

# 슬라이딩에 의해 취성재료에 발생하는 균열 성장에 관한 연구

김 주 현\*

## The Mechanics of Crack Formation Induced by Sliding on a Brittle Material

J. H. Kim\*

### ABSTRACT

When sliding a hard cylinder along the surface of glass, periodic surface cracks appear on the flat surface due to tensile stresses induced by the slider. These cracks propagate into the substrate and will affect the fracture properties of a body. Crack spacings and the directions of crack propagation into glass were calculated numerically by applying the finite element method and linear elastic fracture mechanics. The calculated crack spacings were in the range of the experimental results. Stress intensity factors and crack extension angles depended on the radius of slider and the load, and from these two factors the possible directions of crack propagation were calculated. The calculated propagation directions were in good agreement with real crack propagation.

**Key Words** : sliding, brittle material, surface crack, stress intensity factor, crack extension angle

### 1. 서 론

하중이 평면 위를 슬라이딩할 때 슬라이딩 표면에 유도되는 수직응력과 접선응력은 Fig. 1에서와 같이 분포된다고 알려져 있다. 수직응력에 의해 인장응력이 슬라이더의 양 옆 평면 위에 생기고, 접선응력에 의해 부수적인 인장응력이 슬라이더 뒤에 생긴다. 이 인장응력이 슬라이더 뒤에 표면균열을 발생시키는 것을 여러 실험에서 보여주고 있다.<sup>(1),(2)</sup> 이런 균열의 존재가 중요한 이유는 작은 균열이 충분한 깊이까지 전파될 때 물체

전체가 파괴되는 경우가 생기기 때문이다.

취성재료의 표면 위를 무거운 하중이 슬라이딩할 때 평면 위에 생기는 주기적인 표면균열은 자주 나타나는 현상이다. 슬라이더가 전진하면서 이미 생성된 표면균열로부터 멀어져감에 따라 성장하던 균열 주위의 응력 분포가 약해지면서 균열이 자라는 것이 중단되고 슬라이더 바로 뒤의 인장응력이 커지면서 결국 새로운 표면균열이 슬라이더 뒤에서 시작된다.

표면균열이 재료전체에 미치는 파괴학적 중요성에도 불구하고 평면 위의 균열간격과 평면과 수직인 방향의

\* 국립공업기술원

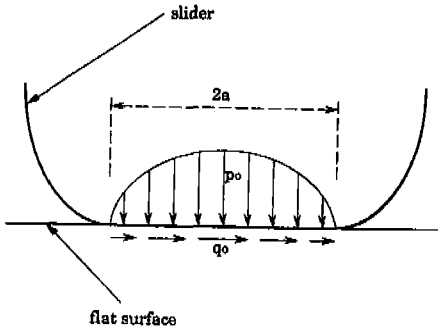


Fig. 1 The load distribution of semi-infinite elastic plate in two-dimensional sliding contact ( $p_0$ =maximum normal stress,  $q_0$ =maximum tangential stress,  $2a$ =width of contact).

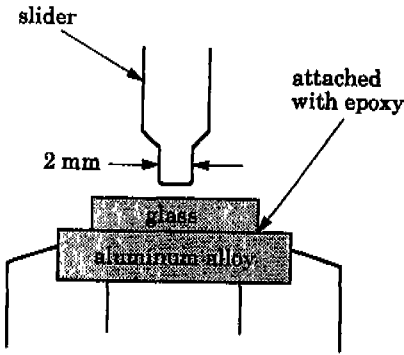


Fig. 2 Sliding test for glass.

균열깊이, 또한 이들의 연관성 여부를 연구한 논문이 지금까지 발표된 적이 없다. 본 논문에서는 이 연구를 위해 슬라이더 뒤에서 발생하는 응력을 구하고 슬라이더가 전진함에 따라 균열이 성장하는 방향을 파괴역학을 이용하여 계산하였다.

균열의 성장은 균열선단에서 응력확대계수를 계산함으로써 분석할 수 있다. 슬라이딩이 일어날 때 표면균열의 응력확대계수를 계산하기 위하여 여러 가지 방법이 사용되어 왔다. Keer 등<sup>(3)</sup>은 수치해석, Jahanmir 등<sup>(4)</sup>은 광탄성 방법, Kimura와 Shima<sup>(5)</sup>는 유한요소법(FEM)을 이용하였지만 모두 한 개의 균열에 대한 것이고 균열성장 경로나 균열간격에 대한 연구는 없었다. Dubourg 등<sup>(6)</sup>(7)은 표면에 수직인 여러 균열들 간의 상호관계를 연구하였지만 균열성장 경로에 대한 연구는 하지 않았다. 균열성장 경로를 완전히 분석하기 위해서는 균열선단에서 일어나는 균열성장 증분에 대한 응력

Table 1 Loads and crack spacings for each radius of cylindrical tool tip

radius	$F_n(N)$	$F_t(N)$	crack spacing( $\mu m$ )
0.06	130	67	3 ~ 9
0.11	175	66	4 ~ 15
0.16	191	80	6 ~ 22
0.23	204	92	9 ~ 24
0.44	258	131	15 ~ 28
0.76	345	155	37 ~ 55



Fig. 3 Periodic surface cracks on glass(edge radius=0.44mm, sliding speed=8m/min).

