

〈論 文〉

직교 이방성체의 동적 응력확대계수에 관한 연구(II)

등속균열전파 속도하에서 동적모드 III 상태의 응력장, 변위장, 에너지해방률에 관한연구

이광호* · 황재석** · 최선호***

(1992년 7월 24일 접수)

A Study on the Dynamic Stress Intensity Factor of Orthotropic Materials(II)
A Study on the Stress Field, Displacement Field and Energy Release Rate in the Dynamic Mode
III under Constant Crack Propagation Velocity

Kwang-Ho Lee, Jai-Sug Hawong and Sun-Ho Choi

Key Words : Dynamic Mode III Load(동적 모드 III 하중), Orthotropic Materials(직교 이방성체), Dynamic Stress Intensity Factor(동적 응력확대계수), Dynamic Stress Field(동적 응력장), Dynamic Displacement Field(동적 변위장), Dynamic Energy Release Rate(동적 에너지 해방율), Crack Propagation Velocity(균열 전파속도), Elastic Constant(탄성계수)

Abstract

The propagating crack problems under dynamic antiplane mode in orthotropic material is studied in this paper. To analyze the dynamic fracture problems by theoretical method or experimental method in orthotropic material, it is important to know the dynamic stress intensity factor in the vicinity of crack tip. Therefore the dynamic stress field and dynamic displacement field with dynamic stress intensity factor of orthotropic material in mode III were derived. When the crack propagation speed approaches to zero, the dynamic stress components and dynamic displacement components derived in this paper are identical to the those of static state. In addition, the relationships between dynamic stress intensity factor and dynamic energy release rate are determined by using the concept of crack closure energy with the dynamic stresses and dynamic displacements derived in this paper. Finally, the characteristics of crack propagation are studied with the properties of orthotropic material and crack speed. The variation of angle α between fiber direction and crack propagating direction and crack propagation speed fairly effect on stress component and displacement component in crack tip. The influence of crack propagation speed on the stress and displacement is greater in the case of $\alpha=90^\circ$ than in the case of $\alpha=0^\circ$ and the faster the crack propagation speed, the greater the stress value and displacement value.

*정회원, 한국조폐공사 경산조폐창 주화부 압인과

**정회원, 영남대학교 기계공학과

***정회원, 영남대학교 기계설계학과

기 호 설 명

c	: 균열 진행속도
c_s	: 전단 응력파의 속도
$G_{LV}(G_{TV})$: $L-V(T-V)$ 평면의 전단 물성치
$L(T, V)$: 파이버 방향(파이버에 직각방향, $L-T$ 면에 직각방향)
X, Y, Z	: 고정적각 좌표계
x, y, z	: 이동 적각 좌표계
α	: 파이버 방향과 균열의 방향이 이루는 각도
Δ	: 미소 균열 진전량
ρ	: 재료의 밀도
W	: Z 방향의 변위
$\tau_{xz}(\tau_{yz})$: $x-z(y-z)$ 평면의 전단응력성분
τ_{α}^{α}	: 무한 경계면에 작용하는 동적 전단응력

1. 서 론

동적 파괴역학문제를 이론적으로나 실험적으로 해석함에 있어서 균열선단부근의 동적응력과 동적변위 그리고 동적에너지 해방률을 하는 것이 중요하다. 특히 파괴역학의 중요한 요소인 동적 응력확대계수와 동적 응력성분과의 관계 및 동적변위 성분과의 관계 그리고 동적 에너지 해방률과의 관계 등을 아는 것은 매우 중요하다.

지금까지 많은 연구가들이 복합재료의 응력해석 및 파괴역학 문제에 대하여 연구하여 왔으나 그들은 주로 정적인 하중을 받는 복합재료의 응력해석과 파괴역학에 대하여 연구^(1~6)하였고 그리고 복합재료가 동적인 하중을 받는 경우에서는 주로 모드 I 과 II에 대하여 연구^(7~9)을 하였으나 아직까지 미미한 상태이다. 특히 직교 이방성체의 동적모드 III 하중상태에서 균열이 진행되는 이동균열선단 부근의 동적 응력성분 및 동적 변위성분에 대한 연구로는 Achenbach 등이⁽¹⁰⁾ 수치해석적인 방법으로 연구한 바가 있으나, 동적 응력확대계수와 동적 응력성분과의 관계가 확실하지 않으며 또 직교 이방성체에 대한 모드 III 상태하에서 동적응력장 및 동적변위장과 응력확대계수와의 관계를 나타내는 방정식은 연구된 적이 없다. 따라서 직교 이방성체에 대한 균열이 고속으로 진행되는 경우, 모드 III 상태하에서 동적응력장 및 동적변위장과 동적 응력확대계수와의 관계식을 유도하는 것은 동적 복합체의

파괴역학을 연구하는데 매우 중요하다.

그리하여 본 논문에서는 직교 이방성체가 동적모드 III 하중을 받을 때 균열이 균열 선단에서 x 축 방향으로 일정한 속도 c 로 진행하는 경우 동적 응력확대계수와 동적 응력성분과의 관계식과 그리고 동적 변위성분과의 관계식을 유도하였다. 그리고 본 연구에서 유도한 모드 III 상태하의 동적 응력성분과 동적변위성분을 균열이 미소량으로 진전할 때 균열면이 생성되기 위한 에너지량은 균열을 닫기 위한 필요 에너지량과 같다는 균열 닫힘이론⁽¹¹⁾에 적용하여 동적 에너지 해방률과 동적 응력확대계수와의 관계식을 유도하였다.

그리고 본 연구에서 얻은 동적 응력 성분들과 동적 변위성분을 이용하여 고속균열의 진행 특성에 대하여 연구하였다.

2. 고속균열 동적상태에 대한 모드 III 응력장과 변위장

이방성체가 순수 비틀림 모멘트를 받을 때 응력과 변형률의 관계식은 방정식(1)과 같다.⁽²⁾

$$\begin{vmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} C_{44} & C_{45} \\ C_{45} & C_{55} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} r_{yz} \\ r_{xz} \end{vmatrix} \quad (1)$$

재료의 탄성주축과 균열선단의 기준 좌표축이 일치하지 않는 경우는 탄성계수 C_{44} , C_{55} , C_{45} 는 모두 존재하지만 탄성주축과 기준좌표축이 일치하는 경우는 $C_{45}=0$ 이 되어 C_{44} , C_{55} 만 존재한다. 방정식(1)에서 변형률은 방정식(2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$r_{yz} = \frac{\partial W}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial Z} \quad r_{xz} = \frac{\partial W}{\partial X} + \frac{\partial U}{\partial Z} \quad (2)$$

모드 III 상태의 평면문제에서 변위 $U=V=0$ ⁽²⁾가 되므로 방정식(2)를 방정식(1)에 대입하면 방정식(3)과 같다.

