

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年2月

荒井 長利

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。
入手の間合わせは、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 Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-
mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷(株)

原子炉用黒鉛の静的強度の統計モデルと設計工学

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

荒井 長利

(1992年1月20日受理)

黒鉛材料を構造材料として用いる場合、静的強度、特に引張り破壊強度の統計的性質を構造物の強度設計において如何に考慮すべきかが問題となる。本研究はこの問題について3種類の総合的検討を行った。

先ず、高温工学試験研究炉用黒鉛IG-110及びPGX黒鉛の強度データ標本を詳細に解析すると共に、他の黒鉛ガス炉黒鉛の文献による強度データを検討した。その結果、統計分布について次の結論を得た。

- 1) 多くの標本が正規分布で近似でき、かつ、その近似の程度は標本数が多い程優れる。
- 2) 型込み材や押出し材では試験片の素材内位置や方向による標本の性質の相違が著しい。

次に、従来の種々の実験データに基づく統計モデルやワイブル理論の適用例を評価した結果、それらの設計への応用について次の結論を得た。

- 1) ワイブル理論及びその修正理論は引張り破壊に関する一部の特性を説明することは可能であるが、全体的に観測事実を矛盾なく説明することは困難である。
- 2) 標本毎の性質に応じて、正規統計により信頼限界値として設計最小強度の設定に参考とすることのみが、現在のところ設計において実用可能である。

更に、より適切な強度統計やモデルや破壊理論を確立するために、黒鉛材料の微視的構造組織を考慮することが重要であることを明らかにすると共に、構造設計法の改良の方法を考察した。

Statistical Modeling of Static Strengths of Nuclear Graphites
with Relevance to Structural Design

Taketoshi ARAI

Department of High Temperature Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received January 20, 1992)

Use of graphite materials for structural members poses a problem as to how to take into account of statistical properties of static strength, especially tensile fracture stresses, in component structural design. The present study concerns comprehensive examinations on statistical data base and modelings on nuclear graphites.

First, the report provides individual samples and their analyses on strengths of IG-110 and PGX graphites for HTTR components. Those statistical characteristics on other HTGR graphites are also exemplified from the literature. Most of statistical distributions of individual samples are found to be approximately normal. The goodness of fit to normal distributions is more satisfactory with larger sample sizes. Molded and extruded graphites, however, possess a variety of statistical properties depending on samples from different with-in-log locations and/or different orientations.

Second, the previous statistical models including the Weibull theory are assessed from the viewpoint of applicability to design procedures. This leads to a conclusion that the Weibull theory and its modified ones are satisfactory only for limited parts of tensile fracture behavior. They are not consistent for whole observations. Only normal statistics are justifiable as practical approaches to discuss specified minimum ultimate strengths as statistical confidence limits for individual samples.

Third, the assessment of various statistical models emphasizes the

need to develop advanced analytical ones which should involve modeling of microstructural features of actual graphite materials. Improvements of other structural design methodologies are also presented.

Keywords: HTGR, Nuclear Graphite, Tensile Strength, Statistical Property Statistical Modeling, Normal Distribution, Weibull Distribution Design Minimum Strength, Statistical Brittle Fracture Theory, Microstructure

目 次

1. 緒 言	1
1.1 ガス冷却炉と黒鉛材料開発	1
1.2 黒鉛材料の強度設計法の今日的課題	3
2. 黒鉛材料の強度統計に係わる問題提起	9
2.1 従来研究と問題点	9
2.2 本書の検討課題と方法	10
3. HTGR用黒鉛材料の静的強度データベースの評価	13
3.1 HTGR用黒鉛の製造法と主要特性	13
3.2 各種黒鉛の静的強度の統計的性質	15
3.2.1 IG-110黒鉛 (IG-11黒鉛)	15
3.2.2 S2020黒鉛及びV483T黒鉛	22
3.2.3 PGX黒鉛	23
3.2.4 H-451黒鉛	25
3.2.5 AGR用黒鉛等	29
4. 静的強度の統計モデルと設計工学	66
4.1 黒鉛強度統計データとモデルの概要	66
4.2 統計的又は確率論的強度設計法の概要	66
4.3 信頼性工学的設計最小強度の設定	68
4.3.1 信頼性工学的設計最小強度の概念	68
4.3.2 IG-110黒鉛, PGX黒鉛の設計最小強度の試算	73
5. 総括的考察	85
5.1 実験的及び解析的研究のまとめ	85
5.1.1 統計モデルに関する知見の整理	85
5.1.2 ワイブル理論の適用性について	86
5.1.3 現状での実用的統計的方法	90
5.2 最近の研究動向と今後の課題	90
5.2.1 材料強度学的アプローチ	90
5.2.2 設計工学的アプローチ	93
5.2.3 材料開発のアプローチ	95
6. 結 論	99
謝 辞	99
参考文献	100

付録A	ワイブルの脆性破壊理論の基本と応用	107
A 1.	基本概念と定式	107
A 2.	ワイブル理論の応用	111

Contents

1.	Introduction	1
1.1	Gas-cooled Reactors and Graphite Material Developments	1
1.2	Current Subjects on Graphite Structural Design Methodologies	3
2.	Description of Problems on Strength Statistics of Graphite Materials	9
2.1	Previous Studies and Critical Issues	9
2.2	Present Work and Approaches	9
3.	Assessment of Static Strength Data Base of HTGR Graphites	13
3.1	Fabrication Routes and Typical Properties of HTGR Graphites .	13
3.2	Statistical Properties of Static Strengths of Various Graphites	15
3.2.1	IG-110 Graphite	15
3.2.2	S2020 and V483T Graphites	22
3.2.3	PGX Graphite	23
3.2.4	H-451 Graphite	25
3.2.5	AGR Graphites	29
4.	Statistical Models on Static Strengths and Design Methods	66
4.1	Overview of Statistical Data and Models on Graphite Strengths	66
4.2	Overview of Statistical or Probabilistic Structural Design Methods	66
4.3	Reliability-oriented Definition of Design Minimum Strengths .	68
4.3.1	Concepts of Reliability-oriented Design Minimum Strength	68
4.3.2	Trial Calculation of Design Minimum Strengths of IG-110 and PGX Graphites	73
5.	Summarizing Discussions	85
5.1	Summary of Experimental and Analytical Studies	85
5.1.1	Summary of Statistical Modelings	85
5.1.2	Feasibility of Weibull Statistical Theory	86
5.1.3	Practical Statistical Method	90
5.2	Current Works and Future Works	90
5.2.1	Approaches in Strength Theory	90
5.2.2	Approaches in Design Methodology	93

5.2.3 Approaches in Material Development	95
6. Conclusions	99
Acknowledgements	99
References	100
Appendix A Fundamentals and Applications of Weibull Brittle	
Fracture Theory	107
A1. Basic Concept and Formulation	107
A2. Applications of Weibull Theory	111

List of Tables and Figures

- Table 1.1 Graphite-moderated gas-cooled reactors and graphite structures.
- Table 3.1 Typical manufacturing features and properties of HTGR graphites.
- Table 3.2 Summary of static strength tests on nuclear graphites.
- Table 4.1 Summary of previous studies on statistical models on strength on nuclear graphites.
- Table 4.2 Calculated specified minimum ultimate strength of IG-110 graphite.
- Table 4.3 Calculated specified minimum ultimate strength of PGX graphite.
- Fig. 1.1 History of High-Temperature Gas-Cooled Reactor development.
- Fig. 1.2 Structural design features of nuclear graphites.
- Fig. 2.1 Statistical modelling of strengths of nuclear graphites.
- Fig. 3.1 Structural arrangement of graphite components in HTTR.
- Fig. 3.2 Typical manufacturing processes of nuclear graphites.
- Fig. 3.3 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=24.5MPa).
- Fig. 3.4 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=25.5MPa).
- Fig. 3.5 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=24.7MPa).
- Fig. 3.6 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=24.7MPa).
- Fig. 3.7 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=22.0MPa).
- Fig. 3.8 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=24.0MPa).

- Fig. 3.9 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=24.6MPa).
- Fig. 3.10 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=24.0MPa).
- Fig. 3.11 Normal probability plot of all tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=24.4MPa).
- Fig. 3.12 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=33.9MPa).
- Fig. 3.13 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=34.9MPa).
- Fig. 3.14 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=34.8MPa).
- Fig. 3.15 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=34.7MPa).
- Fig. 3.16 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=31.1MPa).
- Fig. 3.17 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=32.3MPa).
- Fig. 3.18 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=34.5MPa).
- Fig. 3.19 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=33.3MPa).
- Fig. 3.20 Normal probability plot of all bending strengths of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=33.9MPa).
- Fig. 3.21 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-B: a) axial orientation, b) radial orientation.
- Fig. 3.22 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=74.6MPa).

- Fig. 3.23 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=72.5MPa).
- Fig. 3.24 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=74.0MPa).
- Fig. 3.25 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=74.8MPa).
- Fig. 3.26 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=67.3MPa).
- Fig. 3.27 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=68.0MPa).
- Fig. 3.28 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=74.7MPa).
- Fig. 3.29 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=69.4MPa).
- Fig. 3.30 Normal probability plot of all compressive strengths of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=71.7MPa).
- Fig. 3.31 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (medial value=1.07MPa \sqrt{m}).
- Fig. 3.32 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (medial value=1.02MPa \sqrt{m}).
- Fig. 3.33 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (medial value=1.02MPa \sqrt{m}).
- Fig. 3.34 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (medial value=1.06MPa \sqrt{m}).
- Fig. 3.35 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, both orientations) (medial value=1.04MPa \sqrt{m}).

- Fig. 3.36 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median value=9.23GPa).
- Fig. 3.37 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median value=10.4GPa).
- Fig. 3.38 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median value=9.91GPa).
- Fig. 3.39 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median value=9.50GPa).
- Fig. 3.40 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median value=9.66GPa).
- Fig. 3.41 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median value=9.60GPa).
- Fig. 3.42 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median value=9.42GPa).
- Fig. 3.43 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median value=10.1GPa).
- Fig. 3.44 Normal probability plot of all Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (median value=9.67GPa).
- Fig. 3.45 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median value=1.75g/cm³).
- Fig. 3.46 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median value=1.75g/cm³).
- Fig. 3.47 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median value=1.75g/cm³).
- Fig. 3.48 Statistical distributions of tensile strengths of 40 logs of S2020 and 29 logs of V483T graphites⁽⁶¹⁾.

- Fig. 3.49 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (inner part, both orientations) (median strength=7.61MPa).
- Fig. 3.50 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (outer part, both orientations) (median strength=7.71MPa).
- Fig. 3.51 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (both parts, axial orientation) (median strength=7.80MPa).
- Fig. 3.52 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (both parts, radial orientation) (median strength=7.42MPa).
- Fig. 3.53 Normal probability plot of all tensile strengths of PGX graphite from test PG-A (median strength=7.65MPa).
- Fig. 3.54 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from several tests (axial orientation, N=101) (median strength=8.08MPa).
- Fig. 3.55 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from several tests (radial orientation, N=102) (median strength=8.34MPa).
- Fig. 3.56 Normal probability plot of all tensile strength of PGX graphite from several tests (both orientations, N=203) (median strength=8.13MPa).
- Fig. 3.57 Normal probability plot of tensile strength of H-451 graphite from test H4-A (large specimen, slab 1, end-edge location, axial orientation)⁽⁴⁶⁾.
- Fig. 3.58 Normal probability plot of tensile strength of H-451 graphite from test H4-A (large specimen, slab 2, mid-center location, axial orientation)⁽⁴⁶⁾.
- Fig. 3.59 Variation in tensile and bending strength of NI graphite with volume of test specimen⁽⁶⁴⁾.
- Fig. 3.60 Weibull probability plot of tensile (a) and bending (b) strength of NI graphite⁽⁶⁴⁾.
- Fig. 3.61 Distributions of tensile, 4-point bending (a) and 3-point bending strength of IM1-24 graphite⁽³⁸⁾.
- Fig. 4.1 One-sided confidence limit factor for normal distribution.
- Fig. 4.2 Relation between tolerance limit of sample mean value and design minimum strength.

- Fig. 4.3 Distributions of sample mean value and tolerance limits of tensile strength of S2020 and V483T graphites⁽⁶¹⁾.
- Fig. 5.1 Normal probability plot of typical samples of tensile and 4-point bending strength of IG-110 graphite.
- Fig. 5.2 Normal probability plot of typical samples of tensile strength of PGX graphite.
- Fig. 5.3 Normal probability plot of typical samples of tensile and 4-point bending strength of H-451 graphite⁽⁴⁶⁾.

1. 緒言

1. 1 ガス冷却型炉と黒鉛材料開発

本書のそもそもの目的は、原子炉の構造材料として黒鉛材料を使用しようとする際に、構造設計上の重要問題である静的強度の統計的性質に関する知見を総括し、今後の原子炉用黒鉛材料の開発ないし利用のための研究開発課題を展望する一助にすることである。この様な意向を持つに至った理由は、原子炉の安全性にとって安全上の重要な機器、構造物の健全性確保対策の重要性が、原子炉のタイプを問わず、極めて重要であることを痛感する共に、今後の原子力エネルギー利用の開発において高温ガス炉の利用が世界的に展望される状況にあると考えられることから、その重要な構造材料である黒鉛材料の材料設計と構造設計工学の現状を総括する必要性を感じているからである。後に述べるように、黒鉛構造設計工学の課題は多岐にわたるが、本書では、その一検討課題である静的強度の統計的性質を考えようとするものである。この技術的詳細に入る前に、原子炉における黒鉛材料の役割について、ガス冷却型炉の開発との関連を振り返ってみる。

黒鉛材料と原子炉との関係は、核分裂原子炉の第1号機の開発まで遡るものである。即ち、1942年12月にシカゴ大学のキャンパスに建造された人類最初の原子炉CP-1（シカゴパイル1号）はAGOT黒鉛を含む約385トンの黒鉛材料を減速材として実現したものである⁽¹⁾⁽²⁾。以来、原子炉用として特殊に製造された黒鉛が各種の研究炉及び動力炉に使用されてきている。原子炉の開発の初期段階で用いられた黒鉛材料の特殊性は主として減速材及び反射体としての機能、即ち、中性子吸収断面積が小さい高純度の大型ないし特殊形状の黒鉛ブロックであった⁽³⁾⁽⁴⁾。最初の動力炉の花形として登場した天然ウラン燃料・黒鉛減速・炭酸ガス冷却型炉（Calder Hall型炉またはMagnox型炉）⁽⁵⁾では、イギリス及びフランスで開発された原子炉用黒鉛が使用されてきている。それらは、今日の高温ガス炉用黒鉛と比較すると、その製造法からみて必ずしも総合的に優れたものとは言えない。代表的な材料（銘柄）が針状コークス系押出し材PGA黒鉛（BAEL社製）である。しかし、日本原子力発電（株）東海発電所第1号機⁽⁶⁾を含め、今日までの多数のMagnox型原子炉プラントの運転実績によれば、それらの黒鉛材料が原子炉の安全運転上の深刻な問題となっているとの報告例はない。

Magnox炉の炉心性能を改良するために開発され、イギリスにおいて1970年代以後大量に建設されてきた炉型が、微濃縮ウラン燃料・黒鉛減速・炭酸ガス冷却型炉（AGR）⁽⁷⁾である。AGRの炉心構造はMagnox炉のそれと比較して極めて複雑であると共に、出力密度が高いために使用期間中の照射温度がやや高く、高速中性子照射量が著しく高くなる。従って、その減速材用の黒鉛材料としては照射に対する安定性、耐久性に優れる新たな材料開発が必要とされた⁽⁸⁾。そのため、原料の選定、成形法の工夫、中性子照射効果究明のための照射試験など広範な研究開発の結果、幾種類もの実用材料が開発された。特に重要視された材料特性は、照射寸法変化が等方的で小さくすることであった。このためには熱膨張係数の大きい材質の方が好ましいことから、ギルソナイトコークスをフィラーとする型込め材及び押出し材が主として採用されている。代表的な銘柄がIE1-24、IE2-24

(AGL社製)である。今日迄のところ、AGR原子炉発電プラントの運転実績は種々の理由により芳しくないが、後述するように実使用条件下の減速材の残留強度の評価と運転寿命の延長のためのR&Dが現在進行中である。

第3世代ガス炉と言われているものが黒鉛減速・ヘリウム冷却型炉(高温ガス炉、HTGR)である。この炉型の炉心は燃料体と減速材が一体構造となっており、燃料交換により炉心構造用黒鉛も一定使用期間後に取り替えられる。又、冷却材ヘリウムが750℃程度まで加熱されるため、炉心周辺部の反射体や支持構造物も黒鉛製であることがMagnar炉やAGRと異なっている点である。高温ガス炉は、1950年代から既にイギリス、アメリカ、ドイツで開発研究に着手され、その黒鉛材料開発も各国の開発戦略によって異なっており、又、新たな黒鉛材料構造設計上の要求に応じて膨大な研究開発が展開されてきた。中でも、OECD-DRAGONプロジェクトの研究経過とその成果^{(9)~(14)}は、その後の今日までのHTGR用黒鉛材料開発の基盤を切り開いたと言う点で極めて意義深いものであった。特に、高温ガス炉開発の後進国であった我が国にとっては、その公開文献が各種技術開発において貴重な役割を果たした。

高温ガス炉の発電用原型炉としてアメリカではブロック型燃料炉心のFort St. Vrain炉(以後、FSV炉)⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾、ドイツではペブルベッド型炉心のTHTR-300⁽¹⁷⁾が建設された。何れも高濃縮ウラン/トリウム燃料を使用したものであるが、理由はともあれ、建設工事の遅延また運転初期段階でのトラブル(First-of-a-kind incidences)によって良好な商業運転実績が得られず運転停止に至っている。これらの原型炉の黒鉛材料工学と設計技術は1960年代当時のものであり、使用材料については当時の製造プラントでの量産性を重視した材料選定が為されており、又、設計技術においても黒鉛材料の使用期間中の照射効果やヘリウム中微量水分等による酸化の効果の評価についても、今日のような黒鉛材料の豊富な知見に基づくものではなかった。原型炉の運転経験が少ない中で、黒鉛材料の運転実績に関し唯一の予期せぬ事態はFSV炉の燃料体数体に発生した微細クラックである⁽¹⁸⁾。この燃料体の黒鉛材料ブロックはニードルコークス系押し出し材H-327製であった。ヘアクラックが発生した要因はFSV炉に特徴的な熱・流体・構造力学的複合現象に起因した、強度と発生応力のミスマッチであるとされている。但し、このヘアクラックの存在はFSV炉の運転再開を妨げるものではないことが電力会社とアメリカ原子炉規制委員会(USNRC)との間で合意に至り、その後は炉心構造の改修の後に定格運転を達成している。これは、現在、航空機構造設計において採用されている損傷許容設計の考え方⁽¹⁹⁾に立つもので、原子炉の構造安全工学上画期的なことと言えよう。

こうした発電用高温ガス炉の開発経過の中から1980年代初めから改良型の高温ガス炉の開発が開始され、今日、固有安全性に優れかつ将来的な経済性、信頼性を重視したとされる新概念の高温ガス炉として、ドイツのペブルベッド型モジュール炉(HTR-M)⁽²⁰⁾、アメリカの環状燃料炉心のモジュール炉(MHTGR)⁽²¹⁾の設計が進められてきている。これらの新型炉は本格的な商用高温ガス炉という性格を持っているもので、その黒鉛材料構造設計は従来炉のものとは全く異なっており、後述するように、材料強度学的にも、又、設計工学的にも極めて斬新な技術を採用している。この様な技術の進歩は約30

年に亘る黒鉛材料開発研究の成果により可能となったものである。その基本的な要素は黒鉛材料という複雑極まり無い材料の機械的特性についてある程度確かなことが言えるようになったことである。しかしながら、一方で、その確からしさに関する現状認識は世界的に比較してみれば必ずしも同じではない。それを一言で説明しようとするならば、ドイツはHTR-MやHTR-500⁽²²⁾のことを対象に考え、アメリカはMHTGR⁽²³⁾のことを考え、日本は高温工学試験研究炉(HTR)⁽²³⁾のことを考えているからである。例えば、使用銘柄も各国の開発の考え方が反映されており当然にして異なっている。ドイツは、国産の石炭ピッチコークスを原料として採用することを基本としており、ペブルベッド炉の反射体、サポートポストにそれぞれATR-2E、ASR-2S(何れもSIGRI社製)及びV483T(Ringsdorfwerke社製)を開発している⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾。アメリカではFSV炉の取り替え燃料用に開発し、製造及び使用実績のある石油コークス系押し出し材H-451黒鉛(GLCC社製)が設計に採用されている⁽²⁷⁾。

HTR(その前身は多目的高温ガス実験炉、VHTR)は我が国で最初の小型の高温ガス炉型試験研究炉であることから、非原子力分野において使用実績のある銘柄の中から、燃料体用の黒鉛には石油コークス系静水圧加圧成形材IG-110黒鉛(東洋炭素製)を、炉心周辺及び下部の大型支持構造物用には石油コークス系型込め材PGX黒鉛(UCC、現在UCAR社製)を採用することになっている⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾。

以上、ガス冷却型炉、特に高温ガス炉の開発と黒鉛材料の概要を述べたが、高温ガス炉の歴史的経緯と現時点での将来展望をFig. 1. 1に、又、実際に建設されたガス冷却型炉の代表的プラントの炉心主要仕様と主要黒鉛構造物の構造概念及び使用銘柄をTable 1. 1に示した。これらの図表により、各国のガス冷却型炉の開発段階の違い及びそれと密接に関係する黒鉛材料の設計工学の違いを具体的に推察することができよう。原子炉システムが原子炉メーカーによって異なり、使用材料が異なれば構造設計の考え方や具体的な設計基準が異なってくるのはむしろ当然である。在来の商用軽水型原子炉システムとしてBWRとPWRがあり、種々の異なった設計法が採用されていることをみれば容易に理解できよう。但し、その合理性はシステム設計のみならず材料工学・構造工学的に各々に合理的な根拠を有しなければならないことは当然である。本書は、こうした認識に立ち黒鉛材料に係わる材料・構造設計工学の研究分野の一問題点の現状を総括しようとする意向に基づくものである。

1. 2 黒鉛材料の強度設計法の今日的課題

原子炉の開発の初期的な段階では、黒鉛材料の複雑さのため1000℃以上で使用することは技術的に不可能と思われた⁽⁴⁾⁽³⁰⁾⁽³¹⁾。しかし、その後の研究開発によって、上記のように発電用HTRが建設できるところまで黒鉛材料の技術の進歩がみられている。そのことを踏まえた上で考えてみると、原子炉用黒鉛の開発利用における現代的技術的課題或は必要性は、次のように位置付けられる。即ち、今日的課題とは、黒鉛材料研究の自己発展段階からくる材料工学としての合理性の追求のみならず、原子力開発、特に全ての動力炉が今日及び将来に亘って利用されて行くに当たって、等しく持つべき一定の技術水準

乃至設計工学が要請されているという時代の背景があることを注視しなければならない。筆者の見解によれば、その一定の技術水準とは原子炉プラントの安全性と信頼性の合理的な高度化である。それを達成するための要諦は、原子炉システム安全性とそれを保証する機器・構造物の機械設計技術と考えられる。即ち、現代の原子炉構造工学の特徴は筆者の経験によれば、

- (1) 積極的な計算力学の導入により使用条件下の熱・構造力学的状態を把握する。
- (2) 各種機器の種々の使用条件（専門的には”機器種別”と”運転状態”という）毎に定量的な運転制限条件を設けて設計する。
- (3) この定量的運転制限条件は原子炉のシステム安全性基準と整合させる。

と言えよう。こうした方法論の出発点は、アメリカ機械学会(ASME)が軽水型原子力発電プラントの機器に対して通称ASMEコードSec.IIIと呼ばれるものを提唱した1963年にまで遡る。この様な方法論は、その後の日々発展している材料工学、材料強度学及び大型計算機の飛躍的進歩と相俟って、軽水炉、重水炉、高速炉の金属材料製コンポーネントの設計の信頼性向上に採用されている。その過程において注目すべき点は、そのような設計技術の向上の源泉は、実プラントに於ける予期し得なかつた材料挙動の観察とそれを反映した使用材料の変形と破壊に関する合目的定量的データベースの掌握と設計法の開発に関する活動にある。

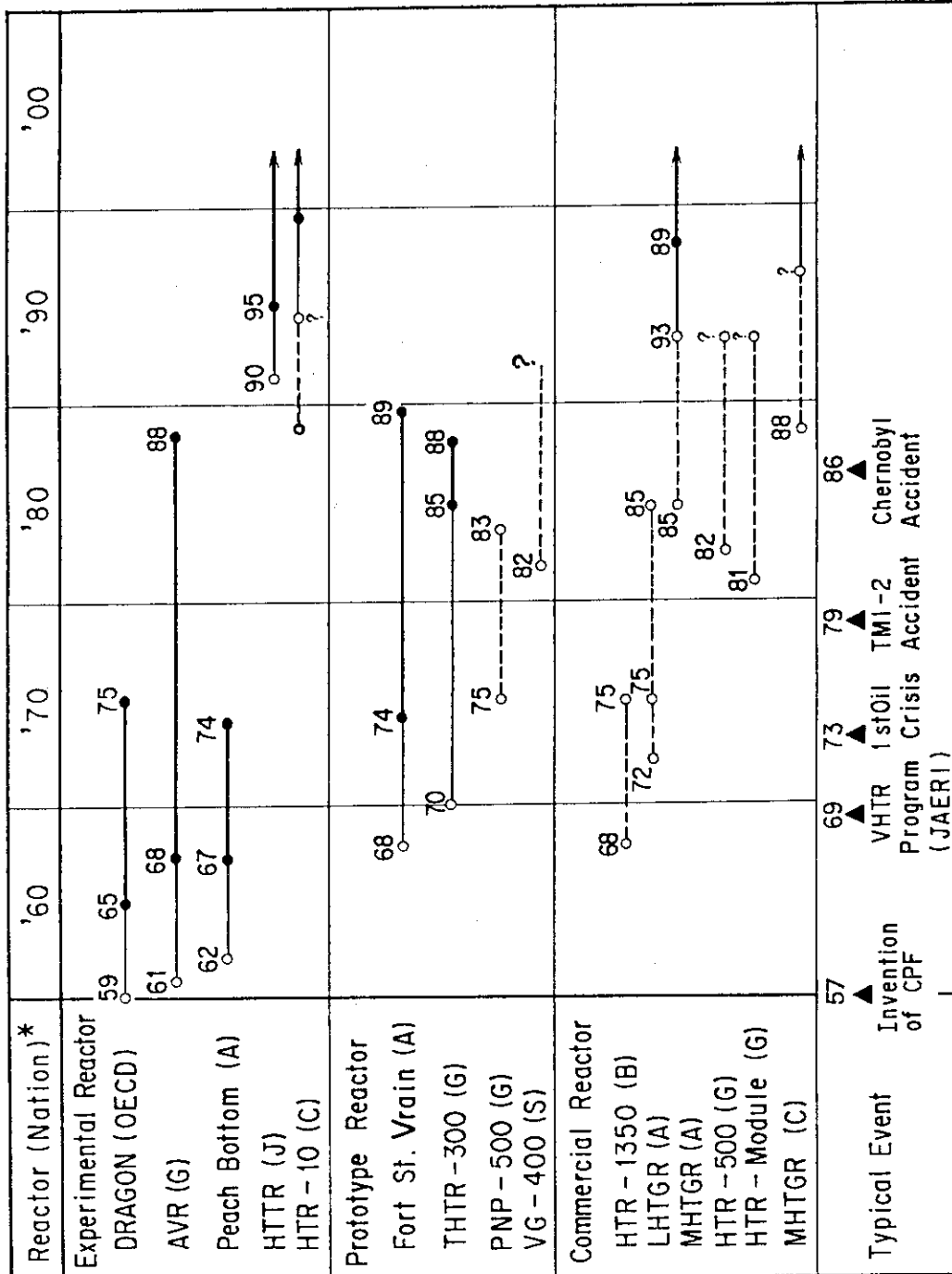
高温ガス炉用黒鉛構造物の設計法の開発は、1970年代前半のアメリカに於ける大型HTGR発電所の大量建設ブームの中で、USNRCの検討を契機として開始された。その時点では、黒鉛材料を構造材料として如何に設計し、使用すべきかについて広範囲の検討がなされた。その結果、黒鉛材料の挙動が如何に金属材料と異なるか、又、未解明の材料挙動の問題点が存在するかが提起された⁽³²⁾⁽³³⁾。以後、高温ガス炉用黒鉛材料と構造物の変形と破壊に関する研究が各国において意欲的に展開されてきた。特に、黒鉛材料の複雑さの原因となっている”疑似脆性力学特性”、“高温照射効果”、“高温酸化”とに関する試験研究が各国の候補銘柄について著しく進展した。そして、この様な研究の進展に伴ってガス炉用黒鉛材料と構造設計基準の開発現状が数度のIAEA主催の黒鉛専門家会議で討論されてきている。即ち、第1回は1979年にフランスで⁽³⁴⁾、第2回は1986年に日本で⁽³⁵⁾、更に1991年も日本で開催されてきた。又、1989年にはドイツでHTGR用構造設計基準をトピックスとするワークショップが開催された⁽³⁶⁾。これらの経緯の中で原研も多目的高温ガス炉/高温工学試験研究炉用の黒鉛構造設計基準の開発を進めてきた。結果的には、ドイツ、アメリカ、日本、そしてイギリスも含めて基本的方法論のみならず具体的規定において、各国種々様々なものになっている。現在のところ、ドイツ及びアメリカの構造設計基準の開発は最終段階に入っていると思われるが、原子炉安全設計審査の指針としては未だ公開されていない。

原研の「高温工学試験研究炉用黒鉛構造設計方針」は内外の協力を得て1989年に公開された⁽³⁷⁾。黒鉛材料・構造物の機械設計の基本的な特徴はFig. 1. 2のように纏めることができる。本図に示されている各特徴項目について原研を中心とした様々な実験的及び解析的研究の集大成として上記の指針が提案されている。本報告では、それらの項目の

内、H T T R用黒鉛銘柄の材料強度基準を如何に設定すべきかについての考え方を確立するに当たって、強度の統計的変動を如何に理解し、又、実用的な方法を見いだしたかについて、内外の研究を総括的に議論する。

Table 1.1 Graphite-moderated gas-cooled reactors and graphite structures.

REACTOR PLANT (NATION)	MAGNOX GCR	AGR	HTGR		
			FORT. ST. VRAIN (USA)	THTR-300 (FRG)	HTTR (JAPAN)
PURPOSE	TOKAI-1 (JAPAN)	HEYSHAM-2 (UK)	ELECTRICITY (342MWe)	ELECTRICITY (308MWe)	ENG. TEST
REACTOR CORE	ELECTRICITY (166MWe)	ELECTRICITY (660X2MWe)	ELECTRICITY (342MWe)	ELECTRICITY (308MWe)	
THERMAL POWER (MW)	587	1556X2	842	750	30
CORE POWER DENSITY (W/CM ³)	0.81	2.6	6.3	6.0	2.5
FUEL TYPE	MAGNOX CLAD NAT. U	SUS CLAD UO ₂	COATED PARTICLE UC ₂ -ThC ₂	COATED PARTICLE (U,Th)O ₂	COATED PARTICLE UO ₂
COOLANT	CO ₂	CO ₂	He	He	He
INLET/OUTLET TEMP. (C)	207/386	298/640	405/775	262/750	400/850-950
GRAPHITE STRUCTURE					
FUEL ELEMENT	FINNED ROD WITH SLEEVE	36 ROD CLUSTER WITH SLEEVE	STACKS OF MULTIHOLE	BED OF BALL FUEL	STACKS OF PIN-IN-HEX BLOCK
MODERATOR	STACKS OF KEYED HEX. BRICKS (PECHINEY-Q1)	STACKS OF KEYED BRICKS (IM1-24)	HEX BLOCK (H-317,H-415)	(MATRIX :A3-3)	
REFLECTOR	SAME AS ABOVE (PECHINEY-Q2)	SAME AS ABOVE (IM2)	SIDE REFLECTOR (HLM)	ALL FIXED (PXA2N,PAN)	(IG-110)
CORE SUPPORTS			BLOCK(PGX) POST(ATJ)	POST(PAN)	BLOCK(PGX) POST(IG-110)



* G: Germany, A: The United States, B: The United Kingdom, J: Japan, S: Soviet Union, C: China
 ----- Design, ——— Construction, ——— Operation

Fig. 1.1 History of High-Temperature Gas-Cooled Reactor development.

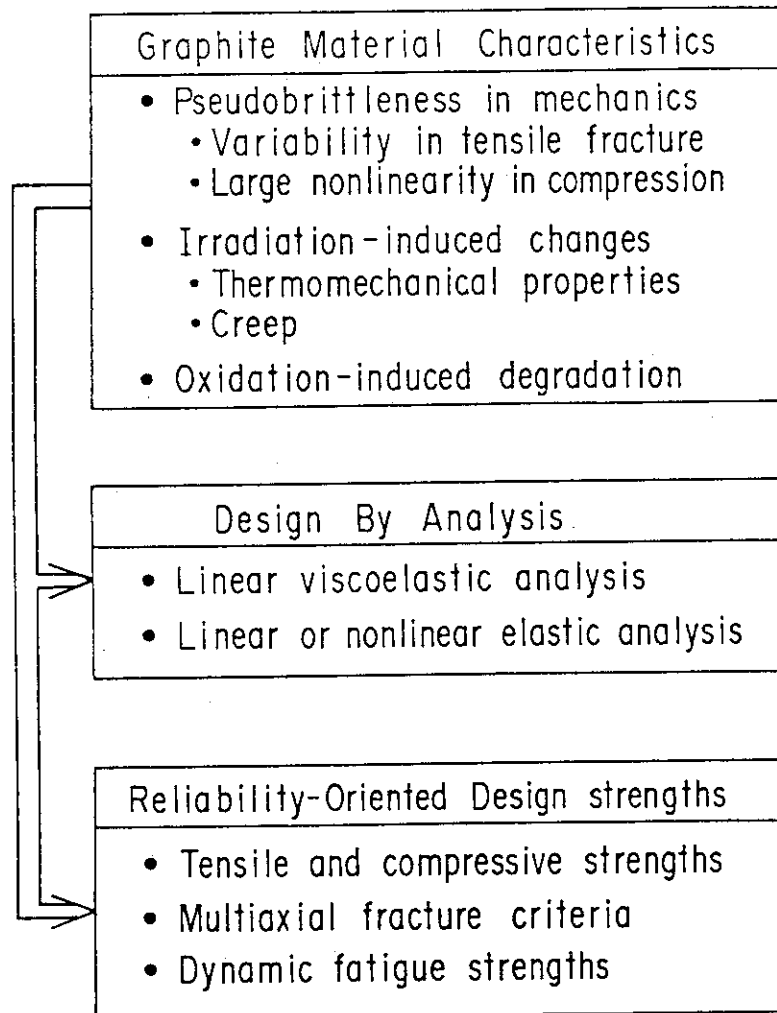


Fig. 1.2 Structural design features of nuclear graphites.

2. 黒鉛材料の強度設計に係わる問題提起

2. 1 従来研究と問題点

原子炉用黒鉛の構造設計上の最も重要な課題は、前述のFig. 1. 2に示したように黒鉛材料の引張り変形と破壊の特徴が脆性的であり、これを設計において如何に合理的に対応すべきかにある。なお、圧縮変形は極めて塑性が大きく強度設計的にはそれ程重大では無いことを本書では前提としている。即ち、単軸引張り荷重下での破壊応力が原子力用耐熱合金の代表であるオーステナイト系ステンレス鋼の約1/60~1/20であり、しかも、そのばらつき（変動）が大きいと言うことである。従って、機械的強度の統計的性質を把握することが黒鉛材料の合理的強度設計の出発点である。一方、後述するように、この問題は古くて新しい問題でもある。原子炉用黒鉛材料を含む多結晶黒鉛の強度特性の研究の優れた全体総括は、1977年にUKAEAのBrocklehurstによって発表されている⁽³⁸⁾。その中でも引張り破壊特性（圧縮破壊特性は考慮の対象外であることに注意したい）に関する実験的知見及びワイブルの脆性破壊理論の適用性が検討整理されている。

ここで、黒鉛材料の引張り破壊の統計的検討の研究発展段階を筆者の私見により纏めてみたい。第1段階のデータベースは、1970年代当初のH-327黒鉛に関するPriceらの研究⁽³⁹⁾、ギルソナイトコークス系黒鉛の引張り強さの試験片体積依存性及び照射効果を検討したLungagnaniらの研究⁽⁴⁰⁾、5種類の粒径等が大幅に異なる押出し材の引張り強さと4点曲げ強さを比較したAmezらの研究⁽⁴¹⁾である。これらの研究においては、同一負荷条件での強度のばらつきの理論分布による近似の検討と共に、ワイブルの脆性破壊理論⁽⁴²⁾の適用性が引張り強さの体積依存性や曲げ強さとの比例関係等の観点から考察されている。結論的には、強度のばらつきをワイブル分布で近似することは正規分布で近似できる程度に可能であるが、破壊条件の試験片寸法や応力勾配の相違をワイブル理論で説明することは困難であることが示された。同様のことが、その後においても、多くの研究者によって検討されてきた。例えば、奥ら⁽⁴³⁾はギソナイトコークス系型込め材IM2-24及び石油コークス系静水圧成形材7477PTの引張り強さと、曲げ強さの統計的性質をワイブル理論の適用性という観点から評価し、又、荒井ら⁽⁴⁴⁾⁽⁴⁵⁾は同上の微粒等方性黒鉛7477PTの4点曲げ強さを応力-ひずみ関係の非直線性を考慮し、その寸法効果をワイブル理論により検討した結果、曲げ破壊応力を弾性論で求めるよりは非線形弾性論による方がワイブル理論の適用性が向上することを明らかにした。しかしながら、曲げ試験片体積による平均強度の変化を適切に説明できないとしている。以上のような第1段階の研究の結果を一言で纏めると、現実の黒鉛材料は引張り破壊が最弱リンク説でモデル化できるには複雑過ぎるということになる。ワイブルの脆性破壊理論の基本とその応用法について付録Aに記した。

第2段階の強度統計に関する研究は、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、ロット間変動、ロット内変動等を定量的に把握しているものである。この意味で最初の研究対象銘柄はGLCC社製のH-451黒鉛である。本銘柄は前述したようにFSV炉の取り替え燃料要素用の黒鉛材料としての使用認可を得ており、量産体制も確立してい

るものである。その量産品についての詳細強度試験結果と統計的検討がPrice⁽⁴⁶⁾によって報告されている。その結果の定量的結論については第3章で述べるが、注目すべき点は引張り強さの平均値や変動が素材ログ（ブロック）間、素材ロット間で異なるのみならず、試験片の荷重方向によっても有意な相違が有り、ワイブル理論の適用上困難な問題があるということである。その結果、現実の設計において採用され得る統計的方法は正規分布を用い、これにより信頼性工学的に設計最小強さを設定することが可能となるという考え方を提示した。更に、大型炉で大量の黒鉛素材を調達する場合を想定し、構造物の設計上の機能要求に対応させて素材強度検査によるログまたはロットの強度クラス分類を導入することも検討されている⁽⁴⁷⁾。これは当該原子炉用黒鉛が押出し材であり強度の統計的変動が静水圧成形材と比較して大きいため、合理的に経済性を向上させる手段として考えられているものである。この様な強度特性の把握と受け入れ検査での合否判定との関係が、高温ガス炉炉心支持ポスト用の微粒等方性黒鉛であるV483T黒鉛と2020黒鉛についても調べられている⁽⁴⁸⁾。

黒鉛材料の引張り強度の統計的性質の第3段階とも言うべき検討は、上記の単軸強度の静的強度のみならず、多軸応力場での破壊や低サイクル疲労強度のデータをも包含しているものである。この種の研究は、公開文献に関する限り、現状ではHTTR用黒鉛材料に関する筆者らの検討のみである。その要点は幾つか発表されている^{(49)~(51)}。結論的には、各種の破壊モードに対する設計最小強度の設定、受け入れ検査基準との関連において、一通りの矛盾の無い論理を構成できる方法は、引張り強さのばらつきを正規統計で処理する統計的方法論のみであるということである。

前述のように黒鉛材料の強度統計に関する研究の歴史は古く、なお現在でも様々な観点から実験的にも又理論的にも研究が行われている。例えば、破壊強度の統計的性質をワイブル統計で検討したり、ワイブル理論の適用性の評価等、種々の材料や破壊モードについて考えられている。これらの中には黒鉛が持つ特殊性、即ち、多結晶多孔質材料であり、かつ、無数の潜在クラックが存在しているという微細組織に注目しているものもある。

以上のように黒鉛材料の引張り破壊の統計的性質に関する様々な研究結果が知られているが、各々の意味するところは必ずしも一致していない。先ずその考えられる原因を解明することが、現在の研究の発展段階において必要である。そして、今後の統計的強度研究の効果的アプローチを見定めることが重要である。そこで、次節において本書の具体的な検討の範囲を説明する。

2.2 本書の検討課題と方法

本書は、様々な根本問題を含む黒鉛材料の強度の統計的性質について、前述のFig.1.2に示した基準強さの設定に係わって中心的課題である静的な引張り強度、曲げ強さ、圧縮強さに限って、かつ、上記の第2の部類に属する統計的検討を目的とする。即ち、本書での統計的検討の観点はFig. 2.1に示すように次の4点である。

- ① どの様な製造上の特性の黒鉛材料について、
- ② どの様な破壊モードのデータベース（統計的標本）に基づいて、

③どの様な統計分布関数または破壊理論を考え、

④どの様に工学的信頼性評価に応用できるか、

このため以下の様な3つ課題を取り上げる。

第1の課題は、代表的な高温ガス炉用黒鉛銘柄の強度の統計的性質を、原データに基づき詳細に評価する。そのために、主としてHTTR用黒鉛銘柄IG-110とPGXを含む統計的に有意と見なされるデータ点の報告がある研究例または黒鉛材料を検討の対象とする。この様な趣旨を明解にするため、採用するデータベースは可能な限り確率分布図により表示する。この各種データベースの評価は第3章に述べる。

第2の課題は、以上の結果をも含め黒鉛材料の静的強度に関する統計論的及び確率論的モデルを概説し、それらの設計工学的応用の観点から検討する。これについて第4章で記す。

第3の課題は、以上の具体的研究の結果を総括的に考察し、現状での実用的な統計的手法をまとめると共に、より本質的な黒鉛強度の統計的又は確率論的研究のアプローチを明らかにする。これは第5章にまとめる。

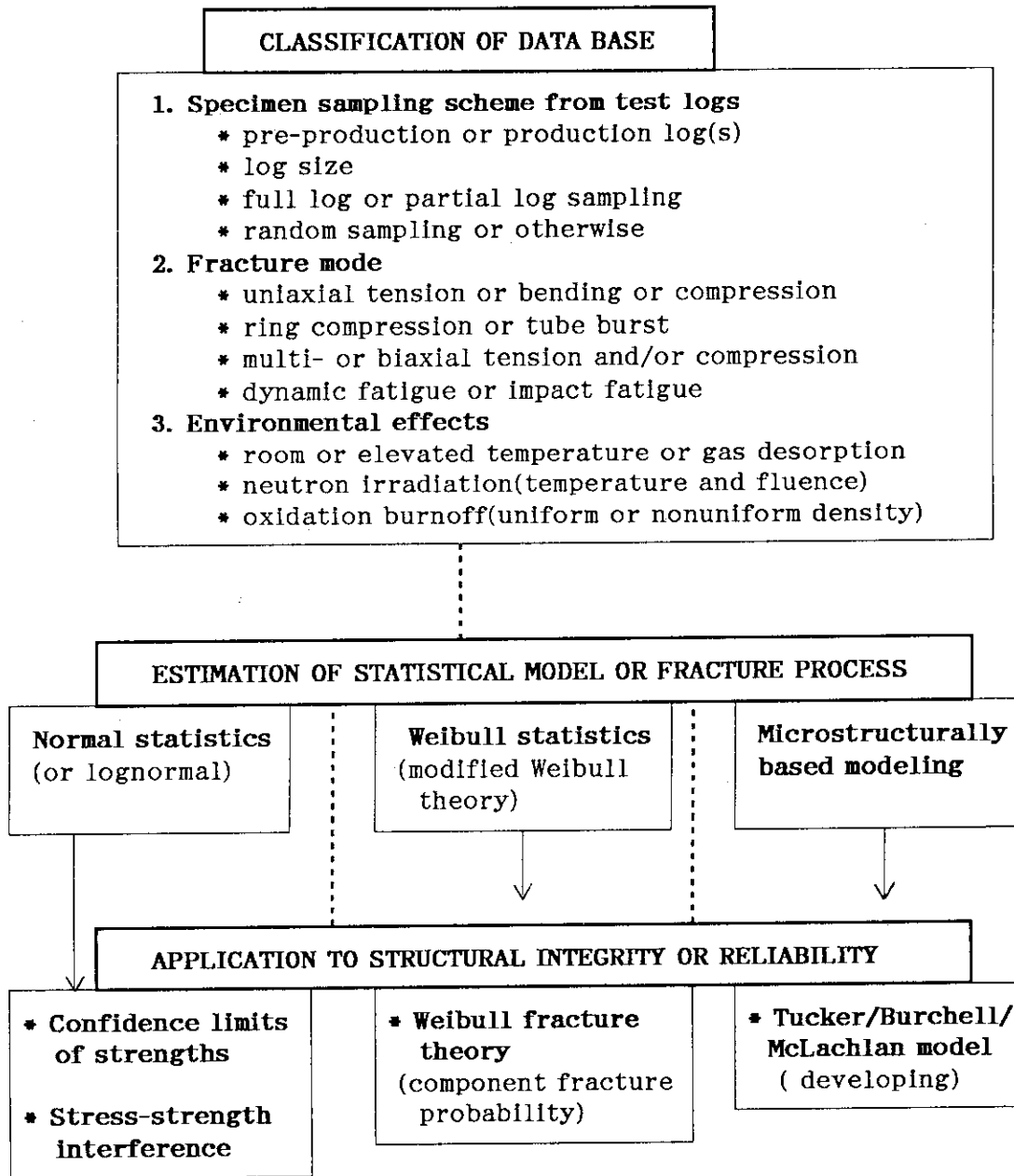


Fig. 2.1 Statistical modelling of strengths of nuclear graphites.

