

JAERI - M

87-138

核融合次期装置設計
(昭和61年度設計報告書)
—炉本体構造設計の重要検討課題—

1987年9月

小林 武司・山田 政男・溝口 忠憲^{*1}・井村 泰也^{*4}
佐川 準基^{*4}・真木 紘一^{*4}・渡辺 隆^{*4}・森 清治^{*2}
安達 潤一^{*2}・佐藤 壇介^{*5}・黒田 敏公^{*5}・山崎誠一郎^{*5}
亀有 昭久^{*6}・松岡 不識^{*7}・田戸 茂^{*8}・大森 順次^{*3}
喜多村和憲^{*9}・内田 孝穂^{*9}

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

JAERI-M レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、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
(〒319-41 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, 1987
編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 (株)高野高速印刷

核融合次期装置設計
(昭和61年度設計報告書)
—炉本体構造設計の重要検討課題—

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部
小林 武司・山田 政男・溝口 忠憲^{*1}・井村 泰也^{*4}・佐川 準基^{*4}
真木 紘一^{*4}・渡辺 隆^{*4}・森 清治^{*2}・安達 潤一^{*2}・佐藤 瓊介^{*5}
黒田 敏公^{*5}・山崎誠一郎^{*5}・龜有 昭久^{*6}・松岡 不識^{*7}・田戸 茂^{*8}
大森 順次^{*3}・喜多村和憲^{*9}・内田 孝穂^{*9}

(1987年8月12日受理)

本報告書は昭和61年度核融合次期装置の炉本体構造設計に係る重要検討課題の報告である。今年度は重要検討課題として遮蔽計算精度評価、弾塑性破壊力学に基づく亀裂進展予測を行なった。更に今後の設計作業に資するため、遮蔽最適化計算、グラファイト第一壁の検討、炉本体のフレキシビリティ検討、リップルインサート効果の把握、形状記憶合金の適用性検討等、斬新的アイデアの成立性検討を行なった。

那珂研究所：〒311-02 茨城県那珂郡那珂町大字向山801-1

*1 外来研究員 (株) 日立製作所

*2 外来研究員 川崎重工業 (株)

*3 外来研究員 (株) 東芝

*4 (株) 日立製作所

*5 川崎重工業 (株)

*6 三菱原子力工業 (株)

*7 三菱重工業 (株)

*8 三菱電機 (株)

*9 (株) 東芝

Conceptual Design Study of Fusion Experimental

Reactor (FY 86 FER)

- Critical Issues of Reactor Configuration/

Structure Design -

Takeshi KOBAYASHI, Masao YAMADA, Tadanori MIZOGUCHI^{*1}
Yasuya IMURA^{*4}, Junki SAGAWA^{*4}, Koichi MAKI^{*4}
Takashi WATANABE^{*4}, Seiji MORI^{*2}, Junichi ADACHI^{*2}
Keisuke SATO^{*5}, Toshimasa KURODA^{*5}, Seiichiro YAMAZAKI^{*5}
Akihisa KAMEARI^{*6}, Fushiki MATSUOKA^{*7}, Shigeru TADO^{*8}
Junji OHMORI^{*3}, Kazunori KITAMURA^{*9} and Takao UCHIDA^{*9}

Department of Large Tokamak Research

Naka Fusion Research Establishment

Japan Atomic Energy Research Institute

Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received August 12, 1987)

This report describes the results of the investigation on critical issues of FY 86 FER reactor configuration/structure design.

Accuracy evaluation of shielding calculation and crack growth prediction of first wall and divertor based on the elastic-plastic fracture mechanics were performed. Further, optimization of shield configuration, graphite first wall armor and flexibility of reactor were investigated to support future design work. Feasibilities of innovative ideas were also examined, such as the ripple insert effect and the application of shape memory alloys.

*1 On leave from Hitachi, Ltd.

*2 On leave from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

*3 On leave from Toshiba Corporation

*4 Hitachi, Ltd.

*5 Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

*6 Mitsubishi Atomic Power Industries, inc.

*7 Mitsubishi Heavy Industries, Ltd.

*8 Mitsubishi Electric Corporation

*9 Toshiba Corporation

Keywords: FER, Tokamak, Guard Limiter, Crack Propagation, Ripple-Insert,
Shape Memory Alloy, Armor, First Wall, Divertor, Flexibility,
Shield Optimization, Accuracy Evaluation

目 次

1. 概 要	1
2. 遮 蔽	2
2.1 はじめに	2
2.2 遮蔽最適化計算	2
2.2.1 目的及び検討基準	2
2.2.2 遮蔽体の基本構成及び計算モデル	3
2.2.3 結果と検討	4
2.2.4 まとめ	7
2.3 タングステン遮蔽構造の検討（内側コイル遮蔽）	15
2.3.1 目的	15
2.3.2 計算方法	15
2.3.3 計算結果	15
2.3.4 結論と今後の課題	16
2.4 遮蔽計算精度評価（ベンチマーク計算）	20
2.4.1 検討方針	20
2.4.2 計算方法	23
2.4.3 計算結果	31
2.4.4 結果の検討	41
2.4.5 結論と今後の課題	49
3. 第一壁・ダイバータ板の亀裂進展解析	51
3.1 寿命の考え方	51
3.2 ベアステンレス第一壁の解析例	51
3.2.1 通常運転時の亀裂進展	51
3.2.2 ディスラプション時の亀裂評価	59
3.3 タングステン・ダイバータ板の解析例	67
3.3.1 亀裂発生線返し数	67
3.3.2 亀裂進展解析	67
4. アーマ付き第一壁の検討	74
4.1 機械的結合第一壁	74
4.1.1 設計例	74
4.1.2 弹塑性解析による亀裂発生線返し数の算出	76
4.2 冶金接合	82
4.2.1 構造検討	82
4.2.2 弹性解析によるディスラプション評価	89
4.3 グラファイト, C/C コンポジットの材料特性	93

5. フレキシビリティ	111
5.1 概要	111
5.2 フレキシビリティ検討	111
5.2.1 プラズマ性能拡大による目的達成	111
5.2.2 不具合原因に直接対処することによる目的達成	112
5.2.3 アドバンスなミッション達成	113
5.3 今後の方針	113
6. リップルインサートの効果	115
6.1 はじめに	115
6.2 リップルインサート構造	115
6.3 リップルインサート解析	116
6.4 F E R 設計への適用	117
6.5 リップルインサート構造の問題点	118
7. 形状記憶合金の核融合炉への適用	133
7.1 はじめに	133
7.2 予備調査	133
7.3 核融合炉の環境条件	134
7.4 核融合炉への適用	135
謝　　辞	155

Contents

1. Sumary	1
2. Shield	2
2.1 Introduction	2
2.2 Shield optimization study	2
2.2.1 Objectives and criteria	2
2.2.2 Shield configuration and calculation model	3
2.2.3 Results and discussions	4
2.2.4 Conclusions	7
2.3 Tungsten shield (inboard TF coil shield)	15
2.3.1 Objectives	15
2.3.2 Calculation method	15
2.3.3 Results	15
2.3.4 Conclusions and future works	16
2.4 Accuracy evaluation of shielding calculation	20
2.4.1 Scope of the study	23
2.4.2 Calculation method	31
2.4.3 Results	41
2.4.4 Discussions	49
2.4.5 Conclusions and future works	51
3. Crack growth analysis for first wall and divertor plate	51
3.1 Method for Lifetime evaluation	51
3.2 Analysis for bare stainless steel first wall	51
3.2.1 Normal operation	59
3.2.2 Plasma disruption	67
3.3 Analysis for tungsten divertor plate	67
3.3.1 Number of cycles for crack initiation	67
3.3.2 Crack growth analysis	74
4. First wall protected by armor	74
4.1 Mechanical attachment	74
4.1.1 Examples of structure concept	74
4.1.2 Calculation of number of cycles for crack initiation by elastic-plastic analysis	76
4.2 Metallic bonding	82
4.2.1 Structure concept	82
4.2.2 Disruption analysis by elastic analysis	89
4.3 Material properties of graphite and C/C composite	93

5.	Flexibility	111
5.1	Outline	111
5.2	Flexibility	111
5.2.1	Improvement of plasma performance	111
5.2.2	Improvement of device components	112
5.2.3	Achievement of advanced mission	113
5.3	Future study plan	113
6.	Ripple insert	115
6.1	Introduction	115
6.2	Structure concept	115
6.3	Performance analysis	116
6.4	Application to FER	117
6.5	R&D problems	118
7.	Application of shape memory alloys	133
7.1	Introduction	133
7.2	Preliminary investigation	133
7.3	Fusion Environments	134
7.4	Application to fusion reactor	135
	Acknowledgements	155

1. 概 要

本報告書は昭和 61 年度 F E R 設計・検討の炉本体構造設計に係わる重要検討課題について、今年度の検討結果を纏めたものである。設計を進める上で重要な技術的課題としては、F E R の性能向上、不確かさの大きな問題点、および漸新的アイデアの F E R への適用性について重点的検討を行なった。具体的には次の項目を今年度の検討課題とした。

- ① 遮蔽計算精度の評価及び、より装置小型化を実現するための遮蔽構造検討
- ② 第 1 壁保護のためのアーマ構造の検討
- ③ 第 1 壁、ダイバータ板のディスラプション時健全性評価のため弾塑性破壊力学の適用
- ④ 不確定要素の大きいプラズマ形状に順応し得るフレキシブルな炉構造概念の検討
- ⑤ トロイダル磁場リップルを低減させるための磁性体リップルインサートの適用性検討
- ⑥ 形状記憶合金の F E R への適用性検討

検討結果の概要を以下に示す。

遮蔽性能検討の結果、より遮蔽性能の優れたタングステン材の使用により SS / H₂O 遮蔽材に較べて内側遮蔽体で約 10 cm の遮蔽厚低減の可能性がある。今年度実施した精度評価の範囲では核定数、多群近似効果による超電導コイルに対する遮蔽性能の誤差は 7 線束でファクタ 5、中性子束でファクタ 2 であることが判明した。またトーラス形状を 1 次元モデルにモデル化することによる誤差はファクター 1.2 ~ 2 の範囲にあることが明らかになった。又、鉄球体系での実験値によるベンチマーク解析の結果現在使用している G I C X 40 の鉄断面積は 3 ~ 10 MeV の高エネルギー領域で中性子束を過少評価していることが判明した。

第 1 壁アーマ概念として種々の機械結合方式、冶金接合方式構造概念を検討すると共に、グラファイトーステンレス基板間に熱膨脹緩衝層として Fe - Ni 合金を使用して接合試験を実施した。

プラズマに直接面し苛酷な熱粒子負荷にさらされる第 1 壁、ダイバータ板の寿命評価に資するため破壊力学の適用を行い必要データ・ベース等今後の検討課題の抽出を行った。

第 1 壁（ペア・ステンレス型）は通常繰返し熱負荷 ($0.4 \text{ MW/m}^2, 2 \times 10^5 \text{ サイクル}$) に対する線型破壊力学による評価の結果、初期亀裂長さ 1 mm に対しても大きな亀裂進展は予測されない。又ディスラプションを想定したより厳しい表面熱負荷条件 ($8.4 \text{ J/cm}^2, 2 \text{ ms}$) に対して弾塑性破壊力学による評価の結果、不安定破壊を起さず亀裂進展量も微少であるとの予測を得た。タングステン・ダイバータ板に対する弾塑性解析の結果、ディスラプション時を想定した熱負荷 ($260 \text{ J/cm}^2, 5 \text{ ms}$) に対し数回の繰返し熱負荷により亀裂発生が予想されるものの、亀裂進展に伴なう局所応力の緩和により 2 mm 程度の亀裂深さで亀裂が停止する可能性が有るという結果を得た。しかしながら、これら機器の健全性を評価するにはデータ・ベースが不足しており高熱負荷試験による健全性確認、破壊非性、亀裂進展速度等の積極的なデータ拡充が必須である。

磁性鋼設置によるリップル低減効果を 3 次元磁場解析コードにより評価した。当然リップル低減効果は磁性鋼をプラズマに出来る丈近い位置に設置した方が又厚肉とした方が大きい。Option C 炉 (12 TFC 系、リップル 0.75%) を TFC ボアを維持しつつ 10 TFC とした時、1.82% に増

加したリップル値は約1m厚の磁性鋼插入により0.75%に低減し得る事が判明した。又、発生する電磁力も過大なものでない。リップル低減は α ロスに起因する第1壁熱負荷の低減、TFコイルボアの削減、TFコイル数低減による分解移動空間もしくは接線入射負イオン源ビーム空間に対する裕度を与えるという観点から有効といえる。

形状記憶合金（SMA）の現状データベースの調査を行うとともにFERへの適用性について検討を行った。SMA材料としては耐腐食性と比較的容易に変態温度を低温から高温まで設定できることからNi-Ti系を主候補として選定した。分解修理方法を簡略化させることを主眼にSMAの配管継手、メカニカルコネクタ、真空シール、ジャッキシステム等への適用を試みるとともに試作機の調査も行った。

プラズマ・データベースに代表される現在の設計条件の不確かさにフレキシブルに順応し得る炉概念構築を目的として、イグニッションマージンに裕度を与える方策を炉構造の観点から考察した。

これら重要検討課題については今後とも検討を続行すると同時に、FERをより魅力的とするため積極的に装置設計に取り入れる予定である。なお、本検討に係わる構造設計の内容についてはJAERI-M 87-139を参照されたい。

2. 遮蔽

2.1 はじめに

ここでは主として次の2項目について検討した：①遮蔽組成の最適化による厚さ低減、②遮蔽計算の精度検討。最初の項目に関しては、まず2.2節でタンゲステン(W)やボロンカーバイド(B₄C)を用いた最適化計算を行ない、ステンレス鋼(SS316)を主体とした遮蔽体の厚さ低減を図った。次に2.3節でW遮蔽を現実の炉構造に適用する場合の問題点、即ち、SS製遮蔽容器とW遮蔽(内部充填材)の両方を考慮に入れたサーベイ計算を実施した。

2番目の項目に関しては、遮蔽計算に用いる計算コード(ANISN,⁽¹⁾ DOT 3.5,⁽²⁾ MORSE-I,⁽³⁾ MCNP⁽⁴⁾)の相対的な計算精度を評価するためのベンチマーク計算を実施した。即ちFERのバルク遮蔽体系を近似した形状について、これらの計算コードを使用した計算を実施し、計算結果を比較検討した。これにより現状の遮蔽計算における不確定性を把握し、妥当な設計余裕度を設定することに役立てることとした。

2.2 遮蔽最適化計算

2.2.1 目的及び検討基準

トカマク型核融合装置を小型化するためには、トーラスの主半径を縮小する必要がある。トーラスの主半径を決定している主要因子の一つとして、内側遮蔽体の厚さがある。そこで、本節の検討の目的は、内側遮蔽体の厚さを最小とする遮蔽体構造を提案することである。

内側遮蔽体の厚さは、トーラスの中心部に存在する超電導コイルの線材における核発熱密度、及び、液体ヘリウム容器を含む超電導コイル全体の核発熱量、超電導コイル部のDPA、フルエンス、照射線量の最大値、の制約から決められる。これらの制約条件を以下に示す。

加したリップル値は約1m厚の磁性鋼插入により0.75%に低減し得る事が判明した。又、発生する電磁力も過大なものでない。リップル低減は α ロスに起因する第1壁熱負荷の低減、TFコイルボアの削減、TFコイル数低減による分解移動空間もしくは接線入射負イオン源ビーム空間に対する裕度を与えるという観点から有効といえる。

形状記憶合金（SMA）の現状データベースの調査を行うとともにFERへの適用性について検討を行った。SMA材料としては耐腐食性と比較的容易に変態温度を低温から高温まで設定できることからNi-Ti系を主候補として選定した。分解修理方法を簡略化させることを主眼にSMAの配管継手、メカニカルコネクタ、真空シール、ジャッキシステム等への適用を試みるとともに試作機の調査も行った。

プラズマ・データベースに代表される現在の設計条件の不確かさにフレキシブルに順応し得る炉概念構築を目的として、イグニッションマージンに裕度を与える方策を炉構造の観点から考察した。

これら重要検討課題については今後とも検討を続行すると同時に、FERをより魅力的とするため積極的に装置設計に取り入れる予定である。なお、本検討に係わる構造設計の内容についてはJAERI-M 87-139を参照されたい。

2. 遮蔽

2.1 はじめに

ここでは主として次の2項目について検討した：①遮蔽組成の最適化による厚さ低減、②遮蔽計算の精度検討。最初の項目に関しては、まず2.2節でタンゲステン(W)やボロンカーバイド(B₄C)を用いた最適化計算を行ない、ステンレス鋼(SUS316)を主体とした遮蔽体の厚さ低減を図った。次に2.3節でW遮蔽を現実の炉構造に適用する場合の問題点、即ち、SS製遮蔽容器とW遮蔽(内部充填材)の両方を考慮に入れたサーベイ計算を実施した。

2番目の項目に関しては、遮蔽計算に用いる計算コード(ANISN,⁽¹⁾ DOT 3.5,⁽²⁾ MORSE-I,⁽³⁾ MCNP⁽⁴⁾)の相対的な計算精度を評価するためのベンチマーク計算を実施した。即ちFERのバルク遮蔽体系を近似した形状について、これらの計算コードを使用した計算を実施し、計算結果を比較検討した。これにより現状の遮蔽計算における不確定性を把握し、妥当な設計余裕度を設定することに役立てることとした。

2.2 遮蔽最適化計算

2.2.1 目的及び検討基準

トカマク型核融合装置を小型化するためには、トーラスの主半径を縮小する必要がある。トーラスの主半径を決定している主要因子の一つとして、内側遮蔽体の厚さがある。そこで、本節の検討の目的は、内側遮蔽体の厚さを最小とする遮蔽体構造を提案することである。

内側遮蔽体の厚さは、トーラスの中心部に存在する超電導コイルの線材における核発熱密度、及び、液体ヘリウム容器を含む超電導コイル全体の核発熱量、超電導コイル部のDPA、フルエンス、照射線量の最大値、の制約から決められる。これらの制約条件を以下に示す。

超電導コイルの線材部の核発熱密度	1 mW/cm ³ 以下
H _e 容器を含む超電導コイルの全発熱量	15 kW以下
安定化銅の DPA (寿命, 0.3 MWY/m ² に対して)	4 × 10 ⁻⁴ DPA以下
フルエンス (寿命, 0.3 MWY/m ² 中の 0.1 MeV 以上の高速中性子)	2 × 10 ¹⁸ n/cm ²
インシュレータの吸収線量 (寿命, 0.3 MWY/m ² 中の有機絶縁材の 吸収線量)	3 × 10 ⁹ rad.

2.2.2 遮蔽体の基本構成及び計算モデル

遮蔽体の基本構成を Fig. 2.2-1 のように考える。このような構成を採るのは、次のような考え方に基づいている。

第1層は、非弾性散乱による高速中性子の減速を目的とした層である。すなわち、D-T核融合反応で発生する 14.1 MeV の中性子を数回の非弾性散乱によって~1 MeV まで減速するための層である。第2層は、第1層で非弾性散乱により、~1 MeV まで減速された中性子を、弾性散乱によって熱中性子エネルギーまで減速することを目的とした層である。第3層は、第2層までの領域において、熱中性子エネルギー近傍まで減速された中性子を吸収することにより減衰させることを狙った層である。また、第4層は、以上の3層までの領域を中性子が通過する間に発生したガンマ線を吸収するための層である。

以上の各層の目的に適した物質を考える。

第1層 非弾性散乱断面積の大きな物質としては、SUSがある。SUSの主構成物質である Fe は、5~15 MeV で~1.2 バーンの非弾性散乱断面積をもつ。更に、大きな非弾性散乱断面積をもつ物質としてタングステン W があり、5~15 MeV で 2~2.5 バーンの値をもつ。そこで、これらの物質を候補材とする。

第2層 弹性散乱断面積の大きな物質としては、H₂O があり、その H の弹性散乱断面積は 100 keV 以下で 20 バーンである。そこで、H₂O を主体とし、構造材として SUS を用いた構成を考える。

第3層 中性子吸収断面積の大きな物質として B₄C があり、¹⁰B は、熱中性子に対して、 $\sigma_{n\alpha} \approx 3800$ バーンである。従って、B₄C を主体として、構造材に SUS を用いた構成を考える。

第4層 ガンマ線の遮蔽材としては、鉛が適しており、鉛を主体とした構成を考える。

以上の各層における冷却材としては、軽水 (H₂O) を用いるものとする。このような構成を基本として、各層の厚さを変化させた時の、超電導コイル線材部の核発熱密度、全核発熱量を求め、制約条件を満す遮蔽体構成及び厚さを求め、その中で、DPA、フルエンス、照射線量の条件を満す構成及び厚さを求める。

計算モデルは、先に示した Fig. 2.2-1 の構成を 1 次元円柱体系で計算する。1 次元円柱体系の各層の組成及び厚さを Table 2.2-1 に示す。タングステン層は、構造材として SUS が 5%，冷却材として H₂O が 5% で、W が残りの 90% から成る層である。次の軽水層は、構造材として SUS が 5% で残り H₂O が 95% から成る。その外側は、ボロンカーバイト層で、構造材の SUS が 5%，冷却材の H₂O が 5%，残りの 90% が B₄C から成る。更に、その外側に鉛層があり Pb 100% から成る。超電導コイル部は、SUS 100% から成るヘリウム容器と、その外側のトロイダルコイル

の超電導線材部があり、SUSが34%と安定化用のCuが33%から成る。その外側に更にヘリウム容器がある。

Table 2.2-1の体系を1次元輸送コードANISNを用いて計算した。散乱断面積のルジャンドル展開項は P_5 を用い、輸送計算での空間の角度分割を示す指標として S_8 を用いた。また、使用した、中性子及びガンマ線用群定数として、GICX 40⁽⁵⁾を用いた。

2.2.3 結果と検討

前節で述べた各層の候補材をもとに基本的な計算体系をTable 2.2-1に示す。タングステン層の非弾性散乱断面積を、組成90%のタングステンについて求めると、 $\sum_{in} = n \sigma_{in} \approx 0.12 \text{ cm}^{-1}$ である。従って、1回散乱の自由行程 $\lambda = 8 \text{ cm}$ であり、2回散乱するためには、平均自由行程が~1.6 cm 必要となる。更に、2回散乱する割合を90%以上とするため 1.6 cm の約2倍の3.0 cm をタングステン層の基準厚さとして、その前後に厚さを変えて検討する。

(1) 核発熱の制約条件

1) W層3.0 cm, H₂O層及びB₄C層の厚さを変えた場合

タングステン層(以下W層と記す)を3.0 cm の厚さに固定し、第4層の鉛層(以下Pb層と記す)がない場合に、第2層の水層(以下H₂O層と記す)及び第3層のボロンカーバイド層(以下B₄C層と記す)の厚さを変えた時、超電導コイル部の核発熱密度のピーク値、全核発熱量を計算すると、Fig. 2.2-2, Fig. 2.2-3のようになる。

Fig. 2.2-2に超電導コイル線材部の核発熱密度のピーク値の制約条件1 mW/cm³を破線で示す。この図より、制約条件を満す各層の厚さを合計した全厚さのうち、最も小さい値は、W層3.0 cm, H₂O層0 cm, B₄C層1.5 cm の全厚さ4.5 cm の場合である。

Fig. 2.2-3には、液体ヘリウム容器を含む超電導コイル部の全核発熱量の制約条件1.5 kWを破線で示す。この図より、制約条件を満す全厚さの中で最小の値を求めると、W層3.0 cm, H₂O層0 cm, B₄C層2.3 cm で全厚さ5.3 cm となる。

2) W層3.0 cm, H₂O層0 cm, B₄C層とPb層の厚さを変えた場合

この項と3)及び4)では、H₂O層の厚さを0 cm, 1.0 cm, 2.0 cm としてB₄C層の厚さを変える。まず、この項では、H₂O層の厚さを0 cm としB₄C層とPb層の厚さを変えて、核発熱密度のピーク値と全核発熱量の変化を求める。その計算結果をFig. 2.2-4, Fig. 2.2-5に示す。B₄C層の厚さとして、1.0 cm, 1.5 cm, 2.0 cm として、Pb層の厚さを横軸に採ったものである。

Fig. 2.2-4より、B₄C層の厚さ1.5 cm, 2.0 cm の時には、Pb層の厚さが0 cm でも、核発熱密度のピーク値1 mW/cm³の制約条件を満足する。全核発熱量の制約条件1.5 kWについては、Fig. 5.2.2-5からわかるように、B₄C層の厚さ2.0 cm の時、Pb層の厚さ3 cm 以上の場合に制約条件を満たす。

以上より、この項では、W層の厚さ3.0 cm, B₄C層の厚さ2.0 cm, Pb層の厚さ3 cm の合計5.3 cm の遮蔽体厚さが最小となる。

3) W層3.0 cm, H₂O層1.0 cm, B₄C層とPb層の厚さを変えた場合

W層の厚さを3.0 cm, H₂O層の厚さを1.0 cm に固定し、B₄C層とPb層の厚さを変化させた時、超電導コイル線材部の核発熱密度のピーク値、ヘリウム容器を含む超電導コイル部の全核発熱量

の変化を、それぞれ Fig. 2.2-6, Fig. 2.2-7 に示す。

Fig. 2.2-6 より、B₄C 層の厚さが 10 cm の時は、Pb 層の厚さが 0 cm の場合、及び B₄C 層の厚さが 5 cm の時は、Pb 層の厚さが 3 cm 以上の場合に、核発熱密度のピーク値 1 mW/cm^2 の制約条件を満す。

また、Fig. 2.2-7 より、全核発熱量の制約条件 15 kW について、B₄C 層の厚さが 5 cm の時は、Pb 層の厚さ 15 cm 以下では満足する解はなく、B₄C 層の厚さが 10 cm の時は、Pb 層の厚さ 7 cm 以上の場合に制約条件を満足する。

以上より、核発熱に関する 2 つの制約条件を満足する遮蔽体の全厚さの最小値は、57 cm となる。

4) W 層 30 cm, H₂O 層 20 cm, B₄C 層と Pb 層の厚さを変えた場合

W 層の厚さを 30 cm, H₂O 層の厚さを 20 cm に固定し、B₄C 層と Pb 層の厚さ変化させた時、超電導コイル線材部の核発熱密度のピーク値、ヘリウム容器を含む超電導コイル部の全核発熱量の変化をそれぞれ Fig. 2.2-8, Fig. 2.2-9 に示す。ただし、これらの図には、B₄C 層の厚さとして 1 cm の場合のみ示した。

Fig. 2.2-8 より、B₄C 層の厚さが 1 cm では、Pb 層が 0 cm の厚さ、即ち、Pb 層がない場合でも核発熱密度のピーク値の制約条件 1 mW/cm^2 を満す。

Fig. 2.2-9 から、B₄C 層の厚さが 1 cm とすると、Pb 層が厚さ 9 cm 以上の時、全核発熱量 15 kW の制約条件を満す。

以上より、核発熱に関する 2 つの制約条件を満す遮蔽体の全厚さのうち最も小さい値は 60 cm となる。

5) 1) ~ 4) で制約条件を満す各層の厚さ、及びその近傍の厚さとした時に W 層厚さを変えた場合

W 層の厚さを変えた場合の検討するケースとして、つぎの 4 ケースを考える。

No. 1 : W 層と B₄C 層で構成し、B₄C 層の厚さを 30 cm に固定し、W 層の厚さを変化させたケース
No. 2 : W 層、B₄C 層、Pb 層の 3 層で構成し、B₄C 層の厚さを 20 cm, Pb 層の厚さを 10 cm に固定し、W 層の厚さを変化させたケース

No. 3 : W 層、B₄C 層、H₂O 層、Pb 層で構成し、B₄C 層、H₂O 層、Pb 層の厚さをそれぞれ 10 cm に固定し、W 層の厚さを変化させたケース
No. 4 : W 層、B₄C 層、H₂O 層、Pb 層で構成し、B₄C 層の厚さを 1 cm, H₂O 層の厚さを 10 cm, Pb 層の厚さを 20 cm に固定し、W 層の厚さを変化させたケース

以上のケースについて、核発熱密度のピーク値を求めた結果を Fig. 2.2-10 に示す。この図より、制約条件 1 mW/cm^2 を満足する解の中で、全層の厚さの和である遮蔽体の厚さの最小値は、No. 1 のケースで W 層の厚さが 20 cm の時で、全遮蔽体の厚さが 50 cm である。

また、全核発熱量を求めた結果を Fig. 2.2-11 に示す。この図より、制約条件 15 kW を満足する解の中で、遮蔽体の厚さを最小とするのは、No. 1 のケースで、W 層の厚さが 26 cm の時で、全厚さが 56 cm となる。

以上より、核発熱密度のピーク値及び核発熱量の両制約条件を満足する遮蔽体の最小厚さは 56 cm となる。

6) W 層のみから成る遮蔽体で、W 層の厚さを変えた場合

W 層の厚さの変化に対する核発熱密度のピーク値、全核発熱量の変化をそれぞれ Fig. 2.2-12,

Fig. 2.2-13 に示す。前者の制約条件については、約 4.9 cm 以上の厚さの時に満足し、後者の制約条件については、約 5.3 cm 以上の厚さの時に満足することが、それぞれの図から示される。

これらから、W層のみの場合には、両制約条件を満足する遮蔽体の厚さは 5.3 cm となる。

以上、1)～6) の検討結果より、核発熱密度のピーク値及び全核発熱量の両制約条件それぞれ 1 m W/cm³ , 15 kW の条件を満足する解の中で遮蔽体の厚さを最小とするケースは、つきの 3 ケースである。

- | | |
|---|------------|
| ① W層厚さ 3.0 cm, B ₄ C 層厚さ 2.3 cm | 全厚さ 5.3 cm |
| ② W層厚さ 3.0 cm, B ₄ C 層厚さ 2.0 cm, Pb 層厚さ 3 cm, 全厚さ 5.3 cm | |
| ③ W層厚さ 5.3 cm | 全厚さ 5.3 cm |

これらの結果からわかるように、初めに設定した弾性散乱用の層が必要でないような解となっている。①について議論すると、第 2 層の B 及び C は弾性散乱断面として H よりは小さいが、それ故、～4 バーン、～6 バーンの値をもつ。このため、B₄C 層でも中性子は弾性散乱を受けて減速されているので、H₂O 層を代用していることを意味している。ケース②についても同様な議論ができる。また、ケース③については、W 層の H₂O 及び W の弾性散乱によって減速されているので、W 層のみでの制約条件を達成できることを意味している。

(2) DPA, フルエンス, 吸収線量の制約条件

核発熱の制約条件を満す最小厚さの遮蔽体を前項で求めた。その結果の 3 ケースについて、DPA, フルエンス, 吸収線量を計算する。計算条件としては、累積中性子壁負荷 0.3 MWY/m² に対する各物理量を求める。DPA については、超電導コイル内の銅に対する DPA を評価する。フルエンスについては、エネルギー 0.1 MeV 以上の中性子の超電導コイル内のフルエンスを求める。また、吸収線量の評価としては、インシュレータ (Epoxy) の線量を求める。これらの物理量のピーク値を求めると、次のようになる。

構成	DPA*	fluence**	dose***
① W層 3.0 cm B ₄ C 層 2.3 cm	6.11×10^{-4} dpa	9.07×10^{17} n/cm ²	1.28×10^9 rad
② W層 3.0 cm B ₄ C 層 2.0 cm Pb 層 3 cm	8.00×10^{-4} dpa	1.25×10^{18} n/cm ²	1.70×10^9 rad
③ W層 5.3 cm	7.05×10^{-4} dpa	1.14×10^{18} n/cm ²	1.50×10^9 rad

* DPA : 1 MWY/m² に対する SCM 内銅の dpa

** fluence : E > 0.1 MeV の中性子の SCM 内の fluence で、1 MWY/m² に対する値

*** dose : Insulator (Epoxy) の dose rate で 1 MWY/m² に対する値

なお FER のフルエンスは 0.3 MWY/m² なので上表の値に 0.3 を乗じる必要がある。これらの結果からわかるように、DPA, フルエンス, 吸収線量の全設計値について制約条件を満足する。

2.2.4 まとめ

以上、1次元輸送モデルを用いて、超電導コイル線材部の核発熱密度のピーク値、全核発熱量、安定化用の銅のDPA、0.1 MeV以上の中性子のフルエンス、インシュレータの吸収線量の各制約条件をすべて満足する遮蔽体の最小厚さを求めた。その結果、つぎのような構成の遮蔽体及びその厚さとなつた。

タンゲステン層の厚さが30cmでボロンカーバイト層の厚さが23cmの場合、タンゲステン層30cm、ボロンカーバイド層20cm、鉛層3cmの場合、及び、タンゲステン層のみ(53cm)から成る場合で、全て遮蔽体の厚さが53cmとなる。

但し、後者の場合は、重量の点で、前者の2倍近い重量となるため、本検討の結果としては、前者すなわちタンゲステン層の厚さが30cm、ボロンカーバイト層の厚さ23cmの全厚さ53cmの場合が最適と考える。但し、最終的にはコストや製作面からの検討も必要である。

さて今回の計算では遮蔽体の最小厚さは53cmと評価されたが、遮蔽厚の決定に対しては、これに計算上の近似に対する補正係数や計算誤差に対する余裕を見込む必要がある。 $W \text{ and } / \text{ or } B_4C$ 遮蔽に対する計算精度評価は実施されていないのでここでの議論では計算モデルに対する形状補正のみを考慮する。即ち、1次元円筒計算の結果はトーラス形状での結果と比較して過少評価することが知られている。⁽⁶⁾ この過少評価を補正するため1次元円筒計算結果に対しファクター2を乗じる必要がある。このときTFCの遮蔽特性値は設計基準を超えるので、超過分を相殺するための厚さ増加が必要である。タンゲステン遮蔽の場合には遮蔽特性値を1/2に減少させる厚さは約4cmである。 W/B_4C に対しては不明であるが W 層を増加させると仮定してほぼ同程度の厚さ増加で良いと考えられる。以上の議論から W , W/B_4C , $W/B_4C/Pb$ 遮蔽の最小必要厚さは57cmと結論する。

次にこの遮蔽最適化によりSS遮蔽に比べどの程度厚さが低減化したかを考える。基準とするSS遮蔽は昭和61年度設計のACS炉の内側遮蔽を考える(JAERI-M-87-139 Table 3.6.1-3参照)。SS遮蔽および $W(B_4C, Pb)$ 遮蔽ともにSCMの核発熱率とTFCの総核発熱量がクリティカルな項目となり基準値にはほぼ等しい値となっているので同じ条件で両者の厚さを比べることが可能である。SS遮蔽は全実効遮蔽厚76.6cm(He容器厚8.6cmを含む)であり、 $W(B_4C, Pb)$ 遮蔽の場合には67cm(He容器厚10cmを含む)である。したがって10cm弱だけ厚さが低減したことになる。なおここで計算ではTable 2.2-1に示したように各種材料が均質に混合されると仮定している。しかし実際には遮蔽容器はSS316と冷却水だけであり $W(B_4C, Pb)$ 遮蔽に比べ遮蔽能力が弱いため、遮蔽特性値にホットスポットが生じる可能性がある。次節ではこの点について検討を加える。

Table 2.2-1 Material Composition for Inboard Shield used
in One-dimensional Shielding Calculations

Region No.	Region	Composition (Volume Percent)	Region thickness
1	Plasma	Vacuum	112 cm
2	Scrape-off Layer	Vacuum	30 cm
3	Removable Shield (W Shield)	W 90% 316SS 5% H_2O 5%	30 cm 20-40 cm 40-60 cm } *
4	Gap	Vacuum	
5	Semi-permanent Shield(H_2O Shield)	316SS 5% H_2O 95%	0-30 cm
6	Semi-permanent Shield(B_4C Shield)	316SS 5%, H_2O 5% B_4C 90%	0-30 cm
7	Semi-permanent Shield(Shield Jacket)	Pb 100%	0-15 cm
8	Gap	Vacuum	
9	He Vessel	316SS 100%	10 cm
10	TFC Conductor	316SS 34% Cu 33%	54 cm
11	He Vessel	316SS 100%	19 cm

* Basic thickness is fixed at 30 cm.

After optimizing the other region thickness, this region thickness is changed from 20 to 40 cm. When the shield is constructed only with the tungsten region, this region thickness is changed from 40 to 60 cm.

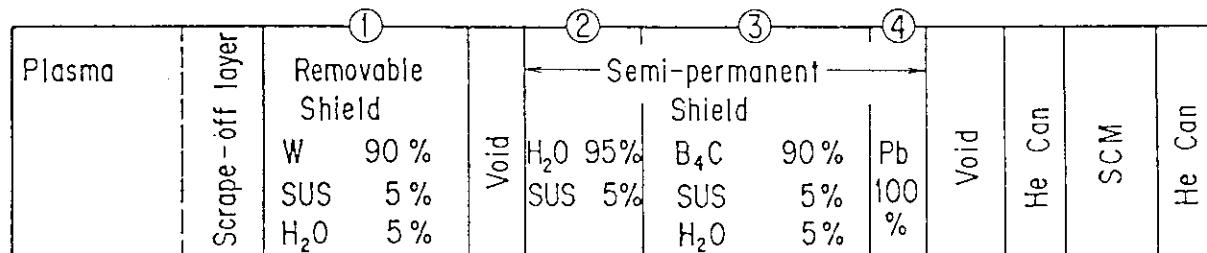


Fig. 2.2-1 One dimensional calculation model and shielding construction.

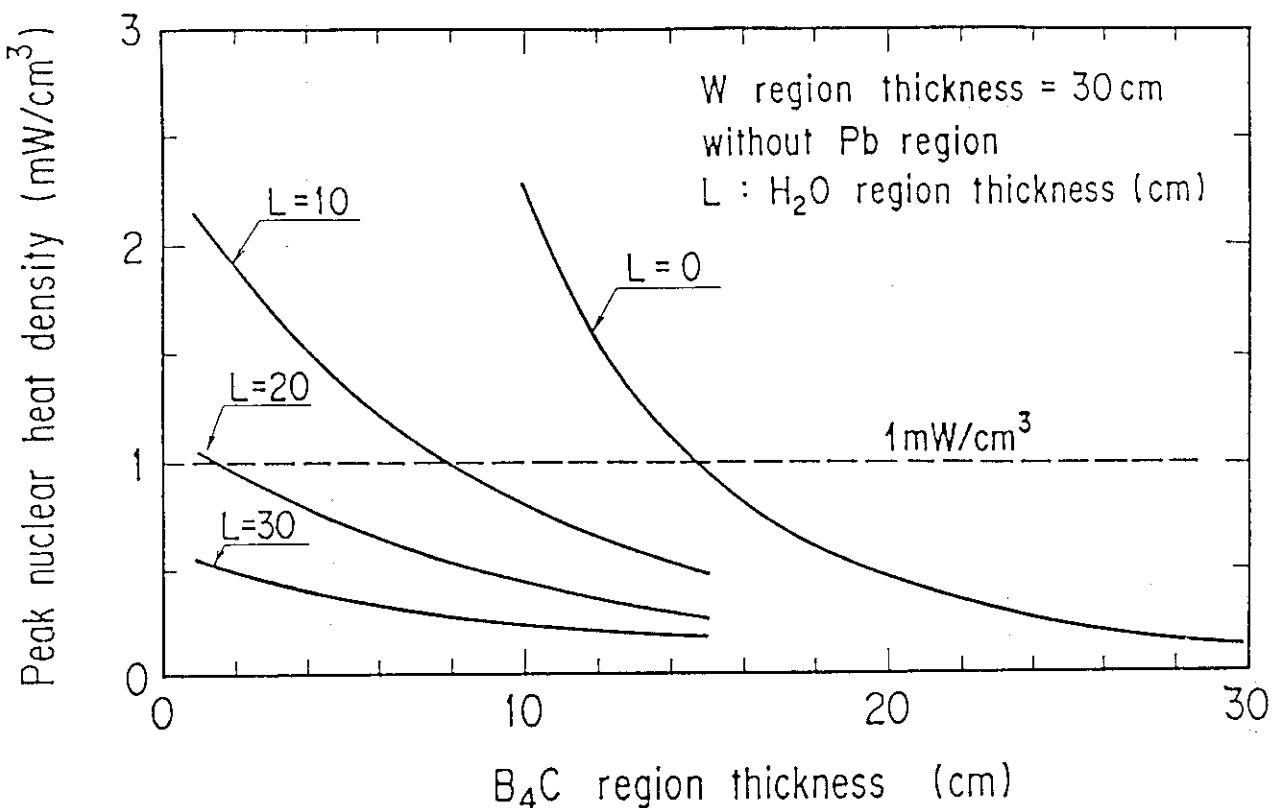


Fig. 2.2-2 Peak nuclear heat densities in SCM

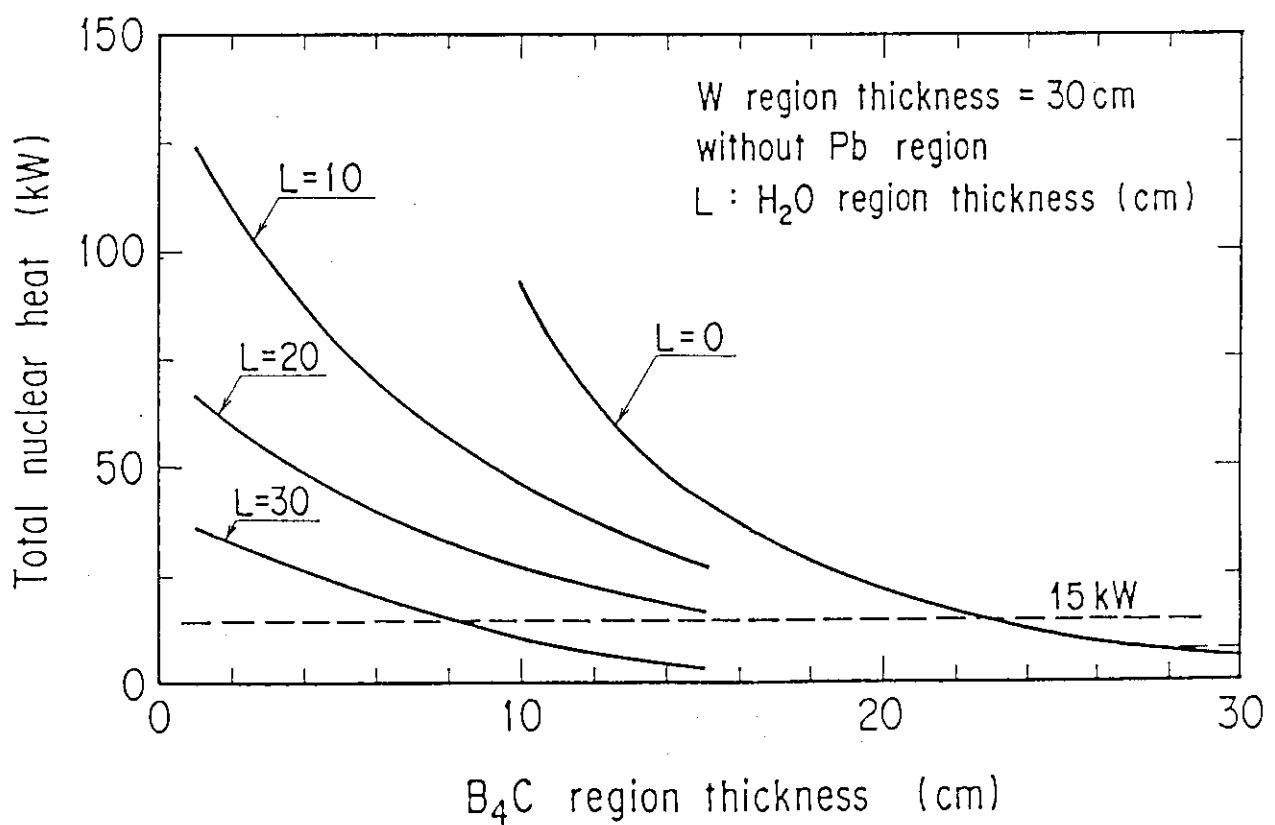


Fig. 2.2-3 Total nuclear heat of SCM and He can

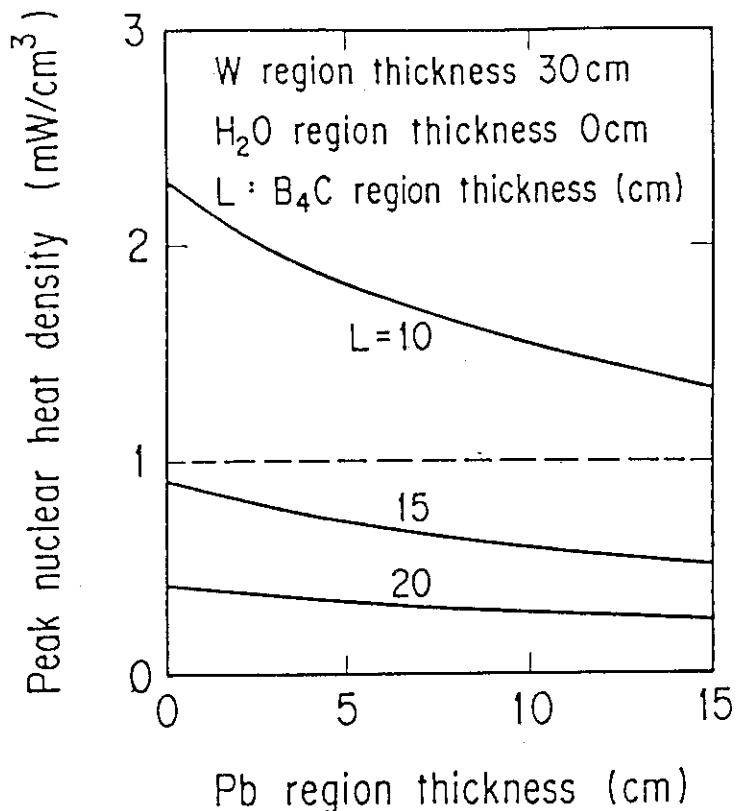


Fig. 2.2-4 Peak nuclear heat densities in SCM

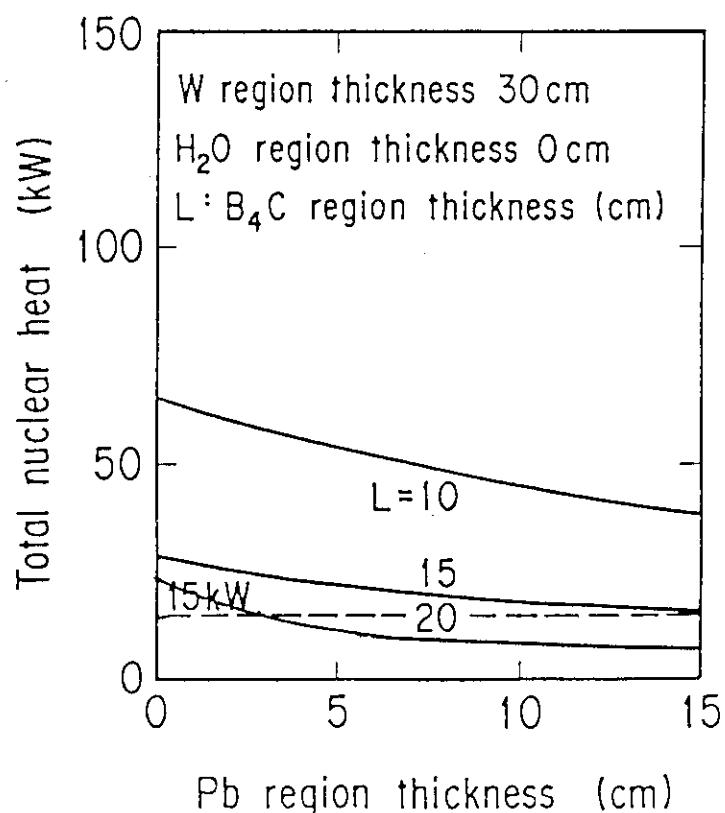


Fig. 2.2-5 Total nuclear heat of SCM and He can

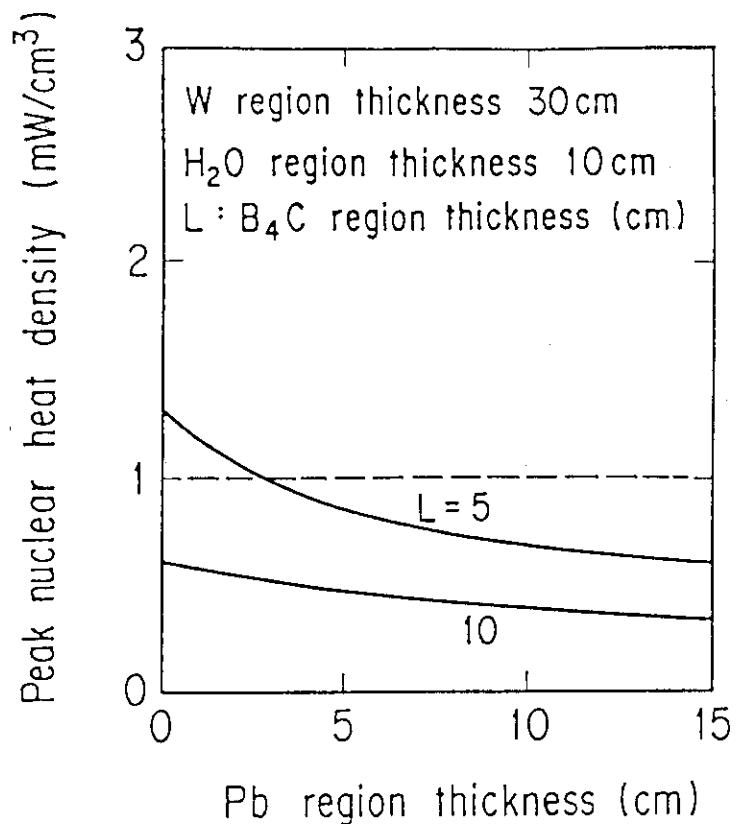


Fig. 2.2-6 Peak nuclear heat densities in SCM

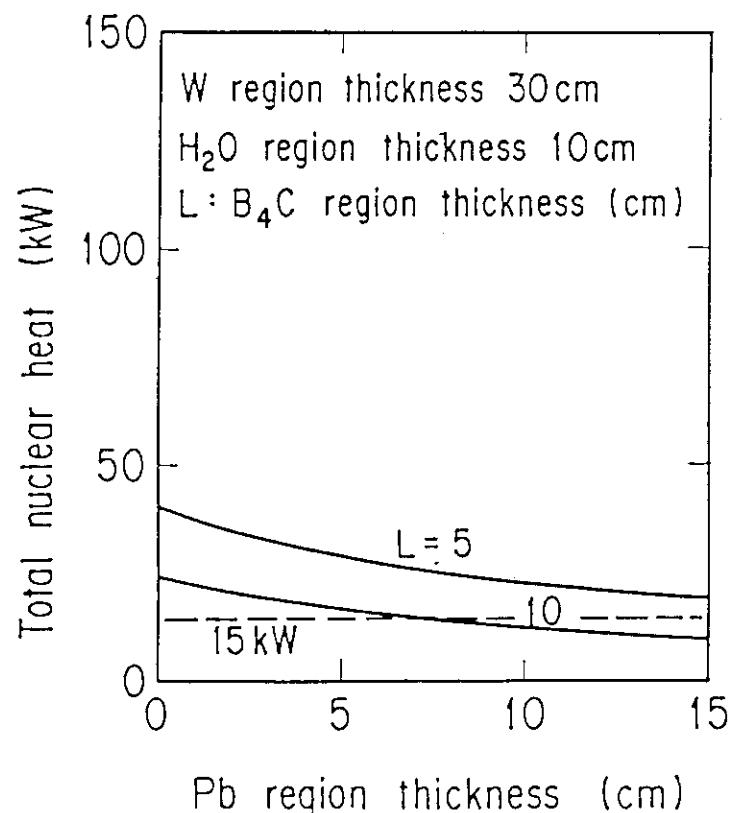


Fig. 2.2-7 Total nuclear heat of SCM and He can

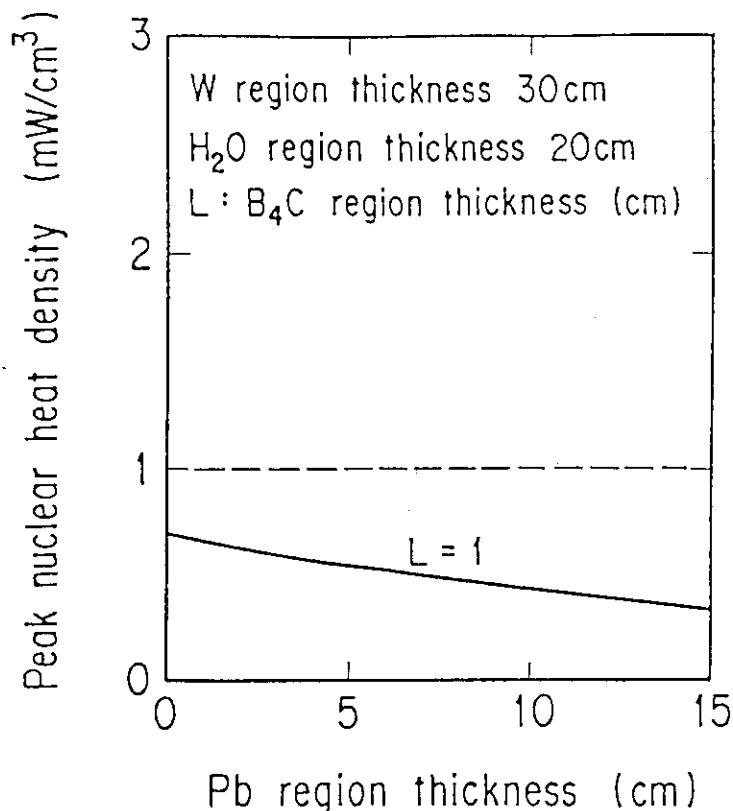


Fig. 2.2-8 Peak nuclear heat densities in SCM

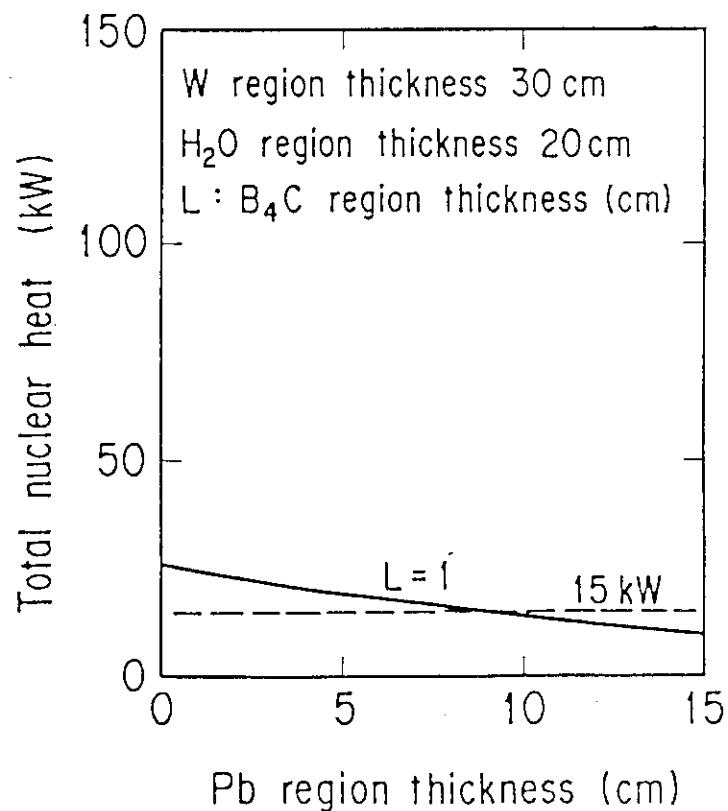


Fig. 2.2-9 Total nuclear heat of SCM and He can

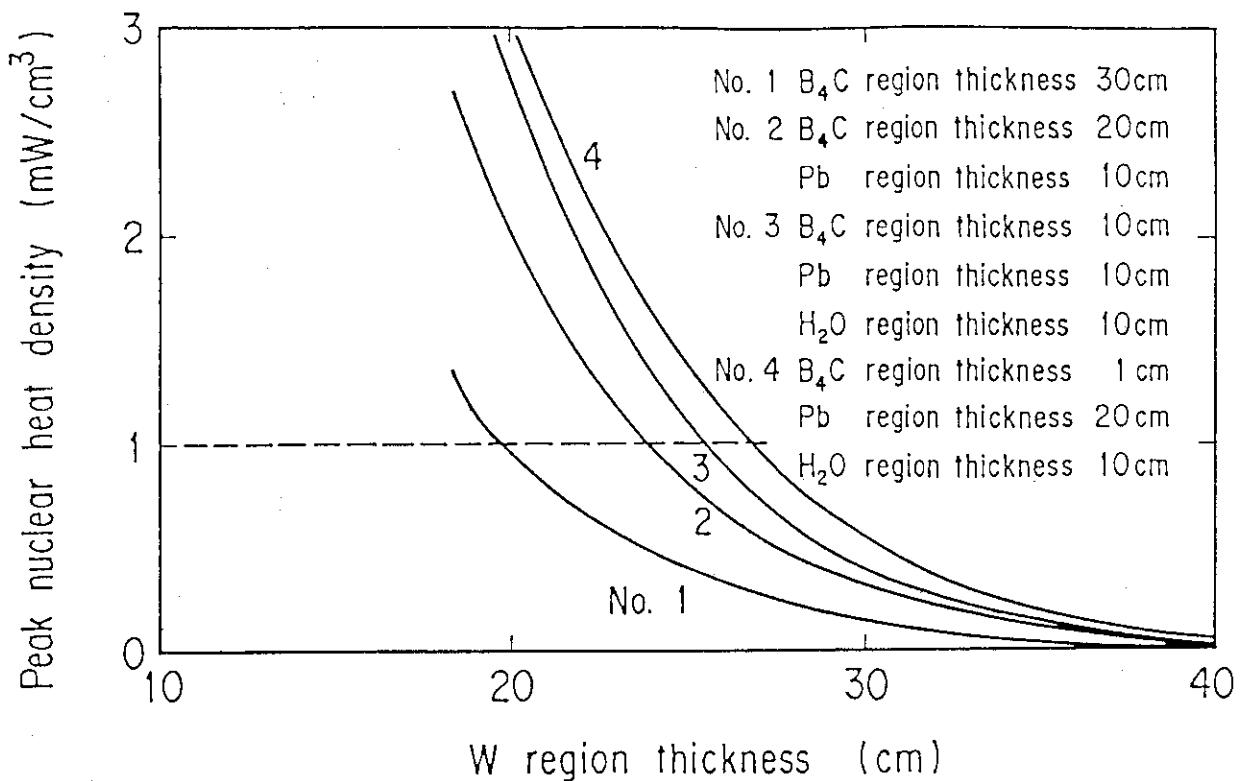


Fig. 2.2-10 Peak nuclear heat densities in SCM

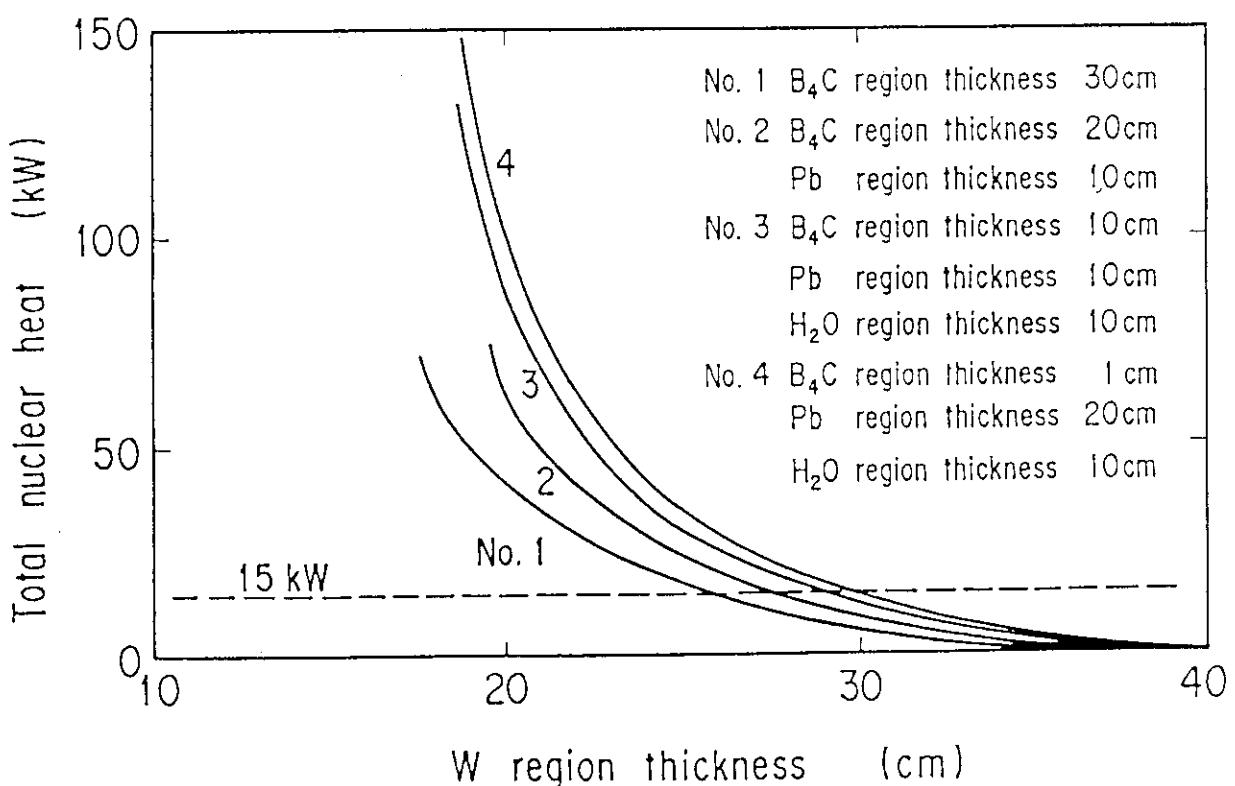


Fig. 2.2-11 Total nuclear heat of SCM and He can

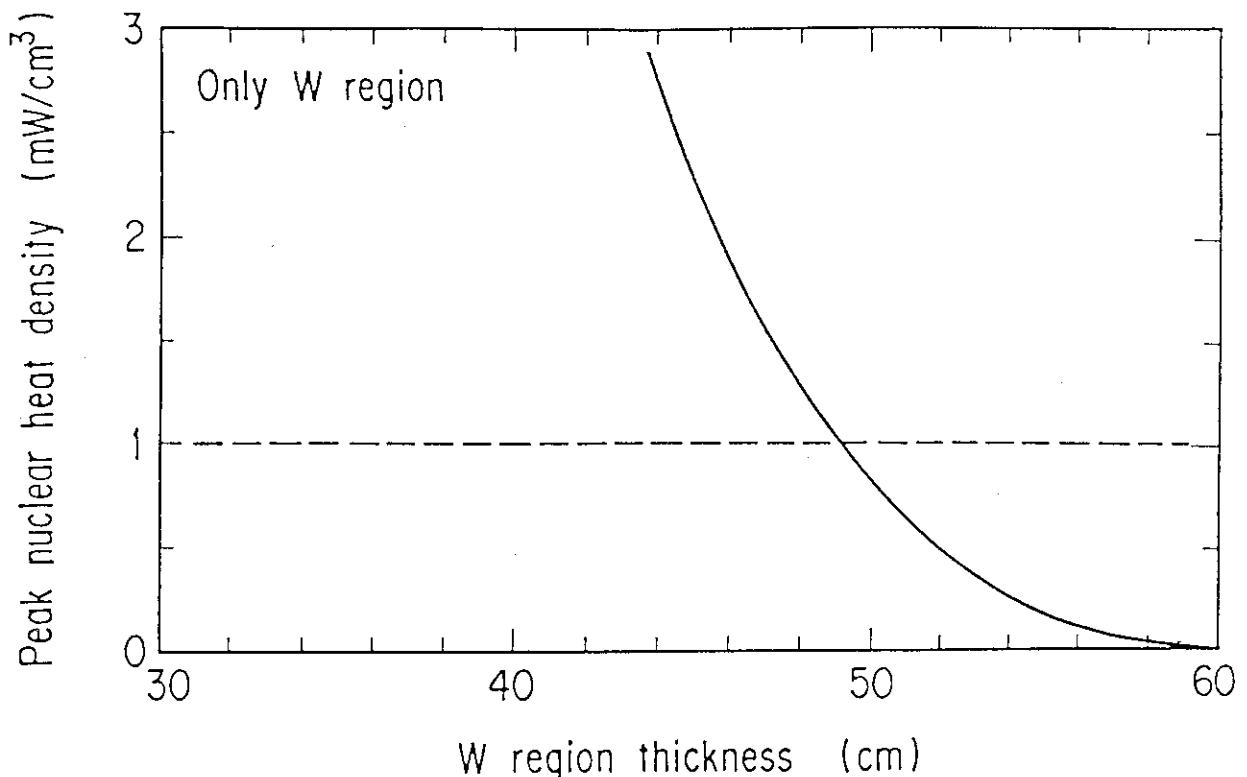


Fig. 2.2-12 Peak nuclear heat densities in SCM

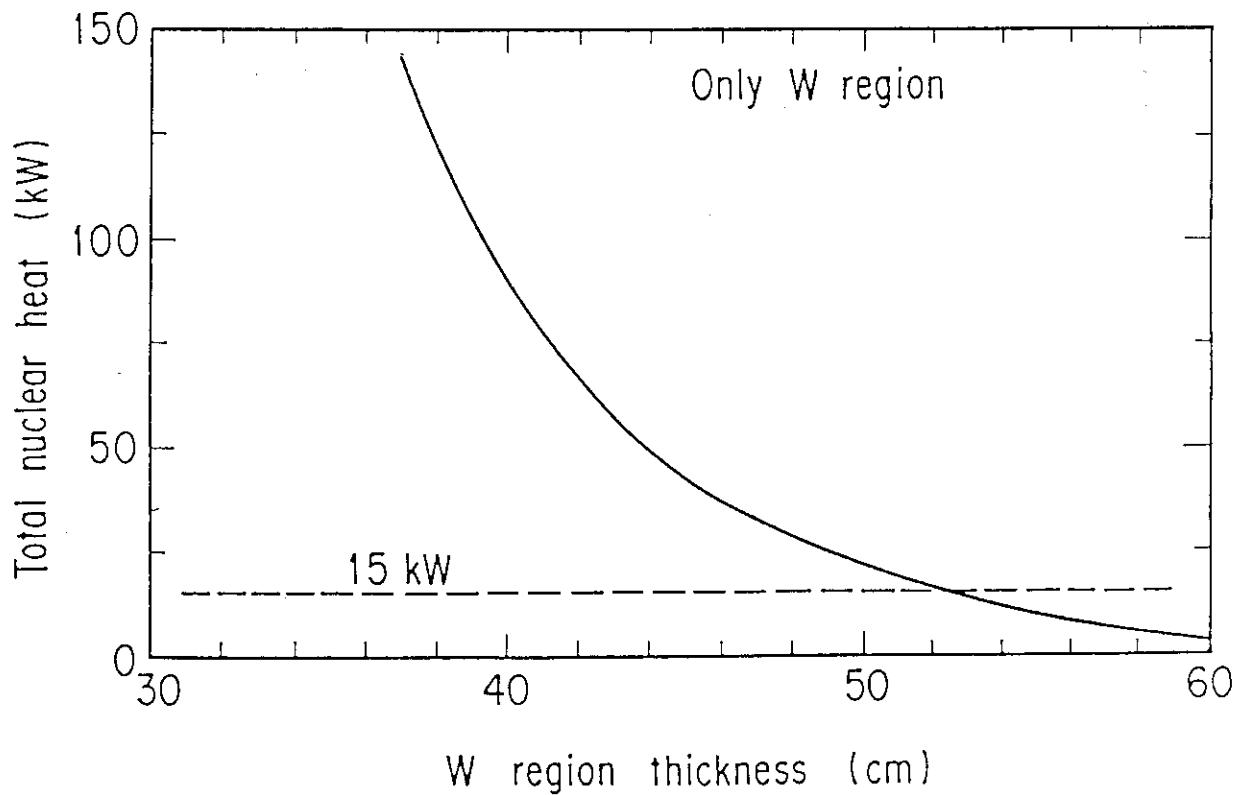


Fig. 2.2-13 Total nuclear heat of SCM and He can

2.3 タングステン遮蔽構造の検討（内側コイル遮蔽）

2.3.1 目的

タングステン(W)を用いれば、SS遮蔽に比べ～10cm厚さが低減する可能性が示された。ただし、実構造ではWのみで遮蔽を構成するのは不可能で構造材としてはSSを用いる。したがって、ここでは実構造を意識したW遮蔽構造の検討を行なう。

2.3.2 計算方法

(1) 計算体系

計算体系の概念図をFig. 2.3-1に示す。基本的にSS316製の遮蔽容器中にW遮蔽が充填された構造を考える。計算は1次元で行なうため、計算方向として図中のPath-1からPath-3を考慮する。遮蔽厚は5.8cm (JAERI-M 87-139 Fig. 3.6.1-2に示したSS遮蔽より10cm減)に第1次設定した。

(2) 計算コードと核データ

計算は1次元S_NコードANISNで行なう。核群定数は中性子42群、ガンマ線21群のGICX40を用いた。計算パラメータはP_s-S_s近似とし、収束判定パラメータは0.01%とした。結果は1MW/m²に規格化した。

(3) 形状モデル

ANISNの形状モデルをFig. 2.3-2に示した。プラズマ中心を軸とする無限円筒体系である。寸法はACS炉を想定したものである。遮蔽厚は5.8cmであり、SS遮蔽の6.8cmより10cm薄くしている。ただしTFCの寸法は変えていない。

2.3.3 計算結果

(1) A体系(W/H₂O比の検討)

W/H₂O比とTFC遮蔽特性値の関係をFig. 2.3-3に示した。W8.5%付近に最適値がある。図中には、SS遮蔽(6.8cm^t)の特性値も示したが、W8.5%付近ではSS遮蔽に比べ2～4割低減している。しかし、W7.0%，W9.5%の組成ではW遮蔽(5.8cm^t)は必ずしもSS遮蔽体より改善するとは限らない。

(2) B体系(遮蔽セクタ間のSS容器の影響)

B体系のPath-2, 3の計算結果をPath-1(A体系)のものも含めてTable 2.3-1にまとめた。ただし、W/H₂O比は全てW8.5%とした。Path-2はSS遮蔽(6.8cm^t)とほぼ同等の遮蔽特性となる。Path-3はSS遮蔽の～2倍の大きさとなっている。

(3) TFCの総核発熱量

TFC総核発熱量はPath-1, 2, 3, (4)に対応する値を各Pathのトロイダル・カバレッジで重み付け平均して求める。ただし、Path-4については今回計算していないのでPath-3と同じと仮定した。

トロイダル長さ $2\pi \times 213.9\text{cm} = 1344\text{cm}$, 12セクター分割を仮定して,

$$\text{Path-3+4} : 10\text{cm} \times 24 = 240\text{cm} (17.9\%)$$

$$\text{Path-2} : 30\text{cm} \times 12 = 360\text{cm} (26.8\%)$$

Path - 1 : 1 3 4 4 cm - 2 4 0 cm - 3 6 0 cm = 7 4 4 cm (5.5.3%)

したがって総核発熱量は、

$$\begin{aligned} H &= 7.7 \times 0.553 + 12 \times 0.268 + 21 \times 0.179 \\ &= 11.2 \text{ (kW)} \end{aligned}$$

と求められる。

2.3.4 結論と今後の課題

今回の検討で得られた主要な結論と今後の課題を以下に示す。

- ① 照射特性のローカルピークは Path - 3 (4) に対応する位置で生ずるが、核発熱以外の設計基準を余裕をもって満足している。ただし、Wは8.5%程度の充填率が必要である。核発熱についても緩和された設計めやす値 (3 mW/cm^3 , 35 kW) は満足している。
- ② 5.8 cmの遮蔽厚で基準を満足することが可能であり SS 遮蔽 (6.8 cm^t) に比べ 1.0 cm 低減出来ることが示された。
- ③ TFC の総発熱量は 11 kW 程度である。
- ④ W/H₂O 比を位置により変えたり、B₄C 等の使用によりさらに最適化が望める。
- ⑤ 最終的な厚さ決定に際しては、計算精度の把握と妥当な設計余裕の両面からの考慮が必要である。

Table 2.3-1 Irradiation Responses of TFC for '86FER "ACS"
Based on the One-Dimensional Calculation
(Normalized to 1 MW/m²)

Items	Design Criteria	SS Shield (b) (68cm ^t)		Tungsten Shield (d) (58cm ^t)	
		FER Values	Geometry A (Path-1)	Geometry B (Path-2)	Geometry B (Path-3)
Maximum neutron fluence (E > 0.1 MeV) in superconductor/ lifetime(a)	2×10^{18} (n/cm ²)	1.9×10^{17} (c)	9.1×10^{16}	1.4×10^{17}	2.5×10^{17}
Maximum atomic displacement in copper stabilizer/lifetime	4×10^{-4} (dpa)	1.4×10^{-4}	6.5×10^{-5}	1.0×10^{-4}	1.8×10^{-4}
Maximum absorbed dose in organic insulator/lifetime	3×10^9 (rod)	3.3×10^8	2.0×10^8	3.0×10^8	5.4×10^8
Maximum nuclear heating rate in superconductor	1((3)(e) (mW/cm ³)	0.55 (n: 0.09 γ : 0.46)	0.79 (n: 0.19 γ : 0.60)	1.2	2.2
Total nuclear heating in TFC including helium can	15(35) (kW)	12 (He Can: 7.6 SC : 4.4)	7.7 (He Can: 4.1 SC : 3.6)	1.2	
Maximum nuclear heating rate in helium can	(mW/cm ³)	2.8 (n: 0.21 γ : 2.61)	1.1 (n: 0.11 γ : 0.96)		

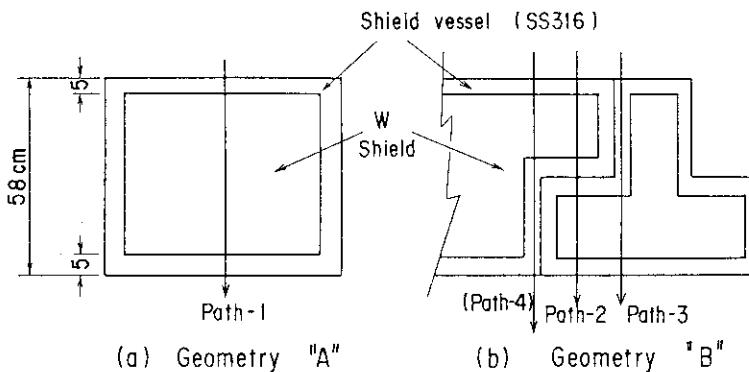
notes: (a) Lifetime fluence is assumed to be 0.3 MWY/m².

