JAERI-M
83-214
(第１分冊)

核融合実験炉(ＦＥＲ)の概念設計
(オプション B)

１９８４年２月

炉 設 計 研 究 室

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。

入手の問合わせは，日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319—11 茨城県那珂郡東海村）あて，お申しこしください。なお，このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319—11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行　日本原子力研究所
印　　刷　日立高速印刷株式会社

JAERI－M 83－214

核融合実験炉（ＦＥＲ）の概念設計
（オプションＢ）

日本原子力研究所東海研究所大型トカマク開発部炉設計研究室

（１９８３年１１月１１日受理）

本報告書は，ＪＴ－６０の次期装置として建設が予定されている核融合実験炉（ＦＥＲ）の工学的概念設計を行なったものである。

この設計は，ＭＨＤ平衡解析，炉本体構造，ダイバータ及びポンプリタミ，第一壁／増殖ブランケット／遮蔽，トロイダル磁場コイル及びポロイダル磁場コイル，クライオスタット，電磁気設計，真空排気系，電源系，ＮＢＩ，ＲＦ加熱装置，トリチウム処理系，ニュートロニクス，分解修理保守，主冷却系，プラントレイアウト等を含む炉システム全般にわたるものである。また，ダイバータ方式とポンプリミタ方式の相互比較，核融合プラントシステムの安全性の検討を行った。

本報告書は日本原子力事業株式会社，東京芝浦電気株式会社が原研からの委託によって行った設計研究の成果である。（契約番号５７年　サ－０２７９）

JAERI-M 83-214

Conceptual Design of Fusion Experimental Reactor (FER) (Option B)

Fusion Reactor System Laboratory
Department of Large Tokamak Development,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received November 11, 1983)

This report describes the engineering conceptual design of Fusion Experimental Reactor (FER) which is to be built as a next generation tokamak machine.

This design covers overall reactor systems including MHD equilibrium analysis, mechanical configuration of reactor, divertor, pumped limiter, first wall/breeding blanket/shield, toroidal field magnet, poloidal field magnet, cryostat, electromagnetic analysis, vacuum system, power handling and conversion, NBI, RF heating device, tritium system, neutronics, maintenance, cooling system and layout of facilities. The engineering comparison of a divertor with pumped limiters and safety analysis of reactor systems are also conducted.

Keywords: Fusion Experimental Reactor, MHD Equilibrium Analysis, Mechanical Configuration of Reactor, Divertor, Pumped Limiter, First Wall, Breeding Blanket, Tritium System, Neutronics, Safety Analysis, Tokamak Reactor, Conceptual Design

---

The design study performed by Nippon Atomic Industry Group Co., Ltd. and Toshiba Corporation under contract with JAERI

設計参加者

原　研

炉設計研究室：

東　稔達三，藤沢　登，関　泰，飯田浩正，立川克浩，
杉原正芳，西尾　敏，吉川允二，
湊　章男[1]，山本　孝[2]，上田孝寿[3]，斉藤誠次[4]，喜多村和憲[5]

ＪＴ－６０第２開発室：

嶋田隆一，田村早苗

トリチウム技術研究室：

松田裕二，田中吉左右，成瀬雄二

超電導磁石研究室：

島本　進

1) 川崎重工業㈱（出向職員），2) 富士電機製造㈱，3) 三菱電機㈱，4) ㈱日立製作所，5) 東京芝浦電気㈱（以上外来研究員）

東　芝

深井佑造，大野忠雄，西沢博史，海老沢克之，本多　力，
小林重忠，井上登代一，小林則幸，荒木隆夫，畑山明聖，
近藤光昇，小山稚司，沢田芳夫，山口　貢，五島幹彦，
内田孝穂，喜多村和憲，三木信晴，涙島高太郎，宗像　正，
長沼正光，三浦秋彦，和智良裕，大和春海，菅原　享，
新谷吉郎，橋本　清，芦部楠夫，小原　敦，吉田英樹，
松下徹志，大河原　浩，家田泰伸，尾崎　章，村田　徹*，
亀井孝信*，川合将義*，山内通則*，山岡光明*，内田勝也*

以　上

---

* 日本原子力事業株式会社

Design Team

JAERI

Fusion Reactor System Laboratory:

T. Tone, N. Fujisawa, Y. Seki, H. Iida, K. Tachikawa,
M. Sugihara, S. Nishio, M. Yoshikawa,
A. Minato[1)], T. Yamamoto[2)], K. Ueda[3)], S. Saito[4)], K. Kitamura[5)]

JT-60 Project Office II:

R. Shimada, S. Tamura

Tritium Engineering Laboratory:

Y. Matsuda, K. Tanaka, Y. Naruse

Superconducting Magnetic Laboratory:

S. Shimamoto

Toshiba

Y. Fukai,	T. Ohno,	H. Nishizawa,
K. Ebisawa,	T. Honda,	S. Kobayashi,
T. Inoue,	N. Kobayashi,	T. Araki,
A. Hatayama,	M. Kondo,	M. Koyama,
Y. Sawada.	M. Yamaguchi,	M. Goto,
T. Uchida,	K. Kitamura,	N. Miki,
T. Hamajima,	T. Munakata,	M. Naganuma,
A. Miura,	Y. Wachi,	H. Yamato,
T. Sugawara,	K. Shinya,	K. Hashimoto,
K. Ashibe,	A. Obara,	H. Yoshida,
T. Matsushita,	H. Ohgawara,	Y. Ieda,
A. Ozaki,	T. Murata*,	T. Kamei*,
M. Kawai*,	M. Yamauchi,*	M. Yamaoka*,

---

1) On leave from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.
2) On leave from Fuji Electric Co., Ltd.
3) On leave from Mitsubishi Electric Corporation
4) On leave from Hitachi Ltd.
5) On leave from Toshiba Corporation
* NAIG

目　　次

1. 序 …… 1
2. 概　要 …… 13
2.1 炉心設計 …… 13
2.2 炉本体構造 …… 13
2.3 ダイバータ及びリミター …… 14
2.4 第1壁／増殖ブランケット／シールド …… 14
2.5 トロイダル磁場コイル …… 15
2.6 ポロイダル磁場コイル …… 16
2.7 クライオスタット …… 17
2.8 架　台 …… 17
2.9 電磁気設計 …… 18
2.10 真空排気系 …… 18
2.11 電 源 系 …… 19
2.12 加 熱 系 …… 19
2.13 トリチウム処理系統 …… 20
2.14 ニュートロニクス …… 20
2.15 分解修理保守 …… 21
2.16 主冷却系 …… 21
2.17 安全設計 …… 21
2.18 プラントレイアウト …… 22
2.19 建設スケジュール …… 22
2.20 ダイバータ方式とリミタ方式の相互比較 …… 22
3. 炉心解析 …… 29
3.1 ポロイダルコイル系設計の最適化 …… 29
3.2 平衡コイル起磁力の決定法 …… 30
3.3 平衡コイル位置と最適化しない場合の平衡 …… 31
3.4 起磁力の β_P 依存性 …… 32
3.5 起磁力の γ および供給磁束依存性 …… 33
3.6 プラズマ立上げ時の起磁力変化 …… 34
3.7 プラズマ立上げ時のヌル点の移動量 …… 35
3.8 ダイバータとポンプリミタでのｎ－インデックスの比較 …… 36
3.9 総合比較 …… 37
3.10 今後の課題 …… 38
付録1　平衡コイル起磁力に対するプラズマ形状効果 …… 57

付録2　ソレノイド部のコイル数と起磁力の関係 …… 69
〃 3　ダイバータ・コイルの起磁力とヌル点位置の関係 …… 71
4. 炉本体構造 …… 74
4.1 検討方針 …… 74
4.2 全体構造 …… 74
4.3 支持構造 …… 81
4.4 シングルヌルダイバータ炉構造 …… 92
4.5 シングルポンプリミタ炉本体構造 …… 93
4.6 炉本体組立 …… 94
4.7 炉構造ベーキング法の検討 …… 94
5. ダイバータ及びリミタ …… 134
5.1 ダブルヌルダイバータ …… 134
5.2 シングルヌルダイバータ …… 139
5.3 シングルリミタ …… 140
5.4 ダイバータとリミタの比較 …… 143
添付資料A　ダイバータ板の温度分布と熱応力 …… 167
6. 第1壁／ブランケット／シールド …… 200
6.1 概　　要 …… 200
6.2 トリチウム増殖ブランケット …… 200
6.3 第 1 壁 …… 205
6.4 シールド …… 210
7. トロイダル磁場コイル …… 235
7.1 TF コイル形状および主特性 …… 235
7.2 TF コイル導体 …… 238
7.3 TF コイルの安定性 …… 239
7.4 TF コイルの AC 損失 …… 240
7.5 強度検討 …… 241
7.6 シングル系の検討 …… 246
7.7 コイル組立法の検討 …… 248
添付資料
7.A TF コイルの転倒力分布 …… 275
7.B TFC ヘリウム容器の3次元ズーミング解析 …… 285
7.C TF コイルの3次元解析 …… 288
8. ポロイダル磁場コイル …… 292
8.1 PF コイル配置と主特性 …… 292
8.2 PF コイル導体 …… 295
8.3 PF コイルの安定性 …… 296
8.4 PF コイルの AC 損失 …… 296

8.5 強度検討 …… 297
8.6 シングル系の検討 …… 301
添付資料8A PFコイル電磁力分布図 …… 332
9. クライオスタット …… 340
9.1 クライオスタット構造 …… 340
9.2 クライオスタットの強度検討 …… 340
10. 架 台 …… 349
11. 電磁気設計 …… 350
11.1 ダイバータ板の渦電流と電磁力 …… 350
11.2 ブランケットの渦電流と電磁力 …… 351
11.3 シールドの渦電流と電磁力 …… 352
添付資料11A ブランケット／シールドの渦電流と電磁力 …… 360
12. 真空排気系 …… 364
12.1 設計条件 …… 364
12.2 排気ダクトの形状，寸法とコンダクタンス …… 365
12.3 主ポンプの必要排気速度と選定 …… 365
12.4 クライオポンプの寿命 …… 367
12.5 真空排気系の構成 …… 368
12.6 初期到達真空度と放電前真空度 …… 369
12.7 クライオポンプ構造 …… 374
12.8 クライオポンプの液体ヘリウム冷却部への侵入熱の評価 …… 375
12.9 クライオポンプの運転サイクル …… 379
12.10 真空排気系の所要電源容量 …… 383
13. 電 源 系 …… 396
13.1 概 要 …… 396
13.2 トロイダル磁場コイル電源系の設計 …… 396
13.3 ポロイダル磁場コイル電源系の設計 …… 397
13.4 その他の電源システム …… 398
13.5 コイル給電線損失の合理化 …… 399
13.6 超電導コイル＝エネルギー転送システムを採用するための問題点の検討 …… 400
13.7 機器配置に関する検討 …… 401
14. 加 熱 系 …… 411
14.1 ICRF 加熱装置 …… 411
14.2 ECRF 加熱装置 …… 432
14.3 NBI 加熱装置 …… 439
15. トリチウム処理系統 …… 465
15.1 概 要 …… 465
15.2 燃料ガス精製系 …… 468

15.3 燃料ガス同位体分離系 …… 480
15.4 増殖ブランケットトリチウム回収系 …… 492
15.5 トリチウム格納系 …… 502
15.6 緊急時ガス浄化系 …… 504
15.7 1次冷却水処理系 …… 513
16. ニュートロニクス …… 563
16.1 序 …… 563
16.2 計算手法及びモデル …… 564
16.3 トリチウム増殖比の評価対策 …… 572
16.4 核 発 熱 …… 576
16.5 遮蔽特性の評価 …… 578
16.6 崩 壊 熱 …… 584
16.7 シングルダイバータ／リミタ体系のニュートロニクス …… 585
16.8 本章の結論 …… 586
17. 炉本体分解修理 …… 653
17.1 序 …… 653
17.2 予想される故障の摘出 …… 653
17.3 日常点検 …… 653
17.4 定期点検 …… 653
17.5 分解修理 …… 654
17.6 分解修理室 …… 660
18. 主冷却系 …… 685
18.1 概 要 …… 685
18.2 システム検討 …… 685
18.3 主要機器の概要 …… 685
19. 安 全 性 …… 697
19.1 安全検討項目の摘出 …… 697
19.2 平常時の安全性 …… 701
19.3 事故時の安全性 …… 715
19.4 分解修理時の安全性 …… 739
19.5 トリチウム処理系統の安全性 …… 741
付録：FMEA チャート …… 803
付録：DT 粒子照射下にある材料中のトリチウム透過モデル …… 831
20. プラントレイアウト …… 834
21. 建設スケジュール …… 841
21.1 まえがき …… 841
21.2 FER プラント …… 841
21.3 炉本体の建設スケジュール …… 845

21.4 プラント建設スケジュール 845

CONTENTS

1. Introduction 1
2. Summary 13
2.1 MHD equilibrium analysis 13
2.2 Mechanical configuration of reactor 13
2.3 Divertor and limiters 14
2.4 First wall/breeding blanket/shield 14
2.5 Toroidal field magnet 15
2.6 Poloidal field magnet 16
2.7 Cryostat 17
2.8 Structural support system 17
2.9 Electromagnetic 18
2.10 Vacuum system 18
2.11 Power handling and conversion 19
2.12 Heating system 19
2.13 Tritium system 20
2.14 Neutronics 20
2.15 Maintenance 21
2.16 Cooling system 21
2.17 Safety analysis 21
2.18 Layout of facilities 22
2.19 Construction schedule 22
2.20 Divertor and limiter 22
3. MHD equilibrium analysis 29
3.1 Optimization of the poloidal field coil system 29
3.2 Determination of ampere-turn of the equilibrium field coils 30
3.3 Location of equilibrium field coils and equilibrium in the non-optimized case 31
3.4 Dependence of ampere-turn on β_p 32
3.5 Dependence of ampere-turn on γ and on flux 33
3.6 Variation of ampere-turn at plasma start up 34
3.7 Displacement of null point at plasma start up 35
3.8 Comparison of n-index in divertor and pump limiter 36
3.9 Comparison of divertor and limiter 37
3.10 Conclusion 38

Appendix 1: Plasma configuration effect on ampere-turn of EF coil 57
Appendix 2: Relation between number of coils in solenoid and ampere-turn 69
Appendix 3: Relation between null point and ampere-turn of divertor coil 71
4. Mechanical configuration of reactor 74
4.1 Base line of design 74
4.2 Main components 74
4.3 Support structure 81
4.4 Reactor configuration with single null divertor 92
4.5 Reactor configuration with single limiter 93
4.6 Reactor assembly 94
4.7 Baking procedure of reactor structure 94
5. Divertor and limiter 134
5.1 Double null divertor 134
5.2 Single null divertor 139
5.3 Single limiter 140
5.4 Comparison between divertor and limiter 143
Appendix A: Temperature profile and thermal stress distribution in divertor plate 167
6. First wall/breeding blanket/shield 200
6.1 Introduction 200
6.2 Tritium breeding blanket 200
6.3 First wall 205
6.4 Shield 210
7. Toroidal field magnet 235
7.1 Configuration and characteristics of TF magnet 235
7.2 Conductor of TF magnet 238
7.3 Stability of TF magnet 239
7.4 AC loss of TF magnet 240
7.5 Stress analysis of TF magnet 241
7.6 TF magnets in the case of single null divertor and single limiter 246
7.7 Assembling procedure of TF magnet 248
Appendix 7A: Overturning force distribution of TF magnet 275
Appendix 7B: Detail analysis of helium can of TF magnet 285

Appendix 7C: Three-dimensional stress analysis of TF magnet 288
8. Poloidal field magnet 292
8.1 Configuration and characteristics of PF magnet 292
8.2 Conductor of PF magnet 295
8.3 Stability of PF magnet 296
8.4 AC losses of PF magnet 296
8.5 Stress analysis of PF magnet system 297
8.6 PF magnet in the case of single null divertor and single limiter 301
Appendix 8A: Distribution of electromagnetic force in PF magnet 332
9. Cryostat 340
9.1 Structure of cryostat 340
9.2 Stress analysis of cryostat 340
10. Structural support system 349
11. Electromagnetic 350
11.1 Eddy current and electromagnetic force on divertor plate 350
11.2 Eddy current and electromagnetic force on blanket structure 351
11.3 Eddy current and electromagnetic force on shield structure 352
Appendix 11A: Eddy current and electromagnetic force on blanket/shield 360
12. Vacuum system 364
12.1 Design conditions 364
12.2 Configuration of exhaust duct and conductance 365
12.3 Pumping speed and choice of vacuum pump 365
12.4 Life of cryopump 367
12.5 Vacuum pumping system 368
12.6 Pre-shot base pressure and initial base pressure 369
12.7 Structure of cryopump 374
12.8 Heat penetration into cryopump 375
12.9 Operation cycle of cryopump 379
12.10 Electrical load for vacuum system 383
13. Power handling and conversion 396
13.1 Introduction 396
13.2 Power supply system of TF magnet 396
13.3 Power supply system of PF magnet 397

13.4 Other power supply systems 398
13.5 Loss in power line for magnets 399
13.6 Problem on adoption of superconducting magnet as energy transfer system 400
13.7 Layout of power supply systems 401
14. Heating system 411
14.1 ICRF 411
14.2 ECRF 432
14.3 NBI 439
15. Tritium system 465
15.1 Introduction 465
15.2 Fuel gas purification system 468
15.3 Fuel gas isotope separation system 480
15.4 Breeding blanket tritium recovery system 492
15.5 Tritium containment system 502
15.6 Emergency gas cleaning system 504
15.7 Primary coolant tritium processing system 513
16. Neutronics 563
16.1 Introduction 563
16.2 Calculation method and model 564
16.3 Estimation of tritium breeding ratio 572
16.4 Nuclear heating 576
16.5 Shielding analysis 578
16.6 Decay heat 584
16.7 Neutronics of single null divertor and single limiter 585
16.8 Conclusion 586
17. Repair and maintenance 653
17.1 Introduction 653
17.2 Expected faults 653
17.3 Daily inspection 653
17.4 Periodic inspection 653
17.5 Disassembly and repair 654
17.6 Repair and maintenance room 660
18. Cooling system 685
18.1 Introduction 685
18.2 System analysis 685
18.3 Characteristics of main components 685

19. Safety analysis 697
19.1 Safety items 697
19.2 Safety in normal operation 701
19.3 Safety in accident 715
19.4 Safety in repair and maintenance 739
19.5 Safety in tritium system 741

Appendix : FMEA chart 803
Appendix : Model of tritium penetration in material
under D-T particles bombardement 831
20. Layout of facilities 834
21. Construction schedule 841
21.1 Introduction 841
21.2 FER plant 841
21.3 Schedule of reactor construction 845
21.4 Schedule of plant construction 845

1. 序

本報告書は，国の長期計画においてJT-60の次期装置として想定されているトカマク型核融合実験炉FERの設計検討を行った57年度の成果である。現在はまだ炉概念の検討段階であるが，本報告書の公刊はFERの炉概念と設計内容について広く理解を得ると共に，今後のFERの検討に資するために行うものである。設計は核融合会議長期戦略レビュー分科会で設定された次の目標を達成するように進めている。

(1) 自己点火条件を達成すること。

(2) 100秒前後のD-T燃焼を実現すること。

(3) 核融合を動力炉で利用する上で基本的な炉工学技術の確証を行うこと。

(4) 核融合炉実用化に必要な試験を行い知見を得ること。

設計においては，炉の小型化，電源容量の低減化，分解・保守に適した炉構造概念等に特に留意している。

これまで次期装置の検討は，我国の計画としての実験炉（いわゆる国内次期装置）と国際トカマク炉INTORについて行ってきた。国内次期装置については，昭和55，56年度の2年間において在来型とスイミングプール型（SPTR）の2つの異なった炉概念について検討を進めた。57年度の設計を進めるに当っては，それまでのINTORも含めたこれらの実験炉の設計検討の成果に基づいて在来型のFER標準設計案の選定を行った。ヘリウムの排気方式についてはダブル・ヌル・ダイバータを採用している。57年度の標準炉概念の選定及び設計仕様書作成に資するために，56年度に各社が納入した設計報告書の検討評価と相互比較を詳細に行った。

実験炉の設計作業を進めるにあたっては，原研においては炉概念の選定，設計指針，仕様作成を行い，それに基づいた設計検討については各社に外注を行っている。この中，日立，東芝，三菱の3社は全体設計，川崎重工はブランケットとトリチウム関連システム，住友重機はトリチウム関連システムを担当している。57年度は，標準設計案に対して上記の全社が参画した最初の年度であるので，主要な設計・技術課題の選定の枝分れとなるものについては広く検討を行うこととし，それぞれの検討を各社に依頼した。特に，真空境界，トーラス構成法，各コンポーネントの構造等について複数の概念の設計検討を行うと共に，ポンプリミタ，高周波による電流駆動等を採用した炉概念の検討を進めた。これらの設計検討の成果に基づいて炉本体構造，方式等の選定を漸次行っている。表1～13，図1～4に標準設計案に対する設計仕様を示す。

本報告書に納めた内容は，原研が日本原子力事業(株)，東京芝浦電気(株)に外注したFERの57年度の設計検討の成果をとりまとめたものである。なお本報告書では標準設計案以外に重点設計項目として検討した「ダイバータ方式とリミタ方式の相互評価」及び「核融合炉プラントシステムの安全性」については，それぞれ第2章20節及び第19章に記述している。

参考のために，以下に各社の設計の報告書を記す。

「核融合実験炉（FER）の概念設計 （オプションA）」JAERI-M 83-213，(株)日立製

作所

「核融合実験炉（FER）の概念設計（オプションC）」JAERI-M 83-215，三菱電機(株)，三菱重工(株)，三菱原子力工業(株)

「核融合実験炉（FER）ブランケット等の概念設計」JAERI-M 83-216，富士電機(株)，川崎重工(株)

住友重機(株)と川崎重工(株)のトリチウム関連システムの概念設計については別途報告書を出す予定である。

核融合実験炉FERの設計作業の遂行に当っては，礒　康彦核融合研究センター所長，苫米地顕大型トカマク開発部長及び小幡行雄核融合研究部長から支援と多くの助言を戴いたことを深く感謝します。

Table 1 Major plasma parameter

Description & Unit	Value
Plasma major radius (m)	5.5
Aspect ratio	5.0
Plasma minor radius (m)	1.1
Plasma elongation	1.5
Plasma triangularity	$\gtrsim$ 0.2
First wall radius (m)	1.25
Average ion temperature (keV)	10
Average ion density (m^{-3})	1.36×10^{20}
Effective mean charge	$\leq$ 1.5
Plasma current (MA)	5.3
Safety factor	2.5
Toroidal β (%)	4.0
Poloidal β	2.3
Initial loop voltage (V)	50 (0.1 s)
Stray magnetic field (G) (plasma region)	50

Table 2 Plasma operation mode

Description & Unit		Value
Duration	s	200
Burn time	s	100
Start up	s	~10
Shut down	s	~15
Max. availability	%	25

Table 3 Plasma disruption parameter

Major disruption

Pulse number 1000

Time constant ms

Plasma current (Phase III) 15

Thermal energy (Phase II) 5

Energy MJ

Thermal energy 150

Magnetic energy 30

Distribution

Phase II (thermal energy)

40% Divertor/limiter

Phase III (thermal energy + magnetic energy)

50% 30% on inboard (Peaking factor 2)

50% Uniformally by radiation

Table 4 Heat and particle loads on first wall

Description & Unit		Value
Heat load		
Radiation (uniformally)	MW	37
DT particles (uniformally)	MW	5
In the vicinity of divertor/limiter	MW	5
Nuclear heating	W/cm	7
During disruption		
On divertor/limiter	MJ	60
Uniformally on first wall surface	MJ	60
On 30% of inner first wall surface	MJ	60
Peaking factor		2
Particle load		
Particle flux	1/s	1.6×10^{23}
Particle energy	eV	200
Heat load during NBI initial bombardment		4 MW/4 m²

Table 5 Plasma vacuum chamber

Description & Unit		Value
Allowable one-turn resistance	mΩ	0.2 (including the shield, cryostat, etc.)
Baking temperature	°C	150
Initial base pressure	Torr	$<10^{-6}$

Table 6 Breeding blanket

Description & Unit		Value
Tritium breeding ration		≥ 1.05
Thickness Inner board, top & bottom	cm	40
Outer board	cm	50
Breeding material		Li_2O
Permissible range of temperature		400℃—1000℃
Structure material		SS
Maximum temperature of structure		350℃
Coolant		Water or helium gas
Neutron multiplier		TBD

Table 7 Shield design criteria for Toroidal coil

Description	Value
D.P.A of stabiliser (Cu)	$<5\times10^{-6}$ dpa/yr
Neutron fluence on S.C	$<2\times10^{18}$ n·cm^{-2}/lifetime
Nuclear heating rate	$<10^{-3}$W/cc
Absorbed dose on Epoxi	$<3\times10^{9}$ rad/lifetime
Total nuclear heating of SCM	<10kW

Table 8 Divertor

Description	Value
Total heat load MW	45
Heat load distribution	$F \exp[-(\frac{x}{\Delta})^2]$ $(F=Q,\Gamma)$
Ion flux distribution	$Q_{out}/Q_{in} = \Gamma_{out}/\Gamma_{in} = 4$
Ion energy eV	$T_i+(3\sim4)Z_iT_e$
	$\Delta=\Delta_{0,i(x\geq 0)}$, $\Delta=0.6\Delta_{0,i(x\leq 0)}$

Table 9 Toroidal field coil

Description & Unit	Value
Number	14
Field on chamber axis (R = 5.5 m) (T)	5.7
Conductor	Nb, Sn, Nb Ti
Bore	TBD
Maximum allowable field (local) (T)	12
Maximum nuclear heating density (W/cm^2)	10^{-3}
Total nuclear heating (W)	10^4
Toroidal field ripple (%)	$\leq$ 0.75

Table 10 Poloidal field coil

Description & Unit	Value
Conductor	Nb Ti
Current ramp time s	11
Total volts-seconds V·s	110 V·s
Maximum permissible field (local) T	~8

Table 11 Vacuum system

Description & Unit		Value
Pre-shot base pressure	(Torr)	10^{-6}
Initial base pressure	(Torr)	10^{-6}
Effective pumping speed	(ℓ/s)	1×10^{5}
Nuclear heating of cryopanel	(kW)	< 5
Exhaust from divertor chamber	(l/s)	3.1×10^{21} (DT) 1.5×10^{20} (He)

Table 12 Fuel gas circulation system parameters

Description	Unit	Value
Peak thermonuclear power	MW	437
Burn time	sec	100
Dwell time	sec	74
Sart up time	sec	11
Shut down time	sec	15
Duration	sec	200
Availability	—	Maximum 25%
Average ion density	$1/m^3$	1.36×10^{20}
Plasma volume	m^3	197
Plasma chamber volume	m^3	TBD
Pre-shot base pressure	torr	10^{-8}
Initial base pressure	torr	10^{-8}
Effective pumping speed	ℓ/sec	3×10^5
Evacuation during burn	1/sec	3.2×10^{21}
Composition	%	D ; 46.5
		T ; 46.5
		H ; 1
		He ; 5
		C ; 0.5
		N ; $<$0.1
		O ; 0.5
		etc. ;

Table 12 Fuel gas circulation system parameters (continued)

Evacuation after burn	1/sec	
Composition	%	D ; Same composition of plasma ion just before shut down
		T ;
		H ;
		He ;
		C ;
		N ;
		O ;
		etc. ;
NBI		
Number of unit		2
Power	MW	30
Pulse length for ignition	sec	6
NB energy	keV	150~175
	%	~20
Evacuation	1/sec	
Composition	%	D ; TBD
		T ;
		H ;
		etc. ;
Allowable concentration of gas injected into plasma	%	H ; <1
		etc. ; <0.1
NBI		
Allowable concentration of impurity	%	H ; <1

Table 12 Fuel gas circulation system parameters (continued)

Description	Unit	Value
		T ; < 0.1 etc. ; < 0.1

Table 13 Breeding blanket tritium recovery system

Description	Unit	Value
Tritium breeding ratio		1.05
Ricovery of tritium	g/hr	1.53
Purge gas	-	He
Purge gas flow rate	Nm³/hr	200
Breeding material	-	Li_2O
Chemical form of released tritium	%	T_2O ; 90 T_2 ; 10
Coolant of blanket	-	H_2O

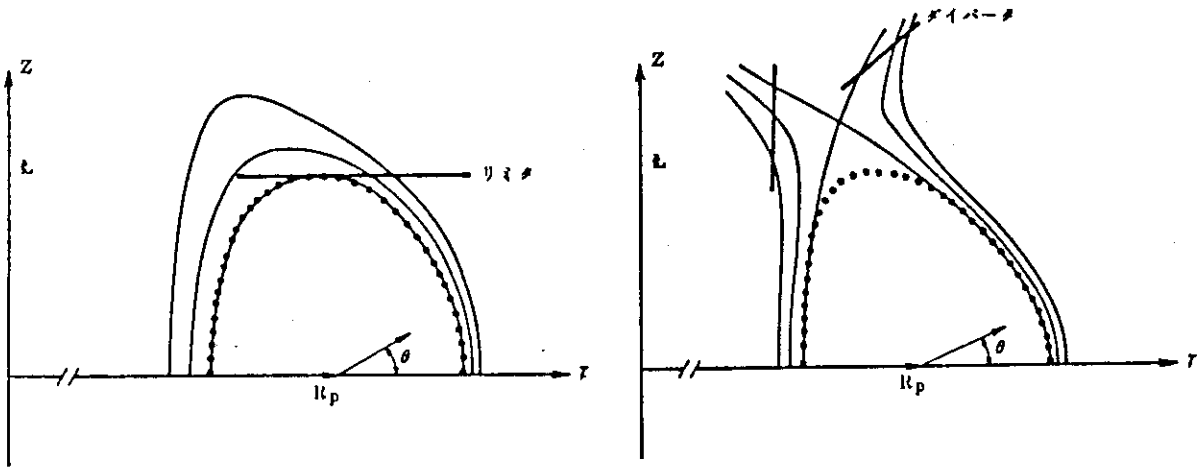


Fig. 1 Divertor/limiter Concept

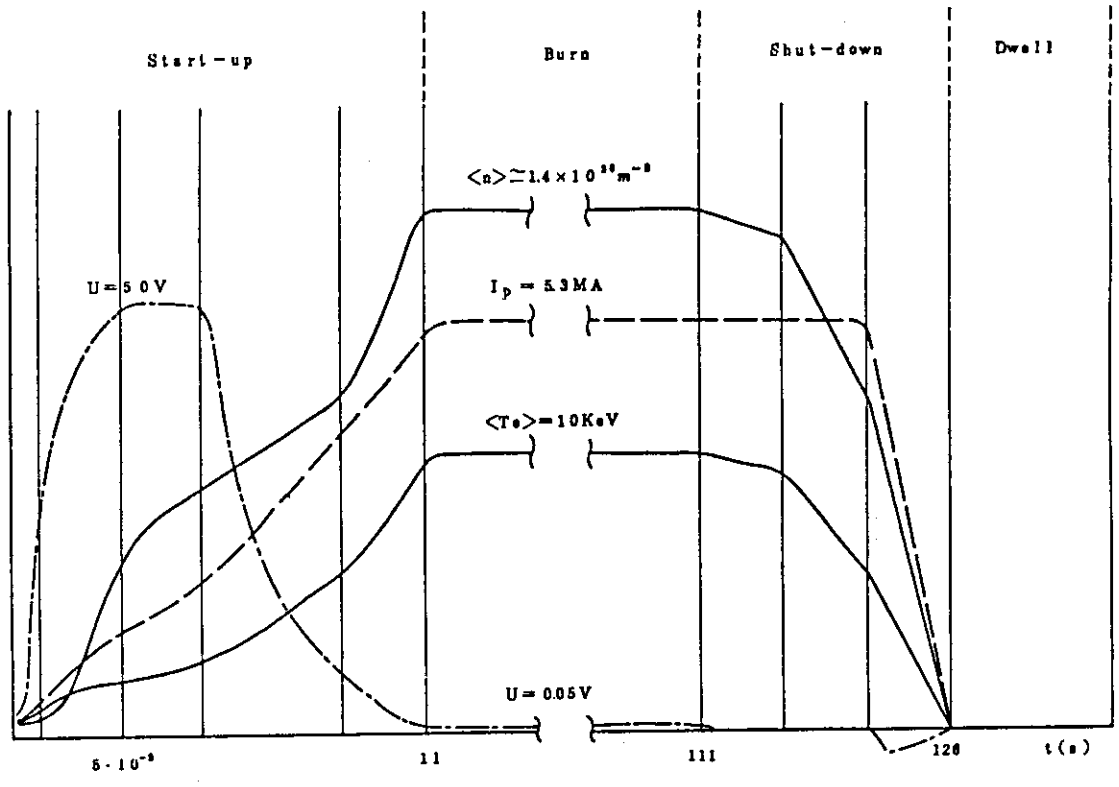


Fig. 2 Operation Scenario

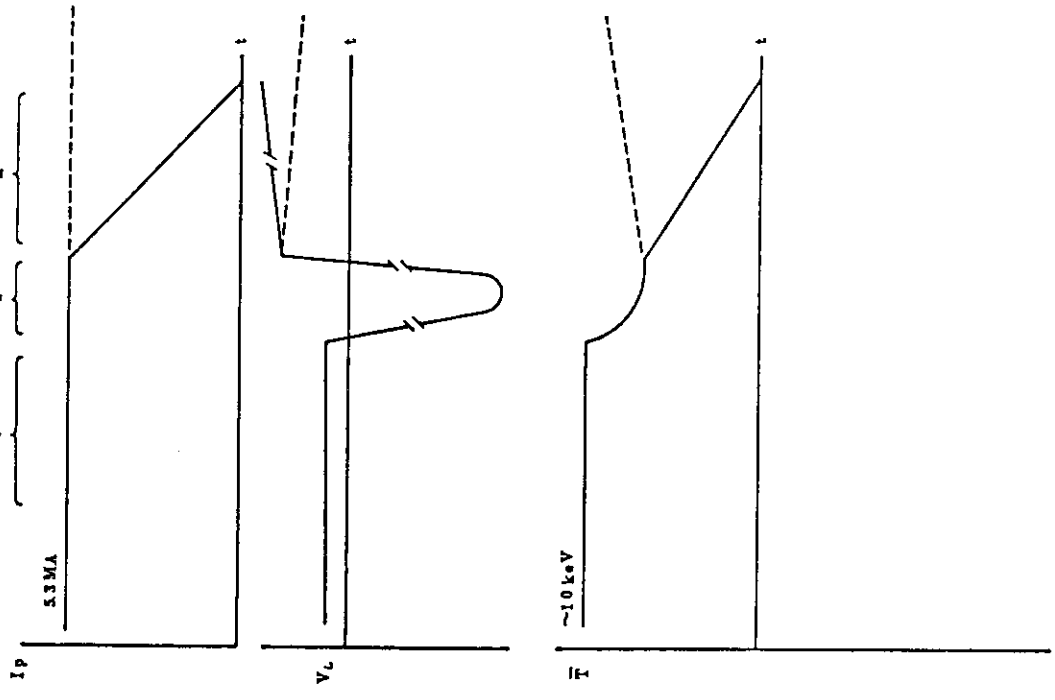


Fig. 3 Plasma disruption

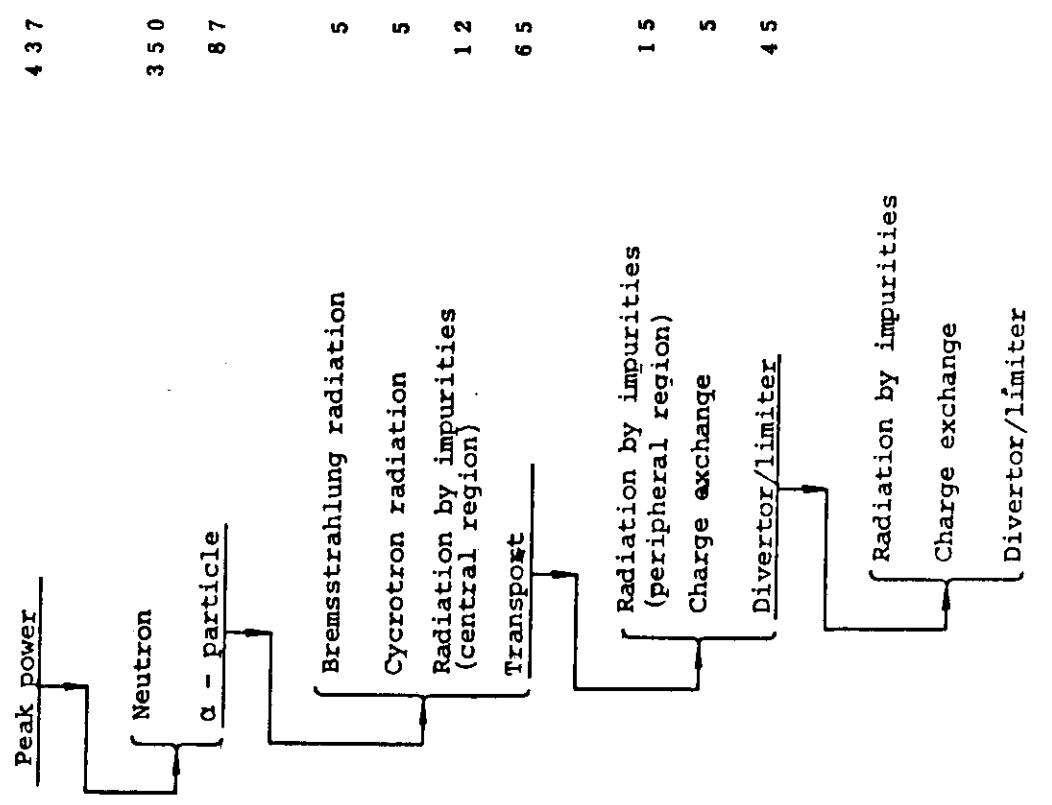


Fig. 4 Heat transfer from plasma core (MW)

2. 概　　要

2.1 炉心設計

ポロイダル・コイル系の最適化を目指して，平衡解析コードを改良しコイル起磁力を余り大きくしないで設計プラズマ形状が得られる様にした。この方法で最適化設計を行った結果は以下の通りである。

(i) 現実的なコイル起磁力ではヌル点の高さは低 β_p 時に相当に高くなる（～2.5 m）。また追加熱時の変化も 10 cm （シングル）～ 20 cm （ダブル）と大きい。

(ii) ポロイダル・コイル系の蓄積エネルギーはポンプ・リミタ配位の方がダイバータ配位より約20％少い。

(iii) 全起磁力はポンプ・リミタが約20％の減少であるが，トロイダル・コイルの転倒力については返って増大する。この面ではダブル系が有利と考えられる。

(iv) 電源容量はシングル・ヌル・ダイバータで最大でポンプ・リミタの約70％増であるが，これについてはジュール加熱末期のプラズマ電流を下げる事によって低減可能であり，プラズマ立上げシナリオの再検討が望ましい。

(v) n－インデックスはダブル・ヌル→シングル・ヌル→ポンプ・リミタの順に絶対値で約20％ずつ減少するので，若干ポンプ・リミタが有利であるとも考えられる。

以上よりダブル・ヌル，シングル・ヌル，シングル・ポンプ・リミタの三者の得失を総合判断すると，プラズマ立上げのシナリオに変更が許されないとすると，本検討の範囲内ではポンプ・リミタが有利である。しかしプラズマ立上げのシナリオ（特にジュール末期のプラズマ電流値）変更が可能ならば，不純物制御での有利さもありシングル・ヌル・ダイバータが炉としての実現性が高いと言える。

2.2 炉本体構造

炉本体はダブルヌル型ダイバータ付をReferenceとし，検討を行なった。ブランケット，ダイバータを分割して分解・引抜を行なう方法を採用したことにより，TF コイルのボアは 6.4 m幅× 9.4 m高となった。また，コイル数は14個でリップルは 0.50 ％であり，仕様値 0.75 ％（at R = 6.6 m）を満足する。

ＰＦ コイルはすべてＴＦ コイルの外側に設置し，中心側コイルの中心半径は 1.655 m，外側リングコイルの最大径は 10.3 m である。

ブランケット（第一壁付）は 2 セクタ／TF コイルに分割し，分解・修理のための引抜動作は Single motion で行ない動作を単純化した。

ダイバータは上下に設置され，それぞれは 3 セクタ／2 TF コイルに分割し，分解時のアクセスは 1 つおきのベイから接近するものとし，引抜動作はセンタセクタは直線引抜，サイドセ

クタは2方向の動作により行なう。

プラズマ用真空壁は基本的にしゃへい体の内壁に設ける。また，TFコイル間において，しゃへい体外周面より大型のアクセスポートを接続し真空壁を構成して，このポートよりブランケット，ダイバータを分解・引抜を行なう構造である。