확대계수의 계산이 필요하다. 균열성장 방향이 바뀔 때마다 수학적으로 전체적인 파괴역학적 함수를 계산한다는 것은 균열선단의 복잡한 기하학적 형상 때문에 거의 불가능하다. 그러므로 이러한 복잡한 기하학적 구조와 하중 하에서 응력확대계수를 계산하기 위해서는 유한요소법을 이용하는 것이 바람직하다.

## 2. 실험방법

슬라이더의 크기 즉 반경이 균열 패턴에 미치는 영향을 분석하기 위하여 여러 가지 다른 크기의 원통형 반경을 가진 공구를 준비하여 세이퍼를 이용하여 슬라이딩 실험을 하였다. 압입깊이(절삭깊이) 0.05mm로 원통형 축에 직각 되는 방향으로 슬라이딩을 하였다. 샌드페이퍼를 사용하여 필요로 하는 반경으로 그라인딩하여, 광학현미경으로 크기를 확인하였다. 요구되는 반경을 계속 유지하기 위하여 실험 중에도 자주 그라인딩을 하였다.

실험결과와 계산결과를 비교하기 위하여 이상적인 취성재료로서 유리를 공작물로서 사용하였다. 에폭시를 사용하여 유리판을 알루미늄 합금 판에 붙이고 알루미늄

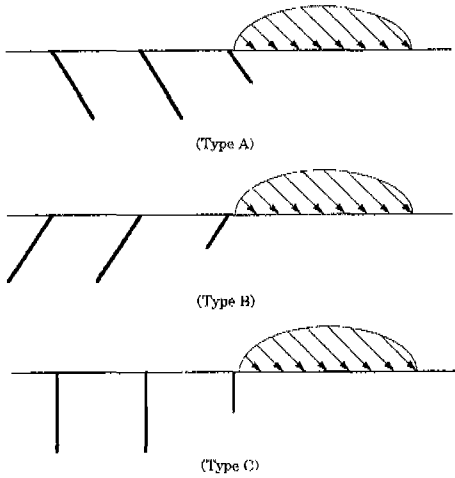


Fig. 4 Three types of crack propagation.

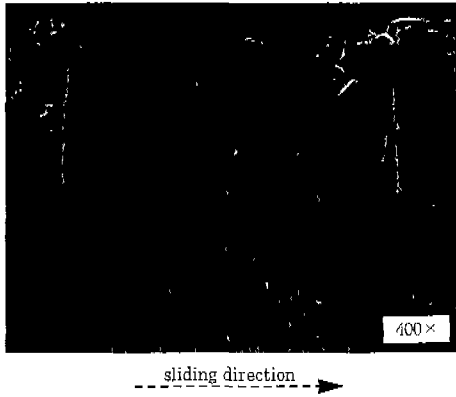


Fig. 5 Cross section of glass showing crack propagation with the same direction as sliding (edge radius=0.23mm).

높은 합금 판을 세이퍼의 바이스에 고정시켰다. Fig. 2에서 보는 바와 같이 원통형 팁의 폭은 2mm이다. 슬라이딩할 때 수직 및 수평분력은 공구동력계(tool dynamometer)를 이용하여 측정하였다.

슬라이딩 실험 후에 광학현미경을 이용하여 표면균열을 관찰하였다. Fig. 3에서 보는 것처럼 유리판 위에 주기적인 표면균열이 관찰되었고, 균열간격 및 크기를 광학현미경에 의해 측정하였다. Table 1은 슬라이딩시 반경 변화에 대한 분력크기와 균열간격의 변화를 보여준다. 여기서  $F_n$ 은 유리 표면에 수직한 방향의 수직분력이고,  $F_t$ 는 접선분력이다. 균열간격과 균열성장 경로

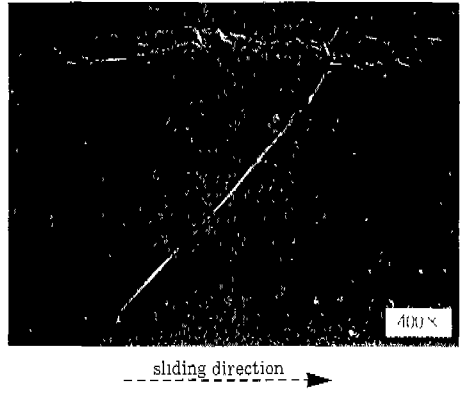


Fig. 6 Cross section of glass showing crack propagation in the direction opposite sliding (edge radius=0.23mm).

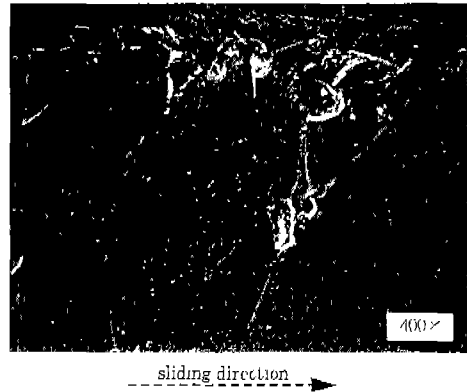


Fig. 7 Cross section of glass showing crack propagation in the direction opposite sliding (edge radius=0.76mm).

