セラミックス円管の衝撃横圧縮試験[†]

小林 秀 敏* 臺丸谷 政 志* 小 田 美紀男**

Impact Lateral Compression Test for Circular Ceramic Tube

by

Hidetoshi KOBAYASHI*, Masashi DAIMARUYA* and Mikio ODA**

In order to investigate the effect of testing rate on the mechanical properties of ceramics, impact lateral compression tests for Mullite circular tubes were carried out at a velocity of 0.6 m/sec. The impact lateral compression strength of Mullite tube was obtained to be $\sigma_{fby} \cong 213$ MPa which is about 1.6 times greater than the static lateral compression strength. Dynamic and static FEM analyses were also performed to obtain the distribution of hoop stress, σ_θ , in Mullite tubes during deformation. The distribution of σ_θ at the maximum load in impact tests was quite similar to that in static tests, although the magnitude of σ_θ was different. To examine the relation between the increase of maximum load due to the increase of testing rate and the crack-rate sensitivity of the crack growth resistance of ceramics, a numerical simulation for lateral compression of ceramic tube was carried out. If it can be assumed that tube material is perfectly brittle and crack-rate sensitive, the increase of maximum load due to the increase of testing rate can be expected in lateral compression tests and the larger crack-rate sensitivity causes the greater increase of maximum load.

Key words : Ceramics, Brittle fracture, Material testing, Lateral compression tests, Numerical simulation, Crack-rate sensitivity, Mullite tube, Hopkinson pressure bars

1 緒 言

曲げ試験は、試験片の製作も試験法も比較的容易であるため、セラミックスの強度評価の最も一般的な試験法であり、JISでも試験片のサイズから試験速度まで細かに規定されている²⁾。セラミックスの衝撃強度の評価には、シャルピーやアイゾット試験機を用いるのが一般的で、衝撃吸収エネルギーや破壊応力が求められているが、より精度のよい試験法としてホプキンソン棒法による曲げ試験が提案されている^{5), 6)}。また、曲げ試験以外の試験法では、ホプキンソン棒による衝撃圧縮試験⁷⁾や引張試験⁸⁾、衝撃ブラジリアン（薄い円形のディスクを横滑らかな平板で挟み圧縮する試験）試験等が行われており、セラミックスの強度に及ぼす変形速度の影響が次第に明らかになってきている。

曲げ試験と同様に試験片の製作が容易な試験法として、ブラジリアン試験に類似した円管（あるいは円環）の横圧縮試験がある。セラミックス製品には管状部品も多く、詳細な試験データが集積されれば、横圧縮試験もセラミックスの強度評価に利用できると思われる。横圧縮試験に関する研究は、アルミニウム合金や鋼などの金属円管やGFRP円管を用いた実験的研究や、解析解・有限要素法^{13), 14)}による解析的研究など、比較的多く行われているが、セラミックス円管¹⁵⁾についてはあまり行われていない。筆者らは、先に同一のムライト円管から横圧縮試験片と引張試験片を製作し、静的横圧試験および、最近報告された簡易引張試験法による引張試験を行ない、横圧

縮変形から評価された縦弾性係数や破壊強度と、引張試験¹⁷⁾から得られたそれらとの関連について考察した。

本研究では、ムライト円管を試験材として、破壊強度に及ぼす負荷速度の影響を明らかにするために、ホプキンソン棒法による衝撃横圧縮試験を行った。また、試験速度とき裂進展速度を考慮にいった数値シミュレーションを行い、最高荷重と試験速度や強度のき裂速度依存性との関係について検討した。

2 実 験

2・1 材料および試験片

実験に用いた材料は、外径 $D_0 = 6$ mm 肉厚 $h = 1$ mm 長さ 300 mm の市販のムライト円管であり、横圧縮変形に及ぼす試験片長さ (L) の影響をチェックするために、これを、 $L = 4, 7, 10$ mm に切断し試験片とした。供試材の主な化学成分、密度を Table I に示す。また、圧力容器に封入された高分子材料で円管を直接つかむ簡易引張試験法¹⁶⁾を用いた準静的引張試験¹⁷⁾から得られたムライト円管の縦弾性係数 (E)、ポアソン比 (ν)、引張強さ (σ_T) の平均値をサンプル数 n と併せて Table II に示す。

