

경취재료에 있어 압자압입시의 균열진전에 관한 연구

박길환*

Micro Cracking and Elastic/Plastic Transition Radii Associated with Indenting on Ceramics by Diamond Indenter.

G.H. Park*

ABSTRACT

In hard and brittle materials as advanced ceramics indented by a hard indenter, the indenter's transition radius, was defined as critical radius which distinguishes the occurrence of the first plastic deformation from the elastic cracking as the first damaging event, is analytically and experimentally investigated. The analytical result is shown that the critical load, which not enlarge pre-existing cracks as the form of median crack beneath a indenter, is constant, and is determined by the order of K_{Ic}^4/P_V^3 (where, K_{Ic}, P_V are the fracture toughness of materials and the applied pressure by indenting, respectively). And the size of transition radii were experimentally obtained with the similar values to the analytical results.

Key Words : Ceramics(세라믹스), Diamond Indenter(다이아몬드 압자), Crack Propagation(균열진전), Elastic/Plastic Transition Radius(천이압자반경)

1. 서론

세라믹재료(이하 세라믹스라고 부름)를 위시한 경취(硬脆)재료의 기계가공에서는, 금속과 같은 소성유동을 주체로 하는 재료제거가 행해지는 것이 아니라, 주로 취성파괴에 의한 재료제거가 행해지는 것이 보통이다. 이 때문에 가공 면의 성상(性狀)도 나쁘고, 표면층에는 미세한 균열을 남기게 되며, 특히 반복하중을 받는 제품은 사용 시에 이 균열이 더욱 진전하여 마침내는 파괴에 이를 위험도 갖게 된다.

따라서 특히 구조용 재료로 이들을 사용하고자 하는 경

우는, 기계가공시 표면층에 될 수 있는 한 균열을 남기지 않도록 할 필요가 있다. 취성재료의 기계가공에 있어서도 공구 날 끝의 예리함이나 가공조건의 선택 여하에 따라서는 소성유동을 일으키므로써 양호한 가공면을 얻을 수 있다는 것은 자명한 사실로 되어 있다⁽¹⁾. 이를 위해서는 가공시의 부하로 인한 균열이 발생하지 않는 가공조건을 추구할 필요가 있다. 경취재료의 기계가공에 있어 유효한 수단으로 연삭가공을 들 수 있으며, 이에 관해서 실험을 주체로 한 연구가 다소 발표되어 있으나⁽²⁻⁴⁾, 실제의 연삭가공에서는 가공시의 균열진전에 관한 정량적인 규명이 매우 어렵기 때문에, 이들은 어느 것이나 정성적인 논의

* 영진전문대학 기계설계과

에 그치고 있다.

연삭가공시에 가공 면의 성상을 양호하게 하기 위한 조건을 구할 때, 우선 슷들의 원주 상에 있는 하나의 지립(砥粒)을 구압자(球壓子)로 모델화하여 이를 적용한 경우의 균열진전조건 등을 조사하고, 이를 토대로 가공조건의 어려움을 잡는 것도 유효한 수단이라고 생각된다.

본 연구에서는 이상과 같은 배경을 바탕으로 우선 구압자를 재료에 압입시켰을 때, 균열이 진전하는 조건과 소성유동이 생기는 조건 등을 이론해석과 실험에 의해 검토하였으며, 아울러 이들 조건을 고려해서 적어도 탄성변형상태에서는 균열을 진전시키지 않는 임계의 압자반경, 즉 탄·소성 천이(遷移)압자반경을 구했다. 이 과정에서 재료는 Table 1과 같은 기계적 특성을 가진 질화규소(Si_3N_4), 탄화규소(SiC) 및 Soda-Lime Glass(앞으로 그냥 유리라고 부름)를 채용하였으며, 압자로는 선단반경을 여러 가지로 정형한 다이아몬드를 사용하였다. 단 Table 1에 있어 파괴인성의 상, 하단의 수치는 각각 macro 및 micro균열에 대한 것으로⁽⁵⁾, 이 값과 경도치에 관해서는 실측치와 함께 이들이 의미하는 바를 본문에서 기술한다.

또 실험결과는 이론해석결과를 원용(援用)해서 평가를 행함으로써 타당성을 검토하였고, 이와 함께 탄성변형뿐 아니라 소성변형도 동반하는 압입조건을 상정하여, 압자의 선단반경의 크기에 따라 균열을 발생시키는 임계하중이 어떻게 변하는가에 대해서도 고찰하였다.

Table 1 Mechanical Properties of Ceramics

	Si_3N_4	SiC	Glass
Elastic Modulus E [GN/m^2]	304	402	70
Poisson'S Ratio ν	0.25	0.15	0.24
Hardness H_v [GN/m^2]	14.7	24.5	5.4
Fracture Toughness K_{IC} [$MN/m^{3/2}$]	4.0	4.0	0.7
	2.2	2.0	0.3

※ micro균열에 대한 파괴인성은 크기가 결정입계정도인 재료 중의 선재균열의 진전에 의해 굽힘강도가 결정되는 것으로 해서 구해진 값임⁽⁵⁾.

