

## セラミックスの球-平板接触によるリングクラック発生強度特性\*

### Strength of ring-crack caused by sphere-plate contact of ceramics

高橋 学\*\*, 岡部 永年\*\*, 朱 霞\*\*, 松井 實\*\*\*

Manabu TAKAHASHI\*\*, Nagatoshi OKABE\*\*, Xia ZHU\*\* and Minoru MATSUI\*\*\*

Fracture mechanics based considerations were made for investigating the ring-crack formation of ceramic plates contacted with a ceramic sphere under a combined normal and tangential indentation load. The intrinsic tensile strength of the ceramic plate did not dictate the onset of ring-crack formation. The size of pre-existing defects (being less than one micron) that may result in the ring-crack initiation were somewhat smaller than the grain size of the ceramic plate. On the other hand, the stress gradient induced beneath the contact was significantly dependent on the contact angle of normal/tangential combined load; when the contact angle is increased, the mean dimension of defects which lead to ring-crack initiation becomes large, whereas the location of the induced crack is progressively away of the contact circle. The stress gradient induced beneath the contact was taken into account for calculating the stress intensity factor of the pre-existing surface defect. The fracture toughness value thus estimated for the ceramic plates satisfactorily predicted the onset of ring-crack formation of all the ceramic plates examined.

*Key words* : Contact strength, Ring crack, Ceramics, Hertz stress, Stress intensity factor, Tensile strength

#### 1. 緒 言

エネルギー資源の枯渇にともなう発電プラントの高出力・高効率化や航空機などの輸送機器の軽量化・高速化の必要性により、従来用いられてきた高温構造材料の改良や新材料の開発・研究が1970年頃から活発に行われてきた。

こういった背景の中で、構造用セラミックスは耐熱性、耐食性、高温強度、耐磨耗性などに優れているため、従来の耐熱合金に代わる高温高強度部材としてガスタービンやエンジンなどへの適用が期待されている。このような材料変換が実現すれば、熱効率の著しい向上などにより産業界のみならず、社会全体にも極めて有効になる。その反面、実際にはさまざまな問題点が指摘されている。特に、本質的な問題であるセラミックスの靱性の低さは重大な欠点であり、ガスタービン等に用いた場合に、高速燃焼ガス中に曝されているガスタービンの動翼・静翼に燃焼ガス中の微粒子が高速で衝突すると、低靱性であるセラミックスは金属のように塑性変形によって応力緩和できず、微小領域で損傷が生じる可能性がある。さらに、セラミックスは切欠き感受性が極めて高いため、微小領域での損傷が致命的な破壊を引き起こす危険性がある。したがって、微粒子衝突に対する、セラミックス表面層の健全性・安全性の定量的な評価が必要となる。

従来の研究では小球を試験片の表面に対して垂直に衝突させたものが多く行われているが<sup>(1~7)</sup>、実際問題としては当然、部材表面に対して斜め方向から衝突することが多い。このような衝突の場合、接

\* 材料 第53巻 第10号 (2004) pp.1149-1155 投稿原稿より引用

\*\* 愛媛大学工学部 機械工学科 Department of Mechanical Engineering, Ehime University, Matsuyama, Japan

\*\*\* 元・(財) ファインセラミックスセンター Japan Fine Ceramics Center

原稿受理 平成16年10月29日

線成分の影響は多大であると思われるが、衝撃力の接線成分の影響についての研究は少ない<sup>(8)</sup>。

一方、これまでの研究<sup>(21)</sup>から押し込み損傷と衝撃損傷では破壊機構に類似性のあることがわかっており、試験片表面に対して垂直に小球を押し込み、Fig.1のようなリングクラックを発生させる球圧子押し込み試験が多く行われているが<sup>(9-15)</sup>、接線力成分の影響を考慮した研究例は少ないのが現状である。

本研究では、破壊靱性値の異なる3種類の窒化ケイ素および炭化ケイ素を用い、接線力を作用させた球圧子押し込み試験を行った。そして、リングクラック発生に及ぼす接線力の影響を力学的および破壊力学的観点から比較・検討した。さらに、これらの解析結果に基づき、リングクラック発生クライテアを明らかにすることともに、セラミックスの球接触強度の評価パラメータを検討した。

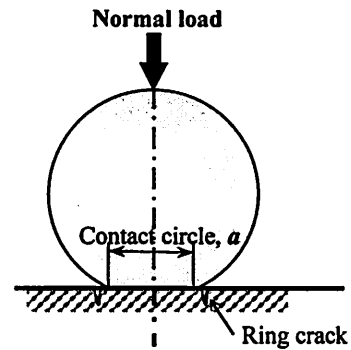


Fig.1. Spherical contact and a ring crack

## 2. 実験方法

### 2.1 供試材

球圧子は直径 3/8in. (約 9.53mm) の HIP 焼結窒化ケイ素球 (HIP-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) を用いた。一方、平板試験片の供試材として、3種類の常圧焼結窒化ケイ素 (Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) および1種類の炭化ケイ素 (SiC) を用いた。試験片形状はすべて 5×10×20mm に加工し、10×20mm 面は鏡面仕上げを施した。球圧子および各試験片の機械的性質を Table 1 に示す。各供試材の破壊靱性値は、JIS R 1607 に準拠した IF (Indentation Fracture) 法により求めた。

