

JAERI-M
84-148

高温ガス炉用黒鉛の疲労特性

1984年8月

衛藤 基邦・石山 新太郎・奥 達雄・藤崎 勝夫

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

JAERI-M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。
入手の問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 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。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 山田軽印刷所

高温ガス炉用黒鉛の疲労特性

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

衛藤 基邦・石山 新太郎・奥 達雄

藤崎 勝夫

(1984年7月26日受理)

高温ガス実験炉用黒鉛の疲労試験データから疲労強度設計曲線を得るための基本的方法と考え方をまとめた。すなわち、国産微粒等方性黒鉛 IG-11について、疲労試験結果を統計的に処理する方法を示すと共に、得られた疲労曲線から実験炉内黒鉛構造物の疲労寿命を予測し設計値が安全側にあることを確認した。また、疲労強度を考える上で基本となる黒鉛の静的強度についての考え方も概括した。

Fatigue Behavior of an Isotropic Nuclear Graphite for HTGR

Motokuni ETO, Shintaro ISHIYAMA, Tatsuo OKU
and Katsuo FUJISAKI

Department of High Temperature Engineering,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received July 26, 1984)

Basic idea and method in which the design curve for fatigue strength of graphite for HTGR can be derived from the preliminary data have been summarized in this report. Fatigue data for fine-grained isotropic graphite, IG-11, have been statistically processed to obtain a designing fatigue curve, i.e., the Goodman diagram. Fatigue life was estimated for the graphite components in the VHTR by means of the diagram, and the design values were found to give a sufficiently safe estimation. Static strength of graphite, which was considered to be important for evaluating the fatigue behavior was also discussed.

Keywords : High Temperature, Gas-Cooled Reactor, Graphite Component,
Fatigue, Strength, Fracture, Microstructure

目 次

1. まえがき	1
2. 黒鉛の製造方法と内部構造	1
2.1 製造方法の概略	1
2.2 内部構造	1
2.3 まとめ	3
3. 機械的強度とばらつき	3
3.1 黒鉛の強度のばらつき	3
3.2 黒鉛の静的強度	4
3.3 静的強度のばらつきの統計的処理	4
3.4 強度に及ぼす試験片寸法の効果	5
3.4.1 Weibull 統計による取り扱い	5
3.4.2 等方性黒鉛の強度に及ぼす寸法効果	6
3.4.3 構造物の強度に対する考え方	6
3.5 まとめ	6
4. 疲労特性	8
4.1 疲労寿命の分布	8
4.1.1 疲労寿命の生データ	8
4.1.2 疲労寿命の分布	8
4.2 統計的処理の方法	9
4.3 疲労特性データ	10
4.4 実験炉炉心部黒鉛構造物の寿命予測	11
4.5 まとめ	12
5. あとがき	12
謝 辞	13
文 献	13
付 録	14

CONTENTS

1. INTRODUCTION.....	1
2. MANUFACTURING METHOD AND MICROSTRUCTURE OF POLYCRYSTALLINE GRAPHITE.....	1
2.1 Outline of manufacturing method	1
2.2 Microstructure	1
2.3 Summary	3
3. MECHANICAL STRENGTH AND ITS VARIANCE	3
3.1 Variance of static strength of graphite	3
3.2 Static strength of graphite	4
3.3 Statistical method to process the variance of strength	4
3.4 Effect of specimen size on the strength of isotropic graphite	5
3.4.1 Weibull statistics	5
3.4.2 Effect of specimen size on the strength of isotropic graphite.....	6
3.4.3 Basic idea on the strength of graphite component	6
3.5 Summary	6
4. FATIGUE BEHAVIOR	8
4.1 Distribution of fatigue life.....	8
4.1.1 Raw data of fatigue life.....	8
4.1.2 Distribution of fatigue life	8
4.2 Statistical method to process the data.....	9
4.3 Fatigue data	10
4.4 Prediction of the fatigue life of graphite components for the VHTR ...	11
4.5 Summary	12
5. SUMMARY	12
ACKNOWLEDGEMENTS	13
REFERENCES.....	13
APPENDIX	14

1. ま え が き

高温ガス実験炉¹⁾の炉心部は各種の黒鉛構造物(燃料スリーブ, 黒鉛ブロック, ダウエル等)から成る。実験炉の概略をFig. 1, 燃料体の構造をFig. 2に示す。これらの図からも明らかのように, 上記の黒鉛構造物は使用期間中に, 原子炉の運転・停止に伴う熱サイクル, 地震時の振動, 冷却材ヘリウムのガス圧変動等によって繰り返し応力を受ける。従って, これらの黒鉛構造物の設計及び安全性の評価を行う上で, 黒鉛材料の繰り返し応力特性(疲労挙動)を明らかにすることが必要となる。

このような観点から日本原子力研究所では, 高温ガス炉用黒鉛の機械的性質の研究の一環として, 黒鉛の疲労挙動の研究を行ってきた。^{2, 3)} 本報告は, ぜい性材料としての黒鉛の静的強度及び疲労特性について基本的考え方をまとめると共に, これまでに得た疲労特性データを概観したものである。更に, 実験炉炉心用黒鉛ブロック等の黒鉛構造物に対してデータを適用し, 使用条件下での許容応力及び寿命について評価・検討を行った。

2. 黒鉛の製造方法と内部構造

2.1 製造方法の概略

一般に, 人造黒鉛^{*}は石油コークスや石炭コークス等の粉末(フィラー)をピッチや樹脂等の充てん材(バインダ)と混合し成形, 焼成, 黒鉛化の各過程を経て製造される。Fig. 3に製造工程の一例を示す。具体的な製造条件は各黒鉛銘柄によって異なる。例は, この報告書で主として取り上げる国産の微粒等方性黒鉛では, ラバープレスによる成形を約100MPaの圧力で行う。このようにして製造された成形材は, 還元雰囲気中で焼成される。焼成温度は1000-1500℃で, 焼成期間は約1か月程度である。焼成された材料は炭素材と呼ばれる。更に, これに樹脂等を用いて含浸処理を施し(0~数回)たのち, 2500℃以上の還元雰囲気中で加熱することにより黒鉛化して黒鉛材とする。製品としての黒鉛素材は, 上記の黒鉛材の表面層(黒皮)を切除してあるのが通例である。

2.2 内部構造

このようにして製造された黒鉛材料の内部構造は, 黒鉛結晶粒(フィラー)部分と非晶質(バインダ)部分とから成る。更に黒鉛材料の内部構造として特徴的なことは, フィラーとバイン

*) 通常製造されている多結晶黒鉛を言う。黒鉛にはこのほかフレーク状の天然黒鉛, 単結晶に近い熱分解黒鉛などがある。

1. ま え が き

高温ガス実験炉¹⁾の炉心部は各種の黒鉛構造物(燃料スリーブ, 黒鉛ブロック, ダウエル等)から成る。実験炉の概略をFig. 1, 燃料体の構造をFig. 2に示す。これらの図からも明らかのように, 上記の黒鉛構造物は使用期間中に, 原子炉の運転・停止に伴う熱サイクル, 地震時の振動, 冷却材ヘリウムのガス圧変動等によって繰り返し応力を受ける。従って, これらの黒鉛構造物の設計及び安全性の評価を行う上で, 黒鉛材料の繰り返し応力特性(疲労挙動)を明らかにすることが必要となる。

このような観点から日本原子力研究所では, 高温ガス炉用黒鉛の機械的性質の研究の一環として, 黒鉛の疲労挙動の研究を行ってきた。^{2, 3)} 本報告は, ぜい性材料としての黒鉛の静的強度及び疲労特性について基本的考え方をまとめると共に, これまでに得た疲労特性データを概観したものである。更に, 実験炉炉心用黒鉛ブロック等の黒鉛構造物に対してデータを適用し, 使用条件下での許容応力及び寿命について評価・検討を行った。

2. 黒鉛の製造方法と内部構造

2.1 製造方法の概略

一般に, 人造黒鉛^{*}は石油コークスや石炭コークス等の粉末(フィラー)をピッチや樹脂等の充てん材(バインダ)と混合し成形, 焼成, 黒鉛化の各過程を経て製造される。Fig. 3に製造工程の一例を示す。具体的な製造条件は各黒鉛銘柄によって異なる。例は, この報告書で主として取り上げる国産の微粒等方性黒鉛では, ラバープレスによる成形を約100MPaの圧力で行う。このようにして製造された成形材は, 還元雰囲気中で焼成される。焼成温度は1000-1500℃, 焼成期間は約1か月程度である。焼成された材料は炭素材と呼ばれる。更に, これに樹脂等を用いて含浸処理を施し(0~数回)たのち, 2500℃以上の還元雰囲気中で加熱することにより黒鉛化して黒鉛材とする。製品としての黒鉛素材は, 上記の黒鉛材の表面層(黒皮)を切除してあるのが通例である。

2.2 内部構造

このようにして製造された黒鉛材料の内部構造は, 黒鉛結晶粒(フィラー)部分と非晶質(バインダ)部分とから成る。更に黒鉛材料の内部構造として特徴的なことは, フィラーとバイン

*) 通常製造されている多結晶黒鉛を言う。黒鉛にはこのほかフレーク状の天然黒鉛, 単結晶に近い熱分解黒鉛などがある。

ダ以外に通常ポア（気孔）と称する、不規則な形状の空隙部分が必ず存在することである。また主として結晶粒内には Mrozowski crack⁴⁾ と言われるマイクロクラックが存在する。これは黒鉛化処理からの冷却過程に発生するもので、黒鉛結晶の熱膨張率が結晶の方向に依存していることに起因している。このような気孔には外部に通じている開気孔と外部に通じていない閉気孔があると言われている。^{5,6)} 気孔の総量は通常の人造黒鉛で20~30%である。Fig. 4はこのような内部構造を模式的に示したものである。

Fig. 5は石油コークス系準等方性黒鉛（押出材）H451の表面組織を走査形電子顕微鏡により観察した結果の一例である。写真では左側と中央部に直径1mm程度の大きな気孔が見られ、その回りに20~50 μm のものが散在している。このようにH451黒鉛では気孔の分布は比較的小さいものから大きなものまで広範囲にわたっている。

Fig. 6は石油コークス系微粒等方性黒鉛（等軸加压成形）IG-11の走査型電顕観察の結果の一例である。コークスの微粒化及び粒度分布を狭くするための品質管理、含浸処理等によって、H451黒鉛の場合よりも気孔径が小さく（10-20 μ ）、かつ揃っていることが特徴である。但し気孔の総量は、両黒鉛ともかさ密度が1.75-1.80 g/cm^3 であることから明らかなように、大差ないと言える。黒鉛の理論密度は2.26 g/cm^3 であり、⁷⁾例えばかさ密度1.75 g/cm^3 の黒鉛の全気孔（原子レベルのものも含めて）量は

$$100 \times (2.26 - 1.75) / 2.26 = 23 (\%)$$

となる。

Fig. 7はIG-11黒鉛の水銀ポロシメトリの結果の一例を示す。水銀ポロシメトリとは、水銀中に保持した黒鉛試料（通常、体積1~3 cm^3 ）に静水圧を加え、圧力と水銀圧入量とから気孔径分布を測定するものである。この際、水銀と黒鉛との界面張力を γ 、接触角を θ とすると、円筒状の気孔（直径D）は

$$D (\text{m}) = \frac{4\gamma \cos \theta}{P} \quad (1)$$

で表される。⁸⁾ここで、Pは水銀に負荷する圧力である。黒鉛では通常 $\gamma = 4.84 \times 10^{-5} \text{N/m}$ 、 $\theta = 130^\circ$ として計算される。