3. HTGR用黒鉛材料の静的強度データベースの評価

3.1 HTGR用黒鉛の製造法と主要特性

現在、HTGR用黒鉛材料として認められる銘柄は、厳密に言えば、特定のHTGR原子炉の構造設計上の特徴に合致するように開発されているものを言う。即ち、減速材または反射体としての物理化学的性質、機械的性質、製品寸法、更には、性能要求に見合った経済性等の諸条件を満足する事ができるものを言う。こうした方法論は、試験研究炉の設計、建設、運転を経て確立され得るものである。

HTGR開発先進国では、現在、商用炉を建設するための黒鉛材料開発が進行しているが、我が国で原研が計画している高温工学試験研究炉のための黒鉛材料の選定には、そのようなアプローチが適用できない。高温工学試験研究炉用黒鉛材料として、上記の基本的事項を念頭におき、種々の材料工学的、設計工学的調査検討により、微粒等方性黒鉛IG-110および準等方性黒鉛PGXが選定された⁽²⁸⁾。HTTR本体構造と黒鉛構造物の配置およびその使用銘柄をFig. 3. 1⁽⁵²⁾に示す。

ドイツのペブルベッド型原子炉は球状燃料を納める円筒容器が黒鉛材料製の反射体の機能を持っている。構造形式が簡明であるが、反射体の交換が困難なため燃料に接する部材の高速中性子照射量が高くなる⁽⁵³⁾。このため長期間に亘る材料開発と評価、改良が続けられている。これらの結果、前述のように石炭ピッチコークス系押し出材ATR-2E、特殊コークスを調整し振動充填法により成形した準等方性材ASR-1RG、ASR-2RSが候補材料として考えられている。又、炉心支持ポストには、IG-110と同類の微粒等方性黒鉛材料V483Tとその改良品が開発されている⁽²⁵⁾。

米国の次世代高温ガス炉MHTGRのブロック型燃料要素用黒鉛材料にはFSV炉で許認可済みの準等方性黒鉛材料H-451が採用される予定である。この材料も原料の調整から始まった新材料開発の結果によるものである。又、炉心支持ポストには前記と同様に強度の観点から微粒等方性黒鉛S2020が候補材料となっている⁽²⁷⁾。

以上に挙げたHTGR用黒鉛材料の製法の詳細は不詳であるが概略的な製造プロセスをFig. 3. 2に示す。更に、本章において詳しいデータベースを検討する黒鉛銘柄の製造上の特徴と代表特性をTable 3. 1に示した。この表によりコストは別として材料特性と製造法との関係を見ることができる。以下のデータベースの引用と検討では、上記に挙げた黒鉛銘柄を採り上げる。それらの試験条件をTable 3. 2にまとめて示す。

ここで以下の強度データの統計解析に用いられるワイブル分布及び破壊理論について必要最小限の諸式を記す。その詳細は付録Aに記してある。

先ず、確率変数(強度)を x として分布関数 $F(x)$ を次式で表す。

$$F(x) = 1 - \exp[-\{(x - \sigma_u) / \sigma_o\}^m] \quad (x \geq \sigma_u) \quad (3.1)$$

ここで m は形状母数(shape parameter)、 σ_u は位置母数(location parameter)、 σ_o は尺度母数(scale parameter)と呼ぶ。 $\sigma_u = 0$ の場合が2パラメータワイブル分布である。ワイブル理論は、材料中に引張り破壊の起因となるクラックの確率的存在を直列するリング(環)でモデル化し、その最弱リン

クが引張り強度を決定するものである。上式は極値統計分布の1形式である。形状母数 m は統計的頻度分布の先鋭度及び非対称の尺度である。 m が大きい程強度のばらつきが小さくなる。後に分かるように原子炉用黒鉛に引張り破壊強度の場合には $m = 5 \sim 20$ であるが、今日開発ないし実用されている多くのHTGR黒鉛では $m = 10 \sim 15$ 程度である。

上式からグラフ法により分布パラメータを求める次の関係式が得られる。

$$\log \log \{ 1 / (1 - F) \} = m \log (x - \sigma_u) - m \log \sigma_0 \quad (3.2)$$

次に、ワイブルの統計的破壊理論は、部材内のある方位の引張り応力を σ とするとその部材の引張り破壊の確率 P_F を次式で与える。

$$P_F = 1 - \exp(-R) \quad (3.3)$$

ここで

$$R = \int_V \{ (\sigma - \sigma_u) / \sigma_0 \}^m dV \quad (\sigma \geq \sigma_u) \quad (3.4)$$

である。 R は破壊のリスク (risk of rupture) と呼ばれる。又、 V は $\sigma - \sigma_u$ が正の体積範囲である。通常材料試験における簡単な単軸応力分布の場合には R は部材内の最大応力値 σ_{max} と試験片体積 V により次のように与えられる。なお、簡単のため、 $\sigma_u = 0$ とする。

a) 一様引張りの場合 (V_T は通常平行部の体積)

$$R_T = V_T (\sigma_{max} / \sigma_0)^m \quad (3.5)$$

b) 3点曲げ試験 (V_{3B} は外支点間の体積)

$$R_{3B} = V_{3B} (\sigma_{max} / \sigma_0)^m / (m+1)^2 \quad (3.6)$$

c) 4点曲げ試験 (V_{4B} は外スパン間の体積)

$$R_{4B} = V_{4B} (\sigma_{max} / \sigma_0)^m / (m+1) \quad (3.7)$$

従って、平均強度 σ_M (或は破壊確率が同じとなる強度) の比は次式で表される。

a) 引張り強さ対引張り強さ (体積 V_{T1} と V_{T2})

$$\sigma_{M1} / \sigma_{M2} = (V_{T2} / V_{T1})^{1/m} \quad (3.8)$$

b) 3点曲げ強さ対引張り強さ

$$\sigma_{M3B} / \sigma_{MT} = \{ (m+1)^2 \cdot V_T / V_{3B} \}^{1/m} \quad (3.9)$$

c) 4点曲げ強さ対引張り強さ

$$\sigma_{M4B} / \sigma_{MT} = \{ (m+1) \cdot V_T / V_{4B} \}^{1/m} \quad (3.10)$$

d) 4点曲げ強さ対3点曲げ強さ

$$\sigma_{M4B} / \sigma_{M3B} = \{ (m+1) \cdot V_{4B} / V_{3B} \}^{1/m} \quad (3.11)$$

例えば、上記の b)、c)、d) の場合、体積比を 1 とし、 $m = 10$ とすると、それぞれ 1.614、1.27、0.785 となる。

なお、強度分布を式 (3.1) とする場合、標本の平均値 x_M 、標準偏差 s については次の関係式が成り立つ。

$$X_M = \sigma_u + \sigma_o \Gamma(1+1/m) \quad (3.12)$$

$$s / X_M = \sqrt{[\Gamma(1+2/m) - \{\Gamma(1+1/m)\}^2]} / \Gamma(1+1/m) \quad (3.13)$$

$$\approx 1.2 / m$$

但し、 Γ はガンマ関数、式 (3.13) では $\sigma_u = 0$ とする。

3.2 各種黒鉛の静的強度の統計的性質

3.2.1 IG-110 黒鉛 (IG-11 黒鉛)

IG-110 黒鉛は東洋炭素㈱が 1970 年代に等方性大型材の特殊炭素製品として世界に先駆けて開発したものである。微粒等方性高純度材であることから半導体製造用材料として広く利用されている。今日、その製品サイズは円柱ブロックで $\phi 600 \times 900 \text{mm}$ 、角柱ブロックで $300 \times 600 \times 2000 \text{mm}$ まで市販されている。製造法の概略についてメーカーからの報告がある⁽⁵⁴⁾⁽⁵⁵⁾。原研は、1980 年に VHTR 用黒鉛材料の銘柄選定調査及び試験を行い、燃料体ブロック材及び支持ポスト材として IG-110 黒鉛材料を選定した。それ以来、約 10 年をかけて原子炉構造材料としての認可を得るための各種の材料特性評価試験を実施してきた。各種の静的強度試験によるデータベースの総合的評価の概略は、最近の論文で発表した⁽⁵⁶⁾⁽⁵⁷⁾。なお、化学的高純度化処理前の素材は IG-11 と称され、照射試験を除く通常の強度試験では IG-110 黒鉛に代って使用した。以下には、IG-110 黒鉛の強度の統計的性質を種々の観点からやや詳しく検討してみる。本節で採用するデータベースは Table 3.2 に示した 2 種類の実験研究によるものである。得られたデータにより、

- a) 異方性の程度
 - b) ブロック内位置依存性
 - c) ロット間変動
- を評価する。

(1) 引張り強さの異方性とブロック内変動

テスト IG-A での試験片のサンプリングは、 $\phi 380 \times 720 \text{mm}$ の素材ブロックを 2 種類の部分領域に分けて行われた。ブロックの径方向には $200 \times 200 \text{mm}$ の中央部とそれ以外の外側部に分けられ、又、高さ方向には端部から約 300mm (ブロック高さの約 $1/3$) 範囲からのものである。更に、素材ブロックの中心軸に関して横等方性が成り立つとして、中心軸に平行方向の試験片 (L または A 型) および垂直方向の試験片 (T または R 型) の 2 種類の試験片が採取された。この 4 種類の試験片はそれぞれ 20 本ずつ引張り試験に供された。試験片はダンベル型で平行部の寸法は $\phi 6 \times 20 \text{mm}$ である。なお、IG-110 のフィラーコークスの平均粒径は $10 \sim 20 \mu \text{m}$ と言われており、本試験片の平行部の直径はそれに比し十分に大きく、ギルソナイトコークス系黒鉛材料の様な粗粒黒鉛材料の場合に観測されているいわゆる“粒径効果”によって引張り強さが異常に減少する条件には相当しない。

事実、このことは依田らの実験によって確認されている^(6B)。

さて、テストIG-Aによる引張り強さのデータを以下のようにブロック内の位置依存性と方向性依存性をみるために示す。

- Fig. 3.3 テストIG-Aによる中心部分のA型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.4 テストIG-Aによる中心部分のR型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.5 テストIG-Aによる中心部分のA型及び型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.6 テストIG-Aによる外側部分のA型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.7 テストIG-Aによる外側部分のR型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.8 テストIG-Aによる外側部分のA型及びB型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.9 テストIG-Aによる中心及び外側部分のA型紙験片の引張り強さ
- Fig. 3.10 テストIG-Aによる中心及び外側部分のR型試験片の引張り強さ
- Fig. 3.11 テストIG-Aによる全試験片の引張り強さ

これらの図は全て横軸の値を中央値に対する相対値とし、縦軸は正規確率目盛りである。データ点は、標本数を n 、最小値から数えて i 番値の実験累積確率 F_{ex} を $(i - 0.3) / (n + 0.4)$ としてプロットしている (Median ranking)。図中の直線は最適正規確率分布に対応する。この直線は平均値±標準偏差の値の理論累積確率が0.8413、0.1587となることから決定できる。なお、各々のデータを2パラメーターワイブル分布で近似できるかどうかを解析している。この解析では最尤法(Maximum Likelihood Method, MLM)を採用している。MLMによってパラメータの値が決定できない場合には図中に正規分布関数のみを示した。MLMは他のグラフ法や最小自乗近似法と比べて理論分布の母数(分布パラメーターとも言う)の決定法としてとして数学的には最も汎用的な方法である。上記のデータについて見るとワイブル分布で近似できる場合もあるが、何れもその近似が正規分布よりも優れているとは言えない。この様に統計的データの非正規分布への近似を行う場合、その精度又は信頼性について十分注意する必要がある。例えば、ワイブル分布への近似をグラフ法で行う場合には、そのデータの解析者によって最適母数の値が異なり任意性が避けられないし、場合によってはワイブル確率紙にデータをプロットし強引に直線で近似する例も見られないではない。

さて、前述の図に基づいて本題の事項を検討してみよう。まず、個々のデータグループについての基本的な標本統計量を変動係数(=標準偏差/平均値)も含め下記に示す。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	20	24.7	1.8	7.4
中心/R	20	25.4	2.9	11
中心全体	40	25.1	2.4	9.7
外側/A	20	25.0	1.9	7.5
外側/R	20	22.4	3.6	16
外側全体	40	23.7	3.1	13
A/全体	40	24.8	1.8	7.4

R / 全体	4 0	2 4. 0	3. 6	1 5
全体	8 0	2 4. 4	2. 9	1 2

以上の図表から簡単に分かることは次のようなことである。

a) 何れのデータグループ（標本の性格が異なる）についてもほぼ正規分布で近似できる。Fig. 3. 5, Fig. 3. 8に見られるようにワイブル分布への近似が数値解析的に可能な（MLMが収束する）場合でも、それが正規分布に比し適合性において優れているとは言えない。特に、Fig. 3. 11の場合ように標本数が多いほど正規分布への適合度がよいと言える。

b) 標本統計量については、平均値又は中央値のデータグループ間の相違は小さい。但し、分散に関しては、R型試験片の強度の方がA型試験片のそれより明らかに大きい。中心部と外側との相違はそれほど著しくはない。従って、Fig. 3. 11に示した総数データの分散はそれらの中間の値になっている。

この様な1ブロックから採取された80点のデータが意味していることは、全体的には正規分布で十分近似できるが、若干の引張り強度の異方性があるということである。問題は後者の点であるが、これは変動係数の約±4%の差をどう考えるかの問題である。これをこのデータベースを利用する場合にどの様に扱うか、と言う観点から判断すべきものとする。この点の議論は次章に譲るが、何れにしても、一つの統計データの側面であって、これが絶対的な意味を持つものではないことだけを指摘しておきたい。

以上と同様の引張り強さのブロック内の位置依存性と異方性の定量的評価をテストIG-Bについても行っている。この場合の素材ブロックのサイズはφ380x900mmであり、引張り試験片の全数は129点である。

ブロック全体を高さ方向（L）と水平方向（R）とで4つの部分領域に分けてブロック内の強度の変動を調べたものである。その結果は別に発表しているが⁽⁵⁶⁾、定性的結論は前述のテストIG-Aのものと全く同じである。ここではその標本統計量のみを特性データを下記に示す。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
A方向	64	25.8	1.8	7.0
R方向	65	25.6	2.4	9.4
全体	129	25.7	1.7	6.6

(2) 引張り強さのロット間変動

前述のテストIG-A及びIG-Bは2つの製造時期が大幅に異なるロットのデータであるが、大きなロット間変動が無かった。より多数のロットを含めたデータベースに基づいてロット間変動を検討した結果も既に別に詳細に報告⁽⁵⁷⁾しているので、ここでは割愛する。

(3) 曲げ強さの統計的性質

IG-110黒鉛の基本的強度試験では通常引張り試験と共に4点曲げ試験を行っている。この場合、試験片寸法やスパン長は必ずしも同じではない。ここでは、前

述の引張り強さのデータベースと共通のテストについて結果を示す。

先ず、テストIG-Aでは、直径6 mm、外スパン38.2 mm、内スパン19.6 mmの試験片を用いている。但し、特に断わらない限り、以下に用いる強さの絶対値は線形弾性論による計算値である。応力-ひずみ関係の非直線性を考慮したとしても、以前の微粒等方性黒鉛の解析例を参考にすれば、約10%高目の値になると考えてよい。実験結果をデータグループ毎に以下に示す。

- Fig. 3.12 テストIG-Aによる中心部/A型試験片の曲げ強さ
 Fig. 3.13 テストIG-Aによる中心部/R型試験片の曲げ強さ
 Fig. 3.14 テストIG-Aによる中心部全体の曲げ強さ
 Fig. 3.15 テストIG-Aによる外側/A型試験片の曲げ強さ
 Fig. 3.16 テストIG-Aによる外側/R型試験片の曲げ強さ
 Fig. 3.17 テストIG-Aによる外側部全体の曲げ強さ
 Fig. 3.18 テストIG-AによるA型試験片全体の曲げ強さ
 Fig. 3.19 テストIG-AによるR型試験片全体の曲げ強さ
 Fig. 3.20 テストIG-Aによる全体の曲げ強さ

又、以上の各データグループの標本統計量は下記の通りである。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	39	34.6	2.7	7.8
中心/R	40	35.0	2.3	6.7
中心全体	79	34.8	2.5	7.2
外側/A	20	35.0	2.3	6.5
外側/R	40	30.6	3.2	11
外側全体	60	32.0	3.6	11
全体	139	33.6	3.3	9.9

以上の曲げ強さのブロック内変動について以下のことが分かる。

a) 中心と外側とでは、外側の方が変動はやや大きい。又、A型とR型とではR型の方が変動が大きい。これらの特性は前述の引張り強さのデータと全く同じことである。

b) 理論分布への近似についても引張り強さの場合と同じく、時にはワイブル分布への近似が可能となるが、全ての標本数が多いデータグループでは正規分布での近似が優れる。

次に、第2の試験データとしてテストIG-Bを検討してみる。このテストでの4点曲げ試験は6 x 8 x 50 mmの角柱試験片で、外スパン40 mm、内スパン20 mmとしている。このテストIG-Bによる全試験片の曲げ強さをFig. 3.21に示した。

以上のデータの各グループの標本統計量は下記の通りである。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	6	33.0	2.2	6.8
中心/R	9	34.5	3.4	10
中心全体	15	33.9	3.0	8.9
外側/A	24	33.7	2.5	7.4
外側/R	21	34.3	1.8	5.2
外側全体	45	34.0	2.2	6.5
A型全体	30	33.6	2.4	7.2
R型全体	30	34.4	2.4	6.8
全試験片	60	34.0	2.4	7.1

以上、曲げ強さの統計的性質を示したが、特に曲げ強さの変動係数が引張り強さのそれと比較してやや小さいことが注目になる。このことの定性的および定量的な解釈については次章で述べる。

(4) 圧縮強さの統計的性質

圧縮強さの統計的性質を取り上げるのは単にその統計的ばらつきがどのような理論分布で近似できるかを明らかにするためである。非常に奇妙なことに、この圧縮強さをワイブル分布による近似を行い、ワイブルの脆性破壊理論を延用し、圧縮強さの“体積依存性”を導入し、実機黒鉛材料素材の圧縮強さの減少率を評価する様なことを行う例もあるが、圧縮破壊はせん断破壊モードであり、ワイブルの破壊理論は引張り破壊モードを対象としていることから、それは全くのルール違反である。

さて、テストIG-Aでは、直径6mm、長さ12mmの試験片を前述の3.2.1(1)項の場合と同様なブロック内サンプリングにより得ている。この実験による圧縮強さの正規確率紙へのプロット図を下記に示す。

- Fig. 3.22 テストIG-Aによる中心部分のA型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.23 テストIG-Aによる中心部分のR型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.24 テストIG-Aによる中心部分のA型およびB型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.25 テストIG-Aによる外側部分のA型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.26 テストIG-Aによる外側部分のR型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.27 テストIG-Aによる外側部分のA型およびB型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.28 テストIG-Aによる中心および外側部分のA型紙験片の圧縮強さ
- Fig. 3.29 テストIG-Aによる中心および外側部分のR型試験片の圧縮強さ
- Fig. 3.30 テストIG-Aによる全試験片の圧縮強さ

これらの図を一覧することによりこの圧縮強さのばらつきは、A型試験片では2パラメーターワイブル分布で近似でき、R形試験片では正規分布で近似できる傾向が認められる。しかし、データ点数が多い場合には正規分布での近似がより適切である。又、これらの標本統計量を下記に纏める。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	39	73.5	3.6	4.9
中心/R	40	72.3	4.0	5.5
中心全体	79	72.9	3.8	5.3
外側/A	20	73.3	5.7	7.8
外側/R	40	66.8	3.2	4.9
外側全体	60	69.0	5.2	7.5
A型全体	59	73.4	4.4	6.0
R型全体	80	69.6	4.5	6.5
全試験片	139	71.2	4.9	6.8

次に、テストIG-Bでは6×6×12mmの角棒試験片を用いて行ったものであるが、実験結果のプロット図を省略し、標本統計量のみを下記に示す。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	5	78.4	4.2	5.4
中心/R	8	75.5	4.4	5.8
中心全体	13	76.7	4.4	5.7
外側/A	20	77.8	2.9	3.7
外側/R	17	76.8	2.6	3.3
外側全体	37	77.0	2.8	3.6
A型全体	25	77.9	3.1	4.0
R型全体	25	76.4	3.2	4.2
全試験片	50	77.1	3.2	4.2

これらの結果はテストIG-Aの場合に比べ平均値はやや大きい、変動係数がやや小さいことを示している。

(5) 破壊靱性値の統計的性質

黒鉛材料の破壊力学的実験研究として、多くの試みが為されてきている。それらの大半は金属材料試験法として規格化されている方法を準用し、黒鉛材料の破壊靱性値を測定している。しかし、ここでは、これまでの実験データの統計的性質について、何か破壊靱性値がその他の静的強さのそれと異なる点が見られるかと言う観点から検討してみる。

統計的に有意な標本はテストIG-Aで取得されている。この破壊力学試験では、ASTM E-399^(E9)に準じたCT試験片（リガメント長さ40mm、厚さ10mm）を用いている。実験による破壊靱性値（ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ）を前述のように下記の図に示す。

- Fig. 3.31 テストIG-Aによる中心部分のA型およびB型試験片の破壊靱性
 Fig. 3.32 テストIG-Aによる外側部分のA型およびB型試験片の破壊靱性
 Fig. 3.33 テストIG-Aによる中心および外側部分のA型紙試験片の破壊靱性

Fig. 3.34 テスト I G - A による中心および外側部分の R 型試験片の破壊靱性

Fig. 3.35 テスト I G - A による全試験片の破壊靱性

又、これらの標本統計量のデータは以下の通りである。

グループ	標本数	平均値 (MPa · m ^{1/2})	標準偏差 (MPa · m ^{1/2})	変動係数 (%)
中心 / A	20	1.03	.052	5.1
中心 / R	20	1.09	.042	3.8
中心全体	40	1.06	.057	5.4
外側 / A	20	1.01	.051	5.1
外側 / R	20	1.02	.053	5.2
外側全体	40	1.01	.052	5.1
A 型全体	40	1.02	.052	5.1
R 型全体	40	1.05	.060	5.7
全試験片	80	1.04	.059	5.7

これらによると破壊靱性値におけるブロック内位置依存性と異方性は極めて小さいことが分かる。しかしながら、変動係数は約 5 ~ 6 % である。仮に、線形破壊力学による構造物の健全性評価を行おうとする場合にはこのことを考慮しなければならないであろう。Fig. 3.31 ~ Fig. 3.35 により理論分布への近似においても正規分布を採用することは合理的であろう。

(6) ヤング率等の統計的性質

一般に黒鉛材料の機械的特性を考えるに当たって、上記の破壊特性値のみではなく、その他の一般的な物性値がブロック内でどのように変動するかも重要なことである。この観点から、以下にヤング率、見掛けの密度の変動と統計分布を示す。見掛け密度は材料のそもそもの品質の度合を示す尺度であり、又、ヤング率は材料の変形に関する尺度の一つであることを考えれば、直感的にも物理的にも興味の対象となろう。

まず、前述のテスト IG-A の曲げ試験片を用い、周波数 5 MHz の超音波伝播速度法により測定された動的ヤング率のデータを検討する。データの正規確率紙へのプロットを下記の Fig. 3.36 ~ Fig. 3.44 に示す。

Fig. 3.36 テスト I G - A による中心部分の A 型試験片のヤング率

Fig. 3.37 テスト I G - A による中心部分の R 型試験片のヤング率

Fig. 3.38 テスト I G - A による中心部分の A 型および B 型試験片のヤング率

Fig. 3.39 テスト I G - A による外側部分の A 型試験片のヤング率

Fig. 3.40 テスト I G - A による外側部分の R 型試験片のヤング率

Fig. 3.41 テスト I G - A による外側部分の A 型および B 型試験片のヤング率

Fig. 3.42 テスト I G - A による中心および外側部分の A 型試験片のヤング率

Fig. 3.43 テスト I G - A による中心および外側部分の R 型試験片のヤング率

Fig. 3.44 テスト I G - A による全試験片のヤング率

又、これらの標本統計量は以下の通りである。

グループ	標本数	平均値 (GPa)	標準偏差 (GPa)	変動係数 (%)
中心/A	40	9.3	.42	4.5
中心/R	40	10.3	.32	3.1
中心全体	80	9.8	.62	6.3
外側/A	40	9.3	.42	4.5
外側/R	40	9.6	.42	4.4
外側全体	80	9.6	.44	4.6
A型全体	80	9.4	.44	4.6
R型全体	80	10.0	.51	5.1
全試験片	160	9.7	.67	6.9

以上のヤング率についてのデータは、若干の異方性が認められるものの変動は小さく、位置の依存性は僅小であることが分かる。なお、このことはテストIG-Bによる素材ブロック全体の特性を調査した結果とも一致している⁽⁵⁶⁾。即ち、統計的ばらつきは正規分布により十分近似できると見なせる。

次いで、見掛け密度を見てみる。テストIG-Aでは前述の、曲げ試験片により見掛け密度を測定しているが、その結果を素材ブロックの位置関係を区別して次のFig. 3.45～Fig. 3.47に示す。

Fig. 3.45 テストIG-Aによる中心部分のA型及びR型試験片の見掛け密度

Fig. 3.46 テストIG-Aによる外側部分のA型及びR型試験片の見掛け密度

Fig. 3.47 テストIG-Aによる全試験片の見掛け密度

又、これらの標本統計量は以下の通りである。

グループ	標本数	平均値 (g/cc)	標準偏差 (g/cc)	変動係数 (%)
中心全体	80	1.75	.01	.4
外側全体	80	1.75	.01	.4
全試験片	160	1.75	.01	.4

以上の図及び数値から分かるようにIG-110黒鉛の見掛け密度の変動は極めて小さく、この点が他の原子炉用黒鉛材料と異なって、種々の意味で最終的に材料に対する理解が易しくなる根本的理由となっている。

3. 2. 2 S2020黒鉛及びV483T黒鉛

S2020黒鉛はアメリカのStackpole Carbon社の、又、V483T黒鉛はドイツのRingsdorfwerke社の各々微粒等方性黒鉛材料である。何れもIG-110黒鉛材料と同様にそもそも是非原子力用の特殊炭素材料として生産されている製品である。前者は、GA社設計の1970年代のHTGRリードプラント(PCR型大型炉)以

来、MHTGR設計でも採用されるようになってきている銘柄である。この材料の基本的物理的特性は相当詳細に調査されているが、強度の統計的性質に関し公表されているのは極く一部である⁽⁶⁰⁾⁽⁶¹⁾。以下にはこれらの文献による測定値を検討対象とする。又、V483T黒鉛は、やはり同様に、1970年代のドイツのペブルベッド型HTGR (PNP-500)プラント設計で支持ポスト材として検討されてきたものである。この製品については詳細なデータは公表されていないが、その後強度の改良や原料コークスの変更なども試みられている。ここでは、試験片の採取法や数量が明示されている上記の公表文献によるデータを引用するに留める。

S2020黒鉛のデータベースは素材の受け入れ検査における強度の許容基準を検討するために多数のロットを対象として実施した引張り強度試験の結果である。まず、試験用素材ブロックは、直径が254mmの通常の量産製品から調達した40体である。各々のブロックの一方の端部から5～8本の軸方向に平行(Ax)及び垂直(Rad)な方向の引張り試験片を採取している。この結果、引張り試験片の数は平行方向が311本、垂直方向が316本である。

一方、V483T黒鉛は試験的な製造プロセスで生産された直径183mmの29個のブロックを供試体としている。この場合には、各ブロックの一方の端部から4本の垂直方向試験片を採取し、総計156本について引張り強度が測定されている。

以上のS2020黒鉛とV483T黒鉛の各ブロックの強度の平均値の統計分布を文献⁽⁶¹⁾によりFig. 3. 48に示す。又、各々の平均値、ログ間変動とログ内変動を下記に示す。

銘柄	方向	ログ数	標本数		引張り強さ (MPa)		
			ログ当り	全体	平均	標準偏差	
						ログ間	ログ内
S 2 0 2 0	A	4 0	5 - 8	3 1 1	2 4 . 0	2 . 6	1 . 6
S 2 0 2 0	R	4 0	7 - 8	3 1 6	2 5 . 4	2 . 8	1 . 4
V 4 8 4 T	R	2 9	4	1 5 6	1 9 . 0	1 . 0	2 . 2

これらのデータの発表者は各ログの引張り強度の平均値の理論分布については詳しい検討結果を述べていないが、Fig. 3. 48に示してある設計最小強度を検討するための信頼限界値の分布は正規分布を前提としているものである。即ち、この研究の基本的な方法論は、前述のH-451黒鉛に対するものに準拠している⁽⁴⁷⁾。これらの考え方については次章において詳しく述べる。

3. 2. 3 PGX黒鉛

UCC社製のPGX黒鉛はかつて米国のHTGR炉心支持黒鉛構造物用として詳細に研究された。ここでは原研がHTTR炉心支持構造物用に調査してきた材料データベースを参照する。アメリカGA社によるデータベースはいわゆるFSV炉の固定反射体用として製作されたPGX黒鉛であり、今日、原研等が調達しているPGX黒鉛とは異なるものであるので、本節では除外する。

さて、原研におけるPGX黒鉛の強度試験に基づくデータベース全体の統計的性質の検討結果はIshiharaら⁽⁶²⁾が一部既に発表している。以下には、1980年に一体の素材ブロックについて各種の素材特性を取得したテストPG-Aの結果について前述のテストIG-Aに準じた検討を行う。

(1) 引張り強さの異方性とブロック内変動

テストPG-Aで用いた素材ブロックは $\phi 1010 \times 1000$ mmの円柱である。この大型材の高さ方向中央部200mmの長さの部分から、中心部分として400x400mmの範囲から、又、その外側部分からL方向及びT方向試験片をそれぞれ20本ずつ採取している。試験片は全長60mm、ゲージ部 $\phi 6 \times 20$ mmのドグボーン型である。さて、引張り強さのデータを以下のようにブロック内の位置の依存性や異方性を見るために示す。

- Fig. 3.49 テストPG-Aによる中心部分のA型及びR型試験片の引張り強さ
 Fig. 3.50 テストPG-Aによる外側部分のA型及びR型試験片の引張り強さ
 Fig. 3.51 テストPG-Aによる中心及び外側部分のA型紙験片の引張り強さ
 Fig. 3.52 テストPG-Aによる中心及び外側部分のR型試験片の引張り強さ
 Fig. 3.53 テストPG-Aによる全試験片の引張り強さ

又、個々のデータグループについて、上記の図示した以外のデータグループも含めて、基本的な標本統計量を下記に示す。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
中心/A	20	7.87	0.75	9.5
中心/R	16	7.19	0.81	11.
中心全体	36	7.57	0.85	11.
外側/A	20	7.74	0.47	6.1
外側/R	19	7.47	1.06	14.
外側全体	39	7.61	0.82	11.
A/全体	40	7.81	0.63	8.1
R/全体	35	7.34	0.96	13.
全体	75	7.59	0.84	11.

これらの図表から本命題について考えてみよう。前節までに取り上げた微粒・静水圧加圧成形材と著しく異なる点の第1は引張り強さが小さいということである。しかし、その変動係数はそれ程大きくは違わない。そして、正規確率紙へのプロットから分かるように外側部分及びT方向の引張り強さの統計分布が正規分布からずれている。傾向的には2パラメータワイブル分布を示している。全データのプロット図であるFig. 3.53では正規分布もワイブル分布もデータへの近似が良いとは言えない。このことは統計的にはデータのサンプル数が少なく母集団分布の判定が難しいということであるが、材料からのサンプルの性格により何故に標本分布関数が異なる結果となるかの物理的意味は、次節の検討から明らかになる。このような事実が、広い意味で微粒等方性黒鉛製品と一般工業用黒鉛

製品の違いを意味していると考えられる。

ところで、原研ではPGX黒鉛の他の試験プログラムでも別のロットの引張り強さを測定しているが、それらを含めた統計解析も行っている。この結果は上記とはやや異なっている。以下にそれについて記す。引張り強さの標本統計量は次の通りである。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
A方向	101	8.0	0.67	8.3
T方向	102	8.2	1.2	14.
全体	203	8.1	0.95	12.

又、各々の正規確率紙へのプロットの結果がFig. 3.54～Fig. 3.56である。図から分かるように標本数を増した結果は全体として正規分布による近似が良くなっている。

3.2.4 H-451黒鉛

アメリカGLCC社製の原子炉用準等方性押出し材H-451はFSV炉の取り替え燃料要素用黒鉛材料として使用された実績があるため、その強度の統計的性質について詳細なデータが取得されている。ここでは2つのデータベースを参照する。H-451黒鉛材料の素材ブロックは直径43cm、高さ86cmである。

最初のデータベースは一体のログから約2000本の引張り試験片と曲げ試験片を採取し、それらのブロック内位置依存性、異方性、荷重モードによる引張り破壊強さの比較などを統計的評価を含めて検討しているものである⁽⁴⁶⁾。ここではこのデータベースをテストH4-Aによるものと呼ぶ。試験片のサンプリングのためブロックを次のように分割し、厚さ12.7cmの4個の円板を切り出している。第1及び第4の円板は原素材の両端部から2.54cm離れた深さのところから、又、第2及び第3の円板は原素材の高さ方向中央部から切り出している。更に、各円板は半径方向に中央部(C)と周辺部(E)とに区別される。後者はブロックの中心軸から半径10.8cmより外側の部分である。引張り試験片は丸棒で直径が12.8mm、長さ76mmのもの(大型試料と呼ぶ)と、直径、長さが各々6.4mm、23mmであるもの(小型試料と呼ぶ)との2種類である。曲げ試験片は直径6.4mm、長さ51mmの丸棒(内スパン12.7mm、外スパン38.1mm)である。各3種類の試験片は各々のブロック分割位置からほぼ同数サンプリングされている。なお、引張り試験においては代表的試験片の応力-ひずみ関係が変位計により測定され、それに基づき非線形応力-ひずみ関係を考慮して曲げ破壊応力が計算されている。

(1) 引張り強さの異方性、非均質性及び統計的性質

上記のように試験片は全部で24種類に類別される。それらの標本統計量は下記の通りである。

c) 引張り強度の統計分布に関して、各グループ毎に正規分布と2パラメーターワイブル分布への適合性をグラフ法により検討している。その結果は実験データのばらつきの範囲で両分布関数が同程度にデータを近似できる。しかし、より適切な表現としては、ともに近似の精度は良くないと言うべきであろう。

d) 平均引張り強さの大型試料と小型試料との試験片サイズ依存性は全体平均でA方向試験片で1.03、R方向試験片で1.08である。一方、ワイブル分布の形状パラメータ m の値は各々平均的に式(3.8)により、10.7、8.1となる。この値を用いてワイブル理論による試験片体積依存性を計算するとA方向試験片、R方向試験片でそれぞれ1.28、1.38となり、ワイブル理論は体積効果を過大に評価する。

(2) 曲げ強さの異方性、非均質性及び統計的性質

上記と同様に4点曲げ強さの測定結果は下記の通りである。先ず、各グループの標本統計量は次の通りである。

グループ	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
上端・内側部分/A	25	23.6	2.4	10.2
上端・内側部分/R	38	20.3	1.9	9.4
上端・外側部分/A	48	24.7	1.5	6.3
上端・外側部分/R	46	20.3	2.7	13.2
中央・内側部分/A	40	22.6	1.2	5.1
中央・内側部分/R	38	19.9	1.9	9.6
中央・外側部分/A	48	24.8	2.1	9.3
中央・外側部分/R	48	21.3	1.8	8.3
下端・内側部分/A	39	22.2	2.3	9.9
下端・内側部分/R	40	21.7	1.7	7.8
下端・外側部分/A	48	24.8	2.0	7.9
下端・外側部分/R	48	21.9	1.9	8.8

これらの結果から次のようなことが纏められている。

a) 曲げ強さのログ内位置依存性は引張り強さの場合と同じである。又、方向依存性を平均強さで比較すると、A方向試験片とR方向試験片との比は1.13となる。

b) 変動係数がR方向試験片の方がA方向試験片よりも大きく、前者が9.0%、後者が7.9%である。前記の引張り強さに対する値と比べると分かるようにこれらは何れも小さい。ワイブル係数 m の値は各々平均で13.6、15.8となり引張り強さに対する値よりも大きい。

c) ワイブル理論に従って平均曲げ強さと平均引張り強さの比 S_{4B}/S_T を算出すると、式(3.9)によりA方向小型試験片(引張り試験片体積=0.724 cm³、曲げ試験片体積=0.402 cm³)の場合、 $m=10.7$ で1.51、R方向試験片の場合には、 $m=14.7$ で1.64となる。これは実験による値1.52、1.55と良く一致している。

以上のH-451黒鉛ブロックのデータベースH4-Aの2000点以上の引張り強さと4点曲げ強さの検討結果を総合し、Priceは強度の統計的変動について次のように纏めている。即ち、実験データは正規分布又はワイブル分布の両者により近似できる。しかし、ワイブル分布の場合、ワイブル係数の値は試験片位置、方向及び荷重形式により異なり、ワイブル理論そのものの合理性が認められない。

筆者が思うに、H-451黒鉛は準等方性黒鉛とはいえ押し材であり非均質性が認められるため、ワイブル理論が仮定する最弱リンクの部材全体での一様分布という前提が現実的ではないことが顕著に現われている典型的な事例であろう。この意味で、Priceの詳細な実験結果の意義は極めて大きい。なお、以上の実験事実を”粒径効果”という観点からワイブル理論を修正する試みがH₀⁽⁶³⁾によって検討されている。これについては第5章で触れることにする。

(3) 引張り強さのロット間変動

H-451黒鉛の第2のデータベースは3種の量産ロットから取り出した98体のログ(ブロック)について引張り強さのロット間変動(lot-to-lot variation)及びログ内変動(log-to-log variation)を調査し、設計最小引張り強さの設定法を検討したものである⁽⁴⁷⁾。各ブロックから次のような統一したスキームで試験片を製作し、GA社、ORNL及びBNLで共同実験を行っている。GA社では引張り試験を行っているが、その試験片はブロックの中心部をトレパニング加工し直径16mm、深さ356mmの丸棒を切り出し、そのブロックの高さ方向中心部に対応する高さ102mm部分から、直径6.35mm、長さ23mmの引張り試験片(平行方向試験片)を8本採取している。これはH-451黒鉛ブロック内で最弱強度の部分に対応することを意味している。一方、半径方向試験片は各ブロックの最上部25mm厚みの円板の中央部114x114mm平板内から直径6.35mm、長さ23mmのものを8本採取している。

この3ログのログ中心部の軸方向試験片の引張り強さの統計的性質は次の通りである。

ロット番号	標本数	平均値 (MPa)	標準偏差 (MPa)	変動係数 (%)
472	56	16.4	1.4	8.5
478	224	16.3	1.8	11.0
482	112	14.5	2.7	18.6
全体	392	15.8	2.2	13.9

このデータベースにより受け入れ検査基準を検討するに当たって、この引張り強さの変動について次のような統計モデルを仮定している。

$$x_{ij} = \mu + \alpha_i + \beta_j + \varepsilon_{ij} \quad (3.14)$$

ここで x_{ij} は*i*番ロットの*j*番ログ、 μ は全体の平均値、 α_i は*i*番ロットのシステムチック変動成分、 β_j は*j*番ログのシステムチック変動成分、 ε_{ij} はログ内変動成分とする。又、 α 、 β 、 ε は各々独立で正規分布に従って変動するものとする。こうして上記のデータベースから各々次の値が得られている。

	変動 (MPa) ²	標準偏差 (MPa)
ロット間変動	1. 2 2	1. 1 0
ログ間変動	5. 2 2	2. 2 9
ログ内変動	2. 6 7	1. 6 3

こうして上記のモデルで考える場合、ログ間変動が相対的に他の変動成分よりも大きいことが分かる。従って受け入れ検査で本試験のようなサンプリングをするとして、ログ内変動成分を既知とする一方、引張り強さの設計最小強さ（信頼限界値）を3つのランク（A級=10.3MPa、B級=8.3MPa、C級=5.5MPa）として信頼基準とサンプル数による変化を基に前記の98ログの可否判定を試算している。

3. 2. 5 AGR用黒鉛等

AGRの減速材、反射体用の黒鉛は材料銘柄として数種類があるようである。それらの製造に関する特性値は公開文献に関する限り、Table 3.1及び前述のHTGR用黒鉛材料の様には明確ではない。以下には本検討の参考として2つの研究結果について述べる。

第1の研究はBrocklehurstとDarby⁽⁶⁴⁾が3種の黒鉛材料の異なる引張り応力破壊条件をワイブル理論の観点から検討しているものである。ここではその内の型込め材NI黒鉛についての結果のみを述べる。NI黒鉛については先ず引張り強さと曲げ強さの試験片体積依存性が調べられており、その結果をFig. 3.59に示す。図中に示すように2パラメータワイブル分布を仮定すると形状パラメータ $m=1.8$ とすれば平均強度の体積依存性が実に正確に記述できている。一方、同一体積の引張り強さ及び曲げ強さの統計分布を2パラメータ又は3パラメータワイブル分布で近似した結果をFig. 3.60に示す。両図から分かるように3種の3パラメータワイブル分布が何れも同程度に実験データを近似できるが、2パラメータワイブル分布が最適とされている。この場合、形状パラメータ m の値は引張り強さで約9、曲げ強さで約1.8となる。更に、この場合の平均強度の比から算出される m 値は約6となっている。これらを纏めると、結局、ワイブル理論はある一つの負荷モードでの破壊の特性を説明することはできるが、異なった負荷モード間の引張り破壊特性の関係を説明することはできない。

第2の実験的研究はギルソナイトコークス系押出し材IE1-24黒鉛の引張り強さと曲げ強さについてのBrocklehurstの検討である⁽³⁸⁾。この実験では前述のNI黒鉛とは異なった事実が観測されている。先ず、引張り強さは試験片体積が10~100cm³の範囲でほぼ一定であること、又、4点曲げ強さは内側スパン体積の増加と共に減少し、その傾向は2パラメータワイブル理論による式(3.7)で形状パラメータ $m=1.6$ とすることで近似できると共に、Fig. 3.61aに示すように同じ値が体積25cm³の4点曲げ強さの統計分布を近似できるとされている。しかしながら、このギルソナイトコークス系黒鉛についての観測事実の中で最も重要なことは、明確に”粒径効果”ないし”試験片体積効果”があり、最弱リンク説に限界があると言うことである。なお、同銘柄の3点曲げ強さの高温照射後の統計的性質も測定されており、これをFig. 3.61bに示す。このデータでは2パラメータワイブル分布の形状パラメータ m の値は照射前後でそれぞれ1

3 及び 15 となり、高温照射により最弱リンクの分布には均質性に著しい相違が無かったとしている。

しかしながら、総括的な結論としてBrocklehurstは黒鉛材料の引張り破壊現象を破壊モードの違いや統計的性質を正しく理解するためには材料に固有の潜在的クラックを定量的に扱うアプローチが必要であることを提唱した。

Table 3.1 Typical manufacturing features and properties of HTGR graphites.

Grade	IG - 11 graphite	PGX graphite	H - 451 graphite	2020 graphite	V483T graphite
Manufacturer	Toyo Tanso (Japan)	UCAR (USA)	GLCC (USA)	Stackpole (USA)	Ringsdorf W.(FRG)
Filler coke type	Petroleum coke, fine-grained	Petroleum coke, medium-grained	Petroleum coke, medium-grained	Petroleum coke, fine-grained	Coaltar pitch coke, fine-grained
Coke grain size (mm)	0.01 (ave.)	0.8 (max.)	1.6 (max.)		
Forming method	Isostatic mold	Mold	Extrusion	Isostatic mold	Isostatic mold
Typical log size (m)	φ 0.4 x 0.9	φ 1.2 x 0.8	φ 0.43 x 0.86	φ 0.25 x 2	φ 0.18 x 2
Bulk density (g/cc)	1.78	1.74	1.74	1.78	1.76
Elastic modulus (GPa)	L 10.1	L 6.6 T 8.5	L 7.9 T 6.9	L 8.8 ~ 10 T 9.5 ~ 11	L 9.5 T 8.4
Tensile strength (MPa)	L 28	L 8.3 T 9.2	L 13 T 12	L 21 ~ 27 T 22 ~ 26	L 17 T 16
Compressive strength (MPa)	L 81	L 31 T 30	L 55 T 53	L 69 ~ 82 T 71 ~ 87	L 60 T 62

L,T : Parallel and Perpendicular to the vertical axis of the log

Table 3.2 Summary of static strength tests on nuclear graphites.

Grade	IG-110	PGX	H-451	S2020	V483T
Test name	IG-A	PG-A	H4-A	S2-A	V4-A
Parent log size (cm)	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Tested block size (cm)	IG-A	PG-A	H4-A	S2-A	V4-A
Parent log size (cm)	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Tested block size (cm)	IG-A	PG-A	H4-A	S2-A	V4-A
Specimen sampling scheme	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Tensile test	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Specimen type	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Dimension (mm)	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Number of samples	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Bending test	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Specimen type	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Dimension (mm)	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Number of samples	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Compressive test	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Specimen type	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Dimension (mm)	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Number of samples	IG-B	PG-A	H4-B	S2-B	V4-A
Ref.	(28)	(28)	(46)	(60)	(61)

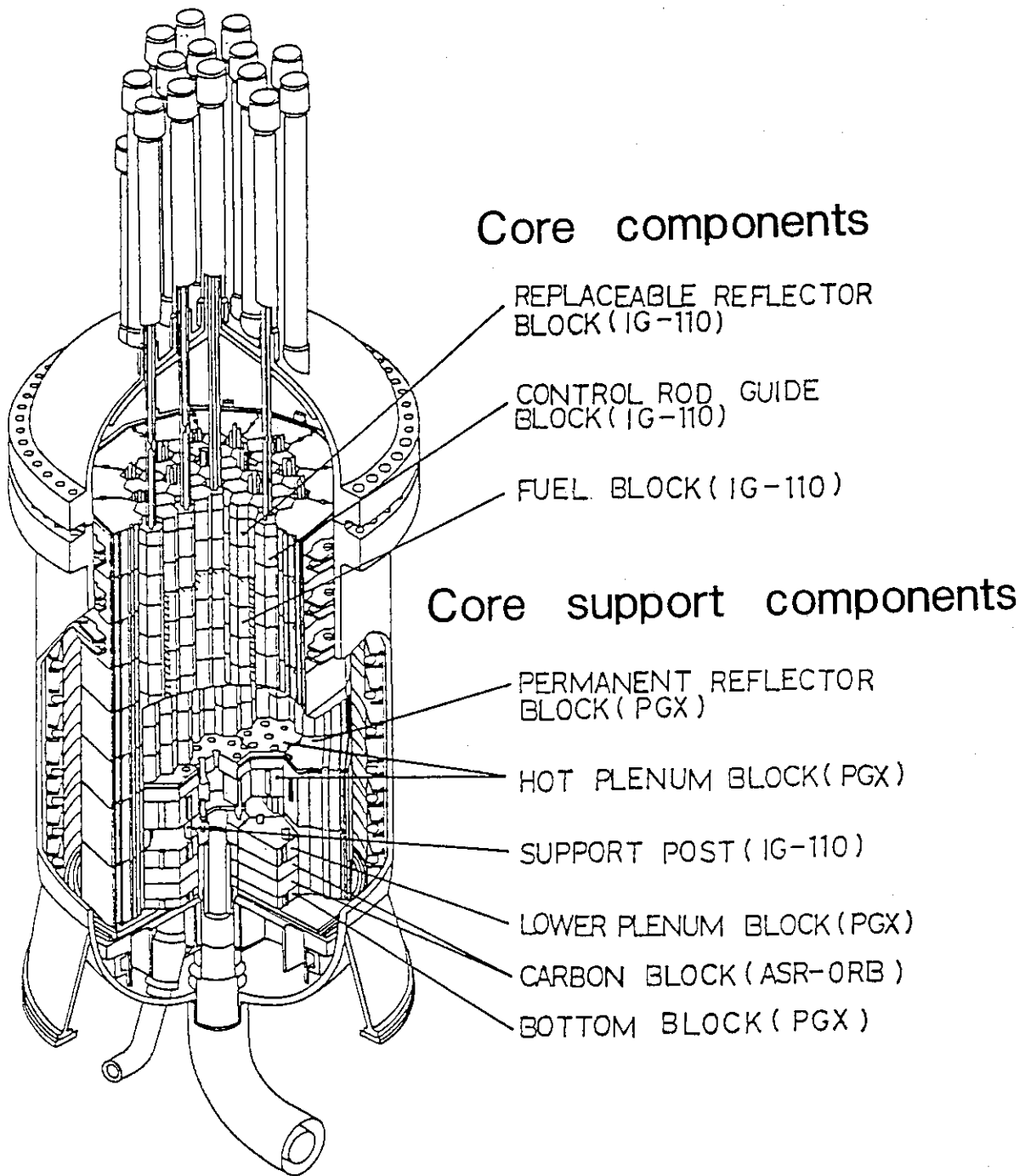


Fig. 3.1 Structural arrangement of graphite components in HTR.

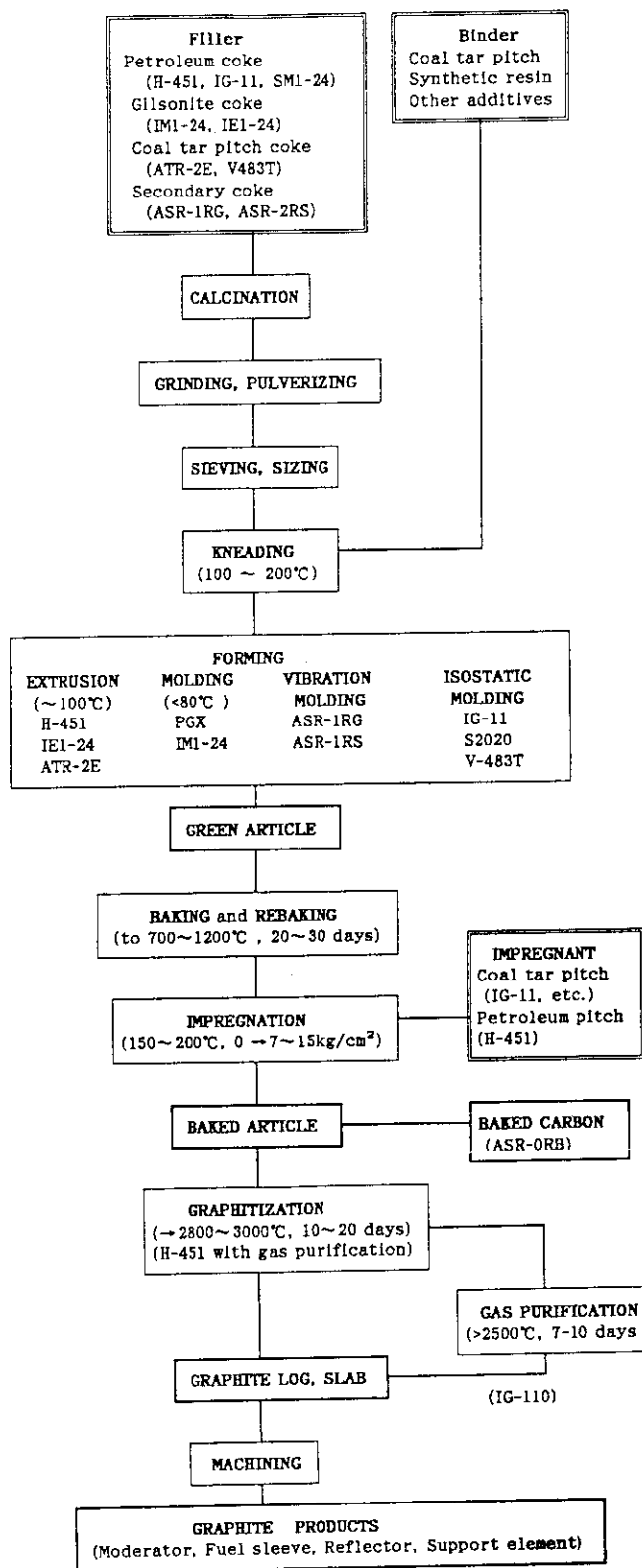


Fig. 3.2 Typical manufacturing processes of nuclear graphites.

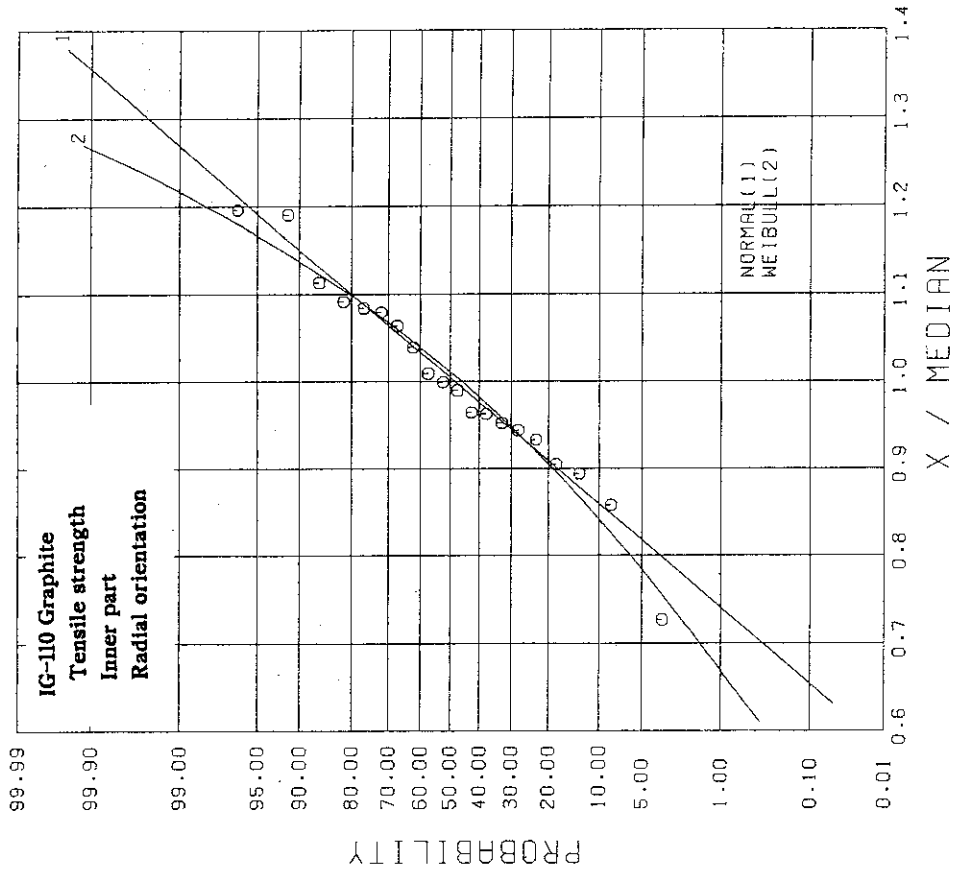


Fig. 3.4 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=25.5MPa).

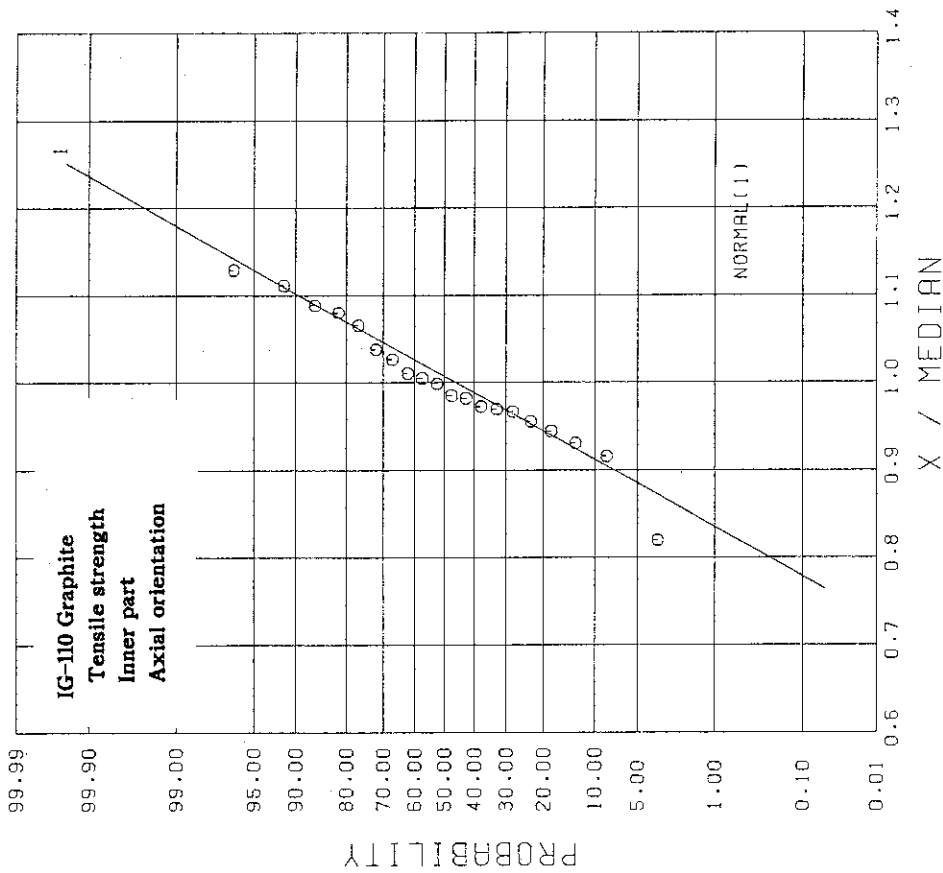


Fig. 3.3 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=24.5MPa).