2. 해석적 고찰

압자를 재료에 압입할 경우, 일반적으로 압자의 크기에 의존하여 균열이 탄성변형역에서 진전(탄성형균열: cone 균열)할 것인가, 또는 소성변형상태에 들어가서 진전할

것인가가 결정되며, 또 후자의 경우라도 소성역이 충분히 발달하기 전에 탄성역에서 균열이 진전하는가, 소성역이 충분히 발달한 후에 탄·소성경계역에서 진전(소성형균열: median균열)하는가가 결정된다.

이하에서는 이러한 균열의 거동에 주목하여, 압자의 압입에 의한 균열진전조건과 소성유동발생조건 등을 이론적으로 검토한다. 이를 위해 Fig. 1과 같이 반경 R의 구압자를 일정하중으로 반무한판에 압입하는 모양의 압입모형을 도입하였다. 이때 압자와 재료 사이의 최대압력 P_m 과 접촉반경 a 는 Hertz의 탄성이론⁽⁶⁾으로부터 다음과 같이 된다.

$$P_m = \frac{3P}{2\pi a^2} = \left(\frac{6PE^{*2}}{\pi^3 R^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (1)$$

$$a = \left(\frac{3PR}{4E^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (2)$$

단, 여기서 E^* 는 압자와 재료의 탄성계수를 각각 E_1, E_2 , Poisson비를 각각 ν_1, ν_2 라고 할 때 다음 식으로 주어지는 값이다.

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}$$

이하의 해석에 있어서는 각 좌표계 및 응력 등을 a 와 P_m 으로 무차원화 해서 사용한다.

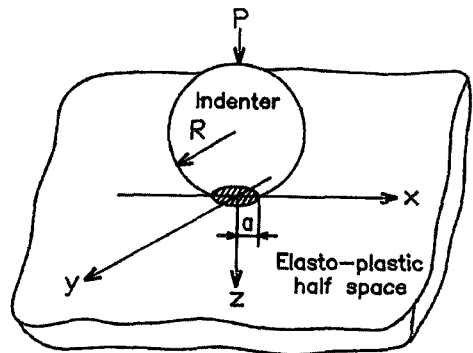


Fig. 1 Schematic diagram of the contact model

압입하중에 의한 응력장은 Hamilton의 해석결과⁽⁷⁾를 이용하여 구했다. 재료 내부에 선재하는 균열은 주인장응력에 의해 진전한다고 생각할 수 있으므로 이에 관계하여 Fig. 2에 유리에 대한 제1주응력분포 σ_1/P_m 와 제3주응력궤적을 예로 나타낸다. 하방 ($\zeta (= z/a)$ 방향)으로 펼쳐 있는 제3주응력궤적(Fig. 2의 파선)은 cone균열이 재료내부로 진전할 경우 그 경로가 된다⁽⁸⁾. 또 응력의 제2차불변량의 평균근을 P_m 으로 무차원화해서 Fig. 3에 나타낸다. 그럼에서 알 수 있듯이 이 값의 최대치는 압자의 하방 내부에 존재한다.여기에서 Von Mises의 항복조건

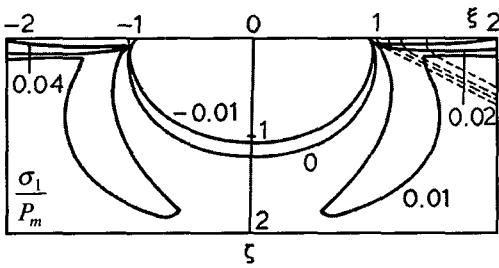


Fig. 2 Contours of the normalized Principal stress and stress trajectories starting from arbitrary points (glass)

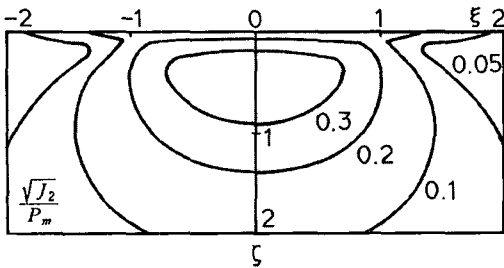


Fig. 3 Distribution of the square root of secondary invariants(glass)

인 $\sqrt{J_2} \geq Y/\sqrt{3}$ 를 적용하며 $\sqrt{J_{2max}}/P_m = \chi$ 로 정의하고 $Y = H_v/\phi$ (Y 는 단축 항복응력, ϕ 는 무차원 정수)로 하면, 소성변형이 시작되는 조건은

$$P_m \geq \frac{H_v}{\sqrt{3}\chi\phi} \quad (3)$$

가 된다. 단, 본 해석에서는 $\phi = 1.5$ 를 사용한다. 또 이 식에서 등호인 경우가 탄·소성변형 임계점, 즉 소성변형

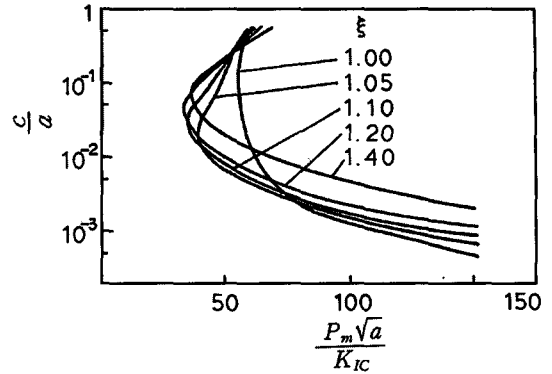


Fig. 4 Plots of crack length vs. $P_m\sqrt{a}$ which are normalized by half length of contact a and fracture toughness K_{IC}

개시점이 된다.

