

JAERI-Research

JP0150328

2001-005



微粒黒鉛の強度および  
破壊靭性に及ぼす粗粒含有の効果

2001年3月

高橋 常夫・石原 正博・馬場 信一  
荒井 長利・林 君夫・小西 隆志\*

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

## 微粒黒鉛の強度および破壊靱性に及ぼす粗粒含有の効果

日本原子力研究所大洗研究所核熱利用研究部

高橋 常夫・石原 正博・馬場 信一・荒井 長利<sup>+</sup>  
林 君夫・小西 隆志\*

(2001年1月19日受理)

微粒黒鉛の強度に及ぼす粗粒含有率の影響を調べるために、粗粒含有率の異なる試験片を用いて曲げ試験及び破壊靱性試験を行った。試験片は、平均粒径が  $20\text{ }\mu\text{m}$  の微粒等方性黒鉛(IG-11)を基準試料とし、平均粒径が  $125\text{ }\mu\text{m}$  の粗粒を 20%及び 40%含有させた試験片を製作した。曲げ強度に関しては、基準試験片(粗粒含有率 0%)と比較して含有率 40%では平均曲げ強度の増加と強度のばらつきの減少が認められた。破壊靱性値に関しては、き裂進展開始荷重と最大荷重点における破壊靱性値の検討を行った。き裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値は、20%及び 40%含有率のものが基準試験片より大きな値を示したが、20%と 40%の含有率による違いは認められなかった。すなわち、粗粒を含有した黒鉛では 20%という比較的低い含有率で破壊靱性値が飽和する傾向にあるものと考えられる。一方、最大荷重に基づく破壊靱性値は、粗粒黒鉛の含有率が増すにつれて増加し、含有率による違いが認められた。さらに、単軸応力状態下で Burchell によって提案された気孔径分布を考慮した確率論的強度予測モデルを、光学顕微鏡を用いた微細構造の観察結果を画像解析することにより得た気孔径分布を用いて、曲げ強度試験結果に適用して検討した。その結果、本モデルにより実験結果の良好な予測を行うことができた。

---

大洗研究所：〒311-1394 茨城県東茨城郡大洗町成田町新堀 3607

\* 企画室

\* 東洋炭素株式会社

## Effect of Coarse-grain Contents on Strength and Fracture Toughness of Fine-grained Graphite

Tsuneo TAKAHASHI, Masahiro ISHIHARA, Shinichi BABA,  
Taketoshi ARAI<sup>†</sup>, Kimio HAYASHI and Takashi KONISHI<sup>\*</sup>

Department of Advanced Nuclear Heat Technology  
Oarai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received January 19, 2001)

To investigate the effect of the coarse-grain content on strength and fracture toughness of fine-grained graphite, bending and fracture toughness tests were conducted for specimens with different contents of coarse-grains. In the study the standard specimen was made of fine-grained isotropic graphite (IG-11) with a mean grain size of  $20 \mu\text{m}$ , and two kinds of different grain size specimens were prepared by 20 and 40% mixing of coarse-grains with a mean grain size of  $125 \mu\text{m}$ . The bending test revealed a strength increase for the 40% specimen with a small deviation compared with that for the standard specimen. As for the fracture toughness, two kinds of fracture toughnesses were investigated on the basis of the crack initiation load and the maximum applied load. The initiation load based fracture toughness for the 20% and 40% specimens was higher than that for the standard one; however, the difference for the 20% and 40% specimens was not observed clearly. These results suggest that the fracture toughness tends to saturate at a relatively low coarse-grain content, which is below 20% in the present study. On the other hand, the maximum load based fracture toughness increased with increasing coarse-grain content; thus the difference with different coarse-grain contents was observed. Moreover, the present authors applied a probabilistic strength model to the bending test results, using the pore size distributions obtained by image analysis of microstructures observed by optical microscopy. The model had been proposed by Burchell under uniaxial stress conditions, in consideration of pore size distributions. The prediction by the present model indicated a good correlation with the experimental results.

---

+ Office of Planning

\* Toyo Tanso Co.

**Keywords:** Brittle Fracture, Graphite, Strength, Fracture Toughness, Grain Size, Pore Size, Probabilistic Fracture Model

This is a blank page.

## 目次

1.はじめに .....	1
2.黒鉛の強度の統計的評価について .....	2
3.曲げ強度試験 .....	4
3.1 試験片 .....	4
3.2 実験条件 .....	4
3.3 実験結果 .....	4
3.4 考察 .....	6
4.破壊非性試験 .....	17
4.1 試験片 .....	17
4.2 実験条件 .....	17
4.3 破壊非性値の解析 .....	18
4.4 実験結果 .....	19
4.5 考察 .....	21
5.黒鉛の強度分布予測手法の検討 .....	35
5.1 研究の現状 .....	35
5.2 粗粒分散黒鉛の曲げ強度試験結果の評価 .....	36
6.結言 .....	60
謝辞 .....	61
参考文献 .....	61

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Probabilistic Analysis of Strength of Graphite .....	2
3. Bending Tests .....	4
3.1 Specimens .....	4
3.2 Test Conditions .....	4
3.3 Test Results .....	4
3.4 Discussion .....	6
4. Fracture Toughness tests .....	17
4.1 Specimens .....	17
4.2 Test Conditions .....	17
4.3 Analyses of Fracture Toughness .....	18
4.4 Test Results .....	19
4.5 Discussion .....	21
5. Prediction Method of Strength Distribution of Graphite .....	35
5.1 Status of Research .....	35
5.2 Evaluation of Bending Strength of Coarse-grain Contents Graphite .....	36
6. Conclusions .....	60
Acknowledgements .....	61
References .....	61

## 1. はじめに

セラミックスは弾性率、硬度、耐熱性、耐食性、耐摩耗性に優れる反面、中低温では金属のような塑性変形による応力集中の緩和が起こり難く、破壊靱性が著しく金属より劣っている。脆性材料の巨視的な変形や破壊特性は、結晶粒、気孔および介在物の形状および配置に関する微細組織により大きく影響を受け、材料強度試験結果にはばらつきが生じる。セラミックスの工学的応用範囲を広げるためには、製造プロセスの改良による強度および靱性の向上を目指す一方で、潜在欠陥による組織敏感性を考慮した確率的強度分布予測手法の確立が必要である。

高温工学試験研究炉 (HTTR) の炉心構成材料および炉心支持構造物には、高純度化した微粒等方性黒鉛 (IG-110) が用いられている<sup>1), 2)</sup>。この黒鉛は最大荷重到達後に急速な荷重低下を示して破断する特性を有する。この急激な特性変化を防ぐには、材料の高靱性化が有効である。一般に、高靱性化の機構については、き裂前方損傷領域による高靱性化機構、き裂面架橋構造による高靱性化機構および巨視的き裂偏向による機構が言わされている<sup>3)</sup>。ここでは、これらの高靱性化機構に基づく靱性値の向上を目的とし、微粒等方性黒鉛への粗粒黒鉛の含有による影響を検討した。

本研究では、微粒等方性黒鉛を基準試料とし、粗粒含有率の異なる黒鉛材料を作成し曲げ強度試験および破壊靱性試験を行ない、粗粒含有率が強度および靱性に与える影響を検討した。また、微細組織に基づく強度分布予測手法を曲げ試験結果に適用し、その有効性を検討した。なお、本研究で用いる気孔径分布は、別途行なわれた画像解析を用いた粗粒分散黒鉛の気孔径分布の定量評価<sup>4)</sup>に基づくものである。

## 2. 黒鉛の強度の統計的評価について

HTTR の炉心構成材料あるいは炉心支持構造物に用いられる黒鉛構造の設計方針の策定にあたっては、材料特性データについて炉内・炉外で数多くの研究がなされ貴重なデータが得られている<sup>1, 2)</sup>。原子力分野でのセラミックスの応用を広げるためには、その微細組織が製造プロセスや炉内中性子照射などの環境によって変化することを考慮し、組織敏感性を示す脆性材料の強度の統計的性質を確率論的な強度分布予測手法に基づいて検討することが、工学的応用上の信頼性を向上させる点で有用である。

構造材料としての黒鉛の強度特性の統計的性質に関して、荒井<sup>5)</sup>は擬似脆性力学および高温照射・高温酸化に関する特性が材料設計上重要であると考え、IG-110、S2020、V483T、PGX、H-451、AGR 等について得られている各種材料試験結果に対して静的強度の統計的性質をまとめた。静水圧加圧成形により製作される IG-110 においては、引張強度、曲げ強度、圧縮強度、破壊靱性、縦弾性係数について正規分布による近似が適用できるが、型込めにより製作される PGX の引張強度はサンプルにより正規分布からはずれ 2 パラメータワイブル分布を示すものもあった。また同時に、黒鉛を結晶粒、マトリックス、気孔等からなる複合材料と捉えた微細構造破壊力学モデルに基づく強度評価手法の経緯もまとめている。一方、現実の黒鉛材料の強度に統一的見方を求める研究<sup>6)</sup>においては、材料強度のばらつきに対してワイブル分布を適用することは、正規分布で近似する程度に可能ではあるが、試験片寸法や応力勾配が破断条件に与える影響を説明することが困難であることが指摘されている。また、特定の高温ガス炉用黒鉛材料の設計最小強さの設定のために行なわれた試験<sup>7)</sup>では、強度のロット間変動・ロット内変動が定量的に確認されている。これは試験片の荷重負荷方向によても有意な違いが観測されることも示すものであり、ワイブル理論の適用の困難さを示している。これらの結果を踏まえて、荒井<sup>5)</sup>は設計において採用できる統計的手法は正規分布を用いた上で信頼性工学的に設計最小強度を設定することとした。

黒鉛の強度と微細組織に関して、木村ら<sup>8)</sup>は縦弾性係数、破断応力および破壊靱性と気孔率の間で線形関係が成立すること、気孔長径の分布との関係も認められることを報告している。また、押田ら<sup>9)</sup>は気孔面積、周囲長等と縦弾性係数、曲げ強度、破壊靱性との関係を報告している。

黒鉛の微細組織の内、気孔分布の定量化に関しては、Best ら<sup>10)</sup>の水銀ポロシメータ法と画像解析法との比較をはじめ、画像解析法による気孔の寸法特性、形状特性の定量化が行なわれている。また、中西ら<sup>11)</sup>は豊富な機械的特性データを有する IG-110 黒鉛、PGX 黒鉛に画像解析法を適用し気孔観察を実施している。

黒鉛の気孔径分布に基づいた確率論的強度分布評価に関して、Burchell<sup>12)</sup>は気孔径分布、Particle  $K_{IC}$  を用いた強度分布評価モデルを提案し、気孔径分布の大きく異なる 4 種の材料の引張強度試験の結果への適用を報告している。この気孔径分布に基づいた強度分布の評価は、高強度材料(微細気孔側試料)での分布形状に若干の違いは見られるものの、概

ね良好な一致を見ている。また、中西ら<sup>13)</sup>はBurchellのモデルを粒度分布の異なるSiCの4点曲げ強度試験結果の分布評価に応用し、高強度側での破壊確率の過大評価が見られるものの、気孔径分布をパラメータとして粒度分布の異なる試料の強度分布を比較的よく予測できることを報告している。これらの結果は、多孔質多結晶脆性材料の強度分布評価において、気孔径分布が材料特性パラメータの一つとして意味があることを示すものと思われる。

また、破壊特性については、金属材料の破壊靱性において種々の実験的検討および統計を用いた微細組織の定量化にもとづく理論的検討<sup>14)</sup>がなされている。Linら<sup>15)</sup>はフェライトと球状セメンタイトの大きさと分布状態を変化させた試料を用いた4点曲げ試験を行ない、破壊靱性の粒度分布依存性を示すとともに、引張特性の温度依存性、3母数ワイブル分布、定量化された組織的因子を加味して種々の温度における軟鋼の破壊靱性の統計的な予測を行ない、実験結果にほぼ一致する結果を得ている。一方、セラミックスに関しては、金属材料のような確率モデルによる検討はなされていないようである。

### 3. 曲げ強度試験

#### 3.1 試験片

今回製作した試料は、微粒等方性黒鉛（平均粒径 約  $20\text{ }\mu\text{m}$ 、東洋炭素製）IG-11(試料名：KX-9713)を基準に選び、これに 20%、40%の粗粒（平均粒径 約  $125\text{ }\mu\text{m}$ ）を含有させたもの(試料名：KX-9714、KX-9716)である。粗粒含有率の異なる黒鉛材料ブロック(ブロックサイズ： $0.11\text{m} \times 0.19\text{m} \times 0.22\text{m}$ )を製作した後、このブロックから試験片 ( $10^W \times 10^H \times 60^L\text{ mm}$ ) を切出した。また、黒鉛材料においては、一般にその材料ブロックの製作寸法に依存した強度の違いが見られることから、比較のために、IG-11(ブロックサイズ： $1\text{m} \times 1\text{m} \times 1\text{m}$ )から切出した試料(試料名：IG-11)も用意した。

強度実験に先立ち、試験片の縦弾性係数および気孔率を測定した。測定結果を Table 3.1 に示す。表中の縦弾性係数は JIS R1605(超音波測定法)により測定した断熱縦弾性係数である。測定対象は各シリーズから任意に選んだ 5 本ずつとした。表中の値はこれらの単純平均値である。

特に気孔率の測定結果からは、粗粒含有による明らかな違いが認められなかった。気孔の面からは画像解析結果<sup>4)</sup>を考慮すると気孔率は同じであるが気孔径分布の異なる系に対する曲げ強度試験であるといえる。

#### 3.2 実験条件

曲げ強度は Fig. 3.1 に示す 3 点曲げ実験（試験片支持点間距離 40mm）により求めた。実験には（株）島津製作所製万能実験機 AGS-20kNG を用いた。測定項目はロードセルからの載荷荷重、試験片引張側表面軸ひずみ（ひずみゲージ：（株）協和電業製 KFG-2-120-C1-11L1M2R）とした。実験標本数は各粗粒含有率において 25 本ずつとした。実験速度は  $0.5\text{mm/min}$  を標準とし、実験速度による強度分布への影響を検討するために、各粗粒含有率において各 2 本ずつについては、標準の  $1/10$  の  $0.05\text{mm/min}$  の実験速度により行なった。

#### 3.3 実験結果

##### (1) 粗粒含有率が応力-ひずみ線図に与える影響

各粗粒含有率の応力-ひずみ線図の範囲を Fig. 3.2～3.5 に示す。また、これらから導出した応力-ひずみ線図の平均曲線を Fig. 3.6 に示す。横軸のひずみ量はひずみゲージによる測定値、縦軸は載荷荷重から求めた 3 点曲げ試験片の引張側表面応力である。平均曲線の応力値は、各々の粗粒含有率の各試験片の応力-ひずみ曲線における同一ひずみ量での応力値の累積確率平均値(50%)とし、グラフには各粗粒含有率における最小破断荷重までを示した。

Fig. 3.6 に示すように、試験片を切出した材料ブロックの製作サイズの大きさによる影響を見ると、IG-11 に比較して相対的に小さな材料ブロックサイズである KX-9713、

KX-9714、KX-9716 は IG-11 よりも高い曲げ剛性を示した。また、材料ブロックサイズが同一である粗粒含有黒鉛（KX-9713、KX-9714、KX-9716）の応力一ひずみ曲線の平均曲線には、粗粒含有率による影響を認められなかった。この平均曲線の微分値の変化を Fig. 3.7 に示す。各点の剛性値は平均曲線のデータを用いた 21 点移動平均から計算した数値である。実験開始直後に平坦な部分があるが、これは実験開始直後のすべり部分および平均化手法による影響と考えられる。試験片の剛性の変化には、粗粒含有率による影響は見られない。この変化の傾向は、剛性の変化量を対数目盛りで表示した Fig. 3.7 では実験開始当初からほぼ線形な減少傾向を示している。

### (2) 粗粒含有率が破壊強度、破断ひずみに与える影響

3 点曲げ強度の累積確率分布を Fig. 3.8 に示す。数値を Table 3.2 に示す。

IG-11 に比較して相対的に小さな材料ブロックである KX-9713、KX-9714、KX-9716 の全ての実験において曲げ強度分布の高強度側へのシフトが見られた。含有率 0%、10%においては平均強度の違いが認められないが、含有率 40%では平均強度が含有率 0%に対して 3%程度増加した。しかし、平均強度の増加量は強度の分散値の範囲内であり、強度増加の絶対量はわずかな値である。

高強度側へのシフトは、粗粒含有率の違いにより 2 通りの傾向が認められた。含有量 0%、20%の試料では、累積確率平均値の増加と同時に分散の増加も見られるが、含有量 40%では累積確率平均値の増加は見られるものの試験結果のばらつきの程度は基準材である IG-11 とほぼ同様であった。ワイブル係数（m 値）を Table 3.3 に示す。ワイブル係数は、標準試料に比べ含有率 20%での増加はわずかであるが、含有率 40%では明らかに増加している。

破断ひずみの累積確率分布を Fig. 3.9 に示す。相対的に小さな材料ブロックである KX-9713、KX-9714、KX-9716において、IG-11 よりも小さな破断ひずみ量を示した。KX シリーズ内での破断ひずみの分布に大きな違いは見られなかったが、含有率 40%の破断ひずみの統計分布は他に比較して幾分ばらつきが少なかった。

### (3) ひずみ速度による影響

本実験では各粗粒含有率の試験片において、各 2 本ずつの試験片に対し Fig. 3.10 に示すように負荷速度を基準値（0.5mm/min）の 1/10 に落とした 3 点曲げ実験を行ない、ひずみ速度の影響を検討した。これら負荷速度の時の曲げ試験片引張側表面のひずみ速度は、各々の負荷速度において約  $2 \times 10^{-4}$ /s および約  $2 \times 10^{-5}$ /s であった。Fig. 3.2～Fig. 3.5 の応力一ひずみ線図にはこれら負荷速度を落とした場合の結果も示したが、負荷速度による応力一ひずみ線図への明らかな影響は見られなかった。この時の破断応力も合わせて Fig. 3.8 中に示してある。標本数は少ないが、各ひずみ速度（約  $2 \times 10^{-4}$ /s、約  $2 \times 10^{-5}$ /s）における破壊強度は、1 つの強度分布に収まっているように思われる。

### (4) 破面観察結果

試験片の破断面を Fig. 3.12 に示す。粗粒含有率の違いによらず破断面には凹凸が見られ、含有率による明確な違いは認められなかった。

### 3.4 考察

含有率 0% と比較して、含有率 20% では平均強度および強度のばらつきに変化は認められないが、含有率 40% では平均曲げ強度の増加と強度のばらつきの減少が認められた。

別途実施した試料表面の光学顕微鏡画像をもとにした気孔径分布の定量結果<sup>4)</sup>を Fig. 3.11 および Table 3.4 に示す。微細組織に関しては、含有率が 0%~40% と増すに連れて、平均気孔径が増加すると同時に気孔数密度は減少し、合わせて大径気孔も減少することが認められている<sup>4)</sup>。また、含有率が増すに連れて気孔径分布全体の分散は増加するものの、含有率 40% の場合には気孔径分布における大径気孔の偏在が認められ、大径気孔部分のみでは気孔径の分散は減少することも認められている<sup>4)</sup>。

微細組織と平均強度の関係においては、一般的には平均気孔径の増加に連れて強度の減少が報告されているが、本実験の結果はこれと異なる。この理由は含有率の増加により平均気孔径は増加するものの、破壊起点になると考えられる大径気孔の絶対数が減少するため、同一応力でも破断し難くなるためと考えられる。Fig. 3.13 に平均気孔間距離と平均破断応力との関係を示す。横軸の平均気孔間距離係数は、

$$C = \sqrt{1 - \pi \left( \frac{D}{2} \right)^2 N} \quad (3-1)$$

で表され、荷重の伝達を行なえる有効断面積から求まる気孔間距離の代表値である。但し、D は平均気孔径、N は気孔数密度である。C の数値が大きくなるにつれて、気孔間距離が増すことを意味する。Fig. 3.13 によると、粗粒含有率の増加に伴い平均気孔間距離は増加し、これと共に平均破断応力も増加している。

微細組織と強度の分散の関係は Fig. 3.14 に示すようになる。横軸は強度の分散傾向を示し、縦軸は気孔径分布の分散傾向に対応する。図中の実線は大径気孔部分 (30 μm 以上) の気孔径分散、破線は全体の気孔径分散を示す。強度の分散と正の相関を持つのは大径気孔部分の気孔径分散であることが分かる。また、強度に直接に関係すると思われる大径気孔部分の分散は含有率の増加に連れて減少しており、これを反映して強度の分散も減少したものと推測される。

Table 3.1 Specification of specimens.

Specimen	IG-11	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Coarse grain fraction (%)	0	0	20	40
Block size (m)	$1.0 \times 1.0 \times 1.0$	$0.11 \times 0.19 \times 0.22$		
Density (g/cm <sup>3</sup> )	1.76	1.74	1.75	1.75
Porosity (%)	22.1	23.1	22.6	22.8
Elastic modulus (GPa)	$13.2 \pm 0.1$	$14.2 \pm 0.2$	$14.6 \pm 0.2$	$14.9 \pm 0.1$

Table 3.2 Results of 3-point bending tests.

Specimen	IG-11	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Coarse grain fraction (%)	0	0	20	40
Average bending strength* ( $\sigma_0$ , MPa)	37.7	41.6	41.6	42.8
Standard deviation* ( $\sigma_d$ , MPa)	1.03	1.08	1.07	1.05

\*  $\sigma_0$  and  $\sigma_d$  are derived from lognormal fitting to results of 3-point bending tests.

Table 3.3 Weibull modulus(m) for 3-point bending test.

Specimens	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Coarse grain fraction (%)	0	20	40
m	14.5	16.8	24.1

Table 3.4 Lognormal distribution parameters of pore size distributions measured by image analysis.

Specimen	IG-11	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Coarse grain fraction (%)	0	0	20	40
Observation area ( $\mu\text{m}^2$ )	$1.120 \times 10^6$			
Average pore diameter ( $S_0$ , $\mu\text{m}$ )	13.1	14.5	17.8	21.4
Standard deviation ( $S_d$ , $\mu\text{m}$ )	1.93	2.05	2.26	2.30

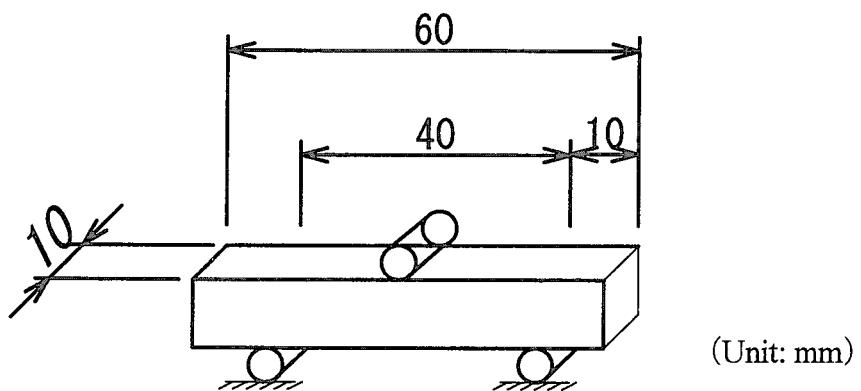


Fig 3.1 Specification of 3-point bending test.

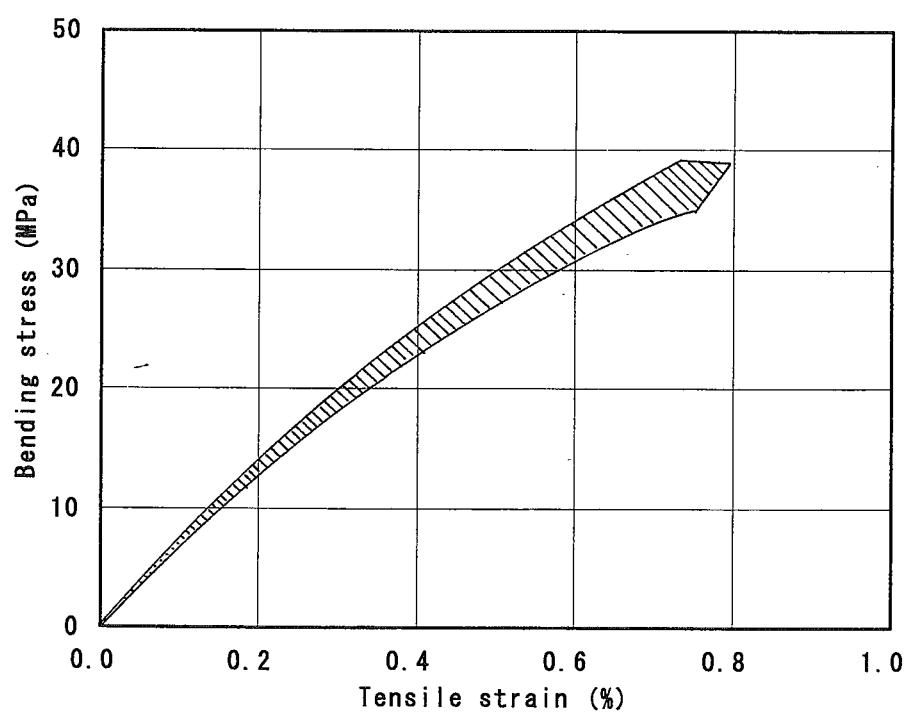


Fig. 3.2 Stress-strain curves in 3-point bending tests of standard fine-grained specimens(IG-11), cut from a large size block.