Table 1 Mechanical properties and surface roughness of sphere and specimen plate

	Materials	Young's modulus E (GPa)	Poisson's ratio $\nu$	Fracture toughness $K_{IC}$ (MPa·m <sup>1/2</sup> )
Sphere	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	304	0.28	7.6
	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> -A	320	0.27	5.2
Specimen plate	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> -B	320	0.27	7.8
	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> -C	290	0.28	5.7
	SiC	410	0.15	3.9

### 2.2 試験方法

試験は、常温・大気中にて垂直荷重のみ作用させた垂直押し込み試験と垂直荷重を作用させた状態で接線力を加える接線力押し込み試験を行った。押し込み試験機としてインストロン疲労試験機を用いた。

Fig.1 に示す接触半径  $a$  は弾性接触による領域であり、その計測は球接触面に塗料を塗り、平板に接触させることにより、その塗料が付着した円直径をデジタルマイクロスコープで画像を取り込んで行った。その精度は予備試験としてガラス接触にて透視された接触円と比較することによって±2%以下であり、また、接触半径の理論式<sup>16)</sup>から導いた値と同等であることを確認している。

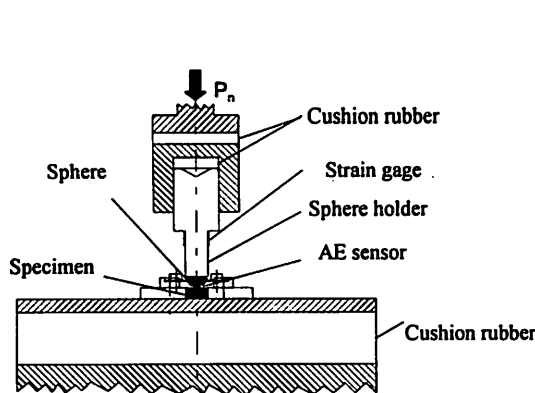


Fig.2. Schematic setup of indentation test with a normal

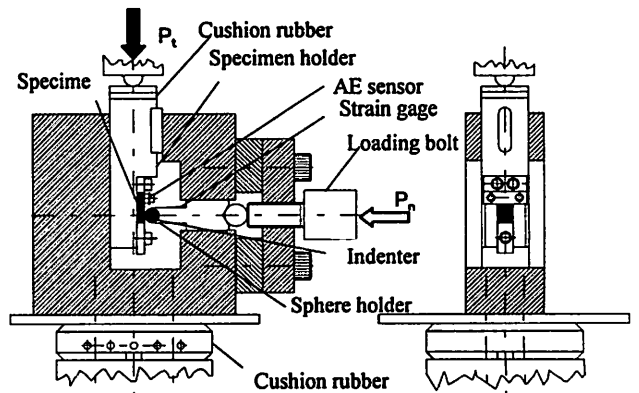


Fig.3. Schematic setup of indentation test with a normal/tangential combined load.

2.2.1 垂直押し込み試験 垂直押し込み試験は Fig.2 に示すように、球ホルダ先端に取付けたセラミックス球圧子に垂直力  $P_n$  を作用させ、試験片表面に押し込み、リングクラックを発生させた。押し込み速度は 1960N/min とし、リングクラック発生時に直ちに負荷を停止後、除荷した。リングクラック発生は AE センサを試験片に取付けて検出した。各測定値は増幅した後、A/D 変換し、コンピュータに出力・記録した。

2.2.2 接線力押し込み試験 接線力押し込み試験は、Fig.3 に示すように、まず垂直方向にあらかじめ決定した垂直力  $P_n$  (垂直荷重のみでのリングクラック発生荷重以下の荷重) を負荷ボルトにて押し込む。垂直荷重が安定した状態で、試験片ホルダをクロスヘッド速度 0.5mm/min で押し込むことにより、接線力  $P_t$  が加えられる。リングクラックの発生時は直ちに負荷を停止後、除荷した。クラック発生の検出は、垂直押し込み試験と同様である。なお、試験片ホルダーとそれを支えるジグ間にはテフロンシートを挿入して摩擦力を極力抑える工夫をしており、本研究の実験結果は摩擦力を考慮せずに整理されている。

### 3. 実験結果

#### 3.1 押し込み試験結果

押し込み試験の結果をリングクラック発生時の垂直荷重と接線力の関係として Fig.4 に示す。いずれの試験片においても僅かな接線力を作用するだけで、リングクラック発生時の垂直荷重が見かけ上、急低下することが確認された。次に破壊靱性値の大小の比較より、 $\text{Si}_3\text{N}_4$  の場合、ばらつきの影響があるもののリングクラック発生荷重レベルは接線力の小さい領域で若干の差異が見られるが、大きな接線力領域ではその影響は認められなかった。また、 $\text{Si}_3\text{N}_4$  の破壊靱性値より低い SiC もその影響と見られる低い発生荷重レベルであることが認められた。

#### 3.2 表面リングクラックの観察

全試験片について、押し込み点の光学顕微鏡観察を行った。リングクラック形状を Fig.5 に示す。接線力の影響により接線力を負荷した方向に開いた半円状になった。これは接触による最大引張応力が接線力の作用方向に対して反対の面に生じるためであると推察できる。また、すべての試験片において、接触直下部での塑性変形は認められなかった。

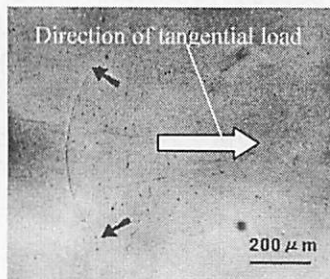


Fig.5. A ring-crack formed on a  $\text{Si}_3\text{N}_4$  - plate.