黒鉛の気孔は走査形電顕観察の結果からも明らかなように、不規則な形状をしているので、式(1)による取り扱いには注意を払う必要がある。しかし、水銀ポロシメトリの結果は多孔質材料としての黒鉛の内部構造について有用な知見を与える。

Fig. 7はIG-11黒鉛の気孔径分布が極めて狭いことを示している。図から明らかなように2~3 μ の径のところでは水銀圧入量の急激な立ち上がりが観察できる。このように気孔径が比較的均一であるという事実は、機械的強度のばらつきが比較的小さいことを示唆するものである。気孔径1mm以上の大きな気孔を含むことのある粗粒黒鉛では機械的強度が極めて低い試験片が存在する場合が多い。

2.3 まとめ

人造黒鉛中にはその原料及び製造法に起因する気孔及びマイクロクラックが存在する。黒鉛のかさ密度は通常、理論密度の75-80%であり、20-25%が気孔やマイクロクラック等の空隙部分が点めると考えられる。このような気孔やクラックの存在は黒鉛の強度の低下及びばらつきの増大の原因となっている。

3. 機械的強度とばらつき

3.1 黒鉛の強度のばらつき

第2章で述べた黒鉛の内部構造の特徴、すなわち形状も大きさも多様な気孔及びクラックの存在は、この材料の強度とそのばらつきを決定する要因となっている。ここではぜい性材料としての黒鉛の強度について基本的な考え方をまとめ、定性的な理解を得ることを目的とする。

ぜい性材料の強度は材料中のクラックの長さとその形状に依存することは、Griffithがその理論を提出して以来、⁹⁾ 基本的な考え方になっている。いま、応力 σ が負荷されることによって、クラックが生成したとする。レンズ状クラックの長さを $2c$ 、材料の厚さは単位厚さとする、クラックの生成によって増加する表面エネルギー W_s は、界面が2面生ずることから、

$$W_s = 2 \times 2c \cdot \gamma \quad (1)$$

ここで、 γ は単位面積当たりの表面エネルギーである。

一方、クラックが生成した小領域の体積は $1 \times \pi c^2$ であり、この部分に蓄えられていたひずみエネルギー W_E は

$$W_E = \frac{\sigma^2}{2E} \cdot \pi c^2 \quad (2)$$

ここで、 σ は遠方の応力、 E はヤング率である。

生成したクラックが進展して破壊に至るか否かの臨界条件は、クラックの進展に伴うひずみエネルギーの解放増分が、表面エネルギーの増分を上回ることである。すなわち、

$$\frac{dW_E}{dc} \geq \frac{dW_s}{dc} \quad (3)$$

$$\sigma_f \geq \sqrt{\frac{4\gamma E}{\pi c}} \quad (4)$$

ここで、 σ_f は破壊応力であり、(4)式はGriffithの条件と呼ばれる。

(4)式はクラック形状が理想的な場合であり、一般にはクラックの形状を考慮して、形状因子 Y を導入し(4)式を

2.3 まとめ

人造黒鉛中にはその原料及び製造法に起因する気孔及びマイクロクラックが存在する。黒鉛のかさ密度は通常、理論密度の75-80%であり、20-25%が気孔やマイクロクラック等の空隙部分が点めると考えられる。このような気孔やクラックの存在は黒鉛の強度の低下及びばらつきの増大の原因となっている。

3. 機械的強度とばらつき

3.1 黒鉛の強度のばらつき

第2章で述べた黒鉛の内部構造の特徴、すなわち形状も大きさも多様な気孔及びクラックの存在は、この材料の強度とそのばらつきを決定する要因となっている。ここではぜい性材料としての黒鉛の強度について基本的な考え方をまとめ、定性的な理解を得ることを目的とする。

ぜい性材料の強度は材料中のクラックの長さとその形状に依存することは、Griffithがその理論を提出して以来、⁹⁾ 基本的な考え方になっている。いま、応力 σ が負荷されることによって、クラックが生成したとする。レンズ状クラックの長さを $2c$ 、材料の厚さは単位厚さとする、クラックの生成によって増加する表面エネルギー W_s は、界面が2面生ずることから、

$$W_s = 2 \times 2c \cdot \gamma \quad (1)$$

ここで、 γ は単位面積当たりの表面エネルギーである。

一方、クラックが生成した小領域の体積は $1 \times \pi c^2$ であり、この部分に蓄えられていたひずみエネルギー W_E は

$$W_E = \frac{\sigma^2}{2E} \cdot \pi c^2 \quad (2)$$

ここで、 σ は遠方の応力、 E はヤング率である。

生成したクラックが進展して破壊に至るか否かの臨界条件は、クラックの進展に伴うひずみエネルギーの解放増分が、表面エネルギーの増分を上回ることである。すなわち、

$$\frac{dW_E}{dc} \geq \frac{dW_s}{dc} \quad (3)$$

$$\sigma_f \geq \sqrt{\frac{4\gamma E}{\pi c}} \quad (4)$$

ここで、 σ_f は破壊応力であり、(4)式はGriffithの条件と呼ばれる。

(4)式はクラック形状が理想的な場合であり、一般にはクラックの形状を考慮して、形状因子 Y を導入し(4)式を

$$\alpha \geq \frac{1}{Y} \sqrt{\frac{4\gamma E}{\pi c}} \quad (5)$$

としている。

(5)式における c と Y の値は黒鉛の場合、すでに内部構造の章で述べたように極めて幅広い分布を示すために、その強度 σ_f のばらつきも大きくなると考えられる。このように黒鉛の強度及びそのばらつきは定性的には、(5)式によって理解されるが次節では黒鉛の強度の実測値について議論を進める。

3.2 黒鉛の静的強度

Table 1 に等方性黒鉛 IG-11 と準等方性黒鉛 H451 の静的強度 (引張り, 圧縮及び曲げ強度) の平均値と標準偏差を示す。試験方の採取方法は、試験片の長手方向が成形素材の長手方向に平行 (//) 又は垂直 (\perp) とした。成形素材の長手方向は、H451 黒鉛の場合、押し出し方向に一致するので、黒鉛結晶粒の六角網面が長手方向に平行に揃う形の優先方位となる。IG-11 黒鉛の場合には、等軸加圧成形であるため H451 黒鉛の場合のような明確な優先方位は見られない。

IG-11 と H451 黒鉛の強度を比較すると、前者の強度は引張、圧縮、曲げのいずれについても、後者に比較して大きく、そのばらつきは小さい。これは前節に示したように、これらの材料中に存在する気孔及びクラックの分布と大きさの差に起因すると考えられる。

Table 2 は直径 380mm × 長さ 700mm の IG-11 黒鉛ブロック素材各部の強度分布を示す。Table 3 は直径 431mm × 長さ 812mm の H451 黒鉛素材ブロック各部の強度分布を示す。IG-11 黒鉛では引張り強度、圧縮強度ともにブロック内各部のばらつきは $\pm 5\%$ 以内であり、H451 黒鉛の場合の半分以下であることが分かる。これは、(1) IG-11 黒鉛では静水圧による加圧成形であるため内部組織がより均質であり優先方位も発生しにくいのに対し、(2) 押し出し材である H451 黒鉛では、内部組織はより不均質であり優先方位が存在することに対応していると考えられる。H451 黒鉛ではブロック内部と外周部の強度に有意の差が観察される。

3.3 静的強度のばらつきの統計的処理

3.2 節では実際の黒鉛の静的強度について、平均値と標準偏差の点から検討した。ここでは、強度のばらつきを統計的に処理するための基本的考え方について検討する。材料中の欠陥分布の反映としての強度分布を的確に処理することが信頼性の高い設計を行う上で不可欠な条件であると考えられるからである。ぜい性材料の破壊の特徴、大きなばらつき、を処理するためには現在 Weibull 統計が広く用いられている。

Weibull のモデルでは引張り応力下にある試験片中の微小体積部分が破壊しない確率 $dS(\sigma)$ は

$$dS(\sigma) = \exp \left\{ - \left\{ (\sigma - \sigma_u) / \sigma_0 \right\}^m \right\} dV \quad (6)$$

で表されると仮定する。¹⁰⁾ここで、 σ は体積要素 dV に作用する応力、 σ_u は破壊の確率がこれ以下では零となる応力、 σ_0 は規格化因子である。試験片自体の破壊しない確率 $S(\sigma)$ は(6)式を全体積 V について適用して、

$$S(\sigma) = \exp\left[-\int_V \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m dV\right] \quad (7)$$

破壊の確率 $F(\sigma)$ は

$$F(\sigma) = 1 - S(\sigma) \quad (8)$$

であるから

$$F(\sigma) = 1 - \exp\left[-\int_V \left(\frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m dV\right] \quad (9)$$

となる。ここで、 m はWeibull係数と呼ばれ、強度のばらつきを表すひとつの尺度である。

このWeibull統計をIG-11黒鉛の引張り強度に適用したのがFig. 8で、図中の直線は $\sigma_u = 0$ としたときの(9)式に対応している。この図の結果は黒鉛の引張り強度が、ほぼWeibull統計¹¹⁾に従うことを示している。圧縮強度や曲げ強度についても同様の結果が得られている。

3.4 強度に及ぼす試験片寸法の効果

3.4.1 Weibull統計による取り扱い

黒鉛の静的強度がWeibull統計に従うとして、強度に及ぼす試験片寸法(体積)の効果を取り扱う。

有効体積 V_1 及び V_2 を持つ試験片サンプルの強度を各々 σ_1 、 σ_2 とすると、(7)式から

$$S(\sigma_i) = \exp\left[-\int_{V_i} \left(\frac{\sigma_i - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m dV_i\right] \quad (10)$$

$$i = 1, 2$$

ここで、両サンプルについて試験片の非破壊確率が等しい(例えば50%)点で σ_i を比較すると、(10)式から

$$\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m V_1 = \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_u}{\sigma_0}\right)^m V_2 \quad (11)$$

(11)式は試験片の有効体積と強度の関係を示す式で、黒鉛では一般に $\sigma_u = 0$ とすることが多いので、上式は

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \left(\frac{V_2}{V_1}\right)^{\frac{1}{m}} \quad (12)$$

となる。

3.4.2 等方性黒鉛の強度に及ぼす寸法効果

Fig. 9はIG-11黒鉛の引張り強度を、平行部の体積の異なる4種類の試験片について測定した結果を示す。体積が増加すると引張り強度はわずかに低下する傾向にある。しかし、その低下量は体積が10倍になると2%程度である。(12)式において、ワイブル係数 m を3.3節において示したデータに従って、 $m=15.3$ とすると、体積が10倍に増すと約14%強度が低下することになる。これは実測値よりもはるかに大きい。圧縮強度の場合には m は約35程度であり、¹¹⁾この場合には10倍の体積増加で約6%強度が低下することになる。実際には低下量は4%程度であるので、圧縮の場合にも計算値は実測値をかなり上回る。

このように体積効果に関してこれまで得られたデータは、引張り、圧縮ともに強度低下量は計算値よりも少ない。この原因としては、弾塑性体であるが黒鉛が、ぜい性材料をモデルとするWeibullのモデルと完全には一致しないことが考えられる。今後更に体積効果に関して実験を進め、特に黒鉛の破壊の機構との関連を明らかにすることが必要である。但し考慮すべき点として、これまでのところ、Weibull統計に従った処理は、安全側になっていることが指摘できる。