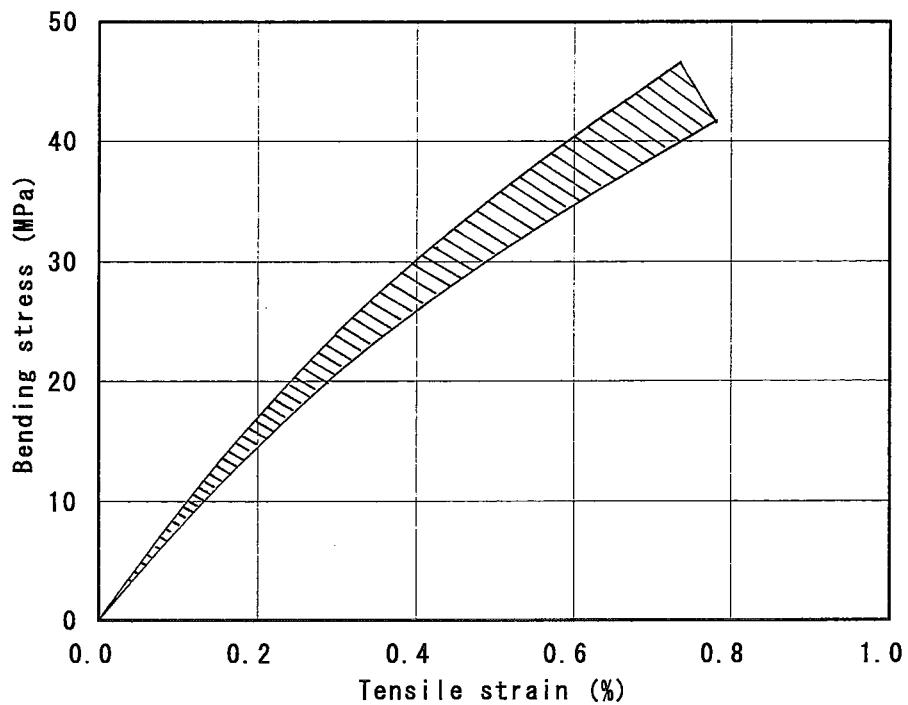


Fig. 3.3 Stress-strain curves in 3-point bending tests of standard fine-grained specimens (KX-9713), cut from a small size block.

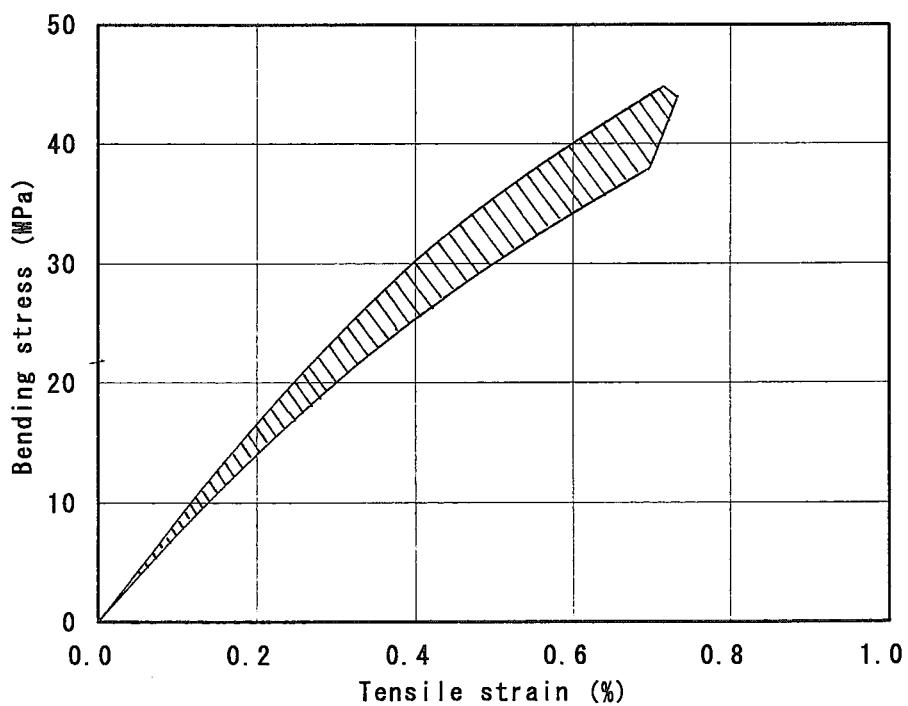


Fig. 3.4 Stress-strain curves in 3-point bending tests of 20% coarse-grained specimens (KX-9714), cut from a small size block.

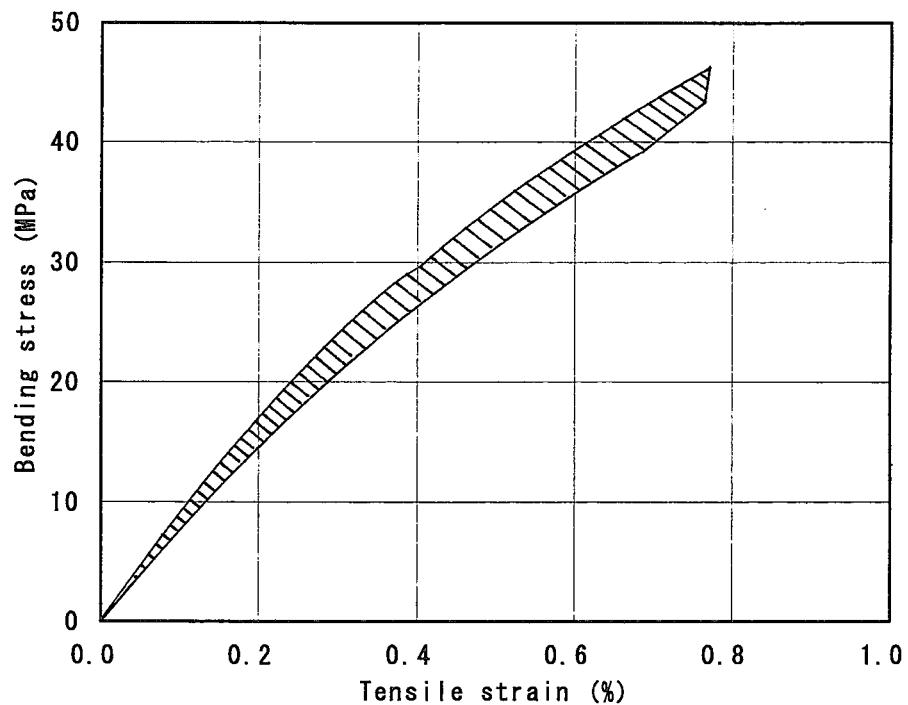


Fig. 3.5 Stress-strain curves in 3-point bending tests of 40% coarse-grained specimens (KX-9716), cut from a small size block.

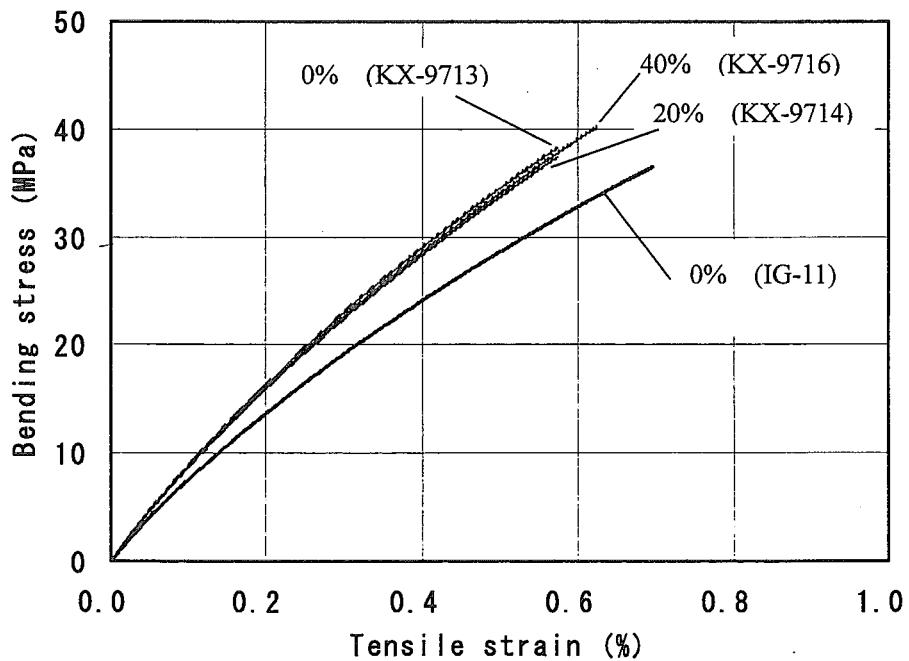


Fig. 3.6 Comparison of averaged stress - strain curves for differenet coarse grain fractions.

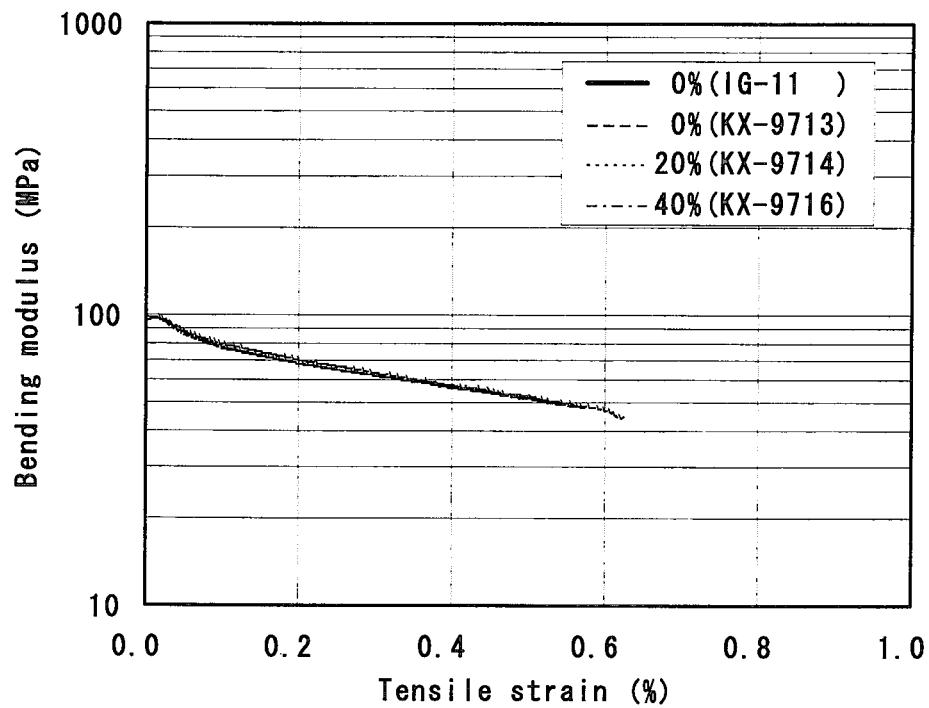


Fig. 3.7 Comparison of bending moduli calculated from averaged stress - strain curves for different coarse grain fractions.

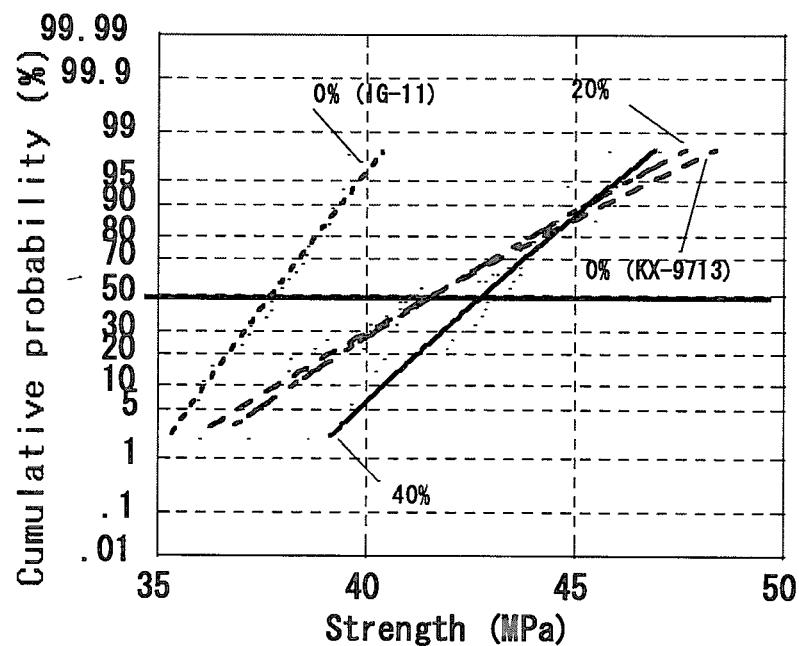


Fig. 3.8 Comparison of normal distributions of bending stresses for different coarse grain fractions in 3-point bendig tests.

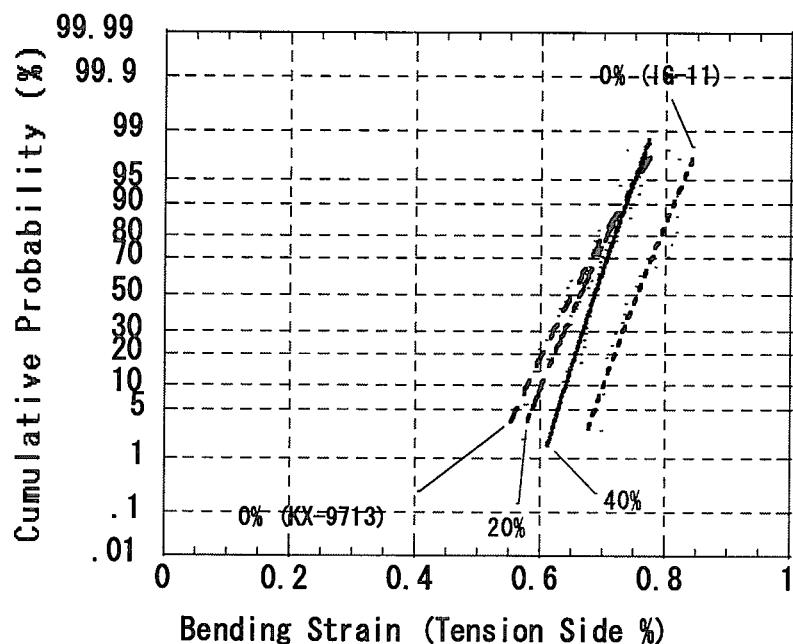


Fig. 3.9 Comparison of normal distributions of bending strains for different coarse grain fractions in 3-point bending tests.

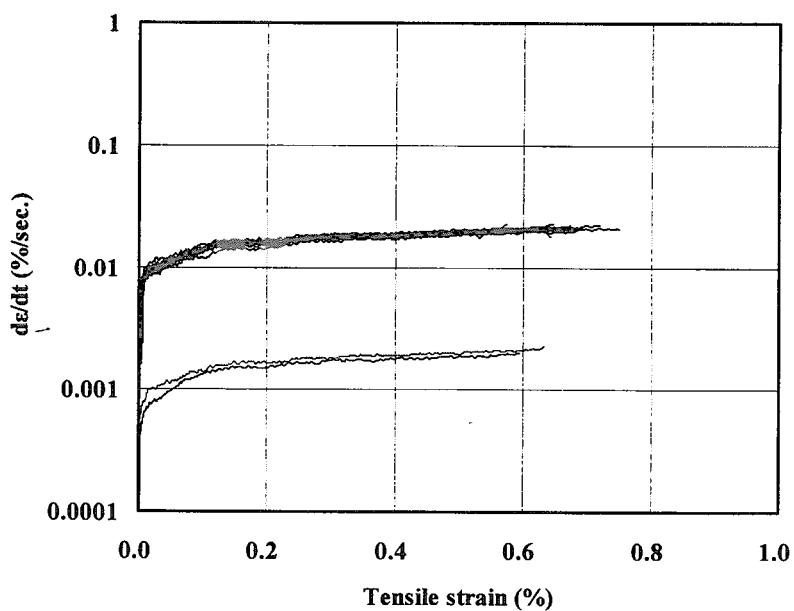


Fig. 3.10 Example of curves for strain rate (KX-9713).

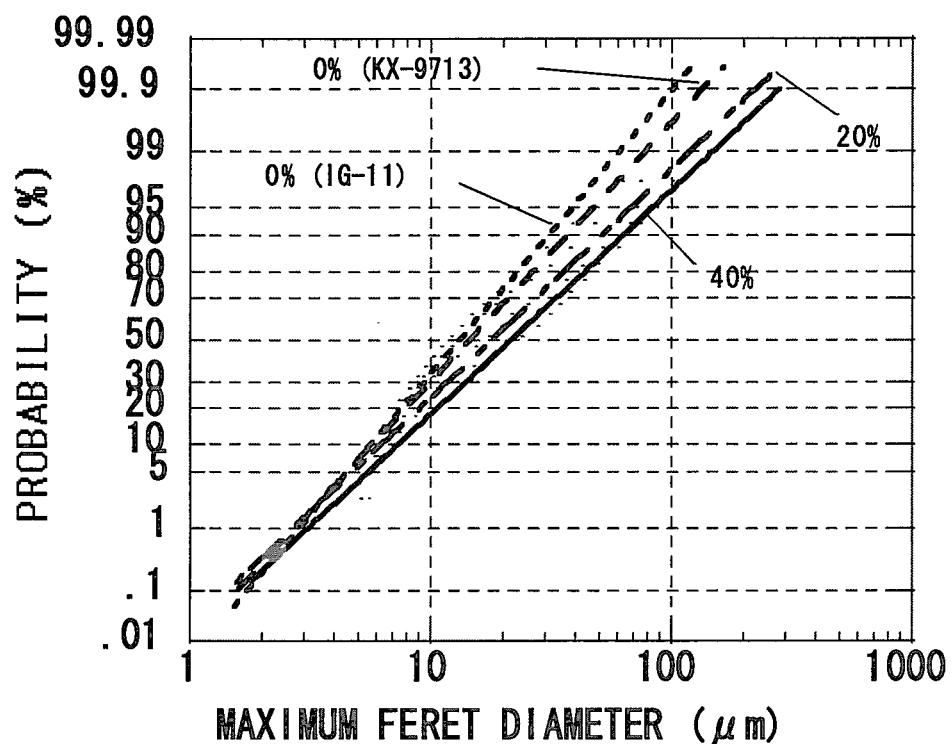
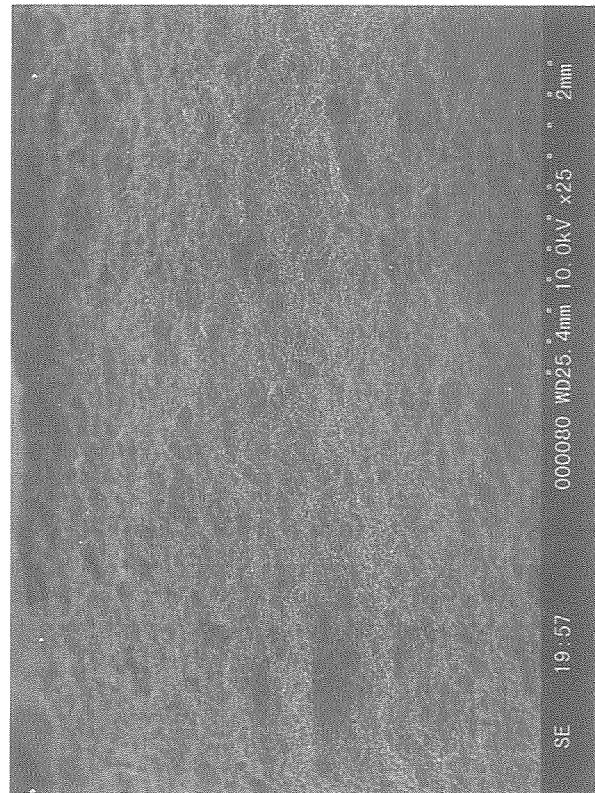
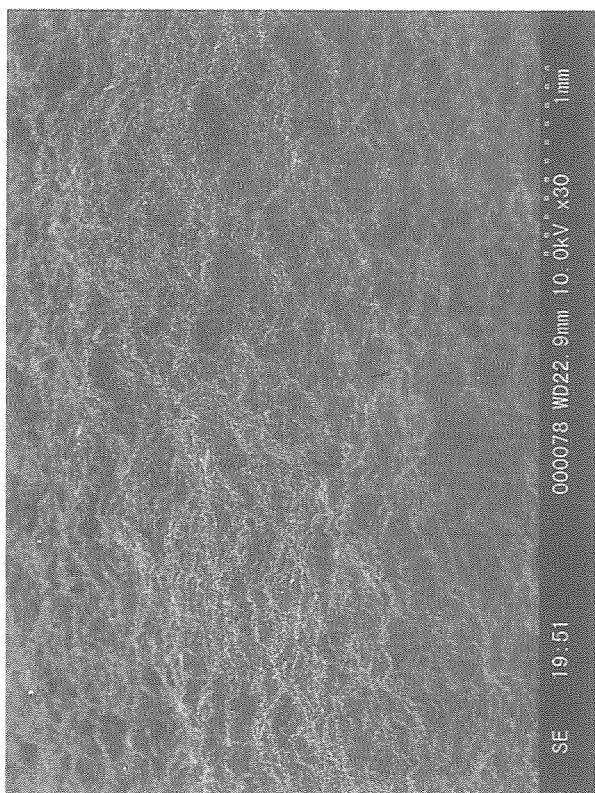


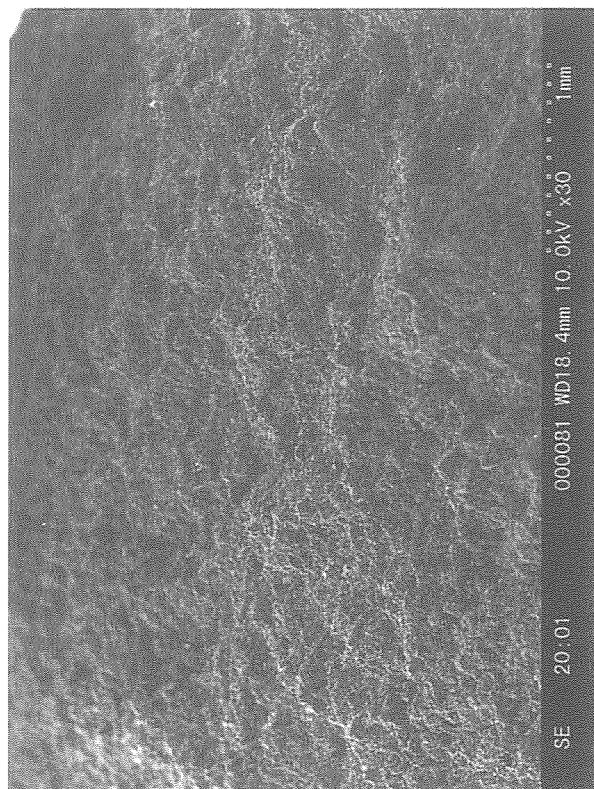
Fig. 3.11 Comparison of normal distributions of maximum feret diameter for different coarse grain fractions.



(a) 0% (KX-9713)



(b) 20% (KX-9714)



(c) 40% (KX-9716)

Fig. 3.12 SEM photographs of cross sections for different coarse-grained specimens.

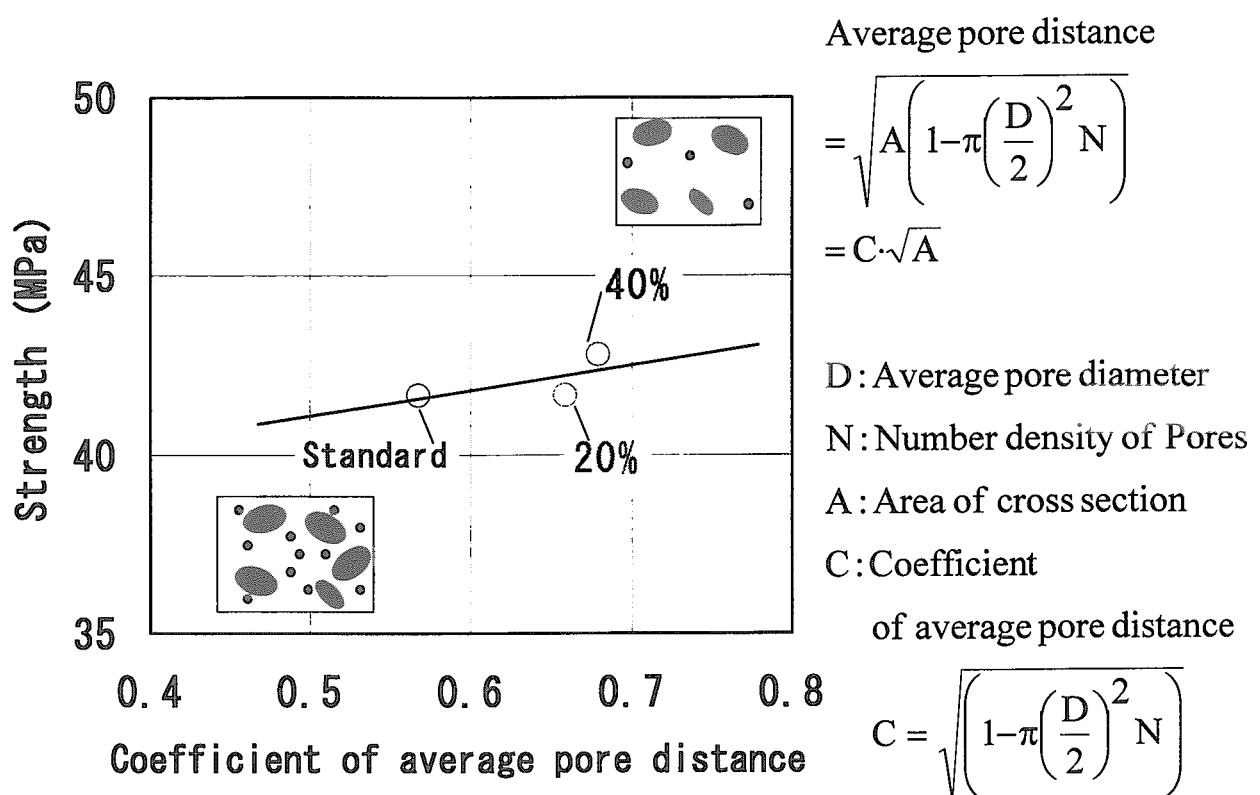


Fig. 3.13 An average feature between the strength and the microstructure.