를 수치적으로 분석하는데 이 분력들을 이용할 것이다.

슬라이딩 실험 후 열을 가함으로써 유리판을 알루미늄 합금 판에서 떼어낸다. 그런 다음 커터로 슬라이딩이 일어난 평면의 반대쪽 부분을 슬라이딩 방향을 따라 홈을 내어 유리판을 자른다. 이렇게 함으로써 유리의 단면부분을 광학현미경으로 볼 수 있다.

일정한 압입깊이를 유지할 때 균열성장 방향은 원통형 팁 반경에 의존하였다. 다른 크기의 팁 반경은 다른 크기의 수직 및 접선분력을 유발시키며 표면의 응력 패턴을 변화시키기 때문이다. Fig. 4는 3가지 형태의 균열성장 방향을 보여준다. Type A는 슬라이딩 방향의 균열성장이고, Type B는 슬라이딩 반대방향의 균열성

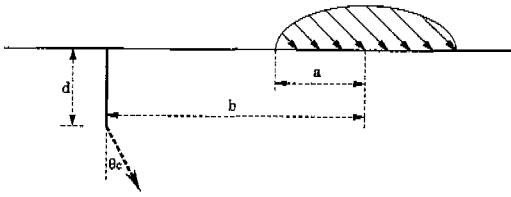


Fig. 8 Crack propagation with crack extension angle( $d$ =initial depth of crack,  $\theta_c$ =crack extension angle,  $b$ =distance between slider and crack,  $a$ =half width of contact).

장이고, Type C는 표면과 수직한 방향으로의 균열성장을 보여준다. 실험 결과 일부 슬라이더는 Type A와 Type B의 균열성장 방향을 유발하고, 또 다른 일부 슬라이더는 항상 Type B의 균열성장 방향을 유발하였다. 예를 들면 Fig. 5와 6에서 보여주는 것처럼 0.23mm의 팁 반경에 의해 생성된 균열은 Type A와 Type B를 동시에 보여주는데 비해, 0.76mm의 팁 반경은 Fig. 7에서와 같이 항상 Type B만을 보여준다.

### 3. Finite Element Modeling

하중이 평면을 슬라이딩할 때 슬라이더 뒤의 평면에 큰 인장응력이 발생하는데 이 응력은 표면에서 최대 값을 나타내고 깊이 방향으로 갈수록 감소한다.<sup>(6)</sup> 그러나 일단 슬라이더 뒷 부분에서 표면균열이 형성되면 슬라이더 바로 뒤와 균열사이의 응력은 감소한다. 이 감소된 응력은 슬라이더가 균열로부터 멀어짐에 따라 증가한다. 이미 생긴 균열은 일정한 크기로 성장하면 하중이 멀어짐에 따라 성장을 멈추면서 새롭게 생긴 균열이 슬라이더 뒤의 표면에서 생성된다.

본 논문은 표면으로부터 수직한 한 개의 표면균열을 가정한다. 가정된 초기 균열 주위에는 슬라이더에 의해 생성된 수직과 접선분력으로 모드 I과 모드 II의 혼합모드가 야기되고 Fig. 8에서 보는 것처럼 수직균열과 어떤 각도를 가지고 균열이 성장하게 된다. 균열선단에서 응력확대계수를 계산하고 이것으로부터 균열의 다음 성장 증분의 전파 방향을 산출해 낼 수 있다. 계속되는 성장경로는 재료의 임계응력확대계수  $K_{Ic}$ 보다 큰 응력확대계수를 만족하는 방향으로 균열이 성장한다고 미루어 분석할 수 있다. 유리의  $K_{Ic}$ 를 측정된 결과 4.5~5.5MPa의 범위를 보여주고 있고 이 값들이 균열경로를 산출하기 위하여 이용된다.

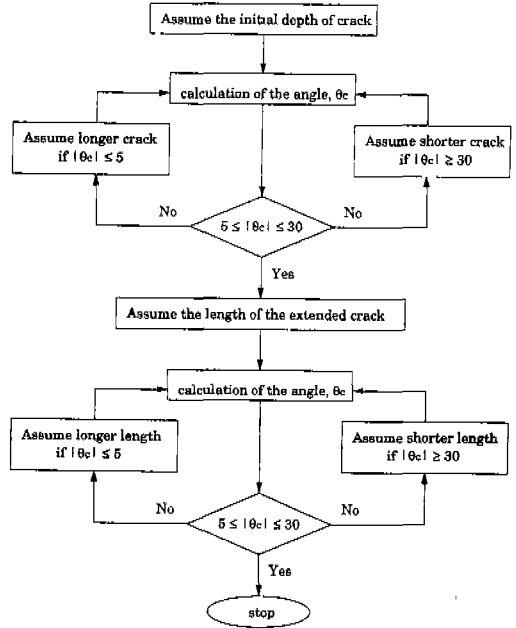


Fig. 9 Flow chart for the prediction of crack propagation.