(b) The effective thickness of the inboard shield is 76.6 cm including 8.6 cm of Helium can.

(c) The results of the one-dimensional calculation were multiplied by a factor of two to compensate for the underestimation due to the one-dimensional geometrical representation.(6)

(d) The effective thickness of the inboard shield is 66.6 cm including 8.6 cm of helium can.

(e) Moderate design goal adopted in FY 1986 design.



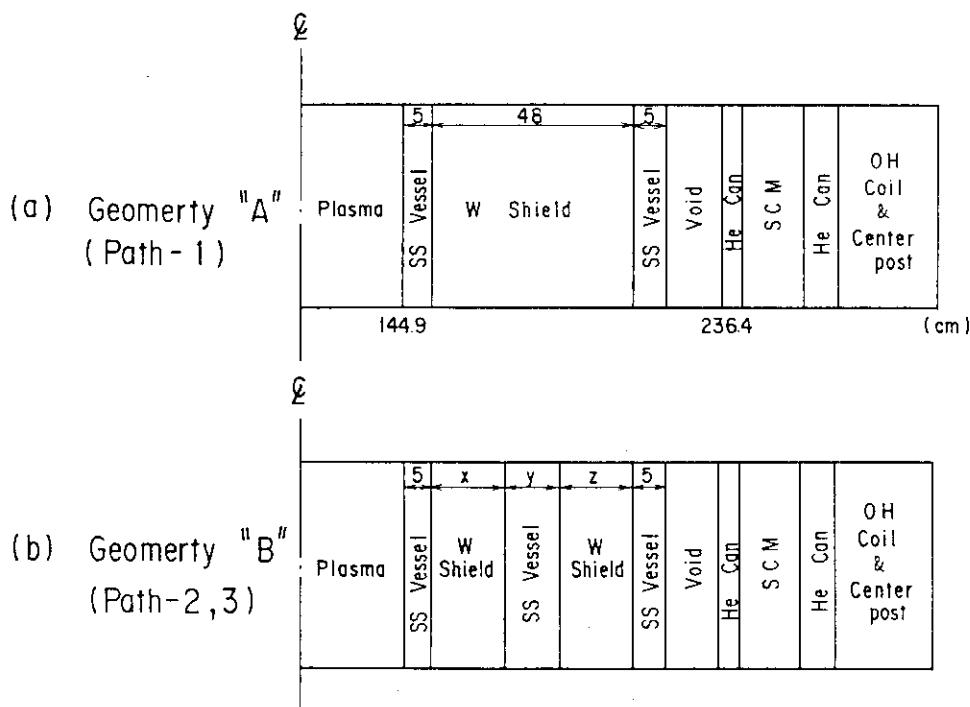
Material Composition of Tungsten Shield (Volume fraction)

Case No.	W	H ₂ O	Remarks
1	0.7	0.3	Pebble packing
2	0.85	0.15	Two size pebble, rod
3	0.95	0.05	Plate

Material Composition of Shield Vessel

SS316	H ₂ O
0.85	0.15

Fig. 2.3-1 Concept of Tungsten Shield Structure for the Inboard Shielding Analysis



For Path-2, x = 19, y = 10, z = 19

For Path-3, x = 0, y = 24, z = 24

Fig. 2.3-2 Geometrical Model for the One-Dimensional Calculation of Tungsten Shield

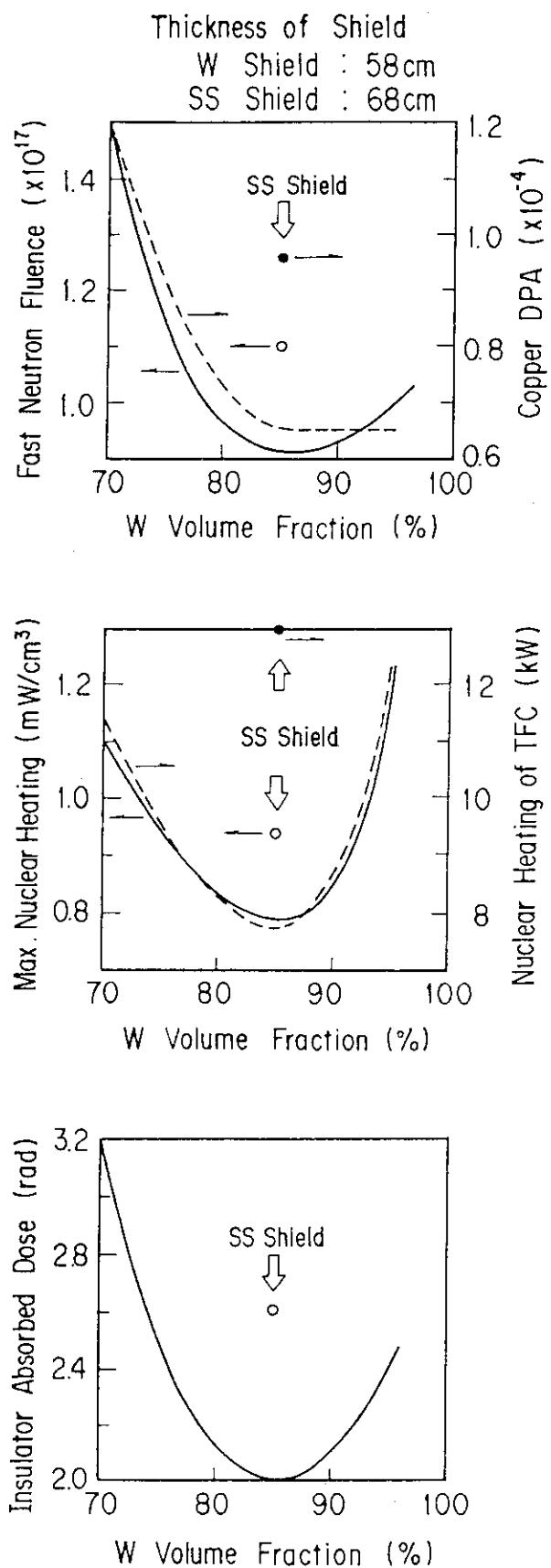


Fig. 2.3-1 Dependence of TFC Shielding Properties on
W/H₂O Volume Fraction

2.4 遮蔽計算精度評価（ベンチマーク計算）

2.4.1 検討方針

現在の遮蔽設計の妥当性や計算の信頼度を検討するため遮蔽計算の誤差（不確定性）を評価する必要がある。遮蔽計算の各ステップにおける誤差発生の原因を Fig. 2.4.1-1 に図示した。計算の結果得られる遮蔽特性はこれら多くの原因が複合されたものであり、詳細な誤差解析のためには各自の要因について、それぞれの効果が別々に定量化出来るように系統立てた分析を行なう必要がある。前年度までの F E R 遮蔽計算においてもこれらの要因の一部について検討が行なわれている。例えば 2 次元 S_N 計算におけるパラメータ（空間メッシュ分割, P_ℓ , S_N ）の与え方や、1 次元および 2 次元の S_N 計算における形状モデルや線源条件の影響などが明らかにされた^{(6), (7)}。また遮蔽体構造の非均質効果についての知見も得られている^{(6), (7)}。本年度の検討は核群定数の効果も含めた多群近似計算の精度評価を行なうこととした。群定数については、現在主に使用している GICX 4.0 (中性子 42 群, ENDF/B-III ファイル) 以外に GICX 4.0 V 4⁽⁵⁾, GICX 5.0 (中性子 42 群, ENDF/B-N) および GICXFNS⁽⁸⁾ (中性子 135 群, ENDF/B-N) を用いた計算を行ない、結果の差異を検討する。Table 2.4.1-1 に使用可能な群定数の特徴をまとめた。また S_N 法と対比するためモンテカルロ計算を実施した。これには群定数を用いる MORSE と ENDF/B-N ファイルからほぼ連続的とみなせる程度に詳細なエネルギー点毎に作成した断面積テーブルを用いる MCNP の 2 種類のコードを使用した。実験データが存在しないので絶対的な精度検証は出来ないが、今回の検討では、計算上の近似が最も少ない MCNP 計算値を基準として（相対的な）精度評価を行なうこととした。

次に計算精度を評価すべき放射線関連の現象の関連を Fig. 2.4.1-2 に図示した。これらを整理すると：

- ① 中性子の輸送
- ② (2 次) ガンマ線の生成・輸送
- ③ 中性子による放射化・崩壊過程
- ④ 中性子・ガンマ線束の各種遮蔽特性への変換

に分類出来る。今回の検討では対象を①と②に限り（かつ重点は中性子の輸送）、③と④については今後の課題とした。

Table 2.4.1-1 Main Features of Cross Section Sets Used
in the Calculation

Cross Section Feature	GICX40	GICX40V4	GICX50	GICXFNS
Data File	ENDF /B- III POPOP4 (gamma production)	ENDF /B- IV	ENDF /B- IV	ENDF /B- IV
Number of Neutron Groups (above 1MeV)	42 (17)	42 (17)	42 (17)	135 (60)
Processing Code	RADHEAT	NJOY	NJOY	NJOY
Weight Function	1/E	Spectrum in fusion blanket	1/E	Constant
Self-shielding	Infinite dilution	Infinite dilution	Infinite dilution	Infinite dilution

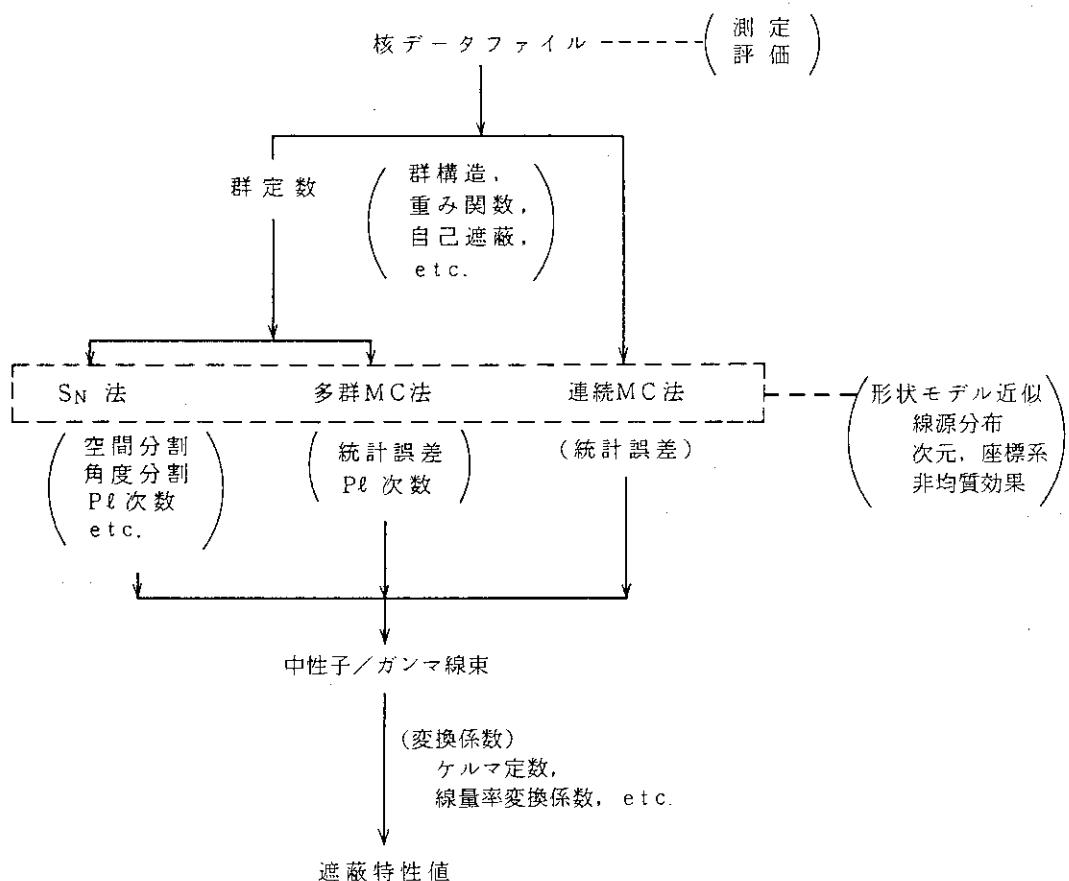


Fig. 2.4.1-1 Shielding Calculation Process and Causes of Calculation Errors

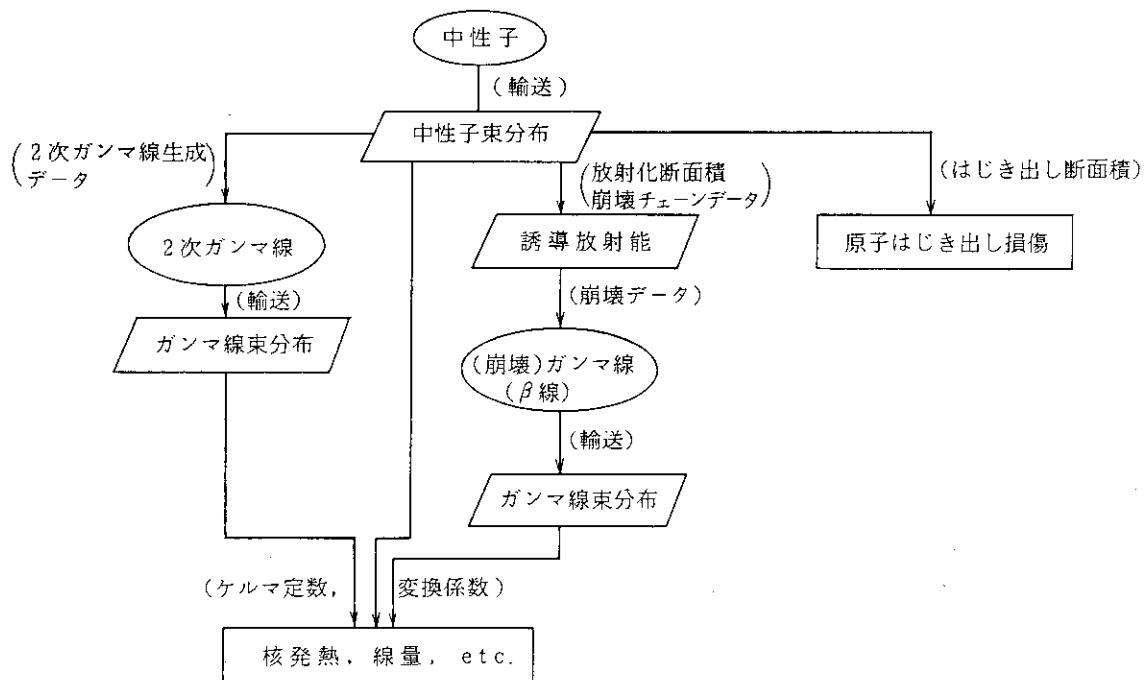


Fig. 2.4.1-2 Relation of Phenomena to be Analyzed in the Shielding Design

2.4.2 計算方法

核融合炉の核・遮蔽計算には1, 2次元の S_N コードや3次元モンテカルロコードを使用する。そこでこれらの複数のコードを使用して同一体系の解析を行ない、計算結果を比較する。そして設計計算の主力となる2次元 S_N コード DOT 3.5 の精度評価をするとともに、差の原因を検討することにより今後の計算方法やデータベース改善の方向を探る。

使用する計算コードは、1次元 S_N コード ANISN, 2次元 S_N コード DOT 3.5, 多群モンテカルロコード（3次元）MORSE-I, 連続エネルギーモンテカルロコード（3次元）MCNPである。Table 2.4.2-1に計算コードの特徴をまとめた。

(1) 形状モデル

基本形状を Fig. 2.4.2-1 に示す。昭和 61 年度 FER 設計オプション C にほぼ見合う寸法（主半径 4.87 m, 小半径 1.27 m, エロンゲーション 1.7）とし、形状簡略化のため次のような仮定をした：

- ① プラズマ、遮蔽体、トロイダル磁場コイル全てについて、ポロイダル断面を全て直線により長方形に近似した。
- ② ミッドプレイン ($Z = 0$) で上下対称とした。
- ③ 加熱ダクト、排気ダクト、ダイバータ等は無視した。
- ④ トロイダル方向に連続・一様とした（トロイダルコイルも）。

各々の計算コードに対する形状モデルについてはさらに詳細に後述する。

各構成機器の材料組成（材料体積比）を Table 2.4.2-2 にまとめた。遮蔽体とトロイダルコイルの間の空間は2次元 S_N 計算における負のフラックス算出を避ける意味もあって SS 316 の 10 % 密度の組成とした（実形状においても完全なボイド空間ではなく、ダクト遮蔽、配管類などの構造物が存在する）。またトロイダルコイルの内側（トーラス軸寄）部分は、ポロイダルコイルや支持柱などで構成されるが、ここを SS 316 の 50 % 密度の組成で近似した。

次に各計算コード毎の計算モデルについて示す。

[ANISN]

計算モデルを Fig. 2.4.2-2 に示す。これは炉のミッドプレインを装置径方向に切ったもので、トーラス中心を軸とする円筒体系（トーラスモデル）である。空間メッシュ幅は遮蔽体とコイル部分では 1 cm とした。この計算は計算値の比較とともに、MORSE 用に領域毎のマクロ断面積を作成することも目的とする。

[DOT 3.5]

計算モデルを Fig. 2.4.2-3 に示す。トーラス中心を R 軸とする RZ 座標系でミッドプレインを $Z = 0$ 面として反射（対称）条件とした。体系左端 ($R = 0$) も反射条件で、上端および右端は真空境界条件を与えた。空間メッシュ幅は前年度までの検討によれば⁽⁶⁾ 2 cm 程度あるいはそれ以下にすることが望ましいが、計算機容量の点から許されないので、かなり粗くなっている。即ち遮蔽とコイルでは～3 cm (R), 4～5 cm (Z) である。ただし、プラズマやボイド領域では最大 10 cm 程度まで粗くしているため、構造体部でも部分的には R 方向又は Z 方向のいずれかがこの程度のメッシュ幅になっている箇所がある。プラズマ領域における中性子発生密度は一様と仮定した。

[MORSE-I]

計算モデルを Fig. 2.4.2-4 に示す。図面上は $Z \geq 0$ の部分だけが示されているが、実際のモ

モデルでは $Z = 0$ 面で対称とせずポロイダル断面全部をモデル化した。ポイントディテクタを使用するので計算時間短縮のためトロイダル方向に 15° の角度のセクターとした。両端面は鏡面反射境界とした。フラックスの評価にはポイントディテクタとトラック・レングス・エスティメータを併用する。ポイントディテクタは内・外・上部遮蔽体の背後に 3 個配置した。

[MCNP]

計算モデルは基本的には MORSE - I のものと同一である。ただし、トロイダル方向にセクター分割せずにフルトーラスとした。フラックスの評価のため MORSE - I と同じ位置にリングディテクタを配置した (Fig. 2.4.2 - 5)。この他トラック・レングス・エスティメータを併用する。

(2) 計算条件

ANISN, DOT 3.5 および MORSE - I の計算には群定数として GICX 40 (中性子 42 群, ガンマ線 21 群) を用いる。但し、MORSE - I については ANISN により領域毎のマクロ断面積を作成して使用する。MCNP ではほぼ連続的にみなせる程度に詳細なエネルギー点毎に作成された断面積テーブルを (内挿して) 使用する。核データファイルは ENDF/B - N を使用している。

ANISN の計算は $P_5 - S_8$ 近似で行ない、収束判定精度は 0.01% とした。DOT 3.5 の計算は $P_3 - S_8$ 近似で行ない、収束判定精度は 1% とした。線源は両者ともプラズマ領域に一様密度分布線源を与え、エネルギーは第 1 群 ($15 - 13.72 \text{ MeV}$) のみとした。角度分布は等方である。

モンテカルロ計算でのバイアス法としては Russian Roulette (Weight cutoff) のみを用いた。

(3) 計算項目

計算する遮蔽特性値は次のとおりである：

- ① 14 MeV 中性子束 (GICX 40 では第 1 群, $15 - 13.72 \text{ MeV}$)
- ② 高速中性子束 ($E > 0.1 \text{ MeV}$, 1 ~ 24 群)
- ③ 全中性子束 (1 ~ 42 群)
- ④ 全ガンマ線束 (43 ~ 63 群)

なお MCNP の計算でも特性値は GICX 40 と同じエネルギー構造のレスポンス関数により求めた。ただし 2 次ガンマ線については計算コード、使用核定数間の差異が非常に大きく、ベンチマーク計算で有効な結果が得られるとは考え難いこと及び計算時間が膨大になることのため、モンテカルロ計算では高速中性子 ($E > 0.1 \text{ MeV}$) のみの計算とした。全中性子束および 2 次ガンマ線までの計算はより単純な円筒モデルでの解析結果をもとに検討した。⁽⁶⁾

Table 2.4.2-1 Main Features of Calculation Codes used in FER Shielding Calculation

Program Name	Dimension (Coordinates)	Method of Solution	Remarks
	Geometrical Representation	Cross Section	
ANISN	One (plane, sphere, cylinder)	Discrete Ordinates	Ref.(1)
	Spatial mesh intervals	Multi-group	
DOT3.5	Two (XY, RZ, Rθ)	Discrete Ordinate	Ref.(2)
	Spatial mesh intervals	Multi-group	
MORSE-I	Three (XY)	Monte Carlo	Ref.(3)
	Combination of 1st ~ 4th equation	Multi-group	
MCNP	Three (XY)	Monte Carlo	Ref.(4)
	Combination of 1st ~ 4th equation (Combinatorial geometry)	Pointwise	

Table 2.4.2-2 Material Composition of Components used in the Benchmark Calculation

機 器	物 質 (体 積 比)
遮 蔽 体	SS316 (0.85), H ₂ O (0.15)
ヘ リ ウ ム 容 器	SS316 (1.0)
超 電 導 コ イ ル	SS316 (0.33), Cu (0.34) 液体He (0.23), エポキシ (0.1)
中 央 支 持 柱	SS316 (0.5)
プラズマ / スクレーブオフ	重水素 (1.0)*
遮蔽 - コイル間の空間	SS316 (0.1)

* 原子数密度 $1 \times 10^{18} n/cm^3$

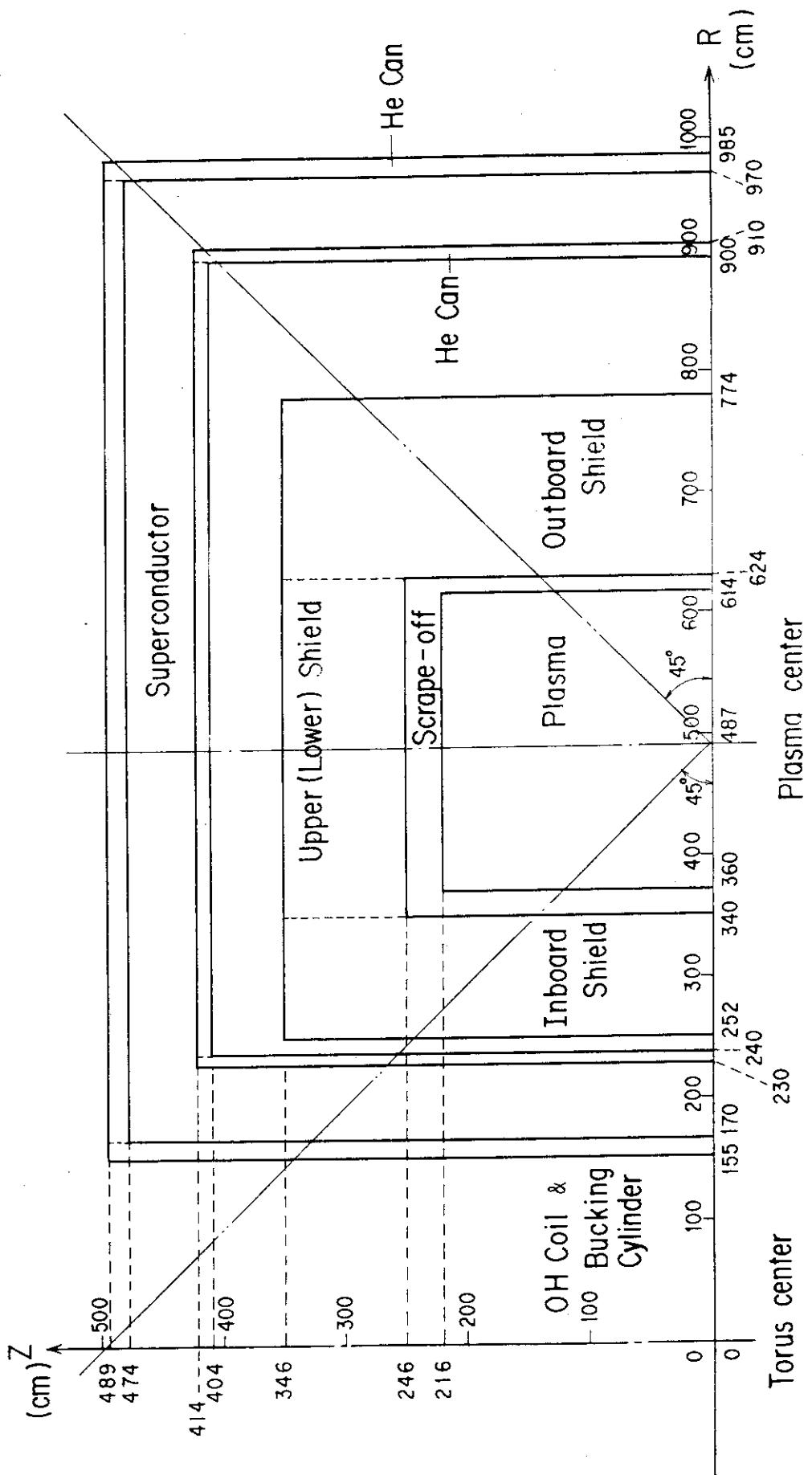


Fig. 2.4.2-1 Simplified Geometrical Representation for the Benchmark Shielding Calculation of FER

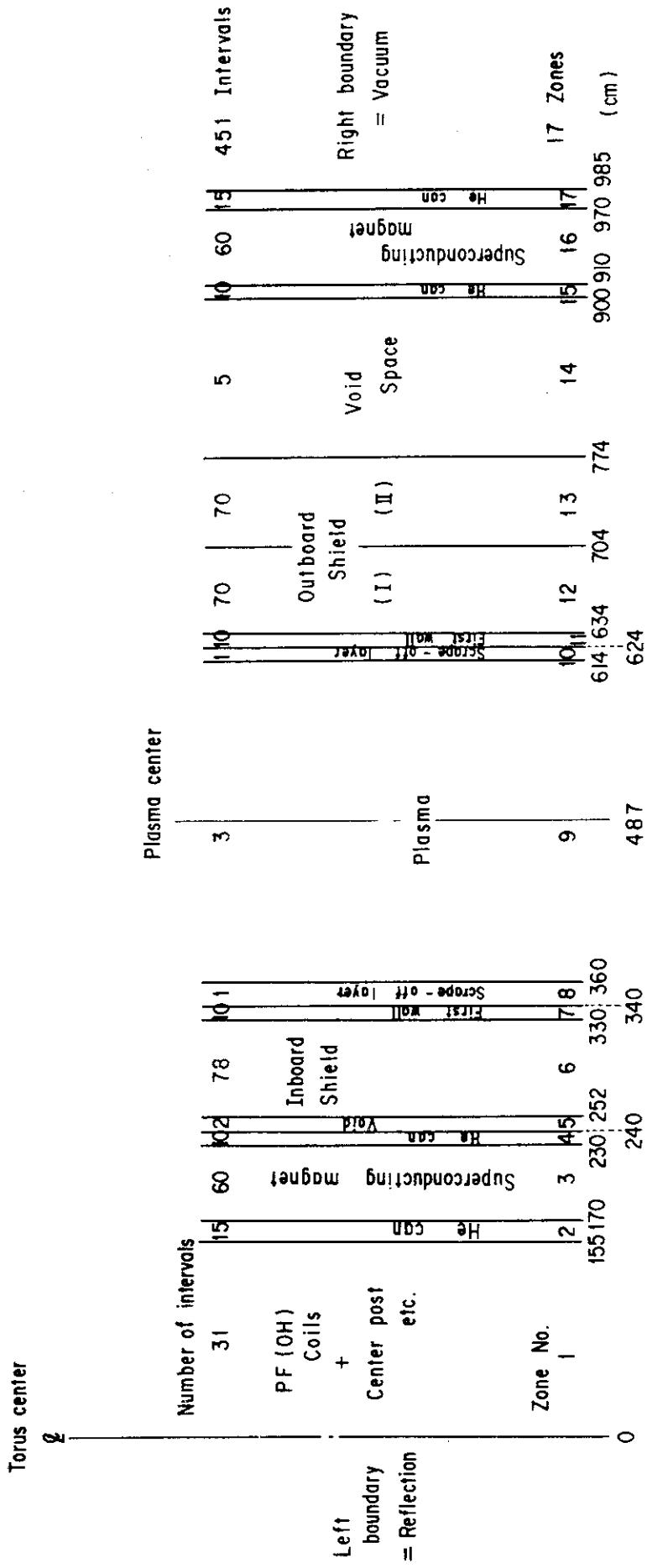


Fig. 2.4.2-2 One-Dimensional Geometrical Model for the Benchmark Calculation by ANISN (Cylindrical Model with Torus Axis)

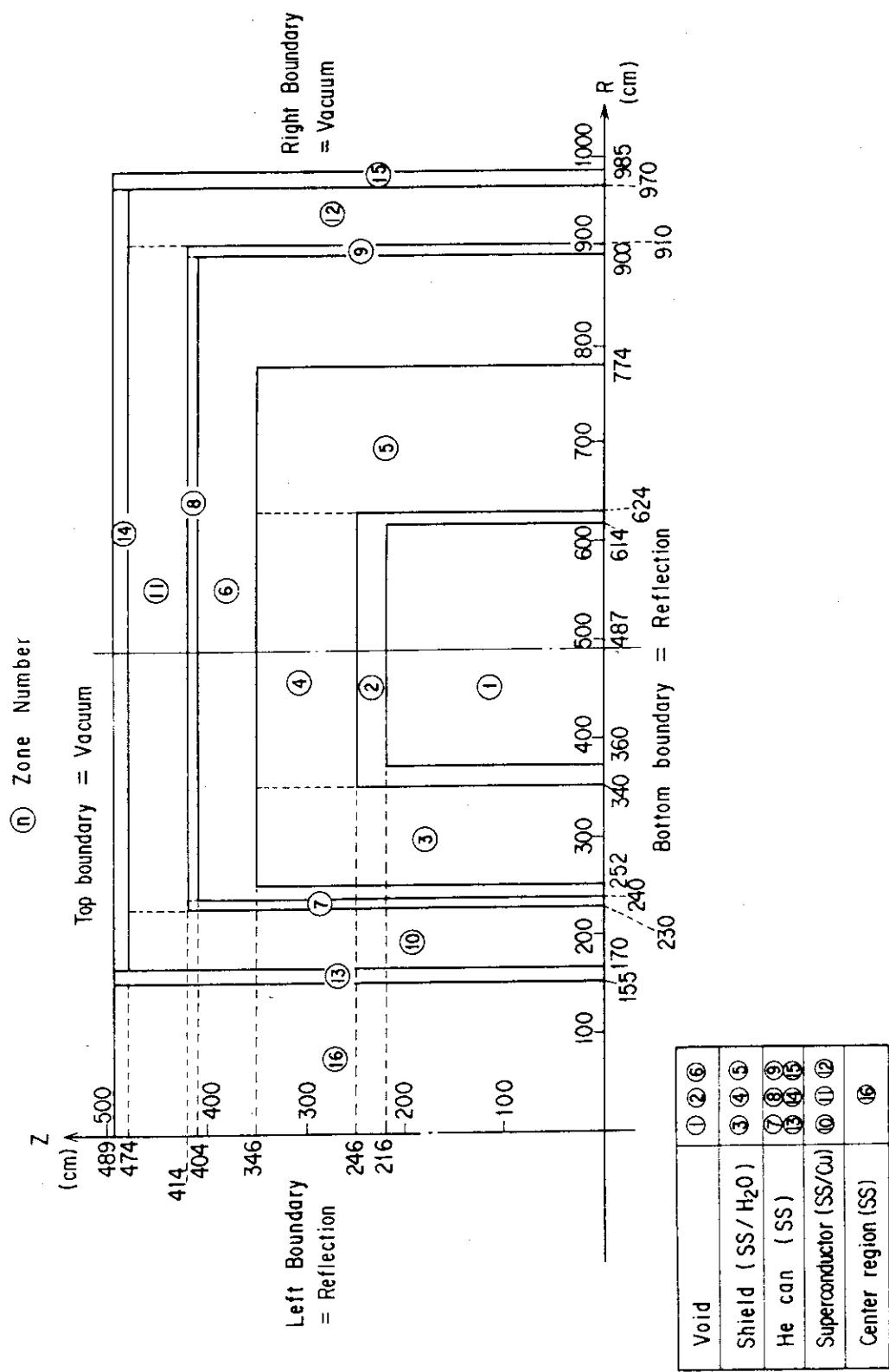


Fig. 2.4.2-3 Two-Dimensional (RZ) Model for the Benchmark Calculation by DOT3.5

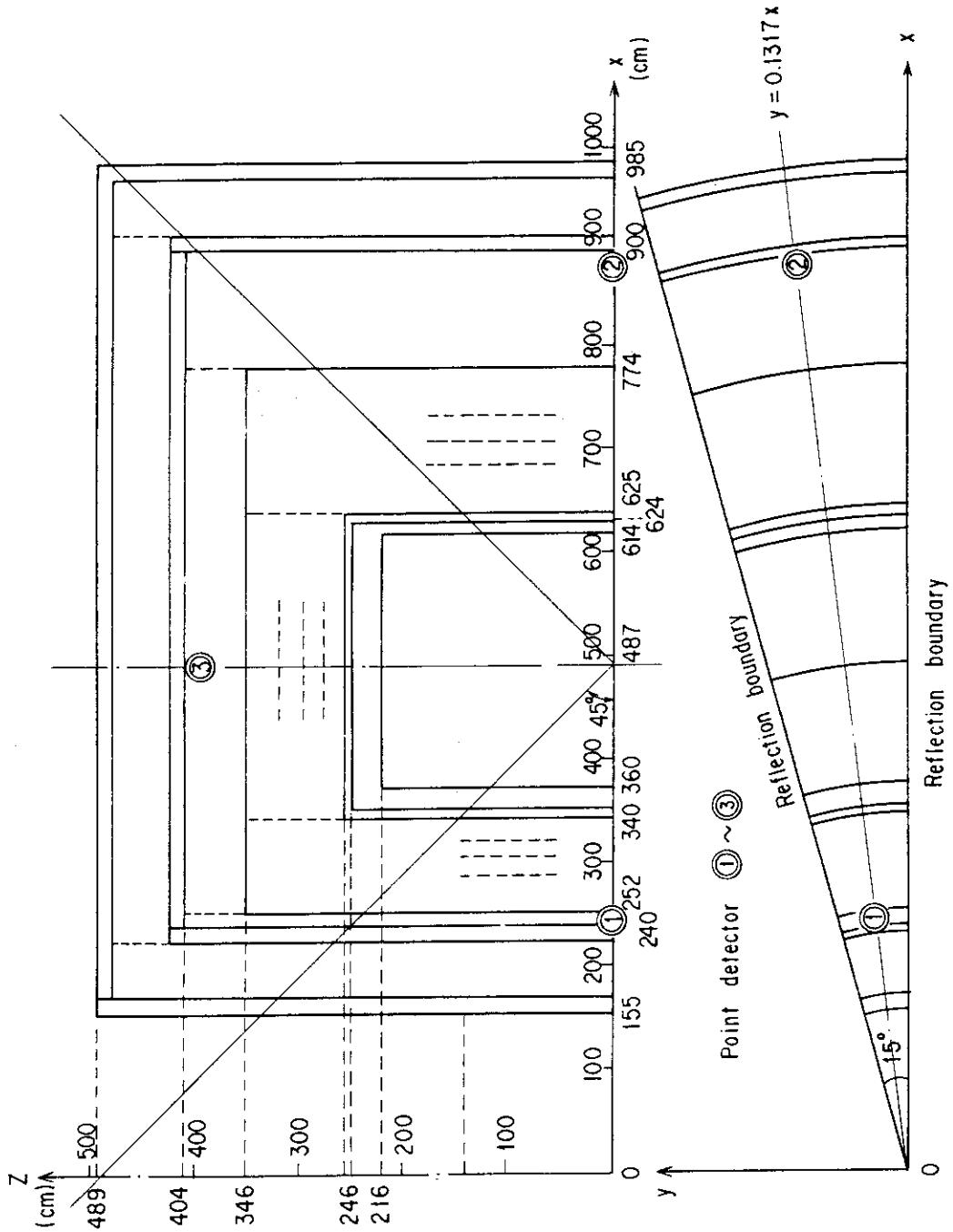


Fig. 2.4.2-4 Three-Dimensional Geometrical Model for the Benchmark Calculation by MORSE-I (Only the upper half is illustrated)

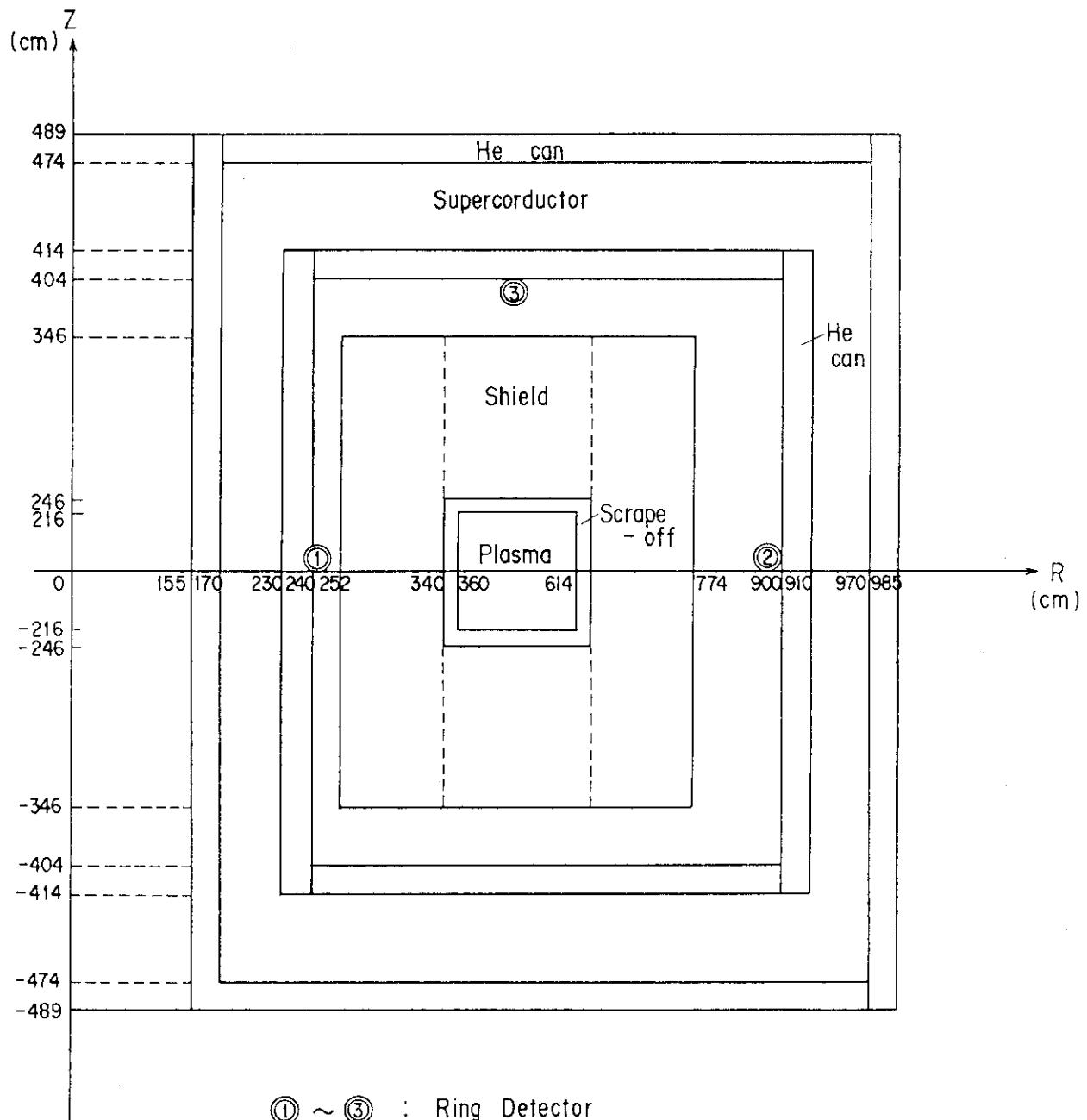


Fig. 2.4.2-5 Three-Dimensional Geometrical Model for the Benchmark Calculation by MCNP

2.4.3 計算結果

トーラス内側、外側、上部遮蔽における 14 MeV 中性子束、高速中性子束の減衰傾向を比較して Fig. 2.4.3-1 から Fig. 2.4.3-6 に示す。モンテカルロ計算結果はトラックレンジス・エスティメータによる領域平均フラックスである。遮蔽体内の深い位置では到達する粒子が少ないため相対標準偏差はかなり大きくなっている。外側遮蔽体の 100 cm 以上の領域には粒子が全く到達していないのでフラックスは求められていない。モンテカルロ計算の計算時間とヒスリー数を次に示す：

	ヒスリー数	C P U
		FACOM M-380
MORSE - I	42万	154分
MCNP	190万	204分

(この計算ではポイント・ディテクタ、リング・ディテクタを用いていない。)

まず ANISN と DOT 3.5 の比較では、内側遮蔽体において有意な差がみられる。全領域で ANISN の結果が DOT 3.5 に比べ 2~6 割低目の値となっている。外側遮蔽体では両者はかなり良く一致している。

次に S_N 計算とモンテカルロ計算との比較では、 f_{sd} (fractional standard deviation) が大きい深層部を除いて減衰傾向はほぼ一致しているように見える。図では定量的な差異が判断出来ないので、 S_N 計算値も領域平均フラックスに変換して比較したものを Table 2.4.3-1 に示す。一般に 14 MeV 中性子束に関しては MCNP と S_N との差が大きいが（ファクター 2~3）， f_{sd} も非常に大きくあまり有意な比較ではない。高速中性子束に関しては、MCNP の f_{sd} も小さいので、 S_N 計算との差を調べてみると、 S_N 計算の方が数割程度まで低目の値となっていることが分かる。これは過去の計算結果と一貫性がある。^[6]

次に ANISN と DOT 3.5 による TFC の遮蔽特性計算値を比較したものを Table 2.4.3-2 に示す。ただしモンテカルロ法ではポイントディテクタ (MORSE - I)，リングディテクタ (MCNP) の計算により有意な結果が得られなかったので表示していない。即ち、トーラス内側を例にとると TFC に到達する中性子は 15 万個に 1 個程度の割合であるが、ポイントないしはリングディテクタを用いた場合、実用的な計算時間（例えば数時間 C P U）の範囲で f_{sd} が十分小さい結果を得ることは困難である。今後は何らかのバイアス法を利用した計算を試みる必要がある。

ANISN と DOT 3.5 の比較では ANISN の方が 2 割程度まで低目の値となっている。この傾向は Fig. 2.4.3-1, 2 にみられる中性子束の減衰傾向と一致している。

DOT 3.5 により求められたフラックスの等高線分布を Fig. 2.4.3-7, 8 に示した。前述したモンテカルロ計算のトラックレンジスエスティメータでは、内・外側遮蔽体では垂直方向、上(下)部遮蔽体では水平方向に拡がりを持った領域での平均値であるのに対し、DOT 3.5 ではミッドプレイン（内・外遮蔽）、プラズマ中心上（上下部遮蔽）のポイントフラックスをとっているので、このポリゴナル分布がある分だけ差を生じさせている。今後の課題としてモンテカルロ計算でもより詳細な領域分割をした計算が望まれる。

Table 2.4.3-1 Comparison of Neutron Fluxes in the Inboard, Outboard and Upper Shields Calculated by ANISN, DOT3.5 and MCNP
(Upper row: ANISN, Middle row: DOT3.5, Lower row: MCNP)

Range of Depth(cm)	Inboard		Outboard		Upper	
	14 MeV	Fast	14 MeV	Fast	14 MeV	Fast
60 - 65	3.81+9 *1 (1.73) *2	1.22+11(0.670)	2.27+9(1.49)	7.63+10(0.729)	-	-
	5.94+9 (2.70) *3	1.83+11(1.01)	2.66+9(1.75)	8.51+10(0.810)	2.28+9(1.46)	7.46+10(0.545)
	2.20+9 (0.177)	1.82+11(0.038)	1.52+9(0.135)	1.05+11(0.031)	1.56+9(0.248)	1.37+11(0.049)
75 - 80	2.01+8 (2.13)	7.37+9 (0.658)				
	2.63+8 (2.79)	9.88+9 (0.882)				
	9.44+7 (1.0)	1.12+10(0.147)				
80 - 85					9.68+7(0.621)	3.89+9(0.543)
					1.56+8(0.731)	7.16+9(0.215)
90 - 95			2.49+7(1.39)	1.01+9(0.635)		
			2.63+7(1.47)	1.07+9(0.673)		
			1.79+7(0.795)	1.59+9(0.234)		

*1 Read as 3.81×10^9

*2 Ratio to the MCNP result

*3 Fractional Standard Deviation(fsd)

Table 2.4.3-2 TFC Irradiation Properties in the Inboard Region Calculated by ANISN and DOT3.5

Codes * Items	ANISN	DOT3.5
Fast Neutron Flux ($E > 0.1$ MeV)	6.66×10^8	8.50×10^8
Copper DPA Rate (dpa/s)	4.01×10^{-13}	5.05×10^{-13}
Insulator Dose Rate (MeV/cm ³ /s)	7.63×10^7	9.49×10^7
Nuclear Heating Rate (MeV/cm ³ /s)	1.46×10^8 (SS316)	1.70×10^8 (SS316)

* Maximum value in the superconductor region

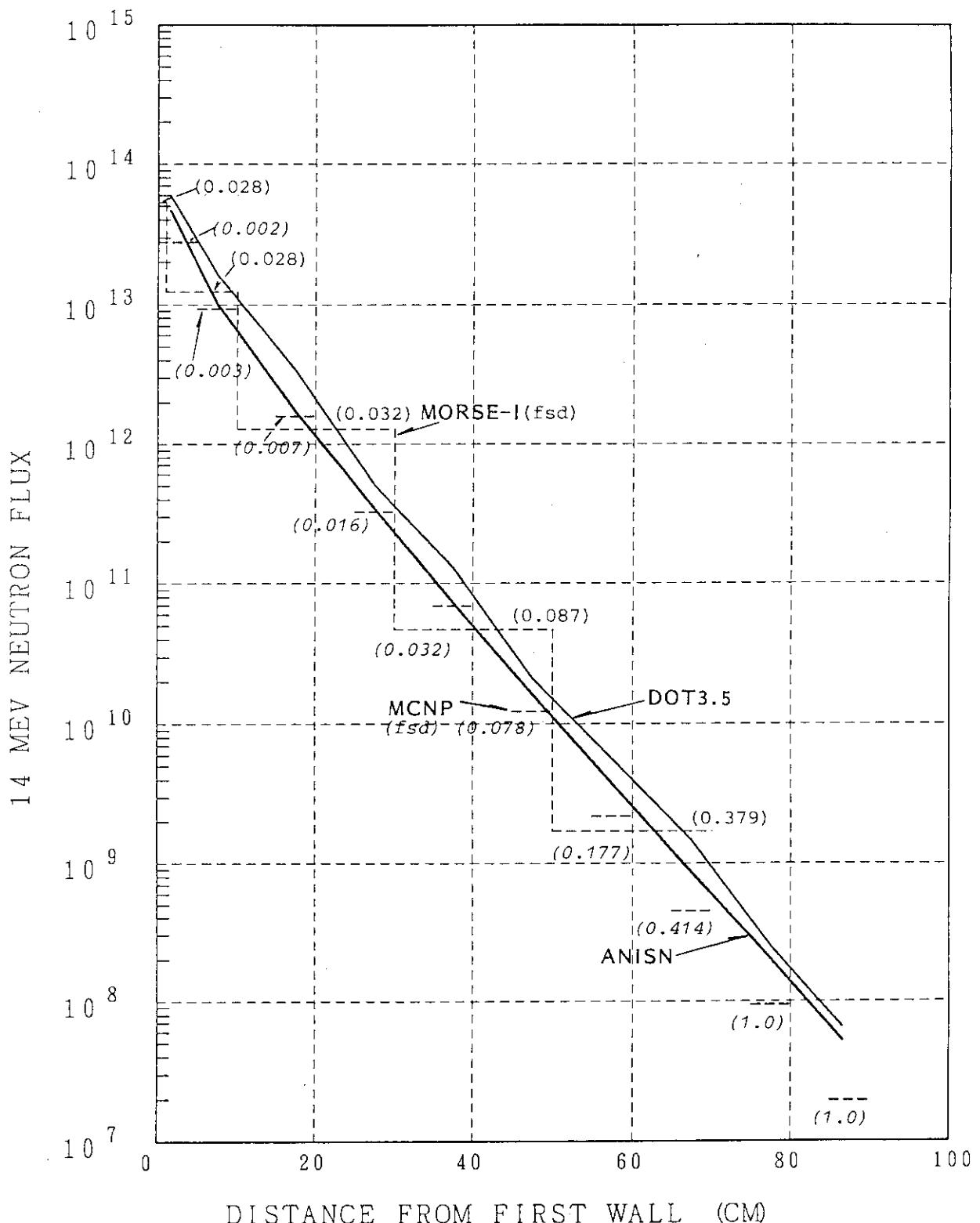


Fig. 2.4.3-1 Comparison of 14 MeV Neutron Flux Attenuation in the Inboard Shield Calculated by ANISN, DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

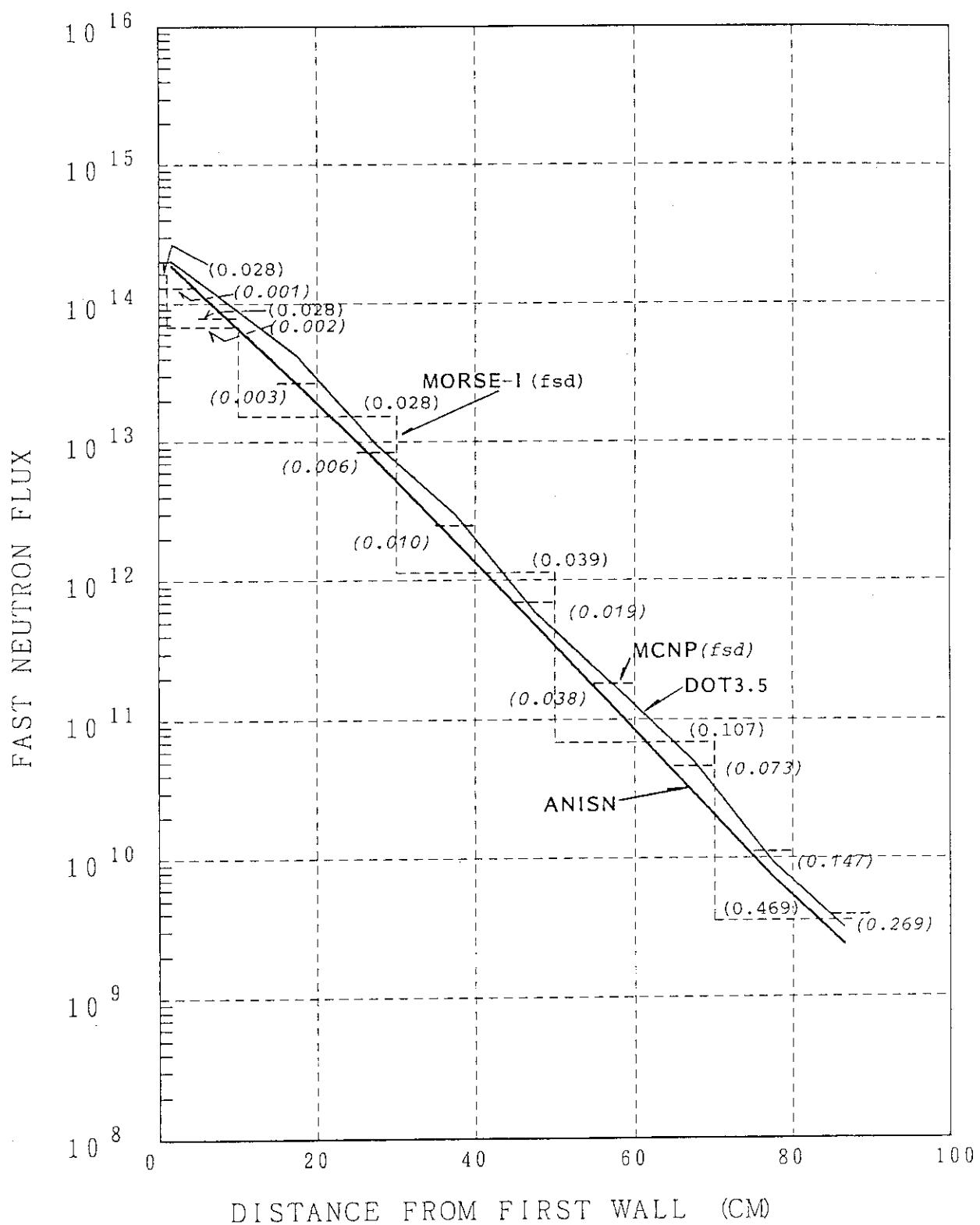


Fig. 2.4.3-2 Comparison of Fast Neutron Flux Attenuation in the Inboard Shield Calculated by ANISN, DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

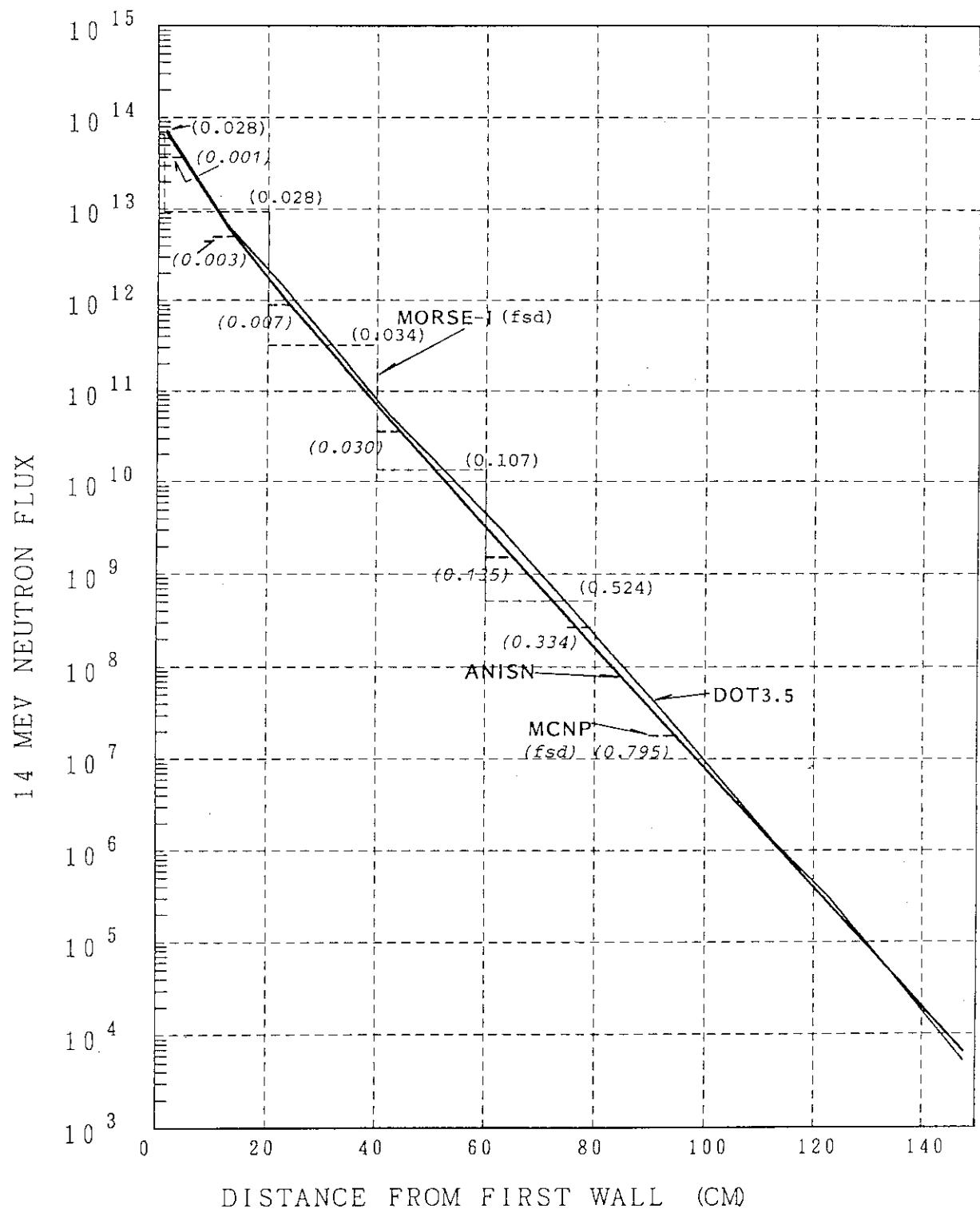


Fig. 2.4.3-3 Comparison of 14 MeV Neutron Flux Attenuation in the Outboard Shield Calculated by ANISN, DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

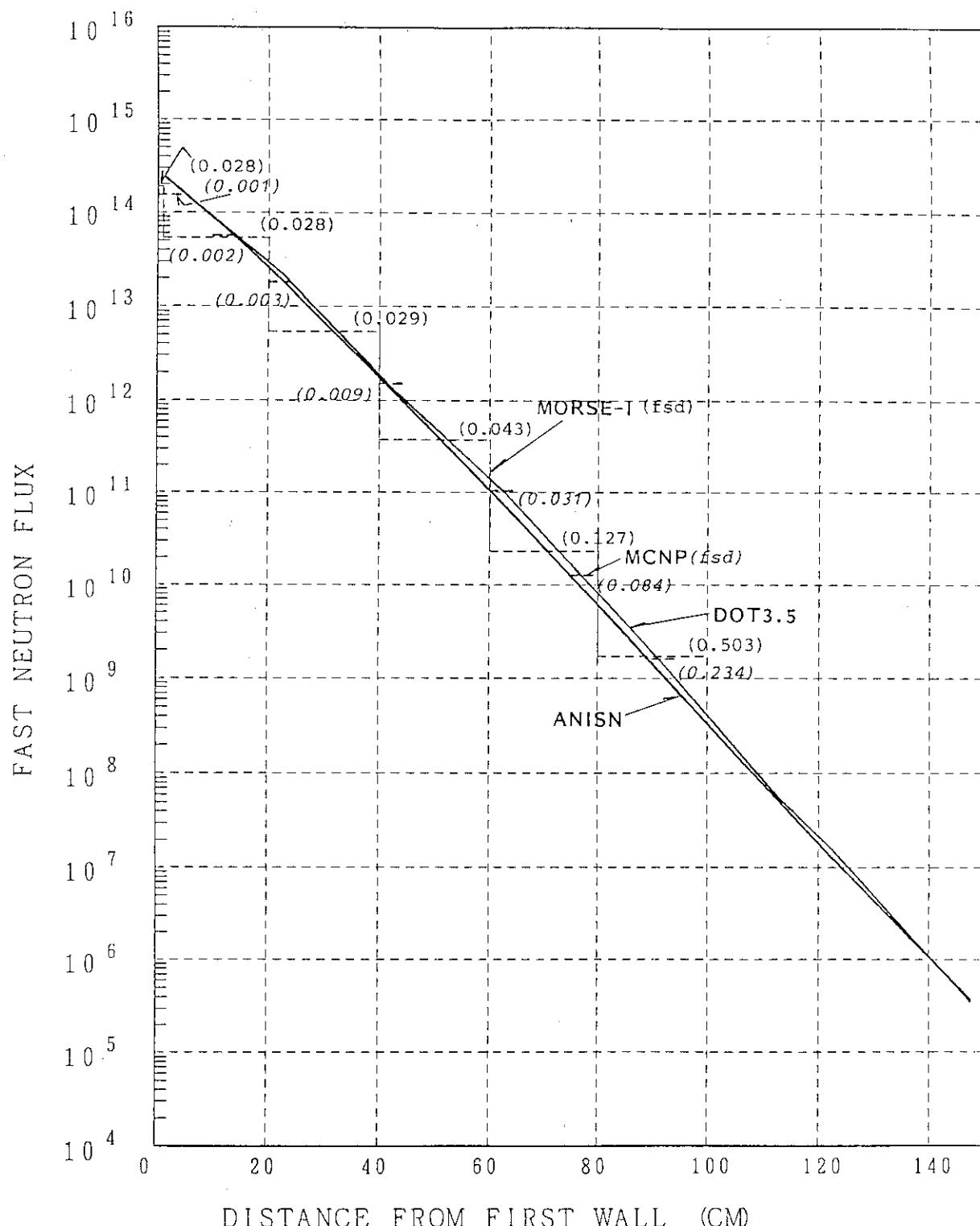


Fig. 2.4.3-4 Comparison of Fast Neutron Flux Attenuation in the Outboard Shield Calculated by ANISN, DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