$$\begin{aligned} \tau_{yz} &= C_{44} \frac{\partial W}{\partial Y} + C_{45} \frac{\partial W}{\partial X} \quad \tau_{xz} = C_{45} \frac{\partial W}{\partial Y} \\ &+ C_{55} \left(\frac{\partial W}{\partial X} \right) \end{aligned} \quad (3)$$

그리고 모드 III 동적상태의 평형 방정식⁽¹⁰⁾은

$$\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial X} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial Y} = \rho \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad (4)$$

이며, 방정식(3)을 방정식(4)에 대입하면 방정식

(5)와 같다.

$$C_{55} \frac{\partial^2 W}{\partial X^2} + 2C_{45} \frac{\partial^2 W}{\partial X \partial Y} + C_{44} \frac{\partial^2 W}{\partial Y^2} = \rho \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad (5)$$

기준좌표계 (X, Y) 와 크랙이 x 축을 따라 속도 c 로 진행할 때 시간에 따라 움직이는 동좌표계 (x, y) 와의 관계는 방정식(6)로 나타낸다.

$$x = X - ct, \quad y = Y, \quad t = t \quad (6)$$

방정식(6)을 이용하여 방정식(5)을 좌표변환하면

$$C_{55} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + 2C_{45} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} + C_{44} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = \rho c^2 \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \quad (7)$$

다시 방정식(7)은 방정식(8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + 2\alpha \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} + \beta \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = 0 \quad (8)$$

여기서

$$\alpha = \frac{C_{45}}{C_{55}(1-M^2)}, \quad \beta = \frac{C_{44}}{C_{55}(1-M^2)},$$

$$M = \frac{c}{C_s}, \quad C_s = \left(\frac{C_{55}}{\rho} \right)^{1/2}$$

균열의 속도와 물성치에 의존하는 복소함수 z 를 방정식(9)와 같이 두면

$$z = x + my \quad (9)$$

여기서 m 은 재료의 물성치와 균열의 전파속도에 의존된다.

방정식(9)을 방정식(8)에 대입하면 방정식(10)로 나타낼 수 있다.

$$(\beta m^2 + 2\alpha m + 1) \frac{\partial^2 W}{\partial z^2} = 0 \quad (10)$$

따라서 방정식(10)의 일반해는 방정식(11)과 같이 표현된다.

$$W(z) = \Omega(z_1) + \overline{\Omega(z_2)} = 2Re\Omega(z_1) \quad (11)$$

$$\text{여기서 } z_1 = x + m_1 y, \quad \overline{z_2} = x + m_2 y, \quad m_1 = \overline{m_2}$$

그리고 특성근 m_1 는 방정식(10)의 특성근이고 방정식(12)와 같다.

$$m_1 = \overline{m_2} = \frac{-\alpha + i\sqrt{(\beta - \alpha^2)}}{\beta}$$

$$= \frac{-C_{45} + i\sqrt{C_{44}C_{55}(1-M^2) - C_{45}^2}}{C_{44}} \quad (12)$$

여기서 특성근 m_1 는 복소수이므로 $\sqrt{\beta} > \alpha, \beta > 0$ 이다.

그리하여 방정식(11)을 복소함수 z 로 미분하여 방정식(3)에 대입하면 응력성분 τ_{yz}, τ_{xz} 는 방정식(13)과 (14)로 된다.

$$\tau_{yz} = 2Re[(C_{44}m_1 + C_{45})\Omega'(z_1)] = 2ReD_1\Omega'(z_1) \quad (13)$$

$$\tau_{xz} = 2Re[(C_{45}m_1 + C_{55})\Omega'(z_1)] = 2ReD_2\Omega'(z_1) \quad (14)$$

여기서 $D_1 = C_{44}m_1 + C_{45}, D_2 = C_{45}m_1 + C_{55}$ 이다.

균열의 표면 $(\theta = \pi, -\pi)$ 에서는 수직방향으로 응력(y 방향의 응력)이 작용하지 않으므로 전단응력 $\tau_{yz} = 0$ 가 된다. 따라서 방정식(15)와 같은 복소함수식이 성립된다.

$$\tau_{yz} = 2ReD_1[\Omega'(z_1) - \overline{\Omega'(z_1)}] = 0 \quad (15)$$

복소함수 $\Omega(z_1)$ 는 멱급수 형태로 나타내면

$$\Omega(z_1) = \sum_n C_n z_1^n = \sum_n C_n r_1 e^{i\lambda n \theta_1} \quad (16)$$

와 같이 된다. C_n : 복소상수, λ_n 은 나중에 결정될 어질 실수의 고유치이다. 방정식(16)을 방정식(15)에 대입하면 방정식(17)이 된다.

$$C_n e^{i\lambda n \pi} - \overline{C_n} e^{-i\lambda n \pi} = 0 \quad \text{at } \theta = \pi \quad (17a)$$

$$C_n e^{-i\lambda n \pi} - \overline{C_n} e^{i\lambda n \pi} = 0 \quad \text{at } \theta = -\pi \quad (17b)$$

방정식(17)은 다시 방정식(18)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left| \begin{array}{c} e^{i\lambda n \pi} - e^{-i\lambda n \pi} \\ e^{-i\lambda n \pi} - e^{i\lambda n \pi} \end{array} \right| \left| \frac{C_n}{\overline{C_n}} \right| = 0 \quad (18)$$

그리고 방정식(17)이 어떠한 $C_n, \overline{C_n}$ 에 의하여서도 성립하기 위하여서는 그 계수 행렬이 0이 되어야 한다. 따라서 방정식(18)은 방정식(19)로 된다.

$$\sin 2\pi \lambda_n = 0, \quad \lambda_n = n/2$$

$$(n = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots) \quad (19)$$

그리고 방정식(17)로부터

$$C_n (\cos \lambda_n \pi + i \sin \lambda_n \pi) = \overline{C_n} (\cos \lambda_n \pi - i \sin \lambda_n \pi) \quad (20)$$

위의 관계에서 다음과 같은 관계가 얻어진다.

$$C_n = \begin{cases} -iC_n^+ & : n = \text{odd} \\ C_n^+ & : n = \text{even} \end{cases} \quad (21)$$

여기서 C_n^+ 는 실수상수이다.