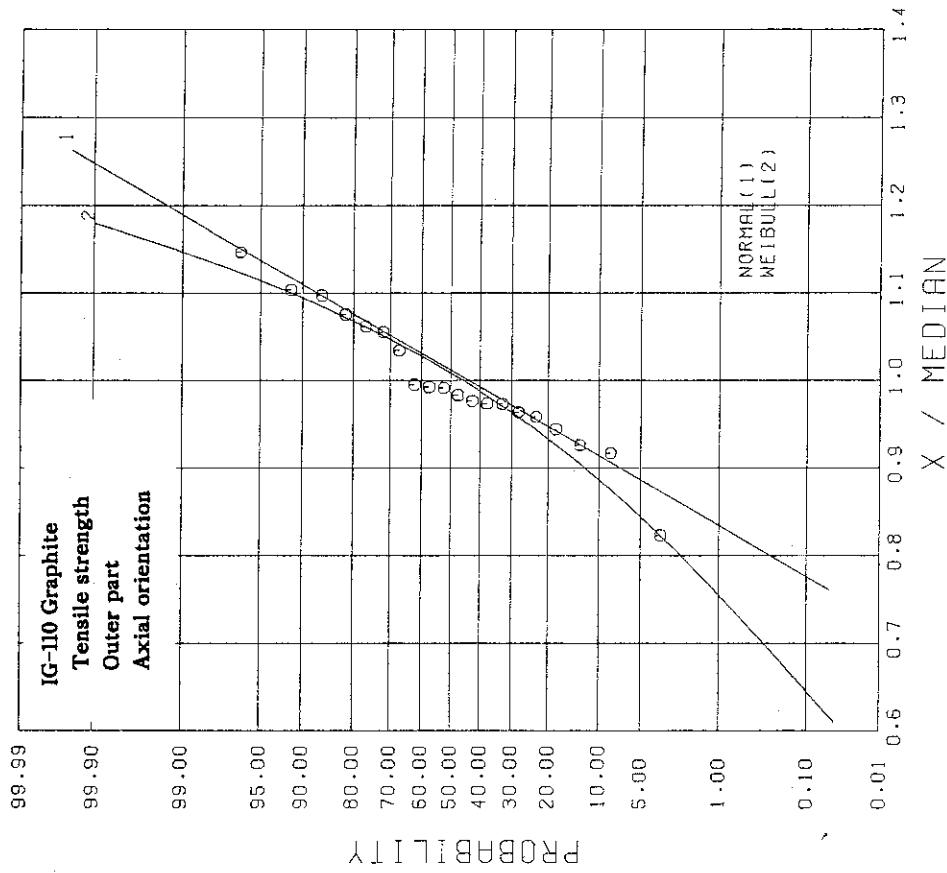


Fig. 3.6 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=24.7MPa).

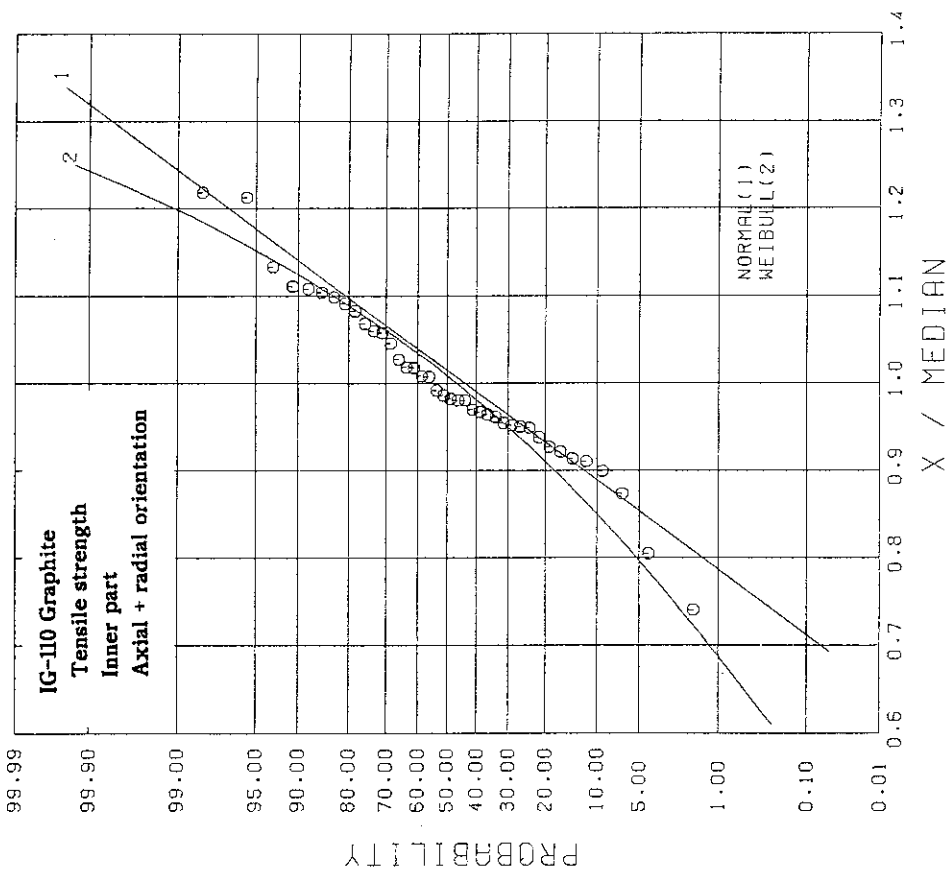


Fig. 3.5 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=24.7MPa).

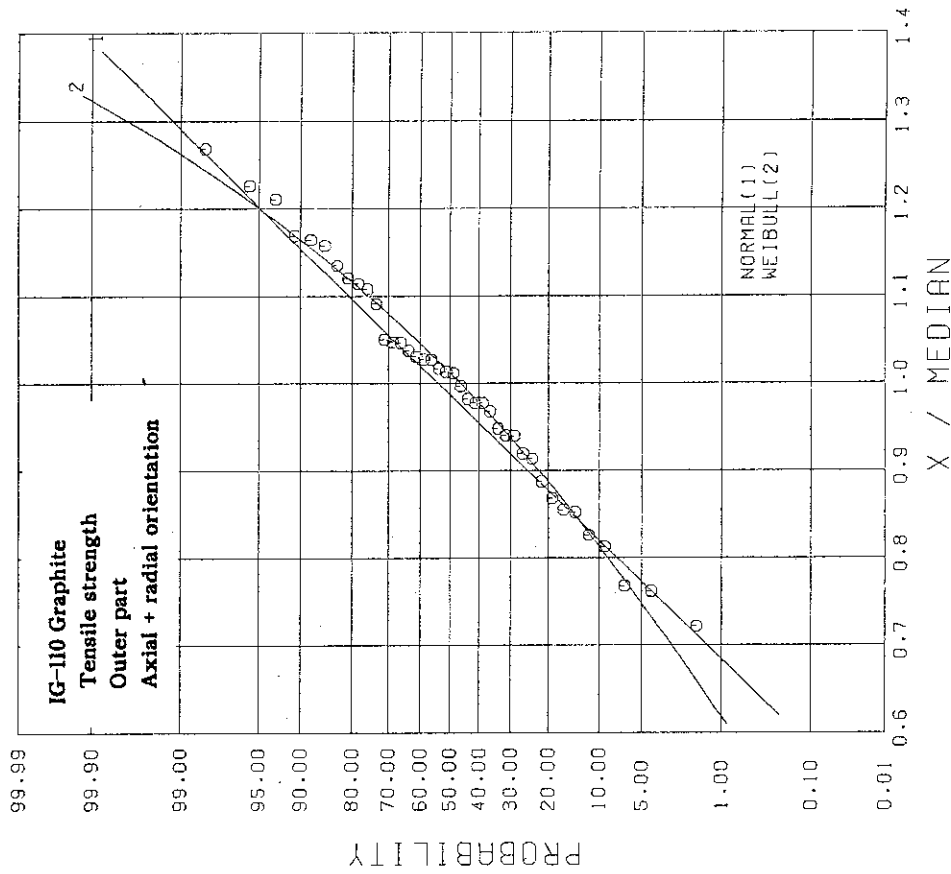


Fig. 3.8 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=24.0MPa).

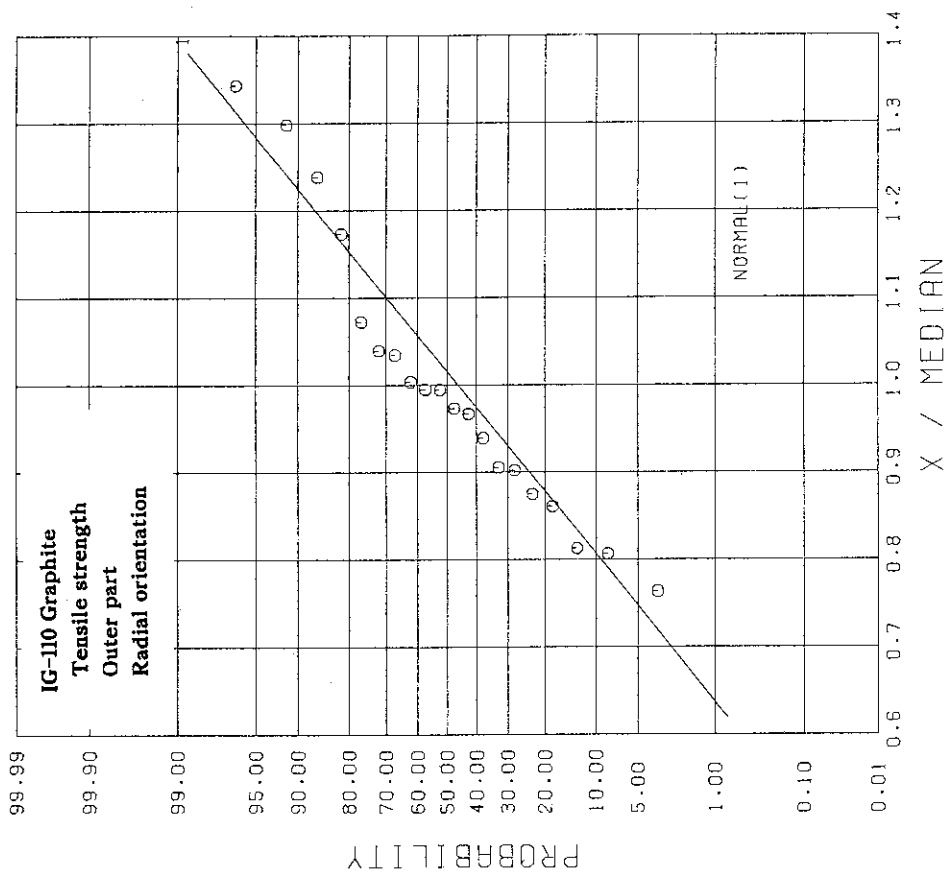


Fig. 3.7 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=22.0MPa).

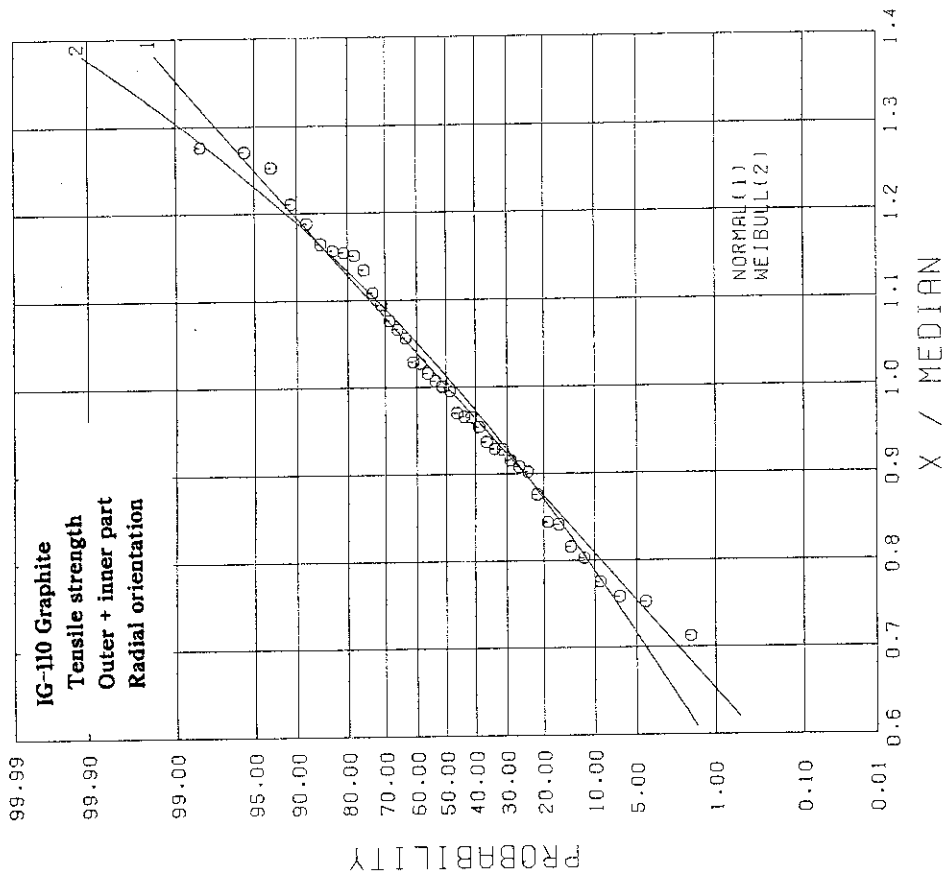


Fig. 3.10 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=24.0MPa).

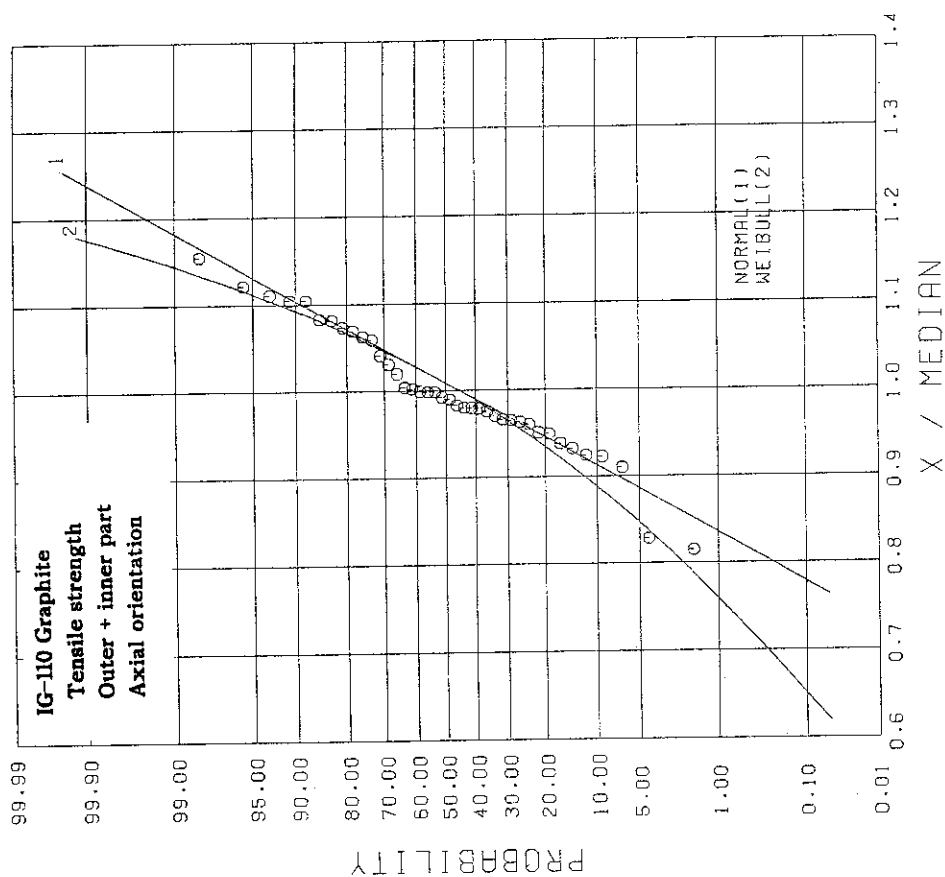


Fig. 3.9 Normal probability plot of tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=24.6MPa).

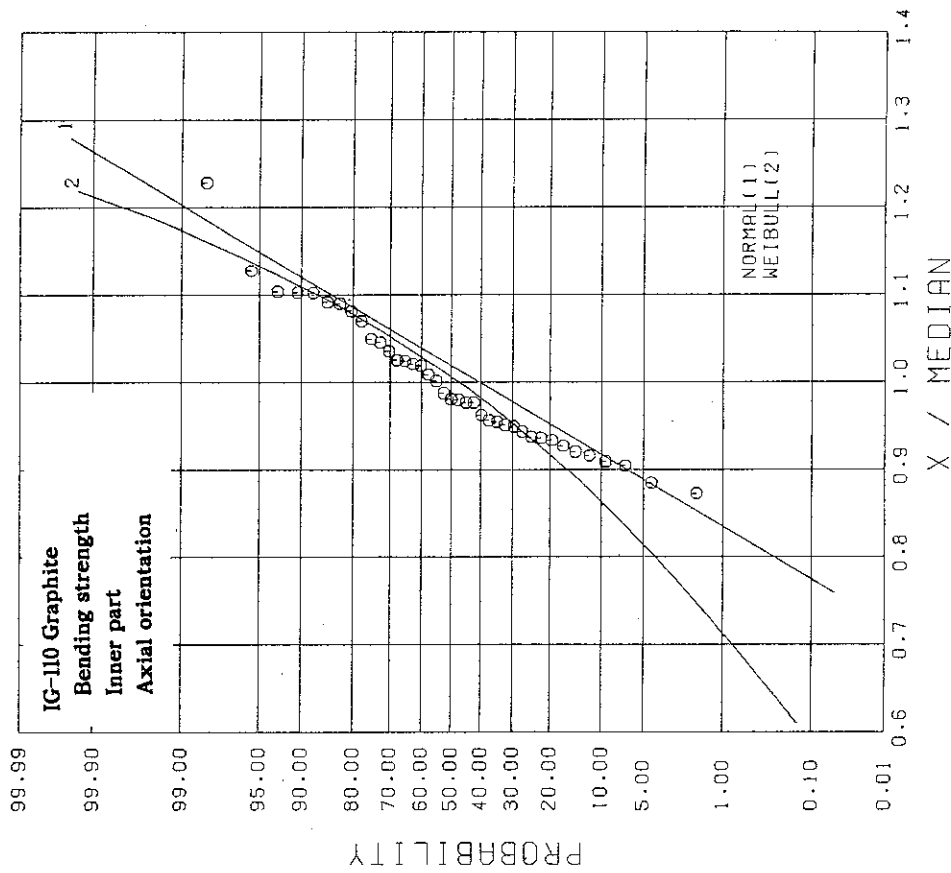


Fig. 3.12 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=33.9MPa).

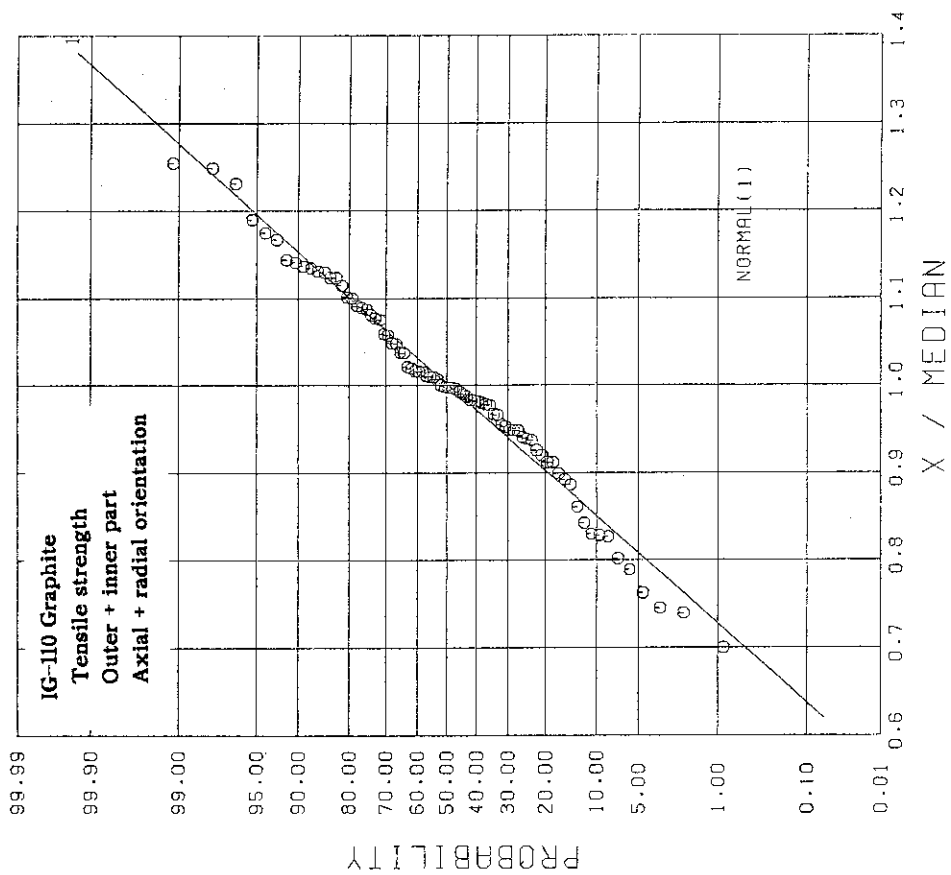


Fig. 3.11 Normal probability plot of all tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=24.4MPa).

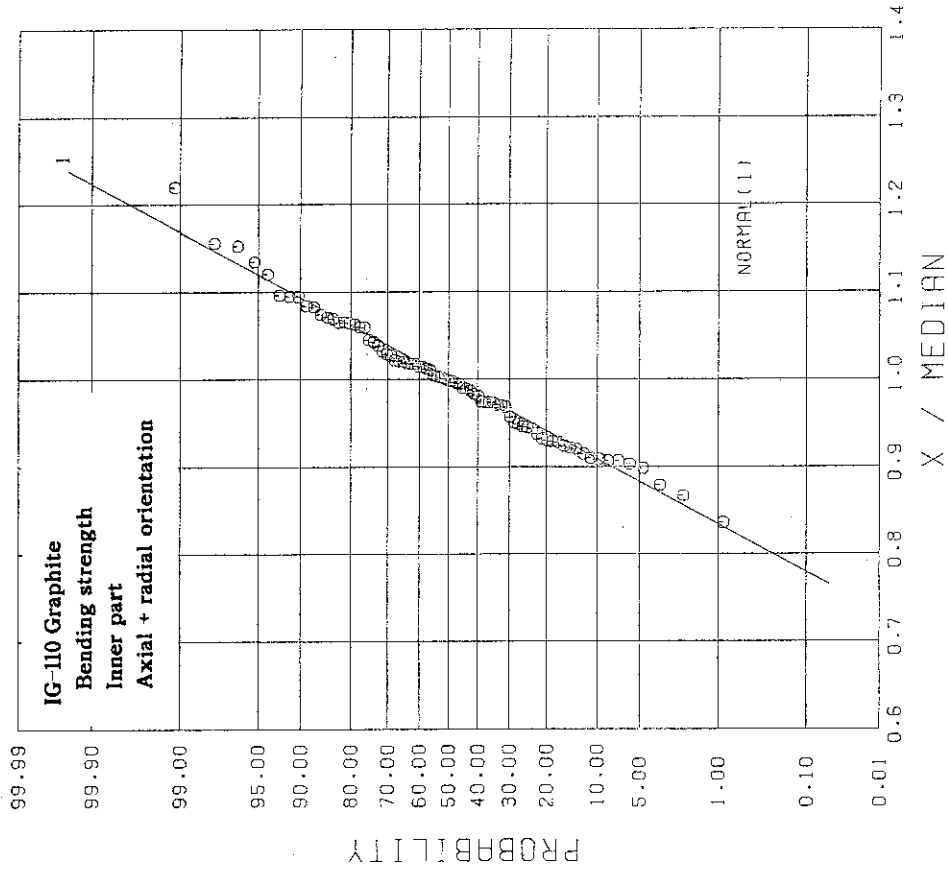


Fig. 3.14 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=34.8MPa).

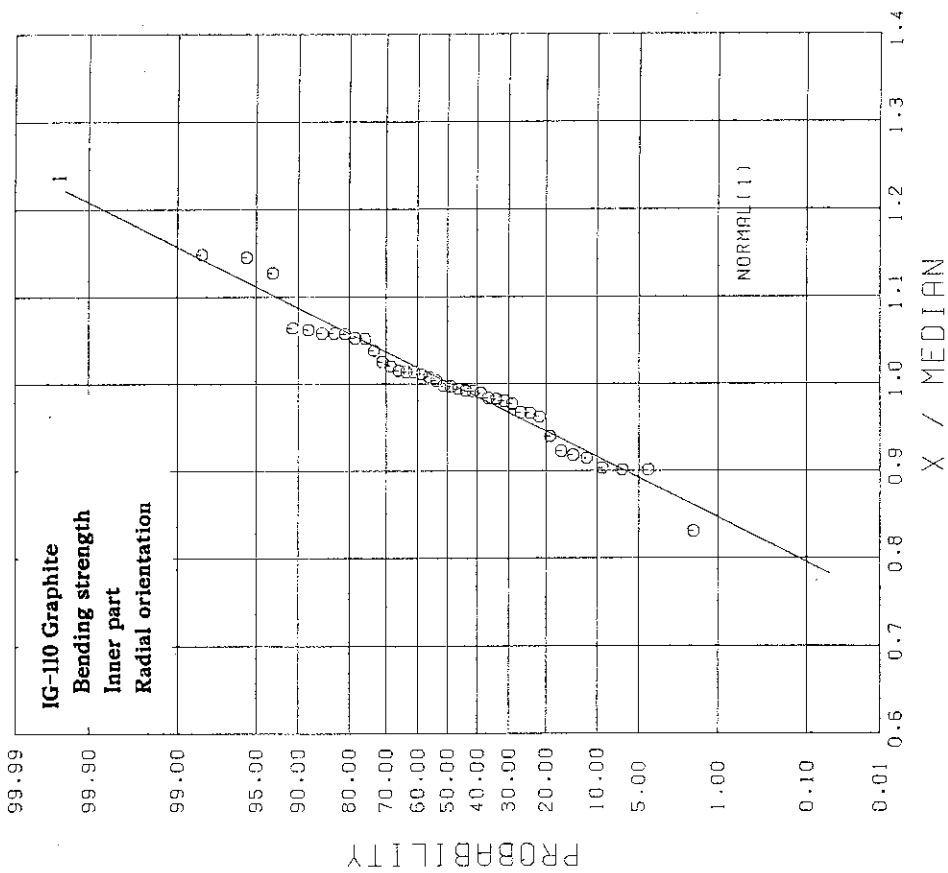


Fig. 3.13 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=34.9MPa).

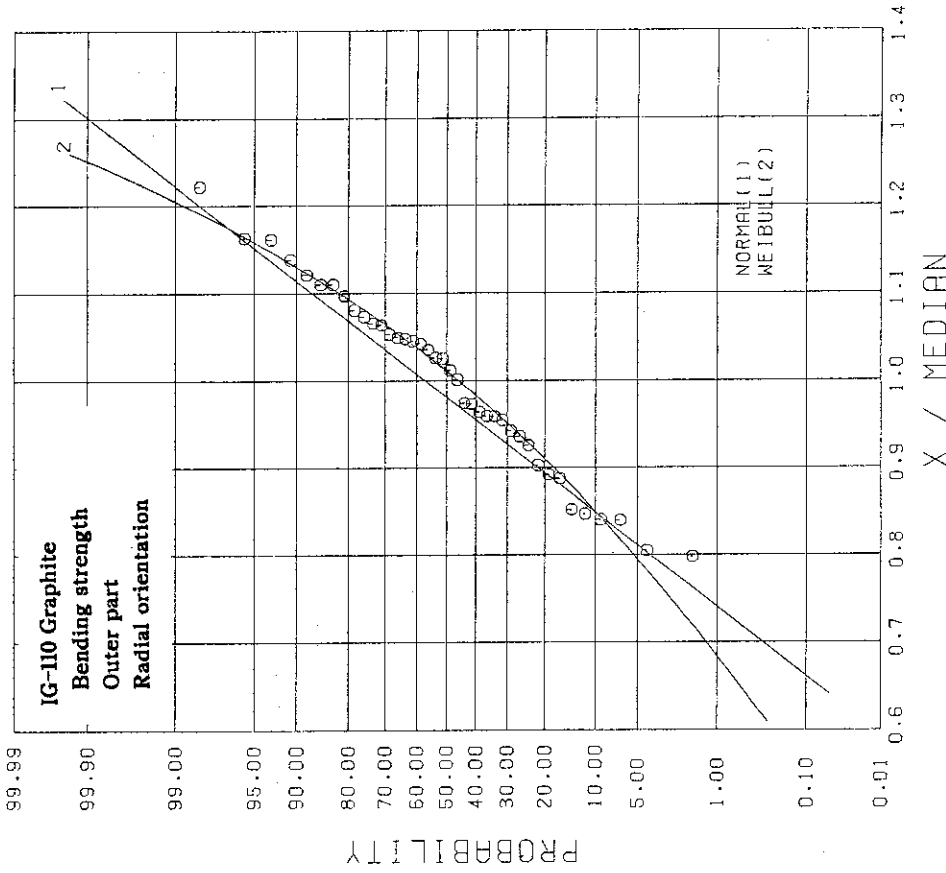


Fig. 3.16 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=31.1MPa).

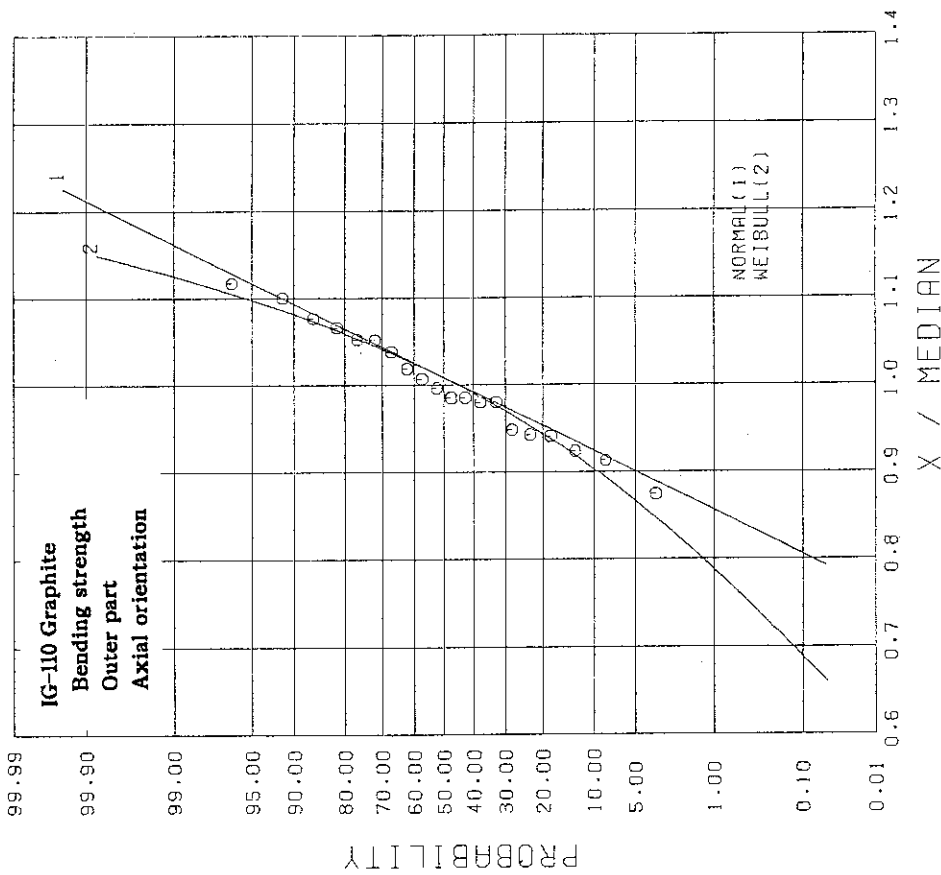


Fig. 3.15 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=34.7MPa).

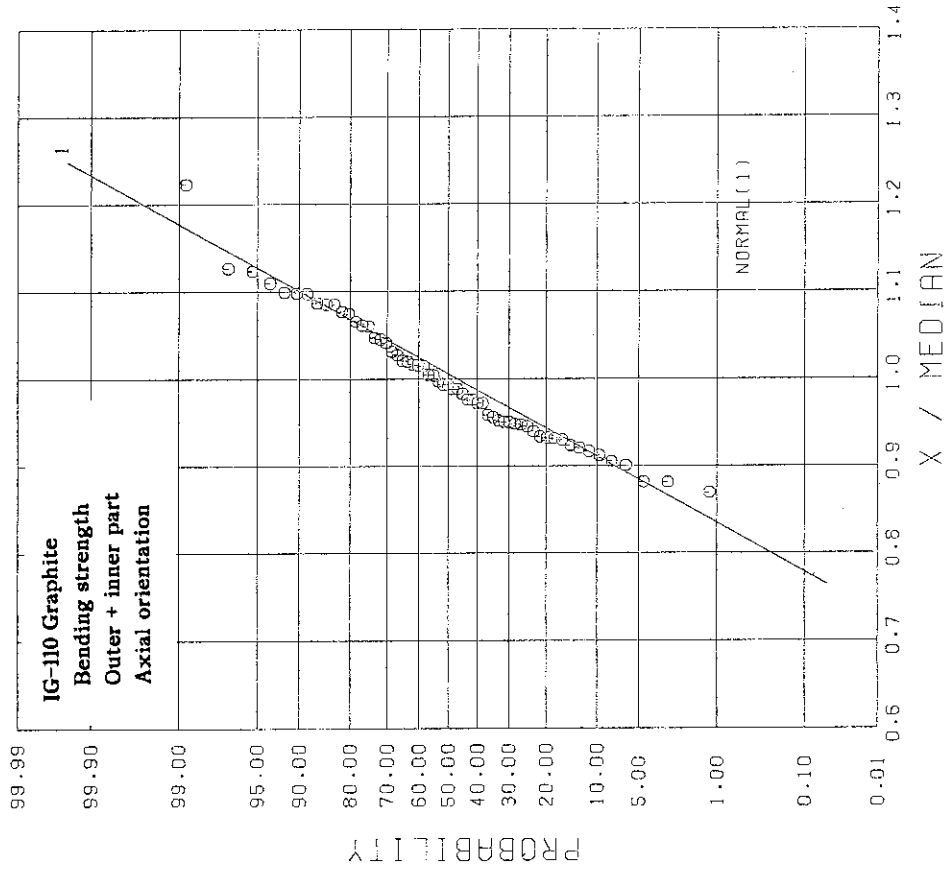


Fig. 3.18 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=34.5MPa).

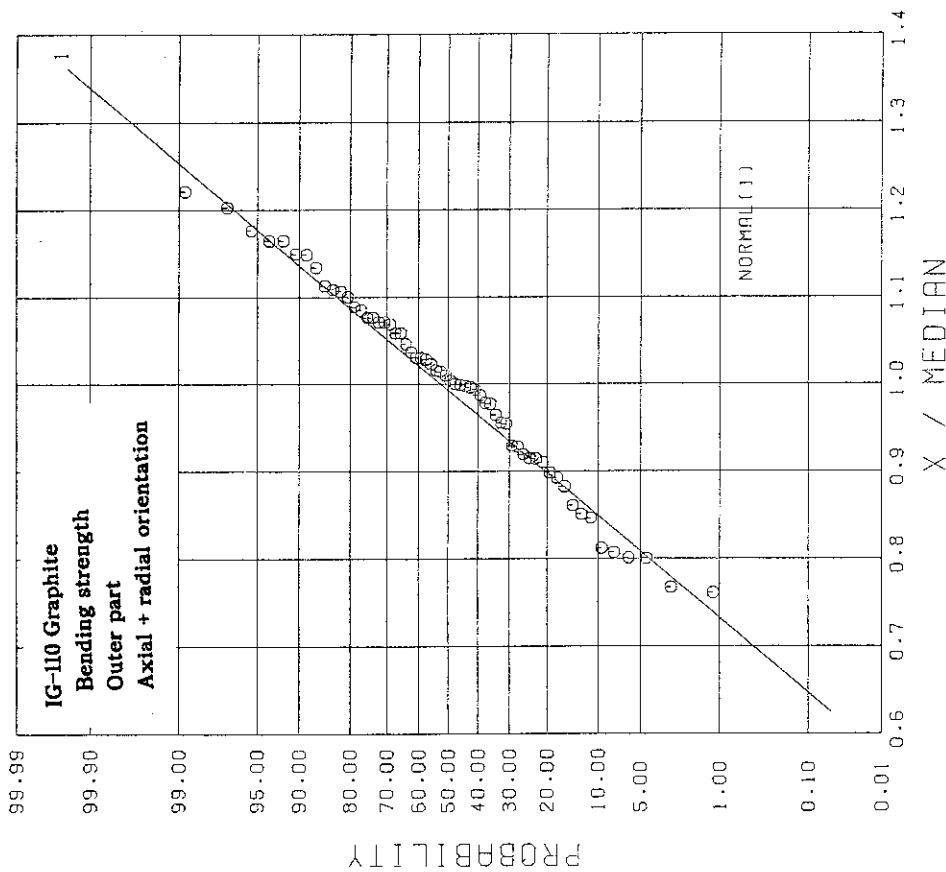


Fig. 3.17 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=32.3MPa).

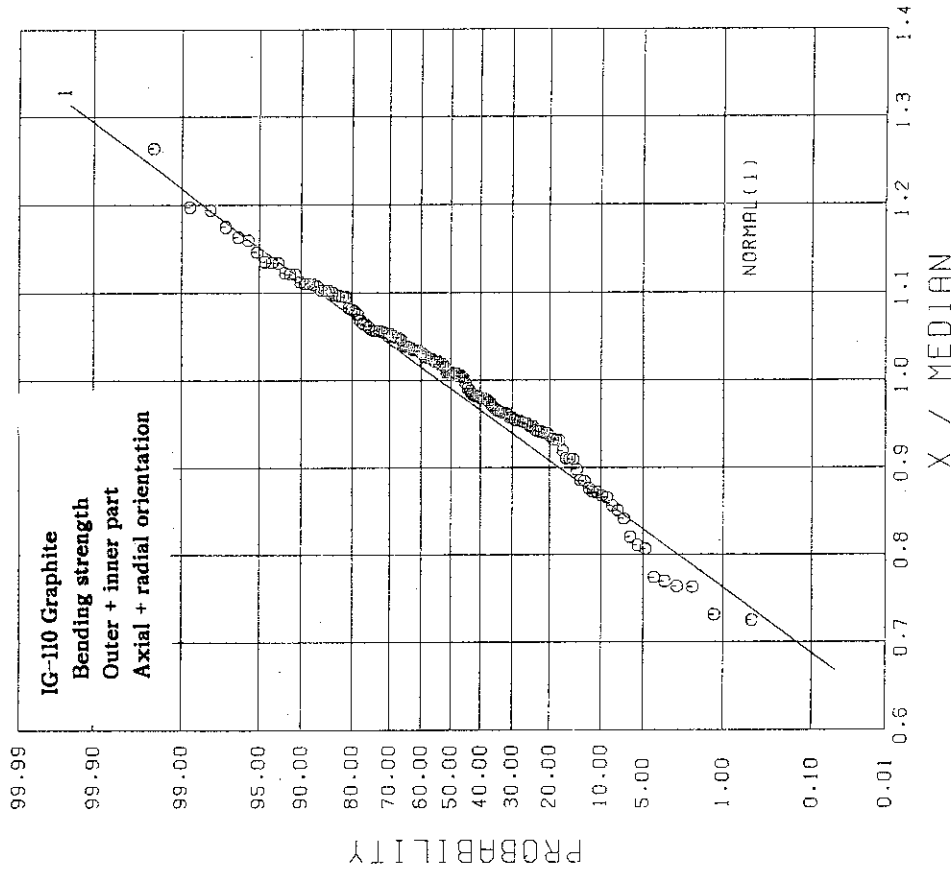


Fig. 3.20 Normal probability plot of all tensile strength of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=33.9MPa).

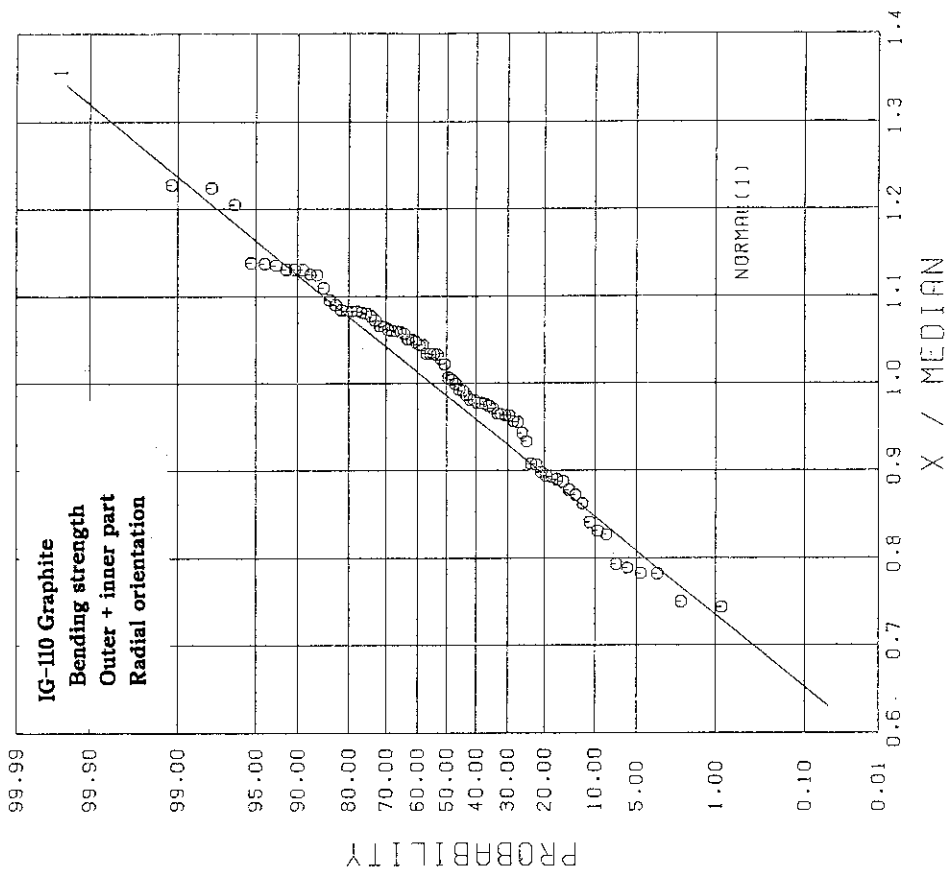


Fig. 3.19 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=33.3MPa).

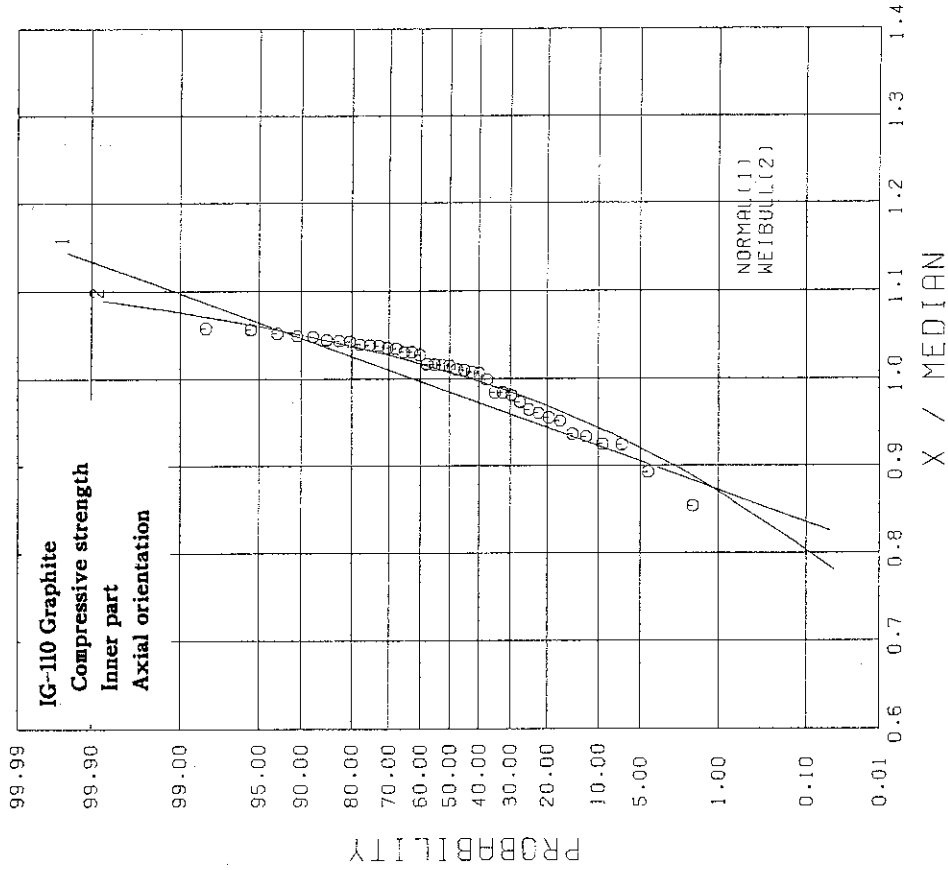


Fig. 3.22 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median strength=74.6MPa).

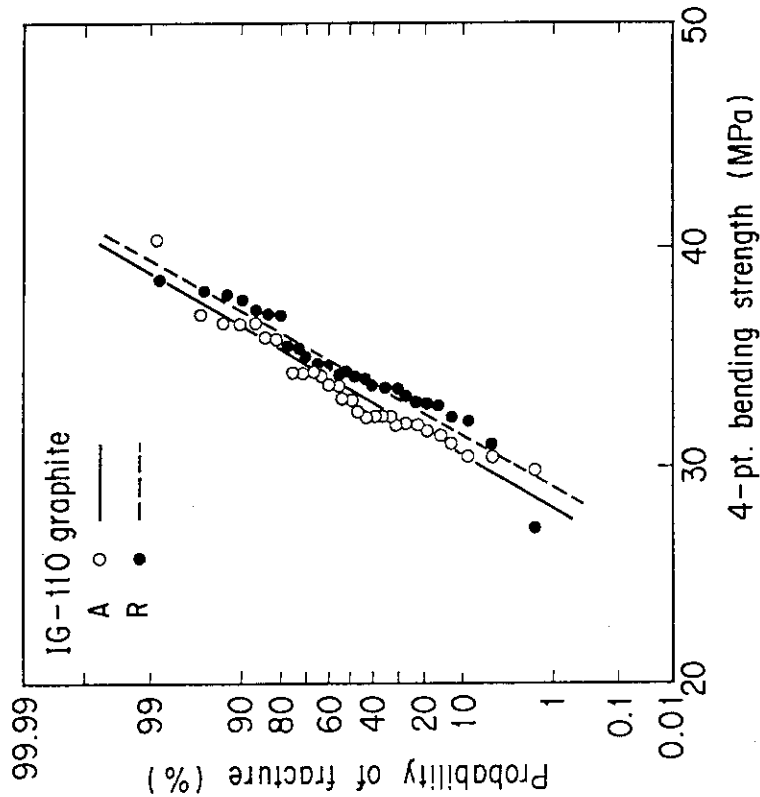


Fig. 3.21 Normal probability plot of bending strength of IG-110 graphite from test IG-B.

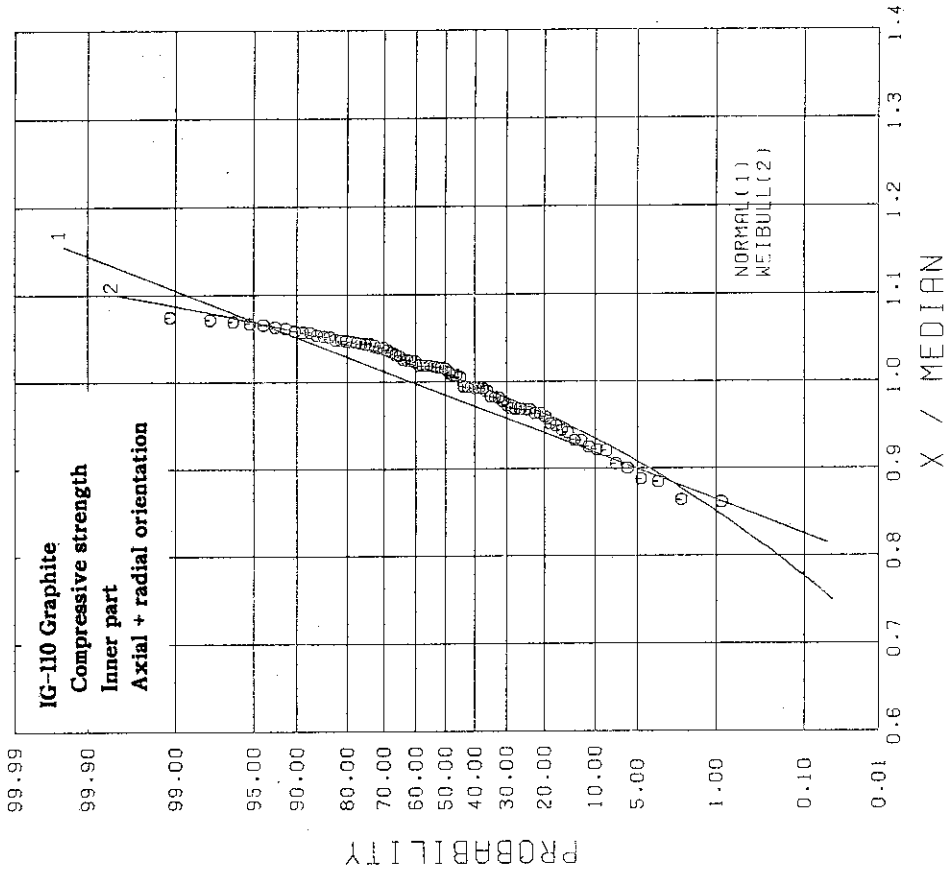


Fig. 3.24 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median strength=74.0MPa).

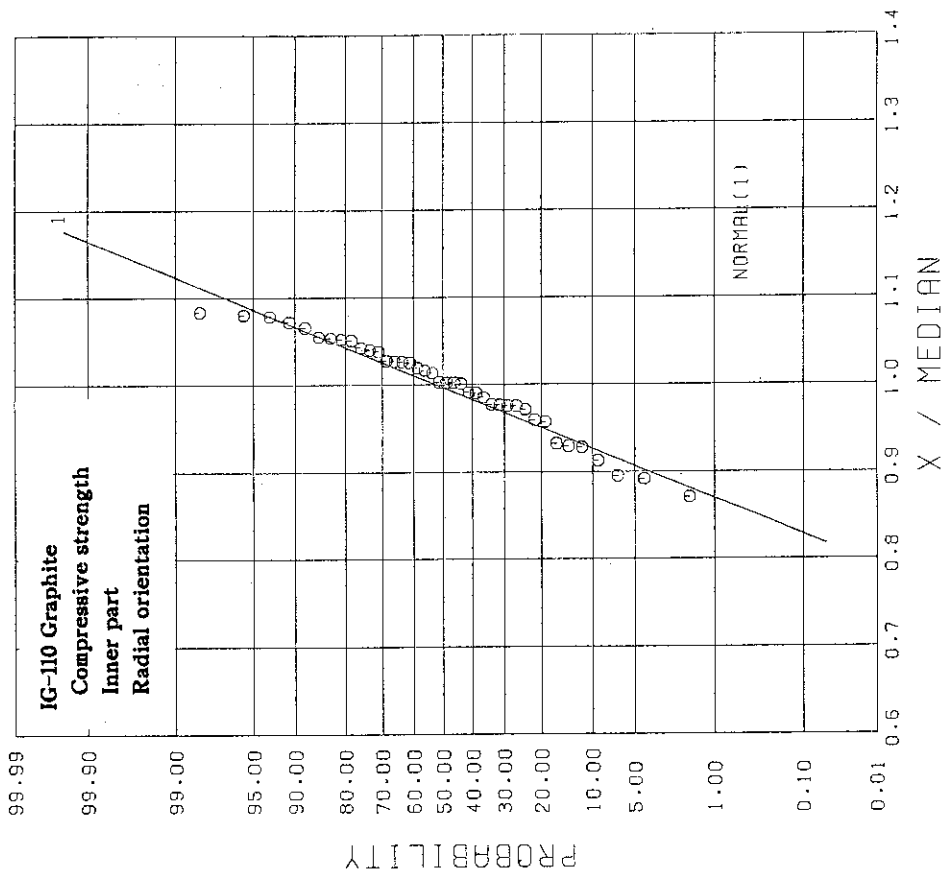


Fig. 3.23 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median strength=72.5MPa).