3.4.3 構造物の強度に対する考え方

試験片を用いて得たデータから構造物の強度を評価する場合の考え方について述べる。

一般に試験片は比較的小さく、実際の構造物は大きいので強度に及ぼす寸法効果を明らかにすることは重要であると考えられる。しかし大型構造物の場合でも、体積は必ずしも外形寸法ほどは大きくない場合がある。例えば高温ガス実験炉炉心部を構成する黒鉛製燃料ブロックは平径334mm、高さ700mmの六角ブロックであるが、直径56mm燃料孔が18個、上下方向に貫通しているため体積は孔なしの場合の約半分となる。同じく黒鉛スリーブの場合には、体積は中実棒の40%程度となる。このように構造物の体積は中実のブロックに比較してかなり小さい場合が多いことは注意しなければならない。

構造物の強度を考える上で重要な、いまひとつの点は構造物のどの部分で破壊が起こるかという問題である。例えば上記の燃料ブロックの場合、隣り合う燃料孔間の最短距離はわずか10mmであり、横方向荷重による破断の場合はもちろん、長手方向の荷重の場合にもこの部分が応力集中によって最初に破断することが考えられる。この場合には強度を決定する有効体積は実際の体積に比較して極めて小さいことになり、微小部分の発生応力の評価と通常サイズの試験片の強度から構造物全体の強度が評価できる。このように構造物の強度を評価するためには構造物の形状と応力の発生状況を把握することが重要である。

なお、実験炉内構造物の物理的体積の例として、燃料ブロックと燃料スリーブとを考えると、各々約 $3.7 \times 10^4 \text{ cm}^3$ 、 $4.4 \times 10^2 \text{ cm}^3$ となる。一方、黒鉛材料の強度試験で通常用いられる最大の試験片は直径50mm×長さ100mm程度であり、この場合、体積は $2 \times 10^2 \text{ cm}^3$ となる。

3.5 まとめ

黒鉛の強度のばらつきは、材料中の内在欠陥の大きさの分布と形状の多様性に起因すると考

えられる。このことは原理的にはGriffithの理論によって理解できる。実際の炉心部用黒鉛 IG-11 と H451 黒鉛の静的強度のばらつきを比較すると、各々の黒鉛ブロック内各部のばらつきは前者では±5%以内であり、後者の半分以下となっている。これは IG-11 黒鉛ではコークス粒が微粒でより均質であり、また静水圧による加圧成形であるため、ブロック内全体にわたって組織変化が小さいことになると考えられる。

このような黒鉛のばらつきは、統計的にはWeibullの理論で処理されることが多く、IG-11 黒鉛の場合には、ほぼこの理論に従う。強度に及ぼす寸法効果に関してWeibullの理論を適用すると、IG-11黒鉛の引張り強度の場合、実測値は計算値よりも大きく、この理論による評価は安全側にあると考えられる。

構造物の強度については、構造物の物理的体積ではなく、強度を決定する部分の有効体積が重要である。このことは、構造物の強度を評価する場合に、構造物内の応力分布を明らかにすることが重要であることを意味している。

4. 疲 勞 特 性

本章では、黒鉛材料の繰返し応力特性（疲労特性）について、主として微粒等方性黒鉛 IG-11 の場合のデータを実例として、考察を加える。特に疲労試験によって得た疲労寿命の生データから設計に利用できる疲労線図を作成する統計的処理の方法を明らかにすると共に、得られた疲労線図から、実験炉炉心部黒鉛構造物の使用条件下での寿命予測に関する基本的考え方を提示する。

4.1 疲労寿命の分布

4.1.1 疲労寿命の生データ

Fig. 10 は IG-11 黒鉛の引張り-引張り型疲労試験の結果得られた負荷応力と破断までの応力繰返し数の関係を示す。図中で $\bar{\sigma}_t$ はこの黒鉛の平均引張り強度を示す。すなわち、この図は繰返し負荷応力の最大値 σ_A が平均引張り強度の 80 - 100 % の範囲にあることを示している。この図に示した結果から破断までの応力繰返し数 N_f はある負荷応力レベルで 10^3 程度の範囲にばらつくことが分かる。このような黒鉛の疲労強度のばらつきの程度は金属材料の場合に比較して 1桁程度大きく、静的強度の場合と同様に疲労強度の場合にも統計的処理法が不可欠である。いずれにせよ、負荷応力 σ_A が小さければ、破断までの繰返し数 N_f は大きくなる傾向にある。ここで示したのは引張り-引張り型疲労の場合のデータであるが、圧縮-圧縮型疲労の場合にも基本的には同様のことが言える。引張り-圧縮型疲労の場合には、引張り側、圧縮側各々の荷重水準に依存するが、圧縮荷重 / 引張り荷重比が同じ場合について比較すれば、荷重水準が高い場合のほうが疲労寿命は短い。ここで最小負荷荷重 / 最大負荷荷重の比を R 値と言ひ、例えば、圧縮側負荷荷重 - 20MPa（圧縮側をマイナスとする）、引張り側 10MPa の場合、R 値は -2 となる。Fig. 10 で示したゼロ↔引張り型疲労試験の場合には $R=0$ である。

4.1.2 疲労寿命の分布

Fig. 10 に示したとおり同一負荷応力レベルでも破断までの応力繰返し数 N_f は大きなばらつきを示す。従って、 N_f すなわち疲労寿命の分布を評価することが、疲労データの解析のため不可欠である。Fig. 11 は Fig. 10 に示した疲労データのうち、最大負荷応力レベルが $1.0 \bar{\sigma}_t$ （平均引張り強度）、 $0.95 \bar{\sigma}_t$ 、 $0.9 \bar{\sigma}_t$ の場合の N_f を Weibull 分布に当てはめてみたものである。すなわち、(9)式と同様の考え方に従って、 $L = \log N_f$ 、 L_0 を規格化定数として次式に当てはめた。

$$F(L) = 1 - \exp \left\{ - \int_{L_0}^L \left(\frac{L}{L_0} \right)^m dv \right\} \quad (13)$$

この図において直線は(13)式に対応しており、疲労寿命の対数が Weibull 分布に従うことを意味

している。負荷応力レベルが低くなると直線からのずれが大きくなる傾向が見られるが、この点については今後の詳細なデータを待つこととして、ここでは第一近似として疲労寿命の対数がWeibull分布に従うものとして以後の検討を進める。

4.2 統計的処理の方法

静的強度の場合と同様、疲労寿命すなわち疲労強度についても適切な統計的処理が必要であることは前節で述べた。ここでは、これまでに行われてきたデータ解析法（対応応力法¹²⁾、GAT (General Atomic Technologies, Inc.) の方法¹³⁾、反復三変数法¹⁴⁾等)のうち、疲労がき裂伝ば速度法則に支配されているという仮定に従って、反復三変数法に依る解析を試みる。

まず、き裂の伝ば速度 da/dN が

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n \quad (14)$$

で表されるとする。ここで

a : き裂長さ

N : 応力繰返し数

ΔK : 応力拡大係数範囲 ($= \Delta \sigma \sqrt{\pi a}$)

C, n : 定数

破壊開始時におけるき裂の長さを a_f 、初期き裂の長さを a_0 として(14)式を積分すると

$$\int_0^{N_f} dN = \frac{1}{C} \left(\frac{1}{\Delta \sigma \sqrt{\pi}} \right)^n \int_{a_0}^{a_f} (\sqrt{a})^{-n} da \quad (15)$$

ここで、 $(\sqrt{a_f})^{2-n} \approx 0$ として、

$$N_f = \frac{2}{C} \left(\frac{1}{2-n} \right) \left(\frac{1}{\Delta \sigma \sqrt{\pi}} \right)^n [-\sqrt{a_0}^{2-n}] \quad (16)$$

一方、任意の試験片での強度を σ_i とすると、(16)式は

$$N_f = \left(\frac{2}{C} \right) \left(\frac{1}{n-2} \right) \left(\frac{1}{\Delta \sigma} \right)^n (\sigma_i \sqrt{\pi a_0})^{2-n} \sigma_i^{n-2} \quad (17)$$

となる。臨界応力拡大係数 $K_{Ic} = \sigma_i \sqrt{\pi a_0}$ と考えられるから

$$N_f = A \Delta \sigma^{-n} \sigma_i^{(n-2)} \quad (18)$$

となる。ここで

$$A = \left(\frac{2}{C} \right) \left(\frac{1}{n-2} \right) \left(\frac{1}{\pi} \right) (K_{Ic})^{2-n} \quad (19)$$

静的強度分布にWeibull分布を仮定すると、 F を破壊確率、 m 、 σ_0 を定数として

$$\ln \left(\ln \frac{1}{1-F} \right) = m \ln \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0} \right) \quad (20)$$

となる。20式を用いて(18)式から σ_i を消去すると

$$\ln N_f + n \ln \Delta \sigma = \alpha + \left(\frac{n-2}{m} \right) \ln \left(\ln \frac{1}{1-F} \right) \quad (21)$$

ただし、 $\alpha = \ln A + (n-2) \ln \sigma_0$ 。 (22)

21式の係数 n 、 α 、 $\left\{ \frac{(n-2)}{m} \right\}$ を決めるために三変数回帰分析を行い、回帰される n の値に対して21式の左辺の値に再計算及び再配列を行いつつ、三変数回帰の反復計算を n 値が収束するまで行う。この収束が完了した時点で、 n 、 α 、 $\left(\frac{n-2}{m} \right)$ の値を決定するのである。この方法の特徴は、各負荷応力レベルでの全データ点をひとつの式で回帰できる点にある。

4.3 疲労特性データ

本節では前節で述べた反復三変数法によってFig. 10に示したデータを解析し、疲労データの解析例を示す。また、 R 値の異なる負荷応力条件で得たデータを同様の手法で解析した結果得られた疲労線図を示す。

Fig. 12は、Fig. 10に示した疲労データを21式を用いて解析した例である。図中で直線は

$$\ln N_f + 45.63 \ln \sigma_a = 149.8 + 2.453 \ln \ln \left(\frac{1}{1-F} \right) \quad (23)$$

を表す。Fig. 12には得られた直線と共に95%の信頼限界を表す曲線をも示す。95%の信頼限界を示す曲線のうち、實際上意味を持つのは下側の曲線(下側信頼限界)のみである。なお信頼限界は付録に示したSTUDENTの t 分布を用いて算出した。信頼限界の求め方の具体例はFig. 13の説明に関連して述べる。

Fig. 13は反復三変数法によって得た直線、式23を通常のS-N線図によって表したものである。ここで疲労破壊しない確率(生存確率)と信頼限界を各々、分子(%) / 分母(%)で示してある。ここで、例えば、Meanの直線は、式23で $F = 0.50$ (50%)としたときの σ_a と N_f の関係である。また、95 / 95は生存確率95%($F = 0.05$)で信頼限界95%の場合の σ_a と N_f の関係を示す。99 / 95は同様に生存確率99%($F = 0.01$)信頼限界95%の場合である。信頼限界の計算は、例えば99 / 95の場合、23式において $F = 0.01$ とし、付録に示したSTUDENT関数を用いて

$$149.8 + 2.453 \ln \ln \left(\frac{1}{1-0.01} \right) \pm t \left(\frac{0.95}{2}, n-2 \right) \sqrt{\frac{1}{n-2} \sum_i (Q_i - \bar{Q})^2 \left(1 + \frac{1}{n} + \frac{\ln \ln \left(\frac{1}{1-0.01} - \bar{x} \right)}{\sum_i \xi_i^2} \right)}$$