동적모드 III 상태의 응력확대계수는 다음과 같이 정의된다.

$$K_{III} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} (\tau_{yz})_{\theta=0} \quad (22)$$

방정식 (16)에서

$$\Omega'(z_1) = \sum_n (\lambda_n C_n r^{\lambda_n - 1})_{\theta=0} \quad (23)$$

이 되고 $n=1$ 인 경우가 균열선단 부근의 응력장을 나타내며, $n=1$ 인 경우 방정식 (19) (21)을 방정식 (23) 대입하면 방정식 (24)가 얻어진다.

$$\Omega'(z_1) = -\frac{1}{2} i C_1^+ r^{-1/2} \quad (24)$$

방정식 (24)을 방정식 (13)에 대입하면

$$\tau_{yz} = 2Re D_1 \Omega'(z_1) = C_1^- r^{-1/2} I_m(D_1) \quad (25)$$

가 되고 방정식 (25)을 방정식 (22)에 대입하면 방정식 (26)이 된다.

$$K_{III} = (2\pi)^{1/2} I_m(D_1) C_1^+ \quad (26)$$

따라서 상수 C_n^+ 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$C_n^+ = \frac{K_n^+}{(2\pi)^{1/2} I_m(D_1)} \quad (27)$$

방정식 (27)을 방정식 (16)에 대입하여 복소함수 z 로 편미분하면 방정식 (28)과 같다.

$$\begin{aligned} \Omega'(z_1) = & \sum_{n=odd} \frac{n}{2(2\pi)^{1/2}} \frac{1}{D_1} K_n^+ z_1^{n/2-1} \\ & + \sum_{n=even} \frac{n}{2(2\pi)^{1/2}} \frac{i}{D_1} K_n^+ z_1^{n/2-1} \end{aligned} \quad (28)$$

여기서 $n=1$ 일 때 K_n^+ 는 동적 응력확대계수를 나타내므로 $K_n^+ = K_{III}$ 이다. 그리고 Fig. 1에서 처럼 균열의 진행속도와 재료의 물성치에 의존하는 특성근 m_1 을 사용한 좌표계 (r_1, θ_1)와 이동 균열선단을 원점으로 한 좌표계 (r, θ)로부터 θ, θ_1 그리고 r, r_1 의 관계를 이용하여 방정식 (29)을 얻을 수 있다.

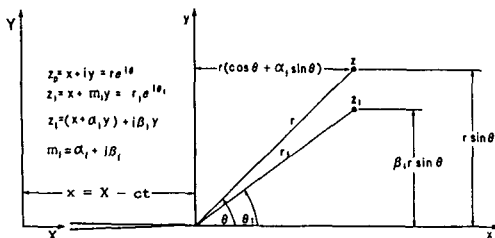


Fig. 1 Coordinate system and transformation relations used in the constant crack velocity

$$\begin{aligned} \Omega'(z_1) = & \frac{1}{2(2\pi)^{1/2}} \frac{1}{D_1} K_{III} (r \cos \theta \\ & + m_1 r \sin \theta)^{-1/2} \end{aligned} \quad (29)$$

방정식 (29)을 방정식 (13)과 (14)에 대입하면 최종적으로 고속균열 동적상태의 응력성분 τ_{yz}, τ_{xz} 을 얻을 수 있다.

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{(2\pi r)^{1/2}} Re \frac{1}{(\cos \theta + m_1 \sin \theta)^{1/2}} \quad (30)$$

$$\tau_{xz} = \frac{K_{III}}{(2\pi r)^{1/2}} Re \frac{D_2/D_1}{(\cos \theta + m_1 \sin \theta)^{1/2}} \quad (31)$$

그리고 방정식 (29)를 방정식 (11)에 대입함으로 동적고속 균열상태의 변위량이 얻어진다.

$$\begin{aligned} W = & \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{1/2} Re \frac{K_{III}}{D_1} (\cos \theta + m_1 \sin \theta)^{1/2} \\ & \left(\frac{2r}{\pi}\right)^{1/2} \frac{K_{III}}{S} I_m[\cos \theta + m_1 \sin \theta]^{1/2} \end{aligned} \quad (32)$$

여기서 $S = \sqrt{C_{44} C_{55} (1 - M^2) - C_{45}^2}$ 이다.

방정식 (30), (31) (32)에서 특성근 m_1 은 재료의 물성치 C_{44}, C_{45}, C_{55} 와 균열의 진행속도 c 등에 영향을 받으며 균열이 진행하지 않는 경우라면 물성치만의 영향을 받는다. 따라서 방정식 (30), (31), (32)에서 균열의 진행속도 c 을 0으로 하면 Sih 등이 유도⁽²⁾한 직교 이방성체의 정적인 상태와 일치함을 알 수 있다.

3. 에너지해방률과 응력확대계수와의 관계

균열닫힘 에너지 이론 (crack closure energy)⁽¹²⁾에서 응력확대계수와 에너지해방률과의 관계는 다음과 같다.

$$G = \lim_{\Delta \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta} \int_0^{\Delta} \tau_{yz} W dx \quad (33)$$

여기서 Δ 는 균열의 미소 진전량이며 τ_{yz} 는 균열 끝의 앞경로 부분에서 응력을 의미하며 변위 W 는 진행하는 균열의 뒷부분에서 변위를 나타낸다. 따라서 방정식 (30), (32)은 방정식 (34), (35)와 같이 나타낸다.

$$(\tau_{yz})_{\theta=0} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi x}} \quad (34)$$

$$(W)_{\theta=\pi} = \sqrt{\frac{2(\Delta-x)}{\pi}} \frac{K_{III}}{S} \quad (35)$$

방정식(34)와 (35)을 방정식(33)에 대입하면 방정식(36)이 된다.

$$G = \frac{K_{II}^2}{2} \frac{1}{S} \quad (36)$$

방정식(36)은 직교 이방성체의 응력확대계수 값과 에너지해방률과의 관계를 나타낸 식이고 특히 탄성주축과 좌표축이 일치하는 경우에는 물성치 $C_{45}=0$ 가 된다.

4. 탄성주축과 기준좌표축의 변화에 따른 탄성계수

Fig. 2와 같이 무한판이 모드 III 하중을 받는 경우에서 탄성주축(L, T, V)과 기준좌표축(x, y, z)이 일치하는 경우에 응력과 변위의 관계는 방정식(37)이 성립한다.

$$\begin{bmatrix} \tau_{TV} \\ \tau_{LV} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{C}_{44} & 0 \\ 0 & \overline{C}_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r_{TV} \\ r_{LV} \end{bmatrix} \quad (37)$$

여기서 $\overline{C}_{44}=G_{TV}$, $\overline{C}_{55}=G_{LV}$ 이며 L 은 복합재료의 파이버 방향, T 는 파이버의 직각방향, V 는 LT 평면에 직각방향을 나타낸다. 탄성주축과 기준좌표축이 일치하지 않은 경우에 탄성주축의 응력성분 및 변위성분과 기준좌표축의 응력성분 및 변위성분과의 관계는 방정식(38)(39)이다.

$$\begin{bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} \tau_{TV} \\ \tau_{LV} \end{bmatrix} \quad (38)$$

$$\begin{bmatrix} r_{yz} \\ r_{xz} \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} r_{TV} \\ r_{LV} \end{bmatrix} \quad (39)$$

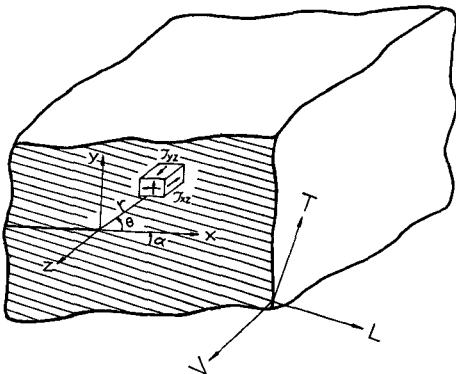


Fig. 2 The stress component in the vicinity of crack tip

여기서 계수 매트릭스 $[T] = \begin{bmatrix} \ell & -m \\ m & \ell \end{bmatrix}$, $\ell = \cos\alpha$,

