

# 구름마찰 접촉하중시 Polyethylene Tibia 표면균열의 응력확대계수와 복합전파거동에 관한 연구

김 병 수<sup>†</sup> · 문 병 영<sup>\*</sup>

(2003 년 1 월 29 일 접수, 2003 년 10 월 29 일 심사완료)

## Stress Intensity Factors and Possible Crack Propagation Mechanisms for a Crack Surface in a Polyethylene Tibia Component Subject to Rolling and Sliding Contact

Byung Soo Kim and Byung Young Moon

**Key Words :** Stress Intensity Factor(응력확대계수), Surface Crack(표면균열), Contact(접촉), Finite Element Analysis(유한요소해석)

### Abstract

Pitting wear is a dominant form of polyethylene surface damage in total knee replacements, and may originate from surface cracks that propagate under repeated tribological contact. In this study, stress intensity factors,  $K_I$  and  $K_{II}$ , were calculated for a surface crack in a polyethylene – CoCr – bone system under the rolling and/or sliding contact pressures. Crack length and load location were considered in determination of probable crack propagation mechanisms and fracture modes. Positive  $K_I$  values were obtained for shorter cracks in rolling contact and for all crack lengths when the sliding load was apart from the crack.  $K_{II}$  was the greatest when the load was directly adjacent to the crack ( $g/a = \pm 1$ ). Sliding friction caused a substantial increase of both  $K_I^{\max}$  and  $K_{II}^{\max}$ . The effective Mode I stress intensity factors,  $K_{eff}$ , were the greatest at  $g/a = \pm 1$ , showing the significance of high shear stresses generated by loads adjacent to surface cracks. Such behavior of  $K_{eff}$  suggests mechanisms for surface pitting by which surface cracks may propagate along their original plane under repeated rolling or sliding contact.

### 1. 서 론

최근 30 년 전부터, UHMWPE(ultra-high molecular weight polyethylene-이후 polyethylene 으로 표기)는 인체공학의 인공관절에 있어서 금속 베어링(bearing) 표면에 버금가는 가장 효율적인 대체재료로써 각광 받아왔다. 폴리에틸렌(Polyethylene)은 금속요소에 적은 마찰력을 주는 반면에, 오랜 시간이 지난 후 폴리에틸렌이 마모되어 발생한 파편

등의 원인으로 뼈의 해리 이완현상이 발생하여 많은 수의 임상적인 실패를 가져왔다.<sup>(1)</sup> 이로 인한 재수술은 의료비용을 높이고 효율적인 측면에서 볼 때 바람직하지 않다. 더욱이, 젊은 세대를 대상으로 하여 시술하였을 경우 활발한 동작으로 인하여 초기 이식의 실패에 대한 가능성이 더욱 높다.

TKR (슬관절 전치환술; total knee replacements)에 있어서, 피팅(pitting) 과 델라미네이션(delamination) 은 마모에 영향을 가장 크게 미치는 요소로 예상된다.<sup>(2,3)</sup> Fig.1 은 좋지 않은 형상으로 오목하게 들어간 폴리에틸렌 tibia 요소의 표면을 보여주며, 이 요소는 실험실에서 이식으로 생성된 것이다.

<sup>†</sup> 책임저자, 회원, 인제대학교 기계자동차공학부  
E-mail : mechkb@ijnc.inje.ac.kr  
TEL : (055)320-3749, FAX : (055)324-1723

<sup>\*\*</sup> 회원, 부산대학교 항공우주공학과

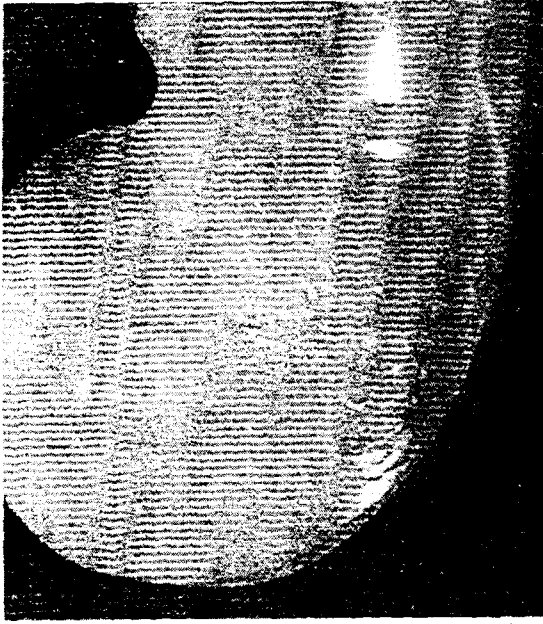


Fig. 1 The pitted surface of a retrieved polyethylene tibial component

이식한 TKR 에서 발생한 주기적인 힘으로 인해 구름(rolling)과 미끄럼(sliding) 특성의 기계적 힘이 발생하고, 그 결과로써 이러한 매우 나쁜 형상의 오목한 요소들이 만들어 진 것으로 예상된다. 그리고 이 요소들은 TKR 관절의 잘 조절된 시뮬레이션에 의해 검증된 바 있다.<sup>(4)</sup> Blunn<sup>(5)</sup>는 폴리에틸렌 표면에서 접촉력이 수직력과 함께 동시에 작용할 때 큰 손상을 발견하였다.

연속 유한요소 모델로 모델링된 표면은 관절구의 구름<sup>(6)</sup> 또는 당기는 미끄럼<sup>(7)</sup>의 작용 하에서 표면의 인장과 압축응력이 발생하는 메커니즘을 잘 보여 주었다. 이 표면의 인장과 압축응력의 발생 메커니즘은 균열을 형성한다. 그러나, 이 균열은 한번 발생하면 그 진전되는 양상이 복잡하여 해석이 용이하지 않다.

