

JAERI-M

6783

超電導マグネットの遮蔽設計の検討 (III)
(核融合実験炉の遮蔽設計)

1976年11月

関 泰・飯田 浩正・井手 隆裕*

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

超電導マグネットの遮蔽設計の検討(Ⅲ)
(核融合実験炉の遮蔽設計)

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部

関 泰・飯田 浩正・井手 隆裕*

(1976年10月18日受理)

原研で行われた核融合実験炉の第1次予備設計において、超電導マグネットの放射線に対する遮蔽設計を行った。予備的に定めた遮蔽層を変更して全ての設計基準が満たされるようにした。

超電導マグネットの遮蔽設計に対する1次元計算モデルの適用性を検討し、円柱モデルが適していることを示した。また生体遮蔽設計を検討し2mの厚さの通常コンクリートを2次生体遮蔽とすれば十分であることを示した。

* 住友重機械

Evaluation of Shielding Design for Superconducting Magnets(III)
(Shielding Design of the Experimental Fusion Reactor)

Yasushi SEKI, Hiromasa IIDA and Takahiro IDE*

Division of Thermonuclear Fusion Research, Tokai, JAERI
(Received October 18, 1976)

Shield for superconducting magnets in the experimental fusion reactor being designed in JAERI has been evaluated. The preliminary shield design was modified so as to meet the design criteria.

Applicability of the one-dimensional calculation model for shielding design of the superconducting magnets was studied; the cylindrical model is found to be appropriate. As for the biological shield, a concrete layer of thickness 2m is sufficient for the secondary biological shield.

*On leave from Sumitomo Heavy Industries Ltd., Tokyo, Japan

目 次

1. 序 言	1
2. 遮蔽設計基準	2
2.1 ANL-TEPRの遮蔽設計	3
2.2 実験炉の遮蔽設計基準	3
3. 実験炉の遮蔽設計	5
3.1 実験炉の遮蔽配置	5
3.2 計算モデルと計算法	6
4. 遮蔽性能の向上	15
4.1 内側遮蔽配置のパラメータサーベイ	15
4.2 外側遮蔽配置の設計変更	17
5. 結果と検討	30
5.1 結果と検討	30
5.2 ANL-TEPRの遮蔽設計との比較	41
6. 結 言	42
附録1. 1次元計算モデルの検討	43
附録2. 実験炉の生体遮蔽の検討	51
謝 辞	68
参 考 文 献	68

1. 序 言

重水素と三重水素の核融合反応を利用する核融合炉では、14 MeV の中性子が放出されるので、炉の構成機器および人体を保護するために放射線遮蔽は不可欠である。トカマク型核融合炉は、プラズマ閉じ込めのために超電導マグネット (SCM) を用いないと経済的に成立しにくいとされているが、SCM は耐放射線性が低く、極低温に維持しなければならないので遮蔽設計が必要となる。

SCM を用いた核融合装置の放射線遮蔽に関して、最近多数の報告がなされている^{(1)~(10)}。その結果、SCM 遮蔽の設計基準、設計概念が次第に明らかになり、遮蔽の最適化の検討も進められている^{(2), (3), (10)}。日本原子力研究所 (原研) においても、核融合動力実用炉の試設計⁽¹¹⁾ に際して SCM の遮蔽設計を検討し⁽⁹⁾、1 次元 S_N 輸送計算の計算条件が遮蔽設計精度に及ぼす影響を検討した⁽¹²⁾。また実用炉のブランケットに設けられた中性粒子入射孔を通しての中性子ストリーミングが SCM の遮蔽設計に及ぼす影響を 2 次元計算により調べた⁽¹³⁾。従来の遮蔽設計では複雑な幾何形状を考慮せずに 1 次元計算によるバルクの遮蔽計算が一般的であったが、最近は 2 次元、3 次元計算^{(6), (7)} も行われつつある。

トカマク型核融合実験炉の第 1 次予備設計が原研において昭和 50 年 4 月より開始され、昭和 51 年 8 月にその中間報告書がまとめられた⁽¹⁴⁾。この設計の設定条件として炉の寸法はできるだけコンパクトにすることが定められた。プラズマとトーラスの内側のトロイダル磁場コイル (TFC) の距離を小さくすることによりトロイダル磁場が有効に利用でき、特に D 型に近い TFC の場合には寸法を小さくしてコストを下げることができる。そこでトーラスの内側においては、SCM の遮蔽をできるだけ薄くすることが要求され、この部分のブランケットにはトリチウム生産のための酸化リチウムの代わりに、より遮蔽性能に優れた物質を装荷することにした。(Fig. 3.2 参照)

このように内側と外側のブランケットの組成が異なり、しかも外側のブランケットには中性粒子入射孔等が設けられている複雑な体系における放射線分布を厳密に求めるには 3 次元計算を必要とする。しかし複雑で大きな体系を、精度良く取り扱える 3 次元計算コードは現在のところ見当たらないので、ここでは 1 次元計算で可能な限り精度良く、SCM のバルクの遮蔽設計を行うことを試みた。

本文においては、次章でまず SCM の遮蔽設計基準について議論する。第 3 章および付録 1 において中間報告書⁽¹⁴⁾ にまとめられた実験炉の遮蔽設計とその計算方法を、特に 1 次元計算モデルの選び方に重点を置いて検討する。そして第 4 章において遮蔽性能を向上させるために行ったパラメータサーベイと中間報告書作成以後に行った遮蔽設計の変更について述べる。第 5 章では、得られた結果をまとめその検討を行う。なお実験炉の生体遮蔽に関する検討結果を付録 2 に付け加えておく。

2. 遮蔽設計基準

超電導マグネット (SCM) の放射線による影響は、線量効果 (Fluence 効果) と線量率効果 (Flux 効果) に大別される⁽¹⁵⁾。線量効果は、SCM が蒙る放射線損傷の蓄積による性能変化であり、線量率効果は主として SCM 中の放射線発熱の効果である。これらの照射効果を明確にするには、理想的には実際の SCM を組み立てて通電した状態 (つまり高磁場下) で極低温下の照射試験が必要である。しかしながら大型の SCM に対する照射試験データが無い現在では、SCM の各コンポーネントである超電導線材、安定化金属、電気および熱絶縁材、構造材に対する照射データに基づいて遮蔽の設計基準が設定されている。

SCM の遮蔽設計を行う際にはその設計基準をできるだけ明確な根拠に基づいて設定することが望ましいが、これは以下の理由から困難である。ひとつには、核融合炉で使用するような大型の SCM 自体が設計の上でしか存在しないために対象が不明確であることであり、第 2 には上述のように SCM の各コンポーネントあるいはその組み合わせに対する照射データはあるが、組み立てられた SCM の理想的な条件下の照射データが欠如しているためである。また照射試験の結果も、照射温度、照射条件、試料の組成、製法などの違いによりかなりの差が見られる。

各コンポーネントの物性値は常温と極低温とでは大きく異なることがあり、特に極低温では annealing 効果による格子欠陥の回復が期待できないので、線量効果は常温での照射損傷より一段と厳しくなる。それでも超電導線材と安定化金属に対しては、極低温あるいは低温下の照射試験が多く行われるようになってきたが、絶縁材の極低温下の照射データは依然として不足していると言われている⁽¹⁶⁾。また極低温照射した超電導線材および安定化金属を常温あるいはそれ以上に焼き戻したときに、線量効果がどの程度回復するかのデータも重要である。

照射条件については、遮蔽層の選び方により SCM の受ける中性子およびガンマ線束の大きさとエネルギースペクトルは変わってくる。現在の照射試験は原子炉を用いて行われ、照射量を表わす目安として 0.1 MeV 以上の高速中性子のフルエンスが用いられているが、これは 14 MeV 中性子が存在する核融合炉の SCM における照射損傷に適用するには適当とは考えられない。(この点は銅の変位損傷断面積が 0.1 MeV 以上で大きく変化している様子を示す Table 4.2 からも明らかである。)

超電導複合線材の照射においては、線材の製法と履歴、組成、幾何形状等に対する依存性が大きいようである。Nb₃Sn の超電導線材の照射効果に関しては、照射により臨界電流密度 j_c が増大する場合⁽¹⁷⁾ および低下する場合⁽¹⁸⁾ とがある。これは照射によりピン止め点が増加し j_c が一旦増加するが、さらに照射量を増加すると照射による欠陥の悪影響が支配的になると解釈されている⁽¹⁹⁾。

このように、照射データの不足、実際の SCM の構造、冷却方式の不確定、照射環境の不確定など多くの不確定要素があるにもかかわらず、SCM の遮蔽設計例においては一応の設計基準を定めている^{(4)~(10)}。ここでは最新でかなり詳細に照射データを調べて設定した米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) のトカマク型動力実験炉 (TEPR*) の設計基準と遮蔽設計結果を以下に示す⁽¹⁰⁾。そしてこの結果を参考にして実験炉の遮蔽設計基準を設定した。

* TEPR; Tokamak Experimental Power Reactor

2.1 ANL-TEPRのSCM遮蔽設計⁽¹⁰⁾

ANL-TEPRは原研で予備設計を進めている核融合実験炉(JXFR^{**})とほぼ同等の装置である。この二通りの装置ではほぼ同じ大きさのトロイダル磁場コイルを想定しているので、その遮蔽設計結果も類似している。但し、TEPRではNb₃Tiの超電導線材を使用し最大磁場が7.5テスラ(T)であるのに対して、JXFRではNb₃Snを使用し最大磁場も11.5Tであるなどの相違がある。JXFRの遮蔽設計を行う上で参考にしたTEPRの遮蔽設計基準と設計結果を以下に示す。

- (1) 安定化金属としての銅の照射による電気抵抗の増大は $2.5 \times 10^8 \Omega \cdot \text{cm}$ まで許容するとしている。放射線による銅の変位損傷率が 1.5×10^{-4} dpa (displacements per atom)のときにこの程度の電気抵抗増大となる。遮蔽計算の結果、銅の最大の変位損傷率は、第1壁の中性子壁負荷の時間積分値 (integral wall loading[†]) が $1 \text{ MW} \cdot \text{y} \cdot \text{m}^{-2}$ のとき 1.5×10^{-5} dpaとなった。そこでTEPRを壁負荷 $0.2 \text{ MW} \cdot \text{m}^{-2}$ 、稼働率50%で10年間運転したとき安全率を10倍とると 1.5×10^{-4} dpaになる。その時点でSCMの焼き戻しを行うことにより格子欠陥の大部分を回復させることとしている。
- (2) トロイダル磁場コイル(TFC)の最大の中性子フルエンスは、 $1 \text{ MW} \cdot \text{y} \cdot \text{m}^{-2}$ のintegral wall loadingあたり $4.7 \times 10^{16} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ であり、Nb₃Tiの超電導線材に生ずる臨界電流密度の減少は小さいとしている。
- (3) マイラー絶縁材の最大の吸収線量は、 $1 \text{ MW} \cdot \text{y} \cdot \text{m}^{-2}$ あたり $4 \times 10^7 \text{ rad}$ であり、常温における照射試験データによると $1.2 \times 10^8 \text{ rad}$ までは十分な特性が示されたので、 $3 \text{ MW} \cdot \text{y} \cdot \text{m}^{-2}$ 、つまり30年間の炉の寿命の間は放射線に耐え得るとしている。しかしながら、極低温におけるマイラーの照射効果がより厳しいならば、耐放射線性がマイラーの約20倍であるエポキシ樹脂を用いることにより、30年間性能を維持させることを期待している。高分子化合物の絶縁材は、焼き戻しによる損傷回復が期待できないので、炉の寿命の期間に渡る性能維持を目標としている。
- (4) TFCにおける最大の放射線発熱率は $5 \times 10^{-6} \text{ W} \cdot \text{cm}^{-3}$ であり、その結果生ずる超電導複合線材の温度上昇は僅かに $2, 3 \times 10^{-3} \text{ K}$ に過ぎず、許容される 1 K の温度上昇より十分に低いとしている。
- (5) 16個のTFC中の放射線による総発熱量は256Wであり、これは1Wの発熱に対する冷凍電力を500Wとすると、所要電力は128kWに過ぎないとしている。

2.2 実験炉(JXFR)の遮蔽設計基準

JXFRのTFCにはNb₃Snの超電導線材を使用し、最大磁場も異なるが、その寸法およびブランケットと遮蔽層に許容された厚さなどは、ANL-TEPR⁽¹⁰⁾のTFCとはほぼ等しいので、TEPRの設計を参考にして設計基準を定めた。さらに2次遮蔽となる炉室のコンクリート壁とともに十分な生体遮蔽を行うこと、および保守修理のためにTFCのトラスの外側部分の誘導放射能による線量が、従事者に対する許容値以下になるようにすることを設計基準に付け加えた。JXFRの遮蔽の設計基準は

**) JXFR(JAERI Experimental Fusion Reactor)

†) Integral wall loading は第1壁負荷と稼働率が異なる炉の照射線量を比較する際のパラメータとして用いられる。

以下の通りである。

- (1) SCMのコンポーネントの照射効果の中で、現時点で最も厳しいと考えられるものは銅の電気抵抗の増大である。4.2 °K で12Tの高磁場下にある銅の照射前の抵抗値は $6 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{cm}$ 程度である⁽¹⁹⁾。照射による抵抗増大の許容値を $3 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{cm}$ とすると、銅の変位損傷がほぼ 1×10^{-4} dpa のときこの許容値に達する⁽²⁰⁾。4年間に一度焼き戻しをすることを考えて、一年間に生ずる銅の変位損傷を 2.5×10^{-5} dpa 以下に抑えることを設計基準とする。
- (2) Nb₃Sn の超電導線材の臨界電流密度は、中性子のフルエンスが $10^{18} \text{n} \cdot \text{cm}^{-2}$ 以上で変化するので、中性子のフルエンスがこの値以下であれば良いことにする。
- (3) 絶縁材の吸収線量は、炉の寿命の20年間でその特性が変化しない程度に抑える。マイラーが使用できない場合には、エポキシ樹脂、あるいはさらに耐放射線性の高い絶縁材を使用する。
- (4) JXFRのTFCの詳細な設計が行われていないので、発熱量と線材の温度上昇との関係は不明であるが、TEPRの場合に準じて、線材の温度上昇を1 °K 以下に抑えるには最大の放射線発熱率は $10^{-3} \text{W} \cdot \text{cm}^{-3}$ 以下にすれば良いものとする。
- (5) SCM中の放射線発熱量は、冷凍電力が過大にならない程度に抑える。
- (6) SCMの遮蔽層が、生体遮蔽の1次遮蔽の役割も果すものとする。すなわち、2次遮蔽となる炉室のコンクリート壁の厚さを過大にすることなく炉室外の線量率を従事者に対する許容値以下にし、敷地境界の線量を公衆に対する許容値以下にする。
- (7) トーラスの外側においては、運転停止後1週間経過後には、人間が近付いてSCMの修理ができる程度に、SCMの誘導放射能を低く抑えることにする。

3. 実験炉の遮蔽設計

トカマク型核融合実験炉 (JXFR) の第1次予備設計が原研において昭和50年4月より開始され、昭和51年8月にその中間報告書が刊行された⁽¹⁴⁾。この設計の設定条件として炉の寸法をできるだけコンパクトにまとめることが定められ、主半径を6.75mとすることが決められた。そのためにブランケットは、SCMの遮蔽を主目的とすることにした。

JXFRのSCM遮蔽設計は以下の手順にて行った。

1. まず実用炉の遮蔽設計⁽⁹⁾の経験に基づいて、暫定的に遮蔽配置を決め、この配置を用いて計算モデルの選び方を検討した。
2. 上の暫定配置を用いた場合に、どの程度遮蔽設計基準が満たされるかを明らかにした。
3. 一連のパラメータサーベイを行って最適な遮蔽配置を決定した。
4. 最終的な配置を選び全ての設計基準が満たされていることを示した。

この章では、中間報告書⁽¹⁴⁾にまとめられた暫定的に定めた遮蔽配置の概要、計算方法と計算モデルの選び方について述べる。暫定配置では設計基準の一部が満たされなかったため、パラメータサーベイの結果に基づいて本年7月に設計変更を行ったが、その経緯については第4章で述べる。この設計変更は暫定配置を僅かに変更したもので、遮蔽層の構造、冷却方式等には大きな変更を行っていない。

3.1 実験炉の遮蔽配置

実験炉の概念図をFig. 3.1に示し、その断面図をFig. 3.2に示す。またトラスの内側と外側の代表的なブランケットモジュールの断面図をそれぞれFig. 3.3とFig. 3.4に示す。

Fig. 3.2に示したように、主半径は6.75mである。トラスの内側において空芯とポロイダル磁場コイル (PFC) に2.5m、トロイダル磁場コイル (TFC) に1.1m、プラズマ半径1.5m、プラズマと第1壁の間隔0.25mを主半径から差し引くと1.4mが残される。この空間において、冷却配管スペースおよび各コンポーネントの熱膨張の余地をとり、さらにブランケットの先端が球面状であることおよびブランケットの壺型容器の接合フランジによりとられる空間 (Fig. 3.3とFig. 3.4参照) を考慮して、ブランケットと遮蔽層には実効的に約80cmの厚さが割り当てられた。

この厚さでトラスの内側のTFCのSCMに対する放射線遮蔽を十分に行うには、トリチウム生産を目的とした酸化リチウム (Li_2O) を用いては困難であり、Fig. 3.2にハッチングを施した部分の内側ブランケットには、 Li_2O の代りにより遮蔽性能が優れたステンレス鋼と炭化ボロン (B_4C) を装荷することとした。これに対してその他の Li_2O を含むブランケットを外側ブランケットと称することとした。

トラスの内側は空間が狭いためより多くの遮蔽材を置くために一体構造の平板状の内側ブランケットを用いることも検討された。しかしこのようにすると、内側と外側ブランケットの接合面において過大な熱応力が生ずることが考えられ、内側ブランケットも外側と同じくステンレス製の壺型の容器に遮蔽材を装荷する構造とした。内側ブランケットの冷却には軽水を使用した方が遮蔽性能の点からは有利とも考えられるが、トリチウムの回収の点からはプラズマやトリチウムが発生する外側ブランケットに近接して軽水が存在することは好ましくない。また外側ブランケットのヘリウム冷却系を

内側ブランケットの冷却系と共通にすることも考えて、内側ブランケットもヘリウム冷却とすることとした。内側ブランケット容器に装荷する遮蔽材としては、高温に耐えること、高速中性子に対する減速能が優れていること、容器とヘリウムに対する共存性が良いことなどの条件を満たすステンレス鋼を主成分とすることにした。さらに中性子の吸収を行わせる目的で B_4C も加えることにした。

遮蔽層としては、実用炉の試設計の遮蔽⁽⁹⁾において使用した重コンクリートをボロン水で冷却する方式を採用した。重コンにより中性子を減速させボロン水中の ^{10}B に吸収させることを考えている。重コン層の厚さはトラスの内側で 30cm、外側で 40cm とした。そしてこの重コン層の外側にガンマ線を遮蔽する目的で 10cm の鉛の板を貼り付けることとした。この配置を暫定的に予備設計の出発点とした。(Fig. 3.6 参照)

実験炉では、TFC 以外にもポロイダル磁場コイル (PFC) および誘導エネルギー蓄積装置に SCM を使用することが考えられている。PFC には、TFC とは構造、冷却方式などが異なる SCM が使われる可能性が大きい。プラズマに最も近い位置に置かれる TFC の SCM に対する放射線遮蔽を十分に行えば、その他の SCM に対する遮蔽もほぼ満足される。また TFC の SCM の遮蔽計算の結果を外挿することも可能であるので、ここでは TFC の遮蔽設計だけを行う。PFC の遮蔽設計はより複雑な体系に対する計算が可能になった時点に行うこととする。

3.2 計算モデルと計算方法

実験炉のように内側と外側のブランケットの組成が異なるトカマク型炉の放射線分布を計算するためには、Fig. 3.5 に示す計算モデルと計算コードを使用することが考えられる。以下にこの図に示された各モデルの適用性を検討する。

実際のトラス形状を厳密に取り扱うためには、トラス座標を組み込めるように 3次元モンテカルロ法コード、MORSE⁽²¹⁾ を改良する必要がある。図の左側にある 2DRZ モデルは、TWOTRAN⁽²²⁾ 等の 2次元輸送計算コードを用いて取り扱うことができる。実験炉のブランケット核特性の解析⁽²³⁾ には、このモデルが使われたが、遮蔽層、SCM まで含む大きな体系を精度良く解けないこと、ray effect に伴う誤差があることから、SCM の遮蔽計算に適用するには十分に注意する必要がある。また右上の 2DR θ モデルは、実験炉のブランケットの構造材と酸化リチウムが非均質に分布することが核特性に及ぼす効果を調べるために用いられたが⁽²³⁾、このモデルも遮蔽計算には適さない。

Fig. 3.5 に示されたその他のモデルは、1次元輸送計算コード、ANISN⁽²⁴⁾ を用いても取り扱える。遮蔽計算では、上述のように大きな体系を取り扱い、ray effect を避ける上でも 1次元輸送計算コードの使用が現時点では適当と判断された。

1D Cylinder モデルはプラズマを円柱状に模擬するので、トラス方向に曲率を有しない点を除けばプラズマ形状の模擬に伴う誤差は小さい。この近似に伴う誤差をトラス効果と呼ぶことにすると、このトラス効果はアスペクト比 (トラス半径 R とプラズマ半径 a_p との比)、 $A = R/a_p$ が大きいほど小さくなる。つまりプラズマ形状が細いほどトラス効果は小さくなり、 $A = 4.5$ である実験炉では、トラス効果により問題となる放射線の変化量は 30% 以下である。また 1D Cylinder モデルでは、ブランケットの組成は一通りしかとれないので、組成が異なる内側と外側ブランケットの相互作用を調べることはできない。

これに対して 1D Annulus モデルは、トラス効果を考慮でき、内側と外側のブランケットの組

成の相違を考慮できるので、第1壁から30 cmまでの厚さのブランケットの核特性を調べるのに適している。しかしながらドーナツ状のプラズマを断面が長方形の直円環で模擬するために中性子源の形が実際とはかなり異なること、及びZ方向の体系の非対称性を考慮できないことなどの不備な点がある。

1D Slabモデルは、1D Annulusのトーラス方向の曲率を0とした場合であるので、トーラス効果を調べる際の参考モデルとなりうる。

3通りの1次元計算モデルの遮蔽設計への適用性を、付録1において検討した。その結果、以下の点が明らかになった。

- (1) いづれの計算モデルを用いても、SCMにおける最大の中性子束、放射線発熱率等の遮蔽設計に関する量の計算値間の差は、たかだか40%である。
- (2) トーラス効果によりSCMの遮蔽設計値の増分は25%以下である。
- (3) 内側と外側ブランケットの組成の差は、第1壁表面の全中性子束に20%程度の差を生ぜしめるものの、SCMの放射線には3%以下の変化を与えるだけである。
- (4) 特に遮蔽設計上問題となるトーラスの内側のSCMの表面では、1D Cylinderと1D Annulusの両モデルを用いて計算された中性子束などは5%以内で一致している。

他方、実用炉を対象としてなされた、計算条件が遮蔽設計に及ぼす影響の検討結果より⁽¹²⁾空間メッシュを十分に細かく切ることが遮蔽設計の精度向上に重要であることが指摘されている。そのためには、内側ブランケットと外側ブランケットを別々に取り扱う1D Cylinderモデルが適している。

以上の結果を総合的に考慮して1D Cylinderモデルを用いて実験炉の遮蔽設計を行うことにした。暫定的に設定した遮蔽配置の概念図を、1D AnnulusモデルにてFig. 3.6に示す。この図ではトーラスの中心軸からの距離を横軸として、プラズマの中心軸を通る水平面上の内側と外側のブランケット、遮蔽層、SCMが示されている。このように1D Annulusモデルは全体系を表わすには都合が良いが、遮蔽計算には、プラズマの周囲を全て内側のブランケット、遮蔽層、SCMが取り巻いているものとした1D Cylinderモデル(内側ブランケットモデル)および全て外側のブランケット等が取り巻く外側ブランケットモデルを用いた。内側と外側ブランケットモデルの各領域のメッシュ巾と中性子の平均自由行程をそれぞれTable 3.1と3.2に示す。SCMの内側表面の中性子束を精度良く求めるために、SCM以外の全ての領域のメッシュ巾を平均自由行程の1/2以下になるように選んである。

計算モデルでは、物質が均一に混ざっているものとして組成を計算してある。この均質モデル化を行った場合のブランケットの各領域の原子数密度をTable 3.3に、遮蔽層とSCMの組成をTable 3.4に示す。

中性子束とガンマ線束の計算は1次元輸送 S_N 計算コードANISNを用いて、 P_0-S_0 近似にて行った。この近似に伴う誤差は、SCMの表面で7%以下である⁽¹²⁾。計算に使用した炉定数セットは、実用炉の遮蔽設計⁽⁹⁾に用いた42群中性子-21群ガンマ線結合断面積セットの核種数を増加したものである。つまり核データファイルENDF/B-IIIの中性子断面積、POPOP4ライブラリー⁽²⁵⁾の2次ガンマ線生成スペクトルデータより放射線発熱計算コードシステムRADHEAT⁽²⁶⁾に基づいて作成したものである。中性子発熱定数の計算にはMACKコード⁽²⁷⁾を用いた。但し、新たに追加したタングステン⁽²⁸⁾の4つの同位元素、 ^{182}W 、 ^{183}W 、 ^{184}W 、 ^{186}W および ^{181}Ta の5核種の中性子断面積は、ENDF/B-IVよりSPTG 4Z⁽²⁸⁾を用いて作成した。

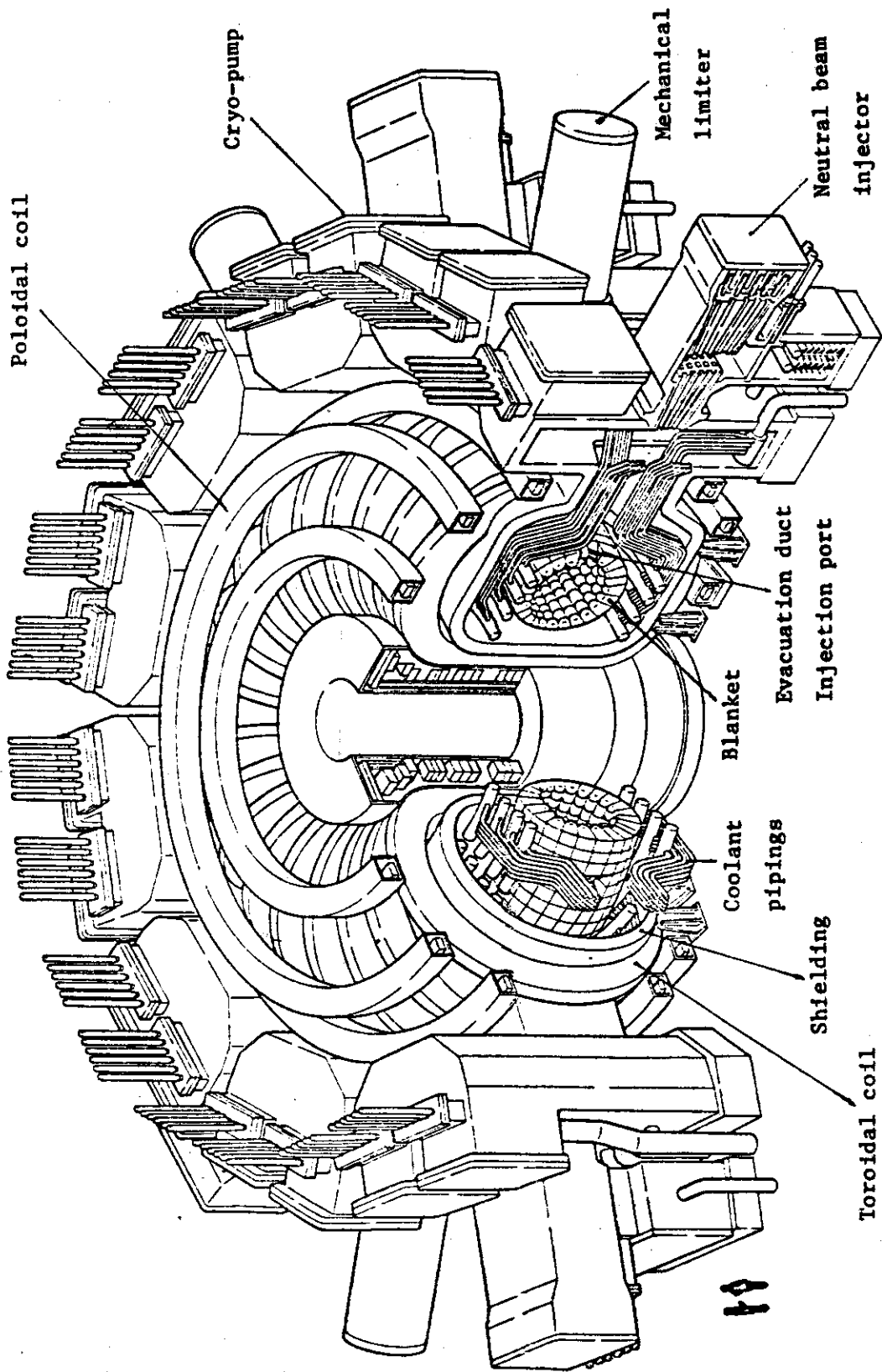


Fig. 3.1 Overview of the JAERI Experimental Fusion Reactor (JXFR)