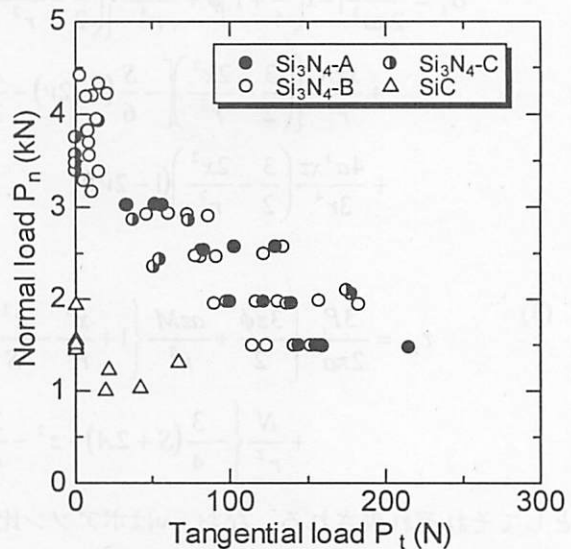


Fig.4. Relation between normal and tangential loads at ring crack initiation.

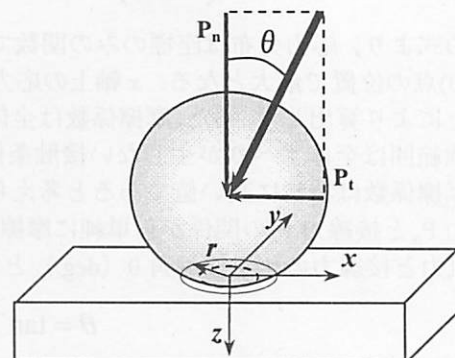


Fig.6. The coordinate system for a spherical contact under a normal / tangential combined load.

### 4. 考察

#### 4.1 リングクラック発生強度と引張強度との相関

接線力押込試験の場合、Fig.6に示すように試験片接触部周りに生じる応力は垂直荷重  $P_n$  によって発生する接触応力  $\sigma_{nx}$  と接線力  $P_t$  によって発生する応力  $\sigma_{tx}$  との重畳応力  $\sigma_{sp}$  である。ここで各座標球接触中心を原点として図中に示した。

したがって、重畳応力  $\sigma_{sp}$  は、

$$\sigma_{sp} = \sigma_n + \sigma_t \quad (1)$$

として定義できる。

垂直力  $P_n$  によって生じる応力  $\sigma_n$ 、接線力  $P_t$  によって生じる応力  $\sigma_t$  およびせん断応力  $\tau_{zx}$  を算出可能な式<sup>(17),(18)</sup>は、

$$\sigma_n = \frac{3P_n}{2\pi a^3} \left[ (1+\nu)z\phi + \frac{1}{r^2} \left\{ \frac{y^2 - x^2}{r^2} \left( (1-\nu)Nz^2 - \frac{1-2\nu}{3} (NS + 2AN + a^3) - \nu Mza \right) - N(x^2 + 2y^2) - \frac{Mx^2 za}{S} \right\} \right] \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \sigma_t = & \frac{3P_t}{2\pi a^3} \left[ -x \left( \frac{\nu}{4} + 1 \right) \phi + \frac{axM}{r^4} \left\{ \left( \frac{3}{2} - \frac{2x^2}{r^2} \right) (S\nu - 2A\nu + z^2) + \frac{x^2 z^2}{3} + \frac{7\nu r^2}{4} - 2\nu x^2 + r^2 \right\} \right. \\ & + \frac{xzN}{r^4} \left\{ \left( \frac{3}{2} - \frac{2x^2}{r^2} \right) \left[ -\frac{S}{6} (1-2\nu) - \frac{A}{3} (1-2\nu) - \frac{1}{2} (z^2 + 3a^2) \right] + \frac{a^2 x^2}{S} - \frac{\nu r^2}{4} - \frac{7r^2}{4} \right\} \\ & \left. + \frac{4a^3 xz}{3r^4} \left( \frac{3}{2} - \frac{2x^2}{r^2} \right) (1-2\nu) \right] \quad (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} (3) \quad \tau_{zx} = & \frac{3P_t}{2\pi a^3} \left[ \frac{3z\phi}{2} + \frac{azM}{r^2} \left\{ 1 + \frac{x^2}{r^2} - \frac{x^2}{S} \right\} \right. \\ & \left. + \frac{N}{r^2} \left\{ -\frac{3}{4} (S + 2A) + z^2 - \frac{3}{4} a^2 - \frac{1}{4} r^2 + \frac{z^2}{2} \left( \frac{1}{2} - \frac{2x^2}{r^2} \right) \right\} \right] \quad (4) \end{aligned}$$

としてそれぞれ表される。なお、 $\nu$  はポアソン比、

$$\begin{aligned} A = r^2 + z^2 - a^2 & \quad S = (A^2 + 4a^2 z^2)^{1/2} & \quad r^2 = x^2 + y^2 \\ M = \left( \frac{S + A}{2} \right)^{1/2} & \quad N = \left( \frac{S - A}{2} \right)^{1/2} & \quad \phi = \tan^{-1} \left( \frac{a}{M} \right) \end{aligned}$$