$m = \sin\alpha$ 이며

α 는 파이버 방향과 균열의 방향과 이루는 각도를 나타낸다. 그리고 탄성주축과 좌표축이 일치하지 않는 일반적인 응력과 변위의 관계는 방정식(40)과 같다.

$$\begin{bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{44} & C_{45} \\ C_{45} & C_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r_{yz} \\ r_{xz} \end{bmatrix} \quad (40)$$

방정식(38)과 (39)을 방정식(37)에 대입하면 방정식(41)을 얻는다.

$$\begin{bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} C_{44} & 0 \\ 0 & C_{55} \end{bmatrix} [T]^{-1} \begin{bmatrix} r_{yz} \\ r_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ell^2 \overline{C}_{44} + m^2 \overline{C}_{55} & \ell m (\overline{C}_{44} - \overline{C}_{55}) \\ \ell m (\overline{C}_{44} - \overline{C}_{55}) & m^2 \overline{C}_{44} + \ell^2 \overline{C}_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r_{yz} \\ r_{xz} \end{bmatrix} \quad (41)$$

따라서 방정식(40)과 방정식(41)에서 탄성주축과 기준좌표축이 일치하지 않는 경우에 탄성계수 C_{44} , C_{45} , C_{55} 는 방정식(42)와 같이 된다.

$$\begin{aligned} C_{44} &= \ell^2 \overline{C}_{44} + m^2 \overline{C}_{55} = G_{TV} \cos^2\alpha + G_{LV} \sin^2\alpha \\ C_{45} &= \ell m (\overline{C}_{44} - \overline{C}_{55}) = (G_{TV} - G_{LV}) \sin\alpha \cos\alpha \\ C_{55} &= m^2 \overline{C}_{44} + \ell^2 \overline{C}_{55} = G_{TV} \sin^2\alpha + G_{LV} \cos^2\alpha \end{aligned} \quad (42)$$

방정식(42)는 탄성주축 방향의 물성치 G_{LV} , G_{TV} 을 알면 파이버 방향(L)에서 임의의 각도 α 로 경사진 방향의 탄성계수 C_{44} , C_{45} , C_{55} 을 얻을 수 있다.

5. 동적 모드 III 상태의 균열진행 특성

5.1 동적 응력성분과 동적변위 성분의 실수 함수식

고속균열의 특성을 얻기위하여 먼저 방정식(30), (31), (32)을 실수 함수식으로 나타내어야 하므로 먼저 방정식(12)의 특성근을 방정식(43)으로 나타낸다.

$$m_1 = \frac{-\alpha + i\sqrt{\beta - \alpha^2}}{\beta} = \alpha_1 + i\beta_1, \quad \sqrt{\beta} > \alpha, \beta > 0 \quad (43)$$

여기서 $\alpha_1 = -\alpha/\beta$, $\beta_1 = \sqrt{\beta - \alpha^2}/\beta$ 이다.

그리고 방정식(28)은 방정식(44)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\Omega'(z_1) = \frac{nK_n^+}{2\sqrt{2\pi}} r_1^{\frac{n}{2}-1}$$

$$\begin{cases} \left\{ \frac{1}{D_1} [\cos(\frac{n}{2}-1)\theta_1 + i\sin(\frac{n}{2}-1)\theta_1] \right\} : n \text{ odd} \\ \left\{ \frac{i}{D_1} [\cos(\frac{n}{2}-1)\theta_1 + i\sin(\frac{n}{2}-1)\theta_1] \right\} : n \text{ even} \end{cases} \quad (44)$$

방정식(44)을 방정식(13)(14)에 대입하면 방정식(45)와 (46)을 얻을 수 있다.

$$\tau_{yz} = \frac{nK_n^+}{\sqrt{2\pi}} r_1^{\frac{n}{2}-1} \begin{cases} \cos(\frac{n}{2}-1)\theta_1 : n \text{ odd} \\ -\sin(\frac{n}{2}-1)\theta_1 : n \text{ even} \end{cases} \quad (45)$$

$$\tau_{yz} = \frac{nK_n^+}{\sqrt{2\pi}} r_1^{\frac{n}{2}-1} \begin{cases} p\cos(\frac{n}{2}-1)\theta_1 + q\sin(\frac{n}{2}-1)\theta_1 : n \text{ odd} \\ -p\sin(\frac{n}{2}-1)\theta_1 + q\cos(\frac{n}{2}-1)\theta_1 : n \text{ even} \end{cases} \quad (46)$$

여기서 $n > 0, n = \text{정수}$

$$p = \frac{C_{45}}{C_{44}}, q =$$

$$C_{44}C_{55} - \frac{C_{45}^2}{C_{44}\sqrt{C_{44}C_{55}(1-M^2)} - C_{45}^2}$$

따라서 균열선단에서 응력($n=1$)은 방정식(47)과 (48)과 같다.

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\frac{\theta_1}{2} f_1(\theta) \quad (47)$$

$$\tau_{xz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} (p\cos\frac{\theta_1}{2} - q\sin\frac{\theta_1}{2}) f_1(\theta) \quad (48)$$

여기서

$$f_1(\theta) = [\cos^2(\theta) + (\alpha_1^2 + \beta_1^2)\sin^2\theta + \alpha_1\sin 2\theta]^{-1/4}$$

$$\theta_1 = \tan^{-1}\left(\frac{\beta_1 \tan \theta}{1 + \alpha_1 \tan \theta}\right)$$

따라서 원주방향의 전단응력은 방정식(49)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{\theta z} = \sigma_{yz} \cos \theta - \sigma_{xz} \sin \theta \quad (49)$$

특히 탄성주축과 좌표축이 일치하는 직교 이방성체에 있어서 물성치 $C_{45}=0$ 이 되고 이 경우에 원주방향의 전단응력은 방정식(50)과 같이 된다.

$$\tau_{\theta z} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} f_1'(\theta) (\cos\frac{\theta_1'}{2} \cos \theta + \frac{C_{55}}{C_{44}} \sqrt{\beta} \sin\frac{\theta_1'}{2} \sin \theta) \quad (50)$$

여기서 $f_1'(\theta) = (\cos^2\theta + (1/\beta)\sin^2\theta)^{-1/4}$,

$$\theta_1' = \tan^{-1}\left(\frac{1}{\sqrt{\beta}} \tan \theta\right)$$

크랙의 진행속도가 어떤 임계속도에 도달하면 크랙의 진행방향과는 다른방향의 각도에서 최대 전단응력이 발생한다. 뿐만 아니라 직교 이방성체의 경우에 있어서는 물성치 G_{LIV}, G_{TV} 의 변화에 따라 원주방향으로 작용하는 최대 전단응력의 각도가 달라진다.