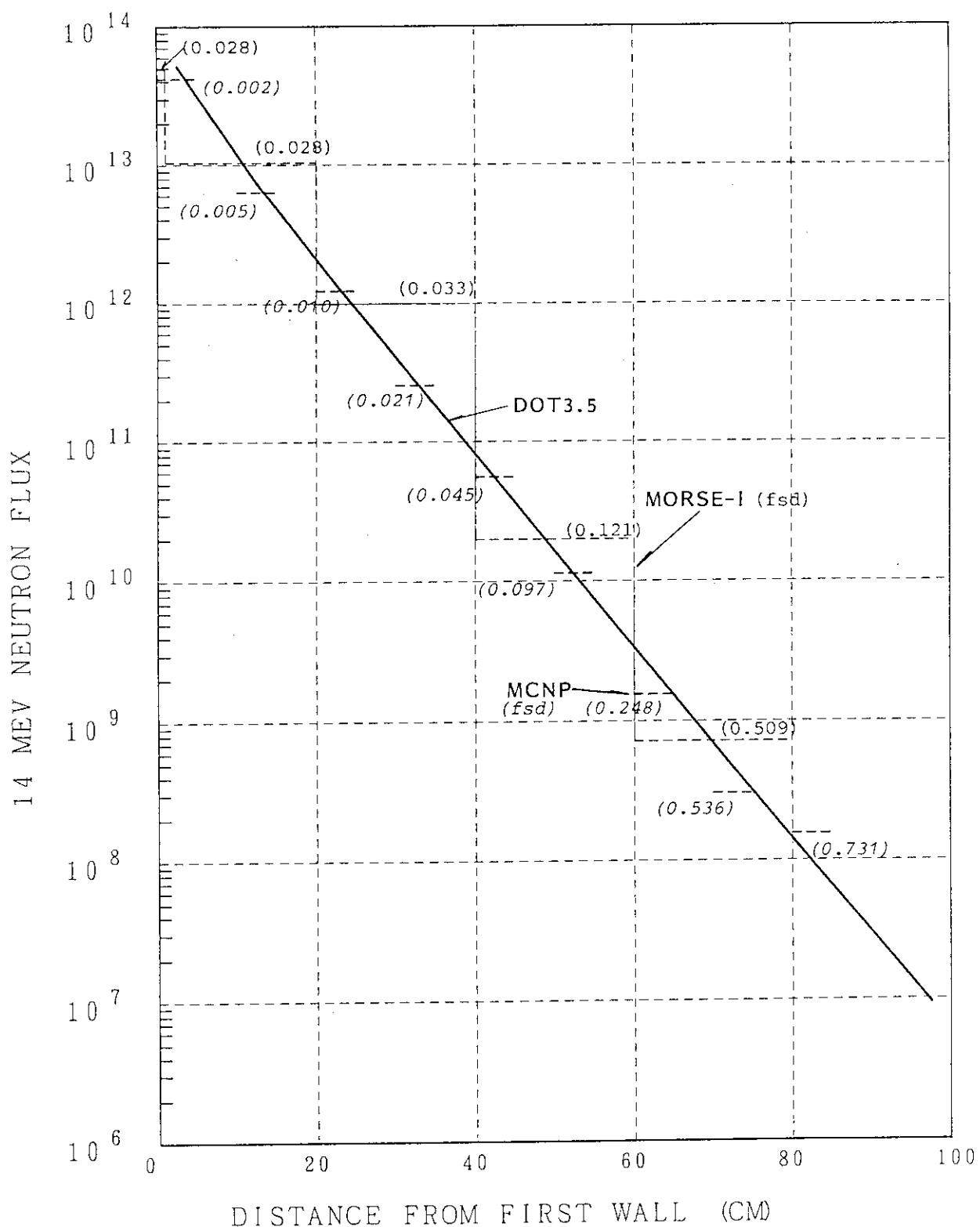


Fig. 2.4.3-5 Comparison of 14 MeV Neutron Flux Attenuation in the Upper Shield Calculated by DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

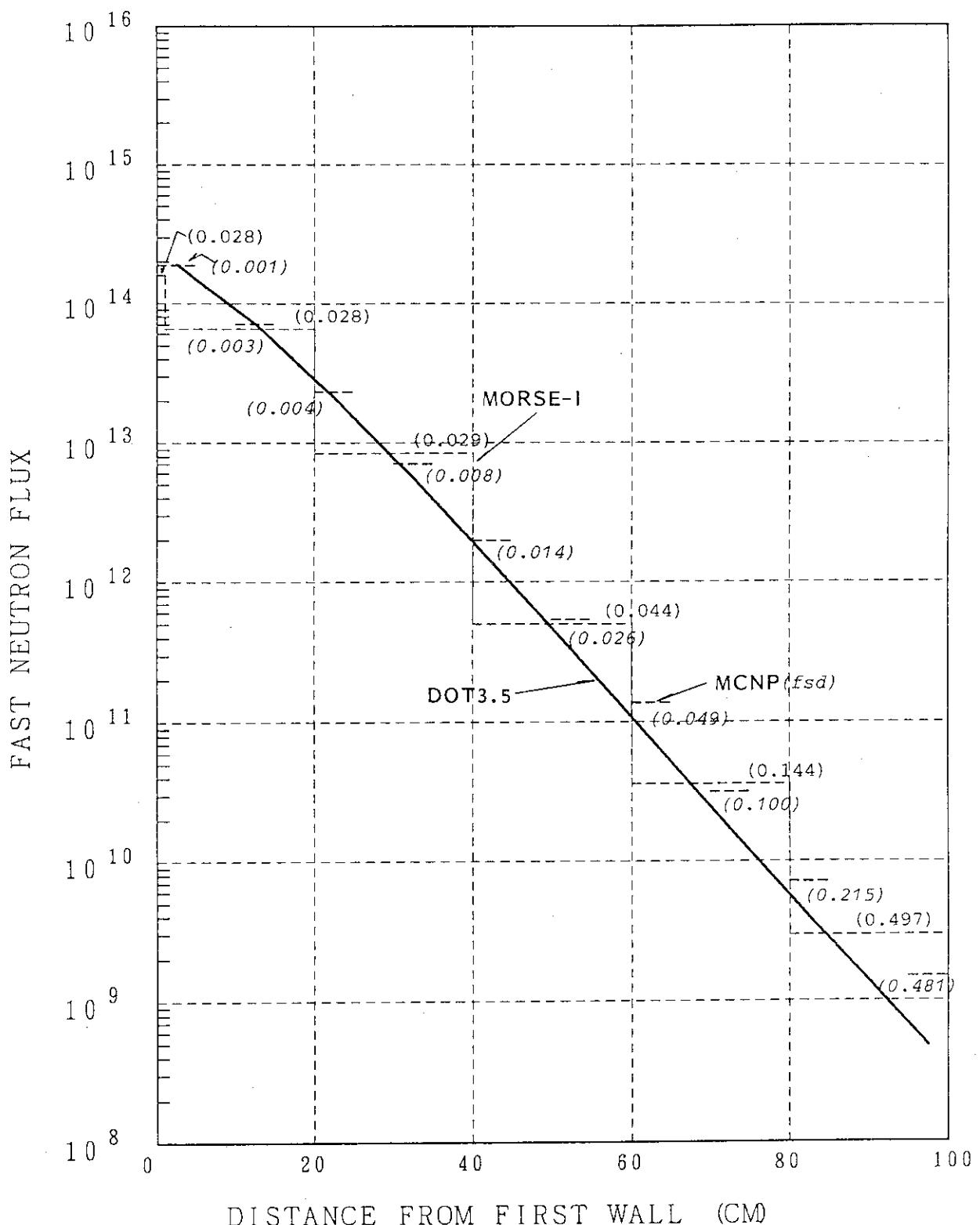


Fig. 2.4.3-6 Comparison of Fast Neutron Flux Attenuation in the Upper Shield Calculated by DOT3.5, MORSE-1 and MCNP

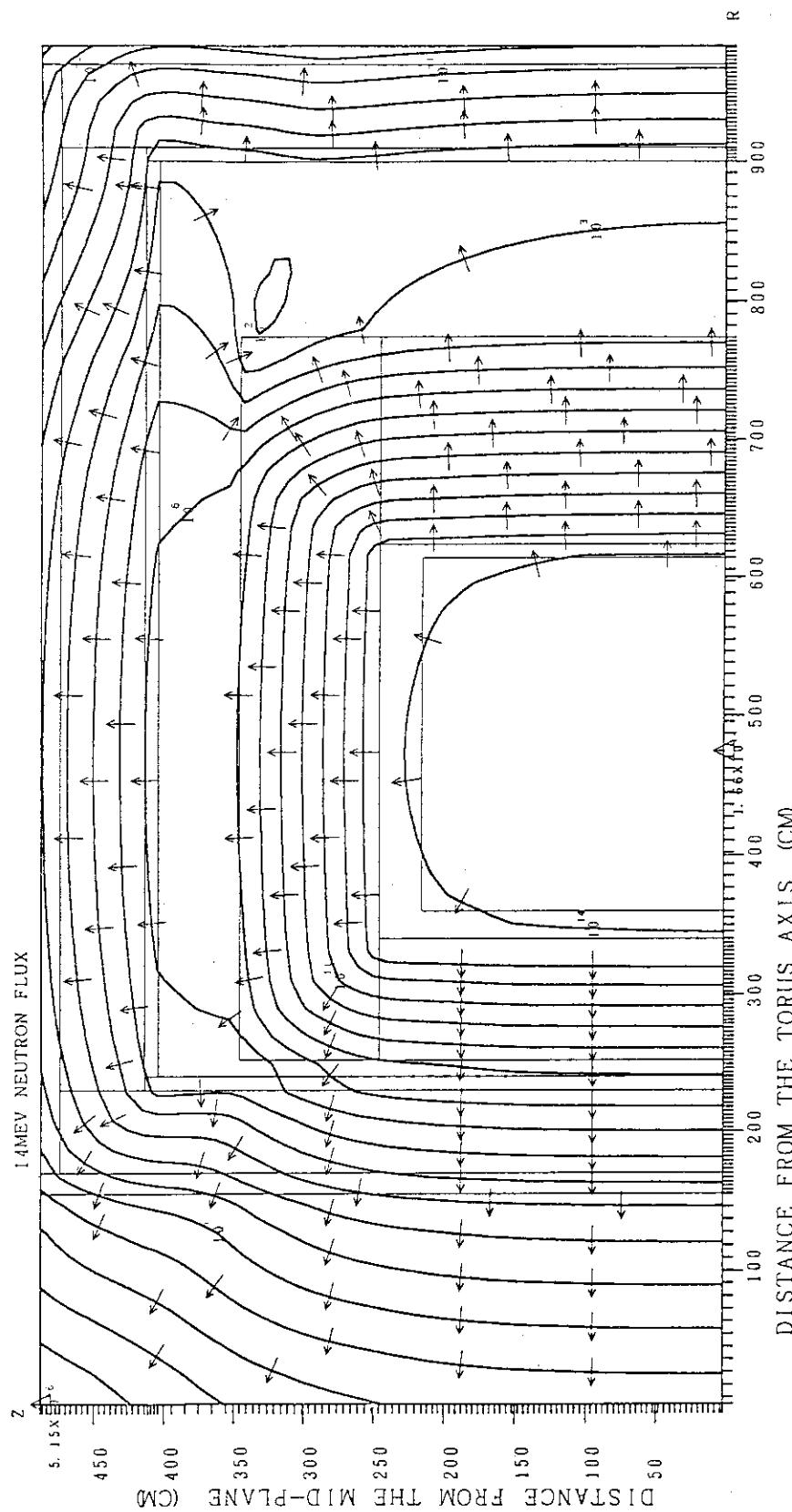


Fig. 2.4.3-7 14 MeV Neutron Flux Contour Calculated by DOT3.5

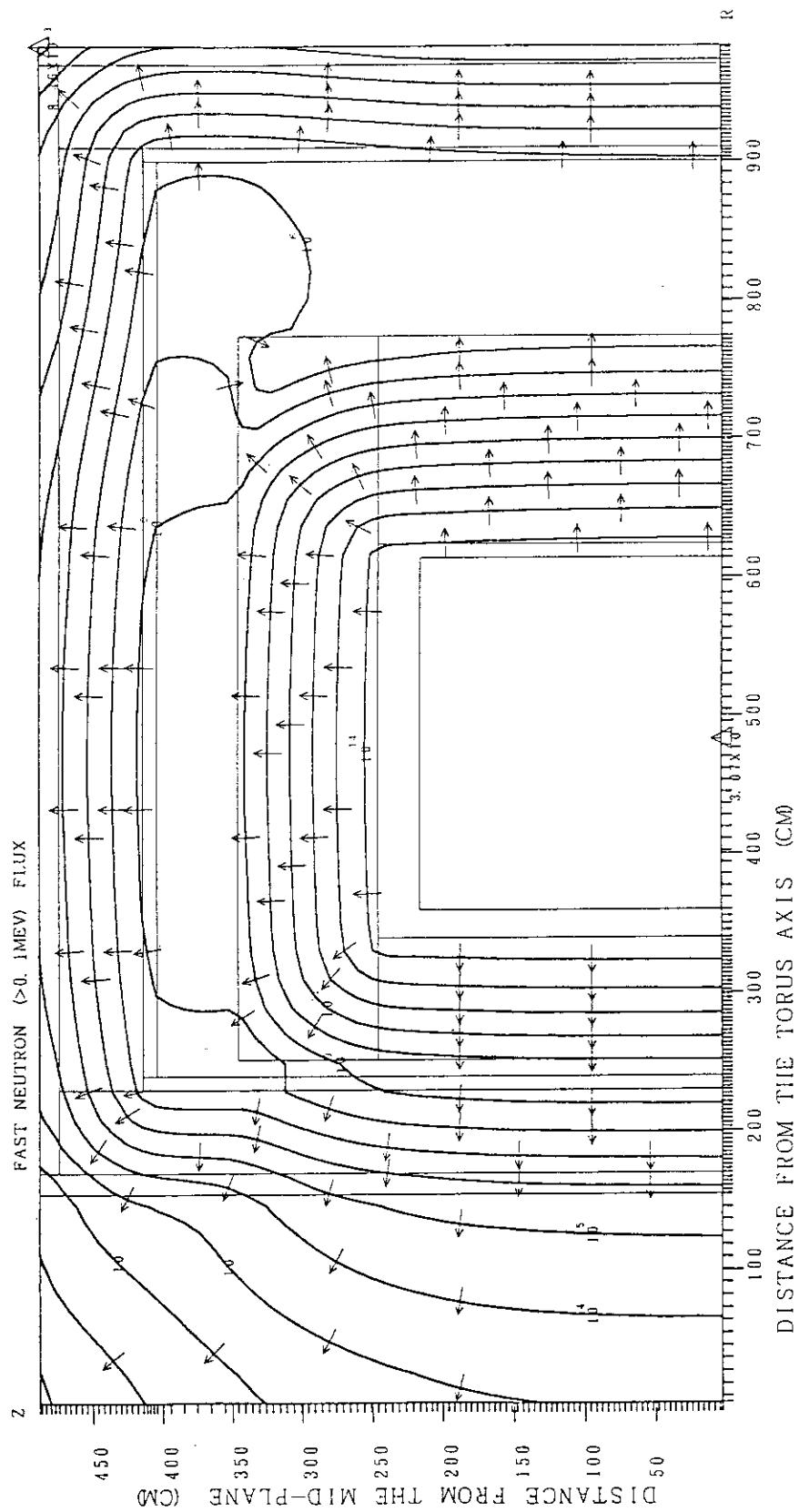


Fig. 2.4.3-8 Fast Neutron Flux Contour Calculated by DOT3.5

2.4.4 結果の検討

(1) 中性子束減衰傾向

一般的にいって各計算コード間で際だった差異は生じていない。ANISNとDOT 3.5の差は基本的には形状効果に起因し、ANISNの方が低目の値となるのは過去の結果^[6]と一致している。DOT 3.5の空間メッシュ分割がやや粗いので減衰を過大に評価していると考えられるので、両者の差はもう少し拡がる可能性がある。

モンテカルロ計算は深層部で統計誤差がまだかなり大きいが、MCNP結果を基準にするとSN計算結果は最大5割程度まで過少評価している(Table 2.4.3-1)。

(2) ガンマ線束および遮蔽特性について

今回のベンチマーク計算では全中性子束と2次ガンマ線までの計算は実施していないので、より単純な直円筒体系で多群近似計算の計算精度を検討する^[6]。計算体系をFig. 2.4.4-1に示す。またANISN、MORSE-IおよびMCNPを用いたフラックス計算結果を比較してFig. 2.4.4-2からFig. 2.4.4-5に示す。またMCNPとANISNによる核発熱率の比較結果をFig. 2.4.4-6に示した。また1keV以上の中性子エネルギースペクトルをFig. 2.4.4-7に示す。これらの結果から次のような知見を得た。

① 14 MeV 中性子束

全ての計算結果が良く一致している。

② 高速中性子束

ANISNの結果はほぼ全厚さにわたってMCNPにより小さめの値となっており、その差は最大でファクター2程度である。

③ 全中性子束

ANISNはMCNPに比べファクター2程度小さめの値となっている。

④ ガンマ線束

GICX40を用いたANISNとMORSE-Iに関しては、結果はほぼ一致している。これに対しMCNPは全厚さにわたって大きめの値となっており、その差は最大ファクター5程度である。

GICXFNSを用いたANISNの結果はさらに大きな値となっており、ANISN/GICX40との差は1桁程度まで拡がっている。ANISN/GICX40とANISN/GICXFNSの差は中性子束では40%以下であるので、この大きな差は2次ガンマ線生成断面積に問題があることを示している。

⑤ 核発熱率の比較

核発熱率の計算結果は10cm厚さ毎に体積平均している。粒子別に分けると中性子発熱は比較的良く一致しているが、ガンマ発熱はMCNPの方がかなり大きめの値となっている。ガンマ発熱が支配的なため全発熱率も全領域にわたってMCNPが大きく、その差は最大ファクター4程度である。

⑥ 遮蔽特性

遮蔽体最後部でのフラックスおよび遮蔽特性の計算値を比較してTable 2.4.4-1に示す。MCNPを基準にした場合ANISNの結果は中性子束で3割程度、ガンマ線束でファクター3程度の差になっている。中性子束のみに依存する銅のはじき出し損傷は3割程度の差であるが、2次ガンマ線にも関連する核発熱率や絶縁材の吸収線量はファクターの差になっている。

(3) 計算結果の差の原因について

円筒体系計算の 14 MeV 中性子束は ANISN と MORSE-I, MCNP の結果が良く一致している (Fig. 2.4.4-2)。ANISN と MORSE-I は同じ定数 (GICX40) を用いており, SN 法とモンテカルロ法の計算方法による誤差はほとんどないと考えてよい。

高速中性子束, 全中性子束については, ベンチマーク計算と円筒体系計算ともに最大でファクター 2 程度の差となっている。ANISN/GICX40 の結果は MCNP と比べるとほぼ一貫して小さめの値となっている。これらの差の原因には核データファイル, 多群近似, SN 法とモンテカルロ法の相異など種々の原因が複合して含まれている。今後差の原因をさらに追求するためには, 各原因の影響度が分けて議論出来るようより系統的な解析が必要である。

ガンマ線束の計算値間には最大で 1 術の差が生じている。差の原因としては前述したような各種原因が複合していると思われる。ANISN 計算の GICX40 と GICXFNS の中性子束の差は 2 割程度なので, ガンマ線束の 1 術近い差は 2 次ガンマ生成に大きな差があることを示している。その原因としては中性子エネルギースペクトルの影響 (Fig. 2.4.4-7) も考えられるが, 2 次ガンマ線生成断面積自体に問題があることが有力な原因と考えられる。

ANISN/GICX40 のスペクトルは数 MeV 付近でかなり過少評価していることが明らかになったが, これは鉄球透過実験の再現計算により GICX40 の鉄断面積が原因であることが分かっている。即ち内径 7.65 cm, 外径 38.1 cm の中空鉄球の内部に DT 中性子源が置かれた体系での漏洩中性子スペクトルの測定値と計算値の比較結果を Fig. 2.4.4-8 に示した。ANISN/GICX40 の結果のみが, 3 ~ 10 MeV 領域でかなり小さめの値となっている。同じ中性子 42 群でも ENDF/B-N を用いた GICX40V4, GICX50 では, Fig. 2.4.4-9 に示されるようにこの過少評価の傾向は見られない。したがって ENDF/B-III を用いた GICX40 の鉄定数に問題があることが明らかになったと考えられる。

(4) 遮蔽特性

核発熱, 原子はじき出し損傷, 線量などは中性子束やガンマ線束に変換係数 (はじき出し断面積やケルマ定数など) を乗じて求めている。したがってこれらの特性値には前述した中性子束, ガンマ線束の計算誤差に変換係数に付随する誤差が加わる。本年度の検討ではこの変換係数の評価は行なっておらず今後の課題である。

Table 2.4.4-1 Comparison of Neutron and Gamma Ray Fluxes at the Rear Side of the Shield Calculated by ANISN and MCNP

	ANISN/GICX40 ^(a) (Sn/MC)	ANISN/GICXFNS ^(a) (Sn/MC)	MCNP ^(b) (fsd)
14 MeV Neutron Flux	6.78×10^{-12} 0.886	5.20×10^{-12} (0.680)	7.65×10^{-12} (0.296)
Fast Neutron Flux (E>0.1 MeV)	1.37×10^{-10} (0.761)	1.87×10^{-10} (1.04)	1.80×10^{-10} (0.075)
Total Neutron Flux	3.05×10^{-10} (0.742)	4.06×10^{-10} (0.988)	4.11×10^{-10} (0.125)
Total Gamma Ray Flux	8.75×10^{-11} (0.351)	7.77×10^{-10} (3.12)	2.49×10^{-10} (0.217)
Nuclear Heating Rate ^(c)	4.14×10^{-7} (0.342) $\oplus 3.61-7$ $\ominus 5.25-8$	—	1.21×10^{-6} $\oplus 1.14-6$ $\ominus 6.78-8$ (0.093)
Copper dpa Rate	1.18×10^{-7} (0.719)	—	1.64×10^{-7}
Insulator Absorbed Dose	$\oplus 1.64 \times 10^{-11}$ $\ominus 4.50 \times 10^{-12}$ $n+\gamma 2.09 \times 10^{-11}$	—	$\oplus 2.43 \times 10^{-11}$ $\ominus 1.39 \times 10^{-11}$ $n+\gamma 3.82 \times 10^{-11}$

(a) 6.9.5 cm from first wall

(b) 7.0 cm from first wall (50,000 histories)

(c) Volume average value between 6.0 and 7.0 cm

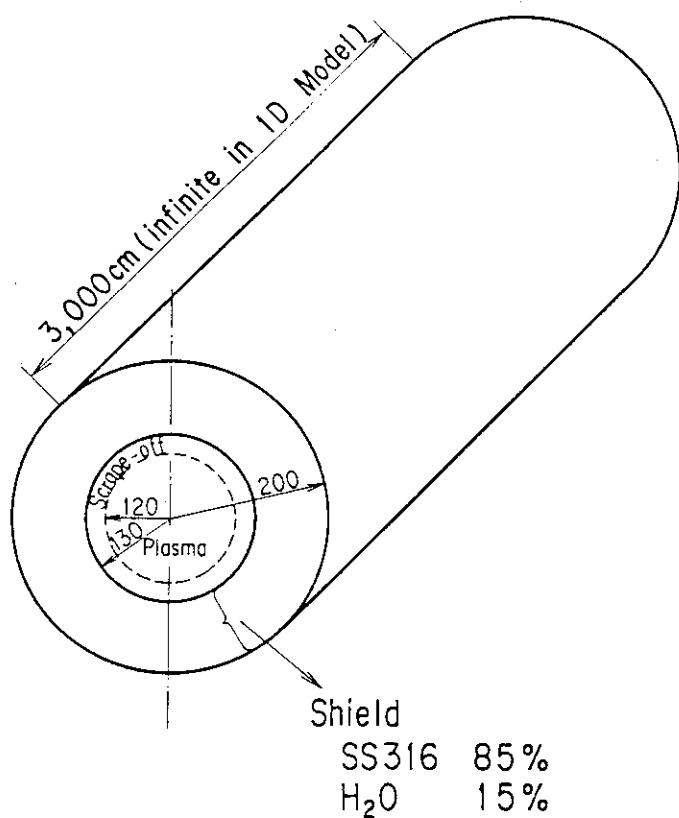
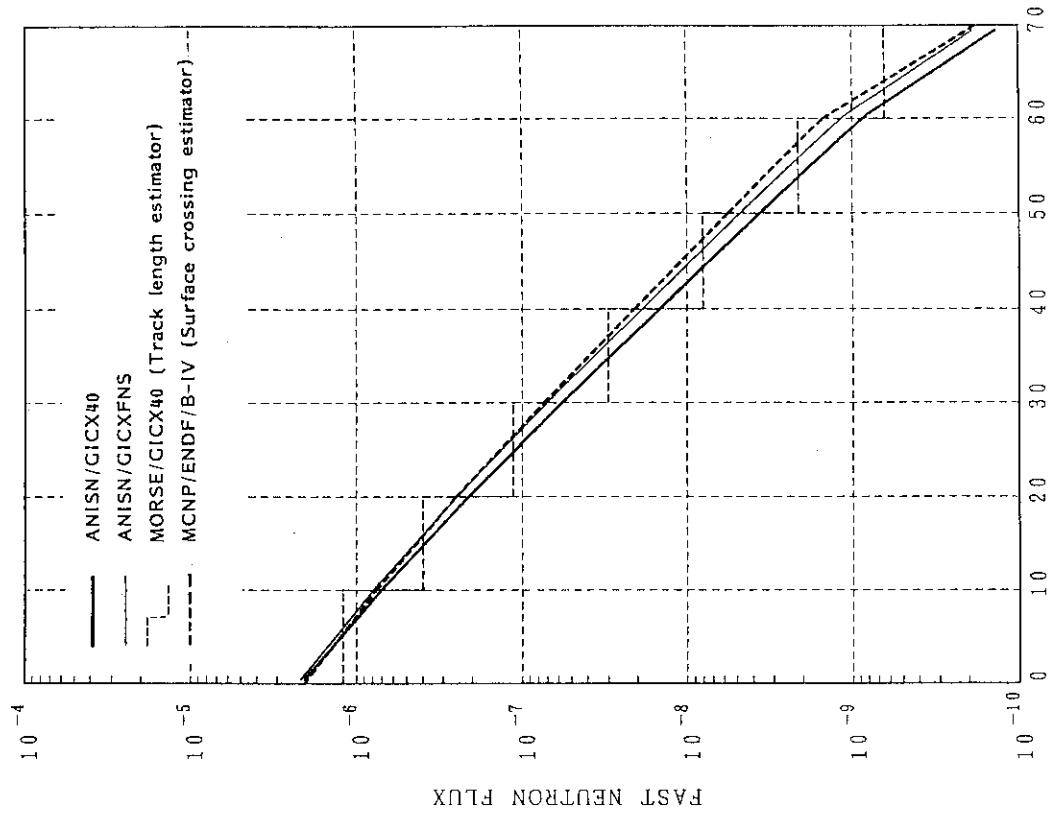
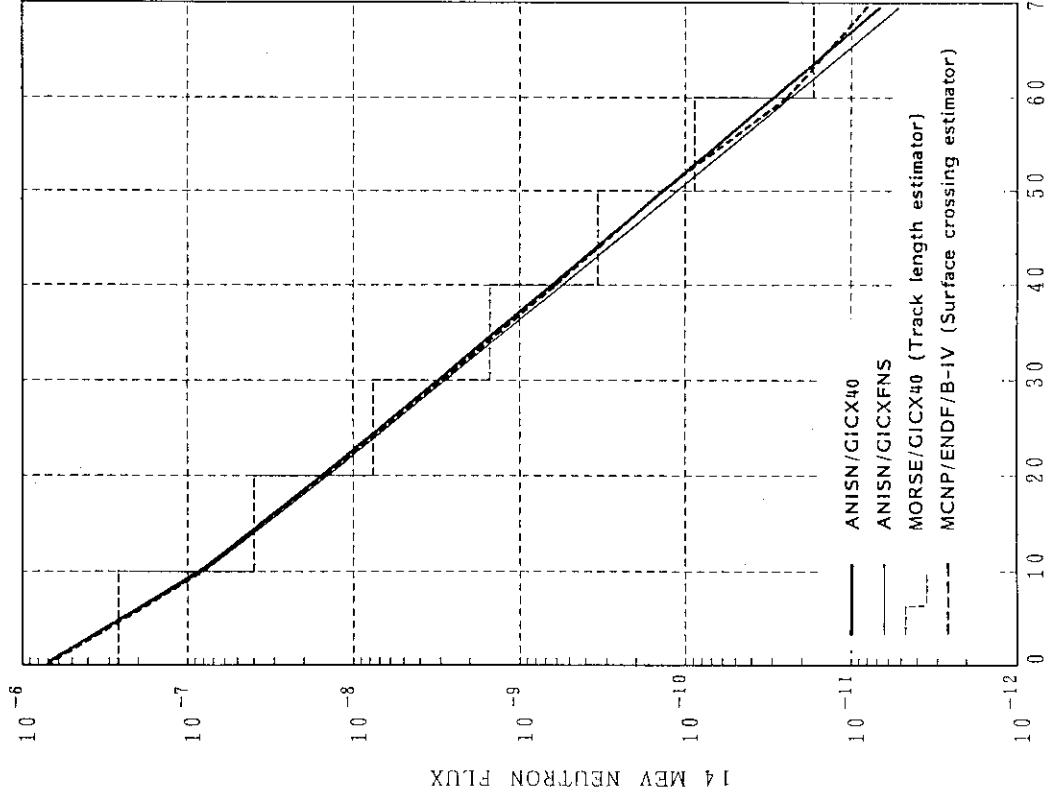


Fig. 2.4.4-1 Geometrical Model for Investigating Calculation Accuracy of Multi-Group Calculation



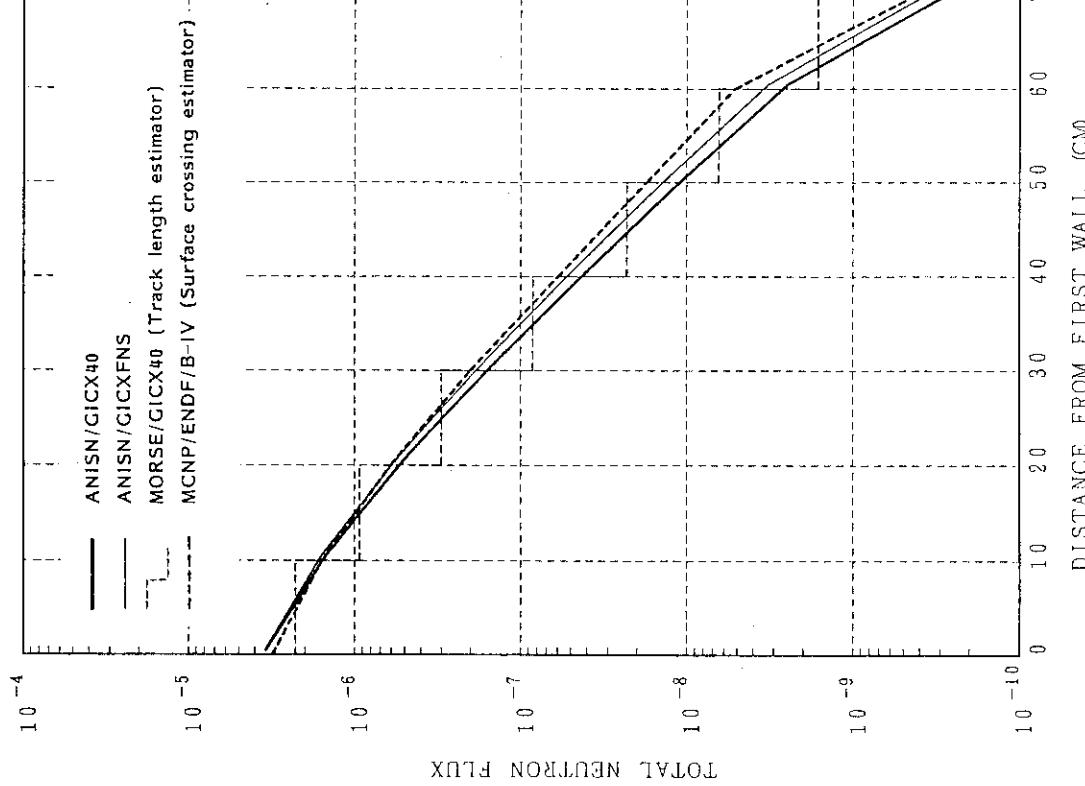


Fig. 2.4.4-4 Comparison of Total Neutron Flux Attenuation Calculated by ANISN, MORSE-1 and MCNP

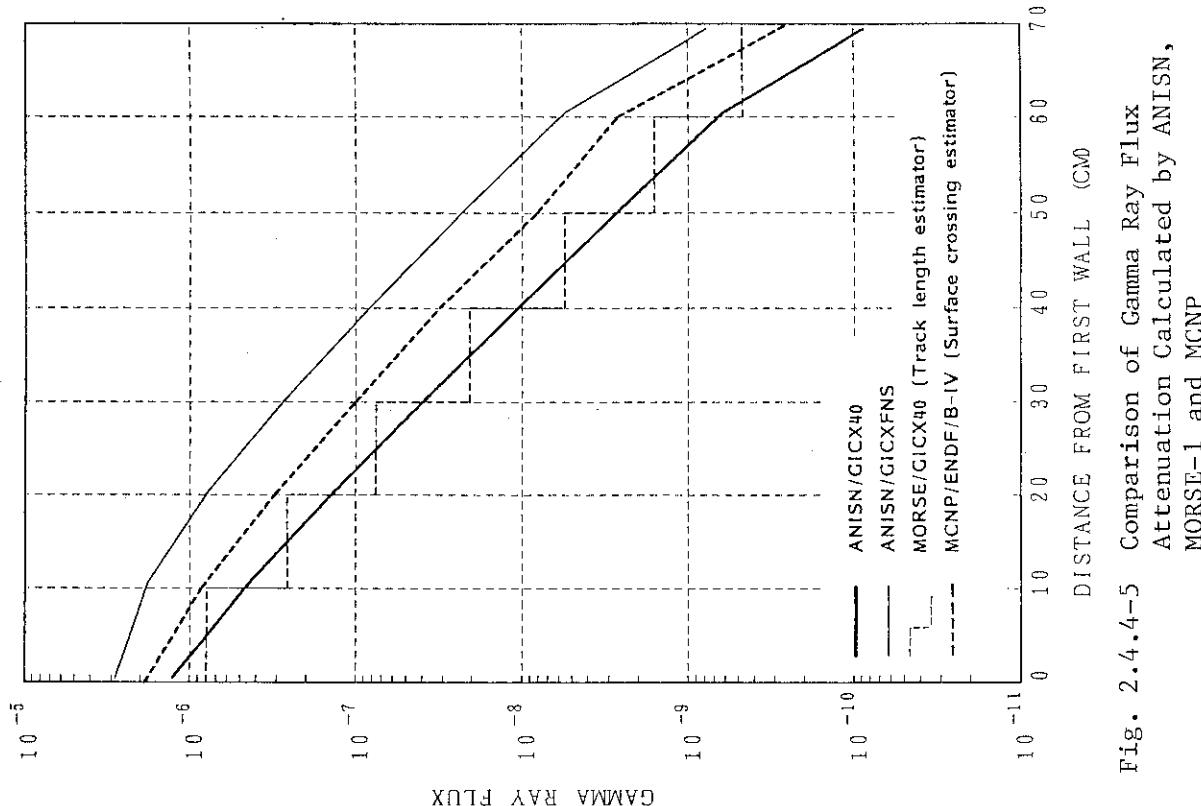


Fig. 2.4.4-5 Comparison of Gamma Ray Flux Attenuation Calculated by ANISN, MORSE-1 and MCNP

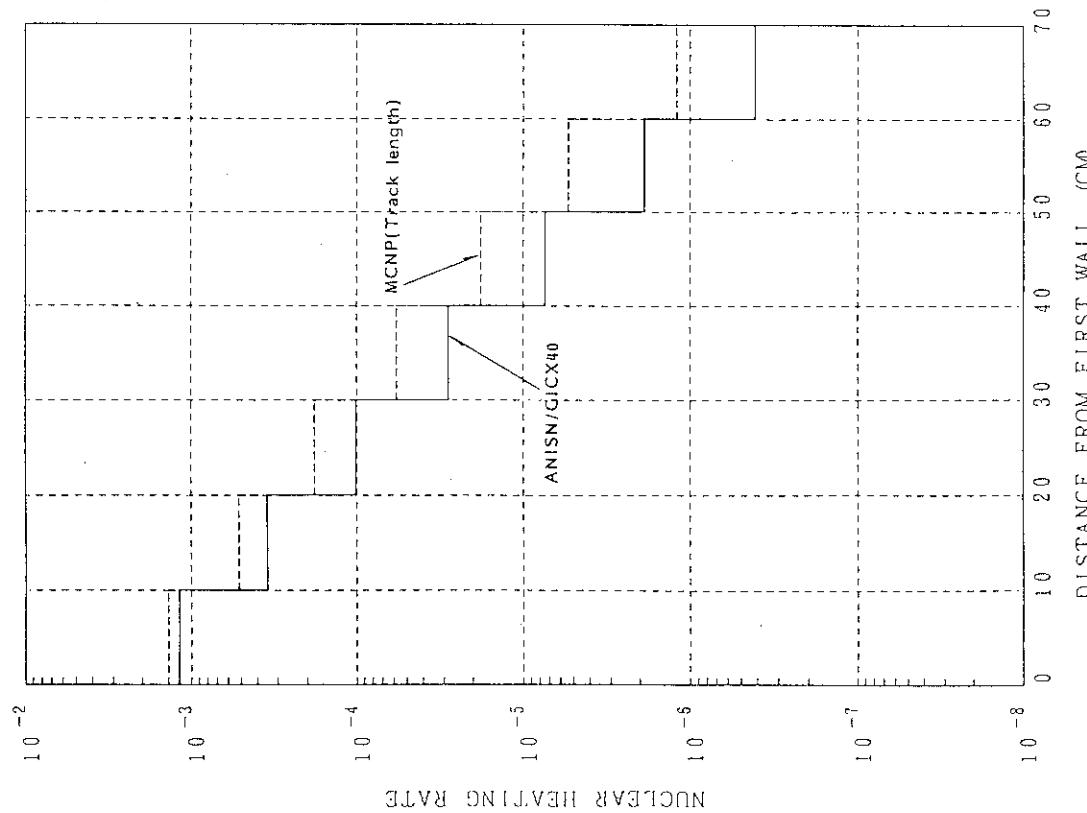


Fig. 2.4.4-6 Comparison of Total (Neutron plus Gamma-Ray) Calculated by ANISN/GICX40 and MCNP (Track Length Estimator)

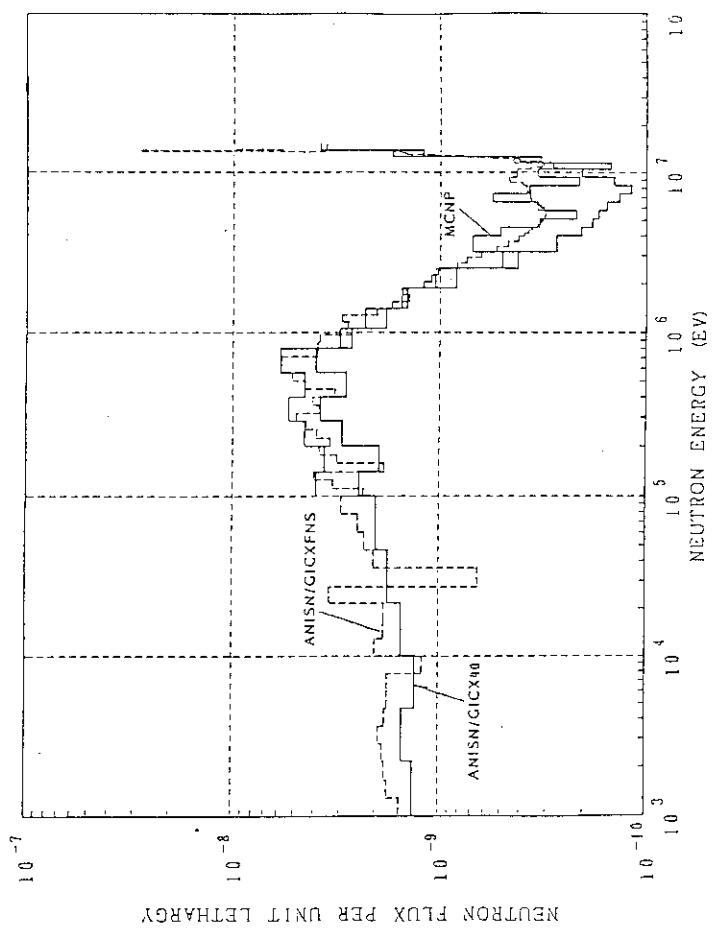


Fig. 2.4.4-7 Comparison of Neutron Flux Energy Spectra Calculated by ANISN and MCNP at the point 50 cm from the First Wall

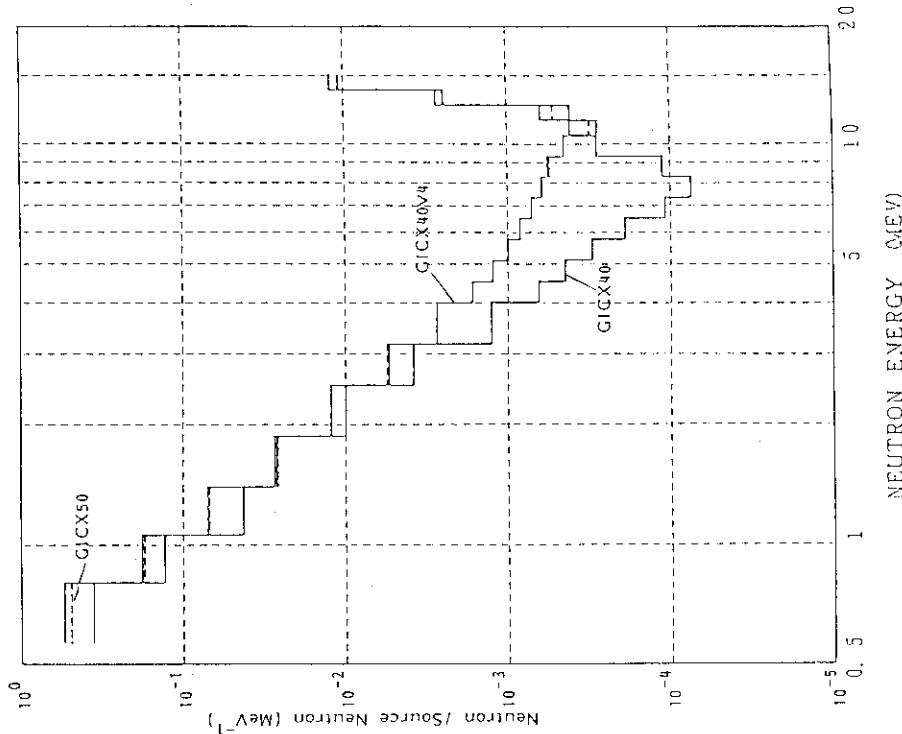


Fig. 2.4.4-9 Comparison of Neutron Leakage Spectra from Iron Sphere Calculated by ANISN Using GICX40, GICX40V4, and GICX50 (6)

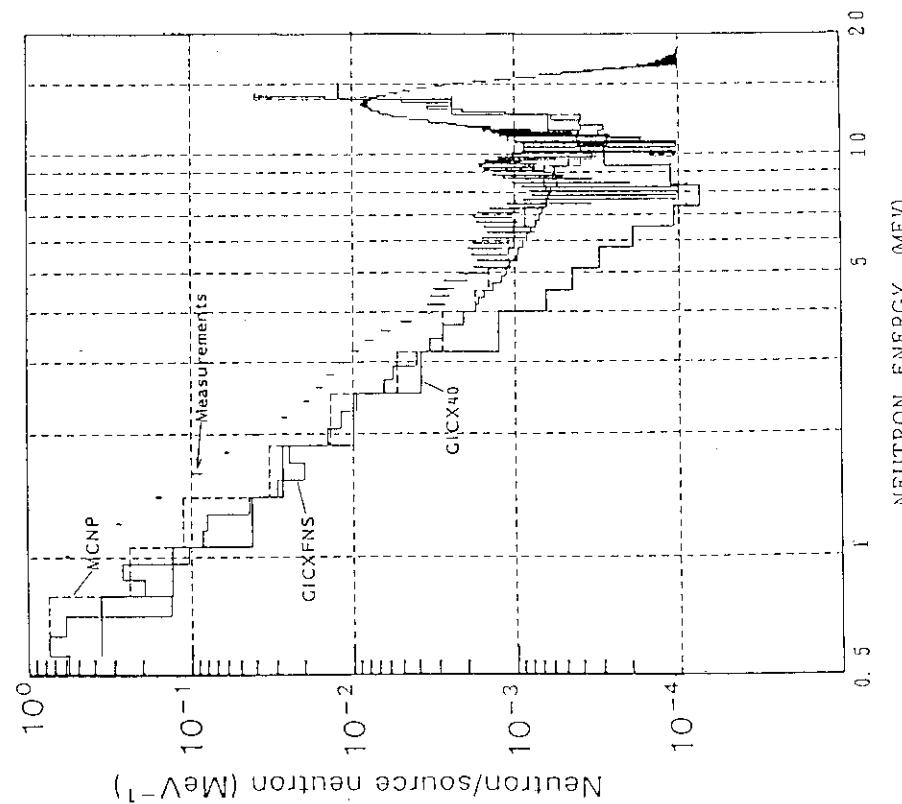


Fig. 2.4.4-8 Comparison of Neutron Leakage Spectra from Iron Sphere between Calculation (ANISN/GICX40, GICXFNS) and Measurements by N.E. Hertel

2.4.5 結論と今後の課題

今回の検討により得られた主要な結論を次に示す：

- (1) S_N 多群近似計算に伴なう核群定数に起因する誤差として、MCNP 結果を基準として中性子束に関してはファクター 2 を与える。ガンマ線束に関しては 2 次ガンマ線生成データ自体の不確定性の影響が大きいと考えられ、ファクター 5 の誤差を考慮する (GICX 4.0 を用いた場合)。
- (2) 遮蔽特性値に関しては中性子束とガンマ線束への依存の程度や支配的なエネルギー領域に応じて誤差が異なる。両者を分けて考えると、中性子の寄与分に関しては現時点で一律にファクター 2、ガンマ線寄与分に関してはファクター 5 を考慮する。ただし核発熱率についてはファクター 4 とする。
- (3) トーラス形状ベンチマーク計算により形状モデル化に伴う誤差を明らかにできた。
- (4) 今回の検討は計算値間の相対的な評価であり、今後の課題として、ベンチマーク実験の解析による絶対的な精度評価が必要である。

以上の結論を Table 2.4.5-1 にまとめた。

次に今回の検討により明らかになった問題点／今後の課題を以下に示す。

① 設計用群定数の更新

新しい核データファイルを使用して設計用群定数（例えば現在の GICX 4.0）を作成することが望まれる。JENDL 3 の利用も考えられる。

② 2 次ガンマ線生成に関する検討

2 次ガンマ線による核発熱をより正確に評価するための方法を検討する必要がある。2 次ガンマ線生成断面積の精度向上を望むとともに、この断面積を用いないエネルギーバランス法によるチェックが必要である。

③ ベンチマーク計算

現在の計算機能力をもってしてもモンテカルロ法で FER 体系の深層透過を扱うのはなお実用的でない。妥当なバイアス法の検討も必要だが、やはり 2 次元の S_N 計算が主力である。この方法のネックは詳細なメッシュ分割をする際の計算機容量の制約である。対策として領域依存のメッシュ分割（例えばプラズマ領域で粗く、遮蔽領域では細かくする… DOT 4.2 で採用）や Bootstrapping 法（接続計算）が考えられ今後これらの方針を試みる予定である。

参考文献

- (1) Engle Jr. W. W., K-1693 Union Carbide (1967)
- (2) CCC-276, RSIC, ORNL
- (3) 山内, 飯田, JAERI-M 9340 (1981)
- (4) LA-7396-M, LASL (1978)
- (5) Seki. Y., Iida. H., JAERI-M 8818 (1980)
- (6) 森他, JAERI-M 87-083 (1987)
- (7) 臨界プラズマ研究部, JAERI-M 86-134 (1986)
- (8) Seki. Y. et al., JAERI-M 83-061 (1983)

Table 2.4.5-1 Summary of the Accuracy Evaluation

Cause of Error	Error Factor	Remarks
Multi-group transport calculation	Neutron dependent properties	2
	Gamma ray dependent properties	5
	Nuclear heating rate	4
Geometrical representation	1-D cylinder model	2
	1-D torus model	
	inboard	1.5
	outboard	1.2

3. 第一壁・ダイバータ板の亀裂進展解析

3.1 寿命の考え方

従来 F E R の設計基準には ASME Sec III が用いられ、第一壁・ダイバータにもこれが適用されていた。しかしながら、これらの機器は特にプラズマディスラッシュ時の熱負荷に対し受熱面が極めて高温に達し、材料は弾塑性状態となる。ASME Sec III は元来構造材に対する設計基準であって、第一壁・ダイバータのアーマーの場合には、遮蔽等の機器をプラズマの熱や粒子から保護するという機能から考えて、炉の運転に支障がない程度の損傷を許容することができる。

ここで、アーマー材に対してその機能の喪失を使用限界、即ち寿命と定義すると、材料の破壊モードに応じて寿命を定めることができる。延性材料に対して、

- ① クラック長さが制限値を越えた時
- ② スパッタリング・溶融・はく離によってアーマーの厚さが制限値以内となった時

と考えることができる。せい性材料では破壊が瞬時に起こるため不安定破壊を生ずる限界が寿命となる。従って、クラックが停止するか、貫通するかを求めるることは極めて重要である。

次に延性材料に対する寿命の算出方法を検討する。ここではクラックに関する寿命を考えると、許容繰返し数はクラック発生迄の繰返し数と、進展時の繰返し数の和である。

クラックの発生と進展は、かなり性格の異なる二つの過程であって、クラック発生迄の過程を直接支配する因子として繰返し塑性ひずみが考えられている。これは低サイクル疲労に対する因子として広く認められているものである。アーマーが受ける損傷は熱疲労であるが、候補材料の熱疲労に対するデータが少なく、見あたらない場合には高温疲労データから熱疲労に相当する温度のデータを適用することになる。さらにクラック進展時の繰返し数の算出には、クラックの進展解析が必要である。熱応力を含むクラックの破壊力学評価パラメータとしては \hat{J} が提案されている。

3.2 ベアステンレス第1壁の解析例

3.2.1 通常運転時のき裂進展

第一壁は、製造時あるいはその後の供用中に微少な欠陥を有することが十分予想される。このような微少欠陥を有する第一壁の健全性は、破壊力学の観点から評価する必要がある。ここでは、微少欠陥を有するベア型第一壁の通常運転に対する健全性評価を行う。その評価フローを示すと Fig. 3.2.1-1 のようになる。

本解析の応力振幅算出にあたって、負荷荷重は第一壁内圧力 1.5 MPa (水冷却の場合) および 4 MPa (He 冷却の場合) と 0.4 MW/m² の熱荷重を想定した。前者は平均膜応力、後者は変動 (膜 + 曲げ) 応力として作用する。F E M の解析結果より等価線形処理を施し、第一壁構造内圧力により生じる平均膜応力強さ σ_{m1} 、熱荷重により生じる変動 (膜 + 曲げ) 応力強さ $\sigma_{m2} \pm \sigma_{b2}$ を求めた。Table 3.2.1-1 に示した A 点 (プラズマ接面) および B 点 (冷却材接面) よりき裂が進展す

る場合の応力振幅パラメータは次のようになる。

$$\sigma_{\max}^M = \sigma_{m1}, \quad \sigma_{\min}^M = \sigma_{m1} - \sigma_{m2}$$

$$\sigma_{\max}^B = \begin{cases} 0 & \dots A \text{点よりき裂進展} \\ \sigma_{b2} & \dots B \text{点よりき裂進展} \end{cases}$$

結局本解析の応力振幅パラメータは Table 3.2.1-1 のようになる。

初期欠陥は、半円形き裂で、 $\ell_1 = \ell_2 = 0.1 \text{ mm}, 0.5 \text{ mm}, 1 \text{ mm}$ の 3 ケースを想定した。

繰返し荷重下におけるき裂の進展は、材料および環境によって異なる。き裂の進展速度は、Paris 則により次式となる。

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

ここで、C, N : 材料および環境によって定まる定数

$$\Delta K := K_{\max} (1-R)^m$$

R : 応力比で K_{\min} / K_{\max}

m : 材料および環境によって定まる定数

K_{\max} : Raja & Newman の式から計算される応力拡大係数

以上の定数の内 C, n, m は上述のように環境を考慮して設定する必要がある。本解析において、プラズマ接面側のき裂は水冷却および He 冷却のいずれの場合も真空雰囲気となるが、冷却材接面側は、その冷却材雰囲気になる。すなわち Table 3.2.1-2 のようになる。き裂進展データを扱った文献の内、Table 3.2.1-2 に示した雰囲気に関連したものは少く、今回の調査では 1 件であった。¹⁾ この文献によれば、He および真空中の高温での挙動は、空气中および水中の室温でのそれに似ているとされている。従って、ここでは高温 He および真空中のデータと他の文献による室温空気データを同時に参考としてき裂進展速度を設定した。すなわち、Fig. 3.2.1-2^{1)~4)} に示すように、安全側で全てのデータを包絡するものとして以下のようなき裂進展速度とした。

$$dN/da = 1.48 \times 10^{-12} + K_{\max} (1-R)^{0.35} \}^{4.1} \quad (\text{工学単位系 : kg, mm})$$

Table 3.2.1-2 のケース 1~4 について初期欠陥寸法を 0.1 mm, 0.5 mm, 1 mm と振って行ったき裂進展解析結果をまとめて Table 3.2.1-3 に示す。いずれのケースも 2×10^5 サイクルの寿命中、き裂は大きな進展を生じなかった。特に冷却材接面側のき裂は殆んど進展しない。なお、水冷却でプラズマ側にき裂のあるケースについて、き裂の深さ方向の進展挙動を Fig. 3.2.1-3 に、そして初期欠陥寸法 1 mm の場合のき裂断面の変化を Fig. 3.2.1-4 に示す。

き裂の進展に伴い応力拡大係数 K は増大するが、き裂の不安定破壊が生じるか否かを検討するため寿命末期の最大 K 値と許容値 K_{Ic} ⁵⁾ を比較した。 K_{Ic} は、文献より引用した J_{Ic} から次式により計算した。

$$K_{Ic} = \sqrt{J_{Ic} \cdot E} = 429 \left(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}} \right)$$

Table 3.2.1-3 の最大 K 値 $2.6.9\ 4 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$ と比較すると、 $K = 2.6.9\ 4 \leq K_{Ic} = 4.2.9$ となって、不安定破壊を生ぜず健全性を有すると思われる。

参考文献

- (1) Priddle, E.K. et al., Institution of Mechanical Engineers Conf. on the Influence of Environment on Fatigue, C115/77, London (May 1977), pp. 137-144.
- (2) James, L.A., Proc. of the Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto (August 1971), pp. 341-352.
- (3) James, L.A., Nuclear Technology, Vol.16 (October 1972), pp. 316-322.
- (4) James, L.A., HEDL-TME 75-20 (February 1975).

Table 3.2.1-1 Stress Range in the Analysis

冷却材	熱流入量 MW/m ²	ペア寸法			評価点	膜 応 力 σ^M		曲げ応力 σ^B	
		a	b	c		max	min	max	min
水	0.4	2.5	5.0	8.0	A	170.66	49.68	0	-164.13
					B	49.68	170.66	164.13	0
He	0.4	2.7	7.0	9.0	A	154.73	-48.08	0	-95.51
					B	154.73	-48.08	0	95.51

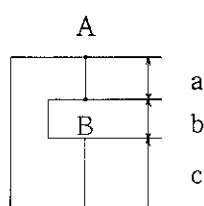
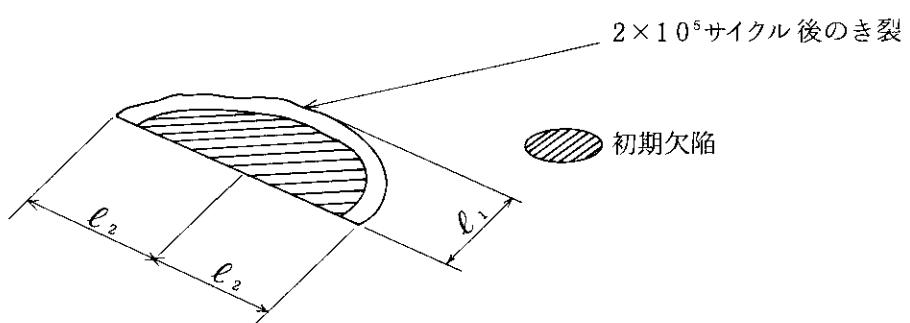


Table 3.2.1-2 Environment for Structural Material

ケース	冷却	き裂	材料	雰囲気	温度(℃)	応力比
1	水	プラズマ側	SUS 316	真空	217	0
2		冷却材側	SUS 316	水	100	0.80
3	He	プラズマ側	SUS 316	真空	516	0
4		冷却材側	SUS 316	He	300	0.31

Table 3.2.1-3 Analytical Results of Crack Growth

ケ イ ス	初期欠陥 寸法 (mm)	2×10 ⁵ サイクル後のき裂 寸法 (mm)		応力拡大係数 K kg mm ^{-3/2}		備 考
		ℓ_1	ℓ_2	深さ方向	表面方向	
1	0.1	0.1	0.1	7.1 1	6.4 6	水冷却プラズマ 面
	0.5	0.5 6	0.5 3	1 6.8 2	1 5.5 0	
	1.0	1.3 1	1.1 3	2 6.9 4	2 4.7 6	
2	0.1	0.1	0.1	8.7 8	7.7 5	水冷却冷却材接 液面
	0.5	0.5	0.5	1 8.8 9	1 4.4 5	
	1.0	1.0	1.0	2 6.2 0	1 5.3 9	
3	0.1	0.1	0.1	6.4 5	5.8 6	He 冷却プラズ マ面
	0.5	0.5 5	0.5 3	1 5.4 3	1 3.9 8	
	1.0	1.3 3	1.1 4	2 6.0 4	2 3.1 7	
4	0.1	0.1	0.1	6.4 5	5.8 6	He 冷却冷却材 接液面
	0.5	0.5	0.5	1 4.8 7	1 3.2 6	
	1.0	1.0 4	1.0 8	2 4.4 5	2 0.7 3	



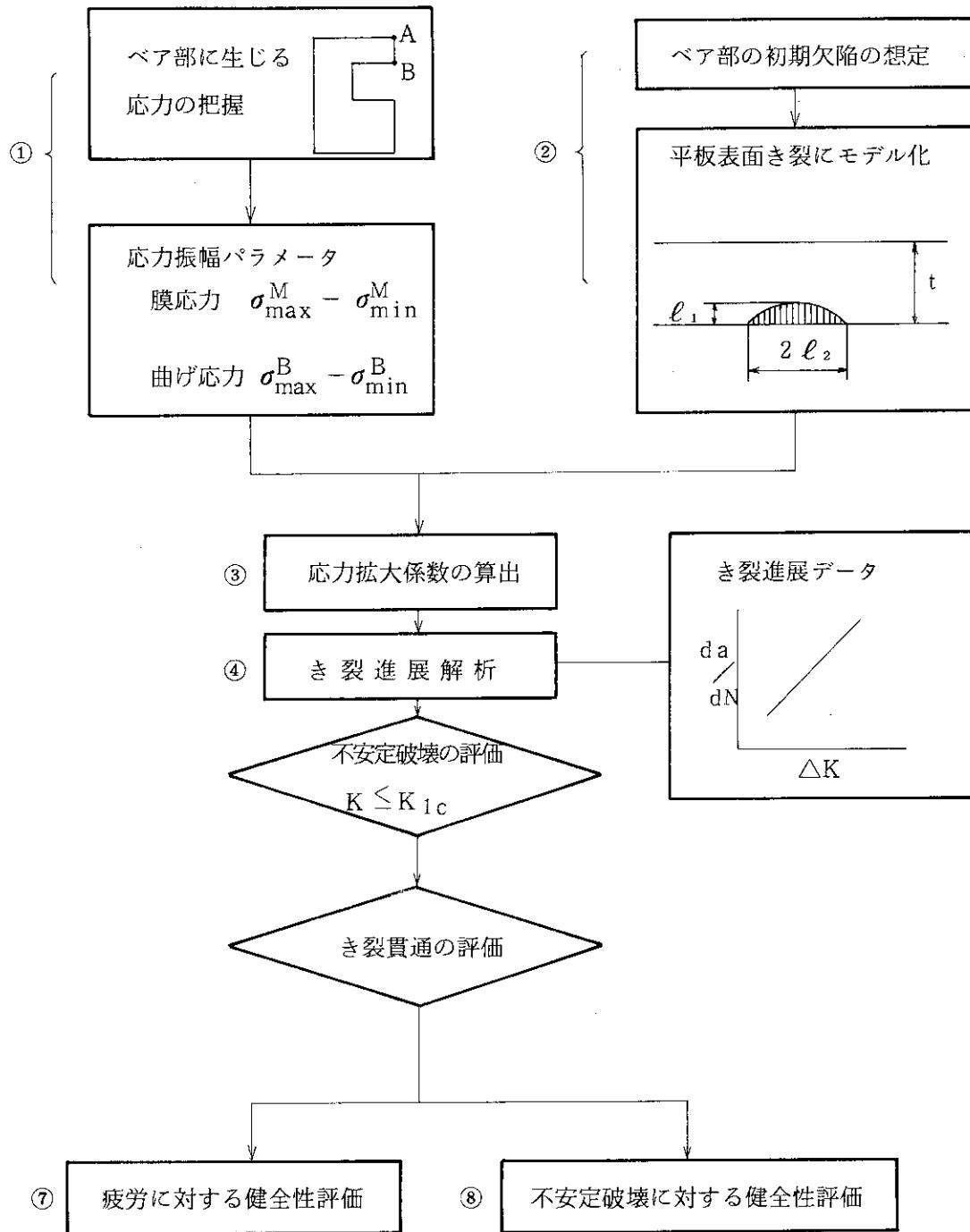


Fig. 3.2.1-1 Flow Diagram of Crack Growth Analysis for FW

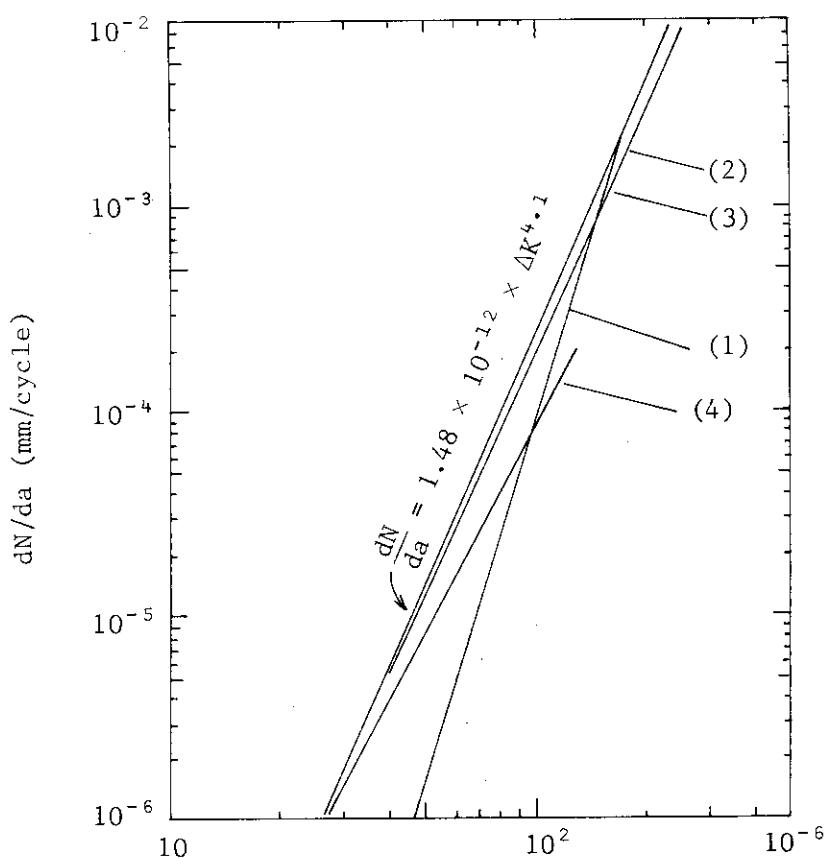


Fig. 3.2.1-2 Fatigue Crack Growth Rate Data for SUS316

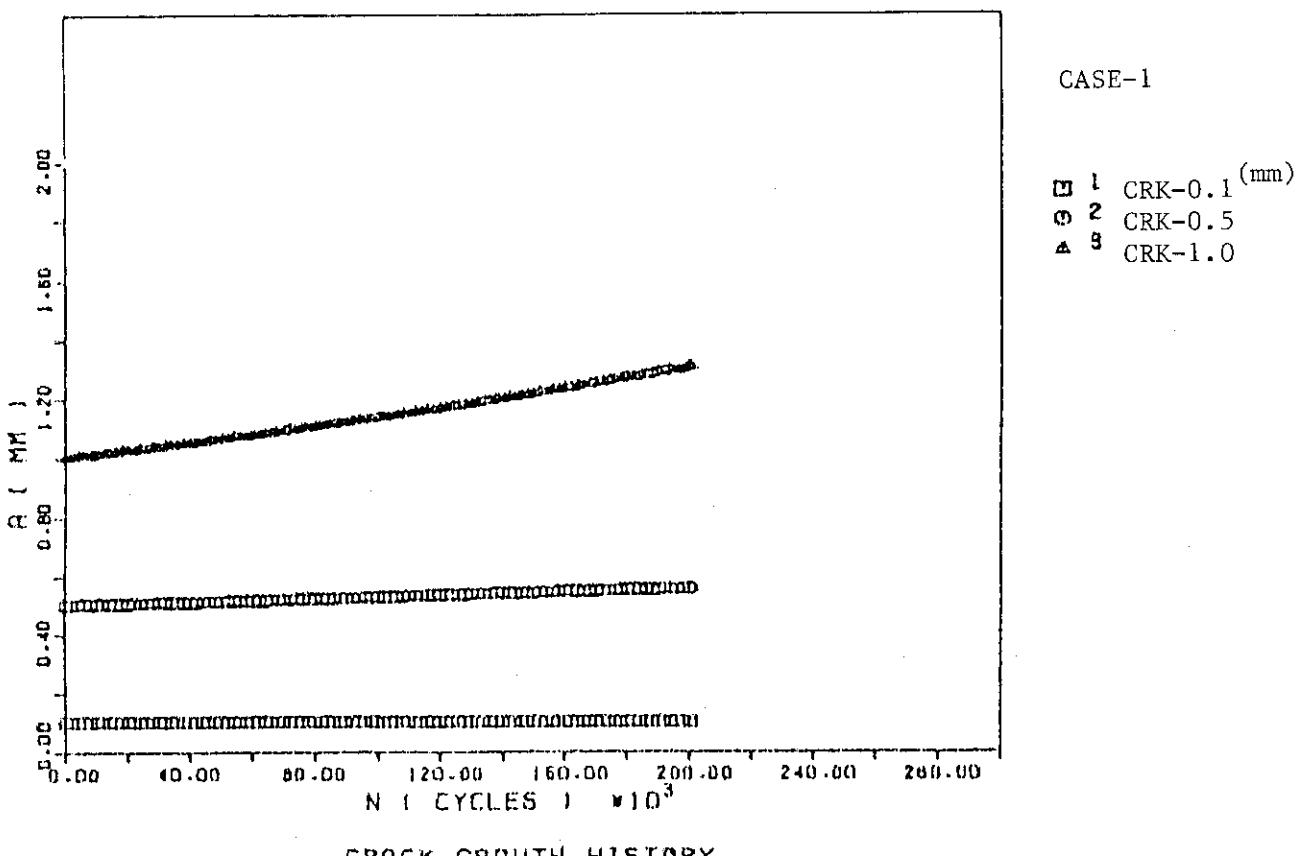


Fig. 3.2.1-3 Crack Growth History
-57-

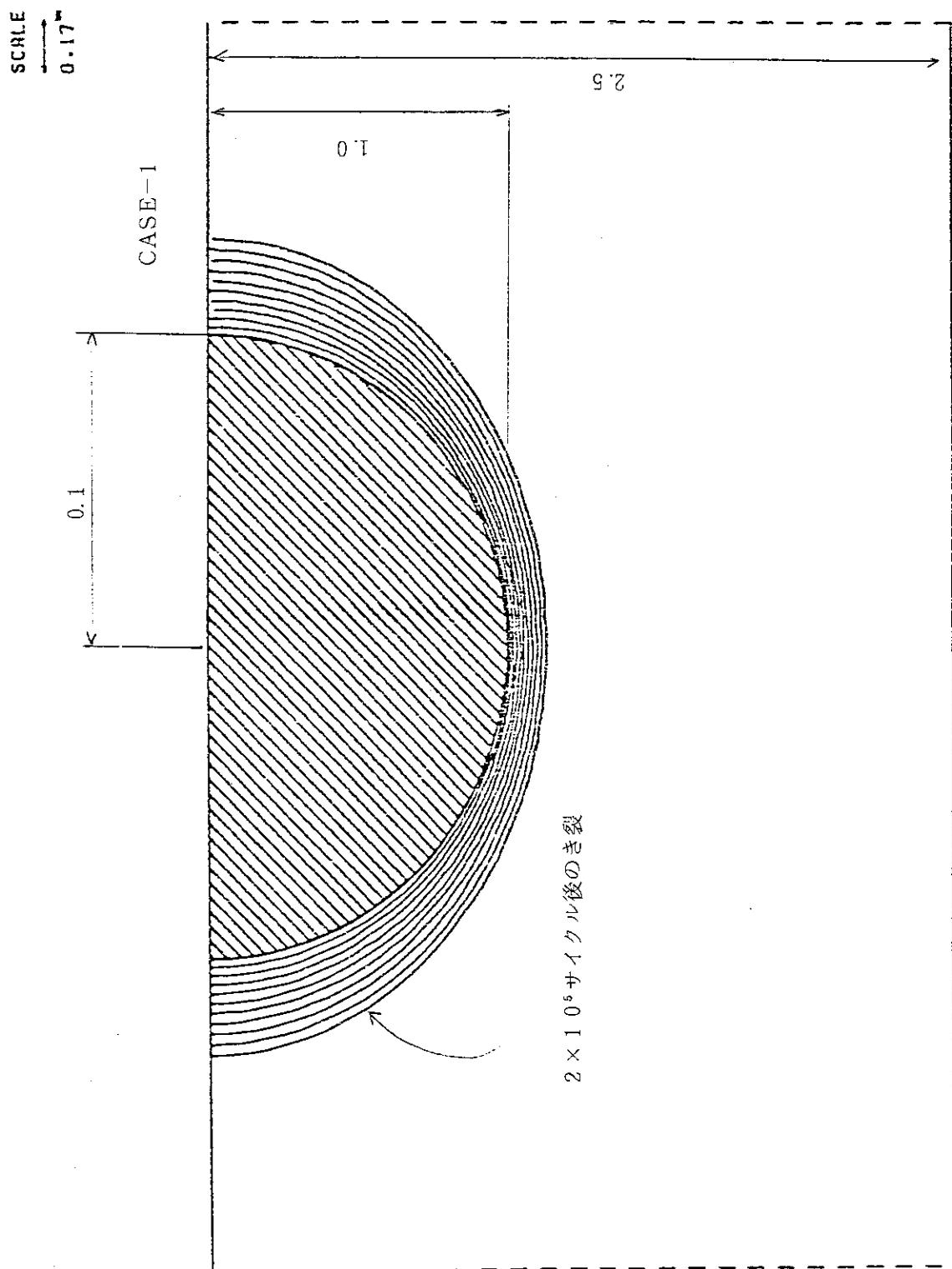


Fig. 3.2.1-4 Fatigue Crack Growth Behavior for Case 1

3.2.2 ディスラップション時の亀裂評価

ペアステンレス鋼第1壁のディスラップションに対するき裂評価を発生並びに進展の観点から行った。ディスラップションシナリオは Table 3.2.2-1 に示すものである。

き裂発生は、Fig. 3.2.2-1 に示す解析モデルを使用した2次元の弾塑性解析に基づく疲労評価により行った。要素モデルは8節点平面応力要素を用いた。解析に用いた材料物性値を Table 3.2.2-2 に示す。ここでは温度依存性を考慮せず、700°Cに対する一定値を用いている。荷重条件は、15.3 kg/cm²一定の冷却水圧力と、ディスラップション時の熱荷重とした。ディスラップションによる第1壁内の温度分布を Fig. 3.2.2-2 に示す。図には fast phase 終了時（2 ms 後）、slow phase 終了時（22 ms 後）および 0.3 s 後の分布を示してある。ディスラップション発生時表面の温度勾配は極めてきつく、また数十ミクロンの表面層は溶融することになる。しかし、0.3 s 後に第1壁の温度分布はほぼ均一になる。これらの時間に対応する第1壁のひずみ分布を Fig. 3.2.2-3 に示す。同図に参考として通常運転時のひずみ分布も併記している。fast phase 終了時（2 ms 後）、最大約 2.5 % の圧縮ひずみが表面層に生じる。しかし約 0.4 mm 内部は通常運転時の値である。時間の経過と共に表面層の圧縮ひずみは、0.3 s 後約 0.4 % と急激に低下し、ひずみ分布は厚さ方向に平坦化していく。厚さ方向の各点における応力-ひずみヒステリシスの代表例として、プラズマ側表面から約 45 μm 入った点と冷却材側表面から約 20 μm 入った点のそれを Fig. 3.2.2-4 に示す。プラズマ側表面は、ディスラップションの発生により大きな圧縮の塑性ひずみが生じ、冷却の過程で圧縮応力状態から引張応力状態に反転し、室温時に十数 kg/mm² の残留引張応力が生じる。冷却材側もディスラップションにより塑性域に入る。第1壁の各点は、ディスラップションによりこのような応力-ひずみ履歴を受ける訳であるが、ここで各点に対してディスラップションの許容くり返し数を N-47 の SUS 316 の疲労設計線図を用いて評価した。Fig. 3.2.2-5 は、横軸にプラズマ側表面からの距離を取り、縦軸にディスラップションの許容回数を取って整理したものである。ごく表面は1回のディスラップションでも疲労強度を満足せず、N-47 に従う限り、本第1壁構造は1回のディスラップションも許容できることになる。しかしながら、ディスラップションによって強度的に厳しくなる第1壁の領域はごく限られた表面に限定され、全体の健全性は維持し得るものと考えられる。これについては、き裂進展評価によって議論する必要がある。なお、ポイントワイズな疲労評価をすると、200回のディスラップションを満足しない部分は表面から約 0.4 mm の深さまでである。

き裂進展評価は、Fig. 3.2.2-6 に示す解析モデルを用いた2次元弾塑性解析に基づく \hat{J} 解析によって行った。き裂はプラズマ側から生じているものを想定しており、き裂部は接触要素を用いている。材料物性値等はき裂発生評価の時に用いたものと同様である。第1壁の温度履歴は、20°C → 通常運転 → ディスラップション → 20°C 降温と仮定し、そしてプラズマ側から発生している各き裂長さに対して \hat{J} 値を求めた。ディスラップション発生直後、き裂部は圧縮状態にあり、接触要素でき裂が閉じることをモデル化しているため \hat{J} 値はほぼ 0 (kgf/mm) である。ディスラップション後 20°C に降温する過程で \hat{J} 値は増大し、20°C で最大 \hat{J} 値 (\hat{J}_{max}) となる。き裂長さと \hat{J}_{max} の関係を Fig. 3.2.2-7 に示す。ディスラップションによる \hat{J}_{max} は、き裂長さが 1 mm 前後で極大値を示し、その値は約 0.3 kgf/mm である。一方、SUS 316 の室温における J_{Ic} は 1.236 kgf/mm であるので、第1壁のき裂がディスラップションによって不安定的に進展することはなさそうである。そこで次にディスラップションによる安定き裂進展量を評価する。初期き裂長さ 0.52 mm, 1.04 mm, 1.52 mm に対し、ディスラップションの \hat{J} 値から ΔK を求め、前項の Fig. 3.2.1-2 に示すき裂進展データを

用いて、それぞれの進展量を見積ると Table 3.2.2 - 3 に示すようになる。いずれの初期き裂長さについても、ディスラプションによるき裂進展量は極めて小さく、200回のディスラプションでも $10 \mu\text{m}$ の進展量はなく、第1壁の健全性は十分維持できるものと思われる。

Table 3.2.2-1 Characterization of Major and Minor Plasma Disruptions

	<u>Major</u>	<u>Minor</u>
Frequency		
Stage I	5×10^{-3}	10^{-2}
Stage II and Stage III	10^{-3}	5×10^{-3}
Time		
fast phase (energy quench)	2 ms	2 ms
slow phase (current quench)	20 ms	-
Energy Deposition		
divertor plate(during fast phase) ¹⁾	100 MJ	25 MJ
first wall (during fast phase)	100 MJ	25 MJ
(during slow phase)	90 MJ	-
peaking factor for first wall		3
Peak Energy Density		
divertor plate(during fast phase)	290 J/cm^2	70 J/cm^2
first wall (during fast phase)	84 J/cm^2	21 J/cm^2
(during slow phase)	76 J/cm^2	-

1) by a factor 3 wider than the distribution of operating power load.