(24)

ここで、nはサンプル数、

$$Q_i = \ln N_{fi} + n \ln \sigma_{ai}, \quad x = \ln \ln \left(\frac{1}{1-F} \right),$$

$$\bar{Q} = \sum Q_i / n,$$

$$\sum \xi_i^2 = \sum x_i^2 - \bar{x} \sum x_i,$$

$$\text{但し } \xi_i = x_i - \bar{x}, \quad \bar{x} = \sum x_i / n$$

(24)式の第3項の値は±0.223となる。この値のマイナス側を(24)式に代入し、更に(23)式の右辺を(24)式で置き代えたとき得られる σ_a と N_f の関係が、Fig. 13の99/95である。

ASME Code, Section III, Division II, Subsection CEでは、破壊しない確率と下側信頼限界を各々、99%及び95%とした式を設計曲線として提案している。

Fig. 14は種々のR値、すなわち種々の荷重負荷モードについてのデータをひとつの疲労線図にまとめたものでGoodman diagramと呼ばれている。

この図の求め方は、種々のR値に対して上記の方法で99%/95%のS-N曲線を得、その曲線から、任意の荷重繰返し数、例えば $N_f = 10^5$ に対する σ_a を求め、各々のR値の軸上にその σ_a の値をプロットし、各点を結んで線図とするものである。

この図で、例えばT点は引張り強度を、C点は圧縮強度を示す。前節で取り扱ったO↔引張り型疲労においてO↔10MPaの荷重条件は図中の点Xであり、 10^5 回では疲労破壊しないことを示している。点Yは引張り応力10MPa、圧縮応力-10MPaの点を示しており、同様に 10^5 回の繰返し荷重で破壊しないことが分かる。図中の下側半分は圧縮圧縮型疲労の場合のデータである。

このGoodman diagramは反復三変数法で求めたが、GATの方法や対応応力法でもほぼ同様の曲線が得られる。但し、信頼限界の幅は反復三変数の場合はより狭くなり、結果としてより高い許容応力値が得られる。

4.4 実験炉炉心部黒鉛構造物の寿命予測

Fig. 15は実験炉用標準燃料体黒鉛ブロック内に定格運転条件下で発生する熱応力を有限要素法により求めた例である。¹⁵⁾ 図に示すように応力の最大値は燃料棒内面に引張で9.0MPa、圧縮で-4.1MPaとなっている。制御棒燃料体黒鉛ブロックではFig. 16に示すように、応力の最大値は引張で制御棒内面に3.6MPa、圧縮側では燃料棒内面で-4.5MPaとなっている。

これらの値に基づき、4.3節で求めた疲労寿命と荷重応力条件の関係から、IG-11黒鉛製構造物の寿命を評価した結果をまとめたのがTable 4である。例えば燃料ブロックのCase Iの場合、実験炉の寿命期間中に受ける熱応力の繰返し数 $N = 1700$ に対し破壊確率1% (F

$= 0.01$)としたとき、許容応力に対応する値は、17.8MPaとなる。Case IIでは、 $N=1700$ で使用応力 $\sigma_a = 9.0$ MPaのとき、破壊確率は 3×10^{-8} であることを表わしている。同様にCase IIIでは、使用応力と破壊確率を各々9.0MPa、0.01と定めたとき、破壊までの繰り返し数が 6×10^{16} であることを意味する。制御棒型ブロック及びサポートシートの場合も同様の考え方で表にまとめてある。

各構造物のCase IIIを見れば明らかなように、現在の設計から予測される発生応力に対して99%の生存確率を求めるとすると、破壊までの繰り返し数 N_f は十分に安全側にあることが分かる。

これに対して実験炉詳細設計Iに基づいて行ったSMI-24黒鉛の燃料体ブロックについての試算では、最大発生応力18.6MPa(平均引張り強度の76%)となり、寿命サイクルは20回となる。このようにIG-11黒鉛の場合($\sim 10^{16}$)との差が大きいのは、SMI-24黒鉛の引張り強度はIG-11黒鉛に比較して40%程度低いことのほかに、修正前の詳細設計Iのブロック形状では発生応力が高いことによると考えられる。

4.5 ま と め

疲労寿命の生データの例としてゼロ荷重-引張り荷重型疲労試験の結果を示した。更に反復三変数法によって統計的処理を行い、設計に使用できる疲労線図を作成する際の基本的手順を示した。また、他の荷重負荷モード($R=0$ 以外)でのデータをも同様の手法によって処理することによって、広範な荷重負荷モードに対する疲労線図、Goodman diagramを提示した。

得られた疲労線図から実験炉用黒鉛構造物に発生する熱応力について構造物の寿命予測を行い、IG-11黒鉛を用いた現在の設計によって十分安全側の値が確保されていることを示した。

5. あ と が き

高温材料強度研究室においては、これまでにIG-11黒鉛の疲労強度を様々な応力負荷モード(引張り-引張り、引張り-圧縮、圧縮-圧縮、リング圧縮等)下で測定し、統計的処理によって設計に用いる疲労線図を得た。この際、比較的低サイクルで($< 10^5$)疲労破壊が起こる応力レベルでのデータを処理して疲労線図を得た。金属材料を含む他種類の材料の疲労挙動を考慮すると、低応力においてS-N曲線の勾配が急になる可能性は少ないと考えられるが、この点については実験データによって検証する必要がある。この点を含めて、現在以下の諸点を明らかにするための実験を実施中である。

- (1) 低荷重応力レベルにおけるデータを取得し、既に得た疲労線図を検証すること。
- (2) 寸法効果、体積効果についてデータを取得すると共に構造物の疲労強度の評価法を確立すること。
- (3) 高温疲労試験を実施し、高温データを取得すること。

また、今後の課題として実験炉模擬ヘリウムガス雰囲気中での試験を計画中である。

$= 0.01$)としたとき、許容応力に対応する値は、17.8MPaとなる。Case IIでは、 $N=1700$ で使用応力 $\sigma_a = 9.0$ MPa のとき、破壊確率は 3×10^{-8} であることを表わしている。同様に Case IIIでは、使用応力と破壊確率を各々 9.0MPa、0.01と定めたとき、破壊までの繰り返し数が 6×10^{16} であることを意味する。制御棒型ブロック及びサポートシートの場合も同様の考え方で表にまとめてある。

各構造物のCase IIIを見れば明らかなように、現在の設計から予測される発生応力に対して99%の生存確率を求めるとすると、破壊までの繰り返し数 N_f は十分に安全側にあることが分かる。

これに対して実験炉詳細設計Iに基づいて行ったSMI-24黒鉛の燃料体ブロックについての試算では、最大発生応力18.6MPa(平均引張り強度の76%)となり、寿命サイクルは20回となる。このようにIG-11黒鉛の場合($\sim 10^{16}$)との差が大きいのは、SMI-24黒鉛の引張り強度はIG-11黒鉛に比較して40%程度低いことのほかに、修正前の詳細設計Iのブロック形状では発生応力が高いことによると考えられる。

4.5 ま と め

疲労寿命の生データの例としてゼロ荷重-引張り荷重型疲労試験の結果を示した。更に反復三変数法によって統計的処理を行い、設計に使用できる疲労線図を作成する際の基本的手順を示した。また、他の荷重負荷モード($R=0$ 以外)でのデータをも同様の手法によって処理することによって、広範な荷重負荷モードに対する疲労線図、Goodman diagramを提示した。

得られた疲労線図から実験炉用黒鉛構造物に発生する熱応力について構造物の寿命予測を行い、IG-11黒鉛を用いた現在の設計によって十分安全側の値が確保されていることを示した。

5. あ と が き

高温材料強度研究室においては、これまでにIG-11黒鉛の疲労強度を様々な応力負荷モード(引張り-引張り、引張り-圧縮、圧縮-圧縮、リング圧縮等)下で測定し、統計的処理によって設計に用いる疲労線図を得た。この際、比較的低サイクルで($< 10^5$)疲労破壊が起こる応力レベルでのデータを処理して疲労線図を得た。金属材料を含む他種類の材料の疲労挙動を考慮すると、低応力においてS-N曲線の勾配が急になる可能性は少ないと考えられるが、この点については実験データによって検証する必要がある。この点を含めて、現在以下の諸点を明らかにするための実験を実施中である。

- (1) 低負荷応力レベルにおけるデータを取得し、既に得た疲労線図を検証すること。
- (2) 寸法効果、体積効果についてデータを取得すると共に構造物の疲労強度の評価法を確立すること。
- (3) 高温疲労試験を実施し、高温データを取得すること。

また、今後の課題として実験炉模擬ヘリウムガス雰囲気中での試験を計画中である。

上記課題のうち、寸法効果については、圧縮-圧縮疲労のデータ、また以前に実験炉想定材料であったSM1-24 黒鉛についてのデータから平均強度で規格化することにより寸法効果の評価ができると予想されるが、この点を検証する必要がある。

温度の効果については、SM1-24 黒鉛製 1/5 モデル黒鉛ブロックの 1000℃における疲労試験の結果及び 1000℃程度の温度では黒鉛の強度は室温より高くなる事実から、IG-11黒鉛の場合にも室温のデータは安全側であると考えられる。この点を検証する予定である。

謝 辞

本報告書をまとめるに当たり御指導下さった、岡本芳三高温工学部長に感謝致します。また、黒鉛の疲労試験に関しては吉本 修氏（現東洋炭素、1977年10月-1981年4月）の寄与が大きく、記して感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所：多目的高温ガス炉研究開発の現状（1983）。
- 2) T. Oku, M. Eto and T. Arai : IAEA Specialists Meeting on Mechanical Behavior of Graphite for HTGR, Vienna (1979) .
- 3) T. Oku, M. Eto, K. Fujisaki, S. Yoda and S. Ishiyama : 3rd US-Japan Seminar on HTGR Safety Technology, Brookhaven National Laboratory, New York (1982) .
- 4) S. Mrozowski : Proc. 1st and 2nd Conf. Carbon, Univ. Buffalo, P. 31 (1956) .
- 5) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 58 (1970) .
- 6) M. Eto, Y. Sasaki, M. Ouchi and N. Tamura : JAERI-M 7223 (1977) .
- 7) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 25 (1970) .
- 8) J. M. Dickinson and J. W. Shore : Carbon 6, 937 (1968) .
- 9) A. A. Griffith : Royal Soc. (London), Series A, 221, 163 (1920) .
- 10) W. Weibull : J. Appl. Mech. 18, 293 (1951) .
- 11) 日本原子力研究所：実験炉用黒鉛銘柄選定ワーキンググループ報告書（非公関）(1981) .
- 12) B. J. S. Wilkins : Fracture mechanics of Ceramics, Vol. 2, Ed. by R. C. Bradt et al, Plenum, New York P. 875 (1974) .
- 13) R. J. Price : Carbon 16, 367 (1978) .
- 14) K. Jakus, D. C. Coyne and J. E. Ritter, Jr. : J. Mater. Sci. 13, 2771 (1978) .
- 15) 日本原子力研究所：多目的高温ガス実験炉詳細設計(I), 日本原子力研究所多目的炉設計研究室（非公関）。

上記課題のうち、寸法効果については、圧縮-圧縮疲労のデータ、また以前に実験炉想定材料であったSM1-24 黒鉛についてのデータから平均強度で規格化することにより寸法効果の評価ができると予想されるが、この点を検証する必要がある。