超電導コイル用クライオスタットはプラズマ真空容器とは別の独立真空容器とする。なお，TFコイル，PFコイルは同じ真空領域に設置される。

ダイバータ排気のための排気ダクトはトーラス方向に7ケ所，上下で計14ケ所設置し，それぞれクライオポンプに接続される。

2.3 ダイバータ／リミター

ダブルヌルダイバータの検討を代表設計とし，シングルヌルダイバータとシングルリミターを代替案として検討を行った。検討結果を以下にのべる。

(a) ダブルヌルダイバータはアーマ材としてWを用いている。熱応力が厳しいため，WとCu冷却管の間にW合金をはさんで冶金的に接合する方法としている。Wの板厚は5 mm，W合金の板厚は5 mmである。ダイバータ板上への熱負荷は最大2 MW／m^2，粒子負荷は最大$7 \times 1.0^{22}\ m^{-2}s^{-1}$である。

板のエロージョン量は0.3 mm／yであり，板の寿命は非常に長くなっている。

(b) シングルヌルダイバータについては，ダブルヌルダイバータと熱負荷，粒子負荷の最大値が一致するように，板の傾きを増加させている。

(c) シングルリミターについても熱解析，強度解析を行った。その結果，リミターのアーマ材料としてはCを採用した。代替材料としてはBeがある。Cアーマ材のエロージョン量は7 mm／y（化学スパッタリングを除く）であり，ダイバータに比較して寿命は短い。

2.4 第一壁／ブランケット／シールド

第一壁，ブランケット，シールドについて，熱および強度の検討を行った。検討の要約を以下に示す。

(a) ブランケットについて，PbおよびLi_2O充てん部の熱計算を行った。いずれの充てん部も許容温度条件に納まっている。

(b) ブランケットには，Heパージガス圧力による応力，プラズマディスラプション時の電磁力，温度差による熱応力が生じる。特にプラズマ側に面する第一壁の条件が厳しい。検討結果によると，第一壁の応力は許容値内である。

(c) 第一壁の材料はSUS 316であり，エロージョンを考慮して板厚を決めてある。内側第一壁におけるエロージョン量は運転期間中で約9.5 mmである。

(d) シールドはプラズマ用の真空容器の役目を兼ねている。シールドについても，熱および強度検討を行った。内側シールドに流れる渦電流による電磁力は大きな値となっている。電磁力による応力も含めた検討によれば，シールドに生じる応力は許容値内に納まってい

る。

2.5 トロイダル磁場コイル

次期装置設計の代表案であるダブル・ヌル・ダイバータ方式のTFコイルについて，電磁諸量，導体設計，安定性，交流損および構造強度について検討した。又，シングル・ヌル・ダイバータ，シングル・ポンプ・リミタの両方式の代替案についても，主要電磁諸量，コイル強度について検討した。

検討の要約を以下に示す。

(a) TFコイルの全起磁力は156 MATで，主半径5.5mの位置で，5.7Tの磁界を発生し，14個のコイルから構成される。全コイルの蓄積エネルギーは30GJに達する。

(b) TFコイルボア寸法は，6.3m×9.4mになり，最大磁界は，コイル内面で11.6Tになる。又，磁界リップルは，プラズマ外半径R＝6.6mで±0.50％で仕様値±0.75％を十分満足している。

(c) 巻線部平均電流密度は19 A/mm² でマグネットは12T，8T，5Tの磁界で3段階にグレーディングされる。12T導体には銅安定化Nb_3Sn導体，8Tおよび5T導体には銅安定化NbTi導体を用いる。

(d) コイルの冷却には現時点で技術的に信頼性のある浸漬冷却方式を採用している。巻線部は20個のパンケーキからなり各々3mm厚の冷却スペースで分離され，パンケーキは最も多くて32ターンのフラットワイズに巻線された導体からなる。各ターン間には4mm厚の補強SUSテープが巻込まれ，1コイル当り，562ターンになる。従って通電電流は19.93 kAになる。

(e) 安定化銅の量は，磁界および放射線照射の影響を考慮して，極低温安定性を満足するよう定めてある。冷却表面積の増加と熱伝達率を高める目的で安定化銅の四面に機械的および化学的処理を施してあり，各導体とも極低温安定性を満足し，定格電流で安定に運転できる。

(f) ポロイダル変動磁界により，主に超電導導体，ヘリウム容器およびコイル間サポート構造物でACロスが発生する。合計の時間平均ACロスは，75 kWになる。

(g) TFコイルに作用する面内電磁力は，コイル当り，フープカ114500ton，向心力37000ton，および垂直方向分力は24600tonである。ポロイダル磁場による面外電磁力は水平軸回り±14400ton・mになる。

(h) TFコイルに生ずる最大応力値は，導体安定化材で24.2 kgf/mm² となりいづれも，銅材およびSUS316LN材の許容値を10％程越えるため，Inboardの TFコイル外リングを現在の200 mm厚から300mm程度に変更する必要がある。

なお，TFコイルの応力解析では，ビームモデルで行なったが，ヘリウム容器と巻線部の相互作用を考慮したより詳細な解析が必要である。

(i) シングル・ヌル・ダイバーダおよびシングル・ポンプ・リミタの検討に際しては，TFコイル形状を代表案に比べて，高さ方向で0.6m縮めた形状で検討している。

TFコイルの電磁諸量は代表案と比較して，大きな変化はない。

(j) 転倒モーメントは，シングル・ヌル・ダイバータで8053ton•m(水平軸回り)，±14700 ton•m（垂直軸回り），シングル・ポンプ・リミタでは10027ton•m（水平軸回り），±16500ton•m（垂直軸回り）に変化する。

(k) 全体解析（ビームモデル）による応力解析結果では，シングル・ヌル・ダイバータ，シングル・ポンプ・リミタとも代表案に比べて最大応力値は10％弱増大する。

2.6 ポロイダル磁場コイル

代表案，ダブル・ヌル・ダイバータ方式のPFコイルについて，主な電磁諸量，導体設計，安定性，交流損および構造強度について検討した。

又，シングル・ヌル・ダイバーダ，シングル・ポンプ・リミタの両方式についても，主要電磁諸量，コイル強度について検討した。

以下に検討の要約を記す。

(a) PFコイルはすべてTFコイルの外周に設置され，Inbord のソレノイドコイルはR＝1.655mに，又，最外周コイルはR＝10.3mに設置される。

(b) コイルの冷却は現時点で技術的に最も信頼性のある浸漬冷却方式を採用している。超電導体としては銅安定化NbTi を用い，パルス磁界によるACロス低減のため，NbTi-Cu-CuNi から成る層構造超電導体を用いる。

(c) 導体はSUS マンドレルの周りに，数本のサブケーブルを撚線したフラットケーブルで，各コイルの通電電流に合わせてサブケーブルの本数を変えてある。これはPF電源に並列にコイル電源方式を採用したため，各コイルの最適巻数に応じた電流値で運転する必要があるためである。

(d) 導体は極低温安定性を満足されるよう設計され，各コイルとも定格電流で安定に運転できる。最小伝播電流に対する定格電流の余裕は概ね10％程度である。

(e) ポロイダル変動磁界により，主にコイル導体，コイル支持材にACロスが発生する。FRP 製のヘリウム容器のリークシールド材としてSUSを用いれば，それにもACロスが発生し，そのACロスは極めて大きい。

全PFコイルの時間平均ACロスは，61.3kW で，内訳は，ヘリウム・リークシールドが34.8kW，コイル支持棚が19.9kW で，全体の9割を占める。

(f) 導体に働く電磁力は，主としてSUS マンドレルとターン間に挿入される。補強SUSテープで支持される。

各コイルおよび各ターンのSUS テープに発生する応力がほぼ等しくなるように，SUSテープの板厚とコイル，ターン毎に変化させて，コイル寸法のコンパクト化に努めている。

(g) コイルのSUS マンドレルと補強SUS テープに生ずる最大応力はNo.1 コイルで31kgf/mm^2 になる。この値は，SUS 316LN の許容応力，および10^6回のくり返しに対する疲労強度以下であり，強度的に安全である。

又，コイル軸方向荷重に対する支持枠強度も十分安全である。

(h) コイル印加電圧はプラズマ誘起時に最大となり～11 kV が発生する。

(i) シングル・ヌル・ダイバータ，シングル・ポンプ・リミタの検討ではコイル最高磁界は各々 6.22 T， 6.17 T になり代表案より減少する。

(j) 外側コイルの電磁力は，シングル・ヌル・ダイバータで 61600 ton， シングル・ポンプ・リミタで 46100 ton でいづれも代表案に比して増加する。これに伴う導体内 SUS マンドレルおよび SUS テープ応力値は， 34.7 kgf/mm^2， 33.0 kgf/mm^2 になるが，SUS 316LN の許容応力および 10^6 回のくり返しに対する疲労強度以下であり，強度的に安全である。

(k) コイル印加電圧は，シングル・ヌル・ダイバータで最大 17.6 kV， シングル・ポンプ・リミタで 12.5 kV で代表案に比べて増大する。

又，PF コイルの最大蓄積エネルギーは代表案（5.5 GJ）に対して，シングル・ヌル・ダイバータは 5.45 GJ で変化は小さいが，シングル・ポンプ・リミタは 4.48 GJ になり大幅に減少する。

2.7 クライオスタット

超電導コイル用クライオスタットはプラズマ真空容器とは別の独立真空容器とする。外側にベルジャ型の容器を，又，TF コイルとしゃへい体の間に別の容器を設け，両容器間をトーラスへの接近用アクセストンネルで接続し真空領域を構成する。

トーラス部およびアクセストンネル部は厚板で構成し，トーラス部については，1 ターン抵抗確保のための構造として，薄板真空壁により高抵抗を得る構造である。即ち，外圧 1 気圧に耐える厚板の構造物を設け，この外側を絶縁された薄板で覆い真空壁を構成する。

外圧 1 気圧に対するクライオスタットの強度検討は，3 次元シェルモデルによる FEM で解析したが，最大応力は 5.62 kgf/mm^2 で，クライオスタット材料の SUS 316L 材の許容応力 18 kgf/mm^2 を十分下回り，強度は安全である。

今後，プラズマ立上時，および消滅時に誘起される渦電流による電磁力も含めた詳細な強度検討が必要である。

2.8 架　台

架台は，本体全体を支える全体架台と，中心側超電導コイルを支えるコイル架台およびしゃへい体等トーラス部を支えるトーラス支持架台から構成される。

全体架台は装置全体を支えると共に，ベルジャ部とにより断熱真空領域をも構成する。また，装置全体の据付，組立上の基準面となる部材である。構造は上・下の厚板をリブにより接続したリブ構造で，圧縮および曲げに対し十分な強度をもたせるものとする。架台の上面は別の薄板を設けることにより高抵抗の 1 ターン抵抗を持たせた真空壁となる。

コイル架台は中心側 PF コイル（＃1～7，＃11～＃17），中心支持円筒および TF コイルの内側支持部を一緒に架台上に支持する。架台は高さ 1.5 m のリブ構造物である。

トーラス支持架台はトーラス支持脚（14ケ所のうち 7 ケ所は排気ダクト兼用）に連なるリン

グ状の円板で，トーラス方向に14分割されたものを接続して一体化したものである。

2.9 電磁気設計

プラズマディスラプション時に，ダイバータ板，ブランケットおよびシールドに流れる渦電流を検討した。また，渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力についても検討した。

(a) プラズマディスラプション時の電流変化は次式とした。

$$I_P = 5.3 \exp(-t/0.015) \quad MA$$

(b) ダイバータ板のSUS 316 補強板（板厚10mm，板幅100mm）には，最大300Aの渦電流が流れる。電磁力は15kgfである。

(c) ダイバータ板の支持材（幅200mm，高さ250mm，板厚20mm の箱形構造）には，板面上に3.2kA，箱をループする方向に30kAの渦電流が流れる。電磁力は各々1.4tonf，4.2tonf である。

(d) 内側ブランケットと外側ブランケットの渦電流を計算した。内側ブランケットにおいて，板面上に28kA，箱をループする方向に420kA の渦電流が流れる。各渦電流に対して，電磁力は33tonf，130tonf である。

(e) 内側ブランケットと外側ブランケットの渦電流を計算した。内側シールドにおいて，板面上に71kA，箱をループする方向に950kA の渦電流が流れる。各渦電流に対して，電磁力は25tonf，120tonf である。

2.10 真空排気系

FER 用の真空排気系は，液体ヘリウムで冷却した“複合クライオポンプ”[注)]を主ポンプとし，ターボ分子ポンプ（排気速度5000ℓ/s）とスパイラルブースタポンプ（排気速度160ℓ/s）を補助ポンプとして構成される。この真空排気系はトーラスの周囲に上，下各7組（合計14組）配置され，排気ダクト（内径0.8m，長さ9.9m）を介して，トーラス真空容器内のダイバータ室に接続される。

クライオポンプは各真空排気系に2台づつ設置され，1台が運転中に他の1台の再生を行うといういわゆる“バッチ方式”をとる。クライオポンプの運転再生周期は2時間とし，この間のトリチウムインベントリは35gである。また，クライオポンプの排気面は，トーラス真空容器の引き口での有効排気速度1×10^5 ℓ/s（クライオポンプ14台当り）を満足するために，1台当り1m^2 の面積を持つ必要がある。

本真空排気系によるトーラス真空容器内の初期到達真空度は，約5時間で1×10^{-8}Torr に達する。また，放電前真空度は約60秒間の排気で約4×10^{-5} Torr になる。

真空排気系の所要電源容量は，ヘリウム冷凍機を含めて，約600～1100kW 程度と見られ

注): 核融合反応生成物であるヘリウムガスを排気する面と，真空容器内に残存する燃料ガス（D，T）を排気する面を有するクライオポンプの呼称で，通常ヘリウムガスはクライオ吸着方式で，また燃料ガスはクライオ凝縮方式で，それぞれ別々に排気する。

た。

2.11 電 源 系

FER に必要な電源としては概略，トロイダル磁場コイル電源，ポロイダル磁場コイル電源プラズマ2次加熱用電源，所内設備用電源に大別できる。トロイダル磁場コイル電源はトロイダルコイル励磁時間を約6時間とし，ピーク4.32 MVA，定常1.2 MVA の電力を商用系統から受電するものとした。一方，ポロイダル磁場コイル電源はピーク1300MVA，供給エネルギー約6 GJ の変動負荷となるのでフライホイール付発電機によるものとした。プラズマ2次加熱用電源はピーク280 MVA ，供給エネルギー2 GJ の変動負荷となるのでフライホイール付電動発電機によるものとした。

所内設備用電源として，補機電源，制御電源，空調照明設備電源等一式170 MVA で賄うものとした。電源系に必要な敷地は250 m × 150 m程度となる。ただし，この中にはNBI電源の加速電源系などは含まず，これらは本体にできるだけ近接して設置することとなろう。

2.12 加熱装置

イオンサイクロトロン波帯の高周波による加熱に対して，高周波のプラズマへの結合にはアンテナを用いることとし，アンテナは“ all metal” アンテナとする。1つの高周波加熱用ポートで15 MW の高周波電力を入射する必要があり，給電部やアンテナに於ける電圧を出来るだけ下げ，絶縁破壊に対処しなければならない。今回の設計では1つのポートに4台のアンテナを設置し，個々のアンテナにかかる電圧を半分に下げ，さらにフラデーシールドと中心導体間の静電容量を効かせ特性インピーダンスが30Ωの伝送線を用いることにより，最大電圧を瞬時値で50KVpまで下げている。 従って真空中にあるアンテナ部分と2気圧程度の SF_6 を加圧封入した同軸給電線では充分な耐圧を確保できる。

アンテナを構成するステンレス製の構造物にはディステプション時に大きな電磁力を受けるため，できるだけ変化する磁場との鎖交がない構造を採用する。またプラズマからの輻射，中性子等による核発熱等の熱負荷を除去するため，アンテナ各部の内部は冷却可能な構造にする。機械的熱的応力評価の結果は充分許容値以下であることを示している。最終段の電力増幅管としてはTH 518 またはX 2170 が使用可能である。また電源容量は全高周波出力が30 MW の時60 MVA必要となる。

プラズマ電流立上げ時の予備電離とプラズマ電流分布の制御を行なうため電子サイクロトロン周波数帯（ECRF）の高周波を用いる。周波数160 GHz，全入射電力10 MW，パルス幅10秒とする。従来のECRF 装置との間に大きな技術的ギャップが存在し，ほとんどの構成要素がR＆Dの対象となる。今回は基本システム構成を主眼として検討を行なった。プラズマ電流分布制御時のトーラス垂直断面に沿う入射電磁波の偏向と極めて高い周波数と大電力伝送のため，電磁波ビームを金属反射鏡により伝送する。予備電離の必要上Xモードを用い，トーラス中心側から電磁波ビームを入射する。

二か所のポートが中性粒子入射孔として準備されている。30MWのパワーをトーラスに入射する。設計の制約となる条件の一つは主として幾何学的な形状である。トーラスを取り巻くトロイダルコイルの数が14個と多く，遮蔽体厚みを考慮すると，コイルの間隙をぬって確保できる入射通路はそれほど大きくはない。ビームのエネルギが150 KeVと175 KeVの場合について，装置規模の概算を行なった。同じ出力を得るには，ビーム・エネルギの高い方が中性粒子としての電流値は低くなる。しかし，D^+の中性化効率はエネルギーの低い方が高い。種々の損失の比較検討した結果，全体として150 KeVの場合の方が約15％程度イオン源を小さく構成することができる。また，エネルギーの小さい方が，絶縁など機器の構成を容易にする方向であることを考えあわせて，ビーム・エネルギは150 KeVを選んだ。

全体構成として，非中性化イオンの処理にイン・ライン型のビーム・コンバータを採用してビーム・ダンプの熱負荷低減とシステムのパワー効率の改善を図った。排気ポンプは凝結型クライオポンプを採用して大容量排気に備えた。

2.13 トリチウム処理系統

トリチウム処理系統には，炉本体から直接つながり通常運転時使用される主系統として，燃料ガス循環系（真空排気系，燃料ガス精製系，燃料ガス同位体分離系，燃料ガス貯蔵系，燃料ガス注入系）及び増殖ブランケットトリチウム回収系，1次冷却水処理系，炉本体からの直接のつながりなくプラントの維持上補助的な役割を果す補助プロセス系統として，緊急時ガス浄化系，燃料ガス格納系，建屋換気空調系，放射性廃棄物処理系，除染設備系が考えられる。

国内実験炉（FER）は概念設計の段階であるので上記の全系統について同程度に詳細な設計をすることは困難であり，比較的有意な成果が期待できる真空排気系，増殖ブランケットトリチウム回収系，燃料ガス精製系，燃料ガス同位体分離系，1次冷却水処理系，緊急時ガス処理系を重点的に検討し，より実現性と信頼の高い設計パラメータを見い出すこと，系統の主要機器の構造概念を明確に把握することに努めた。

2.14 ニュートロニクス

ニュートロニクスではトリチウム増殖特性と遮蔽特性について検討した。

(a) トリチウム増殖特性に関する検討

増殖特性の観点から好適なブランケット仕様として，中性子増倍材（Pb）の厚さ，^6Li濃縮度を各々5 cm，30％に定め，一次元計算でトリチウム増殖率1.242を得た。又，ブランケットのカバー率を考慮した一次元計算の組み合せによる実質的な増殖率として1.012を得た。ただし，シングルダイバータ／シングルリミター体系では実質的な増殖率は0.687と低い値となった。

(b) 遮蔽特性に関する検討

バルク遮蔽においては第1壁アーマのエロージョンと燃焼率を考慮してSCM 遮蔽が設計基準を十分満足していることを示した。又，2年間連続運転炉停止1日後の遮蔽体外側での空間

線量率はデュワー表面に1 cm厚のPbを内張りすることにより設計基準2.4 m rem/hrを十分下まわる1.3 m rem/hrと評価された。

NBI，RF ダクトからのストリーミングによる空間線量率への影響，コンポーネントの照射損傷，クライオパネルの核発熱量は設計基準を満足することが示された。排気ダクトについてはストリーミング量の割に遮蔽層が薄く，2年間連続運転炉停止1日後の空間線量率を設計基準以下におさえるためには8～10 cm 厚の鉛層でダクト遮蔽体を包む必要性が有ることがわかった。

2.15 分解修理保守

予想される故障の摘出を行ない，それをもとに炉内外の日常点検，定期点検の項目，およびその方法について検討を行った後，特にプラズマにより熱的，機械的な繰り返し応力を受けるダイバータ，ブランケットを中心に分解修理方法およびその所要時間，更に作業に必要な各種装置の摘出を行っている。ダイバータは1セクタ3分割され，センタセクタは直線1動作，左右のサイドセクタは，直線2動作で引抜かれ，分解再組立に約26日かかる。ブランケットは1セクタ2分割され，それぞれ直線1動作で引抜かれる。分解再組立の手順はNBI，RF のあるセクタとないセクタでは大幅に異なり，所要時間もNBIのないセクタは約37日であるが，NBIのあるセクタは約62日になる。なお，ダイバータ，ブランケットともに専用の引抜き台車で引抜かれる。

2.16 主冷却系

FER ではブランケット，ダイバータその他の熱発生部で生じた熱を除去するために冷却系が必要である。冷却システムは1次系／放熱系から構成される。冷却ループは軽水を用いて1ループのみで構成する。パルス運転のため冷却ループの一次側熱交の出口で炉の入口に当る場所にループの温度変動を緩和するために温度制御バルブが設けられている。

放熱系では湿式冷却塔を設ける場合を比較した。湿式冷却塔の場合給水量は0.105 ton/sec必要でありこれが大気中に蒸発する。一方乾式冷却塔は給水量は漏れによるもの～20ℓ/hour程度である。

湿式冷却塔のファン駆動用の電動機のパワーとして5.75 MW 必要である（湿式は0.6 MW）。

2.17 安全設計

核融合実験炉の安全性を次の4つの観点から評価した。まず環境に災害を与える潜在的な能力をできるだけ明確にするため，放射性物質とエネルギーの蓄積量の算定，主要機器のFMEA予備検討および異常事象の分類を行った。

次に平常時の安全性について炉本体周辺での作業条件を検討した。トリチウムガスのリーク，冷却水への透過，空気の放射化，磁場の強さを評価した。冷却水の漏洩に関し低減設備が必要

であり基本設計を行った。

事故解析としては，過出力を想定し工学的問題点の摘出と評価を行い，分裂炉のような核暴走には到らぬ見通しを得た。ブランケット内冷却水喪失事故では，分割したブランケットの破損による圧力応答を求めた。フォールト・ツリーを作成し工学的安全系についても考察した。仮想事故として格納室内トリチウム放出事故を想定し，非常用ガス処理システムの感度解析を行なった。実現可能なパラメータを選択しシステムの基本設計をトリチウム系で検討した。更に超電導コイル事故についても安全性検討を加えた。

第4に分解修理時の安全性の問題点を検討した。炉停止後の核発熱による温度上昇が厳しく分解中も冷却を続ける必要がある。またトリチウムのアウトガスも無視できないので，換気系の概念について考察した。

2.18 プラントレイアウト

FER プラントレイアウトについての概略の検討を行なった。炉本体建家，冷却系建家，冷凍系建家，制御棟，トリチウム処理棟，冷却塔（乾式），電源系設備敷地についてその配置を考えた。

2.19 建設スケジュール

FER の建設スケジュールについては，原研殿仕様と核融合炉開発に関する長期戦略レビューに示されているものを用いた。その範囲で炉本体の建設スケジュールとプラント全体の概略スケジュールを作成した。

2.20 ダイバータ方式とリミタ方式の相互比較

すでに本章2.1炉心設計，2.3ダイバータ／リミター，2.5トロイダル磁場コイル，2.6ポロイダル磁場コイルの節において，それぞれの項目に対してダイバータ配位とリミター配位の比較を述べた。これらの項目以外，炉本体構造，分解修理等も含めた相互比較を表2.1に示す。以下にそれぞれの問題点を簡単に要約する。

ダブルヌル・ダイバータに対する今回の条件下における検討ではダイバータコイルの起磁力が大きすぎ現実的でなく，下げられる方法があれば検討する必要がある。ダイバータ板は長寿命で定期交換の必要がないという結果が出ており，故障時のみ交換が必要であるが，シングルと比較すると引抜きは上下部必要でありしかも引抜き動作が2動作と複雑になる。しかもセクター数が多いため配管数も多い。またダブルヌルではクライオパネルがベルジャ上部に配置し，耐震，トリチウムインベントリー等安全性上問題となろう。

シングルヌル・ダイバータの場合は，他と比較して，電源容量／最大実効電力が大きく電源系コストが増大する。真空容器インボード部においてはプラズマ・スクレイプオフ層が厚くなるため増殖ブランケットを置く十分な空間がないため，インボード部はしゃへい体となってお

り，シングルリミタと同様増殖率が 0.6 程度となる。これは真空バウンダリーの選択とも関連しており，本設計ではコイル・クライオスタット用真空壁とプラズマ用真空壁が別々のセパレート型を採用している。もし，真空壁をコイル用，プラズマ用共用のコンバインド型を採用するとすれば，多少の余裕が生じよう。ダイバータ板の寿命は長く，定期交換の必要はなく，故障時の交換のみである。ダブルヌルダイバータと比較すると交換は容易である。

シングル・リミタではリミタ板の損耗が激しく，リミタ板の寿命が短い。したがって定期交換が必ず要求される。交換の難易さはシングルヌルダイバータと同じ程度である。シングルヌル・ダイバータと同様，真空容器インボード部はプラズマ・スクレイプオフ層が厚くなるため増殖ブランケットが置けず，したがって増殖率は 0.6 程度となる。

表 2.1　ダイバータ方式とリミタ方式の相互比較

		ダイバータ		リミタ
		ダブル・ヌル	シングルヌル	シングル
プラズマ炉心	○ヌル点の位置	R = 4.973 m, Z = 2.57 m (t = 11 sec, β_P = 0.1) Z = 2.34 m (t = 111 sec, β_P = 2.3)	R = 4.920 m, Z = 2.45 m (t = 11 sec, β_P = 0.1) Z = 2.31 m (t = 111 sec, β_P = 2.3)	
	○n - インデックス	− 3.17 (t = 11 sec, β_P = 0.1) − 1.84 (t = 111 sec, β_P = 2.3)	− 2.66 (t = 11sec, β_P = 0.1) − 1.48 (t = 111sec, β_P = 2.3)	− 2.29 (t = 11 sec, β_P = 0.1) − 1.23 (t = 111 sec, β_P = 2.3)
	○使用 τ 値	10^{-15}	2×10^{-10}	10^{-15}
	○プラズマとインボード間距離	15 cm	30 cm	30 m
	○平衡コイル全起磁力	73.558 MAT	69.985 MAT	53.142 MAT
TFコイル	○最大磁界	11.16 T	11.57 T	11.57 T
	○TF コイルボア	6.3 × 9.4 m	6.3 × 8.8 m	6.3 × 8.5 m
	○電磁力			
	i) 面外力	849 ton / 上半分	1067 ton	836 ton
	(最大面外力)	(18 MN/m)	(20 MN/m)	(17 MN/m)
	ii) トルク	5926 ton - m (X 軸回り) ± 14400 ton - m (Z 軸回り)	8053 ton - m (X 軸回り) ± 14700 ton - m (Z 軸回り)	10027 ton - m (X 軸回り) ± 16500 ton - m (Z 軸回り)
	○最大応力			
	i) 導体の最大応力	13.16 kgf/mm^2	13.93 kgf/mm^2	14.13 kgf/mm^2
	ii) He 容器の最大応力	33.55 kgf/mm^2	36.17 kgf/mm^2	34.68 mm^2

		ダイバータ		
		ダブル・ヌル	シングルヌル	シングル
PFコイル	○最大限界	6.68 T	6.22 T	6.18 T
	○アンペアターン	93.7 MAT	88.9 MAT	72.54 MAT
	○最大電圧	10.8 KV	17.6 KV	12.5 KV
	○蓄積エネルギー	5.50 GJ	5.45 GJ	4.48 GJ
	○フープカ	3.54×10^4 ton	6.16×10^4 ton	4.61×10^4 ton
	○電源容量	1280 MVA	1820 MVA	1100 MVA
	○最大実効電力	984 MW	1312 MW	730 MW
ダイバータ板／リミタ板	○アーマー材	○タングステン	○タングステン	○グラファイト
	○エロージョン率	0.33 mm/yr	0.33 mm/yr	7.2 mm/yr
	○寿命	○長い	○長い	○短い
	○引抜きに必要な動作	○2動作	○1動作	○1動作
	○板の配置	○トーラス上部及び下部	○トーラス下部のみ	○トーラス下部のみ
	○板の数	○3セクタ／2TFコイル ○上下全部で 42セクタ	○2セクタ／TFコイル ○全部で 28セクタ	○2セクタ／TFコイル ○全部で 28セクタ
炉本体構造	○増殖ブランケット領域	○内側及び外側 （上下部はダイバータ板の存在のために増殖ブランケット設置は困難）	○外側及び上部 （内側はしゃへい体，下部はダイバータの存在のため増殖ブランケット設置は困難）	○外側及び上部 （内側はしゃへい体，下部はリミタの存在のため増殖ブランケット設置は困難）
	○増殖率	○～1程度	○～0.6程度	○～0.6程度
	○クライオポンプ i) 位置	○トーラス下部及びベルジャー上部	○トーラス下部	○トーラス下部

		ダイバータ		リミタ
		ダブル・ヌル	シングルヌル	シングル
炉本体構造	ii) 排気口の数	○トーラス下部7コ ベルジャ上部7コ （7コの下部排気ダクトはトーラスサポートを兼ねる。トーラスはさらに7コのサポートで支持される）	○トーラス下部 14コ （排気ダクトはトーラスサポートを兼ねる）	○トーラス下部 14コ （排気ダクトはトーラスサポートを兼ねる）
	iii) 耐震／安全性	○ベルジャーの強化が必要	○ベルジャーの強化必要なし	○ベルジャーの強化必要なし。
	○トーラスセクタ	○ダイバータの配管数が増加する。	――――――	――――――
分解修理関連	○ダイバータ／リミタ交換時間	○セクター数が多いために長時間かかる。	○セクター数が少ないために短時間ですむ。	○セクター数が少ないために短時間ですむ。
	○ダイバータ／リミタ引抜装置	○上，下別の構造の引抜装置が必要となる。	○下のみ一種類	○下のみ一種類
	○ダイバータ／リミタ引抜ウィンドウ	○TF コイル間一つおき （NBI，RF の設置されているウィンドウからは引抜きを行なわない）	○すべてのTF コイル間より引抜き （NBI，RF の設置されている場所でも下方で引抜き可能）	○すべてのTF コイル間より引抜き （NBI，RF の設置されている場所でも下方で引抜き可能）
	○ブランケット引抜き	○一つおきのウィンドウでは，ブランケットを引抜く時両サイドのウィンドウからダイバータをあらかじめ引抜く必要がある。	○ブランケット引抜き時はそのウィンドウのダイバータを引抜く。	○ブランケット引抜き時はそのウィンドウのダイバータを引抜く。

Comparisons between Divertor and Pumped Limiter Configuration

		Divertor		Pumped Limiter
		Double null	Single null	Single
Plasma	Location of null point	R = 4.973 m Z = 2.344 m	R = 4.920 m Z = 2.082 m	– –
	Distance between plasma and inbord side	15 cm	30 cm	30 cm
TF coil	No. of coils	14	14	14
	B_{max}	11.16T	11.57T	11.57T
	TF coil bore	6.3×9.4 m	6.3×8.8 m	6.3×8.8 m
	Electromagnetic force			
	1. Out of plane force	876 tons/upper half	1067 tons	836 tons
	2. Torque	5296 ton-m (around X-axis) ±14400 ton-m (around Z-axis)	8053 ton-m (around X-axis) ±14700 ton-m (around Z-axis)	10027 ton-m (around X-axis) ±16500 ton-m (around Z-axis)
PF coil	B_{max}	6.68T	6.22T	6.18T
	AT	93.7 MAT	88.9 MAT	72.54 MAT
	Max. voltage	10.8 kV	17.6 kV	12.5 kV
	Stored energy	5.50 GJ	5.45 GJ	4.48 GJ
	Hoop force	3.54×10^4 tons	6.16×10^4 tons	4.61×10^4 tons
Power supply	MG peak power	984 MW	1312 MW	730 MW
	MVA	1280 MVA	1820 MVA	1100 MVA
Mechanical Configuration and Maintenance	Breeding Blanket Location (space required for breeding blanket)	inboard side outboard side	upper side of the torus outboard side (inboard:non breeding)	upper side of the torus outboard side (inboard:non breeding)
	Cryopump			
	1. Location	upper side of bell jar bottom	bottom	bottom
	2. No. of exhaust duct	7 upper side/torus 7 bottom/torus	14/torus	14/torus

Comparisons between Divertor and Pumped Limiter Configuration (continued)

		Divertor		Pumped Limiter
		Double null	Single null	Single
Mechanical Configuration and Maintenance	Divertor/Limiter	{upper side, bottom} of the vacuum chamber 21 sectors/torus (3 sectors/2 TF coil) One of two windows between two TF coils are used to retract each sector.	bottom 28 sectors/torus (2 sectors/TF coil) All the windows between two TF coils are used to retract each sector.	bottom 28 sectors/torus (2 sectors/TF coil) All the windows between two TF coils are used to retract each sector.
Divertor/ Limiter Plate	Armor Erosion rate	W 0.33 mm/yr	W 0.33 mm/yr	C, SiC, Be C : 7.2 mm/yr SiC : 17.0 mm/yr Be : 10.2 mm/yr

3. 炉 心 解 析

3.1 ポロイダル・コイル系設計の最適化

ポロイダル・コイル系の設計は，所定の物理目標を達成する為の要請と，工学技術的な可能性との調整をとって遂行されなければならず，この点から設計の最適化が重要な課題となる。最適化の内容については現時点では決定的と言えるものは無く，その定量化はかなり困難であるが，以下に述べる要因が想定される。

(i) 分解・修理の際のアクセス・ポートや支持構造に必要な空間が確保されること

(ii) トロイダル・コイルやポロイダル・コイルに働く電磁力およびコイルの経験する磁場の強さが技術的に可能な範囲にあること

(iii) 電源容量が余り大きくならないこと

(iv) プラズマ形状・位置の制御能力が充分であること

実際のポロイダル・コイル系の設計に際しては，以上の要因が全て充分に満足される事は少く，相互に矛盾する場合も多く考えられ，所謂各要因間のトレード・オフが必要となる。例えばアクセス・ポートを充分に大きくとる事によってコイル位置が制限され，所定のプラズマ形状を達成しようとする場合に特定のコイルに起磁力が集中すると言う様な例が想定される。従来の設計例に於いては，プラズマ形状を厳密に所定のものと同一にしようとする余り，各コイルの起磁力が大きくなり電磁力や電源容量が想像以上に大きくなるきらいがあった。今回の設計では(i)～(iii)の要因を重視する最適化を試みてみた。この為プラズマ形状については必ずしも仕様を満足する訳では無くなったが，この点についてはコイル位置・個数，プラズマ立上げのシナリオや位置不安定性の制御方法等の問題を含めて，今後より詳細な検討を必要とすると考えられる。

今回の設計での重点項目は，(i)ダブル系とシングル系および(ii)ダイバータとポンプ・リミタの得失比較である。従って本章に於いても，(i)ダブル・ヌル・ダイバータとシングル・ヌル・ダイバータの得失比較，(ii)シングル・ヌル・ダイバータとポンプ・リミタ（シングル）の得失比較を中心課題として解析を行った。尚，今回の最適化にあたり，従来から使用されている平衡解析コード「EQUCIR」[1,2]を一部改良した。改良点については次節に述べる。従来の研究で，非円形D型プラズマの形状制御に際しては，垂直，四重極，六重極の各多重極磁場成分を制御する必要がある事が分っている。[3,4,5]一方，プラズマ電流の立上げと維持に関して平衡磁場の供給する磁束をも制御する事が望ましい。これ等の4制御量に対応して，本報告書に述べる設計では，ダブル系に対しては4個の独立電源で，シングル系に対しては上下非対称性を考慮して7個の独立電源で，プラズマ形状の制御を行う事を想定している。シングル系では8電源では無く，中心ソレノイド部は1電源にて主として供給磁束を制御するものとし7電源系を採用した。

コイル位置は平衡計算を行う事無く平衡コイルの起磁力を簡単に推定する方法を用いて，連続体シェルと考えられる場合の電流分布を求め推定した。使用コードは「ESTHER」[6]である。

この方法の結果については付録1に詳細を示す。

位置不安定性の制御能力の評価については，炉構造に大きく依存するので，今回の設計では第一歩として平衡磁場のディケイ・インデックスを評価するに止めた。この点については将来の大きな検討課題であると考えられる。

3.2 平衡コイル起磁力の決定法

今回のポロイダル・コイル系設計の最適化を目的として「EQUCIR」コードを改良した点について略述する。「EQUCIR」コードでは，あらかじめ設定したプラズマ位置・形状にプラズマ表面が一致する様に，各コイルの起磁力が最小二乗法の手法を用いて決定される。この際，β_P の値についても設定値と等しくする事ができる。従来のコード内容では上記の機能に重点が置かれ，各コイルの起磁力あるいはコイル系の蓄積する磁気エネルギー等については何等の制限も課していなかった。この種の制限を課す場合，次のものが主として考えられる。

(i) 各コイルの起磁力の絶対値の和を極小化する。

(ii) コイル系の蓄積する磁気エネルギーを極小化する。

(iii) 電源容量を極小化する。

(iv) トロイダル・コイルに働く電磁力あるいは転倒モーメントを極小化する。

(iv)については平衡計算のみにては実行が不可能なので，今回の最適化のためのコード改良からは除外された。また(iii)については平衡状態の時間変化に依存するので，一時間点の平衡を求める平衡解析の手法で処理する事はできない。(i)と(ii)の選択については議論の分れる所であるが，(ii)を採用した場合には，通常自己インダクタンスの大きい大半径最外側のコイルの起磁力を余り大きくしない解が得られると予想される。プラズマ形状を維持して大半径最外側のコイル起磁力を減少させると（通常符号が負である為，絶対値が減少する），ダイバータ・コイルの起磁力が増大する傾向にある。ダイバータ・コイルについては，その設置位置の面から空間的な余裕が小さいので，起磁力についての制限が厳しくなる可能性が大きい。更に，(i)の方法を採用した場合には，各コイルの起磁力の極小化に伴ってトロイダル・コイルに働く転倒力等も極小化できる可能性が大きい。この様な理由から今回のコード改良に対しては(i)を採用することとした。

具体的な安定化は以下の様に為される。プラズマ電流分布あるいは磁束の値を収束させる各段階に於いて，平衡コイルの電流値は各段階でのプラズマ表面があらかじめ設定した形状に一致する様に変化を受ける。コイル起磁力の最適化の為に，各起磁力の絶対値の和に制限を課す場合には，この新しい起磁力は次式で示す二乗誤差を最小にする様に決定される。

$$E=\sum_{k}^{N_s}\left[\psi_s+\sum_{j}^{N_c}\eta_{sj}\,\delta I_j-\psi_{pk}-\sum_{j}^{N_c}\alpha_{kj}\,(I_j+\delta I_j)\right]^2 W_k+\sum_{j}^{N_c}\gamma_j\,(I_j+\delta I_j)^2$$

ここで ψ_s，I_j は前の収束回でのプラズマ表面での磁束値とj番目の平衡コイルの起磁力である。δI_j はプラズマ表面を設定形状に合致させる為に必要となるj番目の平衡コイルの起磁力の補正分で，この補正分によってプラズマ表面の磁束の値が変化する効果は，$\sum_{j}^{N_c}\eta_{sj}\,\delta I_j$ の

項で示されている。又，ψ_{pk} はｋ番目の設定プラズマ表面点での，プラズマ電流自身による磁束の値である。第二項が起磁力の絶対値の和を制限する為の項で，γ_j は各コイルに対する重みである。γ_j の値として各コイルの自己インダクタンスを用いると，近似的に平衡コイル系が蓄積する磁気エネルギーを極小化する事となる。前記二乗誤差を最小化する事は，数学的には以下に示す連立一次方程式を解く事に帰着する。

$$\sum_{j}^{N_c} A(i,j)\,\delta I_j = B(i)$$

$$(i = 1,\ 2,\ \cdots\cdots N_c)$$

但し

$$A(i,j) = \sum_{k}^{N_s} (\alpha_{ki} - \eta_{si})(\alpha_{kj} - \eta_{sj}) W_k + \gamma_j \delta_{ij}$$

$$B(i) = \sum_{k}^{N_s} (\alpha_{ki} - \eta_{si})(\psi_s - \psi_{Tk}) W_k - \gamma_j I_i$$

ここで，$\psi_{Tk} = \psi_{Pk} + \sum_{j}^{N_c} \alpha_{kj} I_j$，　$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & j = i \\ 0 & j \neq i \end{cases}$

である。ダイバータ・プラズマの場合には，設定プラズマ形状を滑らかな非円形Ｄ型プラズマとし，ヌル点近傍での設定プラズマ表面点で W_k に１より小さい値を与える事によって達成する。実際の平衡計算に際しては，平衡コイルがプラズマ中心に置かれた仮想コイルに供給する磁束の値を固定したりするので，実際の使用時にはA(i,j)とB(i)の形は若干複雑になる。$\alpha_{ki}\alpha_{kj}$ と γ_j との大小関係によって，設定プラズマ形状を忠実に実現する程度に差が生ずる。γ_j の割合を大きくすれば設定形状からのずれが大きくなり，逆に平衡コイルの起磁力の値は総体的に小さくなる。α_{ki}，η_{si} は各コイル間の相互インダクタンスと同程度の大きさであり，実験炉に於いては 10^{-7} 程度の大きさを有している。今回の設計に対しては γ_j としては最大 10^{-15} までの値を用いた。