2・2 衝撃横圧縮試験

実験には、ホプキンソン棒型衝撃試験装置を用いた。Fig. 1 に、打撃棒、入力棒、出力棒のサイズ、ひずみゲージの位置等を示す。これらの棒は、出力波形の大きさを考慮して、内径 13 mm 外径 16 mm のアルミニウム合金円管 (A6063) を製作し、その両端は同質材でふたをして用いた。打撃棒の打ち出し速度は約 1.2 m/sec で、

† 原稿受理 平成 7 年 10 月 17 日 Received Oct. 17, 1995

* 正 会 員 室蘭工業大学機械システム工学科 〒050 室蘭市水元町, Dept. of Mech. Sys. Eng., Muroran Inst. of Tech., Mizumoto-cho, Muroran, 050

** 鹿児島大学工学部機械システム工学科 〒890 鹿児島市郡元, Dept. of Mech. Sys. Eng., Kagoshima Univ., Gunmoto, Kagoshima, 890

Table I. Chemical components and density of Mullite tube.

Chemical composition (%)	Al ₂ O ₃	56
	SiO ₂	41
Density (kgf/m ³)		2.6×10 ³

Table II. Mechanical properties of Mullite tube.

	E(GPa)	ν	σ_T (MPa)
	117.8	0.247	87.4
Sample number	n=18	n=3	n=12

簡単なバネ式の打ち出し装置を試作して打ち出した。入力および出力波形を、入力棒の中央と、出力棒の端面から 100 mm の位置に貼られた半導体ひずみゲージにより検出し、ブリッジボックス、アンプを通して、ストレージ・オシロスコープに記録した。得られた波形の一例を Fig. 2 に示す。打撃棒の長さが 250 mm、アルミニウム合金中を伝ばする応力波の伝ば速度が約 5000 m/sec であるので、持続時間は約 100 μ sec と計算できる。実験から得られた入力波形は、立ち上がりに約 30 μ sec 要しているが、概ね 100 μ sec の持続時間を示しており、ほぼ計算通りになっている。試験片に作用する荷重 (P)、試験片の変位 (δ) および変形速度 (V_0) は、入射波、反射波、透過波をそれぞれ ϵ_I , ϵ_R , ϵ_T として次式で表される。

$$P = \frac{E_0 A_0}{2} (\epsilon_I + \epsilon_R + \epsilon_T) = E_0 A_0 \epsilon_T \quad (1)$$

$$\delta = C_0 \int_0^t (\epsilon_I - \epsilon_R - \epsilon_T) dt = 2C_0 \int_0^t (\epsilon_I - \epsilon_T) dt \quad (2)$$

$$V_0 = \frac{d\delta}{dt} = 2C_0 (\epsilon_I - \epsilon_T) \quad (3)$$

Fig. 1. Layout of split Hopkinson pressure bars used for impact lateral compression tests.

Fig. 2. Typical stress waves measured in dynamic test.

Fig. 3. Dynamic load-displacement curve and deformation velocity curve ($L=10$ mm).

ここで、反射波は、 $\epsilon_R = \epsilon_I - \epsilon_T$ とし、 E_0 , A_0 はそれぞれ入出力棒の縦弾性係数、断面積であり、 C_0 は弾性波の速度で、 ρ を入出力棒の密度として $C_0 = \sqrt{E_0/\rho}$ で与えられる。

3 ムライト円管の実験結果および考察

3.1 荷重-変位曲線

衝撃試験から得られた荷重 (P)-変位 (δ) 曲線と変形速度 (V_0) 曲線の一例を Fig. 3 に示す。荷重は、ほぼ直線的に立ち上がり、最初と 2 番目のピークで円管の上下内面から鉛直方向 (Fig. 4(a) の V-V 断面) に割れが生じ、3, 4 番目のピークでさらに水平方向 (Fig. 4(a) の H-H 断面) に割れて、多くの場合 Fig. 5 に示すような 4 つの小片になる。第 1, 3 のピークは必ず現れ、第 1 ピークの荷重が常にそのデータの最高荷重 ($P_{\max}$) であった。Fig. 3 は $L=10$ mm の試験片のデータであるが、他の $L=4, 7$ mm の試験片のデータについてもほぼ同様の結果を示し、 $P_{\max}$ や $P_{\max}$ 時の変位 (δ_{pk}) のそれぞれの平均値にも有為な差は認められず、ムライト円管の横圧縮変形に及ぼす試験片長さの影響はほとんどないと考えられる。Fig. 3 に示したデータでは、第 1 ピークまでの平均変形速度は $V_0 \cong 0.6$ m/sec であるが、

(a) Vertical and horizontal fracture locations in lateral compression tests.

