

## 유한요소법을 이용한 미끄럼 접촉시 내부 복수 수평균열 전파해석

이상윤 · 김석삼\* · 권영두\*

경북대학교 기계공학과 대학원, \*경북대학교 기계공학부

## Finite Element Analysis of Subsurface Multiple Horizontal Cracks Propagation in a Half-space Due to Sliding Contact

Sang-Yun Lee, Seock-Sam Kim\* and Young-Doo Kwon\*

Graduate School, Department of Mechanical Engineering, Kyungpook National University, Taegu, Korea

\*Department of Mechanical engineering, Kyungpook National Univ. Taegu, Korea

**Abstract** – Finite element analysis is performed on the subsurface crack propagation in brittle materials due to sliding contact. The sliding contact is simulated by a rigid asperity moving across the surface of an elastic half-surface containing single and multiple cracks. The single crack, coplanar cracks and parallel cracks are modeled to investigate the interaction effects on the crack growth in contact fatigue. The crack location is fixed and the friction coefficients between asperity and half-space are varied to analyze the effect of surface friction on stress intensity factor for horizontal cracks. The crack propagation direction is predicted based on the maximum range of shear and tensile stress intensity factors. With a coplanar crack, the stress intensity factor was increased. However, with a parallel crack, the stress intensity factor was decreased. These results indicate that the interaction of a coplanar crack increases fatigue crack propagation, whereas that of a parallel crack decreases it.

**Keywords** – fracture mechanics, finite element method, stress intensity factor, crack propagation, subsurface multiple horizontal cracks.

### 1. 서 론

마멸현상에는 그에 영향을 끼치는 인자가 많으므로 그 기구는 아주 다양하고 복잡한 양상을 보이고 있다. 산업의 첨단화와 더불어 부품의 신뢰성이 더욱 요구되어 마멸에 관한 연구도 점점 활발해지고 있다. 최근의 산업기구는 고하중, 고속화 및 고온등의 가혹한 환경하에서의 작동을 요구하고 있어 세라믹, 초경합금등의 재료가 많이 쓰이게 되었으나, 이런 취성재료들의 표면 손상 기구는 아직 명확히 밝혀지지 않고 있다. 표면 내부에 있는 균열에 대한 실험은 아주 어렵기 때문에 여러 연구자의 이론적인 연구결과가 많이 발표되었다.

Suh 등은 재료의 마멸이 진행되는 중에 표면 근처

에는 전위가 발생되고, 계속되는 미끄럼 접촉하에서의 전위 축적에 의해 보이드(void)가 생겨 서로 연결되어 마지막 단계에서는 표면에 수평한 방향으로의 균열이 생성되며, 이 균열은 하중분포가 균열의 성장 방향을 바꾸기 전까지 표면과 수평한 방향으로 전파한다고 보고하였다[1-3]. 이 이론이 제기된 이후 표면 내부 균열의 파괴기구를 밝히기 위한 많은 연구가 있었다.

이와 같은 파괴역학적 이론 연구에는 컴퓨터의 발달로 인한 수치해석적 기법이 응용되기 시작하였다. 특히 구조공학분야에서 발전하여 과학기술 전반에 통용되고있는 수치해석 기법으로 각광받고있는 유한요소법을 이용하게 되었는데, 유한요소법은 불규칙한 형상의 모델링이 용이하고 여러 가지 하중조건을 부과

할 수 있으며 비선형 재료의 거동도 다를수 있어 이를 이용한 연구가 활발히 진행되고 있다[4].

Kim 등은 취성재료인 세라믹의 표면균열해석을 통하여 새로운 마찰변수를 도입하였다[5]. 또한 H. Salehizadeh 등은 유한요소법을 이용한 수평균열의 전파에 관한 연구에서 균열면상의 마찰계수의 응력확대계수에 대한 영향과 균열전파에 대한 해석을 하여 수평균열에는 mode II 응력확대계수  $K_{II}$ 가 큰 영향을 미친다고 하였다[6]. S. Jayaraman 등은 취성재료 내부의 수평균열과 가지를 친 균열(branched crack)에 대한 유한요소해석을 수행하였다[7]. K. Komvopoulos 등은 재료 내부 균열의 전파특성을 해석하여 미끄럼접촉시 내부 수평 균열에서는  $K_{II}$ 가 지배적이지만  $K_I$ 도 존재한다고 밝혔다[8].

그러나 이상과 같은 연구들은 단일 균열에 대한 해석만을 하였다. 실제 재료에는 수많은 균열이 존재하고 있으므로 서로의 영향에 관한 연구가 절실히 필요한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 단일 및 복수수평균열이 내부에 존재하는 반무한체 표면 위를 돌기가 미끄럼 접촉하는 모델을 설정하여 반무한체 표면과 돌기의 마찰계수를 변화시키고 돌기의 미끄럼 접촉에 의한 응력확대계수변화와 균열 전파각도를 해석하여 복수수평균열의 상호 영향을 단일수평균열과 비교, 고찰하고자 한다.