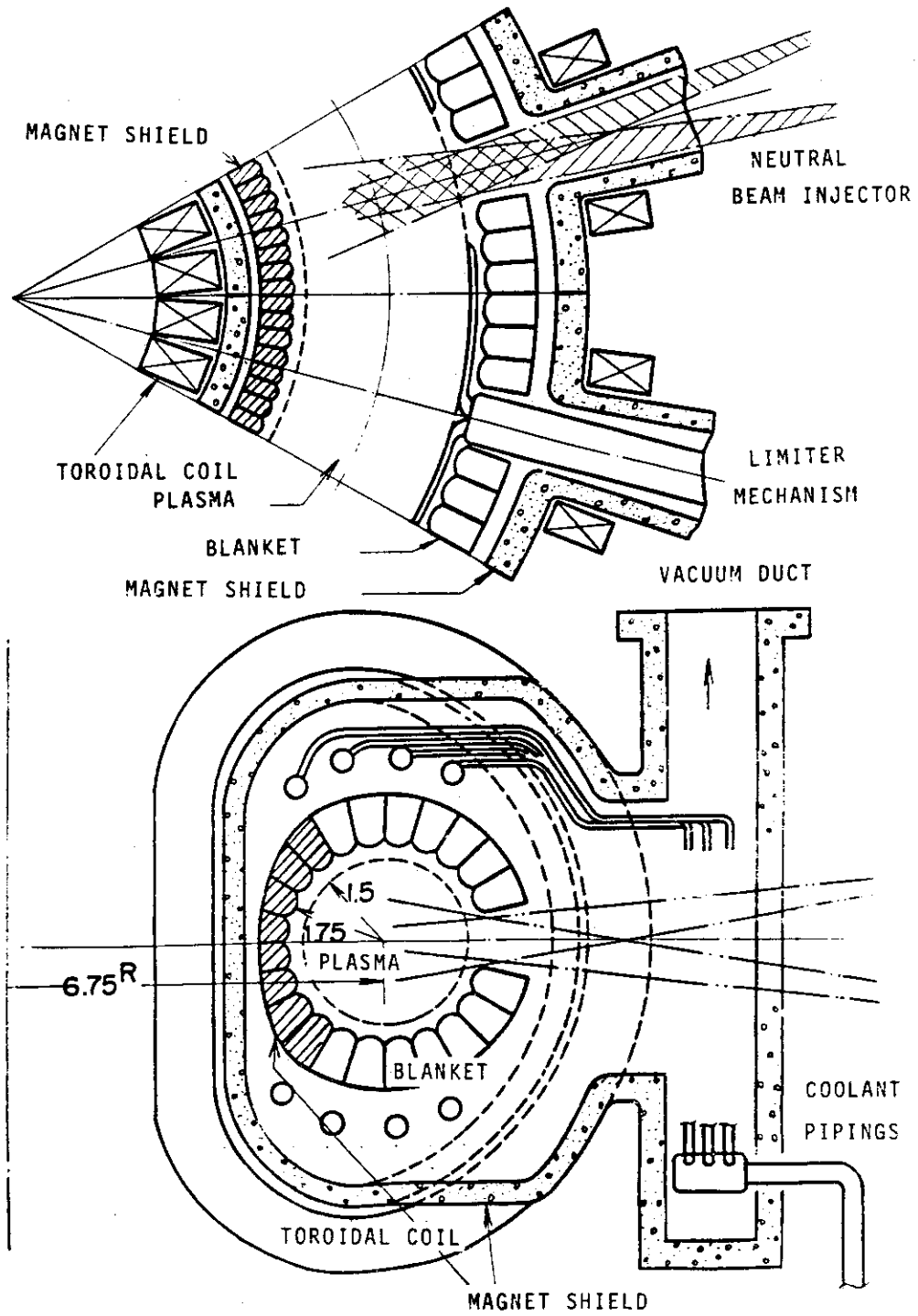


Fig. 3.2 Vertical and horizontal cross-sections of JXFR

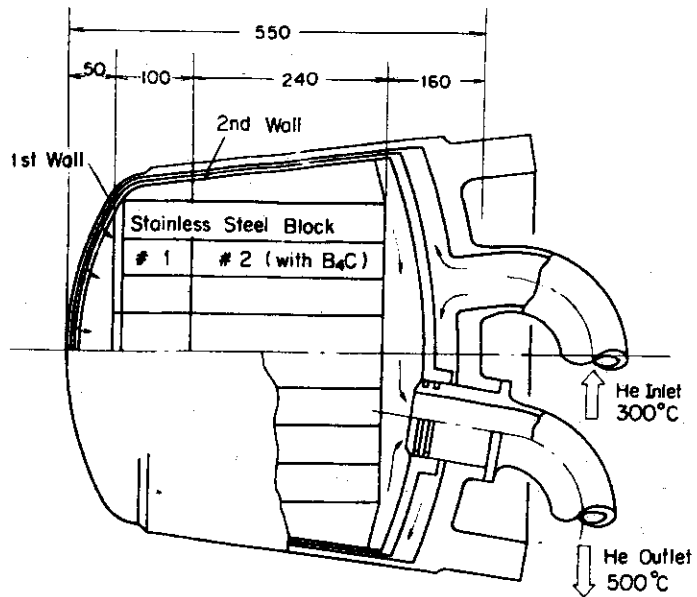


Fig. 3.3 Inner blanket module structure

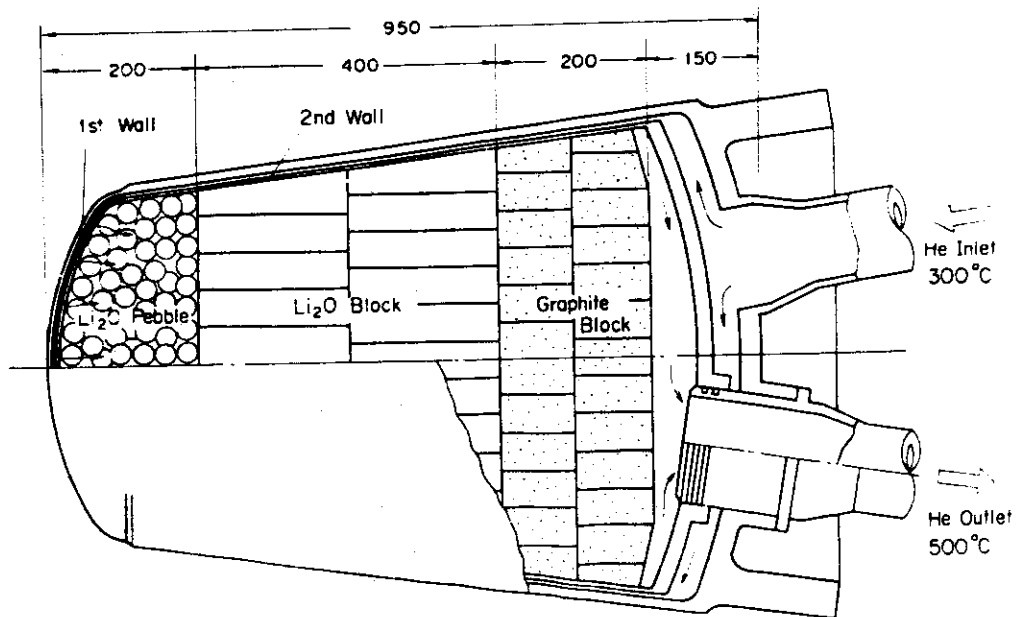


Fig. 3.4 Outer blanket module structure

Table 3.1 Mean free path and mesh-width for the inner blanket model

Region number (k)	Region name	Total cross-section $\Sigma_t(k)$ (cm ⁻¹)	Mean free path λ_k (cm)	Mesh width Δr_k (cm)	Mesh Number
1	Plasma	1.301 -11	7.69 +10	150.0	(1)
2	Vacuum	1.329 -11	7.53 +10	24.5	(1)
3	Carbon	2.618 -1	3.82	0.25	(2)
4	S.S.	5.203 -1	1.92	0.5	(2)
5	Helium	1.370 -4	7300	5.0	(1)
6	S.S.	5.226 -1	1.91	0.5	(2)
7	S.S. (90%)	4.661 -1	2.15	0.9	(10)
8	S.S. (65%) B ₄ C (16%)	3.887 -1	2.57	1.0	(24)
9	S.S.	5.131 -1	1.95	1.0	(4)
10	Vacuum	1.259 -11	7.95 +10	46.0	(1)
11	H.C. (80%) H ₂ O (20%)	6.204 -1	1.61	0.75	(40)
12	Lead	3.252 -1	3.08	1.25	(8)
13	Vacuum	1.468 -11	6.81 +10	10.0	(1)
14	Insulator	6.273 -2	15.94	5.0	(2)
15	SCM	5.604 -1	1.78	1.0	(90)
16	Insulator	7.213 -2	13.86	5.0	(2)

Table 3.2 Mean free path and mesh-width for the inner blanket model

Region number (k)	Region name	Total cross-section $\Sigma_t(k)$ (cm ⁻¹)	Mean free path λ_k (cm)	Mesh width Δr_k (cm)	Mesh number
1	Plasma	1.269 -11	7.88 +10	150.0	(1)
2	Vacuum	1.305 -11	7.67 +10	24.5	(1)
3	Carbon	2.388 -1	4.19	0.25	(2)
4	S.S.	5.318 -1	1.88	0.5	(2)
5	Li ₂ O(24%) S.S. (9%)	8.808 -2	11.4	4.75	(4)
6	Li ₂ O(72%) S.S.(17%)	2.264 -1	4.42	2.0	(20)
7	C (69%) S.S.(12%)	3.264 -1	3.06	1.25	(16)
8	S.S.	7.726 -1	1.29	0.45	(10)
9	Vacuum	9.341 -12	1.07 +11	55.5	(1)
10	H.C.(80%) H ₂ O (20%)	6.139 -1	1.63	0.8	(50)
11	Lead	3.327 -1	3.01	1.25	(8)
12	Vacuum	1.500 -1	6.67 +10	10.0	(1)
13	Insulator	6.309 -2	15.9	5.0	(2)
14	SCM	5.592 -1	1.79	1.29	(70)
15	Insulator	7.225 -2	13.8	5.0	(2)

Table 3.3 Nuclide densities of the blanket in JXFR*(atoms/cm³x10²⁴)

	S.S.	S.S. +B ₄ C	VACUUM or PLASMA	CARBON COATING	PEBBLE Li ₂ O REGION	BLOCK Li ₂ O REGION	GRAPHITE REFLECT- OR
Ni	9.848 ⁻³	6.401 ⁻³			8.617 ⁻⁴	1.690 ⁻³	1.182 ⁻³
Cr	1.575 ⁻²	1.024 ⁻²			1.378 ⁻³	2.703 ⁻³	1.890 ⁻³
Mo	1.255 ⁻³	8.158 ⁻⁴			1.098 ⁻⁴	2.154 ⁻⁴	1.506 ⁻⁴
Fe	5.909 ⁻²	3.841 ⁻²			5.170 ⁻³	1.014 ⁻²	7.091 ⁻³
B ¹⁰		1.501 ⁻²					
C		4.741 ⁻³		8.374 ⁻²			5.761 ⁻²
H _e		1.900 ⁻⁵	1.000 ⁻¹¹		2.700 ⁻⁵	1.06 ⁻⁵	1.920 ⁻⁵
Li ⁶					1.022 ⁻³	3.045 ⁻³	
Li ⁷					1.275 ⁻²	3.799 ⁻²	
O					6.885 ⁻³	2.052 ⁻²	

*JXFR stands for Japan Experimental Fusion Reactor

Table 3.4 Nuclide densities of the shield and magnet in JXFR (atoms/cm³x10²⁴)

Nuclide	Region			
	Heavy Concrete (80%) +H ₂ O(B)(20%)	Lead	Super Insulation	S.C.M. S.S.(60%), Cu(28%),Nb(7%)
¹⁶ O	3.376x10 ⁻²			
Nb				3.984x10 ⁻³
Mo				7.530x10 ⁻⁴
Cr				9.450x10 ⁻³
Ni				5.909x10 ⁻³
Fe	2.823x10 ⁻²			3.545x10 ⁻²
H	2.391x10 ⁻²			
¹⁰ B	1.1202x10 ⁻⁴			
Al	2.4251x10 ⁻³		1.801x10 ⁻²	
Cu				2.370x10 ⁻²
Pb		3.296x10 ⁻²		
Ca	1.9149x10 ⁻³			

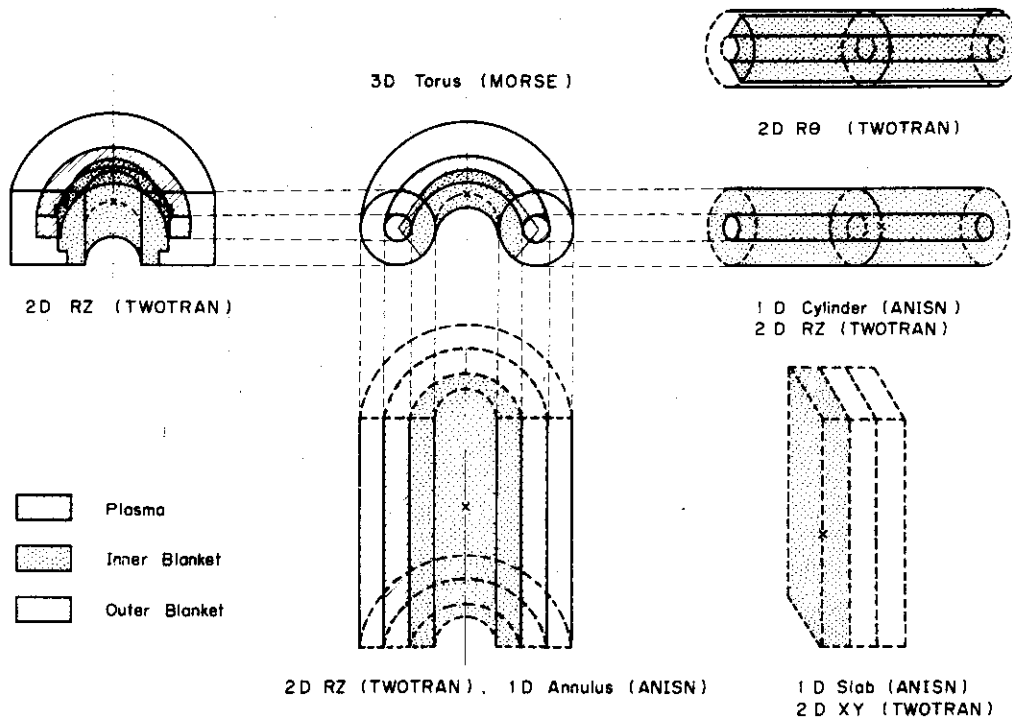


Fig. 3.5 Calculational models of the reactor and neutron transport calculation codes

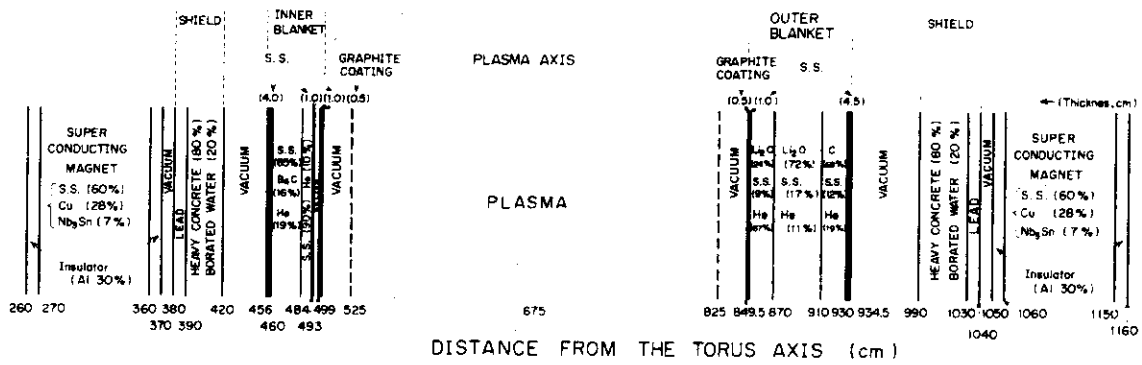


Fig. 3.6 Schematic layout of JXFR---plasma, blanket, shield and magnet

4. 遮蔽性能の向上

実験炉の第1次予備設計の中間報告書⁽¹⁴⁾において、Fig. 3.6の暫定的に設定した遮蔽配置では内側のSCMの銅の変位損傷の最大値は1年間で 8×10^{-5} dpaとなり設計基準値 2.5×10^{-5} dpaの3倍以上になることが指摘された。また、実験炉を1年間連続運転後1週間経過時のSCMの誘導放射能による照射線量率は最大で約 $1 \text{ rem} \cdot \text{h}^{-1}$ となり従事者に許容される値 $2.5 \text{ mrem} \cdot \text{h}^{-1}$ より3桁も高い値となった⁽²⁹⁾。さらに中性粒子入射孔を通しての中性子のストリーミングを考慮すると、この孔の近くのSCMの放射線量は孔の無い場合の数十倍になることが知られている⁽³⁰⁾。この結果、トーラスの外側のSCMに対しても銅の変位損傷に関しては数倍の余裕しかない暫定配置では不十分であると考えられた⁽¹⁴⁾。

このように暫定配置では遮蔽の設計基準の一部が満たされないことが明らかになったので、パラメータサーベイを行い、その結果に基づいて遮蔽性能を向上させるべく設計変更を行った。

4.1 内側遮蔽配置のパラメータサーベイ

SCM中のガンマ線による発熱を減らす目的で、Fig. 3.6に示した暫定配置の重コンとSCMの間には、厚さ10 cmの鉛層が配置された。その結果、放射線発熱率の最大値は設定値より十分に低く、SCM中の総発熱量も特に大きくないことが示された。他方、中性子による銅の照射損傷率は、トーラスの内側で設定値を上廻り、トーラスの外側においても中性粒子入射孔を通しての中性子ストリーミングを考慮すると設定値を上廻ると予想された⁽¹⁴⁾。そこで中間報告書⁽¹⁴⁾においては、鉛層を薄くするか取り除いて、その分だけ重コンを厚くすることを検討した。重コンで置換する鉛の厚さに対するトーラス内側のSCM表面上の中性子束とガンマ線束をFig. 4.1 aに、SCM中の総発熱量をFig. 4.1 bに示す。Fig. 4.1 aより鉛を全て重コンで置き換えると中性子束はもとの1/3程度になることがわかる。また総発熱量は鉛層が2.5 cm程度のとき最小になることがFig. 4.1 bよりわかる。この結果より、この10 cmの鉛層は、重コンあるいは他の材料で置き換えるべきであることが示された。

トーラスの内側においては、ブランケットと遮蔽層の厚さを増加させることは、主半径の増大をもたらす炉の設計全体の変更が必要となり影響が大き過ぎるため、遮蔽の厚さは保存し、遮蔽材料と配置を変えることにより設計基準を満たすべくパラメータサーベイを行った。

Fig. 3.6の暫定配置の内側ブランケットにおいては、まず厚さ10 cmの第1遮蔽層があるが、この部分は最も放射線発熱率が大きく高温になると予想されるので、構造材と同じステンレス鋼を装荷して熱応力の発生を少なくしているため、この部分の設計変更は行わない。また厚さ30 cmの重コンも遮蔽層の荷重を支持する役割を果たしているため、重コンは遮蔽材としても優れているのでこの層も変更しないこととした。しかしてこの内側ブランケットの24 cmの第2遮蔽層の装荷材料(ステンレス鋼構造材17%とヘリウム冷却空間19%を除いた64%の体積率を占める)と重コンの外側の10 cmの鉛層を各種の材料で置換して遮蔽効果を調べた。

遮蔽配置を変更するに先立って遮蔽材として優れた性質を有すると言われているいくつかの元素の断面積を調べた。14 MeVの中性子をまず減速させるには、非弾性散乱断面積が大きい元素が有効と

考えられたので、このような元素である、Fe, Mo, ^{181}Ta , ^{186}W の非弾性散乱断面積を Fig. 4.2a に示す。この図より、14 MeV における非弾性散乱断面積の大きさは、Fe, Mo, W, Ta の順に小さくなるが、2 MeV 以下ではこの順序は逆転し 100 keV 以上の中性子に対しては Ta と W が良い減速材であることがわかった。

減速した中性子を吸収するために、 ^{10}B , ^6Li , Cd, Ta などが吸収材として用いられる。これらの元素の中性子吸収断面積を Fig. 4.2b に示す。この図より部分的には、 ^6Li , Ta, Cd の吸収断面積が最大になることもあるが、 ^{10}B が全てのエネルギー範囲に渡って大きな断面積を有していることがわかった。

以上の結果より、14 MeV 中性子を遮蔽するには、まず Fe で 14 MeV 中性子を減速させ、次に Ta, W などですらに減速させた上で、 ^{10}B で中性子を吸収させる方式が有効と考えられた。

遮蔽効果の目安としては、設計条件の中で満足させることが最も厳しいと考えられた SCM 中の銅の変位損傷の最大値を選び、SCM 中の総発熱量の値も合せて考慮することにした。

内側ブランケットの計算モデルでは 8 番目の領域である第 2 遮蔽層とし、12 番目の領域の鉛層のところに各種の材料を配置した 8 通りの組み合わせに対する遮蔽効果を Table 4.1 に示す。この表において各組み合わせの名称を第 8 領域と第 12 領域の組成名によって表わした。そして組成名は、その組成の中で最大の体積率を占めている材料の略号を用いた。つまりステンレス鋼を S, タングステンを W, タンタルを Ta, 重コンを HC, 鉛を Pb で表わし、ステンレス鋼と B_4C が 40.5% ずつ存在する組成を SB と表わした。なお、表中の H_2O と示されているものは、ボロン水である。

第 1 ケース、つまり S-Pb は、暫定配置の内側ブランケットモデルに対応している。初めの 3 ケースは、第 8 領域のステンレス鋼 (S.S.) の中構造材として必要な 17% を除いた残りの 48% の体積を占める S.S. を W と Ta で置き換えた場合の遮蔽効果を調べるために行った。実際には W とか Ta は、これらの成分が大部分を占める合金を用いることになるが、ここでの計算は 100% の W と Ta を用いた。S-Pb, W-Pb と Ta-Pb の比較より第 2 遮蔽層には、S.S. や Ta よりも W が適していることがわかった。また、SB-HC と S-HC の比較より、第 2 遮蔽層においては、 B_4C よりも S.S. の体積比を高めた方が良いことがわかる。以上の結果より第 2 遮蔽層には W が最も適していることがわかり、17% の S.S. 構造材と 19% の He 冷却流路以外は全て W とすることにした。

S-Pb, W-Pb と Ta-Pb の 3 ケースの SCM 中の銅の入射中性子あたりの dpa の分布およびその他の領域における S.S. の dpa 分布を Fig. 4.3a に示す。これらの dpa を計算する際には、Table 4.2 に示す変位損傷断面積を用いた⁽³⁰⁾。変位損傷断面積は、S.S. も Cu のいずれも同じようなエネルギー依存性を示しており、10 keV 以上から 100 barn 以上になり、入射中性子のエネルギーが高いほど大きくなる。そこで変位損傷は高いエネルギーによってより多く生じている。Fig. 4.3a においては、内側ブランケットにおいて S.S., Ta, W の順に減少した S.S. の dpa が、SCM の表面の Cu の dpa の順序と同じになっている。

Fig. 4.3b に、SB-HC, S-HC と W-HC の 3 ケースの Cu と S.S. の dpa を示してある。ここで興味深いのは、ブランケットの外側では W-HC の S.S. の dpa が最大で、次いで S-HC, SB-HC の順であるにもかかわらず、重コンの中で S.S. の dpa の順序が逆転して、結局 SCM の Cu の dpa は W-HC が最も小さくなっている点である。このことは、ブランケットにおいては W など中

性を減速しておいた方が、 B_4C で吸収するよりもSCMの遮蔽には有能であることを示している。

第12領域の鉛を重コンで置き換えた方が良いことは、S-PbとS-HCの比較から明らかである。Table 4.1の最後の3ケース、つまりW-HC、W-S、W-SBの比較より、第12領域では中性子の吸収材である ^{10}B をより多く含む順、W-SB、W-HC、W-Sの順にCuのdpaは小さくなることが示されている。しかしながら、ガンマ線を遮蔽しSCM中の放射線発熱を減らすという点では、W-Sの方がW-HCより効果的である。

以上の結果より、W-SB、つまり第2遮蔽層にはWを装荷し、重コンの外側にはS、Sと B_4C を40%ずつ含む層をボロン水で冷却する方式が、SCM中のCuのdpaと総発熱量を最小にすることが示された。そこでW-SBをトラスの内側の遮蔽配置として採用する。

タングステン(W)を装荷すると、Cuのdpaは設計基準を満たすことができるが、Wは高価であり、誘導放射能が高くなり、比重が高いため内側ブランケットが重くなるなどの問題がある。さらに構造材のステンレス鋼とWの熱膨張率の差による熱応力が許容できる設計が可能かどうか今後調べる必要がある。値段と重量の増大は、Fig. 4.6に示すように、Wを装荷する部分はブランケットのごく一部であるので許容できるものと考えられる。短寿命の誘導放射能については、いづれにしても内側ブランケットのステンレス鋼構造材の誘導放射能は大きく、人間は近づけないので、この誘導放射能が数倍になったとしても問題ではない。しかしながらステンレス鋼の長寿命誘導放射能よりずっと長い誘導放射能があるかどうか、またそれが問題になるか否かを明らかにするのは今後の課題である。万一Wに許容し難い欠点があることが明らかになれば、TaあるいはS.S.などで再度置き換えなければならない。Cuのdpaが制限条件であるならば、W-SBの代わりにS-HCを採用することにより、SCMの焼き戻しを約7年に1回行うところを、2.5年に1回程度行うように変更することが必要になる。

4.2 外側遮蔽配置の設計変更

トラスの外側においては、まず外側ブランケットの20cmの厚さの中性子反射体材料を黒鉛からステンレス鋼に置き換えた。さらに外側遮蔽層の重コンの厚さを40cmから75cmに増加させ、10cmの鉛層を5cmに減少させた。このように遮蔽層の厚さを正味30cm増加させるためには、中間報告書の設計では空間が不十分であったためトロイダル磁場コイル(TFC)をコンスタントテンションD型より平たい形に変更した。さらに中性粒子入射孔に面する遮蔽層を厚くするために、中性粒子入射孔の数を12から8に減少させ、TFCの本数も24本から16本に減少させるなど大巾な設計変更がなされた。つまり遮蔽層を厚くすることにより炉構造、TFC、中性粒子入射加熱装置などの全面的設計変更が必要となった。

反射体材料を黒鉛とした場合とステンレス鋼とした場合の2体系におけるトリチウム(T)生成率分布とステンレス鋼および銅の変位損傷率(dpa)の空間分布をFig. 4.4に示す。ステンレス鋼反射体を黒鉛反射体の代りに用いると以下の変化がある。

- (1) $^7Li(n, n'\alpha)t$ 反応によるT生産量は変化しないが、 $^6Li(n, \alpha)t$ 反応によるT生産量が1%減少するだけであり、T増殖比の減少は1%以下である。
- (2) SCM中の最大の銅の変位損傷率は約1/4になる。

反射体にステンレス鋼を用いるとブランケットの重量が増大するが、T増殖比はほとんど変化せず遮蔽効果はかなり向上する。さらに黒鉛はTを吸収する可能性もあるので、ステンレス鋼反射体を採用することにした。

以上の結果に基づいて新たに設定した内側と外側のブランケットと遮蔽層の配置を、暫定配置と対比させてFig. 4.5に示す。そしてこの設計変更後の実験炉の断面図をFig. 4.6に示す。Fig. 3.2と比較するとハッチングを施した内側ブランケットのモジュールの本数が減少している。なお新しい外側ブランケットの Li_2O の密度は、最近の研究成果⁽³¹⁾に基づいて、従来の70% T.D.から86% T.D.に増加させた。変更がなされた領域の原子数密度をTable 4.3に示す。

Table 4.1 JXFR inner shield survey

Case number	Case name	Region 8 (24 cm)	Region 12 (10 cm)	Max.dpa in Cu per year (50% L.F.)	Radiation heating in SCM (kw)
1	S-Pb	S.S.(65%) B ₄ C (16%) He (19%)	Pb(100%)	8.025 -5	3.212
2	W-Pb	S.S.(17%) W (48%) B ₄ C (16%) He (19%)	Pb(100%)	4.812 -5	1.888
3	Ta-Pb	S.S.(17%) Ta (48%) B ₄ C (16%) He (19%)	Pb(100%)	5.982 -5	2.338
4	SB-HC	S.S.(40.5%) B ₄ C (40.5%) He (19%)	H.C.(80%) H ₂ O (20%)	5.233 -5	2.776
5	S-HC	S.S.(65%) B ₄ C (16%) He (19%)	H.C.(80%) H ₂ O (20%)	4.073 -5	2.297
6	W-HC	S.S.(17%) W (64%) He (19%)	H.C.(80%) H ₂ O (20%)	1.758 -5	1.306
7	W-S	S.S.(17%) W (64%) He (19%)	S.S.(90%) He (10%)	2.153 -5	0.984
8	W-SB	S.S.(17%) W (64%) He (19%)	S.S.(40%) B ₄ C (40%) H ₂ O (20%)	1.463 -5	0.982

Table 4.2

Displacement Cross Sections (barn)

<u>Lower Neutron Energy</u>	<u>316 SS*</u>	<u>Cu*</u>
13.720 MeV	2942.5	3586.9
12.549	2848.9	3577.5
11.478	2737.3	3636.2
10.500	2610.0	3655.9
9.314	2465.3	3542.5
8.261	2292.2	3253.6
7.328	2166.4	2897.0
6.500	2069.3	2648.9
5.757	1963.8	2552.0
5.099	1871.7	2367.2
4.516	1757.7	2200.9
4.000	1642.0	1973.3
3.162	1412.1	1611.5
2.500	1177.2	1236.1
1.871	865.3	882.0
1.400	677.6	782.5
1.058	436.1	697.9
0.800	351.9	665.6
0.566	380.7	584.5
0.400	362.9	516.1
0.283	244.4	419.1
0.200	219.6	349.5
0.141	241.6	276.5
0.100	129.5	205.9
46.5 KeV	110.2	152.0
21.5	101.1	115.2
10.0	32.6	65.7
4.65	26.8	38.9
2.15	9.9	15.1
1.00	5.2	9.5
0.465	0.14	15.5
0.215	0.19	1.9
0.100	0.33	0.25
46.5 eV	0.36	0.35
21.5	0.77	0.53
10.0	0.66	0.78
4.65	0.95	0.55
2.15	1.4	1.7
1.00	2.0	2.6
0.465	3.0	3.9
0.215	4.4	5.7
0.001	12.3	16.3

* The effective displacement energies used are 40 eV for 316 SS and 31.7 eV for Cu.