일반적으로 균열의 형성은 표면의 결함으로 인해 발생한다.<sup>(8)</sup> 하지만, 오목하게 들어가는 폴리에틸렌 표면형상은 표면 거칠기와 갈라진 틈에서부터 발생하는 표면균열의 발달로 인해서 생성된다.<sup>(9)</sup> 그러나, 이러한 균열의 발생 및 전파 메커니즘은 아직 잘 알려져 있지않다.

Kaneta<sup>(10)</sup>은 표면 균열은 일반적인 마찰 합금에 있어서 초기의 균열면을 따라서 진전되고 그에 이어서 반복되는 접촉에 의해서 방향이 바뀔으로써 오목하게 들어간 형상이 만들어짐을 밝혔다. Elbert<sup>(11)</sup>는 폴리에틸렌의 피로 전파 거동에 관해서 연구하였고, 그 결과 작용하는 힘이 서로 혼합된 모드에

서 발생한 균열은 작용하는 장력에 수직으로 전파가 진전되는 경향을 밝혀냈다.

그래서 폴리에틸렌은 접촉으로 인해 발생한 응력의 피로에 있어서 마찰 합금과 유사한 거동을 나타낼 가능성이 있다. 더욱이 Pruitt<sup>(12)</sup>는 실험적으로 폴리에틸렌 요소의 표면 균열이 마찰접촉에 있어서 압축 또는 인장-압축의 응력장의 영역에서 전파가 진전될 수 있다는 것을 밝혀냈다. 그 외에 층이 없는 시스템에 있어서 균열과 표면이 파괴되는 모델을 심도 있게 연구한 결과들이 보고된 바 있다.<sup>(13)</sup>

이 연구 결과들은 균열 선단부 전파거동의 복잡한 메커니즘을 이해하는데 도움을 준다. 또한 피로로 인해서 발생하는 두드러진 균열의 전파와 그 응력을 명료하게 이해하는데 도움을 준다. 그러나, 폴리에틸렌의 표면 균열 모델링과 TKR 의 접촉력에 의한 균열의 전파 메커니즘에 관한 연구는 거의 없는 실정이다.

Estupinan<sup>(14)</sup>은 정상상태 접촉응력에 있어서 변형 경화 폴리에틸렌의 유한요소모델을 제안하였다. 이 모델은 피로에 있어서 표면 균열을 증가 시킬 수 있고 표면 균열은 처음에는 초기면을 따라서, 그 이후에는 계속 성장하여 오목하게 들어간 면이 만들어 진다는 것을 보여 주었다. 이 연구에 있어서 표면마찰은 무시되었다.

현재의 연구에서는 평면 폴리에틸렌에서 구름과 미끄럼 접촉 압력을 받는 tibial 요소(component)의 수직 표면 균열은 유한요소를 이용하여 모델링하고 있다. 균열의 길이, 하중의 위치 그리고 평면 마찰은 균열 선단부의 전파거동을 규명하기 위해, TKR 조건으로 표현할 수 있는 접촉압력으로부터 발생한 응력이 혼합 모드에서 진행되는 표면 균열의 경향을 확인하기 위하여 변화하였다.

## 2. 해석방법

종래의 모드 I 과 모드 II 하중의 균열문제를 포함하여 혼합모드의 마찰균열 문제인 무적층에서의 Hertzian 접촉, 탄성 기저층(substrate)에 대한 일련의 예비 유한 요소해석이 수행되었다.<sup>(15)</sup> 이러한 해석들은 메시밀도(mesh density)를 포함하여 균열 표면에서의 갭요소(gap elements)사용, 계산된 Hertzian 접촉과 마찰 그리고 혼합 모드 마찰하중을 받는 적층 탄성 기저층에서의 균열에 대한 응력확대계수의 외삽과 같이 현재 행해지고 있는 모델구축과 해석 방법들을 가능하게 했다.

현재의 2 차원 평면 변형 모델(Fig. 2)은 계산된

구름 과 미끄럼 접촉을 받는 대퇴부의 금속 관절기에서의 접촉 문제일 때, 근육이 붙어 있는 뼈기저층에서 CoCr 로 보강한 평면 폴리에틸렌 층에서의 수직표면균열에 대한 모델로써 구축되었다.

이 모델은 COSMOS/M(Structural Research and Analysis Corp., Los Angeles, CA)을 사용하여 만들어졌으며 메시를 균열 선단에 까지 세밀하게 하기 위하여 육 절점 삼각형요소가 사용되었으며 최대 QM6 요소에 대하여 약 4000 요소 이상의 자유도를 포함하고 있다. QM6 는 부가적인 내부자유도를 생성하는 무 절점 노드 변수들을 포함하는 비적합(nonconforming) 요소이다. 이것은 종래의 4 절점 요소보다도 매우 정확하고 안정적이다.<sup>(16)</sup>

평면 폴리에틸렌 층은 trabecular 뼈 기저층상에 CoCr 층(3mm)으로 완전히 점착된 상태로, 폴리에틸렌 두께 t=8 mm 로 모델링 되었다. 모든 재료의 물성치는 선형탄성으로 근사화 시켜서 표현하였다. 폴리에틸렌의 Young 을  $E_1 = 1.02 \text{ GPa}$ , 푸아송비  $\nu_1 = 0.46$ <sup>(17)</sup> CoCr 과 trabecular 뼈는 각각  $E_2 = 240 \text{ GPa}$ ,  $\nu_2 = 0.3$  과  $E_3 = 500 \text{ GPa}$ ,  $\nu_3 = 0.3$  로 주어졌다.

수직접촉압력은 종래의 평평한 반평면 폴리에틸렌에 CoCr 실린더 ( $R = 30 \text{ mm}$ )가 접촉할 때의 2차원 Hertz 방정식<sup>(18)</sup>을 사용하여 다음과 같이 정식화하였다.

$$p_0 = \left[ \frac{PE'}{\pi R} \right]^{1/2} \quad (1)$$

그리고

$$a = \left[ \frac{PR}{\pi E'} \right]^{1/2} \quad (2)$$

여기서  $p_0$ 는 최대 접촉 압력이고  $P$ 는 단위 길이 당 힘이다.  $a$ 는 접촉 반경이다.

$$\frac{1}{E'} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (3)$$

접촉압력은 걸음걸이의 주기에 따라서 광범위하게 변한다.