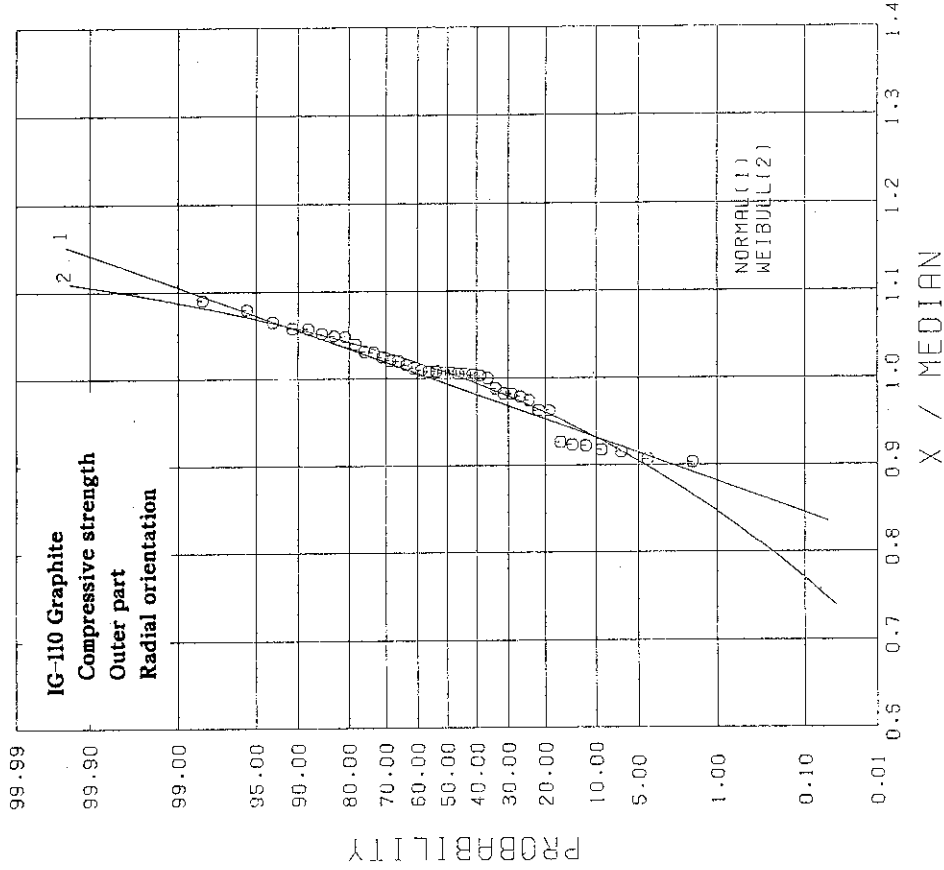


Fig. 3.26 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median strength=67.3MPa).

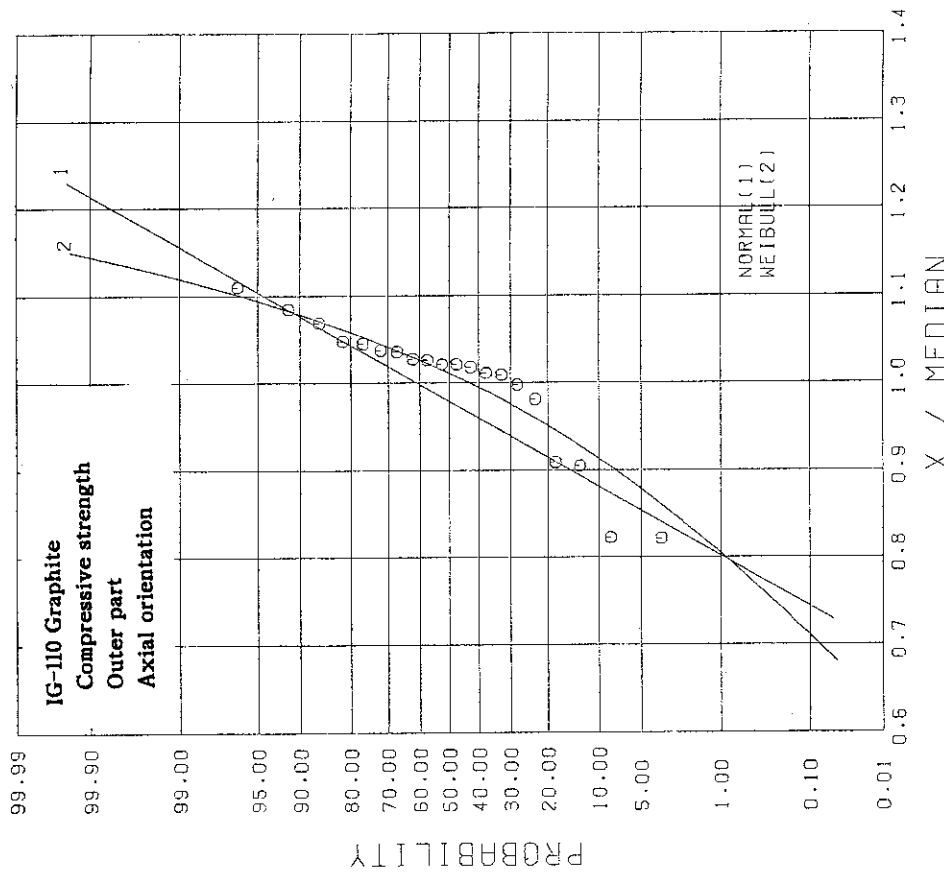


Fig. 3.25 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median strength=74.8MPa).

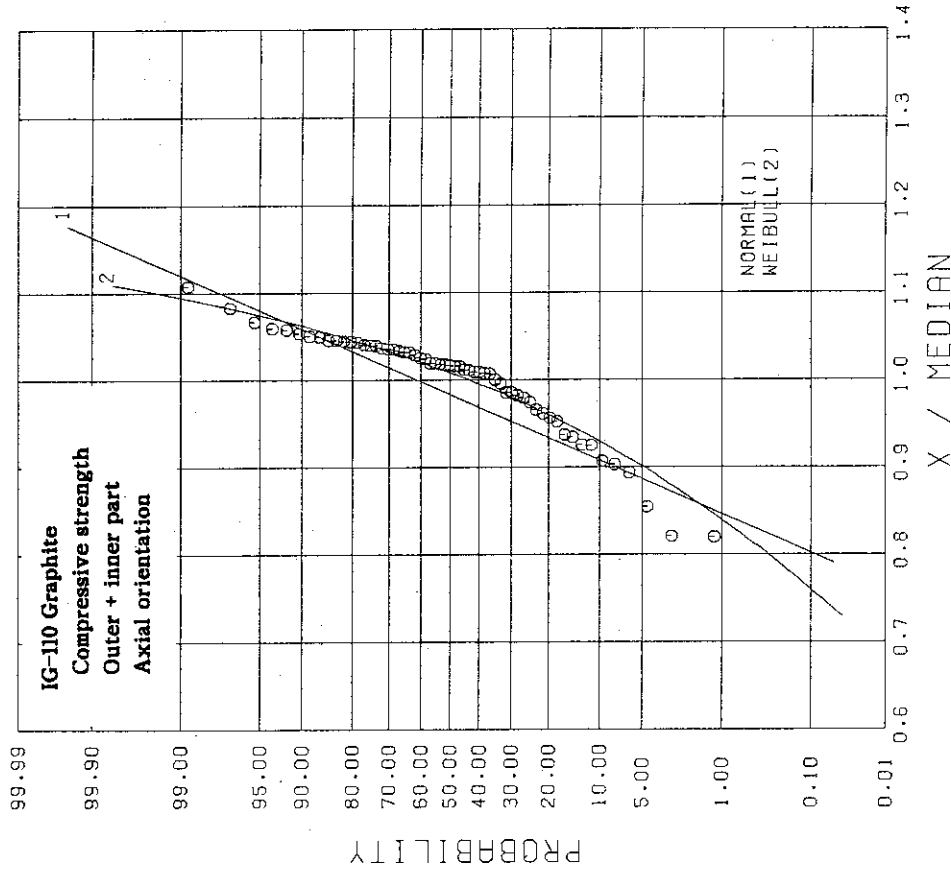


Fig. 3.28 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median strength=74.7MPa).

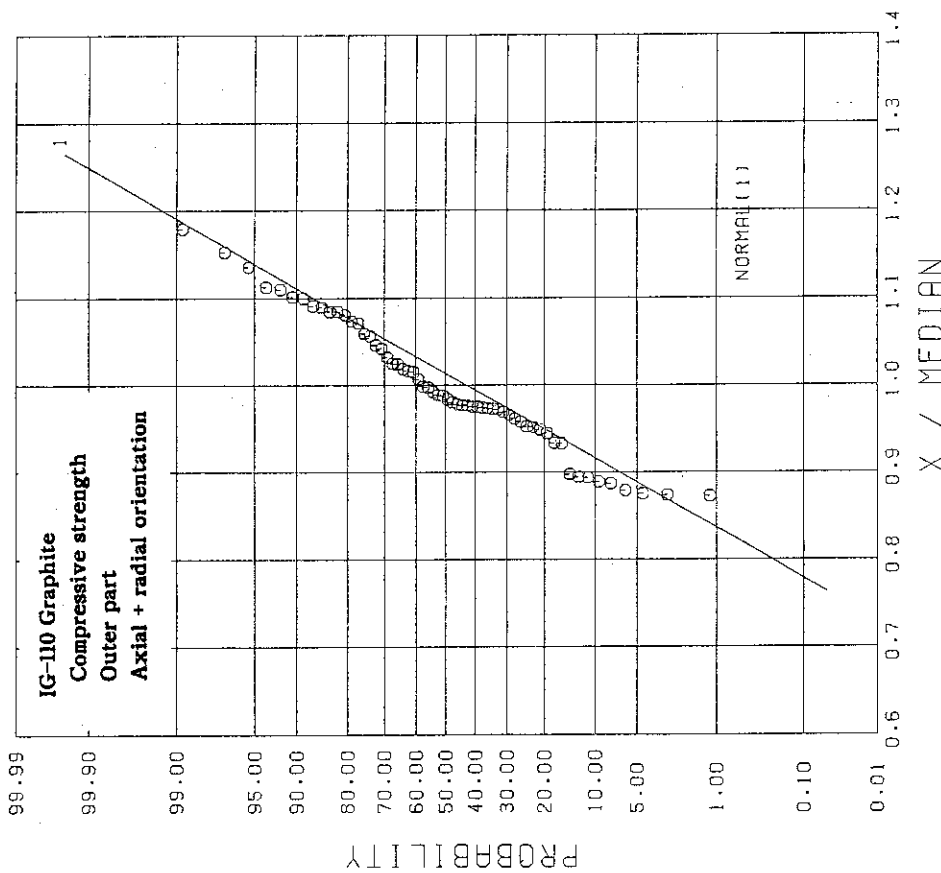


Fig. 3.27 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median strength=68.0MPa).

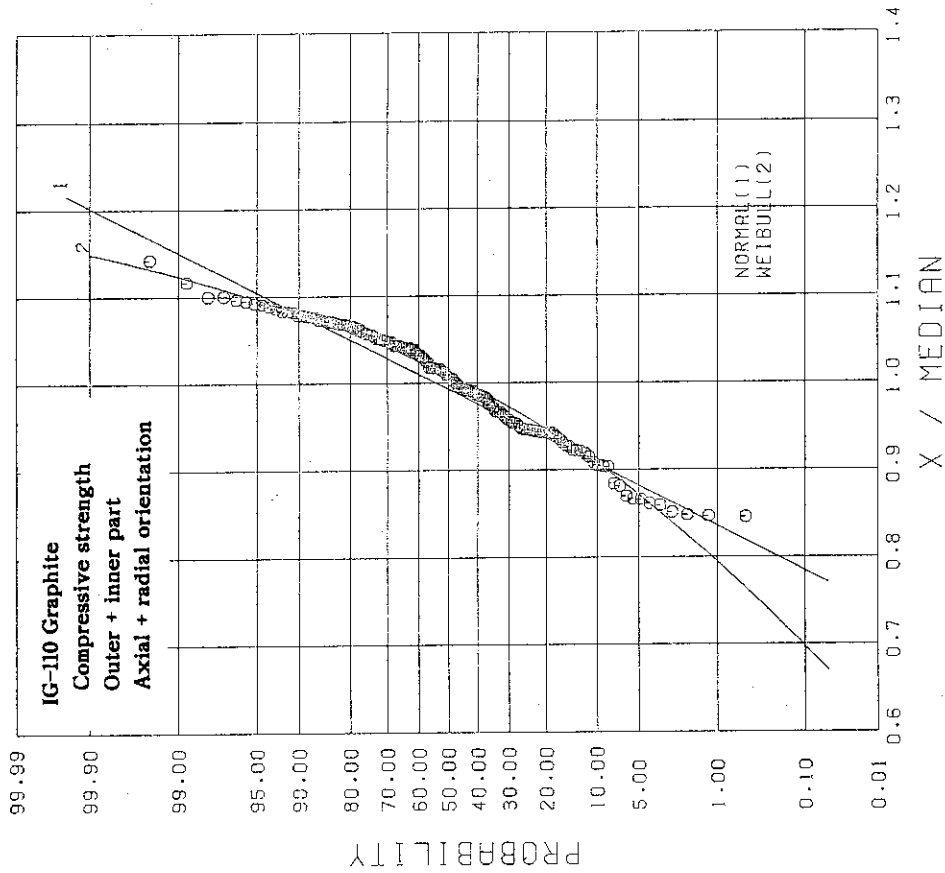


Fig. 3.30 Normal probability plot of all compressive strengths of IG-110 graphite from test IG-A (median strength=71.7MPa).

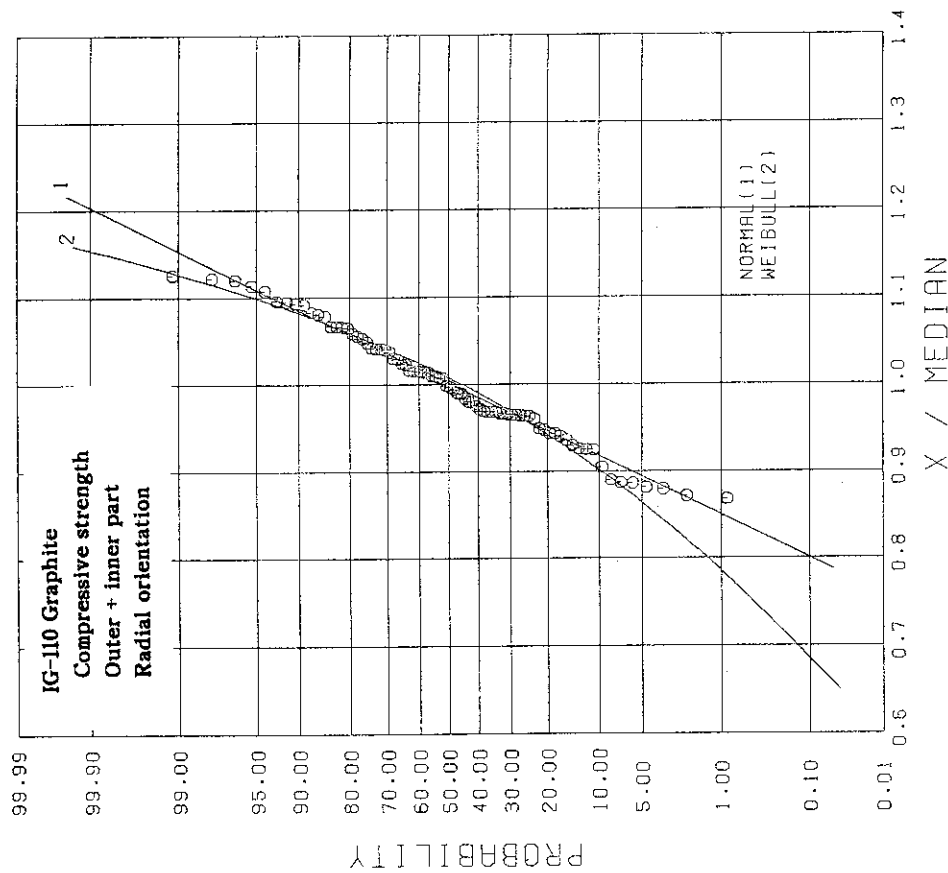


Fig. 3.29 Normal probability plot of compressive strength of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median strength=69.4MPa).

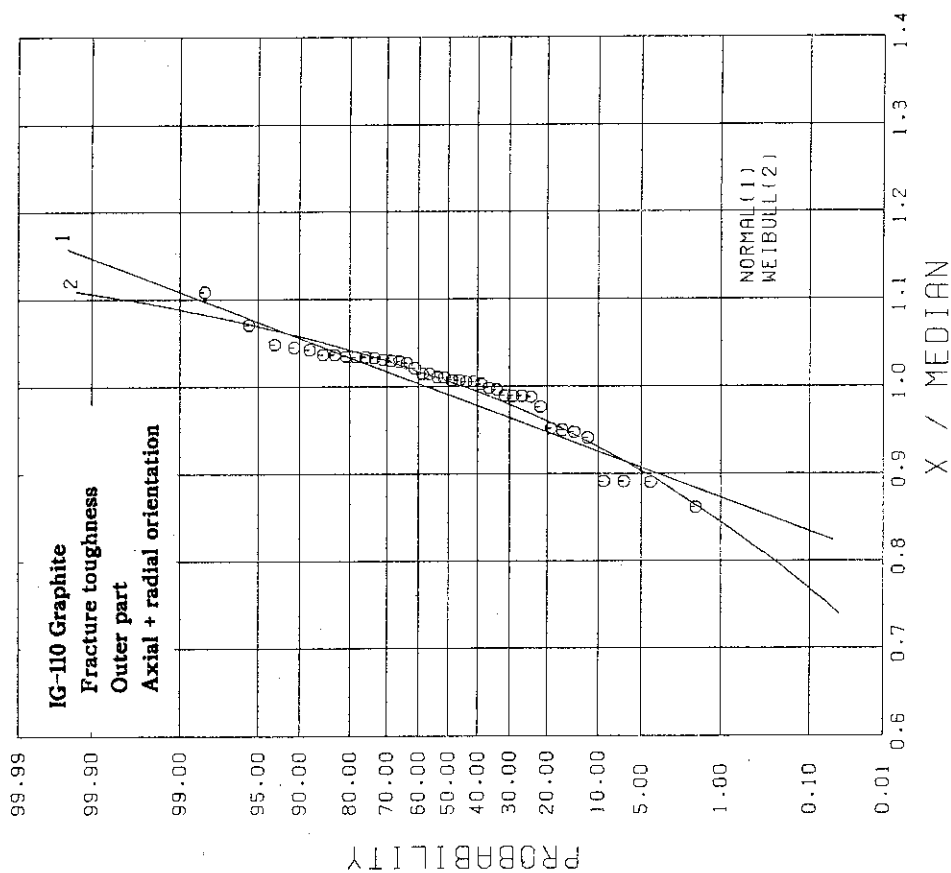


Fig. 3.32 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (medial value=1.02MPa \sqrt{m}).

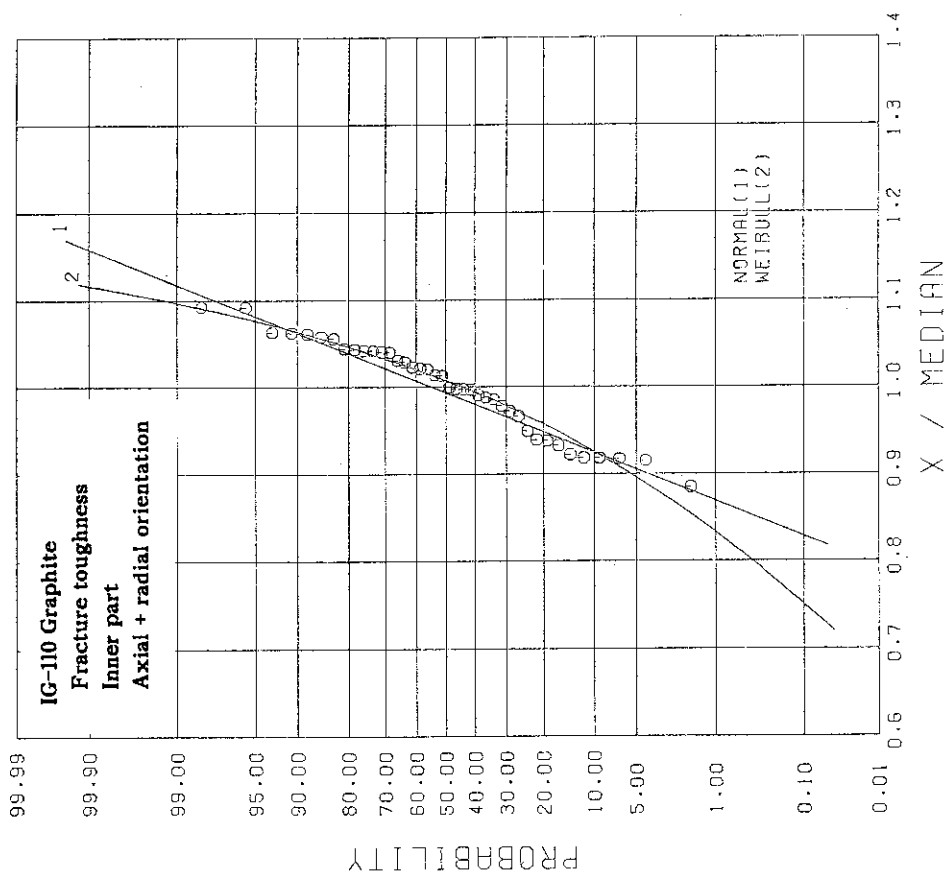


Fig. 3.31 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (medial value=1.07MPa \sqrt{m}).

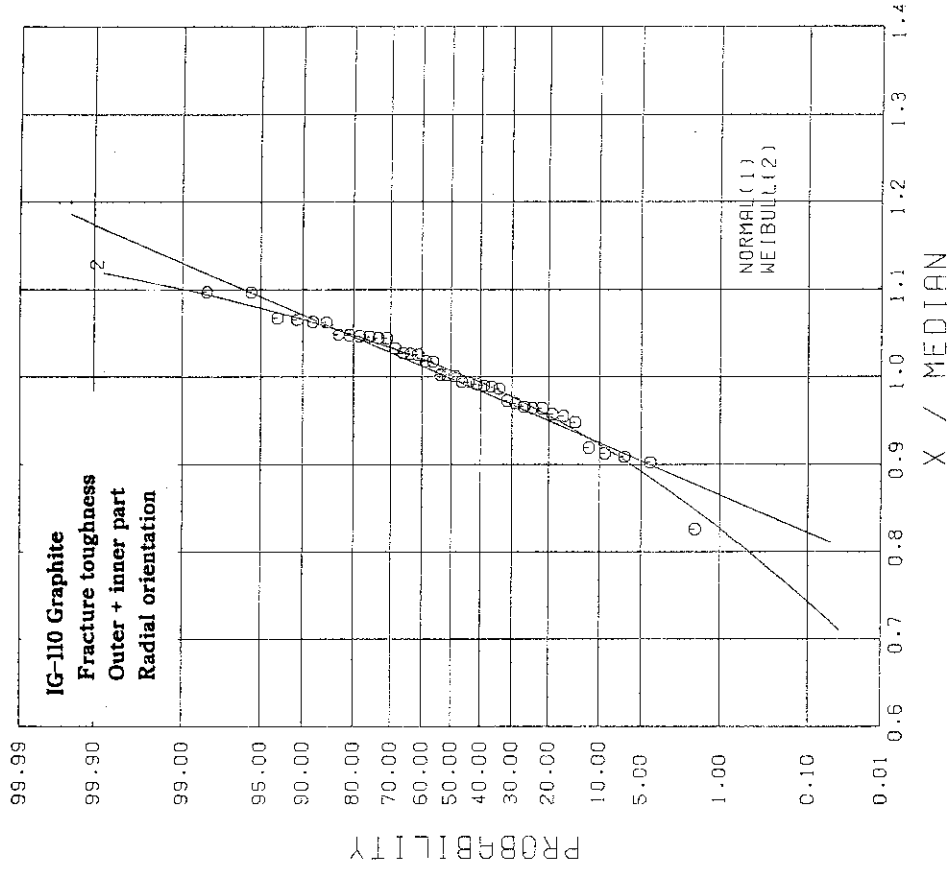


Fig. 3.34 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (medial value=1.06MPa \sqrt{m}).

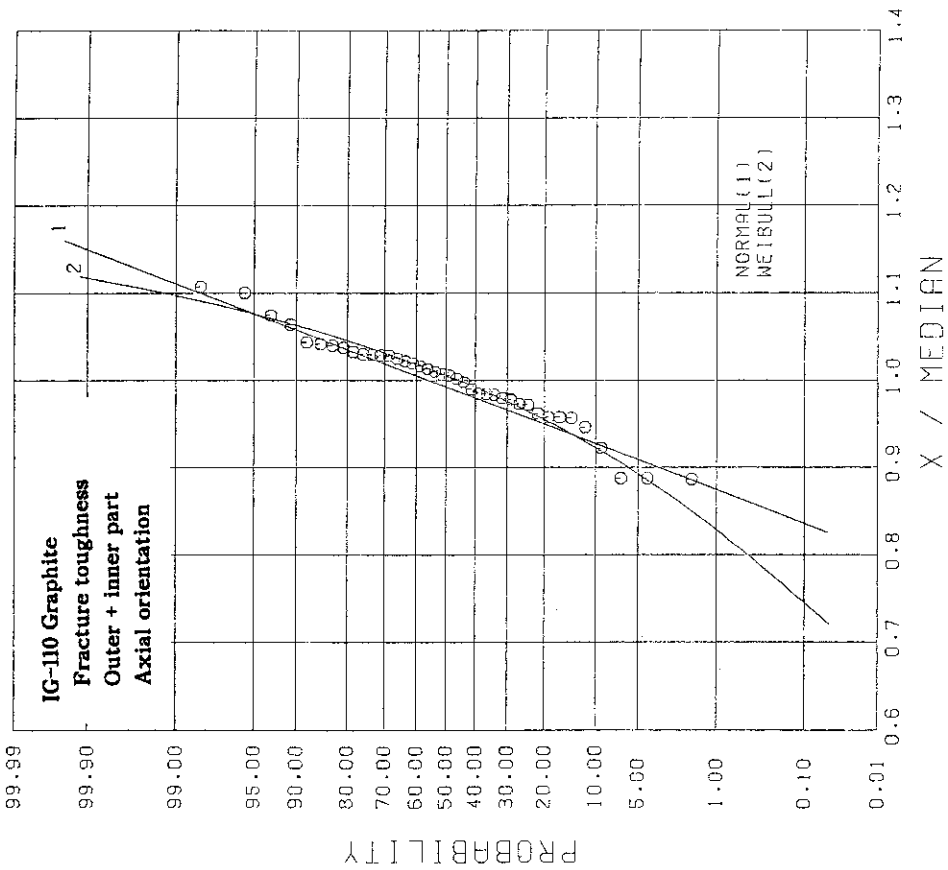


Fig. 3.33 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (medial value=1.02MPa \sqrt{m}).

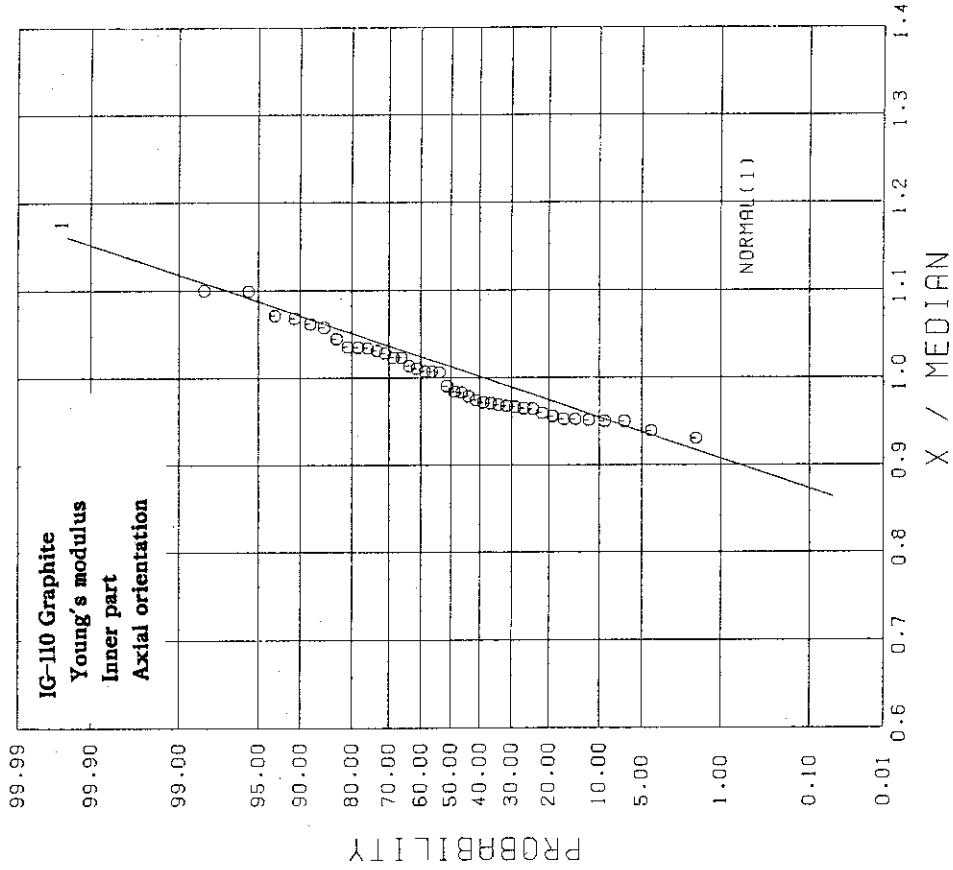


Fig. 3.36 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, axial orientation) (median value=9.23GPa).

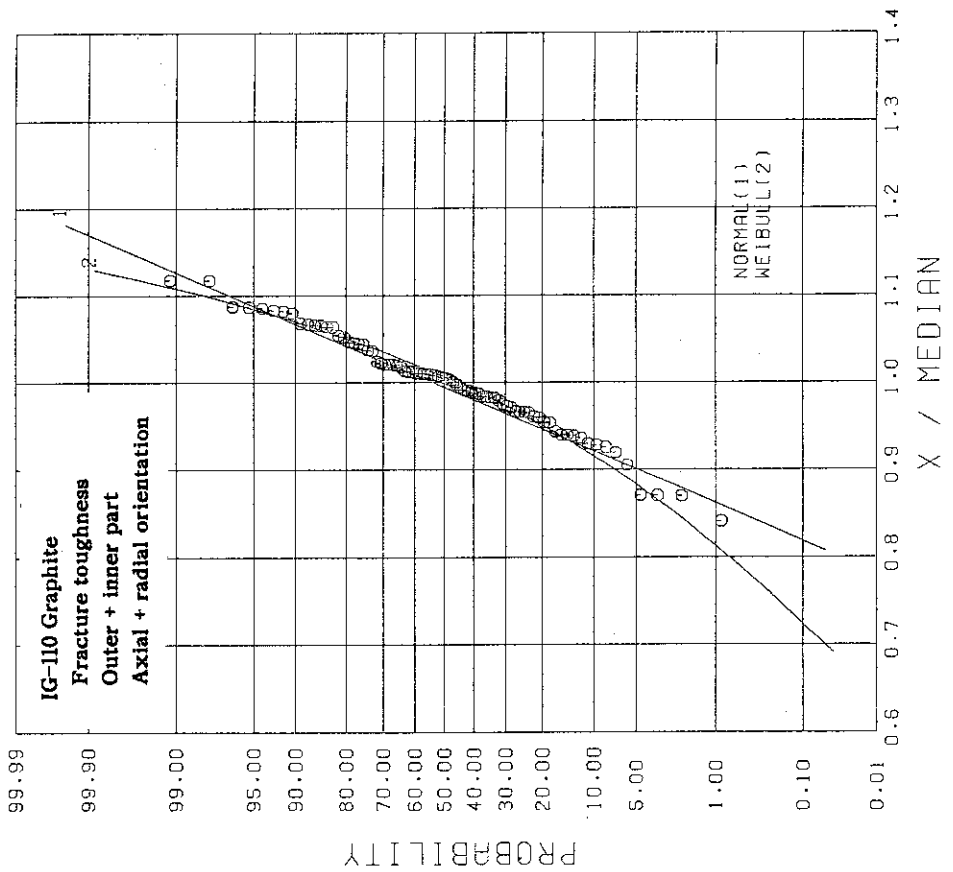


Fig. 3.35 Normal probability plot of fracture toughness of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, both orientations) (median value=1.04MPa√m).

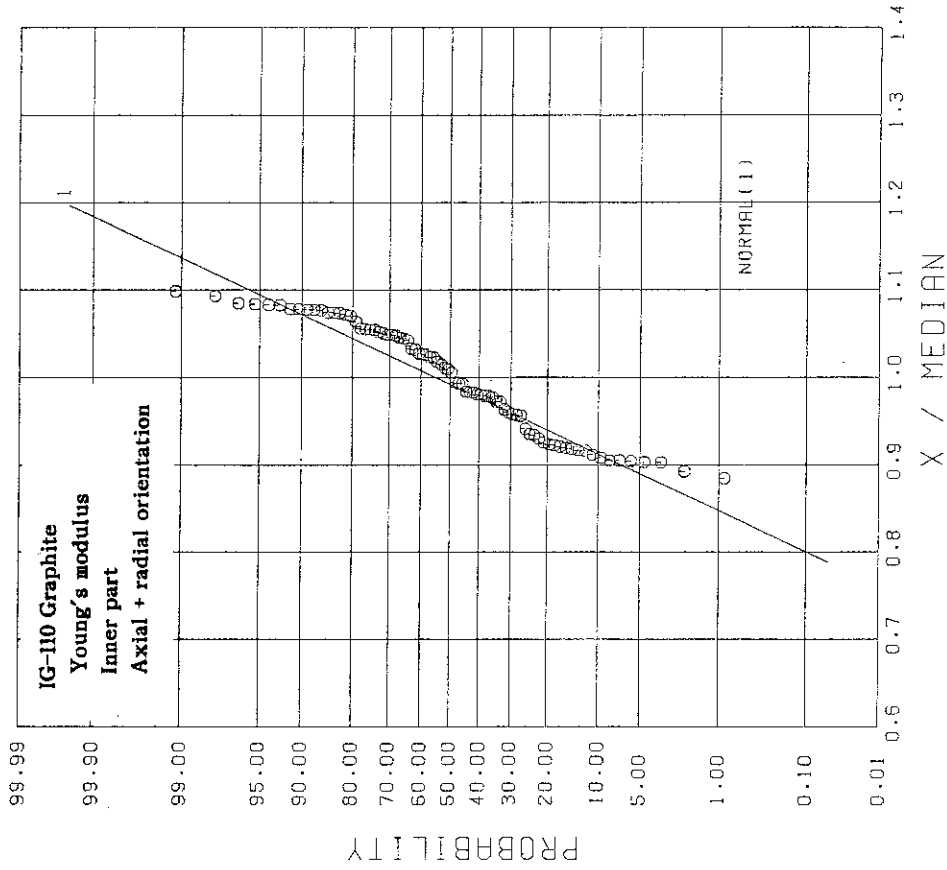


Fig. 3.38 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median value=9.91GPa).

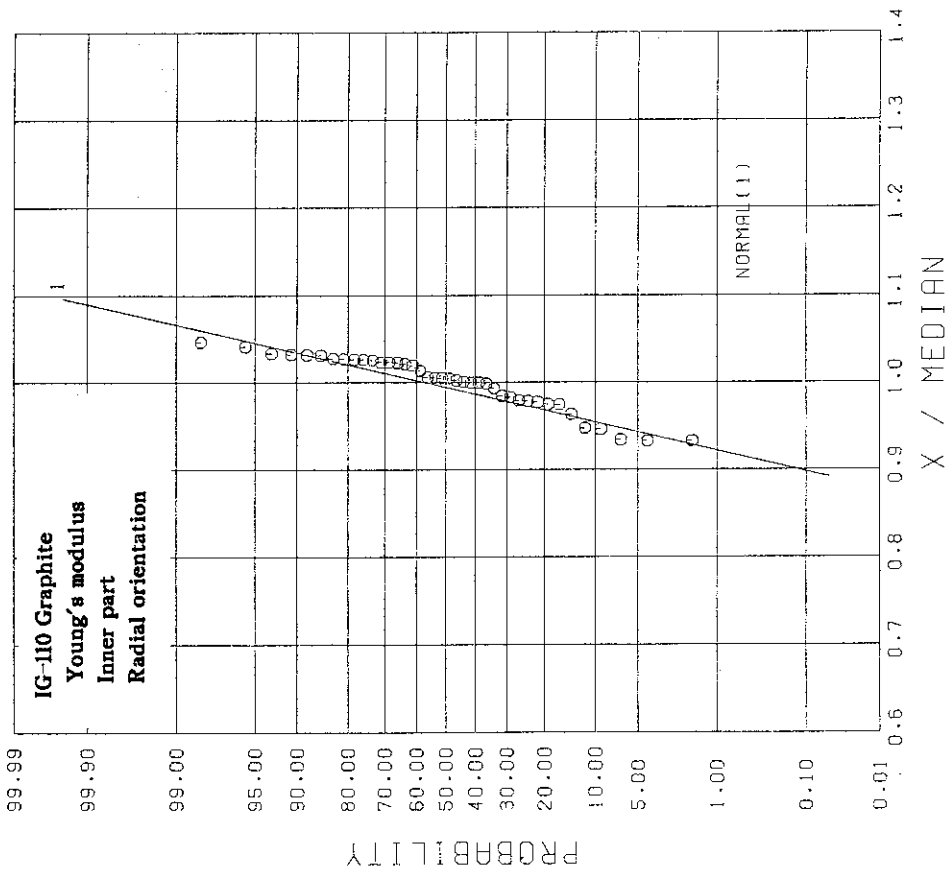


Fig. 3.37 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, radial orientation) (median value=10.4GPa).

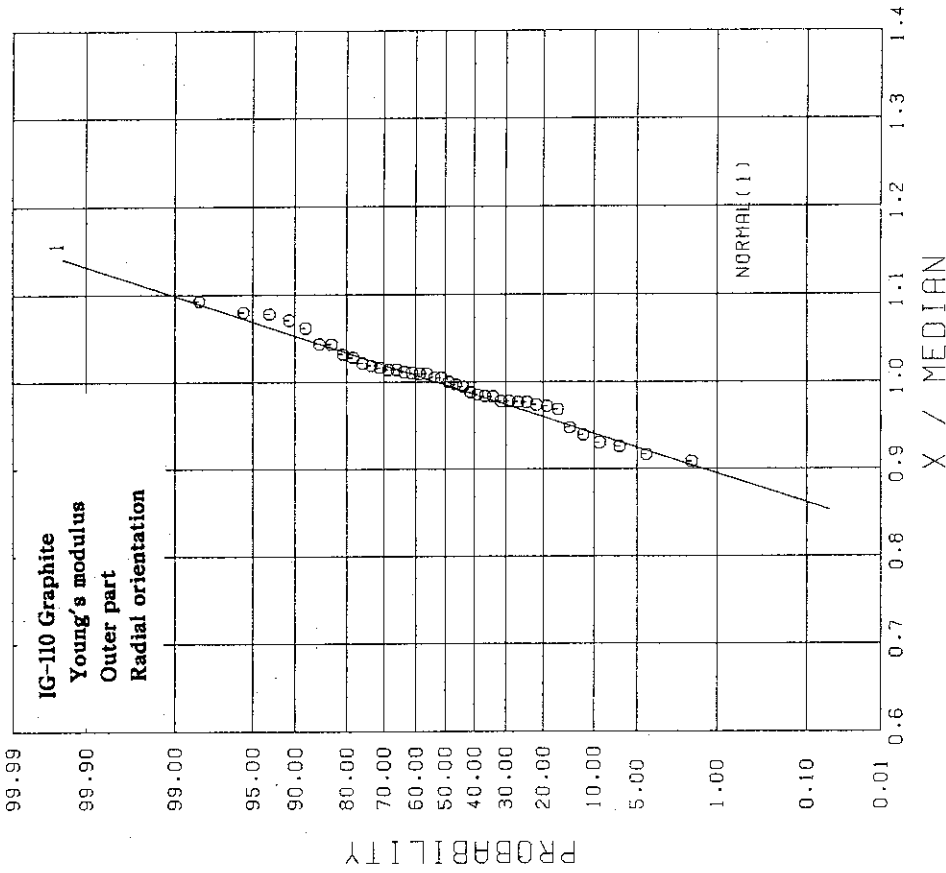


Fig. 3.40 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, radial orientation) (median value=9.66GPa).

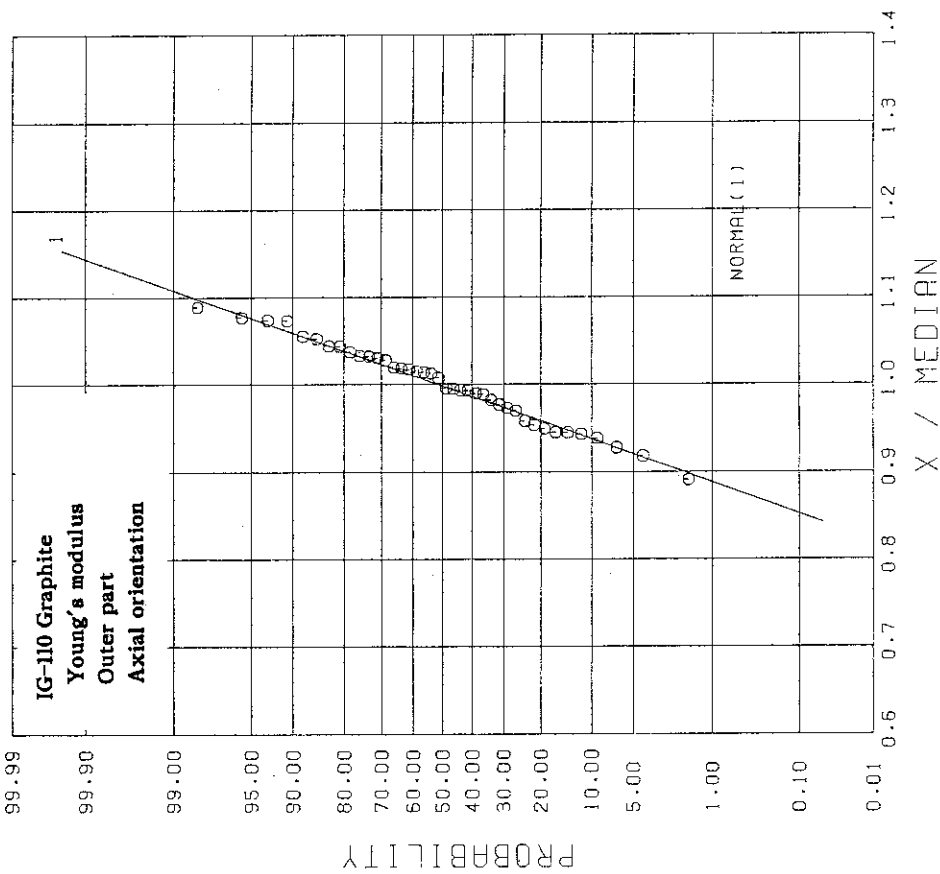


Fig. 3.39 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, axial orientation) (median value=9.50GPa).

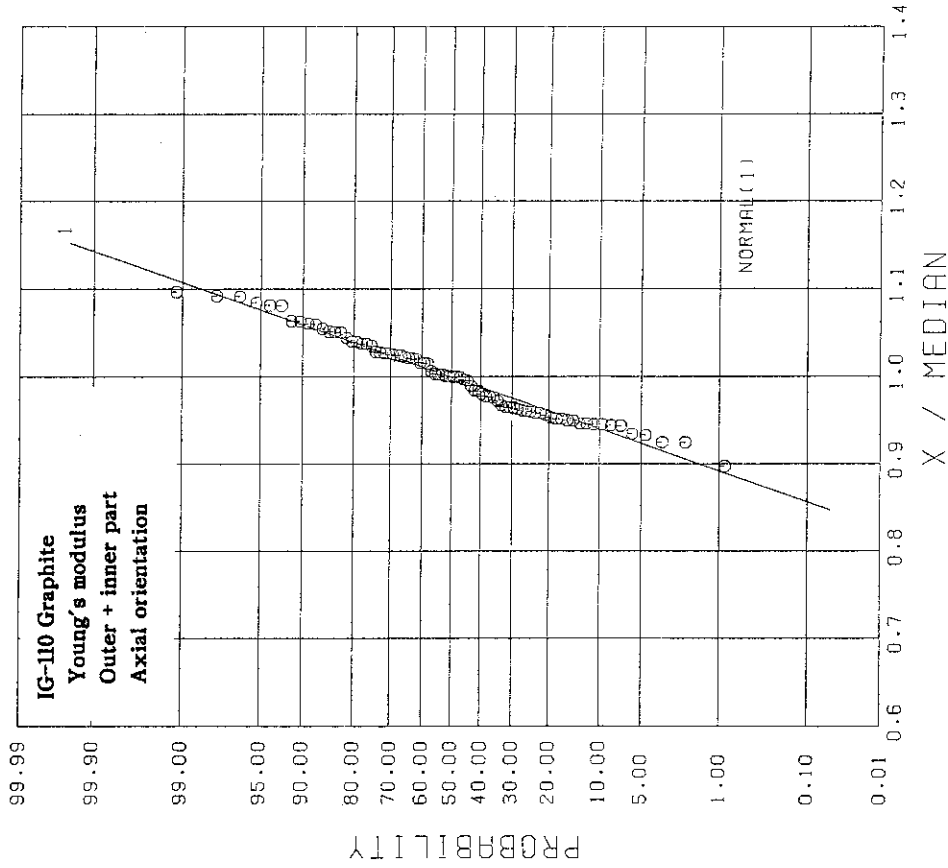


Fig. 3.42 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, axial orientation) (median value=9.42GPa).

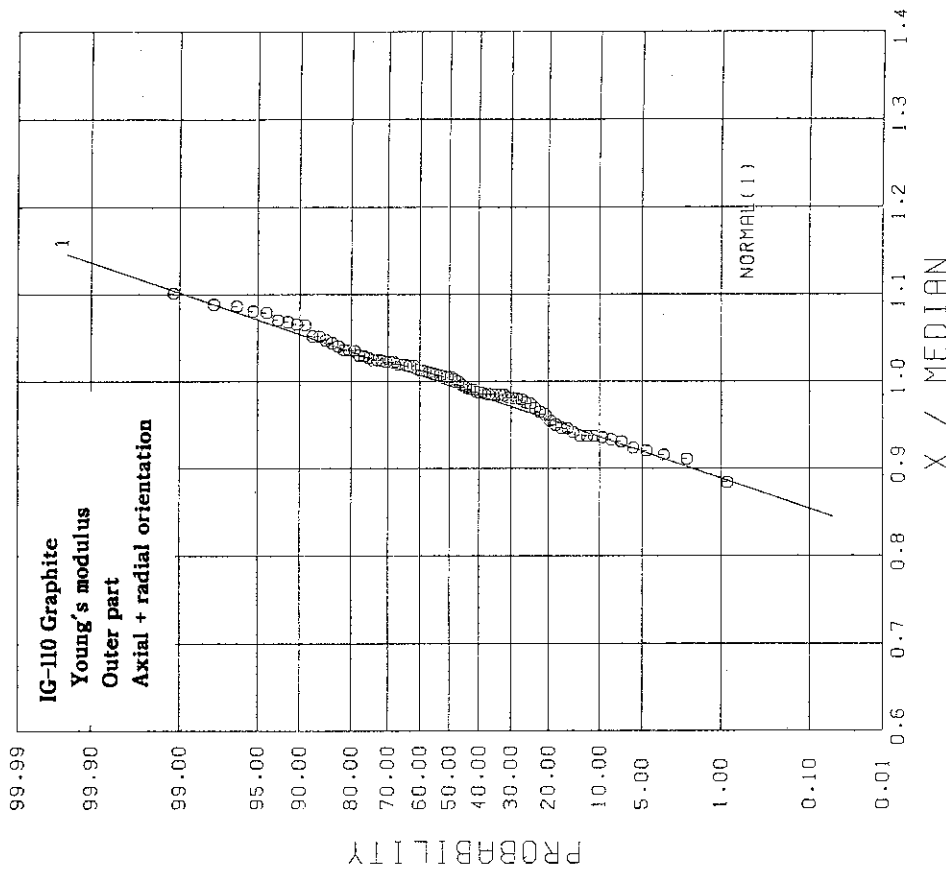


Fig. 3.41 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median value=9.60GPa).

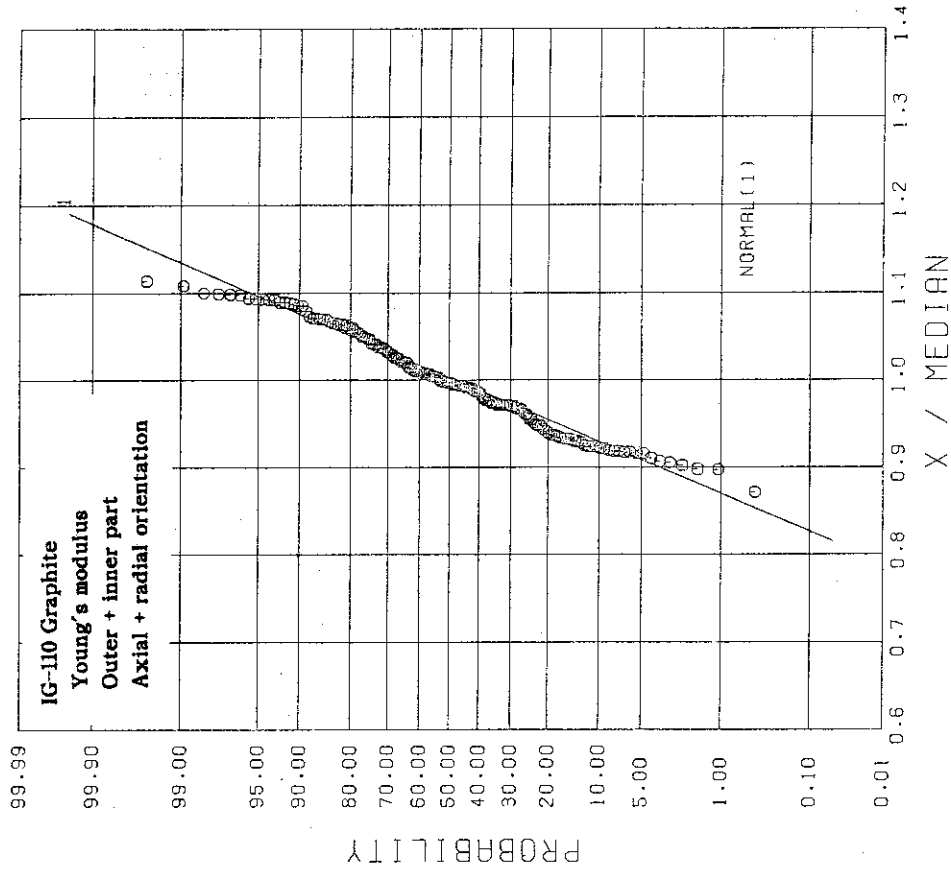


Fig. 3.44 Normal probability plot of all Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (median value=9.67Pa).

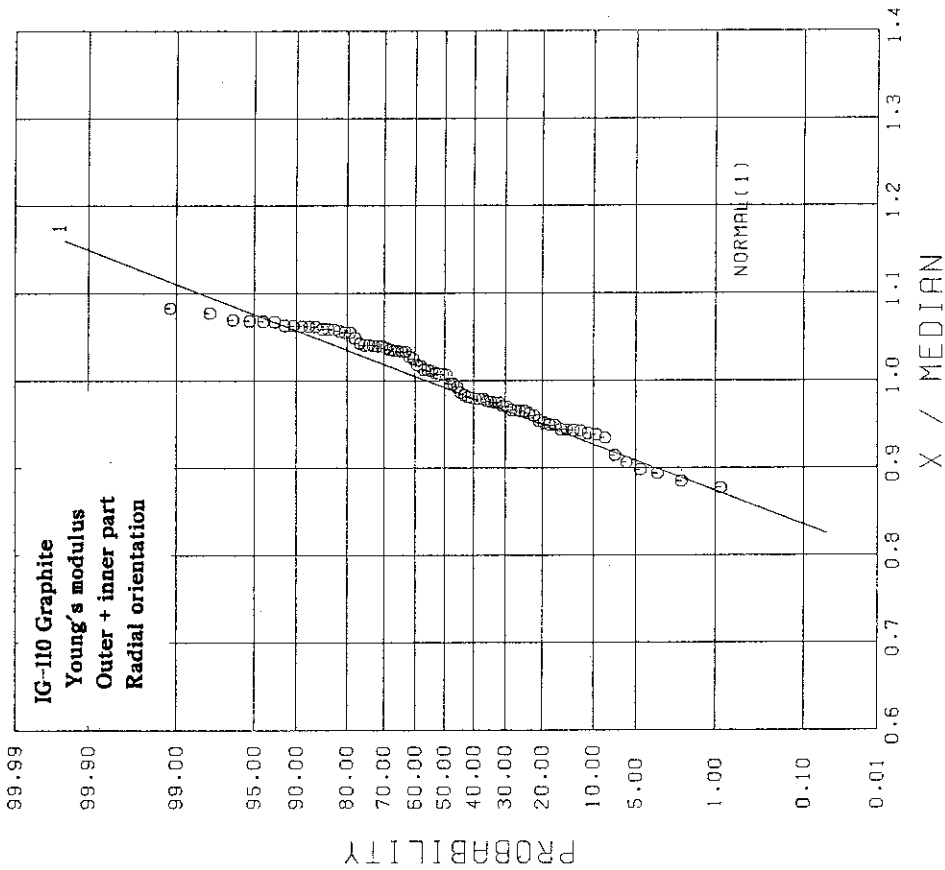


Fig. 3.43 Normal probability plot of Young's modulus of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median value=10.1GPa).