Fig. 9는 가정된 초기 균열의 깊이를 결정하는 순서도(flow chart)를 보여주고 있다. 계산 결과 초기 균열의 가능한 균열성장각이 5°이하면 지루한 mesh 생성 작업을 간소화하기 위하여 더욱 깊은 균열을 가정한다. 5°의 값은 임의로 선택한 값이 없지만 이러한 불확실성은 유리의 실험결과로부터 얻은  $K_{Ic}$  값의 불확실성보다 덜한 것이다. 만일 계산된 각도가 30° 이상이면 처음 가정된 깊이의 균열을 취소하고 조금 짧은 균열을 가정하고 다시 계산한다. 일반적으로 균열이 갑자기 방향을 바꾸지 않기 때문이다. 실험 결과에서 보면 균열 경로는 갑자기 방향을 바꾼 다기보다는 완만한 방향전환을 보여주고 있다. 이와 같은 초기 균열의 적절한 깊이 결정 과정은 초기 균열로부터 새롭게 성장한 균열의 초기 균열선단으로부터의 길이를 구할 때에도 이용할 수 있다.

### 4. 응력확대계수의 계산

하중상태가 평면변형(plane strain)일 때 모드 I과 모드 II의 혼합모드에 있어서 균열선단 주위의 응력은 다음과 같이 표현된다.<sup>(9)</sup>

$$\begin{aligned} \sigma_\gamma &= \frac{1}{\sqrt{2\pi\gamma}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \left( 1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right. \\ &\quad \left. - 2K_{III} \tan \frac{\theta}{2} \right] + A_2 \cos^2 \theta + O(\gamma^{1/2}) \\ \sigma_\theta &= \frac{1}{\sqrt{2\pi\gamma}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] \\ &\quad + A_2 \sin^2 \theta + O(\gamma^{1/2}) \\ \tau_{\theta\gamma} &= \frac{1}{2\sqrt{2\pi\gamma}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \right] \\ &\quad - \frac{A_2}{2} \sin 2\theta + O(\gamma^{1/2}) \end{aligned} \quad (1)$$

여기서  $\gamma$ ,  $\theta$ 는 균열선단에 위치한 극좌표계(polar coordinate system)이며  $\theta = 0$ 은 표면과 반대 방향의 균열성장 방향이다. Crack opening displacement method와 quarter-point element를 이용<sup>(10) (11)</sup>하여 응력확대계수  $K_I$ ,  $K_{II}$ 를 구할 수 있다.

최대주응력기준(maximum principal stress criterion)<sup>(12)</sup>에 따르면 균열은 접선응력  $\sigma_\theta$ 이 최대가 되는 방향으로 성장한다. 따라서  $d\sigma_\theta/d\theta = 0$ 을 계산하여 정리하면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} &K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) \\ &= \frac{16}{3} \sqrt{2\pi\gamma} A_2 \cos \theta \sin \frac{\theta}{2} \end{aligned} \quad (2)$$

하중이 수직균열로부터 멀어질 때  $K_I$  및  $K_{II}$ 는 유한한 값을 가지고<sup>(3)</sup>  $\gamma \rightarrow 0$  일 때 우변식은 영이 된다. 따라서 균열성장각  $\theta_c$ 는 Eq. (2)의 좌변식을 정리하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\tan \frac{\theta_c}{2} = \frac{1}{4} \frac{K_I}{K_{II}} \pm \frac{1}{4} \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2 + 8} \quad (3)$$

어떤 균열이 원래의 균열선단으로부터 어떤 각을 가지고 성장을 시작하려 할 때 아주 작은 미소 성장 증분에 대한 응력확대계수가 어떤 값을 넘게 되면 성장을 하게 될 것이다. 균열의 미소 성장 증분에 대한  $K_I^*$ ,  $K_{II}^*$ 는 원래 균열의  $K_I$ ,  $K_{II}$ 와 균열성장각  $\theta_c$ 에 의해 다음과 같이 표현된다.<sup>(13)</sup>

$$\begin{aligned} K_I^* &= c_{11} K_I + c_{12} K_{II} \\ K_{II}^* &= c_{21} K_I + c_{22} K_{II} \end{aligned} \quad (4)$$

여기서

$$\begin{aligned} c_{11} &= \frac{1}{4} \left( 3 \cos \frac{\theta_c}{2} + \cos \frac{3\theta_c}{2} \right) \\ c_{12} &= -\frac{3}{4} \left( \sin \frac{\theta_c}{2} + \sin \frac{3\theta_c}{2} \right) \\ c_{21} &= \frac{1}{4} \left( \sin \frac{\theta_c}{2} + \sin \frac{3\theta_c}{2} \right) \\ c_{22} &= \frac{1}{4} \left( \cos \frac{\theta_c}{2} + 3 \cos \frac{3\theta_c}{2} \right) \end{aligned}$$

만약  $K_I^*$ 이 규정 값 즉  $K_{Ic}$ 를 넘게 되면 어떤 균열성장각을 가지고 성장을 하게 된다. 결국 균열성장 경로는 전단응력이 영이 되는 방향을 따른다는 최대주응력 기준으로부터  $\theta_c$ 를 계산하였기 때문에  $K_{II}^*$ 는 자연히 영이 된다. 다음 단계의 균열성장은 새롭게 성장한 균열의 선단에서 계산할 수 있다.