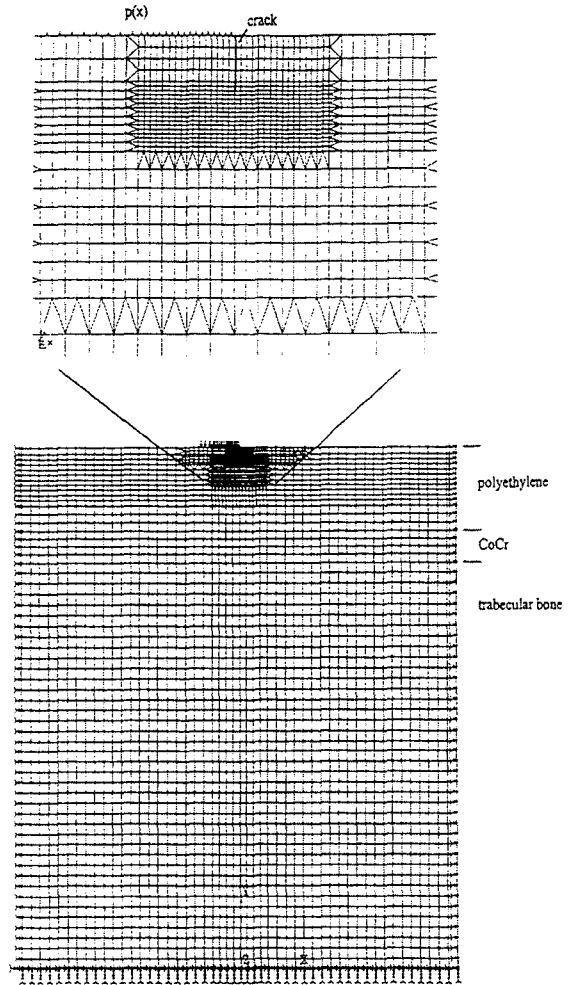


Fig. 2 Example of the current finite element mesh, showing mesh refinement near the crack tip

본 연구의 모델에서는  $p_0 = 30 \text{ MPa}$ 을 적용하였다. 이 값은 참고문헌에 보고된 값(10-45 Mpa)<sup>(4)</sup>과 큰 체구의 체중에 대한 3 배의 하중에 대해서 구한 값<sup>(17)</sup>의 최대 접촉응력 범위내의 값이다. 식 (1) ~ (3)으로 부터 계산하면 이 값은  $R = 30 \text{ mm}$ 일 때  $P = 66 \text{ N/mm}$  과  $a = 1.4 \text{ mm}$ 에 상응한다. 변수  $a$ 와  $p_0$ 는 현재의 모델과 균등요소압력  $p_i = p_0 / a(a^2 - x_i^2)^{1/2}$ 의 Hertzian 분포에 사용되었고, 또한 구름 접촉을 계산하기위한  $x_i$  표면 요소에 적용되었다.

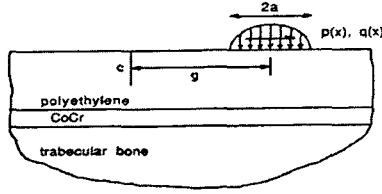


Fig. 3 Geometric parameters of polyethylene - CrCo-bone system containing a surface crack and loaded with Hertzian pressure.

Fig. 3 에서와 같이 이 분포압력은 다양한 하중위치(  $g/a = \pm 1, \pm 3, \pm 5$  )에 적용되었다. 여기서,  $g$  는 분포압력중심에서 균열까지의 거리이다. 그리고 음의  $g/a$  값은 하중이 Fig. 3 에서와 같이 균열에 접근함을 의미한다. 미끄럼 접촉은 최악의 경우에서의 마찰 계수  $\mu = 0.16$  <sup>(19)</sup> 을 적용하여, 마찰 견인력  $q(x) = \mu p(x)$  의 식을 사용하여 계산되었으며, 폴리에틸렌 표면에서 3 개의 서로 다른 균열 길이  $c$  가 다음과 같이 상대적으로 검토되었다.

- (a) 소균열(short crack)  $c = 0.080$  mm; (b) 중균열(medium crack)  $c = 0.318$  mm; (c) 대균열(long crack)  $c = 0.636$  mm.

서로 마주보는 균열면에서의 마찰이 없는 접촉은 노드-대-선(node-to-line) 겹 요소를 사용하여 구하였다. 모델은 뼈의 밀면을 따라서 완전히 구속되었고 측면도 구속되어있다. 폴리에틸렌 표면은 자유표면으로 남아있다. Fig. 2 는 응력 외삽법을 사용하여 응력확대계수를 결정하기 위하여 집중응력을 구하는데 필요한 메시의 정밀 정도를 보여주고 있다.

균열의 전과 양상은 균열의 선단에서 응력 특이성의 크기를 설명하기 위해 계산된 응력확대계수  $K_I$  과  $K_{II}$  와 함께 선형탄성 파괴 메커니즘을 사용하여 검토하였다. 모드 I 균열의 시작에 대해서,  $K_I$  에 대한 식은 잘 알려진 바와 같이 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$K_I = \sqrt{2\pi r} \sigma_N(r, \theta = 0) \quad (4)$$

여기서 절점 응력  $\sigma_N(r, \theta = 0)$  은 균열의 방향에 수직이고 균열의 선단 앞에서의 값이다. 이 응력을 식 (4)에 대입하여 균열의 선단에 근접하는 각 절점에서의 “겉보기(apparent)”  $K_I^*$  값을 계산할 수 있다.