(b) Boundary conditions for FEM.

Fig. 4. Fracture locations and analytical model.

Fig. 5. Specimens after tests ($L=4, 7$ and 10 mm).

試験によって $V_0=0.4\sim0.8$ m/sec の範囲のばらつきがあった。第1ピーク以後は、割れにより試験片の剛性が低下するため、変形速度は割れとともに段階的に増加している。

比較のため、 $L=10$ mm の試験片を用いて $V_0\cong0.002$ mm/min で準静的横圧縮試験を行ない、衝撃試験結果と併せて Fig. 6 に示す。静的試験の $P-\delta$ 曲線の立ち上がりは緩やかであるが、第1ピークまでの直線部の傾きは衝撃試験結果とほぼ同じである。また、 $P_{\max}$ は、衝撃試験で約 42 N/mm であるから、静的結果より5割程度大きくになっている。従って、ムライトは、比較的大きな変形速度依存性を示す材料であると考えられる。

3・2 試験片内部の応力分布

試験片内部の応力分布を調べるために、2次元動的有限要素法による数値解析を行った。対称性を考慮して、半円部を 2.5° 刻みで10層、計720個の4節点アイソパラメトリック要素に分割した。境界条件は、Fig. 4(b)に示すように断面部分を x あるいは y 方向に変位を固定し、入力は、実験より得られた変形速度から算出した変位-時間曲線を変位増分として、上端部のAの1節点に与えて計算を行った。時間積分には Newmark- β 法を用い、時間増分は解の収束性を考慮して $\Delta t\cong13$ nsec とした。また、静的解析には、動的解析と同一のモデルを用い、質量マトリックスを含む慣性項を無視して計算した。得られた静的および動的荷重-変位曲線を Fig. 7 に示す。動の結果は、静的結果とほぼ重なっており、本

Fig. 6. Comparison of dynamic $P-\delta$ curve with static data.

Fig. 7. Load-displacement curves obtained from dynamic and static FEM analyses.

研究の試験速度の範囲では、変形に及ぼす慣性項の影響は無視できると考えられる。Fig. 3 に示した実験データから得られた第1ピークまでの直線部の傾きは約 0.029 N/mm であり、Fig. 7 の FEM による結果は約 0.031 N/mm で、概ね一致している。

割れに寄与する応力は、円周方向の応力 (σ_θ) であるから、Fig. 8 に、両試験の最高荷重に相当する荷重（動の結果の $P=420$ N および静的解析の $P=260$ N）における σ_θ の分布を示す。図中の“C”、“T”の記号は、それぞれ圧縮、引張応力であることを示す。動の結果は、静的結果より荷重が大きいため、応力値の大きい影の濃い範囲は静的結果のそれより広いが、定性的には静的解析結果とほぼ同様の結果を示している。即ち、応力値の大きいところは、上下および両サイドの内面および外面付近に出現し、また、上下内面付近の引張応力は、両サイド外面付近の引張応力より大きく、垂直方向の割れが、水平方向の割れより先に生じることを示している。

3・3 衝撃横圧縮強度

Fig. 8 で示したように衝撃試験における試験片内部の

Fig. 8. Distribution of hoop stress, σ_θ , in half specimens obtained by 2D FEM analysis.

