計算機実験によるセラミックスの強度分布と寸法効果[†]

谷 口 佳 文* 北 住 順 一* 山 田 敏 郎**

A Study on Strength Distribution and Size Effect of Ceramics by Computer-simulated Experiments

by

Yoshifumi TANIGUCHI*, Junichi KITAZUMI* and Toshiro YAMADA**

In order to investigate the change of strength of ceramics due to the size effect, the strength distribution was simulated by the Monte-Carlo method. The tensile strength, 3- and 4-point bending strength of four kinds of specimens of different sizes were calculated, by using the model of specimens with a number of penny-shaped inner cracks of which diameters followed the prescribed distribution. The strength obtained was plotted on the Weibull probability papers and represented by the 2-parameter Weibull distribution. As some experimental data had indicated, the Weibull modulus had a tendency to increase as the effective size decreased. It became clear that this tendency was caused by the existence of the upper limit of crack strength. The strength distribution function for this model was also expressed and compared with the simulation results. Although the Weibull plot of that function was slightly concave, it showed good agreement with the simulation results.

Furthermore, the relation between the mean strength and the effective volume was discussed, using the Weibull statistics. As a result, it was indicated that the Weibull statistics could not explain the change of strength due to the size effect satisfactorily.

Key words : Ceramics, Monte-Carlo simulation, Weibull modulus, Strength, Inner crack, Size effect

1 緒 言

セラミックスのようなぜい性材料の破壊の確率的取扱については、最弱リンクモデルに基づくワイブル分布が一般に用いられ、破壊強度のばらつきや寸法効果を説明する理論として知られている¹⁾。この理論は、ワイブル係数が試験片の寸法あるいは負荷方法によらない材料定数であることを前提としているが、近年の研究において、ワイブル係数を一定とする仮定が疑問視されるデータが報告されている^{2)~4)}。これらの研究によると、ワイブル係数は有効体積が小さくなるにつれて大きくなる傾向を示している。また、著者らもジルコニア丸棒を用いた曲げ試験によって同様な傾向があることを確認している⁵⁾。

そこで本研究では、有効体積の相違によってワイブル係数が変化する理由を明らかにすることを目的に、モンテカルロ法によりセラミックスの強度分布シミュレーションを行った。ここでは、内部欠陥のみを対象として、所定の寸法分布に従う欠陥を試験片内に多数発生させたモデルにより、試験片の強度を算出した。

強度分布は、

(1) 試験片寸法を変えた場合の引張り強度

(2) 同一寸法試験片において負荷方法を変えた場合(引張り, 3点曲げ, 4点曲げ)の強度

について求めた。そしてこれらの分布を2母数ワイブル分布で表したときのワイブル係数について比較、検討した。また、計算モデルに対する強度分布関数の表示式を定式化し、シミュレーション結果との対比を行った。さらに、平均強度と有効体積の関係についても検討した。

2 計算モデル

2・1 試験片のモデル

試験片の形状は Fig. 1 に示す角材で、引張り方向は

Fig. 1. Configuration of the specimen and the coordinate system.

[†] 原稿受理 平成元年1月26日 Received Jan. 26, 1989

* 正会員 新居浜工業高等専門学校 新居浜市八雲町, Niihama National College of Technology, Yagumo-cho, Niihama

** 正会員 京都大学名誉教授 京都市左京区吉田本町, Emeritus Professor, Kyoto University, Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto

x 方向である。試験片内部の欠陥は、yz 面内の円板状欠陥を考え、空間的分布は一様分布とする。試験片内の欠陥の中心位置 (x, y, z) は、一様乱数により定めた。また、欠陥寸法 (直径 d) の分布 $F_0(d)$ は次式により与えた。