유사한 방법으로  $K_{II}^*$  곡선은 균열의 선단 앞에서의 전단응력에 대하여 다음과 같이 구할 수 있

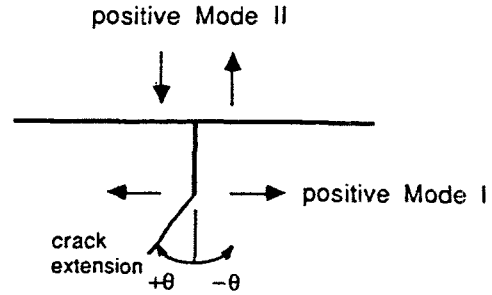


Fig. 4 Sign conventions for  $K_I$  and  $K_{II}$  and crack extension angle,  $\theta$

다  $\sigma_s(r, \theta = 0)$ .

$$K_{II} = \sqrt{2\pi r} \sigma_s(r, \theta = 0) \quad (5)$$

이 값들은 그 위치에 따라 그래프로 그릴 수 있고  $K_I$  과  $K_{II}$  는  $r = 0$  에서 균열 선단에서의 값으로 외삽되었다. 각각의 경우에 있어서, 두 절점으로부터 가장 가까운 균열의 선단에서의  $K_I^*$  과  $K_{II}^*$  값은 Banks-Sills<sup>(20)</sup>이 제안한 바와 같이 회귀곡선(regression)에는 포함되지 않았다. 종래의 선형 외삽법은 균열선단의 응력확대계수를 결정하기 위하여 사용되었다.<sup>(21)</sup> 그러나 이전의 연구에서는 절점 응력의 2 차 외삽법을 사용하여 혼합 마찰하중에서의  $K_{II}$  예측을 발전 시켰다.<sup>(22)</sup> 본 연구에서는 2 차 외삽법을 사용하여  $K_{II}$  를 구하였고 선형 외삽법을 사용하여  $K_I$  을 계산 하였다.

최대 주응력 설에 따르면<sup>(23)</sup> 유효(effective) 모드 I 응력확대계수  $K_{eff}$  는 균열이 균열확대각도  $\theta$  각도에 따라서 계산되어지며, 이러한 문제의 접근은 폴리에틸렌에 있어서 피로 균열 전파 실험<sup>(24,11)</sup>과 유한요소해석<sup>(14)</sup>을 통하여 유효한 것으로 판명되었다.

$\theta$  와  $K_{eff}$  에 대한 식은 다음과 같다.

$$(\tan \theta / 2)_{1,2} = \frac{K_I}{4K_{II}} + \frac{1}{4} \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2 + 8} \quad (6)$$

$$K_{eff} = K_I \cos^3 \frac{\theta}{2} - 3K_{II} \cos^2 \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \quad (7)$$

압축  $K_I$  값의 상대적 영향은 균열 내에서의 유효 정도에 따라 좌우된다. 현재의 해석에서, 균열면은 마찰이 없는 것으로 여겨졌고 그래서 음의  $K_I$  값은 식 (6)과 식 (7)에서  $K_I = 0$  로 대체되었다. 양의 값에 대한  $K_I$ ,  $K_{II}$  와  $\theta$  의 부호규약은 Fig. 4 에 나타나 있다.

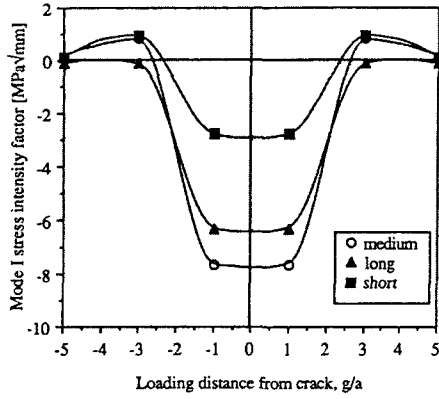


Fig. 5 Mode I stress intensity factors versus load location for rolling contact. ( $\mu=0$ )

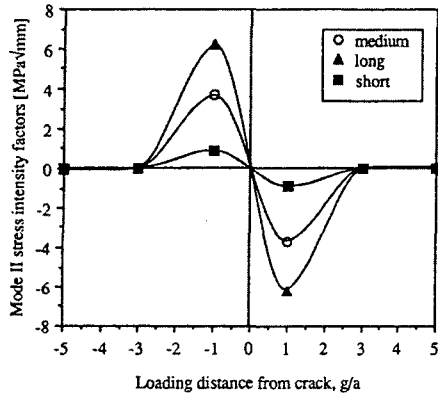


Fig. 6 Mode II stress intensity factors versus load location for rolling contact. ( $\mu=0$ )

### 3. 해석 결과

균열의 정도를 나타내는 소균열, 중균열, 대균열에 대한  $K_I$  과  $K_{II}$  의 결과를 구름하중위치를 변수로 하여 Fig. 5 와 Fig. 6 에 나타내었다. Fig. 5 는  $\mu = 0$  (구름 접촉)일 때에 하중위치가  $g/a = \pm 3$  과  $\pm 5$  에서 소균열과 중균열에 대하여  $K_I$  이 양의 값(균열이 개시되는 모드에서의 응력을 나타냄)임을 보여주고 있다. 음의 값  $K_I$  은  $g/a = \pm 1$  에서 모든 균열의 길이에 대하여 압축으로 인한 균열 선단이 닫힌 상태를 나타낸다. 대균열에서  $K_I$  은 항상 음의 값이다. 이것은 균열이 모든 하중위치에서 닫힌 상태를 의미한다.