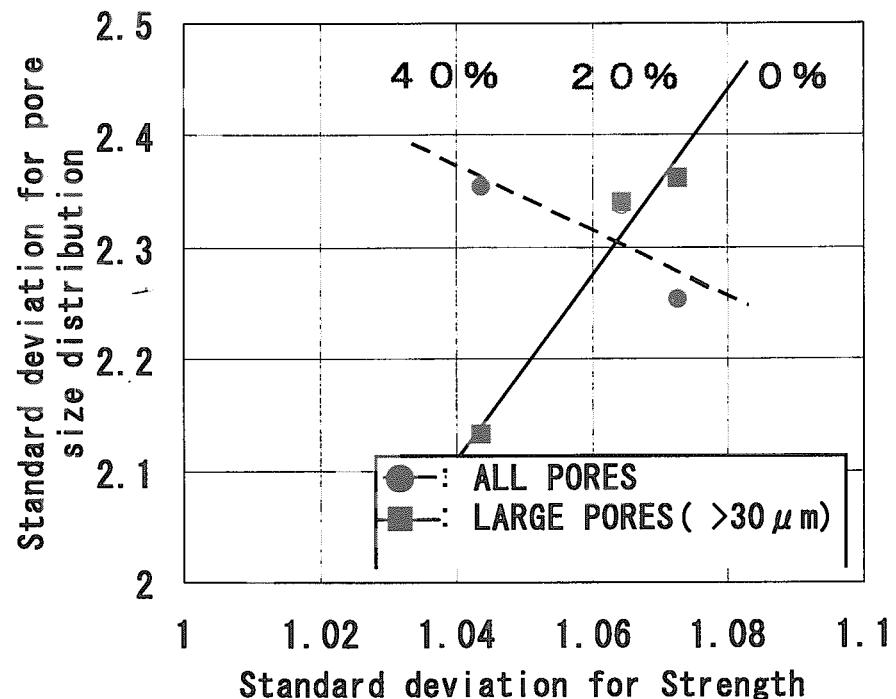


Fig. 3.14 A deviation feature between the strength and the microstructure.

## 4. 破壊靱性試験

### 4.1 試験片

試験片の外形は曲げ強度試験と同様であり、試験片の幅は 10mm である。破壊靱性試験片の幅について、奥ら<sup>16)</sup>は破壊靱性に及ぼす試験片寸法の影響について検討を行ない、試験片の満たすべき条件は黒鉛の種類によって異なることを示した。彼らの結果を用いて、本実験で用いる微粒等方性黒鉛において、ほぼ一定の破壊靱性値を得るために必要な最小厚さは約 10mm であることから、実験ではこの値を使用した。

また、試験片には Fig. 4.1 に示すように試験片長手方向中央部に深さ 3mm の切欠き（機械加工）を設けた。この切欠き底に初期ノッチを導入し、破壊靱性試験での破壊起点とした。初期ノッチの加工は軽作業用カッターナイフの刃（型式：A-300、エヌティー株式会社製）を用いて行なった。導入した初期ノッチの例を Fig. 4.2 に示す。初期ノッチの鋭さについては、逆井<sup>17)</sup>によれば、黒鉛材の破壊靱性試験では  $20 \mu\text{m}$  以下にすれば良いとされている。また、奥ら<sup>16)</sup>は、ほぼ一定の破壊靱性値を得るために必要な切欠き先端の曲率半径の大きさは黒鉛の種類に依存し、微粒等方性黒鉛の場合には約 0.25mm であるとしている。黒鉛材に対するカミソリ刃による初期ノッチの導入では、初期ノッチの先端は  $10 \mu\text{m}$  以下と見られ、また、カミソリ刃による初期ノッチでほぼ正確且つばらつきの少ない破壊靱性試験が可能であることが報告されている<sup>18), 19)</sup>。本実験の初期ノッチについても SEM 画像と画像解析ソフトを用いた解析により、先端の曲率半径が  $10 \mu\text{m}$  程度であることを確認した。

加工後の初期ノッチ長さは読取り顕微鏡（（株）島津製作所製）により測定した。読取り顕微鏡の最小目盛は  $10 \mu\text{m}$  である。切欠き長さおよび初期ノッチ長さの測定値を Table 4.1 に示す。初期ノッチ長さの読み取精度を検討するために、加工後の試験片から抜き出した各 5 本について SEM 写真から測定した長さと比較した。長さの測定は SEM 写真上のスケールを用いて求めた。比較結果を Table 4.2 に示す。本実験に用いた SEM の倍率は最大  $\pm 10\%$  程度の誤差を含むとされている<sup>20)</sup>。読取り顕微鏡の測定値は概ね SEM による測定値の  $\pm 10\%$  程度となり、SEM 倍率に含まれる誤差の範囲内で両者はほぼ一致した。今回導入した初期ノッチの長さは最大  $300 \mu\text{m}$ 、平均  $200 \mu\text{m}$  である。読取り顕微鏡による初期ノッチ長さに含まれる読み取誤差は、SEM 倍率での不確かさは含まれるもの、最大  $20 \mu\text{m}$  程度と考えられる。

### 4.2 実験条件

曲げ試験同様に、（株）島津製作所製万能試験機 AGS-20kNG を用いた。測定項目はロードセルからの試験荷重および伸び計<sup>21)</sup>を用いた切欠き部の開口変位量である。黒鉛は非線形挙動を示すとともに、最大荷重以前にき裂進展を開始することが知られている<sup>22)</sup>。破壊靱性値の算出においては、セラミックスでは JIS R1607 にあるように試験最大荷重を用いて破壊靱性値を評価するよう規定されている。一方、黒鉛における規定はないが、

試験最大荷重を用いた破壊靱性値の評価が提案されている<sup>18, 19)</sup>。本試験では、粗粒含有率が破壊靱性の発現に与える影響を見るために、試験最大荷重に基づく破壊靱性値とともに最大荷重以前のき裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値（初期応力拡大係数）の検討も行なった。初期応力拡大係数については、Fett ら<sup>23)</sup>により、黒鉛のようにき裂進展に伴う進展抵抗の増加現象（R-curve behavior）を示す粗粒アルミナの初期応力拡大係数をき裂近くに貼られたひずみゲージのひずみ勾配の変化点をもって算出する方法が提案されている。本試験ではこの方法を応用し、伸び計の変化との対応をとつてき裂進展開始荷重を特定した。そのため、各粗粒含有率の試験片の内、各々2本については、Fig. 4.1に示すように試験片側面の2箇所にひずみゲージを貼りつけて、ひずみ量のアンバランスを測定した。

#### 4.3 破壊靱性値の解析

本研究の試験片は、JIS 規格に定める試験片規格を満たしていない。そのため、試験荷重および初期き裂長さを変数とした有限要素法（FEM）の結果を用いた内挿を行ない、各試験片の破壊靱性値（ $K_I$ ）を求めた。具体的には、初期ノッチ長さを変数とした解析を行ない、解析の結果得られる  $K_I$  を内挿することで各々の試験片の  $K_I$  とした。

FEM では要素分割で計算結果が影響を受ける。そこで、3次元 FEM に先立ち、2次元の FEM モデルを用いた計算結果と解析解との関係を比較することで要素分割の妥当性を検討した。具体的には、き裂先端の応力拡大係数（ $K_I$ ）の比較を行なった。FEM モデルの要素分割と境界条件を Fig. 4.3 に示す。要素には2次の平面ひずみアイソパラメトリック要素を用いた。また、解析モデルは試験片の対称性を考慮した 1/2 モデルとし、対称面の境界条件を対称条件とした。この解析モデルを用いた静応力解析結果をもとに、図中のき裂開口変位（ $\delta$ ）を用いたき裂開口変位法により  $K_I$  を求めた。なお、解析には汎用有限要素法解析プログラム NISA-II (Engineering Mechanics Research Corp. 製)<sup>24)</sup> を用いた。

一方、比較用の解析解には、Fig. 4.4 に示すような片側にクラックのある帯板の3点曲げの2次元問題の応力拡大係数（ $K_I$ ）を用いた。 $K_I$  は以下のように与えられる<sup>25)</sup>。但し、P は単位長さあたりの力である。

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} F\left(\frac{a}{W}\right) \quad (4-1)$$

$$\sigma_0 = 3 \frac{SP}{2W^2}$$

$$F\left(\frac{a}{W}\right) = 1.090 - 1.735\left(\frac{a}{W}\right) + 8.20\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 14.18\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 14.57\left(\frac{a}{W}\right)^4$$

試験片形状から  $W = 10 \times 10^{-3} \text{ m}$ 、 $S = 40 \times 10^{-3} \text{ m}$  とした。また、縦弾性係数 ( $E$ ) には  $13.2 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 ( $\nu$ ) には  $0.14$  をそれぞれ用い、荷重 ( $P$ ) は  $20 \text{ N/mm}$  とした。

FEM 計算結果と解析解は、Table 4.3 に示すように一致する。この FEM モデルから妥当な  $K_I$  が得られる。

次にこの 2 次元 FEM モデルを用いて 3 次元 FEM モデルを作成した。解析モデルは、2 次元要素分割をもとに試験片幅方向に厚みを持たせた。この解析モデルに対し、2 次元モデルの場合と同様の条件 ( $W = 10 \times 10^{-3} \text{ m}$ 、 $S = 40 \times 10^{-3} \text{ m}$ 、 $a = 3.1 \times 10^{-3} \text{ m}$ 、 $E = 13.2 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.14$ 、 $P = 200 \text{ N/mm}$ ) を設定し、試験片幅 ( $B$ ) を  $10 \times 10^{-3} \text{ m}$  とした。試験片の幅方向両側面と板幅中央の  $K_I$  と解析解の比較を Table 4.4 に示す。3 次元の解析結果は 2 次元の結果よりも低い値となった。実験の  $K_I$  の計算には板幅中央の  $K_I$  の値を用いた。

以上の検討を踏まえて、破壊靱性試験結果の評価用内挿関係の算定を以下のように行なう。FEM 計算では IG-11 の縦弾性係数およびポアソン比による 3 次元解析モデルを用い、負荷荷重  $100\text{N}$  時の初期切欠き長さ ( $a$ ) をパラメータ ( $a = 3.1, 3.2, 3.3, 3.4, 3.6$ ) とした 5 ケースの解析を実施して  $K_I$  値を得た。任意の初期切欠き長さ (負荷荷重  $100\text{N}$  時) の  $K_{I,100}$  値は、これら  $K_I$  値の内挿から求められる。任意の負荷荷重 ( $F$ 、単位 : N) の時の  $K_I$  値は、

$$K_I = K_{I,100} \cdot \frac{F}{100} \quad (4-2)$$

より求めた。負荷荷重  $100\text{N}$  時の初期切欠き長さと  $K_I$  値の関係を Fig. 4.5 に、数値を Table 4.5 に示す。また、この時の板厚方向の  $K_I$  値の分布を Fig. 4.6 に示す。本試験片サイズでは気孔無し連続体を仮定した場合には両側  $1.0 \text{ mm}$  程度を除いた部分が平面ひずみ条件に相当する。

#### 4.4 実験結果

##### (1) 非線形応答開始荷重

本試験では、Fett らの方法<sup>23)</sup>を参考に、試験片側面のひずみ量の差分ひずみとともに伸び計の出力を測定した。これら差分ひずみ、き裂開口変位 (COD) と荷重-変位曲線との関係を Fig. 4.7~4.9 に示す。差分ひずみは試験開始直後は生じていないが、最大荷重手前より変化を生じる。この原因としては、切欠き先端からのき裂進展による試験片剛性の変化が考えられる。

##### (2) 非線形応答開始点と破断点の関係

試験最大荷重到達時とき裂進展開始時における荷重あるいはき裂開口変位の比率を Fig. 4.10 に示す。図中の  $P_{\max}$  と  $\delta_{\max}$  は試験最大荷重における荷重と変位、 $P_{cr}$  と  $\delta_{cr}$  は非線形応答開始時の荷重と変位である。粗粒含有率にかかわらず、 $P_{cr}/P_{\max}$  と  $\delta_{cr}/\delta_{\max}$  の値はほぼ一定値であり、き裂進展開始の後、ただちに最大荷重到達に至っている。荷重比 ( $P_{cr}/P_{\max}$ ) は約 0.9、変位比 ( $\delta_{cr}/\delta_{\max}$ ) は約 0.8 であった。

##### (3) き裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{in}$ )

き裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{in}$ ) の累積確率分布を Fig. 4.11 に示す。累積確率分布は、粗粒含有の有無により 2 区分に分かれ、粗粒含有による破壊靱性の平均値の向上と分散の増加が認められた。粗粒含有率 0% である IG-11 と KX-9713 の確率分布は同様の分布形状を示し、KX-9713 が若干大きめの結果であった。KX-9713 は製作時の材料ブロックサイズが IG-11 よりも小さい点以外は、粒度分布および製作方法は IG-11 と同一の試料である。一方、粗粒含有率が 20% (KX-9714) および 40% (KX-9716) には違いは見られず、粗粒含有率による違いが見られなかった。以上から、き裂進展開始抵抗を示す  $K_{in}$  は粗粒含有による影響は受けるものの、本試験の範囲内では含有率の影響を受けないことが分かった。

初期き裂長さとき裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{in}$ ) の関係を最小 2 乗近似直線により Fig. 4.12 に示す。これによりき裂先端に関して、粗粒含有率つまり微細組織がき裂進展開始の応力場に与える影響が分かる。 $K_{in}$  は、粗粒を加える (20%、40%) ことにより微粒黒鉛 (0%) よりもわずかに大きめの値を示したが、明確な分布の違いは認められなかった。

破断荷重直後の切欠き先端部の表面観察写真を Fig. 4.13 および Fig. 4.14 に示す。本試験ではき裂進展開始荷重直後の切欠き先端部の表面観察は行なっていない。そのため、ここでは破断荷重直後の表面観察結果を示す。Fig. 4.13において、左端の破線三角部分が切欠き先端に相当する。切欠き部分の表面に黒鉛の脱落部分が認められるが、これは表面観察前に洗浄を行なった際に生じたものと考えられる。また、切欠き先端の直近には、気孔の存在も認められる。き裂の発生に関しては、Fig. 4.13 の破線白丸で示したように切欠き先端からの複数き裂の発生、あるいは Fig. 4.14 にあるような单一き裂の発生が認められた。また、切欠き周囲の気孔からのき裂の発生、あるいは粒子層/バインダ層からのき裂の発生も認められた。表面下のき裂成長については明らかではない。

#### (4) 試験最大荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{max}$ )

試験最大荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{max}$ ) の累積確率分布を Fig. 4.15 に示す。上記の  $K_{in}$  の場合と同様に、累積確率分布は粗粒含有の有無により 2 区分に分かれた。粗粒含有することで破壊靱性の平均値の向上と分散の増加を認められた。粗粒含有率 0% である IG-11 と KX-9713 の確率分布は同様の分布形状を示し、KX-9713 が若干大きめの結果であった。一方、粗粒含有率が 20% (KX-9714) および 40% (KX-9716) で異なる場合に、破壊靱性値の分布に差異が認められ、粗粒含有率の増加に伴い平均値は増加した。分散については明らかな違いは認められなかった。以上から、試験最大荷重に基づく破壊靱性値は、粗粒含有率つまり粒度分布の影響を受けることが分かった。

初期き裂長さと最大荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{max}$ ) の関係を最小 2 乗近似直線により Fig. 4.16 に示す。これによりき裂成長に関して、粗粒含有率つまり微細組織の与える影響が分かること考えられる。 $K_{max}$  と粗粒含有率の関係は、粗粒を加える (20%、40%) ことにより微粒黒鉛 (0%) よりもわずかに大きめの値を示した。また、粗粒含有率を高める (20%→40%) ことにより  $K_{max}$  の初期き裂長さ依存性が大きくなつた。

破断荷重到達後、暫くき裂進展させた場合の切欠き先端部の表面観察写真を Fig. 4.17

およびFig. 4.18に示す。Fig. 4.17において左端が切欠き先端に相当し、切欠き先端で発生したき裂が比較的大きな気孔および小さな気孔を介して進展していることが分かる。また、部分Aのように、切欠き前方の気孔からのき裂の成長も認められる。同様にFig. 4.18からも、切欠き前方の気孔を介してき裂が成長していく様子が伺える。

#### (5) 曲げ強度と破壊靱性の関係

曲げ強度と破壊靱性の関係をFig. 4.19に示す。粗粒含有による強度および靱性の向上は、その絶対値は少ないものの認められた。20%の場合では平均強度の増加は見られないが、靱性の増加が見られた。また、40%では平均強度および靱性の増加が見られた。今回の試験体系では粗粒含有率に依らず同一の気孔率であるものの、粗粒含有率の増加につれて気孔数密度は減少していた。粗粒含有にともない、黒鉛のバインダ層の割合が相対的に減少したこと、気孔数密度が減少したことが平均強度の増加につながったと考えられる。

### 4.5 考察

#### (1) き裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{in}$ )

本実験では、粗粒含有による $K_{in}$ の向上が認められた。一般に、黒鉛はフィラー層とバインダ層で構成され、この様な所に気孔が存在する構造である。バインダ層の一例としては $100\mu\text{m}$ を超える結晶性のよいドメイン部と $10\mu\text{m}$ 程度の結晶性の悪いモザイク部から構成されることが報告されている<sup>26)</sup>。また、破断荷重よりも低荷重におけるき裂の発生は、バインダ層のドメイン部で生じていると考えられている<sup>26)</sup>。微粒黒鉛に比べて粗粒含有試料では、相対的にバインダ層の量が減少すると思われる。このため、 $K_{in}$ に関わるき裂の発生がし難くなり粗粒含有による $K_{in}$ の増加が生じたのではないかと考えられる。粗粒含有率による $K_{in}$ の違いが見られない理由は今のところ不明である。

初期き裂長さが $K_{in}$ の増加に与える影響に関し検討する。粗粒含有試料(20%、40%)における $K_{in}$ の初期き裂長さ依存性は、微粒黒鉛(0%)に比較して高くなつた。本試験の初期き裂長さは約 $100\mu\text{m} \sim 300\mu\text{m}$ である。平均粒径と初期き裂長さの関係を見ると、含有率0%では微粒黒鉛の平均粒径が $20\mu\text{m}$ であることから初期き裂長さは粒径の5~15倍に相当する。一方、含有率20%、40%の平均粒径は明らかではないが、粗粒の平均粒径が $125\mu\text{m}$ であることから、概ね初期き裂長さは平均粒径の2~6倍に相当すると考えられる。き裂成長の初期の段階では、粒径に依存した破壊靱性値の増加が報告されている<sup>27)</sup>。これに基づくと、初期き裂長さ/平均粒径比の小さい粗粒含有した試料(20%、40%)においては、微細組織寸法に依存した破壊靱性値の増加が、初期き裂長さ/平均粒径比の大きな試料(0%)に比較して生じやすくなることになる。本試験の粗粒含有による $K_{in}$ の増加傾向の違いを定性的に説明すると思われる。

#### (2) 試験最大荷重に基づく破壊靱性値 ( $K_{max}$ )

本実験では、粗粒含有による $K_{max}$ の向上および含有率に依存した $K_{max}$ の違いが認められた。き裂の成長に関しては、バインダ層ドメイン部で生じたき裂のモザイク部で偏向

する様子、バインダ層で生じたき裂がフィラー層を貫通して進行する様子、逆にフィラーレー層で生じたき裂はバインダ層へ進行しない様子が観察されている<sup>26)</sup>。つまり、バインダ層が減少するにつれてバインダ層でのき裂偏向が生じ易くなると考えられる。今回の試料の気孔率はほぼ同一であり、粗粒含有率の増加につれて相対的にバインダ層の量は減少している。上記の観察結果を参考にすると、バインダ層でのき裂成長が生じにくくなり、平均破壊靱性値が増加したものと考えられる。また、き裂発生の起点として考えられる大径気孔の絶対数の減少も影響していると考えられる。

Table 4.1 Groove depth and initial notch length of specimens for fracture toughness tests.

Specimen		IG-11	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Coarse grain fraction (%)		0	10	20	40
Groove depth	Average (mm)	3.02	3.03	3.04	3.03
	Standard deviation (mm)	0.02	0.02	0.03	0.02
	Max. (mm)	3.09	3.08	3.13	3.07
	Mim. (mm)	2.99	2.99	3.00	2.99
Slit depth	Average (mm)	0.20	0.17	0.17	0.17
	Standard deviation (mm)	0.06	0.05	0.04	0.04
	Max. (mm)	0.41	0.31	0.26	0.26
	Mim. (mm)	0.10	0.10	0.08	0.10

Table 4.2 Comparison of results by optical microscopy ( $\times 10$ ) and SEM observation.

Specimen		IG-11	KX-9713	KX-9714	KX-9716
Average notch length (mm)	Optical microscopy	0.15	0.15	0.13	0.19
	SEM	0.14	0.16	0.14	0.17
Ratio (Optical microscopy / SEM)		1.07	0.94	0.93	1.12

Table 4.3 Comparison of FEM result (two dimension) and analytical solution.

Method	FEM	Analytical solution
Fracture toughness, $K_I$ (MPa $\sqrt{m}$ )	1.1	1.2

Table 4.4 Comparison of FEM results (three dimension) and analytical solution.

Method		Fracture toughness ( $K_I$ , MPa $\sqrt{m}$ )
FEM	Side 1	0.9
	Mid	1.0
Analytical solution (2dim.)		1.2

Table 4.5 Relation between initial notch length and fracture toughness  $K_I$ .

Specimen	IG-11			
Specimen size (mm)	$10 \times 10 \times 60$			
Elastic modulus (GPa)	13.2			
Poisson's ratio	0.14			
Load (N)	200			
Initial notch length, $a$ (mm)	3.1	3.2	3.3	3.4
Fracture toughness, $K_I$ (MPa $\sqrt{m}$ )	0.99	1.16	1.23	1.27

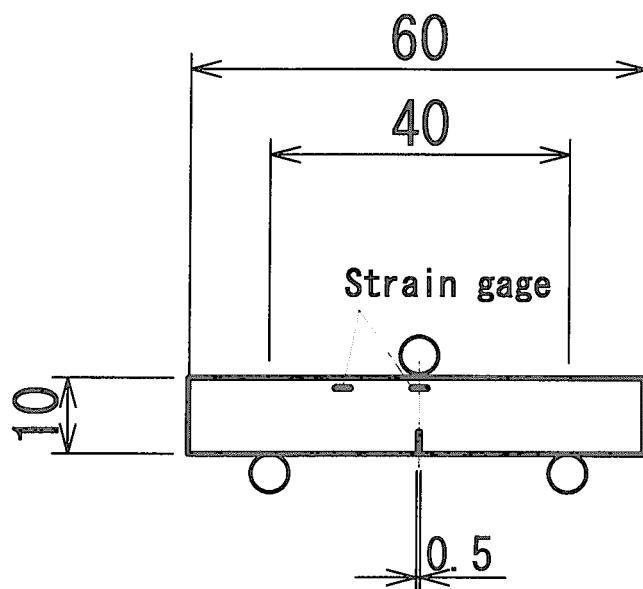


Fig. 4.1 Specification of fracture toughness test piece.

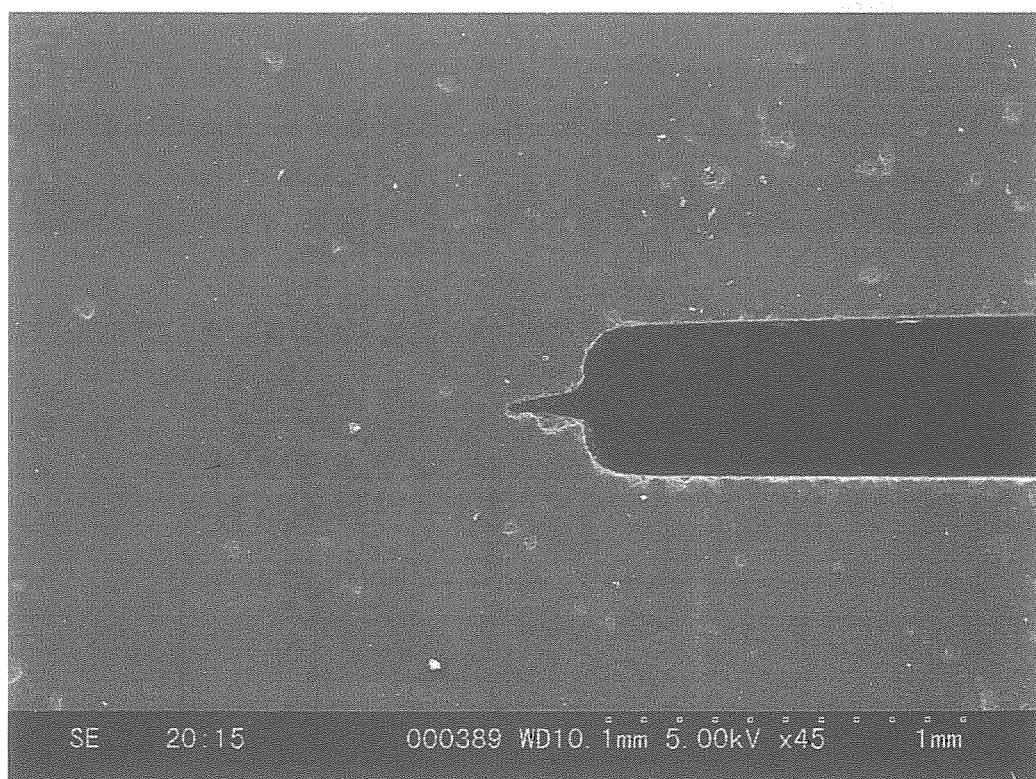


Fig. 4.2 Example of processing of initial notch.