## 2.1. 해석 모델 및 좌표계

두 물체가 서로 접촉할 때 실제 접촉은 미소적인 관점에서 돌기간의 접촉이라고 볼 수 있다. 이 돌기간의 접촉에서 수직, 전단 응력이 일어나고 반복 미끄럼 접촉시에는 표면에 분포된 돌기에 의해 주기적인 응력변화가 발생된다. 그러므로, 돌기의 분포가 충분히 멀고 내부 균열이 서로 영향을 끼치지 않을 만큼 간격을 두고 수평 또는 수직방향으로 분포되어 있다고 하면 문제는 Fig. 1과 같이 반무한체 내에서 돌기하나의 이동에 의한 균열해석이라는 2차원 평면 변형을 문제로 간단히 될 수 있다. 돌기는 왼쪽에서 오른쪽으로 미끄럼 접촉을 하고 균열1(crack 1)과 균열2(crack 2)의 중심에서부터 돌기의 중심까지의 거리를 각각  $X_{c1}$ ,  $X_{c2}$ 로 나타내었다. 단일균열해석 및 평행한 균열해석의 경우는 동일하게  $X_{c1}$ 으로써 돌기와 균열과의 거리를 나타내었다. 균열 양끝에서는  $r$ - $\theta$  좌표계를 사용하였으며 왼쪽과 오른쪽 균열 끝에

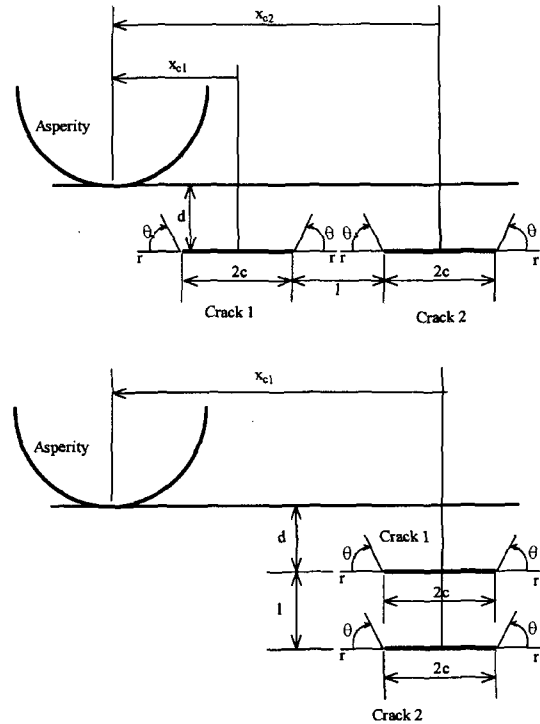


Fig. 1. Coordinate and pertinent nomenclature of asperity contact and subsurface horizontal cracks.

서 각각 시계방향과 반시계방향을 양의  $\theta$  값으로 정하였다.

취성재료의 경우 돌기가 미끄럼 접촉을 할 때 발생하는 균열 주위의 소성영역은 매우 작으므로 이를 무시하여 반무한체는 탄성체라고 가정하고 선형 탄성해석을 하였다. 균열주위의 소성영역이 균열에 비해 매우 적다는 가정은 실제 고강도강이나 세라믹 재료 해석에 응용되고있다

반무한체 표면과 돌기 사이의 마찰 계수는 0.1~1로 변화시켰고 균열면 간의 마찰계수는 0.5로 고정하였다.

수평 균열의 길이는  $2c=8\mu\text{m}$ 로 하였으며, 표면으로부터의 깊이는  $4\mu\text{m}$ 로 하였다.

## 2.2. 유한 요소 모델

Fig. 2에서 보여지는 바와 같이 균열을 가지는 반무한체를 모델링하였다.

반무한체의 크기는 단일균열과 평행한 복수 균열(parallel cracks)의 경우 가로  $200\mu\text{m}$ , 세로  $160\mu\text{m}$  이고, 동일한 균열면에 위치한 복수 균열(coplanar cracks)

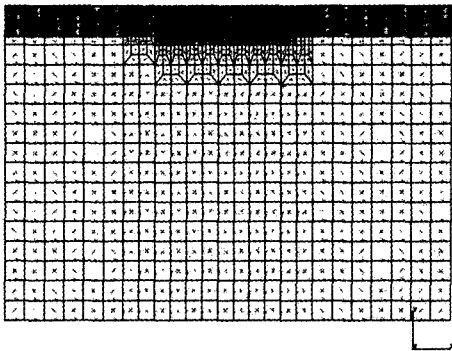
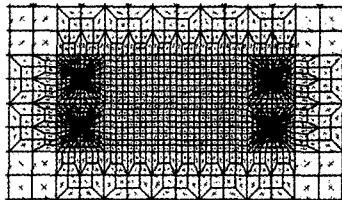
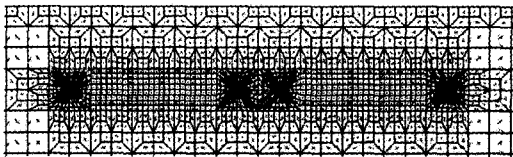


Fig. 2. Finite element mesh of half-space.