Fig. 6 은  $K_{II}$  에 상응하는 값이 비대칭이며  $g/a = \pm 1$  에서 최대 외압 진폭값  $K_{II}^{max}$  에 도달함을 보여주고 있다. 이 결과는 무적층 tribo-contacts 의 수직 균열에 대한 이전의 연구결과<sup>(13)</sup>와 유사하다. 여기

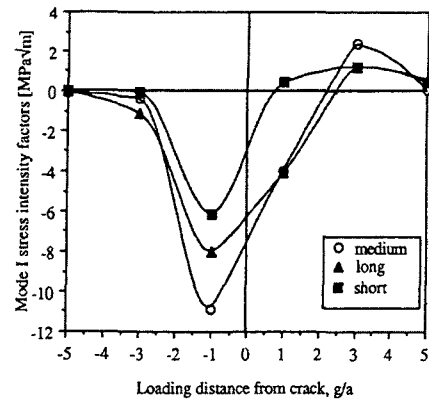


Fig. 7 Mode I stress intensity factors versus load location for sliding contact. ( $\mu=0.16$ )

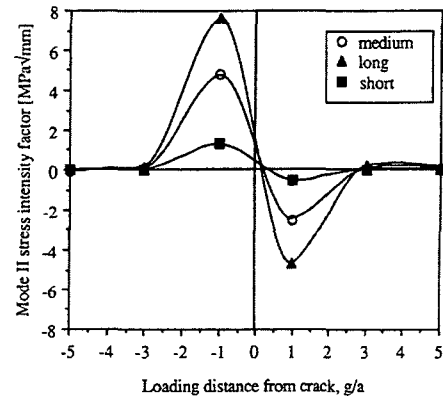


Fig. 8 Mode II stress intensity factors versus load location for sliding contact. ( $\mu=0.16$ )

서  $K_{II}^{max}$  는 균열길이가 증가함에 따라 증가하며,  $K_{II}^{max}$  는 대균열일 때 소균열일 때 보다 85 퍼센트 더 크다. 각각의 경우에 있어서, 최대 모드 II 응력은 압축 모드 I 응력과 함께 발생한다.  $K_{II}$  크기는  $g/a = \pm 3$  과  $\pm 5$  에서 모든 균열의 길이에 대해서 0 에 접근한다.

Fig. 7 과 Fig. 8 은 앞의 경우와 마찬가지로 같은 기하형상과 균열길이 그리고 하중 위치에 대해서  $K_I$  과  $K_{II}$  의 미끄럼 마찰( $\mu = 0.16$ ) 영향을 보여주고 있다. Fig. 7 에서 양의 최고점  $K_I$  값은 마찰이 영일 경우와 비교해 볼 때 소균열과 중균열에 대하여 대체로 증가하고 미끄럼 하중이 균열로부터 멀어질 때 ( $g/a$  가 양의 값) 대균열은 양의 값으로 변한다. 이 경우에 중균열에 대하여  $K_I$  값은 가장 높게 나타났으며 중균열의 경우  $g/a=3$  에서 하중을 받을 때 소균열이나 대균열보다 불안정한 균열전파가 예상될것으로 사료된다.

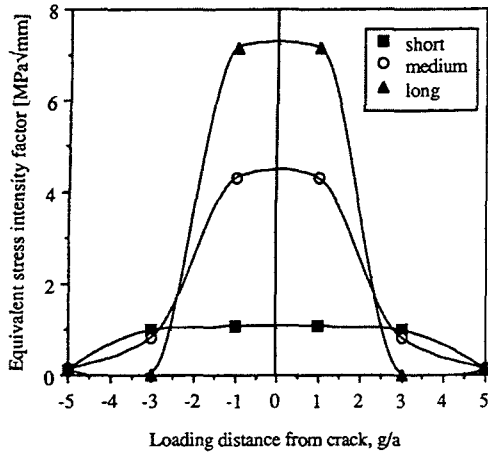


Fig. 9 Effective mode I stress intensity factors versus load location for rolling contact. ( $\mu=0$ )

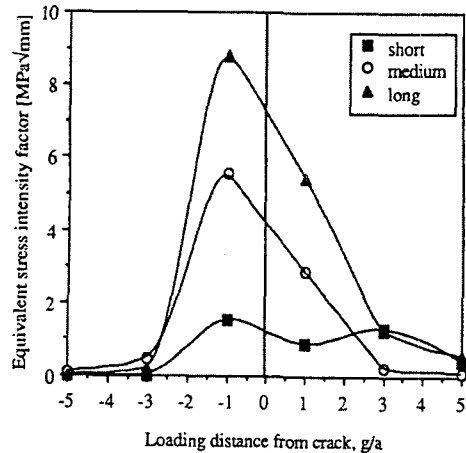


Fig. 10 Effective mode I stress intensity factors versus load location for sliding contact. ( $\mu=0$ )

$K_I$  은 하중이 균열(음의  $g/a$ )에 접근할 때  $g/a = -1$  에서 최고로 외삽되어 일관하게 음의 값이다. Fig. 8 은  $g/a = -1$  에서 마찰이 있을 때 최대 점이 비슷한 감소를 보여 주는 것과 마찬가지로  $K_{II}^{max}$  가 약간 증가 하는 것을 보여 준다.  $\mu=0$  일 때와 마찬가지로,  $K_{II}$  값은 하중이 균열에서 멀어져 감에 따라 영으로 감소한다.

Fig. 9 와 Fig. 10 은 유효(effective) 모드 I 응력확대계수  $K_{eff}$  를  $\mu = 0$  와  $\mu = 0.16$  에 대하여 여러 가지 균열길이와 하중위치에 따라서 보여 주고 있다. Fig. 9 와 Fig. 10 은 하중이 균열면( $g/a = \pm 1$ )에 있을 때 최대  $K_{eff}$  가 발생하고 있음을 분명하게 보여 주고 있다. 또한 균열길이와 증가함에 따라 이 값도 따라서 증가한다. 최고점 값  $K_{eff}$  의 예상된 균열확대각도는  $g/a = \pm 1$  에서 각각  $\pm 70.5^\circ$  이다. 이 값은  $K_I = 0$  에서의 이론적 값이다.<sup>(23)</sup> 계산된  $K_{eff}$  과  $\theta$  의 값은 부록에 표시된 Table 1 과 Table 2 에 실려있다.

미끄럼 마찰은 하중이 각각 소균열, 중균열, 대균열에 해당하는 47, 29, 23 퍼센트로 균열에 접근함에 따라  $K_{eff}$  값이 증가하는 경향이 있다. 이것은 하중이 균열로부터 멀어질 때와 비슷한 감소이다.