Fig. 4는 접촉점으로부터 $\xi = (x/a)$ 만큼 떨어진 각 점에서 시작하여 각각의 제3주응력궤적을 따라 분포하는 제1주응력치를 표면에서부터의 거리에 대해 구하여 식(4)에 의해 응력확대계수 K_I 을 계산하고⁽¹⁰⁾, 균열진전조건인 $K_I \geq K_{IC}$ 중 등호인 경우를 적용하여 구한 결과를 선재 균열길이 C 와 최대압력과의 관계로써 나타낸 것이다.

$$K_I(C) = 2\sqrt{\frac{C}{\pi}} \int_0^C \frac{r_b}{r_o} \frac{\sigma(b)}{\sqrt{C^2 - b^2}} db \quad (4)$$

여기에서 b : 표면에서부터 균열의 진전경로를 따라 선단 방향으로 주어지는 길이, r_o, r_b : 각각 z 축에서 C, b 의 선단까지의 거리, $\sigma(b)$: 균열길이 b 점에서의 제1주응력치이다.

Fig. 4의 포락선에 있어 만곡점에서의 횡축값인 Ψ 와 식(3)의 소성변형이 개시되는 임계의 P_m 을 적용하면 균열진전·소성변형개시에 대한 임계의 압자반경, 즉 천이 압자반경 R_c 는 다음과 같이 된다.

$$R_c = \frac{6\sqrt{3}E^* K_{IC}^2 \Psi^2 \phi^3 \chi^3}{\pi H_v^3} \quad (5)$$

본 연구에서 사용한 재료에 대해서 식(5)에 의해 얻은 결과를 Table 2에 나타낸다. 다만 이들 값은 cone균열이 발생하기 시작했을 때의 압자반경이다.

Table 2 The theoretical transition radii

	Si_3N_4		SiC		Glass	
Fracture Toughness K_{IC} [$MN/m^{3/2}$]	2.2	4.0	2.0	4.0	0.3	0.7
Transition radii R_c [μm]	266	880	28	103	26	141

한편 균열진전조건과 소성변형개시하중은 식(1), 식(2) 및 전술한 각각의 조건식을 이용하여 계산하면 다음과 같이 된다.

균열진전조건

$$P_f \geq \frac{\pi^2 \Psi^2 K_{IC}^2}{3E^*} \cdot R \quad (6)$$

소성변형개시조건

$$P_p \geq \frac{\pi^3}{6E^{*2}} \left(\frac{H_v}{\sqrt{3}\chi\phi} \right)^3 \cdot R^2 \quad (7)$$

다음에 압입하중에 의해 재료의 소성역이 충분히 발달한 상태에서 median균열을 진전시키는 임계하중을 구하는 방법을 설명한다. Fig. 5는 압입에 의해 압자하의 재료 내부에 소성역이 충분히 발달한 상태(일반적으로 압자 반경에 대해 압입깊이가 약 1/10이상인 경우⁽¹¹⁾)에서 탄·소성경계근방의 median균열이 진전할 때의 개략도를 나타낸 것이다. 그림에서 a, b, r, c는 각각 접촉역 반경, 소성역 반경, 압입원점에서 원형 median균열 상의 한점까지의 거리, 균열의 반경이며, δ, η는 균열의 중심에서 균열 상의 한점까지의 y, z축 방향의 거리이다.

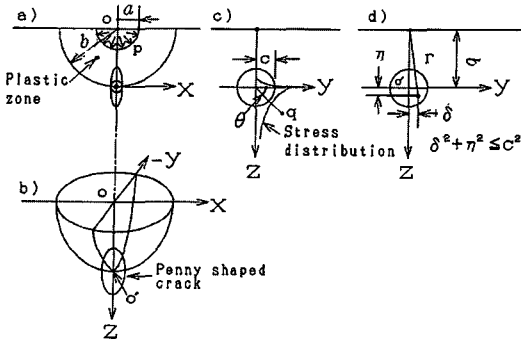


Fig. 5 Schematic drawing for extension of a median crack

균열의 진전에는 Fig. 5 c)의 응력분포가 기여하며, 이 응력분포는 Fig. 5 a)와 같이 구각(球殼)에 내압이 걸리는 경우에 근사시킬 수 있다. 균열주위에 분포하는 이 응력과 반경 c인 균열의 크기를 적용하여 계산되는 응력확대계수가 재료의 파괴인성보다 크게 되면, median균열

은 Fig. 5 b)처럼 압자하의 탄·소성경계를 중심으로 원형으로 발달한다.