3.3　平衡コイル位置と最適化しない場合の平衡

ＥＳＴＨＥＲ コードを用いて非円形Ｄ型プラズマに対する平衡コイル位置を推定すると，大半径内側の赤道面上をポロイダル角の原点として，（0，$\frac{\pi}{6}$，$\frac{\pi}{3}$～$\frac{\pi}{2}$，$\frac{2\pi}{3}$～$\frac{3\pi}{4}$，π）の５箇所にコイルを設置する必要がある。しかし $\theta = \pi$ の位置は分解・組立の際の接近口やＮＢＩ の入射口の設置位置に対応するので，コイル配置は制限される。更に，$\theta = 0 \sim \frac{\pi}{6}$ の位置は中心ソレノイド部に当たるので，構造上からも同一コイル群とした方が便利であると考えられる。従って，本設計では（$0 \sim \frac{\pi}{6}$，$\frac{\pi}{3}$，$\frac{\pi}{2}$，$\frac{2\pi}{3}$）の４箇所に夫々独立したコイルを設置する事とした。上下排対称となる(i)単一ヌル・ダイバータと(ii)単一ポンプ・リミタの場合には，コイル配置は機械中心面と対称位置にコイルを配置し，中心ソレノイド部のみ同一コイル群とした。

尚，平衡コイル間にはプラズマ発生時の漏洩磁場を減少する為に，変流器の機能のみを有したコイルを設けた。この為，平衡について議論する場合と電磁力や電源容量等を議論する場合とでは，コイルの番号が必ずしも一致しなくなる。この両者の対応はコイル位置と同時に表3.3.1に示した。

最適化を行う前段階として，$\gamma_j = 0$，即ち起磁力の値には何等の制限をも課さない場合の平衡を求めた。コイル起磁力の値を表3.3.1に，プラズマ形状を図3.3.1に示す。ダブル・ヌル・ダイバータについては$\beta_P = 2.5$，シングル系については$\beta_P = 2.3$と2.5では殆んど差は無い。プラズマ小半径で90％位置の磁気面の非円形度と三角度は，ダブル・ヌルで（1.6，0.33），シングル・ヌルで（1.6，0.38）である。図3.3.1の平衡形状に対する設定プラズマ表面は，ダブル・ヌルの場合（1.5，0.2）の非円形度と三角度を，シングル系の場合はヌル点あるいはリミタ側で（1.6，0.2），反対側で（1.4，0.05）の非円形度と三角度を有しているが，90％位置で非円形度を1.5に抑えようとすると，単純計算では$1.5 \times \frac{1.5}{1.6} = 1.4$の設定プラズマ形状でなければならない。付録3で示されている様に，ダイバータ・プラズマのヌル点位置を低下させるには，ダイバータ・コイルの起磁力を増大させる必要があり，表3.3.1に示されている値よりは更に大きくなる。3.5で述べる様にγ_jの値を大きくすれば，ダイバータ・コイルの起磁力は減少し，従ってヌル点位置は上昇し，90％位置で非円形度を1.5とする事は更に困難となる。従って，現実的な起磁力の範囲内で設計を行う場合，コイル位置，個数等の変化で改良の余地はあると考えられるが，90％位置での非円形度は1.6程度以上にする事が望ましい。nインデックスの値はいずれの場合も－1.4程度，またより本質的な$n^2\varepsilon$（εは逆アスペクト比）の値で－0.056程度で，それ程大きい値では無く，とりたてて上下位置不安定性の制御が困難になるとは考えられない。

3.4 起磁力のβ_P依存性

プラズマ形状を同一に維持してβ_Pの値を上昇させる場合，プラズマ位置を一定に保持する為に垂直磁場が増大すると同時に，四重極磁場が増大し六角極磁場は逆に減少しなければならない。この多重極磁場成分の変化に従って各コイルの起磁力も変化するが，その変化の様子はプラズマ電流値が変化する場合の様に，大きさが比例的に変化するのではなく，各起磁力の相対値が変化する事が本質的な特徴である。一般的にはβ_Pの上昇に伴って，大半径内側のソレノイド部のコイル起磁力は減少し，大半径外側のコイルはプラズマ位置を維持するに必要な垂直磁場を供給する為に増大する。ダイバータ・コイルについては複数個存在する場合には，大半径内側のコイル起磁力は減少し外側のものは増大する。図3.4.1～3.4.3は夫々ダブル・ヌル・ダイバータ，シングル・ヌル・ダイバータおよびシングル・ポンプ・リミタに対する平衡コイルの起磁力変化を示している。平衡コイルがプラズマ中心に置かれた仮想コイルに供給する磁束は40vs（磁場が下向きなので負値となる），γ_jの値は2×10^{-16}と本報告で取扱った中では比較的小さいものを用いている。（以下γ_jの値は全てのjに対して等しくとるのでγと略す）特筆すべき点はβ_P変化に対するコイル起磁力の変化が，ダイバータ形状の場合のダイバータ・コイル（I_2，I_3）を除いて直線的である事である。$\gamma = 0$の場合にはこれ等のコイ

ルについても直線的である。この事は β_P 変化に対する，垂直，四重極，六重極の各多重極磁場成分の変化が直線的である事からも推測できる。

内側ダイバータ・コイルの起磁力 I_2 は β_P が上昇するにつれて減少するので，図3.4.1に示す様にプラズマ電流値を一定に維持して β_P を上昇させる立上げシナリオを採用すると，I_2 の波形は低 β_P 時にピーク値を有する事になる。この電流波形の山を無くすかあるいは低くするには，低 β_P 時のプラズマ電流値を小さくすれば良い。追加熱を開始する時点までに如何なる値にまでプラズマ電流を立上げるかは，電源容量とも関連して最適な値を選んで行く必要がある。

図3.4.4～3.4.6は(i)ダブル・ヌル・ダイバータ，(ii)シングル・ヌル・ダイバータおよび(iii)単一ポンプ・リミタについて，低 β_P（0.1）と高 β_P（2.5）時のプラズマ平衡形状を示している。いずれの図の場合も上段が $\gamma = 2 \times 10^{-16}$，下段が $\gamma = 10^{-15}$ で γ の値の如何によって実現される形状が異っている事が分る。ポンプ・リミタについては形状の差異は上述の γ の範囲では極めて小さい。γ が大きくなると，ダイバータ・プラズマの場合ではヌル点の位置が高くなる。γ の起磁力に与える効果については3.5に，ヌル点位置への影響については3.7に記す。

ポンプ・リミタの場合，図3.4.3に示す様に上下対称位置にあるコイル同志（I_2，I_5），（I_3，I_6），（I_4，I_7）は殆んど平行である。いずれの組に対してもリミタ側，即ち0.3mのプラズマ中心の偏心の為コイルとの距離が長い方のコイル起磁力の絶対値が大きい。

3.5 起磁力の γ および供給磁束依存性

平衡コイルの起磁力の大きさを制限する γ の値を変えると，前節で示した様にプラズマの平衡形状が変化すると同時にコイル起磁力の β_P 依存性・大きさも変化する。図3.5.1にシングル・ヌル・ダイバータについて，起磁力に対する制限を $\gamma = 10^{-15}$ と γ の値で5倍強めた場合の起磁力の β_P 依存性を示す。これを $\gamma = 2 \times 10^{-16}$ である図3.4.2と比較してみると，ソレノイド部コイルである I_1 と大半径外側コイルの I_4，I_7 については γ の効果が殆んど現われていない。これは付録1で述べられている様に，ソレノイド部のコイルはプラズマへの磁束供給に深く関っている為，供給磁束の値を固定すれば殆んどその変化に対する自由度が失われる理由により，また大半径外側のコイルについては β_P に対応した垂直磁場の供給が主たる任務である為，ソレノイド部コイル同様に変化に対する自由度は小さい事による。一方，装置上下に設置されるダイバータ・コイル（I_2，I_3），（I_5，I_6）については，四重極磁場と六重極磁場の供給が目的である為，僅かのプラズマ形状（非円形度，三角度）の変化に対して比較的大幅に変化する。これはとりも直さず γ の影響を受け易い事になる。図3.5.1の場合は図3.4.2に比較して β_P に対する（I_2，I_3），（I_5，I_6）の感度は格段に小さくなっていると同時に，I_2 と I_3 あるいは I_5 と I_6 が γ が増大するに従って両者の平均値に近着いている事が分る。実験炉のポロイダル・コイル系では I_2 と I_3 の差あるいは I_5 と I_6 の差は低 β_P 領域で大きくなっているので，γ の効果は高 β_P 領域より低 β_P 領域で大きいと推定できる。具体的には γ の値を増大する事によって，低 β_P 領域のヌル点位置が大きく上昇する事になる。（実構造の様にダイバータが装置下方に存在する場合は下降する）また三角度も一般的には減少する。

$\beta_P = 2.5$ の場合の $\gamma = 2 \times 10^{-16}$ と 10^{-15} に対する起磁力分布を図 3.5.2 に示す。$\gamma = 10^{-15}$ の場合はダイバータ・コイル同志（I_2, I_3），（I_5, I_6）の起磁力が平均化されており，特に第2ヌル点（ダイバータと反対側）の（I_5, I_6）についてこの効果が大きい事が分る。$\beta_P = 0.1$ の場合には図 3.5.2 に示されていないが，平均値に近着く様子がより顕著に現われる。大半径外側のコイルについては殆んどその変化はない。

もしコイル配置に対する制限が無く，大半径外側に（$\frac{2\pi}{3} \sim \frac{3\pi}{4}$, π）の2箇所に独立した平衡コイルが設置できる場合には，付録1に示した様にこれ等のコイルは四重極磁場と六重極磁場を供給する効果も大きいので，γ の変化に対して本報告に示す実験炉の場合よりは遥かに高い感度を有するものと予想される。

付録1に示した様に大半径内側のソレノイド部コイルについては，平衡コイルからの供給磁束の値によって大きくその起磁力を変化する。図 3.5.3 にダブル・ヌル・ダイバータについて供給磁束を0と 40 vs にした場合の起磁力の β_P 依存性を示す。ソレノイド部のコイルについては起磁力の絶対値に対する変化分が極めて大きい。一方 I_4 は供給磁束による変化は図示できる程のものではない。内側ダイバータ・コイル（I_2）については変化幅自身は I_1 の2倍程度と最大であるが，その比はそれ程大きくない。γ の値はいずれも 10^{-16} で起磁力の大きさに対する制限は大きい方ではない。プラズマ立上げ時の起磁力変化を滑らかにしようとする場合には，供給磁束の値を変化させる事も効果的である。

3.6 プラズマ立上げ時の起磁力変化

プラズマ立上時のプラズマ電流変化は，図 3.6.1 に示されている様にジュール加熱の末期で4 MA，プラズマ燃焼時で 5.3 MA である。この間の追加熱時にはプラズマ電流は 4 → 5.3，β_P は 0.1 → 2.3 と概略直線的に増大する。同図には予想されるワンターン電圧の変化と代表点での電子温度の概略値が同時に示されている。プラズマ電流 I_P を燃焼時の値 5.3 MA に維持して追加熱を行う場合のコイル起磁力変化は，例えばダブル・ヌル・ダイバータに対しては図 3.4.1 に示す様に，A→B→C（I_2 の場合）の経路をとる。この場合には β_P が上昇するにつれて起磁力の絶対値が減少する I_1, I_2, I_3 については低 β_P 時に起磁力のピーク値を有し，ジュールの加熱末期（t = 5秒）の電源容量が極めて大きくなる可能性がある。そこで例えば図 3.6.2 に示す様に，ジュール加熱末期のプラズマ電流値を 3 MA に減少すると，内側ダイバータ・コイルについても立上げ途中でピーク値を有する事はなくなる。

ジュール加熱末期のプラズマ電流値を，図 3.6.1 に示す様に 4 MA とした場合の各プラズマ形状に対する起磁力の時間変化を図 3.6.3 ～ 3.6.5 に示す。採用した γ の値はダブル・ヌル・ダイバータとシングル・ポンプ・リミタに対しては 10^{-15}，シングル・ヌル・ダイバータに対しては 2×10^{-16} である。シングル・ヌル・ダイバータの場合の γ の値を小さくした理由は，シングル・ヌル・ダイバータの場合にはダイバータ板の熱条件が厳しくなる可能性が大きく，従ってヌル点位置をより厳密に制御する必要があると考えられるからである。結果としてシングル・ヌル・ダイバータの場合には，ジュール加熱末期（t = 5秒）での各コイル起磁力の値が大きくなり（図 3.6.4），電源容量の増大をもたらす事となった。一方，ダブル・ヌル・ダイ

バータの場合には起磁力の変化は滑らかであるが，反面プラズマ形状については図3.4.4に示される如く，低β_P時のヌル点位置が高過ぎると思われるので，今後γの値を小さくした場合の検討をする必要があろう。この時ジュール加熱末期のコイル起磁力は，シングル・ヌル・ダイバータの場合と同様にかなり大きくなるものが発生すると予想される。

シングル・ポンプ・リミタの起磁力の時間変化（図3.6.5）は，I_1とI_5を除いて途中でピーク値を有する事無く滑らかに立上っている。またI_1とI_5についてもそのピーク値は問題にする程のものでは無い。プラズマ形状についても図3.4.6で見られる様に，γを2×10^{-16}から10^{-15}と大きくしても極く僅かな変化を受けるのみである。

第13章の電源系の設計で述べる様に，図3.6.2に示すプラズマ電流変化に対しては，ダイバータ形状の場合ジュール加熱末期に最大電源容量を必要とし，自己点火直前の値はこれより小さくなっている。自己点火直前の電源容量は燃焼時のプラズマ電源値とβ_Pの値で決まり，この値を大幅に変化する事はできない。ところが立上げ途中の電源容量に関しては，I_Pとβ_Pとの組合せを変える自由度が存在するので，現状よりの大幅な削減も不可能ではない。具体的にはジュール加熱末期のプラズマ電源値を4MAから3MAに低下させると，この時点での電源容量は概略$(3/4)^2=0.56$と1／2に減少することが予想される。ダイバータ・プラズマに関してジュール加熱時のプラズマ電流値を現状の4MAより下げる事が，プラズマ物理の面から見て不可能では無いならば，3MA程度に下げる事が電源系の方からみて適当と考えられる。

次に図3.6.3～3.6.5で示される起磁力の変化が電源系設計に与える影響を考察してみる。シングル・ヌル・ダイバータを例にとると，例えばI_5はt＝8秒でピーク値をとる。これに対応する電圧変化は相互誘導による効果が小さいとすると，その符号は絶縁破壊時を正とすると⊕（絶縁破壊）→⊖（t＝0～8秒）→⊕（t＝8～11秒）と変化する。一方的に負方向に増大するI_4を除いて，他のコイルについても電圧の方向は時間が進むにつれて一回または複数回反転する。この様に電圧の符号が複雑に反転する情況下で，第13章に示すコイルに直列接続した電源と更にそれ等に並列に接続した単一電源より成る電源系を考えると，巻数の調整によってできる限り並列電源のみで各コイルに起磁力を供給する事は困難となる。即ち，コイルに直列接続した電源が並列電源からの電流を助長あるいは抑制する為に重要な役割を果す事になる。

各コイルの巻数比は，全コイルの起磁力変化が同相となり，しかも発生ワンターン電圧が最大である絶縁破壊時で，コイル端電圧が等しくなる様に決定すれば，他の時間に於いてもコイル端電圧の不揃は比較的に小さくなるものと予想される。絶縁破壊時以外の時刻で巻数を決定すると，例えばあるコイルの電圧が反転した場合，そのコイルの電圧が他と大きく異ってくる可能性がある。本設計では上記の理由に基き絶縁破壊時で巻数を決定している。

3.7 プラズマ立上時のヌル点の移動量

ダイバータ・プラズマに於いてヌル点に代表されるセパラトリックス位置は，β_Pの変化に対して出来るだけ一定維持される事が望ましい。3.4で検討した様にγの値を変化するとプラ

ズマ形状が異るので，ヌル点位置も変化する。図3.7.1はダブル・ヌル・ダイバータの図3.7.2はシングル・ヌル・ダイバータのヌル点が，β_P を変化させる時移動する様子を示している。但しシングル・ヌル・ダイバータに対しては，プラズマ位置が構造上の赤道面より0.3mずれているので，ヌル点の高さはこのプラズマ中心より測っている。尚，磁気軸あるいは電流分布の最大点が直ちに0.3mずれている訳ではなく，通常両者共により構造上の赤道面に近い位置にある。

ダブル・ヌルとシングル・ヌルの場合を比較すると，ダブル・ヌルに対してγの効果が遥かに大きい事が分る。シングル・ヌルの場合，ヌル点の大半径位置は殆んど変化していない。この事は反面ではダブル・ヌルの場合はγの値の僅かな変化で（実際にはダイバータ・コイル起磁力の大幅な変化で）ヌル点位置を制御できる事を示している。本設計の場合 $\beta_P = 0.1 \sim 2.3$ と上昇すると，ダブル・ヌルで約20cm，シングル・ヌルで約15cmの移動量となる。もしダブル・ヌルの場合にも$\gamma = 2 \times 10^{-16}$を採用したとすると，ヌル点の移動量は約12cmと60%に減少する。

ポンプ・リミタ配位についてはセパラトリックス位置がプラズマ形状に直接影響を与える事は少いが，リミタ上での熱入力分布に若干の変化を与える可能性はある。図3.7.3はプラズマ表面とセパラトリックスの相対的位置を表示する一手法として，$\%\psi_{SEP} = \frac{\psi_M - \psi_{SEP}}{\psi_M - \psi_L}$ を用いた結果を示したものである。ここで ψ_M は磁気軸，ψ_L はプラズマ表面，ψ_{S1} と ψ_{S2} は夫々第一ヌルと第二ヌルでの磁束の値（ψ_{SEP}）である。γの効果は極めて小さい。PS_2/PS_1 の値が大きい程，双方のヌル点の隔離が大きい事になる。

3.8 ダイバータとポンプ・リミタでのn－インデックスの比較

上下に伸長されたプラズマは，n－インデックスの値が負となり上下方向の変位に対して不安定である。n－インデックスの値をダブル・ヌルとシングル・ヌルの両ダイバータおよびシングル・ポンプ・リミタの3配位について比較した結果を図3.8.1と図3.8.2に示す。γの値は夫々2×10^{-16}と10^{-15}である。シングル系の場合必ずしもあらかじめ設定したプラズマ形状の幾何学中心と磁気軸の高さが一致する訳ではないので，磁気軸でのn－インデックスを用いた。上下対称なプラズマ配位の場合，幾何学中心と磁気軸とでのn－インデックスの値は，β_P の値によって変化するが，高 β_P の状態では磁気軸で求めた方が10%弱小さくなる。

γの違いはシングル系の場合には殆んど効果を現わさない。ダブル系ではγの値が小さくなると若干n－インデックスの絶対値は減少する。しかし乍らこの差は β_P が変化した時の変化に比較して充分小さいので，ヌル点位置を議論する場合程度には，γの効果を重視する必要はない。各プラズマ配位に対しては，ダブル・ヌル→シングル・ヌル→シングル・ポンプ・リミタの順で10～20%程度づつ減少する。従ってポンプ・リミタの場合には若干位置不安定の帰還制御に対する要求が緩和されるものと推定できる。

3.9 総合比較

これまでの検討結果に基いて，ダブル・ヌル・ダイバータ，シングル・ヌル・ダイバータおよびシングル・ポンプ・リミタの総合的な得失比較を行う。但し，これまでも何回か述べてきた様に，シングル・ヌル・ダイバータに対しては$r = 2 \times 10^{-15}$（他は10^{-16}）を用いて，設定形状の達成により重点を置いている事に留意しておく必要がある。

平衡コイルの全起磁力（$\Sigma|NI|$）は表3.9.1に示す様に，ダブル・ヌル→シングル・ヌル→ポンプ・リミタの順に減少するが，特にポンプ・リミタでの減少が大きい。これに伴ってポロイダル・コイル系の蓄積エネルギーも減少するが，ダイバータ配位の場合では両者に有意の差は存在しない。ポンプ・リミタに対しては～20％の減少である。個々のコイルの起磁力では，ポンプ・リミタの場合も10 MATを越えるものが存在するので，起磁力や蓄積エネルギーの面では，ポンプ・リミタが若干有利であると言う状態である。

これに対しトロイダル・コイルに働く電磁力の面では，ポンプ・リミタは必ずしも有利と言える訳では無く，この点に関しては装置が対称であるダブル・ヌル・ダイバータが有利であると言えよう。装置の対称性は2個のダイバータの存在による大型化と，上方ダイバータ＋排気系統の支持の面を除けば，電磁力分布・コイル支持等に関しての有利さは見のがせない。

一方，電源容量に関しては，プラズマ立上げのシナリオや立上げ時にどの様な平衡（非円形度，三角度）を仮定するかによって大きく異る。シングル・ヌル・ダイバータの場合が他の二者に対して50％以上大きい電源容量を必要としているのは，シングル・ヌルの場合に$r = 2 \times 10^{-16}$と他より小さい値を採用して，低β_pの状態（$\beta_p = 0.1$）でダブル・ヌルよりも～10cm低いヌル点位置を達成している事に起因している。ダイバータ配位の場合には低β_p時にヌル点を下げる為に，ポンプ・リミタに比較してこの時点での電源容量が増大する傾向にある。高β_p時では蓄積エネルギーに約20％の差しか無いので，電源容量もこの程度の差に納まると考えるのが順当である。燃焼時のプラズマ・パラメータはどの配位についても等しくなければならないが，立上げ途中に於いては必ずしも等しくならなければならない理由は無いと考えられる。具体的にはダイバータ配位に対しては，低β_p時のプラズマ電流をポンプ・リミタより低くする事が考えられる。例えば現状の4 MAから3 MAと75％に減少させると，電源容量は～$\left(\frac{3}{4}\right)^2 \simeq 0.56$と概略1／2に減少するので，ダイバータ配位とポンプ・リミタ配位では電源容量の面からは優劣を付け難くなる。

電源容量とも関連して，低β_p時のヌル点位置を低下する事が相当に困難である事は，プラズマ加熱時のセパラトリックスとダイバータ板の相対位置の変化による。ダイバータ板の熱設計の複雑化等，大きな問題を提起する。この点はダイバータ配位がポンプ・リミタ配位に対して劣っていると考えられるが，もともとポンプ・リミタ配位ではリミタの熱環境はダイバータに比べて厳しいと考えられるので，不純物制御の問題とも関連して総合的に優劣の判断をする必要がある。

平衡磁場のn－インデックスを比較してみると，ダブル・ヌル→シングル・ヌル→シングル・ポンプ・リミタの順に概略20％ずつ絶対値が減少するので，上下位置不安定の制御に関してはポンプ・リミタが優利と考えられるが，この点に関して構造物による受動的な安定化機能の

定量的評価等が関連するので，現状では決定的な評価を下す段階では無い。

今後プラズマ立上げのシナリオをより詳細に検討すること。よって，ダイバータ配位の電源容量の低減が可能になるとすると，ダブル・ヌルとシングル・ヌルの比較ではややシングル・ヌルが装置小型化や上方ダイバータ・ユニットが存在しない点，および表3.9.1の各項目でシングル・ヌルが少しずつ優れている事から，実用炉を目指す場合に優利ではないかと思われる。ポンプ・リミタとの比較に於いては，シングル・ヌル・ダイバータの電源容量を同程度に減少できれば，不純物制御の面からダイバータが優利となる。もしセパラトリックス制御の面からどうしても電源容量が下がらない場合には，ポンプ・リミタの方が若干優利かも知れない。ダイバータ板の熱的な問題が解決できれば，ダイバータ配位に於いて，電源容量減少の面から低 β_P 時にはリミタ・プラズマ，β_P が上昇するにつれてダイバータ配位に移ると言う様な解も考えられるかも知れない。この様な多種多様な立上げ方法を検討してみる価値は小さくない。

3.10 今後の課題

今回の実験炉の設計に際しては，ポロイダル・コイル系設計の最適化を重点項目として，従来使用されて来た平衡解析コードを改良し，設定プラズマ形状を忠実に実現する事と起磁力の大きさを現実的な値におさめる事の両側面からの要請を満足する設計を試みた。この調整は解析コード内では $\Sigma \gamma_j I_j^2$ の項を各収束段階での誤差評価に含める事で為された。最適設計の過程で発生した問題点としては以下に示す通りである。

(i) $\gamma_j = 0$ としてもダブル・ヌル，シングル・ヌル共に90％aでの非円形度と三角度は夫々1.6，0.35 程度である。三角度は仕様を満足するが，非円形度については仕様値1.5より大きくなる。

(ii) $\gamma_j = 0$ とする時シングル系については起磁力は実現可能な範囲内にあり，従って電源容量としても現実的な値を取り得ると想定されるが，ダブル・ヌルに関してはダイバータ・コイルの起磁力は技術的に可能な値とは言えない。

(iii) γ_j に有限値（$10^{-16} \sim 10^{-15}$）を与えて平衡コイルの起磁力を技術的に可能な範囲に治めようとすると，β_P 上昇時にヌル点の高さは10～20 cmもの変化をする。また高さそのものも $\beta_P = 2.3$ の燃焼時で $\gamma_j = 0$ の場合に比較して約30 cm高くなってしまい炉のコンパクト化に逆行する。

(iv) 低 β_P 時にヌル点の高さを抑えようとすると，プラズマ立上げ段階のジュール加熱末期に電源容量の大きなピークが発生する可能性が大である。

以上の様な問題点に立脚して，今後次の記す課題について解決していく必要があると考えられる。

(i) コイル位置・個数の適正化

これに関してはダイバータ・コイルが主としてその対象となる。また大半径外側にもう一つ起磁力の自由度をとりたい。

(ii) プラズマ立上げシナリオの再検討（I）

ダイバータ・プラズマの場合にはジュール加熱末期のプラズマ電流値をもう少し低くした方

が電源容量の面から望ましい。プラズマ物理の面からの再検討が必要であろう。

(iii) プラズマ立上げシナリオの再検討（II）

現実的な起磁力・電源範囲でヌル点の高さを低く抑える事が出来ない場合の対応策として，リミタ配位→ダイバータ配位による立上げシナリオを検討してみる価値は大きいと考えられる。この方法ではダイバータ板が追加熱初期にはポンプ・リミタの役割を果す事になる。熱的な問題もからみセパラトリックスとダイバータ板の相互位置を厳密に制御する方法を確立しなければならない。

参 考 文 献

(1) 二宮博正，亀有昭久，新谷吉郎；JAERI－M 9127（1980）
(2) 新谷吉郎，二宮博正；JAERI－M 9278（1981）
(3) K. SHINYA ed；JAERI－M 8624（1980）
(4) H. NINOMIYA, K. SHINYA, A. KAMEARI ; Proc. 8th Symp. Eng. Prob. Fusion Res. Vol. 1 75（1979）
(5) K. SHINYA et al. ; Proc. 9 th Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 2039（1981）
(6) 新谷吉郎；JAERI－M 82－160（1982）

表 3.3.1　コイル位置と最適化しない場合の起磁力

$\gamma = 0$ の場合

（単位m，MAT）

ダブル系					シングル系					
コイル#		コイル位置		起磁力	コイル#		コイル位置		起磁力	
全体	平衡	大半径	高さ	ダイバータ	全体	平衡	大半径	高さ	ダイバータ	ポンプ・リミタ
1	1	1.655	0.425	− 4.299	1	1	1.655	0.425	− 3.275	− 2.050
2	1	1.655	1.325	− 4.299	2	1	1.655	1.325	− 3.275	− 2.050
3	1	1.655	2.225	− 4.299	3	1	1.655	2.225	− 3.275	− 2.050
4		1.655	3.125		4		1.655	3.125		
5		1.655	4.000		5		1.800	4.100		
6		1.850	4.880		6		2.350	5.100		
7		2.500	5.600		7	5	3.500	5.950	19.626	− 3.721
8	2	3.500	6.150	53.065	8	6	5.700	6.200	− 5.356	9.110
9	3	5.700	6.500	− 23.728	9	7	10.300	4.800	− 2.611	− 6.481
10	4	10.300	5.300	− 4.793	10	4	10.300	− 4.800	− 12.197	− 12.393
					11	3	5.700	− 6.200	5.414	17.529
					12	2	3.500	− 5.950	17.286	− 5.171
					13		2.350	− 5.100		
					14		1.800	− 4.100		
					15		1.655	− 3.125		
					16	1	1.655	− 2.225	− 3.275	− 2.050
					17	1	1.655	− 1.325	− 3.275	− 2.050
					18	1	1.655	− 0.425	− 3.275	− 2.050
$\Sigma\|NI\|$		(MAT)		188.966	$\Sigma\|NI\|$		(MAT)		79.440	66.705
I_P		(MA)		5.3	I_P		(MA)		5.3	5.3
β_P				2.5	β_P				2.3	2.3
ψ_{EF}		(VS)		− 40.0	ψ_{EF}		(VS)		− 40.0	− 40.0
ヌル点	R_N	(m)		4.750	ヌル点	R_N	(m)		4.895	
	Z_N	(m)		− 2.001		Z_N	(m)		− 1.965	
90％aでのK				1.6	90％aでのK				1.6	
δ				0.33	δ				0.38	
磁気軸でのn－インデックス				− 1.314	磁気軸でのn－インデックス				− 1.433	

平衡形状の出力は上下が反転している。

表 3.6.1　平衡コイル起磁力の時間変化

ダブル・ヌル・ダイバータ

コイル#		コイル位置		起磁力		
全体	平衡	大半径	高さ	5 秒	8 秒	11 秒
1	1	1.655	0.425	−2.987	−3.066	−3.511
2	1	1.655	1.325	−2.987	−3.066	−3.511
3	1	1.655	2.225	−2.987	−3.066	−3.511
8	2	3.500	6.150	9.159	11.010	12.650
9	3	5.700	6.500	3.064	3.792	5.396
10	4	10.300	5.300	−5.400	−7.000	−9.200
$\Sigma\|NI\|$	(MAT)			53.168	62.000	73.558
I_P	(MA)			4.0	4.65	5.3
β_P				0.1	1.2	2.3
ψ_{EF}	(VS)			−25.0	−30.0	−40.0

(注)　ダブル・ヌル・ダイバータとシングル・ポンプ・リミタに対しては $r = 10^{-15}$ をシングル・ヌル・ダイバータには $r = 2 \times 10^{-16}$ を使用している。

シングル・ヌル・ダイバータ　　シングル・ポンプ・リミタ

コイル#		コイル位置		起磁力			起磁力		
全体	平衡	大半径	高さ	5 秒	8 秒	11 秒	5 秒	8 秒	11 秒
3	1	1.655	2.225	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
2	1	1.655	1.325	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
1	1	1.655	0.425	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
18	1	1.655	−0.425	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
17	1	1.655	−1.325	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
16	1	1.655	−2.225	−3.623	−3.455	−3.087	−2.877	−2.644	−2.274
12	2	3.500	−5.950	10.587	12.513	12.224	4.890	5.121	5.124
11	3	5.700	−6.200	5.171	6.131	8.817	4.959	7.172	9.966
10	4	10.300	−4.800	−9.416	−10.914	−12.844	−6.337	−8.342	−10.668
7	5	3.500	5.950	12.650	13.429	12.212	1.251	0.774	0.131
8	6	5.700	6.200	5.500	−5.254	−2.406	2.733	4.567	7.026
9	7	10.300	4.800	1.686	−0.414	−2.960	−3.005	−4.580	6.583
$\Sigma\|NI\|$	(MAT)			66.748	69.385	69.985	40.437	46.420	53.142
I_P	(MA)			4.0	4.65	5.3	4.0	4.65	5.3
β_P				0.1	1.2	2.3	0.1	1.2	2.3
ψ_{EF}	(VS)			−40.0	−40.0	−40.0	−40.0	−40.0	−40.0

表 3. 9. 1　総　合　比　較

	DND		SND		SPL		INTOR
	11 秒	111 秒	11 秒	111 秒	11 秒	111 秒	
蓄積エネルギー（GJ）	5. 31	5. 50	5. 27	5. 45	4. 26	4. 48	
最大転倒力（Ton）	849／half			1067	836		～ 20000
水平軸	5296			8053	10027		(～ 16600)*
垂直軸	± 11400			± 14700	± 16500		
平衡コイル全起磁力（Σ|NI|：MAT）	73. 558		69. 985		53. 142		
プラズマ電流	5. 3		5. 3		5. 3		6. 4
β_P	2. 3		2. 3		2. 3		2. 6
電源容量（MVA）	1280**		1820**		1110		
最大実効電力（MW）	984** (5 秒)		1312** (5 秒)		730 (11 秒)		
ヌル点高さ（m）	2. 57 ($\beta_P = 0.1$)	2. 34 ($\beta_P = 2.3$)	2. 45 ($\beta_P = 0.1$)	2. 31 ($\beta_P = 2.3$)			
n-インデックス	− 3. 17 ($\beta_P = 0.1$)	− 1. 84 ($\beta_P = 2.3$)	− 2. 66 ($\beta_P = 0.1$)	− 1. 48 ($\beta_P = 2.3$)	− 2. 29 ($\beta_P = 0.1$)	− 1. 23 ($\beta_P = 2.3$)	
使用 r 値	10^{-15}		2×10^{-16}		10^{-15}		

DND　Double Null Divertor

SND　Single Null Divertor

SPL　Single Pump Limiter

*　$I_P = 5.3$ MA に対する推定補正値

**　I_P を 4 MA より小さくする事によって低減可能

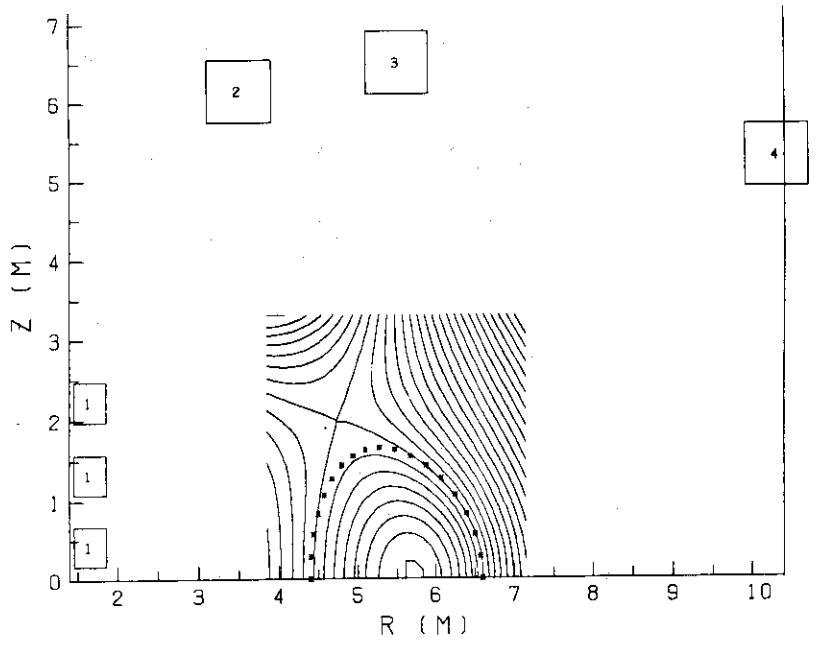


Fig. 3.3.1(a)

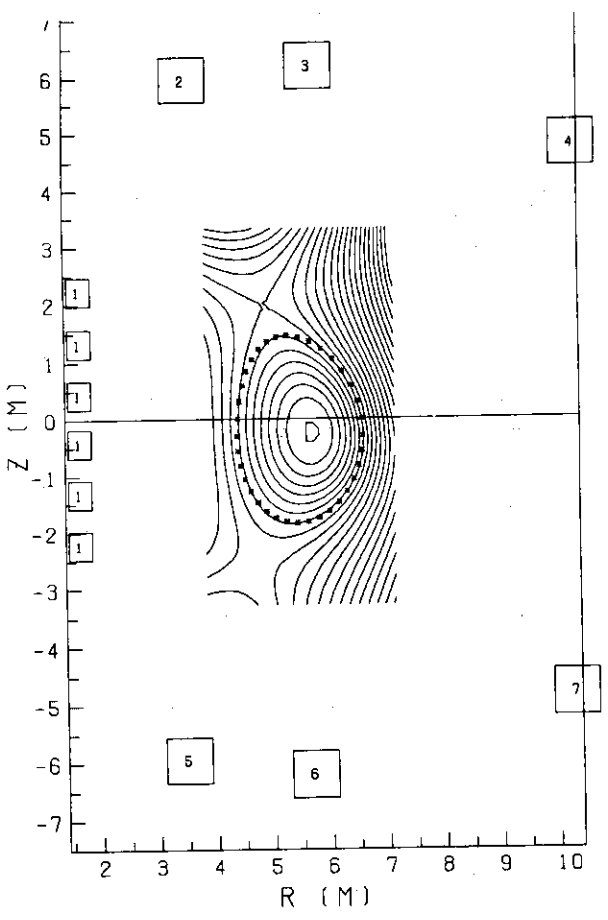


Fig. 3.3.1(b)

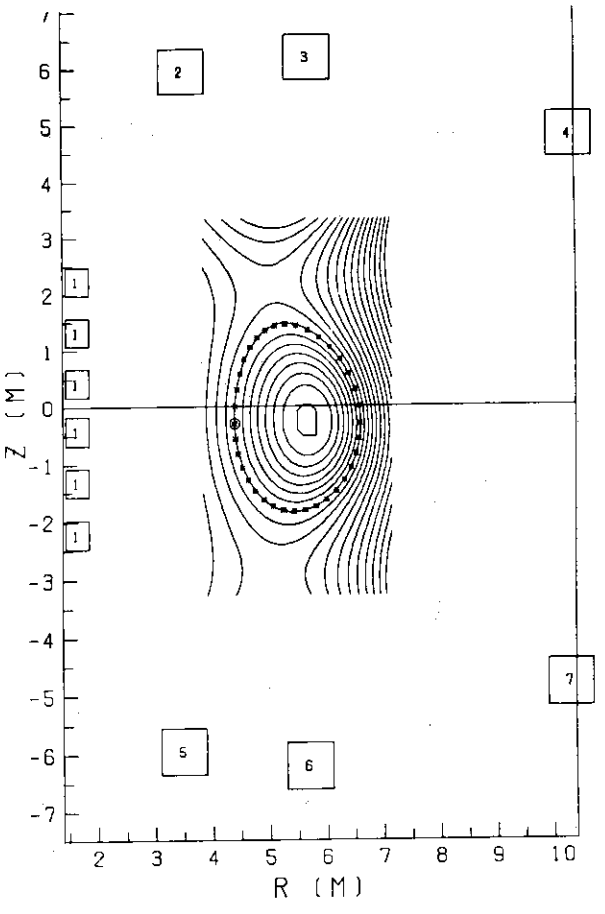


Fig. 3.3.1(c)