Hertzian stress를 FEM mesh로 표현되는 평면위를 이동시킴으로써 슬라이딩을 시뮬레이션 하였다. FEM mesh는 8 node quadrilateral element이고 상용프로그램인 ABAQUS<sup>(14)</sup>를 이용하였다. 사용된 우리의 재질은 탄성계수(elastic modulus) = 70GPa이고 포와송비(Poisson's ratio) = 0.17이다.

## 5. 결과 및 고찰

### 5.1 균열간격

처음에 가정한 초기 수직 균열의 깊이가 다음에 생길 표면 균열의 생성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 다른 깊이의 수직 균열을 가지는 여러 가지 mesh를 준비하였다. 다른 깊이를 가지는 수직 균열로부터 하중이 멀어져 갈 때 슬라이더 뒤 표면에 존재하는 최대 주응력 값을 Fig. 10( $r=0.23\text{mm}$ )과 Fig. 11( $r=0.76\text{mm}$ )에 표시하였다. 여기서  $r$ =공구 팁 반경이고, 수직 균열은  $b/a=1.0$ 에 위치하고 있고  $b$ 와  $a$ 는 Fig. 8에 정의되어 있다.

그림에서 보듯이  $r=0.23\text{mm}$ 의 경우에  $40 \mu\text{m}$  보다 깊은 초기 균열은 새로운 균열의 생성에 영향을 주는 것 같지 않으며,  $r=0.76\text{mm}$ 의 경우는  $80 \mu\text{m}$  보다 깊은 초기 균열은 새로운 균열의 생성에 영향을 주지 않는다. 실험 결과에 의하면 실제 모든 균열은 균열 생성에 영향을 주는 이 깊이보다 훨씬 깊은 것으로 나타난다. 그러므로 실질적으로 처음에 가정하는 초기 균열 깊이는 다음 균열의 생성에 영향을 미치지 않는다고 볼

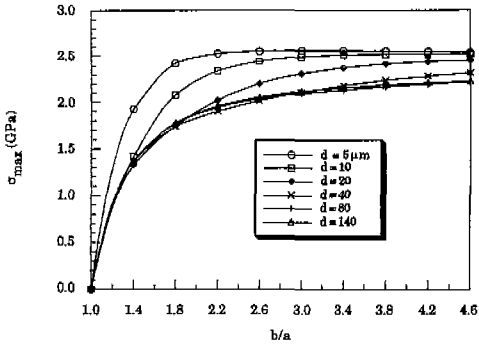


Fig. 10 Maximum principal stress on surface behind the slider for  $r=0.23\text{mm}$  ( $d$ =initial depth of crack).

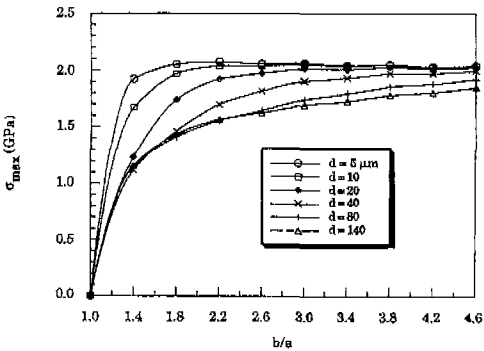


Fig. 11 Maximum principal stress on surface behind the slider for  $r=0.76\text{mm}$  ( $d$ =initial depth of crack).

수 있다. 균열간격이 균열깊이와 균열성장각보다 일정하게 나타나는 것은 이 때문이다.

그림으로부터 알 수 있듯이 유리의 파괴응력을 안다면 주기적으로 표면에 나타나는 균열간격을 산정해 낼 수 있다. 굽힘시험에 의하면 유리의 파괴응력은  $110 \pm 20\text{MPa}$ 이다. 이 값들은 Fig. 10과 11에서 나타나는 값과 비교해 볼 때 매우 작다. 이것은 유리에 존재하는 작은 흠집 때문이다. 다시 말해서 굽힘시험에서의 유리 파괴는 아주 넓은 범위에 걸쳐 있는 흠집 중에서 가장 큰 흠집으로부터 시작되지만, 실제 슬라이딩에서는 높은 인장응력이 슬라이더 뒤의 아주 좁은 부위에 국한되어 발생하기 때문에 비교적 큰 흠집의 존재 가능성이 희박하여 균열을 생성하기 위해서는 보다 높은 응력을 필요로 한다. 따라서 슬라이더 뒤의 최대 인장응력이 흠집이 거의 없는 유리의 파괴응력을 초과할 때 균열이

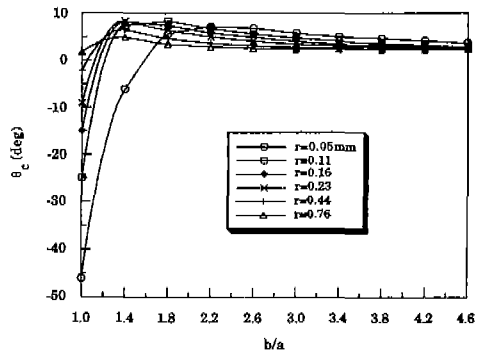


Fig. 12 Crack extension angle for different edge radii ( $d=5\mu\text{m}$ ).