Table 4.3 Nuclide densities of new mixtures
(atoms / cm³ × 10²⁴)

Nuclide	Regions			
	S ₂ S ₂ (17%) W (64%) He (19%)	S ₂ S ₂ (40%) B ₄ C (40%) H ₂ O(B)(20%)	Li ₂ O(17%) S ₂ S ₂ (9%) He (27%)	Li ₂ O(72%) S ₂ S ₂ (17%) He (11%)
⁶ Li			1.243-3	5.264-3
⁷ Li			1.551-2	6.568-2
¹² C		1.185-2		
¹⁶ O		6.630-3	8.374-3	3.547-2
He	1.900-5		2.700-5	1.100-5
Mo	2.154-4	5.020-4	1.098-4	2.154-4
Cr	2.703-5	6.300-3	1.378-3	2.703-3
Ni	1.690-3	3.939-3	8.617-4	1.690-3
Fe	1.014-2	2.364-2	5.170-3	1.014-2
H		1.326-2		
¹⁰ B		3.764-2		
¹⁸² W	1.066-2			
¹⁸³ W	5.766-3			
¹⁸⁴ W	1.226-2			
¹⁸⁶ W	1.137-2			

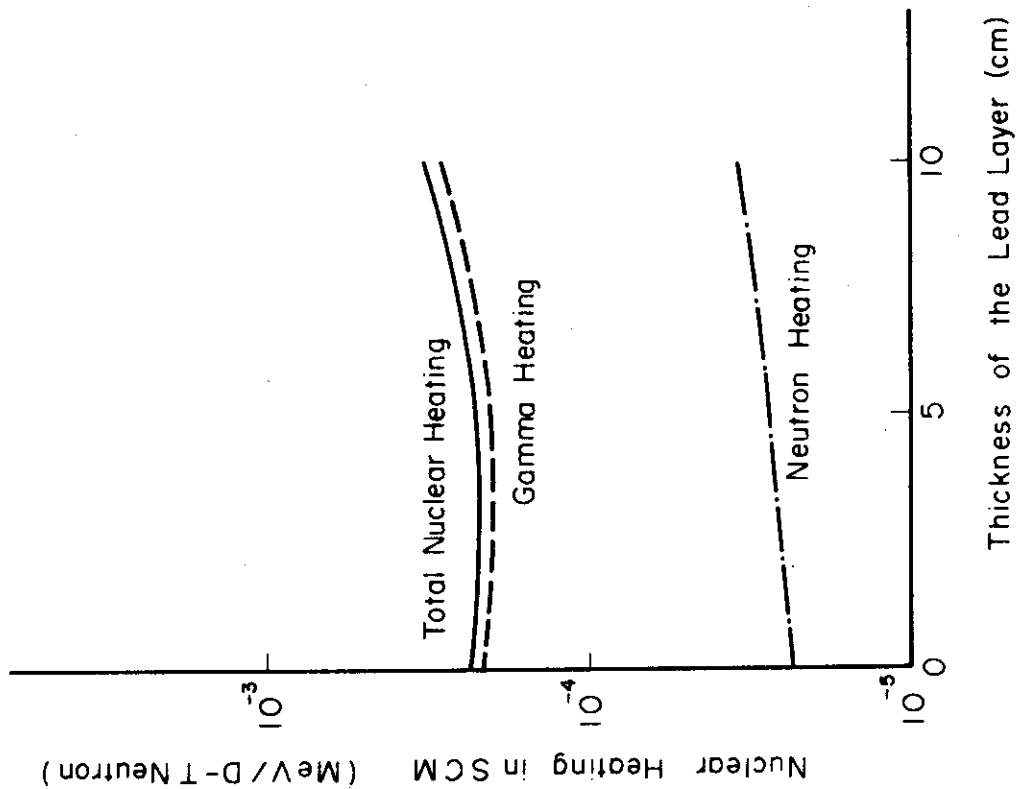


Fig. 4.1b Total nuclear heating in the SCM as a function of lead thickness

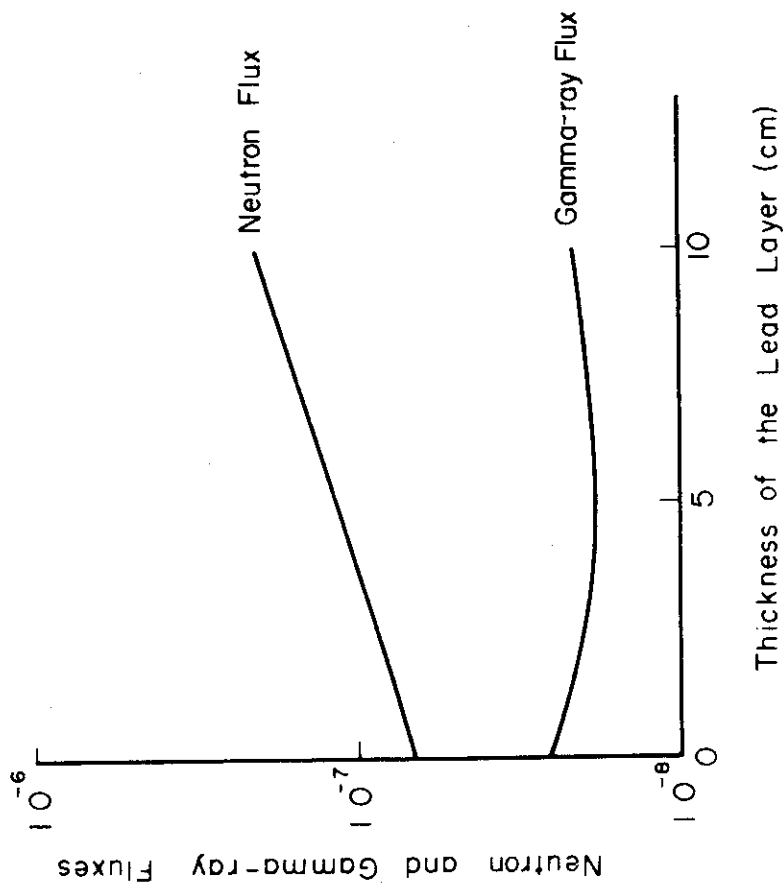


Fig. 4.1a Total neutron and gamma-ray fluxes at the surface of the SCM as a function of lead thickness

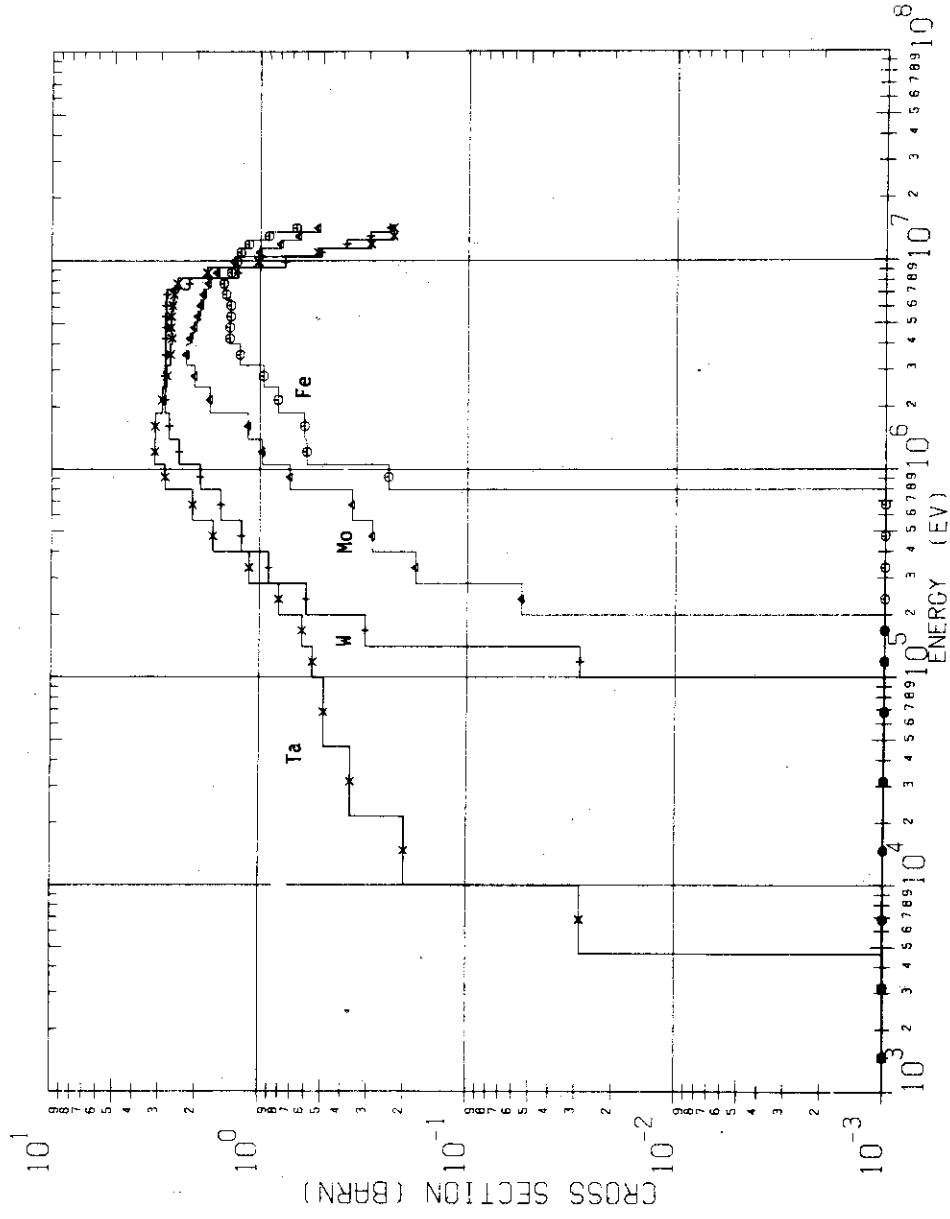


Fig. 4.2a Inelastic cross sections of Fe, Mo, ^{181}Ta and ^{186}W

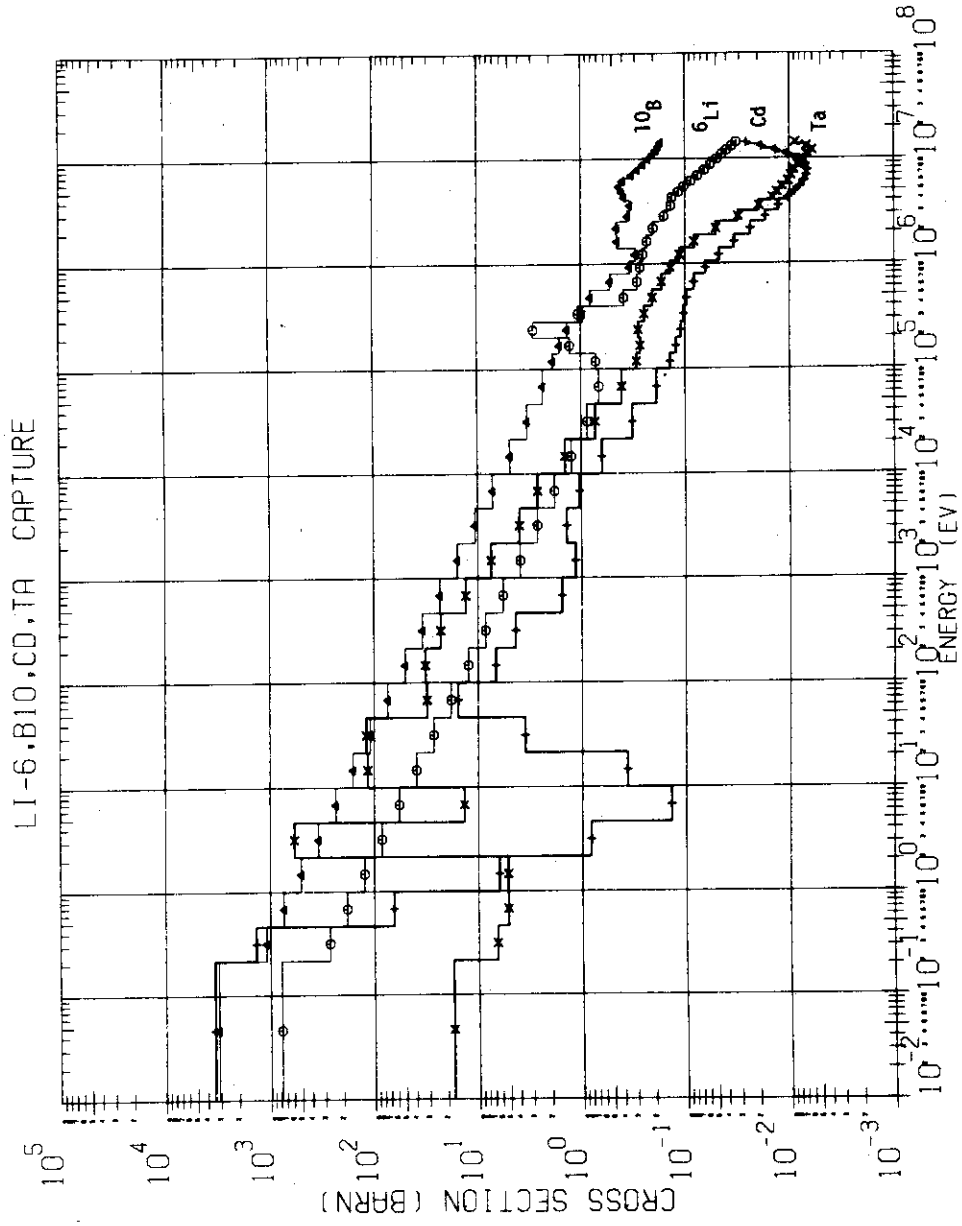


Fig. 4.2b Neutron capture cross sections of ^6Li , ^{10}B , Cd and ^{181}Ta

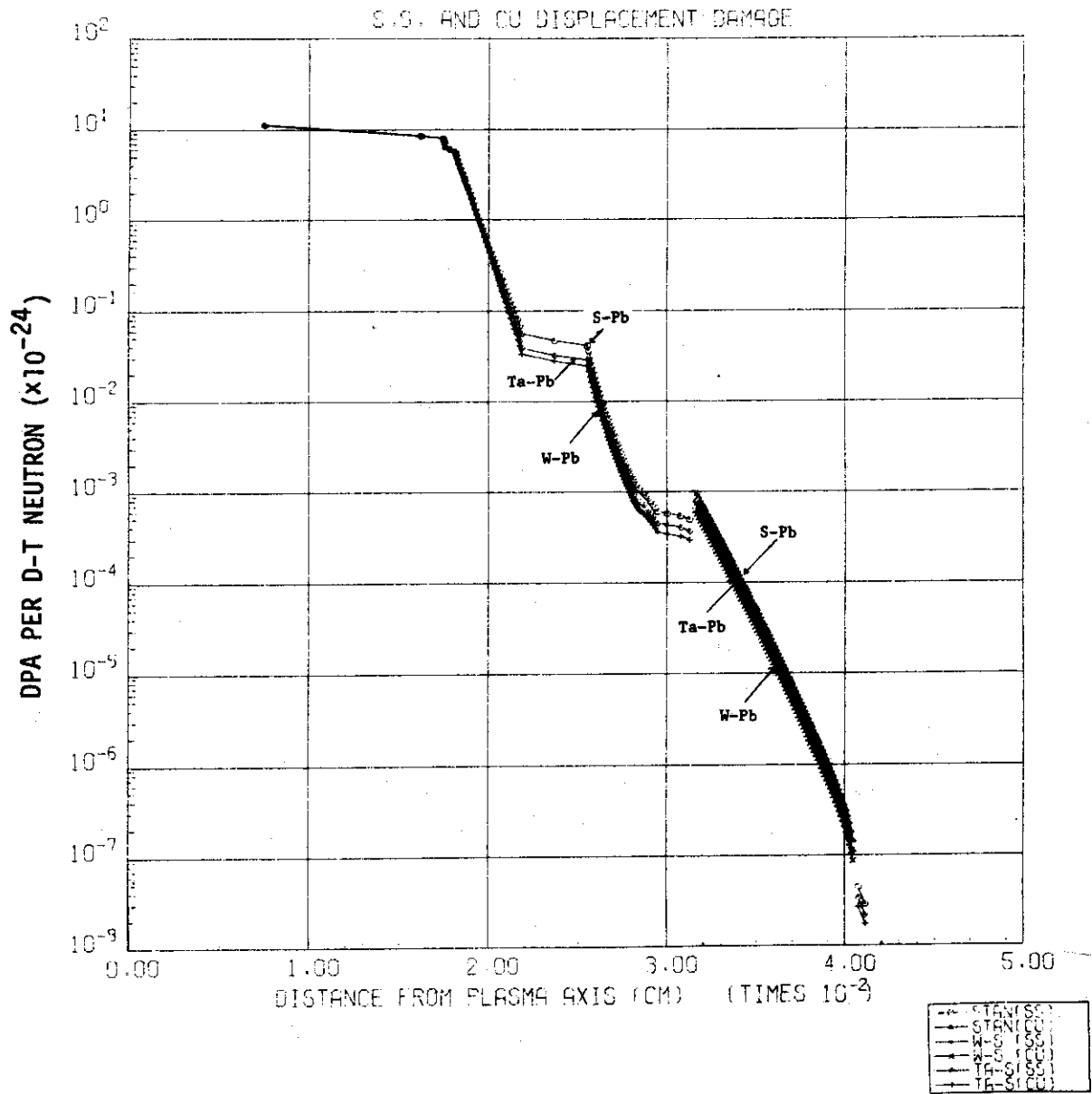


Fig. 4.3a Stainless steel and copper displacement damage rates for the shielding schemes S-Pb, W-Pb and Ta-Pb

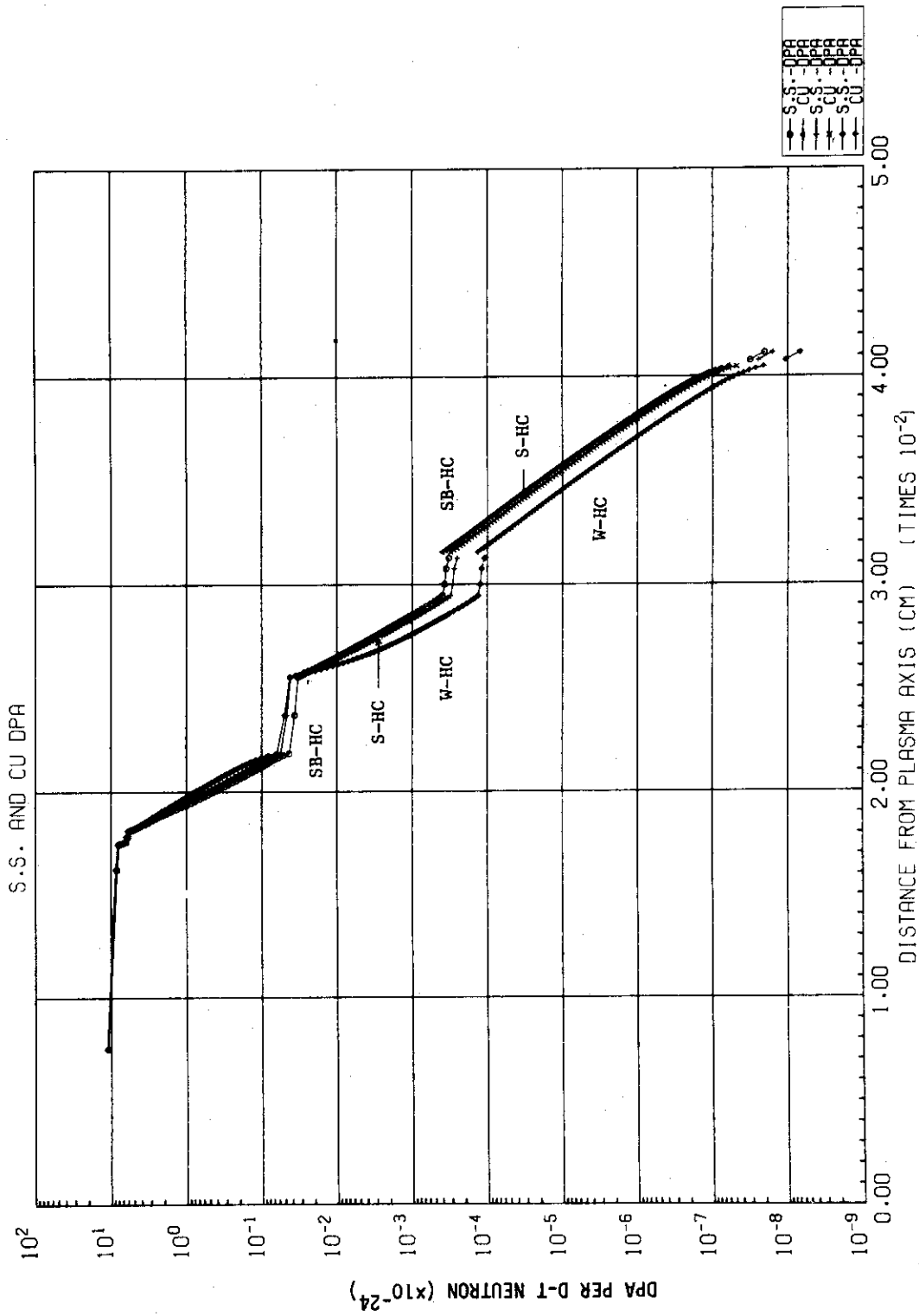


Fig. 4.3b Stainless steel and copper displacement damage rates for the shielding schemes SB-HC, S-HC and W-HC

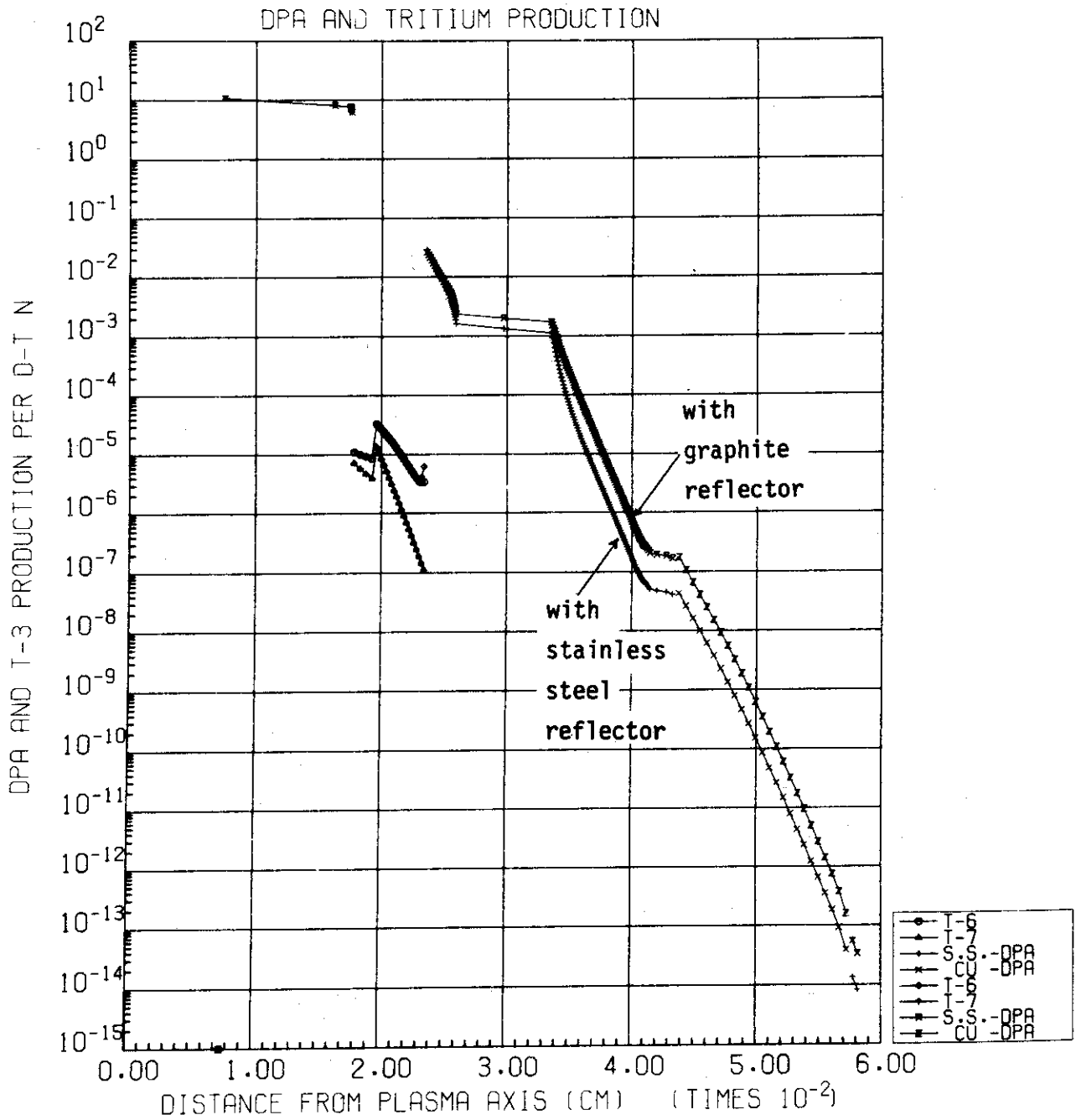


Fig. 4.4 Tritium production rates and stainless steel and copper displacement damage rates for the systems with two reflector materials; graphite and stainless steel