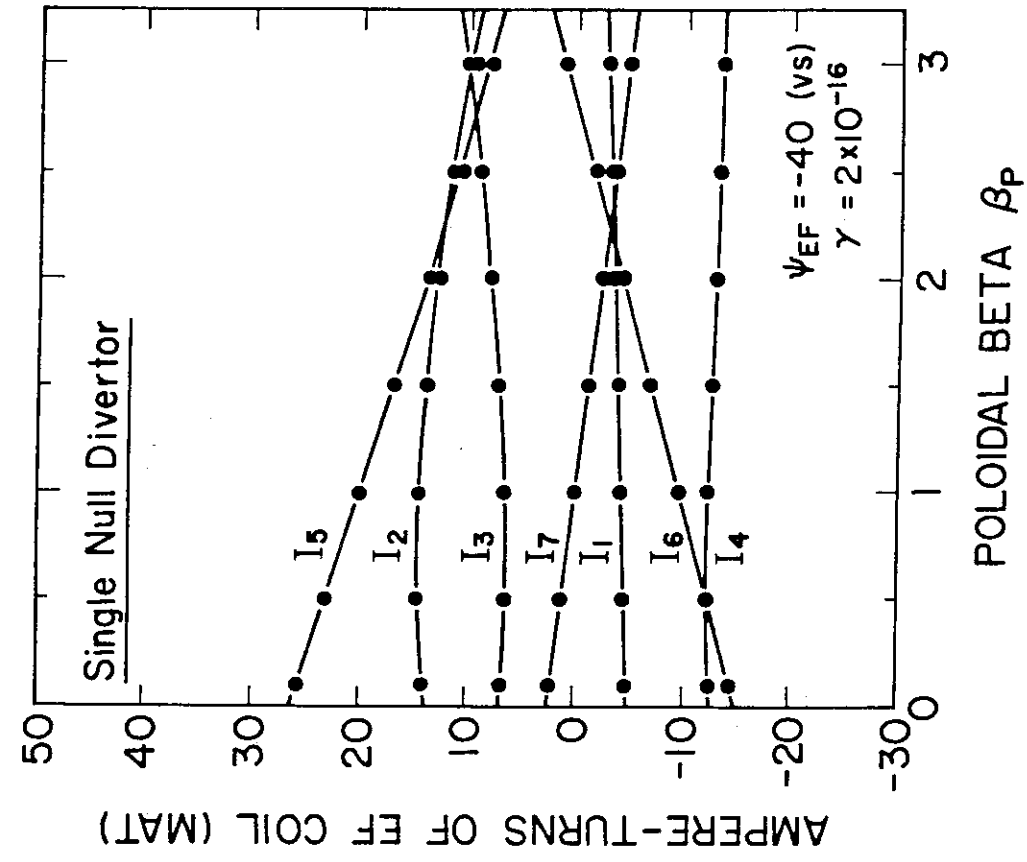


Fig. 3.4.2

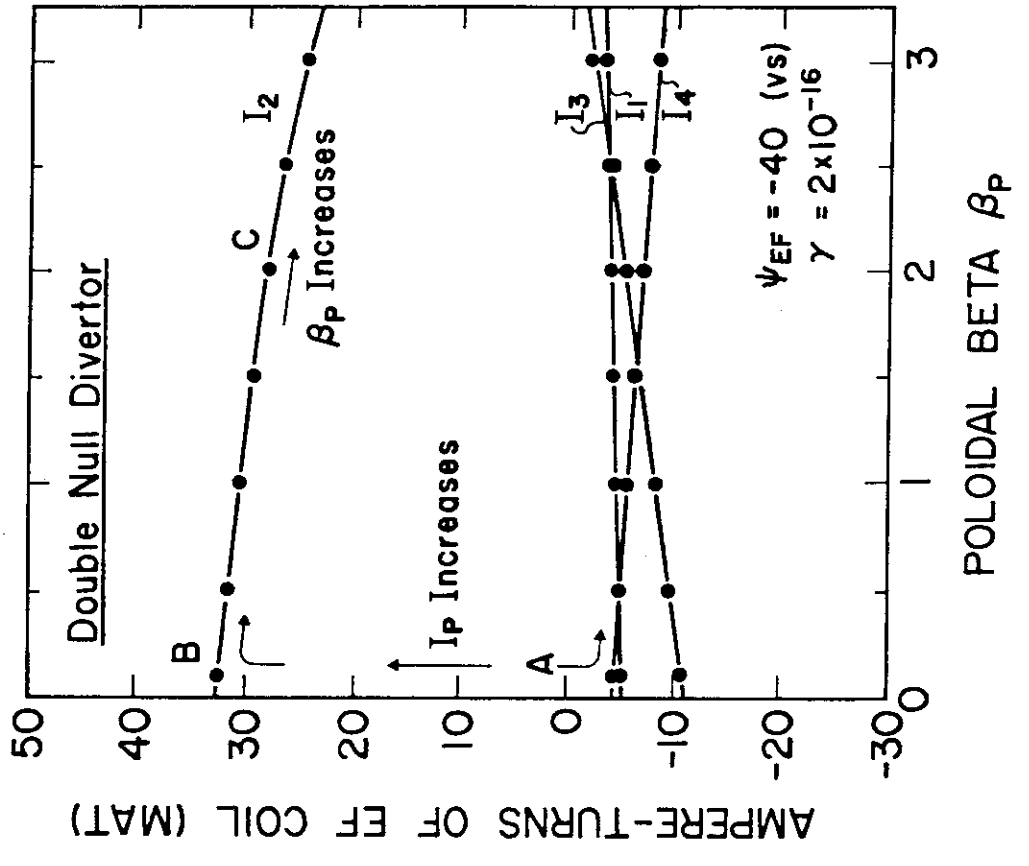


Fig. 3.4.1

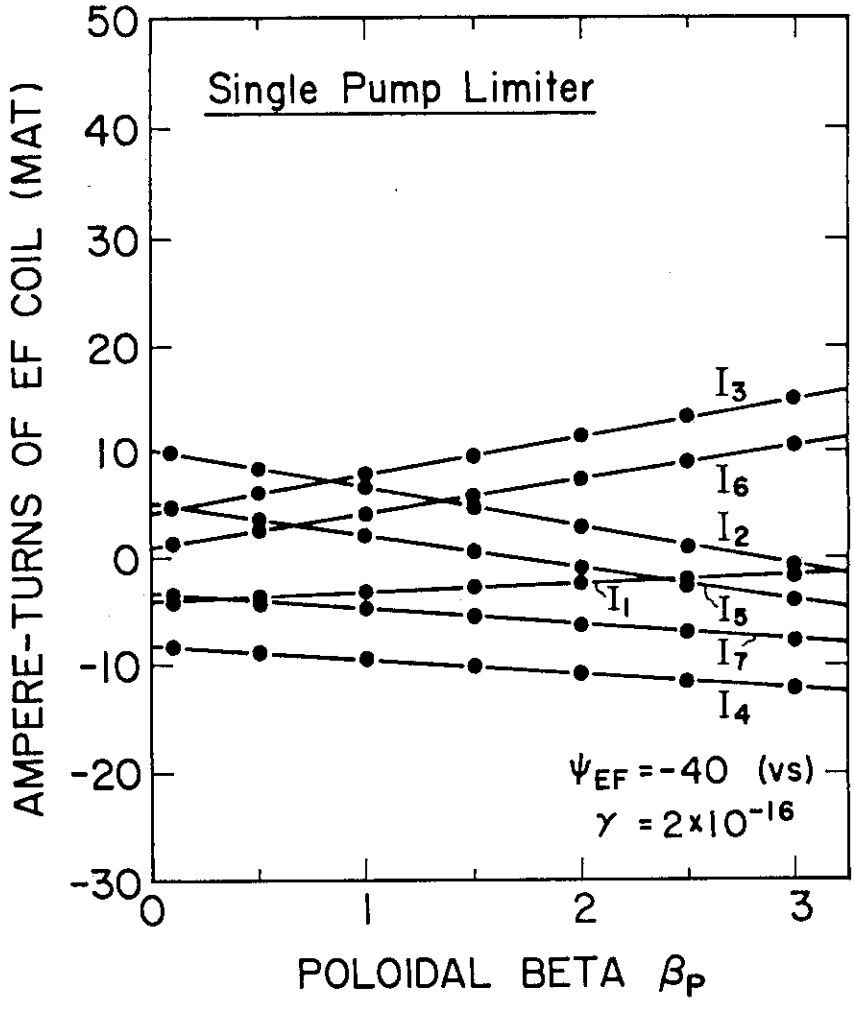
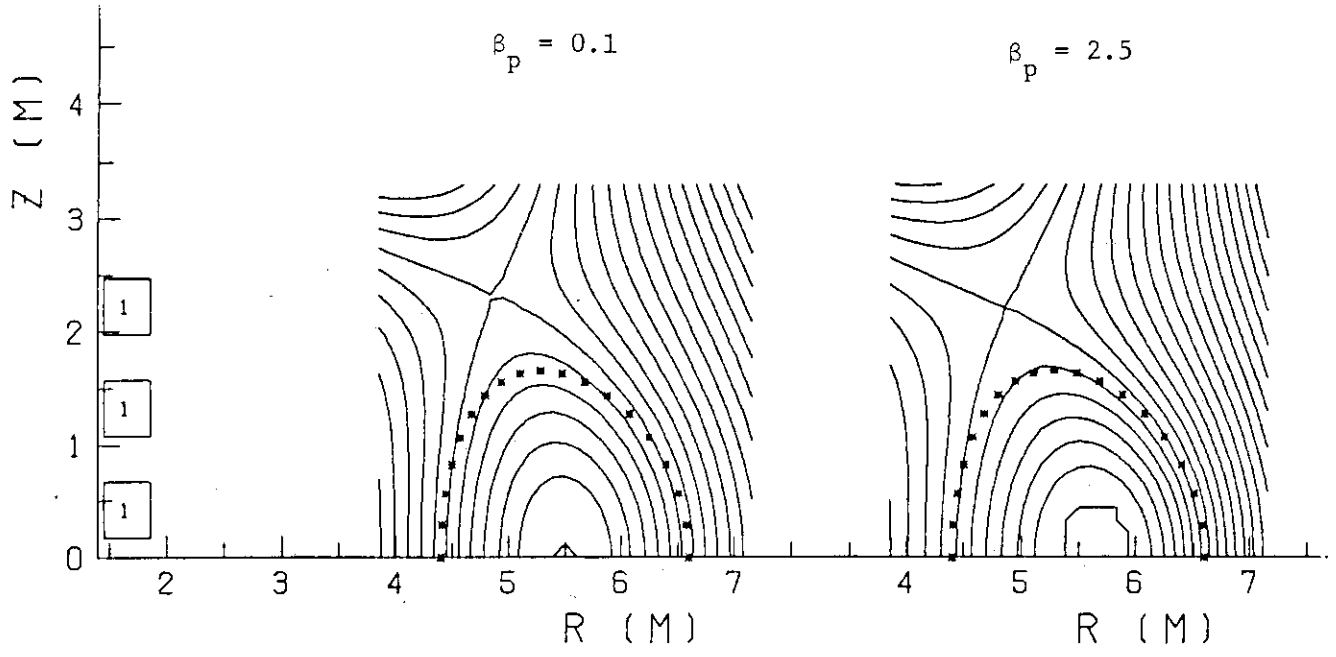
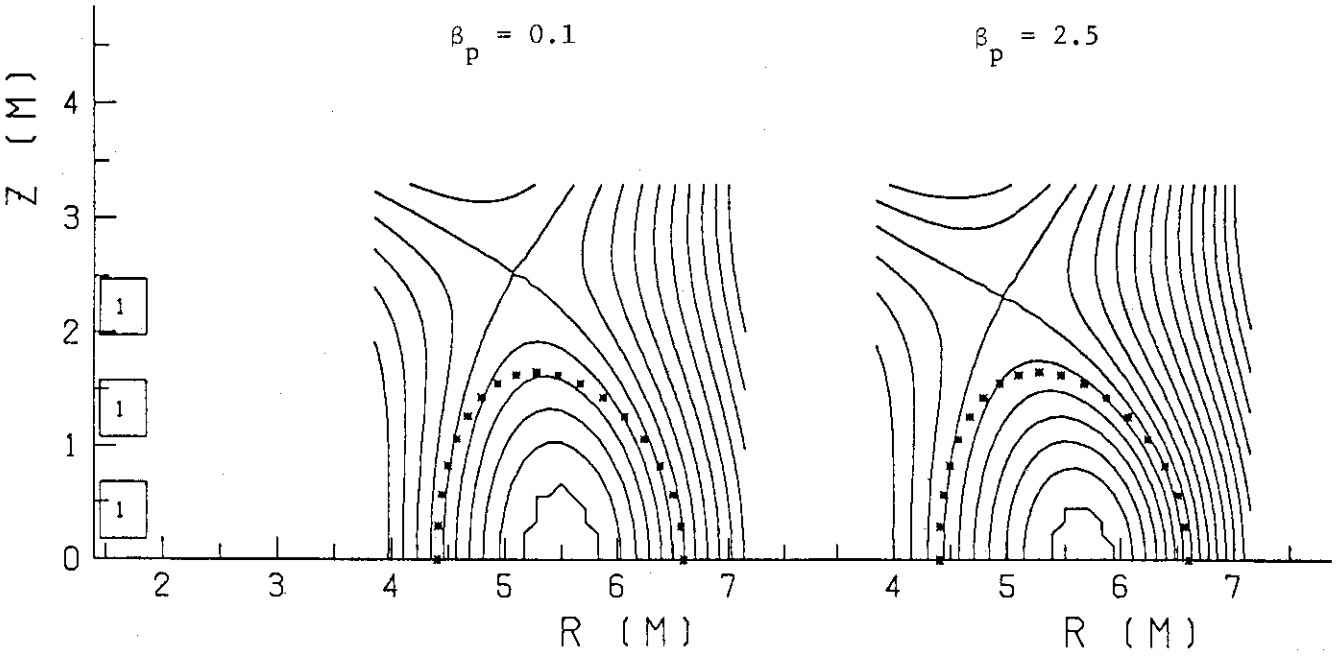

Single Pump Limiter
AMPERE-TURNS OF EF COIL (MAT)
POLOIDAL BETA β_P
50
40
30
20
10
0
-10
-20
-30
0
1
2
3
I_3
I_6
I_2
I_1
I_5
I_7
I_4
Ψ_{EF} = -40 (vs)
$\gamma = 2\times10^{-16}$

Fig. 3.4.3

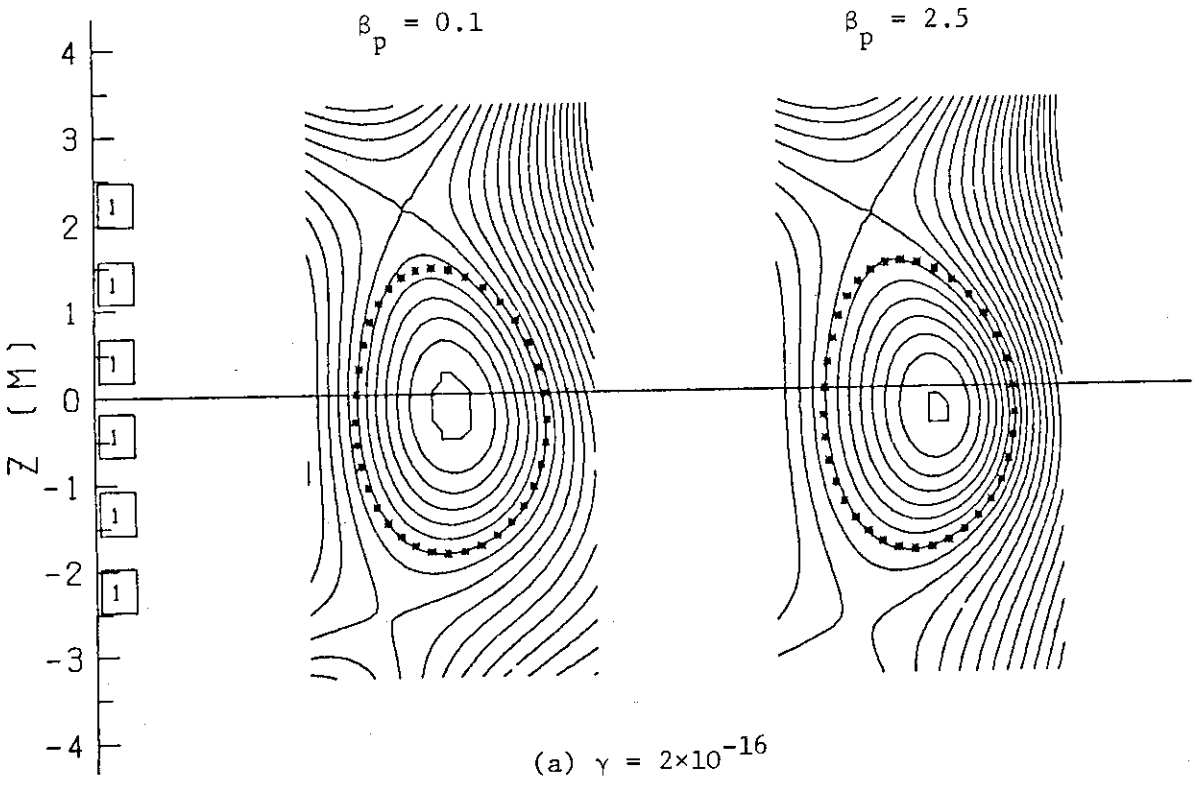


(a) $\gamma = 2\times10^{-16}$

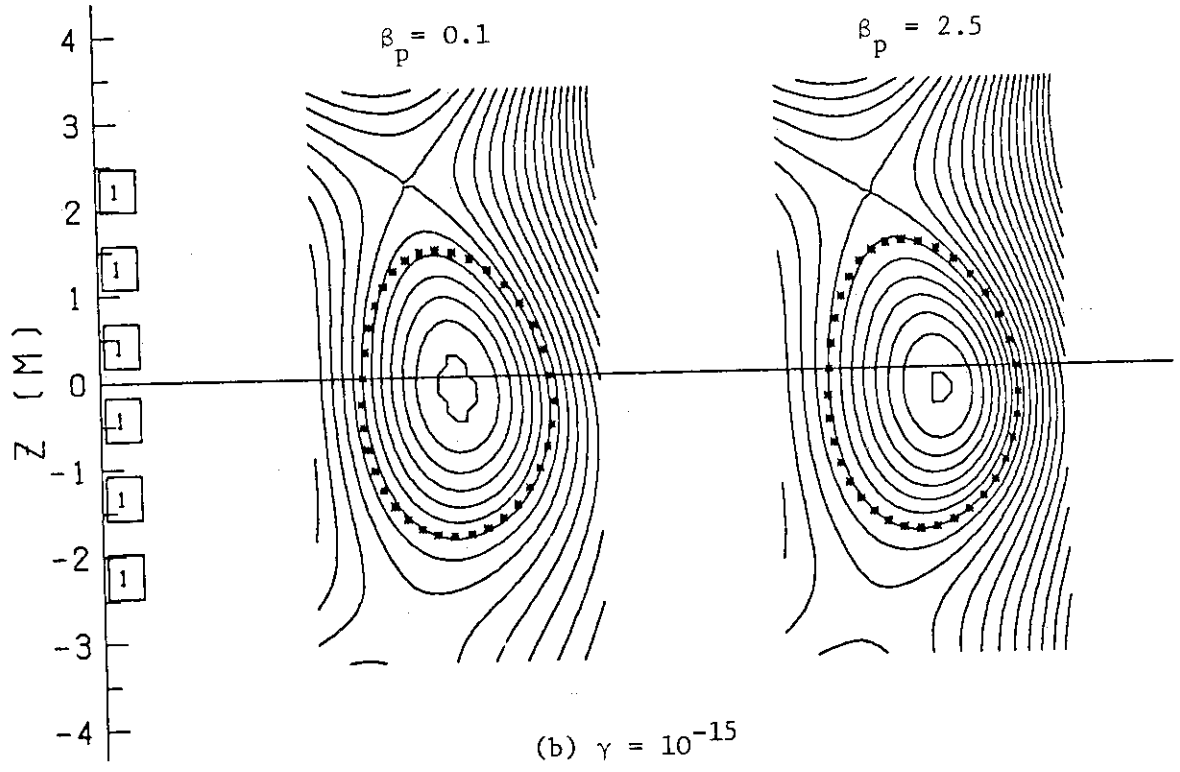


(b) $\gamma = 10^{-15}$

Fig. 3.4.4

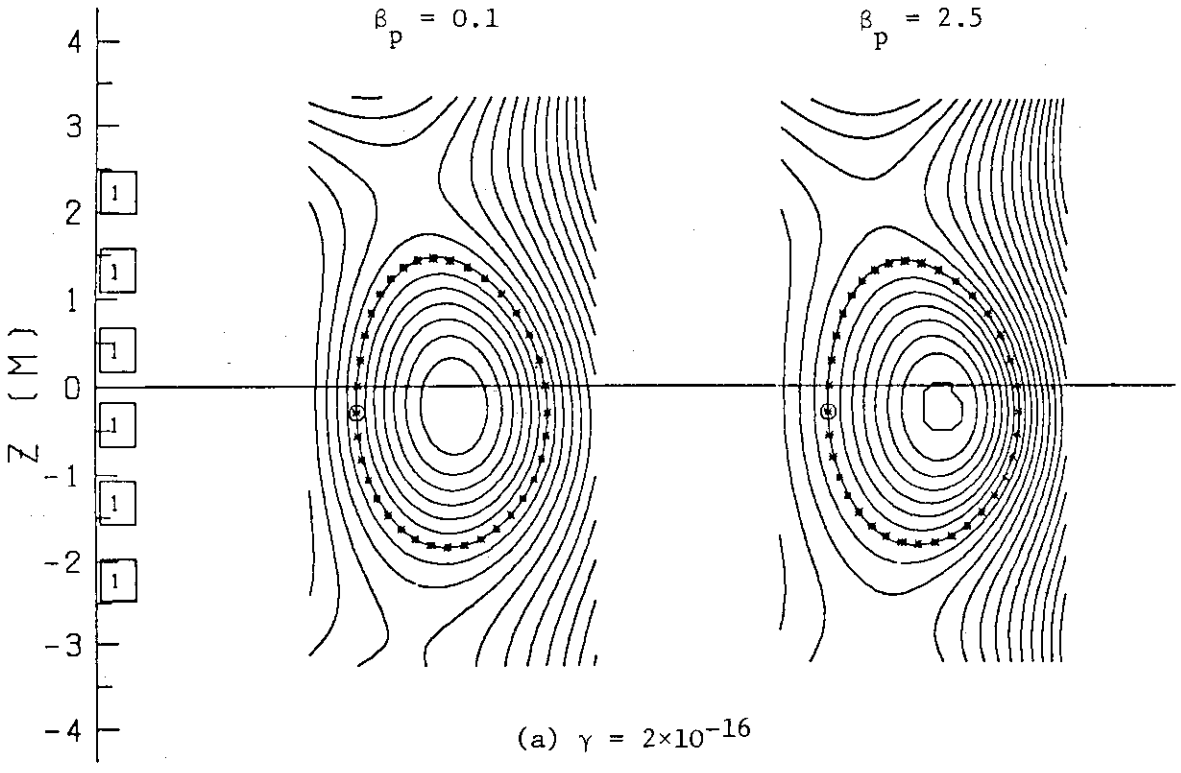


(a) $\gamma = 2\times10^{-16}$

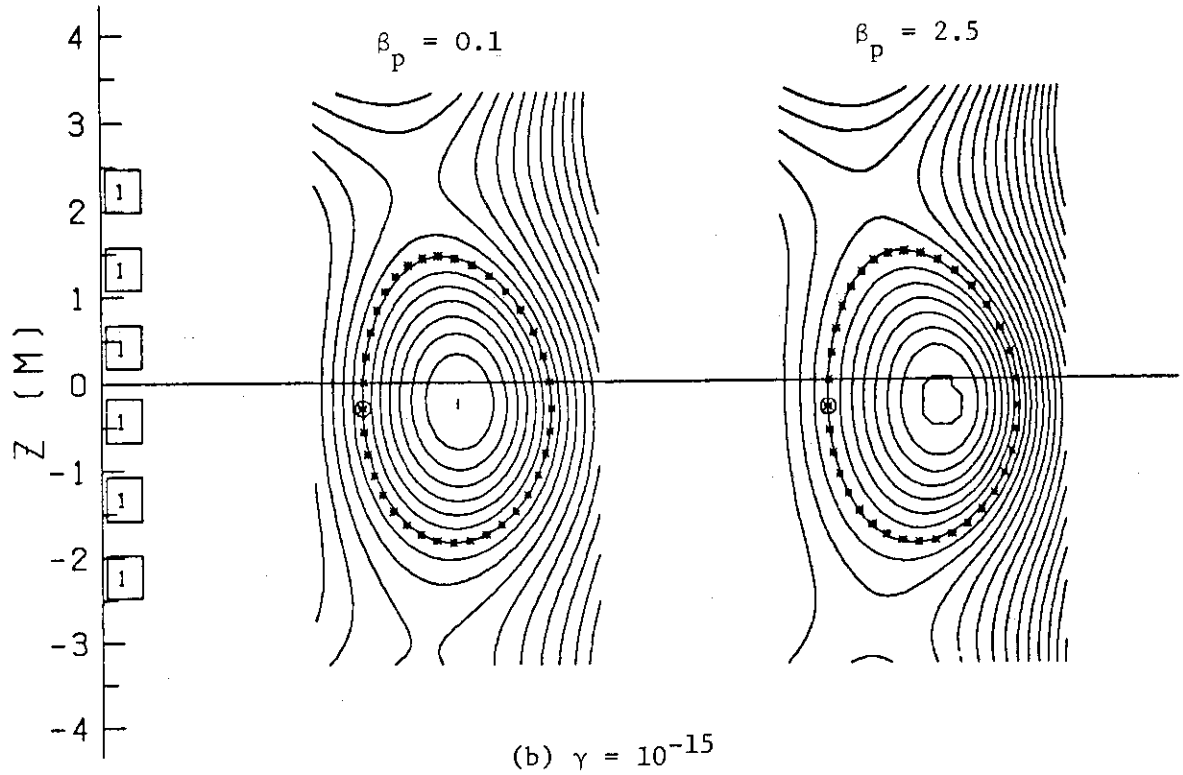


(b) $\gamma = 10^{-15}$

Fig. 3.4.5



(a) $\gamma = 2\times10^{-16}$



(b) $\gamma = 10^{-15}$

Fig. 3.4.6

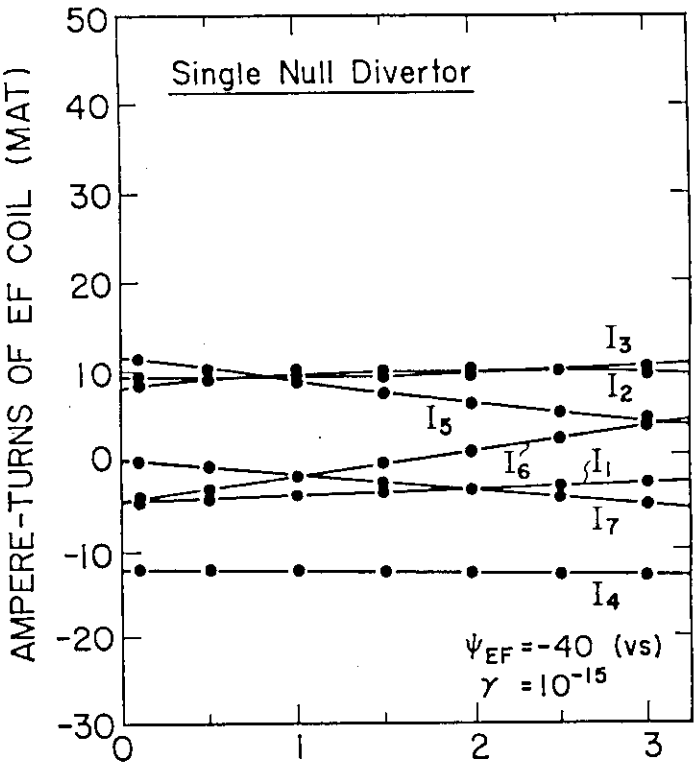


Fig. 3.5.1

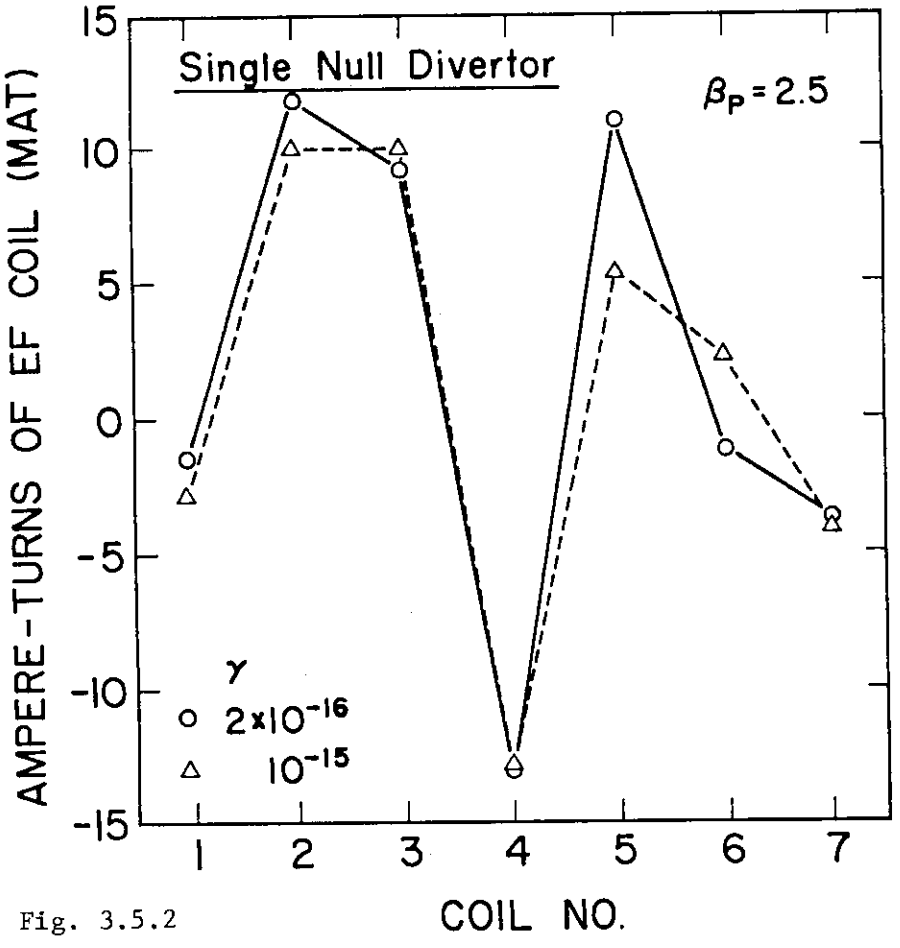


Fig. 3.5.2

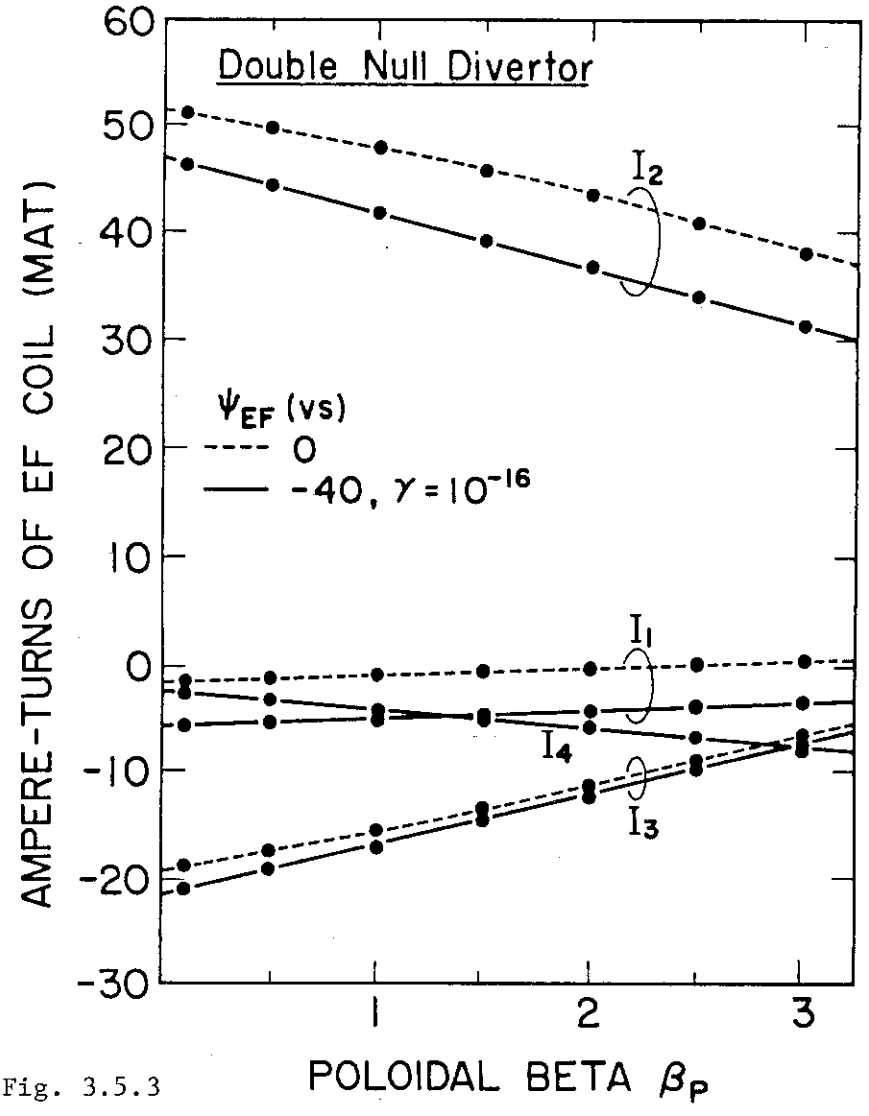

Double Null Divertor
I_2
Ψ_{EF} (vs)
---- 0
—— -40, $\gamma = 10^{-16}$
I_1
I_4
I_3
AMPERE-TURNS OF EF COIL (MAT)
POLOIDAL BETA β_P
60
50
40
30
20
10
0
-10
-20
-30
1
2
3

Fig. 3.5.3

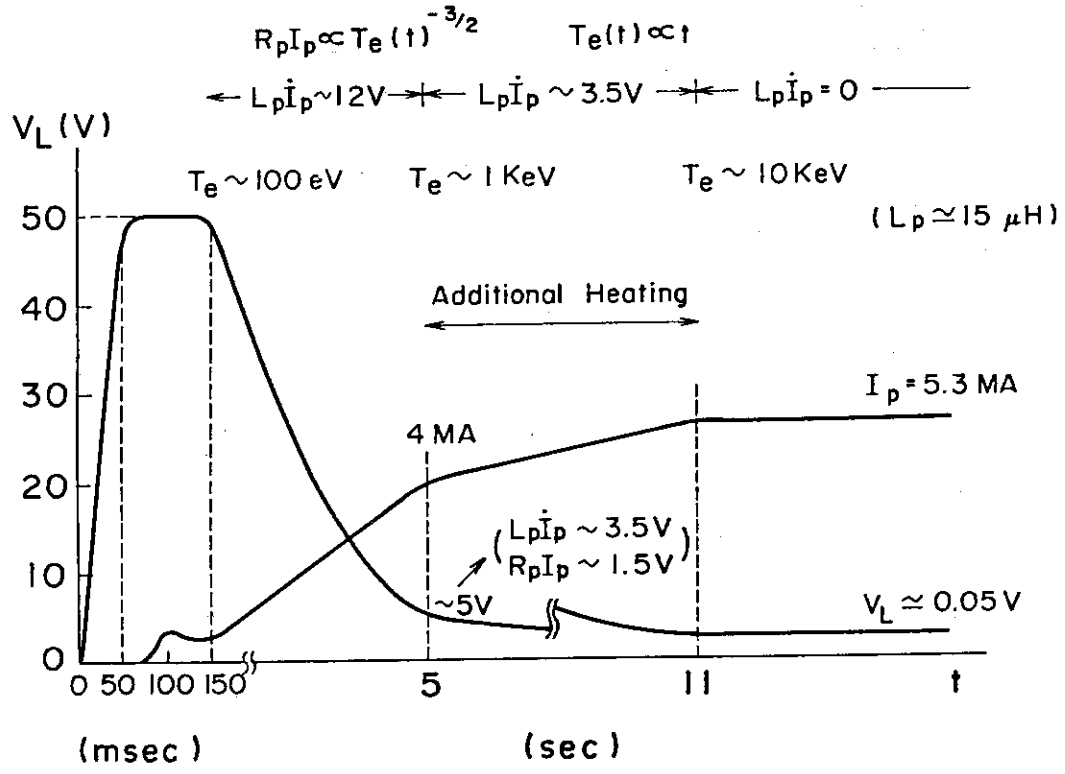


Fig. 3.6.1

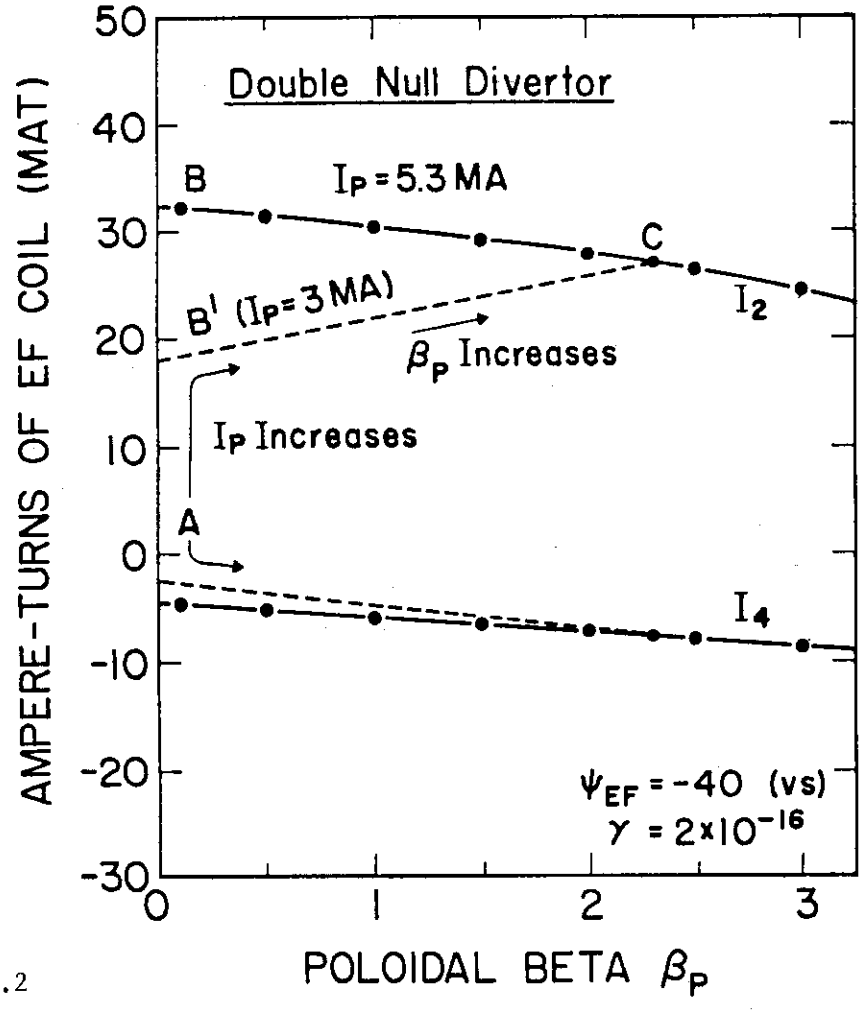


Fig. 3.6.2

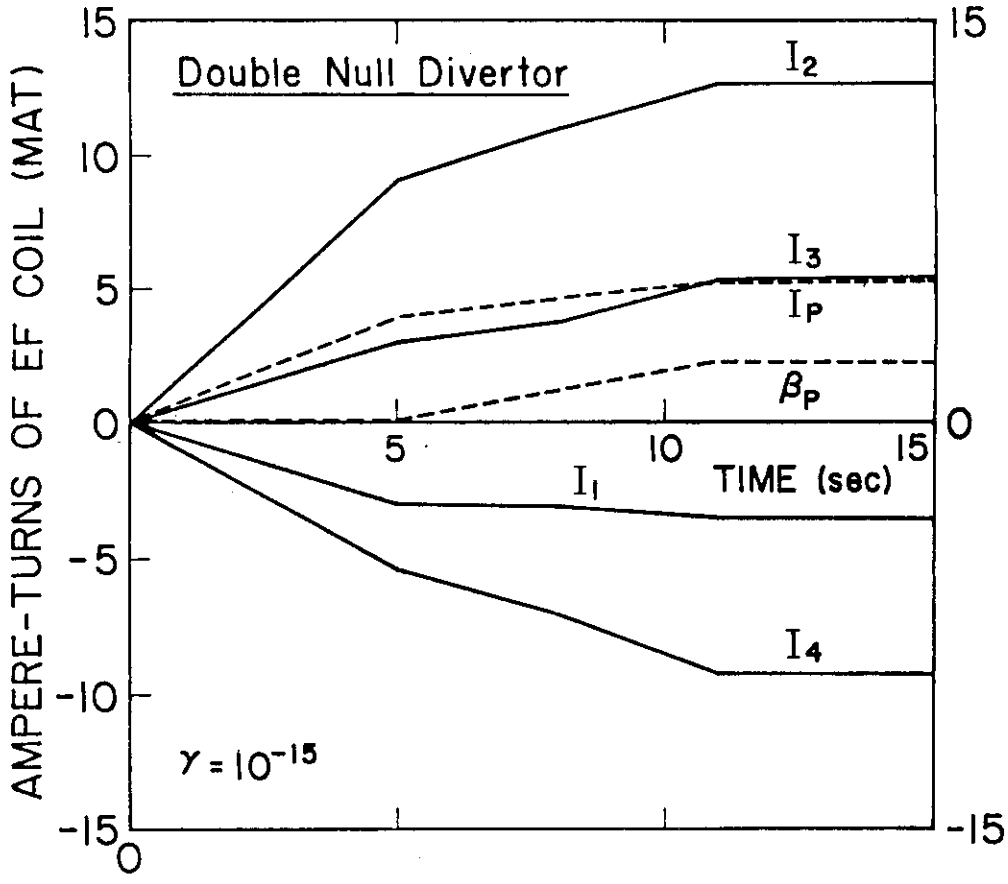


Fig. 3.6.3

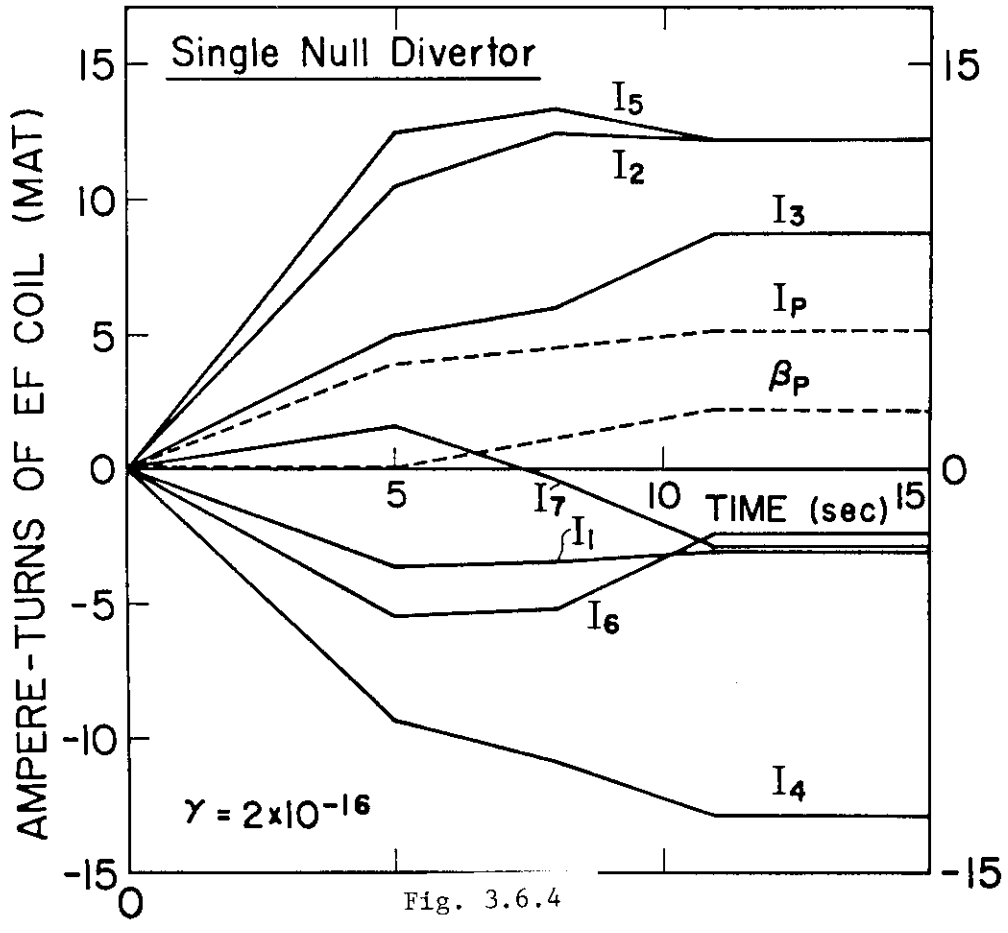


Fig. 3.6.4

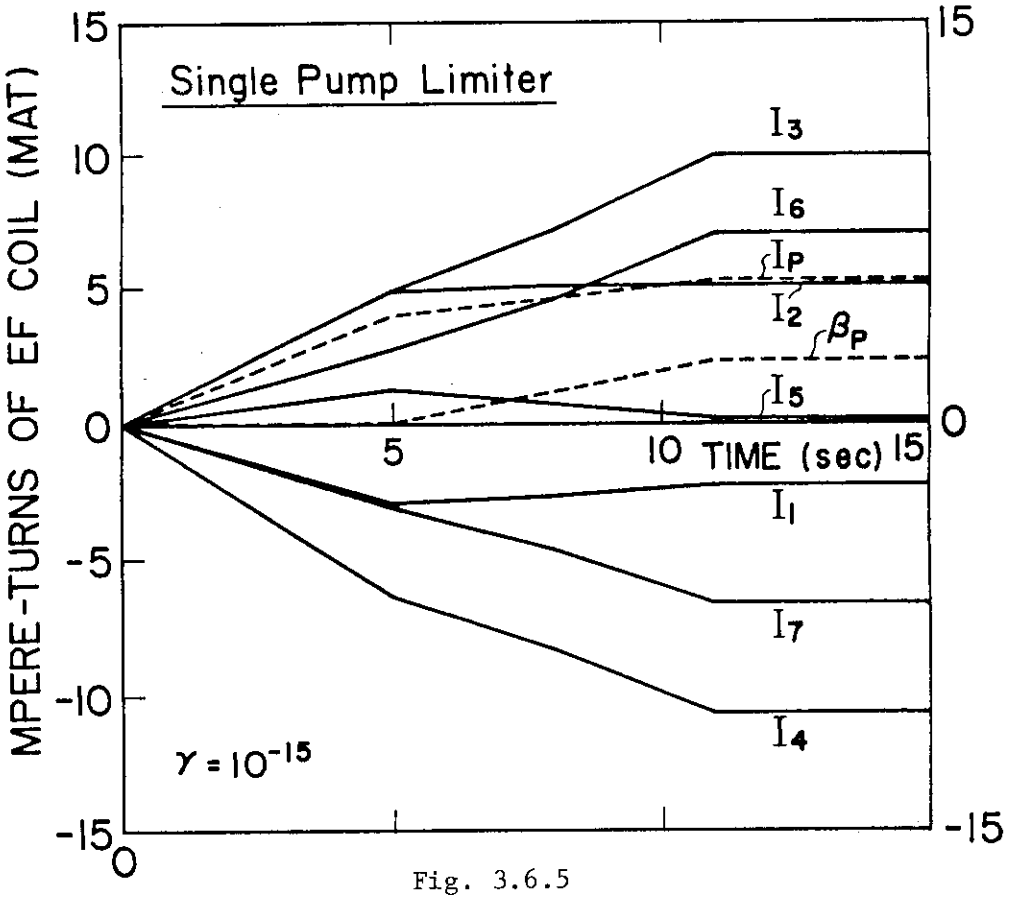

Single Pump Limiter
MPERE-TURNS OF EF COIL (MAT)
TIME (sec)
15
10
5
0
-5
-10
-15
I_3
I_6
I_P
I_2
β_P
I_5
I_1
I_7
I_4
$\gamma = 10^{-15}$