변위장에 대한 경우는 방정식(44)을 복소함수 z 에 대하여 적분하여 방정식(11)에 대입하면, 모드 III인 경우에 대한 Z 방향의 변위는 방정식(51)과 같이 나타낼 수 있다.

$$W = \frac{K_n^+}{\sqrt{2\pi}} r_1^{\frac{n}{2}} \begin{cases} \frac{2}{S} \sin(\frac{n}{2})\theta_1 : n \text{ odd} \\ \frac{2}{S} \cos(\frac{n}{2})\theta_1 : n \text{ even} \end{cases} \quad (51)$$

여기서 $n > 0, n = \text{정수}$,

$$S = \sqrt{C_{44}C_{55}(1-M^2) - C_{45}^2}$$

따라서 방정식(51)로부터 균열선단의 변위장($n=1$ 인 경우)은 방정식(52)와 같다.

$$W = K_{III} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \frac{1}{S} \sin\frac{\theta_1}{2} / f_1(\theta) \quad (52)$$

방정식(45), (46) 그리고 (51)에서 $n < 0$ 인 경우는 균열선단에서 즉 $r \approx 0$ 에서 변위 W 는 무한대값을 가지므로 물리적인 의미로서 부합되지 않는다. 그리고 $n=0$ 인 경우는 응력은 0이고 변위는 r 에 관계없이 일정한 변위를 갖는 강체 변위이다. 따라서 균열을 가진 탄성체 내에서 응력과 변위가 존재하는 경우는 n 는 정수이고 $n > 0$ 이다.

그리고 본 연구에서 유도한 등속 균열선단에서의 응력성분과 변위성분의 방정식(47), (48), (52)은 균열의 진행속도가 0인 경우는 기존유도된 정적상태⁽²⁾와 일치하며, 물성치 $C_{45}=0$ 이고 $C_{44}=C_{55}$ 인 경우는 기존 유도된 등방성체의 등속 균열선단의 응력장 및 변위장⁽¹²⁾과 일치한다. 따라서 이러한 사실들은 본 연구에서 유도한 식들이 타당하다고 할 수 있다.

5.2 직교 이방성재료의 적용결과 및 고찰

무한판에 모드 III 하중이 작용하는 경우, 균열선단 부근에서 응력성분은 Fig. 2와 같으며 응력 및 변위 분포상태를 알기 위하여 적용된 직교 이방성

체의 물성치 G_{LV}, G_{TV} 의 비, 즉 $G_{LV}/G_{TV}=2$ 이다.

균열의 진행속도를 $M=c(\rho/C_{55})^{1/2}$ 라 하고 전단파의 진행속도를 $C_s=(C_{55}/\rho)^{1/2}$ 라 할 때, M 은 균열의 진행속도와 전단파의 속도비, 즉 $M=c/C_s$ 를 나타낸다. $M>1$ 이되면 방정식(8)에서 $\beta<0$ 이므로 방정식(12)의 조건에 부합되지 않는다. 이것은 균열진행속도는 전단 응력파의 속도 $C_s=(C_{55}/\rho)$ 보다 더 빨리 진행할 수 없다는 것을 의미한다. 따라서 본 연구에서는 균열의 진행속도를 $M=0$ 에서 $M=0.9$ 까지 변화시키면서 균열선단의 응력 및 변위상태를 비교하였다.

Fig. 3은 순수모드 III 상태에서 파이버와 균열의 각도 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 균열선단부근의 응력성분 τ_{xz} 을 무차원화 한 τ_{xz}/\bar{K}_{III} 을 균열선단 부근의 각도 θ 에 대하여 나타내고 있다. 균열정지 상태에서는 $\theta=\pm 180^\circ$ 에서 절대 최대치 무차원 응력 τ_{xz}/\bar{K}_{III} 가 발생하나, 균열속도가 $M=0.7, 0.8$ 인 경우에는 $\theta=\pm 100^\circ$ 에서, $M=0.9$ 인 경우에는 $\theta=\pm 90^\circ$ 에서 절대최대치 τ_{xz}/\bar{K}_{III} 가 발생한다. 그리고 균열의 진행속도가 증가할수록 무차원 응력은 증가하며 $\theta=0^\circ$ 을 중심으로 무차원 응력값은 서로 반대값을 가진다.

Fig. 4은 파이버와 균열의 각도 $\alpha=0^\circ$ 인 경우와 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 대하여 무차원 응력 τ_{xz}/\bar{K}_{III} 을 비교한 것이다. 균열정지 상태에서는 θ 에 관계없이 $\alpha=0^\circ$ 인 경우가 $\alpha=90^\circ$ 인 경우보다 절대 무차원 응력 τ_{xz}/\bar{K}_{III} 은 더 크다. 그리고 $\alpha=0^\circ$ 인 경우에는 $C_{55}=G_{LV}$ 이고 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에는 $C_{55}=G_{TV}$ 가 되며 $G_{LV}/G_{TV}=2$ 이다. 따라서 $M=c(\rho/C_{55})^{1/2}=c/C_s$ 에서 $\alpha=0^\circ$ 인 경우와 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 동일한 M 값으로 균열이 진행할 때, $\alpha=0^\circ$ 인 경우가 $\alpha=90^\circ$ 인 경우보다 균열의 속도가 더 빠르다. 따라서 같은 균열의 진행속도 상태에서 $\alpha=0^\circ$ 와 $\alpha=90^\circ$ 을 서로 비교하면 $\alpha=90^\circ$ 인 경우의 균열이 $M=0.9$ 의 속도로 진행할 때의 속도는 $\alpha=0^\circ$ 인 경우의 균열이 $M=0.636$ 로 진행하는 속도와 같다. 균열의 속도가 $\alpha=0^\circ, M=0.636$ 와 $\alpha=90^\circ, M=0.9$ 의 경우와 같이 동일한 균열속도로 진행할 때는 $80^\circ < |\theta| < 130^\circ$ 범위를 제외하고 대체로 $\alpha=0^\circ$ 인 경우의 응력치가 $\alpha=90^\circ$ 인 경우의 응력치보다 크나, 절대최대치 응력은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 더 크며 절대 최대치가 발생하는 위치는 $\alpha=0^\circ$ 인 경우는 $\theta=\pm 180^\circ$ 이고 $\alpha=90^\circ$ 인 경우는 $\theta=\pm 90^\circ$ 이다.