以上の式より、応力分布は座標のみの関数で表される。ここで、接触応力は接触表面  $x$  軸上の  $(x, y, z) = (a, 0, 0)$  点の位置で最大となる。 $x$  軸上の応力  $\sigma_{nx}$  および  $\sigma_{tx}$  分布は、式(2)、(3)を用いて  $r = x$  と置き換えることにより算出した。また、摩擦係数は全体すべりが生じる条件下で測定した  $\mu = 0.09$  を用いている。本試験範囲は全体すべりが生じない接触条件下でのリングクラック発生限界荷重を計測するため、実際の摩擦係数は非常に高い値であると考えられるが、ここでは下限界の値を利用した。また、Fig.4の垂直力  $P_n$  と接線力  $P_t$  の関係から単純に摩擦係数を求めることはできないことに注意すべきである。

垂直力と接線力の比を接触角  $\theta$  (deg.) と定義すると、

$$\theta = \tan^{-1} \frac{P_t}{P_n} \quad (5)$$

として表すことができる。本研究での整理および検討は、全ての接触角度で最もばらつきの大きい  $\text{Si}_3\text{N}_4\text{-C}$  と  $\text{SiC}$  について試みる。接触円上  $x/a=1$  での各接触角における各応力の最大値の関係を Fig.7に示す。ここで注目すべき点は、接触角の増加に伴って垂直応力  $\sigma_{nx}$  は減少傾向にあるにもかかわらず、接線応力  $\sigma_{tx}$  は急増するため、式(1)に基づく重畳応力  $\sigma_{sp}$  は増加する傾向を示した。同一製造条件の試験片において、破壊時の重畳応力、すなわち材料固有の引張強度が実験条件によって変化するため、引張応力はセラミックスのリングクラック発生に対する評価パラメータとして適当ではない。言い換

えると、最大引張応力の発生位置( $x/a=1$ )は実際のリングクラック発生位置( $x/a \geq 1.1$ )よりも内にあることから、リングクラック発生に最大引張応力は直接関与しないことを示唆するものである。なお、他の $\text{Si}_3\text{N}_4$ でも同様の結果が得られている。

#### 4.2 深さ方向の急峻な応力分布と欠陥寸法の関係

セラミックスの接触破壊において、表面の最大引張応力がリングクラック発生のクライテリアではないことの要因として深さ方向の急峻な応力分布が考えられる。

Fig.8に、垂直押し込みによる $x$ 軸方向の距離 $x$ を接触円半径 $a$ で基準化した $x/a$ （接触円上において $x/a=1$ ）の1, 1.2, 1.5について、各点における深さ方向 $z$ に対する $x$ 方向応力分布の例を示す。接触円半径 $a$ に近いほど $\sigma_x$ は急峻に引張から圧縮に低下する。一方、接触円半径方向に離れるとともに応力分布は減少し、緩やかなこう配へと移行するようになる。また、これらの応力分布の傾向は材料に依らず類似の分布形態であることも確認された。そこで、この応力場と欠陥寸法およびその位置の関係を考えると、 $x/a=1$ 上で、かつ深さ方向に大きな表面き裂が存在する場合、深さ方向のき裂前縁ではき裂進展の駆動力である引張応力が小さくなるか、又は圧縮応力場となるため、リングクラック発生は妨げられる<sup>21)</sup>。

(Fig.8  $x/a=1$ も参照。)逆に、 $x/a=1$ から遙かに遠く、かつ深さ方向に小さなき裂が存在する場合、接触により生じる応力が小さいためリングクラック発生には至らない。(Fig.8  $x/a=1.5$ も参照。)したがって、垂直押し込みの場合、き裂寸法と応力場の両者が満たされる領域（破壊靱性値 $K_{IC}$ に達する $x/a=1.1$ 付近）においてリングクラックが発生すると報告されている<sup>21)</sup>。一方、接線力押し込みでは、次節で後述するように、接線力が加わることにより表面近傍の応力レベルが上昇するため、例えば $x/a=1.5$ のように離れた位置でも小さなき裂を起点としたリングクラックが発生すると推察される。(Fig.13参照)

#### 4.3 リングクラック発生強度の破壊力学的検討

上述のように、リングクラック発生には深さ方向の急峻な応力分布に基づく微小欠陥が起点となる欠陥依存型破壊であることを考慮しなければならない。そこで破壊力学的観点から応力拡大係数に着目して考察を進める。

試験片表面に潜在き裂としてFig.10に示すような半円き裂を仮定した。ここで重要になるのがリングクラック発生に参与する応力 $\sigma_{n,x}$ と $\tau_{zx}$ である。図のように表面き裂に対して多軸応力が作用することが考えられ、モードIとIIの混合モード破壊を考慮する必要がある。そこで垂直応力 $\sigma_{n,x}$ とせん断応力 $\tau_{zx}$ を $x$ 軸方向に働く応力に相当する等価垂直応力 $\sigma_{eq}$ に変換し強度評価に用いた。等価垂直応力は、

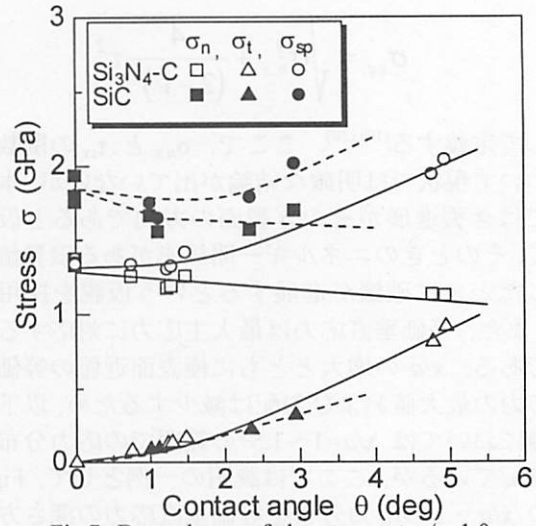


Fig.7. Dependence of the stress at  $x/a=1.0$  on the contact angle.