Table 3.2.2-2 Properties of SUS316 used for the analysis (at 700°C)

ヤング率	14200 (kg/mm ²)
ポアソン比	0.3
熱膨張係数	21.574×10^{-6} (1/°C)
加工硬化係数	246 (kg/mm ²)

Table 3.2.2-3 Crack Growth due to Disruption for Bare Stainless Steel FW

Initial Crack Length (mm)	Initial K_I Value due to Disruption ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-2}$)	Crack Growth due to 200 Disruptions (mm)
0.52	59.2	0.0055
1.04	61.9	0.0066
1.52	44.3	0.0017

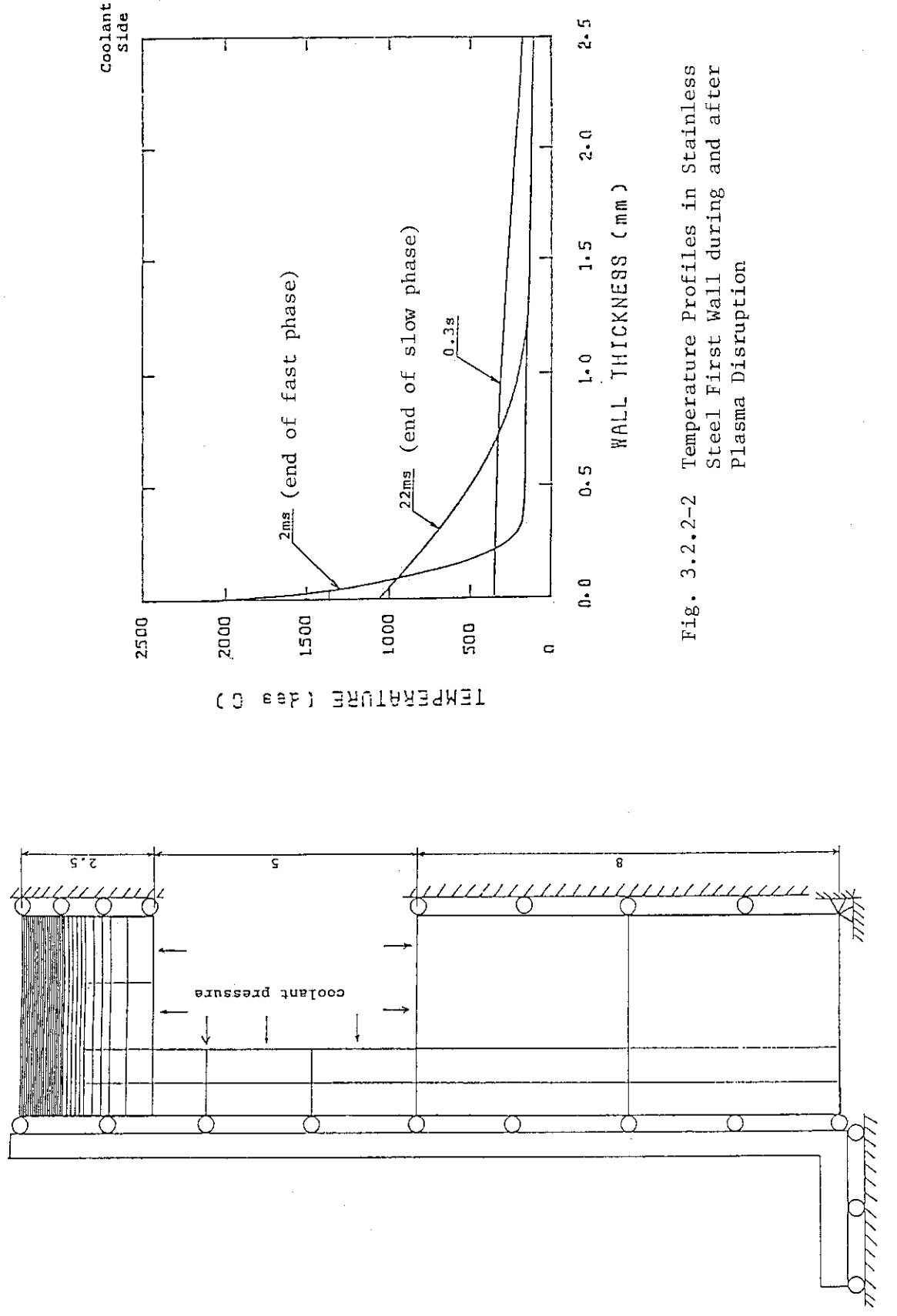


Fig. 3.2.2-2 Temperature Profiles in Stainless Steel First Wall during and after Plasma Disruption

Fig. 3.2.2-1 Analytical Model for Bare Stainless Steel FW

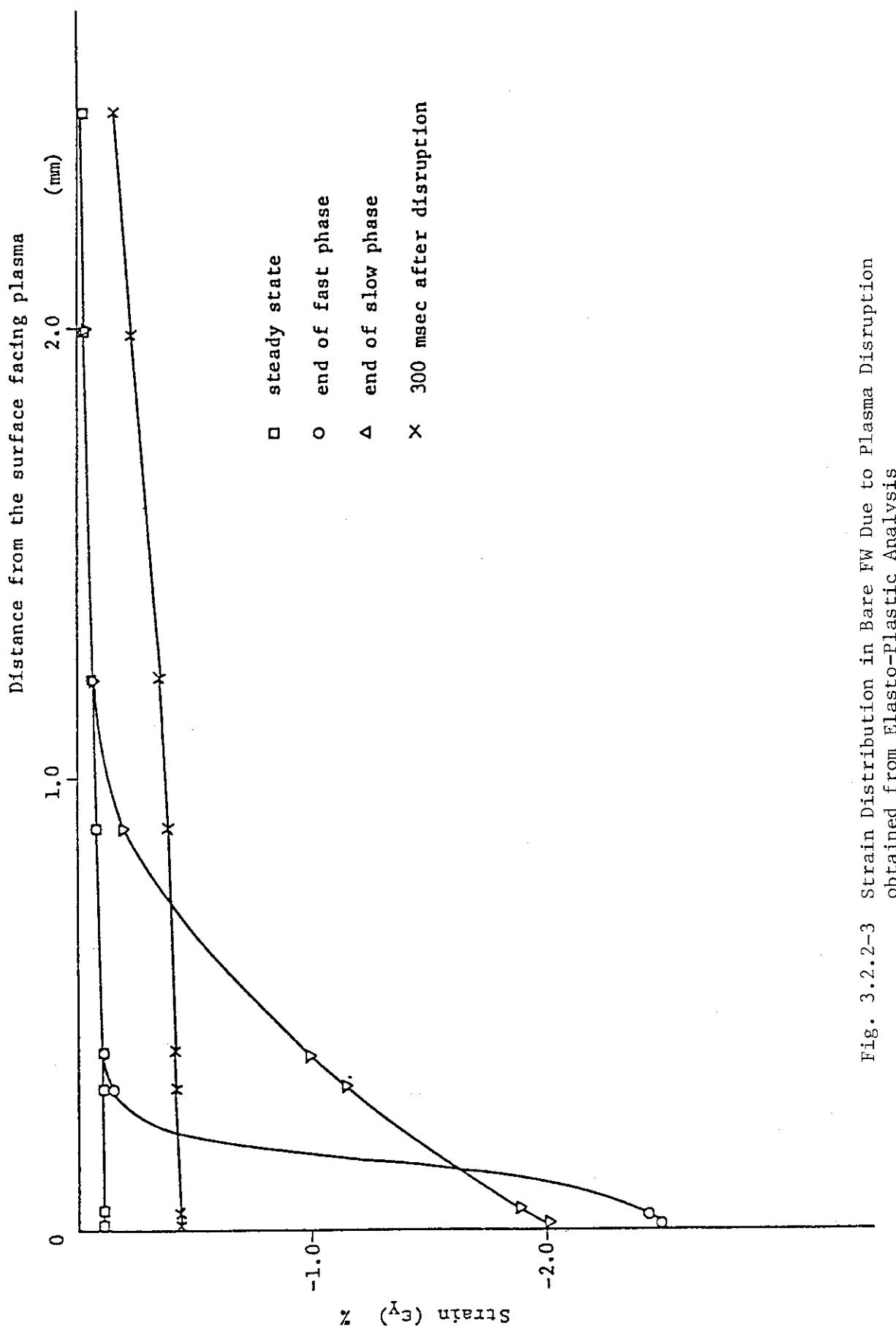


Fig. 3.2.2-3 Strain Distribution in Bare FW Due to Plasma Disruption obtained from Elasto-Plastic Analysis

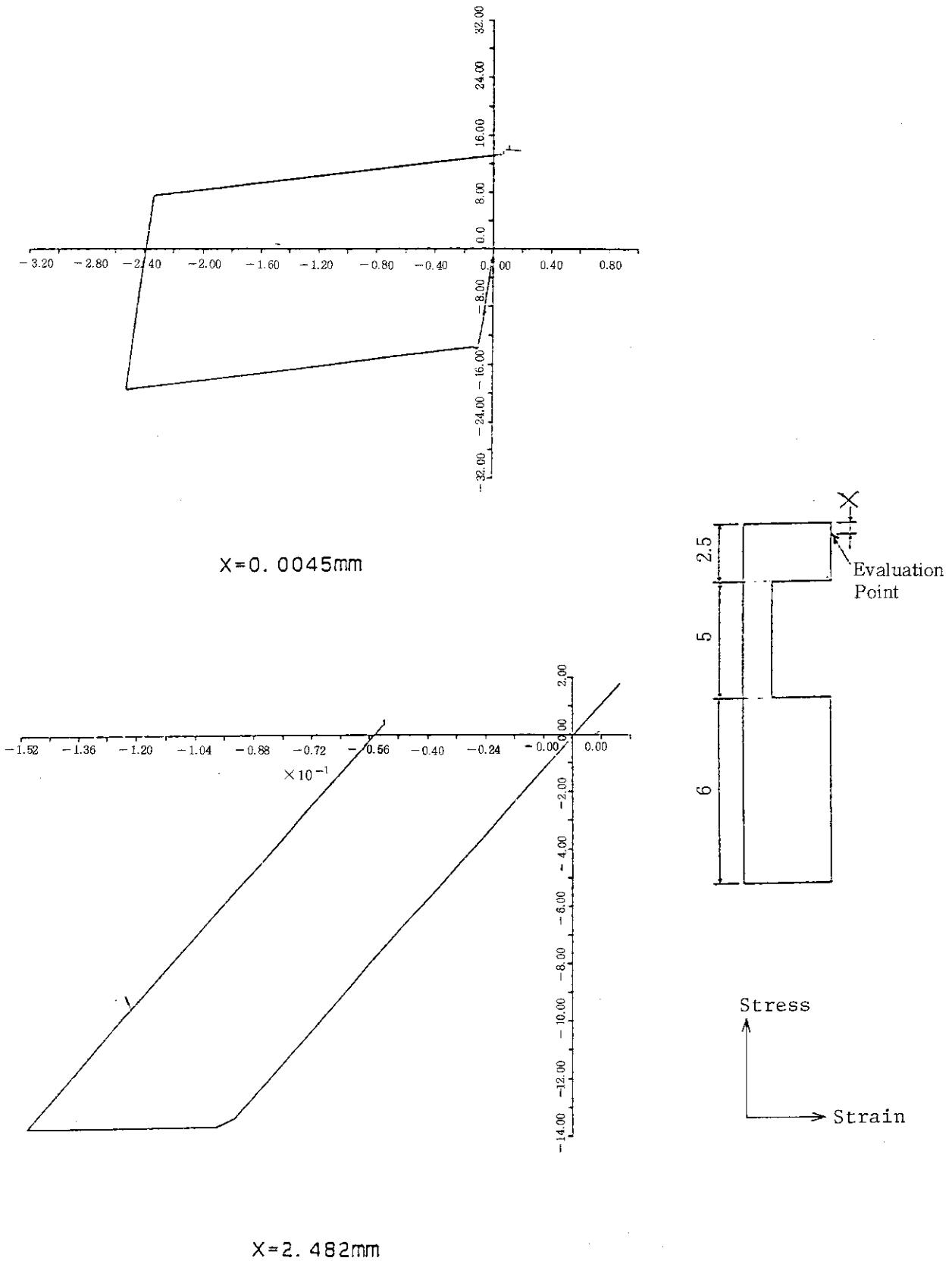


Fig. 3.2.2-4 Stress-Strain Hysteresis of FW due to Plasma Disruption

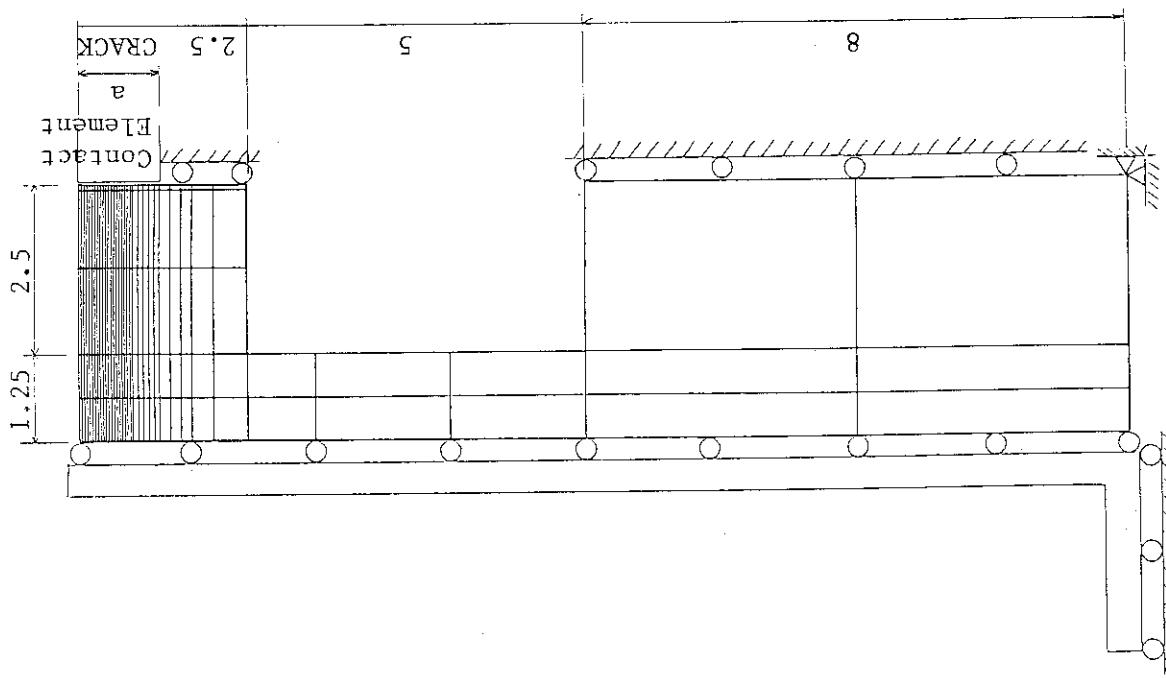


Fig. 3.2.2-6 Analytical Model for Bare
Stainless Steel FW

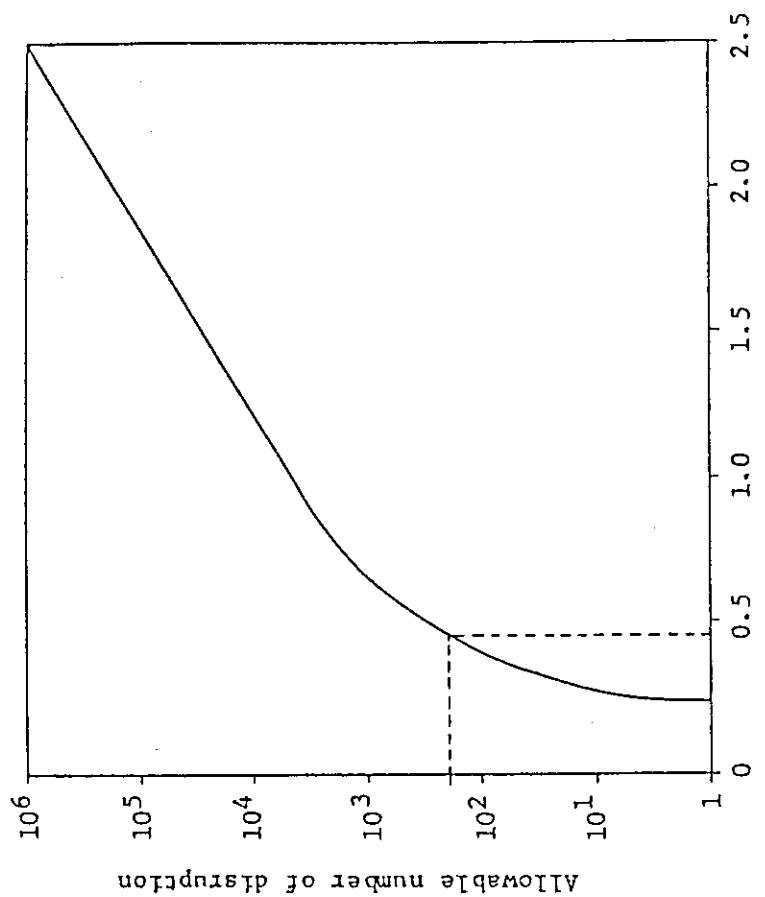


Fig. 3.2.2-5 FW Region where Unacceptable
Fatigue Damage is Taken Place
by Plasma Disruption

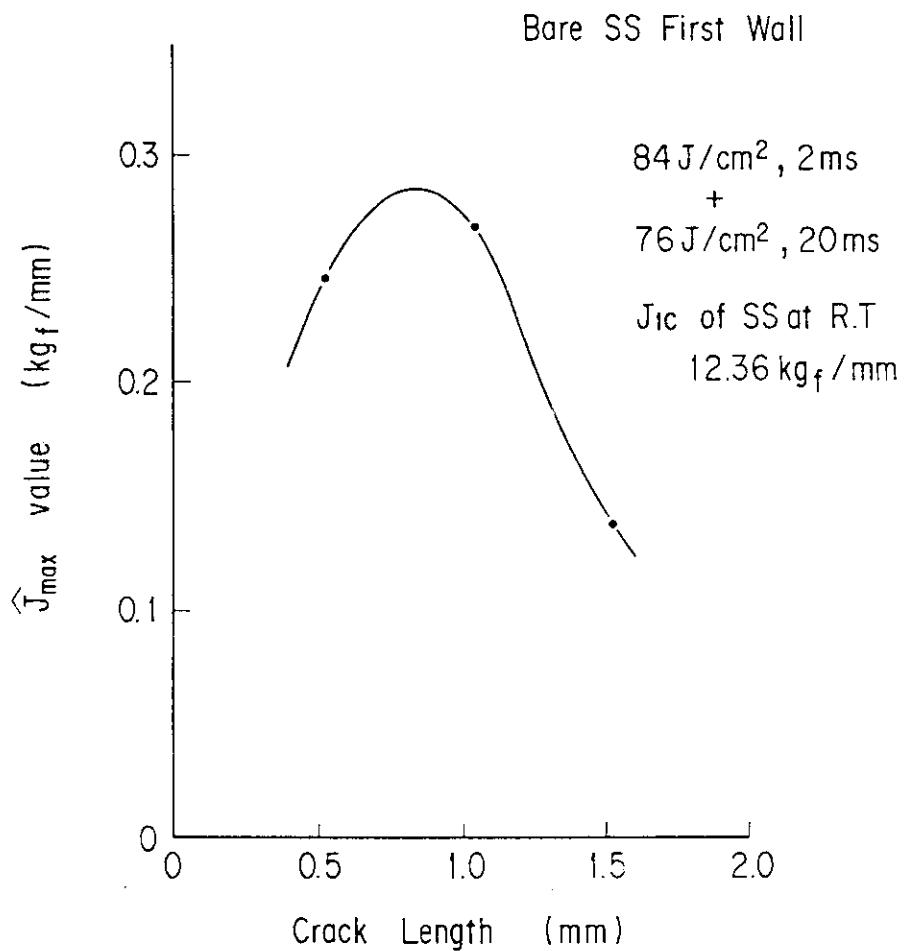


Fig. 3.2.2-7 \hat{J}_{max} of Cracked SS - FW due to Disruption

3.3 タングステン・ダイバータの解析例

3.3.1 亀裂発生繰返し数

亀裂発生迄の繰返し数を支配する因子は塑性歪振幅であるから、その算出は弾塑性解析が必要である。ダイバータへの熱負荷は通常運転時とディスラッシュ時に分けられるが、一般にアーマー材にとってディスラッシュ時の方が厳しい。⁽¹⁾ 通常運転時の強度評価は昨年度の設計報告書に述べられている様に、ASME Sec IIIを用いてもアーマーは十分な強度を有している。従ってここではディスラッシュに対する解析を行なう。

ディスラッシュ時の熱負荷は極めて短時間であるので、応力・歪状態の変化の大部分は受熱面近傍に限られている。従って、無限板の弾塑性解析コード⁽²⁾によって応力・歪状態を求める。これは材料定数の温度依存性を考慮しており、同一負荷条件で行った有限要素法コード ADINA の結果とも一致している。計算に用いた条件は、入熱を $260 \text{ J/cm}^2 \cdot 5 \text{ ms}$ 、板厚 1 cm、材料定数を Table 3.3-1 に示す。

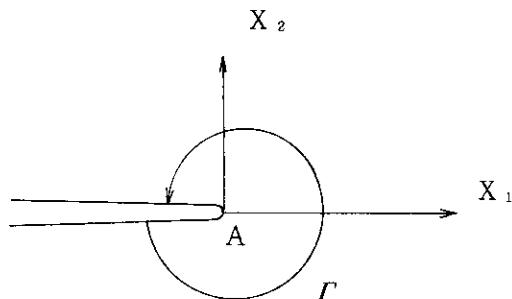
Fig. 3.3-1 は熱負荷を受けた時のタングステン内の温度分布の変化で、これは無限板の解析解から求めたものである。受熱面近傍に極めて大きな温度勾配を生ずる。Fig. 3.3-2 は熱負荷時と冷却時の板厚方向の応力分布で、表面近傍では温度上昇による降伏点低下のため応力が減少している。Fig. 3.3-3 はディスラッシュ 1 サイクルにおける表面の応力・歪状態の変化である。熱負荷終了時には 0.88% の塑性歪を生ずる。Fig. 3.3-3 から、本熱負荷に対する塑性歪振幅 0.62%，全歪振幅 0.90% を得ることができる。

Fig. 3.3-4 はタングステンの低サイクル疲労データで、図中 \times 印は、 $8.8 \text{ kW/cm}^2 \cdot 5.67 \text{ ms}$ • 5 回の熱衝撃においてタングステン表面にクラックを生じた試験結果をプロットしたものである。疲労データと熱衝撃試験のタングステンは同一ではないが、本熱疲労に対応する相当温度は常温と推定することができる。本熱負荷に対する全歪振幅は 0.90% であるから、破断までの繰返し数は 1 ~ 2 回である。即ち、極めて初期にタングステンの表面に亀裂の発生が予想される。

3.3.2 亀裂進展解析

熱応力を受ける弾塑性体の亀裂によるエネルギー解放率 \hat{J} は次式で定義される。

$$\hat{J} = - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} d\Gamma + \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial x_1} dA$$



ここで T_i は表面力, u_j は変位, σ_{ij} は応力, ϵ_{ij} は歪である。歪 ϵ_{ij} は、弾性歪 ϵ_{ij}^e , 塑性歪 ϵ_{ij}^p , 熱歪 ϵ_{ij}^t から成る。即ち

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p + \epsilon_{ij}^t$$

熱歪を有する弾塑性体の亀裂先端付近の応力の特異性は \hat{J} 積分で表わされると考えられるので、前節の解析の後、即ち受熱面表面に亀裂が入った後の亀裂の挙動を \hat{J} 積分を用いて評価する。

\hat{J} 積分の計算には ADINA-JHAT を用いた。これは弾塑性計算は ADINA を用い、その結果から \hat{J} を求めるもので、その信頼性は文献の解析例について \hat{J} の計算を行い、文献の結果と一致することを確認してある。⁽⁴⁾

Fig. 3.3-5 は計算に用いたダイバータ板の有限要素分割図である。受熱板の板厚は 1 cm で、クラック部で端部の影響がないように端部から 1 cm の領域をモデル化している。

クラック面では圧縮応力は伝わるが引張応力は伝わらないので、この特性を考慮して接触要素を用いた。受熱板の裏面は冷却部材とのろう付が予想されるので板厚方向の変位を拘束した。

計算はクラック長を 0.5 ~ 1.7 mm 变化させ、各ケースについて時間ステップ毎に \hat{J} を求めた。Fig. 3.3-6 は 0.5 mm のクラックを有する受熱板内の応力分布である。前節の無限板の弾塑性解析結果とよく一致している。Fig. 3.3-7 は \hat{J} から

$$K_I = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \hat{J}$$

によって算出した K_I の最大値とクラック長の関係を示す。Fig. 3.3-8 は文献によるタングステンの K_{Ic} の温度変化で、 20° の K_{Ic} は $27 [MPa M^{1/2}]$ である。⁽⁵⁾

Fig. 3.3-7において、き裂発生繰返し数の熱サイクルを受けた受熱板は、表面にある深さのき裂を生ずる。この深さに対応するエネルギー解放率が K_{Ic} に相当する値を越えていればき裂は急速度で進展するが、クラックの進展に伴ってエネルギー解放率は減少する。進展したき裂の \hat{J} 値がクラック停止応力拡大係数 K_{Ia} に相当する値以下になった時クラックは停止することが予想される。従って、候補材料の K_{Ic} , K_{Ia} の測定値がクラックの挙動評価に必要である。

参考文献

- (1) 沢田他, JAERI-M 86-134, (1986).
- (2) JAERI-M で報告予定
- (3) 黒田他, 核融合研究, vol 54 第 3 号 (1985), 371.
- (4) JAERI-M で報告予定
- (5) E. U. YCKOB, A. B. EAEAK, Zavod Lab., vol 49, No 4, (1983).
- (6) 池田他, JAERI-M 85-179, (1986), 303.

Table 3.3-1 Material Properties

	0°C	400°C	800°C	1400°C	2000°C	*3000°C
Young's Modulus [kgf/mm ²]	3.9×10^4	3.6×10^4	3.5×10^4	3.0×10^4	3.0×10^4	3.0×10^4
Poisson's Ratio	0.28	0.29	0.29	0.30	0.31	0.31
Yield Strength [kgf/mm ²]	113	54.4	50.7	33	10	5
Strain hardening Modulus [kgf/mm ²]	6400	250	70	50	50	50
Thermal Expansion Coefficient [1/°C]	4.1×10^{-6}	4.1×10^{-6}	4.1×10^{-6}	4.5×10^{-6}	5.1×10^{-6}	5.8×10^{-6}
Thermal Conductivity [cal/cm °C S]				0.27		
Thermal Diffusion [cm ² /s]				0.42		
Heat Load			260 J/cm ² - 5 ms			

* Estimated value

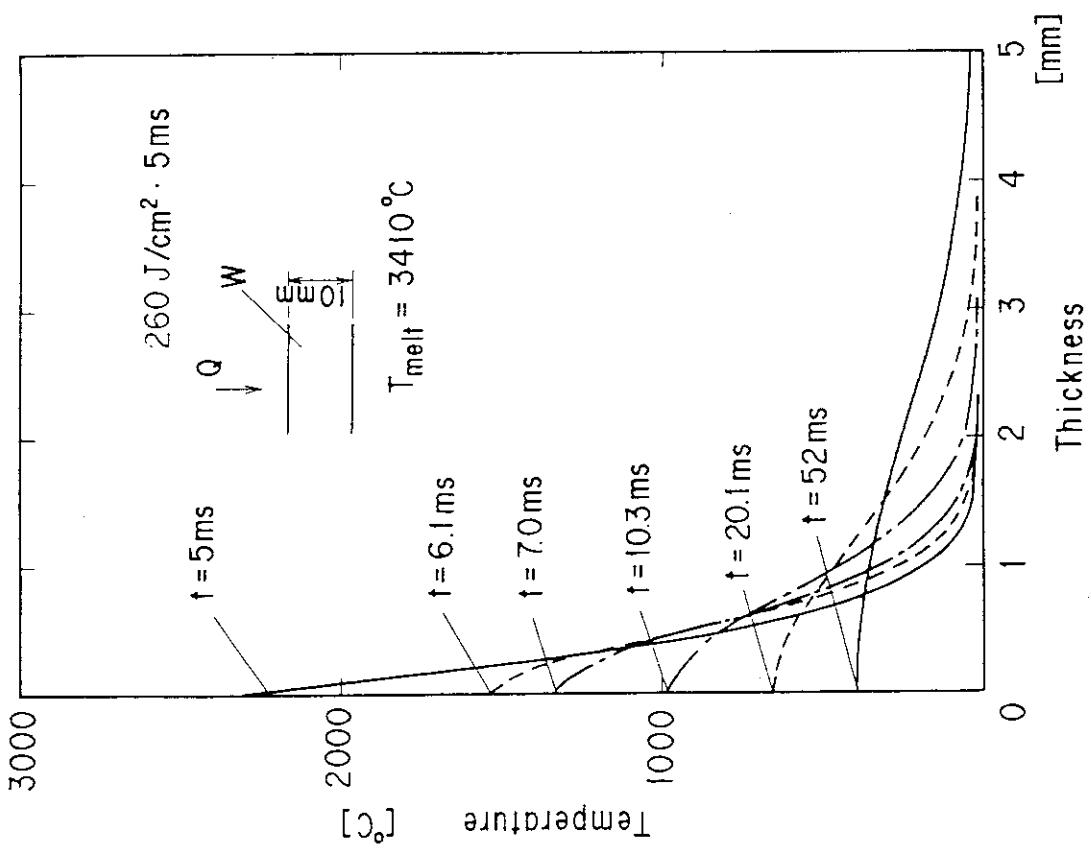


Fig. 3.3-1 Temperature Distribution across Thickness

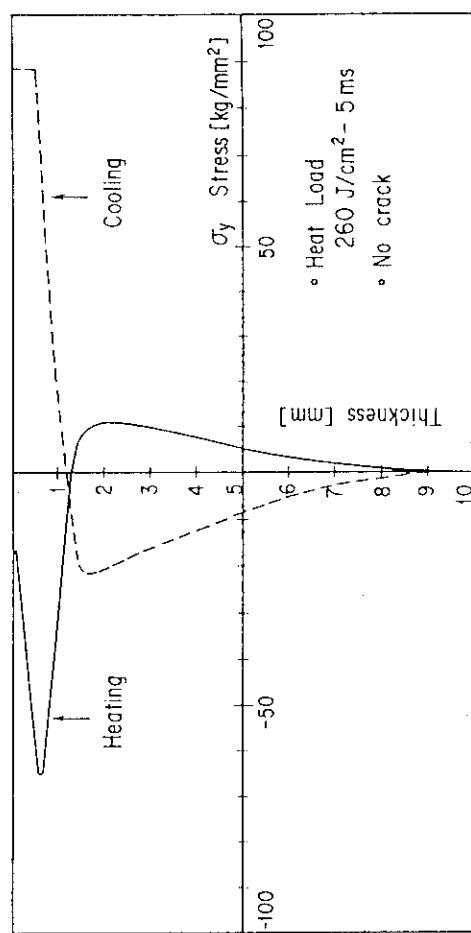


Fig. 3.3-2 Stress Distribution across Thickness

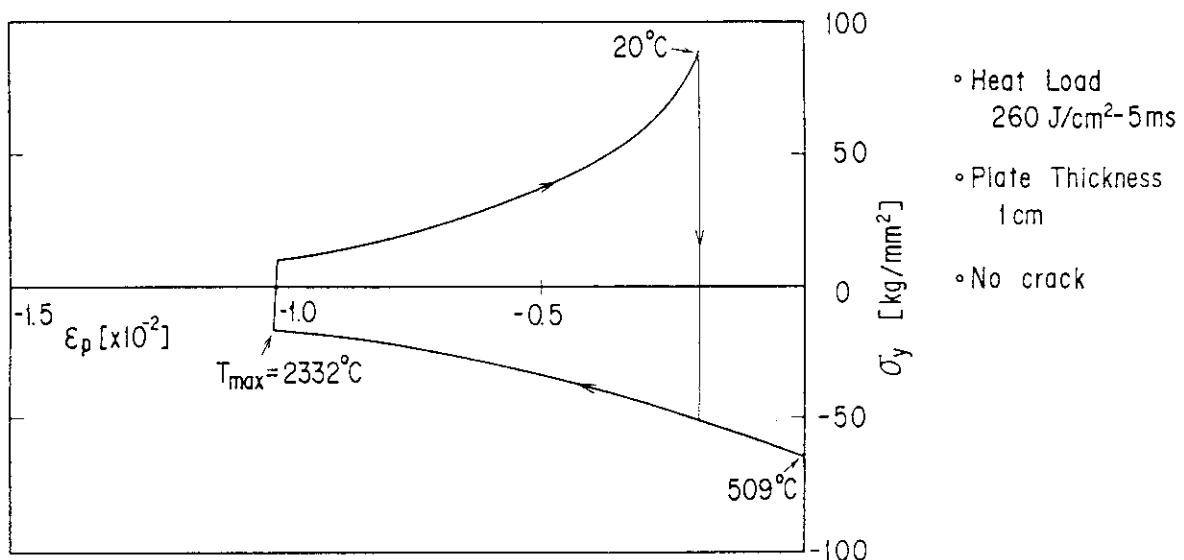


Fig. 3.3-3 Stress - Plastic Strain Relation during a Disruption

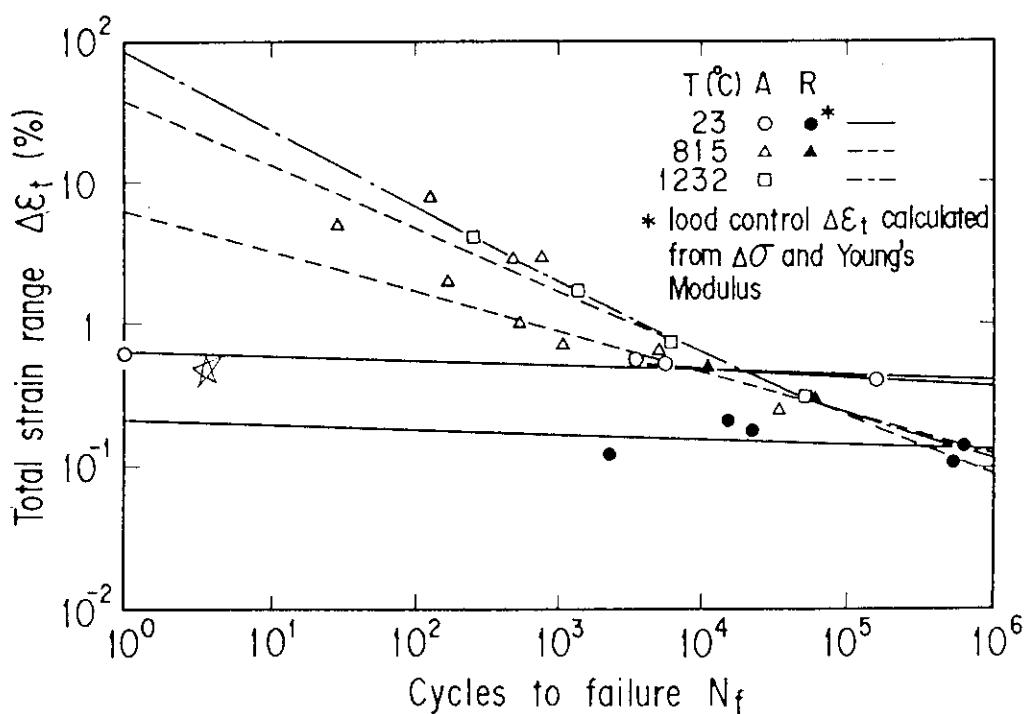


Fig. 3.3-4 Low Cycle Fatigue Data of Tungsten.^[6]

A Means Cross Rolled Tungsten.

R Means Recrystallized Tungsten.

* Five thermal shocks of 8.8 kW/cm^2 -
56.7 ms produced many surface cracks

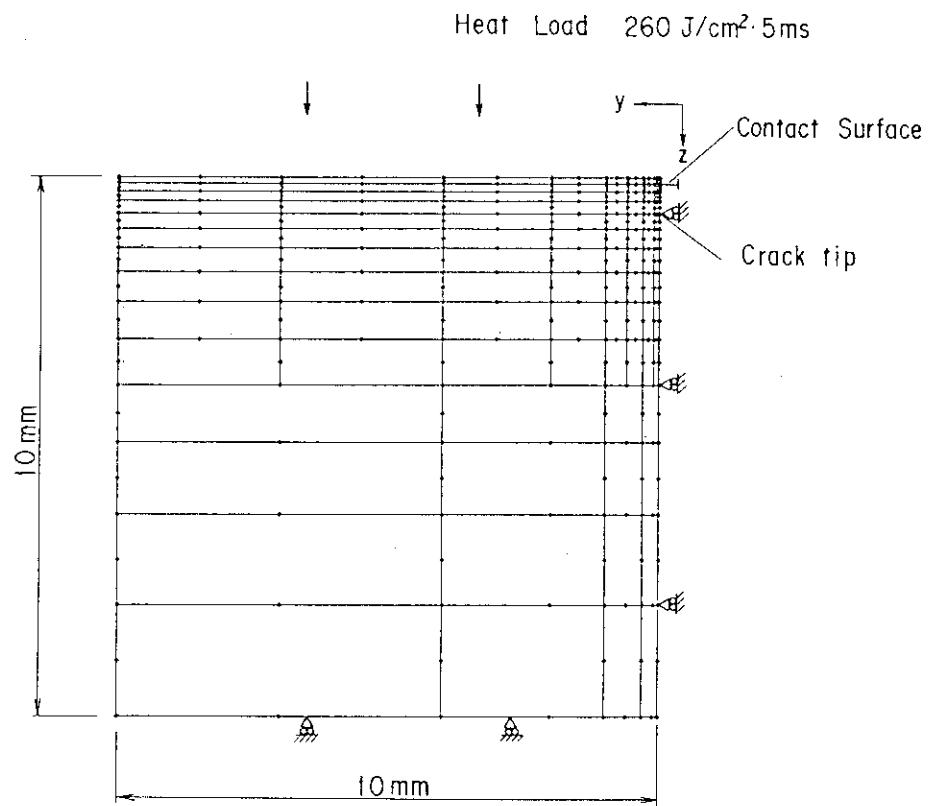


Fig. 3.3-5 Finite Element Model

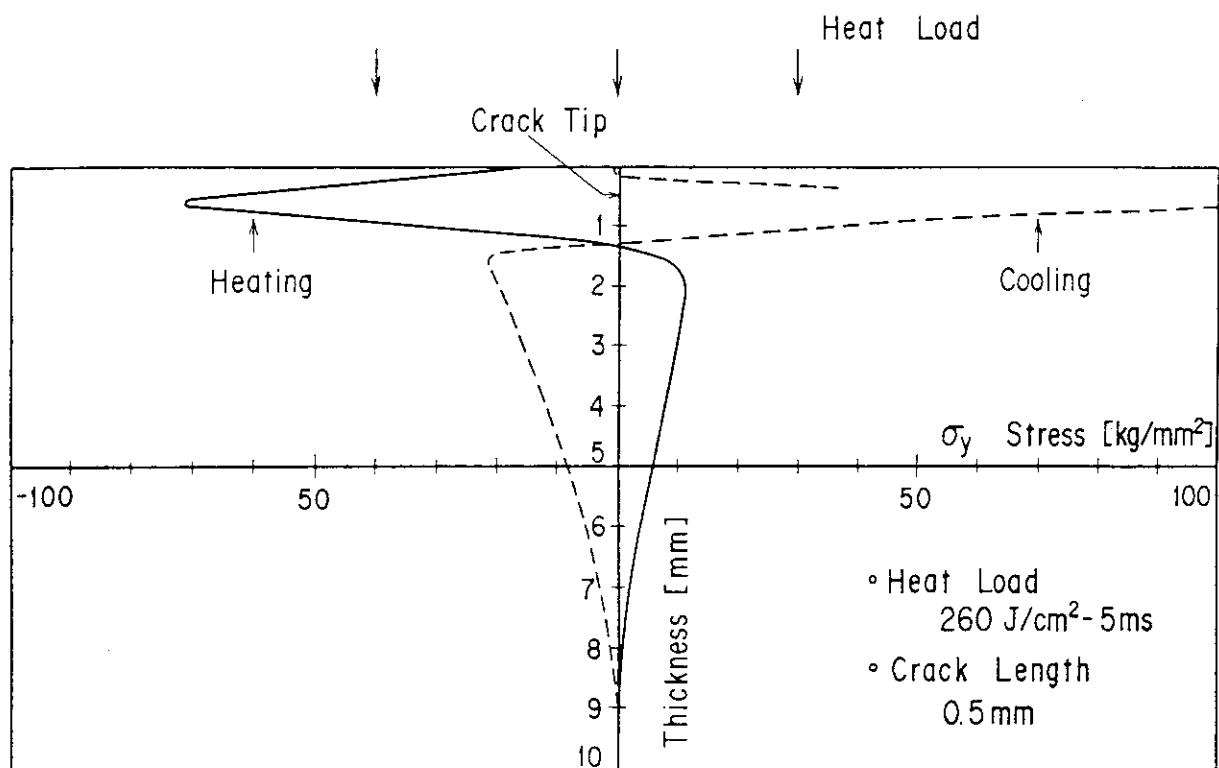
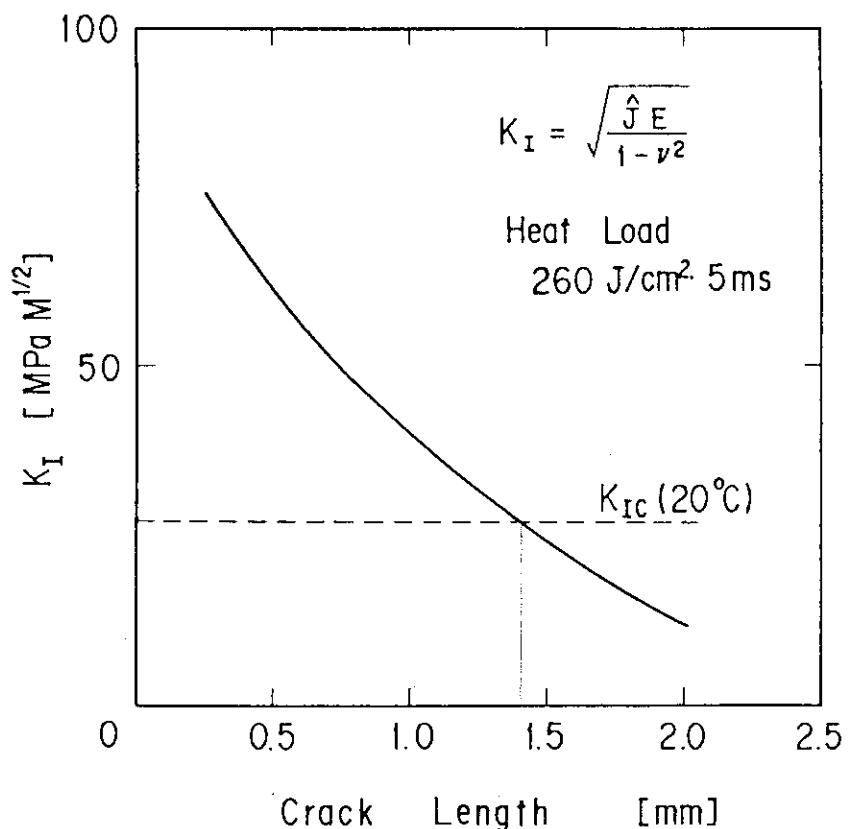
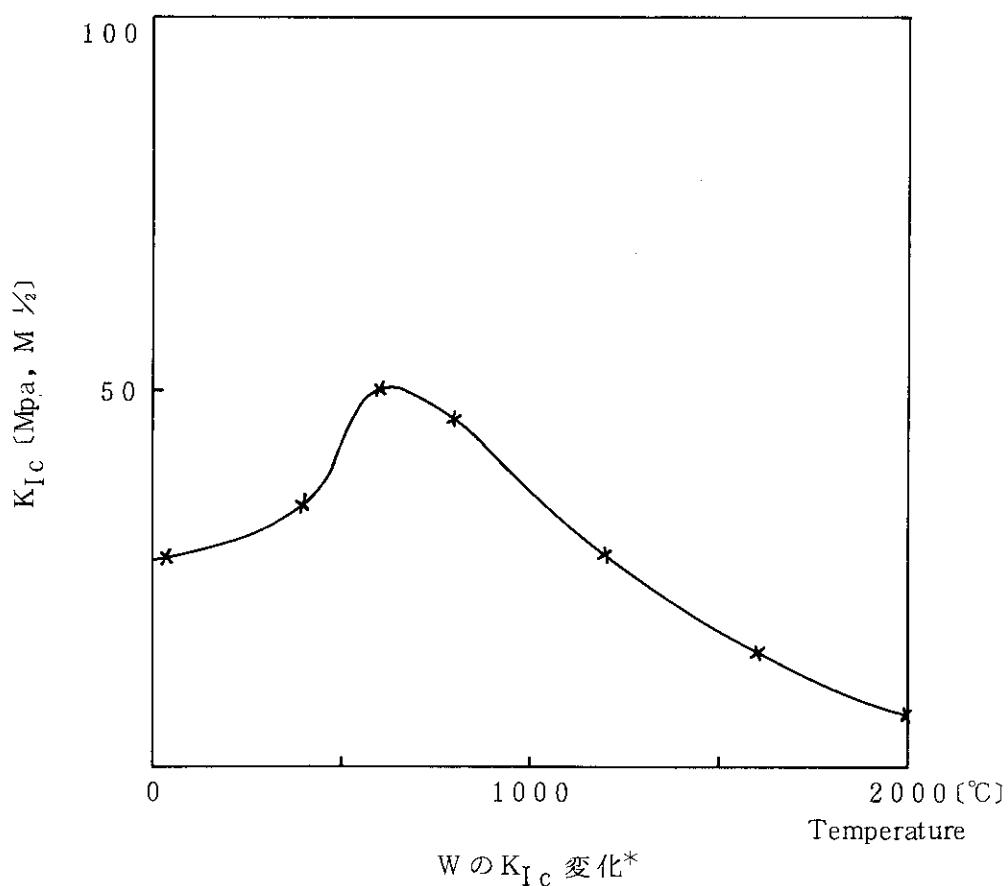


Fig. 3.3-6 Stress Distribution across Thickness

Fig. 3.3-7 Plot of \hat{J} -integral versus the Crack LengthFig. 3.3-8 K_{Ic} of tungsten [5]

4. アーマ付第一壁の検討

第一壁アーマを冷却基板に取付ける方法として、大別して機械的接合と冶金的結合の2種類がある。それぞれの方法共、第一壁の性能である除熱・強度・プラズマへの影響・交換の容易さ等の点で長所、短所を有するが、ここでは特に強度上の検討を述べ、4.3節にアーマ材として用いられるグラファイトの第一壁として使用する際の諸特性を載せる。

4.1 機械的結合第一壁

4.1.1 設計例

機械的結合第一壁の大きな特徴は、真空容器の真空を破ることなく損傷したアーマの交換ができることがある。

しかしながら、遠隔操作によってアーマと冷却基板との間の接触圧力を一定に保つことは難しいので、アーマの冷却には輻射を用いる。

Fig. 4.1.1-1, Fig. 4.1.1-2に機械的結合第一壁の設計例を示す。Fig. 4.1.1-1はグラファイト製の取付ボルトによってアーマをセラミックの座に取り付ける例で、アーマの表面側からの操作でアーマの交換が可能である。Fig. 4.1.1-2はグラファイト裏面に凸形のレールを設け、冷却基板に埋め込まれたセラミックの溝に嵌め込む構造である。この例では交換の際にいくつかのアーマを同時にはずさなければならないが、プラズマ面側にボルトの頭等の操作部品が面することではなく、それらが損傷する恐れはない。

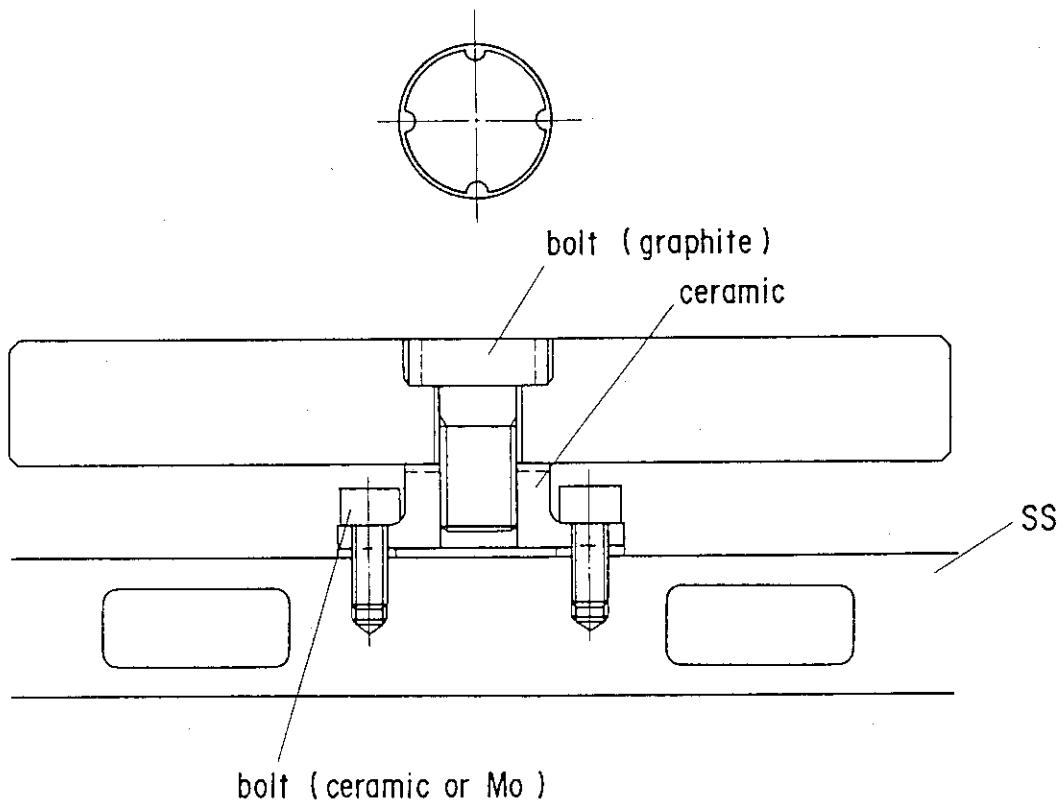


Fig. 4.1.1-1 Mechanically Attached Armor

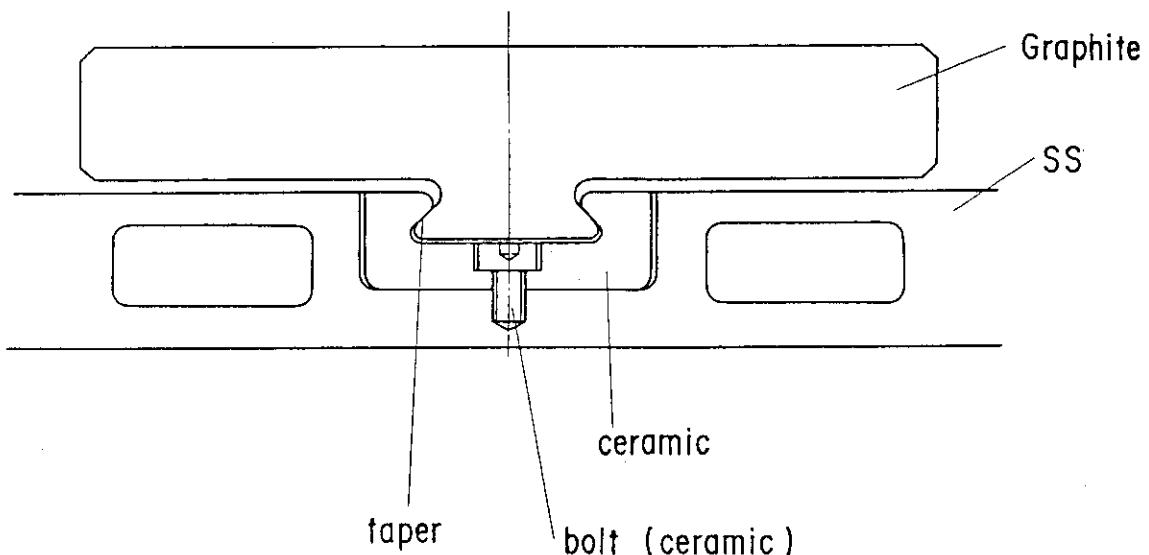


Fig. 4.1.1-2 Mechanically Attached Armor

4.1.2 弹塑性解析による亀裂発生繰返し数の算出

グラファイト・アーマーの許容繰返し数も、前節のタンゲステンと同様に亀裂の発生迄と進展時の二つの過程を考えることができる。しかしながら、グラファイトはせい性材料であって、その挙動はタンゲステン等の金属とは大きく異なる。

グラファイトの構造設計基準の検討は高温ガス炉の設計で行なわれており、その中で疲労評価は応力振幅で整理されている。⁽¹⁾これはグラファイトの疲労強度が応力比の影響を強く受けるためで、1サイクル中に引張応力を生ずると疲労強度は極端に低下する。従って、この引張応力の大きさを予測する必要がある。

アーマー表面には冷却時に引張応力を生ずるので、1サイクルの熱負荷条件に対して弾塑性解析を行い、亀裂発生迄の繰返し数は疲労評価のパラメータ（ここでは応力振幅）を用いて求めることができる。続いて亀裂進展の過程であるが、これもタンゲステンとは異なり、グラファイトは高温になるにつれて継弾性係数、引張強度が増加すること、引張の強度が圧縮の強度に比べて極端に小さいこと等の特徴がある。このため温度上昇に伴って応力が増加することになる。疲労で生じた亀裂が進展するか否かは、冷却時の引張力による亀裂進展の他に、圧縮時のせん断力による亀裂進展、及び圧縮時の動的効果等を検討する必要があろう。しかしながらここでは第一段階として、疲労による亀裂発生迄の繰返し数を算出する。

グラファイトは材料によって特性が大きく異なるが、ここでは高温ガス炉の設計において材料試験が行なわれている IG - 110 について検討を行った。疲労による許容繰返し数の算出は次のとおりである。

- ① 受熱板の弾塑性解析により1サイクルの応力・歪変化を求める。
- ② 最大の応力振幅とその点の応力比から疲労曲線上の許容繰返し数を得る。

材料にとって厳しいのは通常運転状態よりディスラップションであるので、その解析例として、208 J / cm² • 15 ms の熱負荷について亀裂発生繰返し数を算出する。Table 4.1-1 に使用した材料定数を示す。材料定数の温度依存性は考慮していない。

Fig. 4.1.2-1 は受熱面表面の1サイクルの応力・歪状態の変化である。熱負荷時の圧縮応力は -5.5 kg/mm²、歪は 0.97% で熱歪の拘束率は 0.91 である。冷却時の引張応力は 1.1 kg/mm² と計算され、応力比は 5.0 となる。Fig. 4.1.2-2 は生存確率／信頼度を 99% / 95% で得られた IG - 110 の疲労寿命曲線で、⁽²⁾ 圧縮応力 -5.5 kg/mm²、応力比 5.0 の許容繰返し数は～10回のオーダーである。

続いて、他の熱負荷条件に対する許容繰返し数について検討する。繰返し数に影響を及ぼす因子は、熱歪の拘束率、応力比、最大圧縮応力である。ここで最大圧縮応力を Fig. 4.1.2-3 に示す IG - 110 の応力・歪曲線を用いて温度上昇に換算し、温度上昇と繰返し数のグラフを書くと Fig. 4.1.2-4 となる。ここで熱歪の拘束率は簡単化のため 1 とした。ディスラップション時の代表的値として、応力比 5 ~ 7、拘束率 0.9 を選ぶことができるので、10³ 回に対応する温度上昇は 2000°C 程度である。ただし、この疲労曲線は IG - 110 に対する値であって、グラファイトは種類によって特性が大きく異なること、又低サイクルの熱疲労強度は延性の影響が大きいので、その改善の可能性は十分あることに留意する必要がある。

参 考 文 献

- (1) 石山他, JAERI-M 86-145, (1986), 25.
- (2) 同上
- (3) 黒鉛構造基準検討ワーキング・グループ報告書, 1986.