温度の効果については、SM1-24 黒鉛製 1/5 モデル黒鉛ブロックの 1000℃における疲労試験の結果及び 1000℃程度の温度では黒鉛の強度は室温より高くなる事実から、IG-11黒鉛の場合にも室温のデータは安全側であると考えられる。この点を検証する予定である。

謝 辞

本報告書をまとめるに当たり御指導下さった、岡本芳三高温工学部長に感謝致します。また、黒鉛の疲労試験に関しては吉本 修氏（現東洋炭素、1977年10月-1981年4月）の寄与が大きく、記して感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所：多目的高温ガス炉研究開発の現状（1983）。
- 2) T. Oku, M. Eto and T. Arai : IAEA Specialists Meeting on Mechanical Behavior of Graphite for HTGR, Vienna (1979)。
- 3) T. Oku, M. Eto, K. Fujisaki, S. Yoda and S. Ishiyama : 3rd US-Japan Seminar on HTGR Safety Technology, Brookhaven National Laboratory, New York (1982)。
- 4) S. Mrozowski : Proc. 1st and 2nd Conf. Carbon, Univ. Buffalo, P. 31 (1956)。
- 5) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 58 (1970)。
- 6) M. Eto, Y. Sasaki, M. Ouchi and N. Tamura : JAERI-M 7223 (1977)。
- 7) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 25 (1970)。
- 8) J. M. Dickinson and J. W. Shore : Carbon 6, 937 (1968)。
- 9) A. A. Griffith : Royal Soc. (London), Series A, 221, 163 (1920)。
- 10) W. Weibull : J. Appl. Mech. 18, 293 (1951)。
- 11) 日本原子力研究所：実験炉用黒鉛銘柄選定ワーキンググループ報告書（非公関）(1981)。
- 12) B. J. S. Wilkins : Fracture mechanics of Ceramics, Vol. 2, Ed. by R. C. Bradt et al, Plenum, New York P. 875 (1974)。
- 13) R. J. Price : Carbon 16, 367 (1978)。
- 14) K. Jakus, D. C. Coyne and J. E. Ritter, Jr. : J. Mater. Sci. 13, 2771 (1978)。
- 15) 日本原子力研究所：多目的高温ガス実験炉詳細設計(I), 日本原子力研究所多目的炉設計研究室（非公関）。

上記課題のうち、寸法効果については、圧縮-圧縮疲労のデータ、また以前に実験炉想定材料であったSM1-24 黒鉛についてのデータから平均強度で規格化することにより寸法効果の評価ができると予想されるが、この点を検証する必要がある。

温度の効果については、SM1-24 黒鉛製 1/5 モデル黒鉛ブロックの1000℃における疲労試験の結果及び1000℃程度の温度では黒鉛の強度は室温より高くなる事実から、IG-11黒鉛の場合にも室温のデータは安全側であると考えられる。この点を検証する予定である。

謝 辞

本報告書をまとめるに当たり御指導下さった、岡本芳三高温工学部長に感謝致します。また、黒鉛の疲労試験に関しては吉本 修氏（現東洋炭素、1977年10月-1981年4月）の寄与が大きく、記して感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 日本原子力研究所：多目的高温ガス炉研究開発の現状（1983）。
- 2) T. Oku, M. Eto and T. Arai : IAEA Specialists Meeting on Mechanical Behavior of Graphite for HTGR, Vienna (1979) .
- 3) T. Oku, M. Eto, K. Fujisaki, S. Yoda and S. Ishiyama : 3rd US-Japan Seminar on HTGR Safety Technology, Brookhaven National Laboratory, New York (1982) .
- 4) S. Mrozowski : Proc. 1st and 2nd Conf. Carbon, Univ. Buffalo, P. 31 (1956) .
- 5) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 58 (1970) .
- 6) M. Eto, Y. Sasaki, M. Ouchi and N. Tamura : JAERI-M 7223 (1977) .
- 7) 水島三知, 岡田 純：炭素材料, 共立出版, 東京, P. 25 (1970) .
- 8) J. M. Dickinson and J. W. Shore : Carbon 6, 937 (1968) .
- 9) A. A. Griffith : Royal Soc. (London), Series A, 221, 163 (1920) .
- 10) W. Weibull : J. Appl. Mech. 18, 293 (1951) .
- 11) 日本原子力研究所：実験炉用黒鉛銘柄選定ワーキンググループ報告書（非公開）(1981) .
- 12) B. J. S. Wilkins : Fracture mechanics of Ceramics, Vol. 2, Ed. by R. C. Bradt et al, Plenum, New York P. 875 (1974) .
- 13) R. J. Price : Carbon 16, 367 (1978) .
- 14) K. Jakus, D. C. Coyne and J. E. Ritter, Jr. : J. Mater. Sci. 13, 2771 (1978) .
- 15) 日本原子力研究所：多目的高温ガス実験炉詳細設計(I), 日本原子力研究所多目的炉設計研究室（非公開）。

附 録

信頼区間の計算

最尤関数を次式の線形関数モデルとした場合に回帰係数の各推定量 α と β の不確定さは両係数を不偏推定値として次のような信頼区間で与えられる。

$$Y = \alpha + \beta X$$

すなわち、 $X = X_*$ に対する推定値 y_* の平均 \bar{y}_* の信頼区間はサンプル数 n とした場合、次式で与えられる。

$$\alpha + \beta X_* \pm t \sqrt{S \left(\frac{1}{n} + \frac{X_* - \bar{X}}{\sum \xi_i^2} \right)}$$

ここで、 $\xi_i = X_i - \bar{X}$

$$S = \sigma^2 = \frac{1}{n-2} \sum (y_i - \hat{y}_i)^2$$

$$\hat{y}_i = \alpha + \beta X_i$$

すなわち、上下信頼限界は次式で与えられる。

$$\alpha + \beta X_* \pm t \sqrt{\frac{1}{n-2} \sum (y_i - \hat{y}_i)^2 \left\{ \frac{1}{n} + \frac{(X_* - \bar{X})^2}{\sum (X_i - \bar{X})^2} \right\}}$$

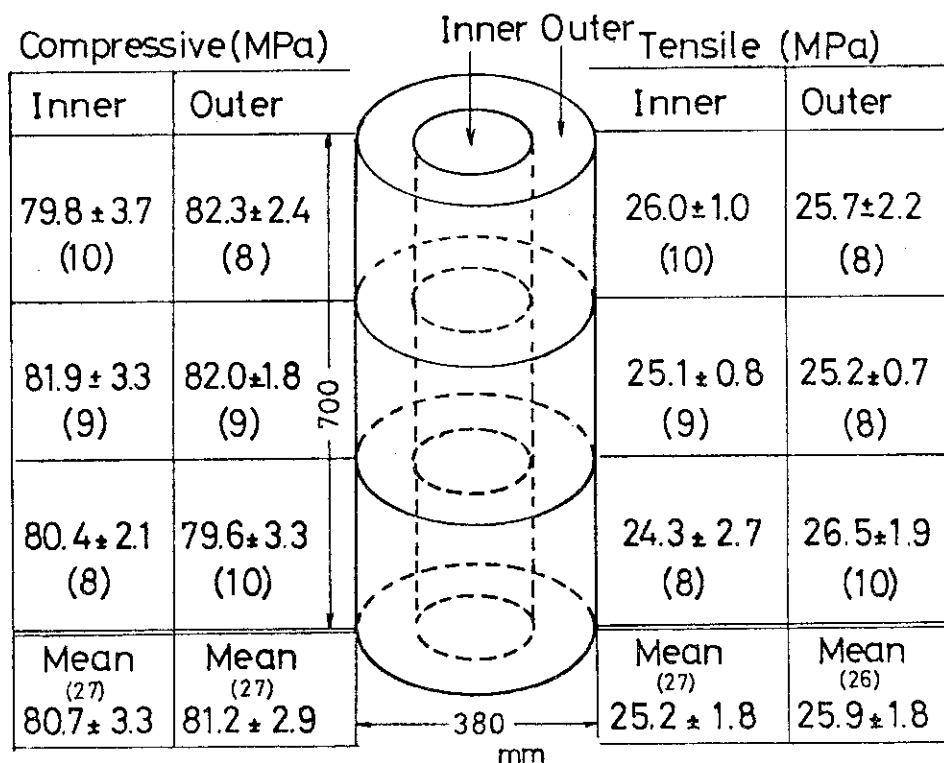
但し、 t は自由度 $n-2$ の STUDENT の t 分布に従うものとする。

参考文献としては、例えば、近藤次郎：応用確率論，日科技連（1970）がある。

Table 1 Static strength of IG-11 and H451 graphites

	IG-11 黒鉛				H451 黒鉛		
	素材ブロック平行 or 垂直	平均値± 標準偏差	標準偏差 平均値 %	試験片数	平均値± 標準偏差	標準偏差 平均値 %	試験片数
引張り強度 (MPa)	〃	24.9±1.9	7.6	40	14.2±3.3	23.2	40
	⊥	24.0±3.6	15.0	40	13.9±2.0	14.4	40
圧縮強度 (MPa)	〃	73.4±4.4	6.0	59	46.2±5.1	11.0	59
	⊥	69.6±4.6	6.6	80	50.9±3.3	6.5	80
曲げ強度 (MPa)	〃	34.7±2.6	7.5	59	24.0±4.4	18.3	56
	⊥	32.8±3.6	11.0	80	24.3±2.5	10.3	77

Table 2 Distribution of tensile and compressive strengths of IG-11 graphite (Specimen size: 4.5mm in diameter and 9mm in length)



Compressive strength

Mean value

81.0 ± 3.1 MPa
(54)

Tensile strength

Mean value

25.5 ± 1.8 MPa
(53)

Table 3 Tensile strength distribution within a large block of H451 graphite (Specimen size : 6.4mm in diameter and 23mm in length)

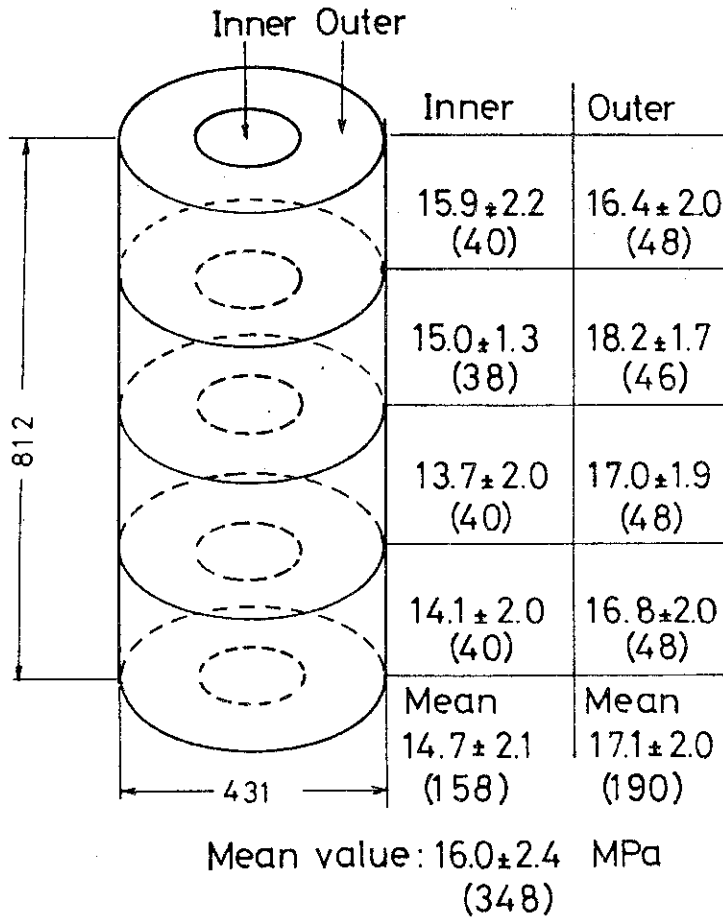


Table 4 Prediction of the fatigue life of graphite components in the VHTR

	Case I			Case II			Case III		
	Given		Esti- mated	Given		Esti- mated	Given		Esti- mated
	N	F	σ_a (MPa)	N	σ_a (MPa)	F	σ_a (MPa)	F	N_f
Fuel block	1700	0.01	17.8 ± 0.3*	1700	9.0	** 3 × 10 ⁻⁸	9.0	0.01	** 6 × 10 ¹⁶
Control rod block	1700	0.01	17.8 ± 0.3*	1700	3.6	** 6 × 10 ⁻¹⁶	3.6	0.01	** 7 × 10 ³³
Support sheet	10 ⁴	0.01	17.1 ± 0.3*	10 ⁴	10.5	** 1 × 10 ⁻⁶	10.5	0.01	** 4 × 10 ¹²