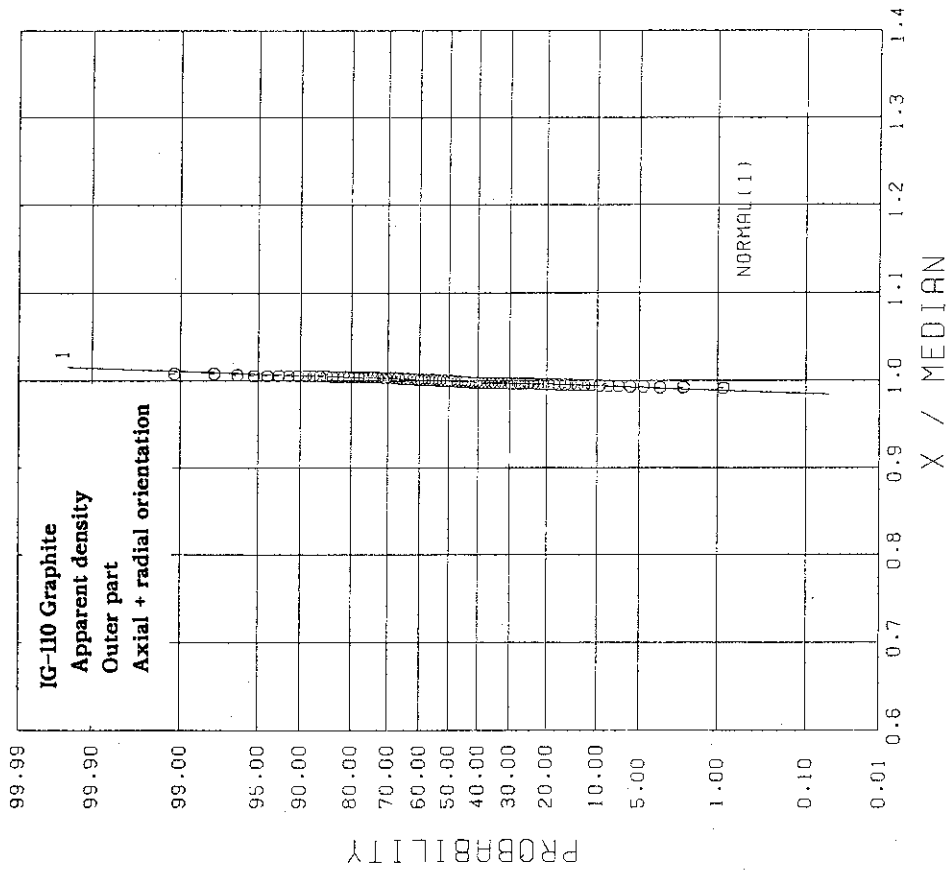


Fig. 3.46 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (outer part, both orientations) (median value=1.75g/cm³).

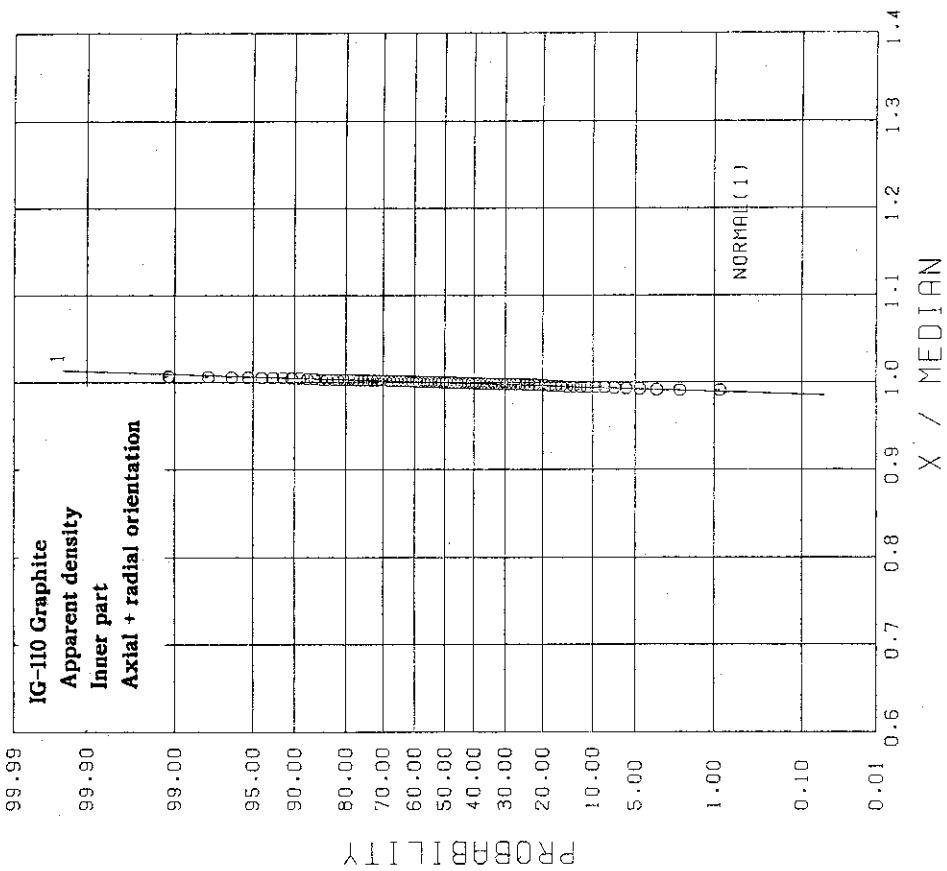


Fig. 3.45 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (inner part, both orientations) (median value=1.75g/cm³).

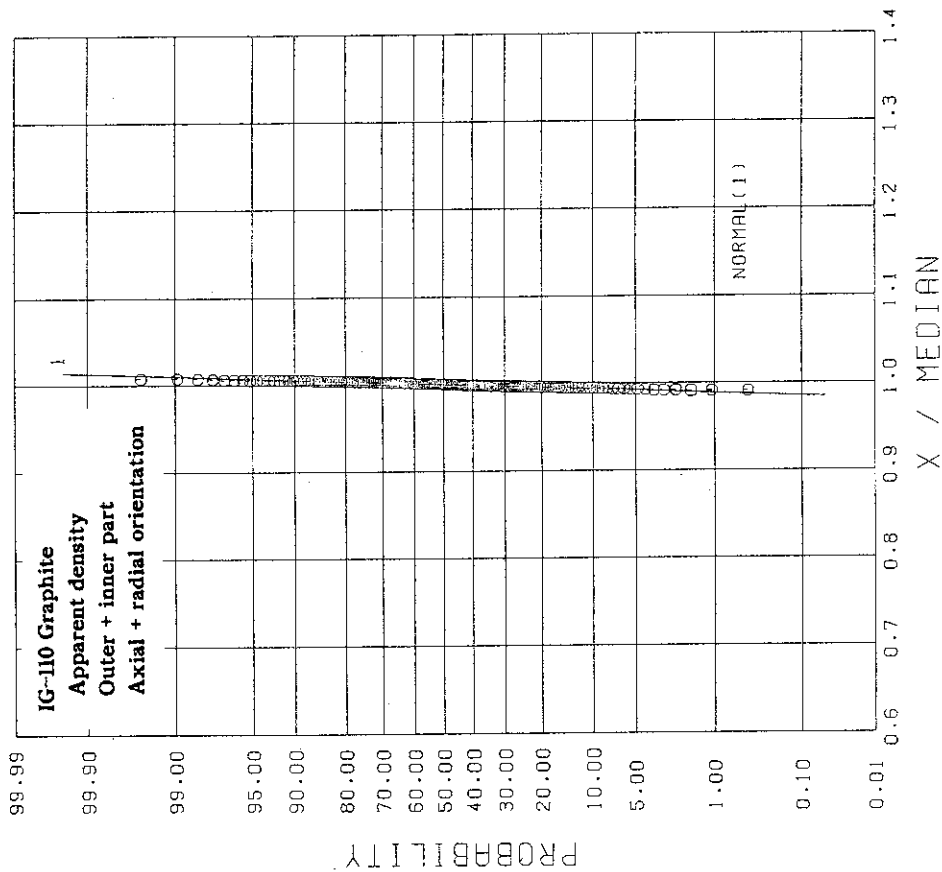


Fig. 3.47 Normal probability plot of apparent density of IG-110 graphite from test IG-A (both parts, radial orientation) (median value=1.75g/cm³).

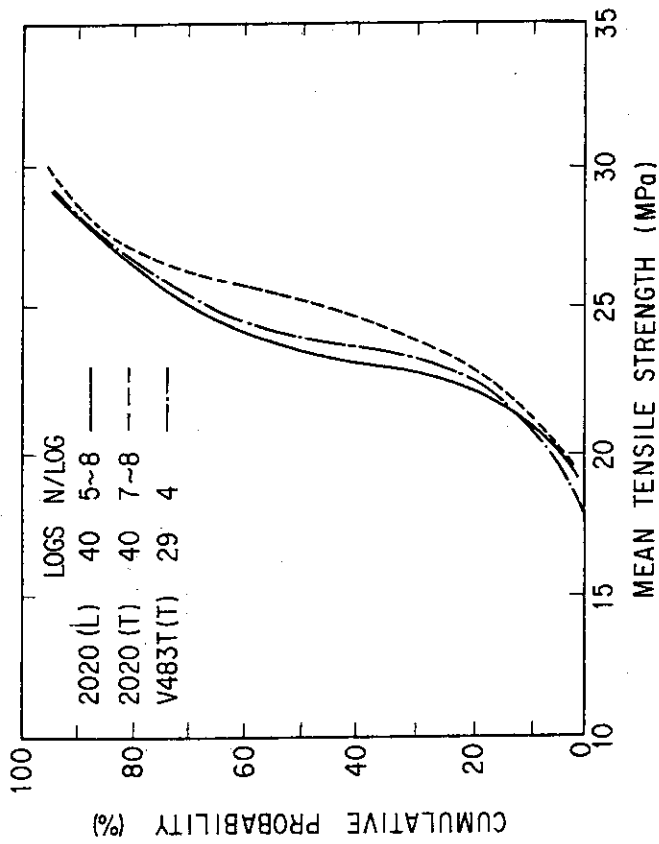


Fig. 3.48 Statistical distributions of tensile strengths of 40 logs of S2020 and 29 logs of V483T graphites (61).

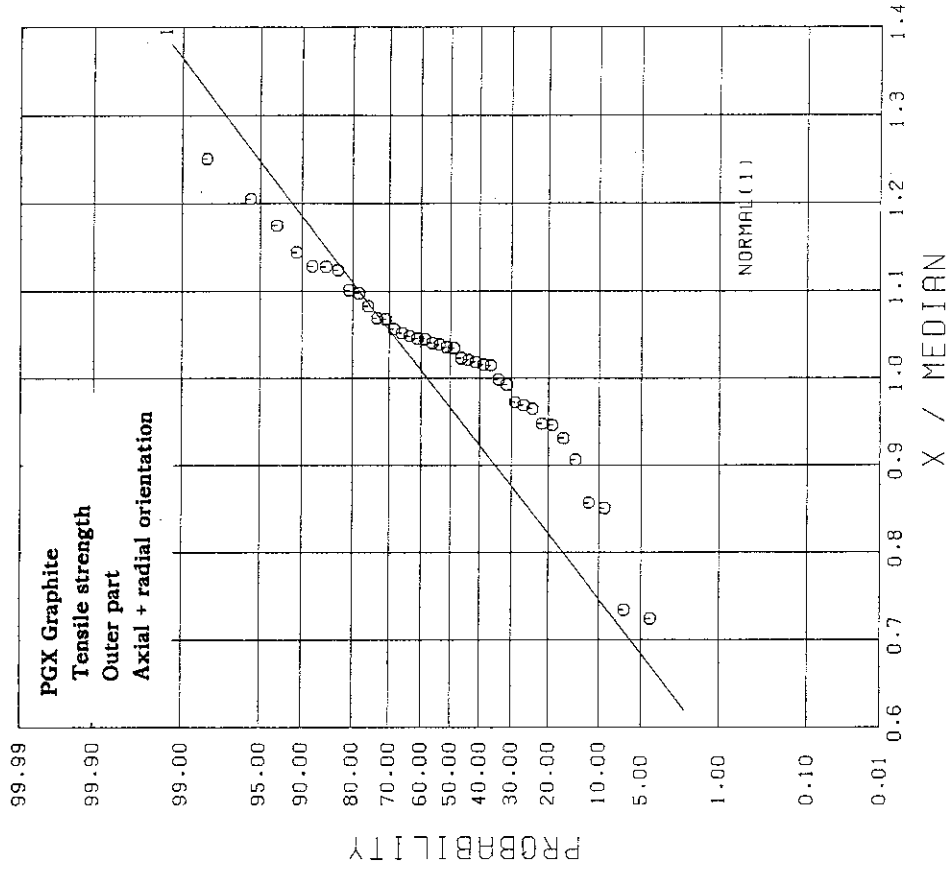


Fig. 3.50 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (outer part, both orientations) (median strength=7.71MPa).

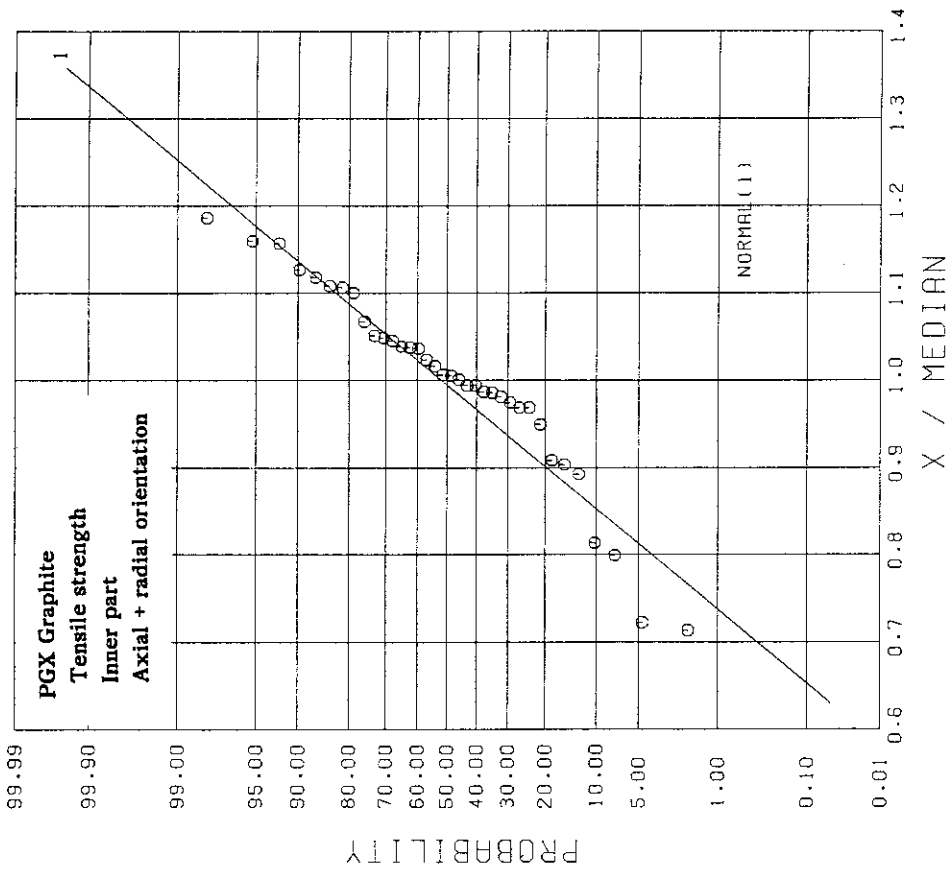


Fig. 3.49 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (inner part, both orientations) (median strength=7.61MPa).

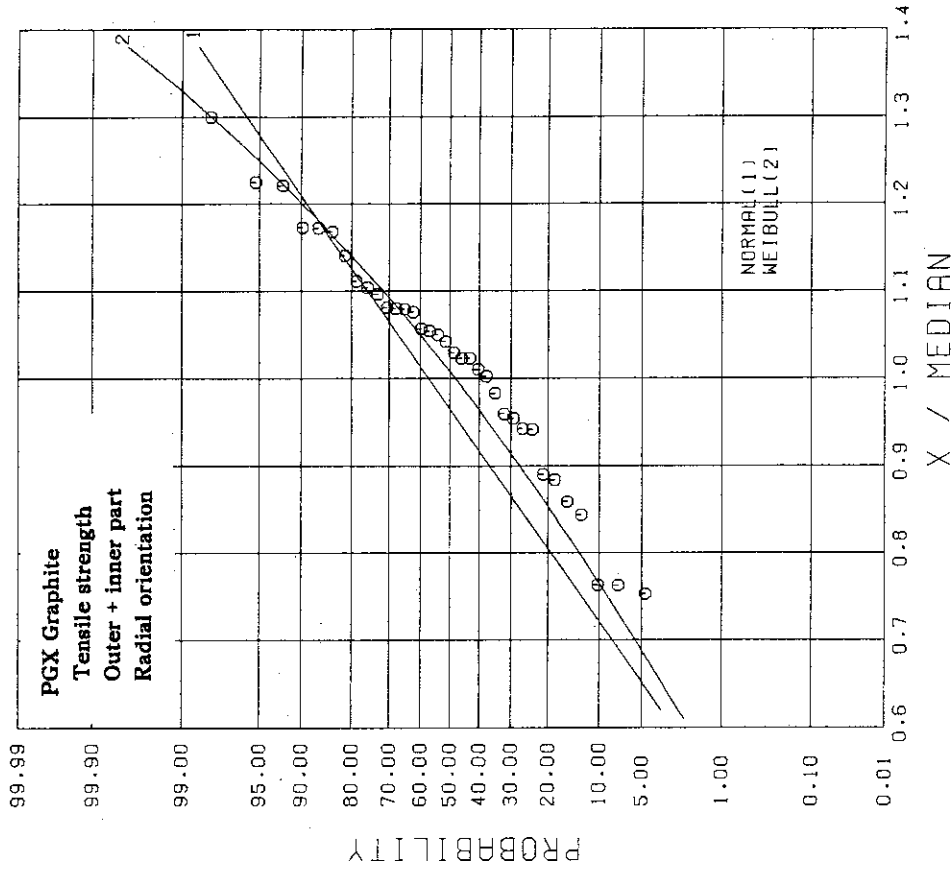


Fig. 3.52 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (both parts, radial orientation) (median strength=7.42MPa).

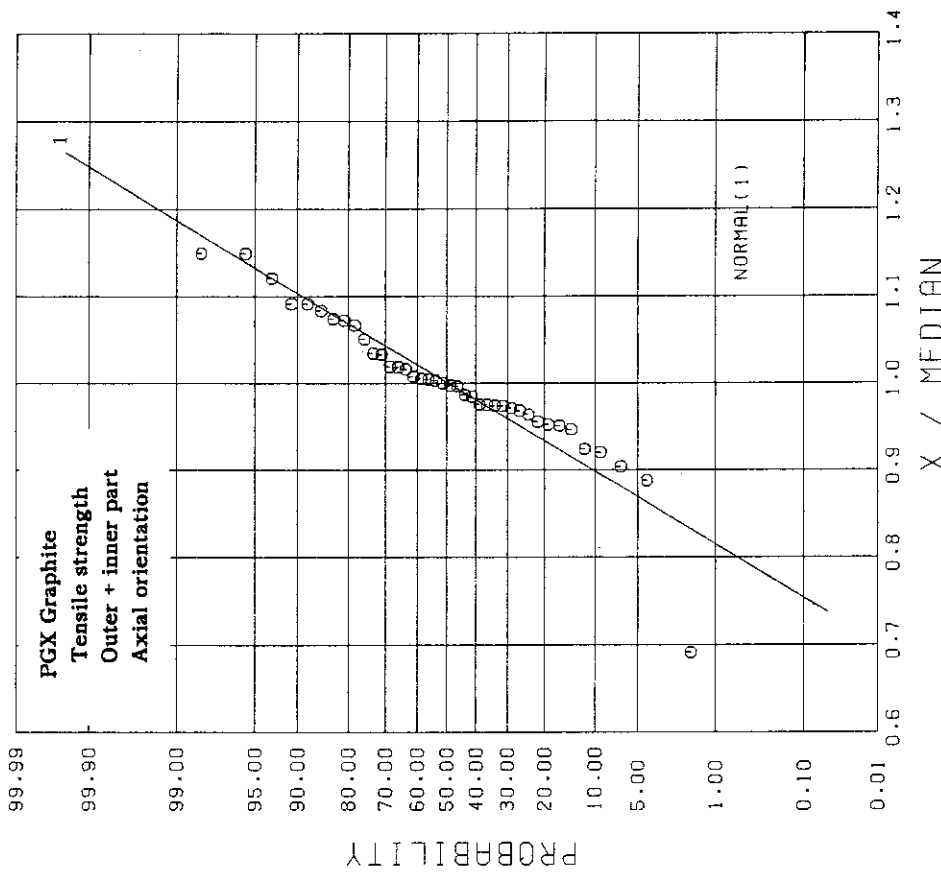


Fig. 3.51 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from test PG-A (both parts, axial orientation) (median strength=7.80MPa).

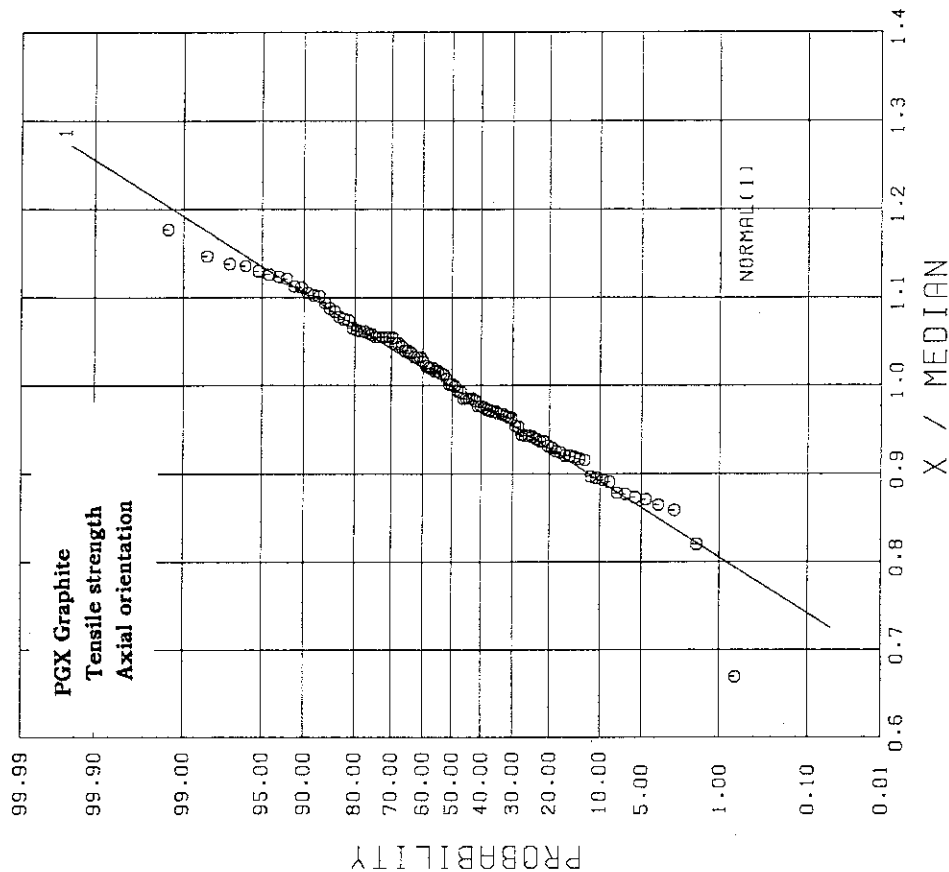


Fig. 3.54 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from several tests (axial orientation, N=101) (median strength=8.08MPa).

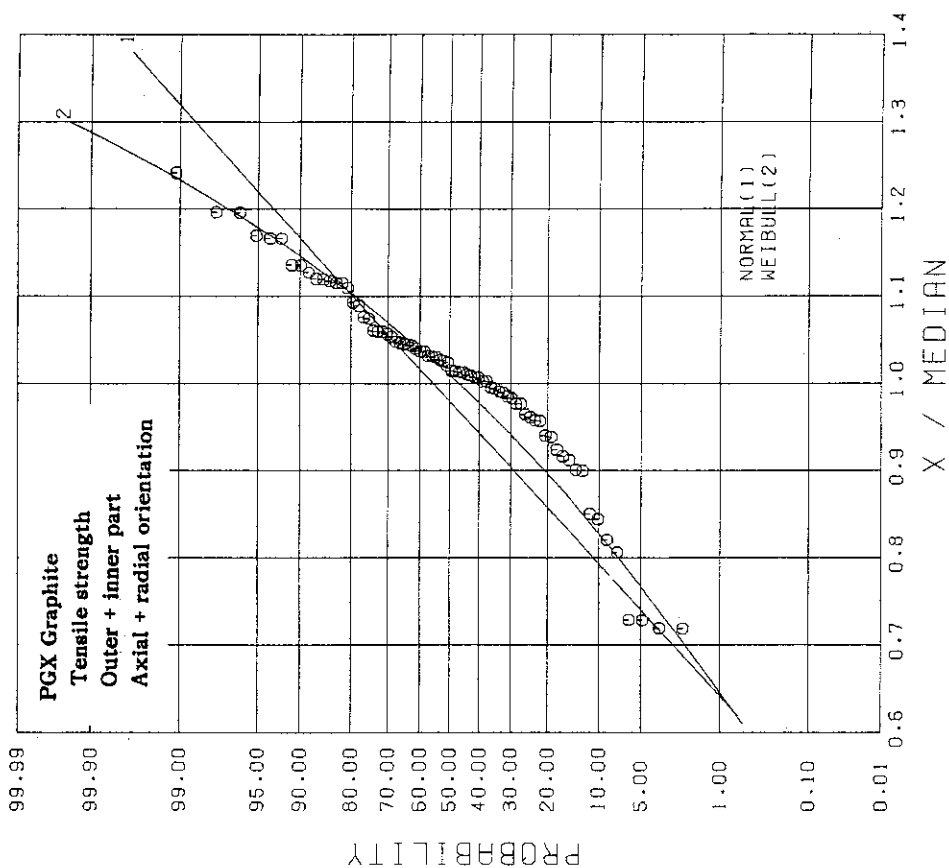


Fig. 3.53 Normal probability plot of all tensile strength of PGX graphite from test PG-A (median strength=7.65MPa).

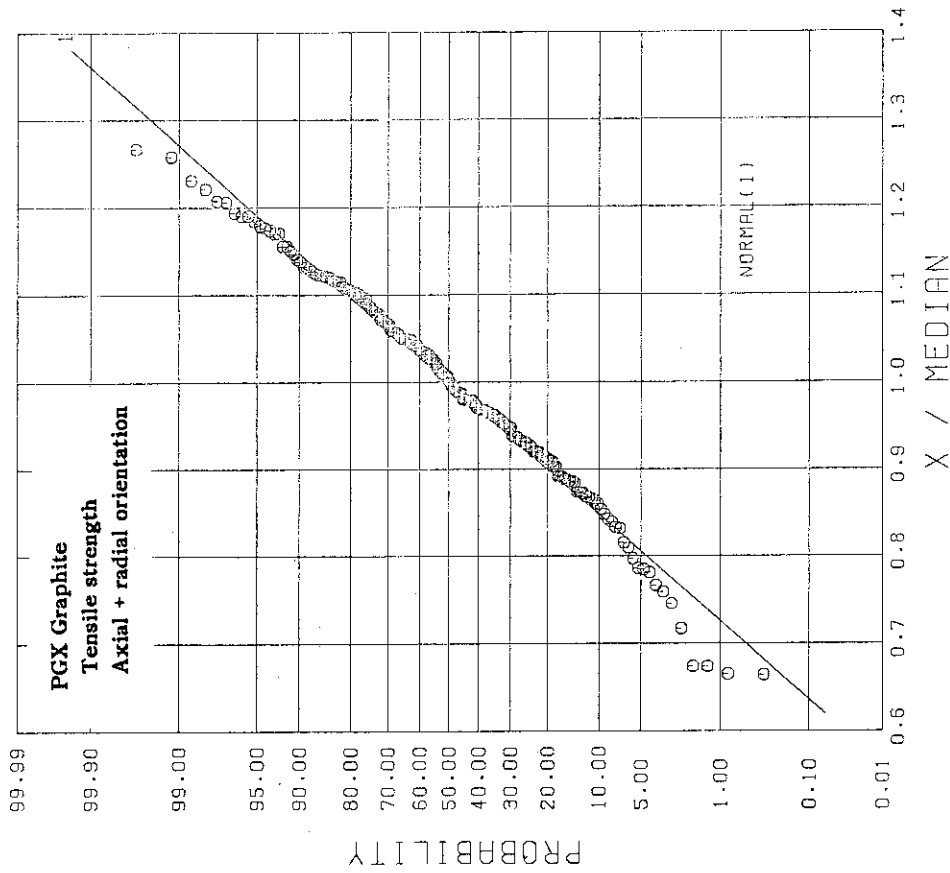


Fig. 3.56 Normal probability plot of all tensile strength of PGX graphite from several tests (both orientations, N=103) (median strength=8.13MPa).

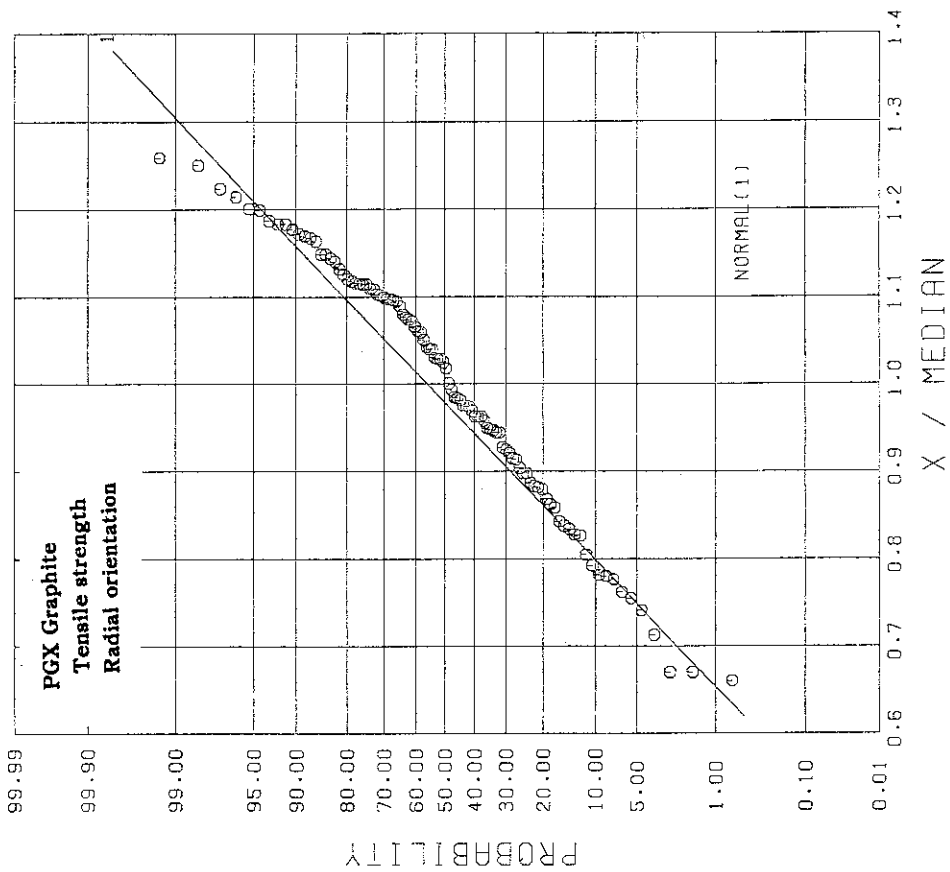


Fig. 3.55 Normal probability plot of tensile strength of PGX graphite from several tests (radial orientation, N=102) (median strength=8.34MPa).

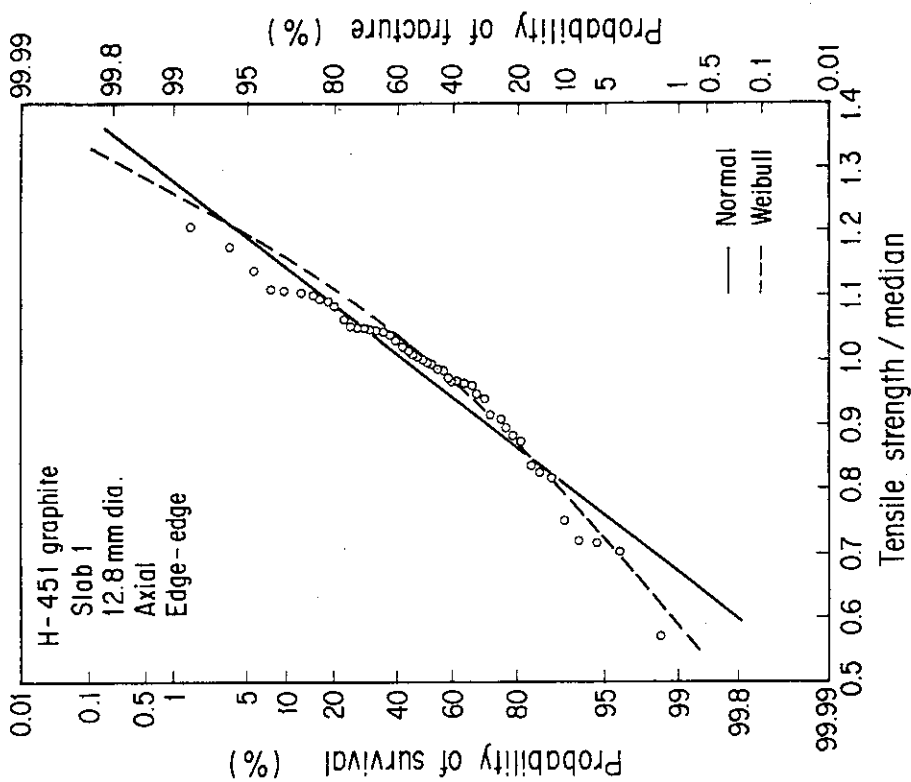


Fig. 3.57 Normal probability plot of tensile strength of H-451 graphite from test H4-A (large specimen, slab 1, end-edge location, axial orientation)⁽⁴⁶⁾.

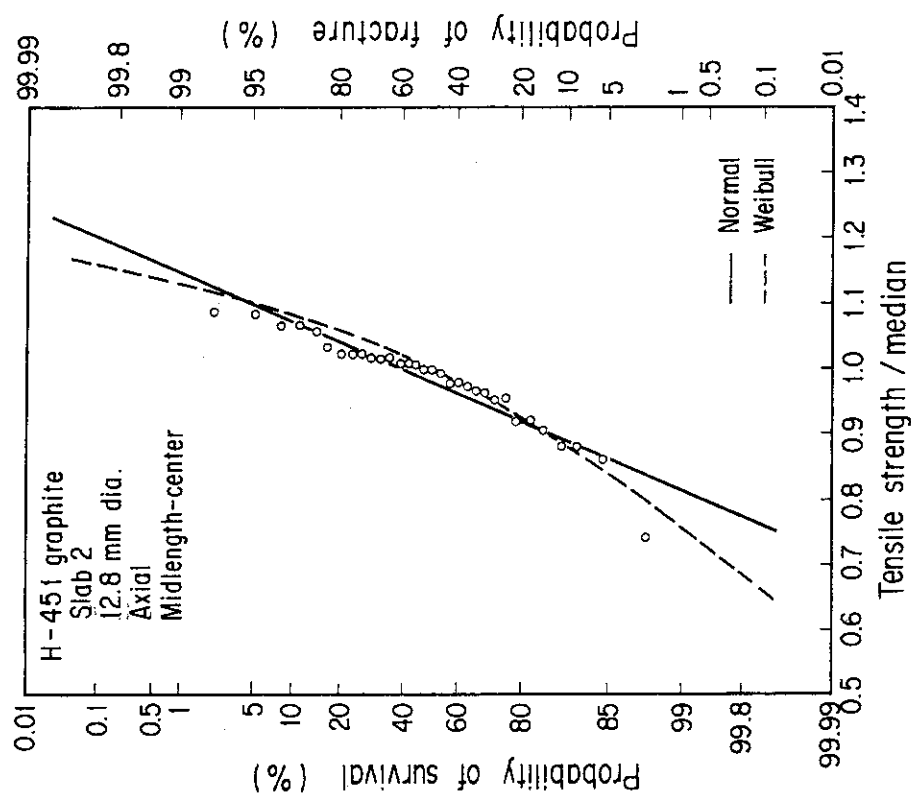


Fig. 3.58 Normal probability plot of tensile strength of H-451 graphite from test H4-A (large specimen, slab 2, mid-center location, axial orientation)⁽⁴⁶⁾.

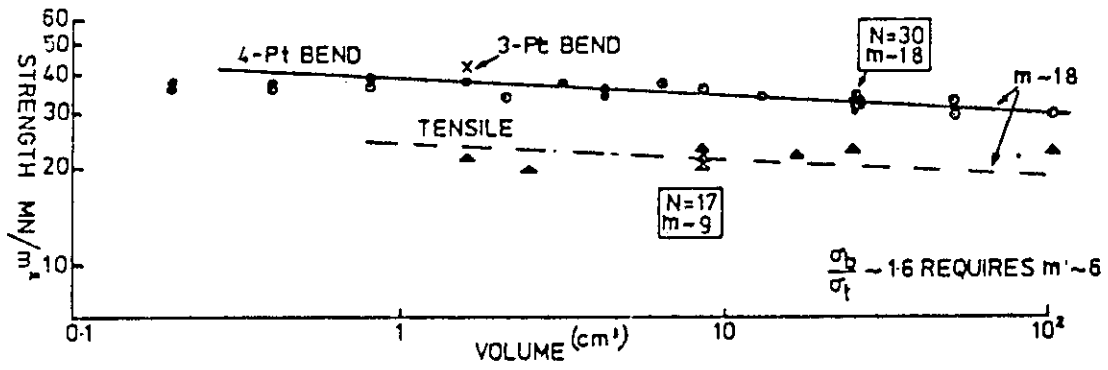


Fig. 3.59 Variation in tensile and bending strength of NI graphite with volume of test specimen⁽⁶⁴⁾.

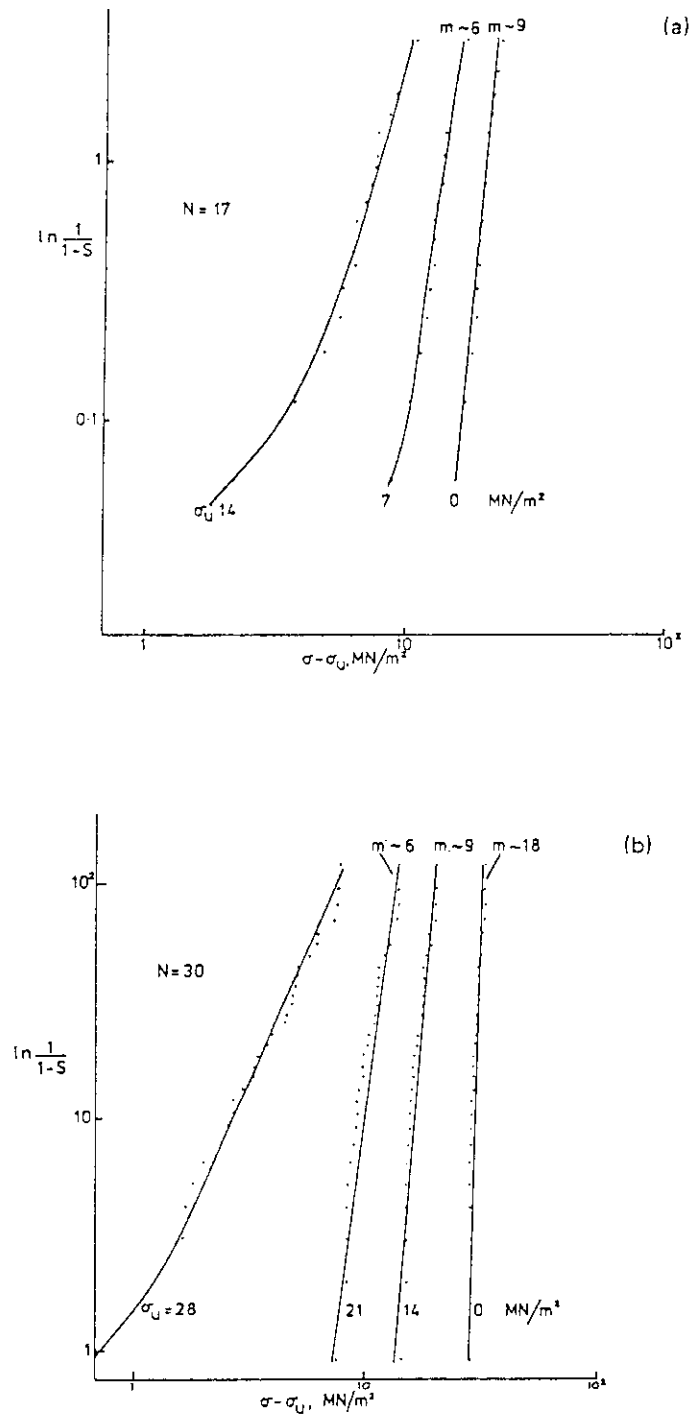


Fig. 3.60 Weibull probability plot of tensile (a) and bending (b) strength of NI graphite⁽⁶⁴⁾.

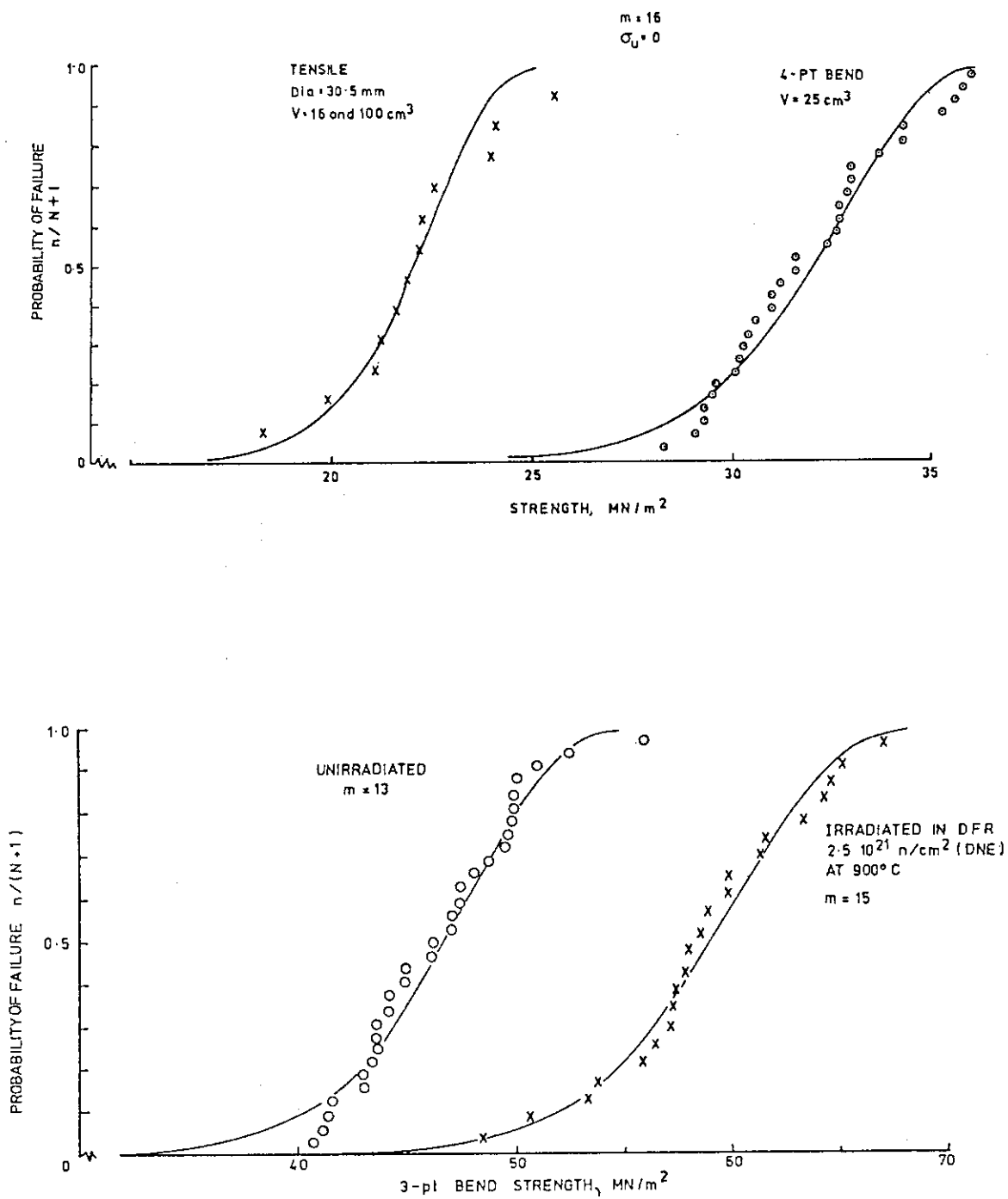


Fig. 3.61 Distributions of tensile, 4-point bending (a) and 3-point bending strength of IML-24 graphite⁽³⁸⁾.

