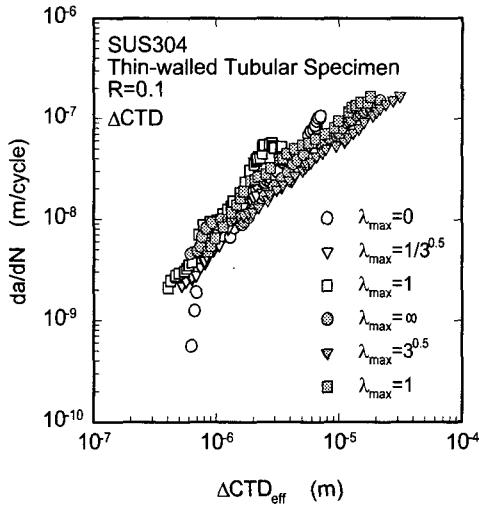
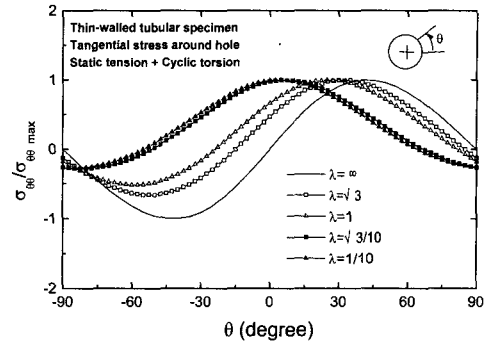


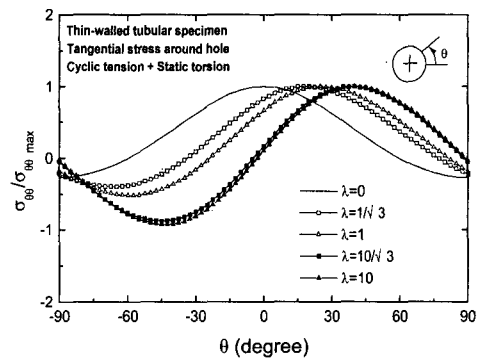
Fig. 9 Fatigue crack growth rate, da/dN , against ΔCTD_{eff}

가해지는 하중의 크기에 따라 계속 변화된다.⁽¹⁶⁾ 따라서 이러한 하중 형태에서 균열의 발생 방향을 정확하게 예측하기는 쉽지 않다.

따라서 본 연구에서는 원형 노치부근에서의 피로 균열의 발생 방향에 대한 조건을 검토하기 위하여 본 시편에 대한 응력 해석을 각 하중 조건에 대하여 수행하였다. Fig. 10(a)와 (b)는 하중 형태(i)축 방향의 반복 하중에 이축 정적 응력이 부가된 하중 형태)과 하중 형태(ii)비틀림 방향으로 반복 하중에 이축 정적 응력이 부가된 하중 형태)에서의 원형 노치 부근에서의 접선 응력의 분포를 각각 나타낸 것이다. Fig. 10(a)에서 보여준 바와 같이 최대 접선 응력의 방향은 모드 I 하중($\lambda=0$)에서 원주방향(0도) 이고, 모드 I 반복 부하에 이축 정적 하중이 가해진 이축 하중비 $\lambda_{max}(=\tau/\sigma_{max})$ 가 $1/\sqrt{3}$ 과 1인 하중하에서 각각 20~40도 그리고 25~40도의 범위에 존재한다. 또한 Fig. 10(b)에서 보여준 바와 같이 최대 접선 응력의 방향은 모드 II 반복 하중($\lambda=\infty$)에서 원주 방향에서 45도이고, 정적 이축 응력이 가해진 이축 하중비 $\lambda_{max}(=\tau_{max}/\sigma_s)$ 가 $\sqrt{3}$ 과 1인 하중하에서 각각 약5~30도 그리고 5~25도의 범위에 존재한다. 각각의 하중 형태에서의 최대 접선 응



(a) For cyclic tensile loading with superimposed static torsional load



(b) For cyclic torsional loading with superimposed static tensile load

Fig. 10 Distribution of tangential stress around the hole

력의 방향과 Fig. 3에서 보여준 구멍주위에서 발생한 피로 균열의 방향과는 다르다.

이와 같은 원형 노치 둘레에서 응력의 상태를 시험편에 가해지고 있는 반복 응력의 크기에 따른 시험편 구멍 주위에서의 접선 응력의 폭, $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ 으로 나타내면, Fig. 11과 같은 분포로 표시할 수 있다. 여기서 접선 응력 폭 $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ 는 $\Delta\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{\theta\theta, max} - \sigma_{\theta\theta, min}$ 로 최대 하중과 최소 하

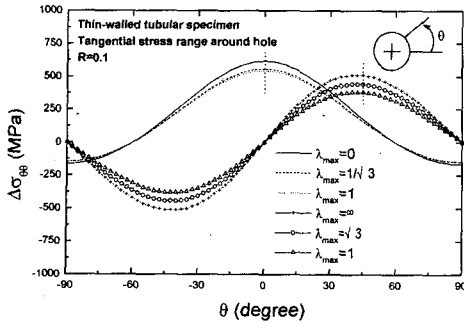


Fig. 11 Distribution of tangential stress range, $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ along the hole boundary

중에서의 접선 응력의 차이를 나타낸다. 접선 응력의 폭 $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ 은 반복 인장 하중에 정적 이축 하중이 가해진 하중 형태에서는 정적 이축 응력에 무관하게 0도, 즉 시험편의 원주 방향, 그리고 반복 비틀림 하중에 정적 이축 하중이 가해진 하중 형태에서도 정적 이축 하중에 무관하게 45도 방향에서 최대가 되고 있다. 이는 Fig. 3에서 보여준 실험 결과와 잘 일치할 하고 있음을 보여주고 있다. 따라서 구멍 주위에서의 균열 발생은 접선 응력의 폭이 최대인 방향으로 일어나고 있다고 할 수 있다.