*) 95% Confidence limit

***) Too large or too small to estimate the confidence limit

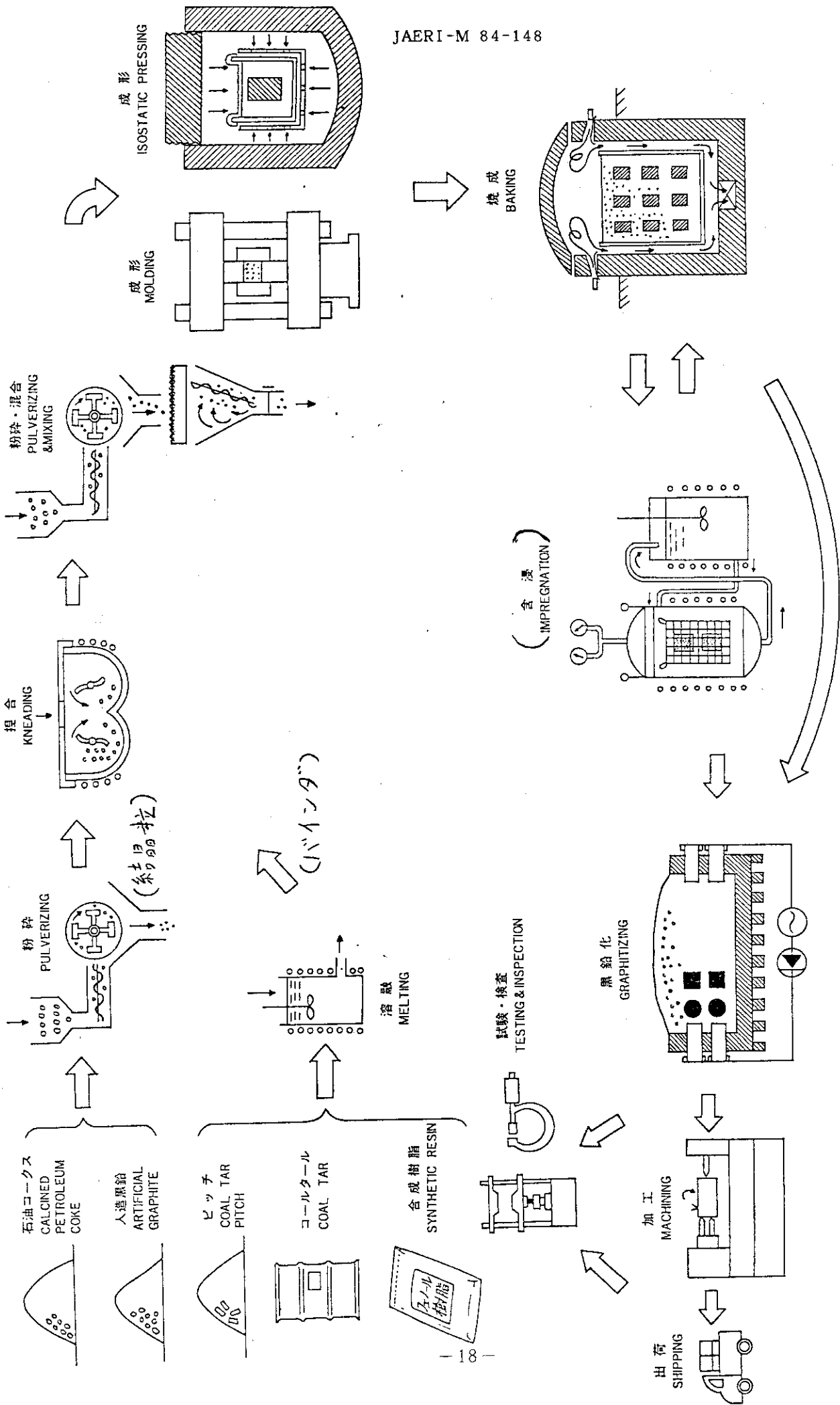


Fig. 3 A typical flow chart of the manufacturing process for artificial graphites

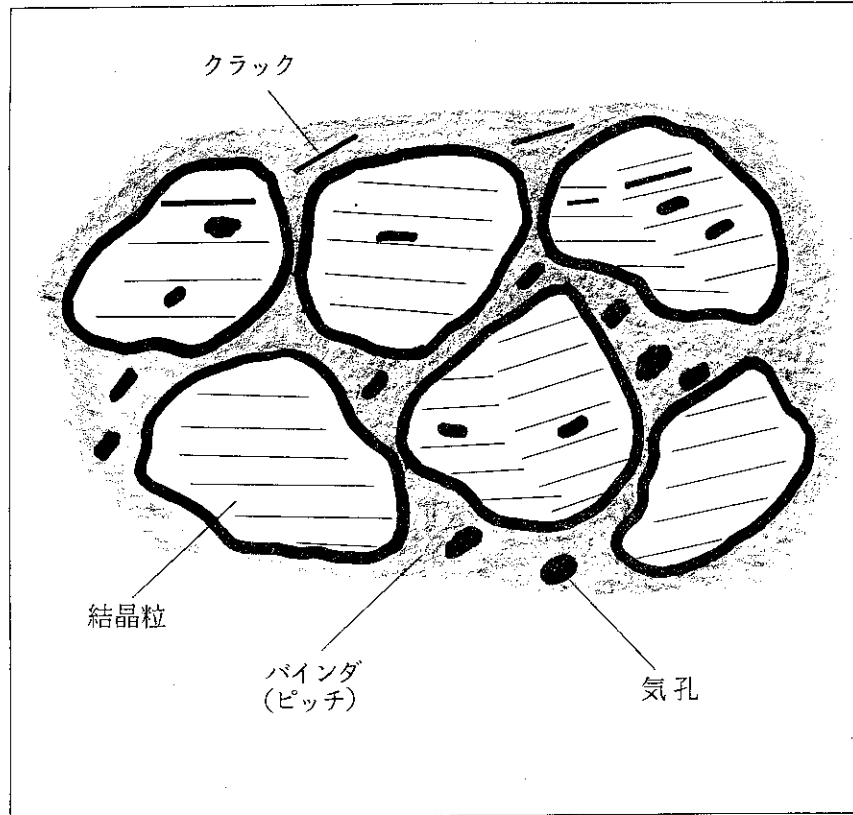


Fig. 4 A schematic for the structure of typical polycrystalline graphite

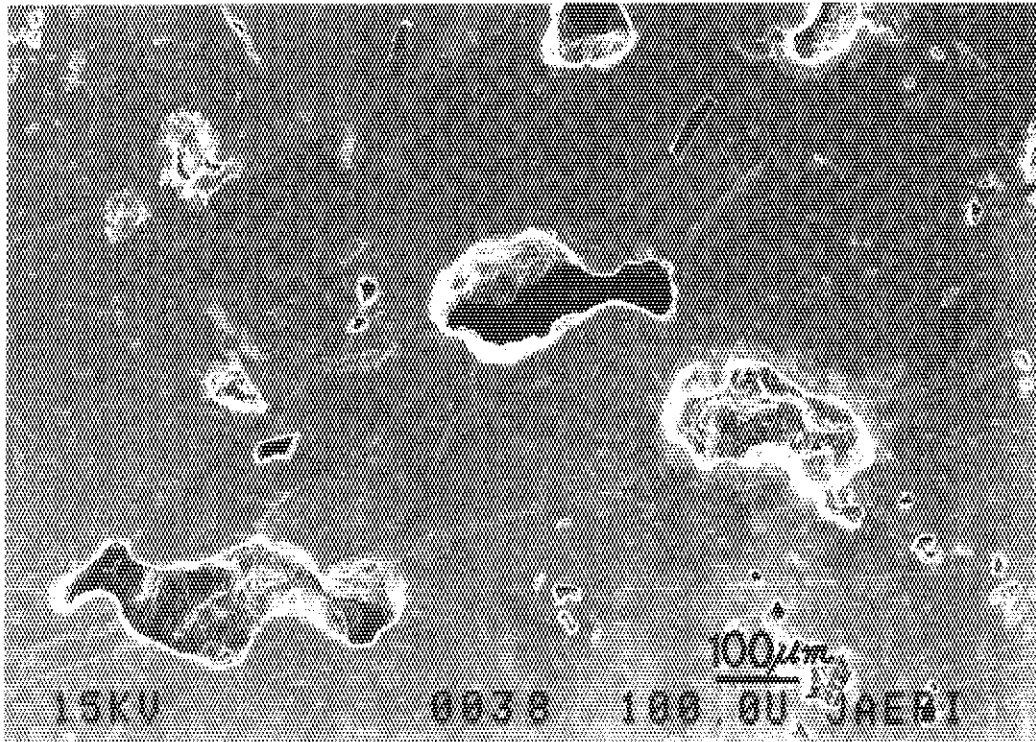


Fig. 5 Scanning electron microscope observation for the surface of H451 graphite

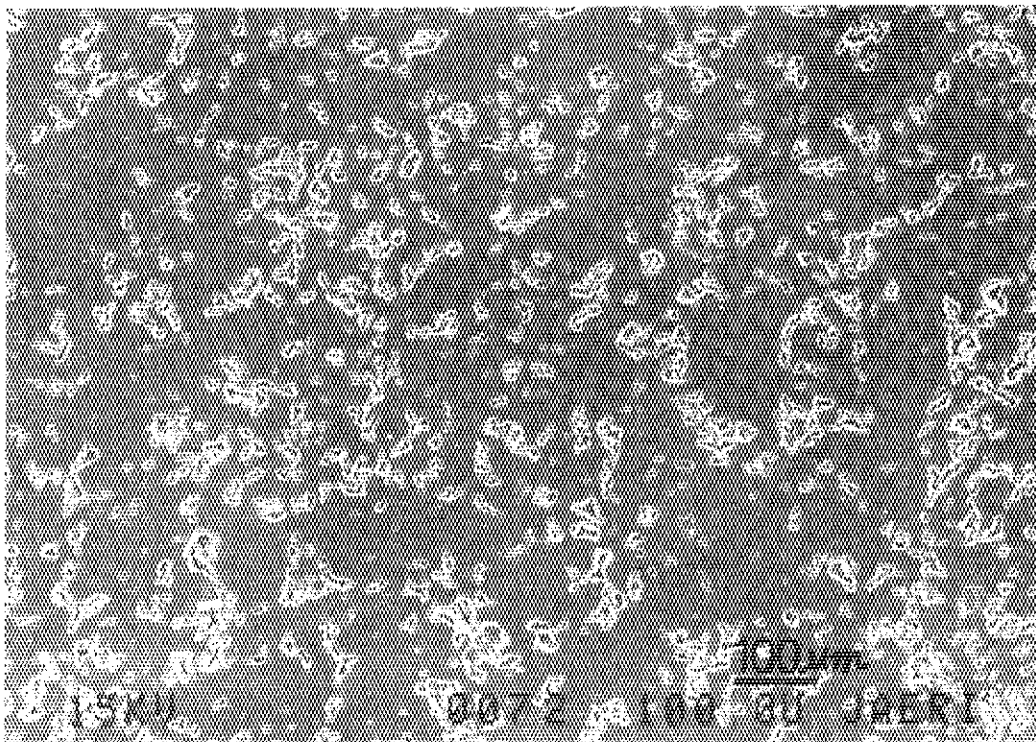


Fig. 6 Scanning electron microscope observation for the surface of IG-11 graphite