이때 압입에 의해 재료내부로 확대되는 소성역의 크기 β(소성역 반경과 접촉역 반경의 비인, b/a⁽¹¹⁾)로 정의되는 무차원값)는 다음과 같이 된다.

$$\beta = \left(\frac{E/Y + 2(1-2\nu)}{3(1-\nu)} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (8)$$

이 β를 Hill의 해^(11,12)에 적용시키고 Fig. 5 d)를 참조하여 균열의 진전에 기여하는 σ_{yy}의 응력분포를 구하면 다음 식과 같이 된다. 단, 이하에서는 Fig. 5의 모든 길이 단위를 접촉역 반경 a로 무차원화 해서 적용하며 이때 오른쪽 어깨에 첨자 '를 붙이도록 한다.

$$\frac{\sigma_{yy}(\delta', \eta')}{P_y} = \frac{\sigma_t(r')^m}{P_y} \quad (9)$$

단, 첨자 m은 소성(pl), 혹은 탄성(el)을 나타내며, 이때 우변은 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\sigma_t(r')^{pl}}{P_y} = \frac{3\{\ln(r') + 1/2\}}{1 + 3\ln(\beta)} - 1$$

$$\frac{\sigma_t(r')^{el}}{P_y} = \frac{\beta^3}{2 r'^3 \{1 + 3\ln(\beta)\}} - 1$$

여기서, σ_t(r')은 구각의 접선응력, r' = √{(β+δ')² + η'²}, δ'² + η'² ≤ c'²이며, P_y는 문헌[11]에서의 압입압력 P를 치환한 것으로 다음의 값을 갖는다.

$$P_y = \frac{2}{3} \frac{H_v}{\phi} \{1 + \ln(\beta)\}^3 \quad (10)$$

한편, 이때의 균열은 대칭축을 따라 진전하므로 Fig. 5 c)에서 θ = 0로 놓으면 응력확대계수는 다음 식으로 된다⁽¹³⁾.

$$K_I(0) = \frac{P_y \sqrt{a}}{\pi^{3/2} C^{1/2}} \iint_S \frac{\sqrt{(C'^2 - \delta'^2 - \eta'^2) \sigma_{yy}(\delta', \eta') / P_y}}{(C' - \delta')^2 + \eta'^2} d\delta' d\eta' \quad (11)$$

원형 median균열의 진전에는 균열 전역에 분포하고 있는 응력의 영향이 모두 고려되며, 적분기호 밑의 S는 이 의미를 나타낸 것이다.

이 식에 균열 진전조건 $K_I \geq K_{IC}$ 를 적용하고, Fig. 4와 같이 $C/a(=C') - P_y \sqrt{a} / K_{IC}$ 곡선을 그려서 만곡점의 $P_y \sqrt{a} / K_{IC}$ 를 Ψ 로 하여 어떠한 크기의 선재균열도 진전시키지 않는 임계하중 P를 구하면 다음 식과 같이 된다.

$$P = \pi a^2 P_y = \pi \frac{\Psi^4 K_{IC}^4}{P_y^3} \quad (12)$$

이 임계하중은 압자의 선단반경에 관계없이 각 재료에 대해 일정한 값을 가진다. 또 Ψ 의 값은 본 연구에서 사용하고 있는 재료에 대해서는 유리: 33.3, Si_3N_4 : 35.3, SiC: 21.5로써 큰 차이를 보이지 않으므로 결국 임계하중의 대소를 결정하는 것은 K_{IC}^4 / P_y^3 인 것을 알 수 있다.

3. 압자 압입실험과 그 결과

전술한 이론해석에서는 적어도 탄성변형상태에서는 균열이 진전하지 않는 임계의 압자반경을 천이압자반경으로서 구했으나 실험적으로 이들을 구한다는 것은 재료 내부에 소성역이 발생하는 시점을 포착하기 어렵기 때문에 곤란하다.

이 때문에 여기에서는 관찰할 수 있는 균열의 형태로부터 탄성형균열인가, 소성형균열인가를 판단하고 이 두 형태를 가름하는 압자반경을 결정했다. 이 압자반경은 당연히 이론해석에서 얻어진 천이압자반경보다 작은 값을 가질 것이나, 균열의 관찰만으로 용이하게 결정될 수 있기 때문에 상기의 방법이 실용적으로 충분한 가치가 있다고 판단된다.

3.1 실험장치 및 실험방법

실험은 미소 비-크스 경도계를 사용하여 행했다. 이때 하중의 제어는 이 경도계에서 허용되는 크기의 범위까지는 소정의 시간동안 중추(重錘)를 얹어 하중을 가하는 일반적인 방법으로 행하고, 그 범위를 벗어나는 미소하중 및 큰 하중은 8각 탄성링을 이용한 동력계를 제작하여 측정하고 기록계를 통해 하중의 크기를 읽어 들었다. Fig. 6에 그 장치를 보인다.

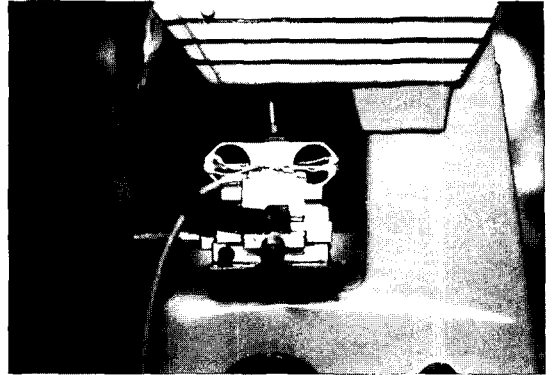


Fig. 6 Experimental setup for indenting test

한편, 본 실험에 사용하고 있는 재료는 모두 15mm×15mm의 크기로 했으며, 이 중 유리는 3mm두께의 판재를 진공소둔로에서 약 500℃로 40분간 가열하고, 그후 약 8시간 동안 노 중에서 자연냉각시킴으로써 제조과정에서 생긴 잔류응력이 완전히 제거되도록 했다. 또 Si_3N_4 및 SiC에 대해서는 Table 3의 가공공정에 의해 $R_{max} = 0.03 \sim 0.05 \mu m$ 정도가 되도록 Lapping해서 사용했다. 더욱이 압자압입시의 균열진전에 대해 실험결과를 이론해석결과와 비교할 때 사용하기 위해 경도 및 파괴인성을 Indentation법⁽¹⁴⁾에 의해 실측했다.