(a)



(b)

Fig. 3. Finite element mesh of the (a) parallel crack and (b) coplanar crack.

의 경우 가로 226  $\mu\text{m}$ , 세로 160  $\mu\text{m}$ 로 하였으며 총 2899~3551개의 8절점 평면변형율 요소를 사용하였다. 균열 주위의 요소는 Fig. 3에서 확대하여 나타내었다.

균열 선단 응력의 특이점을 나타내기 위해 균열선단 중간 절점은 균열선단(crack tip)으로부터 1/4 지점으로 이동하였다[10-12]. 균열면상의 요소는 접촉 요소를 사용하여 균열면의 접촉현상을 나타내게 하였고, 탄성해석을 하였으므로 균열선단의 절점들의 변위는 같게하여 균열 끝의 블런팅(blunting)을 방지하였다[13].

해석에 사용된 기계적 물성치는 탄성계수 310 GPa, 프와송비를 0.29로 하여 세라믹( $\text{Si}_3\text{N}_4$ )재료와 같은 취성재료의 특성을 나타내게 하였다. 그리고, 미끄럼 접촉을 표현하기 위해 반지름 25  $\mu\text{m}$ 의 돌기를 강체로 하고 0.3  $\mu\text{m}$ 의 압입깊이로 미끄럼 접촉하게 하였다.

유한요소 해석프로그램으로는 MENTAT/MARC K6.2를 사용하였으며 IBM RS/6000 43P 기종에서 계산을 수행하여 각각의 조건에서 12~25시간 정도씩의 계산시간이 소요되었다.

### 3. 결과 및 고찰

#### 3-1. 응력확대계수의 계산

응력확대계수  $K_I$ 과  $K_{II}$ 는 다음의 식으로 구하였다.

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_{yy} (r, \theta = 0)$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \tau_{xy} (r, \theta = 0)$$

$r$ 과  $\theta$ 는 Fig. 1에서 보여진 바와 같이 균열 양끝에서 잡은 좌표계를 따른다. 실제 계산된 응력확대계수는 균열선단 주위의 여러 절점의 값으로부터  $r=0$  지점까지 외삽(extrapolation)한 값으로 구하였다[14].

이 방식의 정확도를 평가하기 위해 정해가 알려진 모델에 본 연구에서 사용된 것과 동일한 균열 모델을 사용하여 응력확대계수를 구한 결과 정해와 약 2.8% 미만의 오차를 내었다. 그러므로 본 해석에서 사용한 유한요소 균열 모델과 응력확대계수를 구하는 방식은 비교적 정확한 결과를 나타낸다고 할 수 있다.

계산된 응력확대계수는  $2P/(\pi d)^{1/2}$ 로 정규화하였으며 응력확대계수  $K_I > 0$ 만이 물리적 의미를 가지기 때문에  $K_I < 0$ 인 값들은 0으로 나타내었다.

#### 3-2. 단일균열의 응력확대계수 변화

Fig. 4는 단일균열의 경우 돌기 위치에 따른  $K_{II}$ 의 변화를 마찰계수의 영향과 함께 나타낸 것이다.

$K_{II}$ 는 주기적인 변화를 보이고 있으며 왼쪽 균열선단의 경우  $x_{ct}/c = -1$  이전에 최대값을 나타내었으며 급격히 감소하는 경향을 보여준다. 이것으로 볼 때 돌기가 균열선단을 지나기 바로 전과 후에 각각 최대값과 최소값을 나타내는 것을 알 수 있다. 이 경향은 오른쪽 균열의 경우도 동일하게 나타나고 있다. 또한 반무한체 표면과 돌기간의 마찰계수가 커질수록 더 높은  $K_{II}$ 가 나타났는데, 이 결과로 볼 때 돌기가 반무한체 표면을 접촉하여 미끄러질 때 마찰계수가 높을수록 균열 선단에 작용하는 전단력이 더 커짐을 알 수 있다.

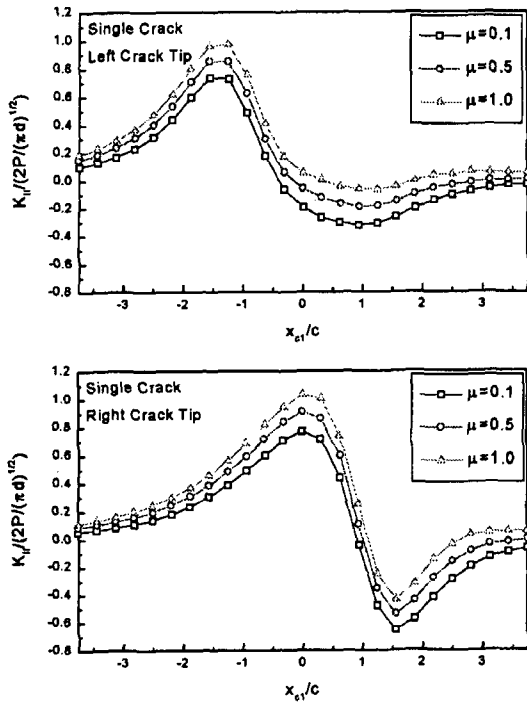


Fig. 4. Variation of dimensionless  $K_{II}$  with asperity position and friction coefficient.