Fig. 3.6.5

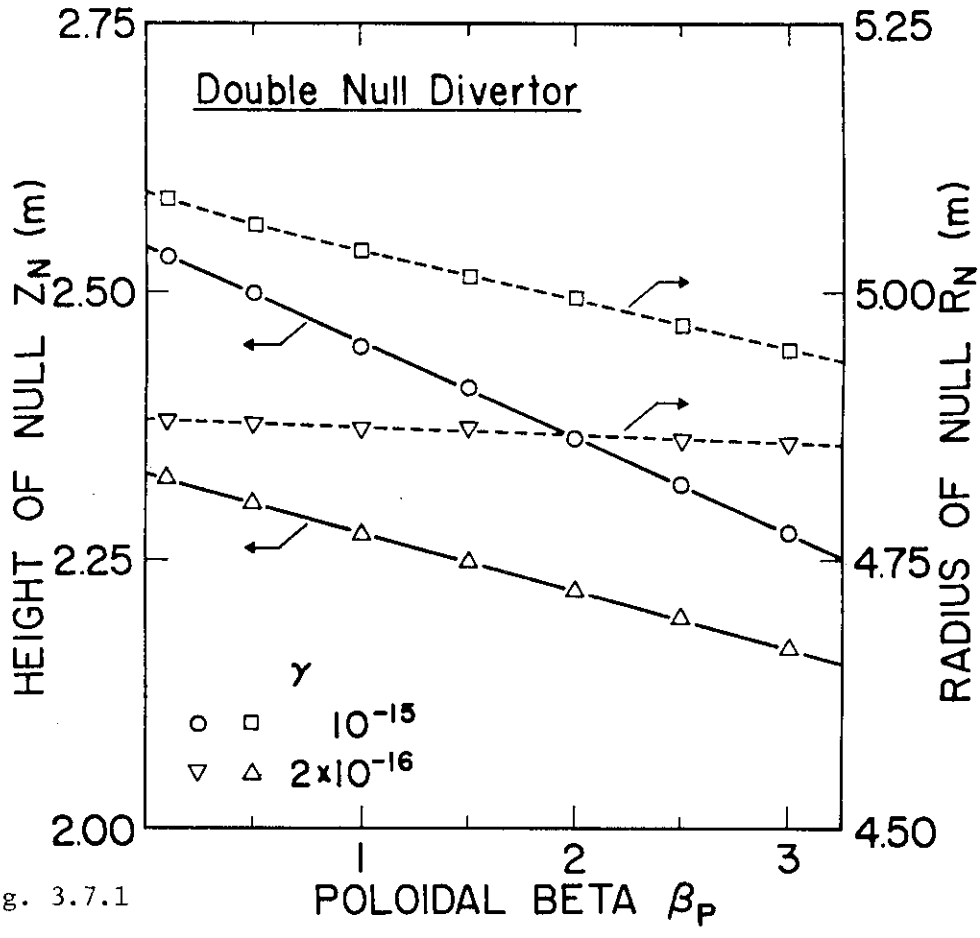


Fig. 3.7.1

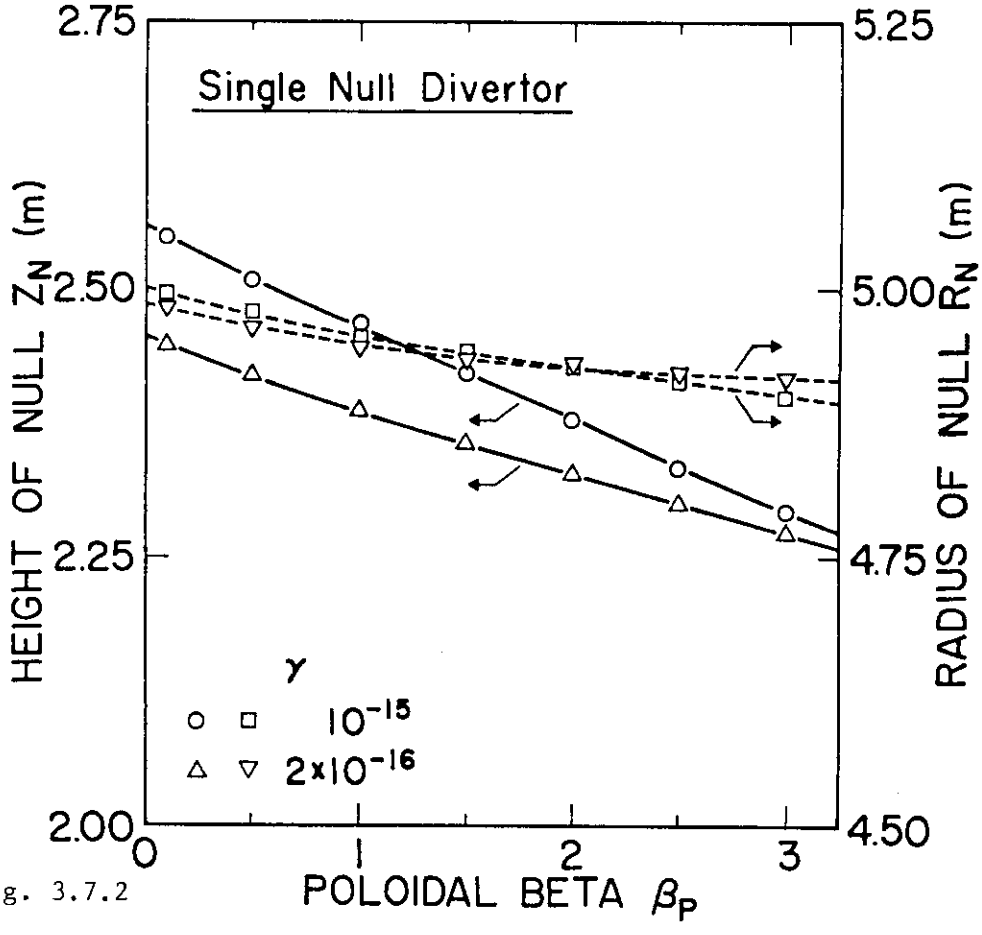


Fig. 3.7.2

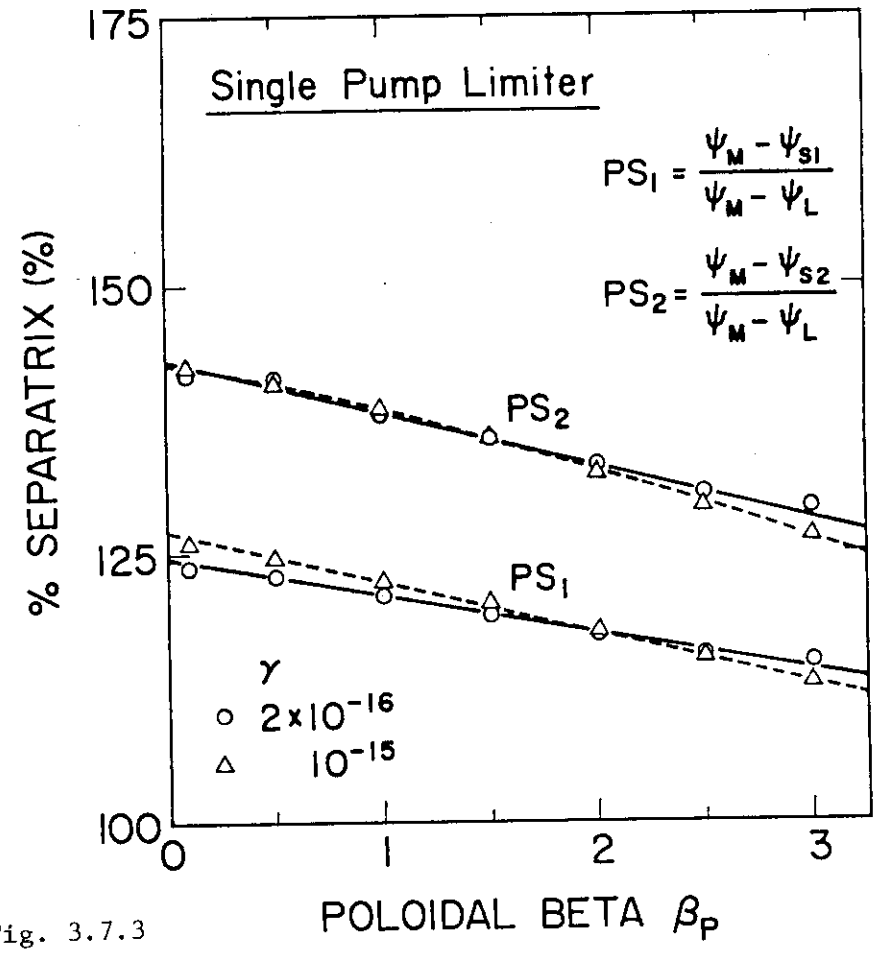

Single Pump Limiter
$PS_1 = \frac{\psi_M - \psi_{S1}}{\psi_M - \psi_L}$
$PS_2 = \frac{\psi_M - \psi_{S2}}{\psi_M - \psi_L}$
PS2
PS1
γ
o 2×10^-16
Δ 10^-15
% SEPARATRIX (%)
175
150
125
100
0
1
2
3
POLOIDAL BETA β_P

Fig. 3.7.3

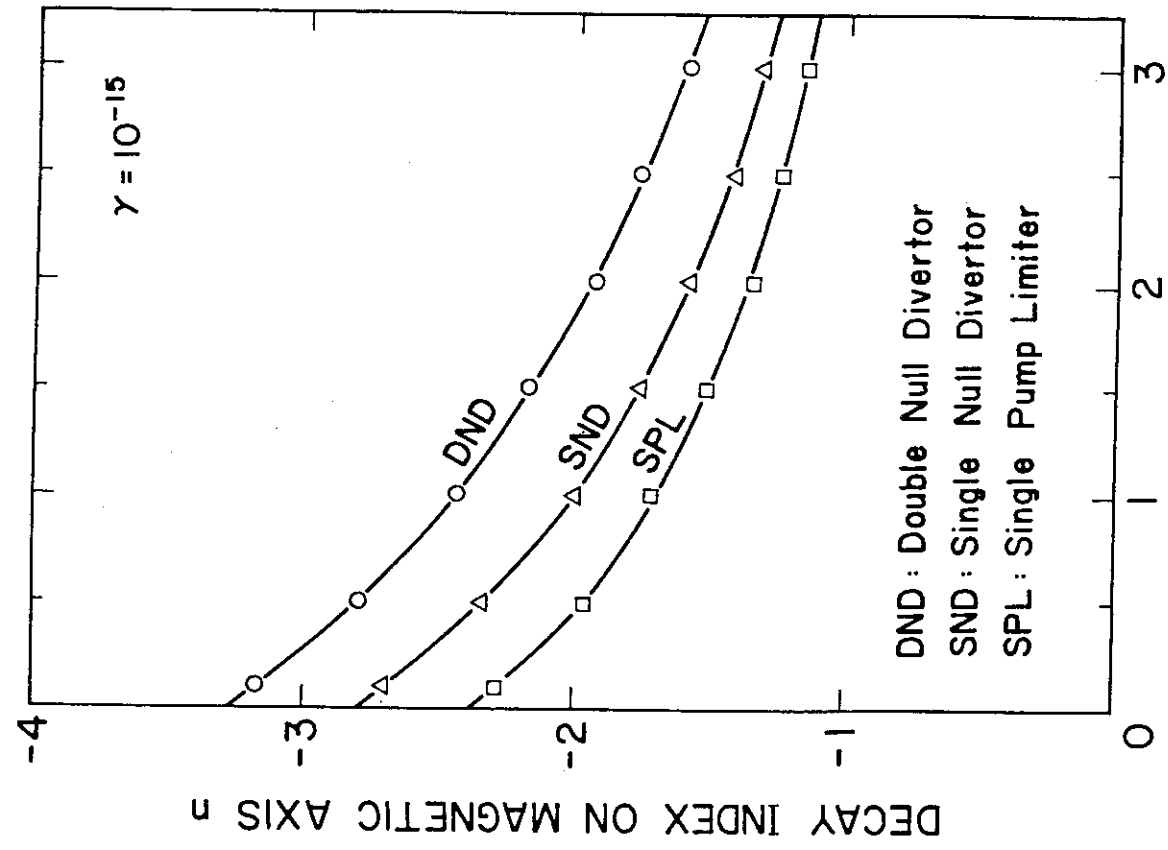


Fig. 3.8.2

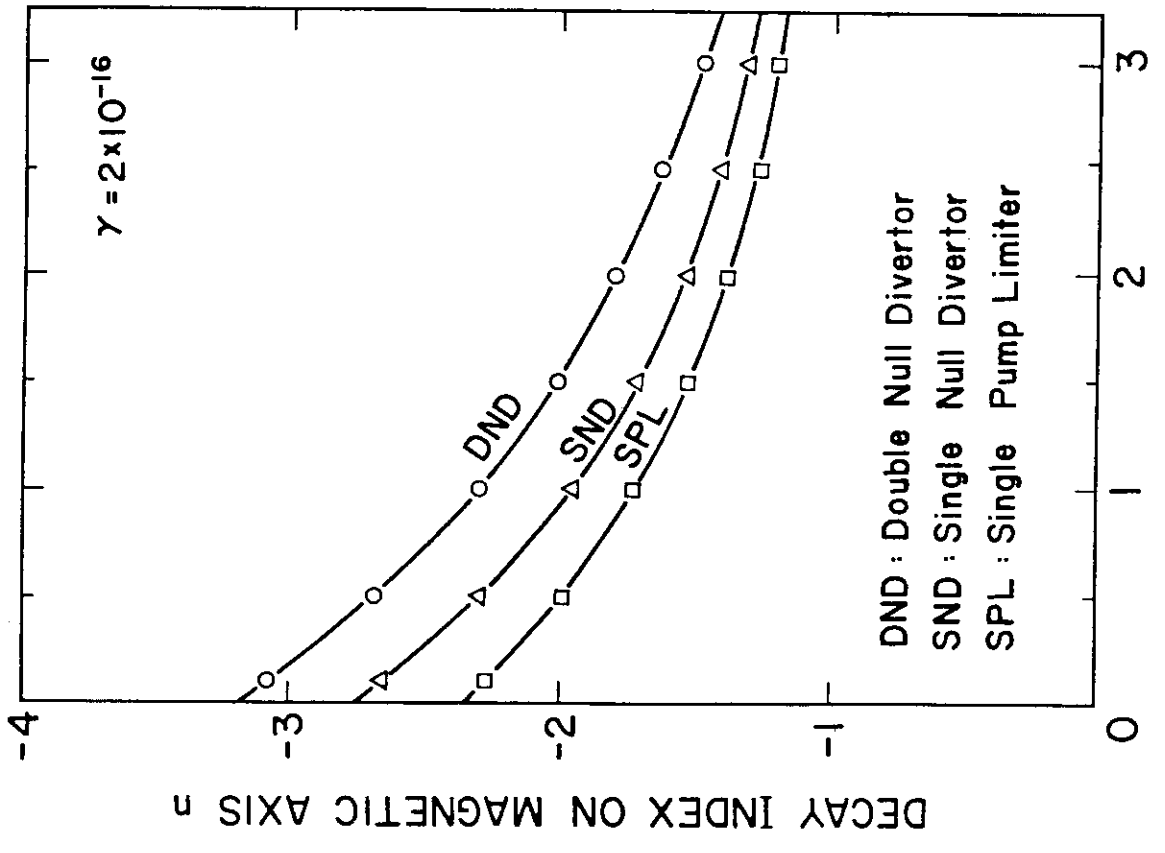


Fig. 3.8.1

付録 1. 平衡コイル起磁力に対するプラズマ形状効果

1. まえがき

トカマク炉の設計では，ポロイダル・コイル系の設計は物理と工学の両面の接点にあり，ポロイダル・コイル系の設計如何は炉構造に大きな影響を及ぼす。本報告ではこの様な点を考慮して，先に開発した簡易平衡コイル電流推定コードESTHER を用いて，ポロイダル・コイル電流のプラズマ形状依存性等を推定した。ポロイダル・コイル数は充分多くとり（上半面で20），近似的にシェルと考えられる程度密に配置した。

ESTHER コードでは，プラズマ電流分布は複数個の円環境電流の集合で近似されている。今回はこの線電流を配置する閉曲線形状の効果についても併せて検討した。その結果この曲線の非円型度はコイル電流分布に若干影響を与えるが，三角度については殆んど影響を与えない事が分った。

尚，本報告書で取扱ったプラズマは，非ダイバータ・プラズマであり，実験炉の第一候補であるダイバータ・プラズマでは無い訳であるが，コイル電流分布の定性的傾向は充分推定できるものと考えられる。現状では，平衡計算を行わないでセパラトリックスをプラズマ表面に簡単に一致させる手法が見つかっていないので，ESTHER コードではダイバータ・プラズマの計算を行う事はできない。

本報告書では最初に第2章に示すプラズマ・パラメータに対して，プラズマ線電流を配置する閉曲線と平衡コイルの供給する磁束の効果を調べ（第3章）次にプラズマ形状とコイル電流分布の関係を求めた（第4章）。第5章では以上で得られた結果の物理的意味について簡単に検討する。大半径でプラズマ中心より外側のコイルについては，プラズマ形状と電流分布との間に密接な関係が見られるのであるが，大半径内側については種々の要因が複雑にからみ合っているので，赤道面の極く近傍を除いてコイル電流分布について簡単に原因を説明する事は困難である。更に本報告の結果を用いて，実際のコイル位置を推定すると，NBI 入射口や分解・修理時の接近口と完全に干渉するので，実設計のコイル配置については最適設計は中々難しく，プラズマ形状の制御に対しても制限があるものと推定される。

2. 実験炉のプラズマ・パラメータ

実験炉ではなるべくコンパクトな炉の実現を目指しており，第1段階では大半径の比較的小さいプラズマ（$R_P = 5.3$ m）で自己点火の達成を目指し，第2段階ではブランケットを設備しトリチウム増殖を目的とする。この為，ブランケット用の空間の必要から大半径は$R_P = 5.5$ m と増大する。[*1]（$\beta_P = 2.3$）

＊1　その後，第1段階でも第2段階と同じプラズマ・パラメータを使用するものと変更された。即ち$R_P = 5.5$ m，$\beta_P = 2.3$ である。1982年度の設計は新パラメータで行っている。

第1段階でのプラズマ・パラメータは第1表に示す通りである。この表ではポロイダル・コイル系の設計に直接関係のないパラメータについては省略してある。本報告ではこの第1段階でのパラメータを使用した。

第1表　実験炉のプラズマ・パラメータ

プラズマ電流	I_P	5.3	MA
プラズマ大半径	R_P	5.3	m
プラズマ小半径	a	1.1	m
非円形度	κ	～1.5	
三角度	δ	～0.2	
ポロイダル・ベータ	β_P	2.0	
必要磁束変化量	ψ_{EF}	105	VS
トロイダル磁場	B_T	5.7	T（R_P＝5.5 mで）

3. プラズマ線電流位置と供給磁束の影響

プラズマ形状とコイル電流分布の関係を調べるに先立って，プラズマ線電流を配置する閉曲面の形状と，平衡コイルが供給する磁束の影響について調べた。コイル配置は第1図に示す通りで，上半面に20個を配した。ESTHER コードではプラズマ線電流を配置する閉曲線についてもD型としている。その小半径はプラズマ表面の1／3としている。非円形度κ_Pと三角度δ_Pはプラズマ表面のそれと次式で関係付けられる。

$$\kappa_P = \frac{(\kappa - 1)}{k_E} + 1$$

$$\delta_P = \frac{(\delta - 1)}{k_D} + 1$$

$k_E = k_D = 1$ の時プラズマ表面と相似形となる。$k_D = 2$ として，k_E を1～3で0.5づつ変化させた結果を第2図に示す。k_E の値が小さくなる程，即ちプラズマ形状と相似に近くなる程，コイル間のアンペア・ターンの変動が少なくなる。注目すべき点はk_E の値の変化に対して感応しない点（第2図では1.5，6，12及び17.5の4点）が存在する事で，この傾向は以後に示す様に，プラズマ・パラメータを変化させた場合にも発生する。従ってこの様な不感応点にコイルを配置したのでは，充分なプラズマ形状の制御は困難と予想される。

第3図は逆に$k_E = 2$として，k_D を1.5～3の範囲で変化したもので，k_D の値は結果に殆んど影響を与えない事を示している。この事実は考えるべきパラメータ数が1つ減少する事に対応している。これ以後の解析では$k_E = k_D = 2$ を用いた。尚，第2図，第3図では$\beta_P = 2.0$，$l_i = 1.0$，$\psi_{EF} = -40$（VS）を用いてある。

＊2　本報告ではコイル電流とアンペア・ターン（起磁力）とが必ずしも分離されていないが，巻数を考えない限り混同しても差しつかえない。

平衡磁場もプラズマに対して磁束を供給し得る。平衡磁場で磁束を供給する事は，OH成分またはOHコイルによる磁束変化を助ける事になる。この供給磁束とアンペア・ターンの分布の関係を第4図に示した。磁束の値が負労向に増大する時，正方向のプラズマ電流が励起されるので，$\psi_{EF}=0\sim-60$（VS）について計算してある。$k_E=k_D=2$，$\kappa=1.5$，$\delta=0.2$，$\beta_P=2.0$，$l_i=1.0$ のプラズマ・パラメータを用いてある。コイル#10が概略プラズマ中心の大半径に位置しており，第4図は供給磁束の変化は殆んど大半径がプラズマ中心より内側に存在するコイルによって，特に中心ソレノイド部のコイル（#1～4）によって行われる事を示している。また大半径外側のコイルが供給磁束値の影響を受けない事は，以後のプラズマ形状とコイル電流値との関係を調べるに際して便利である。

平衡コイルのアンペア・ターンの決定の仕方の一つとして，プラズマ電流との和を零とする，即ち$\Sigma NI+I_P=0$の条件を課するものがある。この場合には，中心ソレノイドより内側の空間では，平衡コイルとプラズマの電流が作る磁束は概略零となっている。従って中心ソレノイド内では概略OHコイル又はOH成分のみによって磁束が発生させられている事になる。第4図では$\psi_{EF}=-$（40～50）の間でこの状態になっている。この時各コイルのアンペア・ターンの絶対値の和$\Sigma|NI|$は充分に低い値となっている。$\Sigma|NI|$の値を下げる事は電源容量の減少にも密接に関連するので，第4章以後の検討では$\psi_{EF}=-40$（VS）を使用する。

4. プラズマ形状，β_Pとコイル電流分布の関係

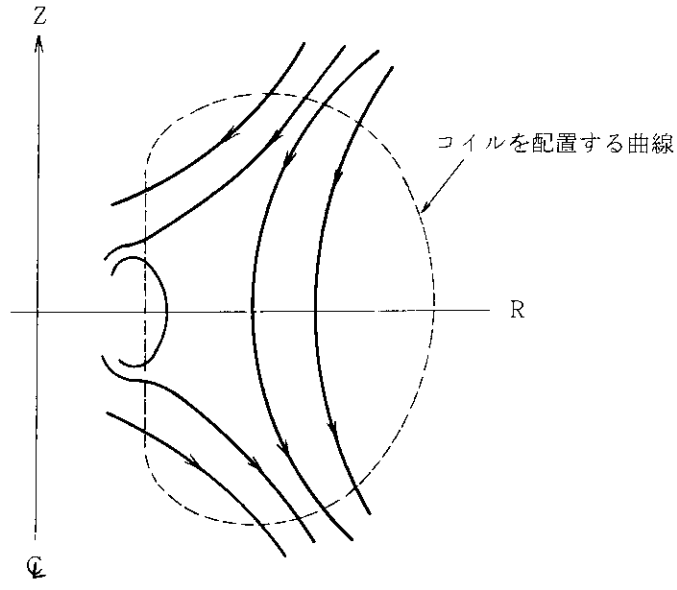
前章で検討した結果から，$k_E=k_D=2$，$\psi_{EF}=-40$，$l_i=1.0$として，プラズマ形状およびβ_Pとコイル電流分布の関係を調べた。第5図には，$\delta=0.2$，$\beta_P=2.0$として非円形度κを変化させた結果を示す。両極端の非円形度に対して分布形状は著しく異っており，$\kappa=1.2$と1.7とでは正負が反転していると言って過言はない。分布はやはり節の部分を有しており，コイル#で1.5，11.5，17近傍にある。6近傍のものは余りはっきりしておらず，3コイル分に渡って拡散している。注目すべき事は，アンペア・ターンの絶対和が必ずしも非円形度が上昇するにつれて一様に増大する訳では無く，$\kappa=1.4$近傍で極小となっている事で，これと類した結果は，次に示す三角度を変化パラメータとした場合にも見られ，円形プラズマが必ずしも$\Sigma|NI|$の値を最小にするのではなく，β_Pに応じた適当なκとδの値を持った非円形D型プラズマの場合に$\Sigma|NI|$の値が最小になるものと考えられる。即ち電源容量も$\kappa=1.4$，$\delta=0.2$程度で最小になる可能性がある。

非円形度κが増大するにつれて，コイル#14付近のアンペア・ターンが負から正に増大し，逆に赤道面外側付近のコイルのアンペア・ターンが負方向に変化している理由は，プラズマ断面を上下方向に伸長する為にはn－インデックスを負方向に増大して，磁力線を大半径外側に湾曲する必要があるが，磁力線が流れ込む位置（概略としてコイル電流分布が大半径外側に向ってみる場合正→負と変化している部分として良い）をより外側に移動して，これを達成している事による。逆に#2付近のコイルで電流分布が負→正に急激に変化している事は，磁力線がこの部分でコイル外へ引き出されている事を示している。

第6図は$\kappa=1.5$として三角度δを0～0.5で変化させたものである。分布の節の位置は第

5図の非円形度を変化させた場合と同じである。但し本図の場合には2と11.5の間には節は存在しない事が前図と異っている。分布の全体的形状は非円形度を変化させた場合と，＃5コイルの付近を除いて酷似している。但し，三角度が増大するにつれて，磁力線が流れ込む位置は大半径の外側から内側に移動する。即ち非円形度κと三角形δは少く共コイル電流分布に関しては，全く反対の作用を及ぼしていると言える。$\Sigma|NI|$の極小は$\delta = 0.3$近傍に存在する。

次にポロイダル・ベータβ_Pの効果を調べてみる。第7図は$\kappa = 1.5$，$\delta = 0.2$として$\beta_P = 0.5 \sim 2.0$と変化させた結果を示している。β_Pを変化させた時のコイル電流値の変化は，プラズマ形状を変化させた場合に比べて遥かに小さい。また$\Sigma|NI|$の変化も極めて小さい。従って$\Sigma|NI|$の値あるいは電源容量を決定する第1要因は，β_Pでは無くプラズマ形状であると結論できる。第7図でコイル電流値が零となる点は，大半径の内側と外側の各一ケ所であり，磁力線は外側から流入し内側で流出している。*



5. 検討及び最適コイル配置

第5図～第7図に示したコイル電流分布は，非円形D型プラズマを達成する為に必要な，全ての多重極磁場成分，即ち垂直，四重極，六重極磁場に対応する電流値の和となっている。非円形度あるいは三角度と，これ等多重極磁場に対応する電流成分との関係を調べる為に，$\kappa = 1.2$（今回計算した最小非円形度）あるいは$\delta = 0$との場合との差の分布をプロットした結果を第8図と第9図に示す。いずれの場合も大半径外側ではきれいな正弦波状となっているが，大半径内側ではこのパターンがくずれている。正弦波状分布からのずれの原因としては以下に記すものが考えられる。

(i) 大半径内側のコイル配置曲線が，中心ソレノイド部の存在等により内形からずれていること。

(ii) 大半径内側部ではトロイダル効果が大きく，磁場分布は装置中心部の磁気圧の影響を受

* 実際の形状は上下の流出入点を考えなければならないので，磁力線の多くは上方外側から流入し，下方外側へ流出する。一部が上方外側から流入し上方内側に流出する等前記以外の経路をとる。（上図参照）

け大半径外側に膨れること。

上記原因の定量的見積りは，コイル配置曲線の形状に依存し簡単ではない。

平衡解析コードを用いたプラズマ形状と多重極磁場成分との関係の解析では，非円形度 κ が1.5程度までのプラズマでは，概略次の様なパラメータ依存性が得られている。[2]

$$B_Q \propto A_1\kappa - A_2\delta^2$$

$$B_H \propto \delta / \kappa^2$$

ここで B_Q は四重極磁場，B_H は六重極磁場成分である。第8図は $\delta = 0.2$，第9図は逆に $\kappa = 1.5$ と三角度あるいは非円形度を一定にしており，夫々，四重極，六重極磁場に対応するコイル電流を概略示していると考えて差しつかえない。垂直磁場の値は非円形度によって若干変化するので，第8図の分布には垂直磁場の影響も入っているものと推定される。

第10図は $\kappa = 1.5$，$\delta = 0.2$ のプラズマ形状に対して，β_P の変化に対する部分を取り出したものである。垂直磁場と四重極磁場は β_P に比例して増大し，六重極磁場は逆に減少する事から，第10図は必ずしも垂直磁場に対する電流分布を示しているものではない。コイル#14をピークとする山の部分は，第8図と第9図の電流分布から推定すると，四重極磁場と六重極磁場によってもたらされているものと考えることが妥当であろう。*

第11図は平衡コイルの供給する磁束に対応するコイル電流成分を示したもので，当然のこと乍ら中心ソレノイド部分が磁束変化に対して敏感に反応している事を示している。

第8図～第11図からコイル配置に対して何等の制限も課されない場合の，最適コイル配置を推定してみる。応汎な非円形度，三角度の変化あるいは追加熱時の β_P の上昇に追随しようとすると，第8図～第11図で電流値の変化の大きい，分布の山に対応する部分にコイルを集中的に配置すべきである。この位置はコイル#で（1，3，8～10，13～15，19＋20）の5点となる。この位置は角度では（0，$\pi/6$，$\pi/3$～$\pi/2$，$2\pi/3$～$3\pi/4$，π）に対応している。実際の炉設計に於いては，$\theta = \pi$（赤道面外側）付近にはNBI入射口や分解・修理の接近口等が設けられるので，完全に構造面で干渉する。更に $\theta = 0$，$\pi/6$ の2点については空間的余裕が小さく，多数の電流端子等を取り出す事は困難であろう。更に，単一コイルに通電できる電流値にも制限があるので，この部分については全体として一コイルの設置のみに限定されそうである。この様な理由から最適コイル配置は相当困難であると考えられる。

以上の理由により次の段階の検討として，炉構造の面からどうしてもポロイダル・コイルの配置が不可能となる領域を除いて，具体的には大半径外側の赤道面付近を切り欠いた形状の配置曲線で同様の計算を行ってみる必要がある。切り欠きシェル形状の場合には，これまでの検討では重要な役割を担っていると考える場所にコイル設置ができないので，形状制御能力の減少，あるいは個々のコイルのアンペア・ターン又は $\Sigma|NI|$ の大幅の増大となる事態も予想される。この点の検討は緊急の課題と言える。

---

* 第9図からは，第8図の四重極磁場によって作られる山を引き下げる様に推定されるが，六重極磁場は β_P の上昇に対して減少する事を考えると，逆に山を押上げる方向に働くことになる。

6. 結　論

ESTHER コードを用いて，ポロイダル・コイル数を充分多くとり，概略シェルと考えられる状態で，プラズマ形状，ポロイダル・ベータ値とコイル電流分布との関係を調べた。プラズマ・パラメータは核融合実験炉（FER）の値を用いた。結論を以下に要約する。

(1) プラズマ形状（非円形度又は三角度）あるいはポロイダル・ベータ値を変化させると，コイル電流分布には上記変化に対して不感応のコイルが存在する。不感応点の数は大半径外側に2点，内側に1点（非円形度を変化させる場合には，内側に不明確なものが更に1点存在する）である。この様な点にコイルを配置したのでは，プラズマ形状の制御やポロイダル・ベータ値の変化に対する追随は不可能と考えられる。

(2) 四重極磁場および六重極磁場に対応するコイル電流分布は，大半径外側ではきれいな正弦波状となっているが，大半径内側ではトロイダル効果やコイル配置曲線がD形でプラズマ中心との距離が著しく異る等の原因により，正弦波状分布からのずれが大きくなる。

(3) 平衡コイルの供給する磁束変化は，大半径内側，特に中心ソレノイド部のコイルによって為される。即ち大半径外側のコイルについては，供給磁束の影響は殆んど受けない。

(4) $\Sigma|NI|$ の値は非円形度 $\kappa \simeq 1.4$，三角度 $\delta = 0.2 \sim 0.3$ のプラズマ形状に対して最小となる。電源容量もこの状態でほぼ極小になると考えられる。即ち円形プラズマでは無く，適度な非円形度と三角度を有してD形プラズマに対して電源容量が極小になると考えられる。

(5) プラズマ形状制御，ポロイダル・ベータ値の変化に対する追随性能を考えて最適コイル配置を求めると，大半径内側赤道面を方位角方向の原点とる時，$\theta = (0, \pi/6, \pi/3 \sim \pi/2, 2\pi/3 \sim 3\pi/4, \pi)$ の5点となる。現実の炉設計に於いては $\theta = \pi$ 付近はNBI入射口，分解・修理時の接近口が設けられるので，最適コイル配置は相当に困難になると考えられる。

参考文献

(1) 新谷吉郎　JAERI－M　82－160　(1982)

(2) SHINYA K. et al. ; Proc. 9th Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 2039 (1981)