JXFR - I (1975.6)

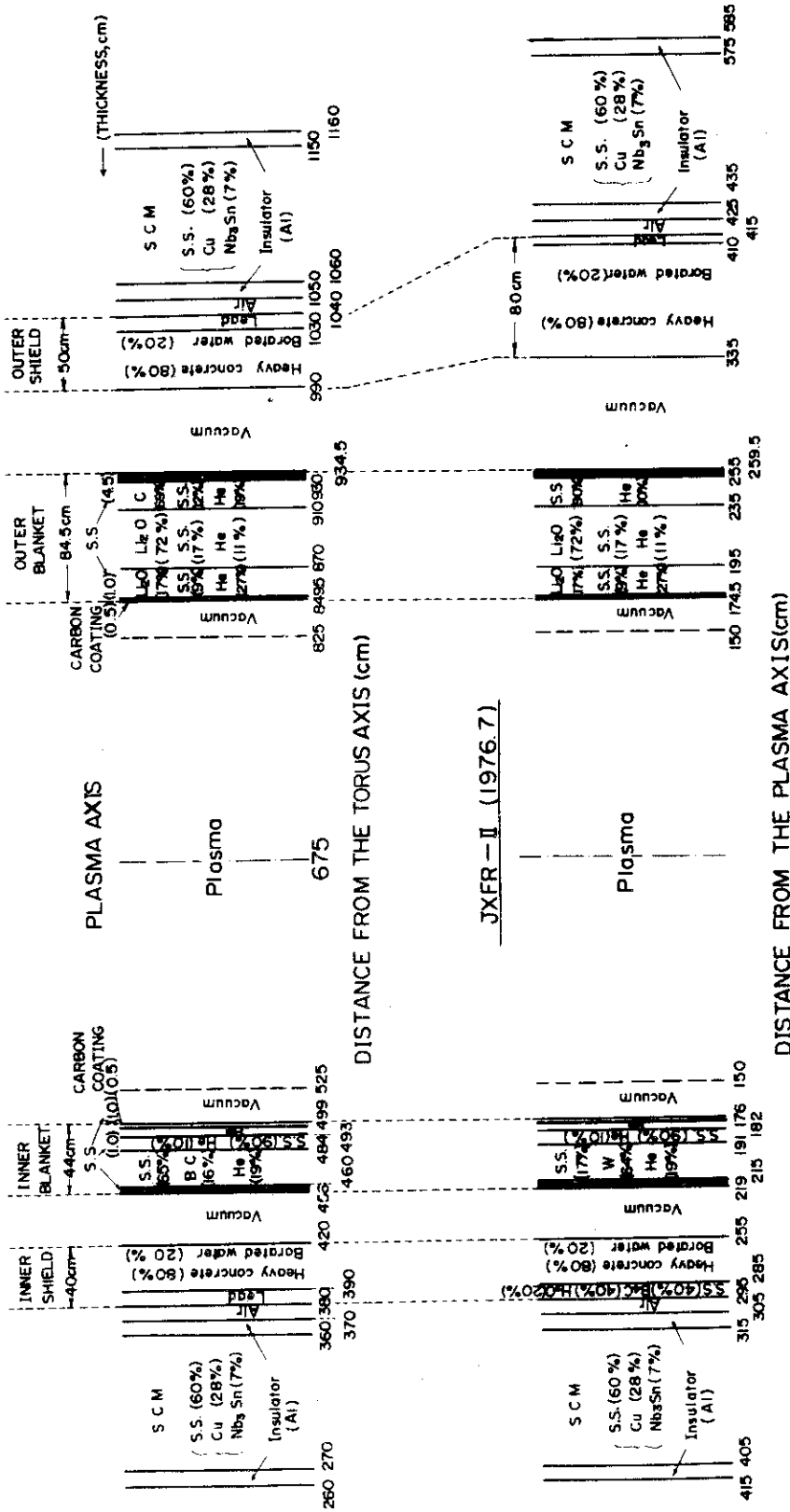


Fig 4.5 Modification of the blanket and shield of JXFR

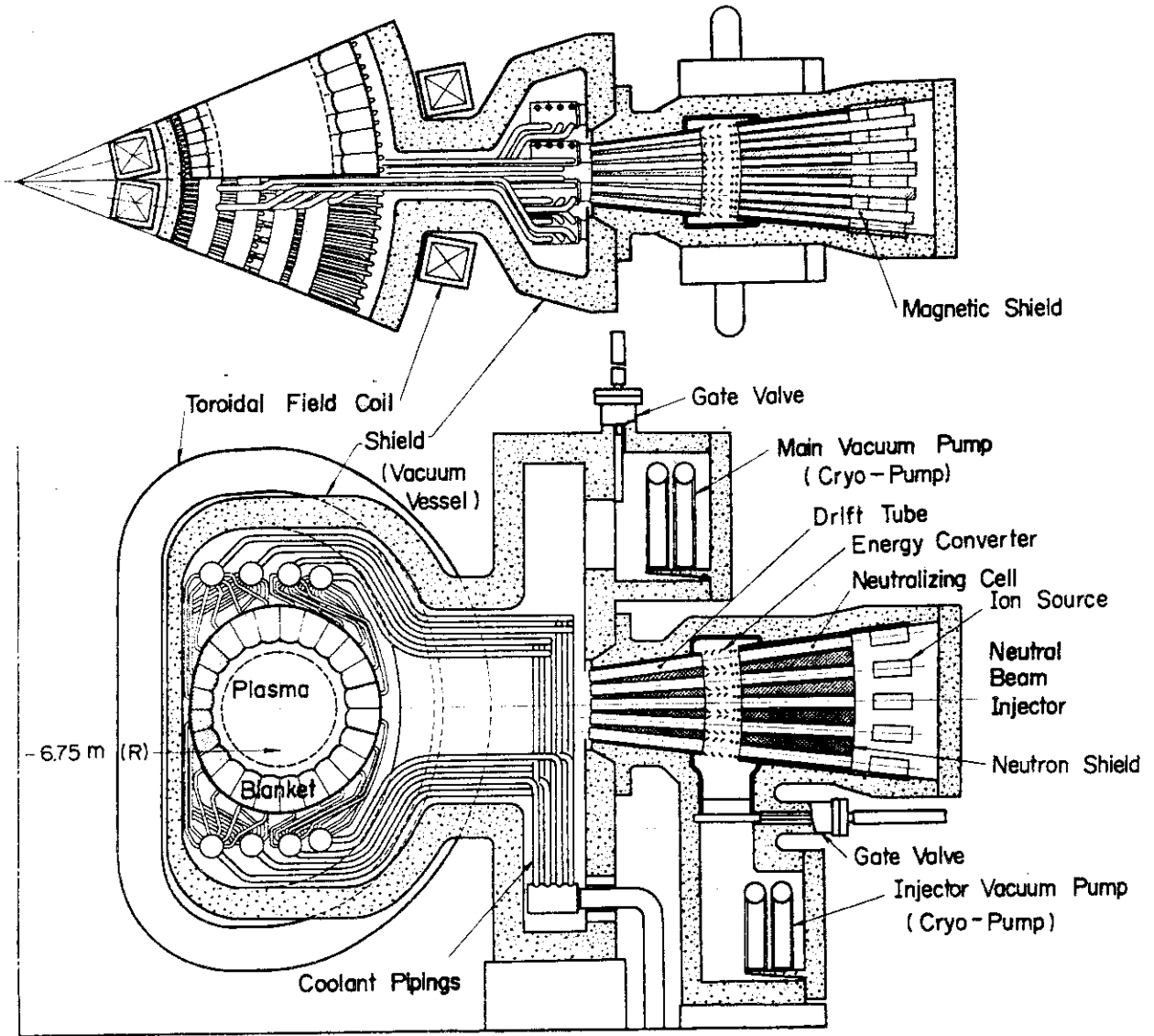


Fig. 4.6 Cross-sections of revised model of JXFR at July, 1976

5. 結果と検討

第4章の設計変更に基づいて設定された Fig. 4.5 の実験炉の遮蔽配置が、第2章で定めた設計基準を満たすかどうかの検討を行う。

5.1 結果と検討

(1) 放射線分布

実験炉の内側および外側のブランケットから SCM における中性子束およびガンマ線束の分布を Fig. 5.1 と 5.2 に示す。Fig. 5.1 のトーラスの内側の SCM 表面 ($r = 315 \text{ cm}$) においては、ガンマ線束の方が中性子より高くなっている。ガンマ線は放射線発熱およびマイラーの吸収線量には組み入れてあるが、Cu および Nb_3Sn の放射線損傷におよぼす影響は考慮していないので、この影響を調べることは今後の課題である。Fig. 5.2 のトーラスの外側の SCM の表面 ($r = 435 \text{ cm}$) においては、中性子束の方がガンマ線束より1桁程度高く、中性子による損傷だけを考慮すればほぼ十分である。

SCM 中の最大中性子束は、トーラスの内側において $1.21 \times 10^9 \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ であり、トーラスの外側において $1.10 \times 10^6 \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ であり、内側の最大値より3桁低い。炉の寿命を20年として稼働率を50%とすると、最大の中性子フルエンスは $3.8 \times 10^{17} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ であり、超電導線材に対して設定したフルエンスの設計基準値 $10^{18} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ より低くなる。

内側ブランケットモデルの代表的な位置における中性子およびガンマ線のスペクトルを Fig. 5.3a と 5.3b に示す。SCM の表面における中性子スペクトルはかなり硬くなっており数百 keV の位置になだらかなピークを有すると同時に 14 MeV 中性子の鋭いピークも残っており、14 MeV 中性子の損傷におよぼす寄与がかなりあることがわかる。

外側ブランケットモデルの代表的な位置における中性子とガンマ線のスペクトルをそれぞれ Fig. 5.4a と 5.4b とに示す。SCM の表面における中性子スペクトルは比較的平坦である。1 MeV 以上の高速中性子は少なく、14 MeV 中性子のピークも 1 MeV 以下の中性子束より約1桁小さくなっている。ガンマ線スペクトルは、僅かな凹凸の差を除けば空間依存性は小さく、どの位置でも類似の形をしている。

(2) 銅の変位損傷率分布

Table 4.1 に示したように、トーラスの内側に採用した W-BC 体系において SCM の表面における銅の変位損傷は1年間、稼働率50%で運転した後は、 $1.46 \times 10^{-5} \text{ dpa}$ となり設定基準値 $2.5 \times 10^{-5} \text{ dpa}$ の6割程度となっている。銅の抵抗増大の許容値を $3 \times 10^{-8} \Omega \cdot \text{cm}$ とすると、銅の変位損傷は 10^{-4} dpa まで許容できるので、約7年に1回の割合で、SCM を常温に焼き戻せば良いことになる。

Fig. 4.4 にトーラスの外側の SCM 中の銅の dpa の分布を示してある。図に示された2本の曲線の中、下の曲線がステンレス鋼反射体を用いた場合で、入射中性子1個あたりの銅の dpa が描かれている。外側 SCM の銅の dpa の最大値は、 $4.31 \times 10^{-8} (\times 10^{-24} \text{ dpa} / \text{DT neutron})$ であり、これに高さ1 cm の円柱プラズマ中の毎秒の中性子発生数 $8.37 \times 10^{15} \text{ n} \cdot \text{s}^{-1}$ を乗じて、1年間、

稼働率50%で運転したときの運転時間 1.6×10^7 s に換算すると 5.8×10^{-9} dpa となり、内側の最大値より約3桁ほど低くなっている。

(3) 絶縁材の吸収線量

絶縁材としてはマイラーを使うものとした。マイラーの組成は、HとCが2対1の割合であり、その比重が1.0であるものとして吸収線量を計算した。トーラスの内側と外側におけるマイラーの吸収線量率分布をそれぞれFig. 5.5 a と 5.5 b に示す。これらの図においては、HとCのそれぞれの原子による中性子とガンマ線の毎秒の吸収線量を区別して示してあるので、HとCの原子数比が2対1でない組成の線量も換算して求めることができる。またSCMにおけるマイラーの吸収線量を下げるには、中性子束を下げる方が有効であることがわかる。トーラスの内側と外側のSCM中のマイラーの最大の吸収線量はそれぞれ $4.08 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ と $1.90 \times 10^{-3} \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ であり、稼働率50%としたときの1年間の吸収線量はそれぞれ $6.4 \times 10^7 \text{ rad} \cdot \text{y}^{-1}$ 、 $3.0 \times 10^4 \text{ rad} \cdot \text{y}^{-1}$ となる。常温におけるマイラーの照射試験データでは、 $1.2 \times 10^8 \text{ rad}$ までは特性変化がないとしているので、内側のSCMでは2年間でこの値に達する。エポキシ樹脂がマイラーの20倍の耐放射線性があるならば、内側SCMの絶縁はエポキシ樹脂を用いれば良い。

極低温におけるマイラー、エポキシ樹脂などの照射試験を行い、吸収線量が 10^8 rad 以上でどのような特性変化が生ずるかを調べる必要がある。もしマイラー、エポキシ樹脂が共に 10^8 rad 程度で重大な性能劣化を生ずるならば、耐放射線性が高い絶縁材を開発するか、遮蔽層をさらに厚くするかしなければならない。

(4) 放射線発熱

トーラスの内側および外側のブランケット、遮蔽層およびSCMにおける放射線発熱率分布をFig. 5.6 a と 5.6 b とに示す。SCM中の最大発熱率はそれぞれ $7.8 \times 10^{-5} \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ と $1.0 \times 10^{-4} \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ であり、これらの値は設計基準値とした $10^{-3} \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ より十分に小さい。これらの計算結果から概算したSCM中の放射線による総発熱量は982Wであり、これを冷凍するのに要する電力は500倍としても、約500kWに過ぎない。

(5) 誘導放射能

炉を1年間連続運転して停止後1週間経過した時のトーラスの外側における放射化されたステンレス鋼からのガンマ線線量率分布をFig. 5.7 に示す。この図より遮蔽層の外側($r > 415 \text{ cm}$)におけるガンマ線線量率は $0.7 \text{ mrem} \cdot \text{h}^{-1}$ 程度で従事者に対する許容値 $2.5 \text{ mrem} \cdot \text{h}^{-1}$ より低くなることからわかる。但し中性粒子入射孔付近のSCMの線量率は、許容値を越えるので作業時間を制限する必要がある。

(6) 生体遮蔽

付録2において炉室のコンクリート壁を2.0mにすれば、炉室の外側では炉の運転時でも線量率は $2.5 \text{ mrem} \cdot \text{h}^{-1}$ 以下になり、炉から500m離れた敷地境界において年間の線量率は $0.005 \text{ mrem} \cdot \text{y}^{-1}$ となることが示された。

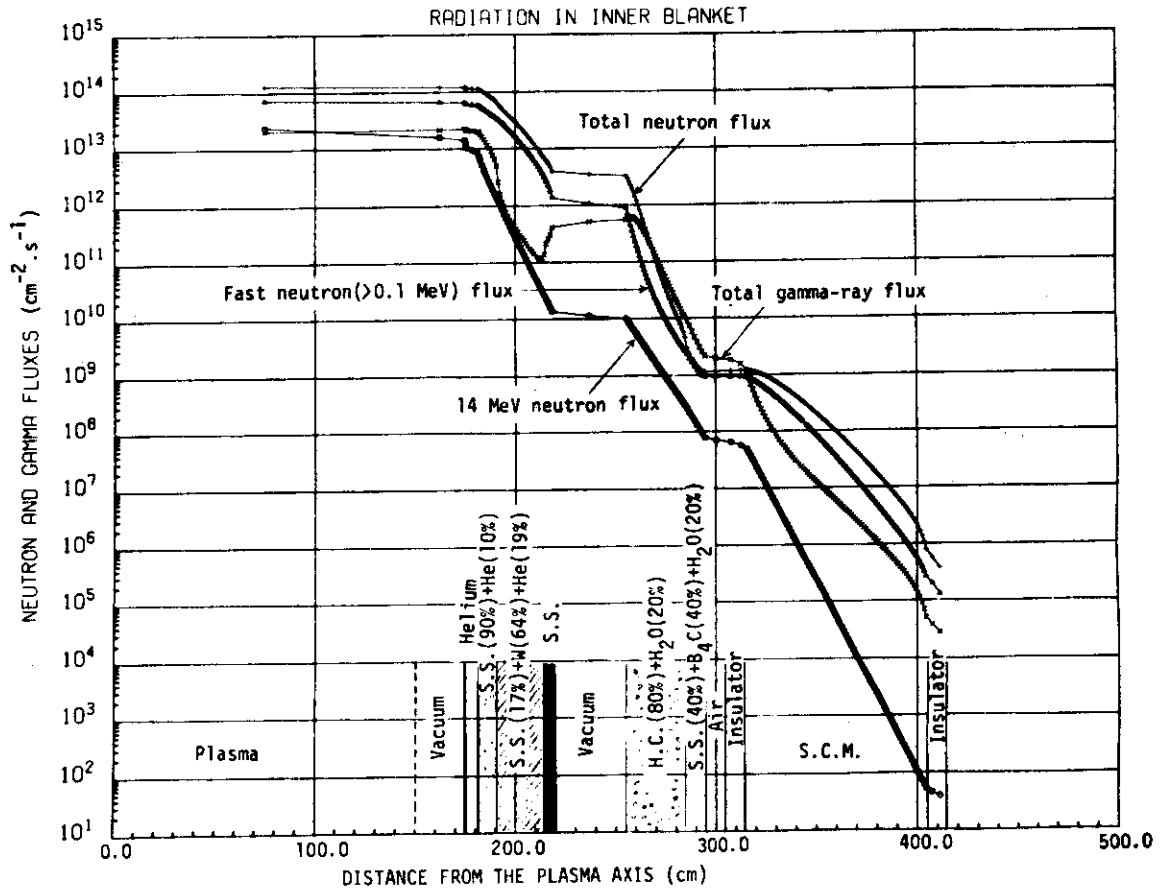


Fig. 5.1 Neutron and gamma-ray fluxes in the inner blanket, shield and magnet

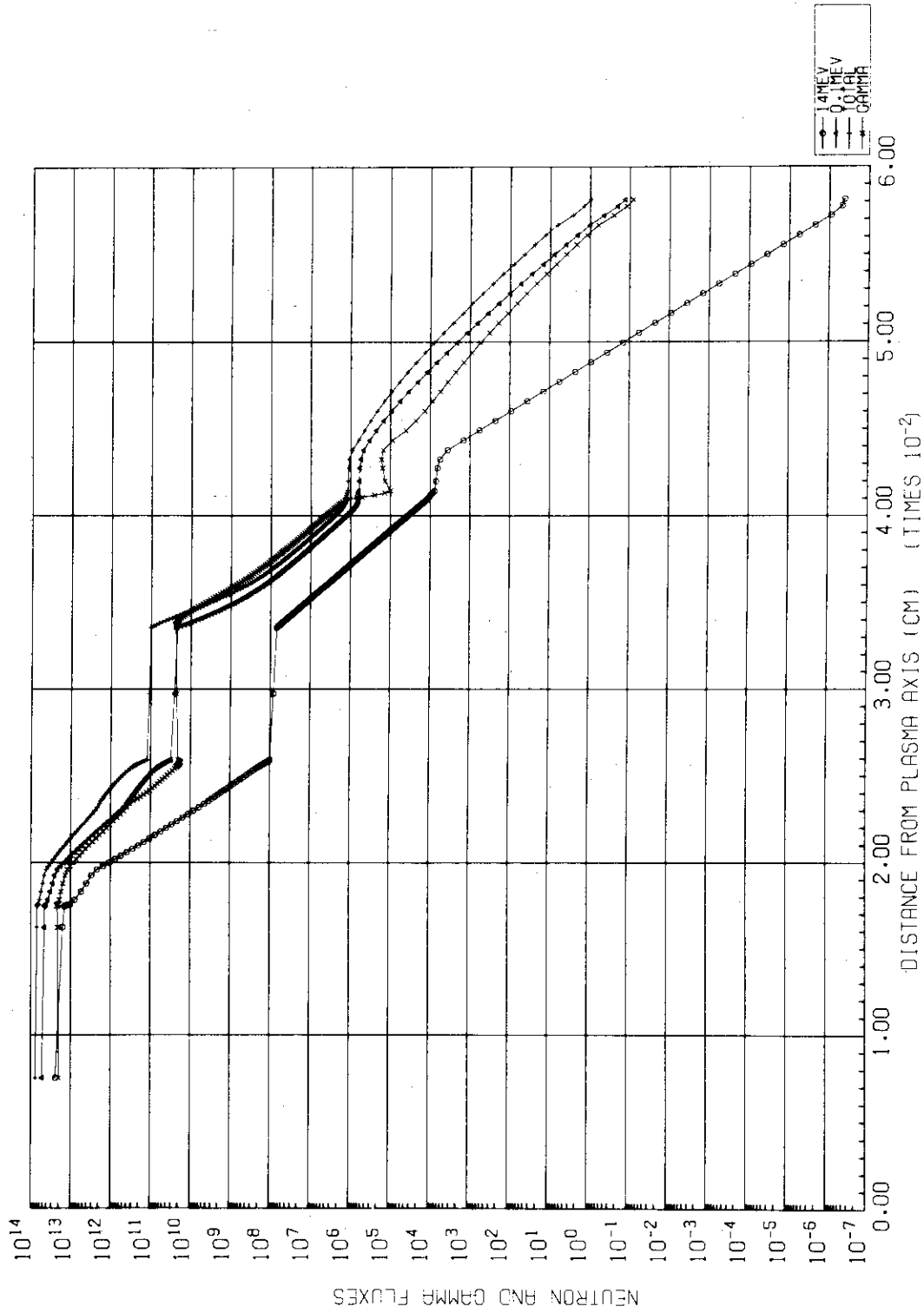


Fig. 5.2 Neutron and gamma-ray fluxes in the outer blanket, shield and magnet

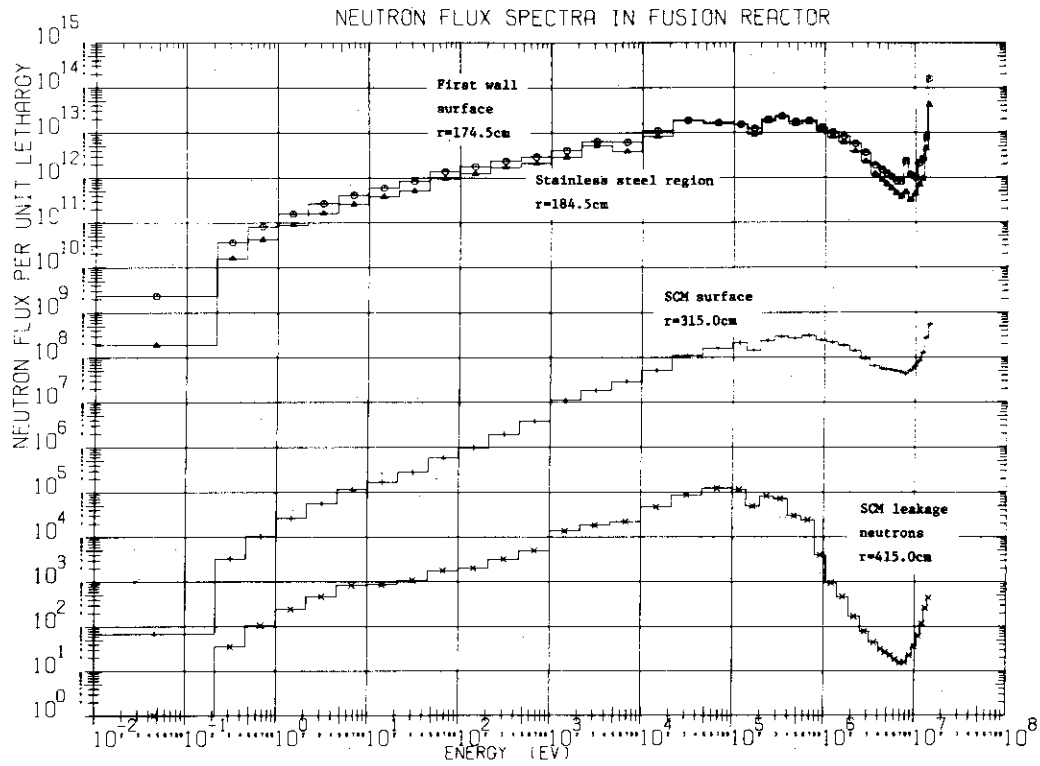


Fig. 5.3a Neutron energy spectra at various positions of the inner blanket, shield and magnet

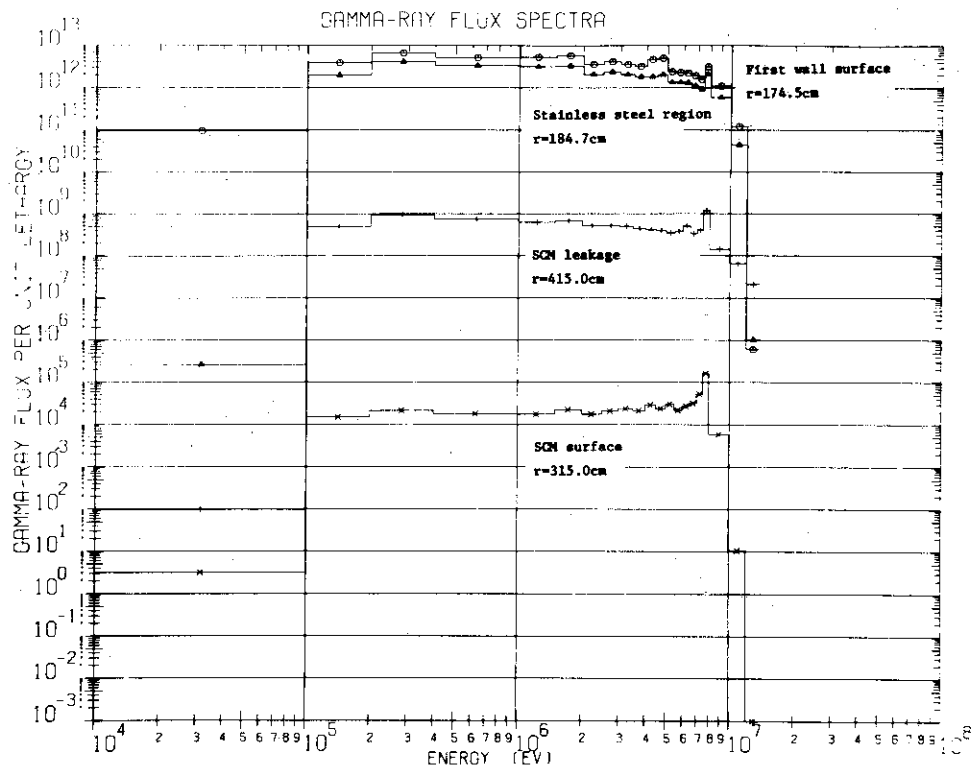


Fig. 5.3b Gamma-ray energy spectra at various positions of the inner blanket, shield and magnet