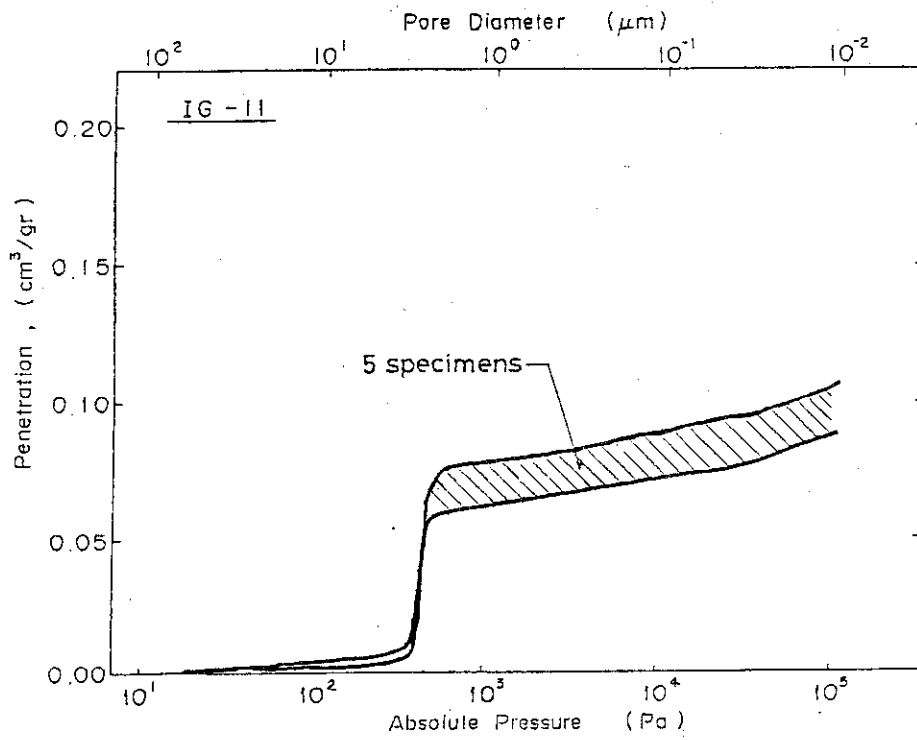


Fig. 7 Mercury porosimetry of IG-11 graphite

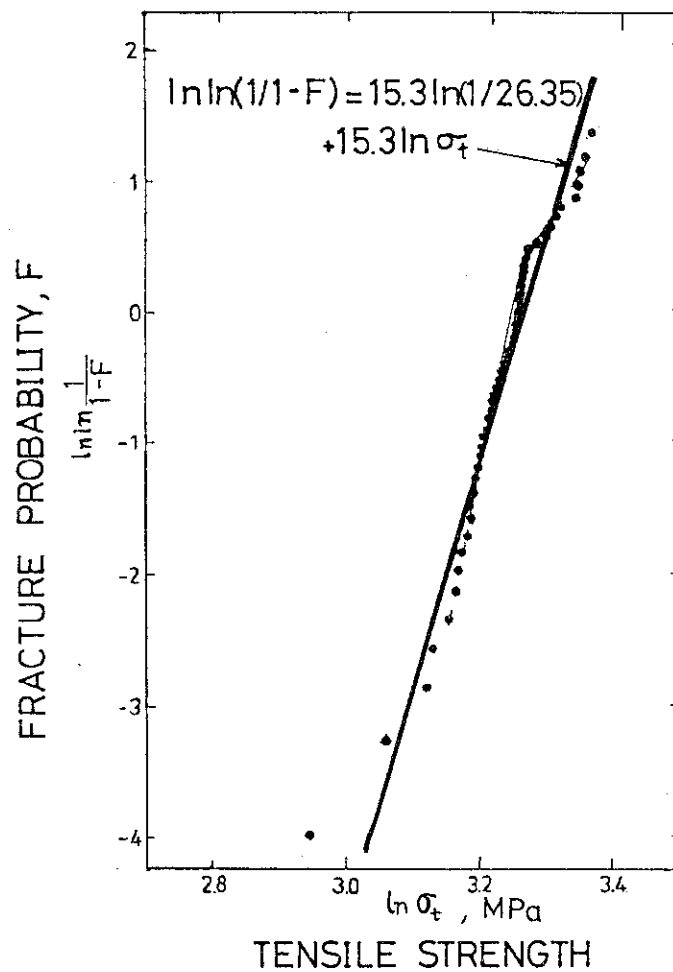


Fig. 8 Distribution of the tensile strength of IG-11 graphite .
 F(%) = 1, 50, 99 correspond to $\sigma = 19.5, 25.5, 29.1$,
 respectively.

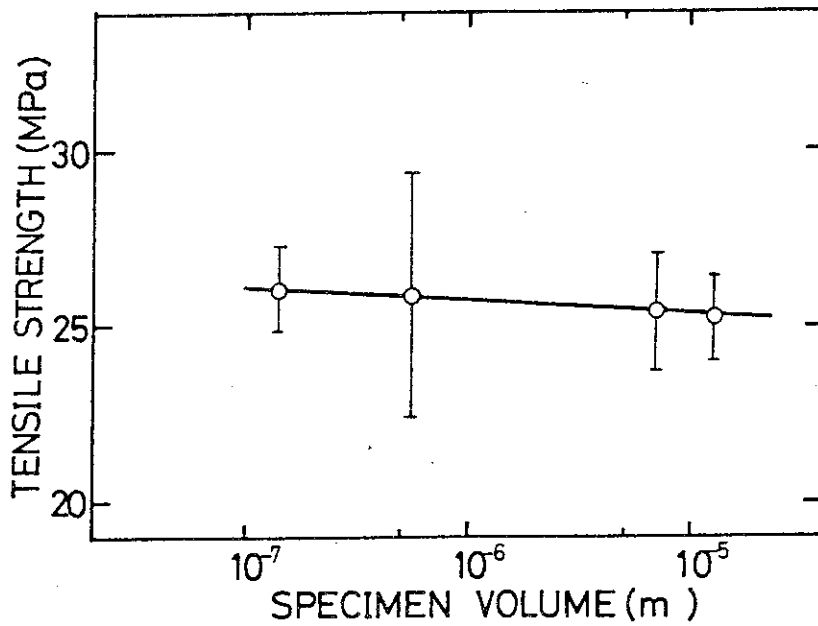


Fig. 9 Volume dependence of tensile strength of IG-11 graphite

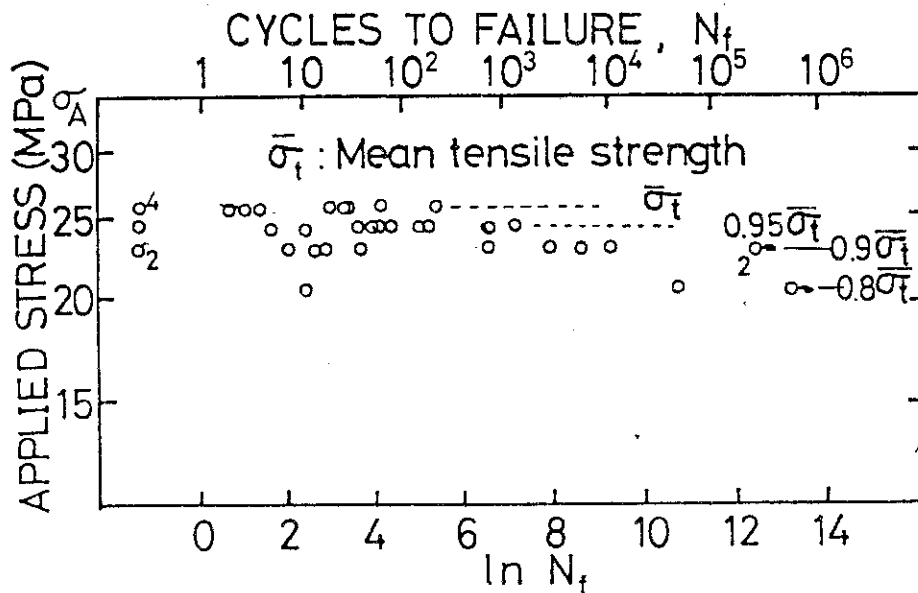


Fig. 10 Plots of the maximum applied stress versus number of cycles to failure for IG-11 graphite under zero-tensile stress fatigue conditions

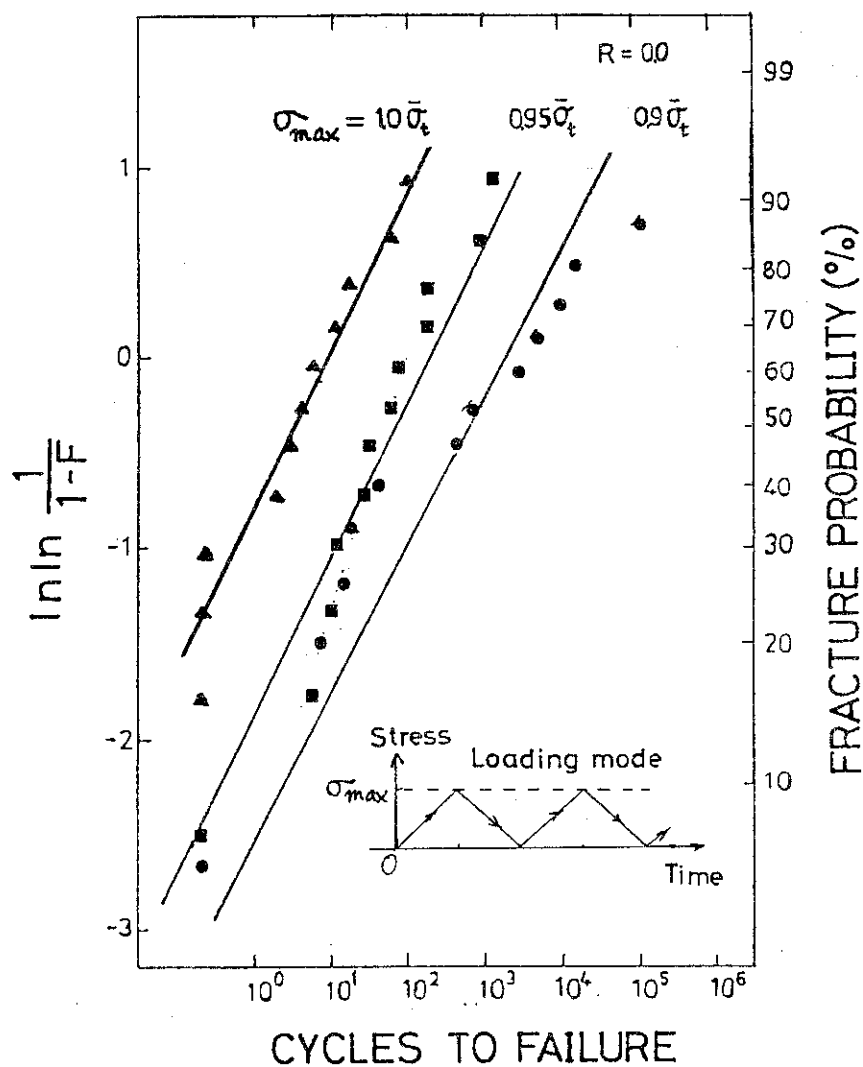


Fig. 11 Distribution of fatigue life of IG-11 graphite subjected to zero-tensile stress conditions