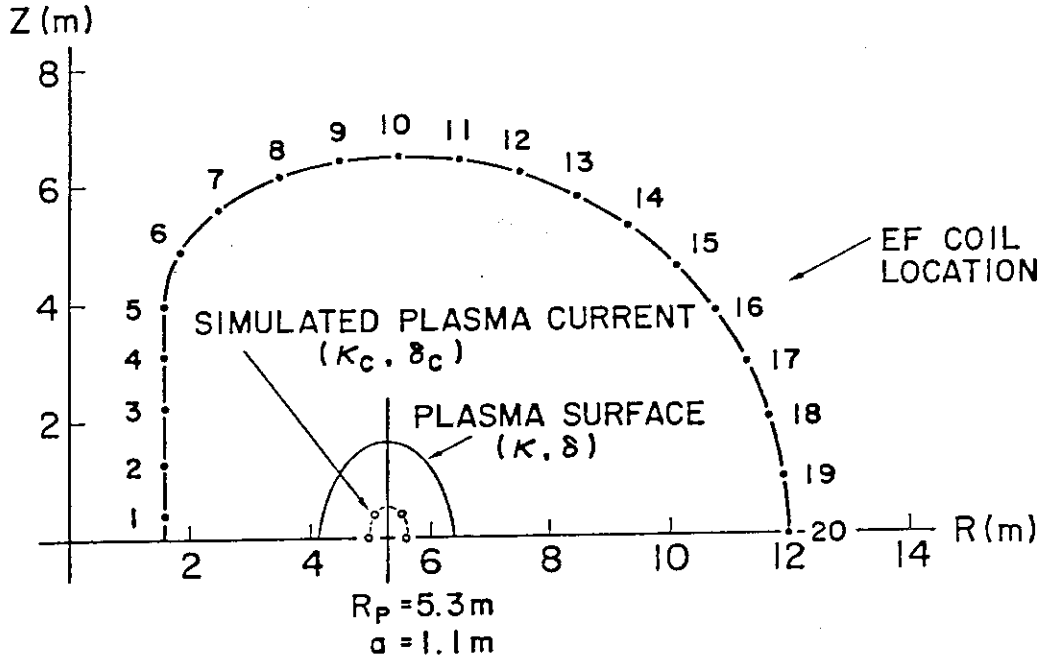


Fig.1 EF COIL LOCATION AND PLASMA CONFIGURATION

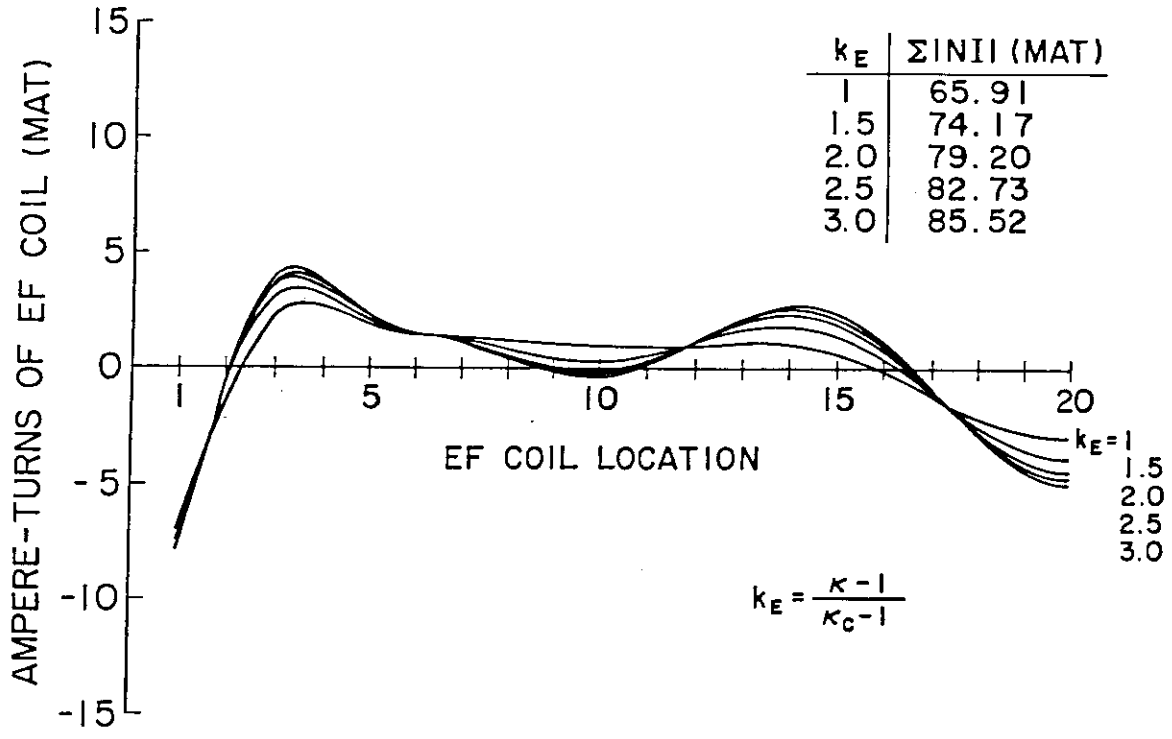


Fig. 2 EFFECT OF k_E ON AMPERE-TURNS OF EF COIL

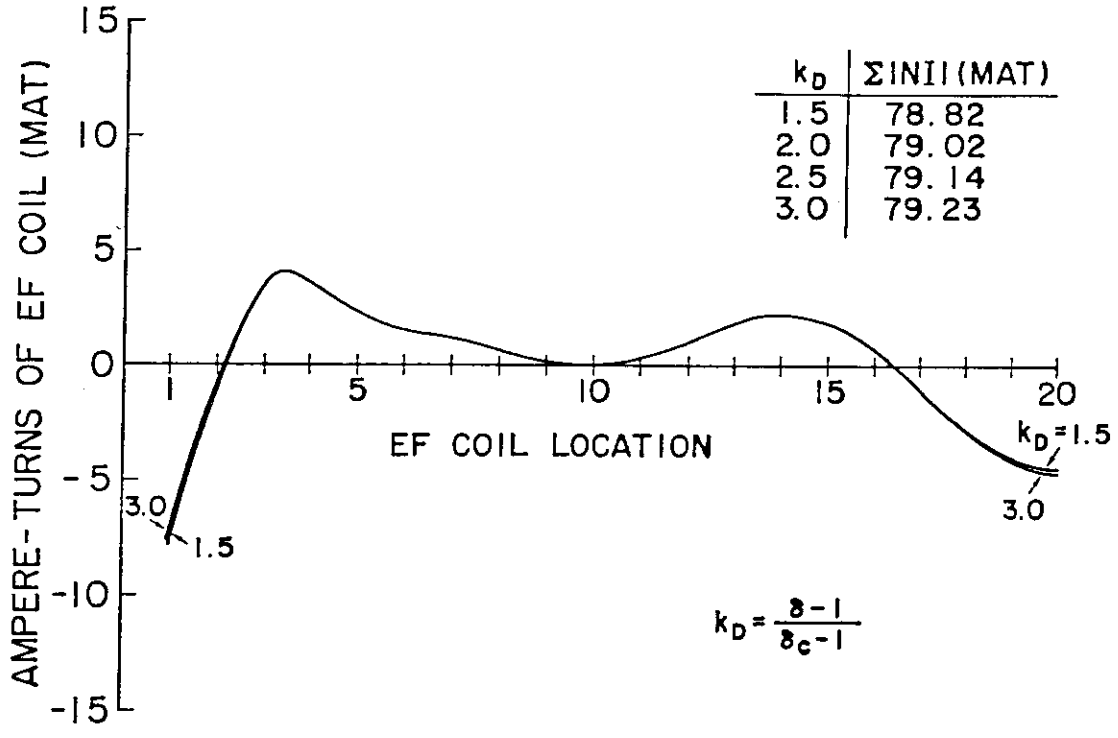


Fig.3 EFFECT OF k_D ON AMPERE-TURNS OF EF COIL

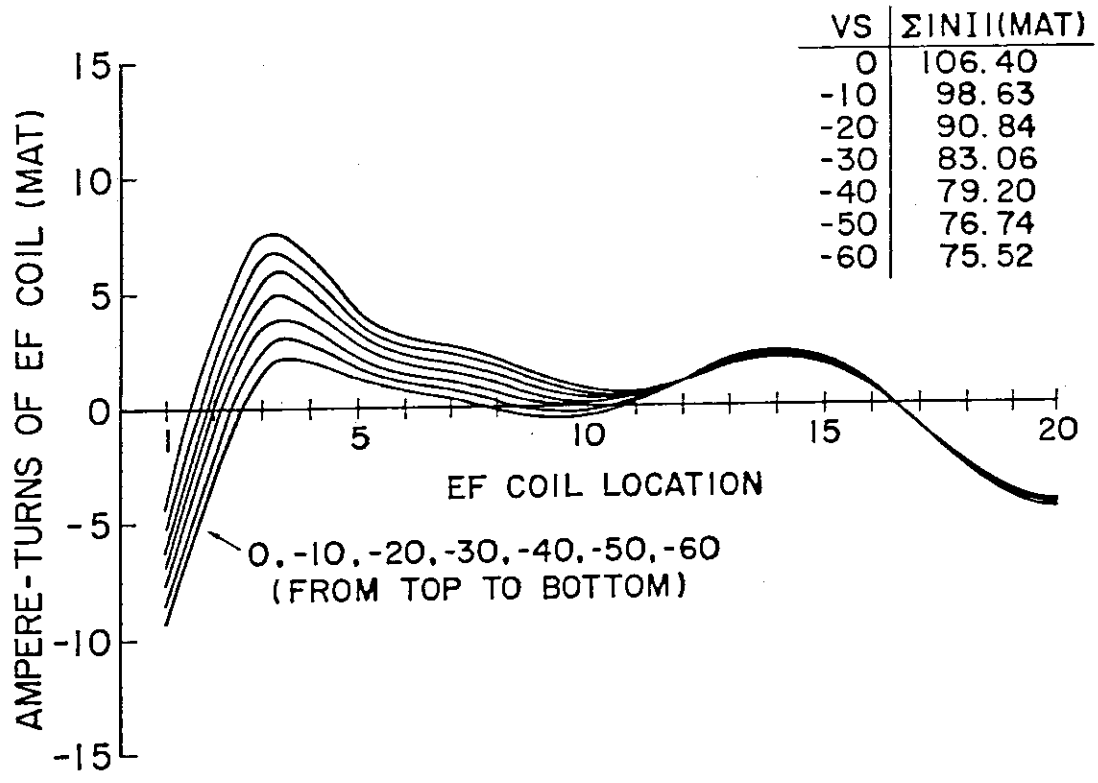


Fig. 4 EFFECT OF VOLT SECOND ON AMPERE-TURNS OF EF COIL

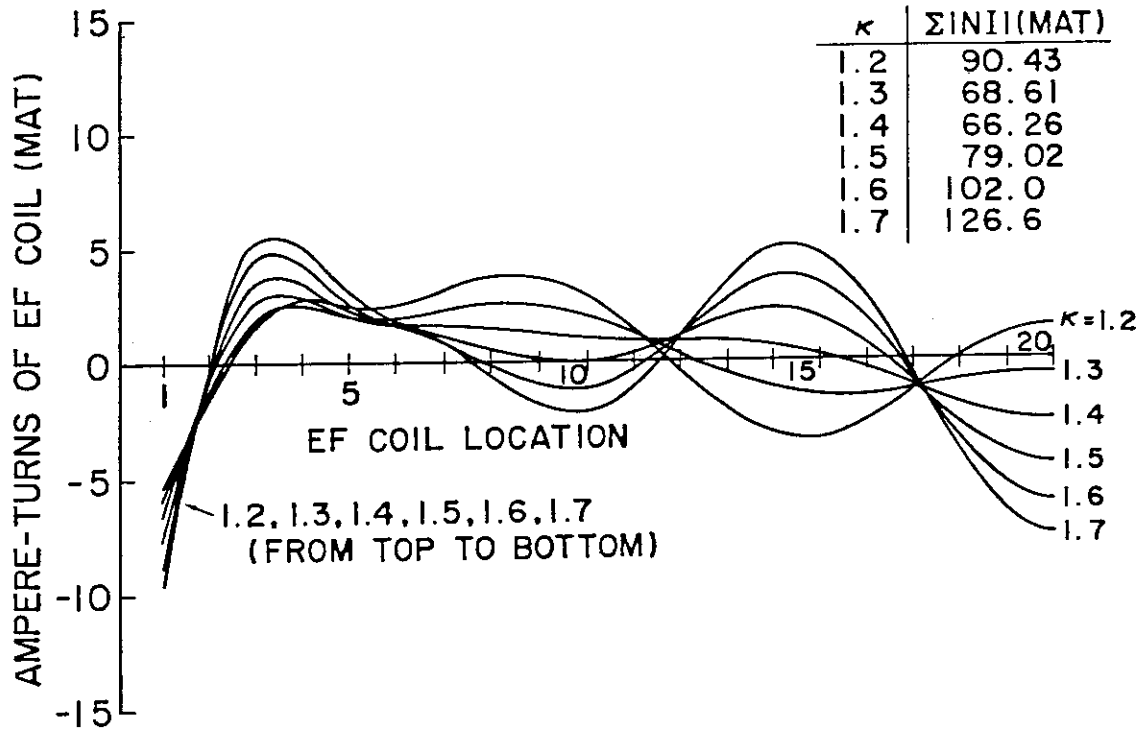


Fig. 5 ELONGATION DEPENDENCE OF EF COIL AMPERE-TURNS

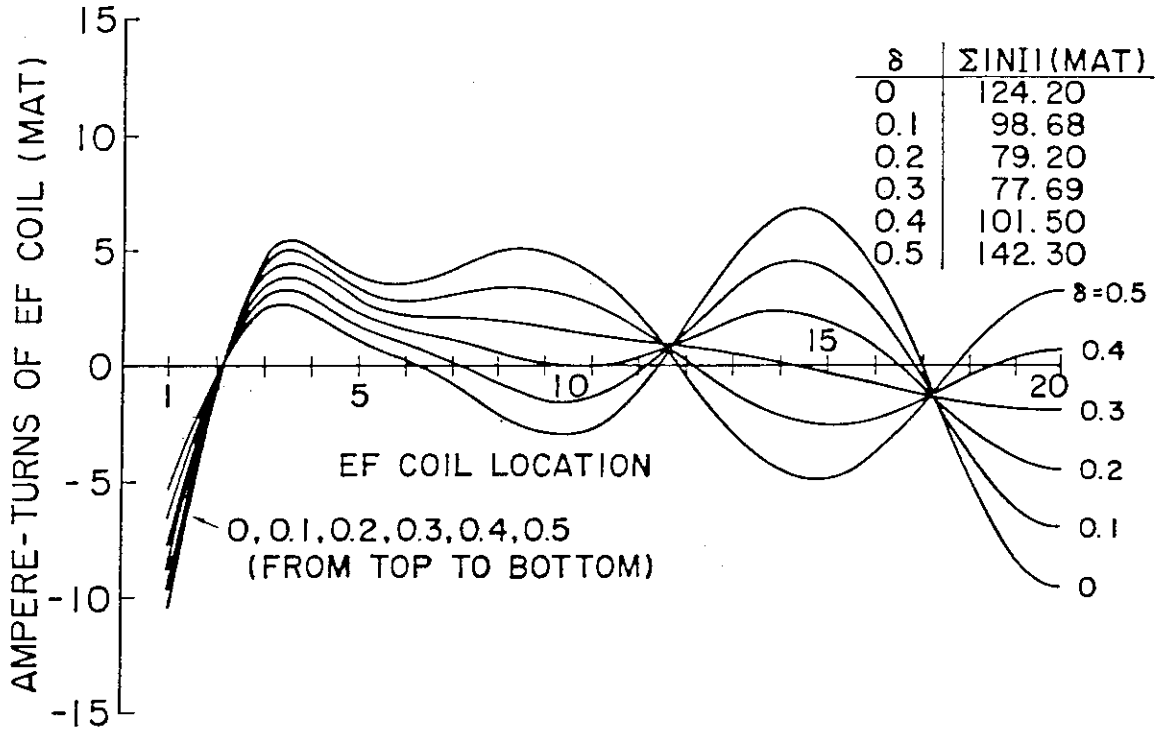


Fig. 6 TRIANGULARITY DEPENDENCE OF EF COIL AMPERE-TURNS

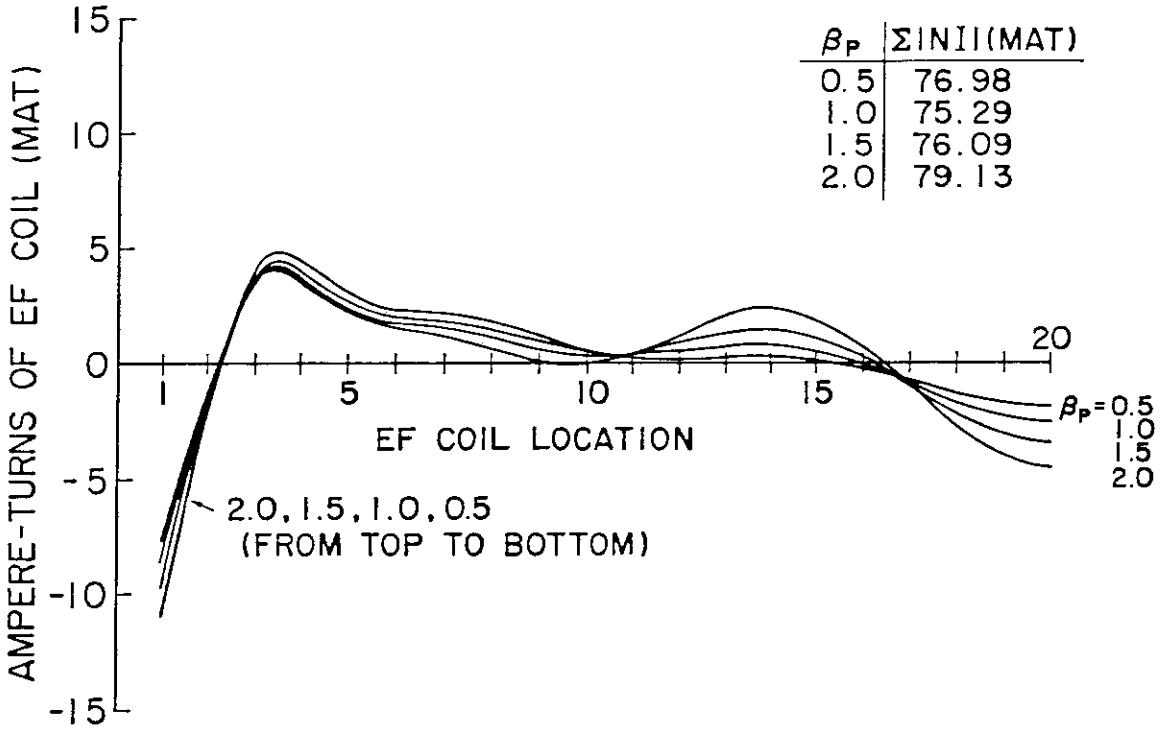


Fig. 7 β_P DEPENDENCE OF EF COIL AMPERE-TURNS

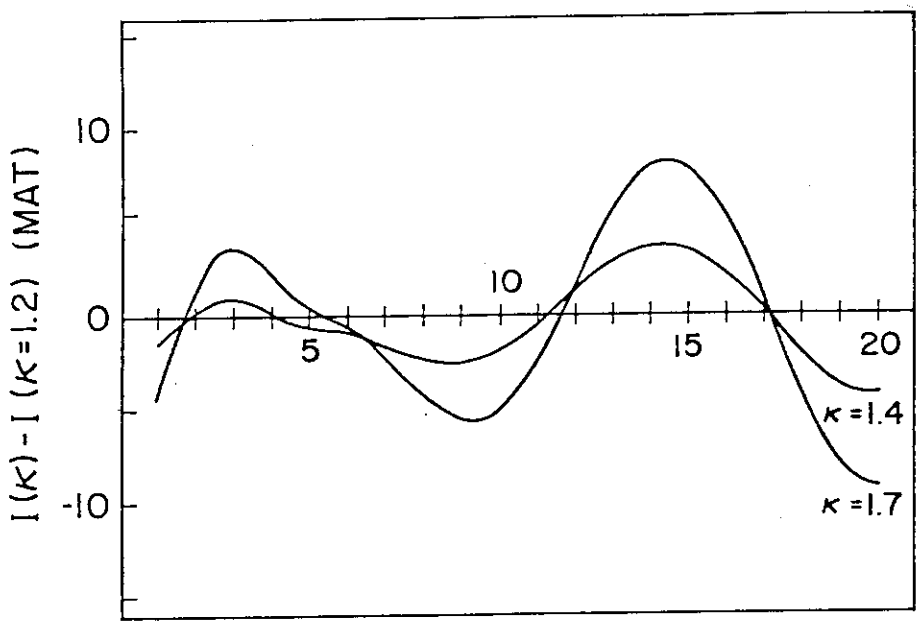


Fig. 8 AMPERE-TURNS DISTRIBUTION CORRESPONDING TO QUADRAPOLE MAGNETIC FIELD

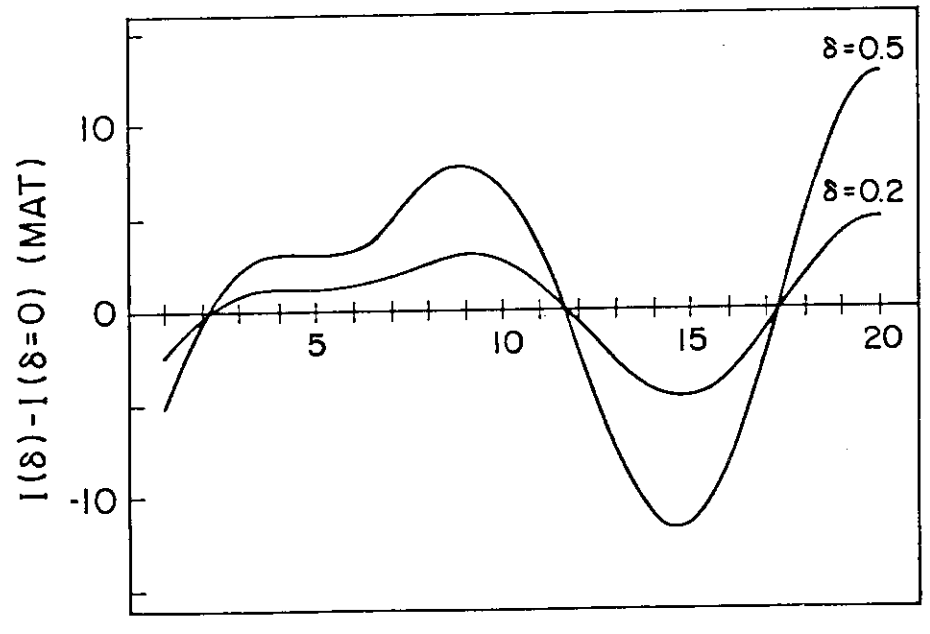


Fig. 9 AMPERE-TURNS DISTRIBUTION CORRESPONDING TO HEXAPOLE MAGNETIC FIELD

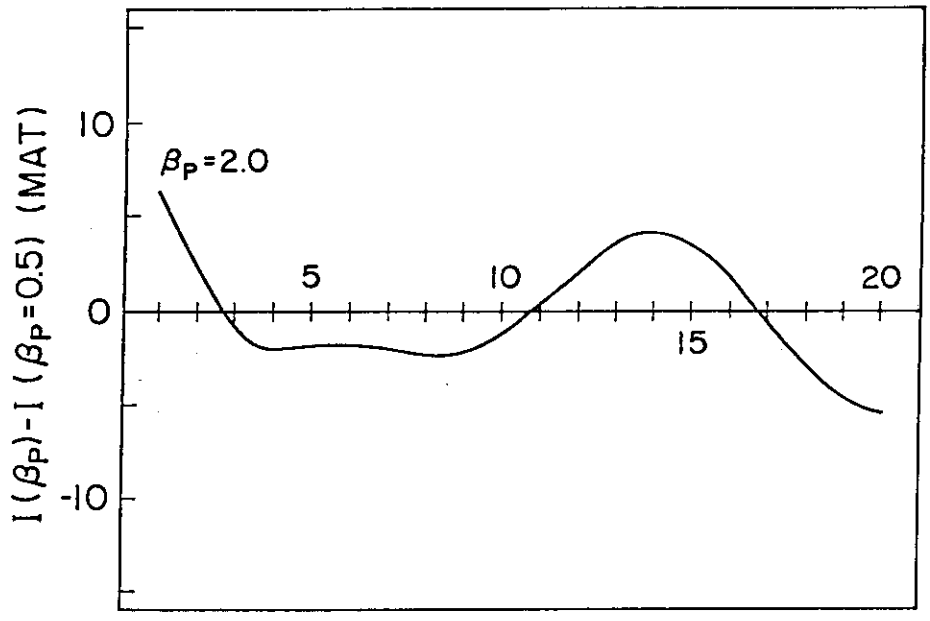


Fig. 10 AMPERE-TURNS DISTRIBUTION CORRESPONDING TO β_P INCREASE

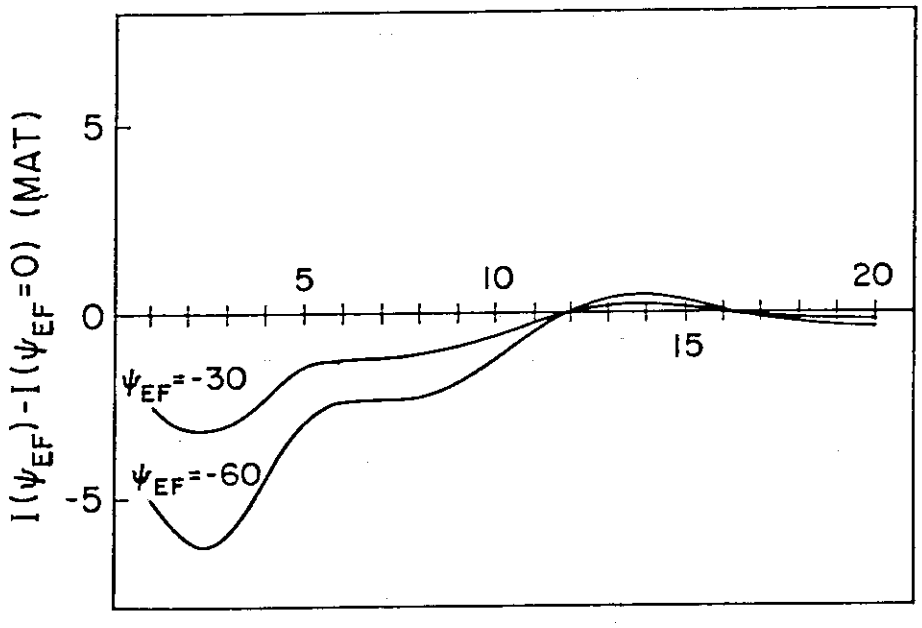


Fig. 11 AMPERE-TURNS DISTRIBUTION CORRESPONDING TO VOLT SECOND INCREASE

付録 2. ソレノイド部のコイル数と起磁力の関係

中心ソレノイド部のコイルについては，設置空間上の問題から余り断面積の大きいコイルは設置できない。またこの部分は起磁力のOH成分も一番大きいところであり，かつ通常のD型プラズマでは平衡成分とOH成分は電流の方向が等しく加算的である。従って必要な全起磁力を供給するには上下方向でコイル断面積をかせぐ以外に方法はない。ここではソレノイド部の平衡に使用するコイル数と夫々のコイルの起磁力の関係を調べた。但しプラズマ・パラメータは

$R_P = 5.3\,m$ ， $I_P = 5.3\,MA$

$a = 1.1\,m$ ， $\beta_P = 2.0$

で設計に使用した値と大半径とポロイダル・ベータの値が若干異るが，結果に及ぼす影響は極めて小さい。

図 2.1はソレノイドのコイル数を2，3，4とした場合の各コイルの起磁力（各コイルは直列に接続するとしかつ巻数も等しいとしたので起磁力は全て等しい）と全起磁力の変化を示している。平衡計算に際しては大半径最外側のコイルの起磁力は－8 MAT，供給磁束の値は－40 VSに固定した。全起磁力ΣNI はコイル数を変化する時保存量では無く，個数の増加に従って増大する。即ち各コイルの起磁力は個数に反比例して減少する程には低下しないので，不必要にコイル数を増加する事は得策ではない。図 2.2は全起磁力とダイバータ・コイルの起磁力の変化を示している。全起磁力（Σ|NI|）と内側ダイバータ・コイル（I_2）の増大が急激なので，この点からもコイル数は余り増加したくない。

図 2.3はヌル点位置の変化を示している。コイル数が増加すると大半径外側に移動するが，高さについては殆んど変化しない。3コイルの場合が強いて言えば最小と言える。ポロイダル・コイルの構造設計を行ってみると，3コイルに対する－3.5 MAT 程度の平衡用起磁力では，ソレノイド部のOH成分を加えた全起磁力の最大値に対する電流密度は約 15 A／mm^2 となる。この値は相等に大きい値であるが，たとえ4コイルとしても10％程度の減少しか望めないので，本報告では3コイルの場合で設計を行うこととした。

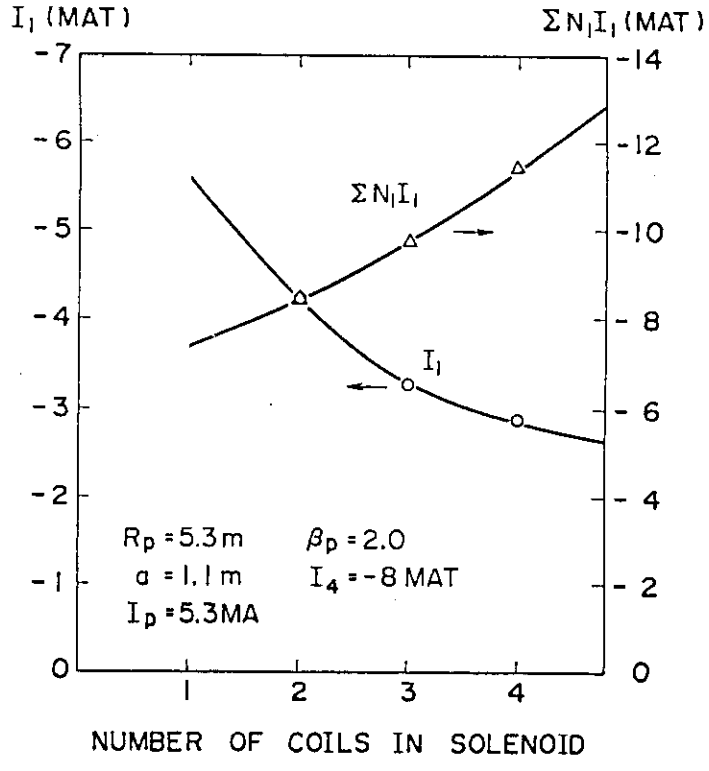


Fig. 2.1

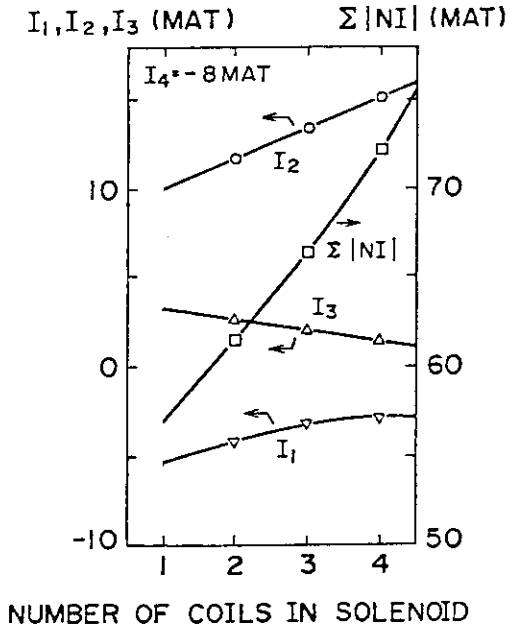


Fig. 2.2

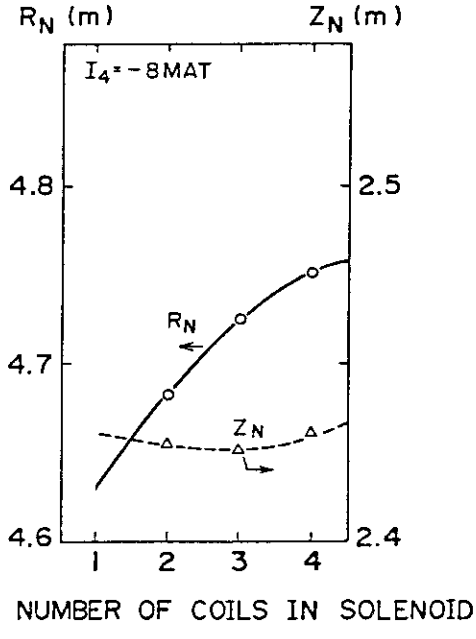


Fig. 2.3

付録3. ダイバータ・コイルの起磁力とヌル点位置の関係

ダイバータ・プラズマに於いてヌル点の位置はダイバータ板の位置や構造を通して炉構造に影響する。ヌル点位置に直接に関係するのはダイバータ・コイルのアンペア・ターンである。ダイバータ・コイルのアンペア・ターンを増大する事によってヌル点位置は低下する事が予想される。この事を確認する為に平衡コイルの供給する磁束と最外側コイルのアンペア・ターン（I_4）をパラメータとして平衡計算を行い，前述の定量関係を調べた。図3.1にダイバータ・コイルの全アンペア・ターン（I_2+I_3）とヌル点の高さの関係を，図3.2に全アンペア・ターンに対する内側ダイバータ・コイルのアンペア・ターンの割合（$I_2/(I_2+I_3)$）とヌル点の大半径位置の関係を示す。両図の一定供給磁束線上（$-\psi_{EF}$が供給磁束に対応する）で，I_4の変化範囲は－8～－10 MATであり，左上側が－10 MATに対応している。又，図3.2で比が1を越えるものは$I_3<0$となる平衡解に対応している。図3.1及び3.2共にψ_{EF}＝一定の場合は直線乃至は殆んど直線である。ヌル点の高さはダイバータ・コイルの全アンペア・ターンに比例して減少する。供給磁束を40→50→60 VSと増大すると，平行移動してヌル点位置は低下する。従ってヌル点の高さの面から見れば，その大きさを抑える為には供給磁束を大きくしたアンペア・ターンの組合せを選択する事が有利であると考えられる。しかしこの時ソレノイド部コイルのアンペア・ターン（I_1）が反面増大するので，この面からの制限を考慮しなければならない。図に示されている各平衡計算のI_1の値から算定すると，平衡成分で磁束を供給する能力は1 VS当りI_1で約1 MATが必要である。一方，OH成分では1 VS当りI_1で約0.8 MATで，平衡成分に比較して効率的に磁束を供給する。即ちI_1の最大値は平衡成分の供給する磁束を大きくする程大きくなるので，I_1の最大値の面から，ヌル点の高さを下げる為に無制限に平衡成分の供給する磁束を増大する訳には行かない。

実験炉の非円型度の仕様値は1.5である。小半径aが1.1 mであるから非ダイバータ・プラズマの場合の頂点の高さは$1.1\times1.5=1.65$ mである。これにダイバータ化によって伸びる部分を仮に小半径の1／2，即ち0.55 mとして，ヌル点の高さを$1.65+0.55=2.2$ mと設定するならば，40，50，60 VSの供給磁束に対して必要となるダイバータ・コイルの全アンペア・ターンは，夫々約24，20.5，17.5 MATとなる。この値が仮にI_2とI_3とに等分されるとしても，$\psi_{EF}=-40$（40 VS）の場合は設置空間等の面からみて上限に近い値と言える。

次にヌル点の大半径位置は図3.2に示す様に，全アンペア・ターンに対する内側コイルのアンペア・ターンの割合が増加するにつれて大半径内側に移動する。即ちダイバータ・コイルの電流重心の移動と同方向にヌル点の大半径位置は変化する。プラズマ小半径の0.9倍の磁気面で0.2以上の三角度を持たせるには，ヌル点の大半径位置は少く共5 m付近になければならない。従って40 VSの場合は$I_2/(I_2+I_3)$の値で0.6以上としなければならない。先に述べた2.2 mのヌル点高さに対する推定値24 MATとこの0.6の比からI_2とI_3を求めると$I_2=14.4$ MAT，$I_3=9.6$ MATとなる。I_2の値はかなり大きい値であるが不可能と言うべきものではない。但し，I_2とI_3を以上の値に固定して平衡計算を行う場合，結果的に独立コイル数はI_2，

I_2(I_3), I_4 の3コイルとなってしまうので，プラズマ形状としては必ずしも所望のものが得られるとは限らない。この面からもプラズマ大半径より外側に更に1コイルを追加して，4個の独立コイル数を確保できる様にする事が望ましい。

図3.3にはダイバータ・コイルのアンペア・ターンの絶対和と全コイルのアンペア・ターンの絶対和の関係を示してある。概略として両者は比例関係にあると結論できる。従ってダイバータ・コイルの全アンペア・ターンを増大してヌル点の高さを下げる事は，全アンペア・ターンの増大に直結する事になる。この面からも現実的なヌル点高さの制限が課される事になる。

これまでに述べたヌル点位置の問題に関しては，より一般的で詳細な検討が必要であると考えられる。

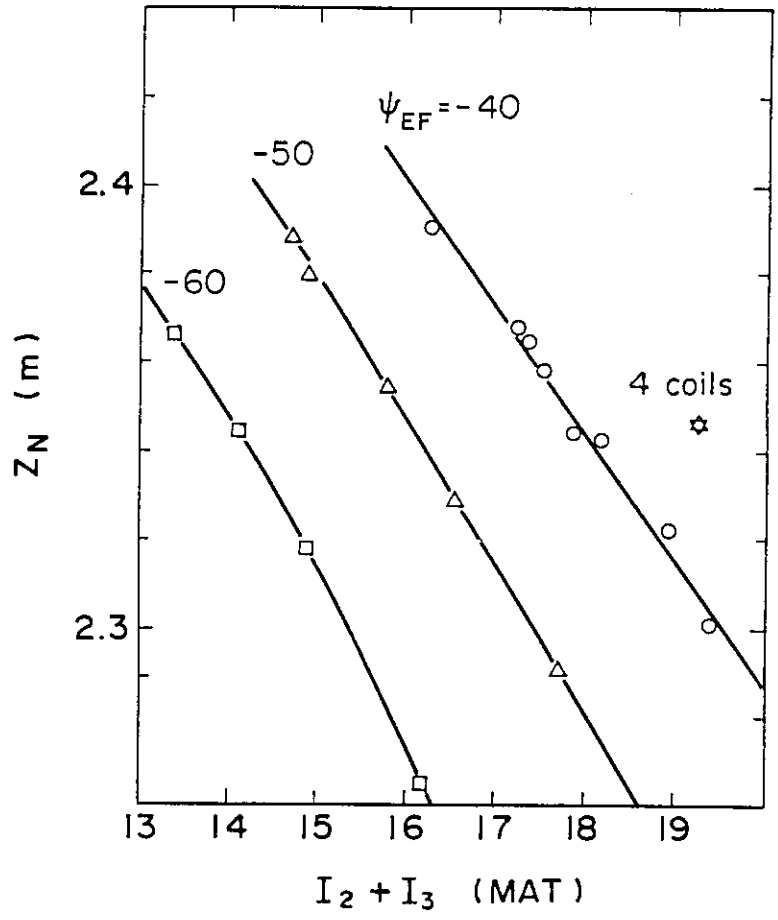


Fig. 3.1

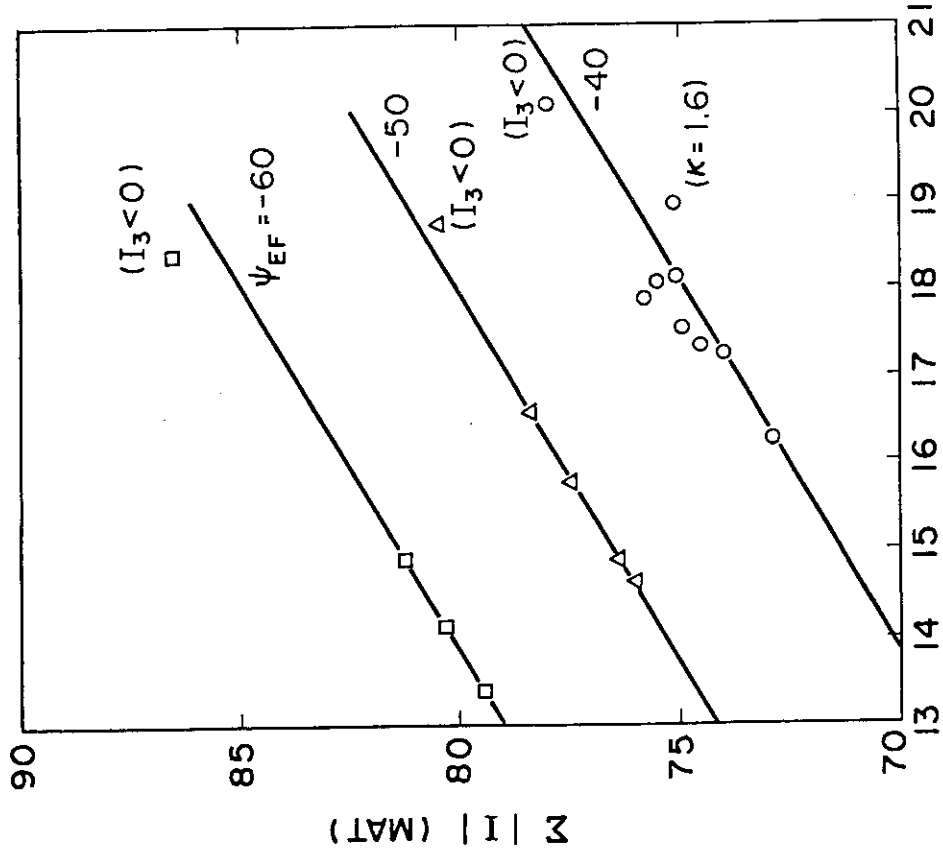

M | I | (MAT)
$I_2 + |I_3|$ (MAT)
ψ_{EF} = -60
-50
-40
(I_3<0)
(κ = 1.6)