$$F_0(d) = \text{Pr} [\text{欠陥寸法} < d] \\ = 1 - (d_0/d)^k \quad (1)$$

式 (1) は、試験片の強度が 2 母数ワイブル分布で表され、欠陥の強度が $K = K_{Ic}$ (K : 応力拡大係数, K_{Ic} : 破壊じん性値) なる破壊のクライテリアに従う場合の欠陥寸法の分布として市川によって理論的に求められた式⁶⁾で、本計算ではこの式を採用することとした。ここでは、 $k=4$, $d_0=8 \mu\text{m}$ を仮定し、逆関数法により式 (1) の分布に従う欠陥を発生させた。また、試験片内の欠陥数 N は、欠陥密度 μ (単位体積当りの欠陥の個数) を入力し、その値と試験片の体積 V より

$$N = \mu V \quad (2)$$

で与えた。

2・2 試験片の強度

(1) 引張り強度

Fig. 2 に示すような長方形断面内の円板状欠陥に引張り応力 σ が作用する場合、応力拡大係数の最大値は自由表面に最も近い点 (A 点) で生ずる。その時の応力拡大係数 K は、Shah, Kobayashi によって次式⁸⁾で与えられている。

$$K = M_T(2/\pi)\sigma\sqrt{\pi a} \quad (3)$$

ここで、 a は欠陥の半径、 M_T は有限体の場合に対する補正係数で、四次式による近似式が曽我らによって次のように求められている。⁹⁾

$$M_T = 1.283(a/h)^4 - 1.400(a/h)^3 + 0.541(a/h)^2 \\ - 0.066(a/h) + 1.001 \quad (4)$$

ここでは、式 (4) を利用して応力拡大係数を評価した。式 (3) を $K = \sigma\sqrt{\pi a_{eq}}$ (a_{eq} : 無限板中の貫通き裂に換算した等価き裂長さ) なる形で表すと a_{eq} は次式となる。

$$a_{eq} = a(2M_T/\pi)^2 \quad (5)$$

セラミックスの内部に潜在的に存在する微小な欠陥

Fig. 2. Schematic illustration of a penny-shaped crack in the cross section of specimen.

Fig. 3. Relation between fracture stress and equivalent crack length in Si_3N_4 .

の破壊に対して、等価き裂長さ a_{eq} と破壊応力 σ の関係は、

$$\sigma = K_{Ic}' / \sqrt{a_{eq} + a_{eq0}} \quad (6)$$

で近似することができる。¹⁰⁾ ここで、 K_{Ic}' は破壊じん性値に関係した定数、 a_{eq0} はき裂寸法の補正項である。Fig. 3 は常圧焼結窒化ケイ素 (Si_3N_4) の等価き裂長さと破壊応力の関係を示したものである。図中の実線は CSF 法によって得られた破壊じん性値を用いて、線形破壊力学による次の関係式

$$\sigma = K_{Ic}' / \sqrt{a_{eq}} \quad (7)$$

により求めた直線である。また、破線は式 (6) で表した曲線を示している。図より、 a_{eq} と σ の関係は式 (6) で表示できることがわかる。この Si_3N_4 では、 $K_{Ic}' = 3210 \text{ MPa}\sqrt{\mu\text{m}}$, $a_{eq0} = 10 \mu\text{m}$ であった。以下の計算では、この値を採用することとした。

発生させた個々の欠陥について式 (6) によって破壊応力を求め、その中の最小値を試験片の強度 σ_f とした。なお、本計算では欠陥相互の干渉はないものと仮定する。

(2) 曲げ強度

引張り試験に用いた試験片と同一の試験片に Fig. 4 に示すような 3 点曲げおよび 4 点曲げ負荷を与えた。図の×印は欠陥の中心位置を表している。個々の欠陥について、引張り強度を求めた場合と同様にして破壊

Fig. 4. A beam subjected to 3- or 4-point bending load.