Table 4.1-1 First Wall Condition

Disruption		
Peak Energy Density	208	J/cm ²
Duration	15	ms
Material Properties (Graphite, IG-110)		
Thermal Conductivity	0.3	W/cm · °C
Thermal Difusivity	0.13	cm ² /s
Young's Modulus	684	kg/mm ²
Poisson's Ratio	0.14	
Yield Strength	4.8	kg/mm ²
Tangent Modulus	283	kg/mm ²
Coefficient of Thermal Expansion	4.6×10^{-6}	1/°C
Plate Thickness	1	cm

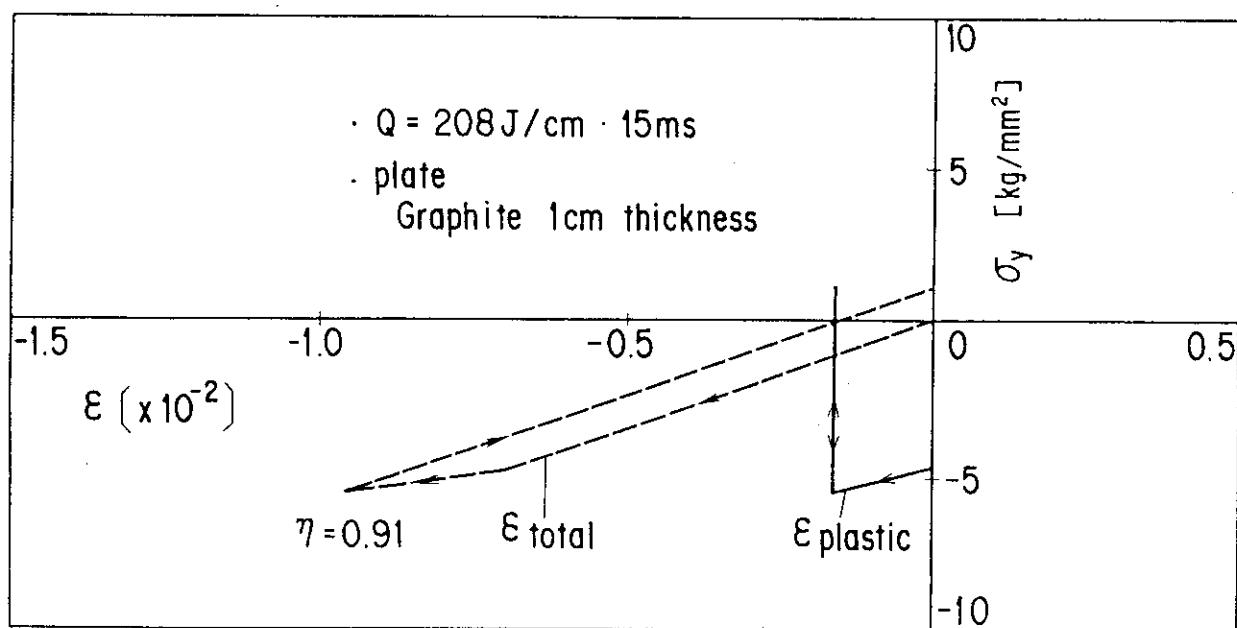


Fig. 4.1.2-1 Stress - Strain Relation during a Disruption

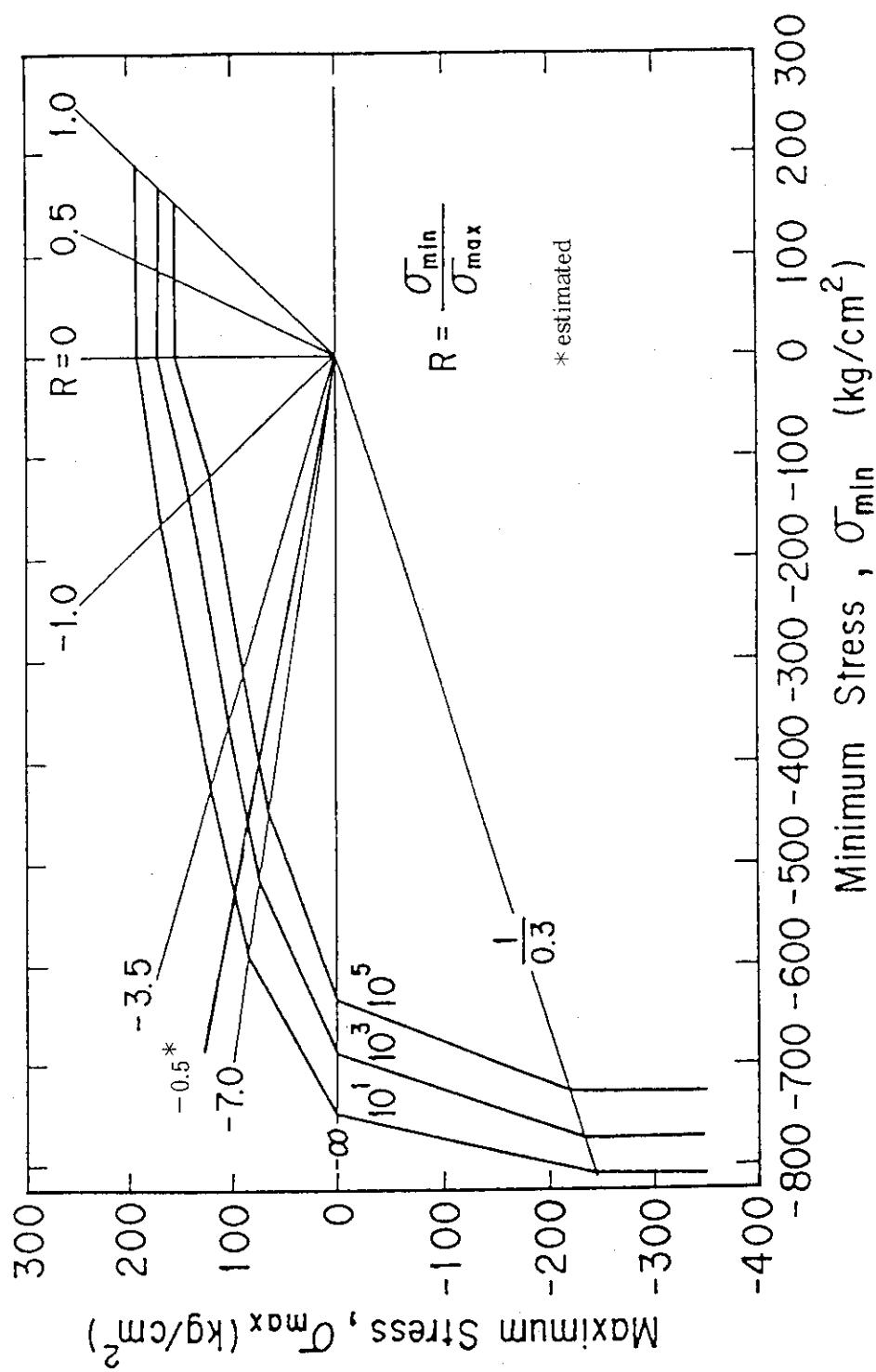
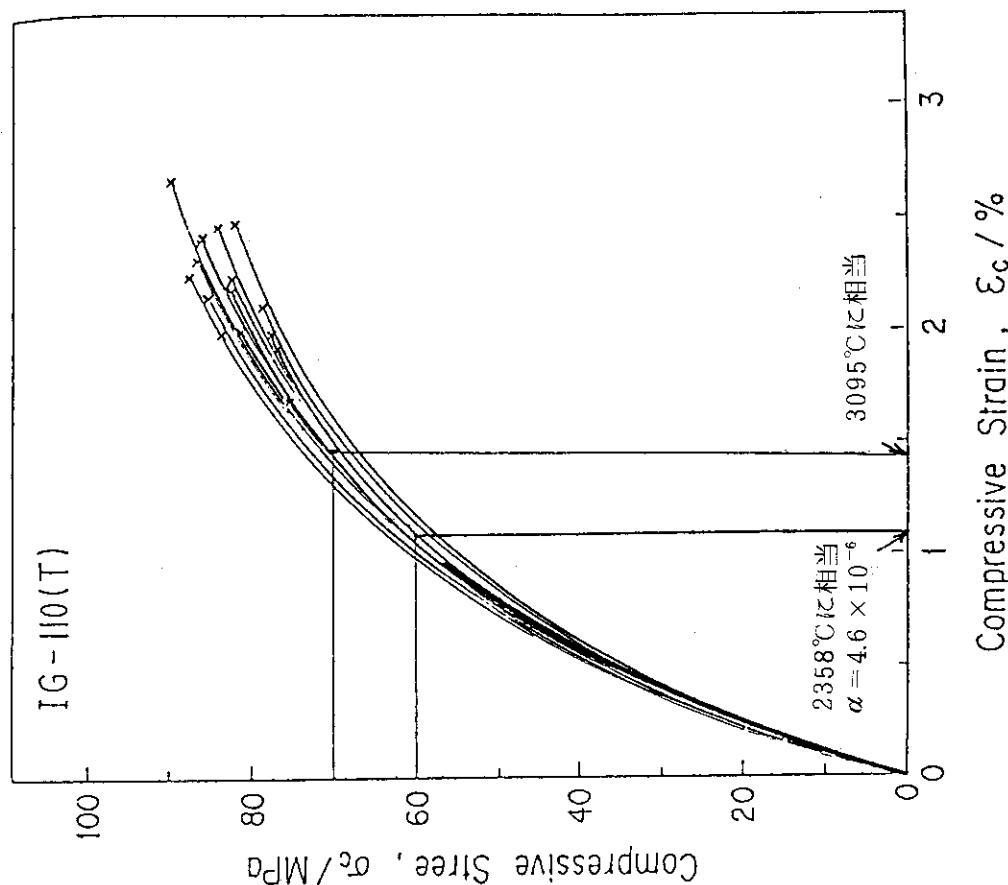
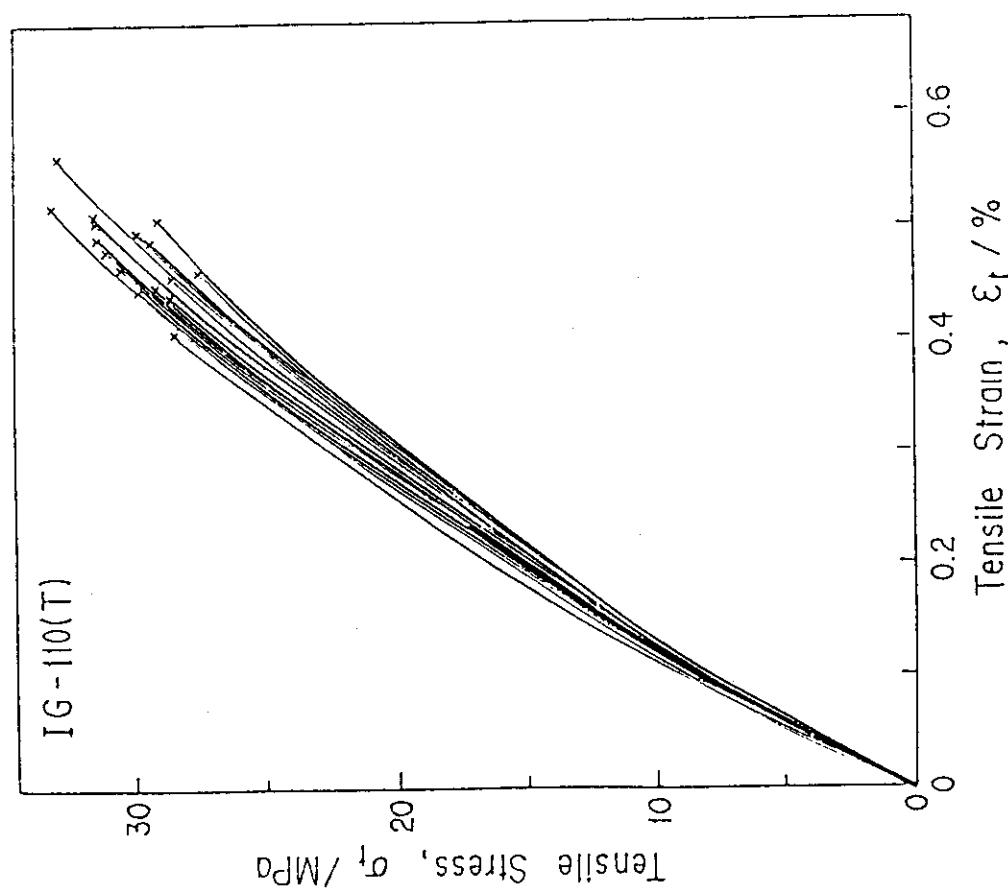


Fig. 4.1.2-2 Goodman Fatigue Diagram of IG-110 Graphite



(b) 壓縮



(a) 引張

Fig. 4.1.2-3 Stress-Strain Curves of IG-110

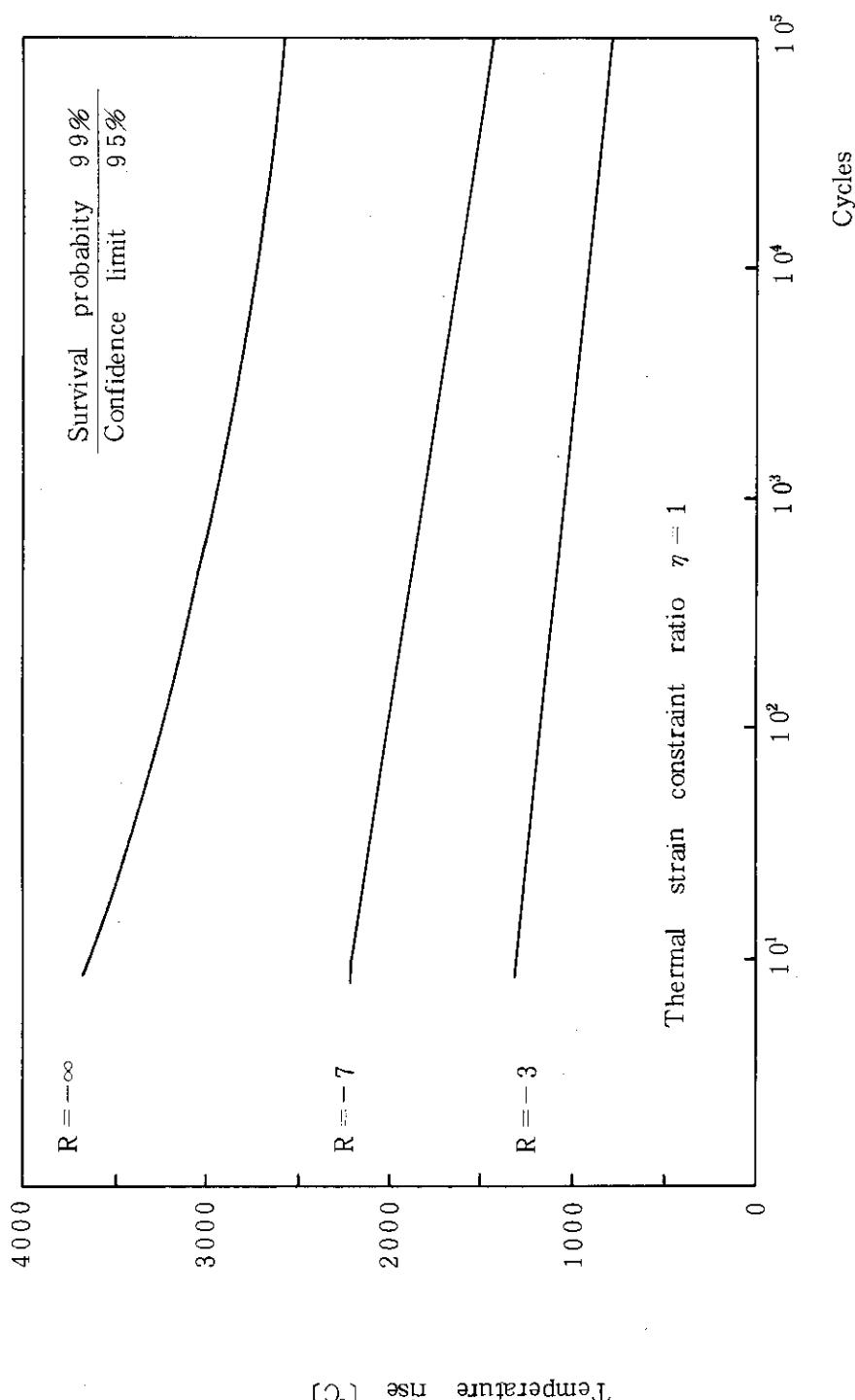


Fig. 4.1.2-4 Fatigue Diagram of IG-110 Graphite

4.2 冶金接合

4.2.1 構造検討

グラファイトアーマのステンレス鋼基材への冶金接合は、機械結合に比べ除熱の点で大きな優位性を有しており、ろう付や拡散接合によって可能である。しかし、この場合両材の熱膨張係数の差により接合部に大きな熱応力が生じるためその緩和に適当な中間層が必要となる。Fig. 4.2.1-1は、拡散接合による冶金接合部のミクロ組織であるが、中間層としてインバー、グラファイト表面の活性化金属としてTiを使用しており、これにより十分な冶金接合が図られる。

ここでは、Fig. 4.2.1-2に示す解析モデルを使用し、2次元の弾性解析によって冶金接合における適切なアーマ厚さおよび中間層の検討を行った。解析に用いた物性値をTable 4.2.1-1に示すが、温度依存性を考慮していない。なお、グラファイトは $30 \times 10^{20} \text{ n/cm}^2$ の照射効果を考慮した値である。

(1) アーマ厚さ

Fig. 4.2.1-3は、表面熱流束 = 0.4 MW/m^2 、中間層厚さ = 1 mm、中間層の線膨張係数 = $10 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ とした時のグラファイトのプラズマ側および中間層側に生じる応力（これはグラファイト内で生じている応力範囲にもなっている）とグラファイト厚さの関係を示したものである。グラファイトが10 mm以上では、プラズマ側には圧縮応力、中間層側には引張応力が生じており、グラファイト厚さの増大に従って中間層側の引張応力は僅かな減少傾向を示し、プラズマ側の圧縮応力は大きな増加傾向を示す。すなわち、グラファイト厚さの増大に伴い発生応力範囲は大きくなる。なお、中間層側の引張応力は、解析範囲では総て、グラファイトの引張 S_u 値 (175 kg/cm^2) 以上の値を示している。したがって、このままでは許容できず、中間層側の引張応力を低下させることが必要である。一方、プラズマ側の圧縮応力は、グラファイトの圧縮 S_u に対して十分な裕度をもっている。

(2) 表面熱流束の影響

Fig. 4.2.1-4は、グラファイト厚さ = 10 mm、中間層の厚さ = 1 mm、中間層の線膨張係数 = $10 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ とした時のグラファイト内に生じる応力範囲と表面熱流束の関係を示したものである。表面熱流束が大になる程中間層側のグラファイトの引張応力は低下する傾向にあるが、グラファイト内の応力範囲は増大する。いずれにしても、この構造条件では 0.8 MW/m^2 までの表面熱流束に対してグラファイトの引張許容値は満足しない。

(3) 中間層の影響

以上のように、中間層の厚さを1 mm、その線膨張係数を $10 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ とすると、グラファイトの厚さを10~20 mmの範囲で変えても、また、表面熱流束を $0.1 \text{ MW/m}^2 \sim 0.8 \text{ MW/m}^2$ の範囲で考えても、中間層側のグラファイト内に生じる引張応力は、グラファイトの引張許容値をオーバーしてしまい構造的に許容できないものとなっている。そこで、ここでは中間層の厚さおよび線膨張係数を変えてそのグラファイト内発生応力への影響を検討した。なお、現実的に、中間層として線膨張係数をある程度任意に調節できる材料にFe-Ni合金がある。Fig. 4.2.1-5に示すように、Fe-Ni合金は、成分比を変えることによって $2 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1} \sim 20 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ までの線膨張係数を得ることができる。

Fig. 4.2.1-6は、グラファイトの発生応力範囲に及ぼす中間層の影響を示したものである。表面熱流束を 0.4 MW/m^2 、グラファイト厚さを10 mm一定にし、中間層の厚さおよび線膨張係数を

変えてグラファイトに生じる応力状態を検討している。中間層の厚さおよび線膨張係数の値はグラファイトに生じる応力範囲の大きさには殆んど影響を与えないが、分布には影響を及ぼす。すなわち、中間層の厚さを増大させる程、また線膨張係数を小さくする程グラファイト内の応力は全体的に圧縮側に移行していく。グラファイトは引張許容応力が小さく圧縮許容応力が比較的大きいことを考慮すると、それ故、小さな線膨張係数の中間層を厚くすることがグラファイトアーマの冶金接合構造において望ましい方向であるといえる。

Table 4.2.1-1 Material Properties Used for Analysis.

物 性	SUS 316 (at 150°C)	グラファイト* (at 350°C)	インバー(中間層) (at 150°C)
熱伝導率 (cal/cm·s·°C)	0.0363	0.0361	0.0340
ヤング率 (kgf/mm ²)	18967	1708	14980
ポアソン比	0.30	0.15	0.32
線膨張係数 (10 ⁻⁶ /°C)	17.50	4.30	10.00

* : 温度350~400°C, flux 3×10²¹n/cm²の照射データ.

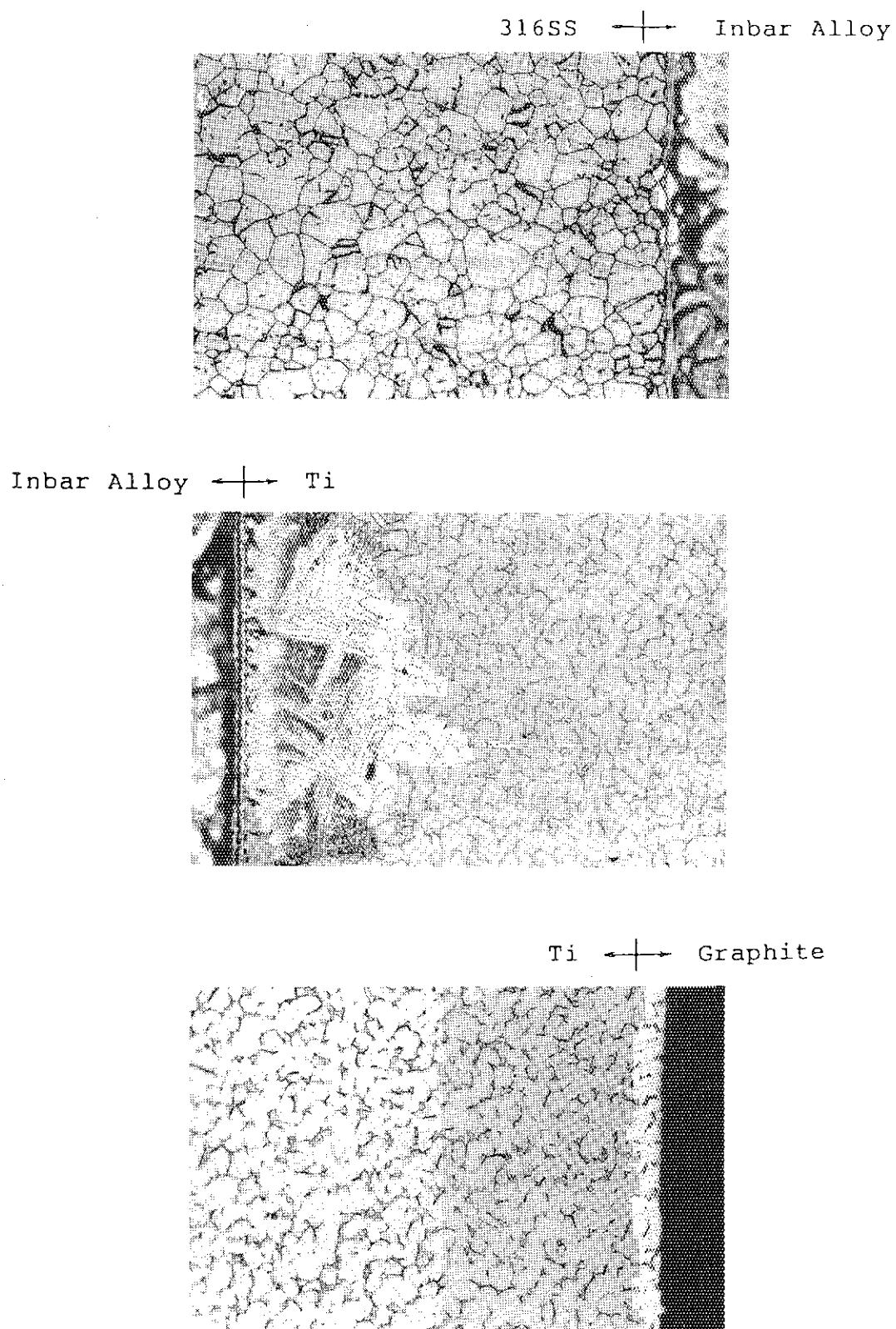


Fig. 4.2.1-1 Microstructure of Diffusion Bounding Specimen of Graphite to 316SS Using Insert Metal of Inbar and Titanium

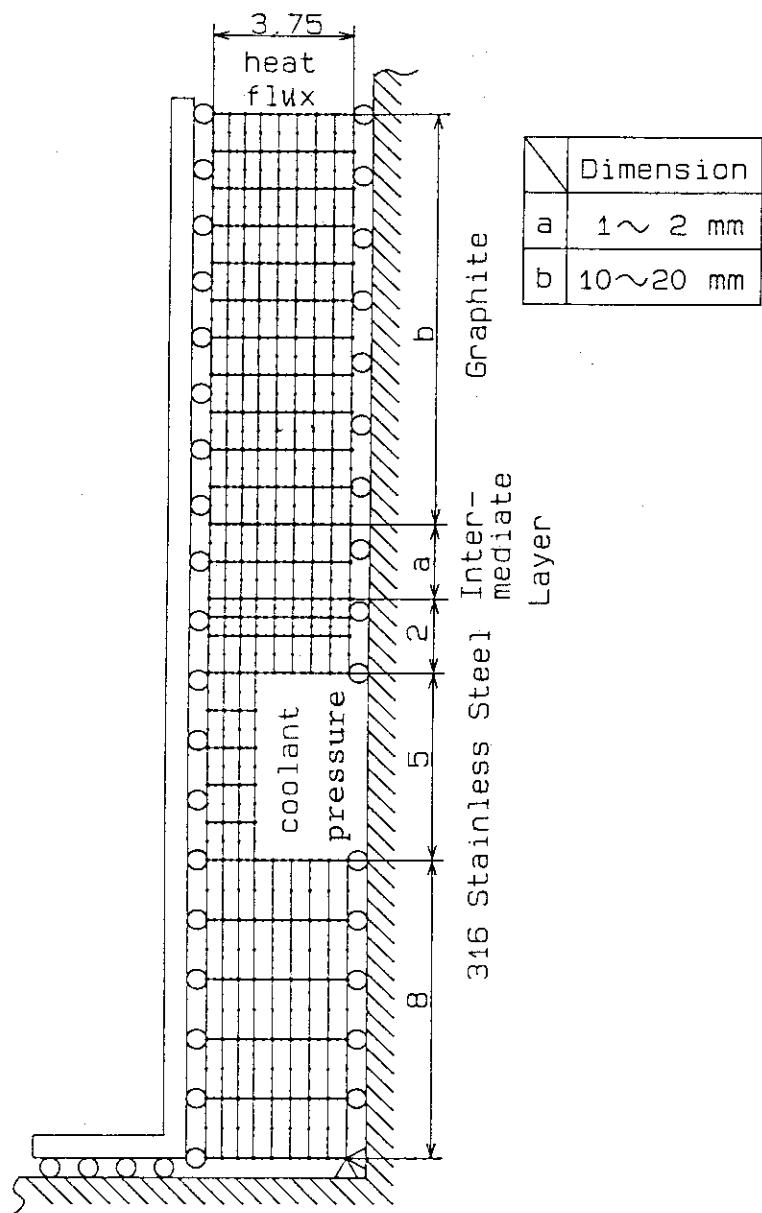


Fig. 4.2.1-2 Analytical Model

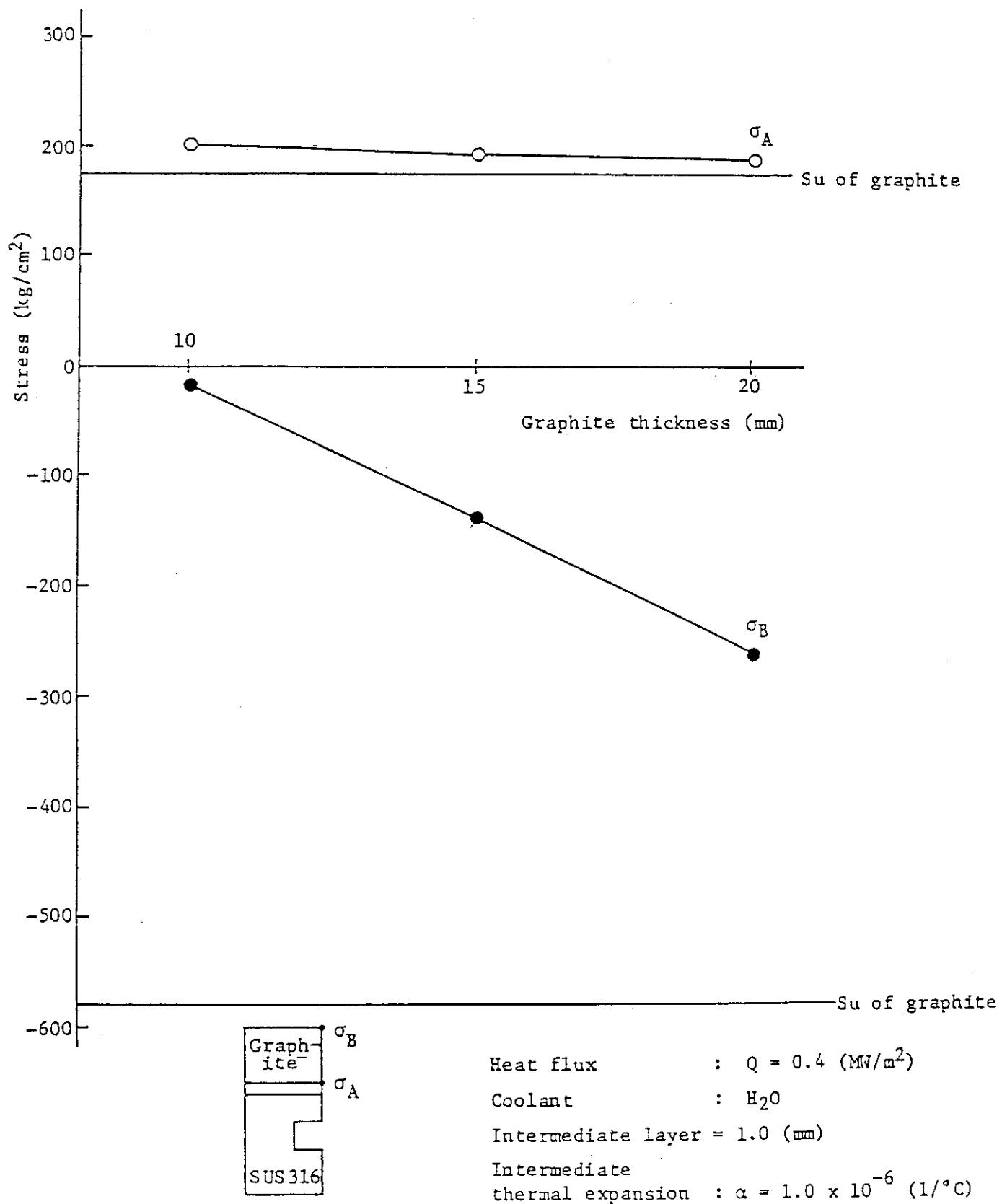


Fig. 4.2.1-3 Effect of Graphite Thickness on Stresses in Graphite

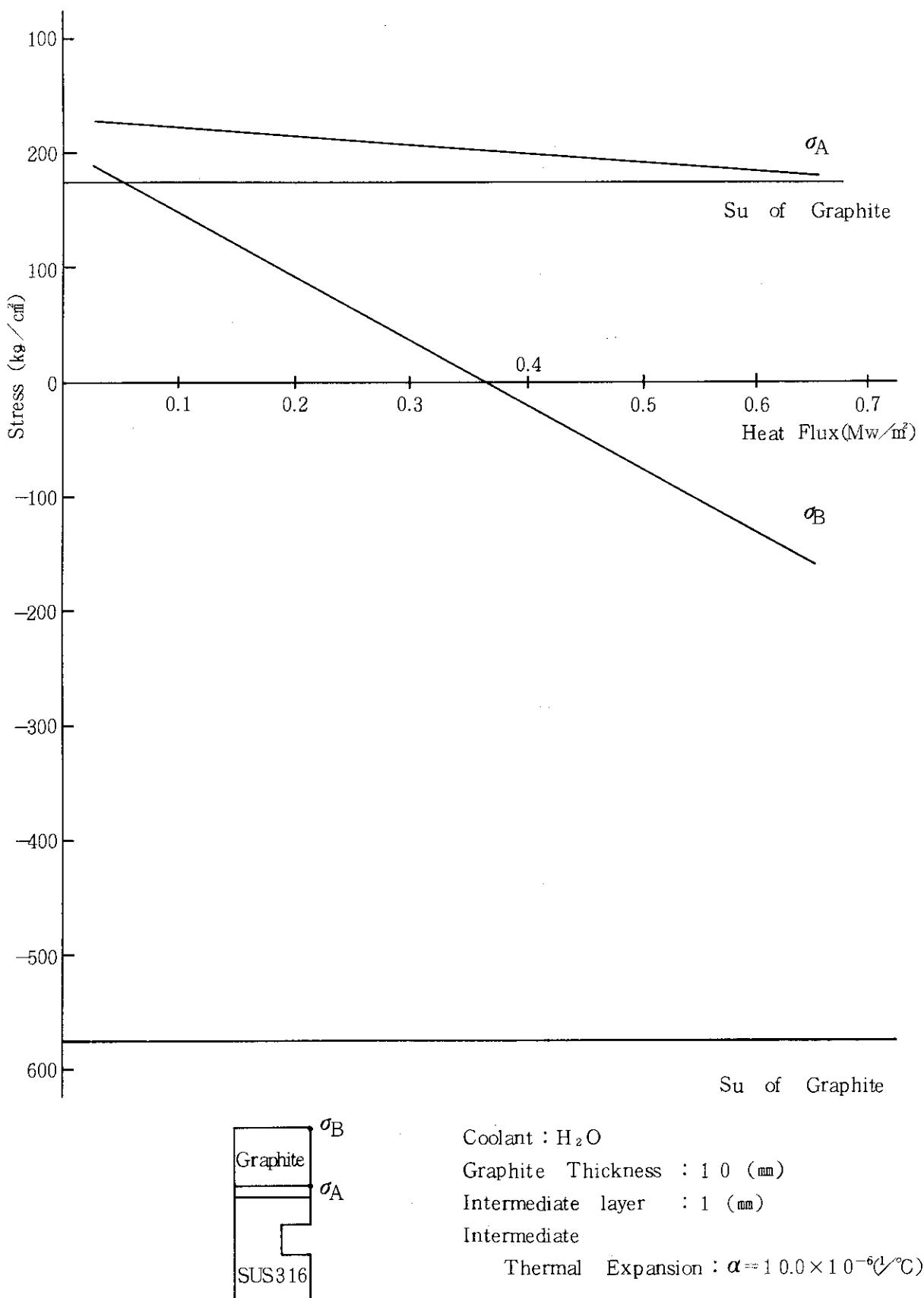


Fig. 4.2.1-4 Effect of Heat Flux on Stresses in Graphite

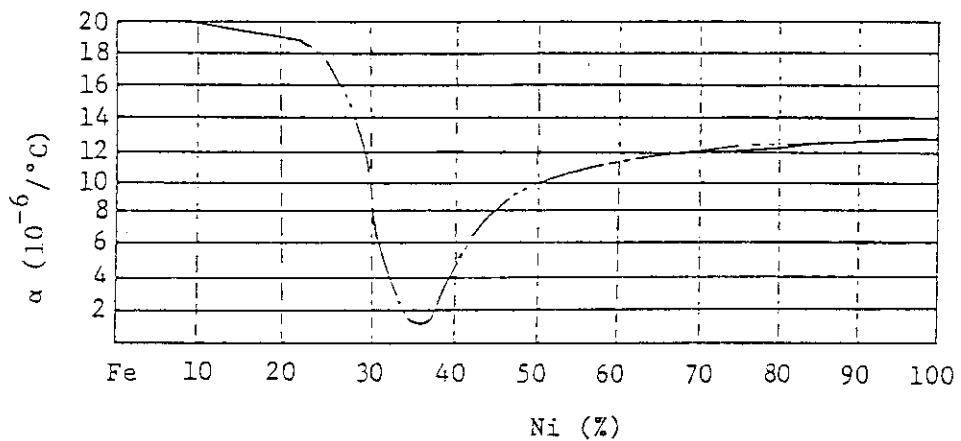


Fig. 4.2.1-5 Effect of Ni Content on Thermal Expansion Coefficient of Fe-Ni Alloy

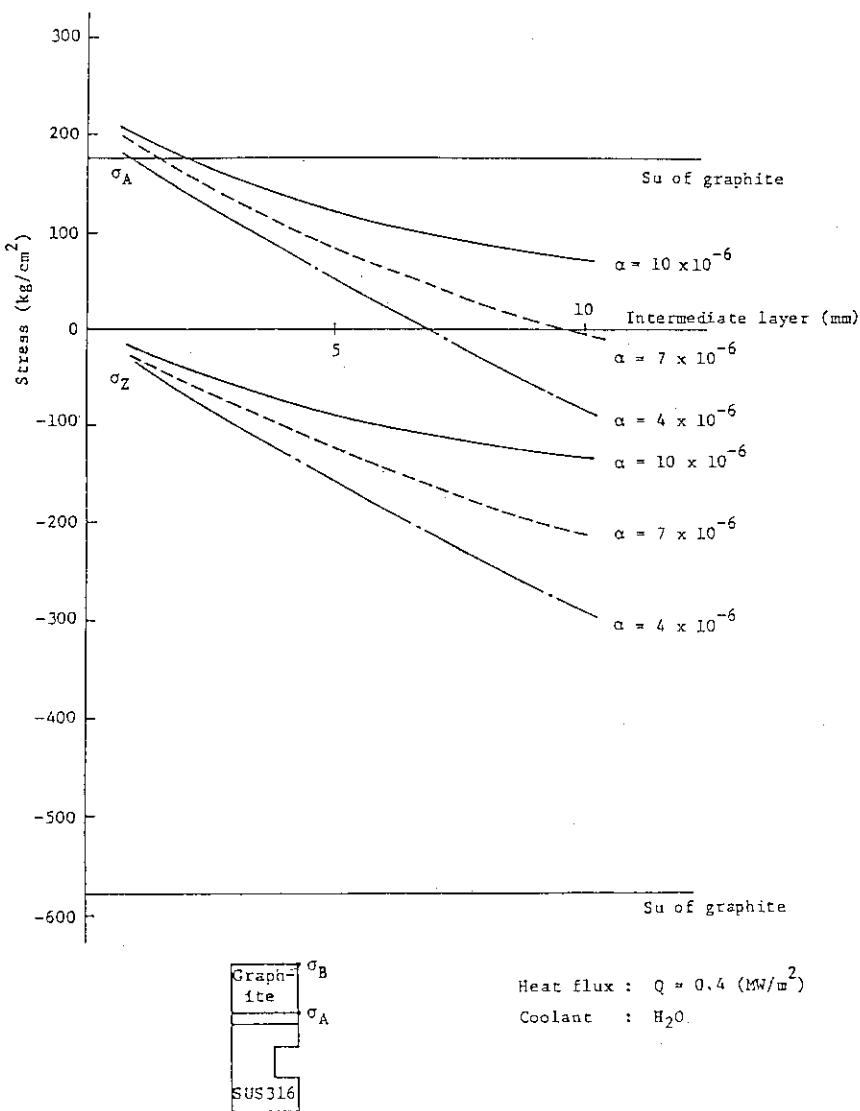


Fig. 4.2.1-6 Effect of Thickness and Thermal Expansion of Intermediate Layer on Stresses in Graphite

4.2.2 弹性解析によるディスラップション評価

表面熱流束 0.4 MW/m^2 の通常運転に対し十分な健全性を有する冶金接合構造（基材寸法 $a = 2 \text{ mm}$, グラファイト厚さ 10 mm , 中間層厚さ 3 mm ）について、Table 4.2.2-1 に示すディスラップションシナリオに対して2次元の弾性解析により評価を行った。解析モデルを Fig. 4.2.2-1 に示す。計算は平面応力要素を用いた、材料物性値の温度依存性は考慮せず、SUS 316 は 150°C 、中間層は 150°C 、グラファイトは 350°C の一定値を採用している。荷重条件は、 15.3 kg/cm^2 一定の冷却水圧力と、ディスラップションによる熱荷重とした。

ディスラップションに対する第一壁内の温度分布を Fig. 4.2.2-2 に示す。図には fast phase 終了時、slow phase 終了時、ディスラップション発生 0.5 秒後および 2 秒後の分布を示している。グラファイト表面はディスラップションにより最高 2470°C の温度に達している。しかしながら、中間層と基材のステンレス鋼に対してはディスラップションの影響は殆んどなく、通常運転時の温度分布をほぼ維持している。

fast phase 終了時、slow phase 終了時およびディスラップション発生 2 秒後のグラファイト内の応力状態を Fig. 4.2.2-3 に示す。プラズマ近傍のグラファイト内には、ディスラップションにより大きな圧縮応力が生じる。IG-11相当グラファイトの圧縮 S_u は約 58 MPa であり、これを図に併記しているが、この S_u を超えるグラファイト領域は、プラズマ表面から約 0.4 mm の深さまである。この領域では亀裂が生じる可能性が強い。もしき裂が発生した場合このき裂が脆的に大きく伝播するか否かは、不安定破壊解析により評価する必要がある。特にグラファイトは引張強度に比べて圧縮強度が大きく、熱負荷時の圧縮力によるせん断モードでクラックが進展する可能性もあり、今後実験、解析両面の検討が必要である。

Table 4. 2. 2-1 Characterization of Major and Minor Disruptions

Disruption Assumption:

	<u>Major</u>	<u>Minor</u>
Frequency: Stage I	: $5 \cdot 10^{-3}$	10^{-2}
Stages II and III	: 10^{-3}	$5 \cdot 10^{-3}$

Time for fast phase (energy quench) : 2 ms

Time for slow phase (current quench): 20 ms

Energy deposition:

divertor plate 1), 3)	: 100 MJ	25 MJ
first wall 1), 4)	: 100 MJ	25 MJ
first wall 2), 4)	: 90 MJ	—

Peak energy density:

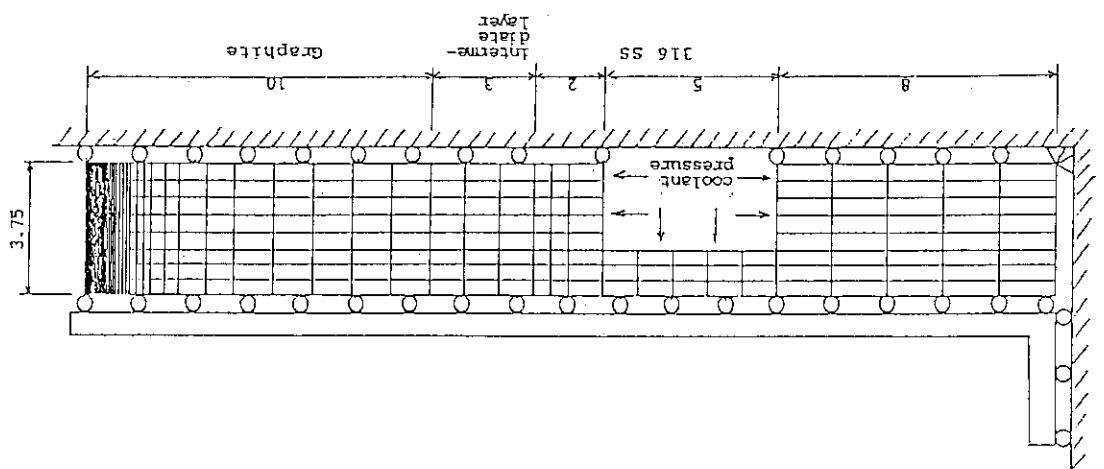
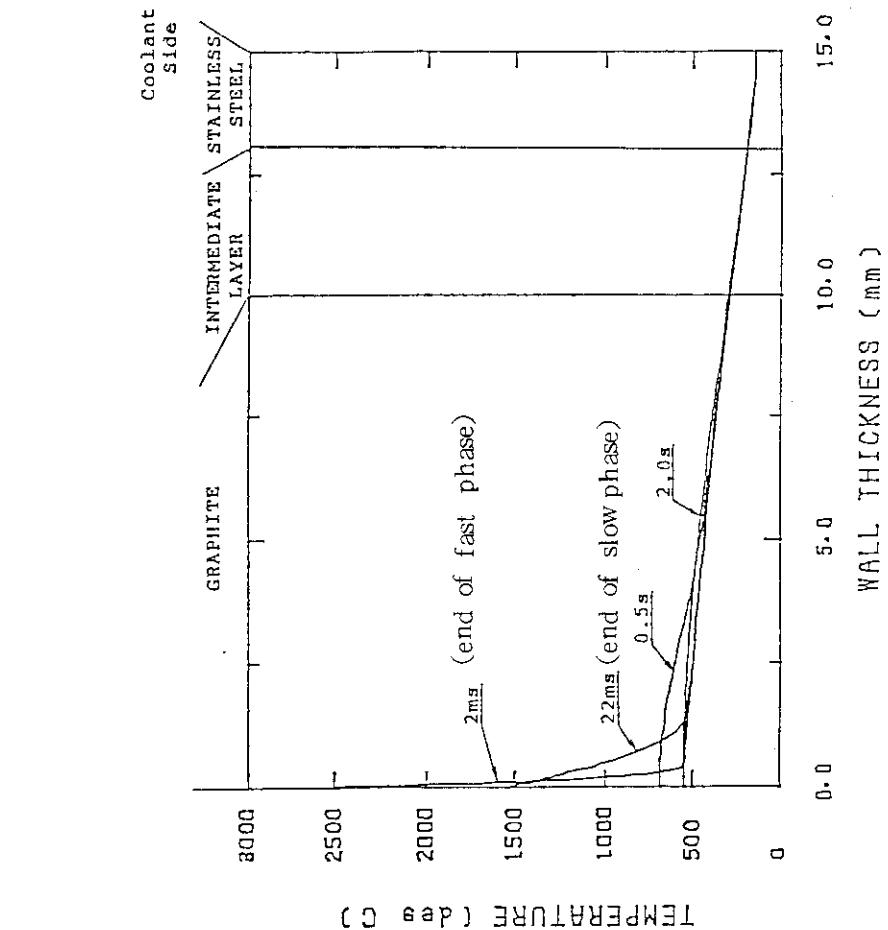
divertor plate 1)	: 290 J/cm^2	70 J/cm^2
first wall 1)	: 84 J/cm^2	21 J/cm^2
first wall 2)	: 76 J/cm^2	—

1) during fast phase

2) during slow phase by a factor 3 wider than the

3) distribution operating power load (see Table

4) peaking factor 3 III-7 of INTOR Phase two A, part
II Report.



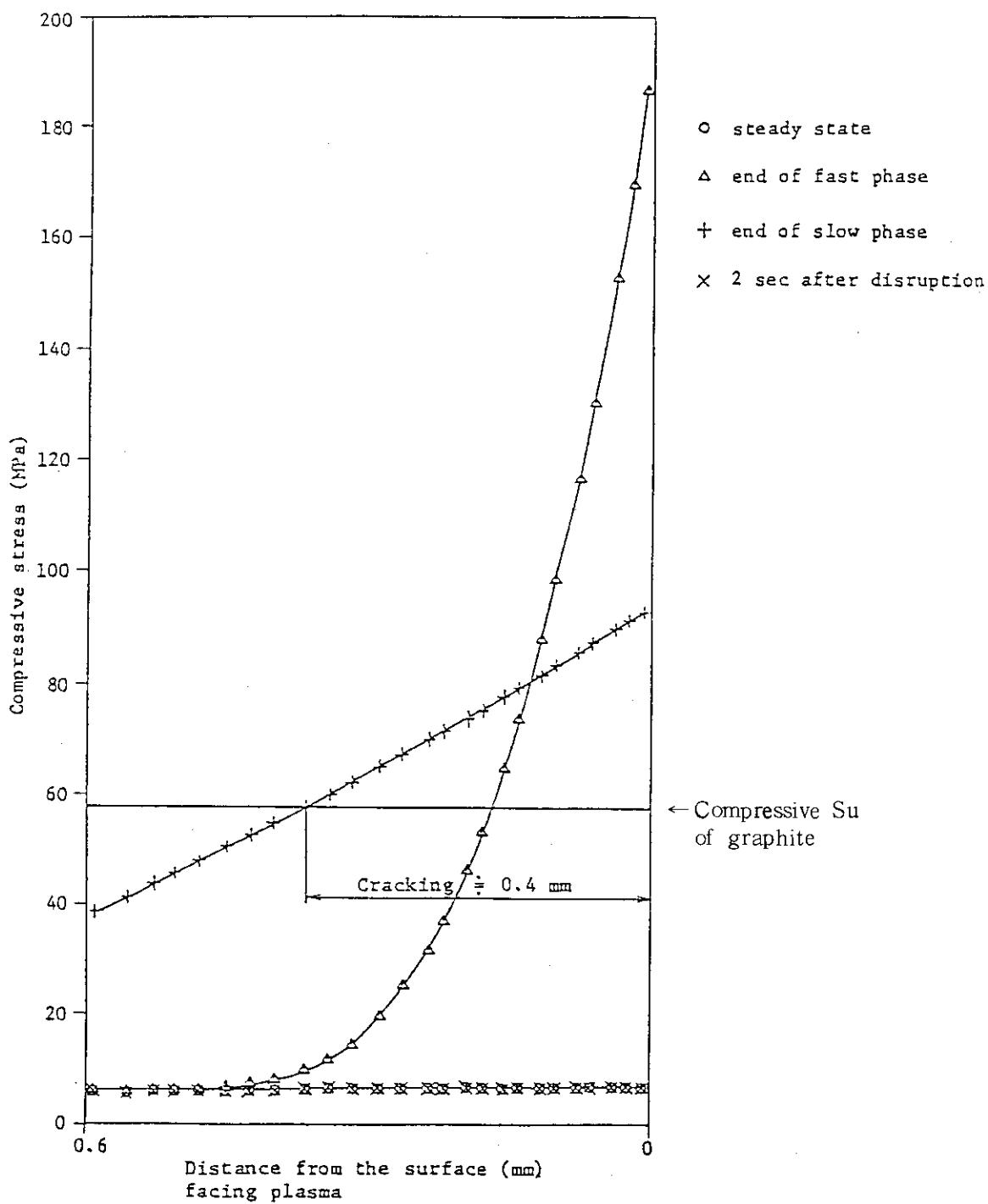


Fig. 4.2.2-3 Stress Distribution in Graphite Due to Plasma Disruption obtained from Elastic Analysis, and Cracking Region

4.3 グラファイト, C/C コンポジットの材料特性

グラファイト, あるいは炭素繊維強化炭素複合材 (Carbon fiber reinforced carbon composite, C/C composite) は, 低原子番号のアーマー材として現在国内外の核融合実験装置に使用されている。第一壁材料として使用するためにはこの他に,

- ① プラズマからの熱負荷に対して健全であること
- ② 粒子負荷に対して損耗量 (スパッタリング量) が小さいこと
- ③ 放出ガス量が小さいこと
- ④ 水素との反応性のデータ

等の性質が必要である。これらの使用条件は, 従来グラファイトが使用されている条件と異なるので, 評価に必要なデータが十分とは言えない。

まず, 第一壁は運転時に高温に加熱されるから高温領域のデータが不可欠である。また, F E R で設計されている中性子フルエンスは $0.3 \text{ MW} \cdot \text{Y} / \text{m}^2$ で, これは $\sim 2 \times 10^{21} \text{ 個} / \text{cm}^2$ に相当する。グラファイトはこの照射量で大きな影響を受けるため, 材料特性の検討において照射効果を除くことはできない。

高温領域のデータはロケットの分野で, 中性子照射損傷に関するデータは原子力分野でそれぞれデータが採られているが, 同一材料で両方をカバーするものではなく, 放出ガスや水素との反応に関するデータは非常に限られている。また, グラファイトは種類によって材料特性が大きく異なるため, 候補材料に対してこれらのデータを今後蓄積していくかねばならない。

最近 C/C コンポジットがグラファイトの強度特性を改善する材料として注目されている。これは Carbon ファイバーを繊維状に織ったもので, 引張強度, 破壊じん性が向上するものの, 他の性質に関するデータ取得はこれからである。ここでは現在得られているデータを紹介し, 各因子の影響を検討すると共に, 設計上の位置付けを述べる。

(1) 热特性

Table 4.3-1 は H-451 の熱特性の温度依存性と照射効果の表で, 热伝導率, 比熱が温度に強く依存する。Fig. 4.3-1 は各種グラファイトの熱伝導率の温度依存性, Fig. 4.3-2 は照射効果の依存性である。照射効果は照射温度の影響も大きい。Fig. 4.3-3, 4.3-4 はそれぞれ線膨張係数の温度依存と照射特性である。

(2) 強度特性

Table 4.3-2 は H-451 の強度特性の温度依存性と照射効果で, Fig. 4.3-5 ~ 4.3-7 は各種グラファイトの引張強度と圧縮強度の温度依存性である。通常の金属と異なり, 高温領域で強度が上昇する。また Fig. 4.3-8 ~ 4.3-10 に示される様に中性子照射によっても強度は上昇するが, 同時に破断歪が低下し, 材料はさらにせい化することがわかる。

Fig. 4.3-11 ~ 4.3-13 は弾性係数の温度依存性と照射依存性で, 温度の影響は比較的小さく, 温度上昇に伴ってヤング率はなめらかに上昇する。一方照射依存性は複雑で, Fig. 4.3-13 に依れば照射温度にも強く依存する。

グラファイトはアーマーとして用いられるので, 健全性として問題となるのは, ディスラップション時の熱衝撃と通常運転時の疲労である。ディスラップションの継続時間は極めて短かく, 受熱面表面に熱歪が集中するため熱衝撃抵抗として ε / α を考えることができる。即ち, 線膨張で生ずる歪の許容

限度を示す値で、Fig. 4.3-14によれば中性子照射と共に減少する。特に $1 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ 迄の減少量が大きい。また、Fig. 4.3-15はIG-110の疲労曲線、Fig. 4.3-16はIG-11のクラック進展曲線で、応力比の影響が大きい。これは冷却時の残留応力を評価する必要があり、グラファイトも非線形の取扱いが必要であることを示している。

Table 4.3-3はGraphNOL N3Mの照射の影響を定性的にまとめたものである。アーマーとして線膨張係数が～75%に減少するのは好ましいが、それ以上に熱伝導率、歪の減少量が大きく、全体として材料は劣化の傾向にある。

(3) スパッタリング

グラファイトの大きな欠点はスパッタリング率が大きいことである。金属に比べて約1桁は大きい。Fig. 4.3-17～4.3-19はスパッタリング率の測定値であるが、Fig. 4.3-19に示すように化学スパッタリング（メタン生成の測定例）において、粒子のエネルギー及び温度の依存性が大きい。極大値は温度で500°C程度、エネルギーで1 keV程度であるが、温度は1200°C以上で再び化学スパッタリングが上昇するという報告もある。⁽⁴⁾ また、Fig. 4.3-19でメタンの生成率が入射粒子束に比例していないことから、FER第一壁のイオンフラックス $1 \times 10^{18} \text{ 1/cm}^2 \text{ s}$ に対する損耗量算出には不確かさがある。

(4) 升温脱離特性

FERのプラズマ真空容器は初期状態で 10^{-8} Torr 以下、プラズマ燃焼前は 10^{-5} Torr に保たれねばならない。従って、昨年度迄の設計では、第一壁材料の放出ガス量はSUS並み、即ち150°C程度のベーキングで $10^{-11} \text{ Torr} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{sec}$ 以下を考えている。

グラファイトは核融合装置で使用される前迄真空容器内で使用されなかつたため、放出ガス量のデータは極めて限られている。

Fig. 4.3-20, 4.3-21に各種グラファイトの放出ガス量の測定例を示す。グラファイトは元來多孔質材料であって、放出ガス量は金属に比べて格段に大きい。放出ガス量の単位も単位重量当たりのガス量で表わしている。放出ガス量はグラファイトの種類のみならず前処理によって大きく異なるため、これを含めた実験データの蓄積が必要である。

(5) C/C コンポジット

C/Cコンポジットは宇宙開発用耐熱材料として研究開発され、現在ロケット用ノズル、スペースシャトル用ノーズリーディングエッジ等で使用されている。材料の特性は原料や製造条件によって異なるが、代表例としてFig. 4.3-22～4.3-23に特性値を示す。Fig. 4.3-22に示される様に熱伝導率、熱膨張率は組成・方向によって数倍の差を生ずる。機械的性質のグラファイトとの比較をTable 4.3-4に示す。この中で特に改善されるのは引張強度と破壊じん性値で、特に破壊じん性値は熱衝撃に対して有利である。ただし、この他の必要なデータ、例えばスパッタリング率、昇温脱離特性等は今後蓄積していかねばならない。

参 考 文 献

- (1) U. S. FED INTOR Critical Issues , Vol 1, 1982 Oct.
- (2) 石山, 私信, 1986.
- (3) 石山, 奥, “微粒等方性黒鉛の低サイクル疲労寿命”, JAERI-M 86-145, 1986.
- (4) INTOR Phase Two A Part 1, IAEA, Vienna (1983), 244.
- (5) J. Roth, Journal of Nuclear Materials, 145-147 (1987) 87-95.
- (6) A. E. PONTAU, D. H. MORSE, Journal of Nuclear Materials, 141-143 (1986), 124.
- (7) Getzel C. G., High Temp-High Press., 12, 12~22 (1980).
- (8) Tayor R. E., Groot H., Shoemaker R. L., Am. Inst. Aeronaut., 81-1103, 1-6.
- (9) 佐藤ら, 茨城大学工学部研究集報, Vol 33 (1985).

Table 4.3-1 Thermophysical Properties of H-451 Graphite⁽¹⁾

Property	Direction in Log	Unirradiated Value at:				Value after Irradiation to 10^{26} n/m ² at:					
		300 K	800 K	1300 K	1800 K	2300 K	300 K	800 K	1300 K	1800 K	2300 K
Thermal conductivity (W/m-K) ^a	Axial Radial	141 134	82 79	58 55	48 46	42 40	— —	25 23	34 31	41 39	42 40
Thermal expansivity (10^{-6} K ⁻¹) ^a	Axial Radial	4.0 4.5	4.0 4.5	4.6 5.1	5.0 5.5	5.4 5.9	— —	4.6 5.2	2.6 2.9	2.5 2.8	— —
Specific heat, C_p (J/kg-K) ^b	710	1620	1890	1990	2050	710	1620	1890	1990	1990	2050
Vapor pressure (Pa) ^b	—	—	—	10^{-15}	1.7×10^{-7}	1.2×10^{-2}	— —	— —	10^{-15}	1.7×10^{-7}	1.2×10^{-2}
Normal total emittance ^b	—	0.75	0.82	0.82	0.82	0.82	0.75	0.82	0.82	0.82	0.82
Debye temperature (K) ^b	A-axis C-axis	—	—	—	—	—	2480 2480	— —	— —	— —	— —
							180 180				

^a Includes limited extrapolation at high temperatures.^b Data from other grades of graphite.

Table 4.3-2 H-451 Graphite; Mechanical Properties (1)

Property	Direction in Log	Unirradiated Value at:						Value after Irradiation to 10^{26} n/m^2 at:			
		300 K	800 K	1300 K	1800 K	2300 K	300 K	800 K	1300 K	1800 K	2300 K
Tensile strength (MPa) ^a	Axial	13.7	15.4	17.1	18.9	20.6	--	23.1	28.4	26.7	--
	Radial	10.8	12.2	13.5	14.9	16.2	--	18.3	22.4	21.1	--
Flexural strength (MPa) ^a	Axial	20.3	22.9	25.4	28.0	30.5	--	34.4	42.1	39.6	--
	Radial	17.4	19.6	21.8	24.0	26.1	--	29.4	36.2	33.9	--
Compressive strength (MPa) ^a	Axial	51.9	58.4	64.9	71.4	77.9	--	87.6	107.6	101.0	--
	Radial	49.6	55.8	62.0	68.4	74.9	--	83.7	102.8	96.7	--
Young's modulus (GPa) ^a	Axial	7.9	8.5	9.1	9.7	10.3	--	19.1	25.0	19.4	--
	Radial	6.9	7.4	8.0	8.5	9.0	--	16.7	22.0	17.0	--
Poisson's ratio ^a	All	0.11	0.11	0.11	0.11	0.11	--	0.11	0.11	0.11	--
Tensile fatigue (Limit 99% survival to 10^5 cycles) (MPa) ^{a,b}	Axial	6.0	6.8	7.5	8.3	9.0	--	11.8	14.5	13.6	--
	Radial	5.4	6.1	6.8	7.4	8.1	--	9.9	12.1	11.4	--
Critical stress intensity factor $K_I C$ (MN/m) ^c	All	1.0	--	--	--	--	--	--	--	--	--
Secondary creep strain rate under 5 MPa (s ⁻¹) ^d	Axial	--	--	3×10^{-10}	4×10^{-9}	--	1.4×10^{-10}	2.9×10^{-10}	7.1×10^{-10}	--	--
	Radial	--	--	3×10^{-10}	4×10^{-9}	--	1.6×10^{-10}	3.3×10^{-10}	7.1×10^{-10}	--	--

^a Data at high temperatures extrapolated.^b Tension-compression stress cycle.^c Data from similar grades of graphite.^d Unirradiated data from other grades of graphite; irradiated data assume neutron flux of $10^{18} \text{ n/m}^2\text{-s}$.

Table 4.3-3 Extrapolated Property Values for Irradiate GraphNOL N3M⁽¹⁾

Property	Generalized Behavior	Numerical Values
Thermal conductivity	Monotonic exponential decrease, saturating at about half-life	Saturates at about 30 W/(m·K)
Thermal expansion	Rapid rise and fall within first third of life	Maximum at perhaps 50% over initial value. Saturates at about 75% of initial value
Tensile strength	Linear falloff with fluence	About 50% of initial value at end-of-life
Strain-to-failure	Gradual falloff saturating at about half-life	Saturates at about 40% of initial value
Moduli (Young's and shear)	Gradual increase, saturating at about half-life	Saturates at 2.5-3 times initial value
Radiation creep	No information; appears to be relatively insensitive to graphite grade	Assume behaves as other nuclear graphites

Table 4.3-4 Experimental results of three C/C composites and a graphite IG-11. (9)

specimen	C/C-A* ¹	C/C-B* ²	C/C-C* ³	IG-11* ⁴
Carbon fiber	pitch	PAN	rayon	-
Heat treat. tem. (°C)	3000	3000	3000	3000
Bulk density (g/cm ³)	1.68	1.77	1.57	1.76
Young's modulus E (GPa)	13.5	26.3	17.0	10.5
Bending strength σ _b (MPa)	65.7	96.9	-	39.6
Electric resistivity ρ (μΩ·cm)	-	400	-	1274

^{*1}; pitch carbon fiber felt reinforced.^{*2}; PAN carbon fiber felt reinforced.^{*3}; rayon carbon fiber satin cloth reinforced.^{*4}; fine grain, isostatic mold graphite.

composites and a graphite IG-11.		A* ¹	B* ²	C* ³	IG-11
Bulk density Y (g/cm ³)		1.68	1.77	1.57	1.76
Young's modulus E (GPa)		13.5	26.3	17.0	10.5
Vickers hardness Hv (MPa)*		135	163	-	172
Bending strength σ _b (MPa)		65.7	96.9	-	39.6
Tensile strength σ _t (MPa)		35.7	55.4	68	28
	R.T.				
	800°C	43.4	65.4	88	30
	1600°C	42.0	50.4	102	37
	2400°C	62.7	83.0	111	44
Fracture toughness K _{IC} (MPam ^{1/2})		2.96	3.44	4.0	0.8
	R.T.				
	800°C	2.82	3.58	5.5	0.8
	1600°C	4.64	6.75	6.1	1.0
	2400°C	5.30	12.9	7.0	1.9
Thermal diffusivity α (mm ² /sec)		62.4	56.6	-	43.0
Thermal shock resistance Δ (W/mm)		>148	>155	>171	50±6
Thermal shock fracture toughness G (W/mm ^{1/2})		779	805	856	33±3

^{*1} pitch C/C composite. ^{*3} 2D rayon C/C composite.^{*2} PAN C/C composite. ^{*4} Load 5kg.