応力分布は、程度の差はあれ静的試験の場合と同様であるので、静的横圧縮強度を比較的精度良く推定できる下記の簡便式¹⁷⁾を、衝撃横圧縮強度の推定にも用いることにする。

$$\sigma_f = \frac{2P_{\max}}{\pi L r_0} \cdot \left\{ 0.5553 \times \left(\frac{h}{D_0} \right)^{-2.10} \right\} \quad (4)$$

ここで、 h 、 D_0 はFig. 4(a)に示したように、それぞれ試験片の肉厚と外径であり、 r_0 は外半径である。得られたムライト円管の衝撃横圧縮強度 σ_{fDy} を、先の静的横圧縮試験¹⁷⁾より得られた静的横圧縮強度 σ_{fSt} と併せてワイブル・プロットし、Fig. 9に示す。衝撃横圧縮強度のデータは、3・1節で述べたように、 $P_{\max}$ に及ぼす試験片長さの影響はないと考えられるので、 $L=4, 7, 10$ mmのデータを区別せずに示した。縦軸の確率分布関数の推定値 F_i は、メディアン・ランク法¹⁾を用いて次式で定めた。

$$F_i = \frac{i-0.3}{n+0.4} \quad (5)$$

ここで、 n はサンプル数、 i は順序数である。直線は最小二乗法を用いて求めたフィッティング・ラインであり、衝撃横圧縮強度のデータは比較的この直線によく載っており、単一モードのワイブル分布で統計的評価ができると考えられる。これらの直線からワイブル・パラメータの形状母数 m 、尺度母数 ξ 、平均値と標準偏差(分散の平方根)を求め、静的横圧縮強度と比較してTable IIIに示す。衝撃横圧縮強度は $\sigma_{fDy} \approx 213$ MPaで、静的強度 $\sigma_{fSt} \approx 135$ MPaの約1.6倍程度の値を示し、著しい変形速度依存性を示すことがわかる。

4 横圧縮試験の数値シミュレーション

これまで述べたムライト円管の衝撃横圧縮試験から、負荷方向に割れを生じる P - δ 曲線の第一ピークの荷重および変位は、どちらも静的結果より大きくなり、その結果、衝撃横圧縮強度は静的強度に比べ約6割程度大きくなった。衝撃試験における最高荷重の上昇は、塑性変形をほとんど生じないセラミックスなどのぜい性材料においては、材料強度のき裂進展速度依存性に深く関係し

Table III. Dynamic and static lateral compression strengths of Mullite tube.

	σ_{fDy}	σ_{fSt}
Number of samples	24	21
Shape parameter, m	8.02	6.57
Scale parameter, ξ	226.6	144.5
Average (MPa)	213.4	134.7
Standard deviation (MPa)	31.6	24.0

ていると考えられる。そこで、先に野島・中井¹⁹⁾によって提案された片側き裂を有する3点曲げ試験の数値シミュレーションの手法を円管の横圧縮試験に適用して、横圧縮試験における $P_{\max}$ の上昇と、材料強度のき裂進展速度依存性や試験速度 V_0 との関係を検討する。

4・1 シミュレーションの基礎式

ここでは、Fig. 4(a)に示すように、上下のV-V断面の内側に初期き裂長さ a_0 の微小き裂を仮定し、このき裂が進展しV-V断面で割れが生じるまでの過程を考える。き裂の進展に際し、準静的な力のつりあいを仮定し、

$$\delta = P\{\lambda(A) + \Lambda^*\} \quad (6)$$

$$G = (P^2/2)(d\lambda/dA) \quad (7)$$

の2式を仮定する。ここで、 $\lambda(A)$ は試験片のコンプライアンス、 A はき裂面積(L を試験片の長さ、 a をき裂長さとして $A=a \cdot L$ で与えられる。)、 Λ^* は試験機のコンプライアンス、 G はエネルギー解放率である。さらに、材料を完全ぜい性体と仮定し、き裂進展抵抗(R)が、き裂進展速度 $\dot{a}$ に依存すると仮定して、

$$R = R_0(\dot{a}/\dot{a}^*)^{m^*} \quad (8)$$

で与えられるとする。ここで、 m^* は R のき裂速度依存性指数、 $\dot{a}^*$ は任意の参照き裂進展速度、 R_0 は定数である。 R を G と等しいと置いて式(7)、(8)より P を求め式(6)に代入すると、

$$\delta = \delta_*(a) \cdot \left(\frac{\dot{a}}{\dot{a}^*} \right)^{m^*/2} \quad (9)$$

$$\delta_*(a) = \sqrt{\frac{2LR_0}{(d\lambda/da)}} \{\lambda(a) + \Lambda^*\} \quad (10)$$