応力を算出した後、その値と欠陥位置より試験片内に生ずる最大応力を次式により求め、その中の最小値を曲げ強度 σ_f とした。その際、圧縮応力では破壊は生じないものと仮定している。

• 3 点曲げの場合

$$\sigma_f = \sigma L H / [2\ell(H - 2(h - a))] \\ (0 < \ell < L/2, 0 < h < H/2)$$

• 4 点曲げの場合

$$\sigma_f = \sigma L_1 H / [\ell(H - 2(h - a))] \\ (0 < \ell < L_1, 0 < h < H/2) \\ \sigma_f = \sigma H / [H - 2(h - a)] \\ (L_1 < \ell < L/2, 0 < h < H/2) \quad (8)$$

ℓ の範囲は $0 < \ell < L/2$ で、支点から欠陥位置までの x 方向の距離を表している。なお、4 点曲げの内外支点間の距離の比は、ここでは $1:3 (L_1 = L_2)$ とした。

3 計算結果および考察

3・1 引張り強度の分布

欠陥密度を $\mu = 10$ 個/mm³ とし、断面 3×4 mm、長さ 30 mm の試験片寸法を基に、一辺の長さを 2, 3, 4 倍と変化させた試験片の引張強度を Table I と Fig. 5 に示す。試験片数は 50 本で、表中の $\sigma_{\min}$, $\sigma_{\max}$, $\bar{\sigma}$ は、それぞれ引張強度の最小値、最大値、平均値を表している。Fig. 5 は、引張り強度を平均ランク法によりプロットしたもので、強度分布はほぼ直線的な分布を示し、2 母数ワイブル分布で近似することができる。表の m , σ_0 は、最小二乗法により求めた

Table I. Simulation results in tensile tests.

Specimen size (mm)	Fracture stress (MPa)			Weibull distribution	
	$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\max}$	$\bar{\sigma}$	m	σ_0
3 × 4 × 30	435	750	642	9.5	675
6 × 8 × 60	450	632	546	13.4	567
9 × 12 × 90	356	581	493	10.4	517
12 × 16 × 120	340	543	459	10.6	480

Fig. 5. Weibull plots of tensile strength.

形状パラメータ（ワイブル係数）と尺度パラメータで、図中の実線はこの値を用いて引いた直線である。ワイブル係数は、 $6 \times 8 \times 60$ mm の試験片で多少大きな値を示しているが、約 10 程度の値であった。また、実試験片による結果と同様に、寸法効果によって試験片の強度が変化しており、本計算モデルが実際のセラミックスの破壊現象をある程度表しているものと考えられる。

つぎに、このモデルに対する強度分布関数の表示式について示す。取扱を容易にするため、欠陥位置による応力拡大係数の変動はないものとする ($M_T = 1$)、等価欠陥寸法は

$$a_{eq} = a(2/\pi)^2 \quad (9)$$

となり、その分布 $F_1(a_{eq})$ は式 (1) より

$$F_1(a_{eq}) = \Pr [\text{等価欠陥寸法} < a_{eq}] \\ = 1 - (a_0/a_{eq})^k \quad (10)$$

となる。ここで、 $a_0 = (d_0/2)(2/\pi)^2$ である。各欠陥の破壊応力が式 (6) で表されるとき、個々の欠陥の強度分布 $F(\sigma)$ は次式となる。

$$F(\sigma) = \Pr [\text{欠陥強度} < \sigma] \\ = (\sigma/\sigma_0)^{2k} [1 - (\sigma/\sigma_{eq0})^2]^{-k} \quad (11)$$

ここで、 $\sigma_0 = K_{1c}/\sqrt{a_0}$, $\sigma_{eq0} = K_{1c}/\sqrt{a_{eq0}}$ である。

内部に $N (= \mu V)$ 個の欠陥を含む試験片が、 σ_f 以下の応力で破壊する確率を $P(\sigma_f)$ とすると

$$P(\sigma_f) = 1 - [1 - F(\sigma_f)]^N \quad (12)$$

となり、 N が大きいとき

$$1 - [1 - F(\sigma_f)]^N \approx 1 - \exp[-NF(\sigma_f)] \\ = 1 - \exp[-\mu VF(\sigma_f)] \quad (13)$$

であるから、一様引張りに対する強度分布 $P(\sigma_f)$ は次式となる。

$$P(\sigma_f) = 1 - \exp[-\mu V(\sigma_f/\sigma_0)^{2k} [1 - (\sigma_f/\sigma_{eq0})^2]^{-k}] \quad (14)$$