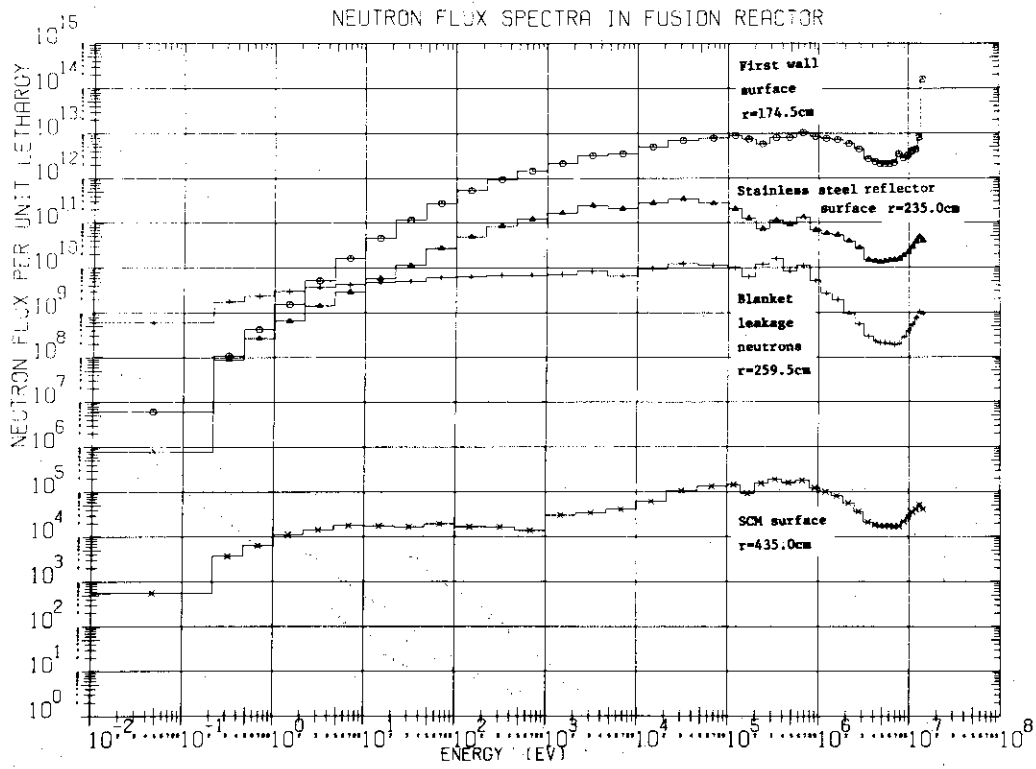


Fig. 5.4a Neutron energy spectra at various positions of the outer blanket, shield and magnet

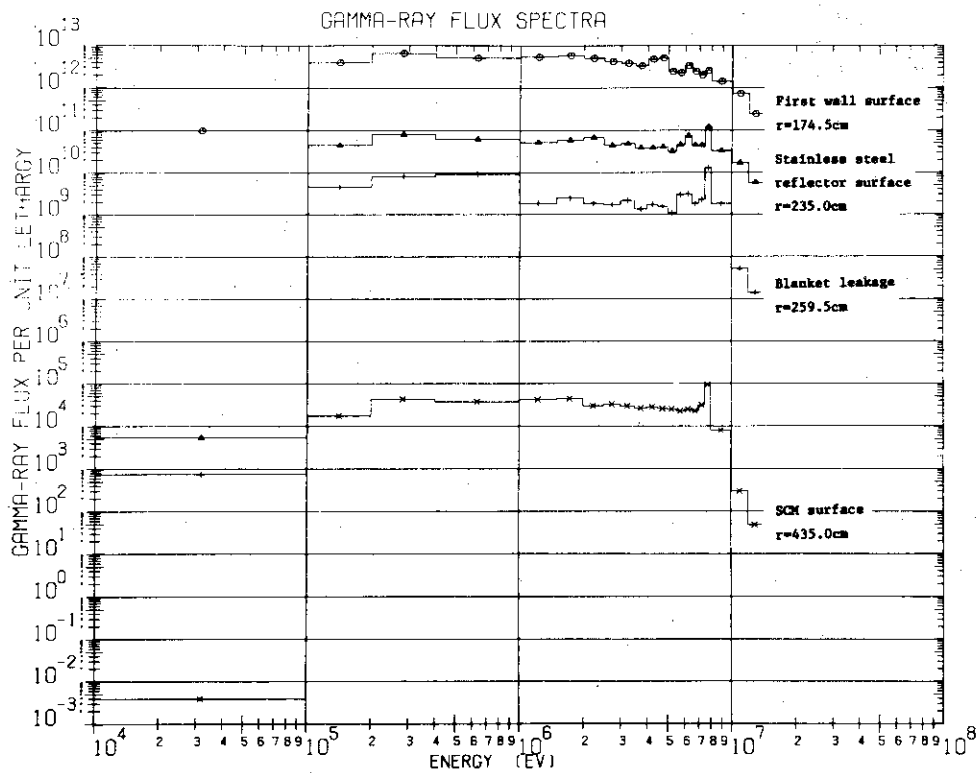


Fig. 5.4b Gamma-ray energy spectra at various positions of the outer blanket, shield and magnet

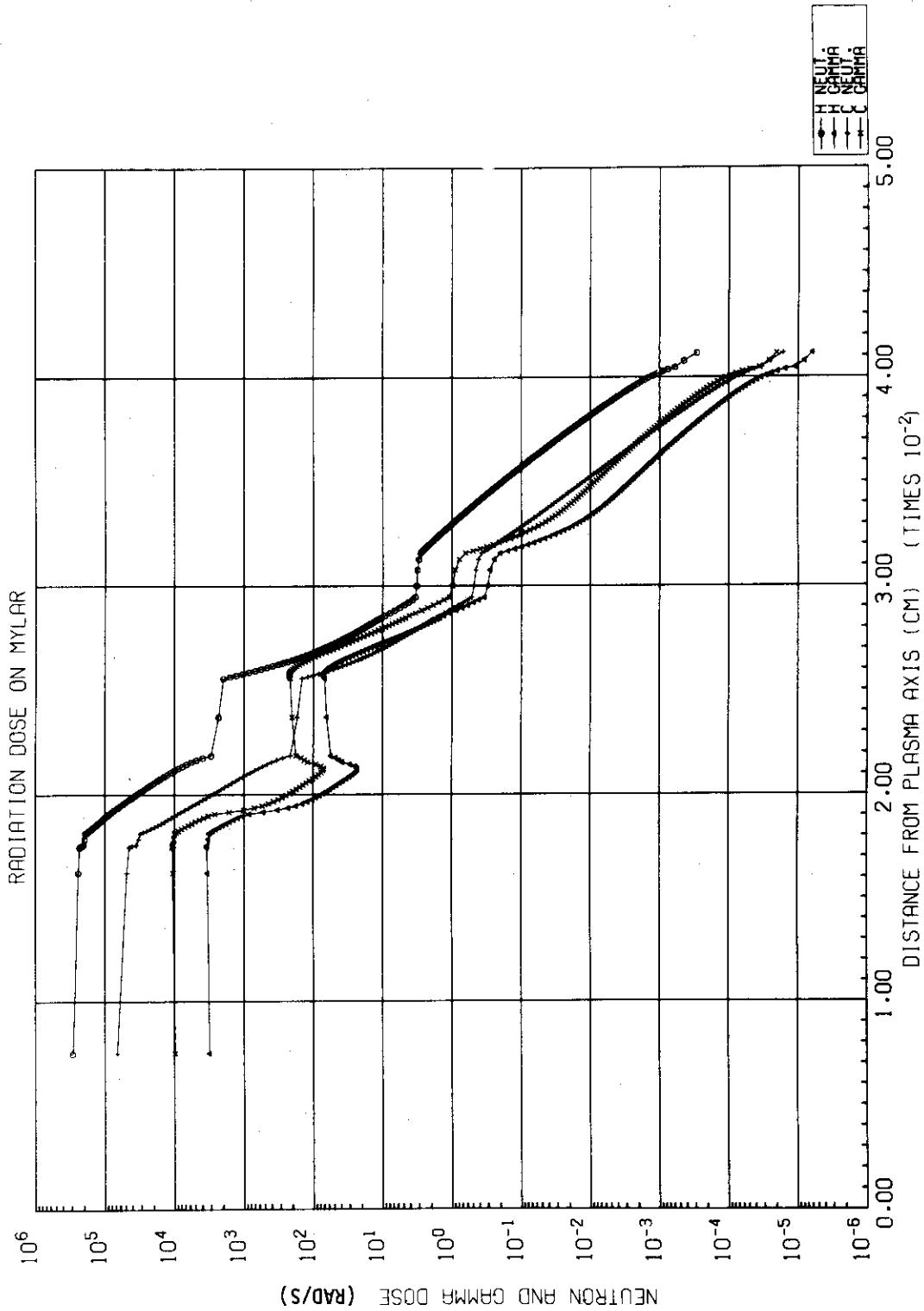


Fig. 5.5a Dose absorbed in Mylar as a function of Mylar position in the inner blanket, shield and magnet

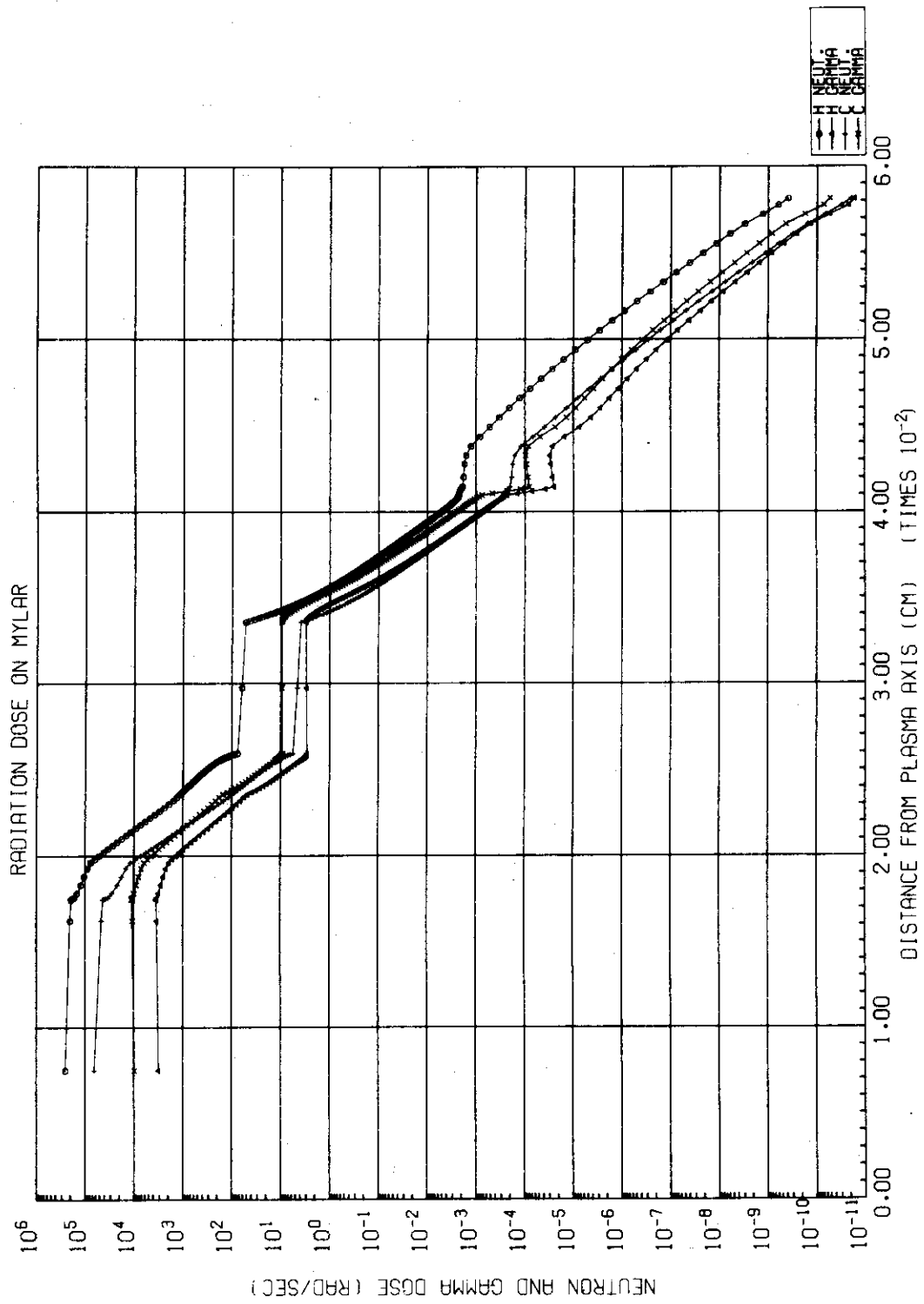


Fig. 5.5b Dose absorbed in Mylar as a function of Mylar position in outer blanket, shield and magnet

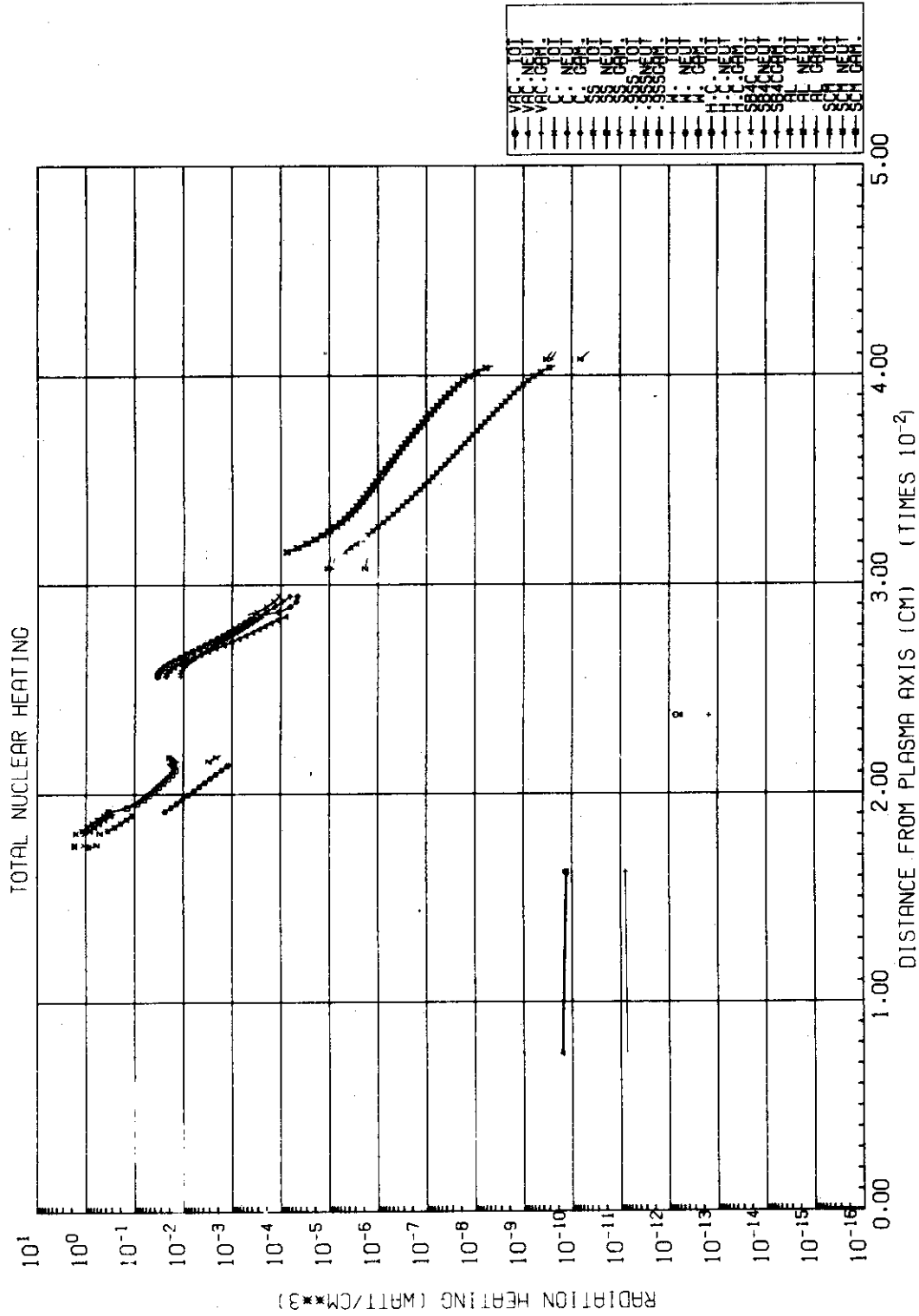


Fig. 5.6a Radiation heating rates as a function of position in the inner blanket, shield and magnet

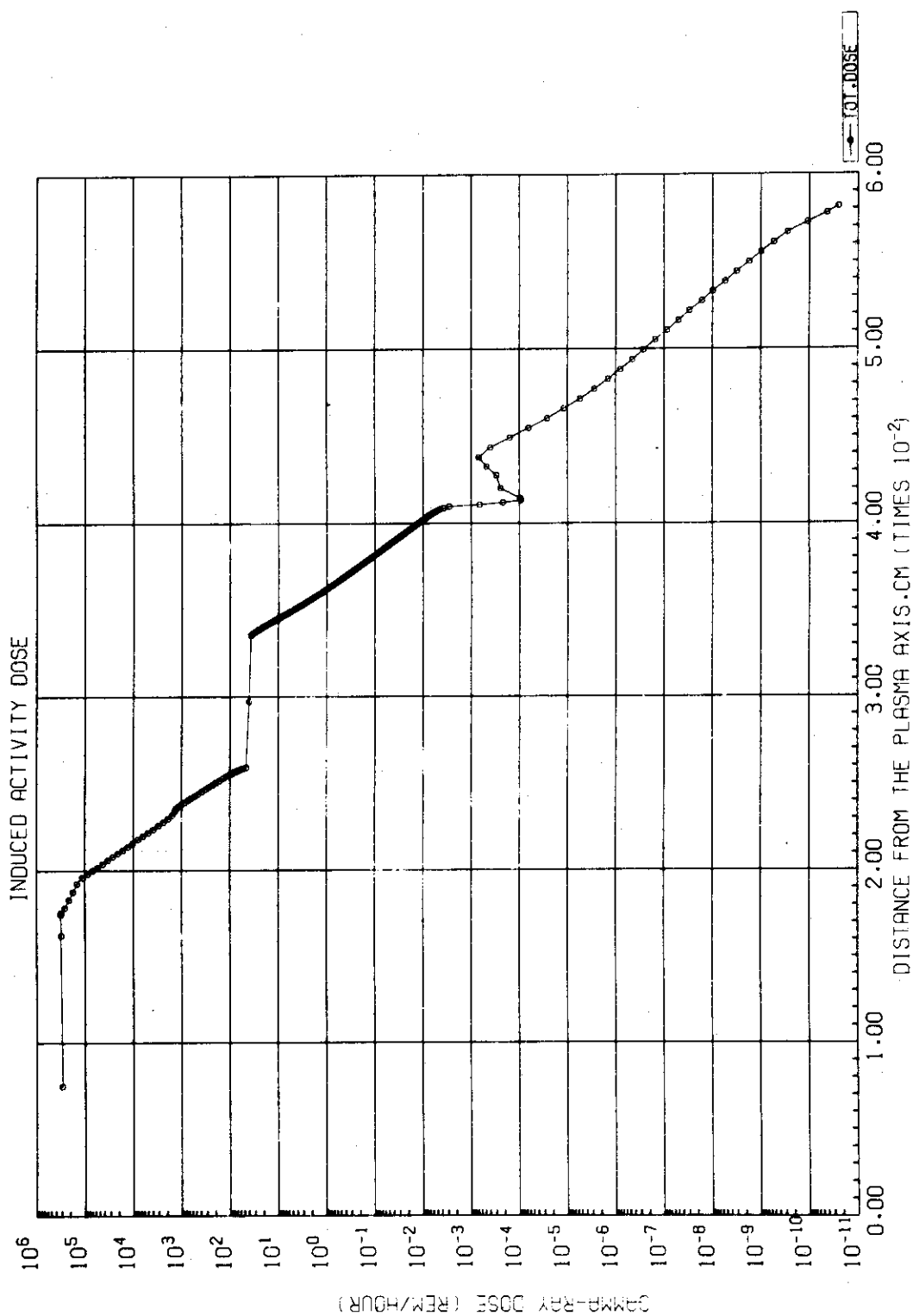


Fig. 5.7 Gamma-ray dose rates from the induced activities of stainless steel at a time one week after one year of operation

5.2 ANL-TEPRの遮蔽設計との比較

実験炉(JXFR)のSCMの遮蔽設計の結果を、ANL-TEPRの結果⁽¹⁰⁾と対比させてTable 5.1に示す。JXFRとしてはトーラスの内側のSCMと外側のSCMの結果を示してある。外側のSCMの照射値は、中性粒子入射孔などを通しての中性子ストリーミングを考慮すると各値は20~50倍となる。TEPRとJXFRの稼働率はともに50%を仮定しているが、壁負荷は前者が0.2 MW/m²であるのに対し後者は0.17 MW/m²である。この表においては、遮蔽性能の比較を行うために、1 MW・y/m²の時間積分壁負荷に対する照射線量などが示してある。

JXFRの内側のSCMに対する遮蔽層の実効的厚さは約80 cmであり、TEPRの100 cmより20 cmも少ないので、SCMにおける放射線量なども1桁程度高くなっている。これとは逆に遮蔽層が160 cmもある外側のSCMでは、Li₂Oを用いているにもかかわらずTEPRの放射線量よりも2桁以上低くなっている。SCM中の放射線による総発熱量の差が小さいのは、JXFRでは内側ブランケットが全ブランケット中に占める割合が小さいためである。(Fig. 4.6参照)

SCMにおける放射線量などは、JXFRの外側、TEPR、JXFRの内側の順に大きくなり、その差はほぼ2桁と1桁である。この結果より放射線量などは15~30 cmの厚さの遮蔽層により1桁の減衰があることがわかる。

Table 5.1 Radiation characteristics of the superconducting Magnets of ANL-TEPR and JXFR

Items	ANL-TEPR	JXFR (inner SCM)	JXFR* (outer SCM)
Maximum dpa in copper [dpa/(MW.y/m ²)]	1.5×10^{-5}	1.7×10^{-4}	6.8×10^{-8}
Total neutron fluence [n/cm ² /(MW.y/m ²)]	4.7×10^{16}	2.2×10^{17}	2.0×10^{14}
Maximum dose in Mylar [rad/(MW.y/m ²)]	4×10^7	8×10^8	4×10^5
Maximum nuclear heating [W/cm ³]	5×10^{-6}	8×10^{-5}	1×10^{-8}
Total nuclear heating in SCM [W]	256		982

* To take the effect of neutron streaming through the injection ports, the values for outer SCM should be multiplied by 20~50.

6 結 言

原研で予備設計を進めている核融合実験炉の超電導マグネット (SCM) の遮蔽設計を行い、設定した設計条件がほぼ満たされていることを示した。

- (1) 照射によりSCM中の銅の電気抵抗は、約7年間運転後に照射前の値の約1.5倍になるので、7年間に一度焼き戻しを行えば良い。
- (2) Nb₃Snの超電導線材は20年間運転後においても臨界電流密度はほとんど変化しないものと予想される。
- (3) 絶縁材としては、マイラーは数年の照射で性能劣化が予想されるのでエポキシ樹脂などより耐放射線性が高いものを使用しなければならない。
- (4) 放射線発熱によるSCMの温度上昇は1°Kの数十分の一程度である。
- (5) SCM中の放射線発熱に対する冷凍電力は5kW程度であり十分に小さい。
- (6) トーラスの外側のSCMの1年間運転後1週間経過時の誘導放射能による最大の線量率は、0.7 mrem・h⁻¹程度であり従事者に対する許容線量率以下となる。但し中性粒子入射孔付近のSCMの線量率は一部許容値を越えるので、作業時間は制限される。
- (7) 生体に対する2次遮蔽としては、2mの厚さの通常コンクリートにより炉室を構成すれば良い。

以上の遮蔽設計においては、中性粒子入射孔からの中性子ストリーミングを考慮しても十分な遮蔽を施した。しかしながら、ブランケット容器の二重壁の間隙を通してのストリーミング効果は、適当な評価法がないので考慮していない。対策としては、二重壁間にはできるだけ多数のリブを設けると、ストリーミング中性子が多くなる位置に局所的な追加遮蔽を置くことを考えている。

遮蔽設計の結果を見ると、SCMのコンポーネントである銅と絶縁材に対する線量効果が最も厳しく、これらを許容値以下に抑えるような遮蔽を施せば、放射線発熱は十分に低く抑えられることがわかった。そこで従来考えられていたSCM中の放射線発熱に要する冷凍費と遮蔽層の厚さとをバランスさせるような最適化は必要がないとされる。

今後の課題としては以下の点が考えられる。

- (i) 電気および熱絶縁材の極低温下の照射試験データを蓄積し、より明確な遮蔽設計基準を定めること。その結果、許容線量率が特に厳しい場合には、耐放射線性が高く極低温下で高性能を維持する絶縁材の開発が意味のあるものとなる。
- (ii) ブランケット容器の二重壁間を通しての中性子ストリーミング効果の評価、および3次元計算によるバルク中性子ストリーミング効果の評価法の精度向上が必要である。
- (iii) 3次元計算によりポロイダル磁場コイルのSCMおよび他の放射線損傷が問題となる炉コンポーネント (真空ポンプ、中性粒子入射装置、計測器等) の遮蔽設計も行わねばならない。
- (iv) 遮蔽層とSCMの構造設計などの進展に伴い、支持方式、冷却方式に合致したより現実的な計算モデルを使用すると同時に、重量やコストを減少させる方向の設計も必要となる。
- (v) 遮蔽層、SCMの誘導放射能評価をより詳細に行わなければならない。

付録 1. 1次元計算モデルの検討

この付録では、まず絶対中性子束を1次元計算値から求めるための規格因子について述べ、次に3.2で述べた3通りの1次元計算モデルの遮蔽設計への適用性を検討する。

(1) 絶対中性子束を求めるための規格化因子

第1壁の表面における源中性子の net current は

$$J_n = \frac{N}{S_W}$$

で表わされる。ここで、

N : 源中性子総数であり、100 MWの核融合反応

出力では、 $N = 100 \text{ MW} / 1.76 \text{ MeV}$

$$= 3.55 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{s}^{-1},$$

S_W : 第1壁表面積、 $S_W = 2\pi R \cdot 2\pi r_W$

$$= 465 \text{ m}^2,$$

但し、主半径 $R = 6.75 \text{ m}$ 、第1壁半径 $r_W = 1.745 \text{ m}$ 。

$$J_n = 7.64 \times 10^{12} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}.$$

他方、1次元計算においては一般に源中性子数を1.0に規格化して中性子束を計算する。1次元計算モデルにおける第1壁の表面積を s_W とすると、1次元計算の源中性子の net current は、

$$j_n = \frac{1.0}{s_W}$$

となる。そこで絶対中性子束を求めるための規格化因子は、

$$f_N = \frac{J_n}{j_n} = N \cdot \frac{s_W}{S_W}$$

となる。

a) 1次元円柱モデルでは、 $s_{WC} = 2\pi r_W$ であるので、

$$f_{NC} = N \cdot \frac{2\pi r_W}{2\pi r_W \cdot 2\pi R} = 8.37 \times 10^{15}$$

となる。

b) 1次元円環モデルでは、 $s_{WA} = 2\pi(R + r_W + R - r_W) = 4\pi R$ 、

$$f_{NA} = N \cdot \frac{4\pi R}{2\pi r_W \cdot 2\pi R} = 6.48 \times 10^{16}$$

となる。

c) 1次元平板モデルでは、 $s_{WS\ell} = 2.0$ 、

$$f_{NSL} = N \cdot \frac{2}{2\pi r_w \cdot 2\pi R} = 1.53 \times 10^{19}$$

となる。

d) 1次元球モデルでは, $s_{wsp} = S_w$ となるので,

$$f_{NSp} = N = 3.55 \times 10^{19}$$

となる。

このように計算モデルによって規格化因子が異なるので, 異なるモデルにおける計算結果の相互比較を行う場合には絶対値に規格化した値, あるいは相互の規格化因子の比を掛けた値で比較する必要がある。

(2) 1次元計算モデルの検討

3.2で述べたように核融合実験炉の遮蔽計算には, 現在のところ1次元 S_N 輸送計算で円柱モデルと円環モデルを用いる方法が適している。Fig. 3.5において円柱モデルが実際のトーラス形状に対して有する近似は,

- (a) トーラス方向の曲率を0としていること(トーラス効果無視), 及び
- (b) 内側と外側ブランケットの組成などの差を考慮できないので, 全て内側或いは外側ブランケットとしていること, (径方向対称近似)

である。これに対して円環モデルの近似は,

- (c) プラズマの形状をトーラス状でなく高さ無限大の円環柱の一部と見なすこと(プラズマ形状近似)と,
- (d) トーラスの軸方向は対象と見なし, 内側と外側ブランケットのプラズマからの見込角が等しいとしていること(軸方向対称近似),

である。

近似(d)が計算結果に及ぼす効果は, 2次元 $R-\theta$ 座標を用いた計算モデルを用いて調べられるが, 1次元計算では困難である。(a)~(c)の近似も2次元計算との比較で調べる方が原理的には簡単であるが, 第3章の冒頭でも述べたように遮蔽層, SCMまでを含めたトカマク型炉の全体系を取り扱うには, 計算機容量, 時間の制限から現状では精度良い2次元計算はかなり困難である。ここでは(a)~(c)の近似に伴う誤差を, 1次元計算モデルを組み合わせで調べてみた。