Fig. 3.3

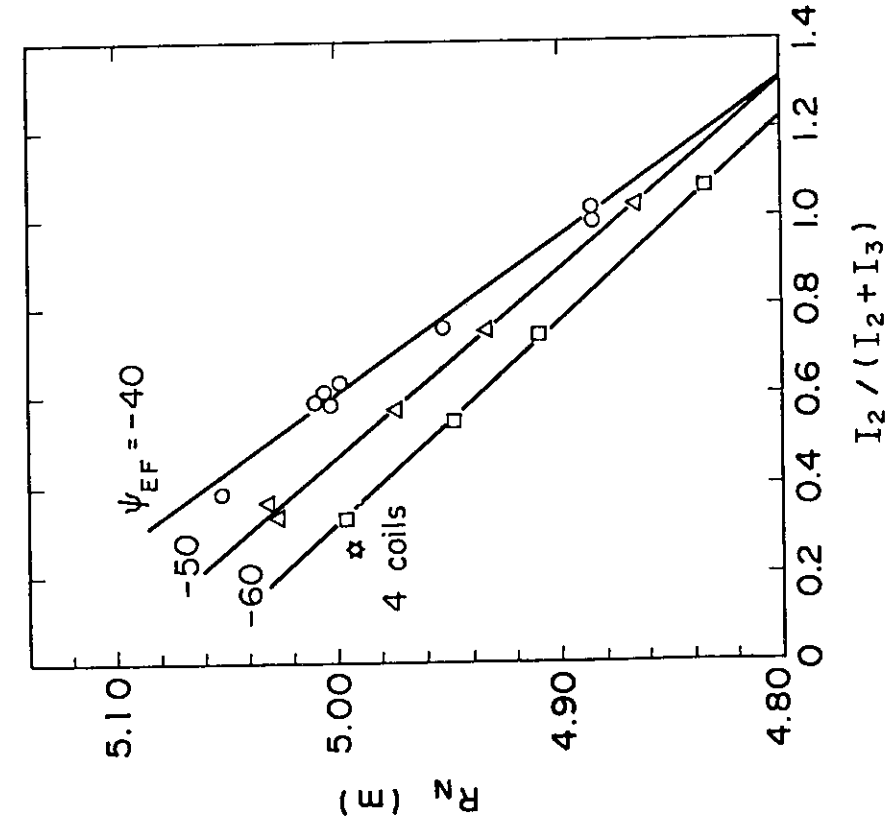

R_N (m)
$I_2 / (I_2 + I_3)$
ψ_{EF} = -40
-50
-60
4 coils

Fig. 3.2

4. 炉本体構造

4.1 検討方針

核融合実験炉（ＦＥＲ）の炉本体構造の設計・検討に当っては次の点に留意して進めた。

(1) システム全体としてバランスのとれた設計を行なうこと。

(2) 炉全体をコンパクト化し，低コストの炉とすること。このため，トロイダルコイル寸法とトーラスのセクタ分割数，分解・引抜の関係の検討。

(3) 炉停止後の炉本体への接近を確保するための，しゃへいおよび炉構造の検討。

(4) 主要コンポーネントについて信頼性のある分解・組立・修理方法・手順および炉構造とすること。

(5) 各コンポーネントの冷却構造および冷却配管類の引き廻し，取り合いの検討。

(6) 主要コンポーネントの構造については，製作性を考慮した設計を行なうこと。

(7) 重点検討項目であるダイバータ／ポンプリミタ，ダブル形式／シングル形式の比較検討を行なうこと。

(8) 検討に当ってはＩＮＴＯＲ等の検討で得られた技術的成果を有効に活用するものとする。

4.2 全体構成

4.2.1 機器構成および配置

今回，検討したReference 案であるダブルヌル型ダイバータ付炉本体構造をFig. 4.2.1 およびFig. 4.2.2 に示す。また，装置半径方向の寸法をFig. 4.2.3 に，ＴＦ コイルおよびＰＦ コイルの配置をFig. 4.2.4 に，加熱装置，排気ポンプ等の配置をFig. 4.2.5 に示す。

また，Fig. 4.2.6 に装置中心側のＴＦ コイル，ＰＦ コイルおよび支持円筒の関係を示す。

炉本体の主要寸法はプラズマ主半径 5.5 m，装置中心高さ 8.8 mH で超電導コイルを収納するベルジャ型断熱真空容器の外形寸法は直径 23 m，高さ 20 mである。

ブランケットは外側および内側領域に設置し，その厚さは第一壁を含めて外側 550 mm，内側 400 mm である。

しゃへい厚さは，装置内側についてはＴＦ コイルのＳＣ に対する中性子フルエンスを 1×10^{18} $n\cdot cm^{-2}$／lifetime 以下に押えるため，トータル厚さを 105.5 cm（含，コイルHe キャン，クライオスタット）とした。また，装置外側については炉停止 24 時間後 2.5 mrem以下（於，しゃへい外側）を確保するため 155 cm の厚さとした。

ＰＦ コイルの内側ソレノイド部コイルは中心半径 1.655 m で，外側リングコイルの最大半径は 10.3 m である。

ダイバータ排気のための排気ダクトはトーラス方向に 7 箇所（ＴＦ コイル 2 箇毎），上下で計14箇所に設置する。また，ダイバータ分解・引抜のための分解修理装置の接近は前記の排気

ダクトと同じ“ベイ”とし，7箇所から行なう。

加熱系はNBIが2箇所，RFが2箇所接続される。

Table 4.2.5 にFER本体各機器の概算設計重量を示す。総重量は約2万3千トンとなる。なお，この重量には，配管等の付属品の重量は見積っていない。分解引抜が必要なブランケットは大セクタが177トン／大セクタ，小セクタが104トン／小セクタである。

4.2.2 トーラス分割構造

(1) ブランケット

装置のコンパクト化を計るためにはTFコイル寸法を小さくする必要があり，ブランケットおよびダイバータの分割数，引抜法と密接な関係がある。今，設計ではTFコイルのボアを6.3 m巾×9.426 m高とし，ブランケットは2セクタ／TFコイルに分割した。2セクタは大セクタと小セクタから構成される。Fig.4.2.7 に水平中央断面におけるブランケットの分割を示す。

分割後は引抜方法に関係するが，引抜作業および同装置を単純化するため，直線運動の1モーションで引き抜く方法を採用した。この引き抜きの概念をFig.4.2.8 に示す。セクタの引抜は大セクタを斜めに抜いた後，残りの小セクタを大セクタが引き抜かれた空間を利用して引き抜く方法である。

Fig.4.2.9 はブランケットの全体構造図を示す。内側ブランケットは外側しゃへい体とポロイダル方向に接続されたリング状の構造体である。外側ブランケットの上，下部にはダイバータの取付空間および支持部を有する。ブランケットは分解・修理のため2セクタ／TFコイルに分割してあるが，プラズマディスラプション時の電磁力軽減のため，さらに各セクタを分割する。その分割数は2分割／小セクタ，2分割／大セクタ・内側ブランケット，3分割／大セクタ・外側ブランケットである。各分割間はセラミックコーティングにより絶縁を行ない，ボルトにより締結される。ブランケットへの冷却配管類は各セクタ毎に出し入れを行なうが，アクセスドアを貫通する本数は最小限にするため，アクセスドアの内側であるしゃへい体の外側で配管類を集約するものとする。

(2) ダイバータ

ダイバータ板は炉寿命中，修理交換が不要であるという検討結果であるが，不測の事故に対しできるだけ容易に修理交換ができることが望ましく，この思想に基づきダイバータの分割数，引抜方法を検討した。

ダイバータ板の分解・引抜を行なう場合，NBI，RF等の大形重量物は移動しないものとすると，前述したFig.4.2.5 に示す機器配置からも判るように分解・引抜のためのアクセスはNBI等の設置されていないベイから行なうことになる。これは，ダブルヌル型ダイバータの場合の特徴である。このため，ダイバータ板はFig.4.2.10 に示す如く，3セクタ／2TFコイル（21セクタ／トーラス）に分割する。分解すべきダイバータ板の領域をR＝5.6m までとし，中央のセクタとサイドセクタは引き抜くべきダイバータの全体形状が異なるものとなる。

分解・引抜は中央のセクタを径方向に引き抜いた後，引抜台車が挿入され，サイドセクタを斜め方向に引抜台車の上（下）部に引き寄せた後，径方向に台車が移動して引き抜く方法であ

る。この関係をFig. 4.2.11に示す。

Fig. 4.2.12およびFig. 4.2.13はダイバータの中央セクタおよびサイドセクタの全体構造を示す。それぞれのセクタは外側しゃへい体への支持部であるしゃへい部，しゃへい部から延びた支持板およびダイバータ板から構成される。うず電流による電磁力軽減のためダイバータ板はポロイダル方向に多分割（巾100 mm），支持板はトロイダル方向に数分割（巾200 mm）する。各分割間はセラミックコーティングにより絶縁し，ボルト締結する。

多分割されたダイバータ板の冷却水の出し入れにも各々のヘッダ間に高抵抗部を設け大きな電流ループを形成させない配管方式とする。各セクタには分解・引抜のためのローラーを設置する。

(3) しゃへい分割

しゃへい体はセミパーマネント部品であるが，TFコイルの修理・分解時には，しゃへい体の分解・取り出しが必要となる。しゃへい体の組立・分解時の分割数はFig. 4.2.14に示す如き42分割／トーラスとする。

Fig. 4.2.14にしゃへい体の全体構造を示す。TFコイルの影にあるポスト部は1ターン抵抗用ベローズを挟み，分割面はセラミックをコーティングしてボルトにより締結され，組立・分解時は一体化されている。

しゃへい構造体はプラズマ真空容器の真空壁をも構成するので，しゃへい体は外側をSUS板でキャンを構成し，内部にSUS板を重ねてしゃへい効果を持たせる構造とする。内部のSUS板は電磁力軽減のため，トーラス方向に重ねて設置するものとし，また，SUS板には冷却パイプを埋込む構造とする。

しゃへい外周部には大型のポートを接続して，真空バウンダリを形成する。大型のアクセスポートを設置することにより，ブランケット，ダイバータの分割接続部は機械的接続のみとなり，遠隔操作による分解修理が単純化できる利点がある。

4.2.3 真空バウンダリの構成

プラズマ真空容器，コイル用断熱真空の真空壁の構成についての比較検討は(3)で述べ，(1)，(2)は本設計で採用した構成についてその内容を述べる。

(1) プラズマ真空壁の構成

断熱真空容器であるクライオスタットとは共用しない独立真空容器とし，プラズマ真空容器壁はしゃへい体の内壁に構成するものとする。

ブランケットおよびダイバータをTFコイル間において各々，2，3分割したため，分割接続部に真空シールを設ける構造の場合，T字シール部が生じ，シールの信頼性の点で問題がある。これを避けるためFig. 4.2.15に示す如く，しゃへい体外周面より大型のポートを接続し，ポートの端面にカバーを設ける。真空シールはポートカバーの周囲において一周した真空シールとする。ダイバータ引抜用の開口部も小形のポートカバーを設け，これも一周した真空シールとする。

ブランケット，ダイバータおよびしゃへい体の冷却配管類は各々のポートカバーを貫通して外部へ接続する構造で，パイプはポートカバーの外側で分解・組立時，切断・再溶接を行なう。

なお，配管類はポートカバーの内側で同一系統のものをまとめるものとし，ポートカバーを出入りする本数を極力少なくし，簡素化し，分解修理作業の負担を軽くする必要がある。

このように大型のポートを設け，T字型真空シールをなくしたこと，および真空シールを行なう部分と機械的締結部分を分離したことにより真空シールの信頼性が向上する利点がある。

(2) 断熱真空容器（クライオスタット）の構成

クライオスタットの真空壁の構成はFig. 4. 2.16に示す概念の如く，プラズマ真空壁とは別の真空壁で構成するものとし，外側にベルジャ型の容器を，また，TF コイルとしゃへい体の間に別の容器を設け，両容器間をトーラスへの接近用のアクセストンネルで接続し真空領域を構成する。

クライオスタットはトーラス部およびアクセストンネル部はFig. 4. 2.17に示すように厚板で構成するものとし，トーラス部については1ターン抵抗を得るためベローズを14箇所挿入設置する。ベルジャ部の1ターン抵抗確保のための構造は種々のものが考えられるが，それぞれ一長一短がある。今回，採用した構造は薄板真空壁により高抵抗を得るもので，その概念をFig. 4. 2.18に示す。すなわち，外圧1気圧に耐える厚板の構造物を設け，この外側を絶縁された薄板で覆い真空壁を構成する。薄板真空壁は間隔毎に支持構造物である厚板に特殊ボルトにより締結・支持される。

(3) 真空バウンダリの構成比較（セパレート型VS コンバインド型）

真空バウンダリの構成については数種類のものが考えられるが，ここでは代表的な2つについて比較検討する。一つはFig. 4. 2.19に示すセパレート型で，もう一つはFig. 4. 2.20に示すコンバインド型である。なお，ベローズについては両タイプとも一重ベローズとする。比較は次にあげる項目について検討し，その結果をTable 4. 2.1 に示す。

1. 安全性・信頼性
2. 保守性
3. 製作性・コスト
4. ペネトレーション＆アクセス
5. トーラス1ターン抵抗
6. ベーキングの影響

結　論

それぞれ一長一短があるが，装置を構成する各機器は独立して機能させ突発的な事故に対しては事故を他機器へ波及させない方式をとるのが一般的な信頼性，安全性に対する考え方であり，この考えに基づいているのがセパレート型である。

4. 2. 4　トーラス1ターン抵抗

Fig. 4. 2.21に示す構成により，トーラス1ターン抵抗 0. 2 mΩ を得るものとする。また，Fig. 4. 2.22はベローズの基本形状・寸法を示し，山高さ60 mm，ピッチ40 mmである。

1ターン抵抗：R_T は

$$\frac{1}{R_T} = \Sigma \frac{1}{R}$$

抵抗：Rは

$$R = \rho \frac{L}{A} \quad (\Omega)$$

また，円板の抵抗：Rは，

$$R = \rho \frac{2\pi}{t} \quad (\Omega)$$

ここで　L：導体長さ
　　A：導体断面積
　　ρ：導体比抵抗
　　t：板厚

なお，インコネル625の比抵抗を$\rho = 129 \times 10^{-6}\ \Omega \cdot cm$（at R.T.）とする。まず，プラズマ真空容器についてはしゃへい体に14箇所ベローズを設け山数10山，板厚2mmとすれば$R_1 = 6 \times 10^{-4}$（Ω）を得る。

クライオスタットのトーラス部については，ベローズ14箇所，28箇設置し，山数10山，板厚2mmとすれば抵抗値$R_3 = 5 \times 10^{-4}$（Ω）を得る。ベルジャ部は円筒部，ドーム部および底部とも板厚2mmの薄板で構成し，抵抗値はそれぞれ，$R_3' = 5.5 \times 10^{-3}$（Ω），$R_3'' = 1.7 \times 10^{-3}$（Ω），$R_4$ および$R_5 = 4.1 \times 10^{-3}$（Ω）である。これらよりトータルの合成抵抗は$R_T = 2 \times 10^{-4}$（Ω）となり仕様値を満足する。

なお，ベローズ，薄板に使用する材料は高抵抗を得るため，インコネル625のような高抵抗材料を使用するものとする。

ベローズの設置場所は前述したFig. 4.2.14を参照のこと。

4.2.5　ダイバータ取付構造及び排気ダクト

ダイバータ板は外側にあるしゃへい体より延びた支持板に取付けられ，分解引抜時，しゃへい体と一緒に引き抜かれる構造である。

ダイバータ部の排気は上側，下側ともダイバータ室から各々排気ダクトを設け，ベルジャを貫通して外部に設けたポンプ室へ接続される。排気ダクトの数はトーラス方向7箇所，上下2箇所の計14箇である。排気ポンプはクライオポンプを使用するものとし，各排気ダクトには2台のクライオポンプを設けバルブ切換えにより排気，再生運転が可能な構造とする。

1つの排気ダクトはϕ 0.8mで，長さ9.9mで，このときのコンダクタンスは$C_{He}' = 12.2\ m^3/s$であり，14箇所では$C_{He} = 170\ m^3/s$を得ることができる。クライオポンプの排気量を$S_{PHe} = 280\ m^3/s$のものを使用すれば$Se_{He} = 106\ m^3/s$となり，仕様値$Se = 100\ m^3/s$を満足する。

4.2.6　配管系統

ダイバータ，ブランケット，しゃへい体等炉本体に対する主に冷却配管の引き廻しについて検討を行なった。ここでは配管を行なうに必要な冷却熱量，流量，管径および配管の引き廻しについて述べる。

(1) 冷却熱量，流量

トーラス全体の発生熱量は440 MW（中性子出力350 MW，α粒子によるもの90 MW）であるが，配管に必要な各コンポーネントの熱量，流量を概算したものをTable 4.2.2に示す。

また，ヘリウムガスによるブランケットのトリチウムスイープガス流量は200 N・m³/hである。

(2) 配管系統，管径および圧力損失

〔i ダイバータ〕

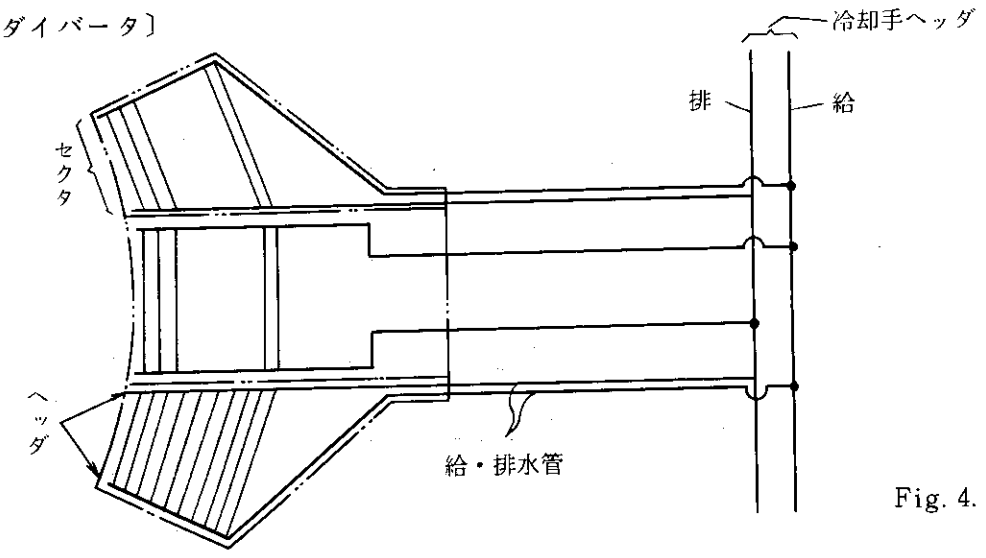


Fig. 4.2.23

冷却水は各セクタで出入れを行ない，セクタの数を上下で計42セクタ，冷却熱量をTable 4.2.2に示す。45 MWの外に核発熱分37.8 MWを加えた82.8 MWとし，冷却水の温度上昇を30℃とすれば各セクタ当りの流量はW＝15.7（ℓ/s）となる。給・排水管の口径は流速を5 m/sとすればφ63 mmが必要となる。

圧力損失

冷却配管の圧力損失：△Hは

$$\triangle H = \left(\lambda \cdot \frac{\ell}{d} + \zeta_b \right) \frac{v^2}{2g} \qquad (m)$$

また，

$$\lambda = \frac{0.3164}{R^{0.25}} \quad \cdots\cdots\cdots (Re = 3 \times 10^3 \sim 10^5)$$

$$\lambda = 0.0054 + \frac{0.396}{R^{0.3}} \quad \cdots\cdots\cdots (Re = 10^5 \sim 2 \times 10^6)$$

$$\lambda = 0.0032 + \frac{0.221}{Re^{0.237}} \quad \cdots\cdots\cdots (Re = 10^5 \sim 3 \times 10^6)$$

$$Re = v \cdot d / \nu$$

$$\zeta_b = 0.00515\, \alpha\, \theta\, Re^{-0.2}\, (R/d)^{0.9} \quad \cdots\cdots\cdots Re\,(d/R)^2 < 364$$

$$\zeta_b = 0.00431\, \alpha\, \theta\, Re^{-0.17}\, (R/d)^{0.84} \quad \cdots\cdots\cdots Re\,(d/R)^2 > 364$$

ここで

$$\alpha = 0.95 + 4.42\,(R/d)^{-1.96} \quad \cdots\cdots\cdots \theta = 90°,\ R/d < 9.85$$

$$\alpha = 1 \quad \cdots\cdots\cdots \theta = 90°,\ R/d > 9.85$$

ℓ ：パイプ長さ（m）

d ：パイプ径　（m）

v ：流速　　（m／s）

ζ_b：ベンド部の損失係数

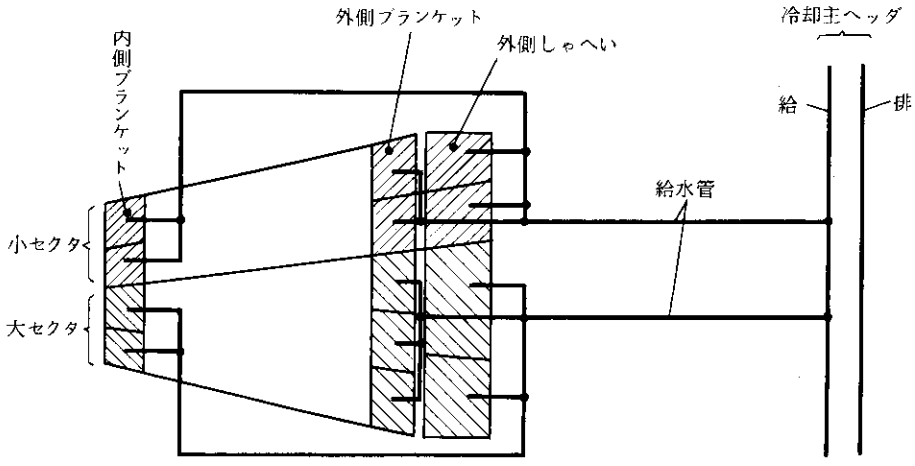
R ：ベンドの曲げ半径（m）

θ ：ベンドの角度　＝ 90°

Table 4.2.3 にダイバータ板および冷却配管の圧力損失を示す。合計した圧力損失は 1.68kg／cm^2 である。なお，パイプの曲げRはすべて 1.5 d とした。

〔ⅱ　ブランケット〕

ブランケットおよび外側しゃへいに対する冷却配管の模式図を下記に示す。



注，給水管のみ図示したが排水管も同様の配管とする。

Fig. 4.2.24

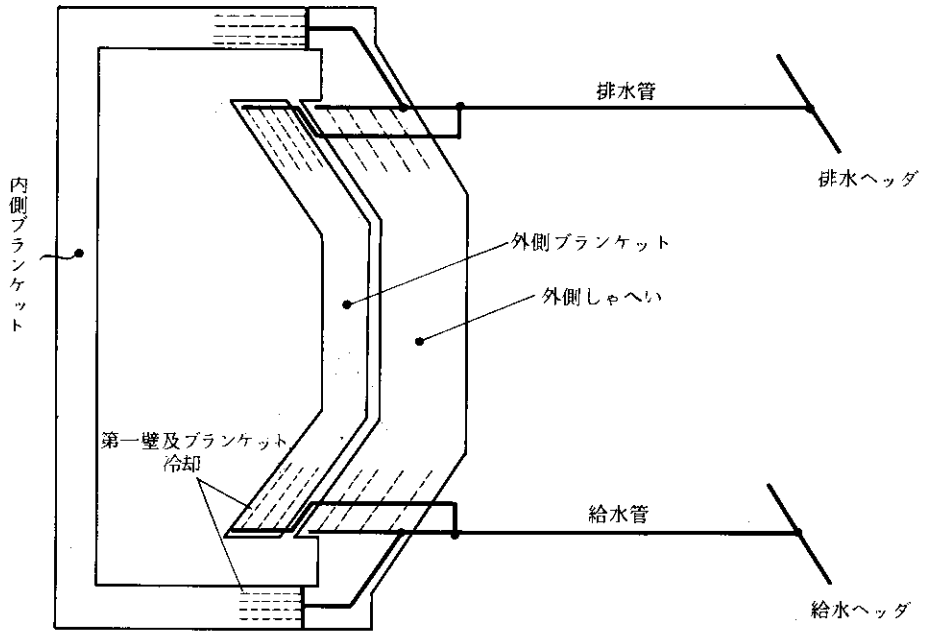


Fig. 4.2.25

第一壁，ブランケットおよびしゃへい体の冷却に必要な流量はTable 4.2.2 から$W=W_m-W_4-W_9=3.258$ (m^3/s) である。各ベイにおいて小セクタ，大セクタに分割されており，各々に必要な流量は分割の割合によって配分される。今，小セクタ：大セクタの割合を内側ブランケット1：1，外側ブランケット2：3，外側しゃへい1：2とすると流量は小セクタ$W_s=0.10$ (m^3/s)，大セクタ$W_\ell=0.133$ (m^3/s) となる。

各ベイの給・排水管はさらに分岐されてそれぞれのコンポーネントを冷却するが，それらの管径および圧力損失をTable 4.2.4 に示す。

(3) 冷却配管引き廻し

Fig.4.2.26 に冷却配管の引き廻しを示す。床面下側に給・排水主ヘッダを設け，また，上部のベルジャ側壁に給・排水副ヘッダおよびヘリウム排気管を設ける。下部主ヘッダと上部副ヘッダ間の接続はトーラス方向の数箇所において行ない，接続管および上部副ヘッダの管径を小さくするものとする。

各コンポーネントの冷却は各ベイにおいて各々，冷却主又は副ヘッダから配管・接続される。各ベイにおいて，ダイバータ，ブランケットのように分解・引抜が必要とされるコンポーネントは，その分割セクタ毎にアクセスドアを貫通する冷却配管を有する構造とする。ダイバータはダイバータアクセスドアにおいて，ブランケットはブランケットアクセスドアにおいてパイプがドアを貫通する構造である。

4.3 支持構造

4.3.1 各機器支持構造

(1) トロイダル磁場コイル

(i) 向心力

PF コイル間に設けた荷重伝達棚板を介して中心支持円筒で支持するものとする。

(ii) 転倒力

転倒力に対してはコイル間に設けたサポートビームでTF コイル間を接続し，コイル全体を一体化して支持する。サポートビームの設置領域は上側部分と下側部分で異なっており，この関係をFig.4.3.1 に示す。

(iii) 自重支持

コイル類は低温支持構造とするためTF コイルおよびPF コイルを合せて支持するものとする。装置中心側はPF コイル，TF コイル共通架台を設け支持脚により支持する。外側部分はTF コイル毎に独立の支持脚を設け支持する。支持脚には熱侵入量軽減のためのFRP 円筒およびコイル冷却・昇温にともなう熱変位吸収のためのスライド機構を設けるものとする。この概念をFig.4.3.2 に示す。

(2) ポロイダル磁場コイル

(i) 電磁力

PF コイルに働くフープ力に対しては全てコイル自身（SUS 補強テープ）のフープ応力として内部支持する。また面外力に対しては＃1～＃6，＃11～＃16についてはPF コイル間に

設けた支持棚で支持し，＃7～＃10および＃17～＃20コイルはTFコイルに支持点を設け支持するものとする。＃8，＃9および＃18，＃19は外向きの面外電磁力が働く。

(ii) 自重支持

装置中心側のPFコイルは共通架台に，外側のリングコイルはTFコイルにそれぞれ支持される。

(3) トーラス支持

しゃへい体等トーラスの自重支持はTFコイル間に14箇所支持脚を設け支持するものとする。14箇所のうち，7箇所は排気ダクトを兼用した支持脚とする。

プラズマ真空容器（しゃへい体）のベーキング時の熱変位に対しては支持脚ベース面で装置径方向にスライドできる構造とする。なお，スライド機構はテフロン等の低摺動材の使用により摩擦力を軽減する方法とする。

(4) クライオスタット支持

トーラス部を構成するクライオスタットの自重支持はトーラス支持脚の外周を囲むクライオスタット自身の剛性を大きくしたもので支持するものとする。

(5) クライオポンプ支持

ダブルヌル型ダイバータ炉構造の場合，ダイバータ排気ポンプを上下に設置するとき，上側排気ポンプの支持が耐震上および熱変位に対し問題となる。

ここでは2つの支持構造をあげ検討した。Fig. 4.3.3 はクライオポンプおよびポンプ・ダクトのしゃへい体をクライオスタットから支持する構造であり，これらの機器は機械的に剛に接続されている。一方，排気ダクトは2箇所のピンおよびベローズにより接続されており，1箇所のピンの相手側は長穴になっており，ベーキング時の垂直方向および径方向の熱変位を吸収できる構造である。

Fig. 4.3.4 はベルジャの外側に2本の支持柱を設け，上部に桁を渡した門型の支持構造で桁の上にクライオポンプを設置支持する構造である。

ダクトのしゃへいは熱変位を吸収するため，2箇所のピン，リンクにより接続・支持される。

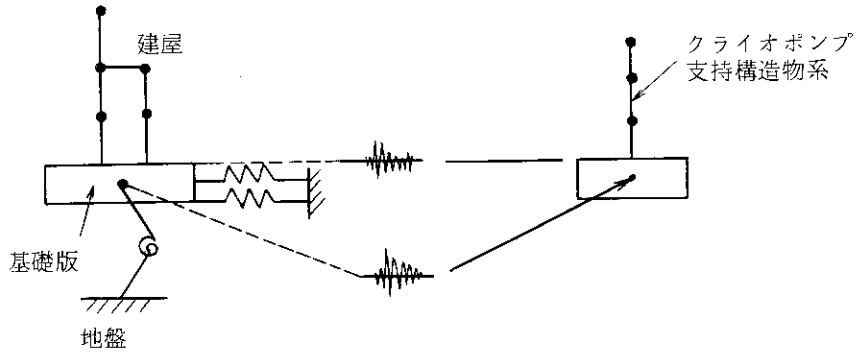
4.3.2 強度検討

(1) 耐震検討

クライオポンプは放射性物質であるトリチウムを保有しているため，安全性上の注意を必要とする機器であり，さらに，耐震上不利と考えられる高い位置に取付けられているため，クライオポンプ支持構造物の耐震上の検討が必要と考えられる。そこで，前述のクライオポンプ支持方法の各々の構造について地震応答解析を実施し，その健全性の検討を行った。

地震応答解析は地盤を考慮した方法で行い，地盤・建屋連成系（ロッキング・スウエイモデル）とクライオポンプ支持構造物系とを分離して行った。クライオポンプ支持構造物系の入力波は次図に示すように，地盤・建屋連成系で求めた建屋基礎版上端の水平加速度応答波と基礎版中心の回転加速度応答波を用いた。

地盤はFERの建設地を茨城県那珂郡那珂町と想定して，那珂町の地盤の物性に近い軟地盤（$V_s = 500\,m/s$）とした。



地盤・建屋連成系の入力地震動はS_1近地，およびS_1遠地の2波を用いた。

地盤の減衰定数，および入力地震動の諸元を次表に示す。なお，建屋の減衰定数は5％，その他の構造物の減衰定数は1％とした。

地　盤　減　衰

	減衰定数(％)
水　平　ば　ね	30
回転転　ば　ね	10
側面面　ば　ね	10

入力地震動の諸元

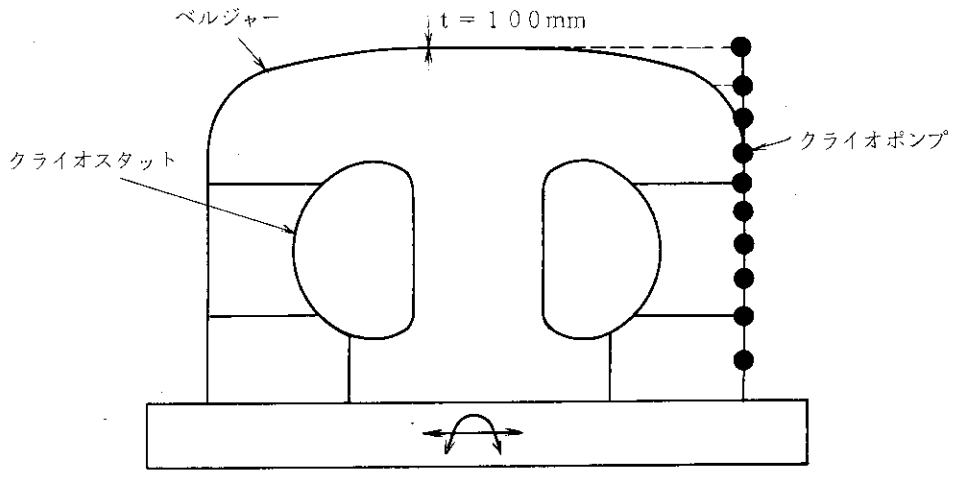
地震動	M	△(km)	最大加速度(gal)
S_1　近　地	7	20	267.4
S_1　遠　地	8.4	90	286.15

(i)　支持構造Ⅰの検討

支持構造Ⅰではクライオポンプはベルジャーに支持されている。そこで，ここではベルジャーの地震応答解析を実施し，ベルジャー基部の強度検討を行い支持機能の検討を行った。また，クライオポンプ取付位置の最大応答加速度および変位を求め，クライオポンプ取付部の設計にフィードバックするものとした。

(イ)　解析モデル

ベルジャーおよびクライオスタットを次図に示すように，一次元の質点系でモデル化した。クライオスタットの重量は2等分し，上下の支持点に振り分けた。なお，クライオスタットの支持脚は，安全側の検討とするため，今回のモデルでは考慮しなかった。



解析モデル

(ロ) 解析結果およびその検討

固有値解析結果を次に示す。

固有振動数および刺激係数

次数	固有振動数（HZ）	刺激係数
1	10.27	1.144
2	66.70	0.888
3	96.72	−0.213

クライオポンプ取付位置の最大応答加速度および最大応答変位（動的成分，以下，変位は動的変位成分を意味する）を次表に示す。

クライオポンプ取付位置の最大加速度および変位

最大加速度（G）		最大変位（mm）	
S_1 近地	S_1 遠地	S_1 近地	S_1 遠地
0.48	0.50	1.2	1.2

ベルジャー基部および中間胴開口部下端に生じる最大せん断応力，および最大曲げ応力は次表に示すように高々，0.8 kg/mm^2 である。

ベルジャー最大せん断応力および曲げ応力

	最大せん断応力(kg/mm^2)		最大曲げ応力(kg/mm^2)	
	S_1 近地	S_1 遠地	S_1 近地	S_1 遠地
基部	0.3	0.3	0.3	0.3
中間胴部	0.7	0.8	0.6	0.7

ベルジャーには地震荷重の他に外圧による圧力荷重及び電磁力も加わるため，各々の荷重による応力を加え合せた値について強度評価を行う必要がある。ところが，現在のところ電磁力による応力は求っていないため，強度評価を行なうことはできない。しかし，現設計のベルジャーが圧力荷重及び電磁力による応力には十分耐え得るものであると仮定すれば，地震荷重による応力，すなわち，せん断応力として 0.8 kg/mm^2，曲げ応力として 0.7 kg/mm^2 が加算されたとしても，ベルジャーが破壊に至るとは考えられない。したがって，ベルジャーの健全性に与えるS，地震荷重の影響は小さいと考えられる。

なお，クライオポンプ取付部周辺については局部的なねじれや膜振動が起こると考えられるため，取付部周辺の強度検討はそれらを模擬できる詳細な解析モデルを用いて検討する必要があると考えられる。

(ii) 支持構造IIの検討

支持構造IIではクライオポンプは門型の支持構造物に支持されており，ベルジャーには結合されていない。しかし，真空排気ダクトの遮蔽体を介してトーラスと結合されており，門型支持構造物はトーラスと連成振動をすることになる。

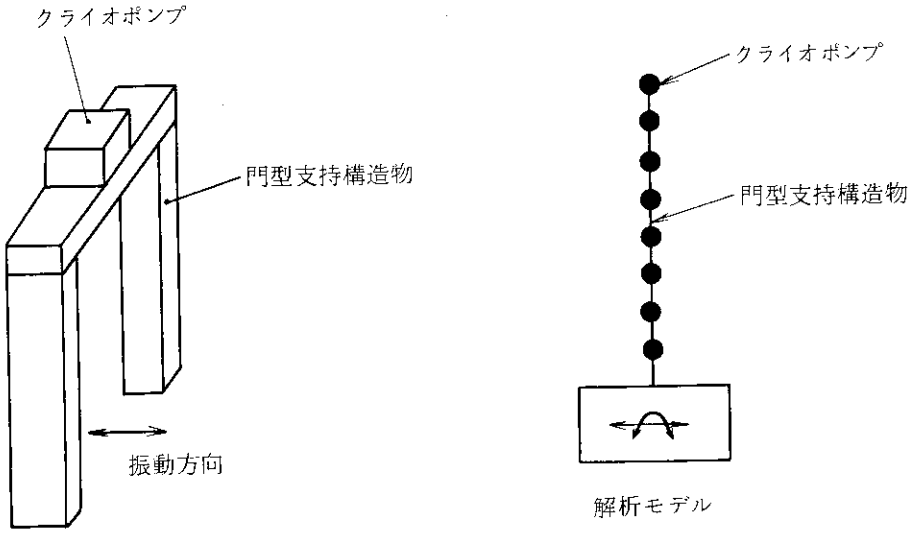
検討方法としては，まず設計上最も安全側の検討として，トーラスとの連成を考慮せず，門型支持構造物のみでクライオポンプを支持した場合の門型支持構造物の健全性を検討し（この場合，門型支持構造物の弱軸方向の地震を考える），次に，門型支持構造物とトーラスの連成を考慮した場合について検討した。後者の場合は，門型支持構造物の弱軸方向および強軸方向の2方向について検討した。（支持構造物は 1500 × 1200 mm の矩形断面で板厚 100 mm である）

(a) トーラスとの連成を考慮しない場合

下図の左に示すように，クライオポンプの支持を門型支持構造物の単独で行うとし，その弱軸方向の地震に対して検討した。

(イ) 解析モデル

下図の右に示すように8質点の質点系モデルにおきかえた。



(ロ) 解析結果およびその検討

固有値解析結果を次表に示す。

固有振動数および刺激係数

次数	固有振動数（HZ）	刺激係数
1	2.53	1.097
2	26.25	0.728
3	73.60	−0.410

クライオポンプ取付位置の最大応答加速度および変位を次表に示す。

クライオポンプ取付位置の最大応答加速度，変位

最大加速度（G）		最大変位（mm）	
S_1 近地	S_1 遠地	S_1 近地	S_1 遠地
2.4	3.9	91.0	152.0

次に，門型支持構造物の基部に生じるせん断応力および曲げ応力を次表に示す。

門型支持構造物基部の応力

最大せん断応力(kg/mm^2)		最大曲げ応力(kg/mm^2)	
S_1 近地	S_1 遠地	S_1 近地	S_1 遠地
0.9	1.6	16.6	27.8

原子力発電所耐震設計技術指針（日本電気協会）によると，支持構造物のせん断および曲げに対する許容応力は次の通りである。

許容せん断応力＝ $1.5 f_s = 12.1\ kg/mm^2$

許容曲げ応力　＝ $1.5 f_b = 21\ \ kg/mm^2$

ただし，f_s，f_b は通産省告示501号により求められるもの。

S_1 遠地地震に対して，曲げ応力が許容応力を上まわっている。したがって，トーラスとの連成を考慮しないで，門型支持構造物の単独支持とした場合は，クライオポンプの支持は強度的にむずかしいことになる。しかし，この結果はあくまでもトーラスとの連成を考慮しないという安全側の仮定によるものであって，現設計の支持構造物の支持機能が保たれないというものではない。

(b) トーラスとの連成を考慮した場合

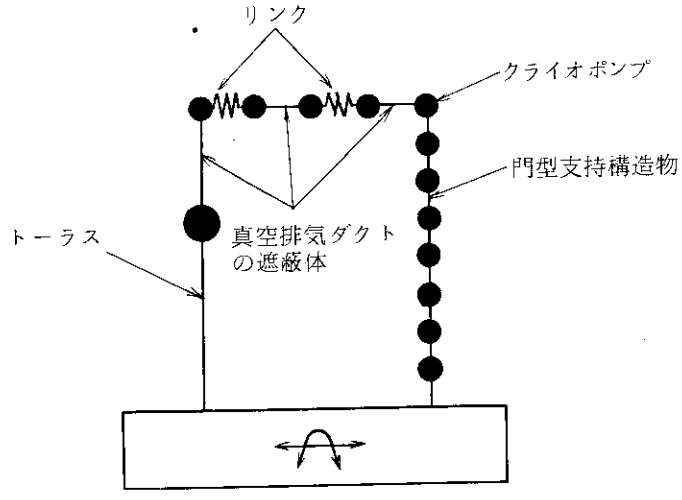
ここでは，門型支持構造物とトーラスの結合を模擬した解析モデルで検討する。振動方向は門型支持構造物の弱軸方向と強軸方向の2方向とした。なお，トーラスの振動特性については未検討であるので，今回の解析ではトーラスの1次固有振動数として10Hz，15Hz，および20Hzの3種を仮定した。（結合を行うピンの径は ϕ 150，リンクは巾300mm×厚160mm

である）

門型支持構造物の弱軸方向の検討

(イ) 解析モデル

次図に示すように，門型支持構造物を8質点，トーラスを1質点の一次元質点系にモデル化し，門型支持構造物，トーラス，真空排気ダクトの遮蔽体ははり要素で置きかえ，リンクは軸バネ要素でおきかえた。



解析モデル

(ロ) 解析結果およびその検討

固有値解析結果を次表に示す。

固有振動数(f)および刺激係数(β)

トーラスの固有振動数 / 次数	10 Hz		15 Hz		20 Hz	
	f	β	f	β	f	β
1	9.72	1.594	14.33	2.177	18.18	−3.296
2	21.51	−0.502	21.85	1.188	22.96	−2.577
3	34.43	0.733	34.44	0.811	34.46	0.964

クライオポンプ取付位置の最大応答加速度および変位を次表に示す。

クライオポンプ取付位置最大応答加速度および変位

入力地震動	S_1 近地			S_1 遠地		
トーラスの固有振動数	10 Hz	15 Hz	20 Hz	10 Hz	15 Hz	20 Hz
最大加速度(G)	0.69	0.45	0.44	0.75	0.43	0.43
最大変位(mm)	2.3	0.9	0.6	2.4	0.8	0.6