き裂寸法を補正しない場合 ($a_{eq0} = 0$) には、上式は次の 2 母数ワイブル分布となる。

Fig. 6. Comparison of the simulation results with the theoretical curves for tensile strength.

$$P(\sigma_f) = 1 - \exp[-\mu V(\sigma_f/\sigma_0)^{2k}] \quad (15)$$

Fig. 6 の実線は、先の計算結果に対して式 (14) より引いた強度分布である。式 (14) による分布曲線はずか下に凸の曲線となっているが、シミュレーション結果とよい一致を示している。この曲線で表される強度分布を直線で近似すると、その傾きは試験片寸法が小さくなるにつれ、わずかではあるが大きくなることとわかる。すなわち、引張試験結果を 2 母数ワイブル分布で表示する場合、試験片寸法が小さいほど、見かけ上ワイブル係数の値が大きくなるのが本シミュレーション結果から予想される。

3・2 曲げ強度の分布

高さ $H=3$ mm, 幅 $B=4$ mm, スパン $L=30$ mm の試験片によって、 $\mu=10$ 個/mm³ とした場合の 3 点曲げおよび 4 点曲げ強度を Table II および Fig. 7 に示す。また、同一寸法試験片による前述の引張り試験の結果も併記している。試験片は 50 本で、図中の実線は 2 母数ワイブル分布で表示した直線である。図より、寸法効果によって強度が変化だけでなくワイブル係数も変化し、その値は有効体積が小さくなるにつれ大きくなっていることがわかる。この結果は、著者らのジルコニア丸棒による曲げ試験結果、大司らによるホットプレス窒化ケイ素を用いた引張り⁵⁾と 3 点曲げ試験の結果と同様な傾向を示している。以下に応力勾配がある場合の強度分布関数の表示式を定式化し、

Table II. Simulation results in tensile and bending tests. (Specimen size is $3 \times 4 \times 30$ mm.)

Tests	Fracture stress (MPa)			Weibull distribution	
	$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\max}$	$\bar{\sigma}$	m	σ_0
3-point	785	985	919	23.4	940
4-point	637	922	836	14.7	866
Tension	435	750	642	9.5	675

Fig. 7. Weibull plots of tensile and bending strength. (Specimen size is $3 \times 4 \times 30$ mm.)

ワイブル係数がこのように変化する理由について検討する。

試験片を n 個の要素に分割し、各要素の位置を $\xi_i (x_i, y_i, z_i)$, 大きさを $\Delta \xi_i$ とする。 ξ_i の位置の応力 σ_i は、試験片内の最大応力 σ_f と ξ_i の関数として次式で表されるとする。

$$\sigma_i = \sigma_f(\sigma_f, \xi_i) \quad (16)$$

ξ_i の位置の要素 $\Delta \xi_i$ が σ_i 以下の応力で破壊しない確率を $R_i(\sigma_i) = R_i(\sigma_f, \xi_i)$ とすると、全ての要素 $\Delta \xi_i$ が σ_i 以下の応力で破壊しない確率、すなわち、試験片内の最大応力が σ_f 以下では破壊しない確率は次式となる。

$$\prod_{i=1}^n R_i(\sigma_f, \xi_i) \quad (17)$$

また、最大応力が σ_f 以下では ξ_i の位置の要素 $\Delta \xi_i$ は破壊しないという条件下で、最大応力が σ_f と $\sigma_f + d\sigma_f$ の間で要素 $\Delta \xi_i$ が破壊する確率は

$$\frac{\partial[1 - R_i(\sigma_f, \xi_i)]}{\partial \sigma_f} \cdot \frac{d\sigma_f}{R_i(\sigma_f, \xi_i)} \quad (18)$$