Table 3 The finishing process for specimen

Finishing Process	Grinding	Lapping process 1		Lapping process 2
		Brass Plate		Tin-Lead Plate
Used Abrasive(diamond)	#200	about 15μmφ	about 3μmφ	about 1μmφ
Removal Volume	-	20μm	2μm	1μm

압자로서는 전술한 바와 같이 선단을 구형으로 정형해서 사용하되, 선단반경이 각 재료에 대해 이론해석에서 구해진 천이압자반경 전후의 크기가 되도록 선정했다. 이와 함께 소성역이 충분히 발달한 후의 균열진전조건을 조사하기 위해 선단반경이 상당히 작은 것도 채용했다. 대표적인 선단반경은 약(20, 50, 100, 200, 300)μm이며, 이들 외에도 아주 예리한 것(10μm)과 더욱 둔한 것(370 μm)도 사용했다.

실험은 각각의 선단반경에 대해 광범위하게 하중을 바꾸면서 행하였으며, 하나의 하중에 대해서도 10회의 압입을 행하여 균열발생의 유무, 발생한 균열에 대해서는 그 형태의 관찰과 규모를 측정했다.

3.2 실험결과 및 고찰

실험에 사용할 압자는 SEM(주사형전자현미경)에서 형상과 선단반경의 크기 등을 확인하였다. Fig. 7은 한 예로써 선단각 120°, 선단반경 50 μ m인 압자의 SEM사진을 보인 것이다.

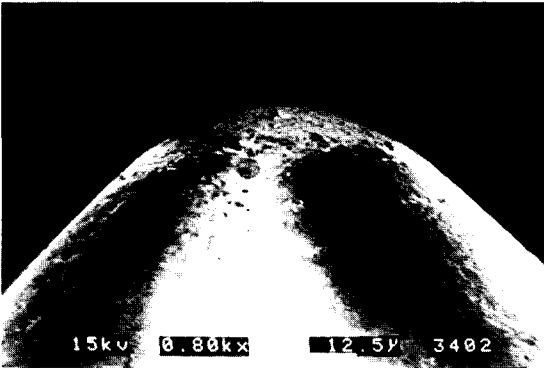


Fig. 7 photograph of a diamond indenter (R=50 μ m)

(1) 재료의 파괴인성과 경도

Fig. 8에 실험에서 구한 파괴인성의 실측치를 나타낸다. 이들 값은 압입시 비-크스압자에 의해 만들어진 압흔(壓痕)의 대각선의 길이를 a , 균열의 길이를 $2c$, $l=C-a$, 그때의 하중을 P 로 해서 등가식인 식(13)과 식(14)에 의해 구해진 것⁽¹⁴⁾이다. 이때 $c/a > 2.5$ 일 때는 median균열에 관한 것으로, $c/a < 2.5$ 일 때는 표면형 균열에 관한 것으로 했다. 이 경우 median균열에 대해서는 $P \propto C^{3/2}$, 표면형 균열에 대해서는 $P \propto C$ 가 되기 때문에 이를 확인하는 것으로 균열의 종류를 평가했다.

$$K_{IC} = 0.026 \left(\frac{E}{H_v} \right)^{2/5} \left(\frac{P}{C^{3/2}} \right) = 0.036 E^{0.4} P^{0.6} a^{-0.7} \left(\frac{C}{a} \right)^{-3/2} \quad (13)$$

$$K_{IC} = 0.012 \left(\frac{E}{H_v} \right)^{2/5} \left(\frac{H_v P}{l} \right)^{1/2} = 0.011 E^{0.4} P^{0.6} a^{-0.7} \left(\frac{l}{a} \right)^{1/2} \quad (14)$$

Fig. 8에서 알 수 있듯이 파괴인성은 압입하중이 작을 때는 작은 값을 가지며 하중이 커질수록 커진다. 이것은 압입하중이 작을 때는 미세한 선재균열의 진전이 파괴인성의 크기에 관여하며, 한편 하중이 커지면 큰 선재균열의 진전이 이에 관여하기 때문이라고 생각된다. 이들 값은 각각 Table 1에서 보인 값보다 약간 크기는 하나 거의 근사한 값을 보이고 있다. 다만 Si_3N_4 의 macro균열

에 대해서는 실험치 쪽이 상당히 작기 때문에 이후 실험치를 사용하도록 한다.

Fig. 9는 각 재료의 경도를 실측한 결과이다. 이들 값도 Table 1의 값과 그다지 차가 없으므로 이후 이 값을 그대로 사용하기로 한다.