4. 静的強度の統計モデルと設計工学

4. 1 黒鉛強度統計のデータとモデルの概要

前章で見たように黒鉛材料の静的強度は統計的に考えなければならない。それと同時に統計的に強度データを扱う場合に、そのデータの性格、各研究者の方法論及びその目的とするところの違いにも注意しなければならないことも明らかとなった。このことは第2章においてFig. 2. 1で言及した。即ち、繰り返しになるが、黒鉛材料の強度の統計的性質を問題とする際には次の3つの視点を明確にする必要がある。

第1の視点：データベースの性質上の区別、

第2の視点：統計モデルの持つ意味（単純な統計的データ処理法なのか、物理的破壊プロセスのモデルなのか）、

第3の視点：統計モデルをどのような意味で構造信頼性の評価、即ち、設計や製作に応用するためのものか或は応用できるものか。

このような視点を明確にすることによって黒鉛材料の強度の統計的性質に関する過去の研究に関する正しい理解と問題点の把握が可能となると考えられる。この様な趣旨の下に、本節では前章で取り上げたデータベースと統計的解析の結果と共に、その他の関連研究をも対象として強度の統計的モデルを考察する。

先ず第1段階として現在までの黒鉛材料を対象とする研究例を整理した結果がTable 4. 1である。ここで、前述の第1の視点であるデータベースの性格については、対象とした黒鉛材料銘柄、強度データの種類、即ち、単軸強度か2軸強度かの区別をををする。又、第2及び第3の視点については、採用した強度統計モデルの種類とそれによるデータの解析結果の要点を纏めている。

4. 2 統計的又は確率論的強度設計法の概要

次に、前節の結果を受けて決定論的及び統計・確率論的な構造信頼性の評価の方法論を、その物理的意味の相違を考慮し概観する。本来の意味での構造信頼性評価の定義とは、ある特定の破損モードにおけるその材料の破壊基準が統計的に変動すると言う現実と、破損を支配する応力状態が構造物において、種々の要因から不確かさを持っていると言う両者の不確実性を考慮するとした時に、その構造物の非破壊確率（＝生存確率）、即ち、構造信頼性を定量的に評価することである。なお、この一般的考え方によれば上記の破損モードとは、静的破断、時間依存型の破損、或はその他の複合要因による破損であっても理論的には構わない。又、非破壊確率についても決定論的な値或は信頼限界値の2つの場合が考えられる。

本書では、黒鉛材料の静的破壊又は静的強度についての設計最小強度ないし構造信頼性を考えている。その評価の方法論は、一般論として、次の4つに大別される。a) 決定論的方法、b) 応力・強度干渉法、c) 確率論的脆性破壊理論、d) 微細構造破壊モデル、である。以下、これらについてそれらの相違に着目して簡単に説明する。

1) 決定論的方法

これは現在までの原子力構造機器の設計に採用されているもので、一定の工学的判断に立って、決定論的な設計最小強度（或は許容応力） S_{min} を設定し、かつ、発生応力状態も決定論的予測値 σ （通常、保守的な評価による）を考えるものである。この場合、一般に、機器の運転状態に応じて前者と後者の比（稀には差）に安全裕度（安全係数、Factor of safety、FS）を満足させることによって構造安全性を確保する。則ち、次式を用いて表される。

$$\sigma \leq S_{min} / FS \quad (4.1)$$

ここで安全係数は機器の種別或は重要度の分類や発生応力状態の種別（運転状態分類）により異なる。この考え方は以下の場合にも共通であると考えて良い。

2) 応力・強度干渉法（Stress-strength interference）

これは一般的意味において狭義の構造信頼性評価法である。即ち、強度 S 及び発生応力 σ が共に統計的に変動することを考慮し、各々の確率密度関数 $f(S)$ 、 $f(\sigma)$ を特定の理論分布で記述し、その積の $f(S) \cdot f(\sigma)$ を S 及び σ の全ての変域（引張り破壊の場合は正の範囲）での積分値を構造信頼性 R_s （又は P_s ）とする。即ち、

$$R_s = \int \int f(S) \cdot f(\sigma) d\sigma dS \quad (4.2)$$

この場合、次式のように R_s が特定の機器の設計上の要求から決定される制限値 R_s^{crit} を超えないことによって設計が満足される。

$$R_s \leq R_s^{crit} \quad (4.3)$$

なお、本方法の場合、強度及び応力は構造物の特定の部位に関するものであり、実際的には構造物内の幾つかの部位に対して評価しなければならない。但し、ここでの強度や応力は通常的な意味でのものとの限らず、例えば、破壊力学的パラメータであってもよい⁽⁷⁷⁾。

3) 確率論的脆性破壊理論又はモデル

これは脆性材料の引張り破壊（引張り応力成分を含む多軸応力破壊も含む）条件を材料強度試験によって特定の確率密度関数で記述できることが前提となっている。そして、その破壊基準が対象とする構造物においても適用され、部材中の引張り応力が発生している部分についてのみ引張り応力の関数である確率密度関数を積分し、得られた結果を個々の構造物の信頼性とするものである。即ち、

$$R_s = \int_v f(\sigma) dv \quad (4.4)$$

この数値の意味は構造物一個全体の破壊確率であり、破壊が構造物のどこの位置で発生するかは特定できない。この方法論の代表的なものが最弱リンク説(Weakest Link Theory, WLT)に基づくワイブルの脆性破壊理論である。ワイブル理論は1940年代に提唱されたものである。前節に引用した研究例から分かるように、種々の脆性材料に適用が試みられているが、多くの場合完全な意味では成功を収めていない。ワイブル理論は材料内の潜在的欠陥の存在形態や応力との相互作用について理想的な前提条件をおいているためである。従って、実際の材料挙動に近づけるために多数の修正理論が提案されている。対象を黒鉛材料に限定すると、例えば、Ho⁽⁶⁵⁾の粒径効果に対する修正理論、Batdorfら⁽⁶⁶⁾の脆性破壊理論が挙げられる。なお、これらの理論を適用する場合、構造物内の応力状態が決定論的に与えられることが前提となっていることに留意しなければならない。但し、その応力状態及び強度の確率密度関数もある工学的判断或は信頼性工学的に設定することも理論的には可能である。勿論、この結果の意味は異なってくる。

4) 黒鉛材料の微細構造破壊モデル

本来、実在の黒鉛材料は気孔率が約20%、フィラーコークスとマトリックス材の焼結成形体と言う意味で多孔質多結晶材料である。しかも、その微細組織はコークス、成型法、黒鉛化度により異なることが知られている。特に、変形と破壊のプロセスは結晶粒、マトリックスおよび気孔によって支配される。例えば、最終熱処理工程の冷却時に、黒鉛結晶のa軸方向とc軸方向の熱膨張係数の相違から粒内に生ずるとされる微細クラック(ムロゾフスキークラック)の存在とその役割がしばしば言及される。

黒鉛材料の微細組織、即ち、何らかの特性を有する微視的クラックと気孔の存在を考慮して、有限体積の材料の変形や破壊を確率的にモデル化する方法はBuchによって最初に提唱された⁽⁷⁸⁾⁽⁷⁹⁾。この確率論的微細構造破壊モデルは、黒鉛材料中の無数の潜在的クラックの成長によってへき開破断に至る過程を記述するものであり、コークス粒径、気孔率、試験片体積等の効果を論理的に取り扱うことを特徴としている。BuchのモデルはRoseとTucker⁽⁶⁷⁾によって発展され、更に、BurchellとTucker⁽⁷⁰⁾、McNachlanとTucker⁽⁷⁹⁾によって改良が進められている。このような破壊モデルは現在も開発段階にあり、構造信頼性の評価に適用されるまでには至っていない。しかし、現実の様々な黒鉛材料の複雑な機械的挙動を解明するためにも、又、総合的に優れた黒鉛材料を材料設計によって創製して行くために、最も有効なアプローチであると考えられる。従って、これらについては将来の課題であると言う意味で後に5.2節でやや詳しく考察する。

4.3 信頼性工学的設計最小強度の設定

4.3.1 信頼性工学的設計最小強度の概念

信頼性工学的設計最小強度の設定という命題を考えるに当たって、それがあつた唯一の絶対的方法によるものではないと言うことを最初に述べる。但し、本書では第3章のデータベ

ースを含めて、現実的に設計や製造時の材料品質管理に適用し得るものであるかを考慮し、それらの内の選択肢を考えることにする。

筆者が理解するところによれば、構造信頼性工学的な設計最小強度の設定とは、ある特定の材料や構造物の破壊特性の統計的変動を特定の数理統計的手法により、その特性の（下側又は両側）信頼限界値を定めるアプローチを言う。本節ではその特定の性質として静的強度（確率変数）を対象としてその下側信頼限界値としての設計最小強さ（Specified Minimum Ultimate Strength, SMUS）、具体的には設計最小引張り強さ（Specified Minimum Ultimate Tensile Strength, SMUTS）、設計最小圧縮強さ（Specified Minimum Ultimate Compressive Strength, SMUCS）を考える。このアプローチにおいて考慮すべき点として次の点が挙げられる。

- a) 静的強度の統計分布を如何に仮定するか（母集団分布の近似と検定）、
- b) 信頼限界値を如何なる信頼限度で設定するか（信頼性の目標レベル）、
- c) 他の強度基準（例えば多軸強度基準や疲労強度基準）との整合性、
- d) 製造時の材質管理検査（強度検査）法との整合性。

これらのことから分かるように、信頼性工学的設計最小強度の設定という問題はそれほど単純ではない。換言すれば、それは材料、設計、製造を全般的に考慮した構造設計工学的総合的判断によることが必要である。以下、上記の点についてやや詳しく説明する。

1) 母集団分布への近似と検定

第3章で黒鉛材料の現実の強度統計データベースで見たことから明らかなように、どのような標本を考えるかが重要であることが分かっている。即ち、材料によっては強度のログ内位置依存性、方向依存性に注意を要すると共に、試験片寸法や応力状態も確実に影響因子となる。従って、特定のデータベースがどの様な母集団を想定しているかを先ず見極めなければならない。

次に、特定の理論分布への近似を行う場合に、どの様な方法を用いるかが重要である。しばしば用いられる方法には、グラフ法、最小自乗法、最尤法（Maximum likelihood method, MLM）等がある。この内、理論分布に応じて特定のグラフ法による直線近似がしばしば用いられるがこれには解析者による任意性が避けられないし、その分布パラメータはある種の点推定値である。又、最小自乗近似法も何を汎関数とするかによって分布パラメータの最適値が変わり得ることに注意を要する。これらのことは第3章の各種黒鉛材料の強度データの実例で十分に理解できよう。なお、最尤法やモーメント法のような数学的方法以外のものでは次に論じる確率密度関数としての強度（或は分布パラメータ）の信頼区間や信頼限界値を考える上で理論的な根拠に欠ける。更に、理論分布への近似の適合度の検定については、カイ自乗検定（ χ^2 検定）が一般的であるがその有効性のためにはその統計論的な適正条件からみて最低20～30点のデータ点が必要であると共に有意水準についての決定が迫られる。勿論、数学的には小数サンプルも扱える訳であるが、得られた結果は数学的には算出できるが物理的意味において応用上は殆ど意味をなさないと考えた方が無難である。

2) 信頼限界値の算出法

設計最小強度をある性格を有する標本に基づいて片側（下側）信頼限界値として設定することを考える。ここで与えられた強度 x の標本は標本数 n 、平均値 x_M 、標準偏差 s とする。この命題を解くに当たって以下の次項が重要である。

(1) 母集団についてどの程度のことか分かっていると考えるか、即ち、

- a) 母集団は正規分布であり、その標準偏差が既知である
- b) 母集団は正規分布であるが、その標準偏差は未知である
- c) 母集団は正規分布に従うとは断定できない

(2) 生存確率 P_s と信頼水準 γ をどのレベルで考えるか、即ち、

- a) $P_s = 99\%$, $\gamma = 95\%$ とする
- b) $P_s = 90\%$, $\gamma = 95\%$ とする
- c) $P_s = 90\%$, $\gamma = 90\%$ とする

このことを一般的に表すと次のようになる。下側信頼限界値 S_{min} とは、同一の母集団から n 個のサンプリングを何回となく繰り返す場合、それぞれの標本での非破壊確率 P_s に対応する強度は異なっているが、それが母集団での値と比較して確率 γ で大きくなるということの意味している。これを数式的に表すと次のようになる。

$$S_{min} = x_M - k \cdot s \quad (4.5)$$

とすると、

$$\text{Prob} \{ \text{Prob} \{ x > S_{min} \} > P_s \} = \gamma \quad (4.6)$$

式 (4.5) の k の値は上述の選択肢によって変わる。ここでは、既に明らかにされたように、実用的には強度が正規分布に従うことを前提とする。この前提条件の下では、設計最小強度 S_{min} は以下のように与えられる。

(1) 正規母集団の標準偏差が既知である時

$$S_{min} = x_M - (\alpha + \beta / \sqrt{n}) s \quad (4.7)$$

ここで非破壊確率 P_s が 99% 、 90% のとき、 α はそれぞれ 2.326 、 1.282 となる。又、信頼水準 γ が 95% 、 90% に対してそれぞれ β は 1.645 、 1.282 となる。

(2) 正規母集団の標準偏差が未知である時

式 (4.5) の k の値は、 n 、 P_s 、 γ の関数として統計数値表 (80) (81) から読

み取る。

$$k = F(n, P_s, \gamma) \quad (4.8)$$

以上の2種類の考え方は、母集団に関する認識の程度の差に由来する。例えば、次のような事情を想定することができる。第1のケースは、ある材料製品の製造工程が確立しており、その製品ロットやロット毎の強度の統計的性質についての調査が十分になされており、その変動についての知見が豊富であり、かつ、一定値として定められる場合である。一方、現時点では、強度の変動についての調査が不十分である場合が第2のケースに対応する。この2つの場合のkの値をFig. 4.1に示す。

(3) MIL-HDBK-5Dの材料強度基準

以上が一般論であるが、これが材料の強度検査と対応していることが容易に理解できよう。これらの事情を具体的に理解し易くするために、他の工業分野、即ち、先端的な工業的実用例であるMIL規格の材料強度基準の例⁽⁸²⁾を挙げることにする。このMIL規格では鉄鋼、非鉄金属合金の引張り、圧縮、せん断強さの許容応力の決定方法として次の3種を設けている。即ち、

A値：母集団の99%の値が95%の信頼水準ではいる値。

B値：母集団の90%の値が95%の信頼水準ではいる値。

S値：規格、仕様書で定められた最低試験値。

この内、A値及びB値は次のように決定される。

a) 試験データが正規分布で近似できる場合は(4.5)式のk値を数表から決定する。但し、ロット間及び製造業者間の変動を含めるため、少なくとも10ロット以上のロットを選び、最小限100個の試料が必要である。

b) 試験データが正規分布で近似できない場合はノンパラメトリック統計による片側信頼限界値をサンプル数に応じてA値又はB値に対するデータの順位値を与えられている表から指定する。A値を決定するためにはサンプル数300が必要であるが、B値を決定するためには最小30個で良いことになっている。

c) 直接の試験データは不十分であるが、他のある機械特性データとの相関関係(比例関係)を利用する手法による。これは圧縮強さとせん断強さとかの許容値を設定する際の方法である。この場合、本命の特性データの標準偏差をs、両者の平均値の比を R_M として信頼水準95%のt分布の t^* の値を求め、比の平均の下限值 R_L を既に得られている許容値の乗ずる。この R_L は次式による。

$$R_L = R_M - t^* \cdot s \sqrt{n} \quad (4.9)$$

なお、このMIL規格のA値及びB値の設計許容値は金属材料を対象としその引張り強さや降伏点強さについて素材の形状、熱処理条件、厚さを類別して規格値が与えられてい

る。

更に、M I L規格の設計最小強度の設定について付言しておくべきことは設計許容応力（安全率）との関係である。一般に原子力機器設計規格（技術基準）では、安全率は応力形態（膜応力成分、膜+曲げ応力成分、ピーク応力成分等）と共に運転時の荷重の発生頻度（運転状態 I ~ I V）により異なって定められる。一方、航空機構造においては安全率は、「常用運用状態において予想される荷重より大きな荷重が生じる可能性並びに材料及び設計上の不確実性に備えて用いる設計係数」と定義され、特殊部材を除き一般には「1.5」が採用されている。又、宇宙飛行体の内、無人ロケットや人工衛星では「1.25」、有人のスペースシャトルなどでは「1.4」という安全率が用いられている。

次に、M I L規格での上記の b) に対応するノンパラメトリック統計の例を示す。例えば標本数が 480、 $P_s = 99\%$ 、 $\gamma = 95\%$ を満足する変数の下側信頼限界値（最低値）は第 2 番目の値になる。又、 $P_s = 90\%$ 、 $\gamma = 95\%$ の最低値を定めるためには最小 30 点のデータが必要であり、その第 1 番値が規格を満足する値となる。

（4）その他の留意事項

先ず、生存確率と信頼水準の取り方も原則的には問題である。しかしながら、本件については絶対的な基準と言うものは無いと考えられる。完全に工学的な経験、規範によることになろう。因に、前出の M I L ハンドブックでは、 $P_s = 99\%$ 、 $\gamma = 95\%$ と $P_s = 90\%$ 、 $\gamma = 95\%$ の 2 つのランクを設けている。前者が A 級材料、後者が B 級材料と言うように許容値のランク付けないしクラス分けの採用は安全性と経済性との合理的整合と言う観点から推奨される手法と考えられる。何れにしてもこの種の問題は専ら設計の基本方針とその詳細規定とに係わるものである。

次に留意すべき点はワイブル分布に関することである。母集団がワイブル分布の場合には厳密な意味での信頼限界値を求めることができないことが数学的に証明されている。しかし、ある特定の仮定を置けばある数学的方法により又はモンテカルロシミュレーションを用いた数値解析により定めることができる。

更に、確率変数の分布関数が特定の表示式によって表すことができないか又は適切でないと考えられる場合である。この場合、標本の順序統計量のみを用いるノンパラメトリック統計学を用いて信頼限界値を定めることができる。この方法はデータベースが不十分と考えられる場合に有効であるが、その数学的な扱いについては別の報告書に譲りたい。

3) 他の強度基準との整合性

実際の黒鉛材料構造物での荷重形式を考えると、静的多軸破壊基準や低サイクル疲労強度基準が必要となることは当然である。これらの他の破壊基準も物理的には統計的又は確率論的な性格を持つものとして考えるべきものである。従って、これらに基づく設計用の破壊基準もある信頼限界値的な性格になる。即ち、設計論上、信頼性工学的最小強度基準がそれらと矛盾があってはならないことは言うまでもない⁽⁵⁰⁾⁽⁵¹⁾。本書ではその詳細又は具体例については割愛する。

4) 強度検査法に於ける合否判定との整合性

実際の構造物の製造は大量の製品ロットを必要とする。従って、全数検査にせよ抜取り検査にせよその試料採取と合否判定基準を定めることが問題である。特に試料の素材からの採取位置、方向性、などがこれまでの強度データの実例から重要であることが理解されよう。本書では更に詳しくは述べないが、以下において明らかになるように正規統計に基づいて設計最小強度を定める方法は、既に他の工業分野において実績があるということだけを指摘しておく。一方、例えば、仮にワイブル理論に則って設計を行うとすると、はたしてどの様な統計的強度検査法が適切であるのかを十分に考える必要がある。なお、場合によっては材料ないし構造物のプルーフテストが要求されることもある。この場合、プルーフテスト後の強度の分布は端切り分布 (Truncated distribution) になり、統計的には特別の問題は無い^(B3)が、但し、プルーフテストの形式によっては材料や構造物に新たな損傷や材質変化が生ずることがあり得ることに注意する必要がある。

4. 3. 2 IG-110 黒鉛、PGX 黒鉛の設計最小強度の試算

ここで、第3章のデータに参考として幾つかの標本例に対応して強度の信頼限界値を試算してみる。

既に4. 3. 1節で述べたように設計最小強度の設定は統計論的には無数の方法が有り得る。しかしながら、ここでは工学的な関心と実用性を考慮して幾つかの異なる考え方、手法によって設計最小強度を試算してみることにする。具体的には以下の方法を採用する。

- (1) IG-110 黒鉛とPGX 黒鉛の引張り強さと圧縮強さを対象とする。
- (2) 試験データは正規分布に従う。但し、サンプル数は使用する統計数値表^(B1)により実データの値を必要に応じて若干丸める。
- (3) 母集団の標準偏差が既知(ケースA)、或は未知(ケースB)であるとする。前者は式(4. 7)、後者は式(4. 8)による。
- (4) 信頼限界値(P_s/γ の組み合わせ)は99%/95%、90%/95%、90%/90%とする。
- (5) 信頼限界値は片側(下側)信頼限界値で考える。

以上の考え方に則って計算した設計最小強度の例をTable 4. 2 及びTable 4. 3に示す。この表から以下のような知見が得られる。

- (1) IG-110 黒鉛の設計最小引張り強さ(SMUTS)の異方性は小さく、有効数字2桁で考えれば、同一の信頼レベルでその差は1MPa(約4. 5%)である。又、 P_s/γ が99%/95%と90%/90%との相違は、k値で見るとそれぞれケースAで約2. 5、約1. 4、ケースBで約2. 8、約1. 5である。なお、サンプル数が60以上であるため信頼水準の違いによる影響は僅かである。

(2) IG-110 黒鉛の設計最小圧縮強さ (SMUCS) は、標本の標準偏差が相対的に小さいため、信頼度レベルや母集団の標準偏差に関する仮定の相違による影響が引張り強さの場合よりも相対的に小さい。

(3) PGX 黒鉛の設計最小引張り強さは標準偏差がやや大きいため、異方性が大きくなる (約 10% の差)。圧縮強さについては IG-110 黒鉛の場合と同様である。

以上の結果を総合すると、信頼度レベルの相違を k 値でみると、 P_s/γ の組み合わせが 99%/95%、90%/90% に対して、ケース A ではそれぞれ約 2.5、約 1.5、ケース B ではそれぞれ約 2.8、約 1.5 となる。このことは前述の Fig. 4.1 で参照できる。

ところで、この設計最小強度の設定について 2 つの補足的事項に触れておきたい。

第 1 には材料の強度によるクラス分けについてである。その必要性は構造物の強度上の機能と製造コストつまり経済性との調整を考える観点から生じてくる。即ち、ある指定された黒鉛銘柄を大量に又異なった機能の構造物の製作に使用する場合、経済性の向上の観点から素材の強度検査において異なった合否判定基準を採用することである。その具体的な方法には 2 つの考え方がある。一つの方法は、構造物別の発生応力の評価に基づいて設計最小強度をクラス分けし製品の歩留まりを上げることである。又、別の方法として設計最小強度の信頼度レベルを変えることも考えられる。このことを IG-110 黒鉛の設計最小強さ SMUTS を例に考えてみる。簡単のため、引張り強さの母集団の平均値が 25 MPa、標準偏差を 2.5 MPa とし、強度検査における標本数を n とする。この場合、設計最小引張り強さ S_{ut} と平均値の許容値 x_L との関係は次式で与えられる。

$$x_L = S_{ut} + (\alpha + \beta/\sqrt{n}) \times 2.5 \quad (4.10)$$

2 つの信頼度レベルに対して上記の式の関係 Fig. 4.2 に示した。又、S2020 黒鉛と V383T 黒鉛の場合についても文献⁽⁶¹⁾により Fig. 4.3 に示した。

第 2 には、設計最小圧縮強さの設定についてである。一般に、黒鉛構造物では破壊のモードとして圧縮破壊がクリティカルとなる場合は稀である。又、既によく分かっているように圧縮強さの統計的変動は引張り強さのそれに比較して小さい。従って、圧縮強さの設計値の設定や品質管理としての強度検査基準について、上記の引張り強さの場合のように統計的に複雑に考える必要性も少ないと考える良いと思われる。

Table 4.1(a) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Price and Cobb (1972)	H-327 (needle- coke, extruded)	tensile, 4-pt bend, tube burst	2P-Weibull distribution discussed. * Weibull modulus(m) for tensile strength varies from 11 at Edge to 6.7 at Center Mid-Length. * Weibull theory(m=8) predicts higher bending strength and pressure burst strength than measurements. Neglecting volume-ratio term gives better agreement.	(39)
Jortner (1972)	AXF-5Q (fine- grained)	tension+ compression+ internal press. and ring burst	Weibull theory discussed in respect to most probable fracture criterion. The theory predicted the median strengths well in predominant tensile stress states.	(65)
Lungagnani and Krefeld (1972)	(Gilsocoke, 600 μ m particle)	tensile	3P-Weibull distribution discussed. * Best fit values: m=3.4, $\sigma_v=15$ MPa, $\sigma_o=10$ MPa. * Validity of weakest link theory confirmed. * Standard dimension selected as $\phi 6$ mmx 5 mm=1.4 cm ³ .	(40)
Batdorf and Croze (1974)	AXF-5Q	tensile/ tube burst	A new physically based statistical theory(Batdorf theory) formulated to account for critical crack orientation and density function. The theory proved to predict both uniaxial and biaxial tensile fracture conditions of an isotropic graphite.	(66)

Table 4.1(b) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Brocklehurst and Darby (1974)	PI-6,NA and NI (near-iso- tropic)	tensile, 4pt-bend, tube burst, ring compress.	3P-Weibull distribution discussed. * $\sigma_{ij}=0$ is most appropriate, but no consistent value of m obtained. * None of other empirical approaches found to be adequate for treating fractures under different loading conditions.	(64)
Price (1976)	H-451 (near-iso- tropic)	tensile, 4pt-bend	Normal and 2P-Weibull distributions discussed. * Tensile and bending strengths are anisotropic and dependent on location. * Any data set could be fitted equally well by both types of distribution functions. * The value of m was lower in tension than in bending. * The ratios of mean bending to mean tensile strength were consistent between tests and Weibull theory. * Other inconsistencies prevent the material from qualifying as a Weibull solid.	(46)
Oku et al. (1977)	IM2-24 (Gillsocoke), 4-pt bend 7477PT (fine- grained)	tensile, 4-pt bend	Weibull theory and normal distribution discussed. * Both distribution functions fitted well to the data. * The value of m was nearly 20 for both tensile and bending strengths.	(43)

Table 4.1(c) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Brocklehurst (1977)	IE1-24 (Gilsocoke)	tensile, 4-pt bend	2P-Weibull theory discussed. * The theory with $m=16$ predicted a decreasing mean four-point bending strength with increasing specimen volume of $2 \sim 100 \text{ cm}^3$. * The mean tensile strength was nearly equal for the specimen volume of 16 and 100 cm^3 .	(38)
Engle (1977)	H-451	tensile	A statistical definition of "minimum strength" considered for acceptance testing criteria. * The definition employed a normal distribution for the strength of Mid-Length-Center axial specimen. * Four or eight replicate specimens per log considered to qualify the log for three strength categories.	(47)
Arai and Oku (1979)	7477PT	tensile, 4-pt bend	2P-Weibull theory discussed. * The Weibull theory fitted better to the data by accounting for nonlinear stress-strain relation.	(44) (45)
Ho (1979)	H-451 EGCR AGOT	tensile, 4-pt bend	A modified four-parameter Weibull theory discussed. * The fourth parameter h_0 called the characteristic grain size was chosen to be the maximum grain size. * The theory showed the ratios of mean tensile strength under different test conditions were consistent with test results, but with different values of m .	(63)

Table 4.1(d) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Rose and Tucker (1982)	(pitch- coke)	tensile, 4-pt bend, 3-pt bend	A new statistical fracture criterion developed based on an aligned microcracks.	(67)
Yoda et al. (1985)	IG-11 (fine- grained)	tensile	2P-Weibull theory discussed. * The value of m determined to be c.a. 16. * The mean tensile strength varied little for an effective volume of $0.24 \sim 2.5 \text{ cm}^3$. * The Weibull theory was inadequate.	(58)
Tucker, Rose and Burchell (1986)	(pitch- coke)	3-pt bend, 4-pt bend	Two statistical models reviewed critically. * Fitting four-point bending strength data resulted in modulus of 20. The Weibull theory predicted a higher three-point bending strength than the measurements. * The Rose/Ticker model with the particle size being chosen predicted correctly both mean strength and deviation in 3-pt and 4-pt bendings. * An alternative approach involving microstructural processes during deformation was suggested.	(68)
Ishihara et al. (1987)	IG-110, (fine- grained), PGX (molded)	tensile	Normal, lognormal and 2P-Weibull distributions discussed. * The strength data of both graphites showed goodness of fit to any distribution function. The correlation coefficients differed little among the two grades. * Normal distributions were favored.	(62)

Table 4.1(e) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Kennedy and Eatherly (1987)	H-451 (molded)	tensile, 3-pt bend, ring compress.	The Weibull theory discussed. * Raw strength data corrected first by a Knudsen law for density effect. * The Weibull-type volume dependence demonstrated over five decades of stress volumes ($10^{-10} \sim 10^{-5} \text{ m}^3$) with $m=7$. * This Weibull-type represents the background flaws. * The disparate flaws which follows a normal distribution were suggested for large stress volumes.	(69)
Burchell and Tucker (1987)	(CAGR sleeve)	tensile	A new fracture criterion developed based on a microstructural fracture mechanics. * The model predicted closely the tensile strength distribution with a particle fracture toughness of $0.4 \text{ MN}^{-3/2}$.	(70)
Ishiyama et al. (1988)	IG-11	tensile compress.	2P-Weibull distribution discussed. * The tensile strength data fitted well to the Weibull distribution with $m=15.3$. * The compressive strength data fitted to the Weibull distribution with m being $30 \sim 40$.	(71)
Yasuda et al (1989)	(4 non-nuclear grades)	3-pt bend	2P-Weibull distributions discussed. * The theory fitted well to the strength data for four grades of graphites. The value of m were equally c.a. 20. * The value of m were determined also by the statistics of fracture location.	(72)

Table 4.1(f) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Theymann and Schmidt (1990)	See Ref. (tensile, tube burst, ring compression)		<p>Weibull and normal distributions discussed.</p> <ul style="list-style-type: none"> * The mean tensile strength distribution for fracture probabilities less than 2 % were described more exactly by a Weibull distribution than by a normal distribution. * The dependence of the mean fracture stresses on specimen dimension in pressure burst and ring compression tests were represented well by a new 3-parameter Weibull distribution function. * A statistical tolerance limit were calculated for Weibull distributions. 	(73)
Kennedy and Montgomery (1990)	2020 (fine- grained), IG-110	tensile, 3-pt bend, ring- compression	<p>The Weibull theory discussed under a modification.</p> <ul style="list-style-type: none"> * The bending strength was correlated linearly with density. * The mean fracture stresses from different tests were represented well by the Weibull theory when an effective volume was defined as that volume of 95 % or greater than the calculated maximum stress. 	(74)
Aral et al. (1990)	IG-110	tensile, bend	<p>A normal distribution discussed.</p> <ul style="list-style-type: none"> * The tensile strength data for unirradiated specimens were approximated well by a normal distribution. * The two sets of tensile strengths for slightly irradiated specimens were represented also by normal distributions. 	(75)

Table 4.1(g) Summary of previous studies on statistical models on strength of nuclear graphites.

Researchers	Grade	Data base Uniaxial/Biaxial	Remarks on statistical data and model	Ref.
Nishiyama, et al. (1990)	IG-110	biaxial tension+ compression	Normal distributions discussed. * Fracture conditions under tension-compression stress states were determined with a number of specimens. * The scatter of data at each stress combination followed normal distributions. * The confidence limit of a tension-compression fracture criterion was derived using the maximum strain energy theory and the normal statistics.	(49)

Loading Orientation	Tensile L	Tensile T	Tensile L+T	Compressive L+T
Sample type	IG-B	IG-B	IG-B	IG-B
Number of samples	60	60	120	50
Mean (MPa)	25.8	25.6	25.7	77.1
St. dev. (MPa)	1.8	2.4	2.1	3.2
Coeff. var. (%)	7.0	9.4	8.2	4.2
Survival probability(%)	99 90 90 90	99 90 90 90	99 90 90 90	99 90 90 90
Confidence level(%)	95 95 90 90	95 95 90 90	95 95 90 90	95 95 90 90
SMUS				
a) known σ (MPa)	21.2 23.1 23.2 19.5	22.0 22.1 22.1 20.5	22.7 22.8 22.8 68.9	72.2 72.4
Fractile	-2.54 -1.49 -1.45 -2.54	-1.49 -1.49 -1.49 -2.48	-1.43 -1.40 -1.40 -2.56	-1.52 -1.46
b) unknown σ (MPa)	20.7 22.9 23.0 18.8	21.7 21.9 21.9 20.1	22.6 22.7 22.7 67.9	71.8 72.1
Fractile	-2.81 -1.61 -1.53 -2.81	-1.61 -1.53 -1.53 -2.65	-1.50 -1.45 -1.45 -2.86	-1.65 -1.56

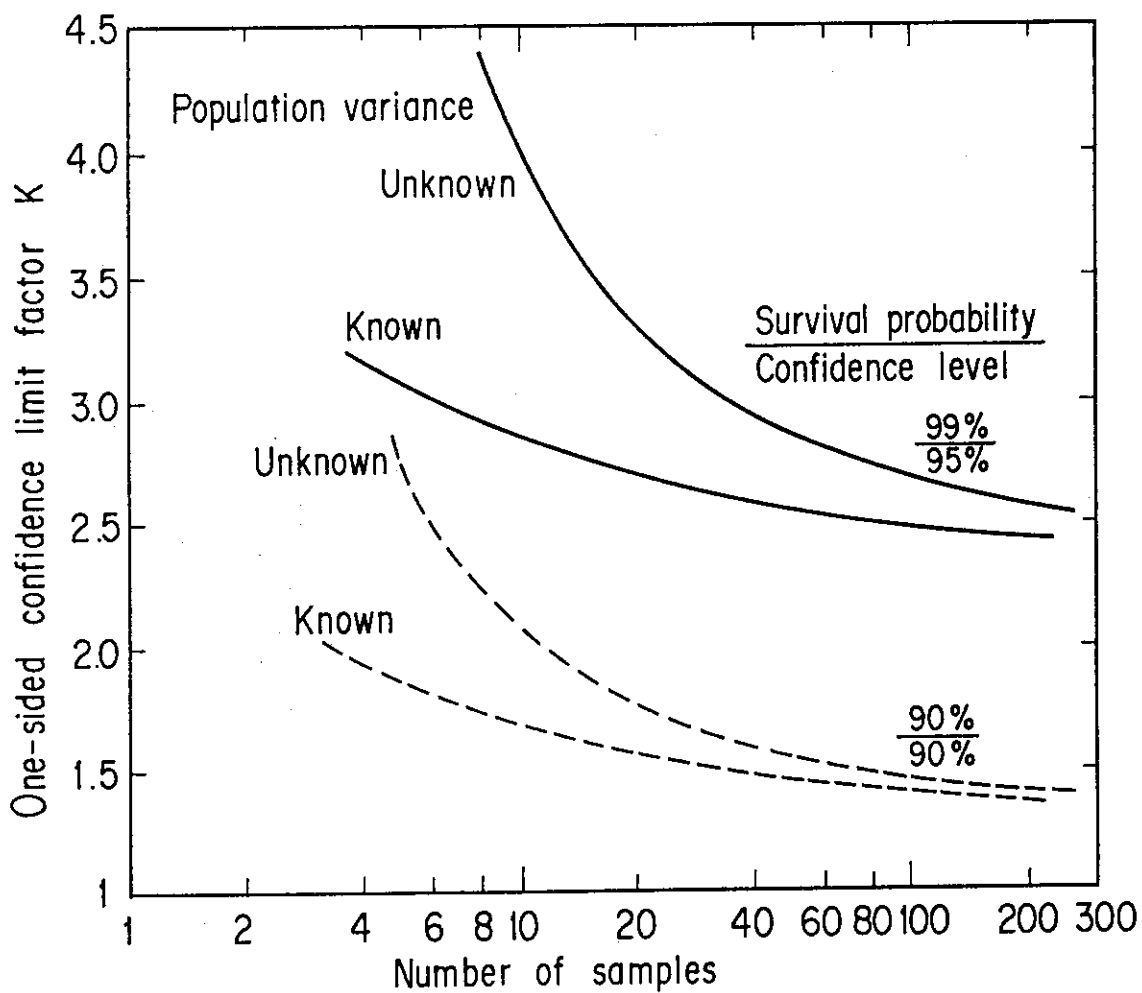


Fig. 4.1 One-sided confidence limit factor for normal distribution.

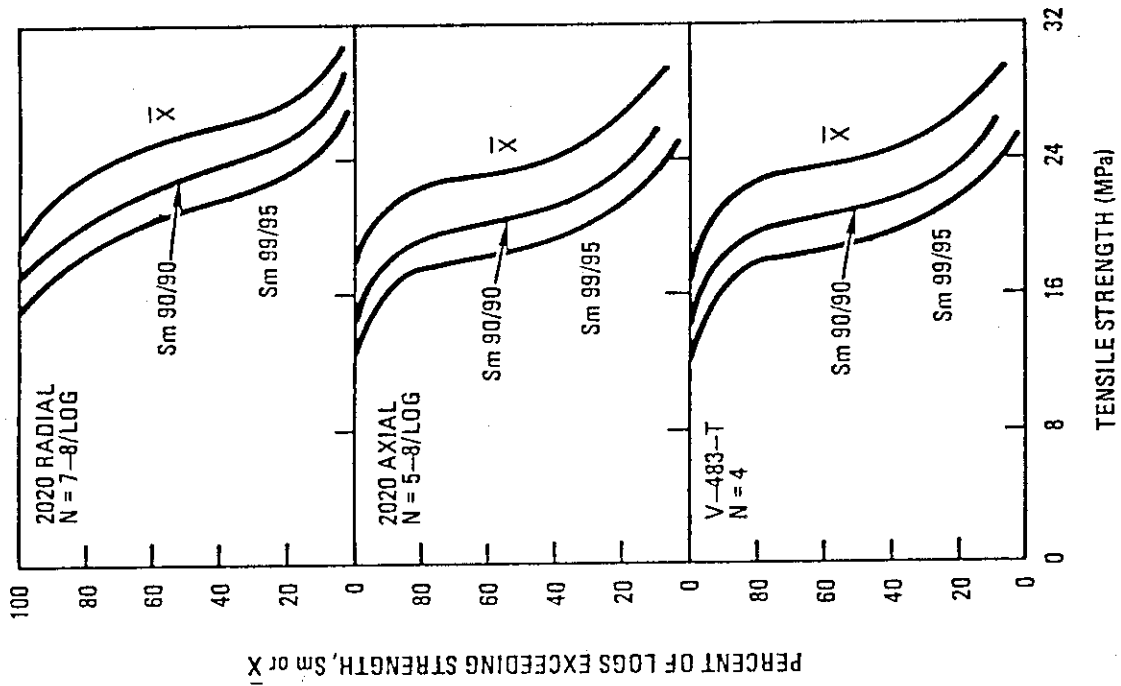


Fig. 4.3 Distributions of sample mean value and tolerance limits of tensile strength of S2020 and V483T graphite(61).

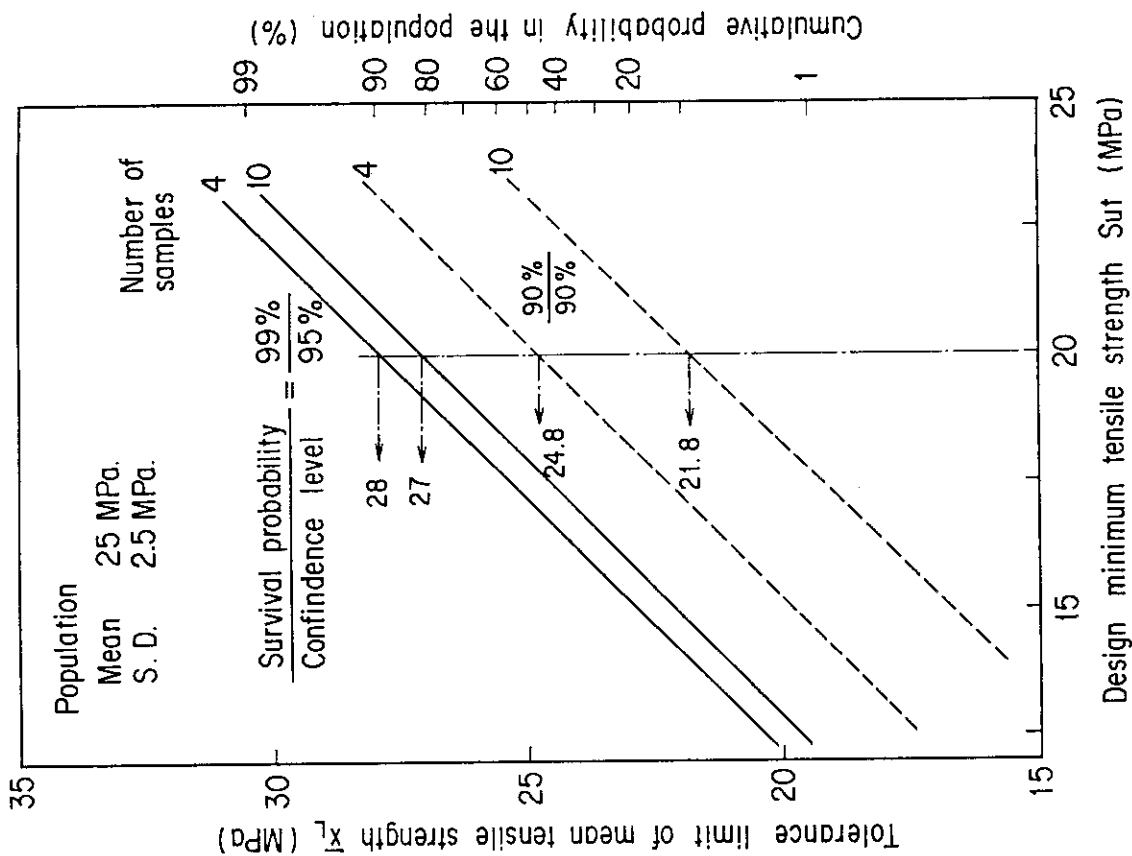


Fig. 4.2 Relation between tolerance limit of sample mean value and design minimum strength.

5. 総括的考察

5. 1 実験的および解析的研究のまとめ

5. 1. 1 統計モデルに関する知見の整理

原子炉用黒鉛の静的強度の統計的変動に関する今日までの主な実験的及び解析的研究の内、HTTR用黒鉛を中心とする詳細データとその評価及びその他のHTGR用黒鉛銘柄に関する研究の主要なものについては、第3章で述べた。又、第4章ではその他の黒鉛材料も含めて、実験データとその統計論的評価の概要を纏めた。本節ではそれらを総合して次の視点から、本問題に関する研究の現状を整理する。

- a) 統計モデルに関する知見の整理
- b) ワイブル理論について
- c) 現状での実用的統計的方法

第3章及び第4章で、静的強度データのばらつきの実態やその統計論的記述モデルの具体例を示した。その結果、定性的結論は、強度データのばらつきは実に様々であり、従って、検討されてきた或は提唱された統計モデルは定量的な意味で一般性のあるものは見いだされていないということである。その理由は、現実の黒鉛材料は成形法、素材内の位置依存性、方向依存性等が無視できず、余りにも複雑である、ということに尽きる。ある特定の研究の特定の標本は、統計論的にその母集団を代表し得るかも疑わしく、或は、材料強度学的に妥当なモデルともなり得ないことを認めざるを得ない。

黒鉛材料の引張り破壊挙動の複雑さ、統計モデルの困難さは、その生まれ（製造法）に密接に関係しているとの観点から以下に整理してみる。

1) 静水圧加圧成形・微粒等方性黒鉛

この種の銘柄はIG-110(IG-11), S2020, V483T, 7477PT, AXF-5Q等である。これらは一般に素材寸法が大きくないため、非均質性とともにより異方性も小さく、比較的理解し易い材料である。IG-110黒鉛の実験データと解析によれば、個々の標本ないしそれらの集合標本は基本的に正規分布で近似できる。これはFig. 5. 1に示すように引張り強さでも曲げ強さでも同じである。この正規確率紙へのデータのプロットから分かるように、ワイブル分布で近似できると考えることには無理がある。

なお、Kennedyら⁽⁷⁴⁾のIG-11黒鉛やS2020黒鉛の強度データから、例え静水圧加圧成形材といえども、大型材になれば素材内の密度や強度が系統的に偏ることになるということに注意する必要がある。

2) 型込め・準等方性黒鉛（非ギルソナイトコークス系）

この種の黒鉛銘柄ではPGX黒鉛、NI黒鉛を検討した。PGX黒鉛は大型材であり、これまでに取得した強度データもその一部を供試材としていることから、素材全体を代表する標本であるとの保証はない。しかし、部分的な供試材であることを前提とするならば、第3章のデータをFig. 5. 2に再掲したように、引張り強さを正規分布で近似することは妥

当である。図に示されているように異方性は場合によっては有意となると考えるべきである。NI黒鉛については次のワイブル理論との関連で述べる。

なお、SIGRI社製の振動型込め材ASR-1RS, ASR-2RS等⁽²⁵⁾は、大型材の割には異方性が小さいと見なされるが、詳細は不明である。

3) 押し出し・準等方性黒鉛(非ギルソナイトコークス系)

この種の銘柄ではH-451を検討した。統計データベースの規模及び材料強度学的にも最も詳細な調査がなされているものである。その結果が示していることは、引張り破壊強度にはロット間変動、ロット内変動、ログ間変動、ログ内変動、異方性、試験片体積依存性等が有り、これらが個々の標本の性質に無視できない影響を与えているとすることである。第3章のデータの一部をFig. 5. 3に図示した。この例で再確認できるように強度のばらつきは正規分布で近似できるが、これをワイブル分布で近似できると考えることには無理がある。

4) ギルソナイトコークス系黒鉛

これはAGR黒鉛であるが、型込め材IE1-24, IM2-24が検討されている。公表されている実験データは、それらの標本と母集団との関係が明かではない。奥ら⁽⁴³⁾によればIM2-24黒鉛の引張り強度は2パラメータワイブル分布(形状母数 $m=1.6$)或は3パラメータワイブル分布($m=2.6$)で極めて良好な近似が得られている。又、Brocklehurstによれば⁽³⁸⁾IM1-24黒鉛の引張り強さと曲げ強さには、試験片体積依存性があるものの、ある一定の体積でのデータは2パラメータワイブル分布で近似することができる。但し、その体積効果は粒径効果等によりワイブル理論では説明できないことが確認されている。

以上のように、強度の統計モデルの観点からすれば、黒鉛材料の通常的な実験により取得できる範囲での標本に関する限り、妥当と見なされる標本の統計的分布関数は、唯一、正規分布であることが分かる。なお、場合によっては、標本のサイズによって他の分布関数も許容されるとか、或は、標本サイズが小さいために正規分布が妥当であるとは言えないとの見解も有り得よう。しかしながら、標本サイズを増やせば正規分布が不適切であるとの反証をしている研究例は、唯一Schmidtの論文⁽⁸⁴⁾のみである。更に、サンプルサイズを200~300以上とすることは余程の必要性が無い限り実際的ではない。

5. 1. 2 ワイブル理論の適用性について

ここでは、従来の研究結果を、ワイブルの脆性破壊理論の適用性の観点から整理してみる。先ず、本報告書で問題としている単軸引張り破壊、曲げ応力破壊に関する限り、原型のワイブルの脆性破壊理論が妥当であるとの結果を得ている研究例は殆ど無いということが第1の結論である。ワイブル理論に対する主要な研究例について、各研究者の見解または修正理論を纏めると以下のようなになる。

a) ワイブル理論を全面的に否定する。

* 荒井ら⁽⁵¹⁾ — IG-110黒鉛の引張り強さの統計分布による。

- b) 引張り強さにログ内位置依存性、方向依存性があり、又、曲げ強さとの関係からワイブル理論の適用が困難であるとして採用しない。
- * 奥ら⁽⁴³⁾ — IM2-24黒鉛の引張り対曲げ強度の比による。
 - * 荒井ら⁽⁴⁴⁾ — 7477PT黒鉛の曲げ強さの体積依存性による。
 - * Price⁽⁴⁶⁾ — H-451黒鉛の引張り、曲げ強さの異方性、位置依存性による。
 - * Brocklehurst⁽³⁸⁾ — IM1-24黒鉛の引張り、曲げ強さの形状依存性による。
- c) ワイブル理論に何らかの修正を加えデータの解釈に(部分的に)成功している。
- * 奥ら⁽⁴³⁾ — 7477PT黒鉛の引張り対曲げ強度比の新パラメータを考える(疑似ワイブル理論)
 - * 荒井⁽⁴⁴⁾ — 7477PT黒鉛の曲げ強さに応力・ひずみ関係の非直線性を考慮。
 - * Ho⁽⁶³⁾ — H-451黒鉛の平均引張り強さ、曲げ強さに粒径効果を考慮するため、分布関数を修正し、4パラメータワイブル分布を用いる。
 - * Kennedy と Eatherly⁽⁶⁹⁾ — H-451黒鉛の引張り、曲げ破壊現象を Background flaws と disparate flaws によるとの解析に基づき、密度依存性を補正した後の強度統計は、前者はワイブル分布で記述できる。
 - * Kennedy と Montgomery⁽⁷⁴⁾ — IG-110黒鉛と S2020黒鉛の引張り、曲げ及びリング圧縮強さについて、実験値を密度変化効果で補正するとこれらの平均強度比は2パラメータワイブル分布で説明できる。
 - * Schmidt⁽⁸⁴⁾ — 内圧破壊強度及びリング圧縮強度の試験片形状・寸法依存性は4又は3パラメータワイブル分布で説明できる。

以上の内、修正ワイブル理論により一定の成功を収めている例について、以下にその要点を説明する。

先ず、Hoの修正理論は粒径効果の補正を行うものであるが、その破壊確率の基本式は次のように3パラメータワイブル理論式である。

$$P_f = 1 - \exp \{-V (\sigma / \sigma_0 \cdot f)^m\} \quad (5.1)$$

ここで補正係数 f は曲げ試験片の厚さ h_1 、幅 h_2 及び特性粒子径(characteristic grain size) h_0 の関数として与える。

$$f(h_0 : h_1, h_2) = f_1(h_0, h_1) \cdot f_2(h_0, h_2) \quad (5.2)$$

$$f_1, f_2 = 0 \quad (h_1, h_2 \leq h_0)$$

$$f_1, f_2 = 1 \quad (h_1, h_2 \gg h_0)$$

この様に仮定すると有効体積 V_A と V_B の試験片の平均引張り強さの比は次式で表される。

$$\sigma_A / \sigma_B = (f_A / f_B)^2 \cdot (V_A / V_B)^{1/m} \quad (5.3)$$

そこで式(5.3)による理論値が実験値と一致するように関数 h_0 を定める。結果として次の関係式で、 h_0 を各黒鉛材料の最大フィラー粒子径と採ることが提案された。

$$f_i(h_0, h_i) = (2/\pi) \cdot \cos^{-1}(h_0/h_i) \quad (5.4)$$

因に、 h_0 の値は $0.0625''$ (1.6 mm)であり、形状母数 m を 11 (axial)、 9 (radial)とすると実験との良い一致が得られている。式(5.4)から分かるよう $f_i \geq 0.90$ とするためには、 $h_0/h_i \leq 0.16$ となる。

この様に H_0 の修正理論は破壊強度の比を考えているもので、そもそものPriceの強度の統計分布による形状母数の最適値との関係は明かでは無いと同時に、形状パラメータが方向によって変わっている。従って、例えば、構造物内での引張り応力分布が素材の軸方向や径方向と一致しない場合とか、更には、多軸性がある場合とかの実際的な応用においては、本来のワイブル理論では扱えないことについては触れられていないことに注意を要する。

次に、KennedyとEatherlyによるワイブル理論の考え方についてである。彼らのデータの解釈は、先ず、生データの試験片毎の密度の違いによる修正を行い、その補正後の強度を求めることから始まる。対象とした銘柄はH-451黒鉛であり、引張り強度 σ と密度 ρ との関係には次式を適用している。

$$\sigma = \sigma_0 \exp\{\lambda(\rho - \rho_0)\} \quad (5.5)$$

ここで σ_0 、 ρ_0 、 λ は材料定数である。そしてこの補正後の強度 σ について、特定の標本の変動係数のみの値から、又、平均強度の試験片体積依存性の観点から、2パラメータワイブル理論を考えている。結果として、種々の試験法(引張り、曲げ及びリング圧縮を含む)による有効体積(stress volumeと呼んでいる、有効応力体積と言うべきかも知れない)が $10^{-9} \sim 10^{-5} \text{ m}^3$ の実験データ、或は、押出し材、振動型込め材、型込め材による強度の試験片体積依存性の相違を説明している。因に、押出し材であるH-451黒鉛の形状母数 m の値として約7が良いとしている。彼らは以上のワイブル統計に従う通常の微細クラック(background flaws)の他に、大きな試験片体積の場合に存在し得るとされる、製造に起因する巨大クラック(disparate flaws)を仮定する。そしてこれは正規分布に従うであろうと仮定する。しかし、その実在は有効体積が小さい従来データによっては確認できていない。

この黒鉛材料の統計的強度理論の考え方は、元来、宇宙航空工業用の特殊黒鉛材料N3Mに対するものを援用しているものである。特定の黒鉛材料について密度の変動(成形法によっても異なる)を考慮して強度データを補正することにより、破壊現象をより物理的に

説明しようとする試みは一定の成功を収められ得ると言える。しかしながら、式(5.5)に関して言えば、この様な理想的な関係式は、IG-110黒鉛に関する筆者らの検討では見いだされていない。更には、ワイブル理論の形状パラメータを標本の分散や強度比のみにより決定している点など、依然として十分性の証明が十分であるとは言えないと考えられる。

続いて、同様なアプローチがKennedyとMontgomeryのS2020黒鉛とIG-11黒鉛の大型材に対する検討でも採用されている。この場合には、生データの規格化(補正)は密度変動とともに素材位置も考慮する。実験データは引張り、曲げ及びリング圧縮強さの3種類である。2パラメータワイブル分布の母数の決定は上記と同じように分散と強度比によって行われている。但し、新たな点は有効体積(有効応力体積、effective stress volume)として弾性計算による最大引張り応力値の95%以上の部分を採用していることである。こうすることにより強度の試験片体積依存性や負荷形式による強度の相違を正確に説明できている。なお、結果的には、形状母数の値は方向によっては殆ど差が無いとされている。

この修正ワイブル理論の最大の問題点は有効体積の採り方にある。何故この様にしているのかは彼らは説明していない。恐らく全くの経験主義に基づくものと推定される。実験値を説明できるとは言え、極めて便宜的な有効応力を導入していることから、もはや本来の最弱リンク説の根本的修正であると筆者は考える。

最後の修正理論はSchmidtによるものである。これは上記の修正ワイブル理論とは異なり、設計法との関連から提案されているもので部材内の応力分布の効果を説明しようとするものである。彼らは次式のような強度 x の分布関数を採用している。

$$F(x) = \exp \left\{ - \left((x - S_0) / (S_0 - S_0) \right)^m \right\} \quad (5.6)$$

ここで S_0 は通常3パラメータワイブル分布関数における位置パラメータ(破壊確率が0となる強度を意味する)と同じであるが、尺度パラメータとして $S_0 - S_0$ としている点が新提案である。この S_0 をcharacteristic valueと呼んでいる。これらの分布パラメータの決定は、変動係数と m との近似的関係式および平均値と m との関係式によって行われる。この修正理論の有効性はBrocklehurstらの厚肉円筒の内圧破断強度やリング圧縮強度の内外径寸法による平均値変化を説明できていることにある。

ところで、黒鉛材料の厚肉円筒の内圧破壊強度やリング圧縮強度の寸法依存性(即ち、応力勾配の影響)を何らかの破壊基準によって説明できないかと言うことは、黒鉛材料の強度研究の最初の段階からの課題であった。筆者の知る限りにおいてこれまでに有効な解決策は見いだされていなかった。筆者が有望と考えていた方法論は平均強度に関する中西理論⁽⁸⁵⁾⁽⁸⁶⁾である。しかし、これは統計論的又は確率論的ではない。中西理論による脆性破壊の条件は、応力の加重平均値又は引張り強さの1.5倍の何れか小さい値によって決定されるとするもので、岩石や黒鉛材料の実験データを良く説明できている。ここで問題となるのは応力の加重平均値の求め方に一般論が無いという点である。従って、我々が対象とする一般の黒鉛構造物に適用することは保証されていない。

Brocklehurstら⁽⁶⁴⁾も自ら上記のデータにより破壊基準の検討を詳しく行っており、応力勾配効果をワイブル理論により説明することには成功していない。Schmidtらが上述のような工夫によってワイブル理論によって成功していることは極めて画期的なことと言うべきである。更に、そのワイブルアプローチにより構造物の破壊確率を評価したりその信頼限界値を設計の判断基準としている点なども新機軸と言えよう。但し、彼らの論文の記述は限られているために、詳細は不明である。原研でもIG-110黒鉛について同様な負荷形式での統計的データが取得されているので、それにより検証することができよう。

以上のように、修正ワイブル理論は各々に特徴を持っていることが分かる。しかしながら、設計法としてのワイブル理論の適用を考える立場からすると、何れも汎用性、実証性に関して疑問が残っている。これに関しては更に次節で再検討する。

5. 1. 3 現状での実用的統計的方法

ここでの実用的方法とは、本書の検討の原点にたつてFig. 2. 1及びFig. 2. 2を念頭において、そこに述べられている条件を満足する強度統計モデルを言う。これまでに述べてきたことを纏めると、実用的統計的方法として正規分布モデルのみが採用できるものであることが結論される。即ち、正規分布統計を採用することは次の点から合理性を持っている。

- a) 引張り強さ、曲げ強さ、圧縮強さ等の実験データ（種々の統計的標本）一般について正規分布で近似可能である。
- b) 設計最小強度を統計的標本に基づき下側信頼限界値として設定することが可能である。
- c) 本書の検討範囲外である、低サイクル疲労強度の実験データ（S-N曲線）も正規分布により統計的に処理でき、静的強度の統計的処理と整合性が得られる。
- d) 正規統計に従って製品の強度検査における合否判定基準を設定できる。
- e) 以上のような方法論は、基本的には既に非原子力工業分野（宇宙航空産業）において実用段階にあり、原子力分野でのライセンスビリティに関して問題とはならないと考えられる。