であるから、ある要素 $\Delta \xi_r$ 以外の要素は最大応力が σ_f 以下では破壊せず、かつ、要素 $\Delta \xi_r$ が σ_f と $\sigma_f + d\sigma_f$ 間の最大応力で破壊する確率は、式 (17) と式 (18) の積となる。

$$\frac{\partial[1 - R_r(\sigma_f, \xi_r)]}{\partial \sigma_f} \cdot \frac{d\sigma_f}{R_r(\sigma_f, \xi_r)} \prod_{i=1}^n R_i(\sigma_f, \xi_i) \quad (19)$$

σ_f と破壊した要素の位置 ξ_r の結合密度関数を $h(\sigma_f, \xi_r)$ とすると、式 (19) は $h(\sigma_f, \xi_r) \Delta \xi_r d\sigma_f$ に等しいから、次式が得られる。

$$\begin{aligned} h(\sigma_f, \xi_r) \Delta \xi_r d\sigma_f &= \frac{\partial[1 - R_r(\sigma_f, \xi_r)]}{\partial \sigma_f} \cdot \frac{d\sigma_f}{R_r(\sigma_f, \xi_r)} \prod_{i=1}^n R_i(\sigma_f, \xi_i) \\ &= -\frac{\partial[\ln R_r(\sigma_f, \xi_r)]}{\partial \sigma_f} \exp\left[\sum_{i=1}^n \ln R_i(\sigma_f, \xi_i)\right] d\sigma_f \end{aligned} \quad (20)$$

微小要素 $\Delta \xi_i$ は一様引張りの状態にあると見なせるから、 $R_i(\sigma_f, \xi_i)$ は式 (14) より

$$R_i(\sigma_f, \xi_i) = \exp[-\mu \Delta \xi_i (\sigma_i/\sigma_0)^{2k} \{1 - (\sigma_i/\sigma_{eq0})^2\}^{-k}] \quad (21)$$

となる。さらに

$$\sigma_i(\sigma_f, \xi_i) = \sigma_f \cdot g(\xi_i) \quad (22)$$

とおくと、式 (20) は次式となる。

$$\begin{aligned} h(\sigma_f, \xi_r) \Delta \xi_r d\sigma_f &= 2k\mu\sigma_0^{-2k}\sigma_f^{2k-1} g(\xi_r)^{2k} [1 - (\sigma_f/\sigma_{eq0})^2] \\ &\quad \times g(\xi_r)^{2-k-1} \exp\left[-\sum_{i=1}^n \mu g(\xi_i)^{2k} (\sigma_f/\sigma_0)^{2k}\right] \\ &\quad \times [1 - (\sigma_f/\sigma_{eq0})^2 g(\xi_r)^{2-k} \Delta \xi_r] \Delta \xi_r d\sigma_f \end{aligned} \quad (23)$$

ここで、 $n \rightarrow \infty$ とすると、結合密度関数 $h(\sigma_f, \xi)$ は

Fig. 8. Comparison of the simulation results with the theoretical curves for bending strength.

$$= 2k\mu\sigma_0^{-2k}\sigma_f^{2k-1}g(\xi)^{2k}[1-(\sigma_f/\sigma_{eq0})^2] \times g(\xi)^{2k-1}\exp[-\int_{\xi}^{\infty} \mu g(\xi)^{2k}(\sigma_f/\sigma_0)^{2k} \times [1-(\sigma_f/\sigma_{eq0})^2]g(\xi)^{2k}d\xi] \quad (24)$$

となり, σ_f の分布 $P(\sigma_f)$ は次式で与えられる.

$$P(\sigma_f) = \int_0^{\sigma_f} \int_{\xi}^{\infty} h(\sigma_f, \xi) d\xi d\sigma_f \\ = 1 - \exp[-\mu(\sigma_f/\sigma_0)^{2k} \int_{\xi}^{\infty} g(\xi)^{2k} \times [1-(\sigma_f/\sigma_{eq0})^2]g(\xi)^{2k}d\xi] \quad (25)$$

式 (25) において $a_{eq0}=0$ ($\sigma_{eq0} \rightarrow \infty$) のとき

$$P(\sigma_f) = 1 - \exp[-\mu(\sigma_f/\sigma_0)^{2k} \int_{\xi}^{\infty} g(\xi)^{2k}d\xi] \\ = 1 - \exp[-\mu Ve(\sigma_f/\sigma_0)^{2k}] \quad (26)$$

となり, 2 母数ワイブル分布となる.