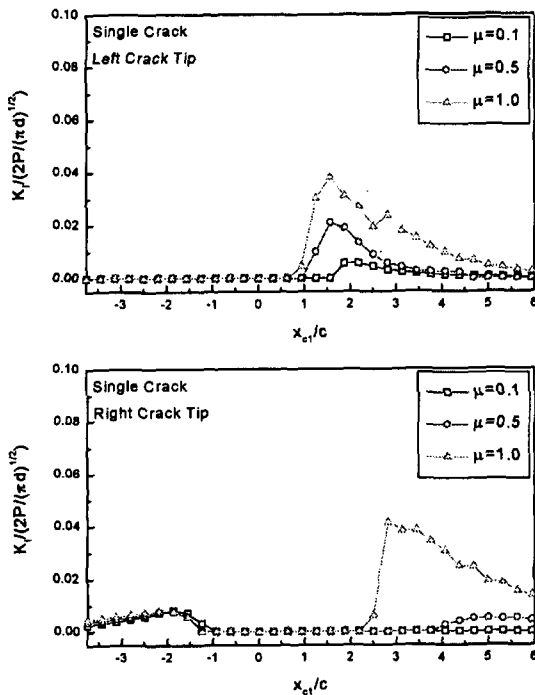


Fig. 5. Variation of dimensionless  $K_I$  with asperity position and friction coefficient.

Fig. 5는 단일균열의 경우  $K_I$ 의 변화를 마찰계수의 영향과 함께 나타낸 것이다. 돌기와 반무한체사이의 미끄럼 접촉시에 반무한체내에는 압축응력과 전단응력이 지배적이지만 양의  $K_I$  값이 나타났다.  $K_I$ 은 돌기와 표면사이의 마찰계수가 높을수록 더 큰 값을 나타내었으나  $K_{II}$ 에 비하여 매우 작은값을 나타내고 있다.

이 결과로 볼 때 미끄럼 접촉을 받는 반무한체 내의 수평균열은  $K_{II}$ 의 영향을 지배적으로 받는다고 할 수 있다.

### 3-3. 단일균열과 복수균열의 응력확대계수비교

균열간의 상호영향을 알아보기 위해 단일균열 및 같은 균열면에 위치한 복수균열과 평행한 복수균열의 응력확대계수를 마찰계수 0.5일 경우에 대해 비교하였다. Fig. 6는 단일균열과 복수균열의  $K_{II}$ 의 변화를 비교하여 나타내었다. 같은 균열면에 균열이 존재할 경우 균열간의 영향으로 인하여 미소하지만  $K_{II}$ 의 최대값은 상승하였다. 최소값도 단일균열보다는 상승이 일어난 것을 알 수 있으며 최대값의 상승폭보다 큰 값을 보이고 있다. 서로 평행한 균열의 경우 단일균열의 경우보다 뚜렷한  $K_{II}$ 의 감소를 나타내었다.

최소값은 단일균열의 경우보다 상승하였지만 미소한 차이를 보였다.

이런 경향은 왼쪽과 오른쪽 균열선단에서 동일하게 나타났지만 오른쪽 균열선단에서 더욱 뚜렷하다.

Fig. 7는 단일균열과 복수균열의  $K_I$ 의 변화를 비교하여 나타내었다. 왼쪽 균열 선단에서는  $K_{II}$ 의 경우와 동일하게 같은 균열면에 균열이 존재할때는  $K_I$ 이 상승하였고 평행한 균열의 경우는 감소되었다. 오른쪽 균열 선단의 경우 돌기가 오른쪽 균열선단을 지났을 때( $x_{a1}/c > 1$ ) 평행한 균열에서 높은  $K_I$ 을 나타내었다. 그러나, Fig. 6에서 나타낸  $K_{II}$  보다는 훨씬 작은 값을 보이고 있으므로  $K_I$ 이 균열에 미치는 영향은 미소하다고 할 수 있다.

이 결과로 볼 때 같은 평면에 복수균열이 존재할 경우는 응력확대계수의 최대값을 증가시켜 균열성장을 촉진시키지만 서로 평행한 복수균열은 단일균열 일 때 보다 균열 성장을 억제한다고 할 수 있다.