시작된다고 볼 수 있다. 유리 섬유는 파괴응력은 섬유 굽기가 감소함에 따라 적당한 크기의 흠집의 존재 가능성이 감소하므로 빠르게 증가한다. 이런 의미에서 흠집이 거의 없는 유리의 파괴응력은 가는 유리 섬유의 파괴응력과 거의 같은 값을 가진다고 볼 수 있다. 일반적으로 가는 유리 섬유의 파괴강도는  $0.07 \sim 2.8\text{GPa}$ 이다.<sup>(15)</sup>

Fig. 10과 11을 토대로 하여 Table 1의 실험 결과로부터 실제 가능한 파괴응력을 역으로 추론해 볼 때, 파괴응력이  $1.5\text{GPa}$ 이라면 실험에서 보는 바와 같은 균열간격을 산출해 낸다. 즉 파괴응력이  $1.5\text{GPa}$ 이고 모든 실제 균열이  $80\mu\text{m}$ 보다 깊다는 사실을 고려해 볼 때 그림에서 보듯이  $r=0.23\text{mm}$ 일 때는  $b/a=1.5$ 이고  $r=0.76\text{mm}$ 일 때는  $b/a=2.0$ 이다. 따라서  $r=0.23\text{mm}$ 의 경우 균열간격  $b-a=10\mu\text{m}$ 이고  $r=0.76\text{mm}$ 의 경우 균열간격은  $48\mu\text{m}$ 이다. 이 값들은 Table 1에서 보인 실제 값들의 범위 내에 존재한다.

### 5.2 균열성장방향

6개의 다른 반경을 가진 공구 팁의 하중이 유리 표면의 초기 수직 균열로부터 멀어질 때  $K_I$ 와  $K_{II}$ 의 변화를 유한요소법을 이용하여 계산할 수 있다.  $K_I$ 와  $K_{II}$ 로부터  $\theta_c$ 와  $K_I^*$ 을 Eq.(3)과 (4)를 이용하여 계산하여 Fig. 12와 13에 각각 나타냈다. 이 그림에서 초기 균열 길이  $d$ 는  $5\mu\text{m}$ 로 가정하였다.

깊이  $5\mu\text{m}$ 의 초기 균열에 대하여 계산된  $K_I^*$ 의 값은 하중이 움직이기 시작할 때 상대적으로 큰 값을 가진다. 만약  $K_I^*$ 의 값이 주어진 재료의 임계응력확대계수  $K_{Ic}$ 의 값을 넘어설 때 균열이 성장을 시작할 것이다.

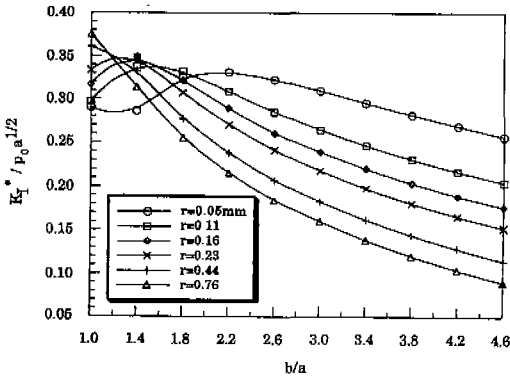


Fig. 13  $K_I^*$  for different edge radii( $d=5\mu\text{m}$ ).

이 때 Fig. 13으로부터 균열이 성장하는 하중의 위치점  $b$ 를 찾아낼 수 있다. 즉  $K_I^*$ 이 처음으로  $K_{Ic}$ 를 초과할 때의  $b/a$ 의 값으로부터 균열성장이 시작될 때의 하중 위치를 찾아낸다. 이 위치를 이용하여 Fig. 12로부터 균열성장각을 산출할 수 있다. 실제로  $K_{Ic}$ 의 값은 재료의 위치에 따라 변할 수 있기 때문에 균열성장이 시작될 때의 하중의 위치를 그림으로부터 정확히 산출하는 것은 어렵다. 그러나  $K_{Ic}$ 의 가능한 값 범위 내에서  $K_I^*$ 의 값이 최대 값이 되는 위치까지 슬라이더가 움직였을 때 균열성장이 끝날 것이라고 최소한 예상할 수 있다. 즉  $K_I^*$ 의 값이 감소하는 과정에서는 균열성장이 일어나지 않는다고 할 수 있다.