Fig. 5은 순수모드 III 상태에서 파이버와 균열의

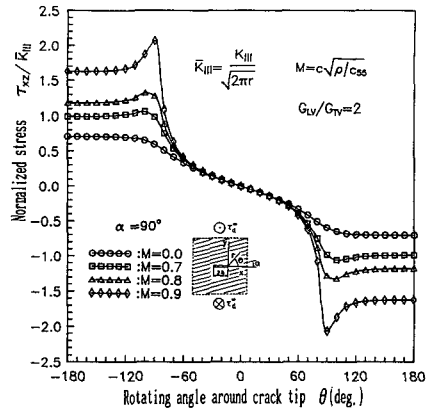


Fig. 3 Variation of τ_{xz}/\bar{K}_{III} with crack speed in the vicinity of crack tip

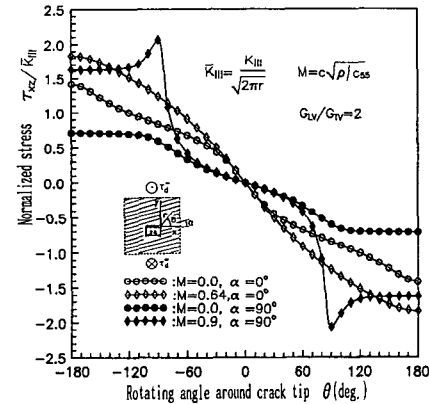


Fig. 4 Variation of τ_{xz}/\bar{K}_{III} with α in the vicinity of crack tip

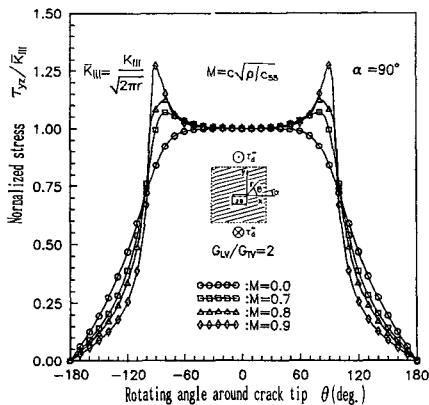


Fig. 5 Variation of τ_{yz}/\bar{K}_{III} with crack speed in the vicinity of crack tip

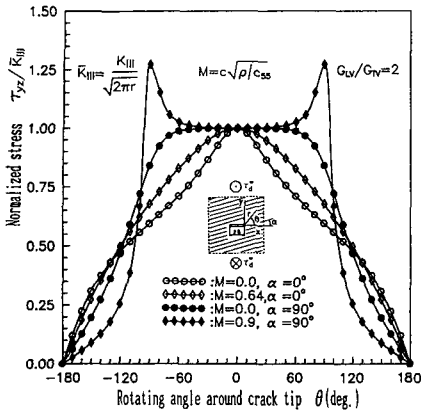


Fig. 6 Variation of τ_{yz}/\bar{K}_{III} with α in the vicinity of crack tip

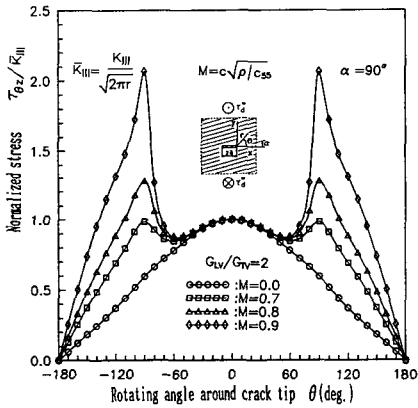


Fig. 7 Variation of $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ with crack speed in the vicinity of crack tip

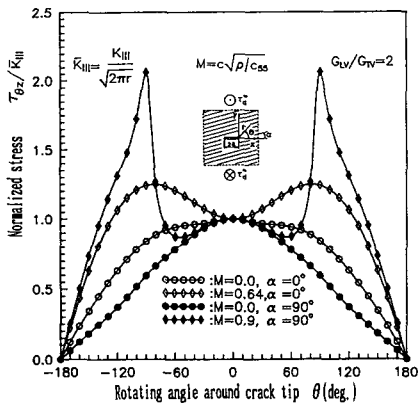


Fig. 8 Variation of $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ with α in the vicinity of crack tip

각도 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 균열 선단부근의 무차원 응력 τ_{yz}/\bar{K}_{III} 을 나타내고 있다. 균열 정지상태($M=0$)에서, $|\theta|<60^\circ$ 에서는 거의 일정한 값을 유지하다가, $|\theta|>60^\circ$ 에서는 급격히 감소함을 알 수 있다. 그리고 균열의 속도가 $M=0.7$ 이상인 경우에는, $|\theta|<40^\circ$ 에서는 거의 일정한 값을 가지다가, $|\theta|>40^\circ$ 이후에는 증가후 다시 감소함을 알 수 있다. $M=0.7, 0.8$ 에서는 $\theta=\pm 80^\circ$ 에서, $M=0.9$ 에서는 $\theta=\pm 90^\circ$ 에서 최대치 무차원 응력 τ_{yz}/\bar{K}_{III} 가 발생하며, 균열의 진행속도가 고속일수록 그 크기는 더욱 더 크다.

Fig. 6은 파이버와 균열의 각도 $\alpha=0^\circ$ 인 경우와 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 대하여 무차원 응력 τ_{yz}/\bar{K}_{III} 을 비교한 것이다. 균열 정지 상태나 균열진행 상태에 관계없이 최대치 무차원 응력 τ_{yz}/\bar{K}_{III} 은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 더 크며, 그 위치는 $\alpha=0^\circ$ 인 경우에는 균열의 진행속도에 관계없이 $\theta=0^\circ$ 에서, $\alpha=90^\circ$ 인 경우의 균열정지 상태인 경우에는 $|\theta|<60^\circ$ 에서는 거의 비슷하다가 급속히 감소함을 알 수 있다. 그러나 균열이 $M=0.9$ 로 진행되는 경우에는 $|\theta|<60^\circ$ 에서 거의 비슷하다가 급속히 증가하여 $\theta=\pm 90^\circ$ 에서 각각 τ_{yz}/\bar{K}_{III} 의 최대값을 가진다.

Fig. 7은 순수모드 III 상태에서 파이버와 균열의 진행방향과 각도 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에, 균열선단 부근의 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 을 나타내고 있다. 균열정지 상태에서는 $\theta=0^\circ$ 에서, 즉 균열진행 방향에서 최대치 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 이 발생한다. 그러나 균열이 고속이 되면 $\theta=\pm 90^\circ$ 방향에서 최대치 무차원 응력이 발생한다. 이것은 균열의 진행이 고속이 되면 균열은 약 $\theta=\pm 90^\circ$ 방향으로 진행한다고 볼 수 있으며 이것이 바로 분지 균열의 원인이 된다. 그리고 균열이 고속일수록 최대치 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 은 더욱 증가한다.

Fig. 8은 파이버와 균열의 진행 방향과 이루는 각도 $\alpha=0^\circ$ 인 경우와 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 대하여 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 을 비교한 것이다. 균열 정지상태에서 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 은 대체로 $\alpha=0^\circ$ 인 경우가 $\alpha=90^\circ$ 인 경우보다 더 크나, 최대치 무차원 응력 $\tau_{\theta z}/\bar{K}_{III}$ 은 α 에 관계없이 $\theta=0^\circ$ 에서 발생하고 그 크기는 $\alpha=0^\circ$ 인 경우나 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 같다. 균열이 고속인 경우에는 $\theta=\pm 90^\circ$ 근방에서 응력이 최대로 발생하며 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 응력이 더 크게 작용함을 알 수 있다.