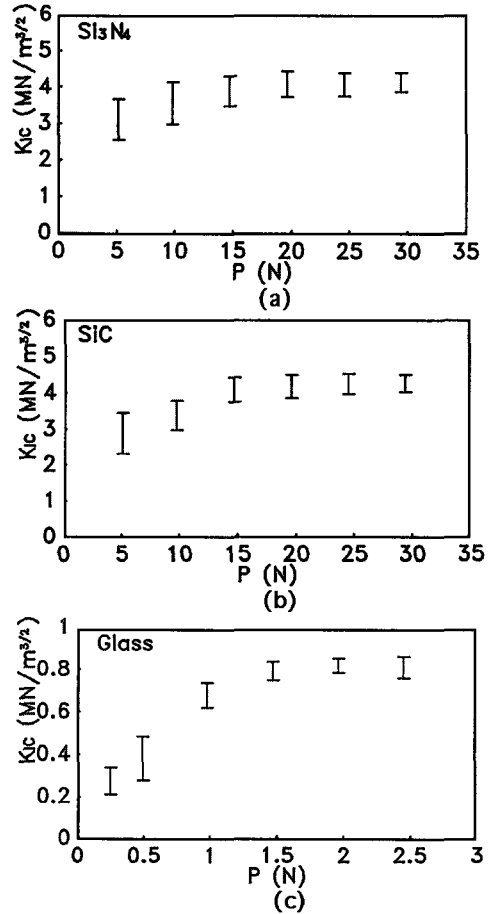


Fig. 8 Experimental results of fracture toughness

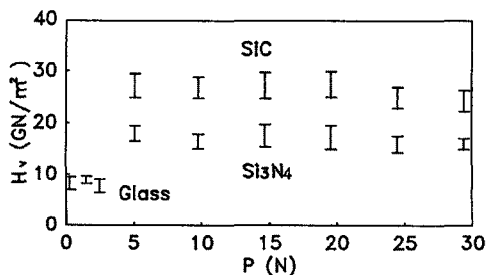


Fig.9 Experimental results of hardness

(2) 균열진전하중

Fig. 10은 각 압자에 의해 균열이 발생할(혹은 선재균열이 진전할) 확률을 그때 가해진 하중에 대해 Weibull 파괴확률분포로 나타낸 것이다. 균열의 발생여부는 압입 실험 후 표면을 광학현미경으로 관찰하므로써 판단했으며, 균열이 관찰되면 개수나 크기에 관계없이 그때 가해진 하중을 균열발생하중으로 했다.

그림 중의 m은 weibull계수이며 1보다 상당히 큰 값을 보이고 있는데, 이것은 균열을 발생시키는 하중이 이 값 근방에서 민감하게 작용하고 있음을 의미한다. 또 그림으로부터 압자의 선단반경이 증대하면 균열을 발생시키는 하중도 증대하고 있다. 한편 하중이 작을 경우 파괴인성이 작은 유리쪽이 균열발생의 가능성이 높은 것은 당연하다고 볼 수 있으나, 압자반경이 클 경우 SiC에 비해 유리쪽이 오히려 높은 하중에서 균열이 발생하고 있는데, 이것은 유리가 비결정질이면서 선재균열의 밀도도 다른 재료에 비해 매우 적고 그 규모도 작기 때문으로 생각되

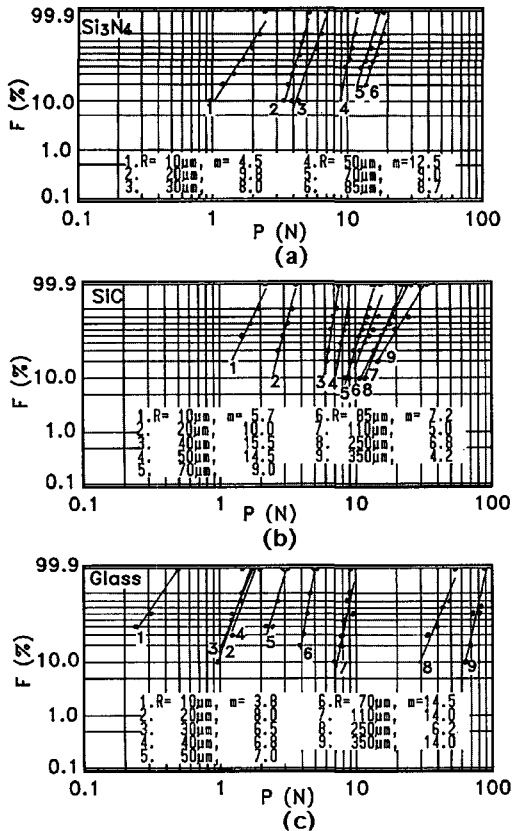


Fig.10 Probability of crack occurrence by loading.

며, 큰 선재균열을 진전시키기 위해서는 큰 하중이 필요하다는 전술의 사실과 일치한다.

Fig. 11은 압입에 의한 균열진전하중과 압자반경의 관계를 이론해석 및 실험결과에 대해 함께 나타낸 것이다. 실험결과와 상하 폭은 균열을 진전시킨 하중의 상하범위를 나타낸다. 압입시 압자의 선단반경의 크기에 따른 균열의 형태는 다음에 보이는 Table 4와 같다. 다만 재료내부에 존재하는 median균열은 본 실험에서 취급하지 않았으며 그 대신 제하(除荷)시 재료표면에 나타나는 Radial균열을 소성형균열로 대신했다.