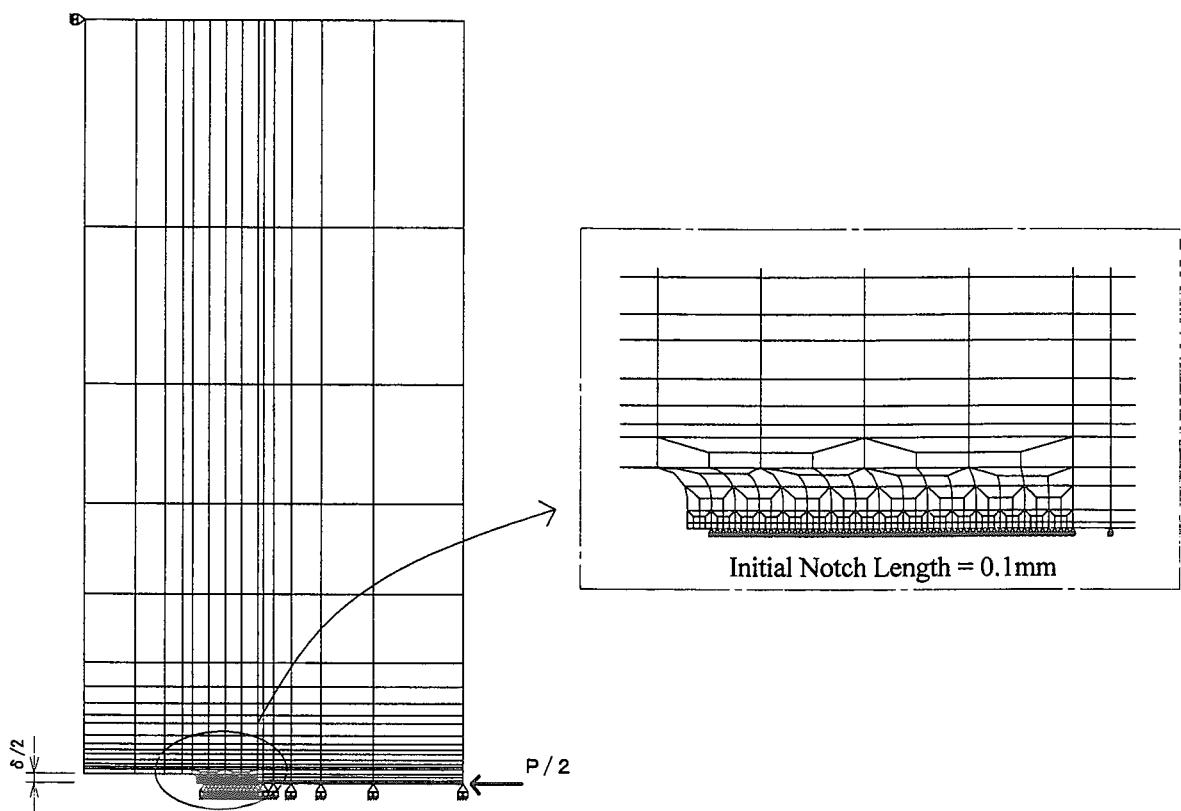


Fig. 4.3 Two dimensional finite element analysis(FEM) model in estimation of fracture toughness.

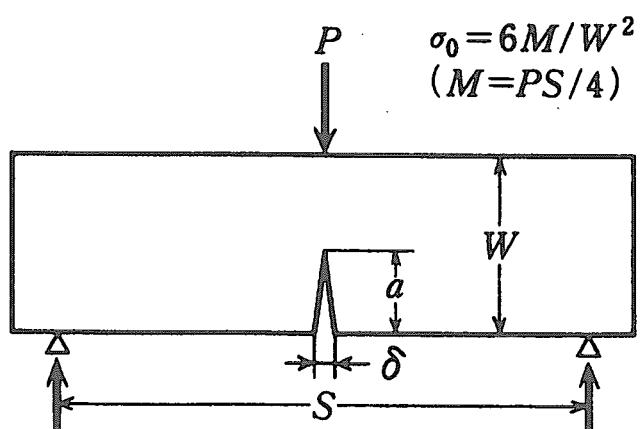


Fig. 4.4 Analytical method in estimation of fracture toughness.

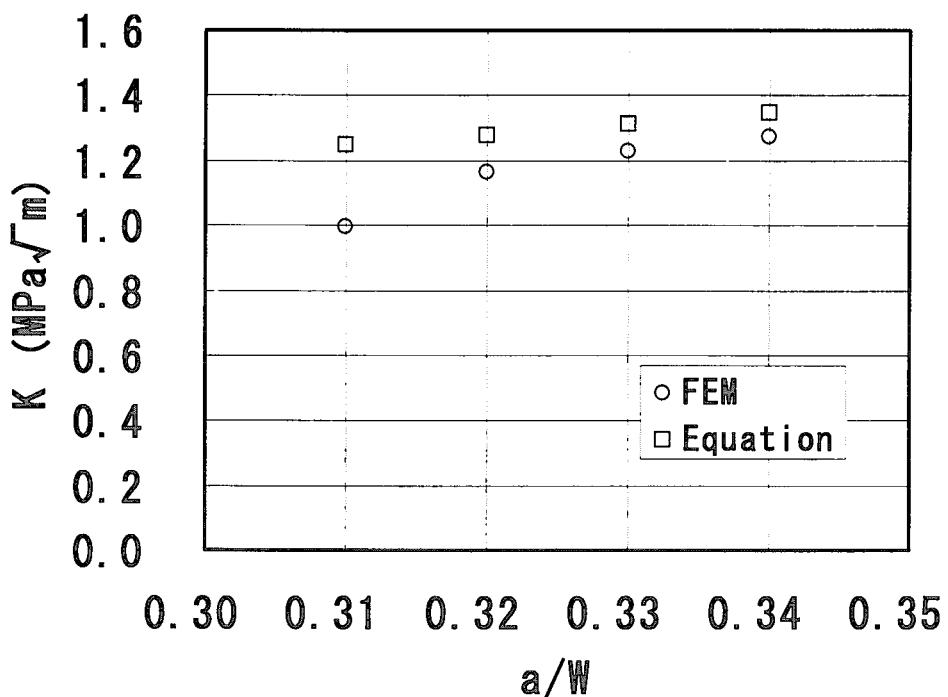


Fig. 4.5 Relation between the fracture toughness ( $K$ ) and the initial notch length (a) divided by the specimen width ( $W$ ).

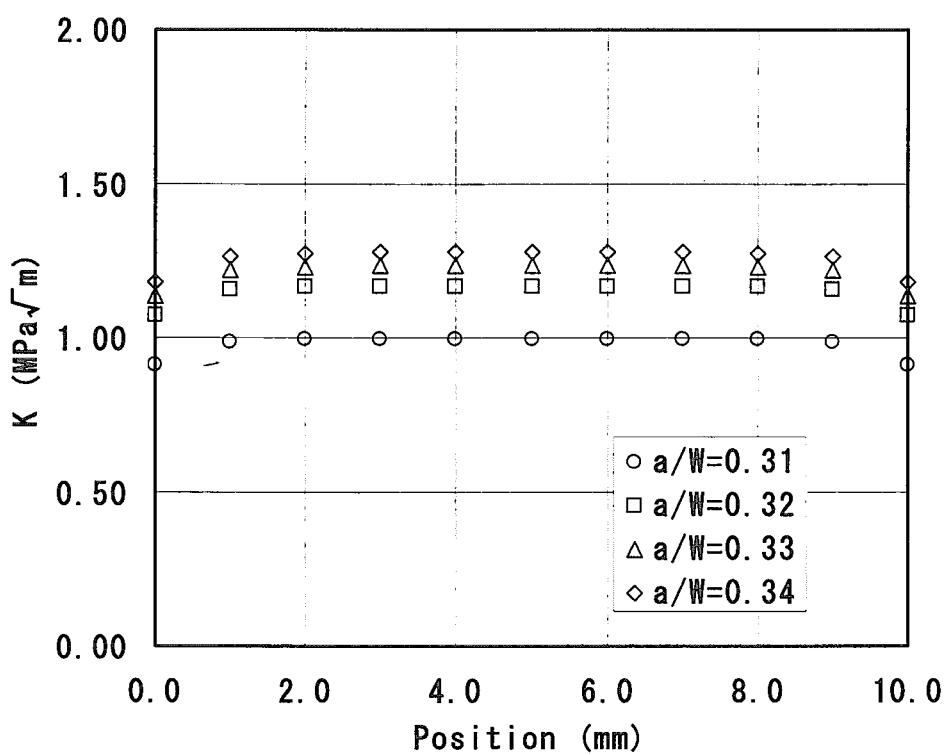


Fig. 4.6 Distribution of  $K$  over the thickness of FEM model.

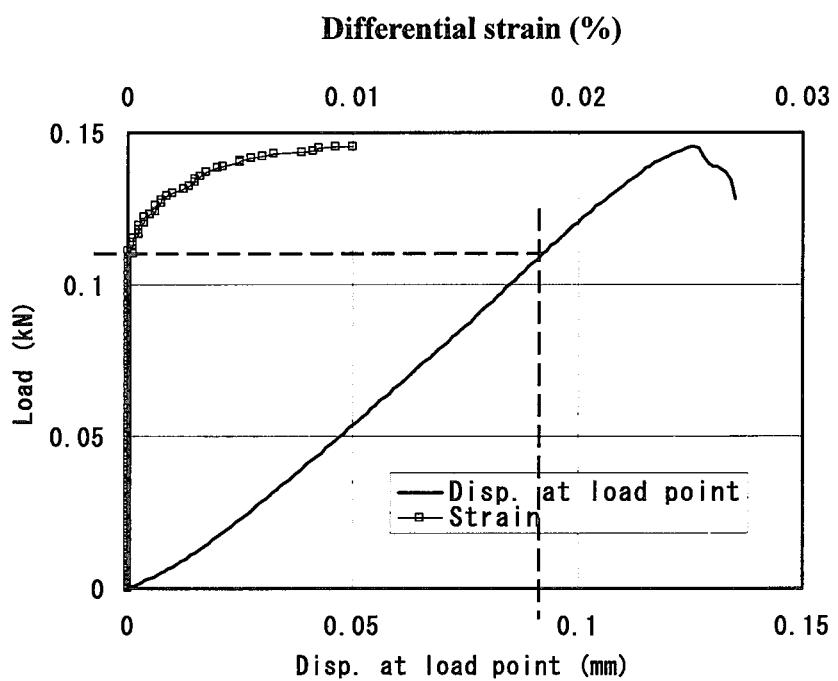


Fig. 4.7 Relation between the load-displacement curve and the load-differential strain curve (KX-9716).

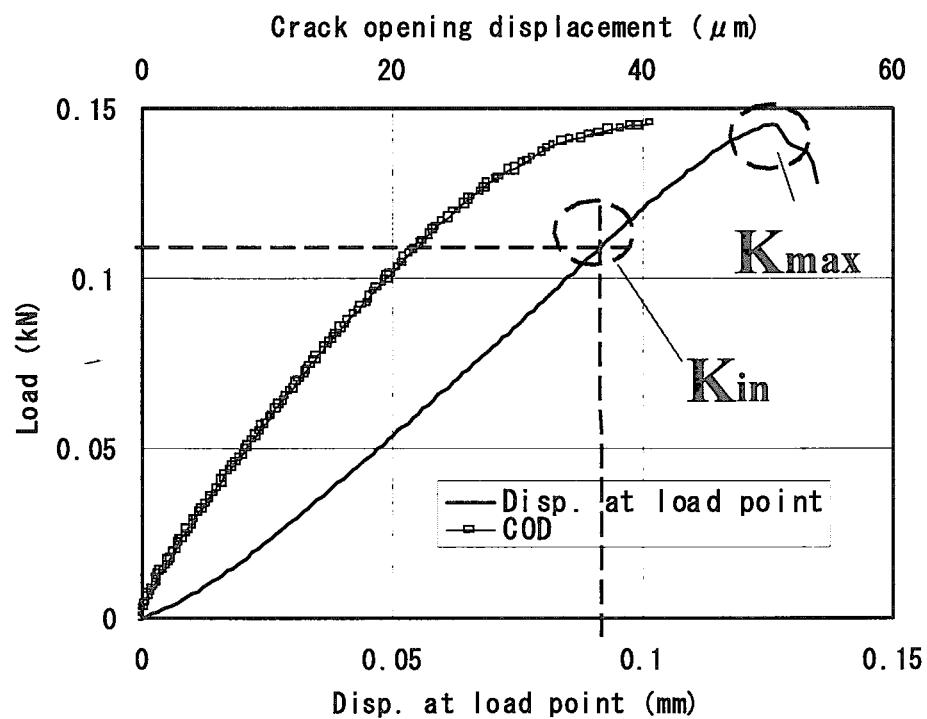


Fig. 4.8 Relation between the load-displacement curve and the crack opening-displacement(COD) curve(KX-9716).

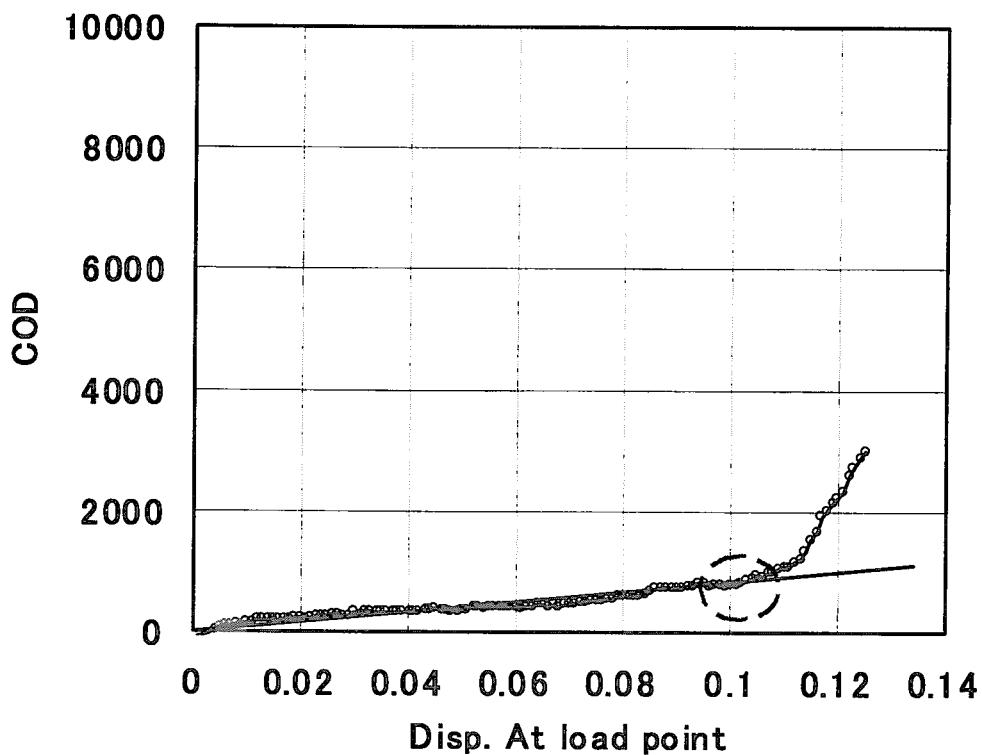


Fig. 4.9 Comparison of histories of the crack opening-displacement(COD) and the axial strain(KX-9716).

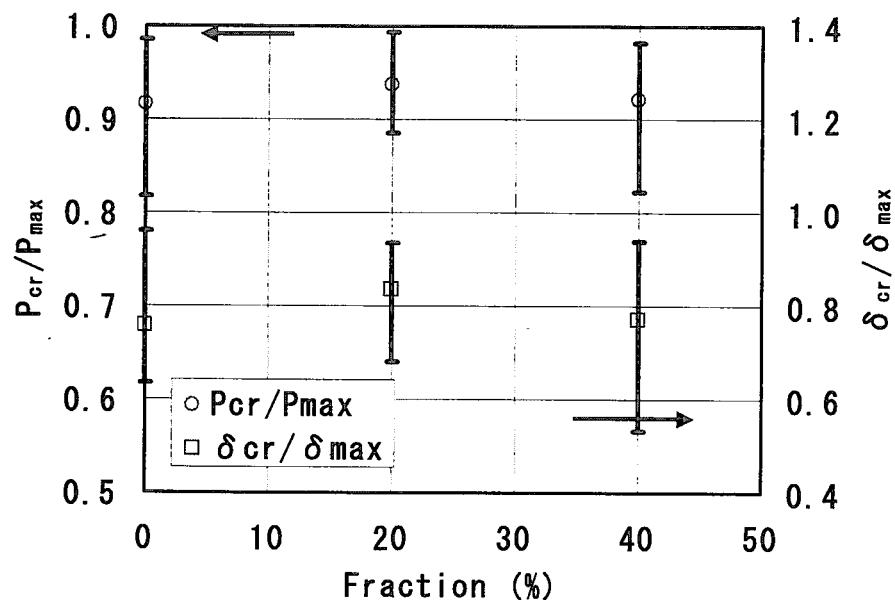


Fig. 4.10 Relation between the coarse-grained fraction and the ratios  $P_{cr}/P_{max}$  and  $\delta_{cr}/\delta_{max}$ .

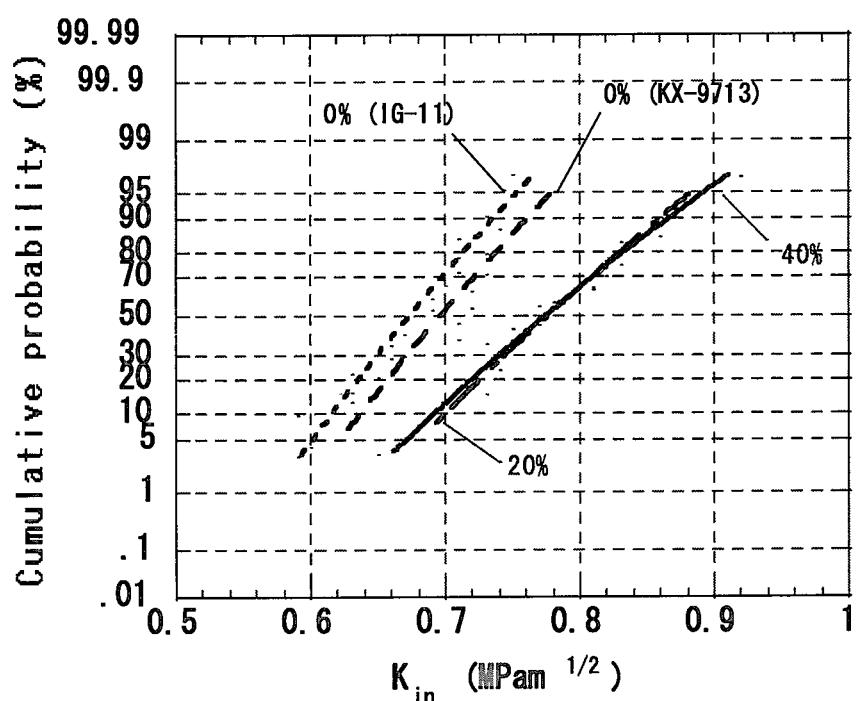


Fig. 4.11 Comparison of normal distributions of inelastic fracture toughness( $K_{in}$ ) derived from crack initiated loads.

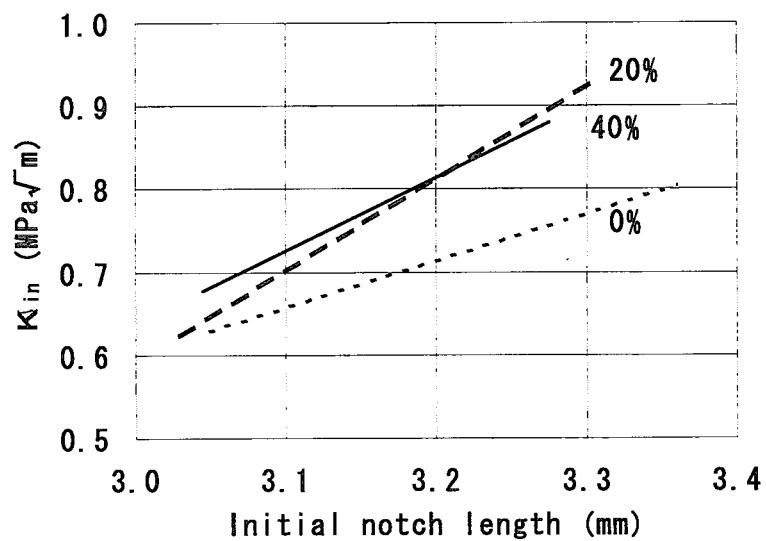


Fig. 4.12 Relation between the initial notch length and  $K_{in}$ .

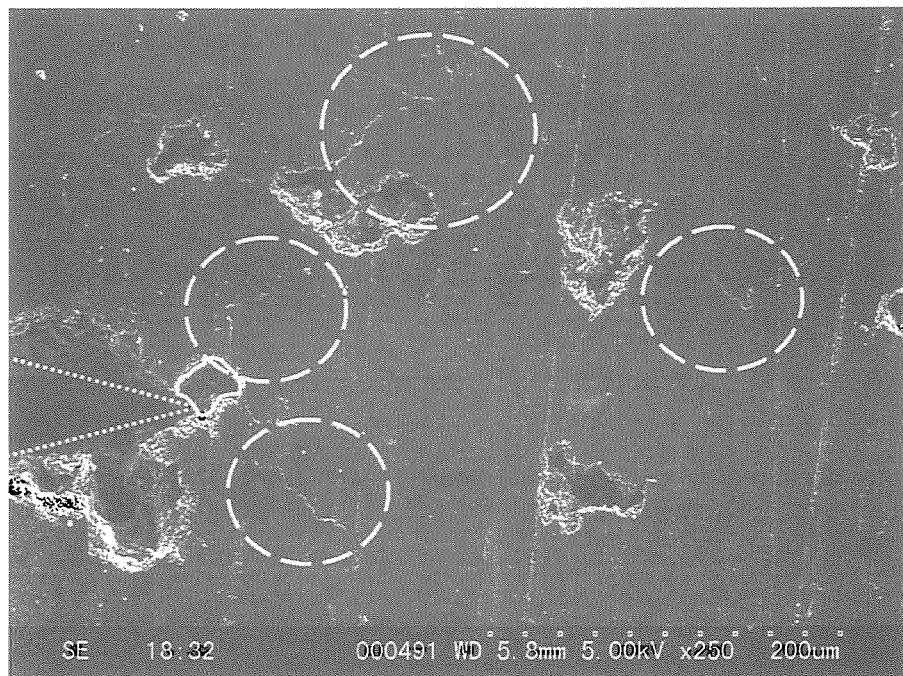


Fig. 4.13 Example of the crack tip condition, just after the load  $P_{\max}$ .

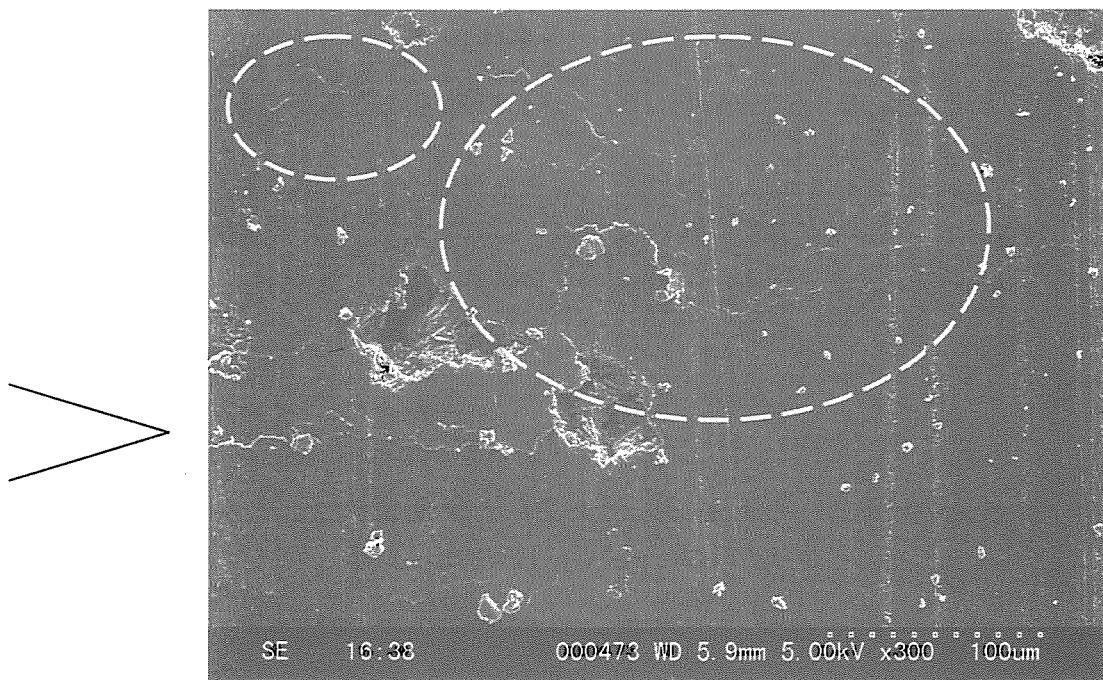


Fig. 4.14 Another example of the crack tip condition, just after the load  $P_{\max}$ .