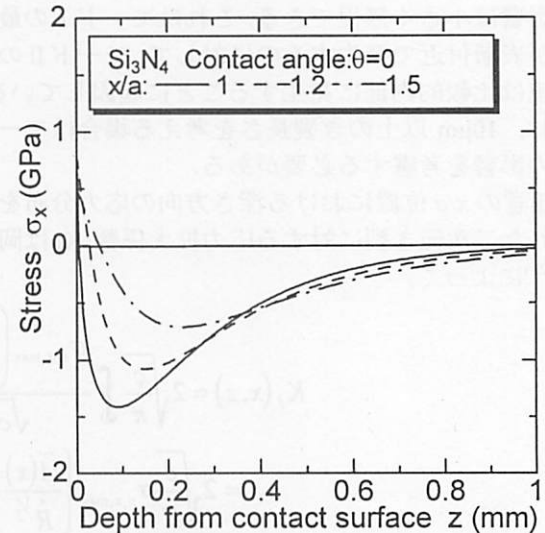


Fig.8. Sub-surface stress distributions beneath the contact ( $P_n=2904\text{N}$  and  $\theta=0$ ).

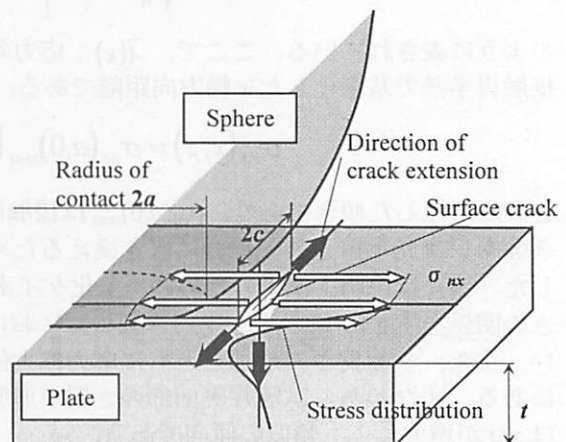


Fig.9. A crack-extension model for a pre-existing surface crack with a sub-surface stress gradient.



$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_{n,x}^2 + \frac{4}{(2-\nu)^2} \tau_{zx}^2} \quad (6)$$

として定義する<sup>(19),(20)</sup>. ここで、 $\sigma_{n,x}$  と  $\tau_{zx}$  の関数形について現状では明確な結論が出ていないが、本研究ではき裂進展がそのき裂面の方向であると仮定して、そのときのエネルギー開放率がある限界値に達したときに破壊が進展するという仮説を採用した。また、等価垂直応力は最大主応力に対応するものである。  $x/a$  の増大とともに極表面近傍の等価垂直応力の最大値および勾配は減少するため、以下の議論においては  $x/a=1\sim 1.5$  の範囲での応力分布を考慮しているが、ここでは説明の一例として、Fig.8 中の  $x/a=1$  の応力分布を等価垂直応力の深さ方向分布として Fig.11 に示す。本実験で考慮している極表面層 (10 $\mu\text{m}$  以下) での破壊においては、モードIIの影響は小さく無視できる。これはモードIの最大値が表層付近で発生するのに対して、モードIIの最大値は比較的内部に発生することに起因している。なお、10 $\mu\text{m}$  以上のき裂長さを考える場合はモードIIの影響を考慮する必要がある。

任意の  $x/a$  位置における深さ方向の応力分布を考慮した二次元き裂に対する応力拡大係数  $K_I$  は岡部ら<sup>(21)</sup>によって、

$$\begin{aligned} K_I(x, z) &= 2\sqrt{\frac{c}{\pi}} \int_0^c \frac{\sigma_{n,x,\max} \left( \frac{\tilde{A}(x)}{\hat{R}^{1/3}} z + 1 \right)}{\sqrt{c^2 - z^2}} dz \\ &= 2\sqrt{\frac{c}{\pi}} \sigma_{n,x,\max} \left\{ \frac{\tilde{A}(x)}{\hat{R}^{1/3}} c + \frac{\pi}{2} \right\} \\ &= 2\sqrt{\frac{c}{\pi}} \sigma_{n,x,\max} \left\{ \frac{A(a)_{n,x,\max} c}{\hat{R}^{1/3}} \exp \left[ -B \left( \frac{x}{a} - 1 \right)^{\alpha} \right] + \frac{\pi}{2} \right\} \end{aligned} \quad (7)$$

のように表されている。ここで、 $\tilde{A}(x)$  : 応力勾配、 $\hat{R}$  : 球圧子の半径の無次元値、 $c$  : き裂深さ、 $x/a$  : 接触円半径で基準化した  $x$  軸方向距離である。応力勾配  $\tilde{A}(x)$  は、等価垂直応力の深さ方向分布<sup>(21)</sup>を

$$\sigma_{eq}(x, z) = \sigma_{eq}(a, 0)_{\max} \left( \tilde{A}(x) \cdot z + 1 \right) \quad (8)$$

と直線近似した傾きであり、 $\sigma_{eq}(a, 0)_{\max}$  は接触円半径上で最大となる値である。ここで、式(7)の二次元き裂を三次元半円き裂の場合に置き換えるために、白鳥ら<sup>(22)</sup>の形状係数を用いて応力拡大係数を変換した。例えば説明上簡単のために、窒化ケイ素試験片の  $x/a=1$  の場合における応力拡大係数とき裂長さの関係を Fig.12 に示す。半円き裂の縁における応力拡大係数の値はき裂底の値よりも 10%程度大きい。また、き裂長さの増加とともに応力拡大係数の絶対値はき裂底と縁で大きな差となっていく傾向にある。すなわち、試験片表面部のき裂が進展しやすく、破壊起点となることを示唆している。これは  $x/a$  が増大しても類似の傾向である。