Fig. A. 1に暫定的に定めた円環モデル(Fig. 3.6)で表わした実験炉の全体系中の放射線束分布を示す。この図よりガンマ線束は, 鉛層前後を除いた他の領域では, ほぼ中性子束に比例して変化していることがわかる。ガンマ線束に関連する量も中性子束に関連する量の変化から類推できるものと考えられるので, ここでは中性子束および中性子発熱率の計算モデルによる差を調べることにする。

1次元円柱モデルの内側ブランケットモデルと, 外側ブランケットの位置にも内側ブランケットと同じ組成のものを配置した1次元円環モデルと1次元平板モデルにおいて計算された14 MeV中性子束の代表的な空間点における値をTable A. 1に示す。ここに示した中性子束は得られた各モデルの計算値に(1)で述べた体系モデル依存の規格化因子を掛けた絶対中性子束であり, 計算値間の相互比較ができるようにしてある。全中性子束および中性子発熱率に対する同様な表がTable A. 2とTable A. 3である。またこれらの表には, 円環モデルで求められた計算値を, 円柱モデルと平板モデルで得

られた計算値で割った値、すなわち計算値の比も示してある。これらの比を、トーラス軸からの距離に対して Fig. A. 2 と Fig. A. 3 にプロットした。

この二つの図より、トーラスの中心近く ($R < 350$ cm) では、円環モデルの計算値は、トーラスの中心部を通過して戻って来る中性子によって他のモデルの計算値よりかなり高くなっていることがわかる。この傾向は戻って来る中性子の割合が大きい 14 MeV 中性子束で特に顕著である。

しかし全中性子束と中性子発熱率の比は、内側の SCM から外側の SCM の全体系内において、0.85 ~ 1.25 の範囲内にあり、計算モデルによる計算値の差はたかだか 25% である。14 MeV 中性子束の比も、 $R > 350$ cm の全体系において 0.65 ~ 1.40 の範囲内にある。この程度の差は、第 1 壁と SCM 中における中性子束値には 5 桁以上の減衰があること (Fig. A. 1 参照) を考慮すれば、それほど大きくない。

円環モデルと平板モデルの差はトーラス方向の曲率の有無だけである。そこで Fig. A. 2 の円環モデルと平板モデルの中性子束の比と中性子発熱の比は、(a) のトーラス効果を表わしている。トーラス効果により、トーラスの内側では、第 1 壁の中性子束が小さくなり、 R が小さくなるとともに中性子束は高くなる。特に円環モデルの 14 MeV 中性子束 ϕ_1^A は $R < 350$ cm において、平板モデルの中性子束 ϕ_1^S より高くなる。これは $R < 270$ cm の部分を計算では真空としたために、この空芯を通過して反対側に抜けて来る中性子が加算されたためである。実際の炉では、この部分にポロイダルコイルや支持材が入るために R が小さい部分の中性子束の計算値にはこれほどの差は出ないことおよび $R = 300$ cm における全中性子束の絶対値は $10^{20} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 以下であるのでこの部分の中性子束の計算精度はたいした意味がない。

Fig. A. 2 において、トーラスの外側では 14 MeV 中性子束の比は、第 1 壁よりのブランケット中で一旦高くなり R とともに減少している。全中性子束の比と放射線発熱率の比は R とともに増大してブランケットの外側で最大値をとり、いくらか減少している。このような変化はプラズマ形状が曲率を有することにより外側ブランケットのプラズマ寄りでは中性子束が一旦高くなるが、次第にブランケット自体に曲率を持たせたことにより体積が増え、中性子密度が下がる効果が R とともに効くものと考えられる。

Fig. A. 3 の円環モデルと円柱モデルの各種計算値の比は、 R とともにいくらか複雑に変化している。これは上述のトーラス効果に、プラズマおよびブランケットなどの形状が異なるための効果 (b) が加わったためである。プラズマ形状が異なるために、第 1 壁表面上の 14 MeV 中性子の角度分布も、Fig. A. 4 に示すように円柱モデルの 14 MeV 中性子束の方が、円環モデルのものより前方成分が大きくなっている。この図において ϕ は S_N 法における方向パラメータであり、 μ_j は角度中性子束が r 軸となす角の余弦である。

内側と外側のブランケットの組成が異なることがブランケット核設計と SCM 遮蔽設計に及ぼす効果を調べるために、円環モデルを用いて内側と外側ブランケットを通常的位置においた場合と、内側ブランケットはそのまま外側ブランケットを内側ブランケットで置き換えた場合との比較を行った。

その結果、外側ブランケットを内側ブランケットで置換すると、トーラスの内側の SCM 中の総発熱量は 1.6% 減少し、 $R = 360$ cm における内側 SCM 表面の全中性子束の減少量も 2.5% 程度であり、SCM 遮蔽設計に及ぼす影響は小さいことが示された。しかしながら、第 1 壁表面における全中性子束は約 20% も大きくなり、内側ブランケットの方が中性子束をより多く反射することが示され

た。但し14 MeV中性子束の増大は、第1壁表面上で0.4%以下であった。以上より内側ブランケットで反射される中性子はエネルギーが低く、角度分布もかなり等方的であるのでSCMまで達するものは僅かであると考えられる。また内側と外側のブランケットの組成の差は、第1壁に近いブランケット部分の核特性に及ぼす影響は大きいですが、SCM遮蔽設計に対する影響は小さいことが明らかになった。

以上の検討の結果より、円環モデルを用いるとSCMの中性子束は過大評価される方向であり、全体系を一度に考慮できる点などは長所と考えられるが、どの計算モデルを用いてもSCMの遮蔽設計に及ぼす影響はたかだか25%程度であることが示された。また内側と外側ブランケットの組成の差が、第1壁近くのブランケット核特性に及ぼす影響は大きいですが、SCM遮蔽設計に及ぼす効果は小さいことがわかった。

他方、実用炉の遮蔽設計における検討より、⁽¹²⁾SCM遮蔽計算のような深層透過問題においては、空間メッシュ巾を十分に細かくとることが、計算精度を維持する上で特に重要であることが示されている。

そこで、空間メッシュ巾を十分に細かくとることができ、プラズマとブランケットの形状を比較的实际に近く模擬できる円柱モデルを用いて1次元遮蔽計算を行うことが適当と判断した。その際には、主としてトーラス効果によりSCMにおける放射線量が最大で25%程度過小評価される可能性があることに注意する必要がある。

Table A.1 Calculated 14 MeV neutron flux in the inner blanket model

R (cm)	Cylinder model $\phi_1^C(R)$	Annulus model $\phi_1^A(R)$	Slab model $\phi_1^S(R)$	$\phi_1^A(R)/\phi_1^C(R)$	$\phi_1^A(R)/\phi_1^S(R)$
300.0	8.033 +3	1.195 +4	7.475 +3	1.488	1.599
360.0	1.527 +8	1.546 +8	1.320 +8	1.012	1.171
390.0	5.928 +8	5.194 +8	4.689 +8	0.876	1.108
460.0	4.812 +10	3.325 +10	3.273 +10	0.691	1.016
500.0	1.322 +13	1.331 +13	1.994 +13	1.007	0.668
850.0	1.322 +13	1.722 +13	1.994 +13	1.303	0.864
890.0	4.812 +10	4.558 +10	3.273 +10	0.947	1.393
960.0	5.928 +8	6.131 +8	4.689 +8	1.034	1.308
990.0	1.527 +8	1.676 +8	1.320 +8	1.098	1.270
1050.0	8.033 +3	9.234 +3	7.475 +3	1.150	1.235

Table A.2 Calculated total neutron flux in the inner blanket model

R (cm)	Cylinder model $\phi_T^C(R)$	Annulus model $\phi_T^A(R)$	Slab model $\phi_T^S(R)$	$\phi_T^A(R)/\phi_T^C(R)$	$\phi_T^A(R)/\phi_T^S(R)$
302.5	1.714 +8	2.100 +8	1.721 +8	1.225	1.220
362.5	1.543 +10	1.592 +10	1.450 +10	1.032	1.098
391.0	2.141 +10	2.085 +10	1.970 +10	0.974	1.058
461.5	2.541 +12	2.371 +12	2.516 +12	0.933	0.942
500.1	9.641 +13	1.052 +14	1.183 +14	1.091	0.889
849.9	9.641 +13	1.127 +14	1.183 +14	1.169	0.953
889.0	2.541 +12	2.816 +12	2.516 +12	1.108	1.119
959.0	2.141 +10	2.434 +10	1.970 +10	1.137	1.236
987.5	1.543 +10	1.784 +10	1.450 +14	1.156	1.230
1047.5	1.714 +8	2.074 +8	1.721 +8	1.210	1.205

Table A.3 Calculated neutron heating rate (MeV/DT neutron) in the inner blanket model

R (cm)	Cylinder model $H_n^C(R)$		Annulus model $H_n^A(R)$		Slab model $H_n^S(R)$		$H_n^A(R)/H_n^C(R)$	$H_n^A(R)/H_n^S(R)$
302.5	1.887	-8	2.355	-8	1.919	-8	1.248	1.227
357.5	5.674	-6	5.804	-6	5.196	-6	1.023	1.117
391.0	1.222	-4	1.183	-4	1.117	-4	0.968	1.059
461.0	1.375	-2	1.369	-2	1.440	-2	0.996	0.951
483.0	1.966	-1	2.027	-1	2.140	-1	1.031	0.947
867.0	1.966	-1	2.254	-1	2.140	-1	1.146	1.053
889.0	1.375	-2	1.610	-2	1.440	-2	1.171	1.118
959.0	1.222	-4	1.382	-4	1.117	-4	1.131	1.237
992.5	5.674	-6	6.464	-6	5.196	-6	1.139	1.244
1047.5	1.887	-8	2.314	-8	1.919	-8	1.226	1.206

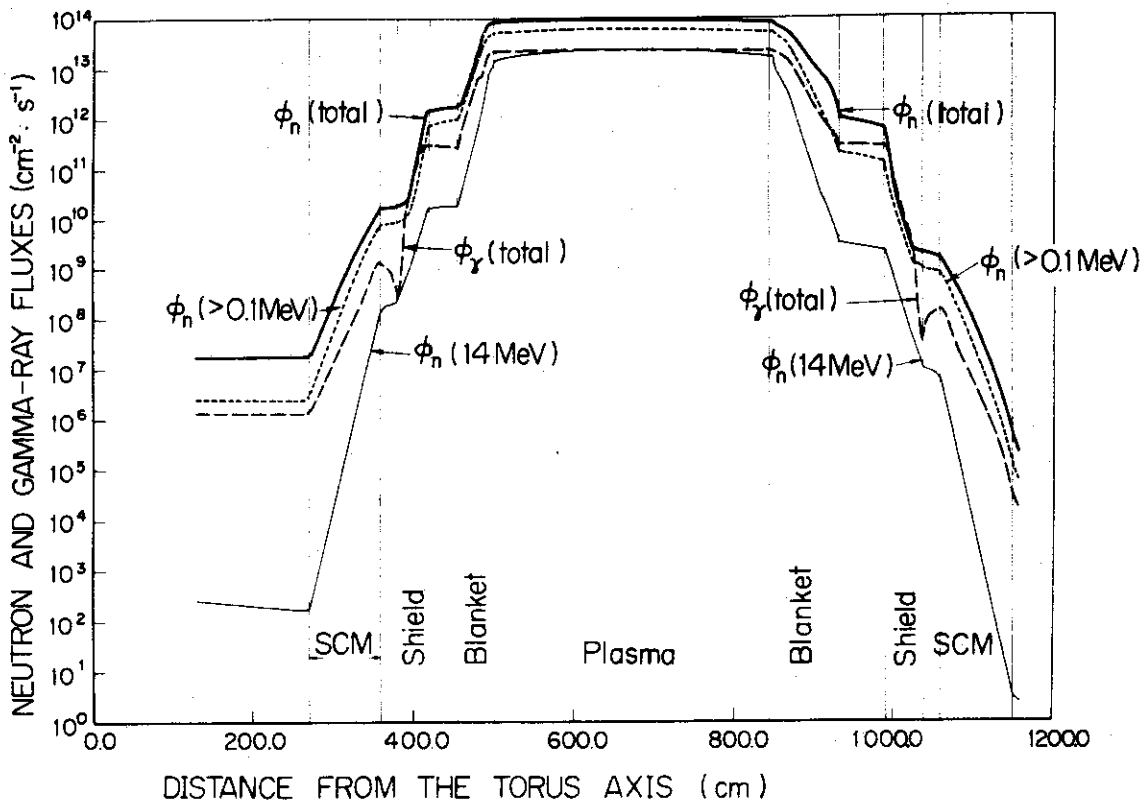


Fig. A.1 Distributions of neutron and gamma-ray fluxes in JXFR represented by the one dimensional annulus model

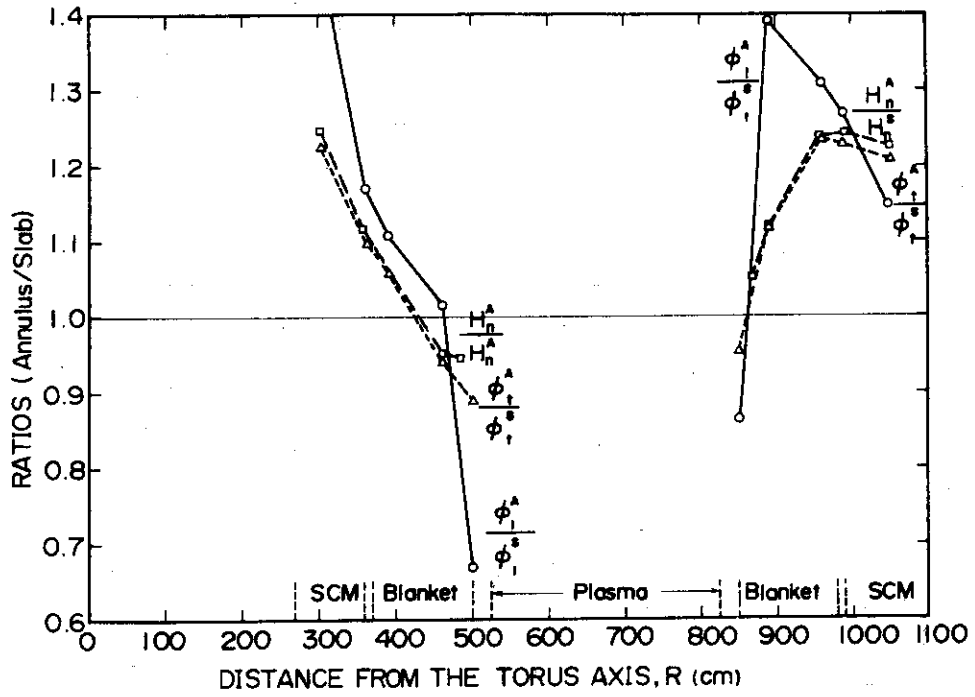


Fig. A.2 Ratios of neutron fluxes and neutron heating rates calculated by the annulus model to those by the slab model

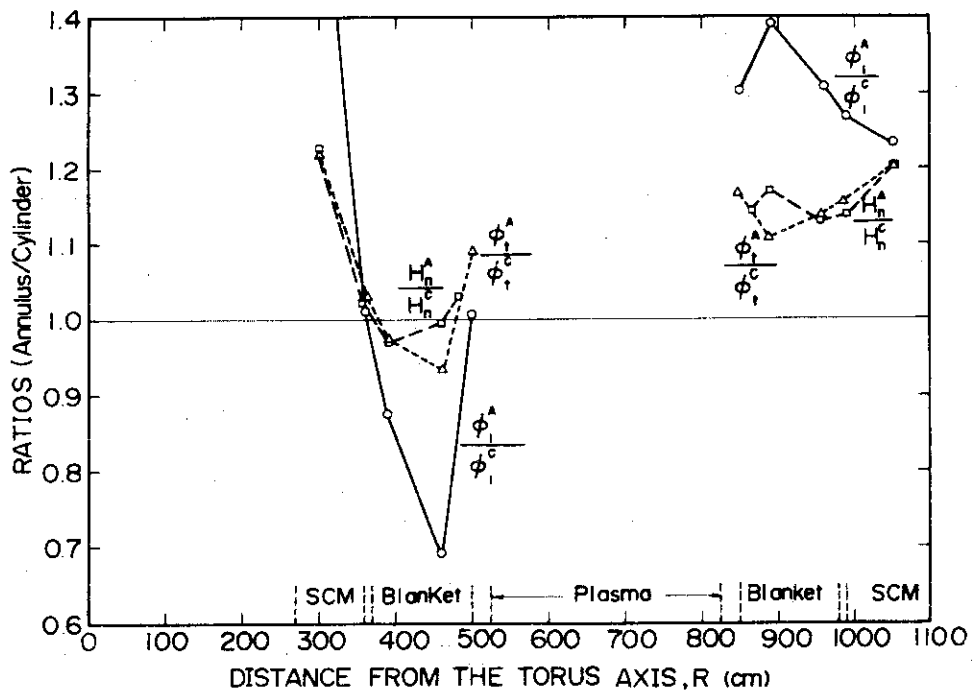


Fig. A.3 Ratios of neutron fluxes and neutron heating rates calculated by the annulus model to those by the cylinder model

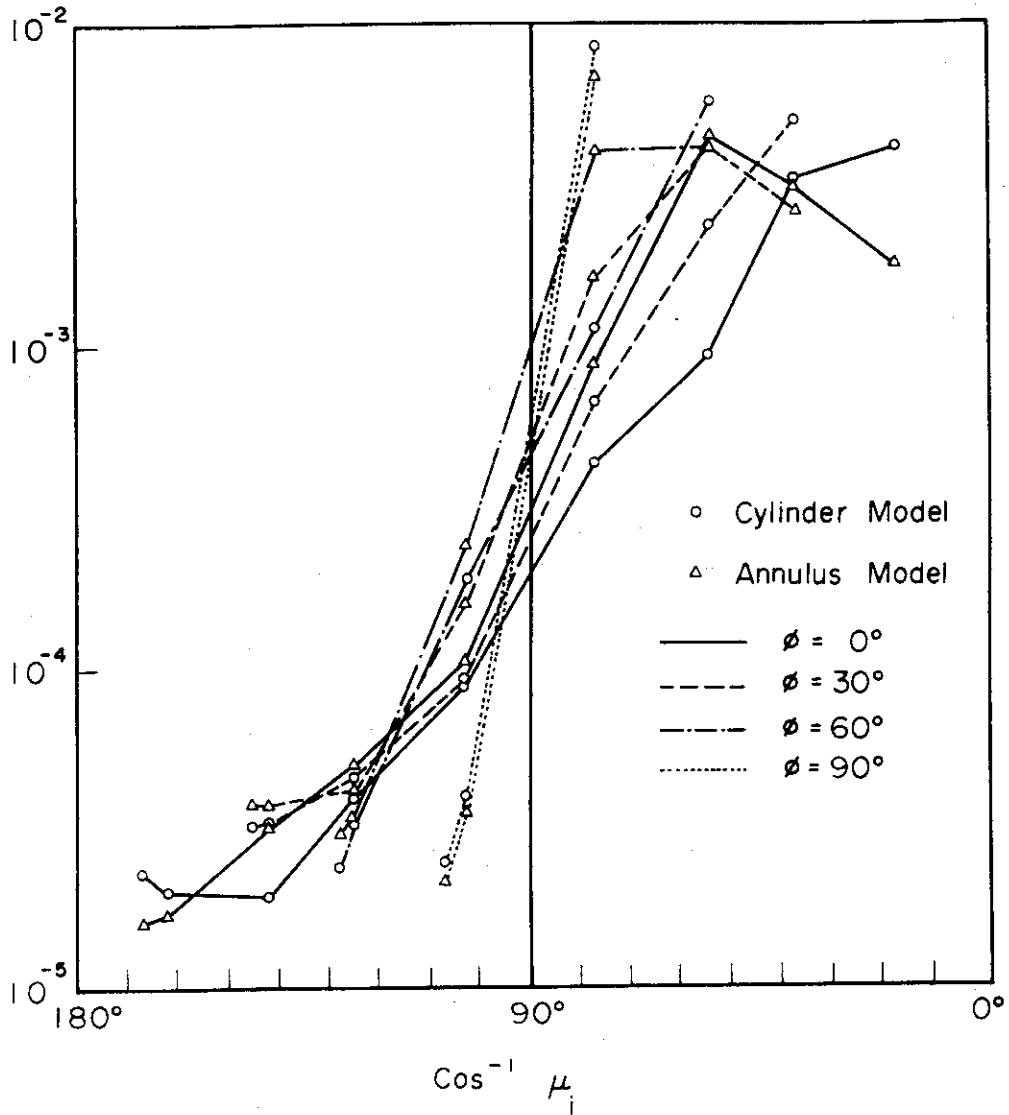


Fig. A.4 Neutron Angular Fluxes at the First Wall

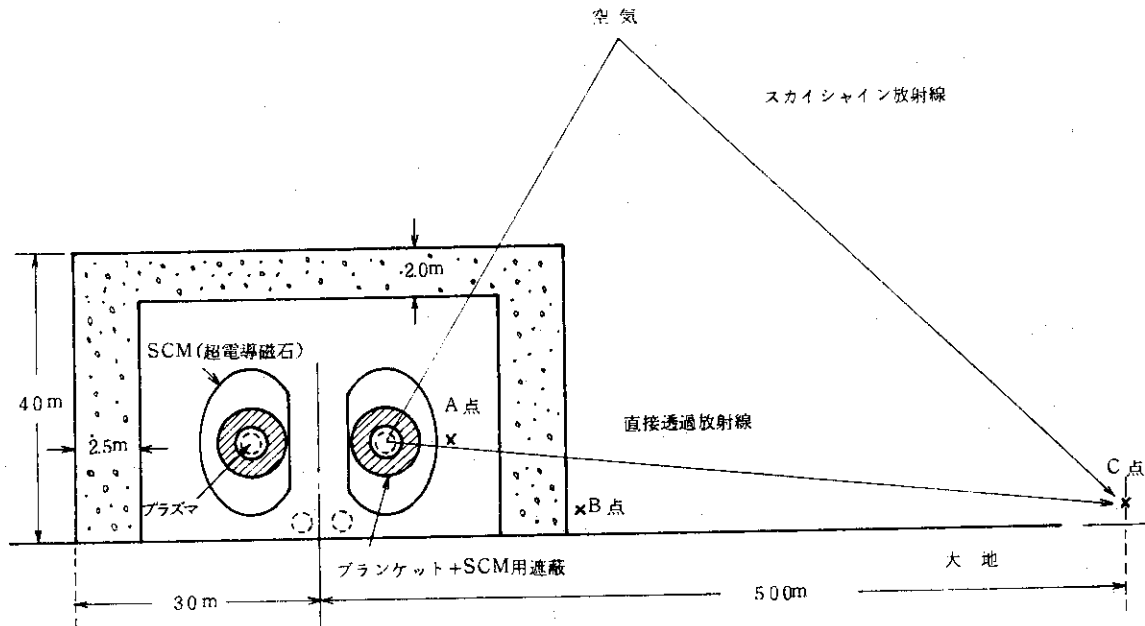
付録 2. 実験炉の生体遮蔽の検討

A 2.1 概要

原研において昭和50年4月に核融合実験炉の予備設計が開始され、昭和51年の8月にその中間報告書がまとめられた⁽¹⁾この中間報告書に示された実験炉を格納する炉室が、半径30m、高さ40mの円筒状で、天井で2m、側壁で2.5mの厚さの通常コンクリートで構成されるものとして生体遮蔽の検討を行った。

実験炉の概観はFig. 3.1に、その断面図はFig. 3.2に示されている。Fig. 3.2に示されているように、トーラスの外側においては、85cmの厚さのブランケットと、50cmの厚さの超電磁石（SCM）用の遮蔽層が配置されている。このブランケットと遮蔽層とを総称して以後は装置遮蔽と呼び、炉室のコンクリートを生体遮蔽と呼ぶことにする。Fig. 3.2においてトーラスの内側においては装置遮蔽は外側よりも50cmほど薄くなっているが、平面図に示されているように内側においては厚さ110cmのトロイダルコイルが、ほぼ隙間なく配置されているので、内側から洩れる放射線は外側より低くなるものと考えられる。外側ブランケットに設けられた中性粒子入射孔からの中性子のストリーミングを考慮すると炉室内へ洩れる放射線は、これらの孔が無い場合よりも高くなるが、この点はこれらの孔の周辺のSCM遮蔽層を厚くすることによって対処することを考えている。

そこで生体遮蔽を検討する上で使用する1次元計算モデルにおいては、プラズマの周囲には全面にわたってトーラスの外側と同じ装置遮蔽、すなわち85cmの厚さのブランケットと、50cmの厚さのSCM遮蔽層が置かれるものとした。炉室をも含めた実験炉の概略図を以下に示す。



略図1 実験炉の概略図

炉室は高さ40m、半径30mの円筒状であり、炉室を構成する生体遮蔽用の通常コンクリートの壁厚は天井で2.0m、それ以外では2.5mとした。

(1)炉の定常運転時、(2)1年間炉を100%の稼働率で運転してから1週間経過した時、及び(3)修理

のために炉を解体した時の、炉室内（図のA点）、生体遮蔽の外側（B点）と敷地境界（C点）における放射線線量率を計算した。

Table A 2.1 に各状態の各点における線量率を示す。この表において空白の部分は十分に小さいと予想される。また設計の際の目標線量率を最下欄に示す。

Table A 2.1 各状態の各位置における最大の線量率

状態と放射線	位置		
	炉室内 (A点) [mrem/h]	生体遮蔽外側 (B点) [mrem/h]	敷地境界 (C点) [mrem/y]
<u>炉運転時</u>			
直接成分 中性子	8.5×10^7	0.001	≈ 0
ガンマ線	1.3×10^5	0.007	≈ 0
スカイシャイン 中性子	—	—	0.18*
ガンマ線	—	—	0.38*
<u>炉停止時</u>			
誘導放射核から直接来る ガンマ線	1.0	—	—
<u>炉解体時</u>			
誘導放射核から直接来る ガンマ線	$10^7 \sim 10^8$	$\sim 10^{-4}$	—
スカイシャインガンマ線	—	—	—
目標線量率	炉停止時に 2.5	2.5	5.0

* 天井のコンクリートの厚さも 2.5 m とすればこれらの値は、それぞれ 0.019, 0.077 mrem/y となる。

A 2.2 炉運転時の放射線線量率

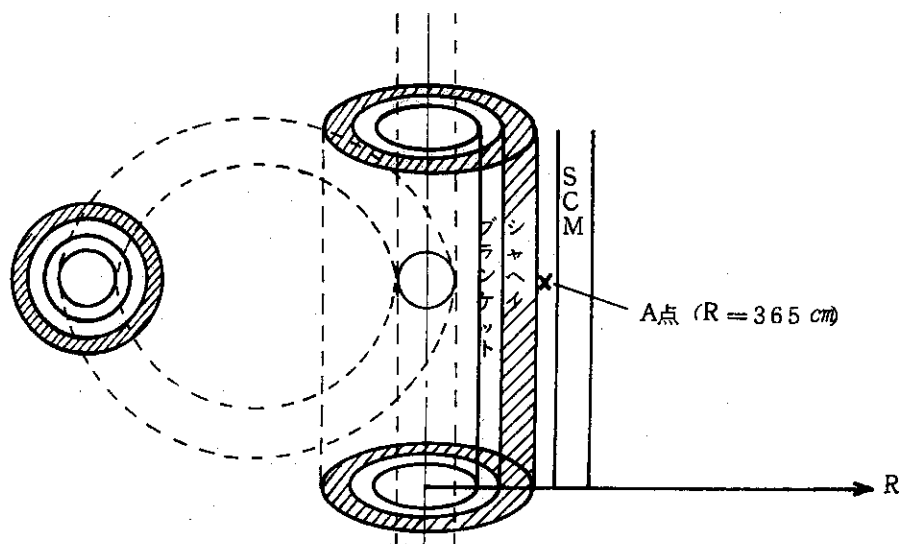
核融合反応出力が 100 MW であるときの各点における線量率分布を以下に求める。

A 2.2.1 運転時の炉室内（A点）における線量率

炉室内では、線源となるプラズマに近いためにトーラス状のプラズマを無限円柱で近似した計算モデルを用いて、1次元 S_N 輸送法にて、線量率分布を計算した。

計算モデル

1次元円柱モデルを用いて下図のようにプラズマを無限円柱で模擬した。



略図2 SCMまでの1次元円柱モデル

この場合には、炉室内で放射線量率が最大になるA点の中性子束とガンマ線束の値は、プラズマをほぼトーラス状とした2次元R-Z座標を用いて計算された値と2~30%の差で一致することが確認されている。⁽²³⁾