### 3-4. 균열전파방향

두 물체가 접촉하여 상대운동을 할 때를 미시적

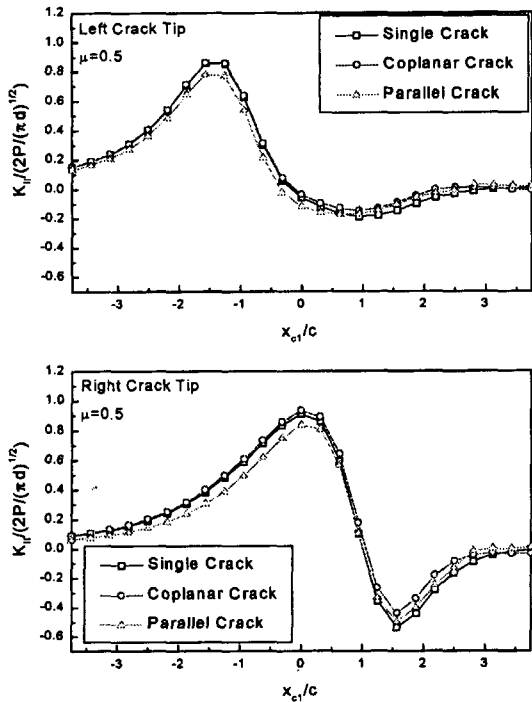


Fig. 6. Variation of dimensionless  $K_{II}$  with asperity position and friction coefficient of  $\mu = 0.5$ .

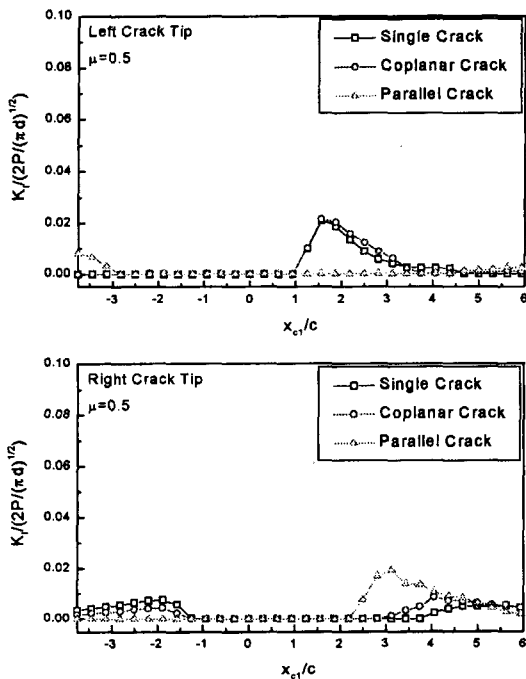


Fig. 7. Variation of dimensionless  $K_I$  with asperity position and friction coefficient of  $\mu = 0.5$ .

관점에서 보면 돌기간의 접촉이라고 할 수 있고 이런 돌기간의 미끄럼 운동은 재료에 반복하중을 일으킨다. 실제 돌기간의 접촉 길이는  $10 \sim 100 \mu\text{m}$  정도이고 돌기간의 거리는 약  $1000 \mu\text{m}$  정도이기 때문에 많은 반복 하중이 재료에 가해지게된다. 그러므로 균열의 성장은 피로의 관점에서 보아야 하므로 응력확대계수의 최대 변동폭으로 피로 균열의 성장 각도를 평가하였다[8].

2차원 탄성체의 균열선단 주위의 특이응력장은  $K_I$  과  $K_{II}$ 의 중첩으로 아래의 식과 같이 나타낼 수 있다[2,8,15].

$$\sigma_r = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \left( 1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + K_{II} \left( \frac{3}{2} \sin \theta - 2 \tan \frac{\theta}{2} \right) \right]$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right]$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} [K_I \sin \theta + K_{II}(3 \cos \theta - 1)]$$

균열선단을 원점으로하여  $r-\theta$  좌표에 따른 전단과 인장모드 균열의 진전을 해석하기 위해 전단 및 인장응력확대계수를 아래와 같이 나타내었다.

$$K_\sigma(\theta, x_p/c) = \sigma_{\theta^*} \sqrt{2\pi r}$$

$$K_\tau(\theta, x_p/c) = \tau_{\theta^*} \sqrt{2\pi r}$$

인장 및 전단 응력확대계수 변동폭은 각각  $\Delta K_\sigma$ ,  $\Delta K_\tau$ 로 표시하여 아래식과 같이 구하였다.

$$\Delta K_\sigma = \Delta K_\sigma(\theta) = \Delta K_{\sigma, \max} \Big|_{\theta=\theta^*} - \Delta K_{\sigma, \min} \Big|_{\theta=\theta^*}$$

$$\Delta K_\tau = \Delta K_\tau(\theta) = \Delta K_{\tau, \max} \Big|_{\theta=\theta^*} - \Delta K_{\tau, \min} \Big|_{\theta=\theta^*}$$

$K_{\sigma, \max}$ 와  $K_{\tau, \max}$ 는 각도  $\theta^*$ ( $-180 \leq \theta^* \leq 180$ )일 때의 최대  $K_\sigma$ 와  $K_\tau$ 를 나타내며 인장 및 전단응력확대계수 변동폭의 최대값은  $(K_\sigma)_{\max}$ 와  $(K_\tau)_{\max}$ 로 표시하였다[8].