Fig. 8 の実線は, 式 (25) により引いた曲線である. なお, 式 (25) の積分は数値積分により実行した. 応力勾配がある場合に対しても, シミュレーション結果とよい一致を示していることがわかる. また, 図中の破

線は試験片の強度の上限値を表している. この上限値は, Fig. 3 の破線で示す関係において欠陥寸法が非常に小さくなったときの値で, $K_{Ic}/\sqrt{a_{eq0}}$ で与えられる. 試験片の強度はこの上限値より大きな値をとることができないため, 分布曲線もこの値に漸近する曲線となっている. したがって, 強度分布を直線で表した場合, 強度が上限値に近いほどその傾きは大きくなることから, 有効体積が小さくなるほどワイブル係数が大きくなる理由を説明することができる.

伊藤らはホットプレス窒化ケイ素を用いた 3 点曲げ試験において, 破壊確率が約 10% を境に直線の傾きが異なり, 低強度側で傾きが小さくなることを示している. 式 (25) による分布曲線は, 伊藤らの実験データと同様な傾向を示しており, 応力勾配がある場合の強度分布を式 (25) によってある程度表し得るものと考えられる. ただし, 欠陥の寸法分布を表す d_0 , k および欠陥密度などは, セラミックスの粒径, 製造過程などに依存し, これらの値をどの様に定めるかは今後の課題である.

3・3 平均強度と有効体積の関係

Table III に, 4 種の寸法の試験片に対する 3 点曲げ, 4 点曲げおよび引張り強度のシミュレーション結果を示す. 曲げ試験における試験片寸法は, 高さ 3 mm, 幅 4 mm, スパン 30 mm の試験片を基に, 各部寸法を 2, 3, 4 倍とした. 試験片の数はすべて 50 本で, 表中には前述の引張りと曲げ試験の結果も含んでいる.

ワイブル統計によると, 異なる 2 種類の試験片の平均強度 $\bar{\sigma}$ と有効体積 Ve の間には

$$\bar{\sigma}_1/\bar{\sigma}_2 = (Ve_2/Ve_1)^{1/m} \quad (27)$$

なる関係が成立するとされている. 表中の Ve , $\bar{\sigma}_p$ は, $3 \times 4 \times 30$ mm の 3 点曲げ試験結果で得られたワイブル係数 ($m=23.4$) と平均強度の値を用いて算出した

Table III. Tensile and bending strength by the simulation and predicted strength.

Specimen size (mm)	Tests	Fracture stress (MPa)			Weibull distribution		Effective volume; Ve (mm ³)	Predicted strength; $\bar{\sigma}_p$ (MPa)
		σ_{min}	σ_{max}	$\bar{\sigma}$	m	σ_0		
3 × 4 × 30	3-point	785	985	919	23.4	940	0.3023	919
	4-point	637	922	836	14.7	866	2.661	838
	Tension	435	750	642	9.5	675	360	679
6 × 8 × 60	3-point	648	924	837	14.2	868	2.419	841
	4-point	606	866	737	13.2	765	21.28	766
	Tension	450	632	546	13.4	567	2880	621
9 × 12 × 90	3-point	664	874	799	16.6	824	8.163	798
	4-point	591	795	711	15.4	735	71.84	728
	Tension	356	581	493	10.4	517	9720	590
12 × 16 × 120	3-point	568	845	757	14.5	784	19.35	770
	4-point	556	753	664	15.9	686	170.3	701
	Tension	340	543	459	10.6	480	23040	569

Fig. 9. Relation between fracture stress and effective volume.