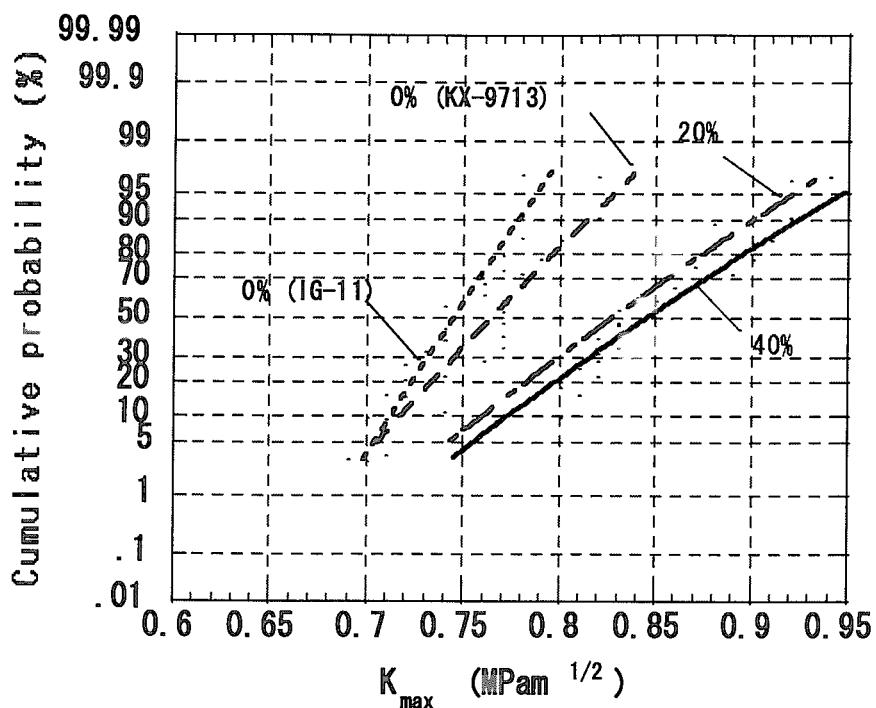


Fig. 4.15 Comparison of normal distributions of  $K_{\max}$  derived from maximum loads.

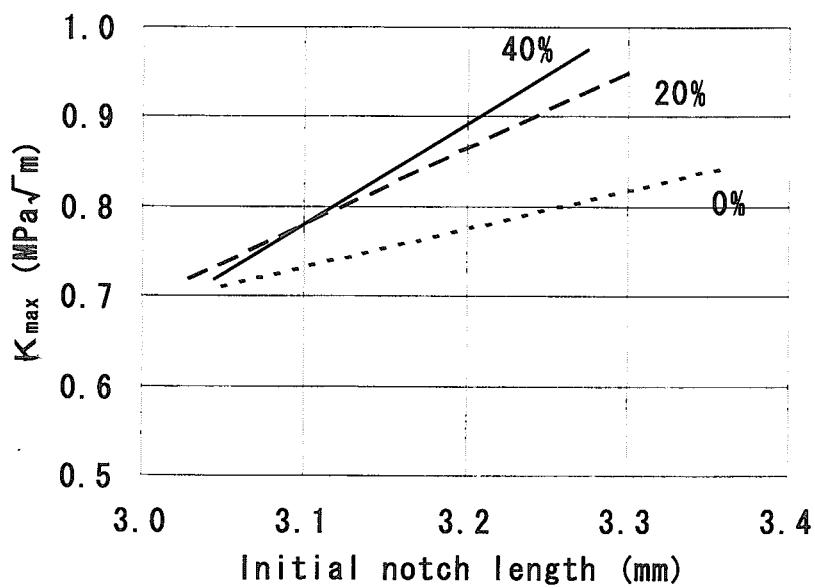


Fig. 4.16 Relation between the initial notch lengths and  $K_{\max}$ .

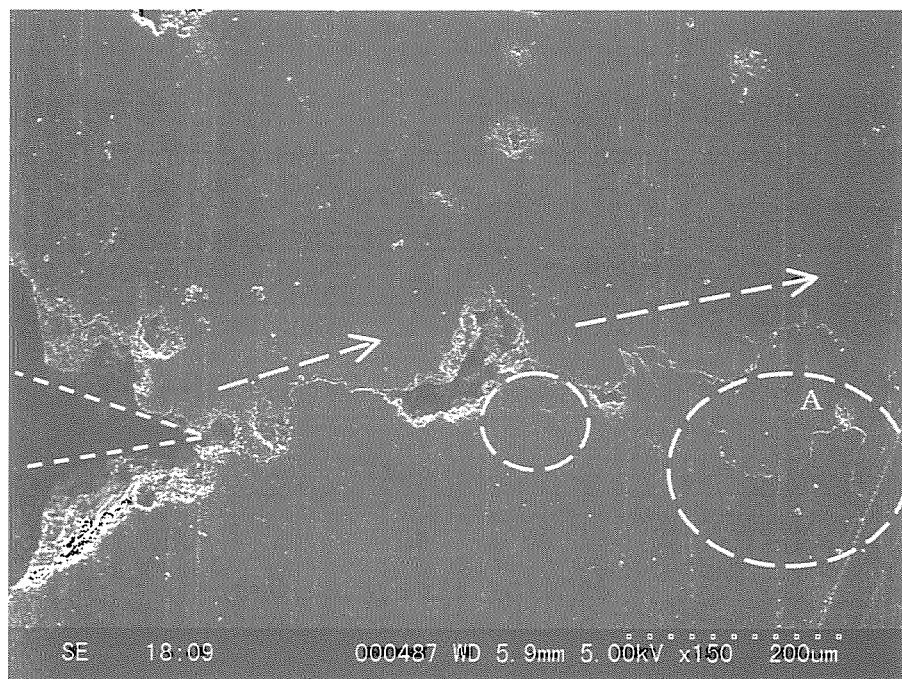


Fig. 4.17 Example of the crack tip condition, after the load  $P_{\max}$ .

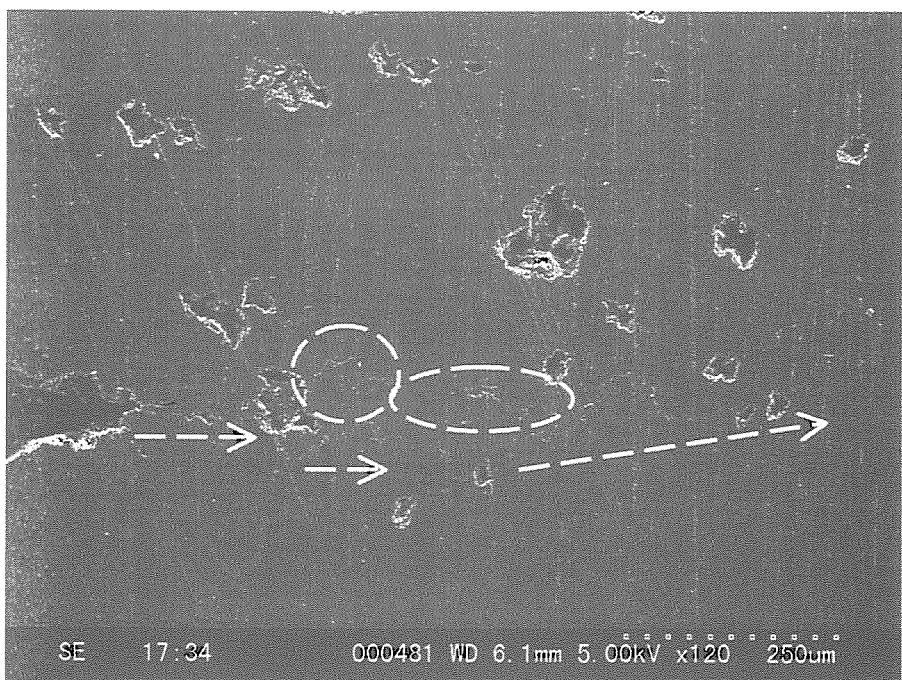


Fig. 4.18 Another example of the crack tip condition, after the load  $P_{\max}$ .

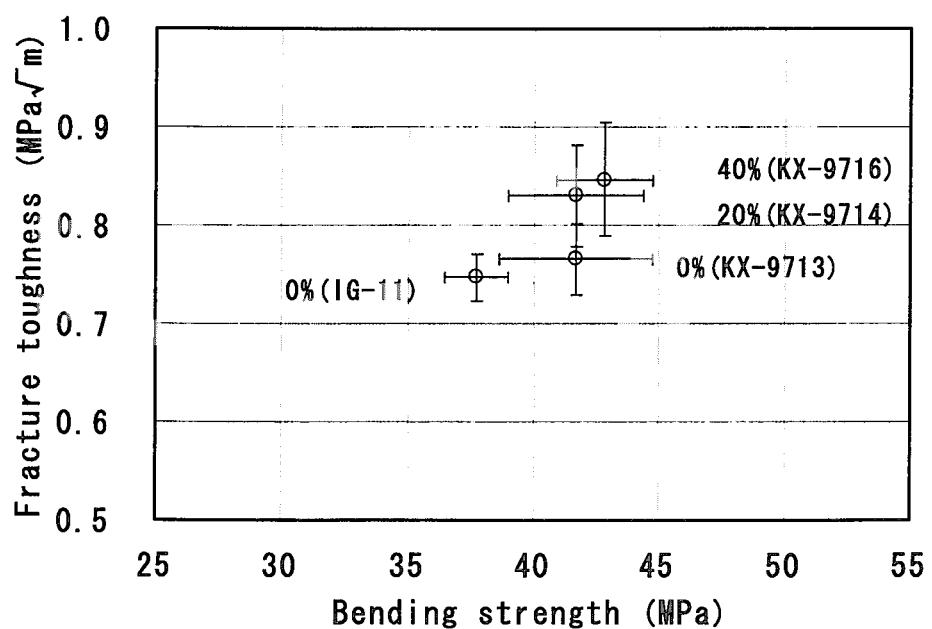


Fig. 4.19 Relation between the bending strength and the fracture toughness( $K_{\max}$ ).

## 5. 黒鉛の強度分布予測手法の検討

### 5.1 研究の現状

黒鉛材料の強度予測に関しては、応力評価基準、ひずみ評価基準、ひずみエネルギー評価基準、ワイブル確率による破壊応力基準等がある。前者3つは平均特性を、ワイブル確率は破壊応力の分布を示すことが出来る。そのため、脆性材料である黒鉛の強度予測に対してはワイブル確率に基づく破壊応力分布の評価が一般的に行なわれている。破壊起点を考慮しないワイブル確率の単純な適用による強度評価<sup>28)</sup>では、Fig. 5.1～5.3に示すように、試験片での応力分布によらず評価体積の増加に伴う破断応力の一様な減少を表すことが出来るのみであり、実験結果との間に隔たりがあった。そのため、破壊起点を考慮して試料の表面欠陥と内部欠陥に分け、評価面積と評価体積のそれぞれにワイブル確率を適用して応力場の違いによるワイブル確率の違いを示す競合リスク理論を用いた手法が石原ら<sup>29)</sup>により提案され、良好な結果が得られている。一方、黒鉛材料の強度特性は、その製法に依存した微細組織に大きく影響を受けることが知られており、この微細組織に基づいた強度分布予測手法の研究も行なわれてきた。

微細組織に基づいた黒鉛の強度分布予測手法は、古くは Buch<sup>30)</sup>により開発された。Buch は航空宇宙用黒鉛に対して、平均粒径および気孔率を考慮するモデルを提案した。彼のモデルは Fig. 5.4 に示すように、黒鉛を平均粒径の大きさに基づく单一格子に分割した上で、各格子を結晶方向がランダムに配された粒子とみなし、この粒子の破壊はすべり面でのへき開により生ずるものである。原子力用黒鉛に対しては、Rose&Tucker が Buch モデルを参考にしたモデルを提案した<sup>31)</sup>。このモデルは、单一格子内にあるすべり面での破壊が、へき開面に生ずる分解せん断応力が閾値を越えた時点で生じる(Fig. 5.5)というものであり、彼らはこの閾値をアコースティックエミッション (AE) の応答開始応力から求めた。このモデルでは、気孔をへき開強度 0 の粒子として扱い、気孔率を反映するように気孔粒子の数を考慮した。モデルへは平均粒径、気孔率、破壊靭性値 ( $K_{IC}$ )、AE から求めた分解せん断応力等を入力とした。また、このモデルにおいては、微細組織の大きさ、形状の分布特性が考慮されていなかった。実験結果への適用性に関しては、実験結果との開きが大きかったため Burchell<sup>11)</sup>によりフィラー粒子の粒径分布を取り込んだ修正が行われ実験結果への一致を見た。しかし、破壊靭性値を人為的に高めに設定するという条件付きでの一致であり、妥当なモデルとはなっていなかった。

Burchell<sup>26)</sup> はこれらモデルへの微細組織の分布特性の考慮を行うために実験的研究を行った。そして、人為的半円槽円き裂あるいは潜在き裂の寸法と 4 点曲げ試験の破断応力の関係においては、大径側き裂が線形破壊力学に従うこと、小径側き裂における破断応力は一定値となり、この応力を用いて Newman による有限体内の半槽円き裂を仮定して導かれた  $K$  値はき裂寸法に依存して低下すること、つまり小径側き裂は微構造寸法に応じてき裂先端の破壊靭性値が変化することを示した。これらの結果に基づき、 $K$  値が示す機械的相似性を満足させるための条件は黒鉛に対しては破綻しているものの、潜在

欠陥を持つ材料を構造物に用いるためには破壊力学の適用を必要とすると考え、破壊力学の概念を導入した破壊強度分布の予測モデルを提案した。

## 5.2 粗粒分散黒鉛の曲げ強度試験結果の評価

### (1) 評価式

黒鉛材料に対して、Burchell によって気孔サイズおよび粒度を考慮し破壊力学と確率論的観点から強度分布を予測するモデル<sup>11)</sup>が提案されている(Fig. 5.6)。このモデルは、一様な引張応力状態の破壊を記述するものであり、微細組織が大きく異なる数種類の黒鉛材料の平均強度と強度分布とを精度良く予測するものである。このモデルの大略は次の様になる。まず、引張応力状態にある試験部を平均粒径からなる単位セルに分割する。次に、気孔を破壊起点と想定し、微小き裂破壊靱性値を用いて任意の気孔径周りの応力分布を求める。夫々のセルは任意のべき開面を持ち、この応力分布との関係から単位セルの破壊確率を決定する。試験部全体の破壊確率は、これら単位セルの破壊確率の累積により評価されるとする考え方である。基本式は以下のようになる。

$$P_{\text{tot}} = 1 - \left[ 1 - \int_0^{\infty} f(c) \cdot P_f(\sigma, c) dc \right]^{2NV} \quad (5-1)$$

$$P_f(\sigma, c) = \left[ \frac{4}{\pi} \cos^{-1} \left( \frac{K_{IC}}{\sigma \sqrt{[\pi(c + ia)]}} \right)^{\frac{1}{3}} \right]^{\frac{b}{a}} \quad (5-2)$$

ここで、c は気孔径、f(c) は気孔径分布、σ は引張応力、N は気孔数面密度、V は試験部体積、a は平均粒径を示す。なお、モデルにおいては気孔径分布を対数正規分布によりモデル化している。

工学的観点からは、一様引張応力場のみならず応力分布がある場合の強度分布の予測も重要である。ここでは、Burchell モデルを援用し 3 点曲げ強度試験片への適用性を検討した。適用にあたっては、曲げ試験片の支持点間の引張側部分を Fig. 5.7 のように単位セルに分割し、各単位セルが一様引張応力状態であると仮定した上で、単位セルの破壊確率の累積により強度試験片の破壊確率を求めた。評価式は以下のようになる。

$$P_{\text{tot}} = 1 - \prod_{j=1}^n \prod_{i=1}^m \left[ 1 - \int_0^{\infty} f(c) \cdot P_f(\sigma_{ij}, c) dc \right]^{2NV_{ij}} \quad (5-3)$$

式中の σ<sub>ij</sub>、V<sub>ij</sub> は各単位セルに作用する応力および体積を示す。

### (2) 要素分割の影響

一様引張応力場に対する予測モデルを援用して 3 点曲げ応力場を予測する場合、Fig. 5.7 に示すような要素分割を行なう必要がある。この要素分割が予測結果に与える影響を検討するために、例として粗粒含有率 0% (KX-9713) に対して板厚方向の分割数による強度分布への影響を検討した。解析パラメータを Table 5.1 に示す。要素形状は立方体とした。

結果を Fig. 5.8 に示す。この解析モデルでは、板厚方向の分割数の増加つまり一様応力条件下にあると仮定した予測体積の減少に伴って、平均強度が増加を示す傾向にある。この理由は、引張条件下のモデルである Burchell モデルの特性を反映していると考えられる。また、Fig. 5.9 に示すように Burchell モデルでは予測体積の減少に伴い平均応力が増加を示す傾向にある。本研究では、①曲げ応力場への適用にあたり実際の応力分布を模擬する必要があり、より小さな要素分割が望まれる点、②Burchell モデルで取扱う最小単位が平均粒径程度でありこれを維持すればモデルの適用範囲内であると考えられる点の 2 点から、試験片で想定される平均粒径の最大値を念頭に板厚方向の分割数を 250 分割とした要素分割を用いて検討を進めた。

なお、Burchell モデルにおいては、体積増加に伴う平均応力の一様減少傾向をモデル化しているが、実際の引張試験における体積効果は Fig. 5.1、Fig. 5.2 および Fig. 5.10 に示すように必ずしも体積の増加に伴う平均応力の一様減少を示してはいない。この理由は明らかにされてはいない。Burchell モデルおよび本モデルにおいても今後の改良を要する点の一つである。

### 予備予測結果

予測式への入力数値を Table 5.2 に示す。気孔径分布に関する数値は気孔径観察結果<sup>4)</sup>に基づく値、Particle  $K_{IC}$  の値は文献<sup>11)</sup>の値を用いた。予測式の適用結果を Fig. 5.11～Fig. 5.13 に示す。強度分布の形状は概ね一致する。一方、平均値は、含有率 0% では平均応力を高めに 40% の場合には平均応力を低めに予測した。

### (3) 予測モデルの感度解析結果

実験結果と予測結果のそれぞれの平均値には、含有率 0% と 40% の場合において特に違いが認められた。各変数の感度解析を行ない、測定誤差等による予測結果への影響を検討した。解析結果を Fig. 5.14～Fig. 5.22 に示す。感度解析は、Table 5.2 の値を基準により、平均粒径 (Fig. 5.14、Fig. 5.17、Fig. 5.20)、平均気孔径 (Fig. 5.15、Fig. 5.18、Fig. 5.21) を 0.5 倍～2 倍に変化させた場合と、同様に気孔径分散 (Fig. 5.16、Fig. 5.19、Fig. 5.22) を ±10% 变化させた場合の解析を行った。

平均粒径を変化させた時の平均破断応力の変化幅は 3 MPa 程度を示した。一方、平均気孔径の場合には 10 MPa 程度の変化を示し、気孔径の影響を粒径の影響よりもより多く受ける傾向にあった。また、気孔径分布の分散 (±10%) に関しても 10 MPa 程度の変化を示し、平均気孔径の場合に相当する変化を示した。これらの点から、このモデルでは気孔径分布の影響が大きく表れ、更に平均気孔径のみでなく分散の値も大きな影響を与えると考えられる。実験に用いた試料の気孔径に関しては、画像解析を用いた粗粒分散黒鉛の気孔径分布の定量評価<sup>4)</sup>で示したように、最大 ±10% 程度の読み取り誤差を含むと考えられる。粗粒含有率 0% の場合を例に、10% の読み取り誤差が生じた場合の解析結果への影響を Fig. 5.23 に示す。読み取り誤差による平均破壊強度への影響は 2 MPa 程度であることが分かる。曲げ試験結果と組織観察から得られた気孔の特性の関係においては、Fig. 3.14

に示したように強度の分布特性において気孔径全体の平均特性よりも大気孔径側の分布特性との間に正の相関が認められている。また、感度解析の結果から、気孔径の分布特性に関しては平均特性のみでなく分散特性による影響も大きい。

各試料における気孔径分布の特性を考慮し、Fig. 5.24～Fig. 5.26 に示すように大気孔径側 ( $>30 \mu\text{m}$ ) での特性を重視した気孔径分布の累積対数正規分布による近似を行い、改めて解析を行った。解析結果を Fig. 5.27～Fig. 5.29 に示す。気孔径分布の大気孔径側を考慮した入力によると実験結果と予測結果は概ね一致する結果が得られている。

#### (4) 予測モデルを用いた破壊強度の特性変化の検討

予測モデルを用いて、平均破壊強度と各パラメータとの関係を調べた。解析パラメータを Table 5.3 に示す。

破壊強度と平均粒径の関係を Hall-Petch の関係式に従って整理したものを Fig. 5.30 に示す。破壊強度は平均粒径の減少に伴い、 $40 \mu\text{m} \sim 100 \mu\text{m}$  を境として粒度の大きな領域と小さな領域とで異なる勾配を示した。 $100 \mu\text{m}$  よりも大きな平均粒径の場合には、平均強度の粒度依存性が顕著となった。ここで、平均粒径  $40 \mu\text{m}$  (分割数 : 250) は解析に用いた要素寸法に一致しており、解析に用いた要素寸法による影響も考えられた。このため、分割数を 100 (要素寸法 :  $100 \mu\text{m}$ ) とした場合の解析も行い、分割数による解析結果への影響を検討した。勾配の変化は分割数によらず  $40 \mu\text{m} \sim 100 \mu\text{m}$  で生じており、分割数の影響は認められなかった。この勾配の変化は多種のセラミックスの実験において観察されており、破壊様式の違いに起因するものとされている<sup>32)</sup>。予測モデルにはこの傾向を示す可能性があるようと思われるが、予測モデルでは 1 種類の破壊様式を考慮しているのみであり、実験結果の原因との対応において不明な点がある。予測モデル上の勾配変化の理由は現時点では不明であり、今後の検討を要する。

破壊強度と気孔径分布の関係を Fig. 5.31 に示す。横軸は気孔径分布の分散を示すパラメータであり、平均気孔径に対する比である。左縦軸は破壊強度の分散を、右縦軸は平均破壊強度を示す。平均破壊強度は、気孔径分布の分散の増加に伴い一様に減少する傾向にある。一方、破壊強度の分散は気孔径分布の分散の増加につれて増大するが、平均気孔径相当の分散を境にこの増加傾向は次第に鈍くなる傾向を示した。以上から、気孔径分布の分散も平均破壊強度に影響を及ぼす変数であると考えられる。しかしながら、気孔径分布の制御は現状では不可能である。気孔径分布の分散による効果は、平均気孔径を小さくすることにより生ずる 2 次的な効果として扱うのが妥当と考えられる。

破壊強度と Particle  $K_{IC}$  の関係を Fig. 5.32 に示す。図中の左端は Burchell により提案されている Particle  $K_{IC}=0.285$  に相当する場合であり、右端はこれまで行われてきている破壊靭性試験により得られているマクロな破壊靭性値 0.7 に相当する場合の強度予測値である。Particle  $K_{IC}$  は、式 (5-2) に示すように破壊確率との間に線形関係を持つ。そのため、図にあるように平均破壊強度との間に比例関係を示す傾向にある。Burchell によれば、Particle  $K_{IC}$  は平均粒径の大きさを有するブロック内でのモード I 破壊靭性値の平均値と定義されている。Particle  $K_{IC}$  の値に関しては、L.Viennet らは含浸回数 (2 回まで、詳細

なし) および黒鉛製作時の引抜方向により生ずる Particle  $K_{IC}$  の変化を調べ、含浸回数の増加に伴う  $K_{IC}$  の増加、黒鉛製作時の引抜方向の違いによる  $K_{IC}$  の変化を報告している<sup>33)</sup>。そこでは  $K_{IC}=0.23\sim0.33$  の範囲の値が報告されている。前記の平均粒径あるいは気孔径分布の破壊強度に与える影響を考え合わせると、破壊強度分布の評価の面からは粒度と共に気孔径分布の影響を考慮することが必要である。

### (5) 予測モデルに関する今後の課題

従来より、セラミックスの材料強度についてはワイブル理論等による予測法が検討されてきた。これは、実験で得られた強度データを用いて確率論的な扱いをするため、微細組織と材料強度との相関を論じることはできていない。セラミックスの原子炉用構造部材への応用などのように、微細組織変化を考慮した強度予測法は材料強度学的観点からの一つの課題である。この観点に立った微細組織の変化に基づいた強度予測法の一つとして提案されている Burchell モデルでは、平均粒径、気孔径分布、気孔数密度を比例定数  $K_{IC}$  を通して強度分布と関連付けている。このモデルは比較的広範囲の平均粒径を有する黒鉛材料の引張強度分布に関して微細組織と強度分布の関係を定量的に結びつけることに成功している。しかしながら、簡略化したモデルによる微細組織の統計を利用して強度予測法としては良いものの、Burchell モデルには以下に示すような問題点もあり、Burchell モデルの概念を利用した新たな強度予測法の開発が望まれる。以下に、2、3 の問題点を示す。

まず、モデル化の問題点について示す。このモデルで評価される値は比例定数 particle  $K_{IC}$  である。しかし、この比例定数 particle  $K_{IC}$  は、入力値である平均粒径、気孔径分布、気孔数密度を用いた時の引張強度分布へのフィッティングにより決まるので、この定数自体に独立した意味合いがない。モデル化の過程から平均粒径サイズの貫通き裂に対するモード I 破壊靭性値と解釈されるが、実験的には示されていないおらず、また、その値も黒鉛の破壊靭性値に比較しておよそ 1/3 程度と小さい値を示す。可能であれば、比例定数 particle  $K_{IC}$  に相当するものを実験により求めることが望まれる。黒鉛の線形破壊靭性値については試験片の板厚による影響が報告されており、板厚の増加に伴う破壊靭性値の増加とその後のほぼ一定値への収束の傾向を示している。黒鉛材料種間の比較においては板厚に依存しない破壊靭性値による比較が必要であり、厚い板厚の側での破壊靭性値の傾向は調べられているが、薄板側での破壊靭性値については調べられてはいない。薄板側での破壊靭性値は厚板側のそれに比較して小さな値を示しており、Burchell モデルでの particle  $K_{IC}$  が示すマクロ破壊靭性値との大小関係と同様の傾向を示す。この意味でも薄板側での破壊靭性値に関する検討は有用と思われる。

また、黒鉛強度の異方性に関する検討については Burchell によって行われていないようである。概念的には、微細組織としての気孔直径のモデル上の取扱いになると思われる。異方性を考慮して気孔径の評価方向への投影長さを考慮した気孔径分布を用いた強度予測により検討するのが妥当と思われる。

次に、計測面の問題点について示す。モデルへの入力値には平均粒径、気孔数密度、気孔径分布を用いている。この内、気孔数密度は気孔率と平均気孔面積により決定されるが、平均気孔面積については画像解析の結果を用いており測定対象となる気孔の統計数に依存する。出来る限り多くのサンプルを扱うことが必要であり、作業の煩雑さをなくす必要がある。気孔径分布についても同様である。

最後にモデル拡張上の問題点である。Burchell モデルは、比例定数 particle Kic を材料特性とみなして一定値とした場合にはワイブル確率に見られるような評価体積の増加に伴う一様な強度の低下を示す。曲げ試験のように一般的には応力は分布するものである。応力が分布した状態においては評価体積の大きさにより予測結果に影響を与える。適切な評価体積の取り方を検討する必要があると思われる。

Table 5.1 Analytical parameter for survey about the number of the subdivision.