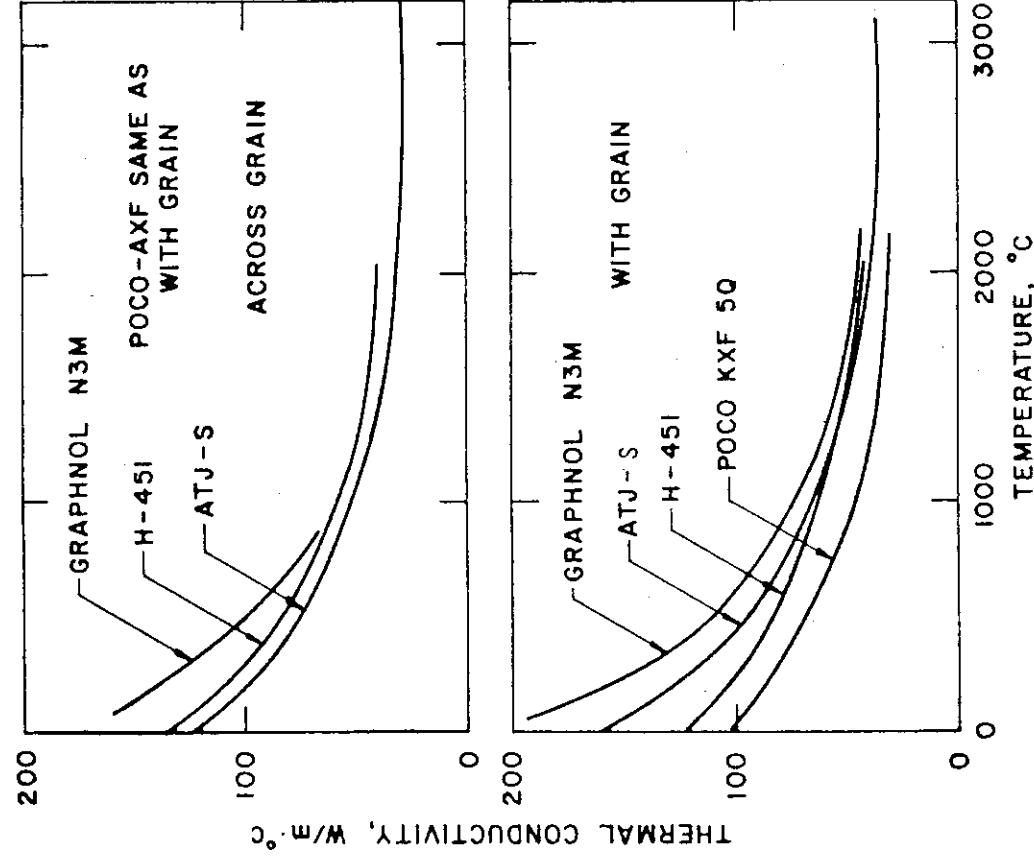


Fig. 4.3-1 Thermal conductivity of representative grades of graphite, as a function of temperature (1)

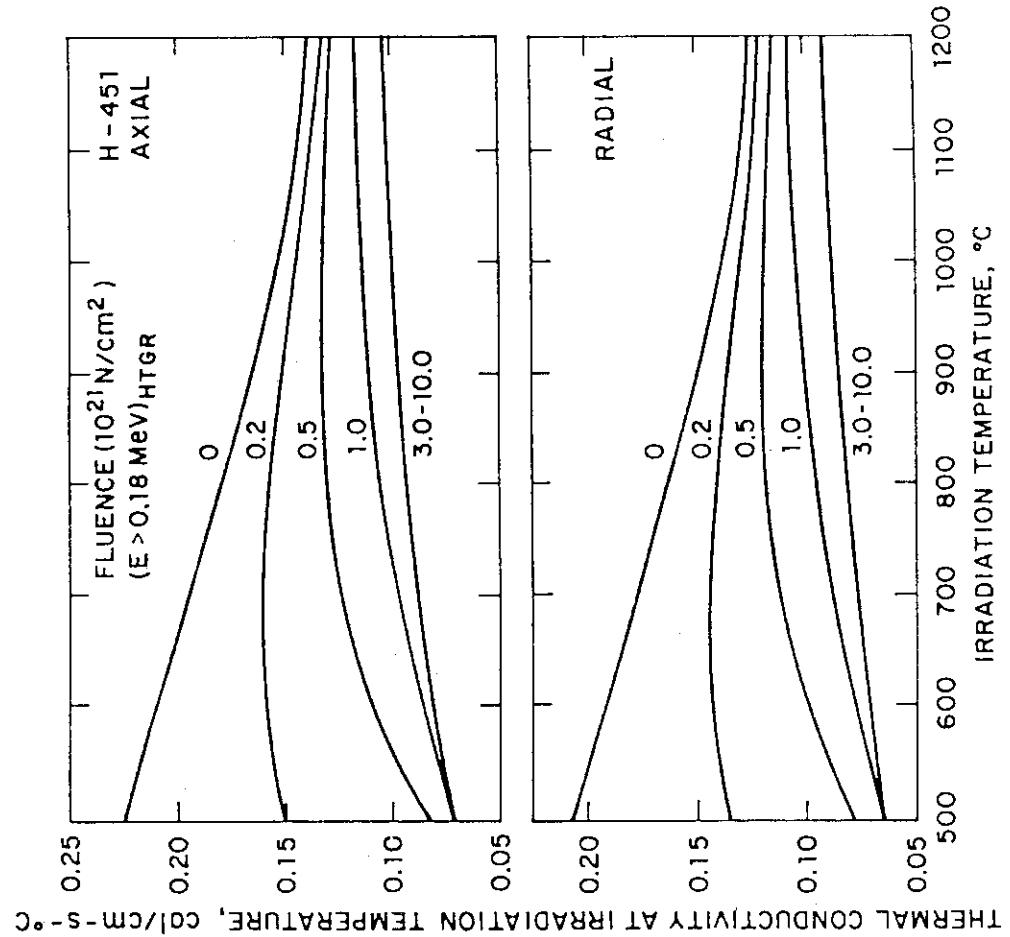


Fig. 4.3-2 Thermal conductivity of H-451 near-isotropic graphite at irradiation temperature as a function of irradiation temperature (1)

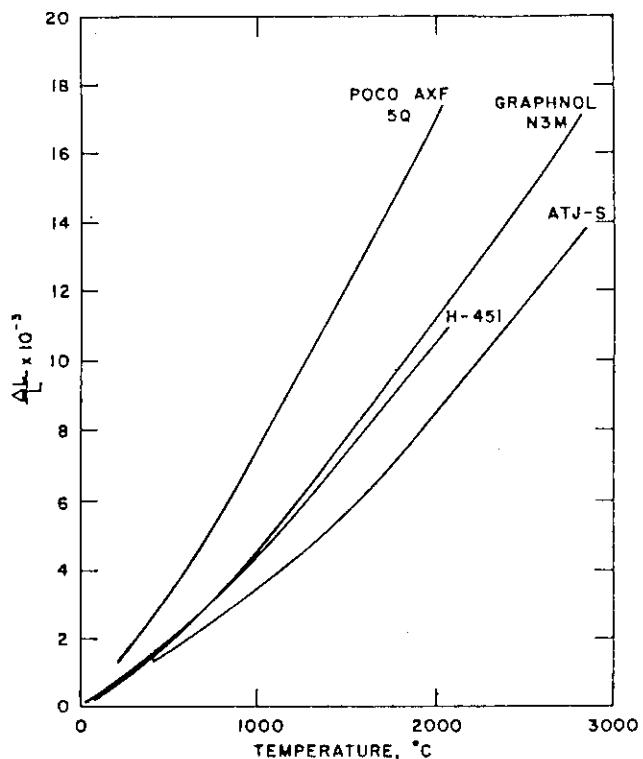


Fig. 4.3-3 Thermal expansion as a function of temperature for several grades of graphite. Values shown are for orientation with the grain. Values across the grain would be higher by about 10% for GraphNOL-N3M and H-451 grades⁽¹⁾

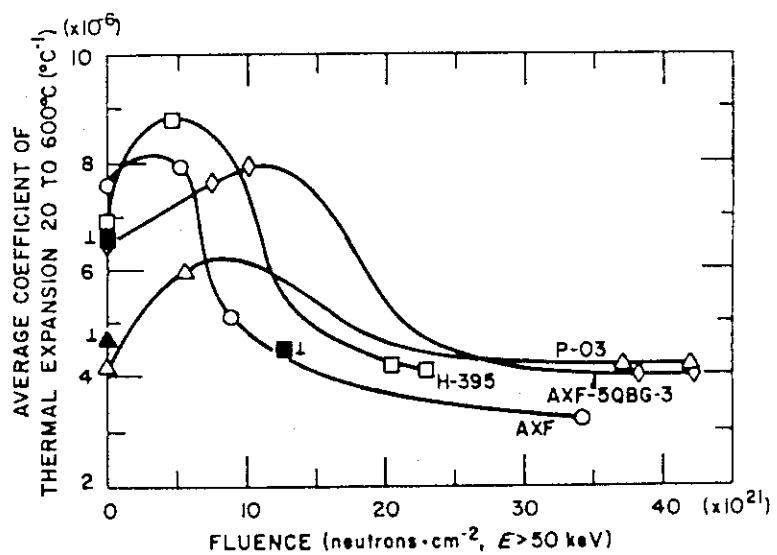


Fig. 4.3-4 The average coefficients of thermal expansion from 20 to 600°C versus fluence accumulated at 715°C for graphite grades AXF, AXF-5QBG-3, H-395, and P-03.⁽¹⁾

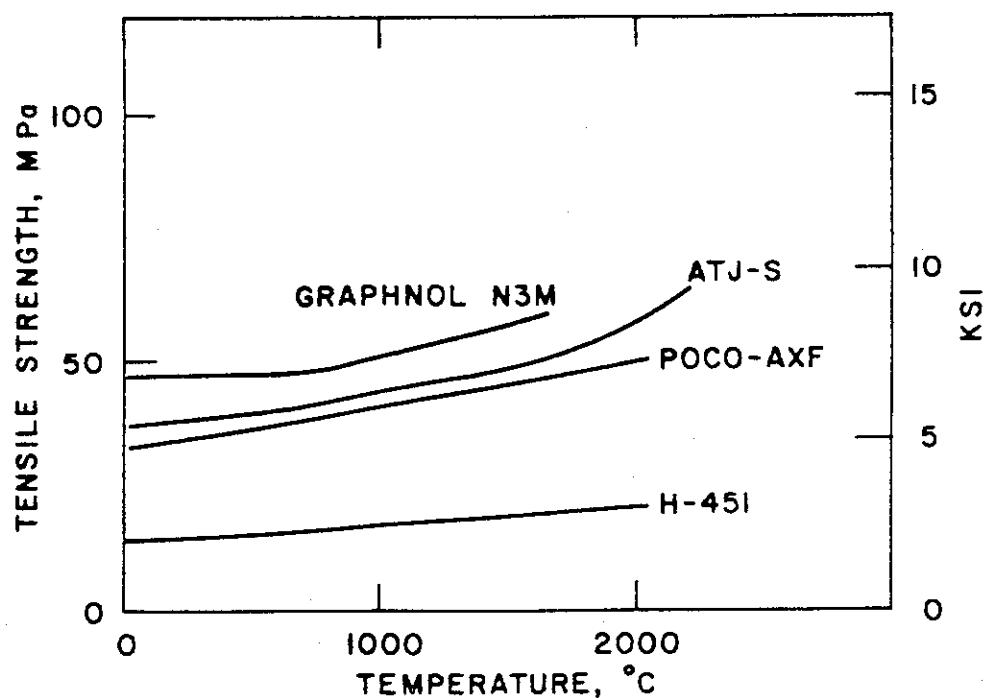


Fig. 4.3-5 Ultimate tensile strength of several graphite grades. These measurements are with the grain; values measured across the grain are somewhat lower⁽¹⁾

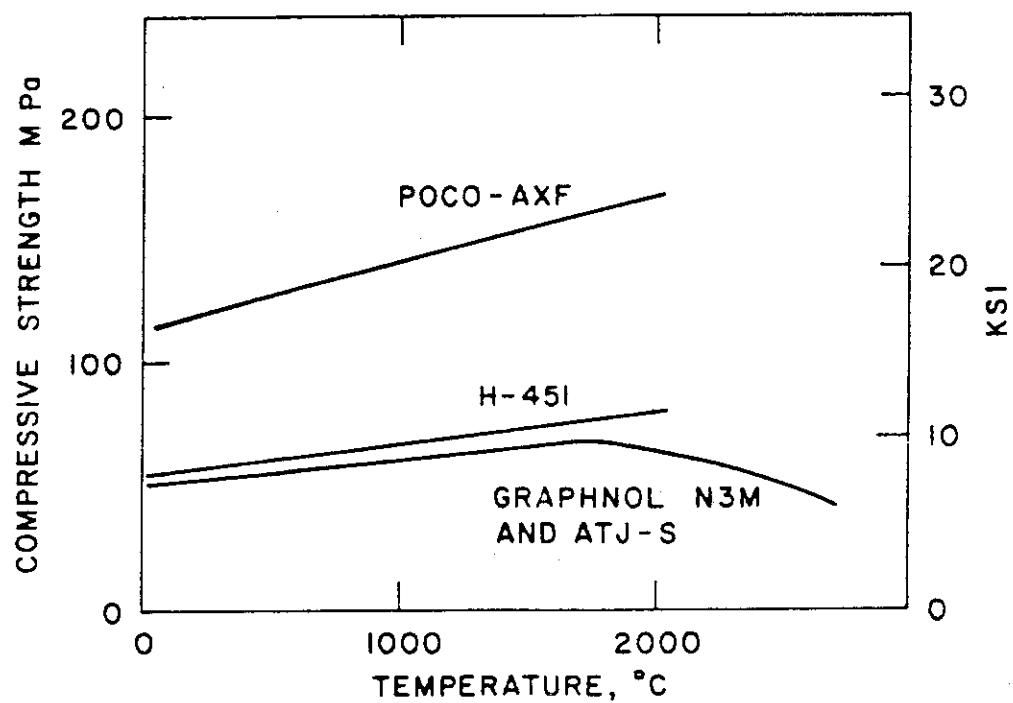
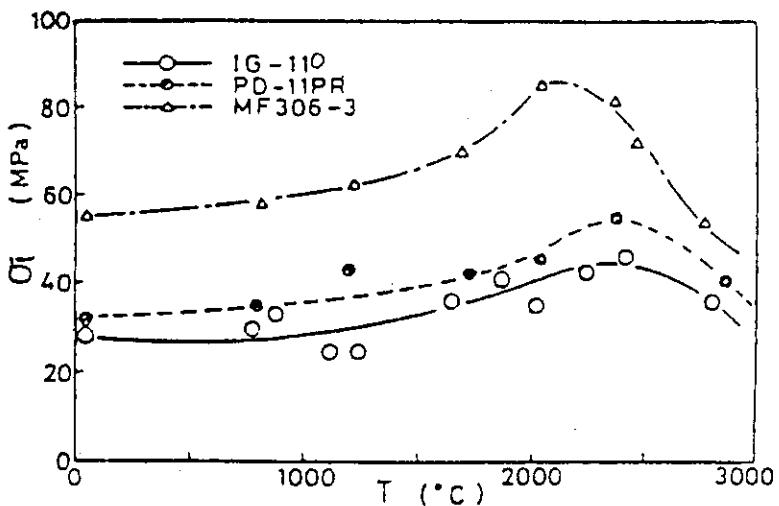
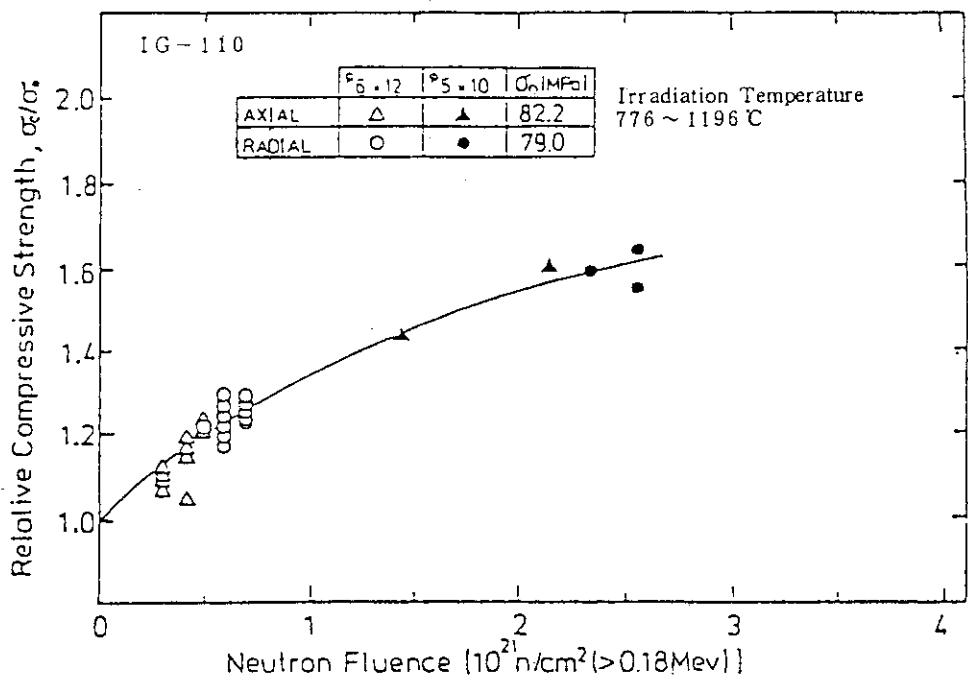


Fig. 4.3-6 Compressive strength of graphite as a function of test temperature⁽¹⁾

Fig. 4.3-7 Temperature Dependence of Tensile Strength⁽²⁾Fig. 4.3-8 Irradiation Effect on IG-100 Graphite Compressive Strength⁽²⁾

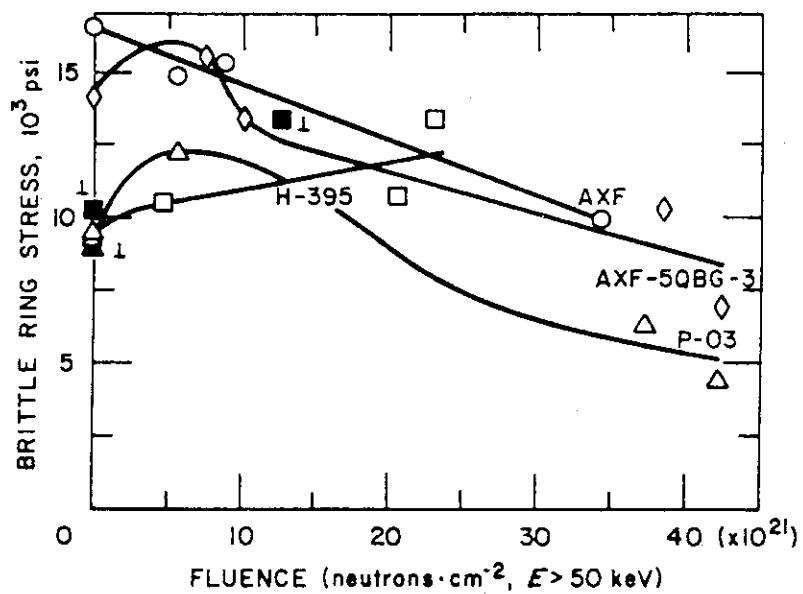


Fig. 4.3-9 Brittle ring strength versus fluence accumulated at 715°C for graphite grades AXF, AXF-5QBG-3, H-395, and P-03.(1)

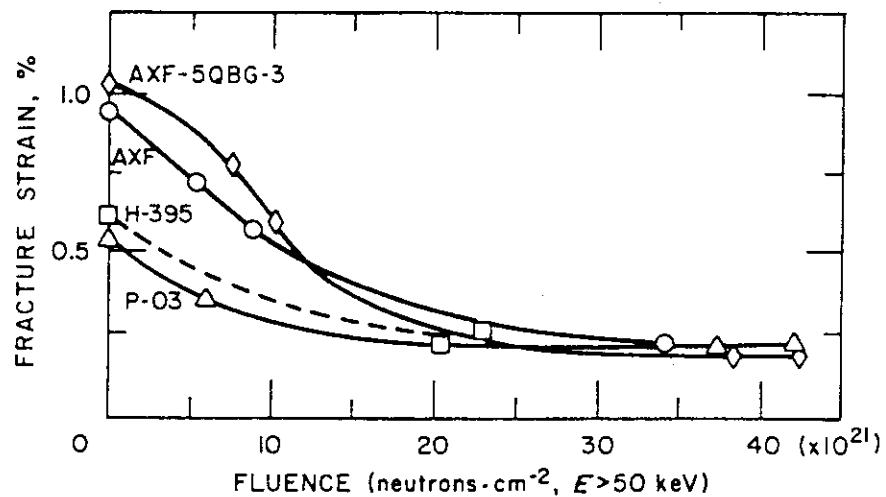


Fig. 4.3-10 Brittle ring fracture strain versus fluence accumulated at 715°C for graphite grades indicated.(1)

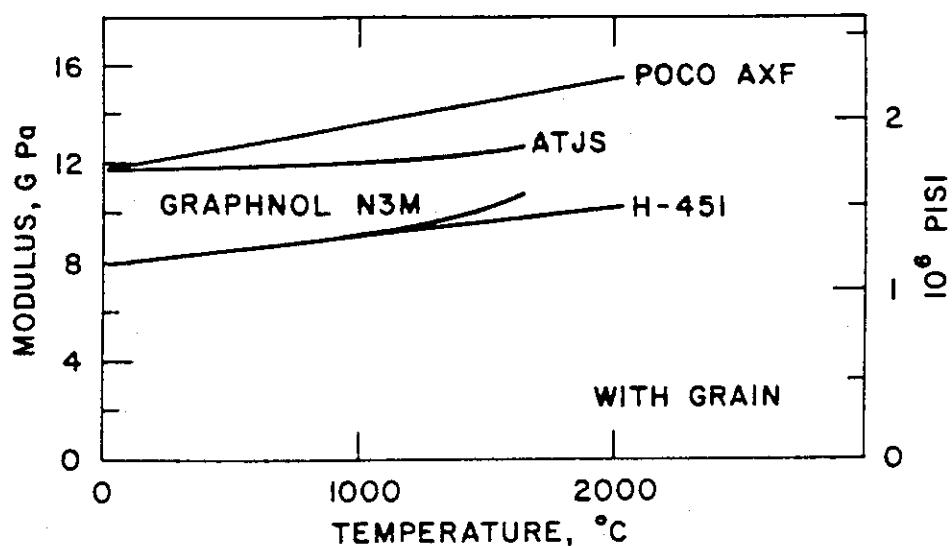


Fig. 4.3-11 Young's modulus, as a function of temperature, for several grades of graphite. The modulus values are measured with the grain; values across the grain are < 10% lower for GraphNOL-N3M and H-451.(1)

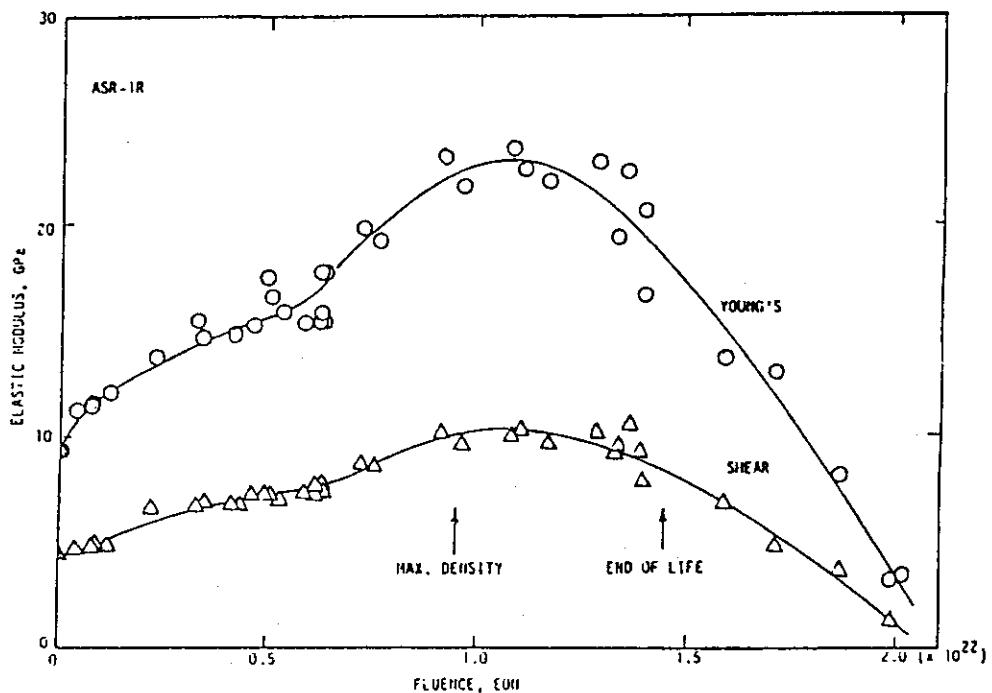


Fig. 4.3-12 Young's and Shear modulus of graphite are proportionally changed by irradiation.(1) (ASR-1R)

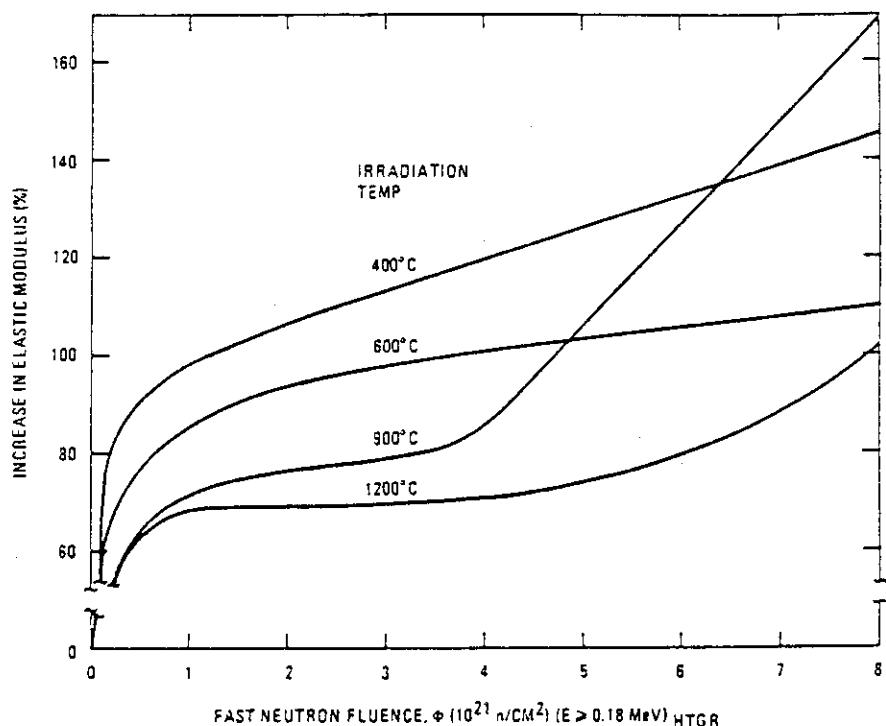


Fig. 4.3-13 Change in elastic modulus of graphite with neutron fluence.(1) (H451)

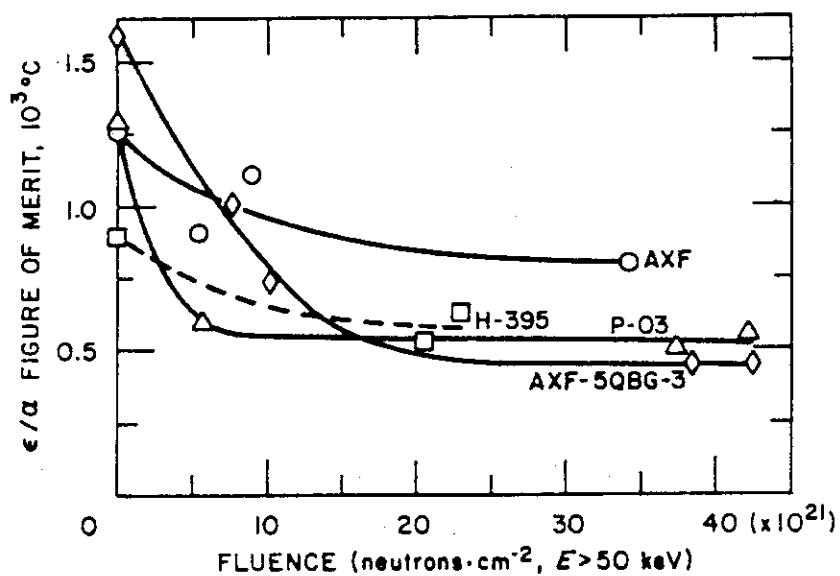


Fig. 4.3-14 A modified figure of merit for thermal shock resistance versus fluence accumulated at 715°C for graphite grades AXF, AXF-5QBG-3, H-395, and P-03.(1)

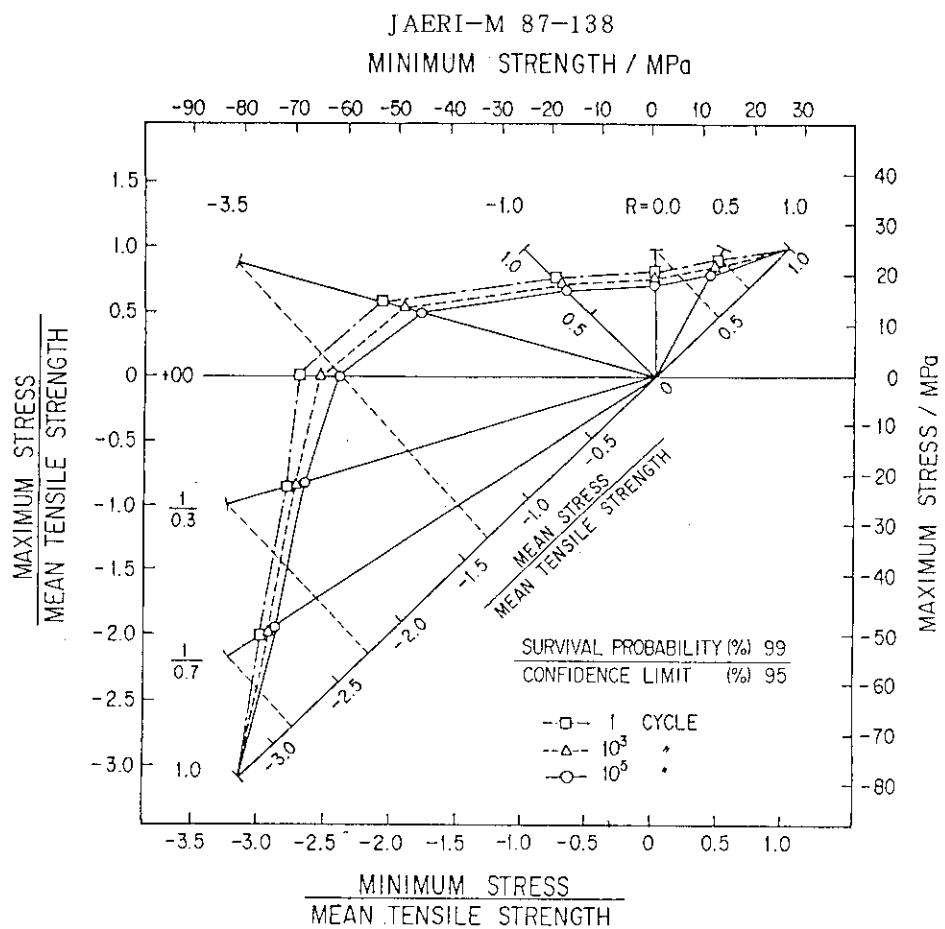


Fig. 4.3-15 99/95 equi-fatigue life diagram⁽³⁾ (IG110)

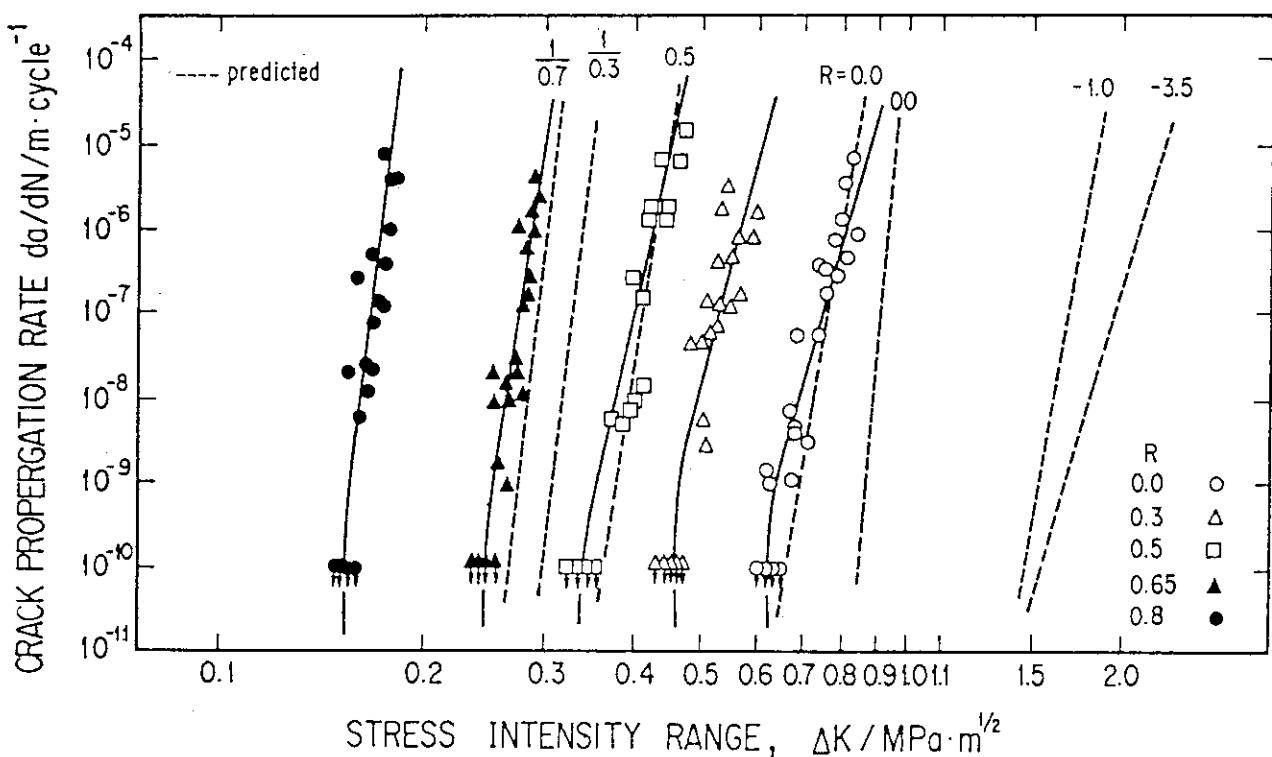


Fig. 4.3-16 Crack growth rate of IG-11 graphite(3)

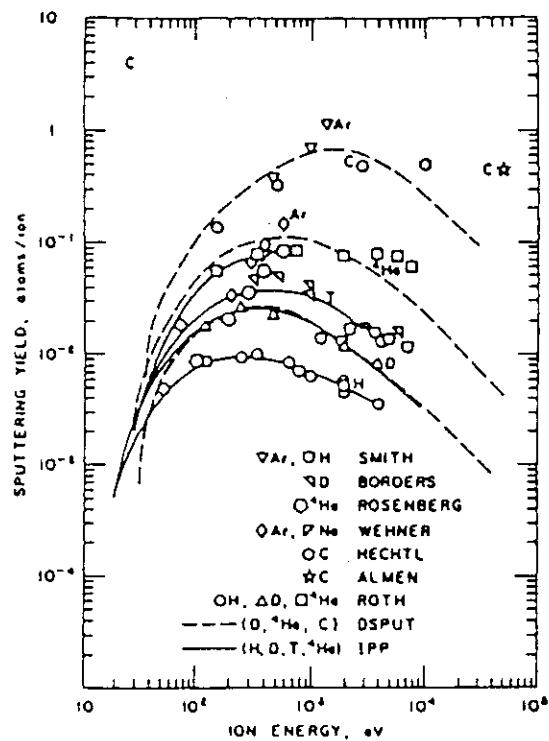


Fig. 4.3-17 Energy-Dependent Physical Sputtering Yields for Graphite.(4)

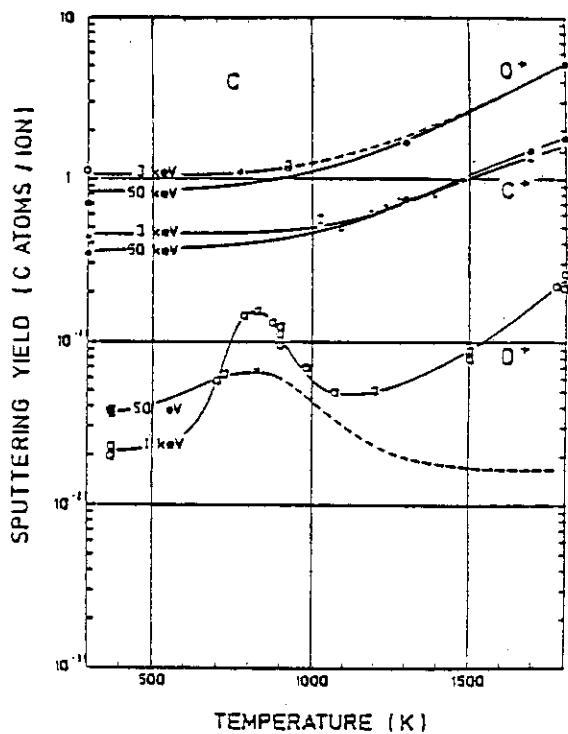


Fig. 4.3-18 Temperature dependence of the sputtering Yield of C at different energies for D, O and self-ions.(5)

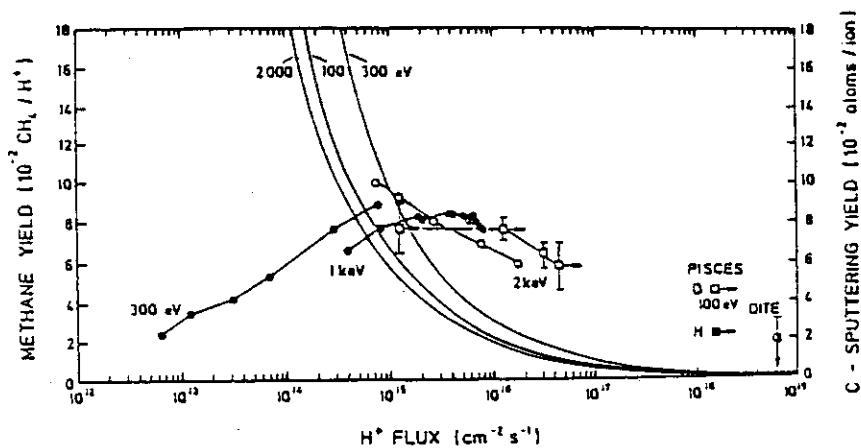


Fig. 4.3-19 Flux dependence of the measured chemical sputtering yield compared to model predictions. Solid points are data for hydrogen, open points for deuterium. For PISCES both hydrogen and deuterium data were obtained at 100 eV. The DITE measurements give only an upper limit.(5)

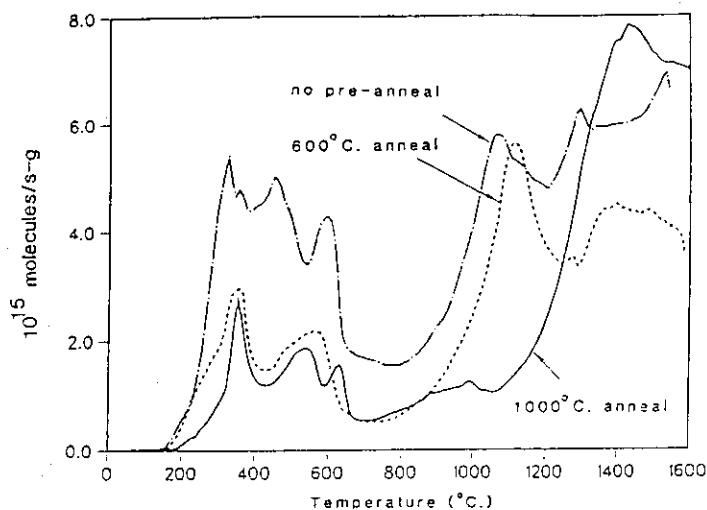
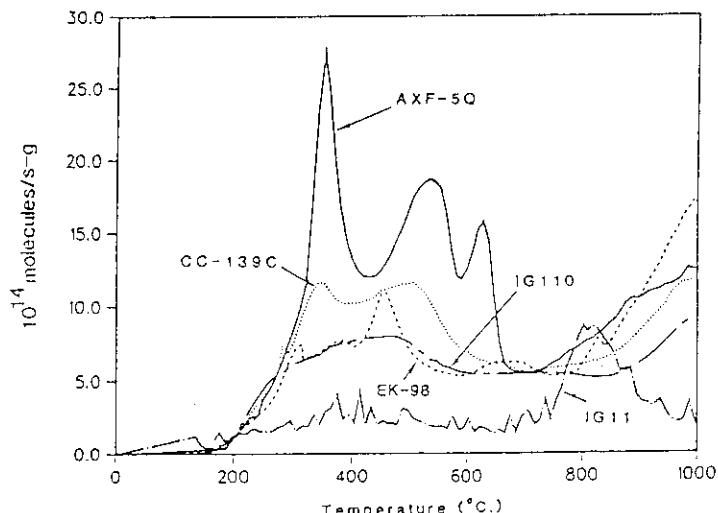


Fig. 4.3-20 Variation of outgassing spectrum with anneal temperature for AXF-5Q exposed to air for 2 days. (6)



Total gas desorbed below 750°C following 2 day air exposure

Sample ⁱⁱ	Weight (g)	Desorption ($\times 10^{14}$ molecules/g)					Desorption ($\times 10^{14}$ e/g)
		H ₂	H ₂ O	CO	CO ₂	HC	
1. AXF-5Q	0.43	6.5	33	12	7.4	9.1	8.2
2. AXF-5Q-BG	0.51	3.3	27	15	11	12	9.7
3. EK-98	0.34	10	4.5	11	1.8	9.5	4.2
4. FE-159	0.21	17	14	15	20	15	6.7
5. FE-159I	0.28	1.8	29	6.7	7.9	13	8.2
6. IG-11	0.45	1.6	6.1	2.5	1.4	1.5	1.6
7. IG-110	0.39	7.2	8.6	9.7	2.5	7.0	4.2
8. CC-139C	0.25	5.1	19	9.3	2.0	10	5.6
9. K-Karb ^{vi}	0.30	39	51	33	39	70	24
10. 3D-Weave	0.23	120	420	790	590	150	310

ⁱⁱ Manufacturer, (comments), source: 1. Poco, J. Kopel, Poco; 2. Poco, (impregnated AXF-5Q), J. Kopel; 3. Ringsdorf, J. Linke, KFA, Juelich; 4. Schunk & Ebe, J. Link; 5. S & E, (impregnated FE-159), J. Link; 6. Toyo, A. Miyahara, IPP Nagoya; 7. Toyo, (Purified IG-11), A. Miyahara; 8. Hitco, (2D weave), S. Lee, Hitco; 9. Kaiser Aerotech (2D weave, C. Higdon, K.A.; 10. Kaiser Aerotech, C. Higdon.

^{vi} 5 day air exposure.

Fig. 4.3-21 Outgassing spectra for several materials:
(a) annealed at 1000°C for 18 h.
(b) exposed to air for 2 days. (c) held in vacuum at 125°C for 1 h and (d) desorbed at 1°C/s. These samples are included in the data of above table. (6)

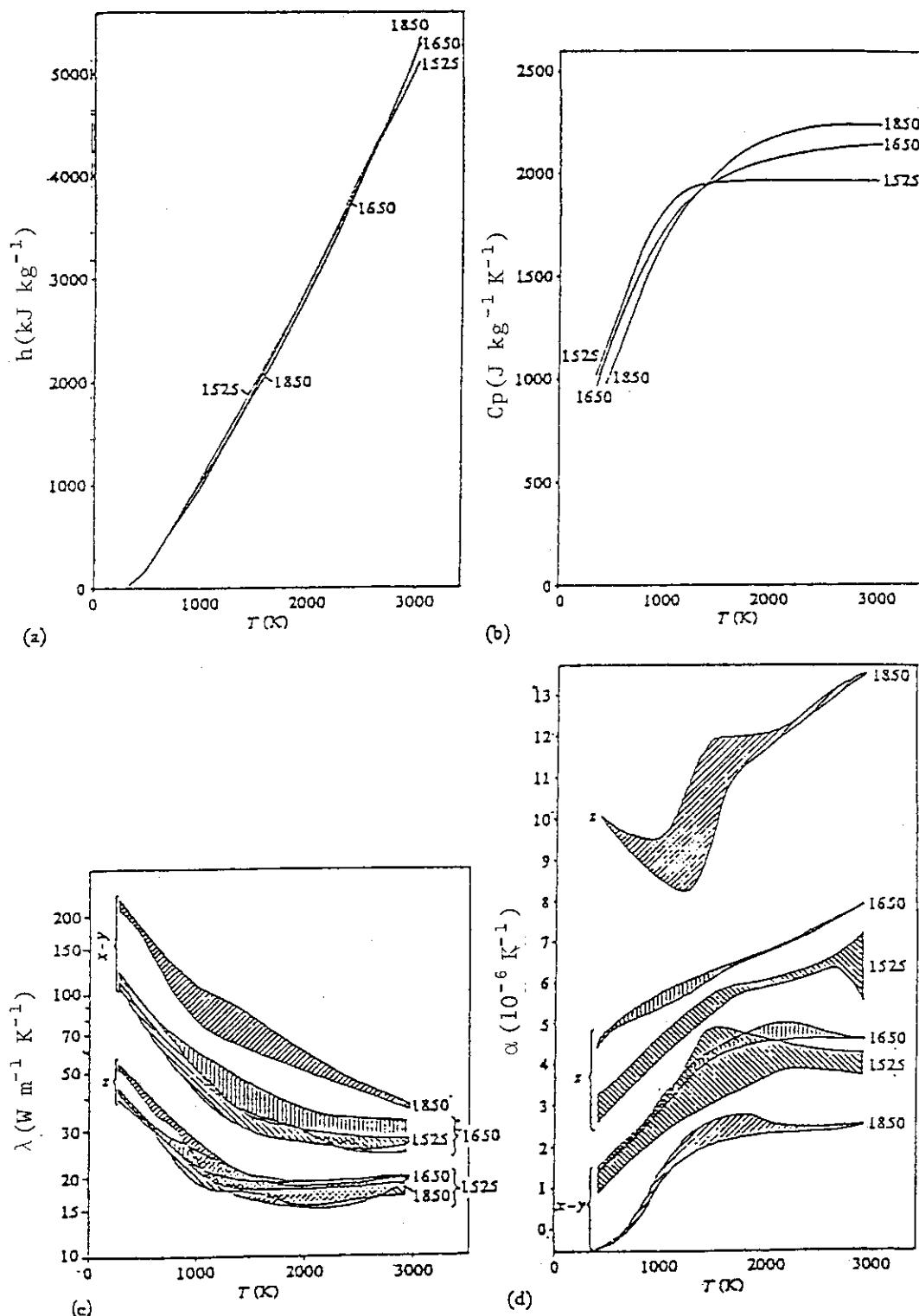


Fig. 4.3-22 Temperature Dependence of Thermal Properties of Different Density C/C⁷

a) Enthalpy

b) Specific Heat

c) Thermal Conductivity

d) Thermal Expansion

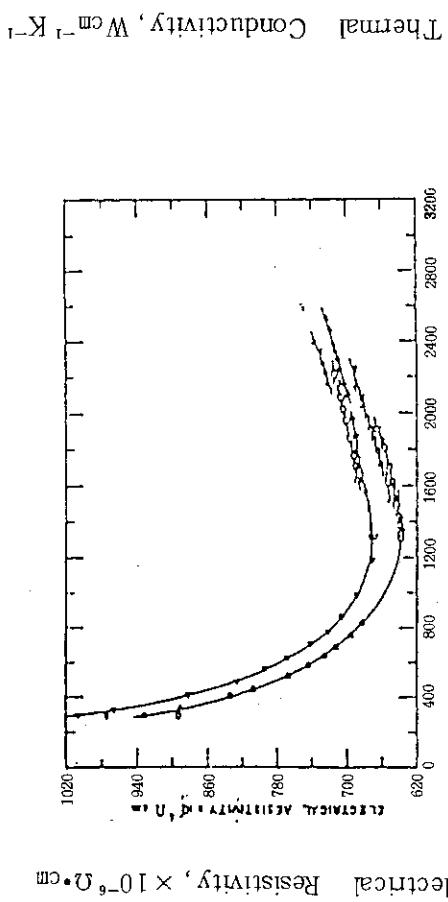


Fig. 4.3-2 3(a) Electrical Resistivity of 3-D C/C(8)

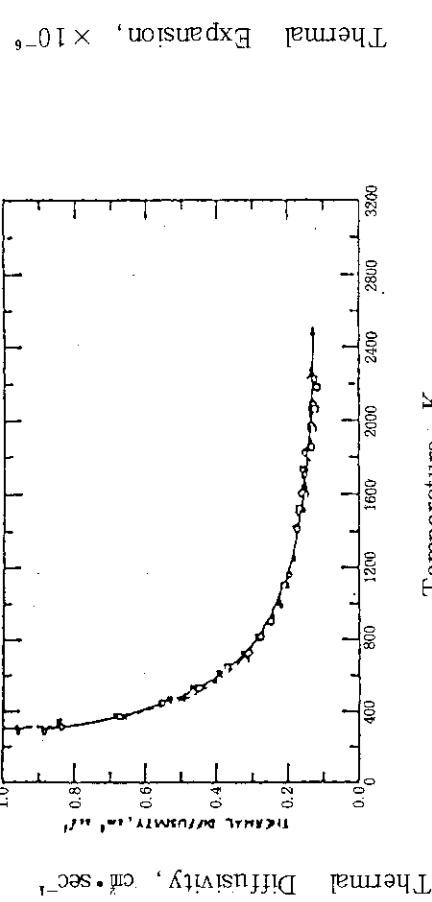


Fig. 4.3-2 3(c) Thermal Diffusivity of 3-D C/C(8)

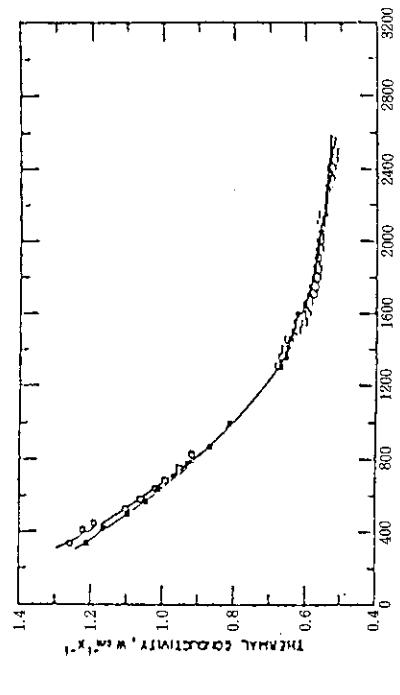


Fig. 4.3-2 3(b) Thermal Conductivity of 3-D C/C(8)

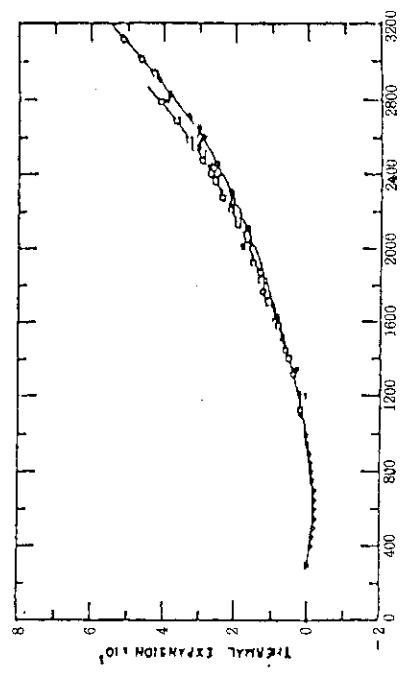


Fig. 4.3-2 3(d) Thermal Expansion of 3-D C/C(8)

5. フレキシビリティ

5.1 概要

核融合次期装置（F E R）は、「自己点火及び長時間燃焼に係るプラズマ制御等の炉心工学の研究課題、データベース等を調査し、必要なプラズマ性能を把握するとともに、炉心プラズマ実現に不可欠な炉工学技術、及びその実現に伴い実施可能となる炉工学試験項目を把握する」としている。したがって、F E Rは上記自己点火、および長時間燃焼を達成させなければならないが、現在のF E R設計ではイグニッションマージンが1.0となる様に設計されている。しかし現時点でD-Tプラズマ燃焼のすべてが物理的に解明されている訳ではなく、実験により確められるべきもので、何らかの原因によって自己点火条件が達成されない場合も考えられる。そこで、どのような工夫・改造を行なえば目的が達成されるかについて、予め検討を行なっておき、工夫・改造が行ないやすいフレキシブルな炉としておくことが重要となる。

'86 F E R設計検討では、多数の炉心についてコスト評価を含めた候補炉心の比較検討を行ない、前述ACSをリファレンス炉として選択した。フレキシビリティ検討としては作業を開始した所であり、具体的提案を行なえる段階ではないためリファレンス炉であるACS炉を対象として、どのような事例についてフレキシブルに対応できるようにすべきかについてここでは述べることとする。

5.2 フレキシビリティ検討

フレキシビリティ検討は、内容によって以下に示すフェーズに別けて考えることとした。

- ① ミッション達成を目的として、設計段階で若干のコスト増により盛り込めるもの
- ② ミッション達成を目的として、装置完成後に費用を注ぎ込み改造するもの
- ③ 基本的なミッション達成後、デモ炉用のアドバンスなミッションに対応するもの

上記②に関連して、ミッション達成のためイグニッションマージンを増大させる対処だけでなく、不具合の原因に対して直接的に対処することにより目的を達成する方策もフレキシビリティの検討範囲とした。

またフレキシビリティの内容としては、プラズマ性能の目的達成に係る事項に対応するものが主であるが、本体機器の不具合によって炉の機能が果せないことに係る事項も取扱うこととした。

5.2.1 プラズマ性能拡大による目的達成

プラズマ性能のうち最も基本的な自己点火条件が達成されなかった場合、どのような方策を講じれば良いかについて物理的な検討が行なわれ、各方策のイグニッションマージンに与える影響度が明らかになった。Fig. 5.2.1-1, Fig. 5.2.1-2 参照。

Fig. 5.2.1-1は、ACSプラズマ断面を方向別に増やした場合のイグニッションマージン増加についてまとめたもので、イグニッションマージンが1.1倍（10%増）するに必要な寸法増加は、プラズマの内側方向($\triangle a_{in}$)で10cm, プラズマの上下方向($\triangle b$)で20cmである。プラズマ

の外側方向 (Δa_{out}) には断面を増やしてもイグニッションマージンは、ほとんど増加していない。

Fig. 5.2.1-2 は、ACS の非円形度、三角度、トロイダル磁場、およびトロヨン係数を増やした場合のイグニッションマージン增加を示したもので、各方策とも鋭敏な効果があることを示している。但し非円形度 κ は、プラズマの上下方向增加 (Δb) と同じ内容となっている。

炉心構造設計としては、 Δa_{in} および $\Delta b (\kappa)$ をどのようにして増加させられるかについて対応することとした。

(1) プラズマ上下方向への拡張

炉心の改造なしに Δb を増やす方法としては、ダイバータヌル点をダイバータ板に近づける方策が考えられる。当然スロート長が短かくなり、ダイバータ板に当たる熱負荷条件が変わることによる種々の影響が生ずるが、 Δb は約 10 cm 程度は大きくできると思われる。本方策で、イグニッションマージンは約 5 % 増大する。

炉心を改造することを前提とした場合は以下に示す 2 方策が考えられる。

① ダイバータ板の形状変更

先に述べたヌル点をダイバータ板に近付けると共に、ダイバータ板形状を変更し Δb を 30 cm 程度大きくする。

② 上部遮蔽厚を薄くする

上部ガードリミタ板の基板を予め厚くしておき、フレキシビリティ対応時には、薄い基板に変更する。本方策では Δb を最大 15 cm 程度大きくすることが可能であろう。遮蔽性能の劣化分は基板を W に変更することにより補うことも考えられる。

上記①と②の両方策を採用すれば、イグニッションマージンは最大 22.5 % 程度大きくできる可能性がある。

(2) プラズマ内側への拡張

可動遮蔽を Option C と同様に、インボードも含めた範囲としておき、フレキシビリティ対応時には、インボードを W 遮蔽体とし、遮蔽厚さを薄くした可動遮蔽に変更する。本方策とすることにより Δa_{in} は約 10 cm 大きくできよう。この時前述、(1)の①、②案と合せることにより、イグニッションマージンは最大 32.5 % 増大が期待される。しかし本方策とした時、Option C と同様に 6 重極 PF コイルの設置位置がプラズマから離れ、PF コイル及び電源の初期コストが増加すると共に、可動遮蔽の大きさ・重量が増えることによる遠隔操作機器・施設のコストも増加する。

したがって、本案を採用するのであれば、始めから W 遮蔽とし、可動遮蔽の範囲をアウトポートに限定したイグニッションマージンの大きい炉としておいた方が、初期コストが安くなる可能性もある。今後充分な比較検討のうえ、どちらをフレキシビリティ対応策の候補とするか決定しなければならない。

5.2.2 不具合原因に直接対処することによる目的達成

プラズマが自己点火条件に到らない、あるいは長時間燃焼ができなかった場合等、その原因に対して直接対応策が講じられれば、先に述べたプラズマ性能を拡大しなくとも、ミッションが達成でき、最も望ましい方策をとったことになる。例えば、燃焼中の He 排気が十分でなく、中性粒子逆流防止板を取付けることにより問題が解決できるといった場合、予め逆流防止板が取付けやすい構造としておく。

しかし不全原因が事前に予想でき、かつ改造の範囲・程度が解っているような例は少なく、現状では不全原因の項目を抽出し、抽象的な対応策を検討している段階である。

一方、炉を構成する機器の故障・不具合により、炉としての機能が発揮できない場合もある。このような問題に対しては、事故対策的な対応を事前に設計に織込んでおく必要があり、言葉の定義からはフレキシビリティの範囲外であるかも知れないが、フレキシビリティ検討の中で実施することとした。

5.2.3 アドバンスなミッション達成

基本的なミッションを達成した後、炉本体が健全であり実験続行が可能な場合、次の目標であるデモ炉建設に対して有益な実験を実施しておき、デモ炉の設計に資することが考えられる。

物理面からの考えられる項目は、以下の通りである。

- ① 定常運転
- ② 高ペータ運転
- ③ 高フルーエンス化（高Q定常運転）

一方工学面では、次に示す項目が考えられている。

- ① デモ炉を考慮した広範囲なブランケット試験
- ② 実験続行に必要なトリチウム生産用ブランケットの設置（例えば Li ソルト冷却水を用いた遮蔽ブランケット）
- ③ 定常運転用各種駆動装置が設置可能な炉本体構造（NBI と RF 装置の組合せが自由な構造）

以上の物理面、工学面からの要求に、基本的なミッション達成後移行するためには、炉本体設計時に充分な検討がなされ、対応可能な構造・システムとしておかなくてはならない。

5.3 今後の方針

フレキシビリティ検討は、開始されたばかりであり、現状では充分な検討がなされていない。しかし、本件は装置設計の基本思想として非常に重要な項目の一つであり、87年度 FER 設計の主要テーマとして取上げることになっている。当然 86 年 FER の主要テーマであった、低コスト化（合理化）の思想を踏えて、フレキシビリティ検討は行なわれなければならず、常に提案されたフレキシビリティ項目について、コスト評価を含めた判断が要求されよう。

参考文献

- (1) 西尾敏 私信 1987年5月.

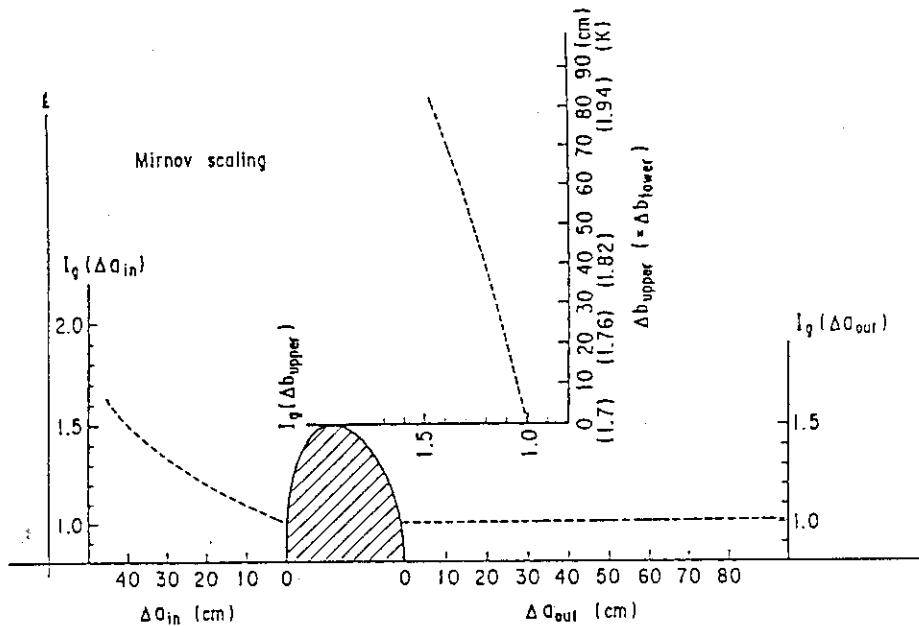


Fig. 5.2.1-1 Sensitivity for increase of ignition margin with respect to the reduction or retraction of the inboard (Δa_{in}), outboard (Δa_{out}) and lower/upper (Δb) shield.

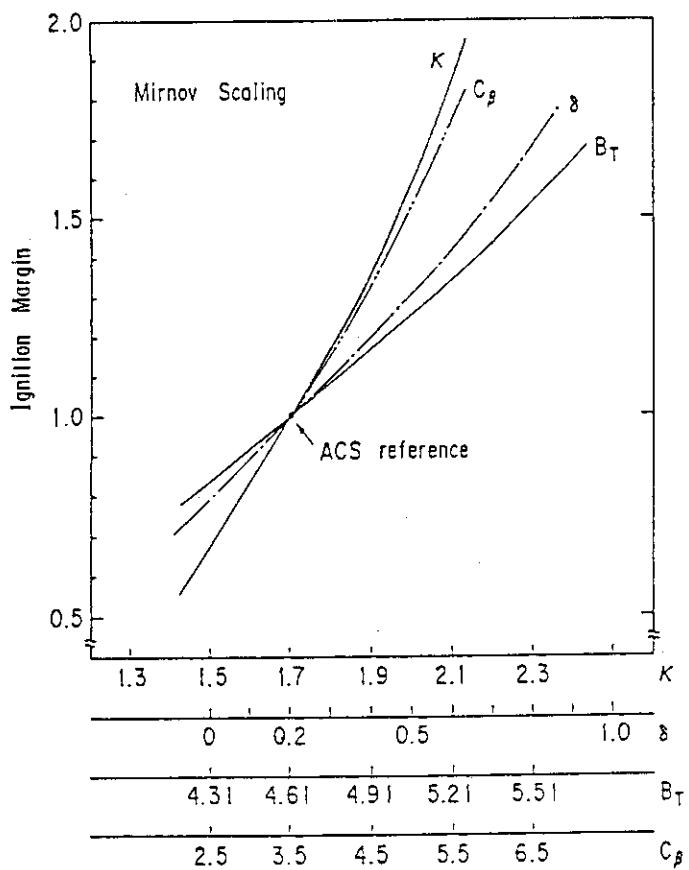


Fig. 5.2.1-2 Sensitivity for increase of ignition margin with respect to the increase of elongation (κ), triangularity (δ), field on axis (B_T), Troyon coefficient (C_β).

6. リップルインサート効果

6.1 はじめに

トカマク型融合炉では、トーラス構造物のメンテナンスのためのアクセスはトロイダルコイル（TFコイル）間外側のスペース、即ち、TFコイル本数とコイルボア径に大きく依存する。又、TFコイル本数とボア径はプラズマ外周部での粒子、エネルギー損失、所謂、リップルロスに影響し、プラズマ工学の観点からは、TFコイル本数を増やしコイルボア径を大きくすることによって、トロイダル磁場リップルを1%以下まで小さくする必要がある。しかし、TFコイル本数の増加、コイルボア径の増加は、必然的に炉コストを増大させ、核融合炉建設上の大きな問題となる。

この相反する要求を満足し、即ち、トロイダルリップルを低減し、且つメンテナンス、コストの面から許容出来るTFコイル本数の削減、コイルボア径の縮少を可能にする手段として、以下のような提案がなされている。

- a) TFコイル内周側の遮蔽体内に磁性鋼を挿入し、トロイダルリップルを低減する〔1〕、〔2〕、〔3〕。
- b) TFコイル間外側スペースに銅トリムコイル（鞍型コイル）を設置する〔4〕。
- c) TFコイルと遮蔽体間に上下空間に数個のダイポールコイル（RRPFコイル）を設置し、磁性鋼の遮蔽体内挿入と組合せによって、リップル低減を図る〔5〕。

Turner等〔1〕のEPR（ANL設計の実験炉）設計検討では、磁性鋼挿入によるTFコイル削減によって、以下のような炉工学上の利点、改善点があげられる。

- ① NBIのトーラス接線方向の入射が可能。
- ② 真空排気ダクトの断面増加による排気性能向上。
- ③ 遮蔽体、真空容器の分割数削減によるコストダウン。
- ④ TFコイル本数削減によるコイル、クライオスタッフ、および、給、排管等のコストダウン。
- ⑤ ブランケット、遮蔽体構造物の下部空間からの支持が容易。
- ⑥ メンテナンスアクセスが向上、遠隔操作機器構造の簡素化およびメンテナンス時間の短縮。
- ⑦ 炉構造組立が簡単、組立時間の短縮。
- ⑧ RF加熱ダクトが個々に取れるため、遮蔽体構造が簡素化される。
- ⑨ 炉全体のレイアウトの改善および炉本体周辺スペースの有効利用。

ここでは、炉構造の合理化の観点から、上記の“磁性鋼挿入構造”的FER設計への適用とその問題点について検討した。

6.2 リップルインサート構造

トロイダル磁界はコイルの中心面で高く、コイル間の中心面で最も低い。従って、トロイダル磁力線はコイル間中心面で装置外側へふくれる分布を呈する。そこで、コイル背面内側に磁性鋼ブロックを設置すると、コイル間ギャップ内の磁界を強め、コイル面内磁界を減少させる作用をする。このた

め、トロイダル磁場リップルは大きく減少する。

Fig. 6.2-1, Fig. 6.2-2 にリップルインサート構造（磁性体ブロック）の一般的設計例を示す[1]。表面を絶縁コーティングされた薄板磁性鋼をトーラス方向に重ね合わせ、両サイドから厚板非磁性鋼で絶縁通しボルトを介して一体化された磁性体ブロックを形成する。薄板磁性鋼ラミネート構造およびトーラス方向への重ね合せは、ポロイダル磁界、プラズマディスラッシュ時の磁界変化による渦電流軽減のためである。上記磁性体ブロックは外側遮蔽体構造に埋め込まれ固定されるため、磁性体ブロックの全体形状は、遮蔽体に合わせてC型構造に成形される。Fig. 6.2-3 に EPR 設計における磁性体ブロックの遮蔽体への設置構造を示す[1]。

F E R 炉構造では、磁性体ブロックは外側コイル遮蔽体内へ設置、固定される。

磁性体ブロックを含めたコイル遮蔽体の必要厚さは、超電導導体、銅安定化材およびコイル絶縁材の中性子損傷条件から～1 m にする必要がある。又、F E R と炉型、炉のサイズの比較的類似点の多い、INTOR 設計で畠山等は Fig. 6.3-1, Fig. 6.3-2 に示す磁性体ブロックの外側コイル遮蔽体内設置構造を提案している[3]。

6.3 リップルインサート解析

INTOR 設計におけるリップルインサート解析で、磁性体ブロックの幅、位置および板厚をパラメータにした比較的広範な解析検討を行なった。

以下に解析内容の概要を記す。

(1) 解析の基本条件

Table 6.3-1 に解析に用いた磁性体、およびTFコイルの基本仕様を示す。TFコイル数は、磁性体挿入によるリップル値減少効果を考慮して、INTOR 基本構造の 12 本より少ない、10 本について行なった。

磁性体設置位置の基本案を Fig. 6.3-1 および Fig. 6.3-2 に示すように、外側 TF コイル背面の遮蔽体内に炉水平面を中心上下対称に設置される。INTOR TF コイル形状寸法を Fig. 6.3-3 に示す。磁性体のトーラス方向巾は 0.7 m 一定とし、磁性体半径方向位置および板厚をパラメータにして検討した。Table 6.3-2 に解析に用いた磁性体材料 SS-41 の B-H 特性を示す。

(2) 解析モデル

解析は磁気モーメント法に基づく汎用 3 次元磁場解析プログラム “MAGNA/IEM-3D” を用いて行なった。Fig. 6.3-4 に (a) TF コイルのみの場合、(b) 磁性体挿入の場合の解析モデル図を示す。対称性を利用して、モデル領域は $0 < \phi < 18^\circ$, $Z \geq 0$ とした。

磁性体の B-H 特性が非線形のため、解の収束性を繰返し計算によってチェックした。Fig. 6.3-5 に解の収束性を示す。反復回数 ≥ 15 回で解の収束性が十分保証されることを示している。

(3) 解析結果

Fig. 6.3-6 にポロイダル断面内のトロイダル磁場リップル分布を示す。磁性体挿入によって、リップル値はかなり減少していることがわかる。特にプラズマ、外側、中央水平面近傍で、リップル値減少が著しい。

(1) 磁性体挿入位置

磁性体形状寸法を一定にして、半径方向設置位置をパラメータにして検討した。Fig. 6.3-7 に

設置位置 3 ケースを示す。図中、ケース B の位置が Table 6.3-1 に示した基本仕様値に対応する。

Fig. 6.3-8 に上記各ケースおよび磁性体なしの場合のプラズマ最外周点でのトーラス方向磁場分布を示す。Fig. 6.3-9, Fig. 6.3-10 に示すように、磁性体はプラズマ外周に近づけて設置する程、その TF リップル値低減効果は大きいことがわかる。

(ii) 磁性体厚さ

磁性体設置位置を固定し、磁性体厚さをパラメータにしてリップル値低減効果を検討した。磁性体厚さは Fig. 6.3-11 に示すように 0.7 m および 0.35 m の 2 ケースについて行なった。Fig. 6.3-12 に磁性体なしの場合とともに、プラズマ最外周のトーラス方向磁場分布を、Fig. 6.3-13 に磁性体厚さとリップル値の関係を示す。図より、磁性体が厚い程リップル低減効果が大きい。

又、磁性体高さの効果は、Fig. 6.3-6 のポロイダル断面内リップル値分布から判断して、磁性体 Reference 案で十分と考えられる。

以上、INTOR 設計における TF リップル解析結果より、磁性体挿入によってポロイダル断面内ほぼ全域に渡って、リップル値低減が大きく期待出来る。又、挿入磁性体は、出来るだけプラズマ外周面に近づけ、且つ半径方向に十分な厚さの磁性体設置がその効果を大きくする。

(iii) 磁性体に働く電磁力

リップルインサートによる磁性体に働く電磁力を求めた。

Fig. 6.3-14 に磁性体に働く電磁力分布を示す。この時の磁性体形状、設置位置は Fig. 6.3-1 に示す Reference 案である。

磁性体ブロックは背面の TF コイルに吸引される形で電磁力を受け、ブロック 1 個当たり約 900 ton の吸引力を受ける。又、トーラス方向には磁性体内左右半部で合力としてはバランスするものの、大きな吸引力を受ける。

ここで背面 TF コイルに吸引される電磁力を磁性体固定ボルト (Fig. 6.3.2 参照) で支持すると、ボルトは引張力を受ける。ボルト (M 4.8 × 100 本) に働く引張り応力を概算すると ~5 kg/mm² 程度になり、十分支持可能と考えられる。しかし、磁性体に働く電磁力分布が複雑である上、しゃへい体で支持することを考えれば、支持構造物を含めた詳細な強度検討を行なう必要がある。

6.4 F E R 設計への適用

F E R 設計では、トロイダル磁場リップルの簡略計算法として以下の式が用いられている（リップルインサートなしの場合）[6]。

$$B_t \text{ ripple} = \left\{ \frac{1}{(r/r_1)^N - 1} - \frac{1}{(r_2/r)^N - 1} \right\} \cdot F \cdot 100 (\%)$$

ここで N : TF coil 数

r : トーラス外側のプラズマ表面大半径位置 (m)
(リップル計算位置)

r_1 : TF Coil inboard 卷線中心大半径位置 (m)

r_2 : TF Coil outboard 卷線中心大半径位置 (m)

F : 補正係数 1.5 (従来の TF Coil Bt リップル磁場計算実績より決定)

上式より、現 FER 設計の Option C 概念のトロイダル磁場リップル値 δ を求めると、

コイル数 N = 12 $\delta = 0.75\%$

N = 10 $\delta = 1.82\%$

N = 8 $\delta = 4.5\%$

と推定される。

例えば、N = 10 のとき、磁場リップル $\delta = 1.82\%$ から許容値 $\delta_a = 0.75\%$ に軽減するためには Fig. 6.3-13 を用いて概略類推するとリップルインサートの必要磁性体板厚 ΔR_{th} は、 $\Delta R_{th} \sim 1\text{ m}$ となる。又、 $\Delta R_{th} = 0.7\text{ m}$ とするとプラズマ最外周位置と磁性体間距離 d_{pc} は Fig. 6.3-10 より概略 1.4 m 程度に近づける必要がある。即ち、N = 10 に TF コイル本数を削減しても、磁性体ブロック約 1 m 厚を TF コイル内側に挿入するか、又は、プラズマ-磁性体間距離を約 1.4 m 程度に近接することによって、現状コイル寸法でも磁場リップル許容値 0.75% 以内に収めることが可能と思われる。

このように、磁性体ブロックのインサート構造を適用すれば 6.1 で示した炉構造設計上多くの利点をもつ炉概念提案の可能性がある。

6.5 リップルインサート構造の問題点

上記検討により、炉構造合理化の観点からリップルインサート概念の可能性および利点を述べて来たが、概念採用に際しては、問題点や今後検討すべき項目として、以下のものが考えられる。

- a) 薄板磁性鋼の核発熱除去のための冷却構造および冷却配管引廻し構造。
- b) TF コイル、磁性体ブロック間の吸引電磁力の詳細な見積りおよび電磁力を支持するブロック支持構造の機械的健全性の検討。
- c) 薄板磁性鋼間のコーティング絶縁材の中性子照射損傷および耐照射損傷対策の検討。
- d) 磁性鋼ブロック設置位置の最適化検討。

FER 設計に、リップルインサート構造適用が採用される際には、上記問題点について、今後詳細に検討する必要がある。

参 考 文 献

- [1] L. R. Turner, et al., "Iron Shielding To Decrease Toroidal Field Ripple In A Tokamak Reactor ", 3rd ANS Topical Meeting, Vol. 2 (1978) P. 883
- [2] T. Ohta, et al., "Ferromagnetic Inserts For Ripple Reduction ", Japanese Contribution to INTOR Workshop, Feb. (1986), Vienna
- [3] A. Hatayama et al., "Ferromagnetic Inserts for Ripple Reduction", Japanese Contribution to INTOR Workshop, Dec. (1986), Vienna
- [4] P. F. Michaelson, et al., "A Toroidal Field Magnet System Utilizing Normal Metal Trimming Coils ", Proc. of 7th Symp. on Eng. Prob. of Fusion Research, Oct. (1977), P. 365
- [5] G. Bateman and J. R. Fox, "Ripple Reduction Coils For Tokamak Reactors", Nuclear Technology/Fusion, Vol. 4, Sept. (1983), P. 1363
- [6] FER 設計チーム, マグネット Gr (私信)

Table 6.3-1 Basic conditions for calculation

1. Ripple insert (reference)

Cross section	0.7m × 0.7m (at mid-plane)
Height	3.607m (upper half)
	3.458m (lower half)
Material	SS41

2. TF-coil

Number of coils	10
Total ampere turns	142.5 MAT
Bore size	6.4m × 9.2m

Table 6.3-2 B-H characteristics

H (A/m)	B (T)
0.0	0.0
50.0	0.085
100.0	0.350
150.0	0.590
200.0	0.760
250.0	0.890
350.0	1.050
500.0	1.220
600.0	1.300
700.0	1.365
850.0	1.440
1000.0	1.500
2000.0	1.630
3000.0	1.695
5000.0	1.760
10000.0	1.880
20000.0	2.020
35000.0	2.150
50000.0	2.220
65000.0	2.260
100000.0	2.320
200000.0	2.446
300000.0	2.571
1000000.0	14.761

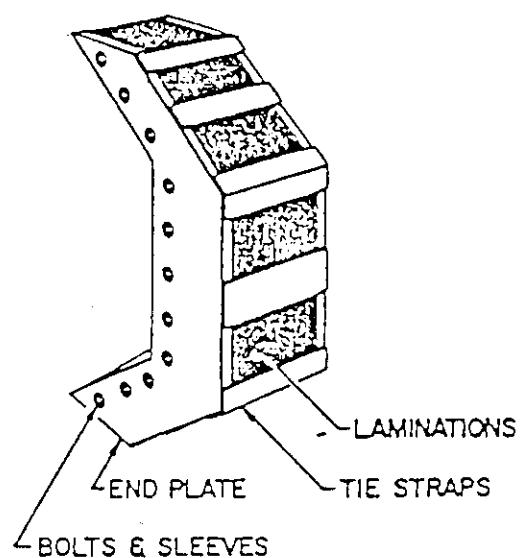


Fig. 6.2-1 A field ripple insert,
showing iron laminations
and containment

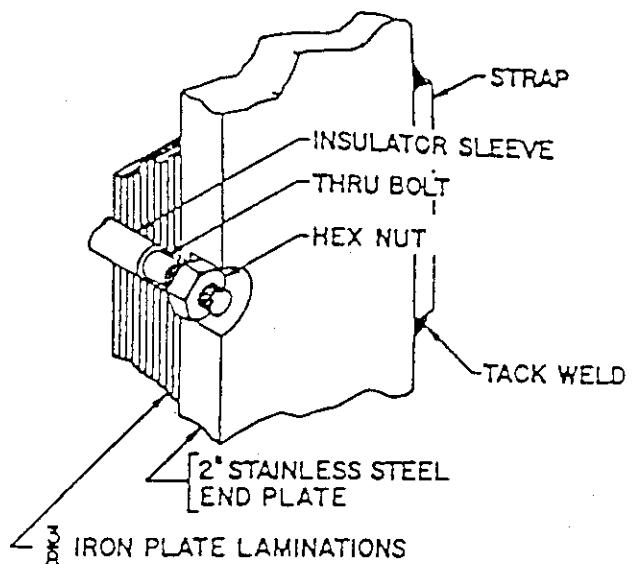


Fig. 6.2-2 Field ripple insert:
Details of containment

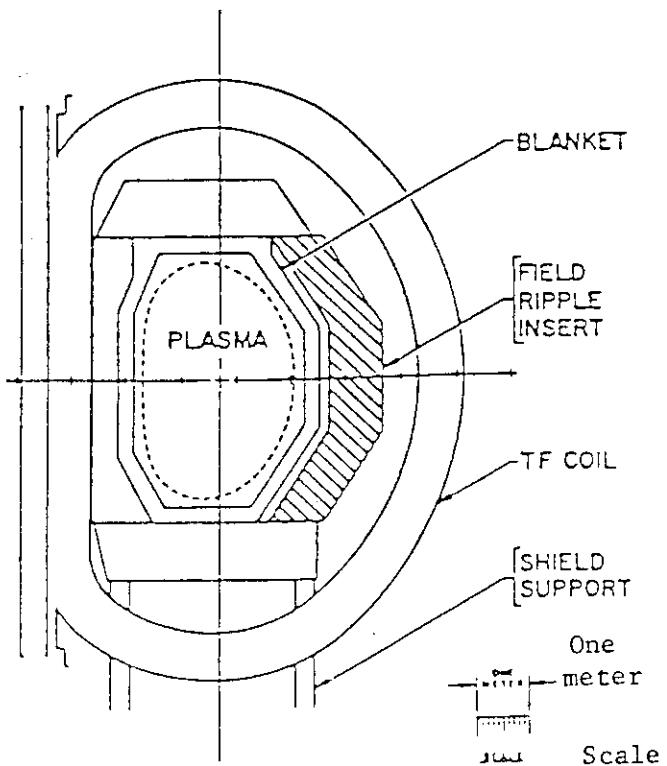


Fig. 6.2-3 Elevation section of experimental power
reactor, showing location of field
ripple insert.