有効体積と平均強度の推定値である。各試験の平均強度と有効体積の関係を Fig. 9 に示す。図中の△□○印は、それぞれ3点曲げ、4点曲げ、引張りの平均強度を表し、I は強度のばらつきの範囲を示している。番号は、試験片寸法を表す数字である。また、実線は $3 \times 4 \times 30 \text{ mm}$ の3点曲げの結果を基準として式(27)を用いて引いた直線であり、この直線の傾きは $-1/23.4(-1/m)$ となっている。図より明らかなように、推定強度とシミュレーション結果が一致しているのは有効体積が約100倍程度の範囲までで、有効体積がさらに大きな範囲では推定強度は高めの値を与えている。この結果は、有効体積の小さな試験片によって大型試験片の強度を式(27)により推定する場合、推定強度は危険側の評価を与えることを示している。また、各試験片の平均強度のプロットを結ぶと上に凸の曲線となり、有効体積が小さくなると、上限の値に漸近する傾向を示している。同様な傾向は松末らの実験結果にも見られる¹³⁾。このように上に凸の曲線となる理由は、Fig. 3の破線に示す関係が、有効体積と平均強度の関係にそのまま反映されているためと考えられる。すなわち、有効体積が小さくなるにつれ破壊源となる欠陥寸法も小さくなるため、平均強度が欠陥の強度の上限値に漸近してゆくからである。

以上のように、寸法効果による試験片の強度の変化をワイブル統計によって説明するには無理な点があり、今後さらに検討が必要である。

4 結 言

内部欠陥が破壊源となる場合を対象に計算機によるセラミックスの破壊実験を行い、引張りおよび曲げ強

度の分布、平均強度と有効体積の関係について検討した。その結果、以下の結論を得た。

(1) ワイブル係数は試験片寸法、負荷方法によらず一定であるとされてきたが、実試験片を用いたいくつかの実験結果にみられるように、有効体積が小さくなるほどワイブル係数は大きくなる傾向を示した。この理由は、欠陥の強度に上限値が存在することによるものと考えられる。

(2) 本計算モデルに対する強度分布関数を定式化し、シミュレーション結果との比較を行った結果、両者はよい一致を示すことが確認された。強度分布関数のワイブルプロットは下に凸の曲線となり、伊藤らによる実験データとよい対応を示した。

(3) 小型試験片による実験結果から大型試験片の強度を推定する場合、有効体積を用いたワイブル統計による評価は危険側の値を与える可能性があり、強度の推定法についてさらに検討が必要である。

(昭和63年12月15日 第8回設計における信頼性工学シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) “セラミックスの機械的性質”, p. 21 (1979) 窯業協会。
- 2) 山田敏郎, 星出敏彦, 古屋博章, 材料, **33**, 28 (1984)。
- 3) 大司達樹, 酒井清介, 伊藤 勝, 山内章彦, 兼松 涉, 伊藤正治, 窯業協会誌, **94**, 1056 (1986)。
- 4) 原田昭治, 野田尚昭, 遠藤達雄, 永野光芳, 材料, **37**, 904 (1988)。
- 5) 谷口佳文, 北住順一, 山田敏郎, 日本学術振興会将来加工技術第136委員会第3部会第27回資料, p. 4 (1988)。
- 6) 市川昌弘, 日本機械学会論文集, A-51, 2368 (1985)。
- 7) 津田孝夫, “モンテカルロ法とシミュレーション”, p. 51 (1977) 培風館。
- 8) R. C. Shah and A. S. Kobayashi, ASTM STP, 513, 3 (1972)。
- 9) 曾我直弘, 塩野剛司, 材料, **33**, 1378 (1984)。
- 10) 山田敏郎, 北住順一, 谷口佳文, 日本材料学会第187回疲労部門委員会研究討論会資料, p. 19 (1987)。
- 11) 松井 實, 第4回次世代産業基盤技術シンポジウム予稿集, p. 141 (1986)。
- 12) 伊藤正治, 酒井清介, 伊藤 勝, 材料, **30**, 1019 (1981)。
- 13) 松末勝利, 高原北雄, 橋本良作, 窯業協会誌, **90**, 168 (1982)。