#### 4. 고찰

이전의 연속 유한요소모델<sup>(6,7)</sup>은 접선방향의 표면 압력이 균열이 없는 폴리에틸렌 표면에서 최대

인장과 전단응력을 발생시키고 이들이 균열을 유발시킨다는 것을 보여 주었다. 본 연구의 결과는 폴리에틸렌 층에서 수직균열이 한번 발생하면 균열의 길이와 접촉하중의 위치 그리고 미끄럼 마찰을 변수로 하여 다양하게 변하는 모드 I 과 모드 II 응력을 경험하게 된다는 것을 설명해 주고 있다. 본 연구의 모델에서 원래의 균열 면에서의 모드 I 진전은 비교적 소균열(0.1 mm 보다 적은 경우)에 대해 구름 접촉 하에서 가능하고 미끄럼 마찰 접촉하에서 또한 가능하다는 것이 검증되었다. 이 결과는 수직 힘이 접선 힘과 동시에 작용할 때 폴리에틸렌 표면에 최대 손상이 발생한다는 Blunn<sup>(5)</sup>의 실험결과와도 일치한다.

본 연구의 모델은 균열 열림 응력(crack opening stresses)이 균열의 길이가 소균열에서 중균열로 길어짐에 따라 처음에는 증가하는 것을 보여주고 균열의 길이가 중균열에서 대균열로 길어질 때 감소하는 것을 보여 주고 있다. 그러나 모드 II 응력의 최대값은 균열이 증가함에 따라 증가한다. 이러한 연구의 결과는 원래의 면에서 전단응력이 임계상태로 되고 균열이 방향을 바꾸는 균열의 길이까지 도달할 때까지 수직균열이 발전한다는 이전의 연구 결과<sup>(10)</sup>와 잘 일치하고 있다. 균열의 길이와 함께 증가하는  $K_{II}^{max}$  는 모드 II 에서의 원래의 균열면을 따른 균열의 발달이 불안정하다는 것을 제시하고 있다. 미끄럼 마찰력(sliding friction)이 균열로부터 멀어지는 경우를 제외하고는 최대전단응력은 압축 모드 I 응력 하에서 발생하고, 균열면의 마찰과 서로 맞물림은 윤활이 없을 때에는 모드 II 균열의 성장을 억제한다.

본 연구에서는 어떠한 정도까지 균열면의 윤활

이 가능한지는 확인하지 못했다. 그러나 활성인 윤활액이 있으면 모드 II의 발달은 이론적으로 가능하다. 또한 접촉하중은 직접 유체가 채워진 균열 위에 내부의 균열을 가압할 수 있게 하고 양의 모드 I 응력을 생기게 한다.<sup>(25)</sup> 실험적 검토<sup>(11)</sup>와 모델링에 대한 연구<sup>(14)</sup>는 혼합모드 하중 하에서의 폴리에틸렌 표면의 균열은 방향을 바꾸거나 가해진 응력에 수직으로 발전해 나가는 경향이 있다는 것을 보여 주고 있다. 이러한 연구 결과들은 본 연구에 있어서 하중이 균열부근에 있을 때  $K_{eff}$ 가 가장 크다는 균열의 발전상태에 대한 경향을 보여주는 유용한 비교자료로써  $K_{eff}$ 를 이용할 수 있다는 것을 뒷받침해 준다.

균열이 증가함에 따라  $K_{eff}$ 가 증가하는 사실은 균열이 불안정하게 진전할 수 있음을 의미한다. 최대  $K_{eff}$ 에서의 균열확대각도  $\theta = +70.5$  도는  $K_I = 0$ 의 조건에 상당하고 하중이 균열을 통과할 때 균열이 성장하여 부호가 변하는 높은 전단응력을 보여준다. 한 방향 또는 왕복 구름접촉의 경우와 왕복 미끄럼 접촉의 경우, 하중이 통과할 때 반복되는 균등하고 반대방향의 전단 응력으로 인하여 원래의 균열면을 따라서 피로균열이 성장한다.<sup>(23)</sup>

그러나 반복되는 한 방향의 미끄럼 접촉 하에서 더 큰  $K_{eff}$  크기는 하중이 반복하여 한 방향으로 부터 균열에 접근함에 따라 균열의 원래의 면에서 미끄럼 방향으로 바뀌어 가는 경향이 있다. 이러한 사실은 Estupinan<sup>(14)</sup> 등이 제안한 모델과 잘 일치하고 있다. 그리고 이 사실은 방향성의 미끄럼이 제어되고 있다는 점에서 in-vitro 마모연구에 유효하다. 이러한 결과는 구름이나 미끄럼 접촉의 비교적인 경향과 표면적합의 정도와 같은 서로 다른 설계측면과 연계된 표면 피팅(pitting)의 발생에 대한 이해를 제공할 것이다. 또한 최대  $K_{eff}$  값은 한 하중“주기” ( $-5 < g/a < 5$ )에 대하여 계산된 등가 응력확대계수  $\Delta K$ 와 큰 차이를 보여주고 있다. 이 양은 정상 피로 발전에 대한 기본적인 Paris 법칙에 다음과 같이 나타나 있다.

$$da / dN = C(\Delta K)^m \tag{8}$$

여기서 C와 m은 재료 상수이다.<sup>(23)</sup> Elbert<sup>(11)</sup> 등은 증가된  $\Delta K$ 와 거의 선형적으로 증가한 피로의 진전비율에 대하여 연구한 결과를 보여주었다. 본 연구의 결과는 미끄럼 마찰의 존재 하에서 균열의 길이가 증가함에 따라  $\Delta K$ 는 증가한

연구한 결과를 보여 주고 있다. 그러므로 한번 피로의 진전이 발생하면 반복되는 하중의 주기하에서 가속화된 균열의 성장이 예상된다. 그러나 이 성장은 균열에서 윤활 액의 유무에 따라서 달라질 것으로 예측된다. 이 연구는 폴리에틸렌 tibial 요소의 피팅 피로에 있어서의 가능한 모드와 표면 균열발전의 메커니즘에 대한 이해를 조사하였으며 해석 모델은 선형탄성으로 가정하였고 폴리에틸렌의 점소성 재료거동 성질을 무시하여<sup>(8)</sup> 균열선단에서 응력크기에 직접 영향을 미치게 하는 수준으로 모델링 하였다.