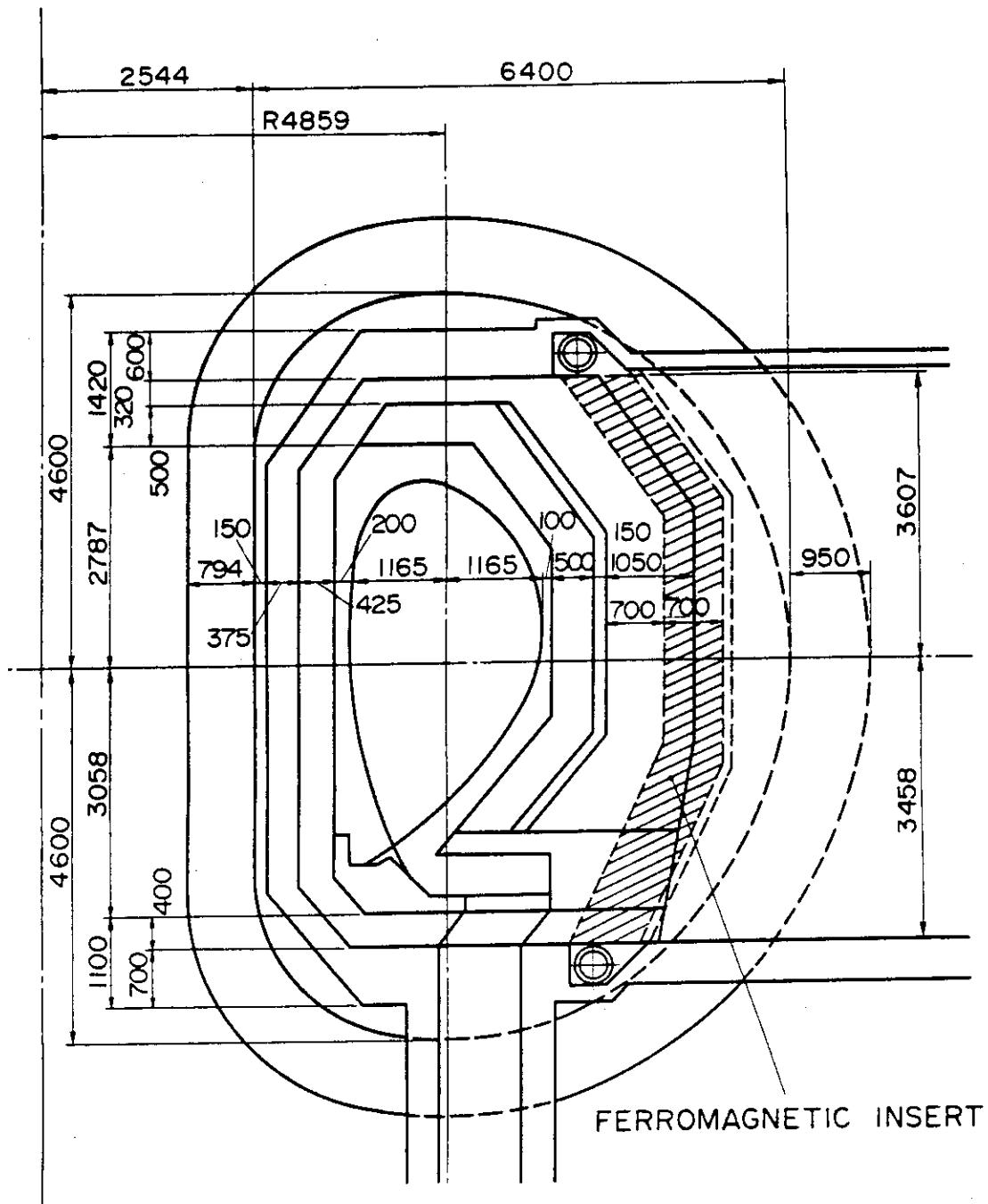


Fig. 6.3-1 Basic concept of the ferromagnetic iron insert
(- vertical cross sectional view)

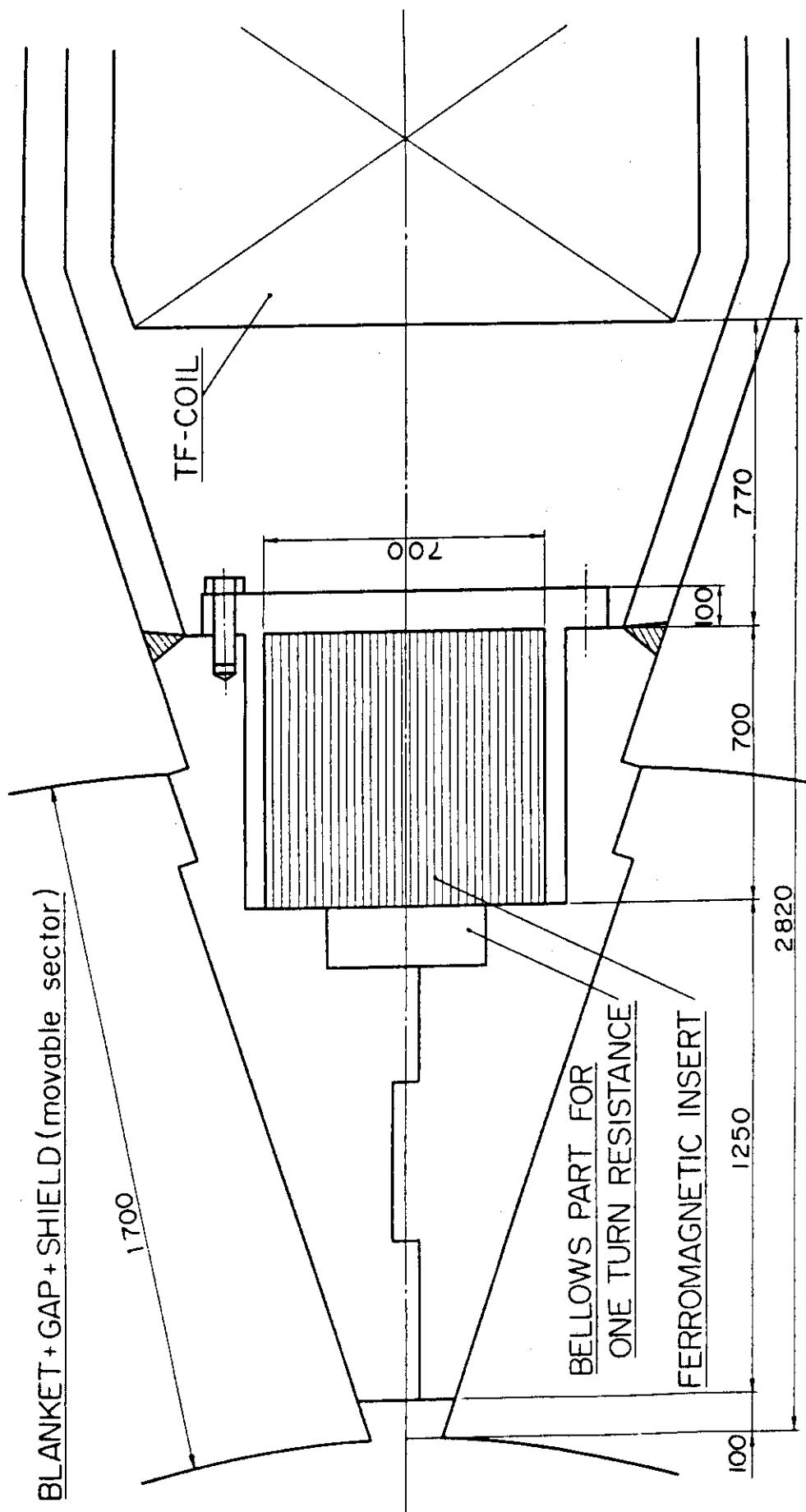


Fig. 6.3-2 Basic concept of the ferromagnetic iron insert
(- horizontal cross sectional view at the mid-plane)

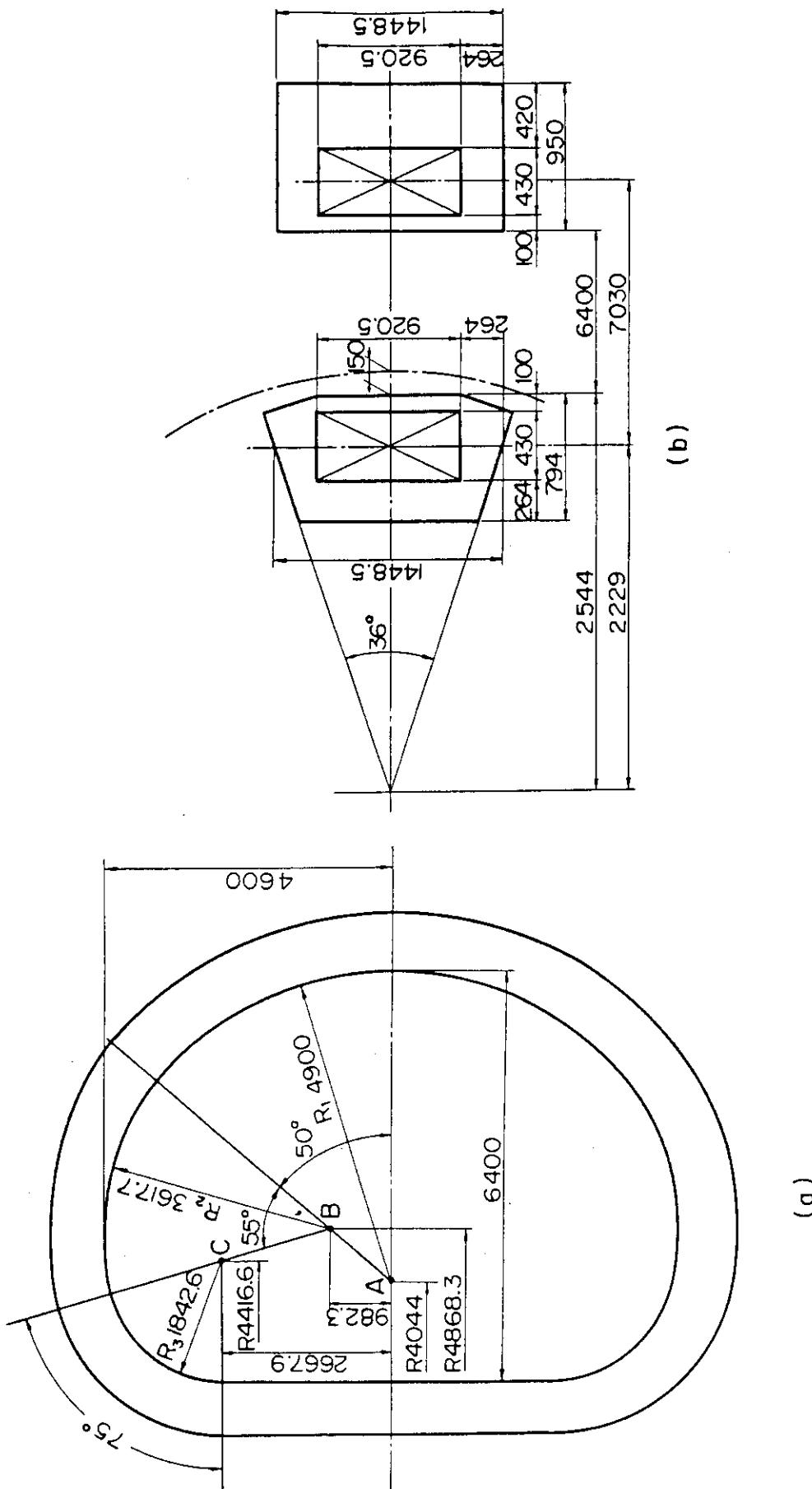
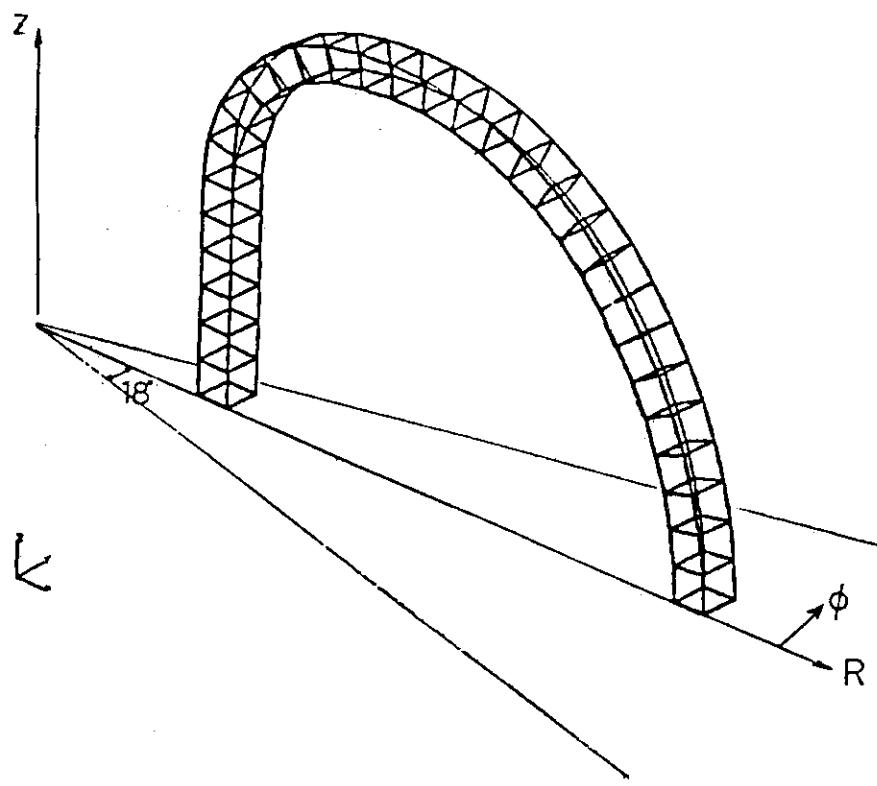
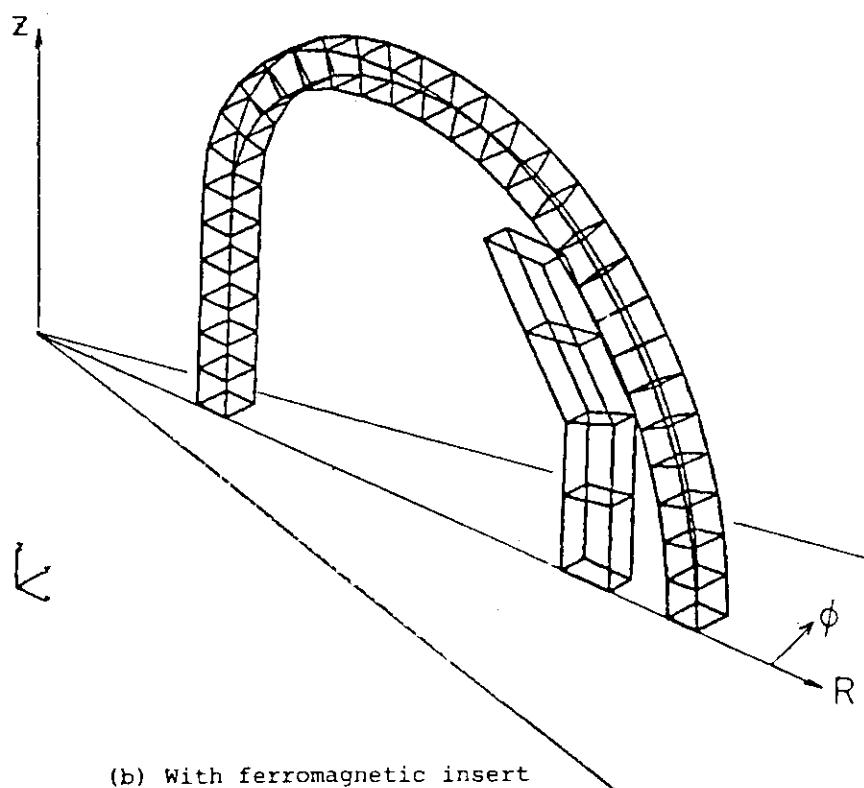


Fig. 6.3-3 Basic configuration of TF coil - (a) bore size and
 (b) cross sectional dimensions.



(a) Without ferromagnetic insert



(b) With ferromagnetic insert

Fig. 6.3-4 Calculational model and coordinate system
(R , Z , ϕ) used in the 3-D computer Analysis.

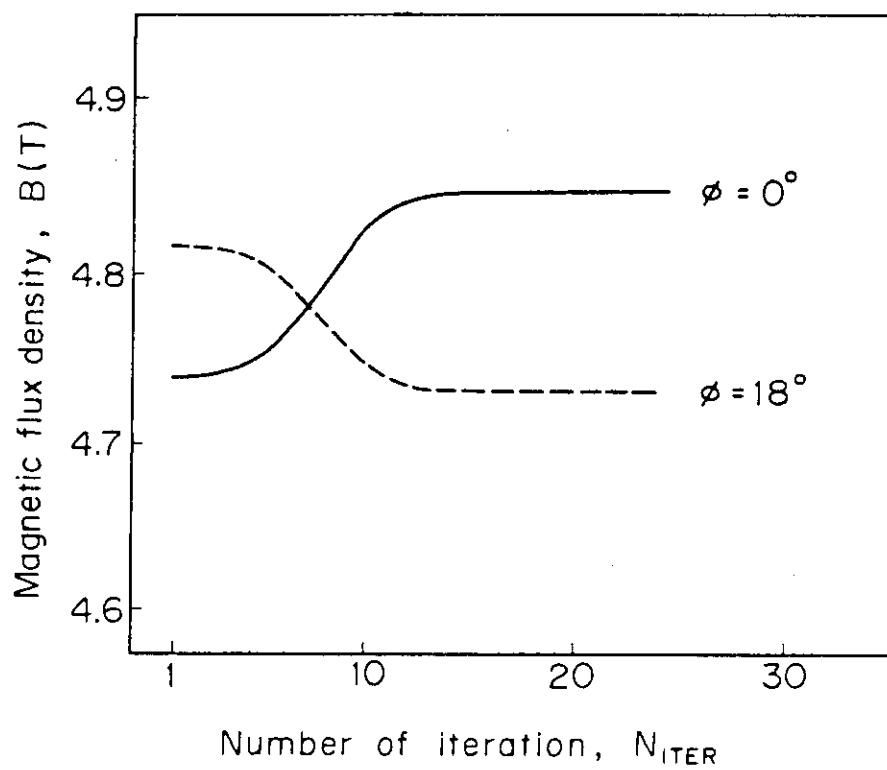
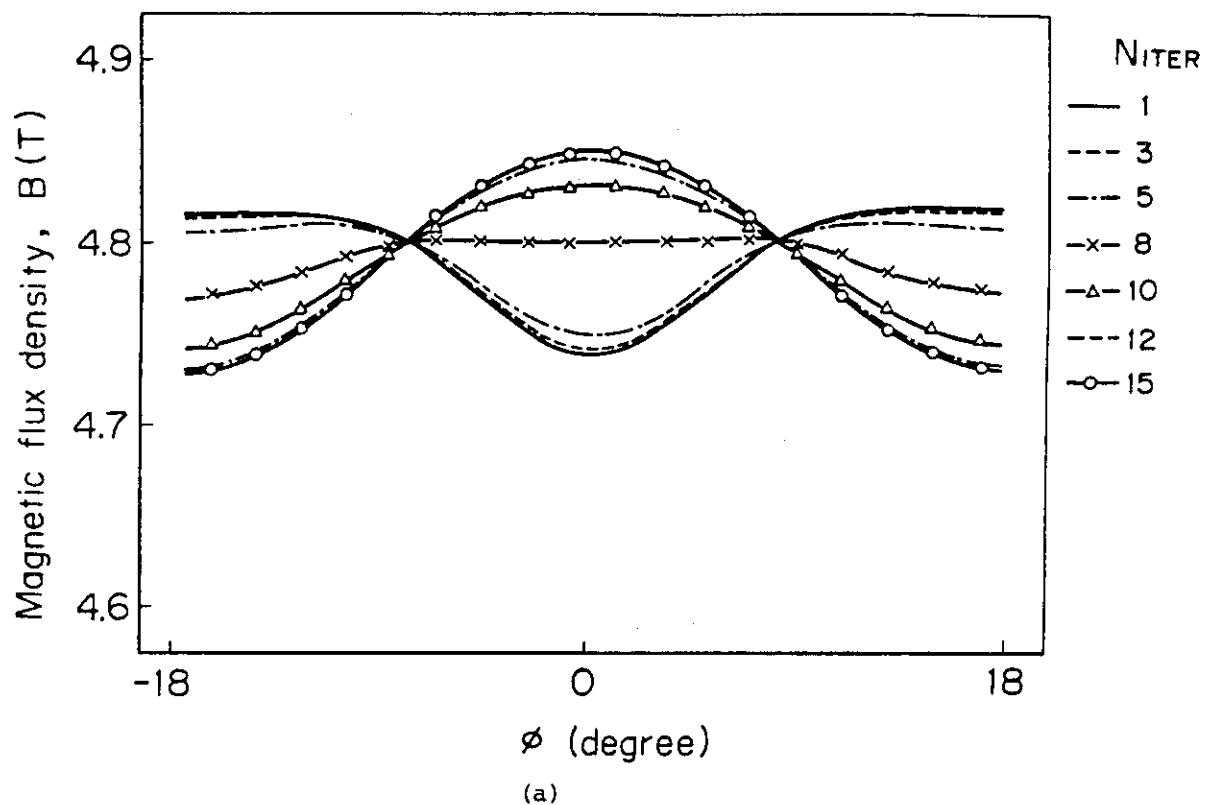


Fig. 6.3-5 Dependence of the computed results on the number of iteration N_{ITER} , (a) magnetic field distribution along the toroidal (ϕ) direction at $R=5.95$ m and $Z=0.0$ m and (b) magnetic field at $\phi=0^\circ$ and 18° .

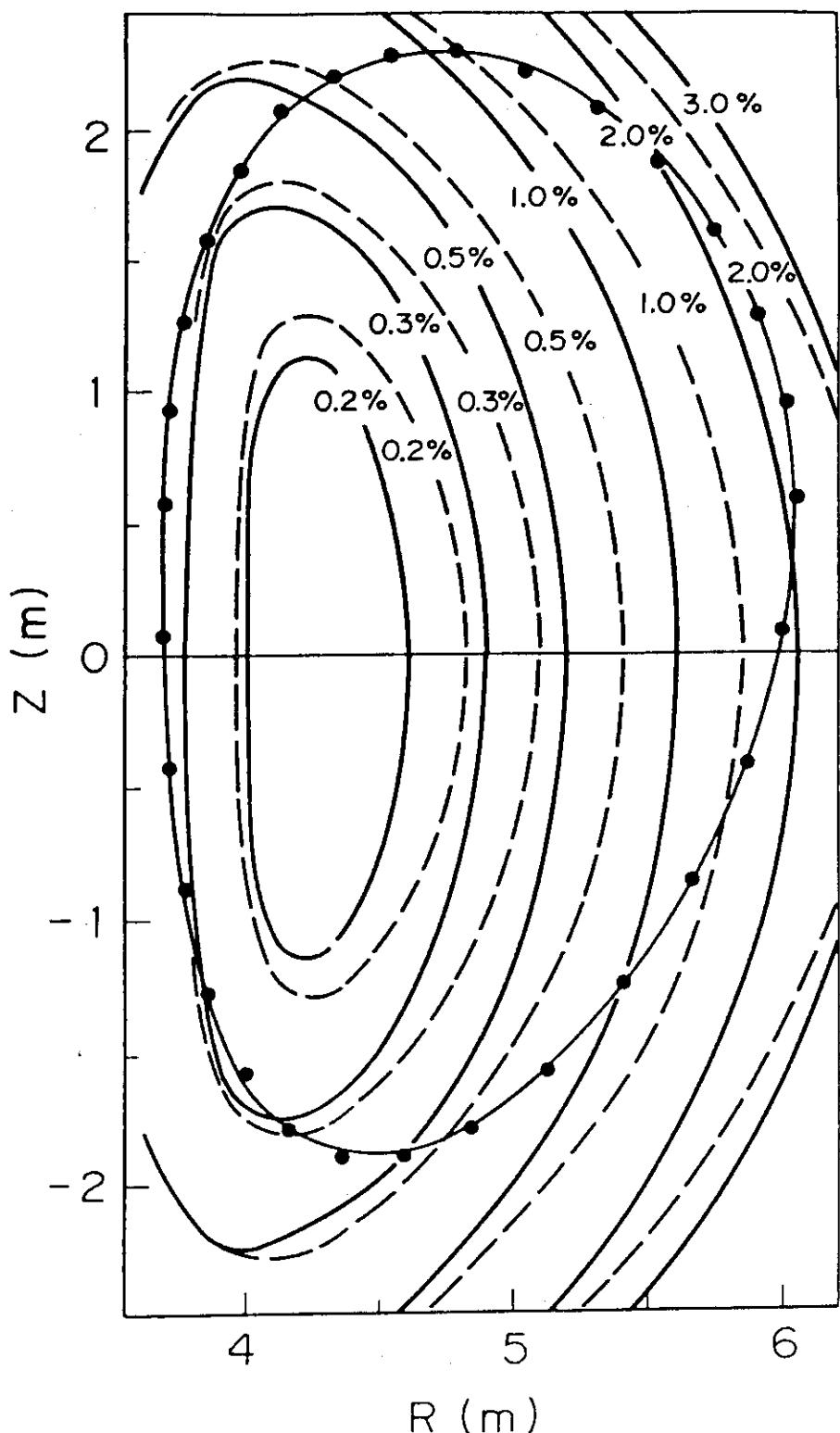


Fig. 6.3-6 Contour map of TF ripple over the poloidal cross section. Dashed contours (---) show the results with the ferromagnetic insert, while solid contours (—) show the results without the ferromagnetic insert. Plasma cross section is also shown by closed circle and solid curve (●—).

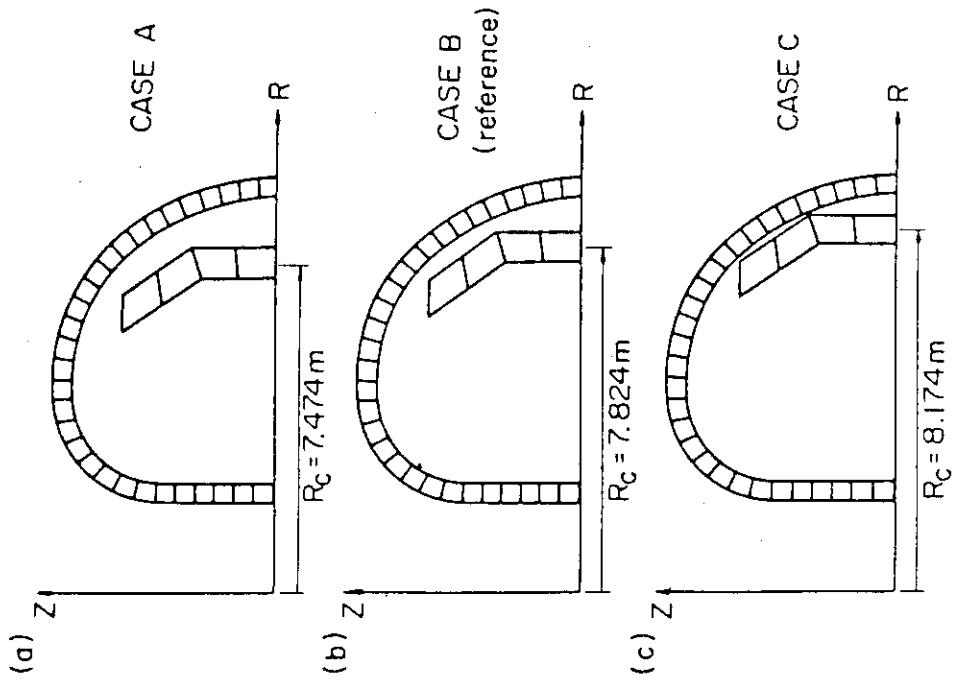


Fig. 6.3-7 Model used to study the effect of the location R_c of ferromagnetic insert.

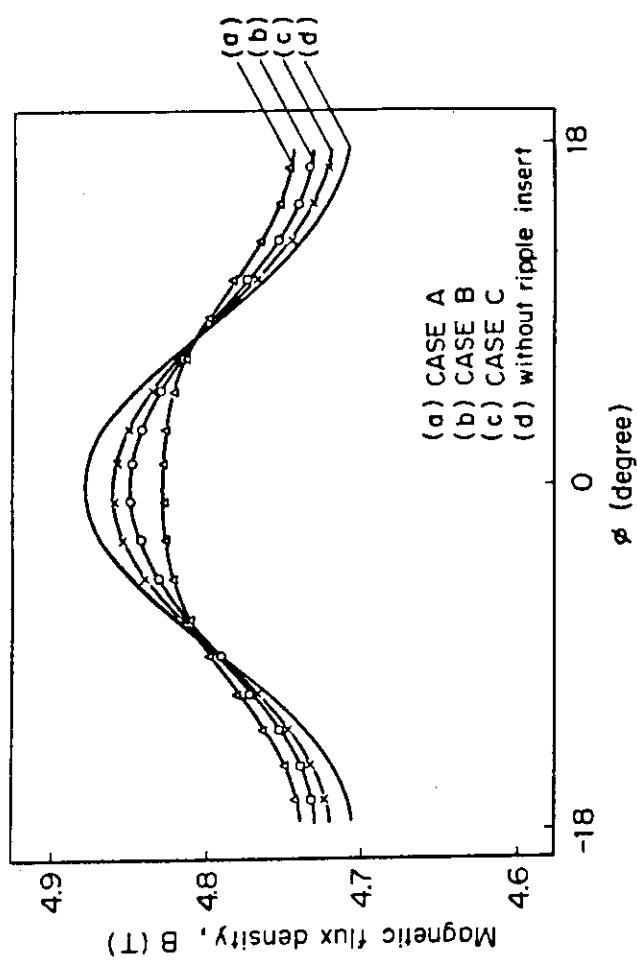


Fig. 6.3-8 Magnetic field distribution along the toroidal direction (ϕ) direction at $R=5.95$ m and $Z=0.0$ m. Curve (a), (b) and (c) are the results for the CASE A, B and C shown in Fig. 6.3-7, respectively. On the other hand, (d) is the results for the case without the ferromagnetic insert.

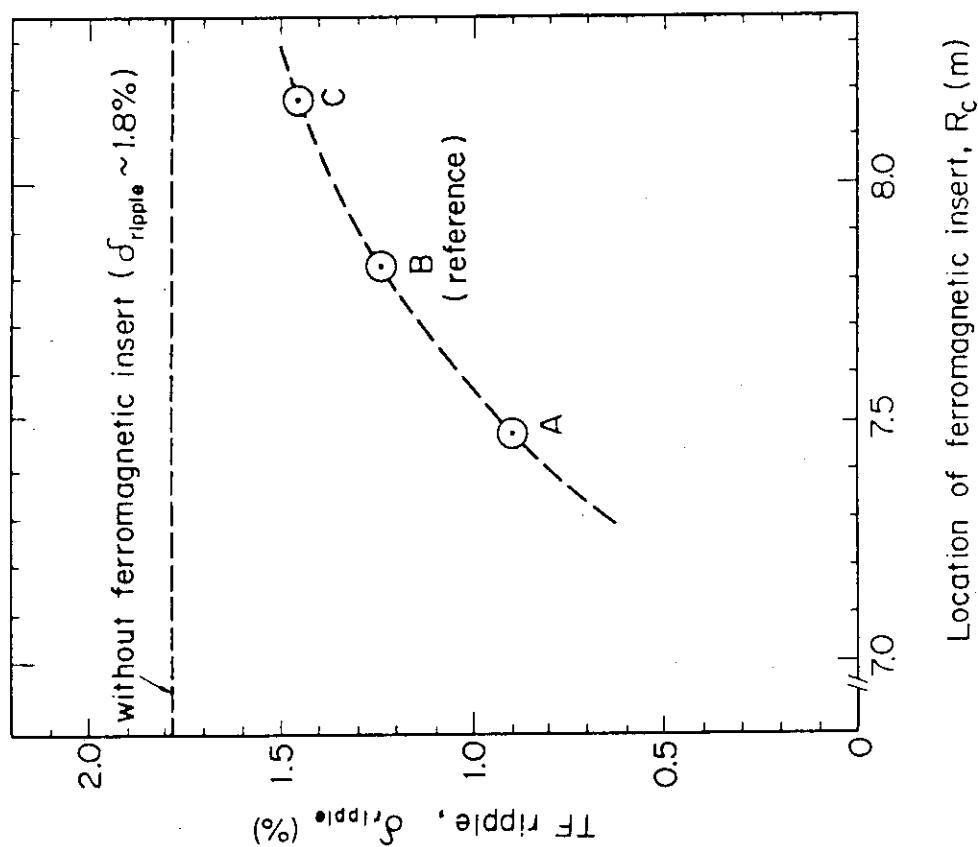
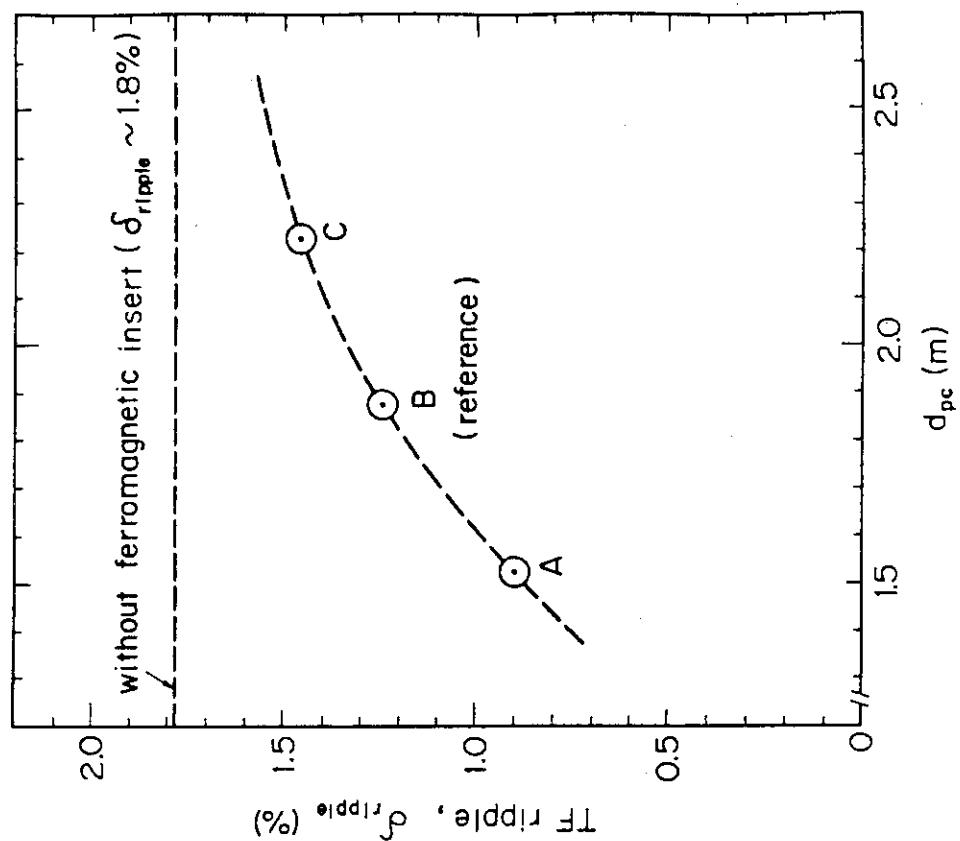


Fig. 6.3-9 Dependence of TF ripple, δ_{ripple} on the location R_c of ferromagnetic insert.

Fig. 6.3-10 Dependence of TF ripple, δ_{ripple} on the distance, d_{pc} between the ferromagnetic insert and the plasma surface at the mid-plane.

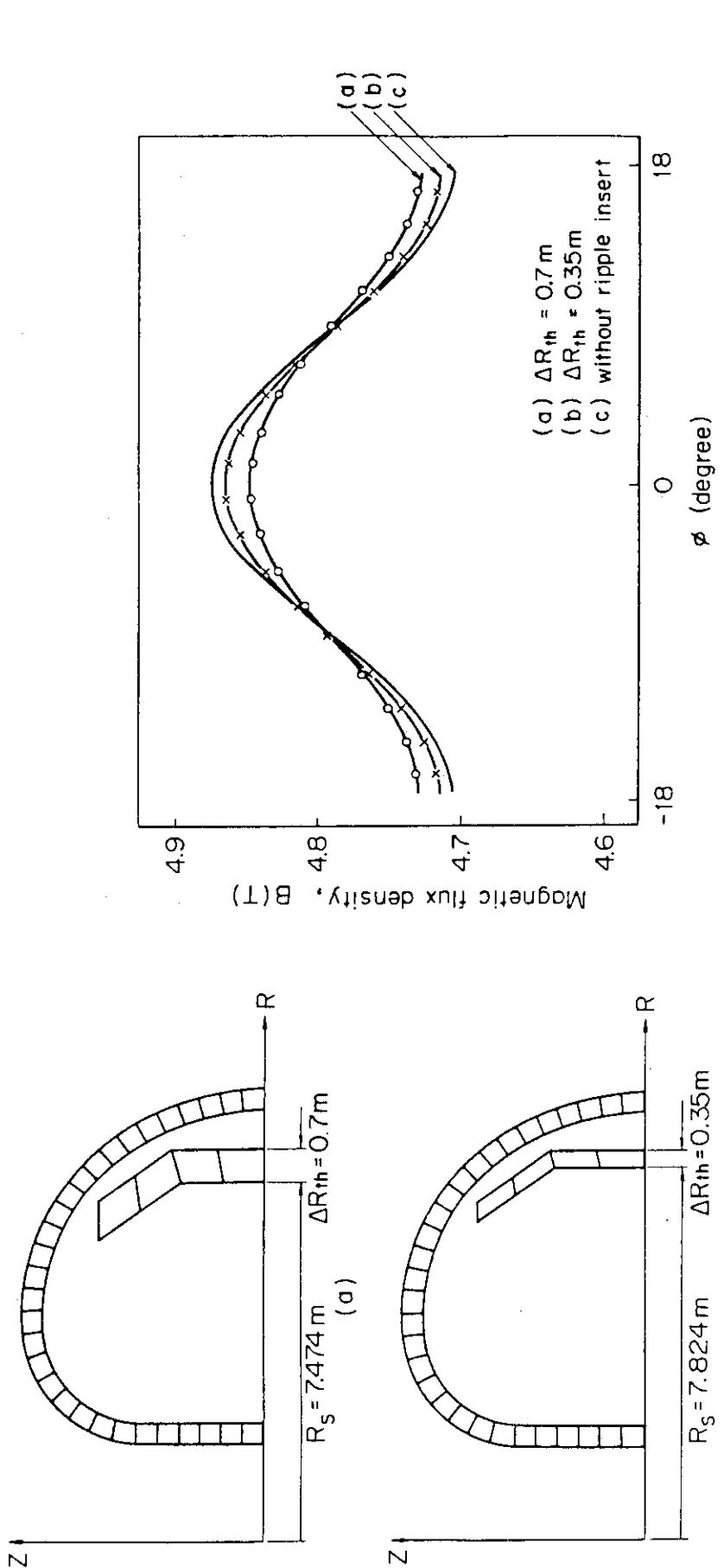


Fig. 6.3-11 Model used to study the effect of the thickness, ΔR_{th} of ferromagnetic insert.
Case (a) corresponds to the reference case. In the case (b), ΔR_{th} is halved, while the width and height of the ferromagnetic iron insert are kept constant.

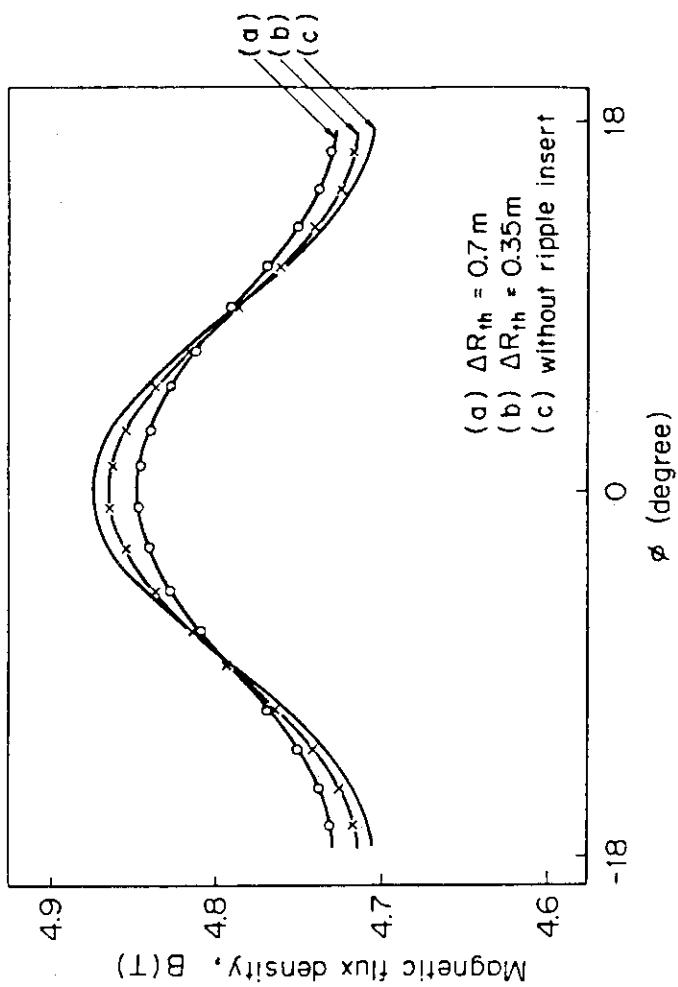
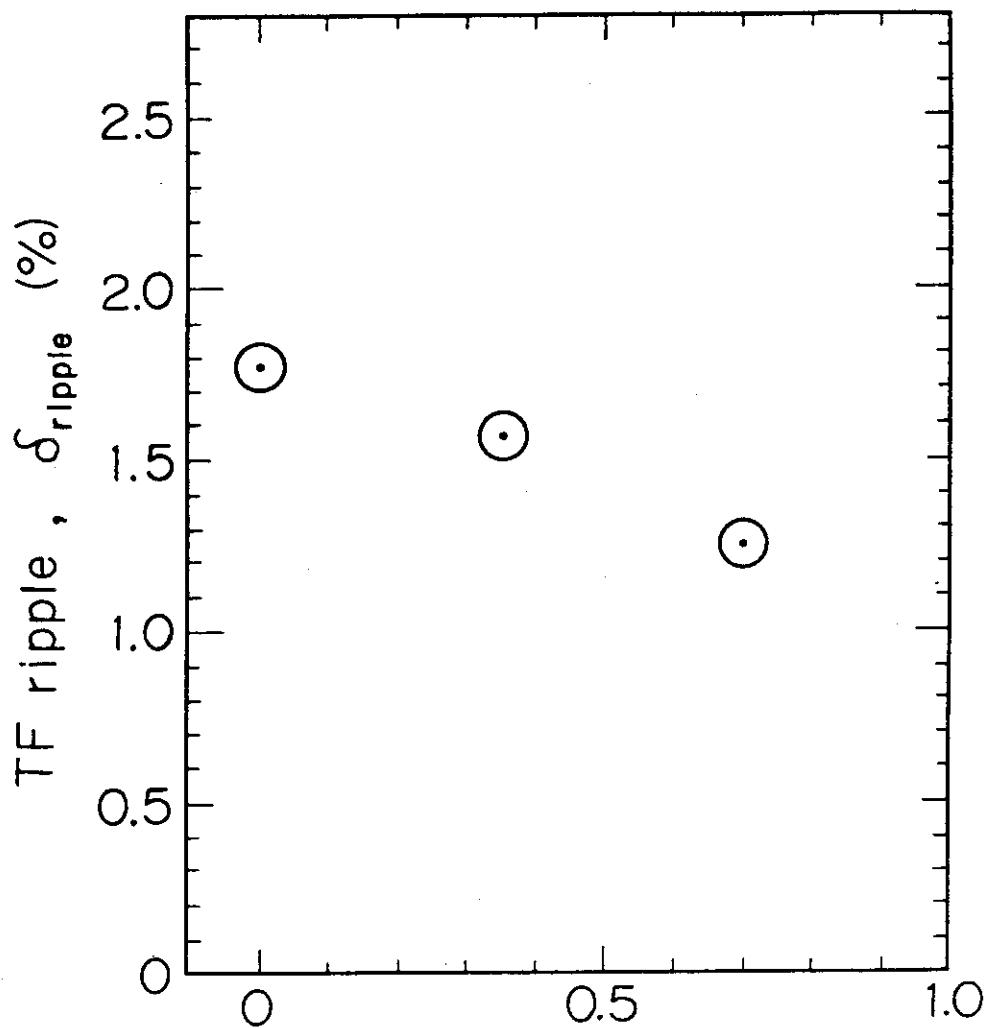
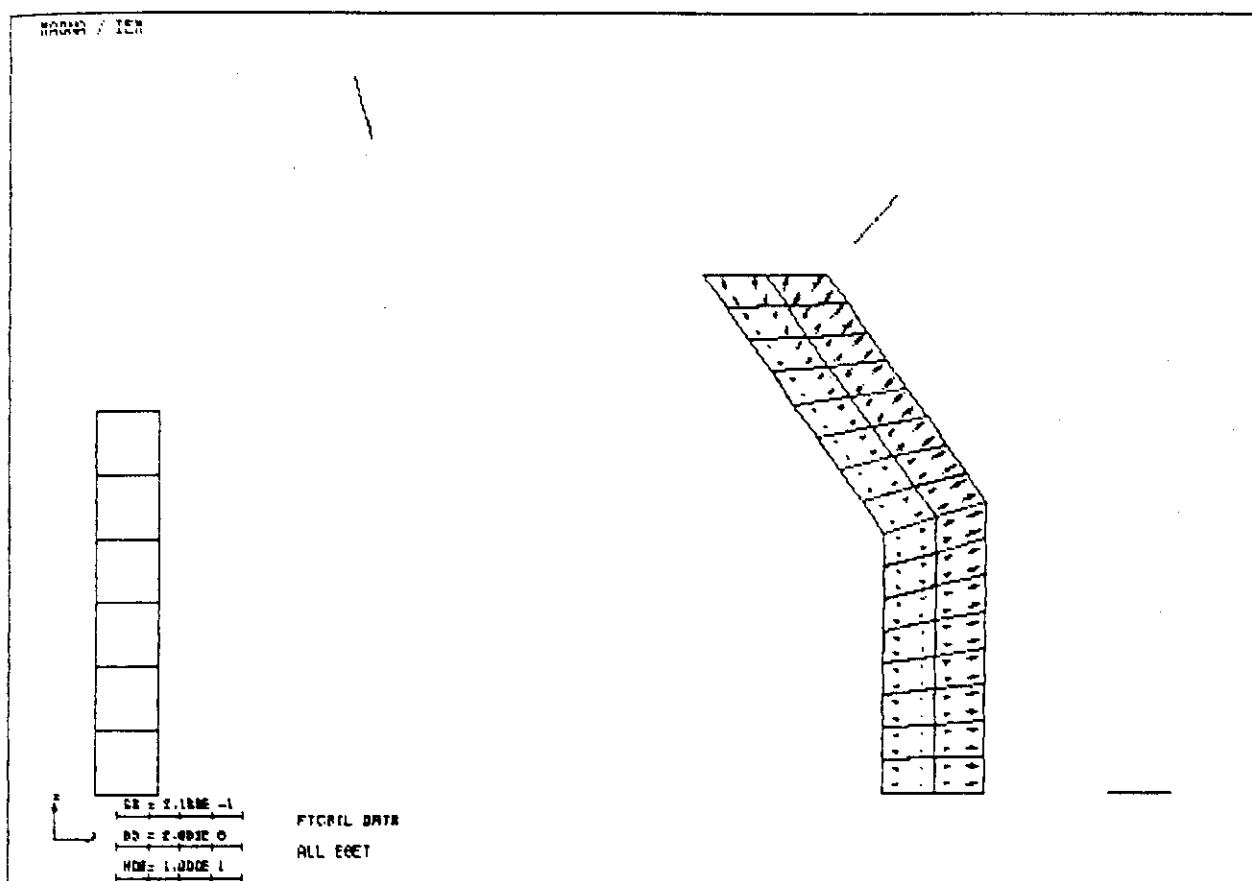


Fig. 6.3-12 Magnetic field distribution along the toroidal (ϕ) direction at $R=5.95\text{ m}$ and $Z=0.0\text{ m}$. Curve (a) and (b) are corresponding to the results for the case (a) and (b) shown in Fig. 6.3-11, while curve (c) is the result for the case without ferromagnetic insert.



Thickness of ferromagnetic insert ΔR_{th} (m)

Fig. 6.3-13 Dependence of TF ripple, δ_{ripple} in the thickness ΔR_{th} of ferromagnetic insert. TF ripple value for $\Delta R_{th}=0.0$ corresponds to the case without the ferromagnetic insert.



++++++ MAGNETIC FORCE +++++
FORCE FACTOR = 1.000E+00
FORCE X-DIREC. = 2.241E+06
FORCE Y-DIREC. = 4.853E+07
FORCE Z-DIREC. = 2.952E+05

Fig. 6.3-14 Electromagnetic force on ferromagnetic iron insert

7. 形状記憶合金の核融合炉への適用

7.1 はじめに

FERでは、炉の運転中に損傷したコンポーネントを炉停止後、修理あるいは交換することによりその炉の健全性は維持される。そして炉そのものの稼働率を向上させ、効率良く運転する上で欠かすことのできない重要なファクタの1つに、損傷コンポーネントの分解修理方法を簡略化させることができられる。ここでは、その手段として形状記憶合金（以下、SMAと略称する）を配管継手、メカニカルコネクタ、真空シールに適用した炉の概念を提案している。尚、SMAの材料としては、Ni-Ti合金系、Cu合金系、新しいものではFe-Mn-Si系等、各種あるがここでは耐腐食性と比較的容易に変態温度を低温から高温まで設定できることからNi-Ti系をその使用材料として選定している。一方、FERにおいては炉運転中に発生する中性子照射の影響が考えられるが、現在までに、照射に関するデータベースの決定版がないのが実情である。従って今後実機にSMAを適用する場合は中性子照射の影響を確認するとともに、もし影響が大きい場合は、フランクスが小さい遮蔽体の外側だけに限定使用という可能性もあるかも知れない。

7.2 予備調査

SMAをFERに適用するに当たり、既に核融合炉にSMAを適用あるいは適用した概念検討をしているかを調査する目的で、予め文献調査を行った。調査は日本科学技術センタのJOIS(JICST)のデータベースを利用し、対象はNi-Ti系のみで、1986年8月までのものである。調査結果は核融合炉への適用を目的とした文献は2件（実際には文献の数としては2件以上あったが著者として2グループという意味）あった。適用部分としては配管や真空フランジ部の継手である。この2件について以下概要を報告する。尚、核融合炉以外の分野へ適用を検討されているもので、核融合炉へ適用できそうなものは、ほとんどスリーブ型の配管継手なのでここでは記述しないことにする。

(1) Quick replacement of the reactor core

阪大の西川¹⁾らはSpheromak型の小型装置において損傷した第1壁を容易に交換するために真空容器とその他の外部システムが連結される機械的締結部に2方向性SMAを利用するなどを提案している。Fig. 7.2-1にCCTR(Cassette Compact Toroid Reactor)の断面図を示す。図に示すようにPlasma container(3)とMagnetized coaxial gun(13)の連結部にSMAが使われている。Fig. 7.2-2にPlasma containerの分解手順を概略示している。Fig. 7.2-3にSMA joint部の概念図を示す。SMA jointはスリーブコネクタであり、SMAの温度制御は水で行なわれている。Fig. 7.2-4にPlasma containerとLower divertorの連結部の大きさを示す。SUSフランジの直径は2m、厚さは40mmで、SMAの厚さは30mmである。Fig. 7.2-5に応力分布の一例を示す。Fig. 7.2-6はSMAの厚さが30mmと50mmの場合のSMA継手の締付け力を示している。ほぼ中央部(75mm)のところが最大で、50mmの場合は約23kg/mm²を示している。ちなみにメタル0リングの締付け力は約15kg/mm²である。尚、

最近の報告によると²⁾ Fig. 7.2-7 に示す形状の $\phi 50$ の 2 方向性 SMA 継手を用いリーク試験を行っている。SMA の温度が 60°C のときで $6 \times 10^{-11} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{sec}$ のリーク量であり、十分な耐真空性が得られている。また、現在 $\phi 200$ の 2 方向性 SMA 継手が試作されており、更にスケールアップを図っている。

(2) SMA seals for fusion reactors³⁾

核融合装置の多くの計測用ポートのフランジ部の真空シール用に SMA の O リングを適用している。断面が $\phi 6.5$ の Ni-Ti ワイヤを電子ビーム溶接にて $\phi 254$ の O リングに形成した。O リングは、フランジ部でまず 8 ケの $3/4$ インチのボルトで締結（50 ポンドのトルク）し、 -26°C まで冷却する。（Ms 点は -10°C である）次にボルトを 175 ポンドのトルクになるよう更に締め付け、O リングに 8 % のひずみを与える。その後、室温まで加熱すると O リングに回復力が働き、真空シールがなされる。リークテストによると $1 \times 10^{-9} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{sec}$ のリーク量であった。Fig. 7.2-8 ~ 7.2-12 に SMA の O リングを利用したフランジ部のフタの開閉をボルト締結ではなく、レバーを用いて quick release させる設計の例を示す。

7.3 核融合炉の環境条件

SMA を FER に適用する場合、SMA に直接影響を及ぼすファクタは、周囲の環境温度の中性子照射である。環境温度については SMA の変態温度を時効処理等の手段で調節したり、あるいは、SMA の変態温度に好適な環境温度になるように周囲の温度調節を行なえば比較的容易に対応できる。ただしプラズマ近傍や、ベーキング時の高温状態での使用はかなり厳しい。尚、変態温度は Ni と Ti の組成比に非常に敏感なことに注意を必要とする。（Fig. 7.3-1⁴⁾ 参照）

一方、SMA の中性子照射についての影響についてはそのデータに乏しいのが現状である。原研の星屋らは原研 JMT-R を利用して Ni-Ti の中性子照射を行ない、照射された SMA の電気抵抗測定および低温引張試験をもとに Ni-Ti の変態特性や変形挙動に及ぼす中性子照射の影響について調べている。結果は「1) 変態点は照射により液体窒素温度以下に低下する。2) 破断応力及び破断歪は大きく変化し $1300 \sim 1700 \text{ MPa}$ 、6 ~ 8 % を示す。3) 形状記憶効果は照射により示さなくなつたが、 530K 以上の照射後焼鈍処理で回復する。」と報告している。

尚、この JMT-R での中性子はフルエンスが $8 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ の速中性子（0.1 MeV）である。現在のところこの報告が中性子照射に関する唯一のデータである。一方、FER で発生する中性子は核融合中性子（1.4 MeV）と速中性子（0.1 MeV）である。プラズマ近傍の第 1 壁表面での中性子速はそれぞれ $1 \sim 3 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ である。また遮蔽体（厚さ 1.6 m）の外側では、それぞれ $1 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ (1.4 MeV) と $1 \times 10^{16} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ (0.1 MeV) である。FER の炉の寿命は 4 ケ月 ($= 10^7 \text{ sec}$) と想定されているので、4 ケ月間に蓄積されたフルエンスは Table 7.3-1 のようになる。JMT-R の速中性子のフルエンスは $8 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ である。FERにおいては第 1 壁表面での適用は照射量が 2 ケタ足りないので断言はできないが、もし JMT-R のデータが正しいならば、次のことが言える。JMT-R のデータによればマルテンサイト温度が少なくとも液体窒素温度以下ということであるが言い換えればその温度は母相状態を保持しているものと思われ、決して記憶喪失が起きているのではない。従って加熱冷却により機器の着脱を繰り返し行なうようなことには使用できないが、半永久的に母相状態の大きな回復力を維持するような用途には十分使

用できる。一方、遮蔽体の外側においては、 $1 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2$ の状態でマルテンサイト温度が液体窒素温度以下に既になっているのかはわからないので何とも言えないが、第1壁表面よりははるかに使用しやすいと思われる。

核融合中性子（14 MeV）照射については西川らが最近報告したものがある。大阪大学にあるオクタビアン炉にて Ni-Ti の 14 MeV 中性子照射を行っている。フルエンスが $5.7 \sim 8.2 \times 10^{14} \text{ n/cm}^2$ でマルテンサイト変態温度がほんの 10 ℃程度、低下するに過ぎないと報告している。遮蔽体の外側では中性子照射の影響はほとんど無視できるに等しい。しかし、星屋らのデータと西川らのデータは、14 MeV と 0.1 MeV の違い、フルエンスの違いはあるが、マルテンサイト温度が双方とも低下すると報告しているが、その意味することは、SMA を核融合炉に適用する立場からすれば全く正反対の結果を示している。今後、更に照射が続行され新たな知見が得られることを期待したい。⁶⁾

7.4 核融合炉への適用

ここでは、まず SMA の変態温度を以下のように略称することにする。マルテンサイト変態終了温度を M_f 点マルテンサイト逆変態終了温度を A_f 点。また SMA の温度を T_{SMA} とする。^{7), 8)}

以下、SMA の適用概念を示すが、既に IAEA の INTOR 専門家会議等で発表しているが、ここではその概略を説明し、それ以降に進展したことについても若干記述する。

Fig. 7.4-1 は一次冷却系配管の接続に用いるスリーブ型の SMA 配管継手である。SMA 配管継手は 2 方向性の形状記憶効果を持った合金で、 A_f 点以上に加熱されると径方向に収縮し、 M_f 点以下に冷却されると拡管するように記憶されている。従ってこれら配管は、炉運転中、 T_{SMA} が A_f 点以上に保持されると、機械的に強固に接続され、そしてシールされる。Fig. 7.4-2 は、この冷却配管の着脱を応用した一例で第1壁アーマタイルごとに SMA 配管継手が適用されている。2重配管の外側に SMA 配管継手が適用され、シールするとともに機械的支持も行なう。このように構成されたタイル構造であれば損傷したタイルを交換でき、更に継手を加熱冷却するだけの作業（ドレン含む）で良いので、従来のボルト着脱のような繁雑な作業も不要である。

Fig. 7.4-3 は、メカニカル・クイック・コネクタを示す。対向する C 字型の板が、複数の SMA ボルトで接続されている。そして一方の C 字型板の内側には液圧ジャッキが設置されている。これら SMA ボルトは一定の長さに記憶された一方向性 SMA である。Fig. 7.4-4 は IAEA の INTOR WORKSHOP Phase II A, Part 3 で日本が提案している核融合炉の横断面である。メカニカル・クイック・コネクタは、この図の A 部に示す隣接するブランケット・セクタ間の機械的締結に用いる。この機械的締結はプラズマディスラッシュによってブランケット・セクタに発生する電磁力（図中の F_R および F_z ）支持のために行なわれる。図中の A 部の詳細図を Fig. 7.4-5 に示す。図のように隣接するブランケット・セクタの締結部には、コネクタを挿入する開口部が設けられている。そしてコネクタの中心部分で切断した断面図を Fig. 7.4-6 に示す。まず開口部へのコネクタの取付けは、SMA ボルトを液圧ジャッキを作動させて引張った状態で行う（図の下の図）。次にジャッキの荷重を除去する。この状態で SMA ボルトが A_f 点以上に加熱されると、SMA ボルトは最初に記憶されたボルト長まで収縮しようとするが、完全に収縮する以前に C 字型板の足の部分が開口部の上面と下面に当たり、これ以上はボルトは収縮しない（図の上の図）。この時発生した強力な回復力をを利用してブランケット・セクタ間の電磁力支持を行なうことになる。コネクタの取り外しは SMA

ボルトを M_f 点以下に冷却した後、液圧ジャッキで引張れば容易に行なえる。SMA ボルトが 2 方向性 SMA であればジャッキは不要となる。Photo 7.4-1 に試作機を示す。

Fig. 7.4-7 は SMA パッキンによる真空シール構造を示す。一方向性 SMA で、断面が正方形に記憶されている。図(a)のように SMA パッキンはカバープレートの内側に固定されている。次に図(b)のようにカバープレートを真空容器に押し当てて、機械的締結を行なうと SMA パッキンは変形する。(ただし $T_{SMA} < M_f$) そして図(c)のように SMA パッキンを A_f 点以上に加熱すると変形した SMA パッキンは最初に記憶された形状(断面が正方形)に戻ろうとする。しかし、カバープレートは真空容器に固定されているので結果として SMA パッキンには回復力が働き、カバープレートの側面と真空容器の端面に SMA パッキンは密着し真空シールが達成されることになる。SMA パッキンは A_f 点以上に加熱すると記憶された形状に回復するので繰り返し使用することができる。

Fig. 7.4-8 は SMA ジャッキ・システムを示す。サポートフレーム上に重ねられた 2 つの傾斜キーのうち、一端は、サポートフレームに固定され、他端はエンドキャップを介してシリンドラに連結されている。図は M_f 点以下の温度でシリンドラを用いて SMA ボルトが伸ばされた状態、すなわち上側キーがまだ持ち上げられていない状態を示す。この状態から SMA ボルトを A_f 点以上に加熱保持すると、SMA ボルトは SME により収縮する。この時の回復力は強大なので下側キーはエンドキャップによって図中の矢印に示すように左側に移動する。そして結果として上側キーは上方に持ち上げられることになる。この状態で A_f 点以上に温度保持すれば、Fig. 7.4-3 に示したメカニカル・クイック・コネクタの代わりとしても使用することが可能となる。Photo 7.4-2 に試作機を示す。

参考文献

- 1) M. Nishikawa, et al., "Conceptual Design of a Cassette Compact Toroid Reactor (The Zero-Phase Study)—Quick Replacement of the Reactor Core", Fusion Technol., Vol 9, 101 (1986).
- 2) 西川雅弘他：「形状記憶合金継手の核融合装置への適用(Ⅱ)」，日本原子力学会 61 年秋の分科会。
- 3) L. M. Schetky, "Remotely Operable Shape Memory Alloy Seals for Plasma Confinement Systems", DOE/ER/80195.
- 4) 「形状記憶合金の用途開発に関する調査研究報告書Ⅱ」，大阪科学技術センター 1984.3.
- 5) T. Hoshiya, et al., ICOMAT-86, held in Nara, Japan (1986) to be published.
- 6) 西川雅弘他：「形状記憶合金継手の核融合装置への適用(Ⅲ)」，日本原子力学会 62 年年会。
- 7) M. Kondoh, et al., "Simplification of Maintenance on Reactor Core Structures by Using Shape Memory Alloys", Report of a Specialists' Meeting on Tokamak Concept Innovations (IAEA-TECDOC-373), held in Vienna, 13~17 Jan, 1986.
- 8) 近藤光昇他：「形状記憶合金の核融合装置への適用」，日本原子力学会 61 年秋の分科会。

Table 7.3-1 Neutron Fluence at the End of Reactor Life

	Fusion Neutron	Fast Neutron
At the Surface of First Wall	$1 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$	$3 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$
At the Outer Surface of Outboard Shield	$1 \times 10^{11} \text{ n/cm}^2$	$1 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2$

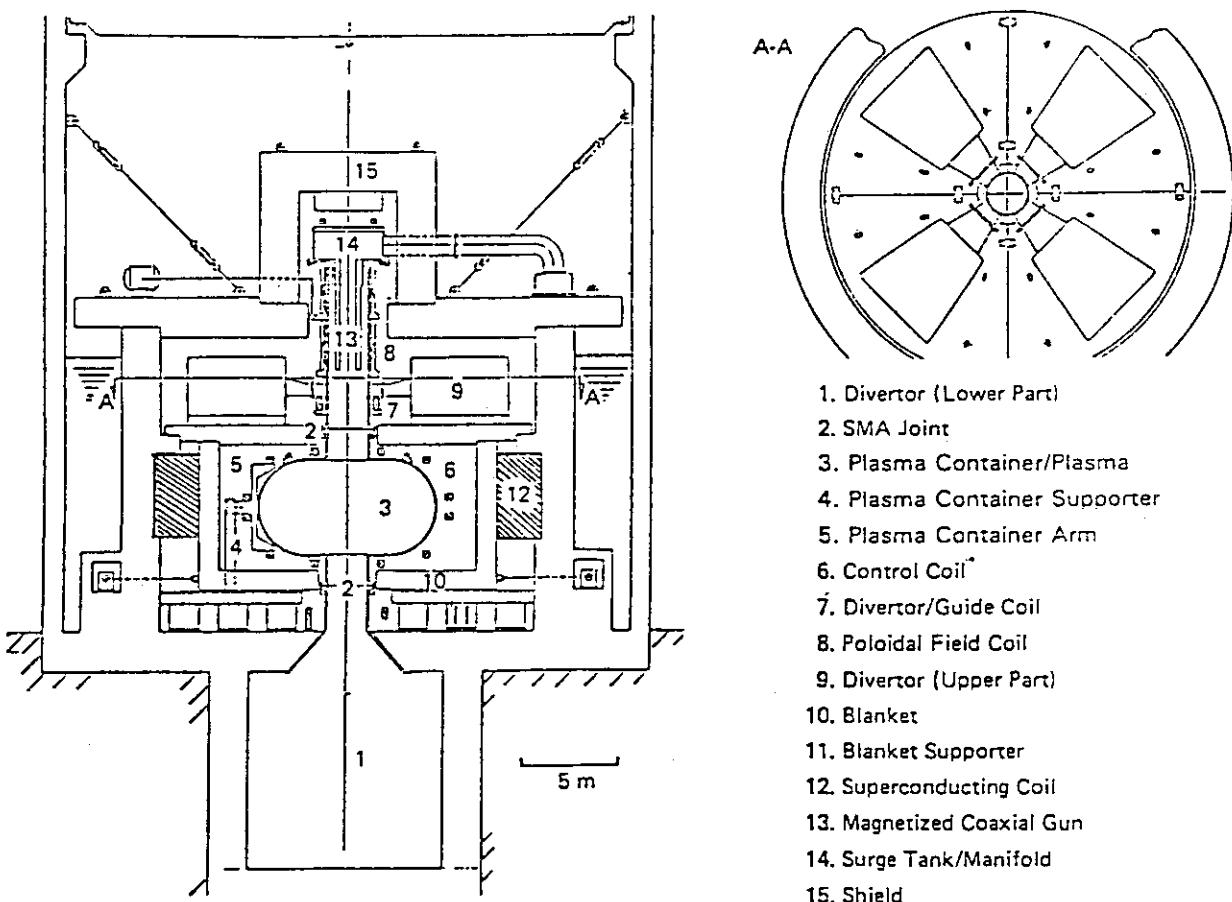


Fig. 7.2-1 Cross section of a CCTF

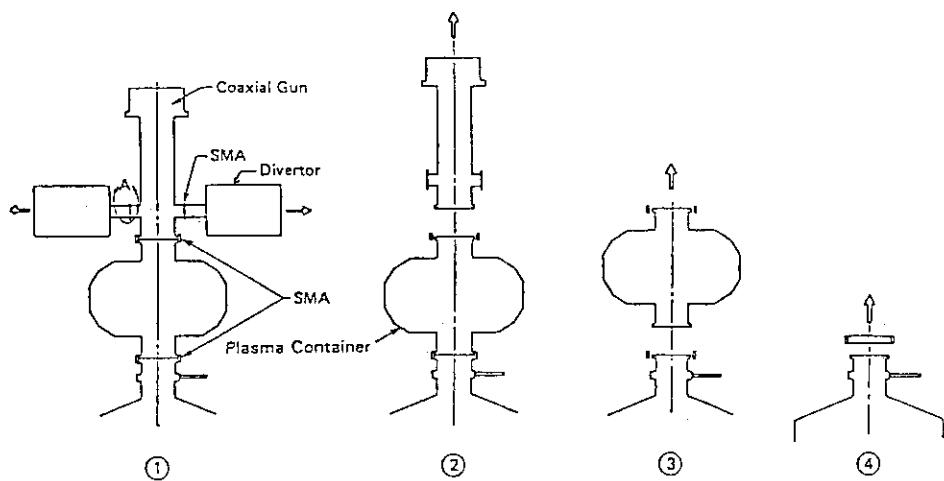


Fig. 7.2-2 Disassembly of reactor core parts.