Fig. 3~8에서 보듯이 균열 진행속도가 응력성분 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 에 미치는 영향은 α 에 관계없이 $\tau_{xz} > \tau_{\theta z} > \tau_{yz}$ 의 순이며 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 균열속도가 응력에 미치는 영향이 더 크며 균열이 고속일수록 그 영향은 더욱 더 크다. 이것은 균열 정지상태에서 균열이 고속으로 진행할 때 균열선단에서 발생하여 진행되는 응력파는 이방성의 영향으로 간섭을 받게된다고 생각된다. 이러한 간섭은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 크다고 생각되며 또한 $x-y$ 평면에서 균열진행 방향(x 방향)과 일치하는 응력성분 τ_{xz} 가 더 많은 영향을 받는다고 하겠다. 그리고 주축방향 변화 즉 $\alpha=0^\circ$ 에서 $\alpha=90^\circ$ 로 변화할 때 균열선단의 응력 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 에 미치는 영향은 최대로 영향을 미치는 위치 θ 에서 대체로 $\tau_{xz} > \tau_{\theta z} > \tau_{yz}$ 순이며 균열이 고속일수록 응력에 미치는 영향의 크기는 더욱더 크다. 이러한 현상은 균열 정지상태의 경우 $x-y$ 평면에서 균열의 방향과 응력성분 방향이 일치하는 응력 성분 τ_{xz} 가 보강 방향의 변화에 영향을 가장 많이 받으며, 고속 균열에서 이러한 영향을 더욱 더 많이 받는다는 것은 균열이 고속 일수록 균열선단에서 발생하는 응력파의 속도는 더욱 더 고속이 되므로 응력파의 방향과 일치하는 응력성분 τ_{xz} 는 α 가 변할 때 가장 크게 변하고 균열이 고속일수록 이러한 변화는 더욱 더 심하다.

그리고 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 의 최대치 크기의 순서는 균열 정지상태에서 $\alpha=0^\circ$ 인 경우는 $\tau_{xz} > \tau_{yz} > \tau_{\theta z}$ 순이고 $\alpha=90^\circ$ 인 경우는 $\tau_{yz} = \tau_{\theta z} > \tau_{xz}$ 이다. 균열이 $\alpha=0^\circ$, $M=0.636$ 와 $\alpha=90^\circ$, $M=0.9$ 로 동일한 속도로 진행되는 경우의 각각의 크기는 $\tau_{xz} > \tau_{\theta z} > \tau_{yz}$ 와 $\tau_{\theta z} > \tau_{xz} > \tau_{yz}$ 의 순이다. 이것은 최대응력은 균열정지 상태에서는 물성치의 영향을 주로받고 균열이 고속으로 진행되는 경우에는 균열의 속도에 영향을 많이 받는다는 것을 알 수 있다.

Fig. 9은 동적모드 III 상태에서 파이버와 균열의 각도 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 균열선단 부근의 무차원 변위 W/K_{III}^* 을 나타내고 있다. 균열의 진행속도에 관계없이 $\theta=0^\circ$ 에서 W/K_{III}^* 는 0이며, $\theta=\pm 180^\circ$ 에서 최대 W/K_{III}^* 가 발생하고 균열의 진행속도가 고속일수록 W/K_{III}^* 은 더욱 더 증가함을 알 수 있다. 이러한 사실은 균열선단의 x 축을 중심으로 모드 III 하중이 작용하는 경우 $\theta=0^\circ$ 에서 변위가 발생하지 않으며 균열의 표면에서 최대의 변위가 발생한다는 것은 당연하며 물리적인 의미에서도 부합

된다.

Fig. 10은 순수동적 모드 III의 하중을 받아 균열이 진행되는 복합체의 경우 파이버 방향과 균열진행 방향과 이루는 각도 $\alpha=0^\circ$ 인 경우와 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에 대하여 무차원 변위 W/K_{III}^* 을 비교한 것이다. 일반적으로 최대 변위 W 는 α 와 균열 전파 속도 M 에 관계없이 $\theta=\pm 180^\circ$ 에서 발생한다고 생각이 되어나 그러나 $\alpha=0^\circ$ 인 경우의 균열정지 상태에서는 $140^\circ < |\theta| < 180^\circ$ 에서 거의 비슷한 최대 변위가 발생하고 있음을 알 수 있다. 그리고 최대 변위는 균열정지 상태인 경우에는 $\alpha=0^\circ$ 인 경우나 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 거의 비슷하며 균열의 속도가 고속인 경우에는 $\alpha=90^\circ$ 가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 최대치 W/K_{III}^* 가 더 크다. 따라서 균열속도가 변위에 미치는 영향은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 더

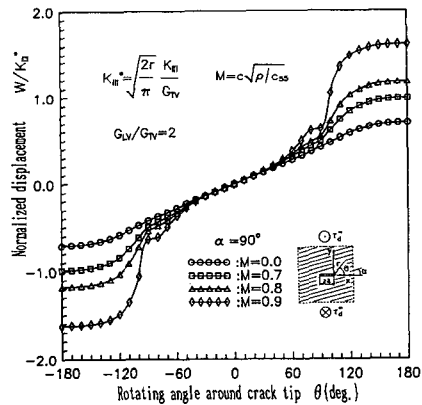


Fig. 9 Variation of W/K_{III}^* with crack speed in the vicinity of crack tip

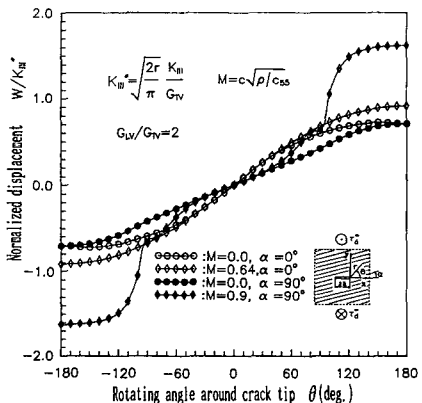


Fig. 10 Variation of W/K_{III}^* with α in the vicinity of crack tip

크며 또한 균열이 고속일수록 그 영향은 더욱 더 크다. 이러한 현상은 균열이 파이버에 수직한 방향으로 진행되는 경우의 응력파는 파이버 방향으로 진행되는 경우의 응력파 보다 더 많은 간섭을 받으며 이러한 간섭은 균열이 고속일수록 더욱 더 크다. 따라서 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 변위에 더 많은 영향을 받으며 변위도 더 크게 발생하며 균열이 고속일수록 이러한 현상은 더욱 더 크다.