次に、実験における応力拡大係数を決定するために潜在き裂長さを推定する。研磨加工を施した窒化ケイ素および炭化ケイ素試験片の表面粗さ  $R_{\max}$  はそれぞれ 0.6 $\mu\text{m}$  および 0.4 $\mu\text{m}$  であり、リングクラック発生に関与する欠陥寸法はそれぞれ、

$$c_{(Si_3N_4)} \leq 0.6 \mu\text{m} : Si_3N_4, \quad c_{(SiC)} \leq 0.4 \mu\text{m} : SiC$$

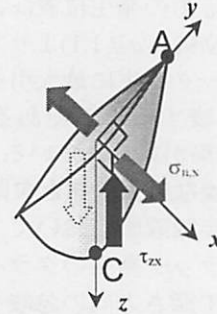


Fig.10. A fracture mechanics model for a surface crack leading to a ring-crack formation.

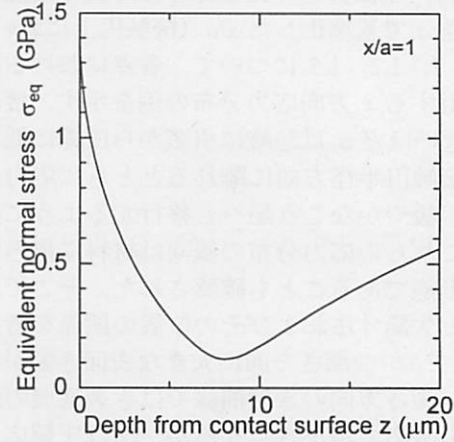


Fig.11. Profile of the equivalent normal stresses beneath the spherical indentation contact.

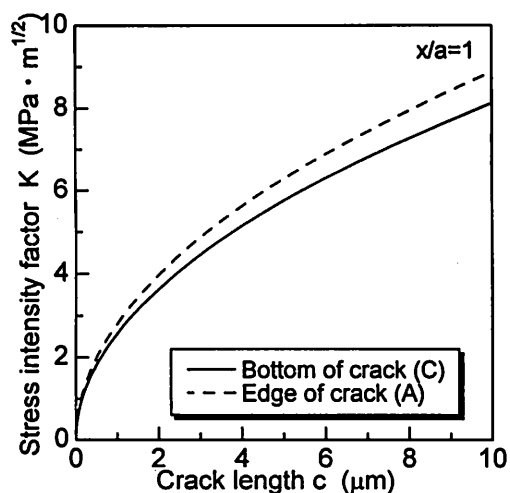


Fig. 12. Comparison of the stress intensity factors between the bottom and the edge of the surface

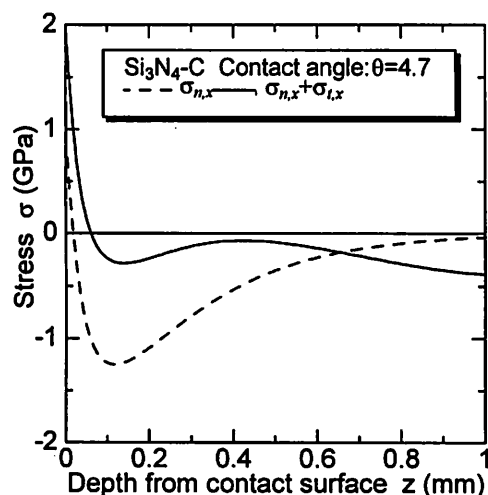


Fig. 13. Comparison of the stress profiles between the normal and the superimposes stresses.

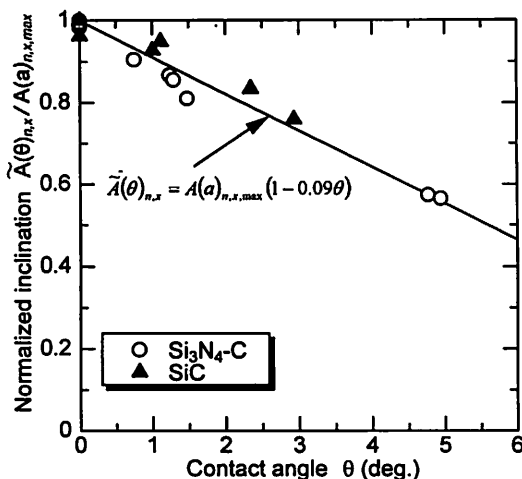


Fig. 14. Relationship between contact angle and normalized maximum inclination.

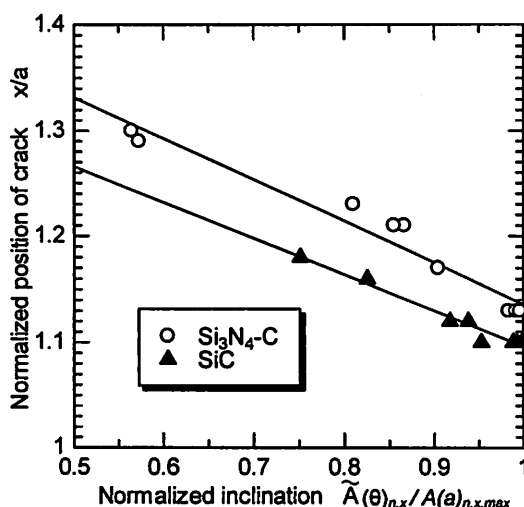


Fig. 15. Dependence of the location of ring-crack initiation on the stress inclination.