Case		1	2	3	4
Number of subdivision		100	300	500	700
Specimen		KX-9713			
Grain	Average diameter ( $\mu\text{m}$ )			20	
Pore	Average diameter ( $\mu\text{m}$ )			14.5	
	Standard deviation (-)			2.05	
	Pore density ( $\text{m}^{-2}$ )			$3.238 \times 10^9$	
Particle $K_{IC}$ (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )		0.285			

Table 5.2 Input data for preliminary analysis.

Specimen		KX-9713	KX-9714	KX-9716	
Material block size (m)		$0.11 \times 0.19 \times 0.22$			
Coarse grain ratio (%)		0	20	40	
Grain	Average diameter ( $\mu\text{m}$ )	10	41	62	
Pore	Average diameter ( $\mu\text{m}$ )	14.5	17.8	21.4	
	Standard deviation (-)	2.05	2.26	2.30	
	Pore density ( $\text{m}^{-2}$ )	$3.238 \times 10^9$	$2.260 \times 10^9$	$1.504 \times 10^9$	
Particle $K_{IC}$ (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )		0.285			

Table 5.3 Analytical parameters for the survey of the model sensitivity.

Case		Standard	Case-1	Case-2	Case-3
Grain	Average size ( $\mu\text{m}$ )	20	20~500	20	→
Pore	Average size ( $\mu\text{m}$ )	13.9	→	→	→
	Standard deviation (-)	1.36	→	0.5~1.36	1.36
	Density ( $\times 10^9 \text{ m}^{-2}$ )	3.238	→	→	→
$K_{IC}$ (MPa· $\sqrt{\text{m}}$ )		0.285	→	→	0.285~0.7

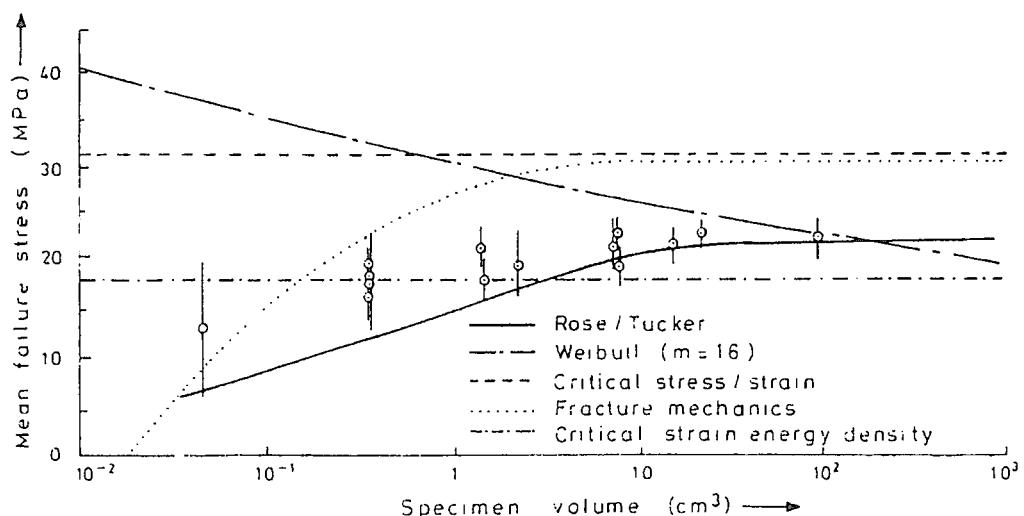


Fig. 5.1 Example of the variation of uniaxial tensile strength with specimen volume<sup>28)</sup>.

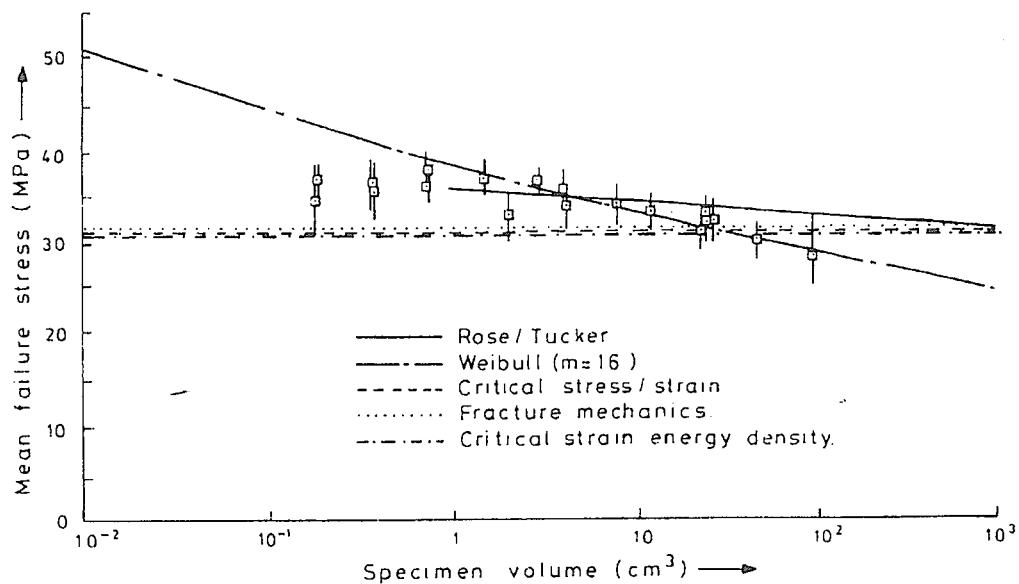


Fig. 5.2 Example of the variation of four-point bend strength with specimen volume<sup>28)</sup>.

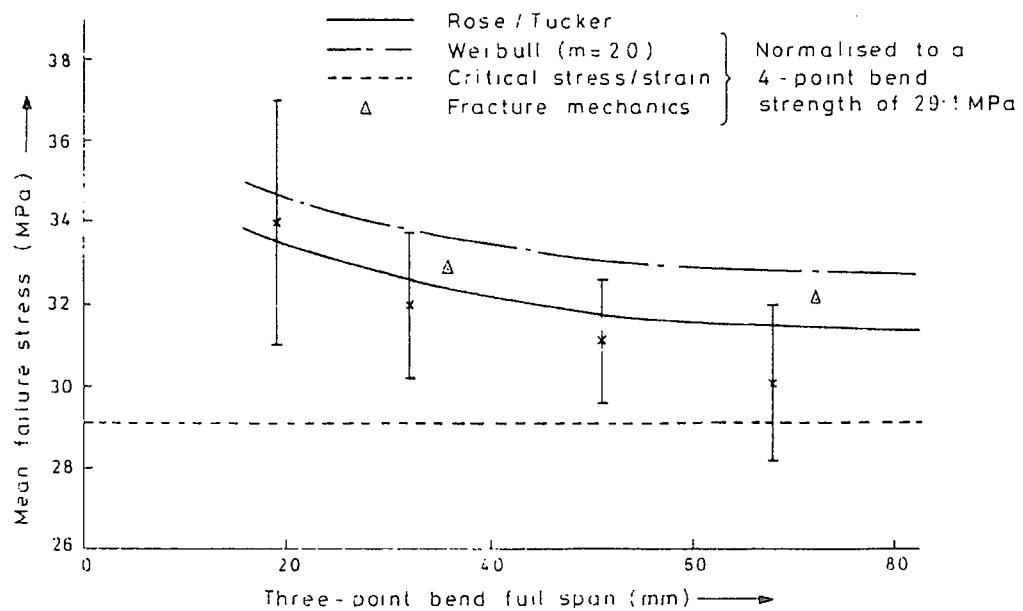


Fig. 5.3 Example of the variation of three-point bend strength of a pitchcoke graphite<sup>28)</sup>.

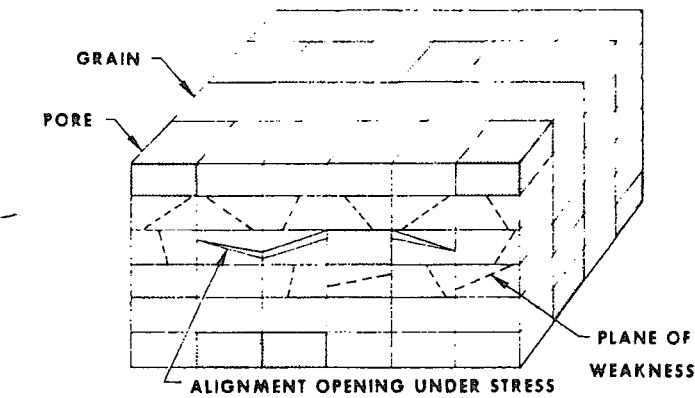


Fig. 5.4 Conceptual image of the Buch model<sup>30)</sup>.

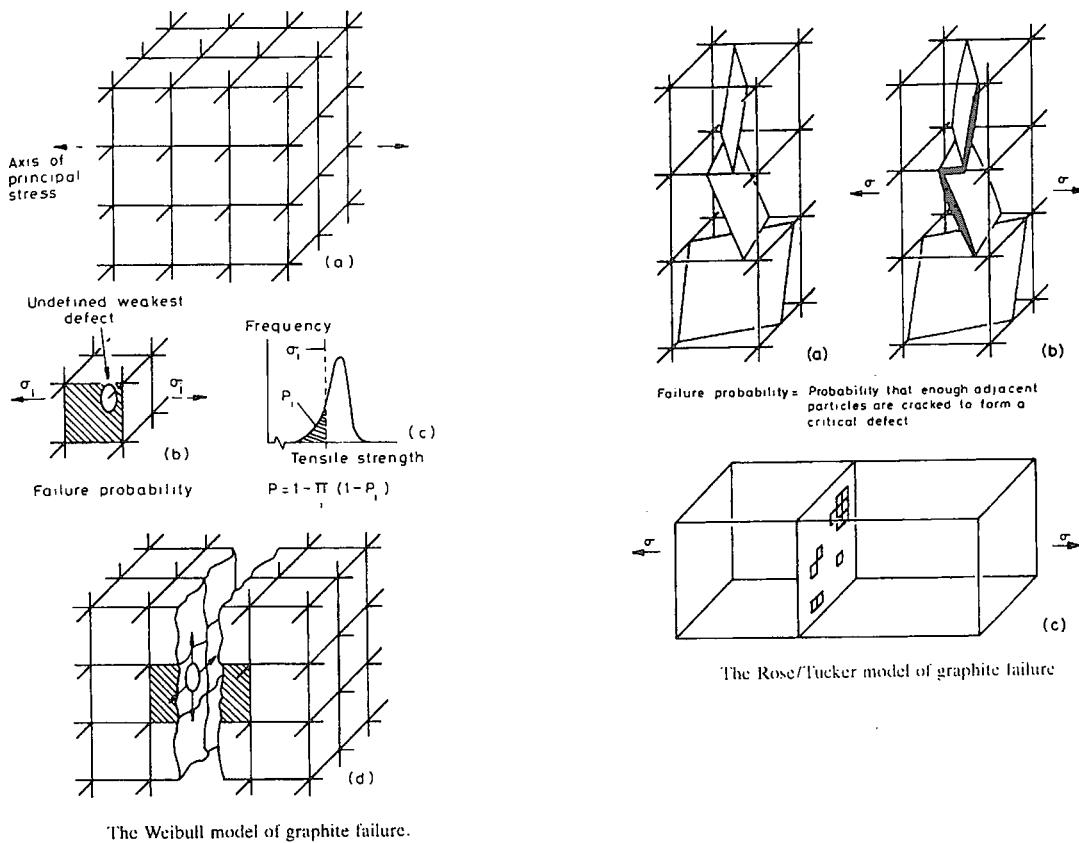


Fig. 5.5 Conceptual image of the Tucker & Rose model<sup>31)</sup>.

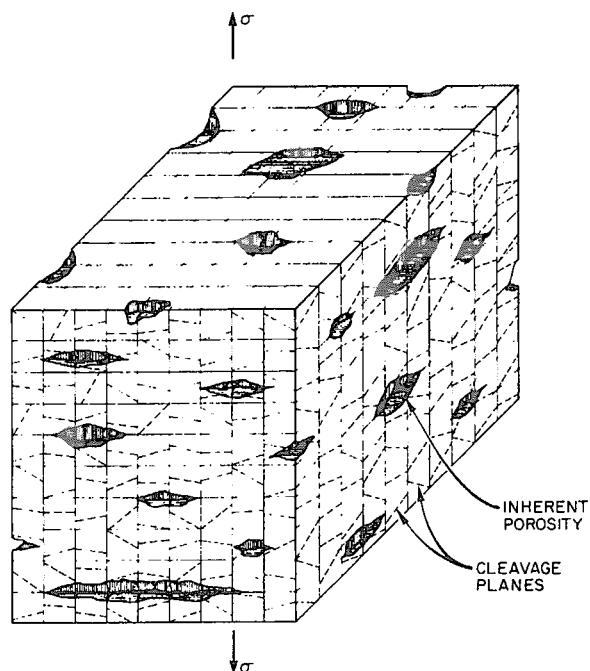


Fig. 5.6 Conceptual image of the Burchell model<sup>12)</sup>.

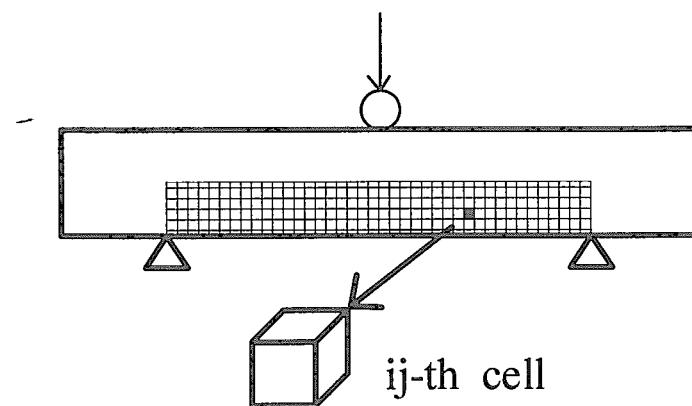


Fig. 5.7 Conceptual image of the calculation of 3-point bending condition.

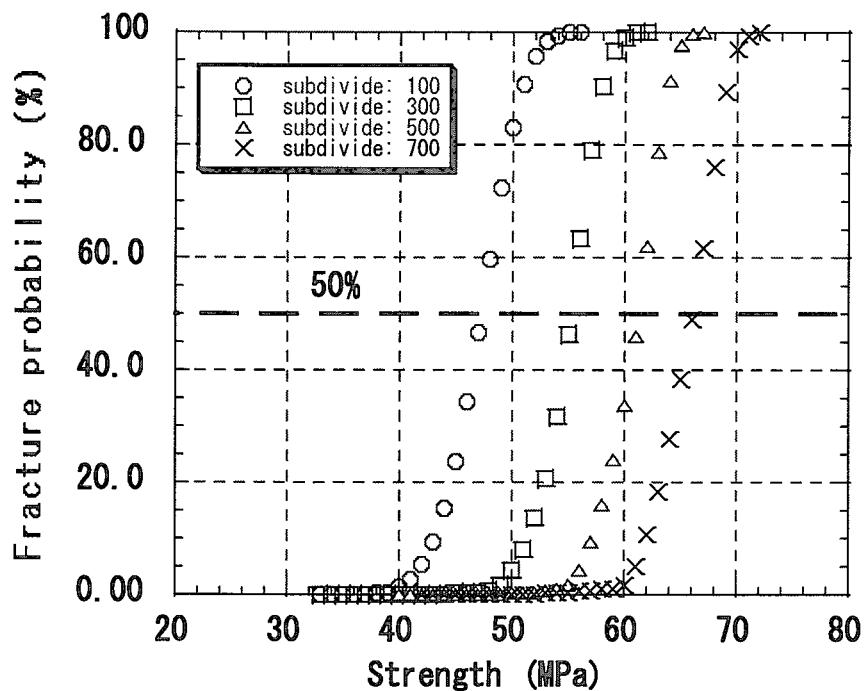


Fig. 5.8 Effect of the element size on the fracture probability in application to 3-point bending tests (Cumulative distributions).

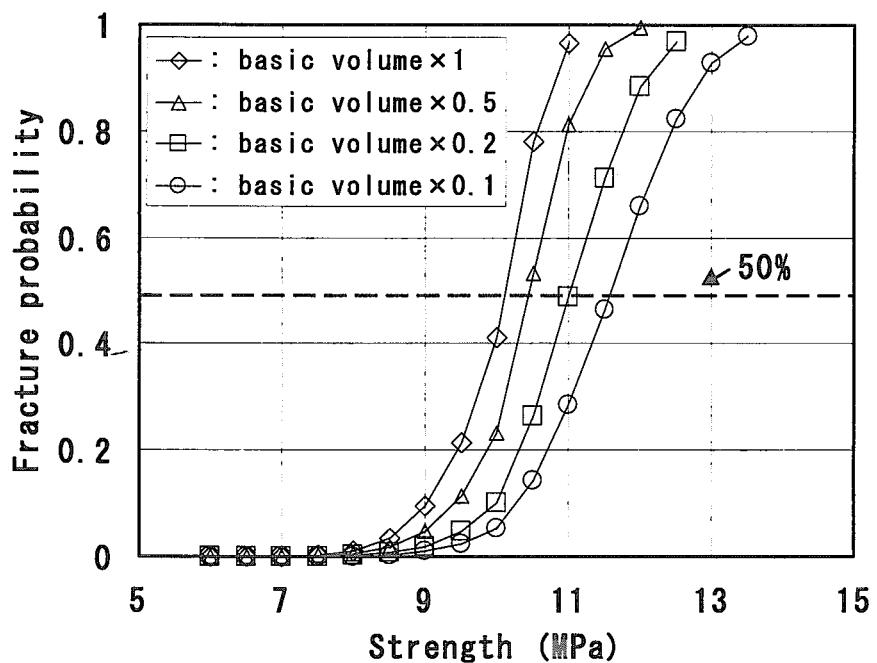


Fig. 5.9 Effect of the element size on the fracture probability in application to tensile tests (Cumulative distributions).

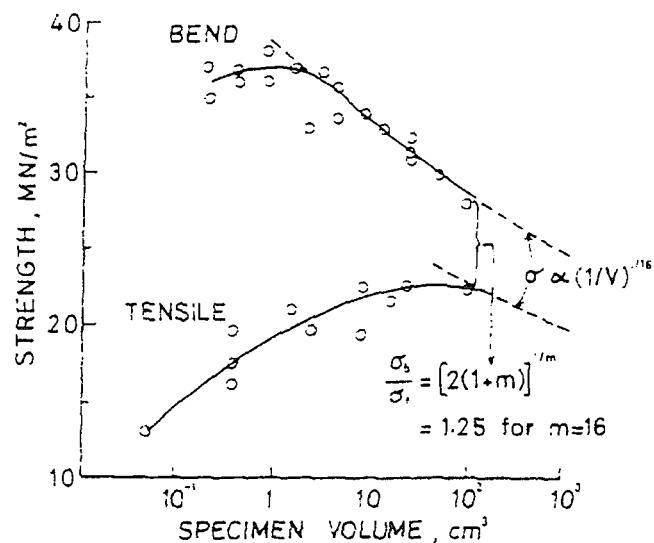


Fig. 5.10 Effect of specimen volume on the strength.

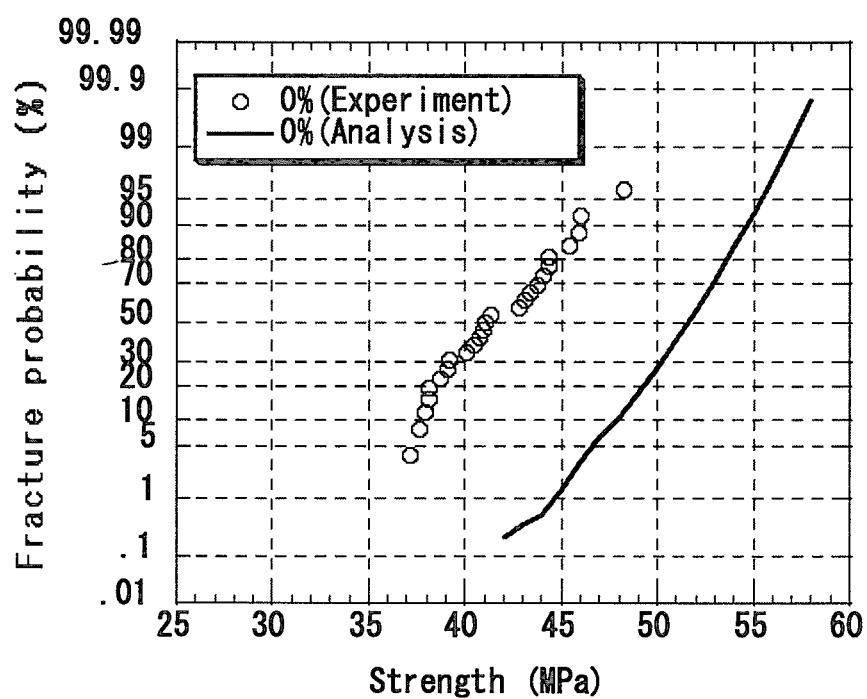


Fig. 5.11 Comparison of the normal distributions of fine-grained specimen (KX-9713).

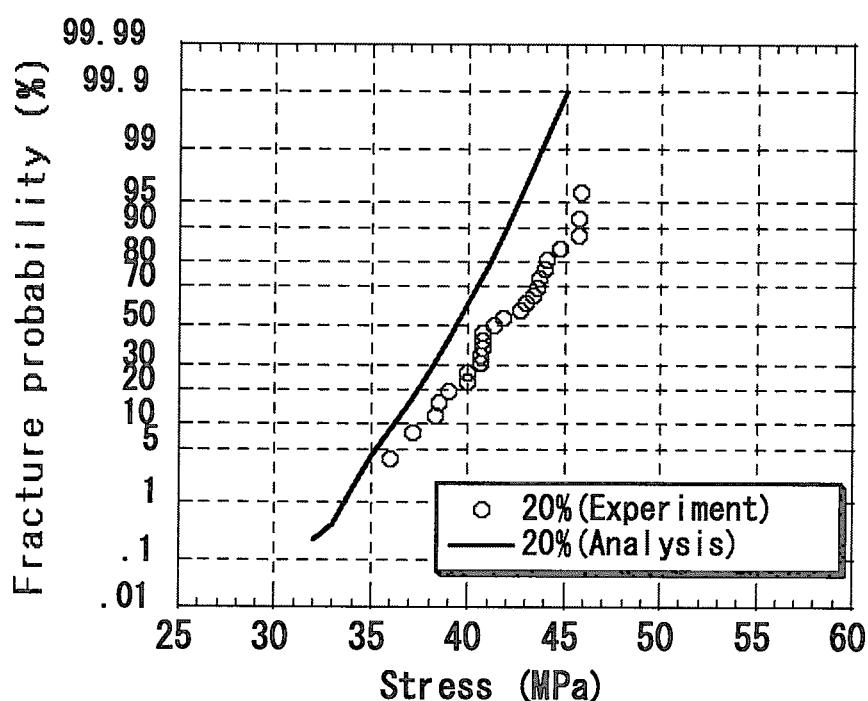


Fig. 5.12 Comparison of the normal distributions of 20% coarse-grained specimen (KX-9714).

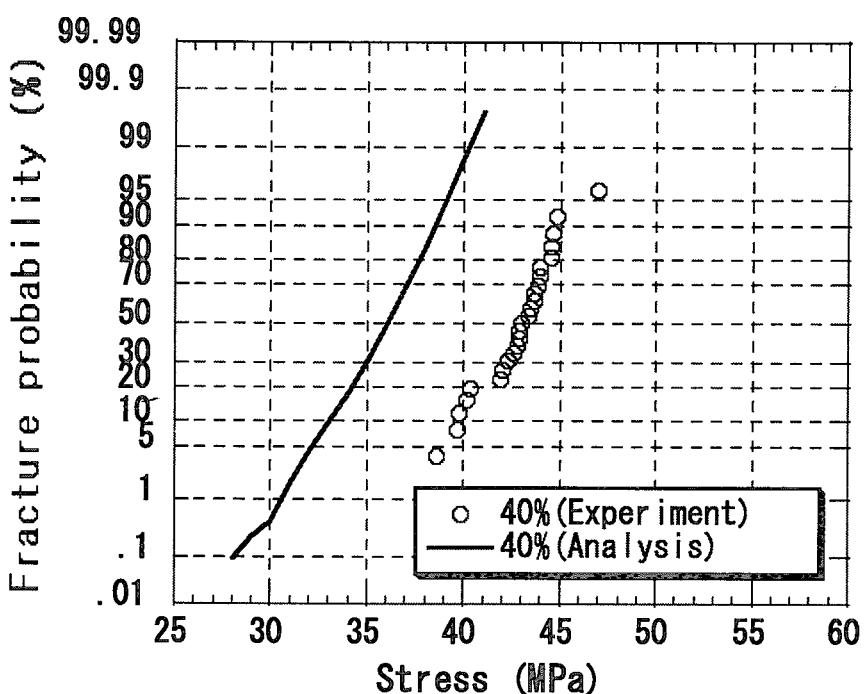


Fig. 5.13 Comparison of the normal distributions of 40% coarse-grained specimen (KX-9716).