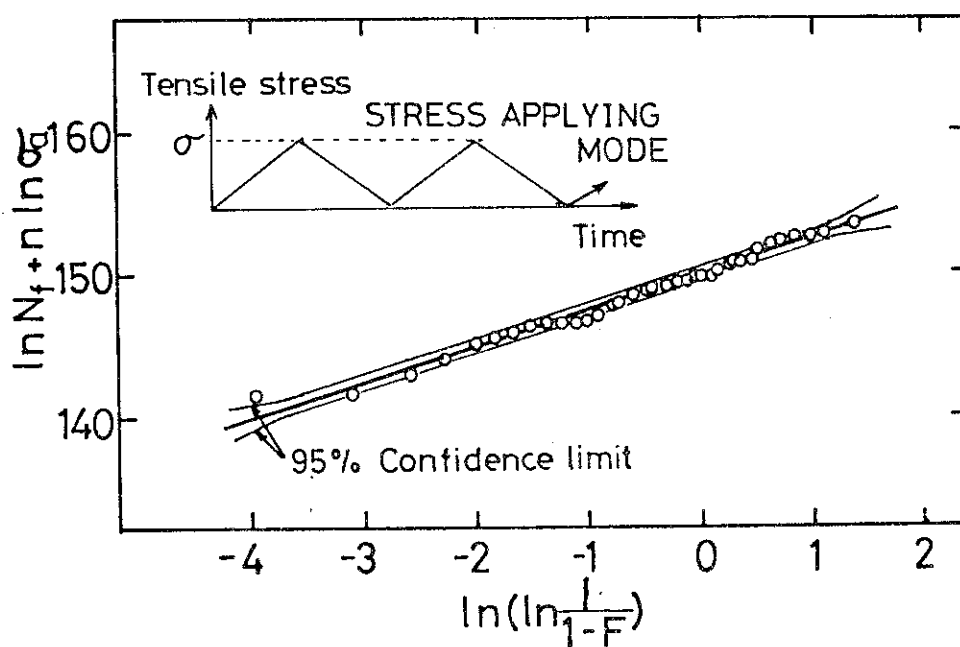


Fig. 12 Fatigue data analyzed using the trivalent method

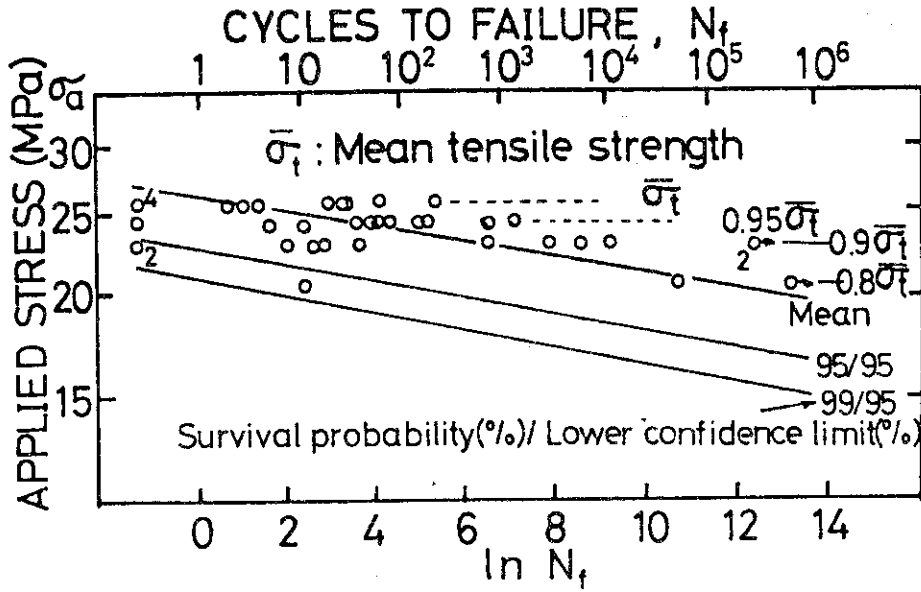


Fig. 13 S-N curve obtained by use of the trivalent method for IG-11 graphite under zero-tensile stress fatigue conditions

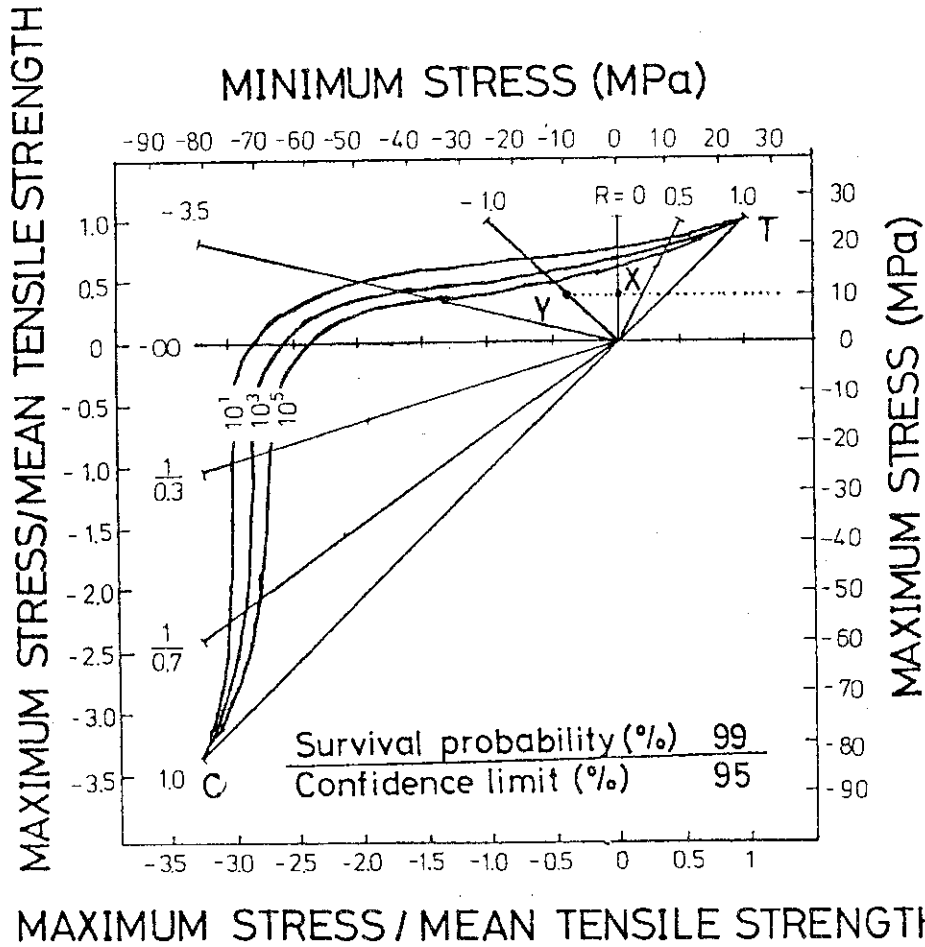


Fig. 14 Goodman diagram for IG-11 graphite subjected to various fatigue conditions

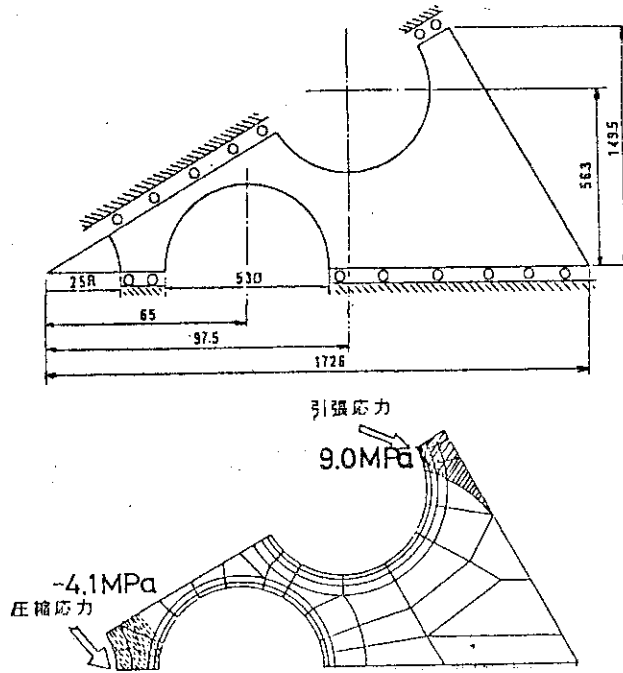


Fig. 15 Maximum stress in the fuel block calculated by means of the finite element method

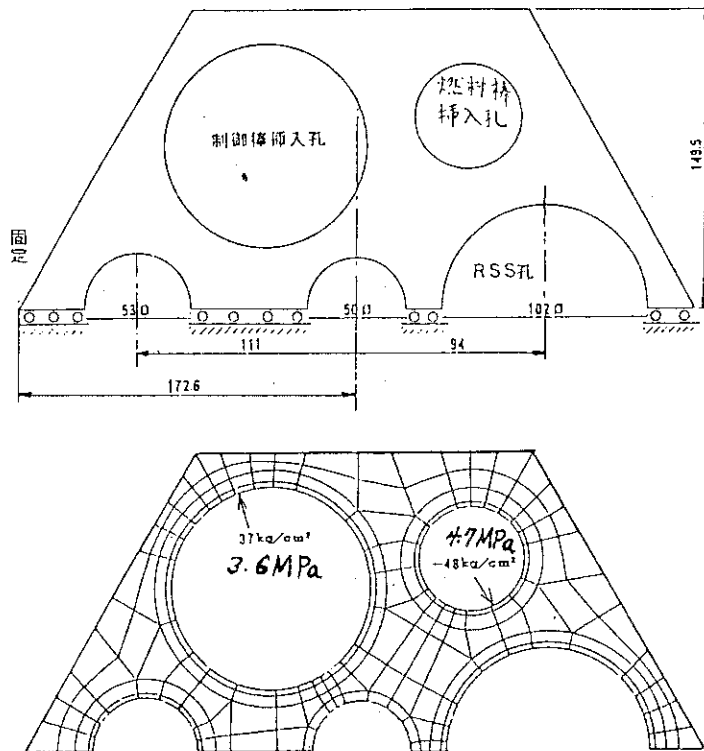


Fig. 16 Maximum stresses in the control rod-fuel block calculated by means of the finite element method