が得られる。ここで、 $\delta_*(a)$ はき裂進展抵抗がき裂速度依存性を示さない場合($m^*=0$)の変位を表している。今、変形速度(V_0)が一定とすると、 $\delta = V_0 \cdot t$ であるから、式(9)と等値すると、

$$\dot{a}^*(V_0 t)^{2/m^*} dt = \{\delta_*(a)\}^{2/m^*} da \quad (11)$$

となる。左辺をゼロから t まで、右辺を初期き裂長さ a_0 から a までそれぞれ積分し δ について解くと、

$$\delta = \left\{ \left(\frac{V_0}{\dot{a}^*} \right) \left(\frac{m^*+2}{m^*} \right) \int_{a_0}^a \delta_*^{2/m^*} da \right\}^{\frac{m^*}{m^*+2}} \quad (12)$$

$$P = \frac{\delta}{\lambda + \Lambda^*} \quad (13)$$

となり、変位と荷重が計算される。式(12)は変形速度 V_0 を含んでおり、荷重や変位に及ぼす変形速度の影響を調べることが可能と考えられる。

4・2 き裂を持つ円管のコンプライアンス

上記の計算には、横圧縮試験中にき裂が進展し、任意のき裂長さ a の時の円筒のコンプライアンス $\lambda(a)$ が必

Fig. 9. Weibull plots of fracture stress, σ_f , obtained by dynamic and static lateral compression tests.

要である。切欠き付き回転円板や片側き裂入り曲がり梁の応力拡大係数は解析的に求められているので、これらについては $\lambda(a)$ を推定できるかも知れないが、負荷条件が異なったり、リングにまで拡張できない等の問題がある。従って、円管のコンプライアンスを解析的に求めるのは困難であると考え、ここでは、円管のサイズや材質が限定されるが、有限要素法を用いてこれを求めた。本研究で用いたムライト円管（外径 $D_0=6\text{ mm}$ 肉厚 $h=1\text{ mm}$ ）を想定し、2次元弾性有限要素法を用いて各種き裂長さを持つ円管のコンプライアンス $\lambda(a)$ を求め、無次元き裂長さ a/h を横軸にとってFig. 10に示す。当然のことながら、き裂長さが大きくなれば試験片の剛性は低下し、コンプライアンスは大きくなるので、右上がりの曲線となるが、 $a/h=1$ となってもH-H断面での水平方向の割れ（Fig. 4(a)参照）が生じるまでは、試験片の剛性はゼロにならないので、 $\lambda(a)$ は $a/h=1$ で無限大とはならず有限値を持っている。図中の実線は、FEMによる計算結果を放物線で近似した場合の近似曲線であり、

$$\lambda(a) = (31.6 + 104 \cdot (a/h)^2) \times 10^{-6} \text{ (mm/N)} \quad (14)$$

と得られた。この式を用いて、前節で示した計算法に従って計算を求めた。

4・3 最高荷重への変形速度による影響

実際の計算は、次式に示す無次元化された荷重($\bar{P}$)、変位($\bar{\delta}$)、コンプライアンス($\bar{\lambda}$)の各値を用いた。

$$\bar{P} = P / \sqrt{R_0 E' h L^2} \quad (15)$$

$$\bar{\delta} = \sqrt{R_0 h / E'} \cdot \delta \quad (16)$$

$$\bar{\lambda} = E' L \cdot \lambda \quad (17)$$

ここで、 E' は、平面ひずみと仮定した場合、 $E' = E / (1 - \nu^2)$ である。円管の横圧縮試験では予き裂は導入していないので、初期き裂長さ a_0 はゼロとも考えられるが、ここでは、ムライト円管の表面荒さ程度の微小初期き裂が存在すると仮定して、 $a_0 = 5\text{ }\mu\text{m}$ 程度、即ち $a_0/h = 0.005$ を採用した。 R のき裂速度依存性指数 m^* は、ガラスで $m^* = 1/8 \sim 1/15$ 、セラミックスで $m^* = 1/5 \sim 1/40$ 程度であるので、依存性のない場合も含め $m^* = 0, 0.02, 0.05, 0.1, 0.2$ の5段階に m^* を変化させ、試験

Fig. 10. Compliance of laterally compressed circular tube with various crack length.