このことは、一方で、原子力用の黒鉛材料の引張り破壊については、材料強度学的な確率論的破壊基準が未だ実用段階にまで確立していないことを意味する。以上の検討を踏まえての今後の課題は次節で述べる。

5. 2 最近の研究動向と今後の課題

5. 2. 1 材料強度学的アプローチ

以上のように黒鉛材料の、特に引張り破壊については、静的単軸強度という単純な負荷モードでの破壊についても、統計的又は確率論的問題点が全て解決した訳ではない。況や多軸応力下の破壊や動的荷重下の破壊についてはもっと複雑な事実が存在することは想像に難くない。最も事態を困難にしている原因は材料銘柄によって実験的事実が異なること

である。しかし、これを認めることこそ多結晶多孔質脆性材料の新しい研究の方途が開かれると考えられる。筆者らもHTTR用の黒鉛材料の機械的性質の研究の中から幾つかの研究の指針を見いだしている。これらを含めて、内外の最近の研究動向と今後の課題について、次のような視点から纏めてみる。

- a) 材料強度学的アプローチ
- b) 設計工学的アプローチ
- c) 材料開発のアプローチ

本節で第1の材料強度学的問題を考える。本書のこれまでの検討から明らかなように、種々の黒鉛材料の強度の統計的性質を合理的に説明できるモデルを開発し実証するためには、2つの方向があると言える。1つは、材料自体に製造法に起因する複雑さを持たせないことである。第2には、理論的に多少複雑であっても、材料自体の製造上の特徴を考慮できるか、或は、パラメータとして含む統計的モデルが好ましいと言うことである。前者は、理論的モデルの適用性を容易にする上で好ましいのみでなく、製品の設計や製作の信頼性を向上することになる。このことは材料開発と関連するので後にも述べる。

脆性材料の材料強度学に関しては、少なくとも本書で既に細かく検討してきたいわゆる古典的な理論を発展して行くアプローチは成功の見込みは少ないと考えられる。又、ある特定の破壊モードのみについて適当と考えられても、他の破壊モードでの考え方と全く関連し得ない理論モデルであってもならない。今日のように電子計算機の性能が発達している時代では計算の簡単化のために物理的理論を単純化する必要性は無い。これが定性的な必要条件である。これらを考慮し他の研究者による最近の研究例を以下に簡単に述べる。

黒鉛材料のような脆性材料の強度を統計的ないしは確率論的に考える場合2つの側面がある。それは、素材の組織構造が製造プロセスによって変わる結晶粒、マトリックス、気孔等からなる複合材料と見なされると言うことと、従って、材料の変形過程においてそれらが相互に干渉しあいながら最終的に破断に至ると考えられると言うことである。前者を言い替えると多孔質多結晶材料であると言うことである。又、後者は破壊が無数のクラック成長過程を経て発生すると言うことである。この様な黒鉛材料の破壊の考え方は既にBrocklehurst⁽³⁸⁾によって提唱されたものである。破壊がクラックに関係しているからと言っても古典的な単純な破壊力学法が有効でないことはTuckerら⁽⁶⁸⁾によって十分に明らかにされている。以下には、黒鉛材料の多孔質多結晶的性質を物理的にモデル化している幾つかの研究に触れる。

(1) Batdorfの脆性破壊理論

BatdorfとCroese⁽⁶⁶⁾は、ワイブル理論の根本的仮定である最弱リンク説と言う非物理的概念ではなく、材料中のマイクロクラックの存在をモデル化した確率論的破壊理論を提案した。この改良理論の要点は、種々のマイクロクラックの存在を前提とするが、各々のマイクロクラックが破壊に寄与するかどうかはそのクラックの平面に垂直に作用するマクロ的な引張り応力の大きさによって決まること、即ち、種々のマイクロクラックの統計的分布をそれに対応する臨界応力(critical stress) σ_{cr} の分布で表していることである。

臨界応力は部材内の3軸応力状態の関数として定義されると共に、材料に固有の臨界応力の分布関数（存在確率）はTaylor形展開式として仮定されているので、本理論の多軸引張り応力状態への適用も定式化されている。微粒等方性黒鉛AXF-5Qの引張り-引張り2軸応力状態での破壊条件の解析結果は、本理論の有用性を示している。

その後Batdorf⁽⁸⁷⁾⁽⁸⁸⁾は、マイクロクラックを円板状クラック(penny-shaped crack)としてモデル化しその破壊力学的方法を参考にして臨界応力の分布関数を導出している。このことによって円板状クラックの応力拡大係数を用いてモードI型及びモードII型の破壊も扱える道を開いている。

(2) Tuckerらの微細構造破壊力学モデル

現実の黒鉛材料の微細組織が多数の粒子と気孔とから構成されていることをモデル化し、その破壊までの変形過程をBuchのモデル⁽⁷⁸⁾⁽⁷⁹⁾を出発点としている。

即ち、Buchのモデルは、材料のバルクの引張り応力下の変形は、黒鉛粒子のa軸方向のへき開を初過程として粒子内、粒子間及びバルク寸法へのき裂の拡大と考える。従って、その変形と破壊が黒鉛粒子の配向、大きさ、面内へき開強度、及び、単位体積当りの粒子数（気孔はへき開破壊した仮想的な黒鉛粒子と考える）に影響されるものとする。数学的モデルは、粒子内の微小クラックの発生については円板状き裂の発生と成長、それらの粒子間の配向の一致(coincidence alignment)による巨視的クラック(contiguous crack)の発生と成長する過程を破壊力学的にシミュレートする。Buchは一様引張り応力を受ける物体の一断面について変形と破壊との関係をこのモデルにより検討した。

以上の物理的過程を、非一様応力分布を持つ3次元物体を細分化し、応力に垂直な2次元平面への微小および巨視的き裂を有する体積要素の投影により、この断面積比率で考えるのがRose/Tuckerモデル⁽⁶⁷⁾である。彼らはこの様にして引張り強さとともに曲げ強さを統計的に評価できることを示した。

次に、BurchellとTucker⁽⁷⁰⁾は、黒鉛の変形過程において低引張り応力でAEが検出されることに基づいて、気孔そのものが破壊に寄与する初期き裂の一種と考えた。ここでは、気孔を破壊力学的に扱える初期き裂とし、その配向によって臨界条件を与えるものとして物理モデル化する。又、試験片の断面を、黒鉛粒子に相当する小さな立方体が直列に連結した長方体と考え、その系の応力、き裂の配向確率から試験片としての統計的強度分布を求めている。これまでにAGRスリーブ黒鉛の他に、ごく最近ではH-451黒鉛、IG-110黒鉛の引張り強さについてモデルパラメータを選定し、実験データとの一致性を検討し良好な結果を得ている⁽⁸⁹⁾。

更に、McLachlanとTucker⁽⁷⁹⁾はBurchell/Tuckerモデルにおける気孔をき裂の発生の起点となるもの("active")とき裂の成長のみに寄与するもの("passive")とに分けること、各黒鉛粒子の集合体中におけるき裂進展に対する力学的役割を区別とするモデルを開発している。この様に、現実の黒鉛材料の微細組織構造とその構成要素の力学的挙動をモデル化し、定式は複雑化しているが、種々の実験結果との整合、構造物の破壊の予測への応用が考えられるようになってきた。ごく最近では、McLachlanは⁽⁹¹⁾西山

が取得した I G - 1 1 0 黒鉛の引張り／圧縮 2 軸応力状態での破壊データ⁽⁴⁹⁾の解析を試み、破壊基準の最確的傾向とその統計的変動をも実験と一致できるようにすることができるとの一応の成功を収めている。

(3) 低サイクル疲労強度と潜在的マイクロクラックモデル

次には、マイクロクラックの存在を低サイクル疲労強度の観点から把握し、多結晶材料のき裂を統計的にモデル化している研究も、実用上参考になると考えられる。

黒鉛材料の低サイクル疲労強度の破壊力学的考察は Marshall と Priddle⁽⁹¹⁾ に遡る。同様な試みは Brocklehurst⁽⁹⁸⁾、Brocklehurst と Burch⁽⁹²⁾ も行っているが、これらの特徴はマイクロクラックの進展を Paris の 4 乗則で考えていることにある。即ち、黒鉛材料の巨視的なクラックの進展則についての Thiele ら⁽⁹³⁾ や Ishiyama ら⁽⁹⁴⁾ の研究結果は Paris 則の指数が極めて大きな値となっている。これらのことは問題とするき裂がどのような形態のものであるかに注意を要することを意味している。この中で、潜在き裂の確率的な扱いはそのき裂の寸法的な分布を考慮できる Brocklehurst と Burch の方法が有望と考えられる。しかし、疲労強度のばらつきの理解の手法としては、潜在する初期クラックの確率分布と関係づけることもできる。これは Wilkins ら⁽⁹⁵⁾ が開発したもので、静的強度の統計的分布と疲労寿命の統計分布がいわば相似形となるとするものである。この方法は、I G - 1 1 0 黒鉛や P G X 黒鉛の疲労寿命データの解析にも石山ら⁽⁹⁶⁾ や小西ら⁽⁹⁷⁾ によって採用され、S - N 曲線の近似において良好な結果が得られている。

以上のように、低サイクル疲労寿命をマイクロクラックの成長と関係づける方法は金属材料の初期品質管理の観点から航空機工業分野でも開発されつつある。これはセラミックスに限らず素材または製品中の微小な欠陥を非破壊的に検査する技術が不十分であることが背景となっている。例えば、Magnusen ら⁽⁹⁸⁾ の平滑試験片の低サイクル疲労寿命データに基づき素材中の有効初期き裂サイズ (effective initial flaw size, EIFS) の分布を求めているアプローチは極めて興味深い。現在、この微細ないしショートクラックの破壊力学分野における研究が盛んであり、多結晶多孔質材料としての黒鉛材料の材料強度研究にも大いに参考となろう。

何れにしても、確率論的材料強度モデルの開発と実証は適切なデータの存在が何よりも重要である。この意味で、これまでに原研が取得してきた品質の良い統計的強度データベースは大いに活用できるであろう。

5. 2. 2 設計工学的アプローチ

現状での原子炉用黒鉛構造物の設計基準における静的及び動的破壊に対する許容応力の考え方を纏めると次のように分類される。

(1) H T T R 用黒鉛構造設計方針 (決定論的方法)

これは基本的な方法論は金属製コンポーネントに対するものと同様である。金属材料の基準とは主に次のような点で異なっている。

- a) 設計最小強度を引張り強さ、圧縮強さの統計的性質を参考にして、信頼性工学的に設定する。多軸破壊基準は最大主応力説と修正最大ひずみエネルギー説との組み合わせを簡略化して用いる。設計用 S-N 曲線も静的強度基準と整合させ信頼性工学的に設定する。
- b) 各主応力の成分として、膜応力、ポイント応力、ピーク応力を考え、それぞれに運転状態に応じて安全係数を指定している。
- c) 2 次応力を破壊に対する効果として 1 次応力と同一に扱う。

この決定論的方法は黒鉛材料工学の現状から見て妥当なものと考えられるが、金属材料の設計工学を踏襲していることから、決定論的方法に限っても幾つかの検討事項が挙げられる。その内、最も改善が期待される点は、部材内の主応力分布の絶対値のみならずそれらの角度分布も考慮することであろう。現状では後者を考慮していないので”応力評価”が保守的過ぎると考えられるからである。黒鉛構造物は形状的にも応力分布的にも、压力容器や配管のとは著しく異なっている。改善の方法は多軸応力勾配下の合理的破壊の基準を開発することから始めることになろう。

次に、以上のことと無関係ではないが、このような古典的な決定論的方法にはいわゆる安全係数の設定の問題がある。安全係数の本来の意味は、周知のように、各材料の破壊基準や部材中の発生応力の設計段階における不確定性に対する安全裕度の確保である。従って、前者に対しては材料設計や材料強度学の向上、後者に対しては設計荷重の評価や応力解析の手法や精度の向上とによって、それぞれに起因する不確定性を減少させることが可能である。とりわけ、電子計算機の性能の飛躍的向上と非線形計算力学の発達が見られる今日においては、安全係数の合理的改良の余地は十分に残されていると言えよう。

更には、巨視的なき裂の発生を許容する破壊力学的方法の導入も考慮すべきである。但し、金属材料に対して用いられている従来の線形破壊力学や弾塑性破壊力学パラメータによる方法は、高温ガス炉の黒鉛構造物の形状、寸法、応力状態の点から適用性に問題があると考えられるので、新たな破壊力学的設計法の検討⁽⁹⁹⁾が必要と考えられる。特に、2 次応力下の微小き裂の統計・確率論的な挙動の解明が重要と考えられる。

(2) ドイツの黒鉛構造設計基準（一部確率論的方法）

ドイツで開発されている次期の高温ガス炉黒鉛構造物（反射体や支持構造）のための設計基準は基本的に確率論的方法を採用している。Theymannらによれば、それは次のような特徴を持っている。

- a) 構造物の破壊確率はワイブルの脆性破壊理論により評価する。
- b) 構造物の重要度分類、荷重分類別に許容破壊確率を設定する。例えば、強度保証レベルが最高級で荷重分類が A クラス（通常運転状態に相当）に対しては許容破壊確率は 10^{-4} である。
- c) 外部荷重のみが作用する構造物の破壊基準は最大ひずみエネルギー説とする。

(3) アメリカの燃料要素黒鉛構造設計法(確率論的方法)

MHTGR 燃料要素黒鉛ブロックや可動反射体の構造設計法は上記の2例と比較して極めて革新的である。その特徴として以下の点が挙げられる。但し、全体的に完成しているかどうかは確認できていない。

- a) 構造設計全体が構造信頼性設計工学理論に則っている。即ち、基本的に応力・強度干渉法を採用している。各構造物の許容破壊確率は原子炉システムの信頼基準との関連で運転状態別に設定される。例えば、燃料要素黒鉛ブロックの通常運転状態の許容破壊確率は 10^{-3} としている。
- b) 応力分布の統計的分布の評価には炉核熱特性の変動のみならず、黒鉛材料の熱・構造力学特性の変動をも考慮している。
- c) 黒鉛材料ブロック内の引張り強さについては位置による系統的な変化を考慮する(強度マップ)。
- d) ブロック内の局所的な過大応力によってクラックが発生する場合には、そのクラックの進展を解析し、ブロックの運転機能が損なわれないことを確認する。これは損傷許容設計の方式である。

以上の中で、ドイツ及びアメリカの設計法の特徴は静的破壊に対して確率論的方法を採用している点であるが、低サイクル疲労破壊に関する対処方法は明かではない。なお、構造信頼性設計において許容破壊確率を定めているが、その安全性との関連が興味のある点である。プラントシステム全体の安全目標や資産保護との関連の定量的評価法等我々にとっても将来の課題と言える。

黒鉛材料のような脆性材料の構造設計工学の進歩は前述の確率論的材料強度学の進歩を必要とするが、何れにしても黒鉛材料が耐圧容器のような構造機能を有するものではないので、機能維持上重大な支障が生じない程度に局所的な損傷(微小クラックの発生と限定的な進展)を許容すること、即ち、セラミックスの損傷許容設計の方法論を確立する方向の研究が必要と考えられる。この分野での先端的な研究開発は既にセラミックスガスタービン開発等の中で開始されている。例えば、Lamon⁽¹⁰⁰⁾⁽¹⁰¹⁾はセラミックス構造物の構造信頼性設計法を開発する研究が進行中であることを発表している。

5. 2. 3 材料開発のアプローチ

今日、あらゆる分野で材料技術の高度化の必要性が叫ばれている。その一環として新素材の開発も重要な役割を担っている。ここで原子炉用黒鉛材料の設計と特性評価のに係わってきた経験に基づいて、材料開発の考え方について述べてみたい。

先ず最初に、材料の高度化という意味である。高度化とはあくまでも、特定のプラントの、特定の構造システムの、特定のコンポーネントの性能、安全性、信頼性を向上させることを意味する。材料工学における研究には様々な目的と意図が有り得る。それは次のように考えられる。

- a) 既に構造用規格材料と認定、使用されているが、実機において意外な現象が発生し

- ており、それを解決するために、設計法、製造法、運転法を改良するための研究。
- b) 上記と同じく実機に使用されているが、その設計法が旧来の材料工学的知見をベースとしており、機器の性能が限定されているため、材料の新しい知見により性能を向上させようとするための研究。
 - c) 既存の構造システムであるが、新材料を用いることによって、システムや機器の高度化を達成させるための研究。
 - d) 構造システムの設計が種々の意味で未完成であり、その設計の確立のために材料工学分野からの解決策を提案するための研究。
 - e) 一般的な新素材の開発であり、もし成功すれば種々の分野（システム）で有用となるため、その可能性を追求する研究。

筆者の私見によれば、例えば、高温ガス炉用黒鉛系材料の研究は上記のb)及びc)に属し、核融合炉第1壁用黒鉛系材料の研究はc)及びd)に属する。最近、材料研究分野で新素材開発ムードが内外ともに高まっているが、以上のような意味で、工業的成功までの道は最も遠い分野であると思われる。更に、その材料が使用されるプラントの工業的性格を考えて材料工学技術の達成目標を考慮する必要がある。何故ならば、試験研究的プラントと商業的プラントの技術の成熟度、即ち、経済性、信頼性に関する要求目標が異なってくるからである。

次に、黒鉛系材料の開発のアプローチについて、本研究の結果に基づいて技術的側面からみて幾つかの点を述べてみたい。これまでに述べてきたように、高温ガス炉用黒鉛の材料技術の今後の課題は主に合理的な脆性構造材料設計法（確率的損傷許容設計法とも呼べる）の開発と関連している。即ち、これまでの経験から次のような教訓を得ている。

- a) 材料の非均質性のため、材料評価試験が膨大となるのみでなく設計理論の確立が容易でなくなる。
- b) 材料特性の統計的性質が明かにならないと設計が保守的にならざるを得ない。
- c) 材料試験法も既存の規格に従っているもののみでは現代的な構造設計法ニーズに答えられない。
- d) 試験材料選定においては、工業的生産性を十分に考慮するとともに、原料の長期安定性や調達の見逃しも考慮しておくことも見逃せない。製造法を余り特殊化させないとか相当品としてのバックアップ材料を考えることも一法である。

このような経験を将来に生かすとするれば、黒鉛材料を設計によって開発することと言えよう。即ち、黒鉛材料の特性はミクロ的な組織構造とマクロ的な組織構造との重畳効果によって支配されることを利用して、設計によって炭素系材料を開発すること⁽¹⁰²⁾である。このことの重要性は、原子炉用黒鉛の実使用条件下の適用性、即ち、照射効果や酸化効果を考える上からも強調されるべきである。

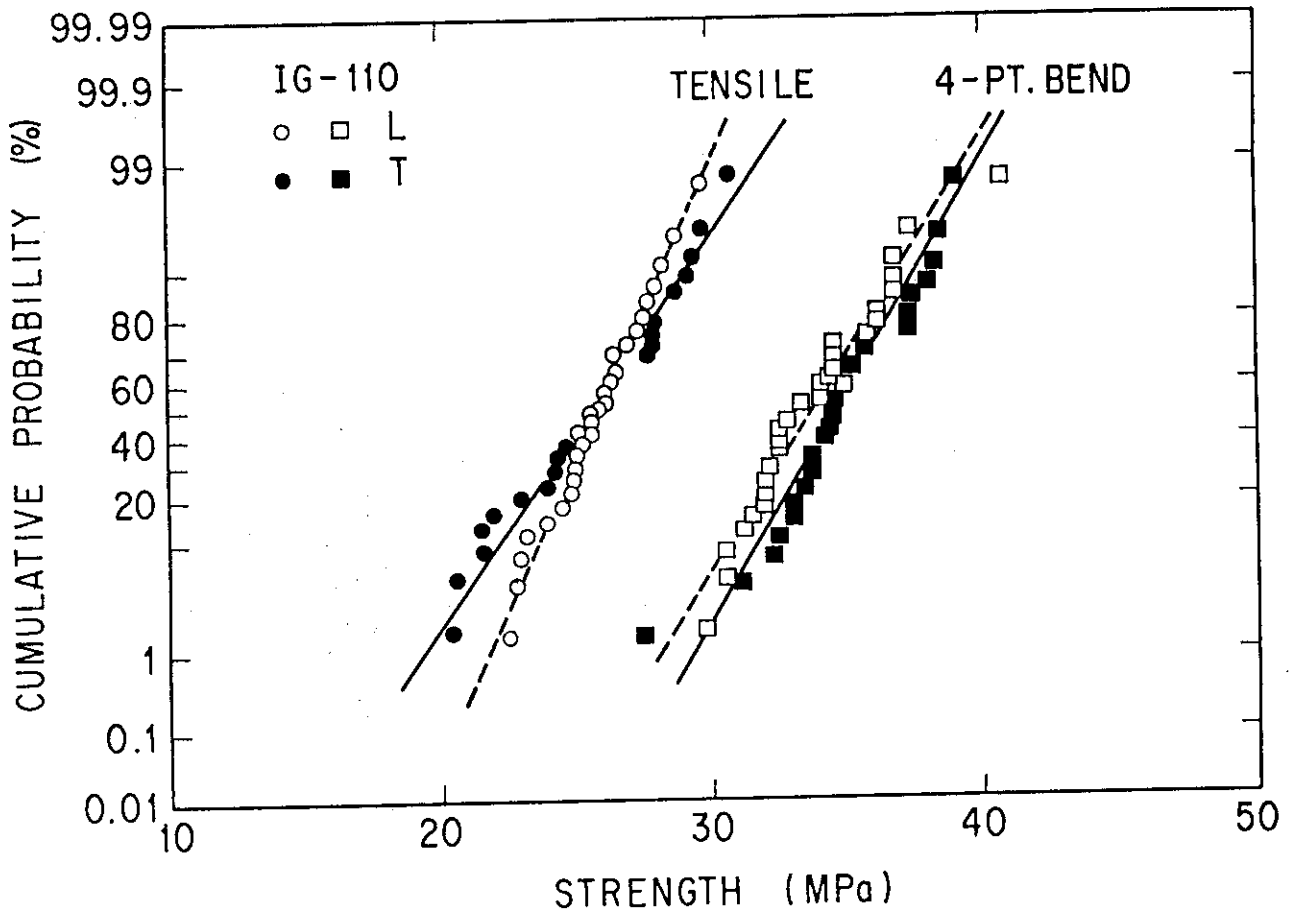


Fig. 5.1 Normal probability plot of typical samples of tensile and 4-point bending strength of IG-110 graphite.

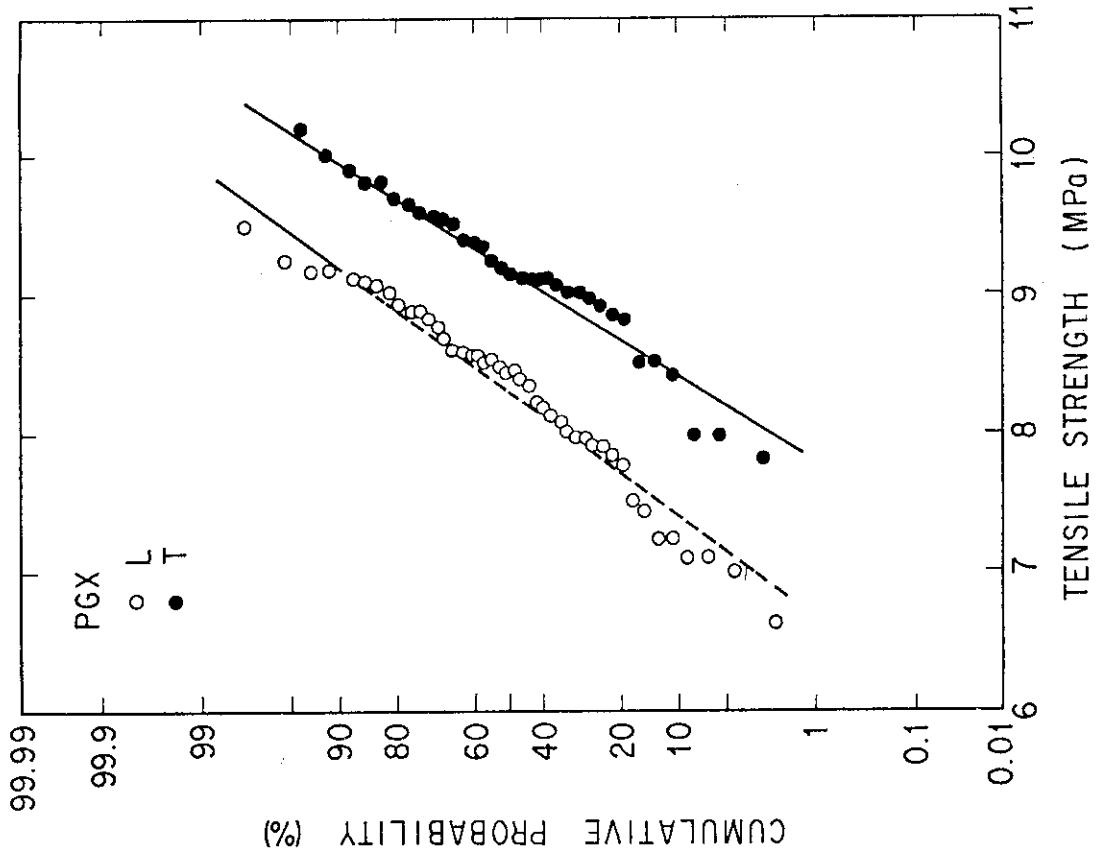


Fig. 5.3 Normal probability plot of typical samples of tensile and 4-point bending strength of H-451 graphite⁽⁴⁶⁾.

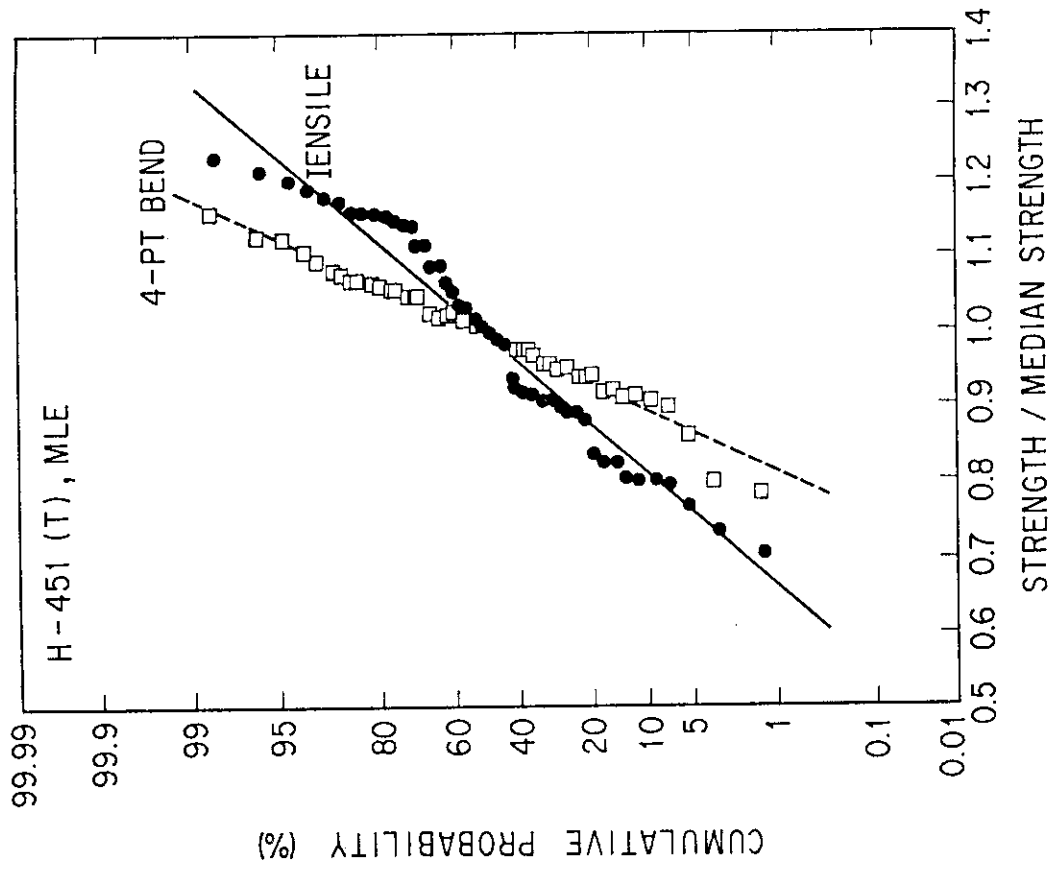


Fig. 5.2 Normal probability plot of typical samples of tensile strength of PGX graphite.

6. 結論

高温工学試験研究炉用黒鉛材料の静的強度の統計的性質に関する知見を纏めるとともに、関連して、内外の研究による統計的データとモデルを構造設計工学への応用という観点から総合的に評価した。本研究の結論は以下の通りである。

1) IG-110黒鉛とPGX黒鉛の引張り強さ、曲げ強さ及び圧縮強さのデータ標本は何れも正規分布で近似できる。但し、標本の性格によっては多少の異方性が認められる。しかし、多くの標本はワイブル分布で近似することは困難であった。

2) HTGR用黒鉛であるH-451黒鉛に関する同様の文献データにより、強度の統計的性質は正規分布で表されることを確認した。しかし、当該材料は製造法に起因して、標本の特性がブロック内のサンプリング法あるいは方向によって著しく変化する。

3) これらの強度の統計的特徴から最も単純な引張り破壊モードに対しても、最弱リンク説に従うワイブルの破壊理論は適用できない。

4) これまでの種々の黒鉛材料の強度データについて検討又は提案されてきた修正ワイブル理論も部分的な成功を取めているが、何れも破壊理論として設計に応用できるところまで検証されているものではない。特に、多くの黒鉛材料に存在する強度の異方性の考慮が必要される場合には、ワイブル理論を適用しようとする基本困難に遭遇する。

5) 現段階における黒鉛材料の引張り破壊に関する統計的データと理論を総合すると、設計工学への適用法としては、正規統計に基づく信頼性工学的設計最小強度の設定のみが実用的かつ合理的である。

6) 黒鉛材料の更に優れた強度統計モデルや設計法を開発するためには、それが多孔質多結晶材料であるとの認識に立ち、気孔や微小き裂の統計的・確率論的な挙動をモデル化する方法が推奨される。既に、潜在的マイクロクラックや微小き裂の確率論的破壊力学による定式化の試みが進められている。このアプローチにとって原研がこれまでに取得してきた各種の負荷モードに対する統計的強度データベースは極めて有用と考えられる。

本研究のまとめとして、脆性構造材料にとって統計的性質の把握が設計工学的に極めて重要であるとの観点から今後の材料開発の考え方を述べた。

謝辞

本研究に採用したHTTR用黒鉛材料の強度データは、長年にわたって高温工学部高温材料強度研究室を中心として集積してきたものの一部である。それらの研究に携わってきた関係者、特に、奥達雄氏（茨城大学教授、前室長）、衛藤基邦氏（現室長）に感謝します。又、本書に示したデータの解析や計算には石原正博氏（原子炉開発室）、井岡郁夫氏（HENDEL開発試験室）の協力を得たので感謝します。更に、本報告書の執筆に際して武藤康氏（高温構造工学研究室長）と有意義な討論を行った。記して感謝します。

6. 結論

高温工学試験研究炉用黒鉛材料の静的強度の統計的性質に関する知見を纏めるとともに、関連して、内外の研究による統計的データとモデルを構造設計工学への応用という観点から総合的に評価した。本研究の結論は以下の通りである。

1) IG-110黒鉛とPGX黒鉛の引張り強さ、曲げ強さ及び圧縮強さのデータ標本は何れも正規分布で近似できる。但し、標本の性格によっては多少の異方性が認められる。しかし、多くの標本はワイブル分布で近似することは困難であった。

2) H T G R用黒鉛であるH-451黒鉛 に関する同様の文献データにより、強度の統計的性質は正規分布で表されることを確認した。しかし、当該材料は製造法に起因して、標本の特性がブロック内のサンプリング法あるいは方向によって著しく変化する。

3) これらの強度の統計的特徴から最も単純な引張り破壊モードに対しても、最弱リンク説に従うワイブルの破壊理論は適用できない。

4) これまでの種々の黒鉛材料の強度データについて検討又は提案されてきた修正ワイブル理論も部分的な成功を取めているが、何れも破壊理論として設計に応用できるところまで検証されているものではない。特に、多くの黒鉛材料に存在する強度の異方性の考慮が必要される場合には、ワイブル理論を適用しようとする基本困難に遭遇する。

5) 現段階における黒鉛材料の引張り破壊に関する統計的データと理論を総合すると、設計工学への適用法としては、正規統計に基づく信頼性工学的設計最小強度の設定のみが実用的かつ合理的である。

6) 黒鉛材料の更に優れた強度統計モデルや設計法を開発するためには、それが多孔質多結晶材料であるとの認識に立ち、気孔や微小き裂の統計的・確率論的な挙動をモデル化する方法が推奨される。既に、潜在的マイクロクラックや微小き裂の確率論的破壊力学による定式化の試みが進められている。このアプローチにとって原研がこれまでに取得してきた各種の負荷モードに対する統計的強度データベースは極めて有用と考えられる。

本研究のまとめとして、脆性構造材料にとって統計的性質の把握が設計工学的に極めて重要であるとの観点から今後の材料開発の考え方を述べた。

謝辞

本研究に採用したH T T R用黒鉛材料の強度データは、長年にわたって高温工学部高温材料強度研究室を中心として集積してきたものの一部である。それらの研究に携わってきた関係者、特に、奥達雄氏（茨城大学教授、前室長）、衛藤基邦氏（現室長）に感謝します。又、本書に示したデータの解析や計算には石原正博氏（原子炉開発室）、井岡郁夫氏（H E N D E L 開発試験室）の協力を得たので感謝します。更に、本報告書の執筆に際して武藤康氏（高温構造工学研究室長）と有意義な討論を行った。記して感謝します。

参考文献

- (1) W. H. Zinn; The First Nuclear Chain reaction, 50 Years of with Nuclear Fission, ANS, La Grange Park, p.38 (1989).
- (2) J. ウイルソン編; 中村誠太郎, 奥地幹雄訳, 原爆をつくった科学者たち, 岩波書店(1990).
- (3) R. E. Nightingale(Ed.); Nuclear Graphite, Academic Press Inc., New York, 1962.
- (4) D. E. Baker; Graphite as A Neutron Moderator and Reflector Material, Nucl. Eng. Design, 14, 413-444 (1970).
- (5) A. Bertini, B. Edmonson, T. Kagayama and D. MacDougall; A Review of Operational Experience with UK Designed Magnox Stations, Proc. of the Conference on Gas-Cooled Reactors Today, p.1-11 (1982).
- (6) 日本原子力発電株式会社; 東海発電所の建設、155-158 (1971).
- (7) R. W. Hall, G. Hohnston; The Commissioning and Operation of the Advanced Gas-Cooled Reactor in The CEGB, Proc. of the Conference on Gas-Cooled Reactor Today, Vol.1, p.23-33 (1982).
- (8) P. T. Nettley, J. E. Brockelehurst, W. H. Martin and J. H. W. Simmons; Irradiation Experience with Isotropic Graphite, IAEA Symposium on Advanced and High-Temperature Gas-Cooled Reactors Julich, p.603-616 (1968).
- (9) M. R. Everett, R. Blackstone, L. E. Graham and R. Manzel; Graphite Materials Data for High-Temperature Nuclear Reactors, Proc. Third Conference in Industrial Carbons and Graphite, London, (1970).
- (10) G. B. Engle, M. R. Everett and W. P. Eatherly; Status of Graphite Technology and Requirements for HTGR's, Proc. of ANS Topical Meeting Gas-Cooled Reactors: HTGR and GCFBR, p.288-305 (1974).
- (11) M. R. Everett, L. W. Graham and M. S. T. Price; Factors Affecting the Choice of Graphite for High Temperature Gas Cooled Reactors, Proc. Fourth London Int. Conf. on Carbon and Graphite, p.735 (1974).
- (12) M. R. Everett, R. Blackstone, R. Krefeld and W. W. Delle; The Irradiation Behavior of HTR Graphites, Proc. of the Int. Conf. on Nuclear Fuel Performance, p.24.1-24.5 (1974).
- (13) A. N. Kinhead, P. Barr and M. R. Everett; The Thermal and Mechanical Performance of HTR Fuel Elements, *ibid*, p.41.1-41.8 (1974).
- (14) M. R. Everett, L. W. Graham and F. Ridealgh; Studies on the Behavior of Graphite Structures Irradiated in the Dragon Reactor, Inst. Mech. Engrs. Conf. on Graphite Structures for Nuclear Reactors, London, p.321 (1972).
- (15) R. E. Walker and T. A. Johnstone; Fort St. Vrain Nuclear Power Station,

December (1968).

- (16) D. A. Nehrig, A. J. Neylan and E. O. Winkler; Design Features of the Core and Support Structures for the Fort St. Vrain Nuclear Generating Station, Graphite Structures for Nuclear reactors, The Institution of Mechanical Engineers, London p.185-201 (1972).
- (17) R. Baeumer, I. Kalinowski, E. Roehler, J. Schoening and W. Wachholz; Construction and Operating Experience with The 300-MW THTR Nuclear Power Plant, Nucl. Eng. Des., 121, p.155-166 (1990).
- (18) R. Alloway, W. Gorcholt, F. Ho, R. Vollman and H. Yu; HTGR Fuel Element Structural Design Consideration, IAEA Specialists Meeting Summary report, (p.43-57 (1987).
- (19) 上山忠夫; 構造信頼性, 日科技連 (1984), p.100.
- (20) G. H. Lohnert and H. Reutler; The Modular HTR; a New Design of HTR Pebble Bed Reactor, Proc. of the Conference Gas-Cooled Reactors Today Volume 1, p.265-269 (1982).
- (21) A. J. Neylan, D. V. Graf and A. C. Millunzi; The Modular High Temperature Reactor (MHTGR) in the U. S., Nucl. Eng. Des., 109, p.99-106 (1988).
- (22) E. Baust and E. Arndt, Status of the HTR-500 Design Program, Nucl. Eng. Des. 109, p.181-188 (1988).
- (23) T. Arai, M. Mogi, T. Iyoku, A. Ide, N. Takikawa; Structural Design of Reactor Core and Support Graphite Components for the Experimental VHTR, IAEA Specialists Meeting Summary Report JAERI-M86-192, p.58-62 (1987).
- (24) D. F. Leushacke; Status of Graphite Development for High Temperature Reactors in the Federal republic of Germany, Kerntechnik, 16, p.314-322 (1974).
- (25) G. Haag, D. Mindermann, G. Wilhelmi, H. Persicke and W. Ulsamer; J. Nucl. Mater., 171, p.41-48 (1990).
- (26) G. Haag; Materials Behavior and Design Values, Proc. of the workshop on Structural Design Criteria for HTR, p.467-479 Juel-Conf-71 (1989).
- (27) G. B. Engle; Assessment of Grade H-451 Graphite for Replaceable Fuel and Reflector Elements in HTGR, GA-A14690 (1977).
- (28) 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; 未公開資料 (1981).
- (29) 斎藤伸三他; 高温工学試験研究炉の設計と研究開発、日本原子力学会誌、32, p.847-871 (1990).
- (30) Mantell; Artificial Graphite, Carbon and Graphite Handbook, Interscience Publisher, p.323-376.
- (31) E. Fitzer and M. Heym; High-Temperature Mechanical Properties of Carbon

- and Graphite (A Review), High-Temp. High-Press., 10, p.29-66 (1978).
- (32) V. Svalbonus, T. C. Stilwell and Z. Zudans; Evaluation of the Structural Integrity of High Temperature Gas-Cooled Reactor (HTGR) Core and Support Elements, F-C4230, The Franklin Institute Research Laboratories, (1976).
- (33) V. Svalbonus, T. C. Stilwell and Z. Zudans; Rules for Design og Nuclear Graphite Core Components-Some Considerations and Approaches, Nucl. Engi. Design, 46, 313-333 (1978).
- (34) IAEA Specialists Meeting on Mechanical Behavior of Graphite for HTRs Summary Report, IWGHTR/3 (1979).
- (35) IAEA Specialists Meeting on Graphite Component Structural Design JAERI TOKAI, Japan September 8-11, 1986 Summary Report, JAERI-M86-192 (1987).
- (36) Ed., G. Breichbach, F. Schubert and H. Nickel; Proc. of the workshop on Structural Design Criteria for HTR, Juel-Conf-71 (1989).
- (37) 高温工学試験研究炉設計室他; 高温工学試験研究炉黒鉛構造設計方針、JAERI M89-006 (1989).
- (38) J.E. Brocklehurst; Fracture of in Polycrystalline Graphite, Chemistry and Physics of Carbon, 13, p.145 (1977).
- (39) R. J. Price and H. R. W. Cobb; Application of Waibull Statistical Theory to the Strength of Reactor Graphite, Proc. of the Conf. on Continuum Aspect of Graphite Design, CONF-701105, 547 (1972).
- (40) V. Lungagnani and R. Krefeld; Statistical Considerations on the Strength of Nuclear Graphites: Characterization, Irradiation and Design. *ibid*, 663-675 (1972).
- (41) J. Amesz, J. Donea and F. Lanza; Comparison of Mechanical Properties in Bending and Tensile Tests for Industrial Graphites, Extended Abstract of 11th Biennial Conf. on Carbon, CONF-730601, p.221-222.
- (42) W. Weibull; A Statistical Distribution Function of Wide Applicability, J. Appl. Mech., 18, p.293-297 (1951).
- (43) 奥達雄, 衛藤基邦, 藤崎勝夫, 佐々木泰一; 高温ガス炉用黒鉛の強度の統計的性質、炭素, 89号, p.48-54 (1977).
- (44) 荒井長利, 奥達雄; 等方性黒鉛の曲げ強さに及ぼす応力-ひずみ関係の非直線性の影響、JAERI-M7646 (1978).
- (45) T. Arai and T. Oku; The Effect of Nonlinear Stress-Strain Relation- ship on the Bend Strength of Isotropic Graphite, J. Nucl. Mater., 79 227 (1979)
- (46) R.J. Price; Statistical Study of the Strength of Near-Isotropic Graphite, GA-A13955 (1976).
- (47) G.B. Engle and R.J. Price; Strength Testing of Production Grade H-451 Graphite; Lots 472, 478, and 482, GA-A14269 (1977).

- (48) L. A. Beavan and G. B. Engle; Evaluation of Graphites for Structural Components of High-temperature Gas-Cooled Reactors, *High-Temp. High-Oress.*, 13, p.139-144 (1981).
- (49) 荒井長利, 西山裕孝, 石原正博; 原子炉用等方性黒鉛の2軸応力下の破壊基準、日本機械学会シンポジウム'実製品の信頼性創造技術'講演論文集, p.395-400 (1990).
- (50) T. Arai, Y. Nishiyama and T. Konishi; Statistical Fracture Characteristics of an Isotropic Graphite for HTGR Core Components, *Trans. of SMIRT-11, Vol.M* p. 313-318 (1991).
- (51) 荒井長利、西山裕孝、石原正博; 原子炉構造用黒鉛の静的強度基準の信頼性工学的評価、新材料適用のための信頼性技術に関する調査研究分科会成果報告、日本機械学会、p.84-89 (1991).
- (52) T. Ioku, S. Siozawa and T. Arai; Design Criteria for Graphite Components of HTTR, *Proc. the Workshop on Structural Design Criteria for HTR, Juel-Conf-71*, 506-522 (1989).
- (53) W. Theymann, W. Delle and H. Nickel; AUSlegung des Inneren Graphit reflektors Eines Hochtemperaturreaktors, *Juel-1906* (1984).
- (54) 松尾寛二; 高密度黒鉛材料、炭素、91, p.138-144 (1977).
- (55) 岡田雅樹; 等方性黒鉛材とその性質、溶融塩、32, p.121-143 (1989).
- (56) T. Arai, S. Sato, T. Oku, H. Schiffers and W. Delle; Assessment of Heterogeneity and Anisotropy of IG-110 Graphite for Nuclear Components, *J. Nucl. Sci. Technol.*, 28, p.713-720 (1991).
- (57) T. Arai, I. Ioka and M. Ishihara; Statistical assessment of Uniaxial Strengths of a Fine-Grained Isotropic Graphite for Nuclear Applications, *JSME Int. J., Ser. I*, 34, p.470-476 (1991).
- (58) 依田真一, 井岡郁夫, 奥達雄; 原子炉用微粒等方性黒鉛材料の引張り強度に及ぼす試験片体積の影響、炭素、120号 45 (1985).
- (59) ASTM; Standard test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, E-399 (1983).
- (60) G. B. Engle and L. A. Beavan; Properties of Unirradiated Graphites PGX, HLM, and 2020 for Support and Permanent Side Reflector LHTGR Components, GA-A14646 (1978).
- (61) D. Mindermann, H. Persicke, G.B. Engle and W.P. Eatherly; Extended Abstract of 16th Biennial Conf. on Carbon, p.552 (1983)
- (62) M. Ishihara, H. Mogi, I. Ioka, T. Arai and T. Oku; Statistical Considerations of Graphite Strength for Assessing Design Allowable Sresses, IAEA Specialists Meeting Summary Report, JAERIM86-192, p.69-74 (1987).
- (63) F. A. Ho; A Modified Weibull Theory for the Strength of Granular Brittle Material, USDOE Report GA-A15226 (1979).

- (64) J. E. Brocklehurst and M. I. Darby; Concerning the Fracture of Graphite under Different Test Conditions, *Mater. Sci. Eng.*, 16, p.91-106 (1974).
- (65) J. Jortner, Biaxial Mechanical properties of AXF-5Q Graphite to 4000° F, CONF-701105, p.514-532 (1972).
- (66) S. B. Batdorf and J. G. Crose; A Statistical Theory for the Fracture of Brittle Structures Subjected to Nonuniform Polyaxial Stresses, *J. App. Mech.*, 41, p.459 (1974).
- (67) A. P. G. Rose and M. O. Tucker; A Fracture Criterion for Nuclear graphite, *J. Nucl. Mater.*, 110, p.186-195 (1982).
- (68) M. O. Tucker, A. P. G. Rose and T. D. Burchell; The Fracture of Polygranular Graphites, *Carbon* 24, p.581-602 (1986).
- (69) C. R. Kennedy and W. P. Eatherly; The Statistical Characterization of Tensile Strength for a Nuclear-Type Graphite, IAEA Specialists Meeting Summary Report, p.63, JAERI-M86-192 (1987).
- (70) T. D. Burchell and M. O. Tucker; A New Fracture Criterion for Graphite, *Proc. 18th Biennial Conf. on Carbon*, p.486-487 (1987).
- (71) 石山新太郎、奥 達雄; 微粒等方性黒鉛の低サイクル疲労寿命、JAERI-M86-145 (1986).
- (72) 安田公一、松尾陽太郎、王作明、木村脩七; 多結晶黒鉛材料の破壊強度と破壊位置の分布、*炭素*、137, p.81-87 (1989).
- (73) W. Theymann and A. Schmidt; Graphite as a Structural Material in HTR Plants, *J. Nucl. Mater.*, 171, p.37 (1990).
- (74) C.R. Kennedy and S.C. Montgomery; Statistics of Fracture in Two Grades of Isotropic Graphite, *J. Nucl. Mater.*, 171 49(1990).
- (75) T. Arai, H. Schiffers, G. Haag and W. Delle; Tensile Fracture Behavior of a Fine-Grained Isotropic Graphite Slightly Irradiated at 800°C and 1200°C, *Extended Abstract of Int. Conf. on Carbon CARBONE90*, p.268-269 (1990).
- (76) E. B. Haugen, *Probabilistic Approach to Design*, John Wiley & Sons, New York (1968).
- (77) G. J. DeSalvo; NERVA Design Criteria and Application for Brittle Materials, CONF-701105, p.619-640 (1972).
- (78) J. D. Buch; The Mechanical Properties of Graphites and Their relation to a Physically Based Statistical Theory of Fracture, CONF-701105 (1972).
- (79) J. D. Buch; Mechanical Behavior Model of Graphites, *ASTM STP605*, p.124-144 (1976).
- (79) N. McLachlan and M. O. Tucker; Stress and the Microstructure of Graphite, *Proc. of 19th Biennial Conf. on Carbon*, p.460-461 (1989).
- (80) A. Hald; *Statistical Theory with Engineering Applications*, John Wiley &

- Sons, New York, p.311 (1962).
- (81) Z. Yamauchi; Statistical Tables and Formulas with Computer Applications JSA-1972, p.64 (1972).
- (82) 上山忠夫; 構造信頼性, 日科技連 (1984), p.50.
- (83) A. Hald; *ibid* (80), p.144 (1962).
- (84) A. Schmidt; Design Methods and Criteria for Graphite Components, Proc. of the Workshop on Structural Design Criteria for HTR, Juel-Conf-71, p.480-492 (1989).
- (85) 中西不二夫、佐藤和郎; 材料力学、岩波書店、東京 p.90 (1975).
- (86) 佐藤和郎; 材料の強度と塑性、森北出版、東京、P.50 (1980).
- (87) S. B. Batdorf; Fracture Statistics of Brittle Materials with Intergranular Cracks, Nucl. Eng. Des., 35, p.267-272 (1978).
- (88) S. B. Batdorf; Fundamentals of the Statistical Theory of Fracture, Fracture Mechanics of Ceramics Volume 3 Flaws and Testing, (Ed.) R. C. Bradt, D. P. H. Hasselman and F. F. Lange, Plenum Press, New York, 1-30 (1978).
- (89) T. D. Burchell; A Microstructurally Based Fracture Model for Nuclear Graphite, IAEA Specialists Meeting Tokai Japan (1991).
- (90) N. McLachlan and T. Arai; Unpublished work (1991).
- (91) P. Marshal and E. K. Priddle, Room Temperature Fatigue Crack Propagation in Reactor Graphites, Carbon 11 p.541-546 (1973).
- (92) M. Birch and J. E. Brocklehurst; The Impact Endurance of Polycrystalline Graphite, Carbon 21 p.497-510 (1983).
- (93) W. Thiele, W. Delle, F. Schubert and H. Nickel; Bruchmechanische Untersuchung bei Staischer und Zyklischer Belastung an Strukturgraphit fuer Hochtemperaturreaktoranlagen, Juel-1831 (1983).
- (94) S. Ishiyama, T. Oku and M. Eto; Fatigue Failure and Fracture Mechanics of Graphites for High Temperature Engineering Testing Reactor, J. Nucl. Sci. Technol., 28 p.472-483 (1991).
- (95) B. J. S. Wilkins and A. R. Reich; An Estimation of the Probability of Fatigue Failure of Some Graphites, AECL-3958 (1972).
- (96) 石山新太郎、奥達雄; 微粒等方性黒鉛の低サイクル疲労寿命、日本原子力学会誌、30, p.79-90 (1988).
- (97) T. Konishi, T. Oku, T. Arai and M. Eto; Proc. of 19th Biennial Conf. on Carbon p.484-485 (1989).
- (98) P. E. Magnusen, A. J. Hinkle, W. T. Kaiser, R. J. Bucci and R. L. Rolf; Durability Assessment Based on Initial Material Quality, J. Testing and Evaluation 18 p.439-445 (1990).
- (99) D. Broek; The Practical Use of Fracture Mechanics, Kluwer Academic Pub.

Dordrecht, p.48-122 (1988).

(100) J. Lamon; Statistical Approaches to Failure for Ceramic Reliability Assessment, J. Am. Ceram. Soc., 71 p.106-112 (1988).

(101) J. Lamon; Design Concept for Ceramic Materials, Research and Development of High temperature Material for Industry, Co-ordinating Editor E. Bullock, Elsevier Appl. Sci., London p.593-609 (1989).

(102) B. McEnaney; Texture and Strength of Engineering Carbons and Graphite, Plenary lecture in International Carbon Conference Paris (1990).