程度と考えられる。ここで、各材料の最大欠陥寸法 ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ :  $0.6\mu\text{m}$ ,  $\text{SiC}$ :  $0.4\mu\text{m}$ ) は、垂直負荷のみでリングクラックを発生させるのに必要な最大欠陥寸法であり、この寸法よりも大きなき裂は4.2節で説明したようにリングクラック発生に関与できない。

一方、接線力が作用する場合、Fig.7で示したように接触角度が増えるとともに、 $\sigma_{n,x}$ は若干減少するものの接線力による引張応力が急激に増大する。言い換えれば、式(1)に基づくと、表面近傍の重畳応力レベルが上昇することとなる。Fig.13にこの模式図を表す。しかしながら、Fig.14に示すように接触角度を考慮した応力勾配  $\tilde{A}(\theta)_{n,x}$  は接触角度が増すとともに減少傾向となるが、表面極近傍の重畳応力レベルの増大が大きいため、リングクラックを誘発するき裂寸法はさらに短いき裂も含まれることが推察される。また、この減少傾向は材料に依らずほぼ1本の近似曲線で表すことができ、その応力勾配は、

$$\tilde{A}(\theta)_{n,x} = A(a)_{n,x,\max} (1 - 0.09\theta) \quad (9)$$

として近似できる。ここで、 $A(a)_{n,x,\max}$  は接線力が作用していない (接触角度  $\theta = 0$ ) 時の最大応力勾配である。

次に、リングクラック発生位置に注目すると、Fig.15に示すように、き裂発生位置は応力勾配の減少、すなわち接触角度の増大とともに接触円半径より離れた位置で発生することがわかる。これは上述のように接触角度が増すとともに表面極近傍の重畳応力レベルが増大することが原因である。ただし、接触角  $\theta = 0$  でのリングクラック発生位置は  $x/a = 1.1$  付近であり、 $x/a = 1$  においてリングクラックは発生しない。

Fig.16は接触角の違いによるリングクラック直径の変化を示す。なお、試験片には鏡面仕上げを施し

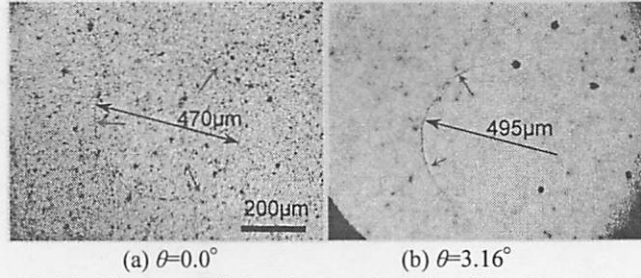


Fig.16. Diameters of the ring cracks induced at the contact angles of (a)  $\theta=0.0^\circ$  and (b)  $\theta=3.16^\circ$ .

ており、光学顕微鏡の光反射を減らすためにインクが塗られている。写真中の斑点は小孔ではなくインクの気泡等である。接触角の増大に伴い直径が増大することが確認できる。そこで、垂直接触に対応する式(7)中の応力勾配形状補正部を任意接触角の応力勾配  $\tilde{A}(\theta)_x$  に対応させるために式(9)を用いると、

$$K_{(x,z,\theta)} = 2\sqrt{\frac{c}{\pi}}\sigma_{n,x,max} \left\{ \frac{\tilde{A}(\theta)_{n,x} \cdot c}{\hat{R}^{1/3}} \exp\left[-B\left(\frac{x}{a}-1\right)^\alpha\right] + \frac{\pi}{2} \right\} \quad (10)$$

として修正できる。この修正式と各材料の最大欠陥寸法 ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ :  $0.6\mu\text{m}$ ,  $\text{SiC}$ :  $0.4\mu\text{m}$ ) を用いて接触角と応力拡大係数の関係を Fig.17 に示す。リングクラックは全ての接触角に対してセラミックスの破壊靱性値  $K_{IC}$  で発生することが明らかとなった。この結果を受けて、式(10)および Fig.8 の応力分布からリングクラック発生に必要なき裂長さを算出した。応力勾配に対してプロットすると Fig.18 のように表される。接触角度の増加にともない表面の最大応力が増大するため、リングクラック発生に関与するき裂長さはさらに小さくなる傾向を示す。しかしながら、逆に応力勾配は減少するため、リングクラック発生に関与するき裂寸法範囲 (図中の斜線範囲) は広がる。そのため、ガラスを用いた押し込み試験<sup>23)</sup>の場合と同様にセラミックスの場合も、垂直押し込み強度と比べて強度のばらつきが若干大きくなる傾向を示すことが推察される。また、本研究で算出した最小き裂長さ (Fig.18 中の実線) は解析上の最小値であって、実際には斜線上部付近 (垂直押し込みの場合と同様) の潜在表面欠陥寸法がリングクラック発生に寄与する確率が大いと思われるが、このような条件では有効体積、または有効表面積を考慮した確率論的な評価法を取り入れた検討も必要であろう。

以上の考察より、リングクラック発生に対する評価パラメータとして応力拡大係数の適用は有効であり、セラミックスの破壊靱性値  $K_{IC}$  がリングき裂発生強度を評価するクライテリアであることが明らかとなった。