6. 결 론

지금까지 본 연구에서 구한 직교 이방성체의 모드 III 상태에 대한 등 고속 균열의 응력장과 변위장 그리고 동적에너지 해방률에서 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 동적 모드 III 상태에서 일반적인 응력성분 τ_{yz} , τ_{xz} 는 방정식(45)(46)과 같으며 균열선단 근방의 응력성분 τ_{yz} , τ_{xz} 는 방정식(47)(48)과 같다.

(2) 동적모드 III 상태에서 일반적인 변위성분 W 는 방정식(51)과 같으며 균열선단 근방의 변위성분 W 는 방정식(52)와 같다.

(3) 모드 III 상태에서 동적에너지 해방률은 방정식(36)와 같다.

(4) 본 연구에서 유도한 등속균열 선단에서의 응력성분과 변위성분의 방정식(47), (48), (52)은 균열의 진행속도가 0인 경우는 기존 유도된 정적 상태와 일치하며, 물성치 $C_{45}=0$ 이고 $C_{44}=C_{55}$ 인 경우는 기존 유도된 등방성체의 등속 균열 선단의 응력장 및 변위장과 일치한다. 따라서 이러한 사실들은 본 연구에서 유도한 식들이 타당하다고 할 수 있다.

(5) 균열 진행속도가 응력성분 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 에 미치는 영향은 $\alpha=0^\circ$ 인 경우나 $\alpha=90^\circ$ 의 경우에 관계없이 $\tau_{xz} > \tau_{\theta z} > \tau_{yz}$ 의 순이며 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 균열의 속도가 응력에 미치는 영향을 더 받는다. 이것은 균열정지 상태에서 균열이 고속으로 진행할 때 균열선단에서 응력파가 발생하여 진행하고 이러한 응력파는 이방성의 영향을 받아 간섭을 받게 된다고 생각된다. 이러한 간섭은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 경우보다 크며 상대적으로 균열 진행 방향(x 방향)과 일치하는 응력성분 τ_{xz} (x - y 평면에서)가 증가한다.

(6) 보강방향의 변화 즉 $\alpha=0^\circ$ 에서 $\alpha=90^\circ$ 로 변

화할 때 균열선단의 응력 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 에 미치는 영향은 최대로 영향을 미치는 위치 θ 에서 대체로 τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$, τ_{yz} 순서이며, 균열이 고속일수록 응력에 미치는 영향의 크기는 더욱 크다. 이러한 현상은 균열의 진행방향과 응력성분 방향이 일치하는 응력성분 τ_{xz} 가 보강방향의 변화에 영향을 가장 많이 받으며, 고속균열에서 이러한 영향을 더욱 더 많이 받는다는 것은 균열이 고속일수록 균열선단에서 발생하는 응력파의 속도는 더욱 더 고속이 되므로 응력파의 방향과 일치하는 응력성분 τ_{xz} 는 α 가 변할 때 가장 크게 변하고 균열이 고속일수록 이러한 변화는 더욱 더 심하다.

(7) 응력성분 τ_{yz} , τ_{xz} , $\tau_{\theta z}$ 의 최대치 크기의 순서는 균열정지 상태에서 $\alpha=0^\circ$ 인 경우는 $\tau_{xz} > \tau_{yz} = \tau_{\theta z}$ 순서이고 $\alpha=90^\circ$ 인 경우에서는 $\tau_{yz} = \tau_{\theta z} > \tau_{xz}$ 순서이다. 균열이 $\alpha=0^\circ$, $M=0.636$ 과 $\alpha=90^\circ$, $M=0.9$ 로 동일한 속도로 진행되는 경우는 각각 $\tau_{xz} > \tau_{\theta z} > \tau_{yz}$ 와 $\tau_{\theta z} = \tau_{xz} > \tau_{yz}$ 의 순이다. 이것은 최대응력은 균열정지 상태에서는 물성치의 영향을 주로 받고 균열이 고속으로 진행되는 경우에는 균열의 속도에 영향을 많이 받는다는 것을 알 수 있다.

(8) 균열 진행속도가 변위에 미치는 영향은 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 크며 또한 균열의 진행속도가 고속일수록 그 영향은 더욱 더 크다. 이러한 현상은 균열이 파이버에 수직한 방향으로 진행되는 경우의 응력파는 파이버 방향으로 진행되는 경우의 응력파보다 더 많은 간섭을 일으키며 이러한 간섭은 균열이 고속일수록 더욱 더 크다. 따라서 $\alpha=90^\circ$ 인 경우가 $\alpha=0^\circ$ 인 경우보다 변위에 더 많은 영향을 받으며 변위도 더 크게 발생되며 균열이 고속일수록 이러한 현상은 더욱 더 크다.

참고문헌

- (1) Bowie, O.L. and Freese, C.E., 1972, "Central Crack in Plane Orthotropic Rectangular Sheet," Int. J. of Fract. Mech. 8., pp. 49~58.
- (2) Sih, G.C., Paris, P.C. and Irwin, G.R., 1965, "Crack in Rectilinearly Anisotropic Bodies," Int. J. of Fract. Mech., pp. 189~203.
- (3) Shukla, A., 1989, "Determination of Stress Intensity Factor in Orthotropic Composite Materials Using Strain Gauges," Engng. Fract. Mech. Vol. 32, No. 3, pp. 469~477.

- (4) Rowlands, R.E. and Daniel, I.M. and Whiteside, J.B., 1973, Stress and Failure Analysis of a Glass-Epoxy Composite Plate with a Circular Hole, *Exp. Mech. Jan.*, pp. 31~37.
- (5) 황재석, 이광호, 1990, "광탄성 직교이방성체의 물성치와 응력프린지치 간에 측정법," 대한기계학회 논문집 제14권 1호., pp. 23~26.
- (6) 黄在錫 외 3., 1990, "光彈性實驗複合材料の開發に開發に關する研究(第3報, 光彈性實驗法にする直交異方性材料の破壊力學 適用)" 日本機械學會 論文集(A편)56권 527호, pp. 1600~1608.
- (7) Yasuhide Shindo and Hiroaki Higaki, 1990, "Impact Response of Symmetric Edge Crack in an Orthotropic Strip," *Fract. and Strength '90*, pp. 436~441.
- (8) Areisz, M. and Sih, G.C., 1984, "Effect of Orthotropy on Crack Propagation," *Theor. Appl. Fract. Mech.*1, pp. 225~238.
- (9) Piva, A. and Viola, E., 1988, "Crack Propagation in an Orthotropic Medium *Engng. Fract. Mech.*, Vol. 29, No. 5, pp. 535~548.
- (10) Achenbach, J.D. and Bazant, Z.P., 1975, "Elastodynamic Near-Tip Stress and Displacement Fields for Rapidly Propagating Crack in Orthotropic Materials," *J. of Appl. Mech.*, Vol. 42, pp. 183~189.
- (11) Griffith, A.A., 1921, "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids," *Phil. Trans. Roy. Soc. of London*, A221, pp. 163~197.
- (12) Freund, L.B., 1976, "Dynamic Crack Propagation," *Mech. of Fract.* edited by F.Erdogan, ASME, pp. 105~134.