### 3-5. 전파각도

Fig. 8과 Fig. 9에서 단일균열의 각도에 따른  $\Delta K_\sigma$ 와  $\Delta K_\tau$ 의 변화를 돌기와 반무한체 간의 마찰계수를 변화시키면서 나타내었다.  $\Delta K_\tau$ 는 양쪽 균열선단에서 모두  $0^\circ$ 에서 최대값을 나타내었으며  $\Delta K_\sigma$ 는 왼쪽과

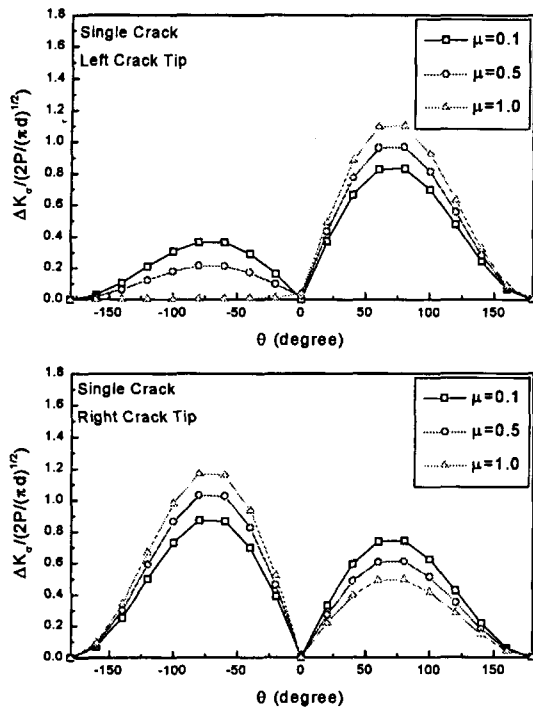


Fig. 8. Variation of dimensionless  $\Delta K_{\sigma}$  with direction and friction coefficient.

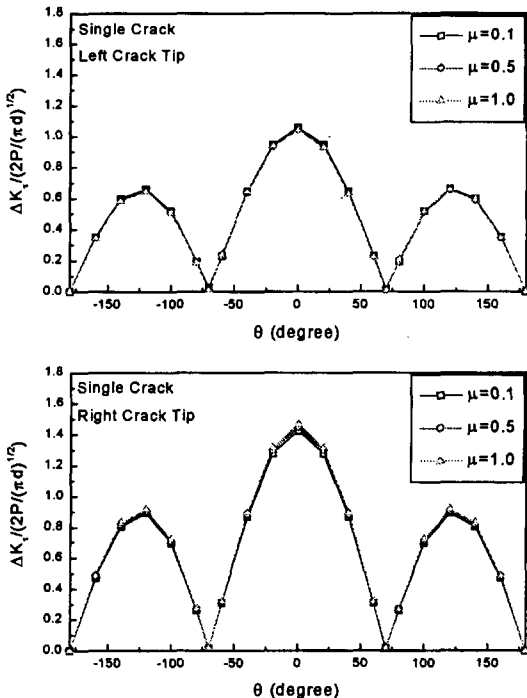


Fig. 9. Variation of dimensionless  $\Delta K_{\tau}$  with direction and friction coefficient.

오른쪽 균열선단에서 마찰계수와 상관없이 각각 약  $\theta = 71.37^\circ$ 와  $\theta = -71.37^\circ$  부근에서 최대값을 나타내었다. 이 값들은 K. Komvopoulos가 단일균열 해석에서 구한  $\theta = \pm 70.5^\circ$ 와 잘 일치하고 있다[8].

그러므로, 균열이 인장모드로 진전할 때 왼쪽균열 선단에서는 표면을 향하여  $71.37^\circ$  방향으로 성장하며 오른쪽균열선단에서는 재료 내부로  $71.37^\circ$  방향으로 성장한다. 그러나, 전단모드가 지배적일 경우 균열은 양쪽 균열선단에서 모두 균열면을 따라 표면과 평행하게 성장을 하게된다. 이 결과는 동일한 균열면상의 복수균열과 서로 평행한 복수균열의 결과에서도 같은 경향은 나타낸다. 균열간의 영향으로 인한 각도차이는 미소하고 단일균열과 동일한 결과를 나타내었다.

### 3-7. 단일균열과 복수균열의 전파기구

Fig. 10은 단일균열 및 동일한 평면에 존재하는 복수균열과 서로 평행한 균열의 마찰계수에 따른  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 와  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 의 변화를 나타낸다.

Fig. 10의 결과에서 볼때 동일한 균열면상에 존재하는 복수균열은 상호작용에 의해 단일균열일 때 보다  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 가 양쪽 균열 선단에서 모두 증가되었고  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 는 감소되었다. 이것으로 보아 같은 균열면상에 복수 균열이 존재할 경우 단일균열일 때 보다 인장기구에 의한 균열의 진전이 일어나기 쉽다고 할 수 있다. 즉, 균열진전방향이 수평으로의 진전에서 방향을 바꾸어 표면을 향한 진전이 일어나기 쉽다는 것을 뜻한다.

그러나, Fig. 10에서 서로 평행한 균열의 경우는  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 와  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 가 단일균열일 때 보다 감소되어 균열성장을 감소시키는 결과를 나타내었다.