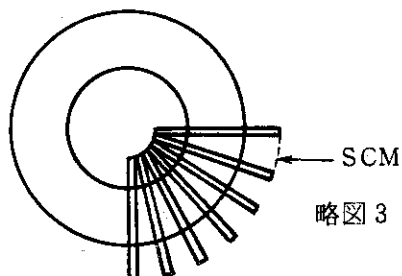
使用計算コード及び使用定数

1次元輸送計算コード	ANISN ⁽²⁴⁾
散乱ルジャンドル展開項数	P_5
角度分点	S_8
中性子エネルギー群数	42
(Table A 2.2a 参照)	(15 MeV ~ 0.001 eV)
ガンマ線エネルギー群数	21
(Table A 2.2b 参照)	(14 MeV ~ 0.01 MeV)
中性子断面積データ	ENDF/B-IIIファイル
ガンマ線断面積	GAMLEG-JRにて作成 ⁽²⁶⁾
ガンマ線生成断面積	POPOP4ライブラリー ⁽²⁵⁾
線量率変換係数	(Table A 2.3a とA 2.3b 参照)
計算に使用した空間メッシュ巾	各媒質中の平均自由行程の1/2以下

計算結果と検討

Fig. A 2.1 に炉の周辺の中性子和ガンマ線の線量率を生体実効線量率 (RBE dose rate) で示す。SCM用シャヘイの外側 (R = 365 cm) が炉室内で線量率が最も高く、ほぼ 10^4 mrem/h である。

SCMの中を透過した放射線の線量率は 5×10^3 mrem/h 以下に減衰する。しかしSCMは下図のように部分的に配置されているだけなので、炉室内では $5 \times 10^3 \sim 10^4$ mrem/h の線量率となる。



略図3 SCMの配置

Table A 2.3a ANISNで計算されたエネルギー群中性子束
を線量率に変換する係数

中性子等価線量率 ($\text{mrem} \cdot \text{h}^{-1} / \text{n} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$)

1	1.47 (-1)	22	6.07 (-2)
2	1.47 (-1)	23	3.54 (-2)
3	1.47 (-1)	24	3.54 (-2)
4	1.47 (-1)	25	2.10 (-2)
5	1.47 (-1)	26	1.15 (-1)
6	1.47 (-1)	27	5.42 (-3)
7	1.47 (-1)	28	5.42 (-3)
8	1.47 (-1)	29	5.42 (-3)
9	1.47 (-1)	30	5.42 (-3)
10	1.47 (-1)	31	5.42 (-3)
11	1.47 (-1)	32	5.42 (-3)
12	1.47 (-1)	33	5.42 (-3)
13	1.47 (-1)	34	5.42 (-3)
14	1.47 (-1)	35	5.42 (-3)
15	1.47 (-1)	36	5.42 (-3)
16	1.47 (-1)	37	5.42 (-3)
17	1.47 (-1)	38	5.42 (-3)
18	1.15 (-1)	39	5.42 (-3)
19	1.15 (-1)	40	5.42 (-3)
20	9.40 (-2)	41	5.42 (-3)
21	6.07 (-2)	42	5.42 (-3)

この値はICRP Publication 21の値を内外挿して求めた。

Table A 2.3a ANISNで計算されたエネルギー群ガンマ線束
を線量率に変換する係数

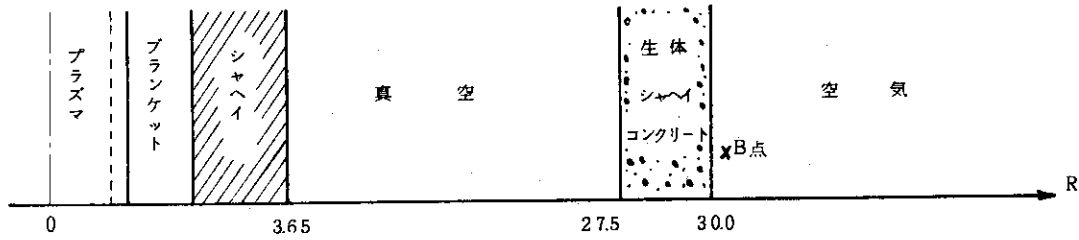
ガンマ線線量率 ($\text{mR} \cdot \text{h}^{-1} / \gamma \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$)

1	1.19 (-2)	12	4.81 (-3)
2	1.03 (-2)	13	4.38 (-3)
3	8.79 (-3)	14	3.94 (-3)
4	7.86 (-3)	15	3.46 (-3)
5	7.49 (-3)	16	2.95 (-3)
6	7.12 (-3)	17	2.36 (-3)
7	6.75 (-3)	18	1.61 (-3)
8	6.38 (-3)	19	7.00 (-4)
9	6.00 (-3)	20	2.87 (-5)
10	5.61 (-3)	21	8.49 (-3)
11	5.22 (-3)		

この値はGAMLEG-JR⁽²⁶⁾より求められた空気の質量エネルギー吸収係数を換算したものである。

A 2.2.2 運転時の生体遮蔽外側 (B点) における線量率

2.1と同様に、1次元円柱計算モデルと同じ計算手法を用いて得られた運転時の放射線の生体遮蔽およびその外側までの全線量率分布を計算した。



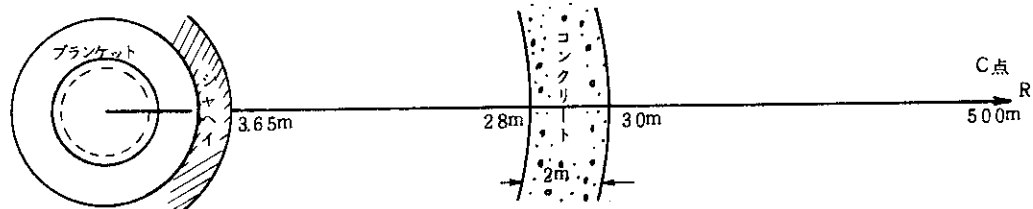
略図4 2.5 mの生体遮蔽に対する1次元円柱モデル

この場合に用いた計算モデルを上を示す。この場合には、略図3で示したようにSCMは部分的にしか存在しないので、取り除いて、SCM用遮蔽と生体遮蔽の間は真空とした。

Fig. A 2.2に計算結果を示す。生体遮蔽の外側のB点における全線量率は 8.37×10^{-3} mrem/h となり、従事者に対する許容線量率である 2.5 mrem/h より十分に小さくなる。

A 2.2.3 運転時の敷地境界 (C点) における線量率

炉室内の線量率分布を求めた場合と同様の計算手法を用いて敷地境界における線量率を計算した。その場合に用いた1次元球モデルを以下に示す。



略図5 2 mの生体遮蔽に対する1次元球モデル

この計算モデルでは、炉室の天井に対応して2 mの生体遮蔽コンクリートを用いている。炉室の側壁には2.5 mのコンクリートがあるので、コンクリートの厚さを2.5 mとした計算モデルに対する計算も行った。

両方の計算モデルを用いた場合の線量率分布をFig. A 2.3とFig. A 2.4に示す。この結果より、プラズマ中心からの距離が500 mである敷地境界における線量率は、

$$\begin{aligned} \text{コンクリートの厚さが2 mのとき} & \quad 7.05 \times 10^{-4} \text{ mrem/h} \\ \text{2.5 mのとき} & \quad 1.88 \times 10^{-5} \text{ mrem/h} \end{aligned}$$

である。

略図6より、プラズマより天井を見込む立体角は全立体角の1/6程度であり、側壁を見込む立体角は約1/2である。これらを考慮すると敷地境界の線量率は

$$\frac{1}{6} \times 7.05 \times 10^{-4} + \frac{1}{2} \times 1.88 \times 10^{-5} = 1.27 \times 10^{-4} \text{ mrem/h}$$

となる。

実験炉の年間稼働率を50%とすると、1年間の線量率は、

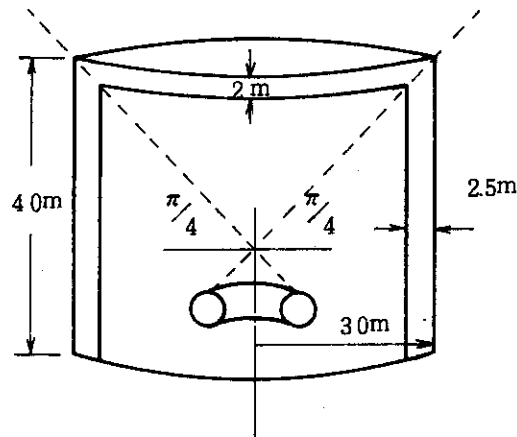
$$1.27 \times 10^{-4} \times 0.5 \times 365 \times 24 = 0.56 \text{ mrem/y}$$

となる。この他にここでの計算では考慮しなかったトロイダルコイル (略図3参照)、ポロイダルコ

イルおよび炉室の外側に置かれるコンテナなどによる遮蔽効果によりさらに1桁以上の減衰が期待できる。

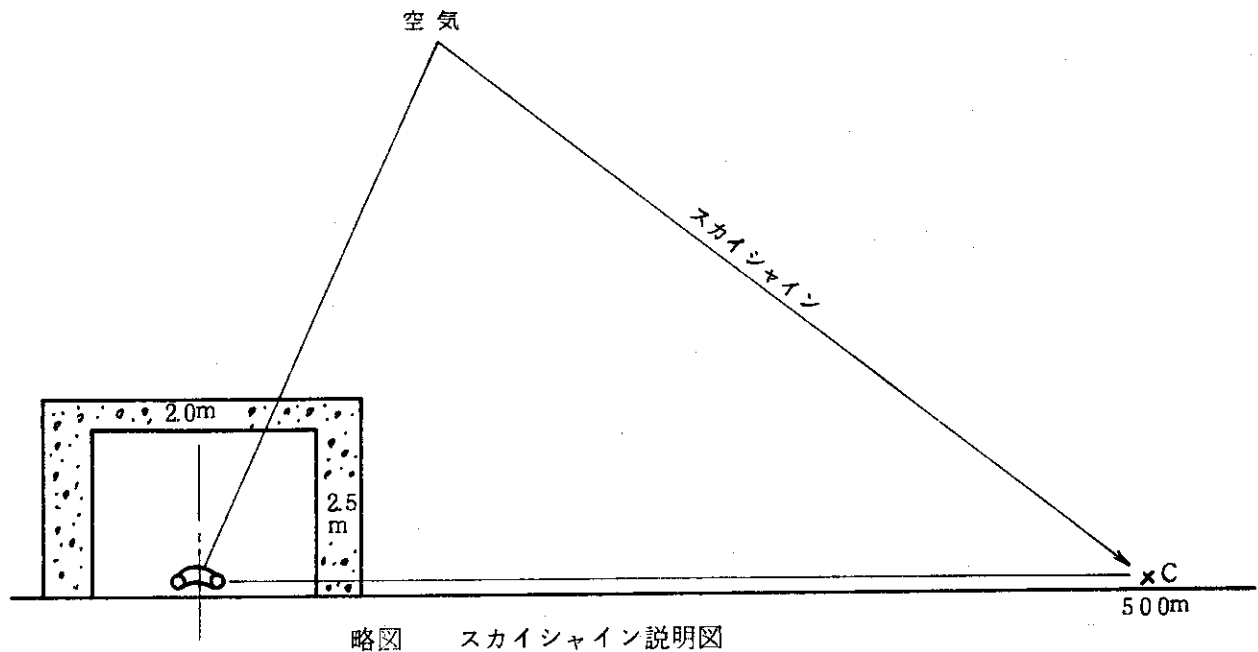
なお天井のコンクリートを2.5mの厚さにした場合には、敷地境界の線量率は0.096 mrem/yとなる。

いづれにしても敷地境界の線量率は、目標線量率5 mrem/yよりは十分に小さい。



略図6 炉室天井を見込む立体角

補足1. スカイシャイン計算法の検討



略図 スカイシャイン説明図

実験炉の炉室のように側壁の厚さが2.5mで、天井の厚さが2mの場合には、敷地境界のC点においては、直接2.5mの壁を透過して来る1次放射線よりは、2.0mの天井を透過して、空気原子により散乱されてくる放射線（ガンマおよび中性子）、つまりスカイシャインの方が大きくなると予想される。

スカイシャインを略図で表わされた炉室の形状、大地の影響などを考慮に入れて求める一般的な方法はモンテカルロ法を用いる方法である。しかし今回の場合のように装置遮蔽と炉室コンクリートが

非常に厚く、しかも中性子とガンマ線のエネルギー範囲が広い場合にモンテカルロ法を適用することは極めて困難である。

モンテカルロ計算がかなり困難であるために、スカイシャインを評価するために、一連のモンテカルロ計算を基に導き出された近似式が用いられることもある。中性子のスカイシャインに対してはLindenbaumの式⁽³²⁾がよく用いられ、ガンマ線に対してはClarkeの式⁽³³⁾などがある。このような近似式は裸の点線源に対して定義されているので、実際の線源の形状、生体遮蔽による減衰効果などを考慮して実効的な線源強度を求めるときに誤差が生ずる。また近似式を導いたときの線源と計算の対象とする線源のエネルギースペクトルの差によっても誤差が生ずる。

ここでは、1次元 S_N 輸送計算コードANISN⁽²⁴⁾を用いてスカイシャインを評価した。このコードは、散乱の非等方性を精度良く考慮できることにより、高速中性子の遮蔽計算によく使われている。また核融合炉の核計算、ブランケット炉物理実験の解析などにもよく使われている。さらにこのコードに入力する炉定数セットとしては、42群中性子-21群ガンマ線の核融合炉用炉定数セットが整備されている。散乱の非等方性としては P_5 成分までのルジャンドル展開項を使用し、中性子の角度分点は S_8 までとして、 $P_5 - S_8$ 近似にて計算を行った。この方法では、多重散乱によるビルドアップ効果、ガンマ線の生成と輸送、中性子の方向性、散乱の非等方性、中性子とガンマ線の断面積のエネルギー依存性はかなり精度良く取り扱えることになる。その反面1次元計算であるために、計算モデルは無限円柱、平板、球の3通りに限られるために、実際の幾何形状を単純化することに伴う誤差は免れられない。この点を補うためには、2次元の S_N 輸送計算コードTWOTRAN⁽²²⁾などを用いることも考えられるが、現状では装置遮蔽と炉室コンクリートなどを考慮した計算を行うと、空間メッシュ巾を大きくすることに伴う誤差などの数値計算上の誤差が大きい。

1次元球モデルにより体系を模擬して行った今回の計算では、2mと2.5mの厚さのコンクリートに対する計算結果に、略図6に示すような天井と側壁を見込む立体角を重みとして敷地境界の線量率を計算した。このような近似の精度は3次元モンテカルロ計算によってのみ調べることができる。正しい線量率は2.0mの結果より高く、2.5mの結果より低いので、安全率を見込むには、天井の厚さも2.5mとした方が良い。⁽³⁴⁾

補足2 装置遮蔽と生体遮蔽のバランス

生体遮蔽は装置遮蔽と炉室のコンクリート壁の両者によって行われる。その際に、どちらかを薄くし過ぎるともう一方を過大に厚くせざるを得ず色々問題が生ずる。今回の検討においては、生体遮蔽を考慮せずに超電導磁石(SCM)を遮蔽することだけを考慮して装置遮蔽を設計し、その後に炉室のコンクリートを加えたので、このコンクリートの厚さがいくらか過大になっている。

そこで装置遮蔽と炉室コンクリートの両者によりバランス良い生体遮蔽を行うことを目標として、装置遮蔽の組成と厚さをFig. 4.5に示すように変更した場合の線量率を1次元球モデルを用いて計算した。

炉室のコンクリート壁を2mとした場合の計算結果をFig. A.2.5に示す。この場合には、装置遮蔽による減衰はほぼ9桁となり、敷地境界における全線量率は 1.15×10^{-6} mrem/hである。これを年間線量率に換算すると 5.04×10^{-3} mrem/yとなり、変更する前の値よりも2桁以上低くなる。

従来の装置遮蔽に2 mと2.5 mの生体遮蔽を用いた場合の1次元球計算結果と、変更後の装置遮蔽に2 mの生体遮蔽を用いた場合の1次元球計算結果を Table A 2.4 に示す。

Table A 2.4 敷地境界における線量率

	SOM遮蔽 厚さ(cm)	炉室 コンクリート 厚さ(cm)	線量率 (mrem/h)	年間線量率 (50%稼働率) (mrem/y)
Case A	50	200	7.05×10^{-4}	3.088
Case B	50	250	1.88×10^{-5}	0.096
Case C	80	200	1.15×10^{-6}	0.005

A 2.3 炉停止時の放射線線量率

100 MW出力、100%の稼働率にて1年間運転後、炉を停止してから1週間経過したときの線量率分布を計算した。

炉室内(A点)……略図2で示した1次元円柱モデルとこのモデルからSCMを取り除いて、空気置き換えた計算モデルを用いた。誘導放射ガンマ線源の分布は、最近作成された「中性子照射による核変換、誘導放射能、崩壊熱の計算プログラム: ACTIVE」⁽³⁵⁾を用いて計算した。ガンマ線の輸送計算はA 2.2.1で述べたものと同じである。

Fig. A 2.6にSCMを付けた場合と空気置き換えた場合の停止時のガンマ線照射線量率の空間分布を、運転時のガンマ線線量率分布とともに示す。SCMがない場合には、炉室内の線量率は約 10^{-3} R/hとなり、従事者に対する許容線量率 2.5×10^{-3} R/hを下廻る。SCMがある場合にも、厚さ5 cmの鉛板の補助遮蔽をSCMに付けることにより炉室内の線量率を 10^{-3} R/h以下にすることができる。

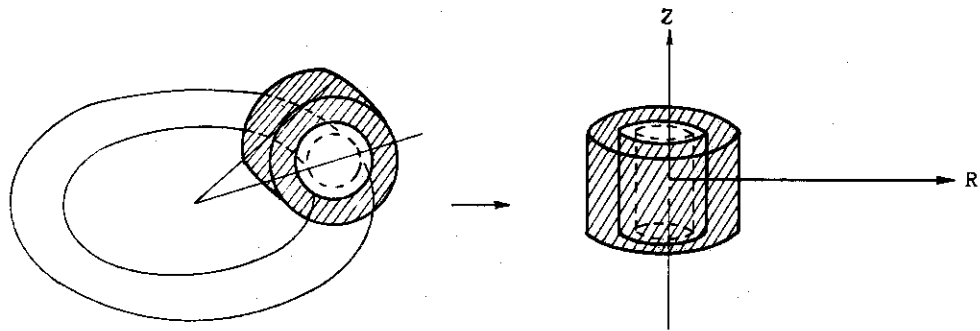
生体遮蔽外側(B点)と敷地境界(C点)においては、2.0 mのコンクリートによっても、ガンマ線はB点よりも10桁以上小さくなるので問題とならない。

A 2.4 炉解体時の放射線線量率

100 MW出力、10%の稼働率で1年間運転後、炉を停止して1週間経過したときの線量率を計算した。

A 2.4.1 解体時の炉室内における線量率

この線量率分布計算は、2次元輸送計算コードTWOTRAN⁽²²⁾を用いて、炉の1/12モジュールを下図のようにR-Z座標を用いて模擬して線量率分布を求めた。⁽²⁹⁾



略図7 1/12炉モジュールの2次元モデル

使用計算コードおよび使用定数

2次元 S_N 輸送計算コード	TWOTRAN ⁽²²⁾
散乱ルジャンドル展開項	P_1
角度分点	S_8
ガンマ線エネルギー群数	11
ガンマ線断面積	GAMLEG-JR ⁽²⁶⁾ にて作成
ガンマ線源分布計算	ACTIVE ⁽³⁵⁾

計算結果……誘導放射核からのガンマ線の線量率は炉室内において $10^7 \sim 10^8$ mR/hにもなり、人間は立入ることはできないので解体時の補修作業は全て遠隔操作によらなくてはならない。

A 2.4.2 解体時の生体遮蔽外側 (B点) の線量率

誘導放射核からのガンマ線のエネルギーは大部分1 MeV以下であるので2.5 mのコンクリートでは炉室内の 10^{-12} 、つまり 10^{-4} mR/h以下に減衰する。この値は従事者に対する許容線量率2.5 mrem/hより十分に小さい。

A 2.4.3 解体時の敷地境界 (C点) の線量率

略図5の2 mの生体遮蔽に対する1次元球モデルにおいて、線源からの距離 $R = 3.65$ mの位置に1.25 MeVのガンマ線源で強度 $6.7 \times 10^{16} \text{ r} \cdot \text{s}^{-1}$ のものを置いたときの敷地境界の線量率分布を計算した。 $6.7 \times 10^{16} \text{ r} \cdot \text{s}^{-1}$ は1/12炉モジュールで発生する全 photon 数である。

Fig. A 2.7に解体時の誘導放射ガンマ線の線量率分布を示す。敷地境界においては、 5×10^{-9} mrem/hでありこれは年間の線量率に換算すると 2.19×10^{-6} mrem/yで目標線量率5 mrem/yより十分に小さい。

Table A2.2a 42-group neutron energy group structure

Group	Energy Limits	Mid - Point Energy
1	15.000 - 13.720 Mev	14.360 Mev
2	13.720 - 12.549	13.135
3	12.549 - 11.478	12.014
4	11.478 - 10.500	10.989
5	10.500 - 9.314	9.907
6	9.314 - 8.261	8.788
7	8.261 - 7.328	7.795
8	7.328 - 6.500	6.914
9	6.500 - 5.757	6.129
10	5.757 - 5.099	5.428
11	5.099 - 4.516	4.808
12	4.516 - 4.000	4.258
13	4.000 - 3.162	3.581
14	3.162 - 2.500	2.831
15	2.500 - 1.871	2.186
16	1.871 - 1.400	1.636
17	1.400 - 1.058	1.229
18	1.058 - 0.800	0.929
19	0.800 - 0.566	0.683
20	0.566 - 0.400	0.483
21	0.400 - 0.283	0.342
22	0.283 - 0.200	0.242
23	0.200 - 0.141	0.171
24	0.141 - 0.100	0.121
25	100.0 - 46.5 KeV	73.25 KeV
26	46.5 - 21.5	34.0
27	21.5 - 10.0	15.75
28	10.0 - 4.65	7.325
29	4.65 - 2.15	3.40
30	2.15 - 1.00	1.575
31	1.00 - 0.465	0.733
32	0.465 - 0.215	0.340
33	0.215 - 0.100	0.158
34	100.0 - 46.5 eV	73.25 eV
35	46.5 - 21.5	34.0
36	21.5 - 10.0	15.75
37	10.0 - 4.65	7.325
38	4.65 - 2.15	3.40
39	2.15 - 1.00	1.58
40	1.00 - 0.465	0.733
41	0.465 - 0.215	0.340
42	0.215 - 0.001	0.108

Table A2.2b 21-group gamma-ray energy group structure

Group	Energy Limits (MeV)	Mid-Point Energy (MeV)
1	14.0 - 12.0	13.0
2	12.0 - 10.0	11.0
3	10.0 - 8.0	9.0
4	8.0 - 7.5	7.75
5	7.5 - 7.0	7.25
6	7.0 - 6.5	6.75
7	6.5 - 6.0	6.25
8	6.0 - 5.5	5.75
9	5.5 - 5.0	5.25
10	5.0 - 4.5	4.75
11	4.5 - 4.0	4.25
12	4.0 - 3.5	3.75
13	3.5 - 3.0	3.25
14	3.0 - 2.5	2.75
15	2.5 - 2.0	2.25
16	2.0 - 1.5	1.75
17	1.5 - 1.0	1.15
18	1.0 - 0.4	0.7
19	0.4 - 0.2	0.3
20	0.2 - 0.1	0.15
21	0.1 - 0.01	0.055

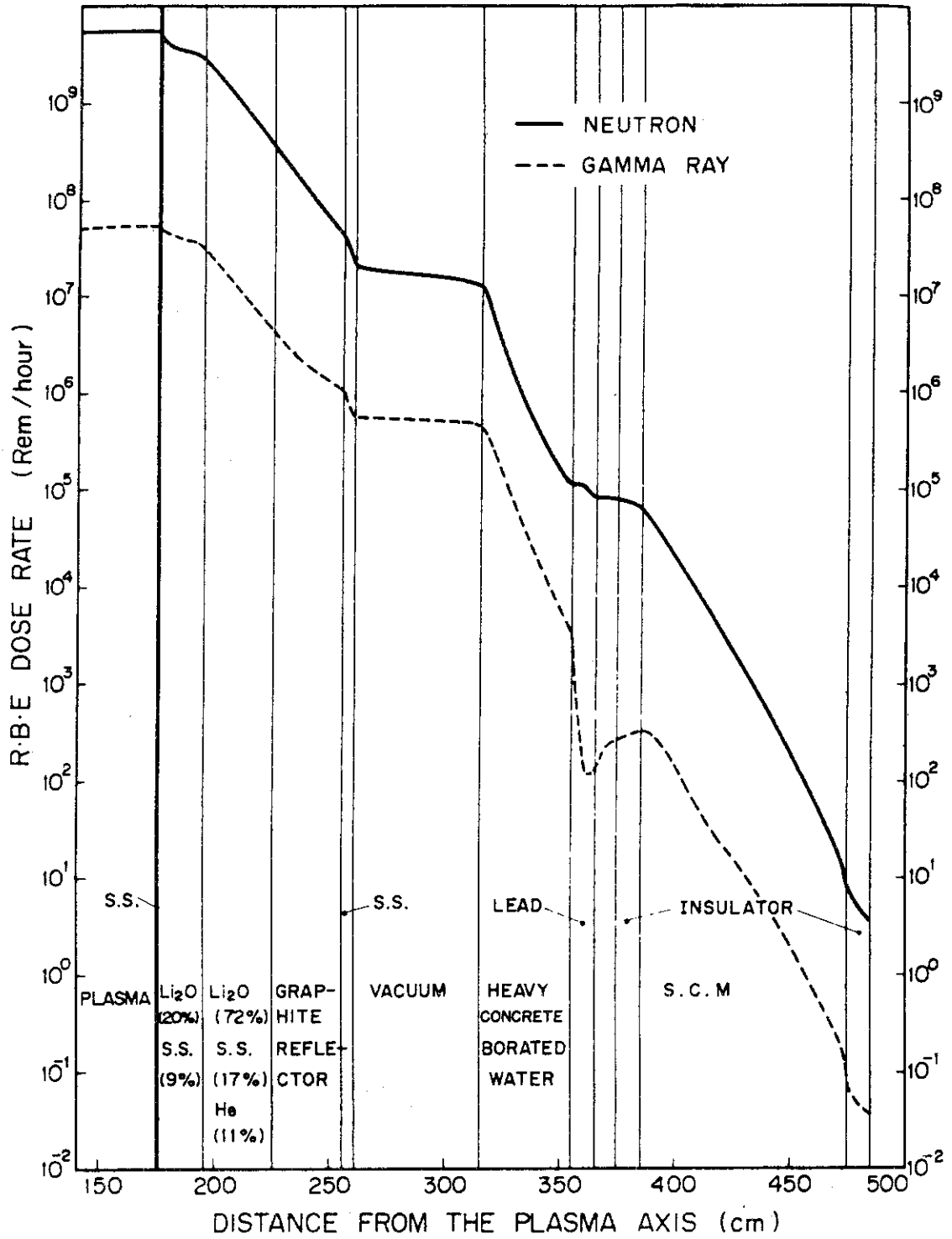


Fig. A2.1 Dose rate distribution at reactor operation

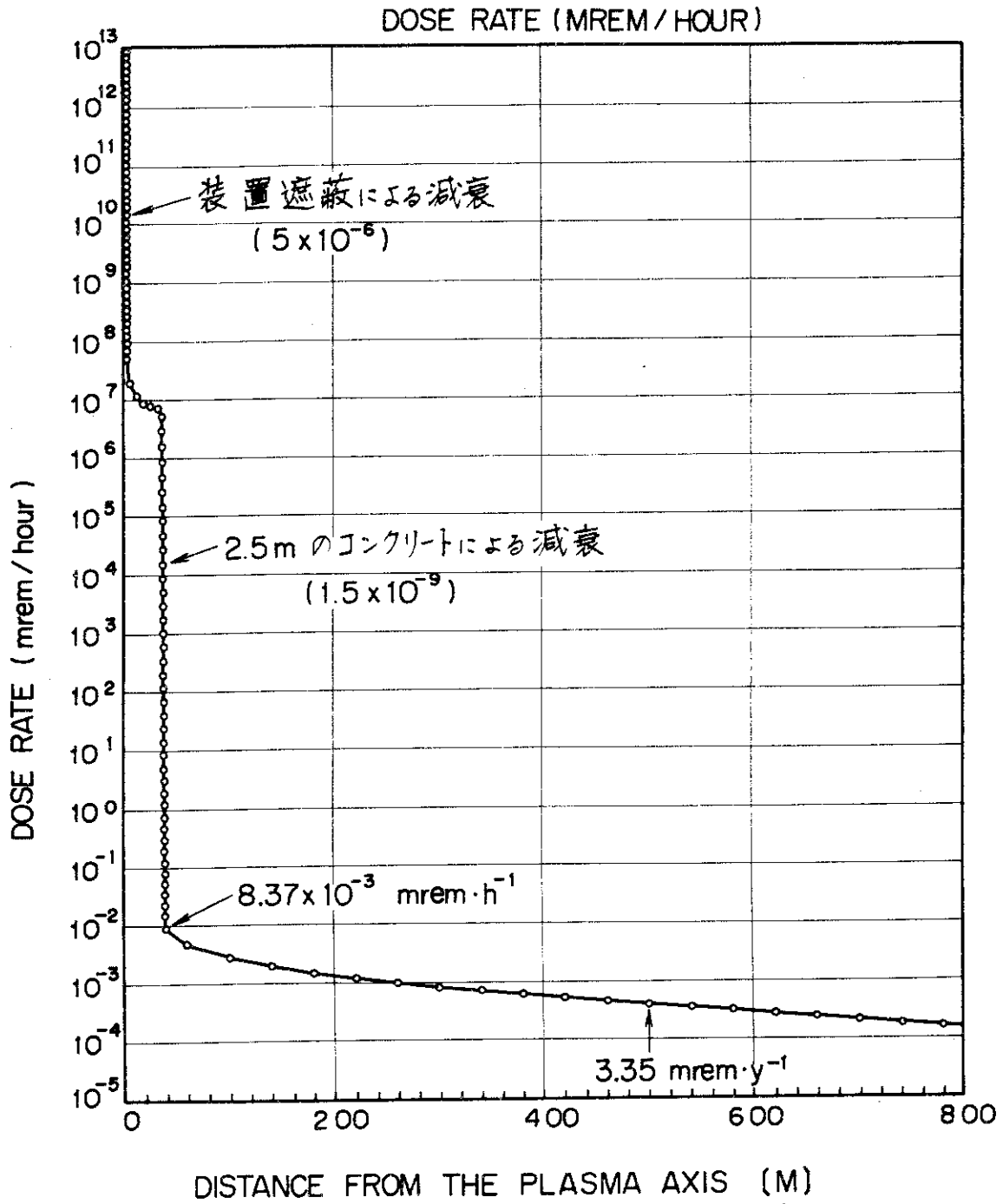


Fig. A2.2 Dose rate distribution calculated by one-dimensional cylinder model with 2.5m thick concrete wall