付録A ワイブルの脆性破壊理論の基本と応用

A 1. 基本概念と定式

A 1.1 基本式

材料の強度を統計的又は確率的な現象として捉える考え方の中で最も古典的な理論でかつ今日でも頻りに採用されているものにワイブルの脆性破壊理論がある^{A1)}。このワイブル理論についての入門書は沢山あるが^{A2), A3)}、ここでは本文の理解を容易にするためその要点を述べる。

ワイブル理論は様々な仮定に基づいている。先ず第1は材料の強さを最弱リンクモデルに立脚して破壊の確率を考える。これは統計論的には最小値の分布を考えることである。今、N個のリンク(環)からなる鎖があるとす。これを両側へxなる力で引っ張るとする。1つのリンクの強さxは確率的性質をもつものとし、その密度関数、分布関数をそれぞれf(x), F(x)とする。この母集団からN個の標本を抽出して鎖を構成したのであるから、この鎖の強さはリンクの最小強さで決定される。この最小値の確率密度関数 $g_N(x)$ 、分布関数 $G_N(x)$ は次式で与えられる。

$$g_N(x) = Nf(x)\{1-F(x)\}^{N-1} \quad (A 1)$$

$$G_N(x) = 1 - \{1-F(x)\}^N \quad (A 2)$$

ここで

$$1-F(x) = \exp\{-h(x)\} \quad (A 3)$$

即ち、

$$h(x) = -\ln\{1-F(x)\} \quad (A 4)$$

とおくと、

$$G_N(x) = 1 - \exp\{-Nh(x)\} \quad (A 5)$$

これがN個の環の強さの分布関数の表示式である。但し、F(x)は分布関数であるからh(x)としては、xに関して非減少関数であり、かつ0又は任意の正値を γ として

$$\begin{aligned} h(x) &> 0 & (0 < \gamma < x) \\ &= 0 & (x < \gamma) \end{aligned} \quad (A 6)$$

なる性質を有するものであれば良い。一例としては、ワイブルは

$$h(x) = (x - \gamma)^m / a \quad (m, a > 0) \quad (A 7)$$

の様な表示式を仮定した。

ワイブルの脆性破壊理論での上記のリンクに対応するものが材料中のフロー(Flaw)やクラック(crack)である。ワイブル理論の第2の仮定は構造物中のフロー等の存在形態と応力の分布を関連付けることにある。即ち、材料中のフロー等が体積的に(あるいは表面付近)においてある統計分布に従っているとす。このことはワイブル理論の原則にとって極めて重要である。以下、このことを数式的に説明する。先ず、材料中のフローの引張り強さの分布関数を $F_s(\sigma)$ (引張り強さが σ 以上である確率)とする。構造物の全体積 V を N 個の微小部分 ΔV_n ($n=1\sim N$)に分け、その中の応力を σ_n とする。又、この中のフローの密度を ρ_n とする。微小体積 ΔV_n 中の全てのフローの強さが σ_n よりも大きい確率 S_n は、

$$S_n = \{F_s(\sigma_n)\} \rho_n \Delta V_n \quad (\text{A } 8)$$

従って、全体積 V が破壊しない確率 S_v は、

$$S_v = \prod_{n=1}^N S_n = \prod_{n=1}^N \{F_s(\sigma_n)\} \rho_n \Delta V_n \quad (\text{A } 9)$$

即ち、

$$\ln S_v = \sum_{n=1}^N \{\rho_n \Delta V_n \cdot \ln F_s(\sigma_n)\} \quad (\text{A } 10)$$

これを $\Delta V_n \rightarrow 0$ として積分表示すると、

$$\ln S_v = \int_v \rho F_s(\sigma) dv \quad (\text{A } 11)$$

又は、

$$S_v = \exp\left\{\int_v \ln F_s(\sigma) dv\right\} \quad (\text{A } 12)$$

を得る。そこで ρ 、 $F_s(\sigma)$ 及び構造物又は部材内の応力分布 σ が知られていれば、

$$g(\sigma) = -\rho \ln F_s(\sigma) \quad (\text{A } 13)$$

とにおいて、構造物の破壊の確率 F_v は次式で与えられる。

$$F_v = 1 - S_v = 1 - \exp\left\{-\int_v g(\sigma) dv\right\} \quad (\text{A } 14)$$

ワイブルは実験データに基づいて $g(\sigma)$ の表示式として

$$g(\sigma) = \{(\sigma - \sigma_u)/\sigma_o\}^m \quad (\text{A } 15)$$

を提案した。即ち、ワイブル理論による破壊確率 P_f は

$$P_f = \begin{cases} 1 - \exp\left\{-\int_v \{(\sigma - \sigma_u)/\sigma_o\}^m dv\right\} & (\sigma > \sigma_u) \\ 0 & (\sigma < \sigma_u) \end{cases} \quad (\text{A } 16)$$

で表される。本式が本文の (3.3) 式及び (3.4) 式である。なお、上式の積分項は破壊のリスク (危険率) R (Risk of rupture) と呼ばれる。即ち、

$$R = \int_V \{(\sigma - \sigma_u) / \sigma_o\}^m dv \quad (A17)$$

である。

ここで注目すべきことは (A13) 式と (A15) 式の相違である。ワイブル理論の本来的な定式においてはフローの強度密度関数 $g(\sigma)$ がフローの密度分布 ρ に依存していないと仮定している。即ち、フローの密度分布が部材内で一定 (均質) であるとしている。本文で示されているようにこの仮定は多くの実用黒鉛材料でフローの強度密度関数が素材内の位置や方向によって異なる観測結果と矛盾している。なお、以上のワイブルの仮定は簡略化のためであり、(A15) 式に戻って考えるならば最弱リンク説が完全に否定されたものでないことが理解できる。

A 1.2.2 荷重形式と強度との関係

前記の (A16) 式により材料強度試験で採用するような単純な応力分布を有する構造物の場合にはその最大引張り応力 σ_{max} と破壊確率 (或いは特定の確率での強度) との関係を数式で表すことができる。この様な荷重と強度との関係式は多くの研究者によって既に導出されている。以下には本文第3章で記述しなかった荷重形式の場合を中心にワイブル理論を適用性を検討するために有用と考えるられる幾つかの例を記す。なお、断わるまでもなく材料中のフローの体積密度分布は均一で、その強度の密度関数は (A16) 式で表されるものとする。更に、応力分布は弾性論に基づいて計算されるものとする。以下においては σ_{max} と体積 V_T の引張り試験片の強度 σ_T との比で表すこともある。

1) 矩形梁の曲げ試験^{A4), A5)}

(1) 3点曲げ試験

$$R = (\sigma_{max} / \sigma_o)^m / (m+1)^2 \quad (A18)$$

(2) 4点曲げ試験 (内スパン体積 V_{cs} , 外スパン体積 V_{os} , 全体積 V_{4B})

$$R = (\sigma_{max} / \sigma_o)^m \cdot \left\{ V_{cs} / (2m+2) + V_{os} / (m+1)^2 \right\} \quad (A19)$$

もし $V_{os} = 1/4 V_{4B} = V_{cs} / 2$ であれば、

$$R = (\sigma_{max} / \sigma_o)^m \quad (A20)$$

又、

$$\sigma_{max} / \sigma_T = \{2(m+1)\}^{1/m} \cdot \left\{ (m+1)V_T / ((m+1)V_{cs} + 2V_{os}) \right\}^{1/m} \quad (A21)$$

2) 円柱梁の曲げ試験 (体積関係は上記と同じ, m は整数)^{A5)}

(1) m が偶数のとき

$$\sigma_{\max}/\sigma_T = \{2 \cdot 4 \cdot 6 \cdots (m+2)/1 \cdot 3 \cdot 5 \cdots (m-1)\}^{1/m} \cdot \{(m+1)V_T / [(m+1)V_{cs} + 2V_{os}]\}^{1/m} \quad (A22)$$

(2) m が奇数のとき

$$\sigma_{\max}/\sigma_T = \{1 \cdot 3 \cdot 5 \cdots (m+2)/2 \cdot 4 \cdot 6 \cdots (m-1)\} \cdot (\pi/2)^{1/m} \cdot \{(m+1)V_T / [(m+1)V_{cs} + 2V_{os}]\}^{1/m} \quad (A23)$$

3) 中空円筒の内圧+軸荷重試験

この荷重形式は多軸応力場のワイブル理論の適用の最も簡単な例である。

(1) 内圧荷重のみの場合

試験体肉厚が一定部分の体積を V_{c1} とし, 厚肉中空円筒内面の最大接線応力を σ_{\max} とする。又同一材料による引張り試験片の体積を V_T , 強度を σ_T とする。この場合破壊確率が等しくなる強度比は次式で与えられる。

$$\sigma_{\max}/\sigma_T = (V_T/V_{c1})^{1/m} \cdot \{(k^2-1)(k^2+1)/k^2/f(k, m)\}^{1/m} \quad (A24)$$

ここで k は外径対内径比であり, 関数 f は次式である。

$$f(k, m) = \sum_{n=1}^m (k^{2n-2} - 1) \binom{m}{n} / (n-1) \quad (A25)$$

(A24) 式の右辺の第1項は“体積項”, 第2項は“応力項”と呼ぶ。“応力項”の数値計算結果をFig. A 1に示す。

(2) 内圧+軸引張り荷重の場合

先ず, 一般論として2軸引張り応力場での生存確率は, ある体積要素の破壊がこれに作用する垂直応力 σ_n のみに起因すると仮定すれば, 次式で与えられる。

$$S_V = \exp \left[- \int_V \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{2\pi} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_0} \right)^m \cos \phi \, d\phi \, d\phi \, dV \right] \quad (A26)$$

ここで ϕ , ϕ は垂直方向の円周角および方位角である。積分範囲は応力が引張り成分の範囲に限定される。

次に, 円筒を軸荷重のみによって破壊したときの応力を σ_z , 2軸引張り応力状態の最大主応力を σ_x , 中間主応力を σ_y としその比を $R = \sigma_y/\sigma_z$ とすると, σ_x/σ_z は次式で表される。

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_z} = \left[\frac{2\pi}{(2m+1) \int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{2\pi} \cos^{2m-1} \phi (\cos^2 \phi + R \sin^2 \phi)^m \, d\phi \, d\phi} \right]^{\frac{1}{m}} \quad (A27)$$

これを数値計算した結果がFig. A 2である。

更に、端部が閉じている中空円筒の内圧負荷試験での最大接線応力 σ_{\max} と引張り強さ σ_T との比は次式で与えられる。

$$\sigma_{\max}/\sigma_T = (V_T/V_{c1})^{1/m} \cdot (x^2+1) \left(\frac{\pi a^2(x^2-1)}{(2m+1)} \right)^{\frac{1}{m}} \left\{ \int_a^b r \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right)^m \left[\int_0^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{2\pi} \cos^{2m+1} \phi (\cos^2 \phi + R \sin^2 \phi)^m d\phi d\phi \right] dr \right\}^{-\frac{1}{m}} \quad (\text{A 28})$$

円筒の内外径比をパラメータとしてこれを計算した結果がFig. A 3である。

以上の多軸応力場におけるワイブル理論の基本式は本文検討範囲を超えるものであるが、実験データとの比較からワイブル理論の実用性を判断する上で有用である。

その他の特殊な負荷形式についても、リング圧縮試験(Brittle ring test)^{A6)}、回転円板^{A7)}等についても数値解析がなされている。このようにワイブル理論の基本式に基づく限りにおいて解析的な問題点は無く、多くの例が電子計算機の発達によって1960～1970年代に完了していると考えてよい。

A 2. ワイブル理論の応用

A 2.1 分布パラメータの推定

ワイブル理論を特定の強度データまたは構造物の破壊現象の解析に応用するに当たっては幾つかの解析手順が必要である。その第1は分布パラメータの推定である。ワイブル分布に限らず如何なる理論分布のパラメータの推定法には幾つもの方法がある。代表的な方法は、a) グラフ法(ワイブル確率紙を用いる)、b) 最小自乗近似法、c) 最尤法、d) モーメント法等がある。これらの異なる推定法によるパラメータの点推定値は異なる値となる。どの方法が最も優れているかを予見することはできない。但し、数学的に一定の性質を有する推定値は後2者によるものである。ワイブル分布と例えば正規分布の違いを単純に比較すればFig. A 4のようであり、その相違を少数の標本から判断することが容易ではないことが理解できよう。

なお、ワイブルパラメータの推定法の比較については例えばDavies^{A8)}、Trustrumら^{A9)}の比較検討がある。詳細は材料強度学の本質に係わることでないもので割愛する。

A 2.2 破壊確率の信頼限界

ワイブル理論により構造物の破壊を考えると、現実問題として実験データの制限のみばかりではなく、理論分布そのものが真の破壊現象の近似であると考えらるべきである。従って、ワイブル理論そのものが破壊の確率を指標としている訳であるから、数値として計算された確率又はある確率に対応する強度は一つの推定値という性格をもっている。つまり、それらの値は信頼区間を定めることのできる性質のものである。構造物の信頼性を破壊確率という指標で考えるべき、問題とすべ

きことはその確率の上側信頼限界値である。そこで、本節では確率の信頼限界値を評価する方法論を述べる。

本節では数式的簡便さのためワイブル分布の確率密度関数 $f(x)$ 、分布関数 $F(x)$ をそれぞれ以下のように表す。

$$f(x) = \lambda m x^{m-1} \exp(-\lambda x^m) \quad (\text{A29})$$

$$F(x) = 1 - \exp(-\lambda x^m) \quad (\text{A30})$$

ワイブル分布の確率の信頼限界値は m が既知である場合に限りて厳密に求められるが、実際問題として母集団の m が既知と見なされることは有り得ないので、これも1つの近似解と考えるべきものである。ワイブル分布の確率の信頼限界値の計算法には以下のように3つの近似解法がある。

1) m が既知と見なされる場合の近似解

ワイブル母集団の m が既知と見なされるときは分布関数が1母数関数となり、別の母数 λ の統計分布を調べ、 λ の信頼限界から確率の信頼限界が得られる。

ワイブル母集団から採った N 個の標本 x_1, x_2, \dots, x_N とすると、

$$T = \sum_{n=1}^N x_n^m / N \quad (\text{A31})$$

として、 $2N \lambda T$ が自由度 $\nu = 2N$ の χ^2 分布に従うことが知られている^{A9)}。

ところで、 m が既知であるとすれば母数 λ の最尤推定値 $\hat{\lambda}$ は

$$1/\hat{\lambda} = \sum_{n=1}^N x_n^m / N \quad (\text{A32})$$

で与えられる。従って、 $2N \hat{\lambda} / \lambda$ が自由度 $\nu = 2N$ の χ^2 分布に従うことになる。そこで、自由度 $\nu = 2N$ の χ^2 分布の確率 $100\gamma\%$ に対する分位数を $\chi^2_{2N:\gamma}$ とすると、定義によって

$$\text{Prob}\{\chi^2 < \chi^2_{2N:\gamma}\} = \gamma \quad (\text{A33})$$

である。従って、

$$\text{Prob}\{\lambda < \lambda \chi^2_{2N:\gamma/2N}\} = \gamma \quad (\text{A34})$$

となる。これは信頼水準 $100\gamma\%$ に対する λ の上側信頼限界 λ_u が

$$\lambda_u = \lambda \chi^2_{2N:\gamma/2N} \quad (\text{A35})$$

で与えられることを意味している。

ここで、(A30)式から明らかかなように $F(x; \lambda)$ は λ の単調増加関数であるから $F(x; \lambda)$ は $\lambda = \lambda_u$ のとき上側信頼限界となる。則ち、今考えている

$$\text{Prob}\{F(x) < F_u\} = \gamma \quad (\text{A36})$$

で与えられる100 γ %信頼水準に対する確率の信頼限界値 F_u は、

$$F_u = 1 - \exp(-\lambda_u x^m) \quad (\text{A37})$$

となる。

2) m , λ を標本に基づいて定める場合の近似解

母集団の分布関数を $F(x; m, \lambda)$ とすると、標本による分布パラメータの推定値 m , λ で表す確率 $F(x; m, \lambda)$ は N が大きくなると次のような平均 $E\{F\}$, 分散 $V\{F\}$ をもって近似的に正規分布する(asymptotically normal)することが知られている。^{A10)}

$$E\{F\} \approx 1 - \exp(-\lambda x^m) \quad (\text{A38})$$

$$V\{F\} \approx x^{2m} \exp(-2\lambda x^m) \cdot \left\{ (\lambda \log x)^2 V\{m\} + V\{\lambda\} + 2(\lambda \log x) \text{Cov}\{m, \lambda\} \right\} \quad (\text{A39})$$

ここで $V\{m\}$, $V\{\lambda\}$, $\text{Cov}\{m, \lambda\}$ 等の分散や共分散は最尤方程式を解いて得られる。この統計論的性質を利用して以下のように確率の信頼限界値を求めることができる。即ち、100 γ %の確率の上側信頼限界値 F_u は

$$F_u \approx E\{F\} + u_\gamma \sqrt{V\{F\}} \quad (\text{A40})$$

で与えられる。但し、 u_γ は標準正規分布の γ に対する分位数である。

3) モンテカルロシミュレーション他

上記の破壊確率又は分布パラメータの信頼限界の推定法は代数学的なものであるが、他方で、電子計算機を使用したモンテカルロ法によるものなども研究されている。ここでは2つの文献を参照する。

Schweiger^{A11)} ら2母数及び3母数ワイブル分布の最尤推定値の信頼限界値をサンプル数 $N = 5 \sim 120$ について繰り返し数10000回のモンテカルロ法により算定している。この場合、3パラメータワイブル分布関数として次式を採用している。

$$F(x) = 1 - \exp\left\{-\frac{(x-x_0)^m}{(x_v-x_0)^m}\right\} \quad (\text{A41})$$

この分布パラメータ m , x_0 , x_v の最尤推定値をそれぞれ m , x_0 , x_v , 信頼水準を γ として、

$$\text{Prob}(m/l_1 < m < m/l_2) = \gamma \quad (\text{A42})$$

$$\text{Prob}(x_v \exp(-t_1/m) < x_v < x_v \exp(-t_2/m)) = \gamma \quad (\text{A43})$$

を満たす l_1 , l_2 , t_1 , t_2 を求めている。 $\gamma = 0.9$ 及び 0.95 に対する2パラメータ分布の結果が興味深いのでFig. A 5に引用した。この図から最尤推定値の信頼限界値、従って、確率の信頼限界値が得られる。

次に、MILハンドブックの最新版^{A12)} では材料強度基準の信頼性工学的設定において、強度分布を3パラメータワイブル分布で扱う場合のA基準値及びB基準値の定め方の定式が与えられてい

る。その詳細はやや複雑であるので省略する。

A 2.3 構造設計への応用と限界

A 2.3.1 応用例

ワイブル理論は原理的には如何なる構造物でも応力分布が定められるものであれば、試験片規模の実験により得られた破壊のモデルに基づいて構造物の破壊確率を計算又は予測できると言う点で構造信頼性評価への応用が容易である。従って、ワイブル理論を構造設計に応用している例は数多い。ここでは2~3の例を参照する。なお、これらの研究例はセラミックス構造物に対するものである。

第1の応用例は Stanleyら^{A7), A13)}によるものである。彼らによる定式と数値解析結果を以下に示す。まず、単軸引張り強さの破壊確率 P_f を次のように表示する。

$$P_f = 1 - \exp\left\{-\Gamma(1+1/m)^m (\sigma/\sigma_{fv})^m (V/V)\right\} \quad (A44)$$

ここで v は単位体積、 σ_{fv} は単位体積での平均引張り強さを意味する。更に、構造物内に圧縮応力が発生することを考慮するため、単軸圧縮強さの破壊確率を次のように表記する。

$$P_f = 1 - \exp\left\{-\Gamma(1+1/m)^m (\sigma/H(\sigma)/\sigma_{fv})^m (V/V)\right\} \quad (A45)$$

ここで $H(\sigma)$ はヘビサイド関数で、

$$H(\sigma) = \begin{cases} 1 & (\sigma > 0) \\ -\alpha & (\sigma < 0) \end{cases} \quad (A46)$$

である。この基本関係を3次元構造物に一般化して

$$P_{\text{TOT}} = 1 - \exp\left\{-\Gamma(1+1/m)^m (\sigma_{\text{nom}}/\sigma_{fv})^m (V/v) \cdot \Sigma\right\}$$

$$\Sigma = \int_V \left[\left\{ \sigma_1/\sigma_{\text{nom}} H(\sigma_1) \right\}^m + \left\{ \sigma_2/\sigma_{\text{nom}} H(\sigma_2) \right\}^m + \left\{ \sigma_3/\sigma_{\text{nom}} H(\sigma_3) \right\}^m \right] dV/V \quad (A47)$$

である。ここで $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力成分とする。破壊のリスクの第1項 $\Gamma(1+1/m)^m$ は、“material consistency factor”と呼ばれ、その値はFig. A 6に示すように m の関数で与えられる。第2項 $(\sigma_{\text{nom}}/\sigma_{fv})^m$ は“load-strength factor”と呼ばれる。 Σ は“stress-volume integral”と呼ばれる。これらは応力分布と m が既知であれば計算できる。(A47)式の意味するところの最も重要なことは、3軸応力による破壊が完全に独立の確率的事象であると言うことである。具体的な構造物に対する計算例とし両端が閉じている中空円筒(内外径比 $s=R_i/R_o$)の内圧破壊の場合が与えられている。この場合 Σ は次式により数値解析で計算される。

$$\Sigma = \sum_{k=1}^N \frac{2\gamma_k/R_0}{N(s+1)} \left[\left(\frac{s^2}{1-s^2} \right)^m \right] \left[\left\{ \frac{1}{H(\sigma_0)} \left(1 + (R_0/\gamma_k)^2 \right) \right\}^m + \left\{ \frac{1}{H(\sigma_r)} \left(1 - (R_0/\gamma_k)^2 \right) \right\}^m + \left\{ \frac{1}{H(\sigma_2)} \right\}^m \right] \quad (\text{A48})$$

$\alpha = 8$ としたときの Σ の値はFig. A 7に示される。

第2の計算例は中空円筒の定常熱貫流の際に生ずる応力分布がある場合である。今、温度分布を

$$T = (T_i - T_o) / \ln(R_o/R_i) \cdot \ln(R_o/r) \quad (\text{A49})$$

とする。物性値が一定としたときの Σ の値はFig. A 8で与えられる。

更に、一般的に式(A47)を計算するためのモノグラフがFig. A 9のように作成されている。

我が国でも脆性材料製構造物の信頼性評価システムの開発においても即時破壊のモデルの評価に原型に近いワイブル理論が採用されている。一番目の応用例は、セラミックディーゼルエンジン部品の静的強度の評価に河本ら^{A14)}が採用しているものである。次の研究例は浜中ら^{A15)}のセラミック製ガスタービンの瞬時破壊評価モデルに採用されているものである。この評価モデルでのワイブル理論はStanleyらの定式化によっている。更に、岡部ら^{A16)~A18)}は引張り及び曲げ強度を2パラメータワイブル分布で近似し、有効体積による強度分布の統一化を図って、それをガスタービン部品の熱衝撃破壊確率の評価に導入している。この研究では室温強度、高温強度と共に時間依存型の破壊にも統一的に応用できるように工夫されている点が注目される。

以上がワイブル理論の構造物設計への応用の例である。前述のようにワイブル理論はもしも材料強度の負荷モードによる相違をモデル化できるならば、電子計算機を使用して容易に実用に供することができる。エンジニアリングセラミックスの引張り強度又は曲げ強度がワイブル分布で近似できると言うデータは多くの研究者によって報告されているが、同様に負荷モードの違いを矛盾なく説明することは困難であるという報告も又数多く報告されている、というのが筆者の印象である。このことは本文で述べたように原子炉用黒鉛材料の場合と大同小異である。そして、ワイブル理論の最大の問題点は多軸応力場における破壊のリスクの定式及び実構造物で存在し得る異方性や非均質性への対処である。このような意味で前述のワイブル理論の応用例は未だ検証が十分とは言えないと考えられる。繰り返せば、ワイブル理論そのものが材料強度学的に幾つかの本質的な問題点を含んでいる。これを最近の研究例に基づき次節で述べる。

A 2.3.2 限界と改良

ワイブル理論の適用において原理的な制限は勿論引張り破壊のみを対象としていることにある。しかし、このことはセラミックス構造物の最もクリティカルな破壊モードが引張り応力に支配されることを考えると、実用上の本質的な欠陥とは言えないと考えられる。従って、例えば、簡易的に構造設計の評価や最適設計の予備的な検討にワイブル理論を応用することは完全に排除されるものではないであろう。しかし、飽くまでも、問題はフローの密度分布やその強度の確率密度関数につ

いての仮定及び応力の多軸性等であることを看過してはならない。

これらのワイブル理論の最弱リンクモデルの再検討や評価が多くの研究者によって試みられている。中でもBatdorfらの一連の研究^{A19)~A23)}が注目に値する。Batdorfの検討は最弱リンクモデル及びワイブル理論の欠陥を理解するために非常に有効である。それらの詳細は割愛するが、物理モデルとして改良されている点はリンクという概念は内在するクラックの形状や応力軸に対する方向性を考慮しようとするものである。このことはクラックを破壊力学的に扱い、応力の多軸性を有効応力によって定式化しようとするものである。このことによって破壊モデルの改良を可能とするのみならず、内在クラックの本質が製造プロセスに依存する微細組織の特徴をも考慮し得るという実用性に優れるものと考えられる。

Batdorf理論を構造設計に採用することは先端的設計工学の開発研究の今日のトレンドとなっていると筆者は考える。しかし、それも又必ずしも完全ではないようである。Lamon^{A24)}はセラミック構造設計システムにBatdorf理論を導入しているが、これと共に破壊力学及び“Multiaxial Elemental Strength Theory”をも併用するアプローチを採用している。

又、セラミックスの潜在的クラックの性状の把握に関する破壊力学的モデリングにおいてLam^{A25)}、Chao^{A26)}、Magnusen^{A27)}の研究も今後の展開が期待される。

以上のように古典的ワイブル理論から物理的破壊モデルの開発が進行中であるが、今後にも必要とされる課題は、それらの新理論の実際の負荷を受けるセミスケール構造物への適用性の検証である。

参考文献

- A1) W. Weibull; "A Statistical Theory of the Strength of Materials", Ing. Ventenskaps. Akademien Handlingar, Stockholm. 151, p. 1-45(1936). *ibid*, 153, p. 1-39(1936).
- A2) A. M. Freudenthal; Statistical Approach to Brittle Fracture, in Fracture-Mathematical Fundamentals Vol. II, p. 591-619, 1969, Academic Press.
- A3) E. Y. Robinson; The Statistical Nature of Fracture, UCRL-50622(1969).
- A4) N. A. Weil and I. M. Daniel; Analysis of Fracture Probabilities in Nonuniformly Stressed Brittle Materials, J. Ame. Ceram. Soc., 47, p. 268-274(1964).
- A5) R. J. Price and H. R. W. Cobb; Application of Weibull Statistical Theory to the Strength of Reactor Graphite, USAEC Conf-701105, p. 547-567(1972).
- A6) J. E. Brocklehurst and M. I. Darby; Concerning the Fracture of Graphite under Different Test Conditions, Mater. Sci. Eng., 16, p91-106(1974).
- A7) P. S. Daniel, H. Fessler and A. D. Sivill; An Engineering Approach to the Prediction of Failure Probability of Brittle Components, Proc. Brit. Ceram. Soc., 22, p. 453-487(1973).
- A8) D. G. S. Davies; The Statistical Approach to Engineering Design in Ceramics, Proc Brit. Ceram. Soc., p. 429-452(1973).
- A9) 本間; "数学講座 5 確率", 筑摩書房, 東京, 151(1971).

- A10) D. K. Lloyd, M. Lipow; Reliability: Management, Methods and Mathematics, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 190(1962).
- A11) V. G. Schweiger, I. W. Erben and K. Heckel; Anpassung der Weibull-Verteilung an Versuchsgroessen, Material Pruef., 26, p. 340-343(1984).
- A12) Military Handbook; Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures, MIL-HDBK-5F Vol. 2, p. 9-16-9-20(1990).
- A13) P. Stanley, A. D. Sivill and H. Fessler; Applications of Four Function Weibull Equation in the Design of Brittle Components, Fracture Mechanics of Ceramics Vol. 3 Flaws and Testing, Plenum Press, New York, p. 51-66(1978).
- A14) 河本洋; ディーゼルエンジン Si_3N_4 副燃焼室の応力・強度・寿命シミュレーション, セラミックス, 23, p. 521-525(1988).
- A15) 浜中順一, 橋本芳広, 伊東正道, 渡部教雄; セラミック製ガスタービンの信頼性評価システムの開発, 日本機械学会論文集 (A編), 52, p. 2187-2193(1986).
- A16) 岡部永年, 伊藤洋茂, 平田英之, 村松正光; セラミックスの強度特性評価と信頼性, 材料, 36, p. 1012-1017(1987).
- A17) セラミックス強度の統一的評価の信頼性設計への適用の検討, 材料, 39, p. 57-63(1990).
- A18) 平田英之, 岡部永年, 今井潔; ガスタービンのセラミック動翼開発におけるセラミック部品の強度信頼性評価, 第2回構造物の安全性, 信頼性に関する国内シンポジウム(JCOSSAR'91)論文集 Vol. 2, p. 607-610(1991).
- A19) S. B. Batdorf and J. G. Crose; A Statistical Theory for the Fracture of Brittle Structures Subjected to Nonuniform Polyaxial Stresses, J. App. Mech., 41, p. 459-464 (1974).
- A20) S. B. Batdorf; Fracture Statistics of Brittle Materials with Intergranular Cracks, Nucl. Eng. Des., 35, p. 349-360(1975).
- A21) S. B. Batdorf; Some Approximate Treatments of Fracture Statistics for Polyaxial Tension, Int. J. Fracture, 13, p. 5-11(1977).
- A22) S. B. Batdorf; Fundamentals of the Statistical Theory of Fracture, Fracture Mechanics of ceramics Vol. 3, Plenum Press, New York, p. 1-30(1978).
- A23) S. B. Batdorf; New Light on Weibull Theory, Nucl. Eng. Des., 47, p. 267-272(1978).
- A24) J. Lamont; Design Concepts for Ceramic Materials, Research and Development of High temperature Materials for Industry, Ed. E. Bullock, Elsevier App. Sci., London, p. 593-609 (1989).
- A25) K-Y. Lam, B. Cotterell and S-P. Phua; Statistics of Flaw Interaction in Brittle Materials, J. Am. Ceram. Soc., 74, p. 352-357(1991).
- A26) L-Y Chao and D. K. Shetty; Reliability Analysis of Structural Ceramics Subjected to Biaxial Flexure, J. Am. Ceram. Soc., 74, p. 333-344(1991).

A27) P. E. Magnusen, A. J. Hinkle, W. T. Kaiser, R. J. Bucci and R. L. Rolf; Durability Assessment Based on Initial Material Quality, J. Testing and Eval., 18, p. 439-445(1990).

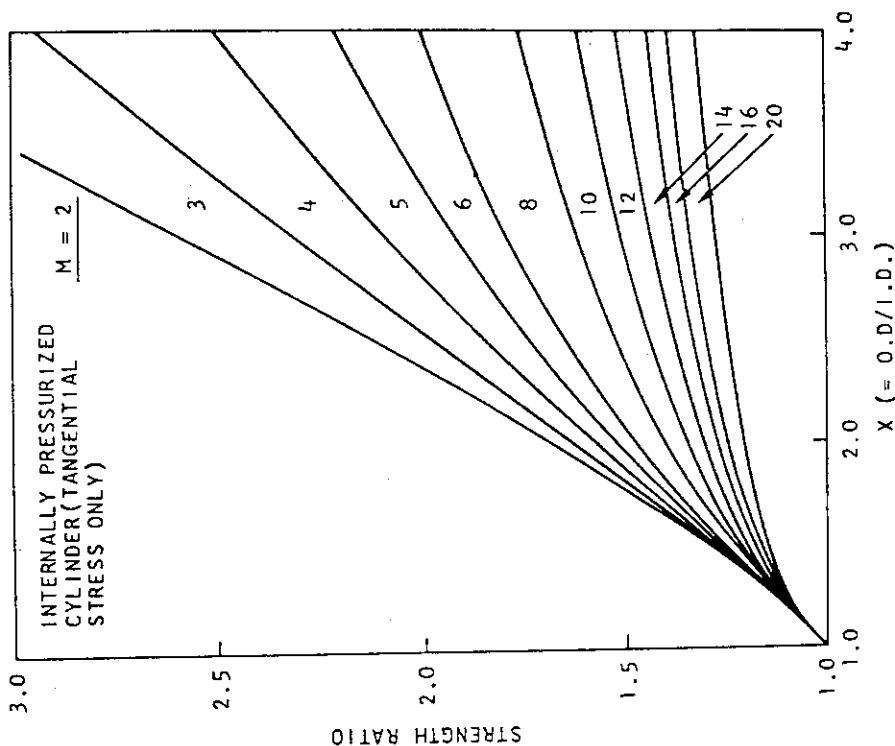


Fig. A1 Strength of internally pressurized thick-walled tubes free from axial stress, as predicted by Weibull theory. The ratio of the median tube-burst strength to the median tensile strength of samples of equal volume is plotted as a function of (outside diameter/inside diameter).

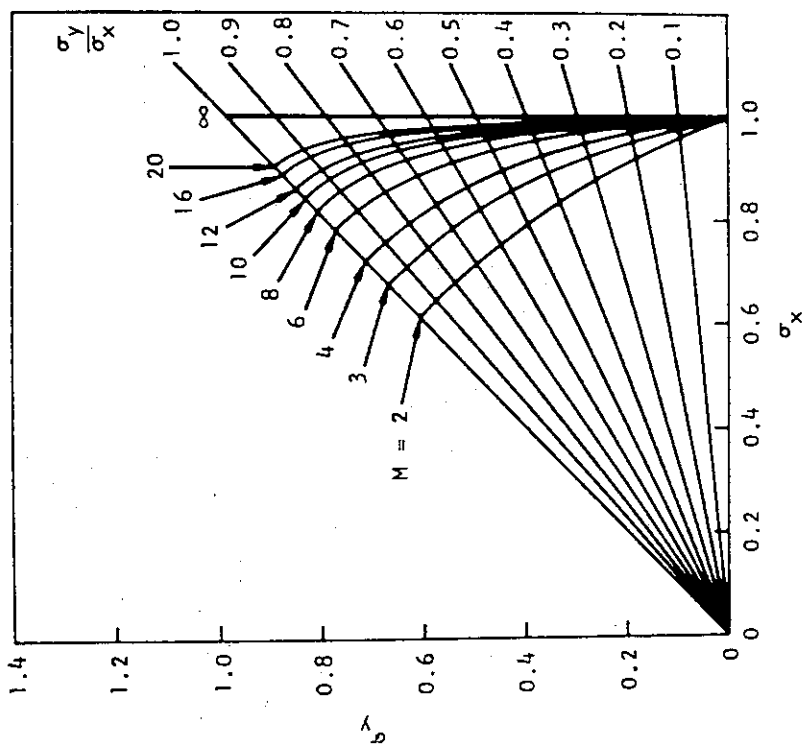


Fig. A2 One-half of the tension-tension failure envelope predicted by Weibull theory for failure under biaxial stresses.

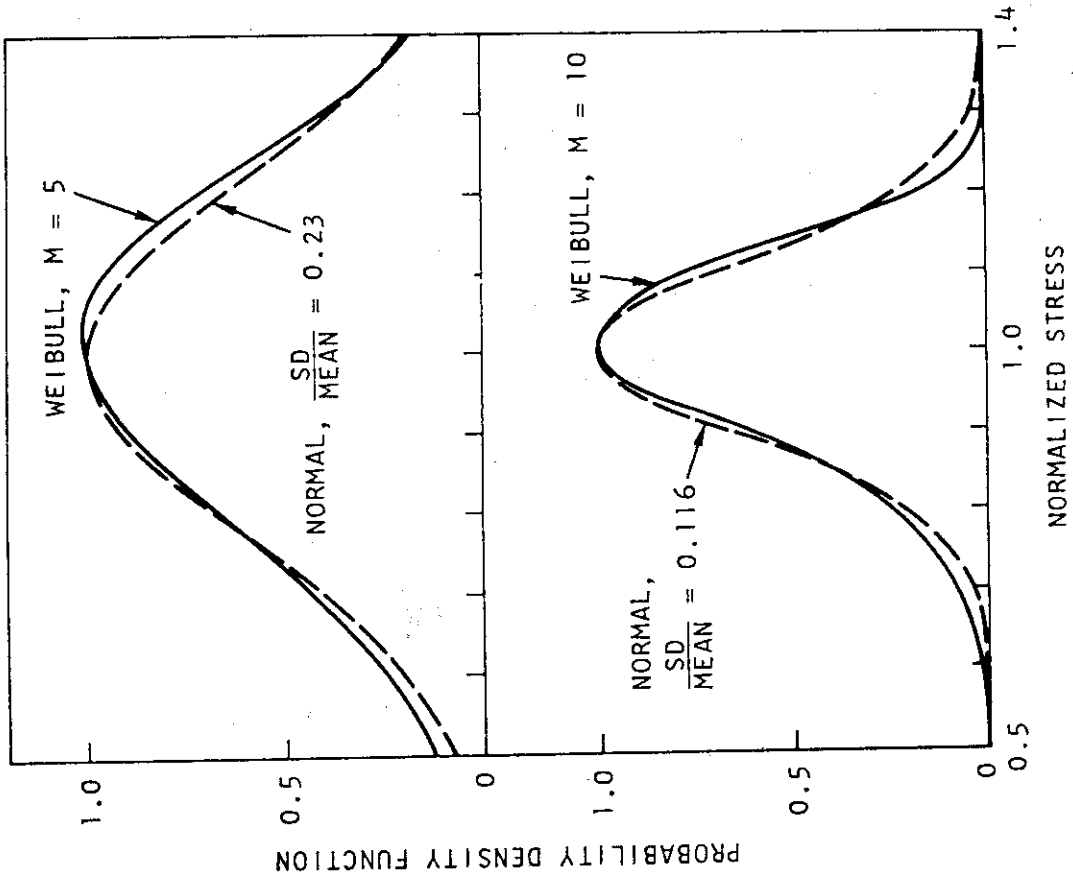


Fig. A4 Probability density function vs. normalized stress for a Weibull distribution of strengths and the corresponding normal distribution.

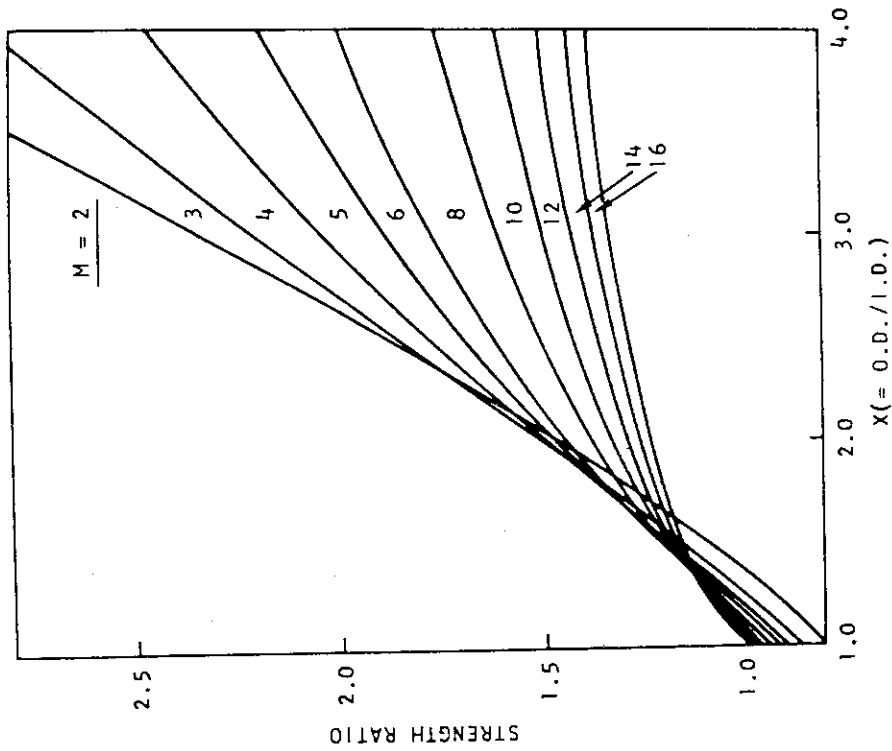


Fig. A3 Strength of internally pressurized thick-walled tubes with closed ends (axial stress), as predicted by Weibull theory. The ratio of the median tensile strength measured on samples of equal volume is plotted as a function of (outside diameter/inside diameter).

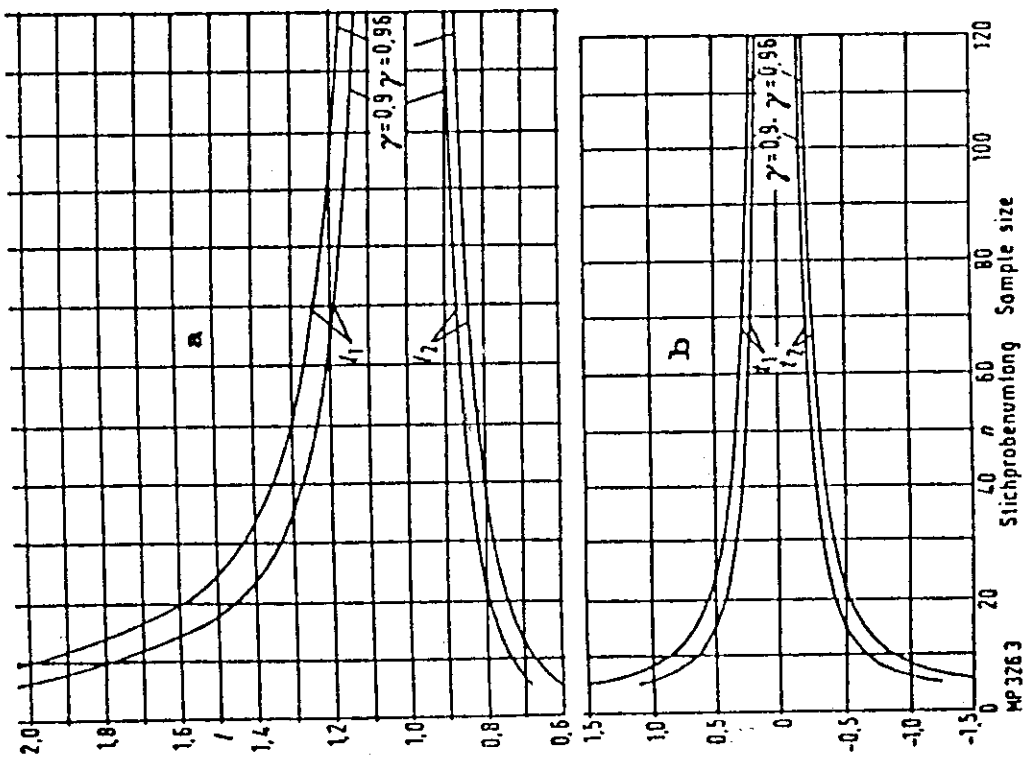


Fig. A5 Confidence percentage points l and t of the two-parameter Weibull distribution based on 10000 simulations. a for parameter m and b for parameter xy .

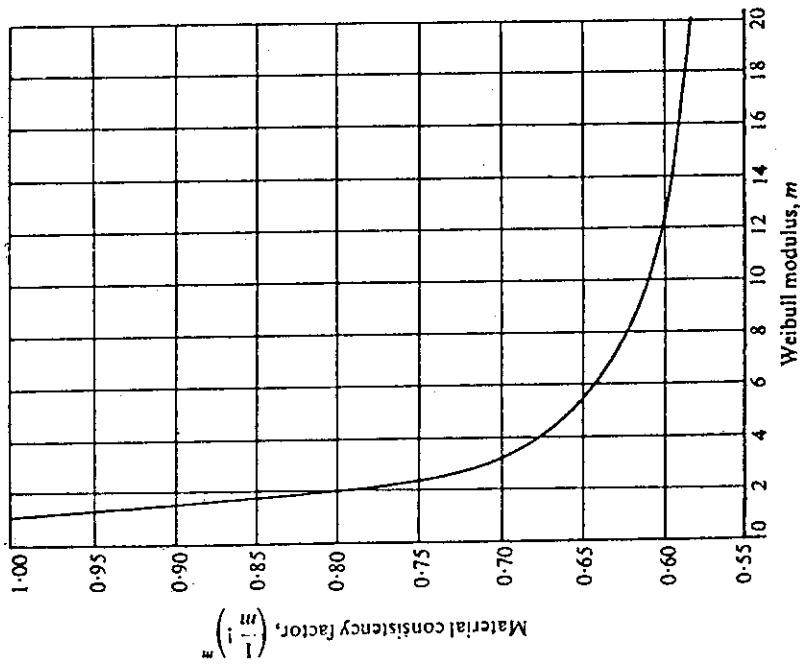


Fig. A6 Material consistency factor vs. Weibull modulus m .

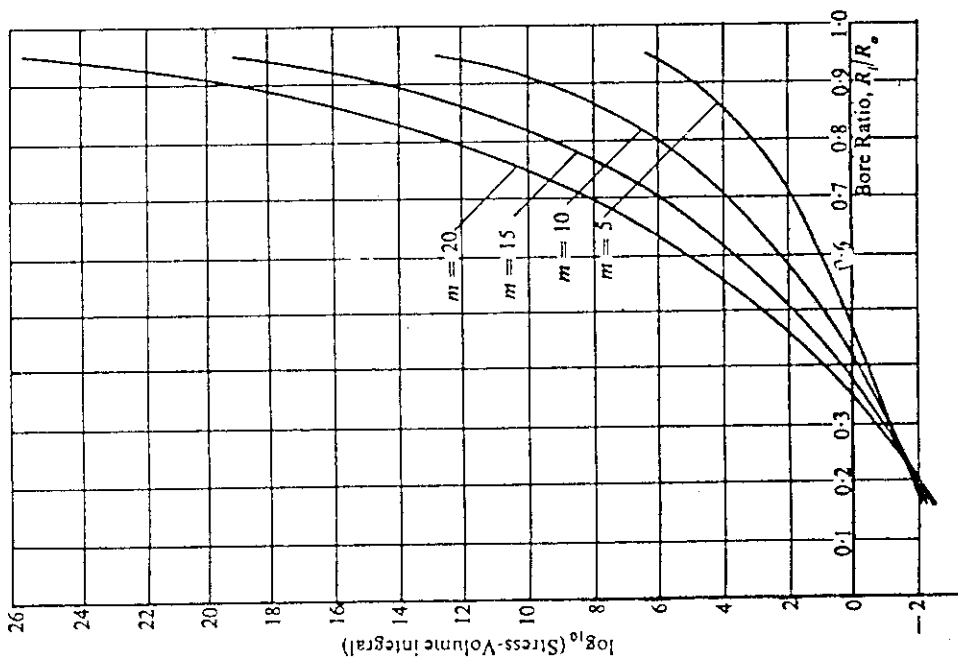


Fig. A7 Stress-volume integral for an internally pressurized cylinder vs. radius ratio for a range of m values.

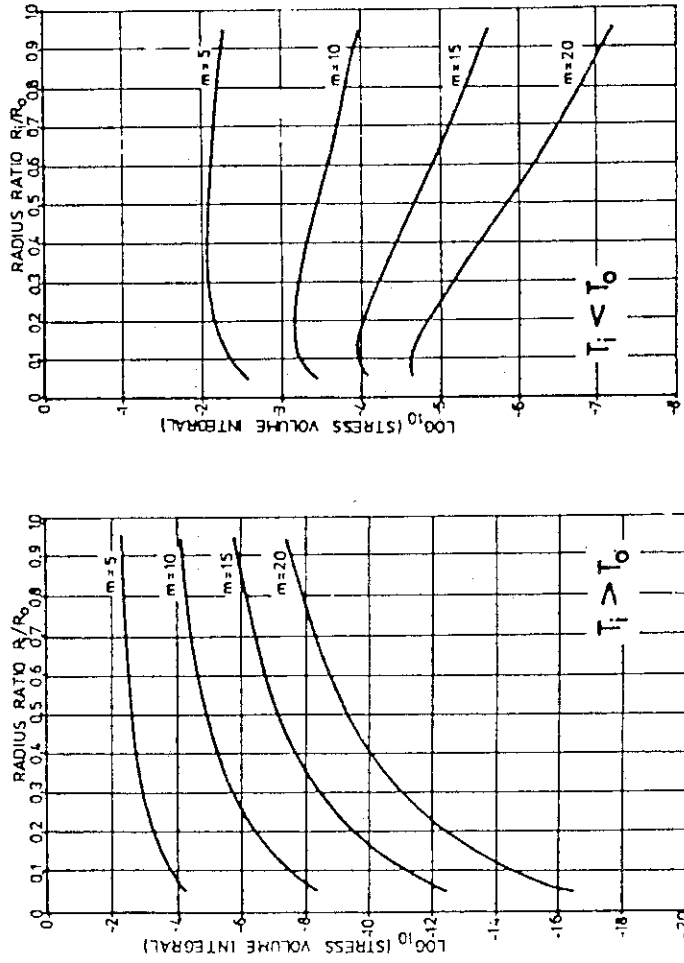


Fig. A8 Stress-volume integral for hollow cylinders under steady radial thermal gradients.

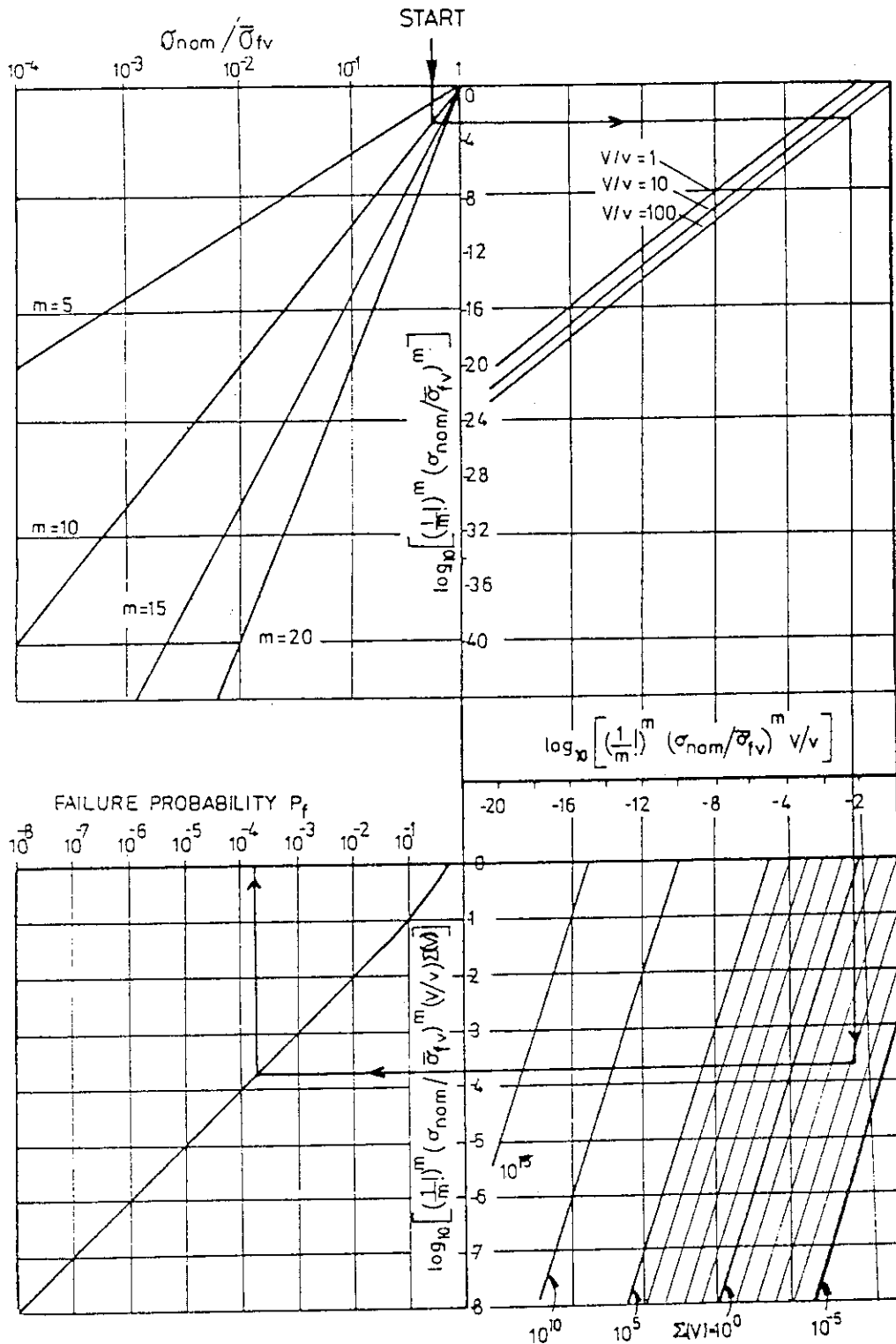


Fig. A9 A monograph formulation of the four function Weibull equation.