대체적으로  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 와  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 가 왼쪽 균열선단보다 오른쪽 균열선단에서 더 높은 값을 나타내는 경향이 있다. 이것은 오른쪽 균열선단에서의 균열 진전이 더 크다는 것을 나타낸다.

왼쪽 균열선단의 결과를 보면 단일균열, 같은 균열면상의 복수균열 그리고 서로 평행한 복수균열의 경우 모두 낮은 마찰계수에서는  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 가  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 보다 큰 값을 나타내지만 마찰계수가 증가하면서  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 가  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 보다 더 커지게 된다.  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$ 가  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 보다 커지는 마찰계수는 같은 균열면에 있는 복수균열의 경우가 가장 낮고 그 다음이 서로 평행한균열, 단일균열의 순이다. 즉, 초기의 균열의 진

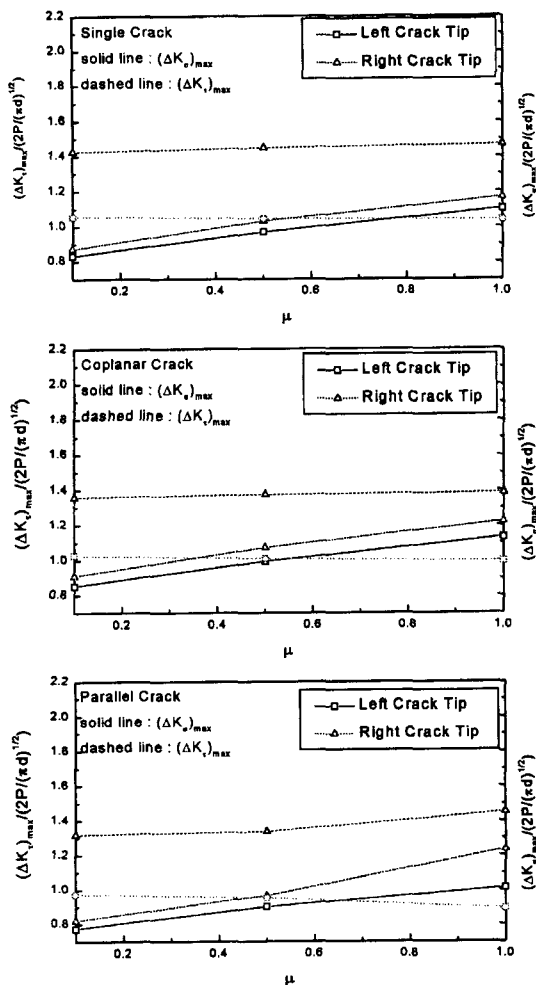


Fig. 10. Variation of dimensionless  $(\Delta K_{\sigma})_{max}$  and  $(\Delta K_{\tau})_{max}$  with friction coefficient for single and multiple cracks.

파가 전단모드(수평으로 균열 전파)에서 마멸이 진행되면서 인장모드(표면으로 71.37° 방향)로 바뀌는 것은 마찰계수가 증가하면서 일어나는데, 두 물체의 상대운동 시에 마모입자발생 또는 윤활막의 파괴, 재료 표면의 변화등으로 인한 마찰계수 증가로 인하여 이런 현상이 발생된다.

그러나 오른쪽 균열선단의 경우  $(\Delta K_{\tau})_{max}$ 가 모든 마찰계수에 대해 지배적이다. 즉 오른쪽 균열선단에서는 전단모드(수평방향으로 균열전파)가 마찰계수와 상관없이 일어난다.

마찰계수가 높은 재료의 경우는 마멸 초기부터 인장모드에 의한 균열의 진전이 일어날 수 있다. 이와 반대로 마멸과정에서 지속적으로 낮은 마찰계수를 유

지하는 재료는 전단모드의 지배적 영향으로 인하여 표면과 평행한 방향으로만 균열의 전파가 일어날 수 있다. 그러나, 현재 산업에서 쓰이고 있는 취성재료의 하나인 세라믹의 경우 마찰계수 평균값은 SiC가 약 0.65, ZrO<sub>2</sub>는 약 0.6을 보이고 있으며 마멸과정에서 최대 1.0 이상의 값으로 변동하고 있다[16,17]. 실제 이와 같은 재료에는 많은 균열이 존재하고 있으므로 Fig. 10에서 나타낸 복수균열의 결과와 비교해보면 인장모드에 의한 표면을 향한 균열의 전파경향은 매우 크다고 할 수 있다.

이 결과로 볼 때, 재료내부의 수평균열은 미끄럼 접촉 초기에 양쪽균열선단에서 모두 표면과 평행한 수평방향으로 성장한다. 그 후, 마멸이 진행됨에 따라 마찰계수의 상승으로 인하여 왼쪽 균열선단에서는 균열성장 방향이 표면을 향하게 되고 표면까지 균열이 성장한 후에는 박판 모양으로 재료가 탈락되게된다. 이 마멸 기구는 N. P. Suh의 박판이론(delamination theory)과도 잘 일치한다[1].