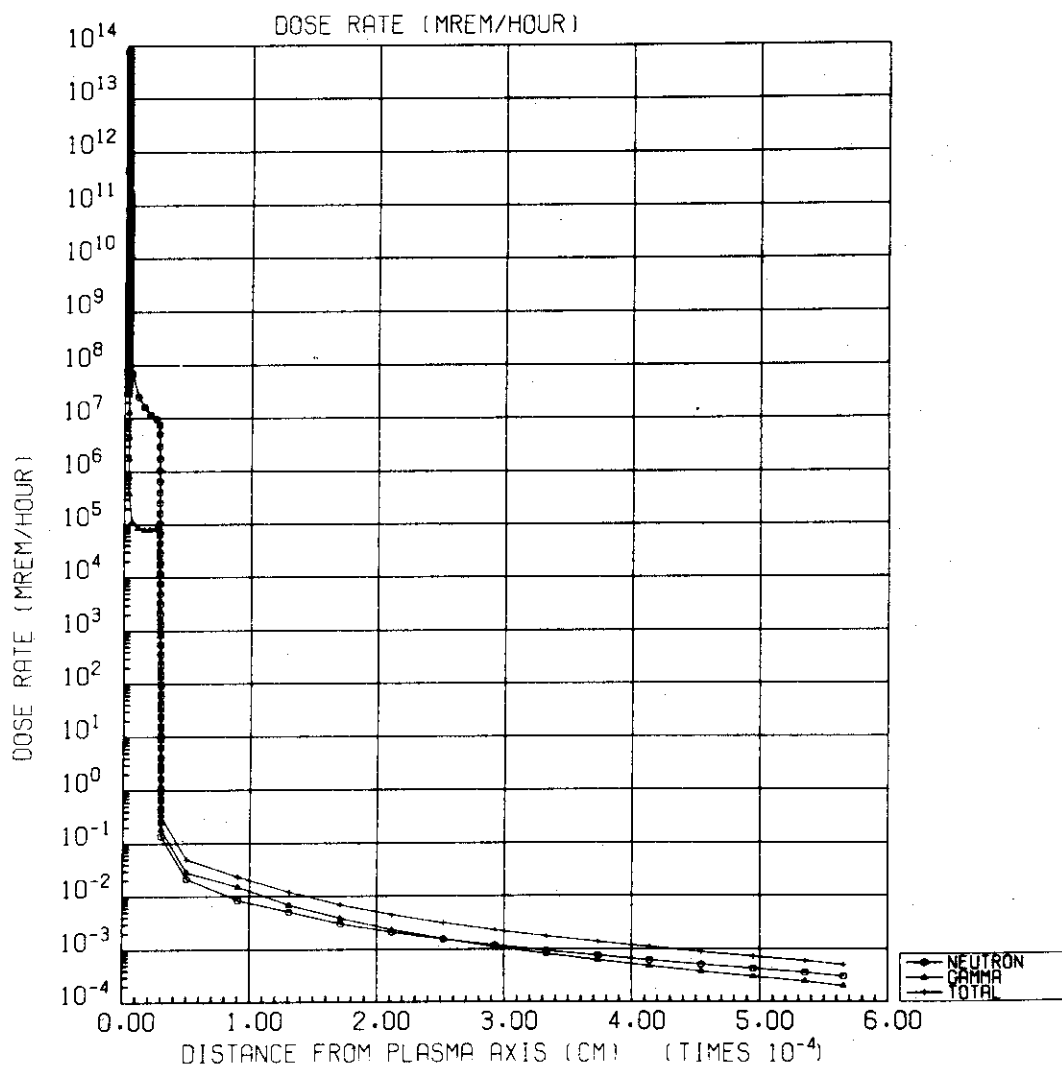


Fig. A2.3 Dose rate distribution calculated by one-dimensional sphere model with 2.0m thick concrete wall

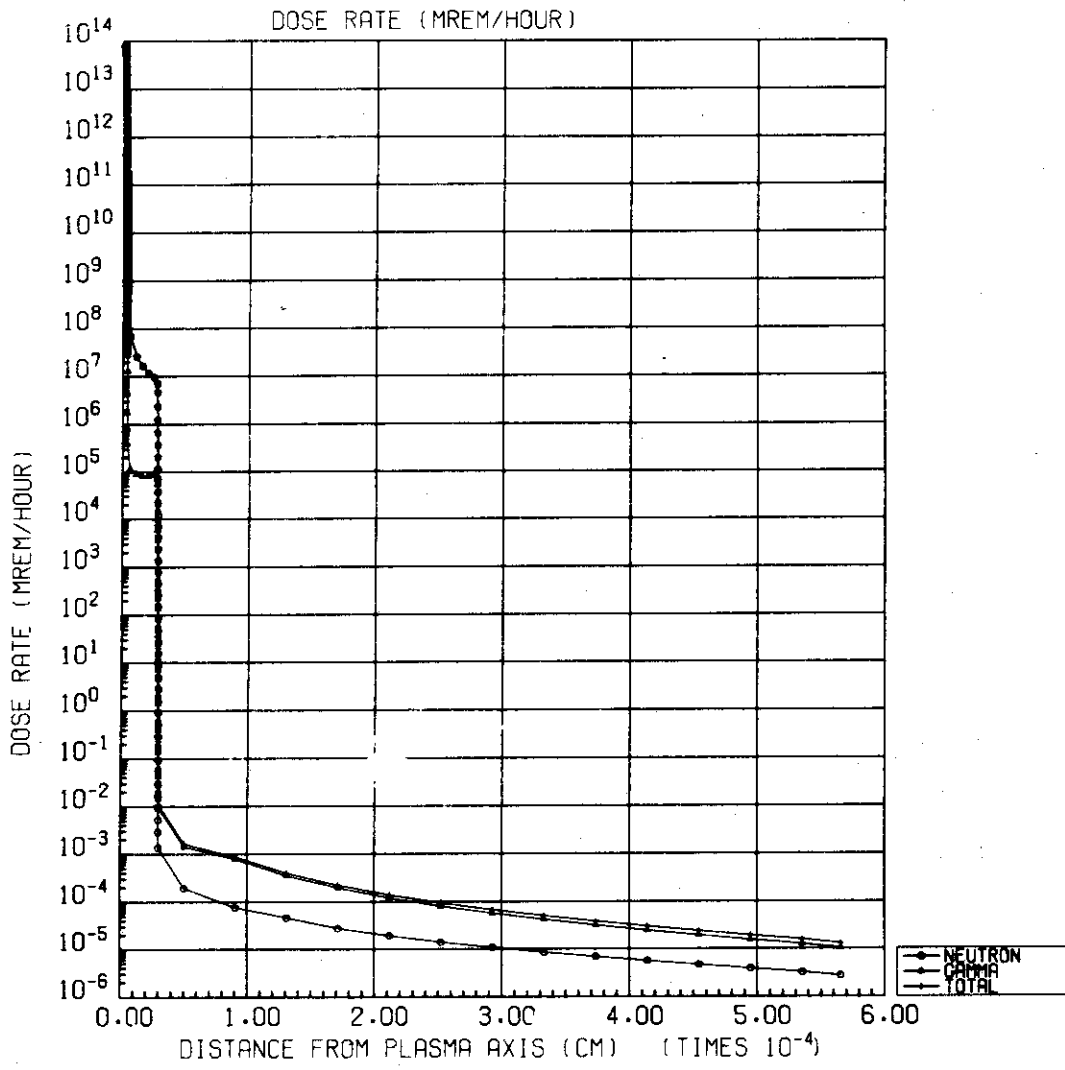


Fig. A2.4 Dose rate distribution calculated by one-dimensional sphere model with 2.5m thick concrete wall

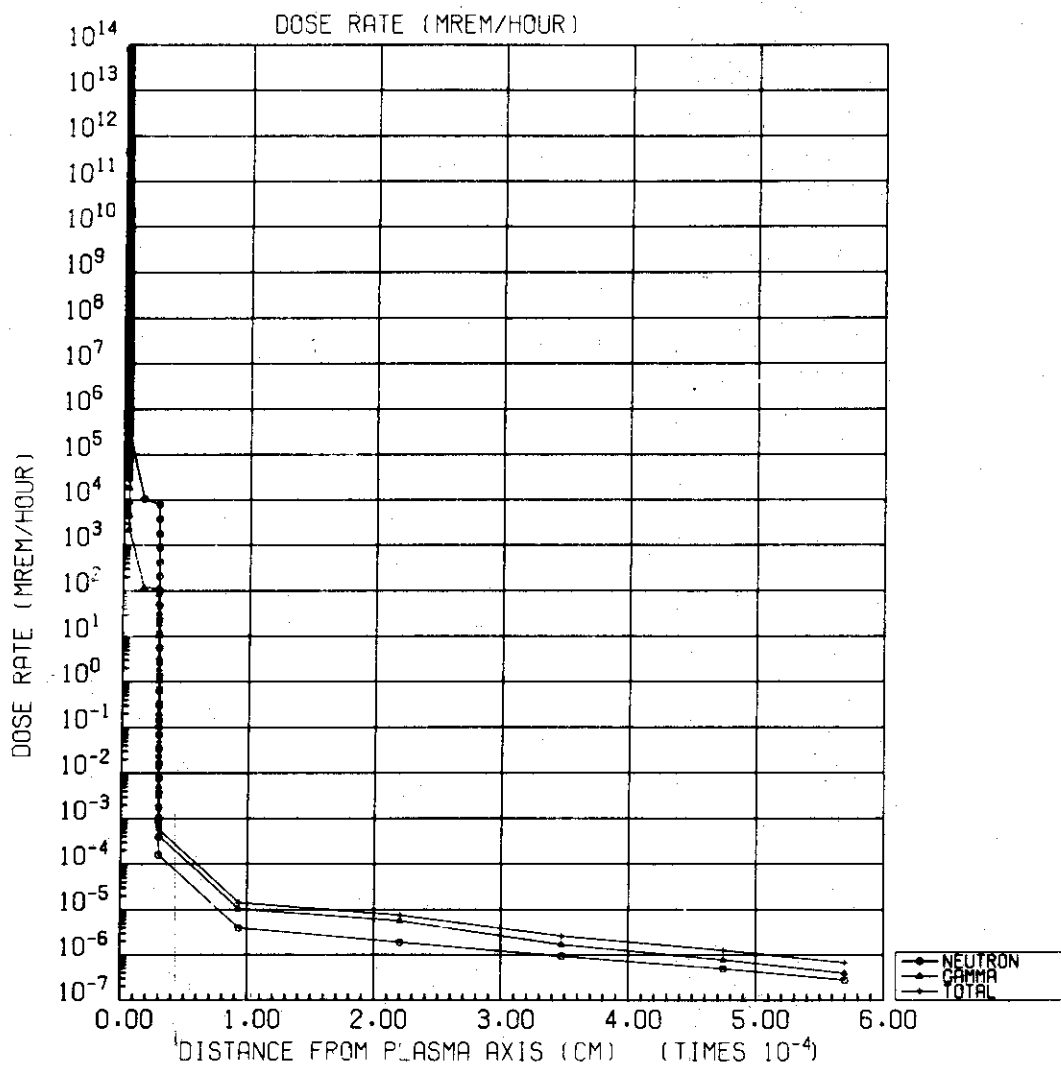


Fig. A2.5 Dose rate distribution calculated by one-dimensional sphere model with revised primary shield and 2.0m thick concrete wall

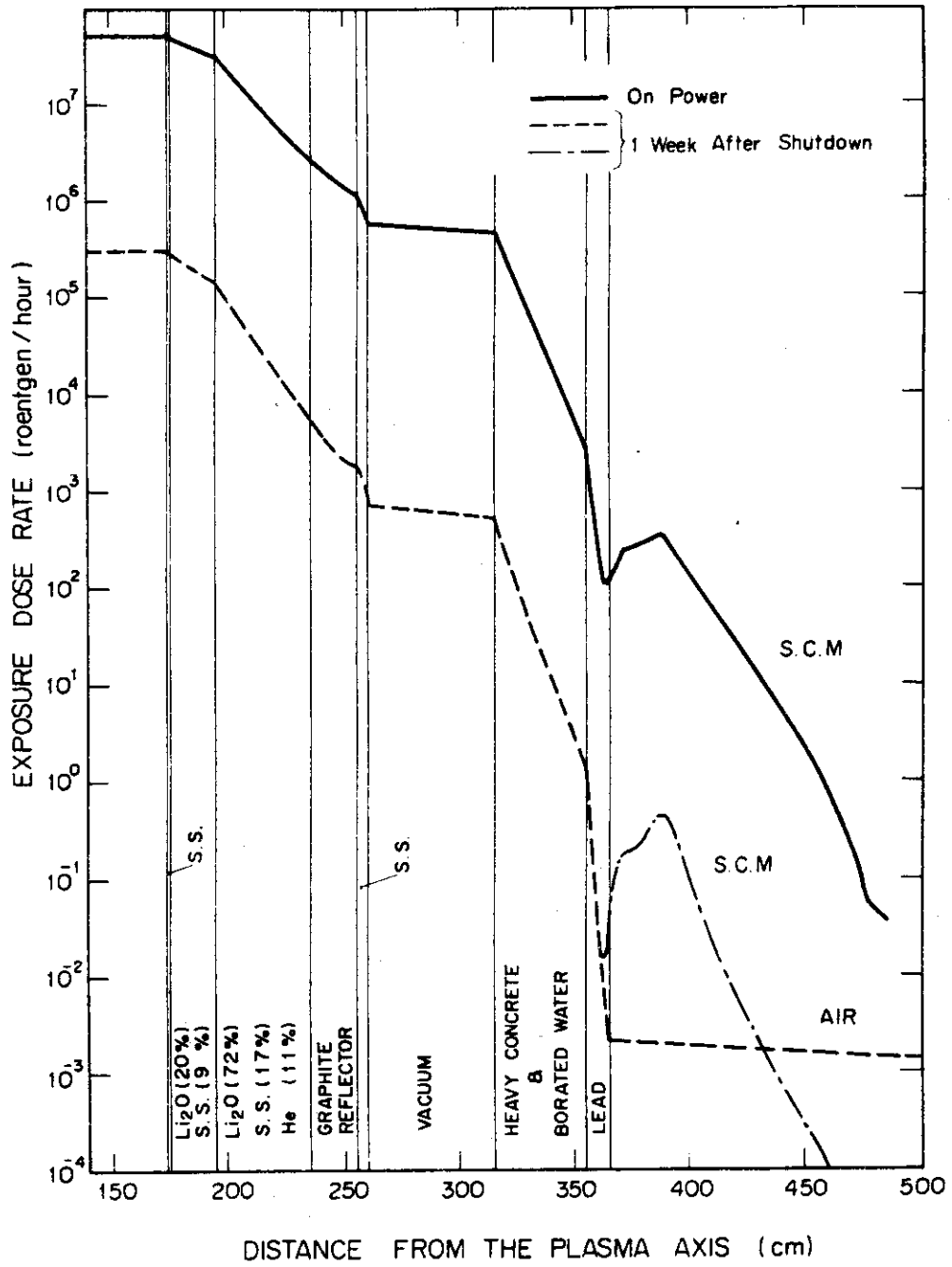


Fig. A2.6 Dose rate distribution at the time one week after shutdown after one year reactor operation

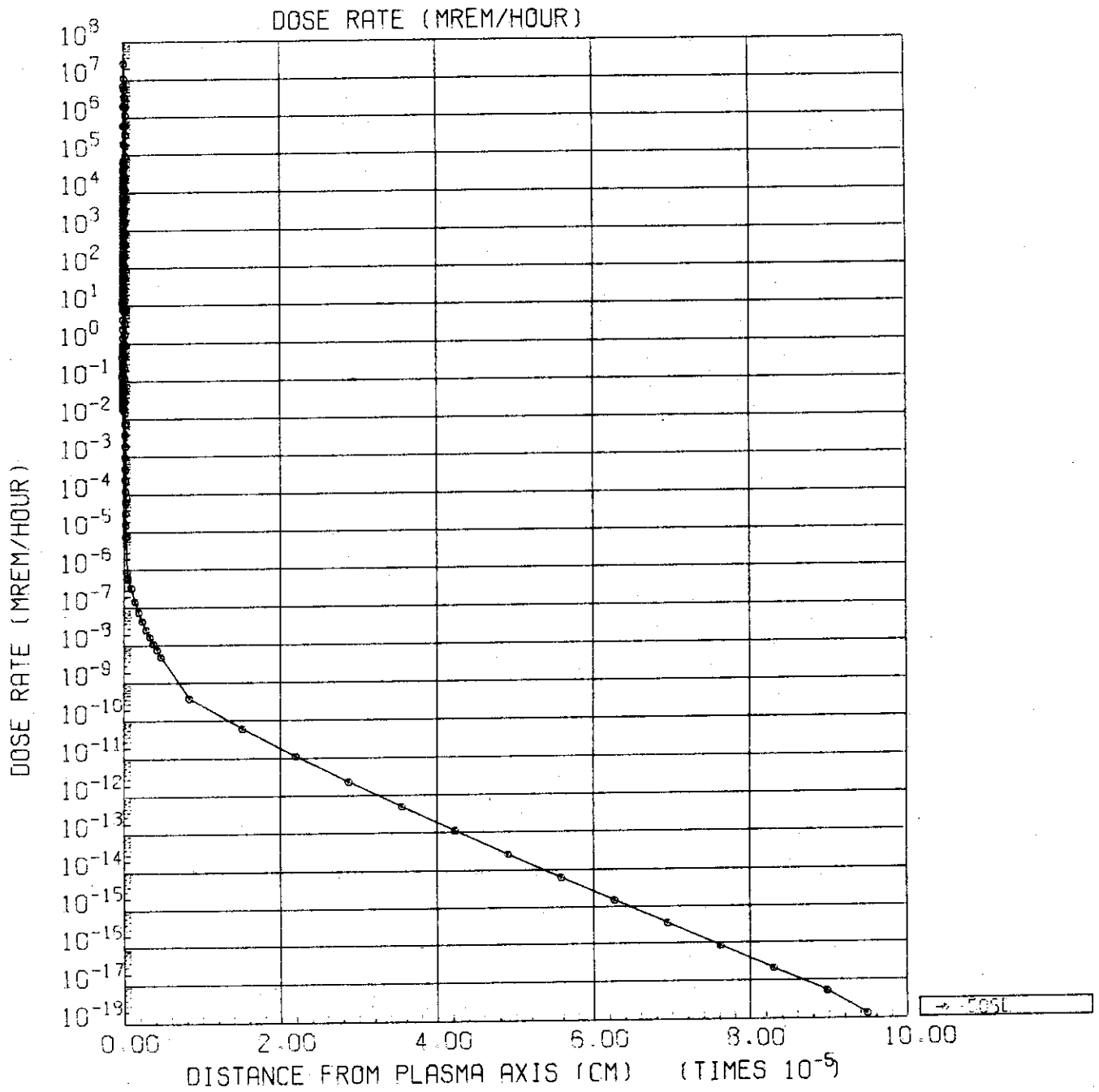


Fig. A2.7 Distribution of induced gamma-ray dose rate from an extracted reactor module at the time one week after shutdown after one year operation

謝 辞

本報告書は核融合実験炉の予備設計の一部として書かれたものである。迫 淳 炉設計研究室長を始めとする同研究室の皆様の貴重なコメントに深く感謝いたします。また生体遮蔽に関する検討は、核融合実験炉の立地条件の検討会の資料作成のために行ったものである。その際に貴重な御助言をいただきました森 茂核融合研究部長並びに磯康彦大型トカマク開発部次長に深く感謝いたします。

参考文献

- (1) McCracken, G. M. and Blow, S., CLM-R 120 (1972)
- (2) KRIESE, J. T. and STEINER, D., ORNL-TM-4235 (1973)
- (3) ABDU, M. A. and MAYNARD, C. W., Proc. Topical Meeting on the Technology of Controlled Nuclear Fusion, CONF-740402-p1, (1974) 685
- (4) CASINI, G. and CUNIBERTI, R. ibid (1974) 238
- (5) PRICE, W. G., Jr., MATT-1050 (1974) 164
- (6) GABRIEL, T. A., SANTORO, R. T. and ENGLE, W. W., Jr., ORNL-TM-4619 (1974)
- (7) BATZER, T. H. et al., UCRL-51617 (1974)
- (8) 伊尾木公裕, 他, 昭和49年秋の分科会予稿集(II), 炉物理炉工学, 日本原子力学会 (1974) E 61
- (9) 関 泰, JAERI-M 6046 (1975)
- (10) ABDU, M. A., Nucl Tech., 29, 7 (1976)
- (11) SAKO, K. et al., Plasma Phys. and Cont. Nucl. Fusion Research 1974, Vol. 3, International Atomic Energy Agency (1975) 535
- (12) 関 泰, 飯田浩正, 井手隆裕, JAERI-M 6540 (1976)
- (13) IDE, T., SEKI, Y. and IIDA, H., JAERI-M 6475 (1976)
- (14) 迫 淳, 他, JAERI-M 6670 (1976)
- (15) 岡田東一, 椿原 啓, 昭和51年日本原子力学会年会要旨集, 第I分冊(炉物理, 炉工学) (1976) A 15
- (16) ULLMAIER, H., Proc. of the International Conf. held at Gatlingburg, Tennessee, Oct. 1-3, 1975, CONF-750989 Vol. II (1976) 403
- (17) SOELL, M. et al., IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-11, #2 (1975) 178
- (18) PARKIN, D. M. and SWEEDLER, A. R., ibid (1975) 166
- (19) 三菱電気株式会社, 他, 「核融合炉用超電導トロイダルマグネット概念設計報告書, 公刊予定
- (20) KULCINSKI, G. L. et al., UWFDM-68 (1973)

謝 辞

本報告書は核融合実験炉の予備設計の一部として書かれたものである。迫 淳 炉設計研究室長を始めとする同研究室の皆様の貴重なコメントに深く感謝いたします。また生体遮蔽に関する検討は、核融合実験炉の立地条件の検討会の資料作成のために行ったものである。その際に貴重な御助言をいただきました森 茂核融合研究部長並びに磯康彦大型トカマク開発部次長に深く感謝いたします。

参考文献

- (1) McCracken, G. M. and Blow, S., CLM-R120 (1972)
- (2) KRIESE, J. T. and STEINER, D., ORNL-TM-4235 (1973)
- (3) ABDU, M. A. and MAYNARD, C. W., Proc. Topical Meeting on the Technology of Controlled Nuclear Fusion, CONF-740402-p1, (1974) 685
- (4) CASINI, G. and CUNIBERTI, R. *ibid* (1974) 238
- (5) PRICE, W. G., Jr., MATT-1050 (1974) 164
- (6) GABRIEL, T. A., SANTORO, R. T. and ENGLE, W. W., Jr., ORNL-TM-4619 (1974)
- (7) BATZER, T. H. et al., UCRL-51617 (1974)
- (8) 伊尾木公裕, 他, 昭和49年秋の分科会予稿集(II), 炉物理炉工学, 日本原子力学会 (1974) E 61
- (9) 関 泰, JAERI-M 6046 (1975)
- (10) ABDU, M. A., Nucl Tech., 29, 7 (1976)
- (11) SAKO, K. et al., Plasma Phys. and Cont. Nucl. Fusion Research 1974, Vol. 3, International Atomic Energy Agency (1975) 535
- (12) 関 泰, 飯田浩正, 井手隆裕, JAERI-M 6540 (1976)
- (13) IDE, T., SEKI, Y. and IIDA, H., JAERI-M 6475 (1976)
- (14) 迫 淳, 他, JAERI-M 6670 (1976)
- (15) 岡田東一, 椿原 啓, 昭和51年日本原子力学会年会要旨集, 第I分冊(炉物理, 炉工学) (1976) A 15
- (16) ULLMAIER, H., Proc. of the International Conf. held at Gatlingburg, Tennessee, Oct. 1-3, 1975, CONF-750989 Vol. II (1976) 403
- (17) SOELL, M. et al., IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-11, #2 (1975) 178
- (18) PARKIN, D. M. and SWEEDLER, A. R., *ibid* (1975) 166
- (19) 三菱電気株式会社, 他, 「核融合炉用超電導トロイダルマグネット概念設計報告書, 公刊予定
- (20) KULCINSKI, G. L. et al., UWFDM-68 (1973)

- (21) STRAKER, E. A. et al., ORNL - 4585 (1970)
- (22) LATHROP, K. D. and BRINKLEY, F. W., LA-4432 (1970)
- (23) 飯田浩正, 関 泰, 井手隆裕, JAERI - M 6460 (1976)
- (24) ENGLE, W. W., Jr., K-1963, Oak Ridge Gaseous Diffusion Plant (1967)
- (25) FORD, W. E., III, CTC-42 (1970)
- (26) 宮坂駿一, 他, JAERI - M 5794 (1974)
- (27) ABDU, M. A. et al., ORNL - TM - 3994 (1973)
- (28) 長谷川 明, 公刊予定
- (29) 飯田浩正, 関 泰, 井手隆裕, JAERI - M 6639 (1976)
- (30) 井手隆裕, 関 泰, 飯田浩正, JAERI - M 6672 (1976)
- (31) 高橋 正, 菊池武雄, 酸化リチウム (Li_2O) の焼結, (1976)
- (32) LINDENBAUM, S. J., Annual Review of Nuclear Science, Vol. 11 (1961)
p 213
- (33) CLARKE, R. T., "Engineering Compendium on Radiation Shielding,"
R. G. Jaeger, Ed, Vol. 1, Springer Verlag, New York (1968) p 255
- (34) 竜福 広, (私信)
- (35) 伊尾木公裕, 原田雄平, 浅見直人, JAERI - M 6471 (1976)