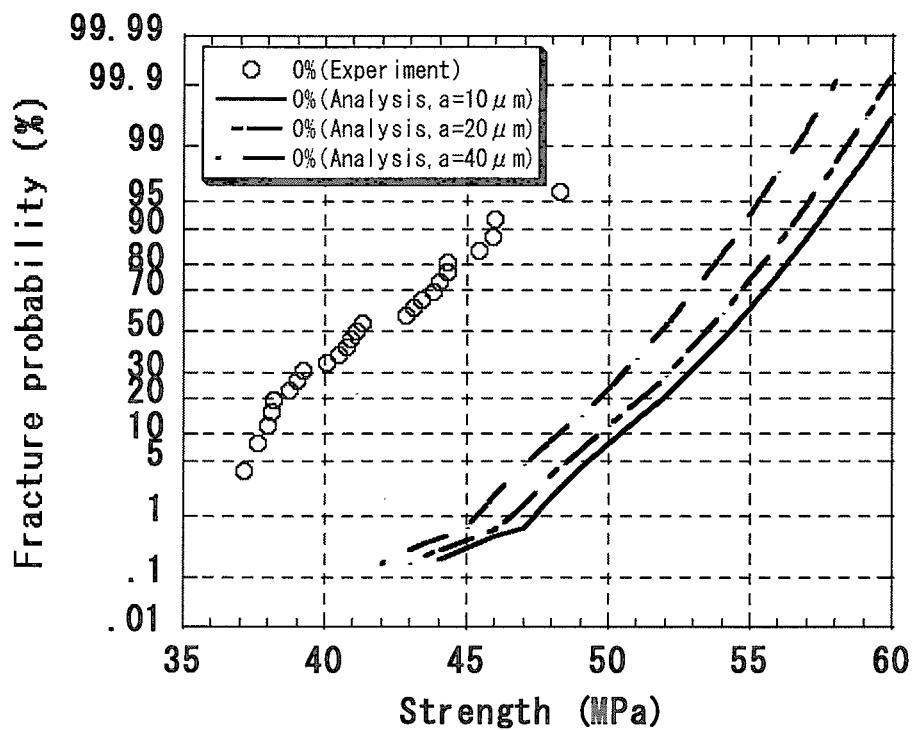


Fig. 5.14 Effect of the grain size on the analytical results of fracture probability of the fine-grained specimens (KX-9713, Normal distributions).

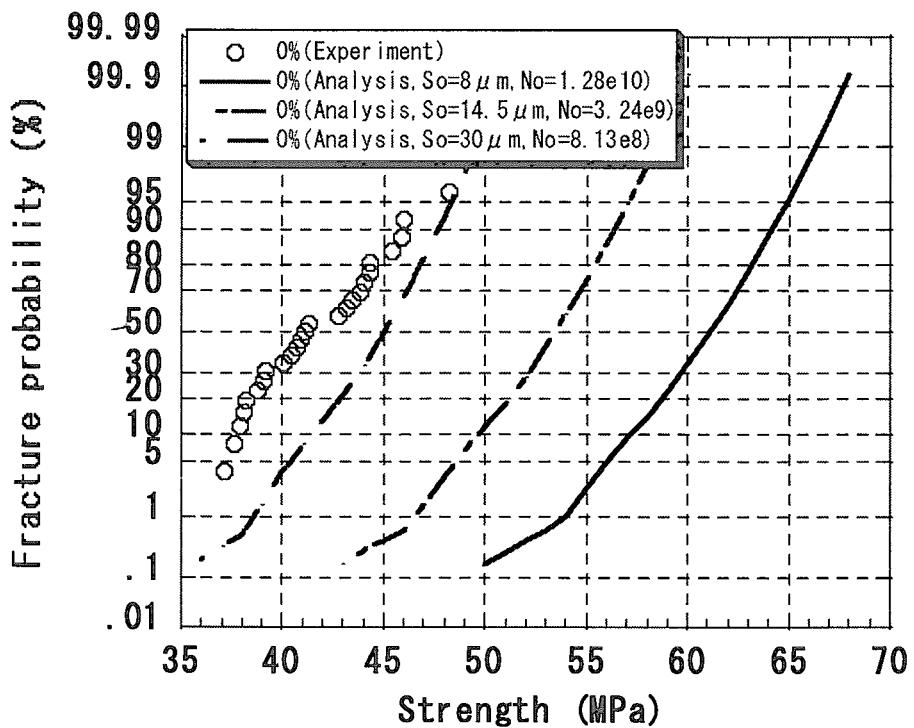


Fig. 5.15 Effect of the pore size on the analytical results of fracture probability of the fine-grained specimens (KX-9713, Normal distributions).

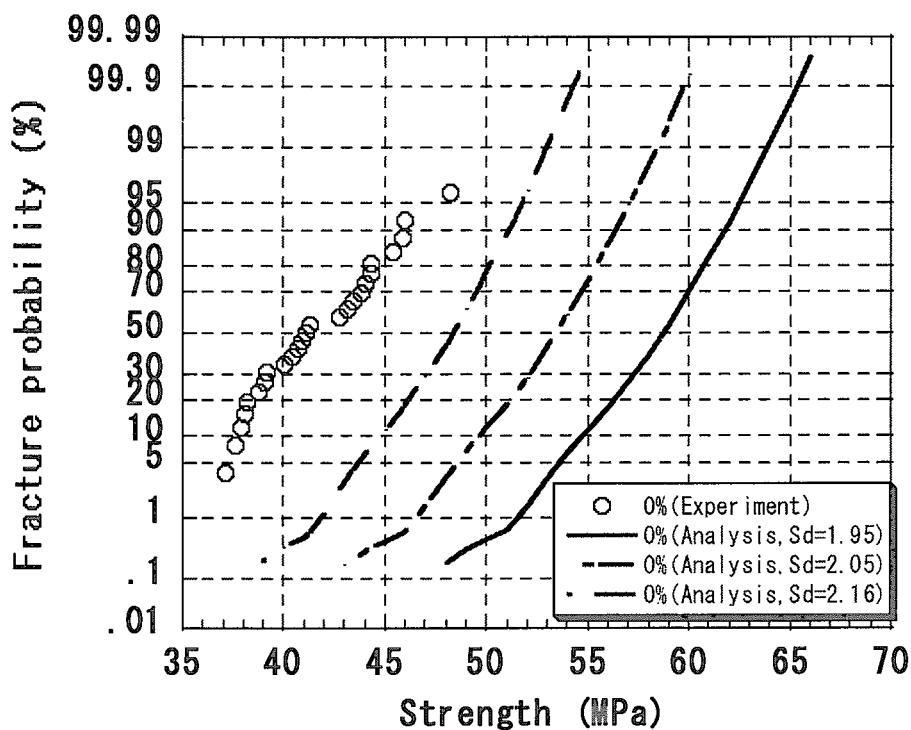


Fig. 5.16 Effect of the pore size distributions on the analytical results of fracture probability of the fine-grained specimens (KX-9713, Normal distributions).

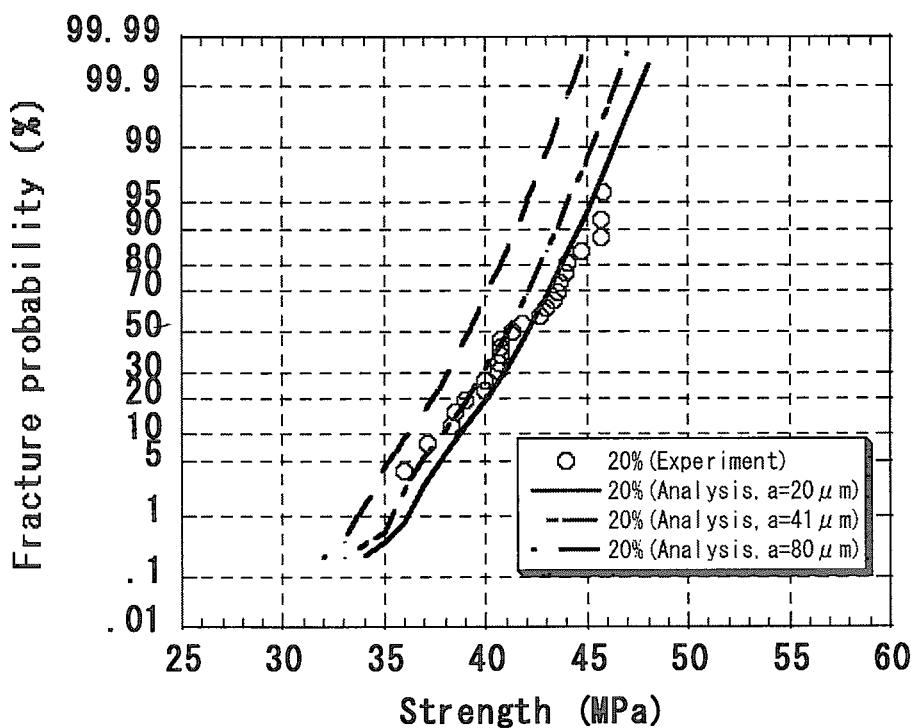


Fig. 5.17 Effect of the grain size on the analytical results of fracture probability of the 20% coarse-grained specimens (KX-9714, Normal distributions).

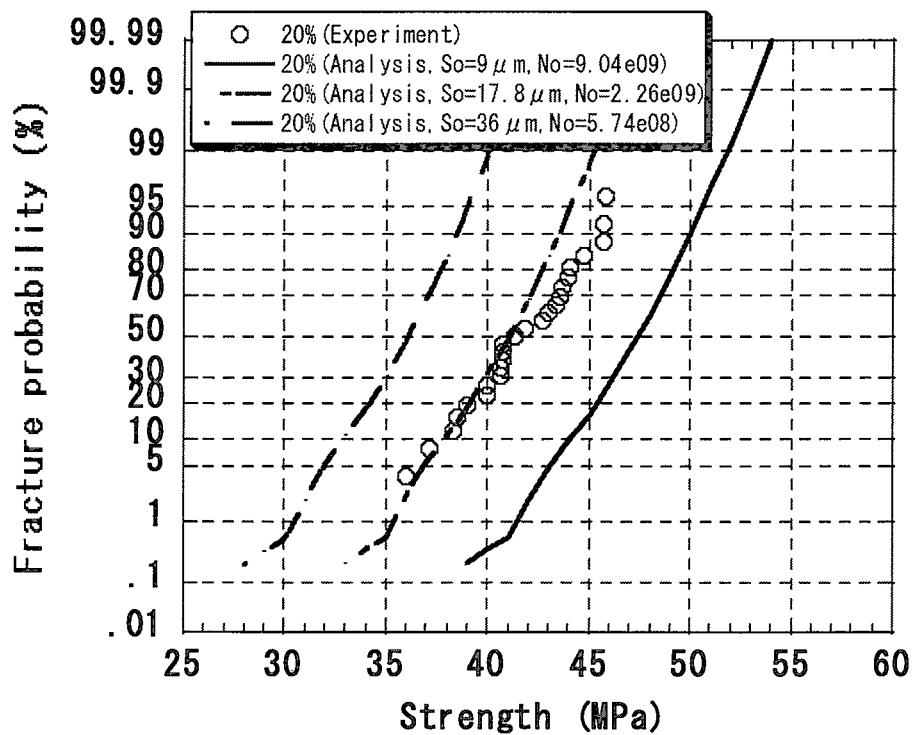


Fig. 5.18 Effect of the pore size on the analytical results of fracture probability of the 20% coarse-grained specimens (KX-9714, Normal distributions).

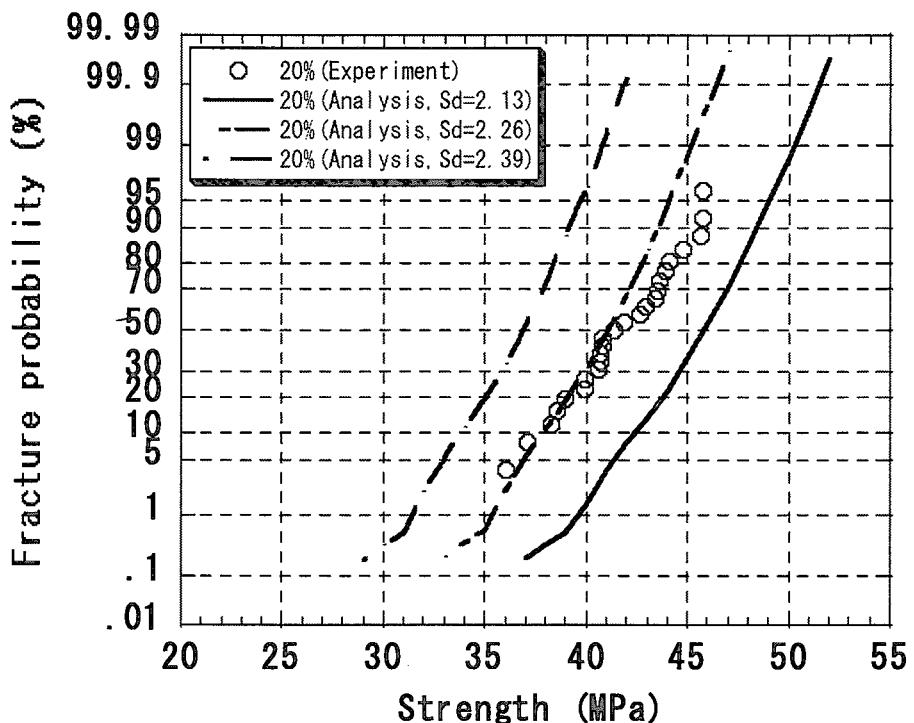


Fig. 5.19 Effect of the pore size distributions on the analytical results of fracture probability of the 20% coarse-grained specimens (KX-9714, Normal distributions).

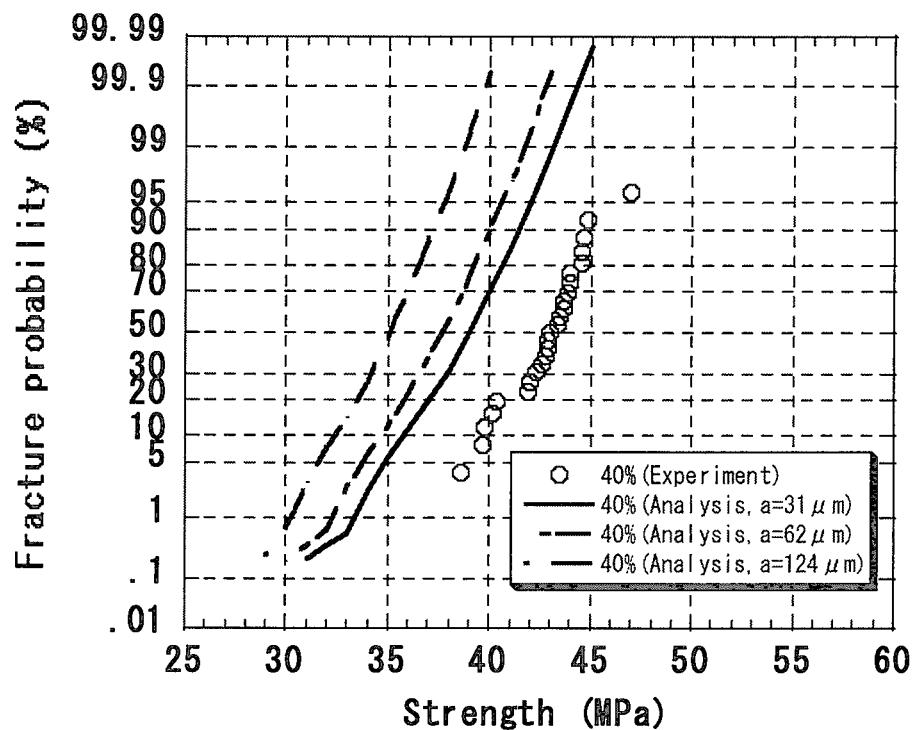


Fig. 5.20 Effect of the grain size on the analytical results of fracture probability of the 40% coarse-grained specimens (KX-9716, Normal distributions).

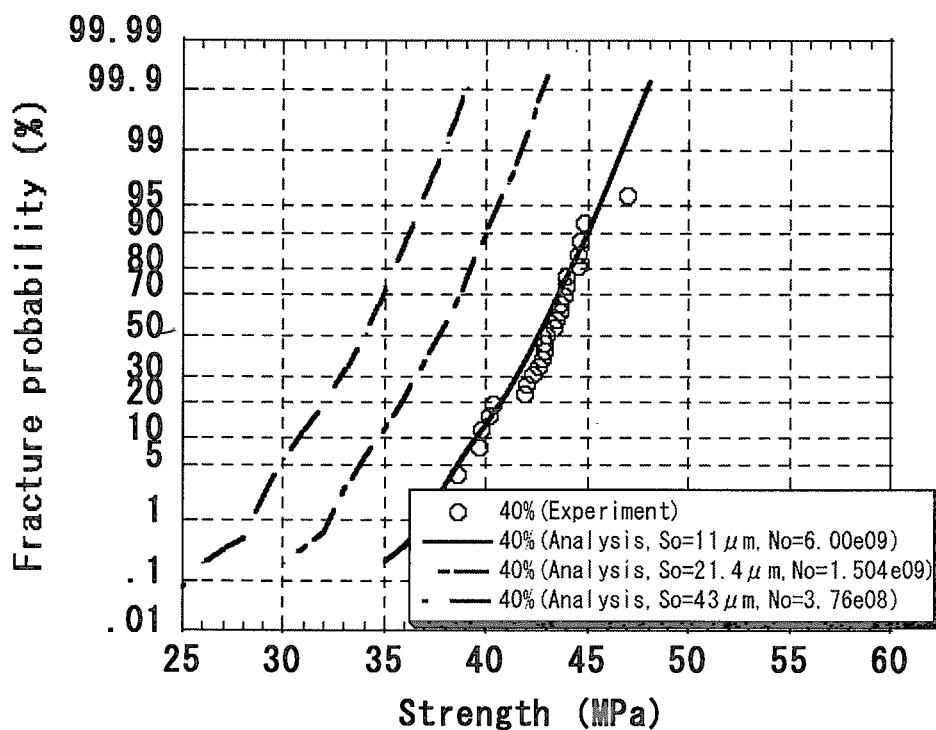


Fig. 5.21 Effect of the pore size on the analytical results of fracture probability of the 40% coarse-grained specimens (KX-9716, Normal distributions).

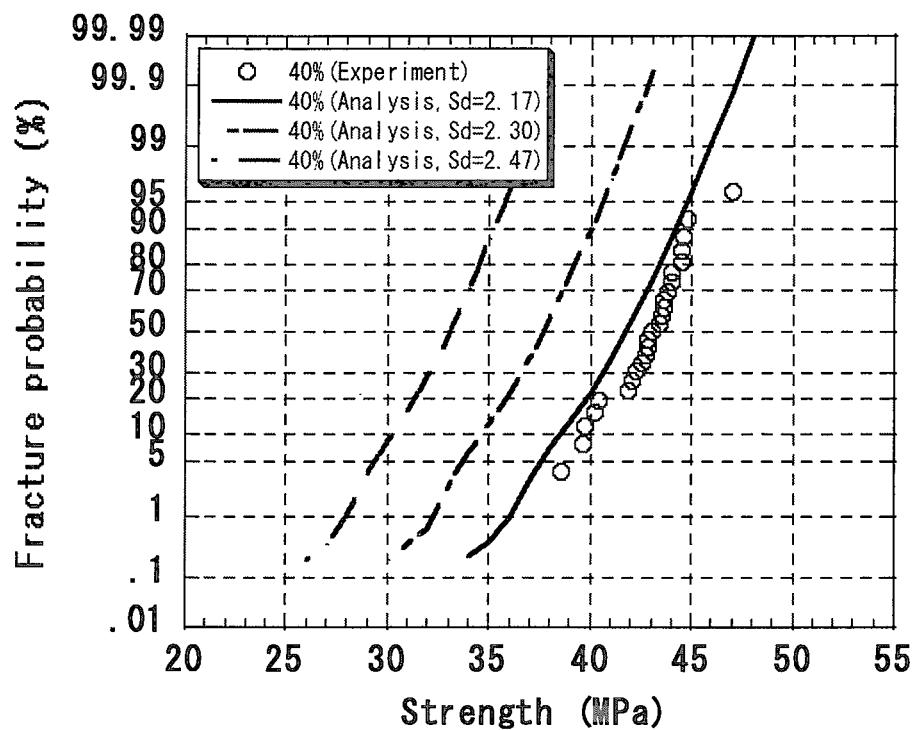


Fig. 5.22 Effect of the pore size distributions on the analytical results of fracture probability of the 40% coarse-grained specimens (KX-9716, Normal distributions).

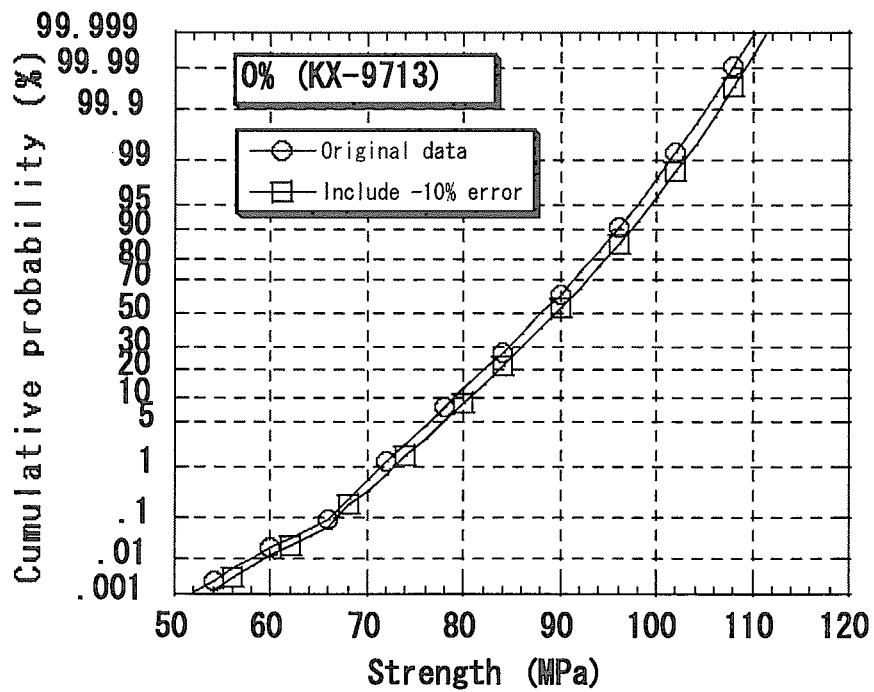


Fig. 5.23 Effect of the estimated error in the image analysis on the normal distribution of the strength.

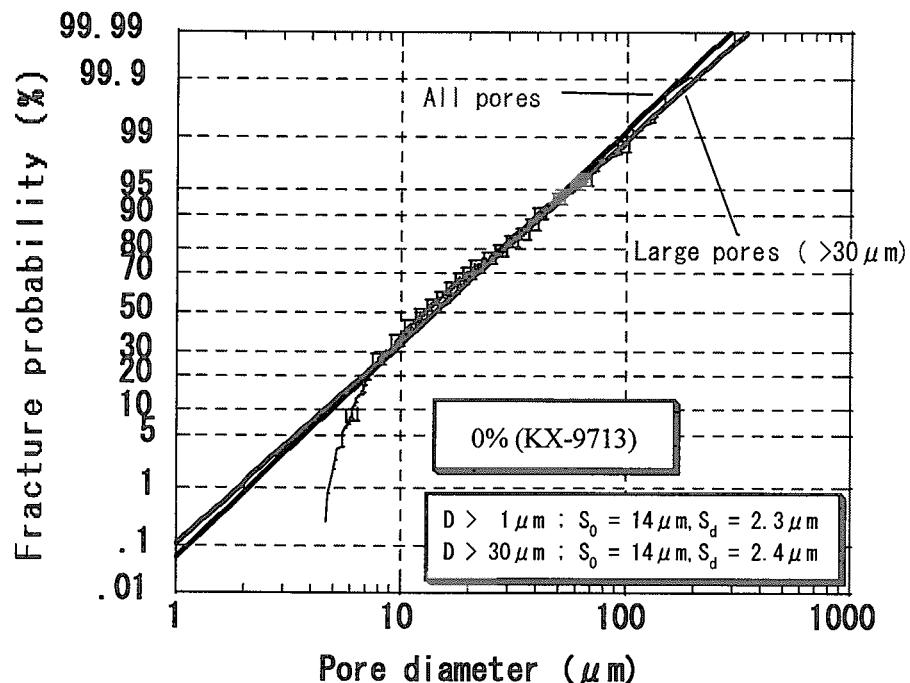


Fig. 5.24 Differences between the parameters of the lognormal fitting to the pore size distributions in the fine-grained specimen (KX-9713).

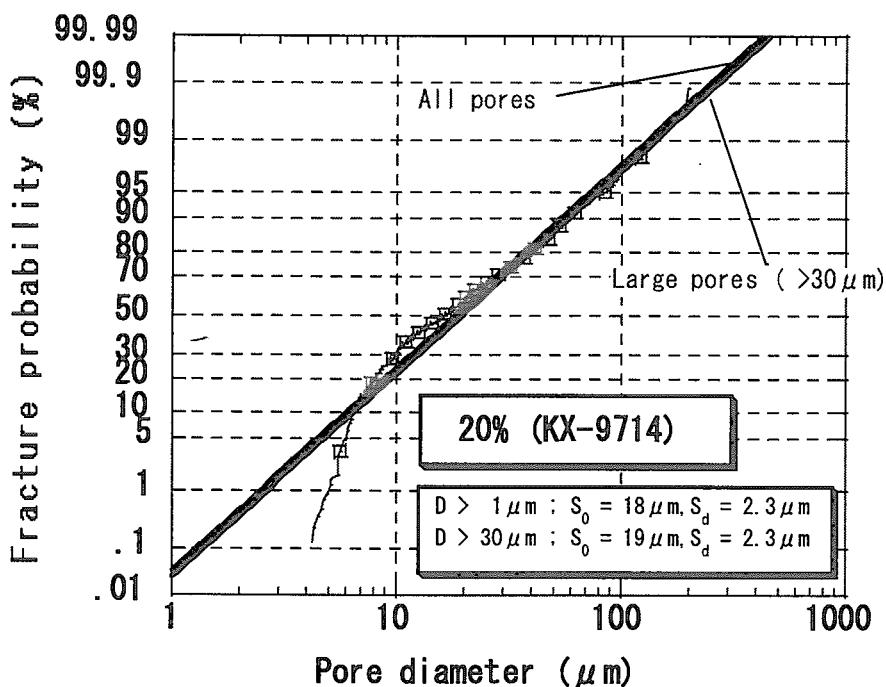


Fig. 5.25 Differences between the parameters of the lognormal fitting to the pore size distributions in the 20% coarse-grained specimen (KX-9714).