速度は、 $V_0 = 5 \times 10^{-8} \sim 0.5\text{ m/sec}$ の間で8段階に変化させて計算を行った。なお、扱いを簡単にするため、試験機剛性 Λ^* はゼロとした。

無次元き裂長さを $a_0/h = 0.005$ から $a/h = 1$ まで0.0001刻みで増加して計算し、得られた円管の横圧縮試験における荷重-変位曲線（式(15), (16)の無次元量で表示）の一例をFig. 11に示す。ここで、 $P_{\max}$ は、き裂の進展による荷重の低下と、き裂進展速度の上昇による材料のき裂進展抵抗の増加のカップリングにより計算の中で自然に出現したものであり、また、各速度で、 $P_{\max}$ から降りている線の下端は、 $a/h = 1$ の計算結果で、Fig. 4のV-V断面が完全に割れた点に対応している。この計算結果は、 $P-\delta$ 曲線の傾きは変形速度に関係なく一定であり、変形速度が大きくなることを示しており、Fig. 6で示した実験結果と定性的に一致する。先に示したように、ムライトの静的試験速度が $V_0 \approx 0.002\text{ mm/min}$ （ $\approx 3.3 \times 10^{-8}\text{ m/sec}$ ）であり、衝撃試験の速度が $V_0 \approx 0.6\text{ m/sec}$ であるから、この図では概ね実線と点線の計算値に相当する。この計算結果は、 $m^* = 0.05$ の場合の結果であるが、点線の $P_{\max}$ は実線の $P_{\max}$ より約5割程度大きくなっている。従って3章で得た、「ムライトの衝撃試験における $P_{\max}$ が静的試験のそれより約4～5割程度大きい。」という実験結果は、十分妥当な範囲の結果であると考えられる。種々のケースの $P-\delta$ 曲線から最高荷重 $P_{\max}$ を求め、それらを $m^* = 0, V_0 = 0.5\text{ m/sec}$ の $P_{\max}$ 値（ $P_{\max 0}$ ）で除して無次元化し、 $V_0/\dot{a}^*$ を横軸に、 m^* をパラメータとしてFig. 12に示す。この図から、き裂進展抵抗 R がき裂進展速度 $\dot{a}$ に依存せず一定値となる $m^* = 0$ の場合（●印）、変形速度に関係なく最高荷重 $P_{\max}$ は一定になること、 R が $\oplus$ に依存する $m^* \neq 0$ の場合、 $P_{\max}$ は、変形速度の増加とともに大きくなり、その程度は、 m^* が大きいほど顕著になることがわかる。JISでは、セラミックスの曲げ試験の際の試験速度を 0.5 mm/min （ $8.3 \times 10^{-6}\text{ m/sec}$ ）と規定しているが、 $V_0 = 10^{-5}\text{ m/sec}$ 付近の静的試験の試験速度範囲であっても、 R が $\dot{a}$ に依存する限り程度の差はあれ、最高荷重値は変形速度の影響を受け、 m^*

Fig. 11. Calculated non-dimensional $P-\delta$ curves of circular tubes tested at various velocities.

Fig. 12. Effect of testing velocity on increase of $P_{\max}$ in lateral compression tests of circular ceramic tube.

>0.1 のような比較的大きいき裂進展速度依存性を示す材料については、特に試験速度に注意を払う必要があると考えられる。

5 結 言

ムライト円管を試験材として、破壊強度に及ぼす負荷速度の影響を明らかにするために、ホプキンソン棒法による衝撃横圧縮試験を行った。また、最高荷重時での応力分布を調べるために、2次元動的有限要素法による数値計算を行い、さらに、試験速度とき裂進展速度を考慮にいたした数値シミュレーションを行い、最高荷重と試験速度やき裂速度依存性指数との関係について検討した。得られた主な結果は以下の通りである。