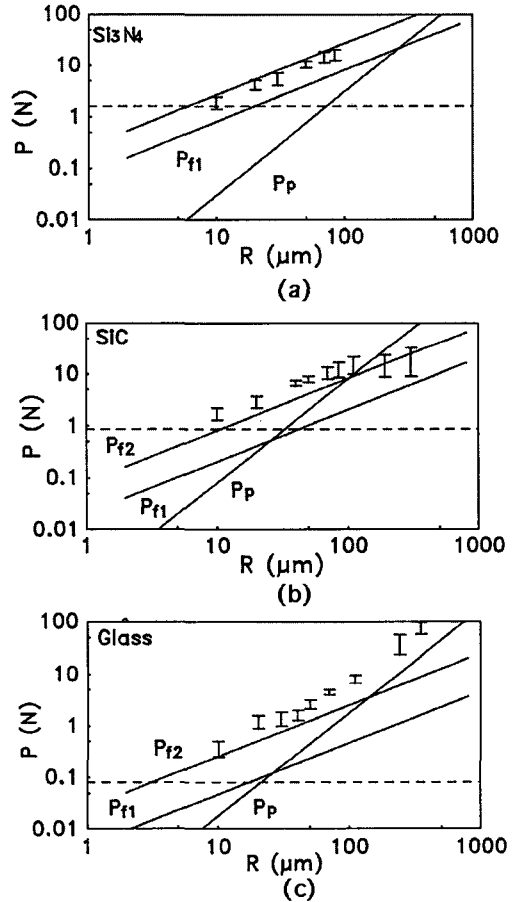


Fig.11 Relationship between the microcracking loads and the indenter's radii.

또 해석결과에는 식(6)과 식(7)에 의해 구한 균열진전 하중 및 소성변형개시하중을 함께 나타내었다. 이 중 균

열진전하층은 micro균열과 macro균열에 관한 파괴인성에 대해 평행한 두 직선선 P_{f1} 선, P_{f2} 선으로 나타내었다. 다만 이 두 직선이 유효한 범위는 압입하중에 의해 재료가 탄성변형상태에 있는 범위에 한정되기 때문에 소성변형개시하중선 (P_p)보다 아래영역일 것이나, 참고로 이 영역을 벗어난 부분에 대해서도 나타내었다. 이것은 소성이 개시되어도 하중이 충분히 커지지 않는 한, 이 영역은 압자하의 재료내부에 한정되어 넓어지고⁽¹⁵⁾, 탄성형균열이 계속 진전할 것으로 생각되기 때문이다. 실제로 실험결과는 균열의 형태에 관계없이 대부분 소성역에서 식(6)의 경향과 유사하게 발생하고 있다.

한편 수평으로 그른 파선은 재료의 소성역이 충분히 발달한 후의 상태에서 median균열을 진전시키는 임계하중을 식(12)에 의해 구하여 나타낸 것이다.

Table 4는 이 실험에 있어서 Radial 균열과 Cone균열을 가름하는 경계가 되는 압자반경을 그때의 하중과 함께 보인 것이다. 예를 들어 SiC의 경우, 압자반경이 50 μ m 이하에서 균열이 진전할 때는 소성형균열로서, 압자반경이 70 μ m이상의 압자를 사용한 경우는 탄성형균열의 형태로 발생하는 것으로 관찰되었음을 나타낸다. 또 그 중간 크기의 압자반경은 사용하지 않았기 때문에 정확한 값을 알 수 없으나, 소성형균열과 탄성형균열의 진전을 구별할 수 있는 실제의 압자반경이 이 범위내에 있다는 것은 명확하다. 이 값은 macro균열의 진전으로 평가한, 즉 macro균열진전에 대한 파괴인성을 사용하여 구한 해석 결과보다는 작을 값을 취하며, 한편 micro균열의 진전으로 평가한 값보다는 큰 값을 알 수 있다.

Table 4 Experimental results for indenter radii when cracks are occurred.

	Si_3N_4		SiC		Glass	
	Radius(μ m)	Load(N)	Radius(μ m)	Load(N)	Radius(μ m)	Load(N)
Radial crack	>85*	12.2	50	7.1	70	3.6
Cone crack	-	-	70	8.3	110	6.7

* Si_3N_4 에 대해 선단반경이 큰 압자를 사용하고자 하면, 균열진전하중이 너무 커져서 경도계의 허용하중을 초과하므로 선단반경이 85 μ m 이상에서는 실험하지 않았음.

한편 균열진전하중에 대한 실험결과를 해석결과와 비교해 보면 각 재료에 따라 상당히 다른 경향을 보인다. 유리의 균열진전하중은 macro균열의 진전으로 평가한 해석 결과보다 꽤 큰 값을 보이고 있는 반면, SiC에서는 그다

지 높지 않고, 더욱이 Si_3N_4 에서는 오히려 그보다도 더 낮은 값을 나타내고 있다. 특히 유리의 경우는 이론해석에서 구한 천이압자반경보다 큰 압자를 사용하고 아울러 macro균열의 진전으로 평가하더라도 균열은 소성변형역에 들어가서 생기고 있으나, SiC의 경우는 macro균열의 진전으로 평가한다면 탄성변형상태에서 생기고 있다. 균열진전하중에 대해 재료에 따른 이와 같은 상위(相違)는 주로 선재균열의 크기와 밀도에 관계하는 것으로 생각된다. 여기에서 해석적으로 구한 균열진전하중은 기본적으로는 여러 크기의 선재균열이 재료 내에서 충분한 밀도로 존재한다는 가정 하에 계산된 것이며, 실제의 재료에 대해서는 다소 차이가 있을 수도 있다.