#### 4. 결 론

유한요소법을 이용하여 미끄럼 접촉 시의 반무한체 내의 단일 수평균열과 복수 수평균열을 해석한 결과 다음의 결론을 얻었다.

1. 재료 내부의 수평균열의 경우 mode I 응력확대계수  $K_I$  보다 mode II 응력확대계수  $K_{II}$ 가 지배적인 영향을 미쳤다.
2. 미끄럼 표면의 마찰계수가 높을수록 균열에 더 큰 응력확대계수가 나타났다.
3. 균열면상을 따라 수평으로의 균열 전파는 전단 기구에 의한 것이고 균열면상 밖으로의 전파는 인장 기구에 의한 것이다.
4. 단일균열 및 복수균열에서 균열의 전파는 왼쪽 균열선단보다 오른쪽 균열선단에서 빠르게 나타난다.
5. 같은 균열면상에 위치한 복수수평균열은 균열의 성장을 촉진시키고 서로 평행한 복수균열은 균열의 성장을 억제한다.

#### 후 기

이 논문은 1997년도 한국학술진흥재단 외국석학과의 공동연구과제(1997-011-E00024) 연구비에 의하여 지원되었으며 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 기 호

c	: half-crack length
d	: crack depth
l	: distance between two cracks
$\mu$	: friction coefficient
$\nu$	: Poisson's ratio
E	: Young's modulus
P	: maximum hertzian contact pressure
r	: crack tip radial polar coordinate
$\theta$	: crack tip angular polar coordinate
$x_{c1}, x_{c2}$	: asperity distance from crack center
$K_I, K_{II}$	: mode I and mode II stress intensity factors
$K_\sigma, K_\tau$	: tensile and shear stress intensity factors
$K_{\sigma, \max}, K_{\tau, \max}$	: maximum tensile and shear stress intensity factors
$\Delta K_I, \Delta K_{II}$	: mode I and mode II stress intensity factor ranges
$\Delta K_\sigma, \Delta K_\tau$	: tensile and shear stress intensity factor ranges
$(\Delta K_\sigma)_{\max}, (\Delta K_\tau)_{\max}$	: maximum tensile and shear stress intensity factors

## 참고문헌

1. N.P. Suh, "The Delamination Theory of Wear," *Wear*, Vol.25, pp.111-124, 1973.
2. N.P. Suh, "Tribophysics," Prentice-Hall, First Edition, pp.103-172, 1986.
3. H.C. Shin, N.P. Suh, "Subsurface Crack Propagation Due to Surface Traction in Sliding Wear," *Journal of Applied Mechanics*, Vol.51, pp.317-322, 1984.
4. 민옥기, 김용우, "응력해석에 이용되는 유한요소법의 이해," *대한기계학회논문집*, 제33권, 제7호, pp.600-613, 1993.
5. S.S. Kim, K. Kato, K. Hokirigawa, and H. Abe, "Wear Mechanism of Ceramic Materials in Dry Rolling Friction," *Trans. ASME, Journal of Tribology*, Vol.108, pp.522-526, 1986.
6. N.Salehizadeh, N.Saka, "Crack Propagation in Rolling Line Contacts," *ASME Journal of Tribology*, Vol. 114, pp.690-697, 1992.
7. S. Jayaraman, K. Sadeghipour, G. Baran, "Finite Element Analysis of Horizontal and Branched subsurface Cracks in Brittle Materials," *Wear*, Vol.208, pp. 237-242, 1997.
8. K.Komvopoulos, S.-S. Cho, "Finite Element Analysis of Subsurface Crack Propagation in a Half-space Due to a Moving Asperity Contact," *Wear*, Vol.209 pp.57-68, 1997.
9. S. Suresh, "Fatigue of materials," Cambridge University Press, pp.405-419, 1991.
10. Klaus-Jürgen Bath, "Finite Element Procedures," Prentice-Hall, pp.369-371, 1996.
11. Robert D. Cook, David S. Malkus, Michael E. Plesha, "Concepts and Applications of Finite Element Analysis," John Wiley & Sons, Third Edition, pp. 247-250, 1989.
12. M.H. Aliabadi, D.P. Rooke, "Numerical Fracture Mechanics," Kluwer Academic Publishers, First Edition, pp.71-79, 1991.
13. T.L. Anderson, "Fracture mechanics; Fundamentals and Application," CRC Press, Second edition, pp. 586-591, 1995.
14. David Broek, "Elementary Engineering Fracture mechanics," Sijthoff & Noordhoff, pp.306-323, 1978.
15. Fernand Ellyin, "Fatigue Damage Crack Growth and Life Prediction," Chapman & Hall, First Edition, pp.278-313, 1997.
16. S.S. Kim, S.W. Kim, Stephen M. Hsu, "A New Parameter for assessment of ceramic wear," *Wear*, Vol. 179, pp.69-73, 1994.
17. 김상우, 김석삼, "Scf 파라미터에 의한 세라믹 마멸 평가," *한국윤활학회*, 제12권, 1996.