(1) 試験速度が $V_0 \cong 0.6$ m/sec のムライト円管の衝撃横圧縮強度は、 $\sigma_{fby} \cong 213$ MPa で、 $V_0 = 3.3 \times 10^{-8}$ m/sec の静的強度 $\sigma_{fst} \cong 135$ MPa の約 1.6 倍程度の値を示し、著しい変形速度依存性を示した。

(2) 静的および動的有限要素法による数値計算結果から、試験速度が $V_0 \cong 0.6$ m/sec 程度の衝撃試験における最高荷重時の円管内部の σ_θ の分布は、静的結果と定性的に一致する。また、上下の負荷点直下の内面での引張応力は、両サイドの外表面に生じる引張応力より大きく、この σ_θ の分布から、上下方向の割れが水平方向の割れより必ず先に生じる実験結果を合理的に説明できる。

(3) 任意のき裂長さを持つ円管の横圧縮試験におけるコンプライアンスを有限要素法を用いて求め、その近似式を利用し、さらに平滑試験片を微小き裂を有する試験片と見なすことにより、試験速度とき裂進展速度を考慮にいたした円管の横圧縮変形の数値シミュレーションが可

能となった。このシミュレーションから、完全ぜい性体と仮定でき、しかもき裂速度依存性指数 m^* がゼロで、き裂進展抵抗 R がき裂進展速度 $\dot{a}$ に依存せず一定値となる場合は、変形速度に関係なく最高荷重 $P_{\max}$ は一定となること、 R が $\dot{a}$ に依存する $m^* \neq 0$ の場合、 $P_{\max}$ は、変形速度の増加とともに大きくなり、その程度は、 m^* が大きいほど顕著になることが明らかとなった。

参 考 文 献

- 1) 西田俊彦, 安田栄一, “セラミックスの力学的特性評価” (1986) 日刊工業新聞社。
- 2) JIS R1601-1981.
- 3) R. W. Davidg and D. C. Phillips, J. Mater. Sci., **7**, 1308 (1972).
- 4) H. P. Kirchner, R. M. Gruver and W. A. Sotter, J. Am. Ceram. Soc., **58**, 188 (1975).
- 5) C. Ruiz and R. A. W. Mines, Int. J. Frac., **29**, 101 (1985).
- 6) T. Nojima and K. Ogawa, Inst. Phys. Conf. Ser., No. 102, Int. Conf. Prop. Mater. at High Rates of Strain, p. 371 (1989).
- 7) 小川欽也, 西田俊彦, 倉石 晃, 杉山文子, 材料, **44**, 1157 (1995).
- 8) 小林秀敏, 臺丸谷政志, 永井光輝, 日本機械学会論文集, A-59, 634 (1993).
- 9) S. R. Reid and Y. T. Reddy, Int. J. Solids Structures, **14**, 213 (1978).
- 10) C. R. Calladine and R. W. English, Int. J. Mech. Sci., **26**, 689 (1986).
- 11) 平井恒夫, 横山敦士, 村田泰彦, 武藤義弘, 材料, **35**, 515 (1986).
- 12) S. R. Reid and Y. T. Reddy, Inst. Phys. Conf. Ser. No. 47, Int. Conf. Prop. Mater. at High Rates of Strain, p. 288 (1979).
- 13) 後藤 学, 柴田裕治, 日本機械学会論文集, A-56, 2002 (1990).
- 14) 小林秀敏, 臺丸谷政志, 日本機械学会論文集, A-57, 1371 (1991).
- 15) 福井泰好, 木之下広幸, 中西賢二, 日本機械学会論文集, A-57, 597 (1991).
- 16) 野島武敏, 飯山忠明, 材料, **42**, 209 (1993).
- 17) 小林秀敏, 臺丸谷政志, 塩崎 修, 矢部裕司, 日本機械学会論文集, A-61, 1797 (1995).
- 18) 臺丸谷政志, 小林秀敏, 小田美紀男, 材料, **43**, 1309 (1994).
- 19) 野島武敏, 中井 治, 材料, **43**, 75 (1994).
- 20) 例えば, 国尾 武, 中村 一, 林 郁彦, 岡村弘之, “破壊力学実験法” p. 247 (1984) 朝倉書店。
- 21) P. G. Tracy, Eng. Frac. Mech., **7**, 253 (1975).