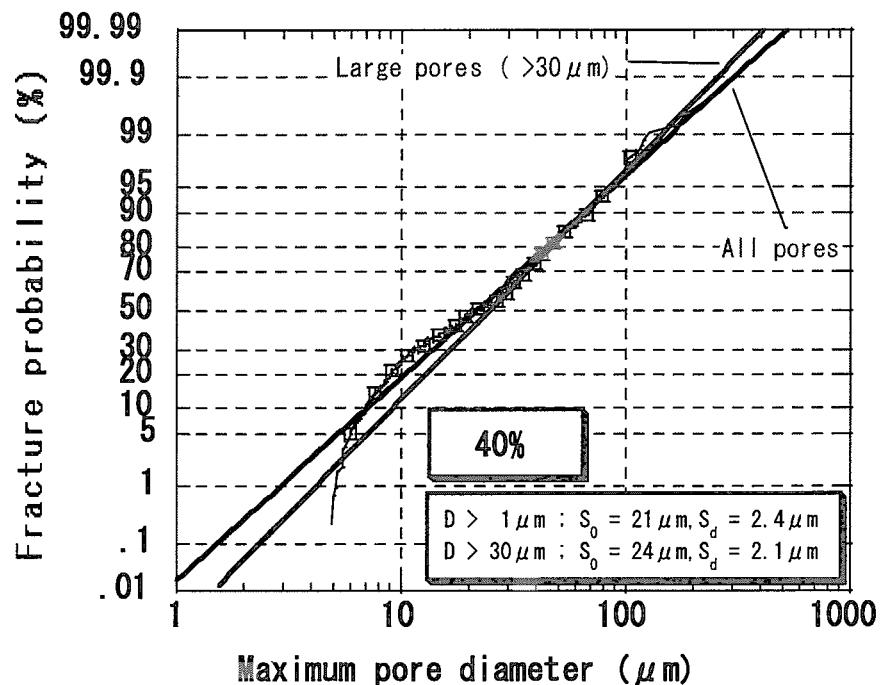


Fig. 5.26 Differences between the parameters of the lognormal fitting to the size distribution of the 40% coarse-grained specimen (KX-9716).

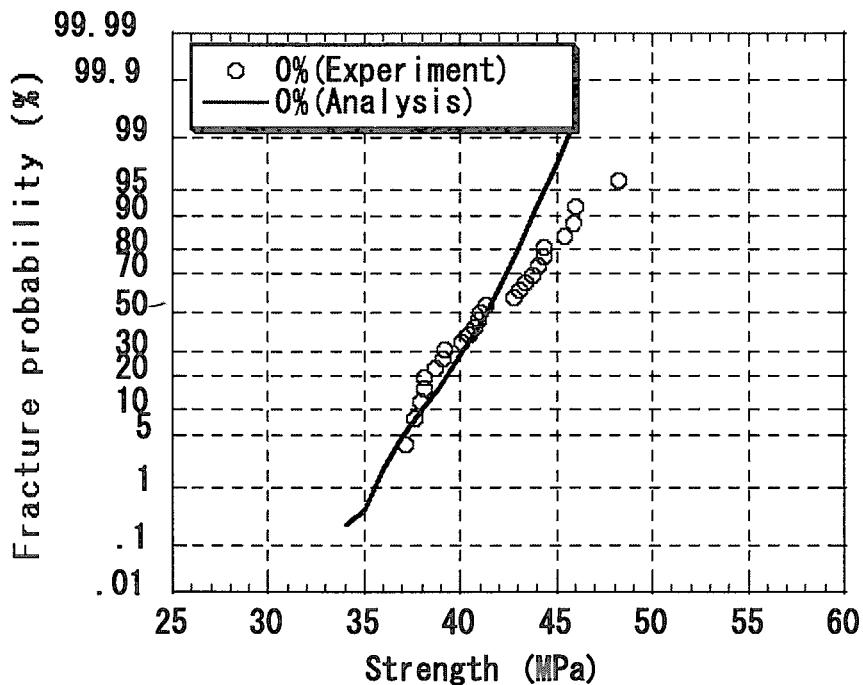


Fig. 5.27 Results of application of the present model considering the size distribution of larger-side pores in the fine-grained specimen (KX-9713, Normal distributions).

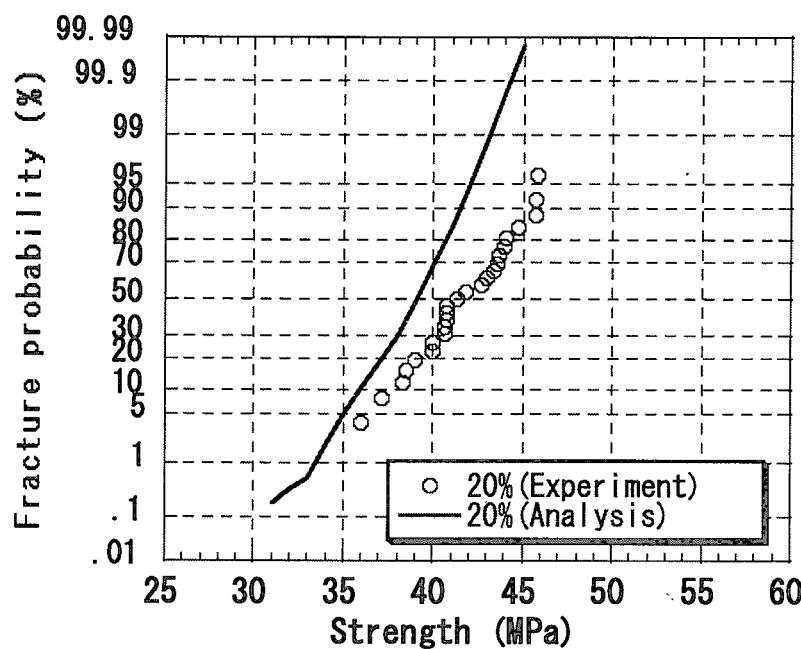


Fig. 5.28 Results of application of the present model considering the size distribution of larger-side pores of the 20% coarse-grained specimen (KX-9714, Normal distributions).

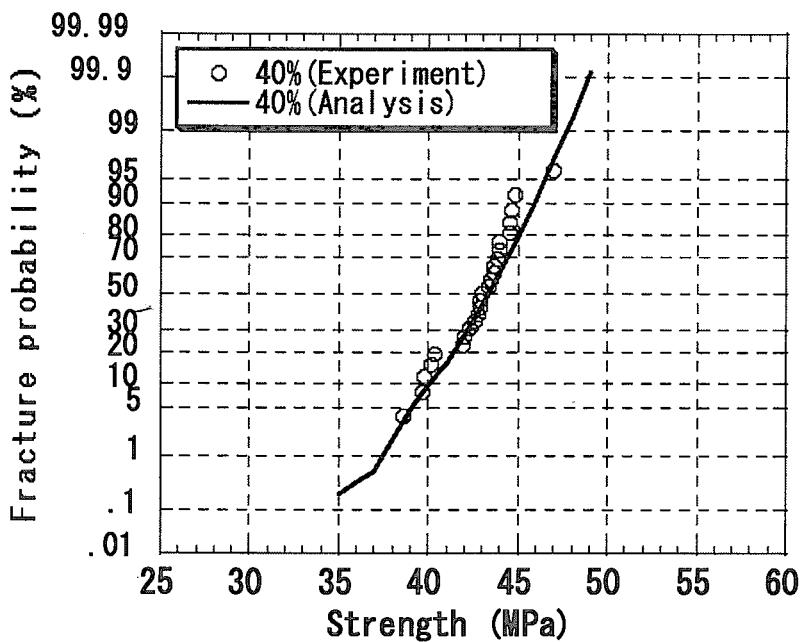


Fig. 5.29 Results of application of the present model considering the size distribution of larger-side pores of the 40% coarse-grained specimen (KX-9716, Normal distributions).

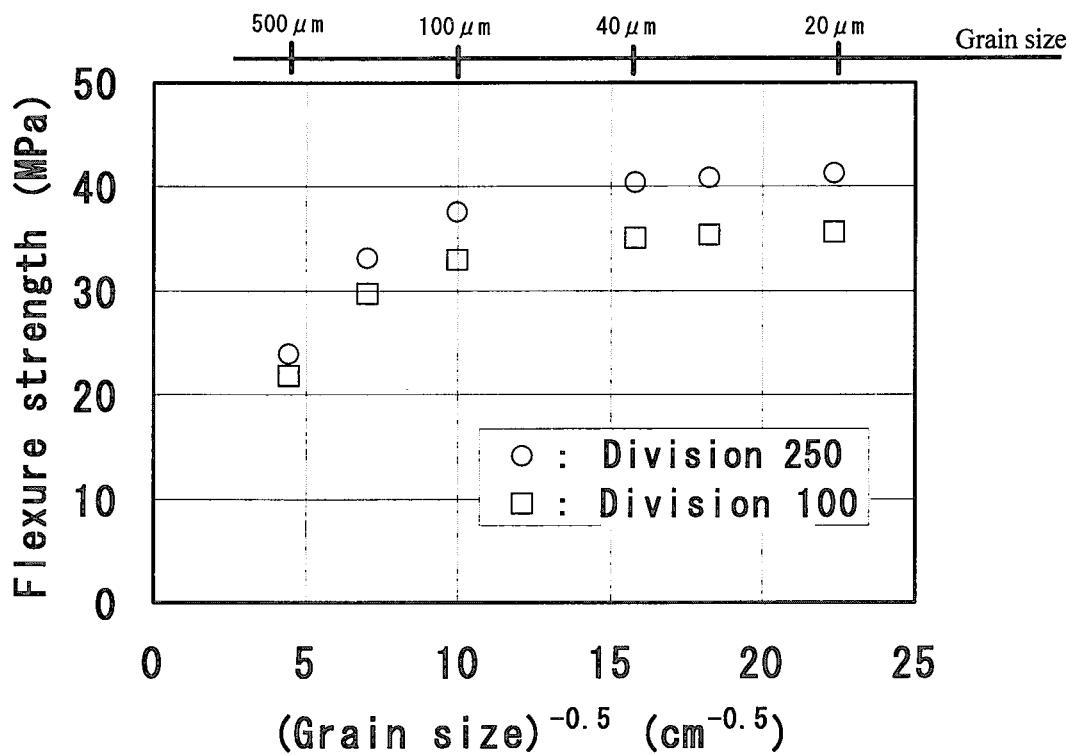


Fig. 5.30 Effect of the grain size in the 3-point bending conditions.

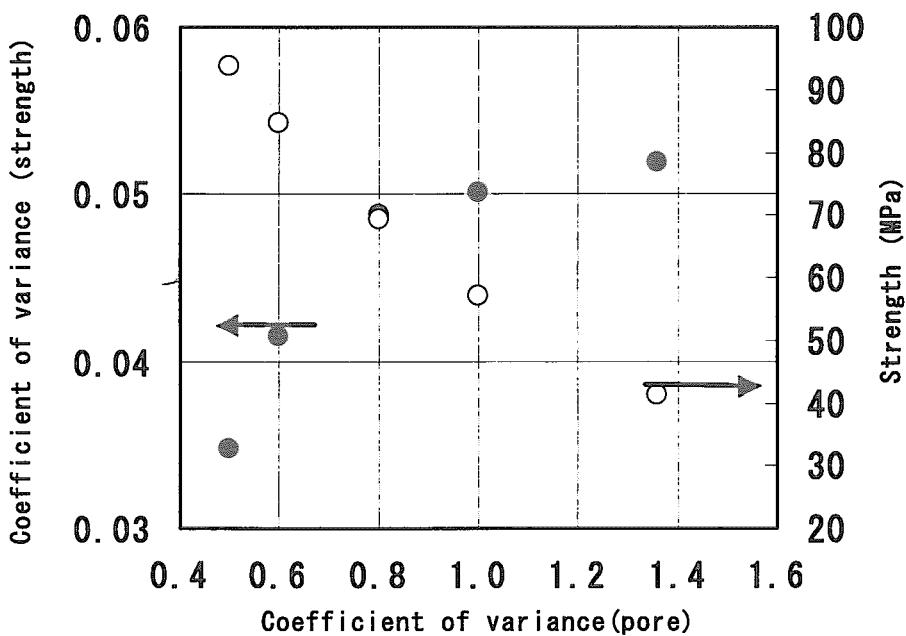


Fig. 5.31 Relations between the variance of the pore size and the properties of the strength in the 3-point bending conditions.

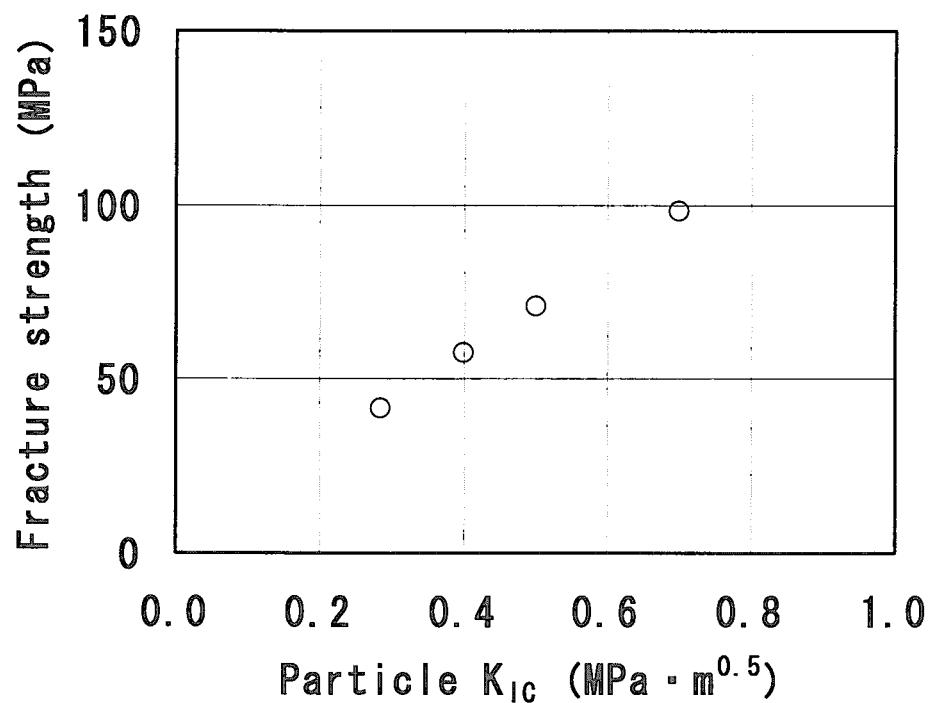


Fig. 5.32 Effect of the particle  $K_{IC}$  on the strength in the 3-point bending conditions.

## 6. 結言

本研究では、微粒等方性黒鉛を基準試料とし粗粒含有率の異なる黒鉛材料を用いて曲げ強度試験および破壊靱性試験を行ない、粗粒含有率が強度および靱性に与える影響を検討した。また、微細組織に基づく強度分布予測手法の曲げ試験結果への適用性を検討した。

曲げ強度に関しては、粗粒含有率 0%と比較して、含有率 20%では平均強度および強度のばらつきに変化は認められないが、含有率 40%では平均曲げ強度の増加と強度のばらつきの減少が認められた。これらに関し、画像解析から得た気孔径分布の統計結果を用いた検討を行い、粗粒含有率の増加に伴う平均気孔間距離の増加、大径気孔部分における気孔径分散と強度分散との正の相関関係を定量的に示し、粗粒含有による強度変化と微細組織である気孔の径分布特性との関係を明らかにした。

破壊靱性値に関しては、応力ひずみ線図の非線形応答開始点と最大荷重点における破壊靱性値の検討を行った。き裂進展開始荷重に基づく破壊靱性値は粗粒黒鉛を含有することにより破壊靱性値が増加したが、含有率 (20%、40%) による違いは認められなかった。粗粒黒鉛を含有することによる影響が認められるものの比較的低い含有率で飽和する傾向にあるものと考えられる。また、最大荷重に基づく破壊靱性値は、粗粒黒鉛の含有率が増すにつれて増加し、含有率による違いが認められた。

また、単軸応力状態下で提案されている気孔径分布を考慮した確率論的強度分布予測モデルを本実験結果に適用し検討を行った。実験に用いた試料の気孔径分布特性を考慮することで、実験結果に概ね一致する結果を得た。また、予測モデルの問題点も明らかとなった。

## 謝辞

今回用いた試料は東洋炭素株式会社からご提供頂いたものである。同社には、粗粒配合、材料ブロックの製作等について多大なご協力を頂いた。この場を借りて改めて感謝いたします。

## 参考文献

- 1) 伊与久達夫, 石原正博, 豊田純二, 塩沢周策: JAERI-M 91-083, "高温工学試験研究炉・炉心黒鉛構造設計方針における設計用データの解説" (1991).
- 2) 石原正博, 伊与久達夫, 豊田純二, 佐藤貞夫, 塩沢周策: JAERI-M 91-154, "高温工学試験研究炉・炉心支持黒鉛構造設計方針における設計用データの解説" (1991).
- 3) H. Awaji, S. Choi, T. Ebisudani , D.D. Jayaseelan: J. Ceram. Soc. Japan, 108, No.6, p.611 (2000).
- 4) 高橋常夫, 石原正博, 馬場信一, 荒井長利, 林君夫, 小西隆志: 非公開資料 "画像解析を用いた粗粒分散黒鉛の気孔径分布の定量評価" (2000).
- 5) 荒井長利: JAERI-M 92-009, "原子炉用黒鉛の静的強度の統計モデルと設計工学" (1992).
- 6) 例え R.J.Price, H.R.W.Cobb: Proc. of the Conf. on Continuum Aspect of Graphite Design, CONF-701105, p.547 (1972).
- 7) R.J.Price: GA-A13955 (1796).
- 8) 木村修七, 石崎雅人, 安田公一, 松尾陽太郎: 炭素,148, p.134 (1991).
- 9) 押田京一, 浴永直孝, 遠藤守信, 稲垣道夫: 炭素, 173, p.142 (1996).
- 10) J.V.Best, W.J.Stephen, A.J.Wichkham: Prog. Nucl. Energy, 16, p.127 (1985).
- 11) 中西幸紀, 荒井長利: 非公開資料 "黒鉛の気孔形状の定量画像解析による統計分布の評価" (1997).
- 12) T.D.Burchell: Carbon, 34, No.3 p.297 (1996).
- 13) K.Nakanishi, T.Arai, T.D.Burchell: Int. Symp. of Carbon (1998).
- 14) 材料強度確率モデル研究会編: "材料強度の統計的性質", 養賢堂, 22 (1992).
- 15) T.Lin, A.G.Evans, R.O.Ritchie: Metall. Trans., 18, A 641 (1987).
- 16) 奥達雄, 石山新太郎, 衛藤基邦, 後藤泰男, 浦島和浩, 稲垣道夫: 日本セラミックス協会論文誌, 96, No.7 p.773 (1988).
- 17) 逆井基次: 炭素, 134, p.211 (1988).

- 18) ニューカーボンに関する調査研究報告書－第4報－, ニューカーボンフォーラム, (1992).
- 19) ニューカーボンに関する調査研究報告書－第5報－, ニューカーボンフォーラム, (1994).
- 20) SHEET NO.95, SEM TECHNICAL DATA, HITACHI.
- 21) ASTM-E399, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials.
- 22) S. Ishiyama, M. Eto, T. Oku: TANSO, No. 153, p.155 (1992).
- 23) T. Fett, D. Munz, G. Thun: J. Am. Ceram. Soc., 83, No.2, p.421 (2000).
- 24) Engineering Mechanics Research Corp. "NISA-II ユーザーズマニュアル" (1994).
- 25) 岡村弘之: "線形破壊力学入門", 培風館, p.219 (1992).
- 26) T.D.Burchell, ed.: Carbon Materials for Advanced Technologies, Pergamon press, 1999.
- 27) 例えば、S. Ishiyama, M. Eto, T. Oku: TANSO, No. 152, p.67 (1992).
- 28) A.P.G.Rose, M.O.Tucker: J. Nucl. Mater., 110, p.186 (1982).
- 29) M. Ishihara, T. Iyoku, S. Shiozawa: Tran. SMiRT 13, p. 491 (1995).
- 30) J.D.Buch: Properties Related to Fracture Toughness, ASTM STP 605, American Society for Testing and Materials, p.124 (1976).
- 31) M.O.Tucker, A.P.G.Rose: Carbon, 24, No.5, p.581(1986).
- 32) R.W.Rice, Mechanical Properties of Ceramics and Composites, Marcel Dekker Inc., p.127(2000).
- 33) L.Viennet, S.Khellafi, L.Coustenoble, B.Allard, D.Dumas, D.Rouby: "World Conference on Carbon" (2000).

## 国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	$s^{-1}$
力	ニュートン	N	$m \cdot kg/s^2$
圧力、応力	パスカル	Pa	$N/m^2$
エネルギー、仕事、熱量	ジユール	J	$N \cdot m$
工率、放射束	ワット	W	$J/s$
電気量、電荷	クーロン	C	$A \cdot s$
電位、電圧、起電力	ボルト	V	$W/A$
静電容量	ファラード	F	$C/V$
電気抵抗	オーム	$\Omega$	$V/A$
コンダクタンス	ジーメンス	S	$A/V$
磁束	ウェーバ	Wb	$V \cdot s$
磁束密度	テスラ	T	$Wb/m^2$
インダクタンス	ヘンリー	H	$Wb/A$
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束	ルーメン	lm	$cd \cdot sr$
照度	ルクス	lx	$lm/m^2$
放射能	ベクレル	Bq	$s^{-1}$
吸収線量	グレイ	Gy	$J/kg$
線量等量	シーベルト	Sv	$J/kg$

表2 SIと併用される単位

名 称	記 号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
$10^{18}$	エクサ	E
$10^{15}$	ペタ	P
$10^{12}$	テラ	T
$10^9$	ギガ	G
$10^6$	メガ	M
$10^3$	キロ	k
$10^2$	ヘクト	h
$10^1$	デカ	da
$10^{-1}$	デシ	d
$10^{-2}$	センチ	c
$10^{-3}$	ミリ	m
$10^{-6}$	マイクロ	μ
$10^{-9}$	ナノ	n
$10^{-12}$	ピコ	p
$10^{-15}$	フェムト	f
$10^{-18}$	アト	a

(注)

- 表1~5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表す場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- E.C.閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名 称	記 号
オングストローム	Å
バーン	b
バル	bar
ガル	Gal
キュリ	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

## 換 算 表

圧	MPa(=10bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
力	1	10.1972	9.86923	$7.50062 \times 10^3$	145.038
	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	$1.33322 \times 10^{-4}$	$1.35951 \times 10^{-3}$	$1.31579 \times 10^{-3}$	1	$1.93368 \times 10^{-2}$
	$6.89476 \times 10^{-3}$	$7.03070 \times 10^{-2}$	$6.80460 \times 10^{-2}$	51.7149	1

$$\begin{aligned} \text{粘度} \quad 1 \text{ Pa} \cdot \text{s} = & 10 \text{ P(ボアズ)} (\text{g}/(\text{cm} \cdot \text{s})) \\ \text{動粘度} \quad 1 \text{ m}^2/\text{s} = & 10^4 \text{ St(ストークス)} (\text{cm}^2/\text{s}) \end{aligned}$$

エネルギー・仕事・熱量	J( $=10^7 \text{ erg}$ )	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV	1 cal = 4.18605J (計量法)
	1	0.101972	$2.77778 \times 10^{-7}$	0.238889	$9.47813 \times 10^{-4}$	0.737562	$6.24150 \times 10^{18}$	$= 4.184 \text{ J (熱化学)}$
	9.80665	1	$2.72407 \times 10^{-6}$	2.34270	$9.29487 \times 10^{-3}$	7.23301	$6.12082 \times 10^{19}$	$= 4.1855 \text{ J (15°C)}$
	$3.6 \times 10^6$	$3.67098 \times 10^5$	1	$8.59999 \times 10^5$	3412.13	$2.65522 \times 10^6$	$2.24694 \times 10^{25}$	$= 4.1868 \text{ J (国際蒸気表)}$
	4.18605	0.426858	$1.16279 \times 10^{-6}$	1	$3.96759 \times 10^{-3}$	3.08747	$2.61272 \times 10^{19}$	仕事率 1 PS(仏馬力)
	1055.06	107.586	$2.93072 \times 10^{-4}$	252.042	1	778.172	$6.58515 \times 10^{21}$	$= 75 \text{ kgf} \cdot \text{m/s}$
	1.35582	0.138255	$3.76616 \times 10^{-7}$	0.323890	$1.28506 \times 10^{-3}$	1	$8.46233 \times 10^{18}$	$= 735.499 \text{ W}$
	$1.60218 \times 10^{-19}$	$1.63377 \times 10^{-20}$	$4.45050 \times 10^{-26}$	$3.82743 \times 10^{-20}$	$1.51857 \times 10^{-22}$	$1.18171 \times 10^{-19}$	1	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad	照射線量	C/kg	R	線量当量	Sv	rem
	1	$2.70270 \times 10^{-11}$		1	100		1	3876		1	100
	$3.7 \times 10^{10}$	1		0.01	1		$2.58 \times 10^{-4}$	1		0.01	1