Si_3N_4 , SiC는 소성(燒成)에 의해 만들어져 결정입계에 공극이 잔류하는 등 선재균열이 상당수 포함되어 있을 것이며, 한편 비결정질인 유리의 경우는 재료 내부의 선재균열도 적고, 또 표면균열도 실험에 사용하는 재료에 대해서는 신중히 취급될 것이므로 그 수가 적을 것이다. 그 결과 유리의 경우, 균열진전하중이 이론해석에서 예측했던 값보다 실험에서는 커진 것으로 생각된다.

4. 결 론

경취재료에 있어서 압자압입시의 파괴현상을 명확히 하기 위해, 이론해석 및 유리, Si_3N_4 , SiC에 대해 반경이 10 ~ 350 μ m인 다이아몬드압자를 사용한 실험을 행한 결과 얻어진 주된 결과는 다음과 같다.

1. 재료에 존재하는 어떠한 크기의 선재균열도 median 균열의 형태로 진전시키지 않는 임계하중은 압자의 선단 반경에 관계없이 각 재료에 대해 일정한 값을 가지며, 재료의 파괴인성을 K_{IC} , 압입시에 재료에 가해지는 압력을 P_y 라고 하면 이 임계하중의 대소는 K_{IC}^4 / P_y^3 의 대소에 의해 결정된다.

2. 유리, Si_3N_4 , SiC의 균열진전하중은 앞의 두 재료에 대해서는 예상되는 범위내의 값보다 대체적으로 큰 값을 가지나, SiC에 대해서는 거의 예상범위 내에 존재한다.

3. 실험에서 균열의 형태로서 평가한 탄성형균열과 소성형균열의 경계가 되는 압자반경 (SiC : 50-70 μ m, 유리 : 70-110 μ m)은 이론해석에 의해 macro균열의 진전과 micro균열의 진전으로 평가한 각각의 천이압자반경 (SiC : 26-103 μ m, 유리 : 26-141 μ m) 사이에 존재하였으며, 이는 본 실험결과의 타당성을 입증한다.

후 기

본 연구는 영진 전문대학에서 연구비를 지급 받았으며, 日本特殊陶業社에서 많은 양의 세라믹 재료를, 大阪다이아몬드사에서 압자를 각각 제공받아, 大阪府立大學과 大阪府立産業技術総合研究所에서 수치계산 및 실험을 각각 행하였다. 물심 양면으로 도와주신 관계자 여러분께 마음속 깊이 감사드린다.

참 고 문 헌

1. 田中芳雄, 朴 吉煥, “ぜい性材料の二次元すべり接觸時のき裂進展に對する弾・塑性遷移壓子半徑”, 材料, 第40卷, 第448號, pp58-64, 1991.
2. 長壁, 戶創和, 吉川昌範, “圓すいダイヤモンドの引掻きによる非酸化物セラミックスの表面性狀について”, 精密工學會誌, 第54卷, pp159-165, 1988.
3. I.Inasaki, “Speed-Stroke Grinding of Advanced Ceramics”, Annals of the CIRP, Vol.37, pp299-302, 1988.
4. 長谷川嘉雄, 奥山繁樹, 河村末久, “砥粒による切削機構のモデル”, 精密機械, 第47卷, pp387-392, 1981.
5. 水谷勝己, 田中芳雄, “セラミックスの二次元切削における材料の除去”, 精密工學會誌, 第52卷, pp52-58, 1986.
6. K.L.Johnson, “Contact Mechanics”, Cambridge University Press, New York, p427, 1987.
7. G.M.Hamilton, “Explicit equations for the stresses beneath a sliding spherical contact”, Proc.Instn.Mech.Engrs., Vol.197C, pp53-59, 1983.
8. B.R.Lawn, “Partial Cone Crack Formation in a Brittle Material loaded with Sliding Spherical Indenter”, Proc.Roy.Soc.London, Vol.A299, pp307-314, 1967.
9. Remi Mougnot, “Blunt or Sharp Indenters: A Size Transition Analysis”, J.Am.Ceram.Soc., Vol.71, No.8, pp658-661, 1988.
10. Remi Mougnot, “Crack formation beneath sliding spherical punches”, J. of Mat. Sci., Vol.22, pp989-1000, 1987.
11. S.S.Chiang, D.B.Marshall, and A.G.Evans, “The response of solids to elastic/plastic indentation. 1.Stresses and residual stresses”, J.Appl.Phys., Vol.53, No.1, pp298-311, 1982.
12. R.Hill, “The Mathematical Theory of Plasticity”, Clarendon, Oxford, 1950.
13. G.P.Cherepanov, “Mechanics of brittle fracture”, Translated from the Russian by Albert L.Peabody, McGraw-Hill International Book Company, New York, P827, 1979.
14. 西田俊彦, 安田榮一編, “セラミックスの力學的的特性評價”, 日刊工業新聞社, pp82-83, 1991.
15. C.Hardy, C.N.Baronet and G.V.Tordion, “THE ELASTO-PLASTIC INDENTATION OF A HALF-SPACE BY A RIGID SPHERE”, Int.J.Num.Meth.Eng., Vol.3, pp451-462, 1971.