접촉압력은 무릎에서 발생하는 2 차원 하중을 적용하였으며, 폴리에틸렌 두께의 영향 또는 뼈를 관절로 잇는 표면적합은 고려하지 않았으며 모드 I 과 모드 II 응력의 상호작용에 영향을 줄 수 있고 결과로서 균열의 발전 양상에 영향을 줄 수 있는 유체 윤활 및 균열면의 마찰은 본 연구의 모델에서는 포함되지 않았다. 이들 미해결 문제들은 향후에 해결해야 할 계속적인 연구과제 들이다.

### 5. 결론

본 연구에서는 생체역학에서 중요한 기초 연구 중에 하나인 폴리에틸렌 tibial 요소의 피팅 피로에 있어서의 가능한 모드와 표면 균열발전의 메커니즘을 모델링하고 해석하였으며 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 구름하중이 균열에 접근할 때 모드 I 값은 모든 균열에 대해 음의 값을 나타냈으며 이는 모든 균열의 길이에 대해 균열선단이 압축으로 인한 닫힌상태가 되며 이때 발생한 압축 모드 I 응력은 균열의 성장을 방해 하려는 경향을 나타냈다.
- (2) 미끄럼 마찰력은 하중이 균열로부터 멀어지는 경우를 제외하고 최대 전단응력은 압축 모드 I 응력하에서 발생하였다.
- (3) 구름 및 미끄럼 하중시 소균열, 중균열, 대균열의 균열선단에서의 최대 모드 II 값은 균열 길이가 증가함에 따라 증가하는 경향을 나타냈으며, 이는 균열면을 따라 불안정한 모드 II 균열전파가 예상된다.

(4) 유효 모드 I 응력은 하중이 균열 부근에 있을 때 가장 크게 나타났고 균열의 크기가 증가함에 따라 증가하는 경향을 보였는데 이는 균열이 커짐에 따라 불안정한 균열 전파가 예상된다. 본 연구결과들은 기존의 연구에서 이해가 부족했던 피로의 진전에 따라 반복되는 하중의 주기하에서 가속화된 균열의 성장이 예상되는 부분을 이해하는데 중요한 자료를 제공하고 있다. 본 연

구의 결과는 실제 인체공학의 인공관절에 있어서 금속 베어링(bearing) 표면대체재료로써 각광 받는 폴리에틸렌의 마찰력에 따른 폴리에틸렌이 마모되어 발생하는 임상적인 실패의 원인 규명에 기여하고 초기 이식의 실패에 대한 의료비용을 줄일 수 있을 것으로 예상 된다.

## 후 기

이 논문은 2002 년도 한국학술진흥재단의 지원에 의하여 연구 되었으며(KRF-2002-041-D00018) 이에 감사 드립니다.

## 참고문헌

- (1) AAOS, 1996, "Implant Wear: The Future of Total Joint Replacement," Wright and Goodman, eds., Amer. Acad. Orth. Surg.
- (2) Hood, R. W., Wright, T. M., and Burstein, A. H., 1983, "Retrieval Analysis of Total Knee Prostheses: a Method and Its Applications to 48 Condylar Prostheses," *Journal of Biomedical Materials Research*, Vol.17, pp.829~842.
- (3) Wright, T. M., and Bartel, D. L., 1986, "The Problem of Surface Damage in Polyethylene Total Knee Components," *Clinical Orthopaedics and Related Research*, Vol.205, pp.67~74.
- (4) Walker, P. S., Blunn, G. W., and Lilley, P. A., 1996, "Wear Testing of Materials and Surfaces for Total Knee Replacement," *Journal of Biomedical Materials Research*, Vol.33, pp.159~175.
- (5) Blunn, G. W., Walker, P. S., Joshi, A., and Hardinge, K., 1991, "The Dominance of Cyclic Sliding in Producing Wear in Total Knee Replacements," *Clinical Orthopaedics and Related Research*, No.273, pp.253~260.
- (6) Natarajan, R. N., Schroeder, U., Andreacchi, T. P., and Wimmer, M., 1997, "Effect of Coefficient of Friction on Shear Stress Distribution in a UHMWPE Component of a TKR," *ASME Bioengineering Conference Proceedings*, Vol.35, pp.107~108.
- (7) Wimmer, M. A. and Andriacchi, T. P., 1997, "Tractive Forces During Rolling Motion of the Knee: Implications for Wear in Total Knee Replacement," *Journal of Biomechanics*, Vol.30, pp.131~137.
- (8) Rose, R. M., Crugnola, A. M., Ries, M., Cimino, W. R., Paul, I., and Radin, E. L., 1979, "On the Origins of High in Vivo Wear Rates in Polyethylene Components of Total Joint Prostheses," *Clinical Orthopaedics and Related Research*, Vol.145, pp.277~286.
- (9) Rose, R. M., Ries, M. D., Paul, I. L., Crugnola, A. M., and Ellis, E., 1984, "On the True Wear Rate of Ultrahigh Molecular Weight Polyethylene in the Total Knee Prosthesis," *Journal of Biomedical Materials Research*, Vol.18, pp.207~224.
- (10) Kaneta, M., Yatsuzuka, H., and Murakame, Y., 1985, "Mechanism of Crack Growth in Lubricated Rolling/Sliding Contact," *ASLE Transactions*, Vol.28, pp.407~414.
- (11) Elbert, K. E., Wright, T. M., Rimnac, C. M., Klein, R. W., Ingraffea, A. R., Gunsallus, K., and Bartel, D. L., 1994, "Fatigue Crack Propagation Behavior of Ultra High Molecular Weight Polyethylene Under Mixed Mode Conditions," *Journal of Biomedical Materials Research*, Vol.28, pp.181~187.
- (12) Pruitt, L., Koo, J., Rimnac, C. M., Suresh, S., and Wright, T. M., 1995, "Cyclic Compressive Loading Results in Fatigue Cracks in Ultra High Molecular Weight Polyethylene," *Journal of Orthopaedic Research*, Vol.13, pp.143~146.
- (13) Keer, L. M., Bryant, M. D., and Haritos, G.K., 1982, "Subsurface and Surface Cracking Due to Hertzian Contact," *ASME Journal of Lubrication Technology*, Vol.104, pp.347~351.
- (14) Estupinan, J. A., Bartel, D. L., and Wright, T. M., 1998, "Simulation of Surface Crack Propagation in UHMWPE," *Proc. 43<sup>rd</sup> Annual Meeting, Orthopaedic Research Society*, p.70
- (15) Kim, B. S. and Kim, W. D., 2001, "Mode I and Mode II Stress Intensity Factors for a Surface Cracked in TiN/Steel Under Hertzian Rolling Contact," *Transactions of Korean society of Mechanical Engineers(A)*, Vol.25, No. 8, pp. 1163~1172.
- (16) COSMOS/M Finite Element Analysis System: Version 1.75, 1995, User Guide, Vol.1.
- (17) Balasubramian, V., Doehring, T. C., Rubash, H. E., and Shanbhag, A. S., 1996, "Stress Analysis of the Ultra High Molecular Weight Polyethylene (UHMWPE) Tibial Linear," *Pittsburgh Orthopaedic Journal*, Vol.7, pp.42~43.
- (18) Arnell, R. D., Davies, P. B., Halling, J., and Wholmes, T. L., 1991, *Tribology: Principles and Design Applications*, Springer-Verlag.
- (19) McKellop, H., Clarke, K. L., Markolf, X. X., and Amstutz, H. C., 1978, "Wear Characteristics of UHMW Polyethylene: A Method for Accurately Measuring Extremely Low Wear Rates," *Journal of Biomedical Materials Research*, Vol.12, pp.895~927.