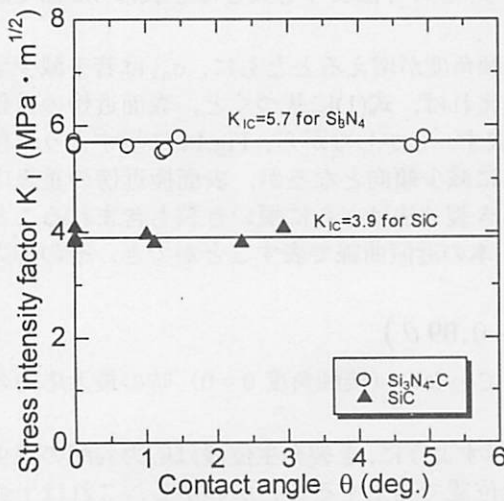


Fig.17. Relationship between contact angle and stress intensity factor.

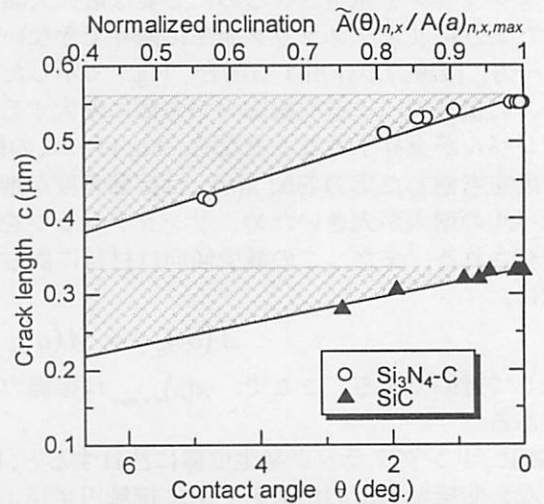


Fig.18. Relation between the contact angle and the length of pre-existing crack that results in the ring-crack induced.



## 5. 結 論

セラミックス球-平板押し込み試験を行った。リングクラック発生強度のクライテリアは、セラミックス固有の引張強度で表すことができない。そこで、破壊力学的観点から平板内の急峻に変化する接触応力分布に注目すると、垂直押し込み試験下でのリングクラック発生に関与する最大の潜在表面欠陥寸法は極めて小さく、サブミクロンオーダーである。一方、接線力押し込み試験下で接触角を増すとリングクラック発生位置は接触円から遠ざかることが認められた。また、その応力勾配は減少するが、接触表面近傍の応力場は上昇するため、解析上、最小欠陥寸法はさらに小さくなる傾向を示した。このように応力拡大係数を用いて解析的に整理すると、リングクラックの発生は全てセラミックスの破壊靱性値がクライテリアとして表せ、応力拡大係数はリングクラック発生に対する評価パラメータとして有効であることが明らかとなった。さらに、接触角から応力勾配を考慮した応力拡大係数の式が導かれた。

## 参 考 文 献

- 1) 寺前哲夫, 浜田晴一, 機論, A-55, 2423 (1989).
- 2) 伊藤洋茂, 岡部永年, 機論, A-60, 390 (1994).
- 3) 浜田晴一, 寺前哲夫, 材料, 39, 1082(1990)
- 4) 寺前哲夫, 浜田晴一, 機論, A-57, 485 (1991).
- 5) A.D.Salman and D.A.Gorham, Powder & Grains, 97 (1997)
- 6) N.Bourne, J.Millett, Z.Rosenberg, and N.Murray, J. Mech. & Phy. Solid., 46-10, 1887 (1998).
- 7) H.Turuta, M.Matsuda, T.Soma. and M.Matsui, J. Am. Ceram. Soc., 73-6, 1714 (1990).
- 8) 前川一郎, 申亨燮, 宮田寛, 材料, 41, 1551 (1992).
- 9) 市川昌弘, 大串浩司, 高松徹, 機論, A-60, 1538 (1994).
- 10) 市川昌弘, 大串浩司, 機論, A-60, 1773 (1994).
- 11) 大串浩司, 市川昌弘, 機論, A-61, 953 (1995).
- 12) F.Guiberteau, N.P.Padture, and B.R.Lawn, J. Am. Ceram. Soc., 77-7, 1825 (1994).
- 13) H.Cai, M.A.Stevens Kalceff, and B.R.Lawn, J. Am. Ceram. Soc., 9-3, 762 (1994).
- 14) B.R.Lawn, N.P.Padture, F.Guibeteau, and H.Cai, Acta. Metall. Mater., 42-5, 1683 (1994).
- 15) 岡部永年, 松井實, 高橋 学, 大西高明, 第 24 回疲労シンポジウム講演論文集, 234 (1998).
- 16) R.D.Mindlin, Journal of applied Mechanics, 16, 259 (1949).
- 17) A.Sackfield, D.Hills, Journal of strain analysis, 18, 195(1983).
- 18) G.M.Hamilton, BSc, PhD, Proc Instn Mech Engrs, 197C, 53(1983).
- 19) 松尾陽太郎, 日本機械学会論文集, A-46, 605 (1980).
- 20) Iain Finnie, Willian R. Heller 著, 平 修二 監修, 鈴木房幸 訳, 工業材料のクリープ, P.98 (1965) コロナ社.
- 21) 岡部永年, 高橋学, 森澤希, 伊藤洋茂, 機論, A-66, 110 (2000).
- 22) 白鳥正樹, 三好俊郎, 谷川克己, 機論, A-52, 390 (1986).
- 23) 高橋学, 岡部永年, 泉直浩, 材料, 53, 175(2004)