Fig. 14는 Fig. 9의 방법을 이용하여  $r=0.23\text{mm}$ 와  $0.76\text{mm}$ 의 경우에 대하여 가정된 초기 균열 깊이와 가능한 균열 성장 방향을 보여주고 있다. 이 후에 계속 일어나는 균열성장 경로의 예측을 위하여 가능한 방향으로 성장된 균열의 FEM mesh를 구하여야 하는데, 이것은 단순히 새롭게 생기는 균열성장 평면을 초기 균열선단으로부터 가능한 균열성장각만큼 회전시키면 된다. 이러한 mesh 생성 작업은 ABAQUS 프로그램에서 간단히 수행할 수 있다.

초기 균열이 성장을 시작할 때의 하중 위치를 모르기 때문에 하중을 초기 위치 즉  $b/a=1$ 로부터 다시 출발시킨다. 이 때 새롭게 생기는 균열의 초기 균열선단으로부터의 성장 길이를 가정하여야 하는데 초기 균열 깊이를 구할 때 이용하던 방법을 적용할 수 있다. Fig. 14에서 보인 가능한 균열에 대하여 다음과 같이 균열성장을 예상할 수 있다.

(a)  $r=0.23\text{mm}$ ,  $d=5\mu\text{m}$  : 이 경우 가능한  $\theta_c$ 는  $d=5$

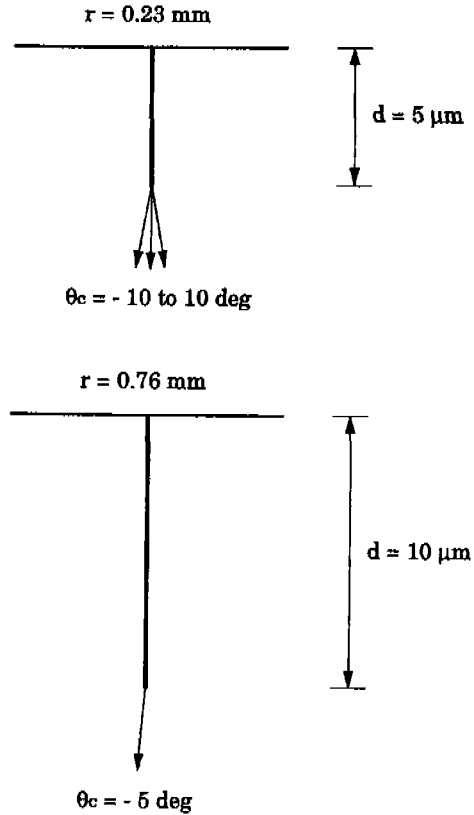


Fig. 14 Reasonable initial depth of crack and possible directions of crack extension.

$\mu\text{m}$ 일 경우  $-10^\circ$ 에서  $10^\circ$ 까지의 범위에 있다.  $-10, -5, 0, 5, 10$ 의 가능한 균열성장각을 가지는 균열에 대한 새로운 mesh를 준비한다. 예를 들면 새롭게 성장되는 균열길이를  $5 \mu\text{m}$ 으로 가정하고 균열성장각이  $-10^\circ$ 의 경우 새롭게 생성된 균열선단에서의 가능한 다음 균열성장은  $b/a=1 \sim 1.6$ 에서 일어난다. 이 범위에서  $\theta_c$ 의 값은  $-30^\circ$ 에서  $10^\circ$ 까지 변화한다. 이 방법으로 새롭게 성장한 균열에 대한 가능한 균열성장각들을 구할 수 있다.

(b)  $r=0.76\text{mm}$ ,  $d=10\mu\text{m}$  : 이 경우 가능한  $\theta_c$ 의 값은  $d=10 \mu\text{m}$  일 때  $-5^\circ$ 뿐이다. 새롭게 성장되는 균열길이를  $10 \mu\text{m}$ 이라고 가정하고  $-5^\circ$ 의 균열성장각을 가진 균열에 대한 mesh를 이용하여, 새롭게 생긴 균열에 대한 균열선단에서의  $\theta_c$ 와  $K_I^*$ 의 값을 계산할 수 있다. 새롭게 생긴 균열에 대한 균열성장각의 가능한 값은  $-22^\circ$ 에서  $5^\circ$ 사이인 것으로 계산된다.

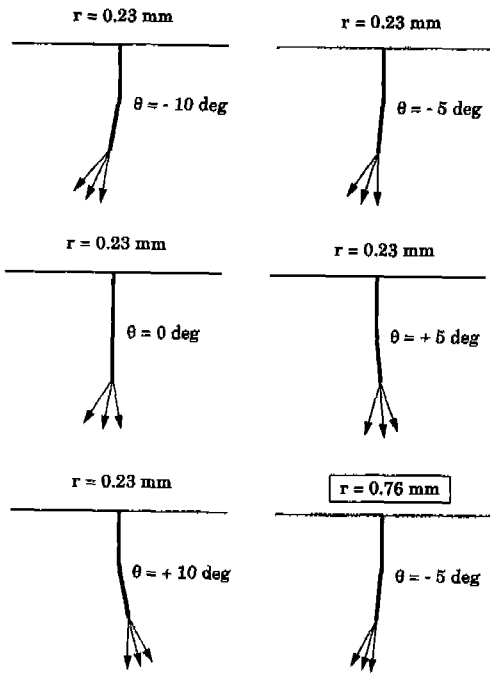


Fig. 15 The possible directions of crack extension ( $r$ =edge radius,  $\theta$ =first calculated possible angle).