(20) Banks-Sills, L., and Sherman, D., 1986, "Comparison of Methods for Calculating Stress Intensity Factors with Quarter Point Elements," *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol.32, pp.127~140.

(21) Chan, S. K., Tube, I. S., and Wilson, W. K., 1970, "On the Finite Element Method in Linear Fracture Mechanics," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.1, pp.1~17.

(22) Kim, B. S., and Eberhardt, A. W., 1997, "Linear and Nonlinear Extrapolation of Stress Intensities for Edge Cracks in Mixed-Mode Loading," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.57, No.4, pp.715~720.

(23) Broek, D., 1986, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, 4<sup>th</sup> ed., Martinus Nijhoff, Dordrecht, Netherlands.

(24) Rimmnac, C. M., Wright, T. M., and Klein, R. W., 1989, "The Effect of Waveform on the Fatigue Crack Propagation Behavior of Ultra Molecular Weight Polyethylene," *Advances in Fracture Research, Proc. 7<sup>th</sup> International Conference on Fracture*, pp.1305~1311.

(25) Bower, A. F., 1988, "The Influence of Crack Face Friction and Trapped Fluid on Surface Initiated Rolling Contact Fatigue Crack," *ASME Journal of Tribology*, Vol.110, pp.704~711.

부 록

최대 주응력 기준에 따라서 식 (6)과 식 (7)<sup>(23)</sup>을 이용하여 주요응력확대계수와 응력 확대각도를 계산하였다. 그 결과를 세가지 균열길이 조건과 여러 가지의 하중조건위치에 따라 Table 1 과 Table 2 에 표시하였다.

Table 1 Effective stress intensity factor and crack growth angle

| G/a |                  | Short | med   | Long  |
|-----|------------------|-------|-------|-------|
| -5  | K <sub>eff</sub> | .105  | .143  | .0987 |
|     | ⊖                | 22.5  | 20.3  | 70.5  |
| -3  | K <sub>eff</sub> | .993  | .807  | .01   |
|     | ⊖                | -22.5 | 15.8  | 70.5  |
| -1  | K <sub>eff</sub> | 1.06  | 4.30  | 7.16  |
|     | ⊖                | -70.5 | -70.5 | -70.5 |
| 1   | K <sub>eff</sub> | 1.06  | 4.30  | 7.16  |
|     | ⊖                | 70.5  | 70.5  | 70.5  |
| 3   | K <sub>eff</sub> | .993  | .807  | .01   |
|     | ⊖                | 22.5  | -15.8 | -70.5 |
| 5   | K <sub>eff</sub> | .105  | .143  | .0987 |
|     | ⊖                | -22.5 | -20.3 | -70.5 |

Table 2 Equivalent stress intensity factor and crack growth angle (μ=0.16)

| g/a |                  | short | med   | Long  |
|-----|------------------|-------|-------|-------|
| -5  | K <sub>eff</sub> | .005  | .108  | .0173 |
|     | ⊖                | -70.5 | 38.5  | -70.5 |
| -3  | K <sub>eff</sub> | .006  | .475  | .1949 |
|     | ⊖                | -70.5 | -70.5 | -70.5 |
| -1  | K <sub>eff</sub> | 1.531 | 5.54  | 8.79  |
|     | ⊖                | -70.5 | -70.5 | -70.5 |
| 1   | K <sub>eff</sub> | .873  | 2.87  | 5.43  |
|     | ⊖                | 56.9  | 70.5  | 70.5  |
| 3   | K <sub>eff</sub> | .121  | .237  | 1.273 |
|     | ⊖                | -1    | -3.62 | -18.8 |
| 5   | K <sub>eff</sub> | .419  | .108  | .572  |
|     | ⊖                | -12.4 | -38.5 | -28.7 |