5. 결론

얇은 두께의 튜브형 시험편을 이용하여 응력비 0.1인 모드 I 혹은 모드 II의 반복 하중에 다양한 정적 이축 하중이 부가된 피로 하중 형태에 대한 균열 발생과 성장 거동에 대한 고찰을 하였고, 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 튜브형 시험편의 구멍에서 균열 발생은 반복 인장 하중과 반복 비틀림 하중하에서는 각각 축 방향의 90도와 45도부근에서 일어났으며, 정적 이축 응력은 각각의 하중 형태에서의 균열 발생 방향에 큰 영향을 끼치지 못했다.

(2) 본 시험 하중에 대한 구멍 주위에서의 피로 균열 발생의 방향은 구멍 주위에서의 접선 응력 폭, $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ 가 최대인 방향과 잘 일치하고 있었다.

(3) 모드 I 균열 열림비 $U_{I,op}$ 는 반복 인장 하

중 혹은 반복 비틀림 하중에 정적 이축 응력이 부가된 각각의 하중 형태에서 균열이 진전함에 따라 거의 일정하며, 정적 비틀림 하중이 클수록 감소하고 정적 인장 하중이 클수록 증가한다.

(4) 반복 인장 하중 혹은 반복 비틀림 하중에 정적 이축 응력이 부가된 하중 형태에서 피로 균열 성장 속도는 상당 응력 강도 계수, $\Delta K_{eq,eff}$, ΔS_{min}^{eff} 와 ΔCTD_{eff} 로 비교적 잘 표현된다.

참고문헌

- (1) Wu, H.C. and Yang, C.C. 1987, "On the Influence of Strain-Path in Multiaxial Fatigue Failure," *Trans. ASME, J. Engng Mater. Tech.* 109, pp. 107~113.
- (2) Socie, D.F. and Shield, 1984, T.W., "Mean Stress Effects in Biaxial Fatigue of Inconel 718," *Trans. ASME, J. Engng Mater. Tech.* 106, pp. 227~232.
- (3) Ogata, T. Nitta, A. and Blass, J.J., 1993, "Propagation Behavior of Small Cracks in 304 Stainless Steel under Biaxial Low-Cycle Fatigue at Elevated Temperature," *ASTM STP 1191*, pp. 313~325.
- (4) Berard, J.Y. McDowell, D.L. and Antolovich, S.D., 1993, "Damage Observation of a Low-Carbon Steel under Tension-Torsion Low-Cycle Fatigue," *ASTM STP 1191*, pp. 326~344.
- (5) Zhang, W. and Akid, R., 1997, "Effect of Biaxial Mean Stress on Cyclic Stress-Strain Response and Behavior of Short Fatigue Cracks in a High Strength Spring Steel," *Fatigue Fract. Mater. Struct.* 20, pp. 167~177.
- (6) Iida, I.S. and Kobayashi, A.S., 1969, "Crack Propagation Rate in 7075-T6 Plates under Cyclic Tensile Stress and Transverse Shear Loading," *J. Bas. Engng. ASME Trans.*, 91, pp. 764~769
- (7) Tanaka, K., 1974, "Fatigue Crack Propagation from a Crack Inclined to the Cyclic Tensile Axis," *Engng Fracture Mech.*, 6, pp. 493~507.
- (8) Sih, G.C., 1974, "Strain Energy Density Factor Applied to Mixed Mode Crack Problem," *Int. J. Fracture*, 10, pp. 279~284.
- (9) Sih, G.C. and Barthelemy, B.M., 1980, "Mixed

- Mode Fatigue Crack Growth Prediction," 1980, *Engng Fract. Mech.*, 13, pp. 439~451.
- (10) Lam, Y.C., "Fatigue Crack Growth under Biaxial Loading," 1993, *Fatigue Fract. Engng Mater. Structures*, 16, pp. 429~440.
- (11) Gao, H. Alagok, N. Brown M.W., and Miller, K.J., 1985, "Growth of Fatigue Cracks under Combined Mode I and Mode II Loads," ASTM STP 853, pp. 184~202.
- (12) Li, C., 1989, "Vector CTD Criterion Applied Mixed Mode Fatigue Crack Growth," *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 12, pp. 59~65.
- (13) Elber, W., 1971, "The Significance of Fatigue Crack Closure," ASTM STP 486 pp. 230~242.
- (14) 김훈, 송지호, 1998, "Automation of Fatigue Crack Growth Testing Through Real Time Measurements of Crack Length and Crack Opening Load," 대한기계학회 1998년도 추계학술대회논문집A, pp. 346~352.
- (15) Lakshminarayana, H.V. and Murthy, M.V.V., 1976, "On Stress Around an Arbitrarily Oriented Crack in a Cylindrical Shell," *Int. J. of Fracture*, 12,4, pp. 547~566.
- (16) Socie, D., "Multiaxial Fatigue Damage Models," 1987, *ASME J. of Engng. Mater. and Tech.* Vol. 109, pp. 293~298.