위에서 고찰한 두 가지 경우에 대하여 계산된 균열성장 경로를 Fig. 15에 도시하였다.  $r=0.23\text{mm}$ 의 경우 균열성장 경로는 여러 가지 다른 방향을 가진다. 즉 어떤 균열은 슬라이딩 방향으로 전파되고 어떤 것은 슬라이딩과 반대 방향으로 전파된다. 그러나  $r=0.76\text{mm}$ 의 경우는 균열 전파 방향이 항상 슬라이딩 방향과 반대 방향이다. 이러한 결과는 Fig. 4, 5, 6의 실험결과와 잘 일치한다.

## 6. 결 론

(1) 유리 표면 위에 하중이 슬라이딩할 때 슬라이더 뒤의 유리 표면에 표면균열이 주기적으로 발생하는 것을 관찰하였고, 슬라이더의 압입깊이가 일정하다면 슬라이더 반경이 커질수록 표면균열간격이 커진다.

(2) 슬라이딩이 일어난 유리의 단면을 관찰하면 표면 균열의 성장경로가 슬라이더의 반경 및 하중에 따라 다른 방향을 가진다는 것을 알 수 있다.

(3) 표면균열이 주기적으로 발생하는 이유는 이미 발

생한 표면균열로부터 슬라이더가 멀어짐에 따라 슬라이더 뒤의 유리 표면 위에서 발생하는 인장응력의 점진적인 증가에 의하여 새로운 표면균열이 다시 생기기 때문에 일어난다. 개략적인 균열간격이 추론되었고 실험 결과와 잘 일치하였다.

(4) 최대주응력기준을 이용하여 균열성장경로를 예측하였다. 균열성장각의 계산에 필요한 응력확대계수의 산출은 유한요소법을 이용하였다. 유한요소법의 적용을 위하여 필요한 초기 균열 깊이의 결정은 실제로 표면균열의 성장경로는 완만하다는 사실과 계산된 균열성장각을 토대로 하여 가정하였다. 균열성장경로의 계산 결과는 실험 결과와 잘 일치하였다.

## 참고문헌

1. Leu, H. J. and Scattergood, R. O., "Sliding Contact Fracture on Glass and Sliding", *J. Materials Science*, Vol.23, pp. 3006-3014, 1988.
2. Powers, J. M., Craig, R. G. and Ludema, K. C., "The Surface Failure of Fluorapatite Single Crystals", *Wear*, Vol. 23, pp.209-224, 1973.
3. Keer, L. M., Bryant, M. D. and Haritos, G. K., "Subsurface and Surface Cracking due to Hertzian Contact," *J. Lub. Tech.*, Vol.104, pp.347-351, 1982.
4. Jahanmir, S., Dally, J. W. and Chen, Y. M., "Fracture Mechanics Analysis of Near-surface Cracks." *Proceedings of the Japan International Tribology Conference*, Nagoya, pp.581-586, 1990
5. Kimura, Y. and Shima, M., "Stress Intensity at Surface Cracks in Sliding Wear - Parametric Study." *Proceedings of the Japan International Tribology Conference*, Nagoya, pp.569-574, 1990
6. Dubourg, M. C. and Villechaise, B., "Analysis of Multiple Fatigue Cracks - Part I : Theory," *J. Tribology*, Vol.114, pp.455-461, 1992.
7. Dubourg, M. C., Godet, M. and Vil-



- lechaise, B., "Analysis of Multiple Fatigue Cracks - Part II : Results," *J. Tribology*, Vol.114, pp.462-468, 1992.
8. Smith, J. O. and Liu, C. K., "Stresses due to Tangential and Normal Loads on an Elastic Solid with Application to Some Contact Stress Problems," *J. Appl. Mech.*, Vol.20, pp.157-166, 1953.
  9. Williams, M. L., "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack," *J. Appl. Mech.*, Vol.24, pp.109-114, 1957.
  10. Shih, C. F., deLorenzi, H. G. and German, M. D., "Crack Extension Modeling with Singular Quadratic Isoparametric Elements," *Int. J. Frac.*, Vol.12, pp.647-651, 1976.
  11. Murti, V., Valliappan, S. and Lee, I. K., "Stress Intensity Factor Using Quarter Point Element," *J. Eng. Mech.*, Vol.111, pp.203-217, 1985.
  12. Erdogan, F. and Sih, G. C., "On the Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear," *J. Basic Eng.*, Vol.85, pp.519-527, 1963.
  13. Cotterell, B. and Rice, J. R., "Slightly Curved or Kinked Cracks," *Int. J. Frac.*, Vol.16, pp.155-169, 1980.
  14. Hibbit, H. D., Karlsson, B. L. and Sorensen, E. P., *ABAQUS : A General Purpose Finite Element Code, Version 4.6*, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc., Providence, RI, 1987.
  15. McLellan, G. W. and Shand, E. B., *Glass Engineering Handbook*, 3rd Ed., McGraw-Hill, Chapter 6, 1984.