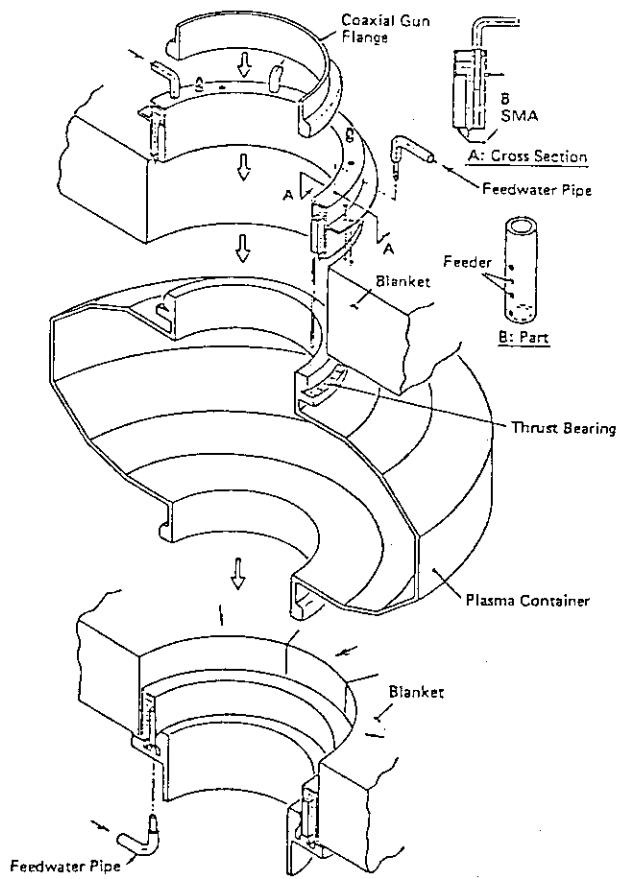


Fig. 7.2-3 Detailed drawing of the SMA couplings and flanges.

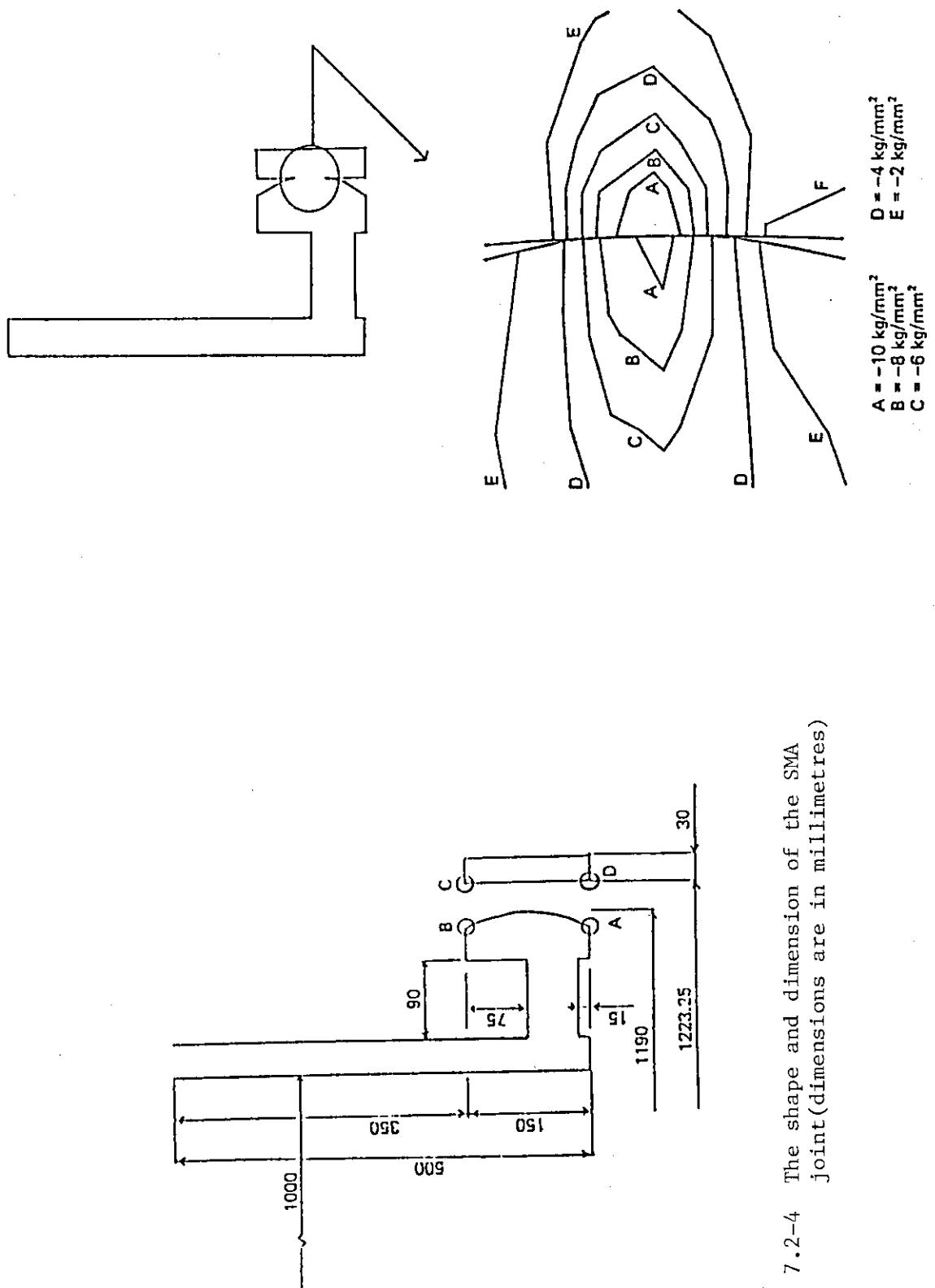


Fig. 7.2-4 The shape and dimension of the SMA joint(dimensions are in millimetres)

Fig. 7.2-5 Stress distribution of radial component

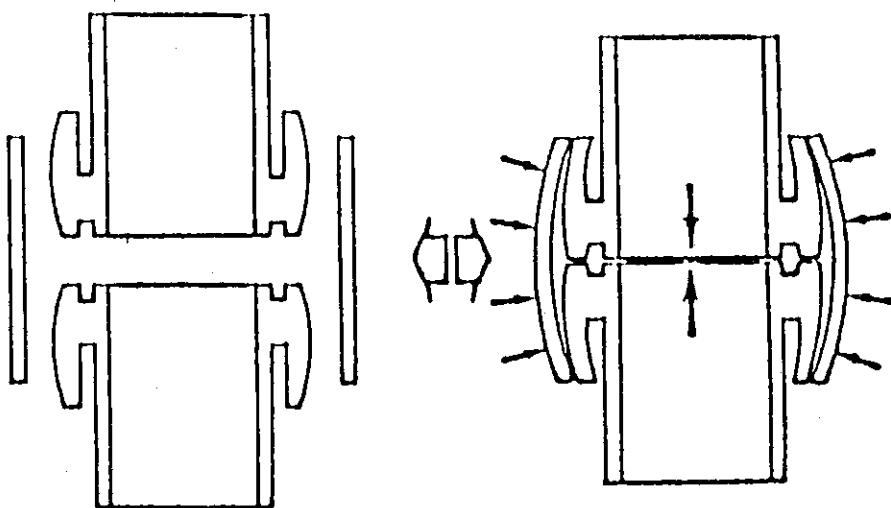


Fig. 7.2-7 Structure of flange

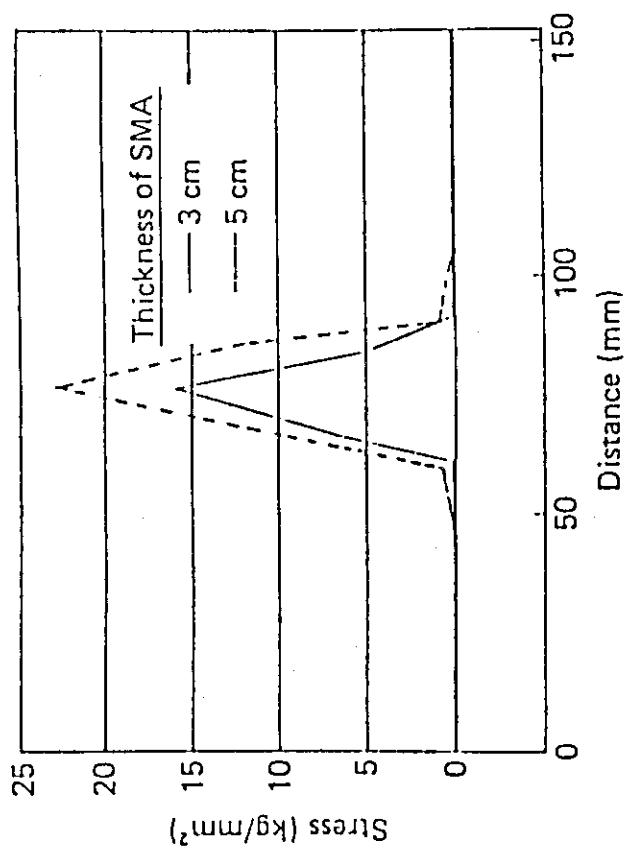


Fig. 7.2-6 Tightening force between C and D of joint part in Fig. 2.1.4.

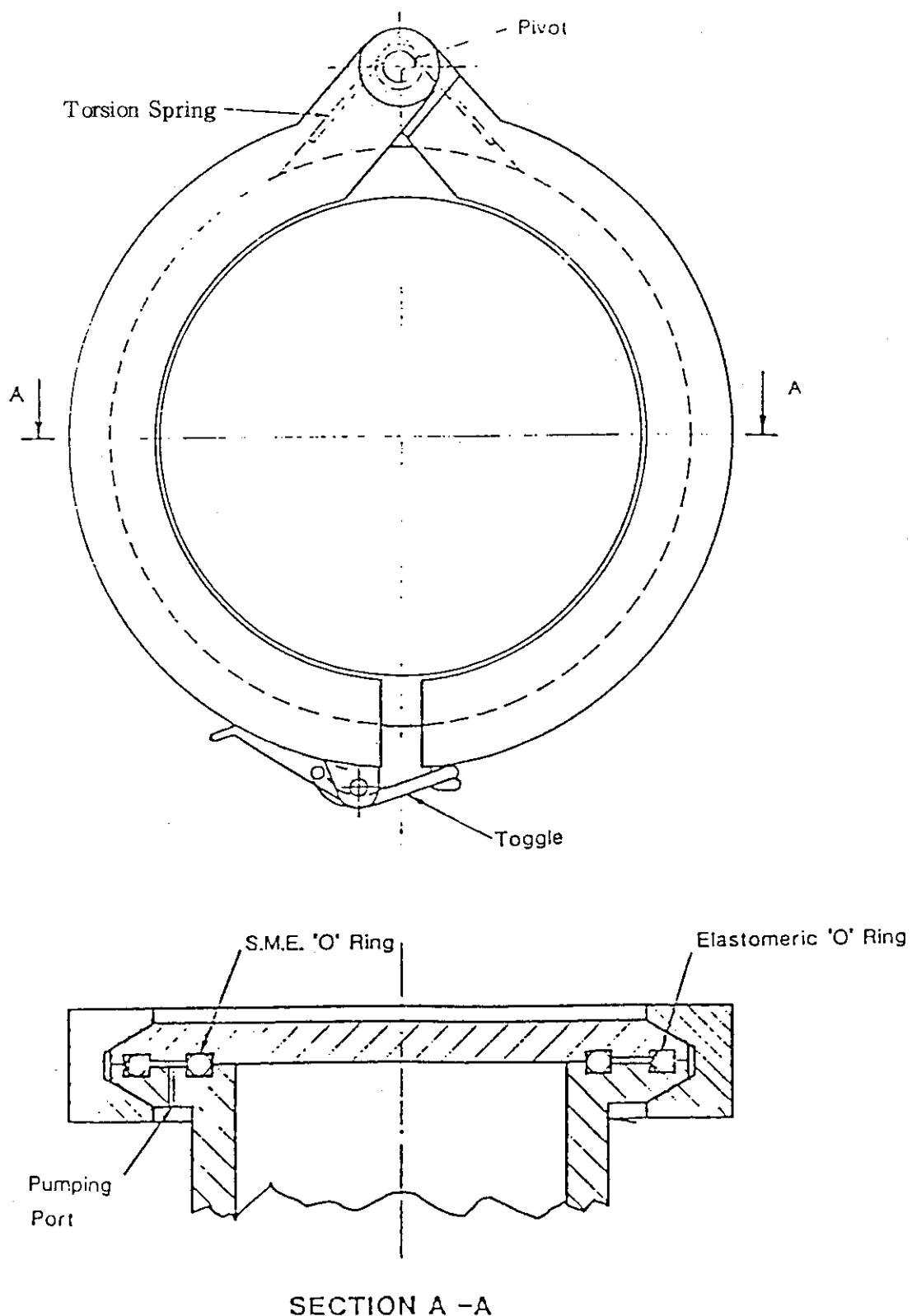


Fig. 7.2-8 Schematic arrangement of design based on double clamshell clamp single toggle and pivot

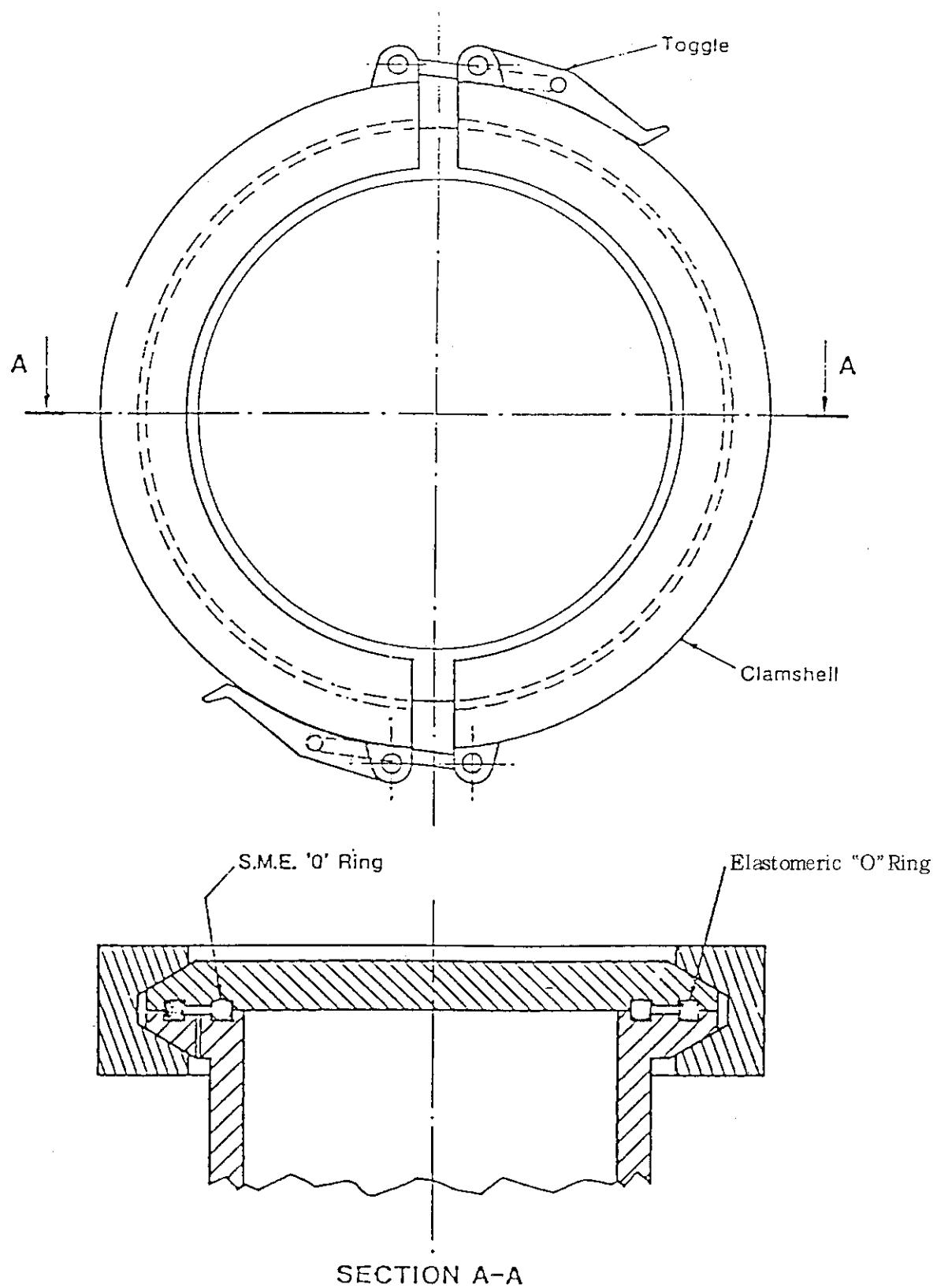


Fig. 7.2-9 Schematic arrangement of design based on double clamshell clamp and double toggle

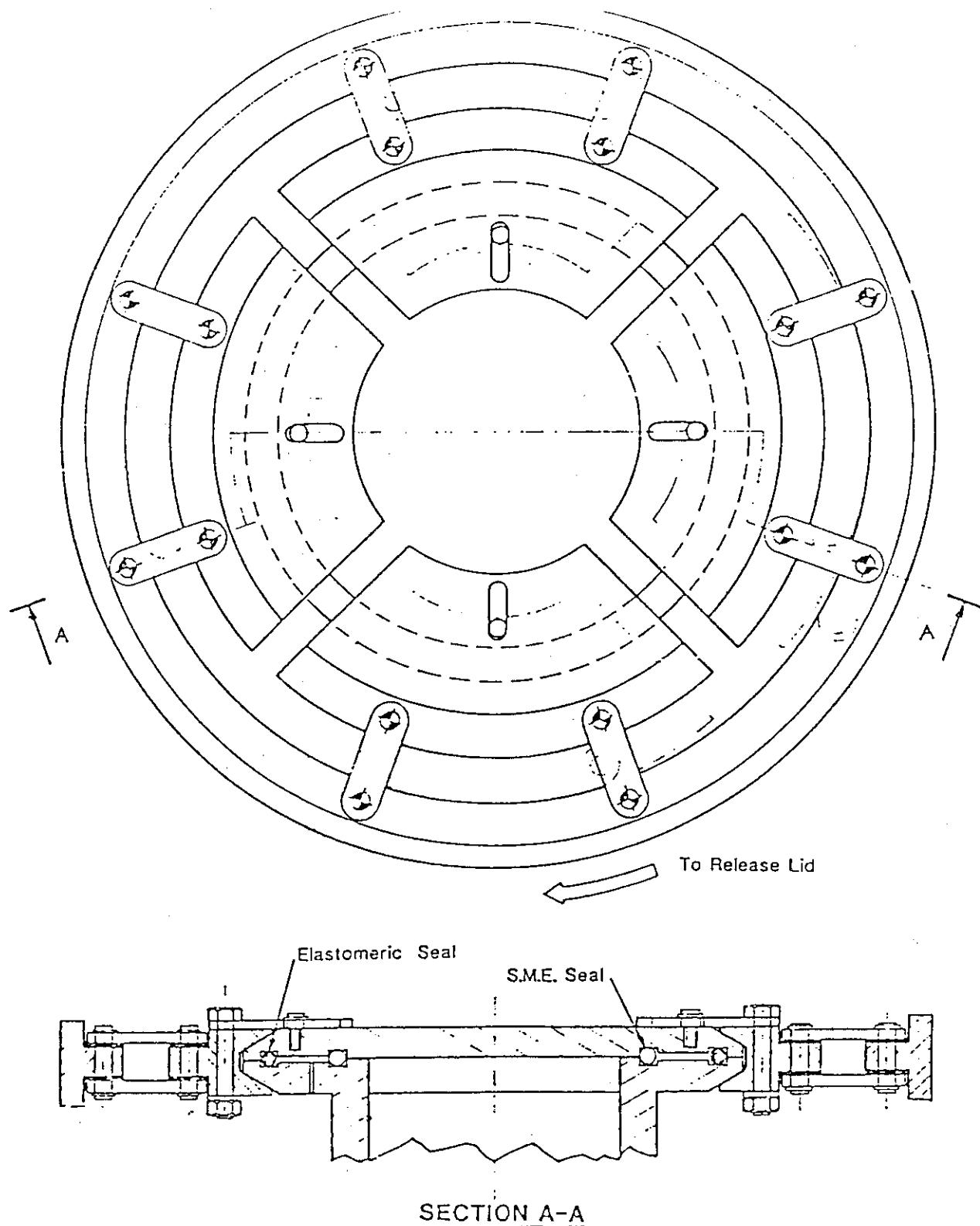


Fig. 7.2-10 Schematic arrangement of design based on multiple clamshell clamps actuated by ring toggle mechanism

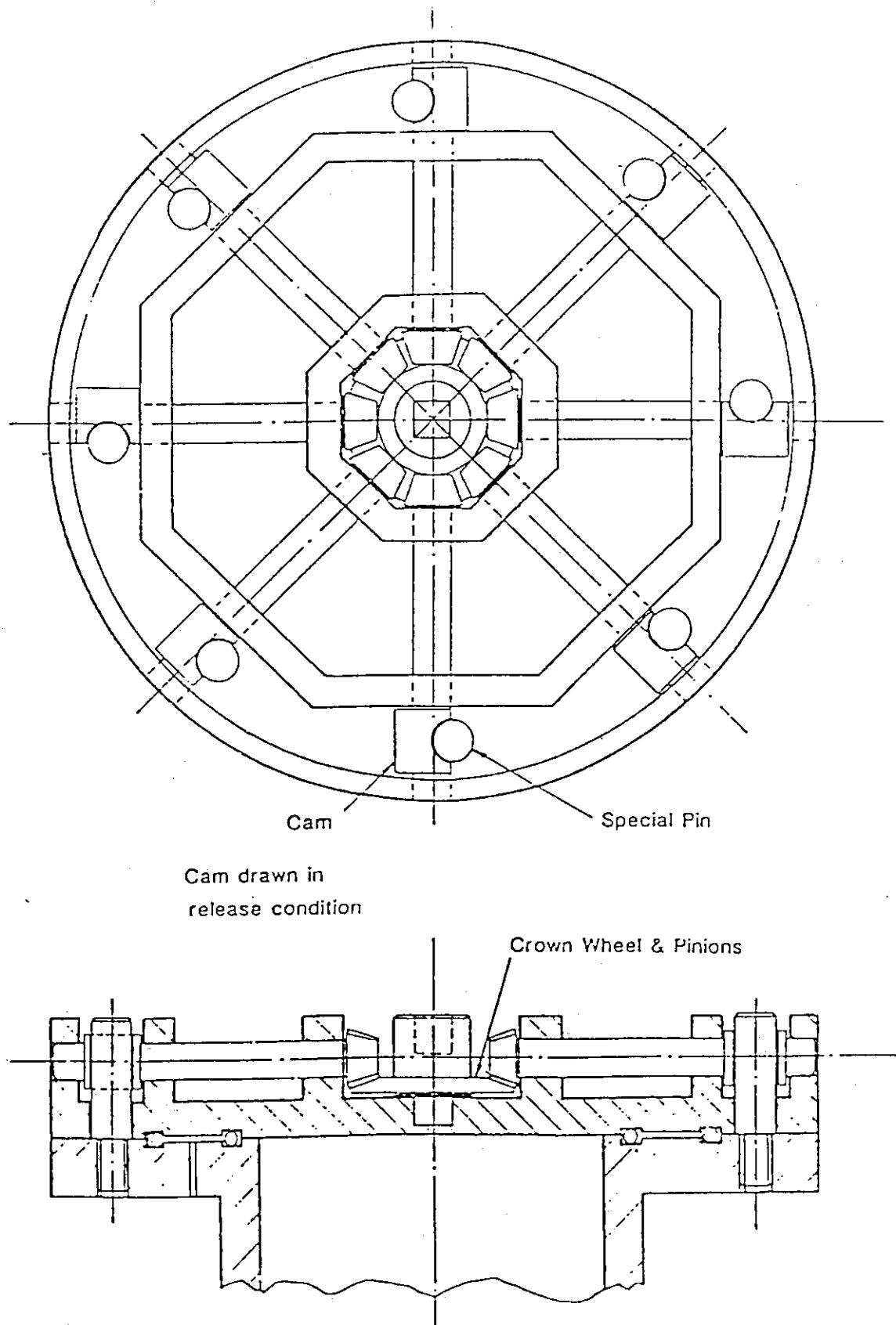


Fig. 7.2-11 Schematic arrangement of design based on geared cam-clamp system

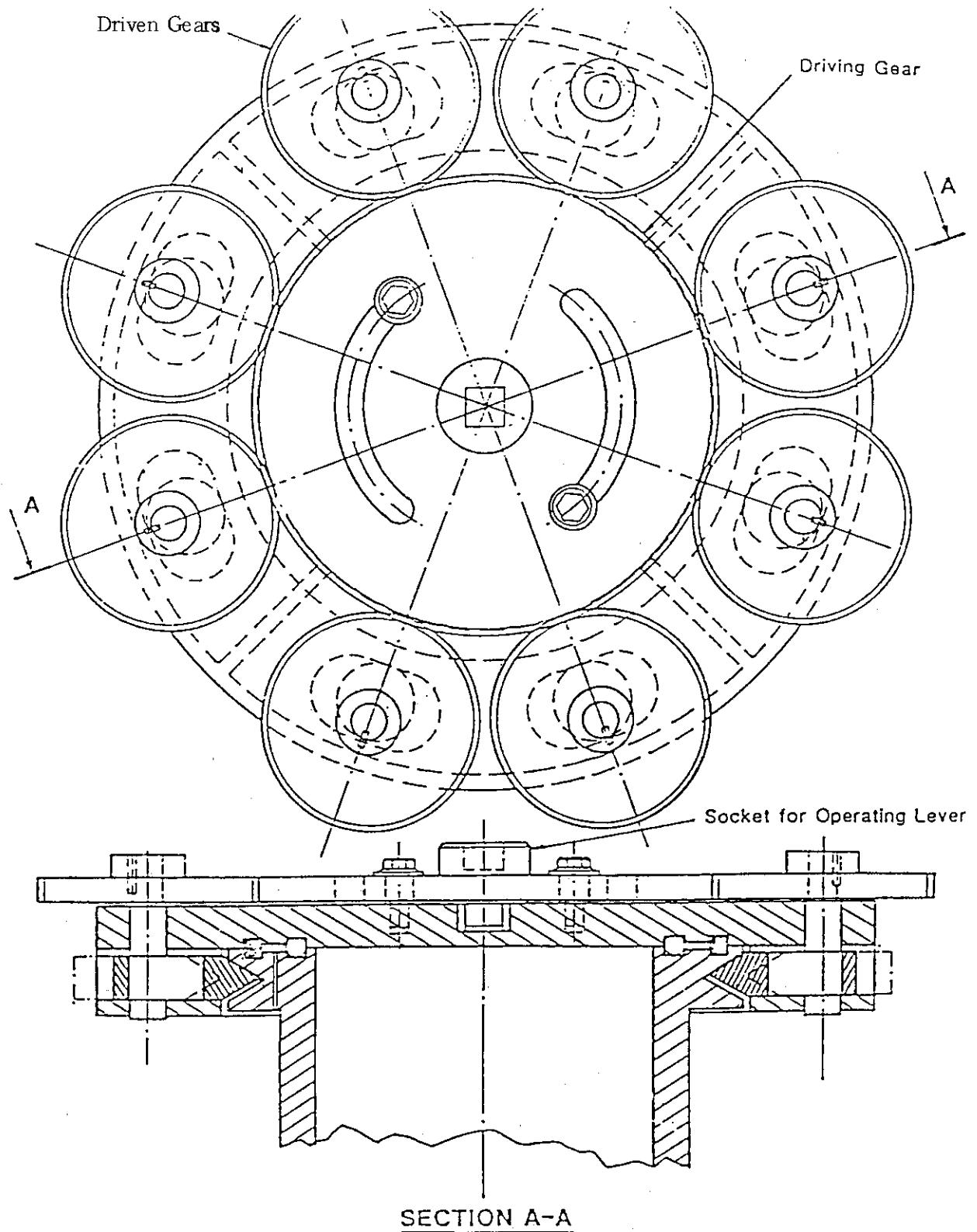


Fig. 7.2-12 Schematic arrangement of design based on geared cam-clamp system

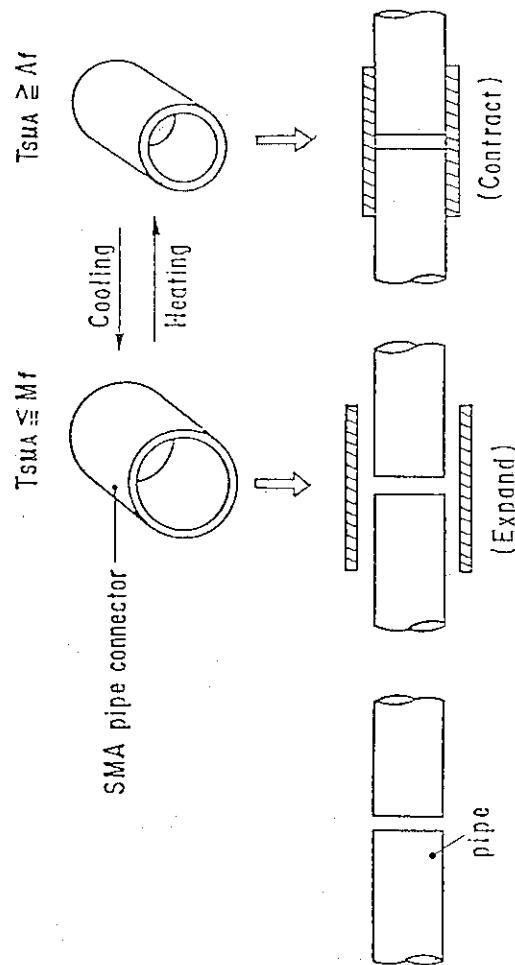


Fig. 7.4-1 SMA pipe connector

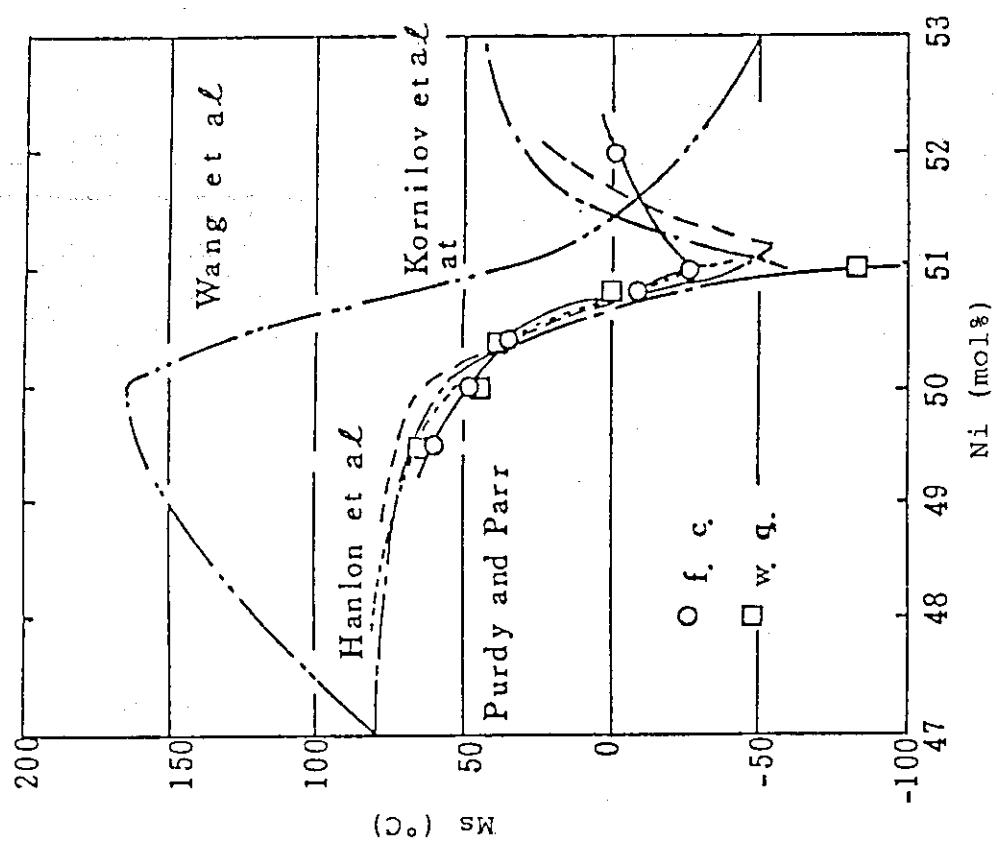
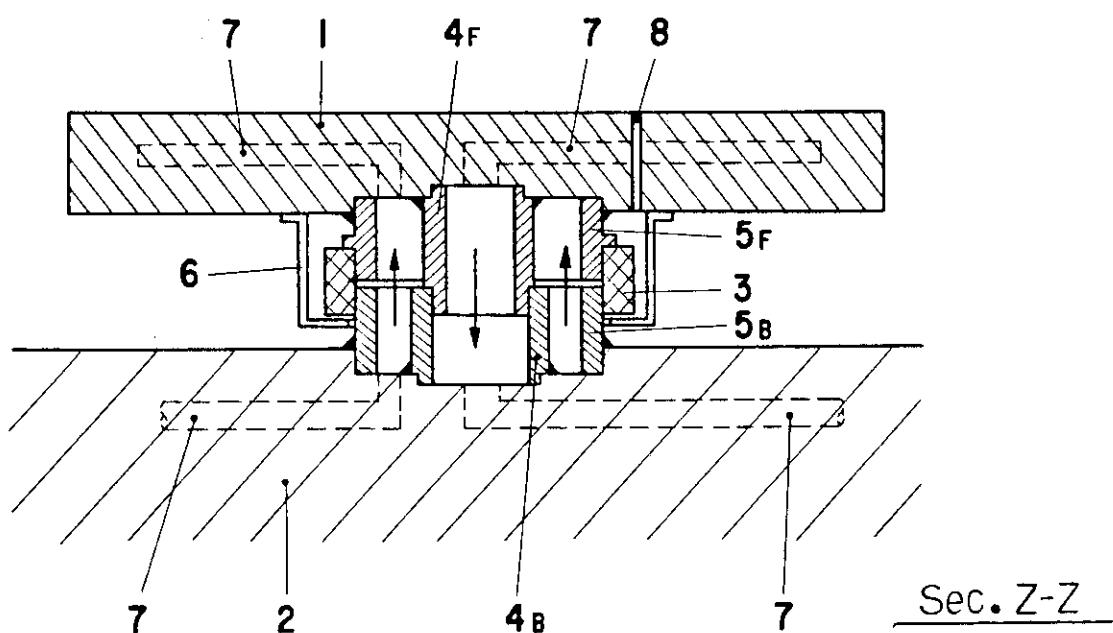
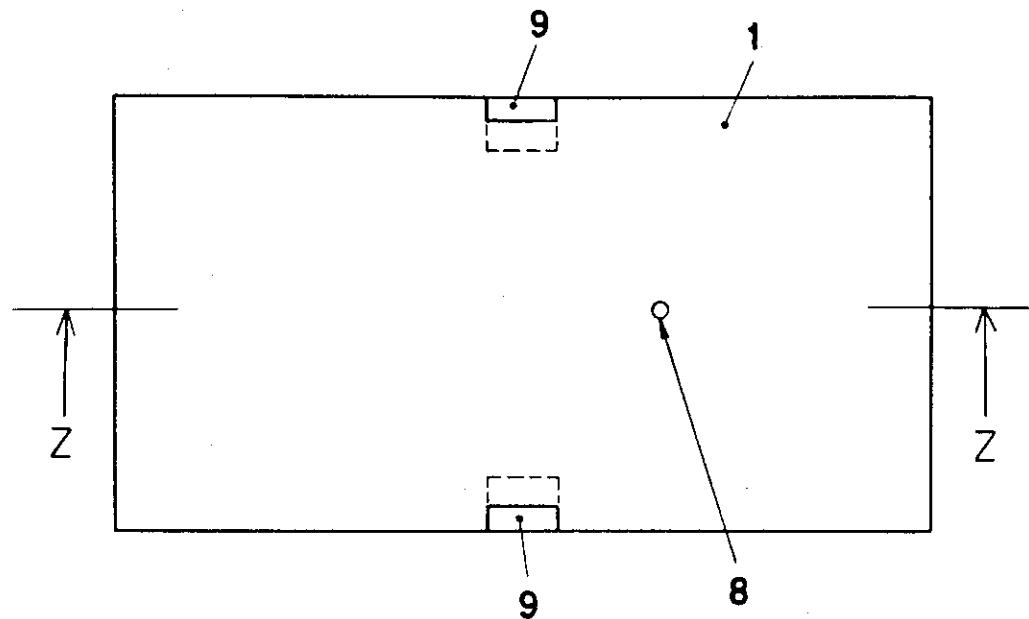


Fig. 7.3-1 Relation between Ms and Ni composition



(SMA pipe connector contracts when $T_{SMA} \geq A_f$)

- | | |
|----------------------------|-----------------------|
| 1 ----- First wall | 6 ----- Cover |
| 2 ----- Blanket | 7 ----- Coolant line |
| 3 ----- SMA pipe connector | 8 ----- Hole |
| 4,5--- Cooling pipe | 9 ----- Grasping part |

Fig. 7.4-2 Concept of Armor tile

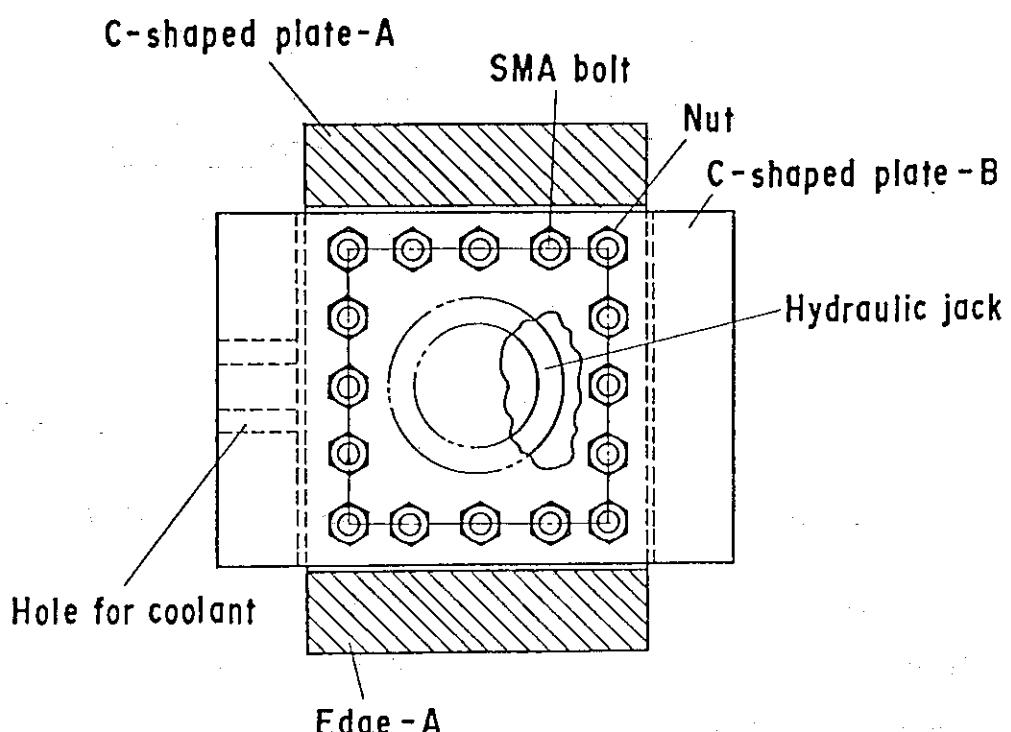
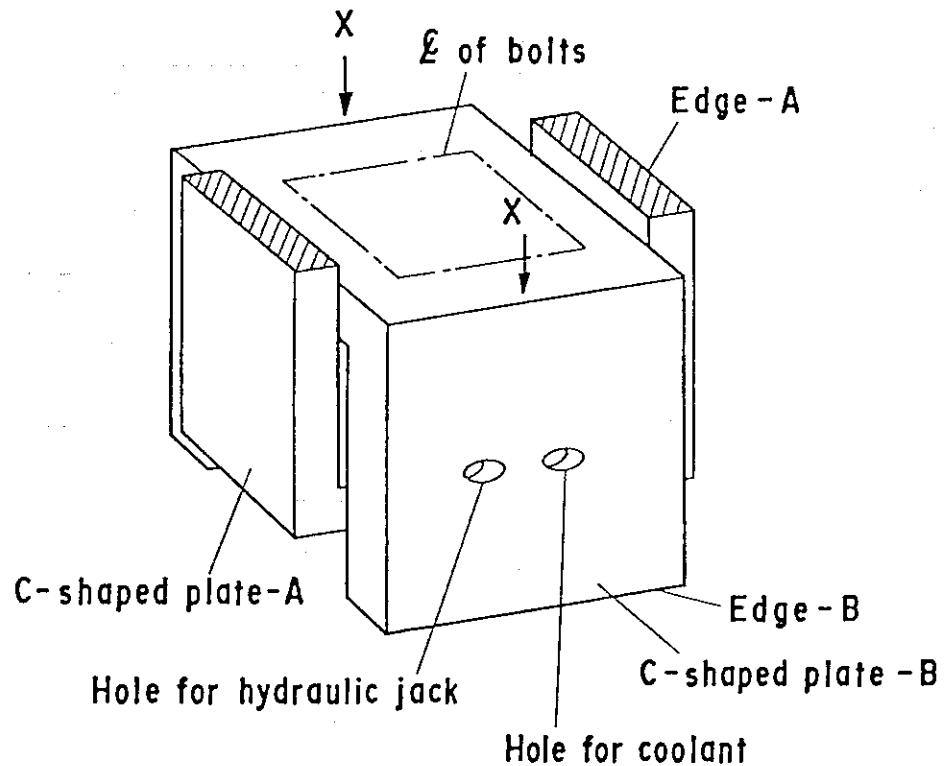
View X - X

Fig. 7.4-3 Structure of mechanical quick connector

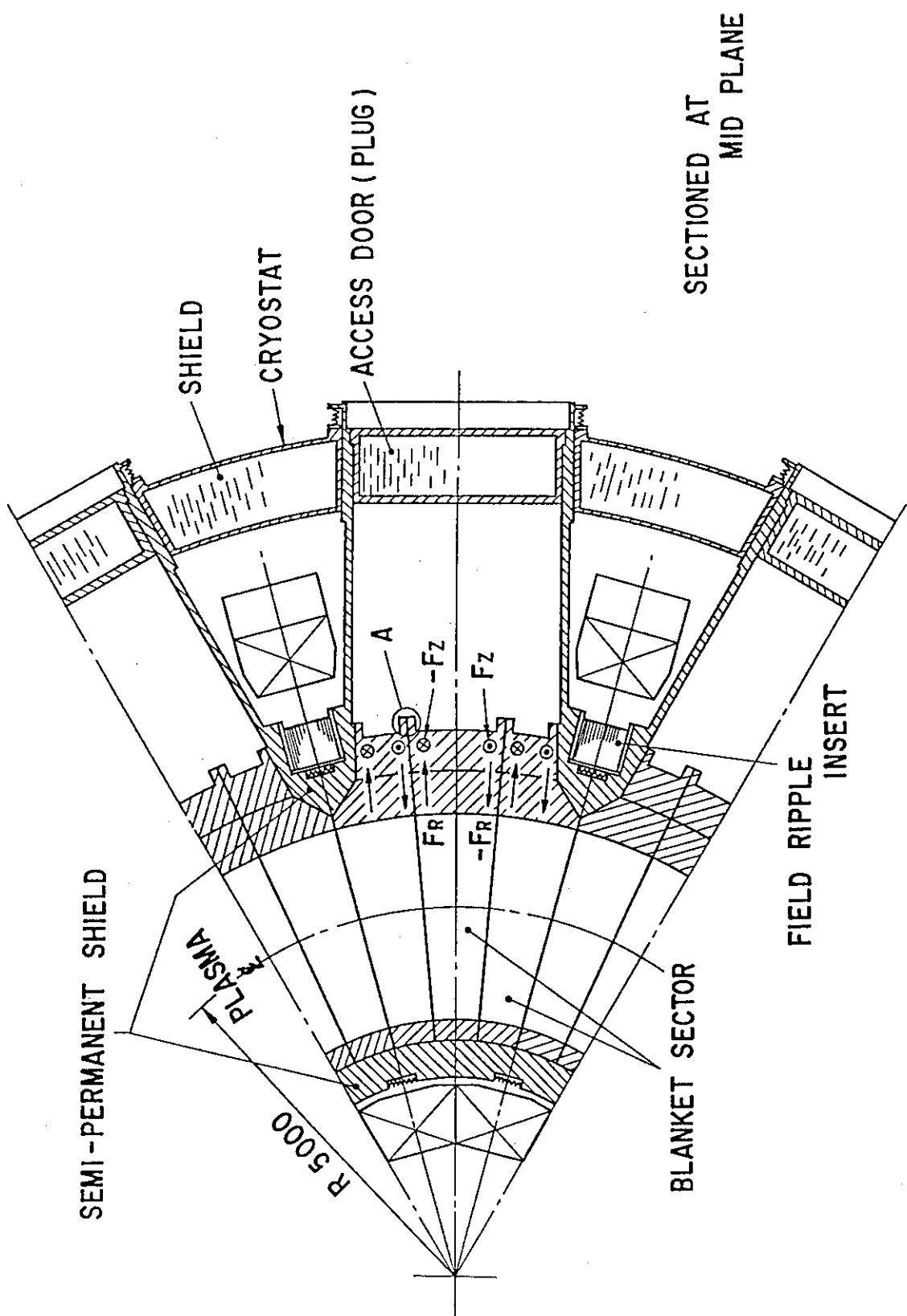


Fig. 7.4-4 Plan view of INTOR

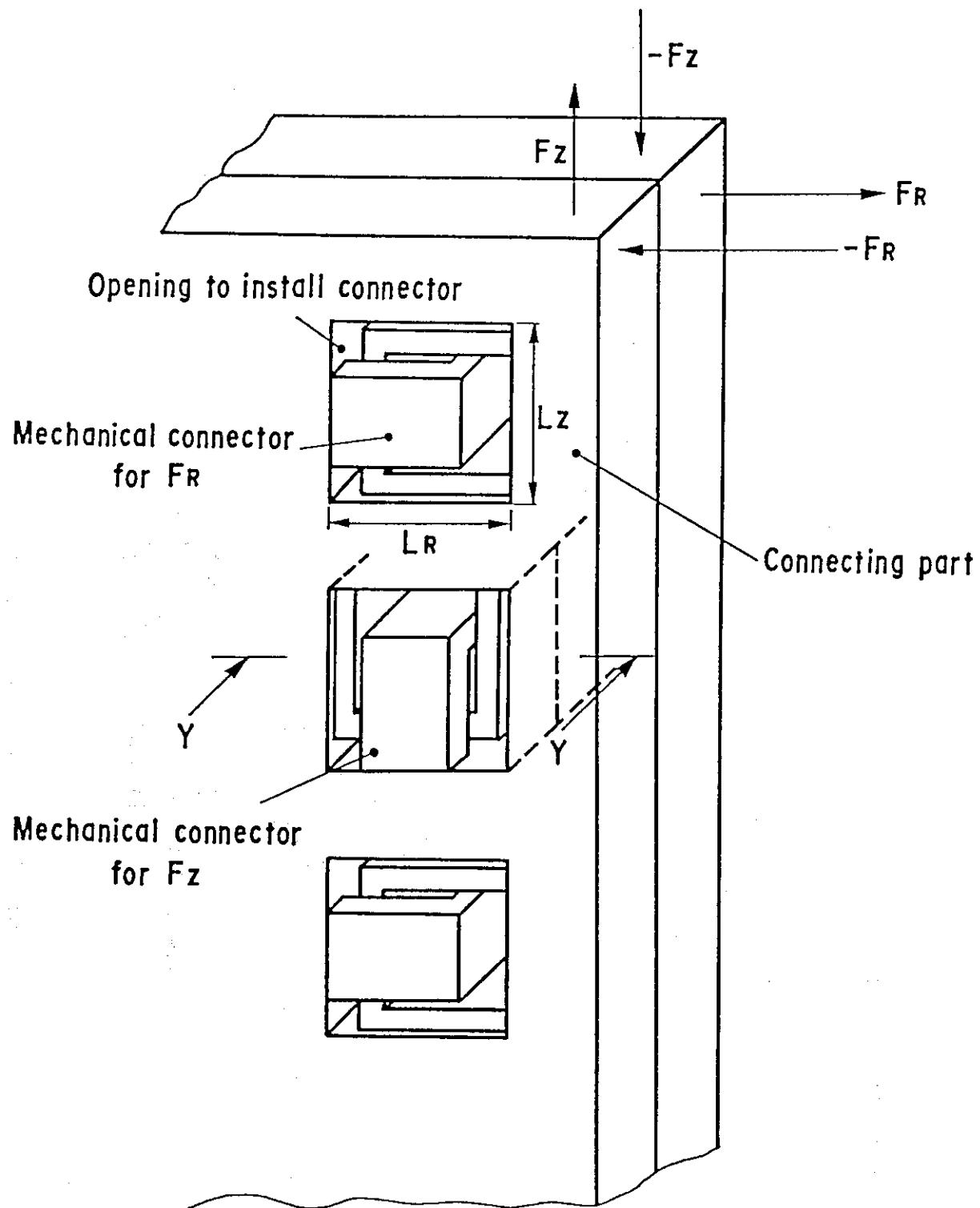
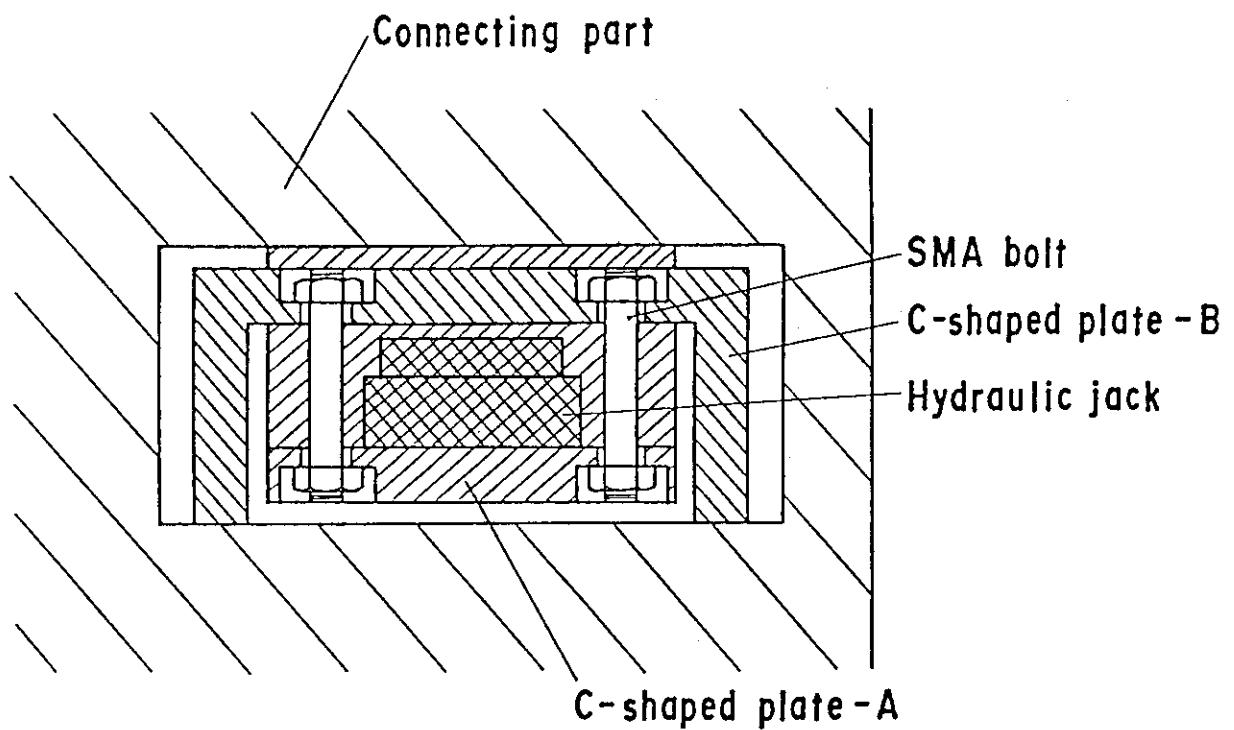
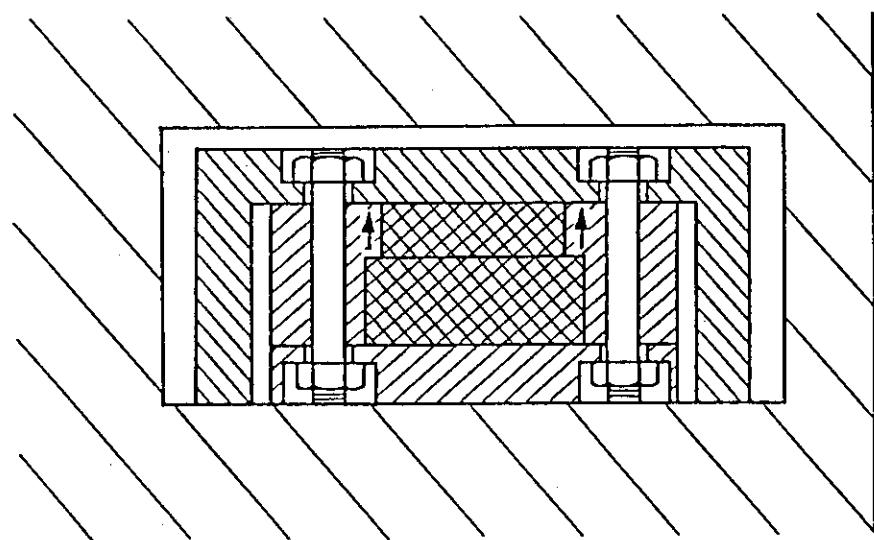


Fig. 7.4-5 Connection of adjacent sectors



(a) Connecting (SMA bolts contract when $T_{SMA} \geq A_f$)



(b) Disconnecting (SMA bolts are expanded by hydraulic jack when $T_{SMA} \leq M_f$)

Fig. 7.4-6 Mechanical quick connector

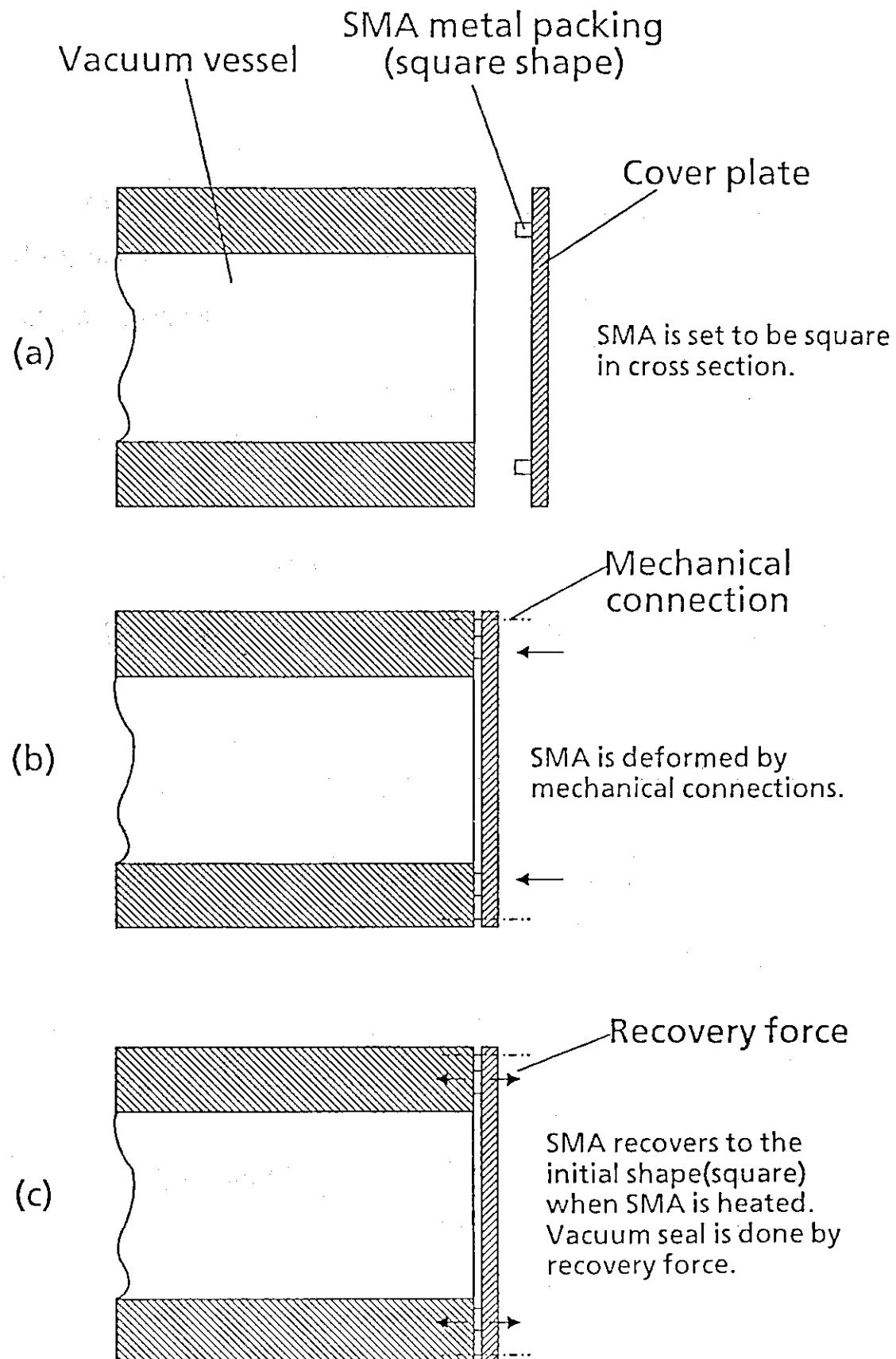


Fig. 7.4-7 SMA metal packing

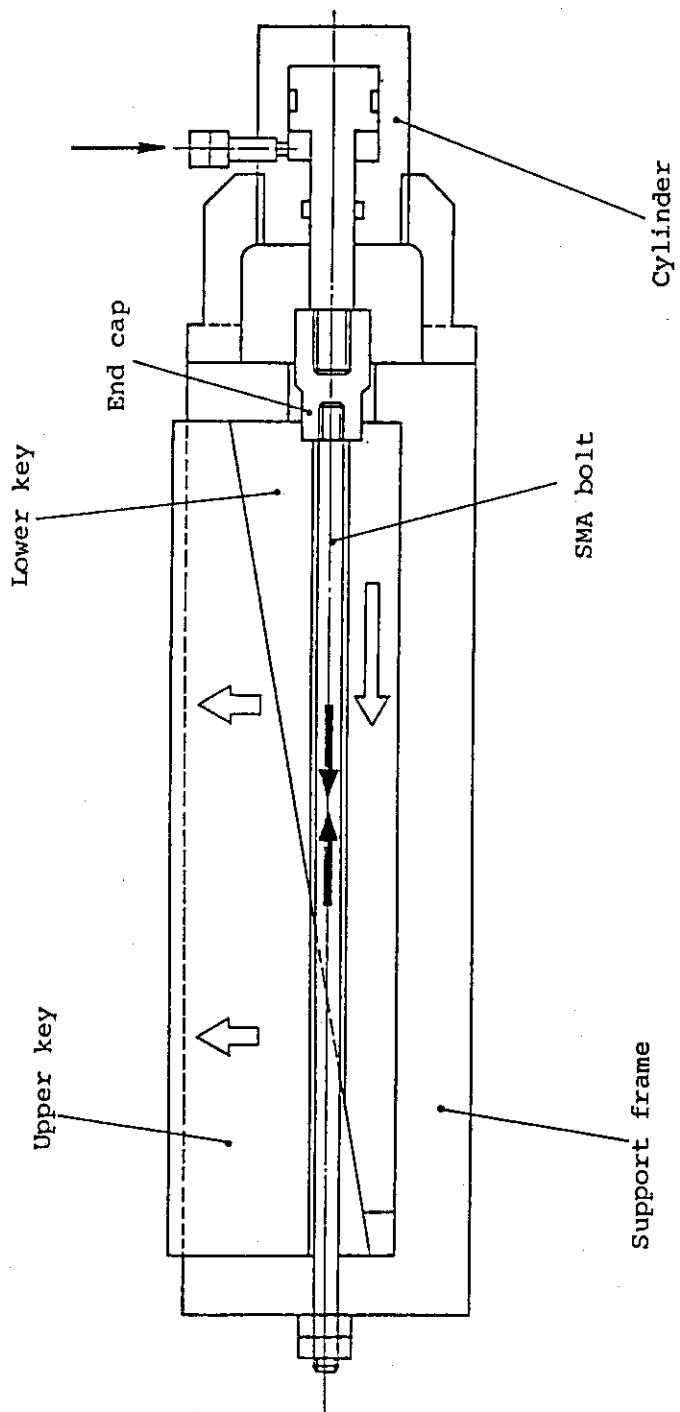


Fig. 7.4-8 SMA Jack System

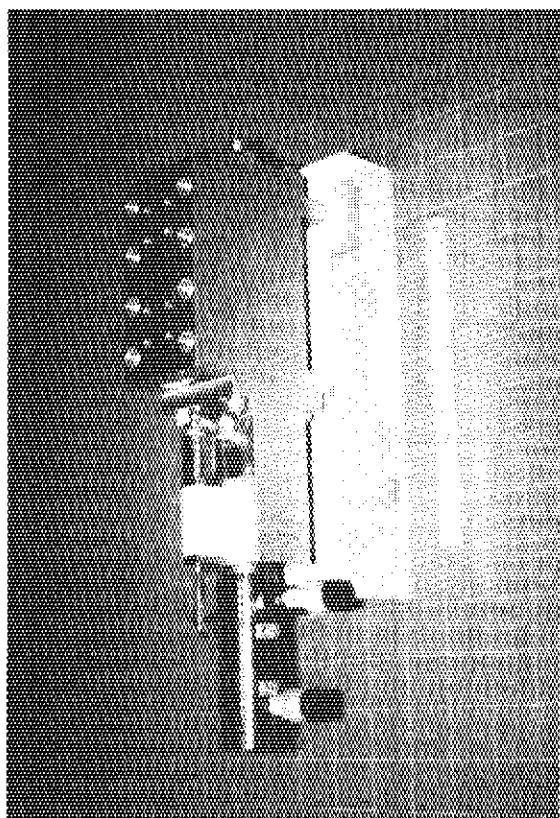


Photo. 7.4-2 SMA jack system

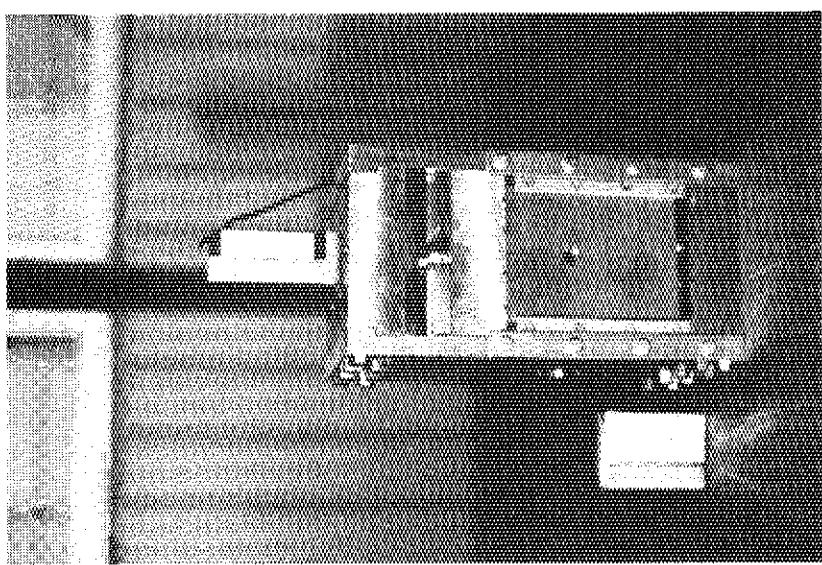


Photo. 7.4-1 SMA mechanical connector

謝 辞

本設計検討を実施するにあたり、藤沢登 プラズマ設計グループリーダ、飯田浩正 工学設計グループリーダをはじめとする FER 設計チームメンバーから多くのコメントおよび示唆を頂いた。また田村早苗 臨界プラズマ研究部次長、吉川允二 臨界プラズマ研究部長、苦米地顕 那珂研究所長に多くの御支援と御助言を頂いたことを感謝致します。