門型支持構造物の基部に生じるせん断応力，曲げ応力，リンクに生じる引張および圧縮応力，

およびリンクのピンに生じるせん断応力をそれぞれの許容応力と共に次表に示す。

各部に生じる応力と許容応力

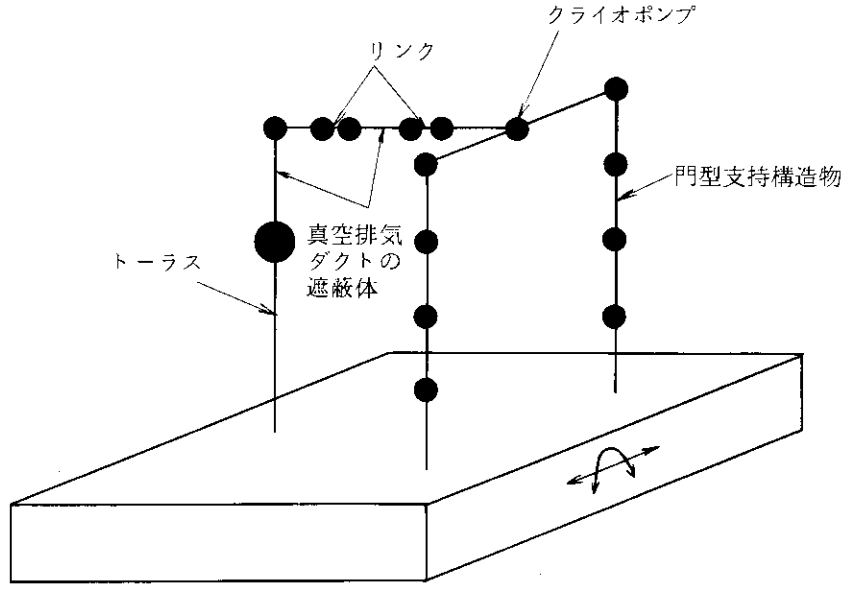
入力地震動		S_1 近地			S_1 遠地			許容応力 (kg/mm^2)
トーラスの固有振動数(Hz)		10	15	20	10	15	20	
門型支持構造物の基部	せん断応力 (kg/mm^2)	0.12	0.08	0.07	0.14	0.08	0.07	12.1
	曲げ応力 (kg/mm^2)	0.85	0.61	0.53	1.14	0.62	0.55	21
リンク	引張応力 (kg/mm^2)	2.6	1.9	1.9	2.5	1.8	1.8	21
	圧縮応力 (kg/mm^2)	2.6	1.9	1.9	2.5	1.8	1.8	14
リンクのピン	せん断応力 (kg/mm^2)	3.5	2.6	2.5	3.5	2.4	2.4	12.1

上表より明らかなように，S_1地震荷重によるすべての応力が許容応力を下まわっており，門型支持構造物の弱軸方向の地震の場合は，前記のトーラスの仮定の基では支持構造物の支持機能は保持されているといえる。

門型支持構造物の強軸方向の検討

(イ) 解析モデル

次図に示すように，3次元質点系モデルとした。門型支持構造物，トーラス，真空排気ダクトの遮蔽体，およびリンクをはり要素で置きかえた。



(ロ) 解析結果およびその検討

固有値解析結果を次表に示す。

固有振動数(f)および刺激係数(β)

トーラスの固有振動数 / 次数	10 Hz		15 Hz		20 Hz	
	f	β	f	β	f	β
1	7.72	-2.530	7.86	1.504	7.89	1.300
2	9.71	-9.3×10^{-9}	14.35	-2.0×10^{-12}	18.10	-1.7×10^{-11}
3	10.21	-1.424	15.02	1.275	19.91	1.603
4	20.33	-1.1×10^{-15}	20.54	-1.9×10^{-11}	21.26	-1.0×10^{-13}
5	21.92	-8.9×10^{-11}	21.97	-2.5×10^{-11}	22.32	-9.2×10^{-11}
6	24.01	0.102	24.03	-0.304	24.08	-1.030

クライオポンプ取付位置の最大応答加速度および変位を次表に示す。

クライオポンプ取付位置最大応答加速度および変位

入力地震動	S_1 近地			S_1 遠地		
トーラスの固有振動数	10 Hz	15 Hz	20 Hz	10 Hz	15 Hz	20 Hz
最大加速度(G)	0.98	0.69	0.62	0.85	0.70	0.63
最大変位(mm)	4.5	3.1	2.7	4.4	3.3	2.9

門型支持構造物に生じるせん断応力，曲げ応力，リンクに生じる引張，圧縮，せん断応力，およびリンクのピンに生じるせん断応力をそれぞれの許容応力と共に次表に示す。

各部に生じる応力と許容応力

入力地震動		S_1 近地			S_1 遠地			許容応力 (kg/mm^2)
トーラスの固有振動数(Hz)		10	15	20	10	15	20	
門型支持構造物の基部	せん断応力 (kg/mm^2)	0.18	0.13	0.11	0.17	0.13	0.12	12.1
	曲げ応力 (kg/mm^2)	1.86	1.28	1.14	1.74	1.34	1.19	21.0
リンク	引張応力 (kg/mm^2)	4.7	3.3	3.0	4.1	3.3	3.0	21.0
	圧縮応力 (kg/mm^2)	4.7	3.3	3.0	4.1	3.3	3.0	14.0
	せん断応力 (kg/mm^2)	2.33	1.72	1.58	2.03	1.78	1.64	12.1
リンクのピン	せん断応力 (kg/mm^2)	17.1	11.8	10.7	14.7	11.8	10.8	12.1

上表より，この場合も門型支持構造物の強度には十分な余裕があることがわかる。しかし，リンクのピンのせん断応力が，トーラスの固有振動数を10Hzと仮定した場合に許容応力を上まわっており，また，トーラスの固有振動数を15Hzおよび20Hzと仮定した場合も，ピンの

せん断応力は許容応力に近い値となっており，強度的に厳しい結果となっている。

(c) 支持構造Ⅱの検討のまとめ

以上の支持構造Ⅱに対する検討結果をまとめると次のとおりとなる。

1) 門型支持構造物の単独支持とした場合。

門型支持構造物の基部の応力が大きく，強度的に厳しい。

2) 門型支持構造物とトーラスの結果を考慮した場合。

門型支持構造物の基部の応力は大幅に減少し，門型支持構造物の強度の裕度は大となる。しかし，リンク結合部の応力が大きく，強度的に厳しい。

リンクはクライオポンプの支持構造物としての機能は有していないが，その破壊によってクライオポンプは門型支持構造物の単独支持となり，前述のごとく厳しい状態となると考えられる。また，リンクの結合機能が損われた場合，真空排気ダクトが破損し，クライオポンプに付着しているトリチウムが放散される恐れもある。したがって，安全性上，リンク結合の健全性を保つ必要があると考えられる。

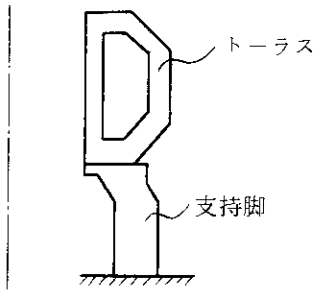
以上より，支持構造Ⅱの場合はリンク結合部の強度を増す。または，リンク結合部に地震荷重がかからない構造とするなどの検討が，今後，必要と考えられる。

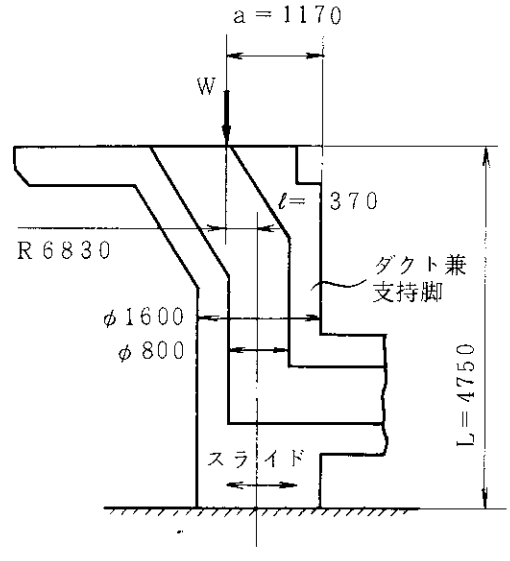
(2) トーラス支持

しゃへい板（プラズマ真空容器），ブランケット等により構成されたトーラスの支持は，前述したようにトーラス支持架台と一体化されたトーラス支持脚により支持する構造である。

ダイバータ排気ダクトを上下に設けたことにより，特に装置の下側部分についてみると，ダイバータ排気ダクト，トーラス体支持およびトロイダルコイルの転倒力支持サポートビームとの空間取合が問題となる。TF コイルのサポートビームの設置領域を確保しつつ，なお，トーラス体の支持脚とダイバータ排気ダクトを設置することを考えると，トーラス体支持脚とダイバータ排気ダクトを兼用することが合理的な構造となる。この場合，問題となるのは支持脚の内部に真空壁が設置されるので健全性が確保されなければならない。以下，支持脚の強度について検討する。

(i) 支持条件





○ 支持重量：$W_t \simeq 8800$ トン／トーラス

○ 支持脚の数：N ＝ 14 箇

（内，7箇所は排気ダクトを兼用したものとする）

○ 支持脚当りの支持重量：$W = W_t/N \simeq 630$ トン／脚

○ しゃへい体と支持脚間：ボルトにより締結

支持脚とベース面：スライド支持

(ii) 強　　度

○ 支持脚の曲げ応力

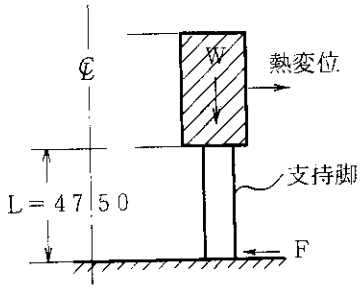
☆自重によるもの

$\sigma_{b1} = M/Z = W\ell/Z = 0.62$ (kg/mm²)

ここで

$$Z = \frac{\pi}{32}\ \frac{1600^4 - 800^4}{1600} = 3.77 \times 10^8\ (\mathrm{mm}^3)$$

☆ベーキング時の熱変位によるもの



支持脚とベース面は低摺動材によりスライドさせるが，摩擦係数を $\mu = 0.3$ とした場合に発生する曲げ応力：σ_{b2}

$$\sigma_{b2} = \frac{M}{Z}$$

$$= \frac{F \cdot L}{Z} = \frac{\mu \cdot W \cdot L}{Z} = \frac{0.3 \times 630 \times 10^3 \times 4750}{3.77 \times 10^8}$$

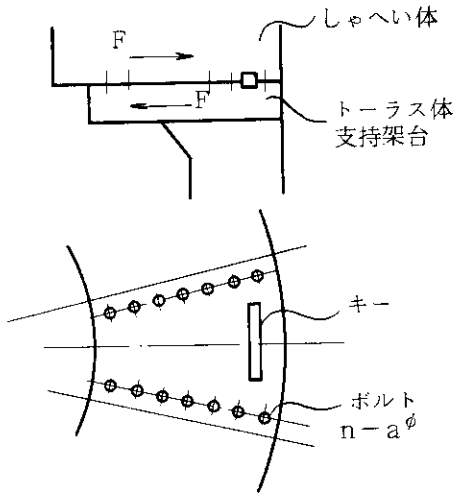
$$= 2.38\ (\mathrm{kg/mm^2})$$

○ 支持脚の圧縮応力

$$\sigma_c = \frac{W}{A} = \frac{630 \times 10^3}{\pi\,(800^2 - 400^2)} = 0.42\ (\mathrm{kg/mm^2})$$

以上のように支持脚に発生する応力はいずれもSUS 304のS_m値（14.1 kg/mm² at 300 K）に比べ低い値であり十分な強度を有している。

○ 支持脚としゃへい体間の取付ボルトおよびキー



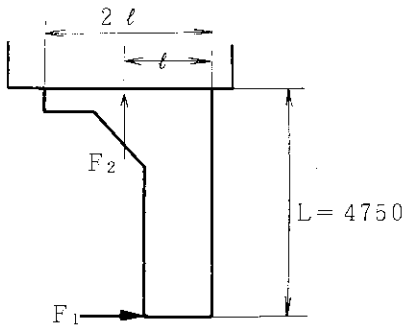
ボルトおよびキーには前記の如き熱変位にともなうせん断力：Fが働く。これをボルトのみで荷重を受けるものとし，今，径60 φ，個数20本のボルトとするとボルトに働くせん断応力：τ_B は

$$\tau_B = \frac{F}{n \cdot a} = \frac{\mu W}{na}$$

$$= \frac{0.3 \times 630 \times 10^3}{20 \times \pi/4 \times 60^2}$$

$$= 3.34\ (\mathrm{kg/mm^2})$$

また，熱変位による支持脚の曲げモーメントにともなう，引張応力がボルトに発生する。



ボルトに働く引張力：F_2 は

$$F_2 = \frac{L}{\ell} \cdot F_1$$

$$= \frac{L}{\ell} \cdot \mu \cdot W$$

$$= \frac{4750}{1850} \times 0.3 \times 630 \times 10^3$$

$$= 4.85 \times 10^5 \quad (kg)$$

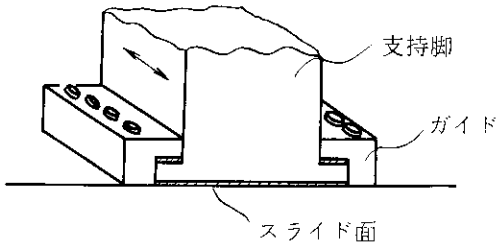
ボルトの応力は

$$\sigma_B = \frac{F_2}{n \cdot A_b} = \frac{4.85 \times 10^5}{20 \times \pi / 4 \times 60^2} = 8.6 \quad (kg/mm^2)$$

従って，ボルトに働く応力は $\sigma = 2\tau_B + \sigma_B = 15.3\ kg/mm^2$ となり，SUS 304 ($S_m = 14.1\ kg/mm^2$)を使用するものとすると，許容値を若干オーバーする。ボルト個数あるいは材質を変更することにより許容値におさめることは可能であるが，一般にボルトにはせん断力をかけないのが望ましい設計であるので，キーを設置してせん断力を負担する構造とする。今，キーの大きさを巾 50 mm，長さ 1000 mm とすると，キーに発生するせん断応力は $\tau_K = 3.8 kg/mm^2$ となる。

このように，しゃへい体と支持脚間はボルトとキーの組合せにより強固に締結されることにより，外荷重に対し安全に支持することができる。

○ 支持脚とベース面



スライド面の大きさを 1600 角とすると面圧：P は

$$P = \frac{W}{A} = \frac{630 \times 10^3}{1600^2} = 0.25 \quad (kg/mm^2)$$

低摩擦材として例えば Cu 充填材入りテフロンを使用するものとすると，テフロンの許容面圧は摺動速度が遅い場合 $Pa \simeq 70 \sim 150\ kg/cm^2$ であり，面圧上の問題はない。

また，テフロン以外にも摩擦係数の低いメタル系の摺動材も候補として考えられるので，今後検討を行なう必要がある。

以上検討した如くトーラス支持脚は十分な強度を有しており，また，支持脚としゃへい体もボルト，キーにより一体化しており，支持脚の内部に排気ダクトが設置されていても，信頼性の上で何ら問題はない。更に，ダクトの各接続部（ダクトとしゃへい体間およびダクトとクライオポンプ間）にはFig. 4.3.5 に示す如くベローズが設置してあるので，互に変位が生じた場合でもベローズで吸収されるので，真空壁のリークにつながることはない。

4.4 シングルヌルダイバータ炉本体構造

シングルダイバータの場合の炉本体構造を検討した。検討に当ってはダブルヌル型と比較す

る意味で，いくつかの部分構造については固定して検討した。それらは，真空バウンダリ（セパレート型），支持構造等である。

Fig.4.4.1 にシングルヌルダイバータ付炉構造を，Fig.4.4.2 ～Fig.4.4.4 にダイバータセクタの分解引抜関係を示す。以下，炉構造の概要，特徴を述べる。

(1) 装置中心（コイル中心）とプラズマ中心の垂直方向オフセットは 300 mm とした。

(2) ダイバータ板は下側に設置する。また，分解・引抜の空間をNBI の下部に設けるため，NBI の各入射ラインを上方にずらして設置する構造とした。

(3) ダイバータ板は 2 セクタ／TF コイル（28セクタ／トーラス）に分割し，2 セクタは大セクタと小セクタから構成される。分解・引抜は各ベイからストレートモーションで行なう。大，小のセクタは異なった方向に引き抜かれる。（ブランケットの引抜と同じ方法）

(4) 内側スクレープオフ層が 30 cm となるため，ブランケットは外側および上部にのみ設置するものとする。内側はしゃへい専用の構造物を設置する。

(5) TF コイルボアは 6.3 m 巾 × 8.826 m 高に縮小できる。（ダブルヌル型に比べ高さ 600 mm 縮小）

(6) 排気ダクトは下側に14箇所設置し，必要な排気速度を得るものとする。排気ダクトは各々，トーラス支持脚を兼用する構造とする。

4.5 シングルポンプリミタ炉本体構造

シングルポンプリミタの場合の炉本体構造を検討した。検討はシングルヌルダイバータの場合の検討と同じく，いくつかの部分構造について固定して行なった。

Fig.4.5.1 にシングルポンプリミタ付炉本体構造を示す。また，Fig.4.5.2 にリミタ上面におけるリミタの分割方法および引抜関係を示す。

以下，炉構造の概要，特徴を述べる。

(1) 装置中心（コイル中心）とプラズマ中心の垂直方向オフセットは 300 mm とし，PF コイル配置はシングルヌルダイバータの場合と同じとし，コイル断面寸法のみ異なる。

(2) リミタ板は下側に設置する。また，分解・引抜はNBI の下部空間を利用して行なう。

(3) ポンプリミタの交換すべき範囲はポンプリミタ板自身の外，内側エッジの対向面についても一緒に引き抜くものとする。

(4) リミタは 2 セクタ／TF コイル（28セクタ／トーラス）に分割し，2 セクタは大セクタと小セクタから構成される。分解・引抜は各ベイからストレートモーションで引き抜く。

(5) 内側スクレープオフ層が 30 cm となるため，ブランケットは外側および上部にのみ設置するものとする。

(6) TF コイルボアは 6.3 m 巾 × 8.5 m 高に縮小した。これは，ポンプリミタの垂直方向設置寸法がシングルヌルダイバータの比べ，小さくなったためである。

(7) 排気ダクトは下側に14箇所設定，また，ダクトはトーラス支持脚を兼用する構造とする。

4.6 炉本体組立

ダブルヌル型炉本体の組立手順および方法をTable 4.6.1 およびFig.4.6.1a～Fig.4.6.1iに示す。これらは炉建設時の組立を示し人間による作業が全面的に可能である。なお，運転後における故障箇所の修理・分解については第17章を参照のこと。

4.7 炉構造ベーキング法の検討

第1壁，ブランケットおよびシールドのベーキングは，冷却管を利用して行なう。即ち，高温のN_2ガスを冷却管に流し，各機器を所定の150℃まで加熱する方法を採用する。

ベーキングに要する時間，即ち，ベーキングを開始して後，機器が所定温度（150℃）になるまでの時間を，最高1週間と考えた。

又，配管からの熱損失を考えないと，機器の温度と加熱時間の関係は，以下の式で表わされる。

$$C_p W\,dT = \alpha (T_g - T) A\,dt$$

$$T = T_g - (T_g - T_o)\exp\left(-\frac{\alpha A}{C_p W}t\right) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots ①$$

ここで，T ；機器温度

T_g；加熱ガス（N_2）温度（＝200℃）

T_o；初期温度（＝20℃）

C_p；機器の比熱

W ；機器重量

α ；加熱面熱伝達率

A ；加熱面面積

t ；時間

上記式は，第一壁およびブランケットの真空中機器は熱損失がないので，概略妥当（各機器間の熱伝導損失は無視した）であるが，シールドは外面が大気にさらされているので，外気の自然対流による熱損失を考えると下式のようになる。

$$T = \frac{\alpha A T_g + \beta B T_o}{\alpha A + \beta B} - \frac{\alpha A (T_g - T_o)}{\alpha A + \beta B}\exp\left(-\frac{\alpha A + \beta B}{C_p W}t\right) \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots ②$$

ここで，β ；シールド外面の自然対流による熱伝達率

B ；シールド外面の面積

①，②式を用いて，第1壁，ブランケット，およびシールドの加熱所用時間を計算する。

1モジュール当りの各機器の管径，重量等の数値は以下に示す値である。

管径 d ；$d_f = 0.005^{\phi}$ m（等価直径），10^{ℓ}m，500本

$d_b = 0.016^{\phi}$ m，10^{ℓ} m，467本

$d_s = 0.01^{\phi}$ m ，10^{ℓ} m，168本

W；$W_f = 3.2 \times 10^3$ kg

$W_b = 76.6 \times 10^3$ kg （$W_{(Pb)} = 35$ton，$W_{(Li_2O)} = 15$ton，$W_{(ss)} = 26.6$ton）

$W_s = 654 \times 10^3$ kg

比熱 C_p ; $C_{p(ss)} = 0.118$ kcal/kg℃

$C_{p(Pb)} = 0.038$ kcal/kg℃

$C_{p(Li_2O)} = 0.694$ kcal/kg℃

ブランケットは Pb，Li_2O，SUS の複合体なので，①，②式の C_pW 項に，$C_pW = \sum_i C_{pi} W_i$ を入力した。なお，サフィックス f，b，s は，各々第一壁，ブランケット，およびシールドを示す。

ここで，$T_o = 20$℃，$T_g = 200$℃，$T = 150$℃ とする。

又，各機器の N_2 ガスの流速を各々以下のように設定した。

$u_f = 2$ m/sec

$u_b = 5$ m/sec

$u_s = 10$m/sec

機器が 150℃になるまでの所用時間は以下のようになる。

$t_f = 0.37$ hours

$t_b = 14.1$ hours

$t_s = 61$ hours

この時の流体の圧損△P は，各々以下のようになる。

$\triangle P_f = 0.086$ atm

$\triangle P_b = 0.17$ atm

$\triangle P_s = 1.1$ atm

従って，ベーキング時間および流体圧損からも妥当なものである。

各機器のベーキングに要する熱容量 Q_i，又，炉構造 Total の熱容量 Q_t は以下のようになる。

$Q_f = 44.7$ kW

$Q_b = 875$ kW

$Q_s = 246$ kW

Total 熱容量，$Q_t = 1166$ kW になる。

しかし，上記値は，配管熱損失，熱交換器効率，ブロワー容量は考慮されていない。そこで，これらを考えて設計すると概ね，2 MW程度必要と思われる。

なお，詳細には，各機器間の加熱流体温度，流速，および所用時間を考慮してベーキング系の最適化が必要と考える。

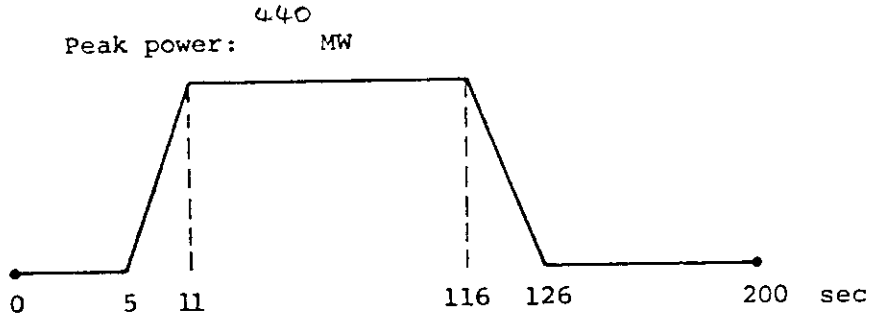
Table 4.2.1 Evaluation of vacuum boundary designs

	Separate Vacuum Boundary	Common Vacuum Boundary
(1) Safety·Reliability		
Cryostat bellows leaking (Effects on magnets)	Magnet temperature increase → Thermal stress	None
Torus bellows leaking (Tritium leakage)	To the reactor hall atmosphere	Absorbed on liq. He can
Differential bellows leaking	None	Magnet temperature increase → Thermal stress
Tritium permeation	1.5×10^{-2} Ci/day (73°C, Radiation and air convection) → To the reactor hall	4×10^{-4} Ci/day (28°C, Radiation) → Absorbed on liq. He can
Seismic design		Need bellows to absorb differential motion
(2) Maintenability		
Approach to cryostat	After removing shield module	After removing blanket module
Approach to bellows	After removing shield module	After removing shield module
Leak test for bellows	Difficult	Difficult
(3) Assembly		
Parts	More	Less
(4) Penetration·Access		
Pipe penetration	Good (Integral to access door)	Difficult (Need to absorb differential motion)
(5) Torus One Turn Resistance	Bellows (Dual)	Bellows (Single)
(6) Bakable	Yes	Need bellows
(7) Shielding (Radial build for same effect)	10 cm more	

Table 4.2.2 Heat load

Components	Heat load (MW)	Inlet-Temperature (°C)	Outlet Temperature (°C)	Flow rate (ton/sec)	Pressure (kg/cm^2)
Inner first wall	Q_1 = 47	50	75	W_1=0.449	5
Inner second wall	Q_2 = 20	50	75	W_2=0.191	5
Inner blanket	Q_3 = 46 (mean 26)	50	70	W_3= 0.310 (mean)	5
Inner shield	Q_4 = 5	50	70	W_4=0.060	5
Outer first wall	Q_5 = 107	50	75	W_5=1.022	5
Outer second wall	Q_6 = 47	50	75	W_6=0.450	5
Outer blanket	Q_7 = 115 (mean 65)	50	70	W_7= 0.776 (mean)	5
Outer shield	Q_8 = 5	50	70	W_8=0.060	5
Divertor	Q_9 = 45	50	70	W_9= 0.538	5
Total	437	50	70		
Mean	Q_m = 247	50	70	W_m=3.856	5

*( ): Mean value



$$\text{Mean power} = \frac{437^{MW} \times (105 + \frac{16}{2})}{200} = 247\ \text{MW}$$

Table 4.2.3　ダイバータ冷却配管の圧力損失

場所	d (m)	ℓ (m)	v (m/s)	曲りの数 n	損失水頭：△H(m)		
					直線部	曲り部	合計
ダイバータプレート部	0.01	1.6	7	2	6.58	1.06	16.76
給・排水管部	0.06	20	5	18	5.33	3.79	

Table 4.2.4　ブランケット冷却配管の圧力損失（小セクタ）

場所	d (m)	ℓ (m)	v (m/s)	曲りの数 n	損失水頭：△H(m)		
					直線部	曲り部	合計
第一壁冷却管（内側ブランケット）	0.004	9	7	2	25.83	0.26	26.09*
ブランケット内冷却管（内側ブランケット）	0.016	13	2	8	3.25	0.40	3.65
分岐管（内側ブランケット）	0.10	1.5	5	4	0.22	0.78	1.00*
第一壁冷却管（外側ブランケット）	0.004	5.5	7	4	15.78	0.52	16.30
ブランケット内冷却管（外側ブランケット）	0.016	5.5	2	6	1.38	0.30	1.68
分岐管（外側ブランケット）	0.12	6.0	5	8	0.71	1.50	2.21
冷却給排水管	0.16	20	5	10	1.72	1.79	3.51*
							*印の合計 30.60

注．第一壁の d は 0.003 (m) × 0.008 (m) の矩形断面であるので相当直径 d_M を使用

（$d_M = 4M$，$M = A/2(a+b)$，A：断面積，a, b：矩形の辺）

Table 4.2.5　ＦＥＲ概算重量

（単位：トン）

	コンポーネント	1/14セクタ	トーラス全体	備　　考
1.	ダイバータ		139	中央セクタ：13.1トン（含しゃへい，プレートのみ 954 kg） サイドセクタ：3.4 〃（　〃　〃 848 〃）
2.	ブランケット		1,117	小セクタ：104トン（含しゃへい）ブランケット 37トン／小セクタ 大セクタ：177 〃（　〃　）　〃 43トン／大セクタ
3.	しゃへい		9,149	① トーラス部：5576トン（分解部：2818トン） ② 含，クライオポンプ及ダクト，しゃへい
4.	ＴＦコイル	416	5,827	
5.	ＰＦコイル	—	1,421	Max，374トン／コイル
6.	クライオスタット	—	3,213	トーラス部：589トン
7.	支持構造物	—	2,242	
	合　計		23,106	

Table 4.6.1　炉本体全体組立手順

① クライオスタットベース設置
② 〃　真空壁組立
③ 中心側コイル支持脚組立
④ 下側ＰＦコイル仮置（＃18，19，20）
⑤ 中心側ＰＦコイル組込
　⑤1 コイル架台設置
　⑤2 支持円筒組立
　⑤3 ＰＦコイル組立
　⑤4 支持棚組立
　以下⑤1～⑤4くり返し
　⑤5 電流リード接続
　⑤6 放出管設置
　⑤7 He 配管接続
　⑤5～⑤7くり返し
⑥ ＴＦコイル外側支持脚組立
⑦ ＴＦコイル組立
⑧ サポートビーム組立（下側）
⑨ 上側ＰＦコイル組立（＃6，7，8）
⑩ 下側ＰＦコイル組立（＃18，19）
⑪ クライオスタット組立（トーラス部）
⑫ トーラス支持脚組立
⑬ トーラス支持ベース組立
⑭ しゃへい体組込み（ポスト部）
⑮ しゃへい体組込み（残り部分）
⑯ ベルジャ組立（胴部）
⑰ クライオスタット組立（トーラス部の残り部）
⑱ サポートビーム組立（上部）
⑲ ベルジャドーム組立
　⑲1 支持構造物組立
　⑲2 薄板真空壁組立
　⑲3 クライオポンプ，ダクト及ダクトしゃへい組立
　⑲4 77Ｋシールド層組立
⑳ He 配管および電流リード接続
㉑ ブランケット挿入・組立
㉒ ダイバータ挿入・組立
㉓ ブランケットアクセスドア取付
㉔ ダイバータアクセスドア取付
㉕ NBI およびICRF 接続
㉖ 冷却配管類組立
㉗ 電流リード等外部接続

注．クライオスタットの組立には77Ｋシールド層の組立も含む。

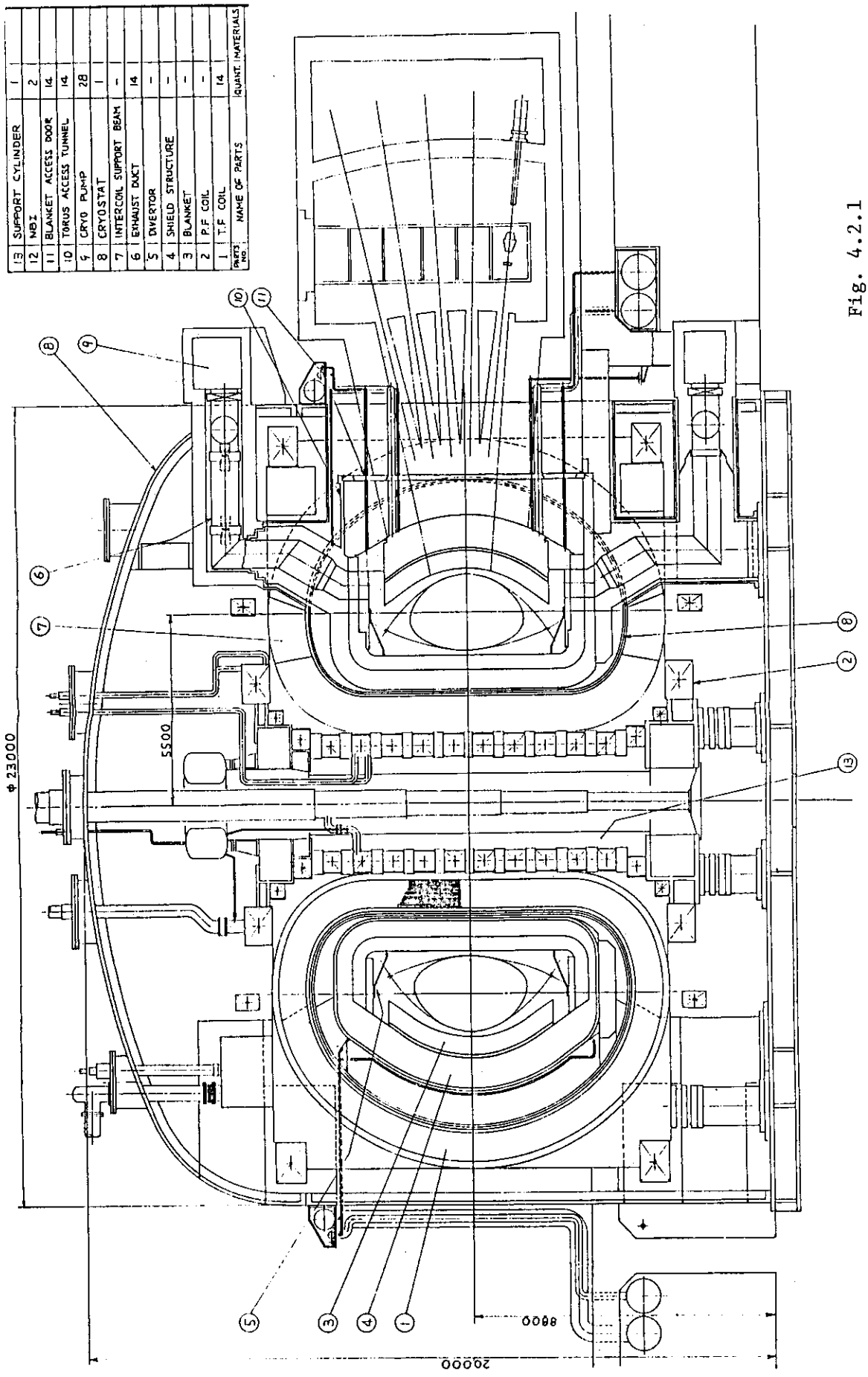

13 SUPPORT CYLINDER 1
12 NBI 2
11 BLANKET ACCESS DOOR 14
10 TORUS ACCESS TUNNEL 14
9 CRYO PUMP 28
8 CRYOSTAT 1
7 INTERCOIL SUPPORT BEAM -
6 EXHAUST DUCT 14
5 DIVERTOR -
4 SHIELD STRUCTURE -
3 BLANKET -
2 P.F COIL -
1 T.F COIL 14
PARTS NO. NAME OF PARTS QUANT. MATERIALS
φ23000
5500
8000
20000

Fig. 4.2.1

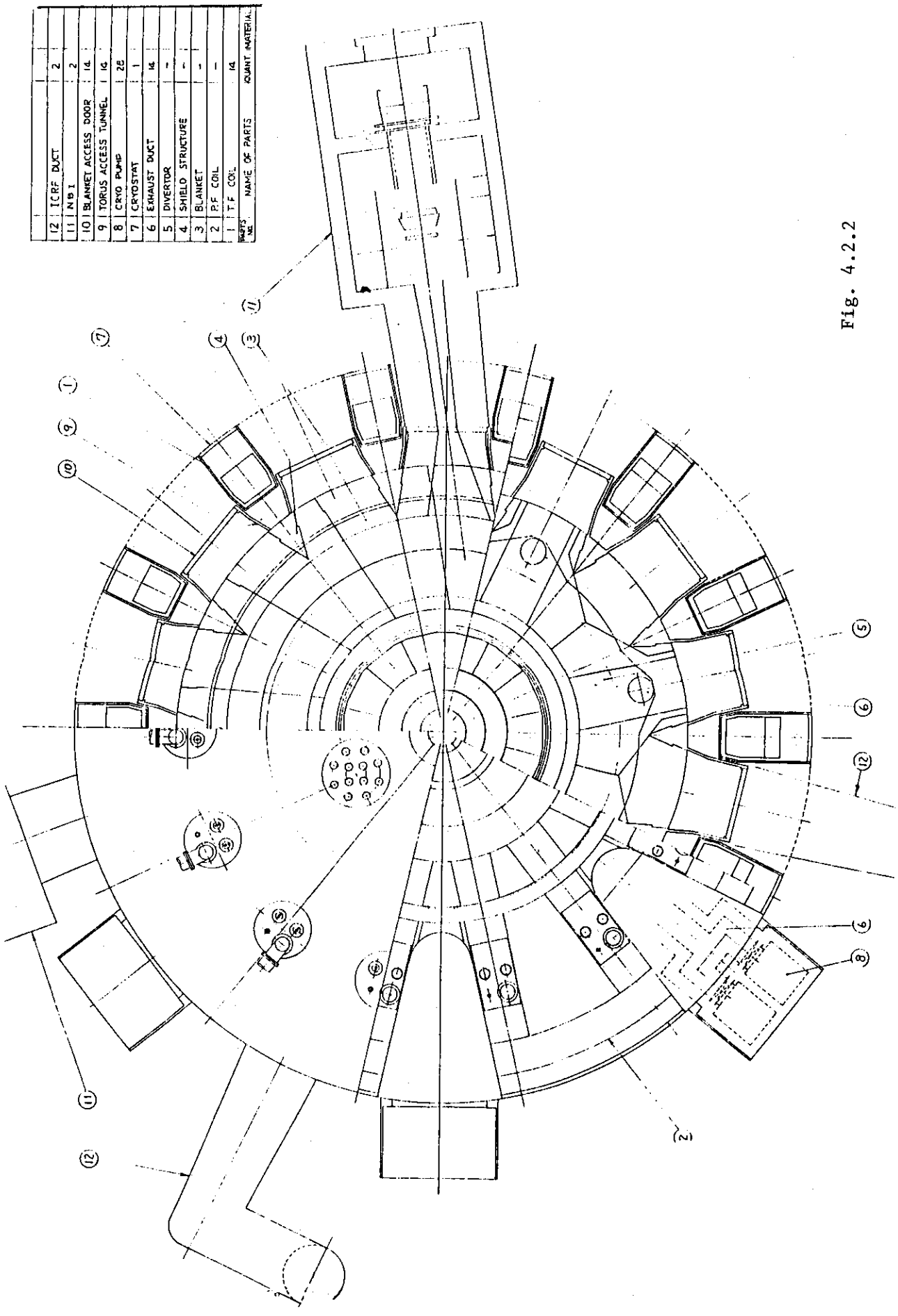
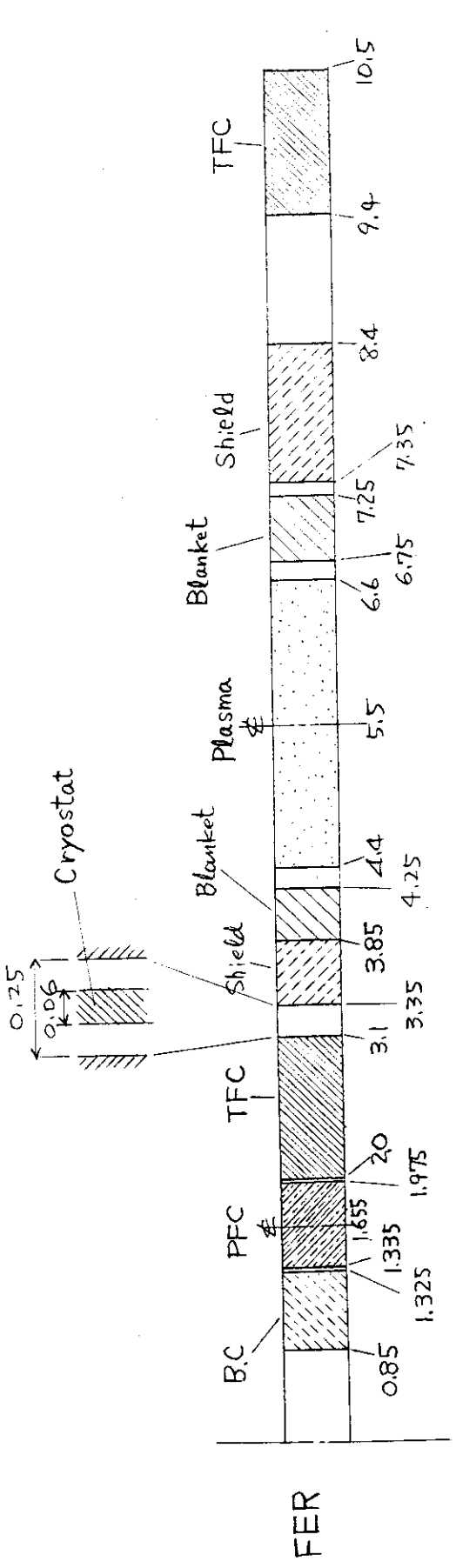

PARTS NO. | NAME OF PARTS | QUANT | MATERIAL
12 | TCRF DUCT | 2 |
11 | NBI | 2 |
10 | BLANKET ACCESS DOOR | 14 |
9 | TORUS ACCESS TUNNEL | 16 |
8 | CRYO PUMP | 28 |
7 | CRYOSTAT | 1 |
6 | EXHAUST DUCT | 14 |
5 | DIVERTOR | - |
4 | SHIELD STRUCTURE | - |
3 | BLANKET | - |
2 | P.F COIL | - |
1 | T.F COIL | 16 |

Fig. 4.2.2



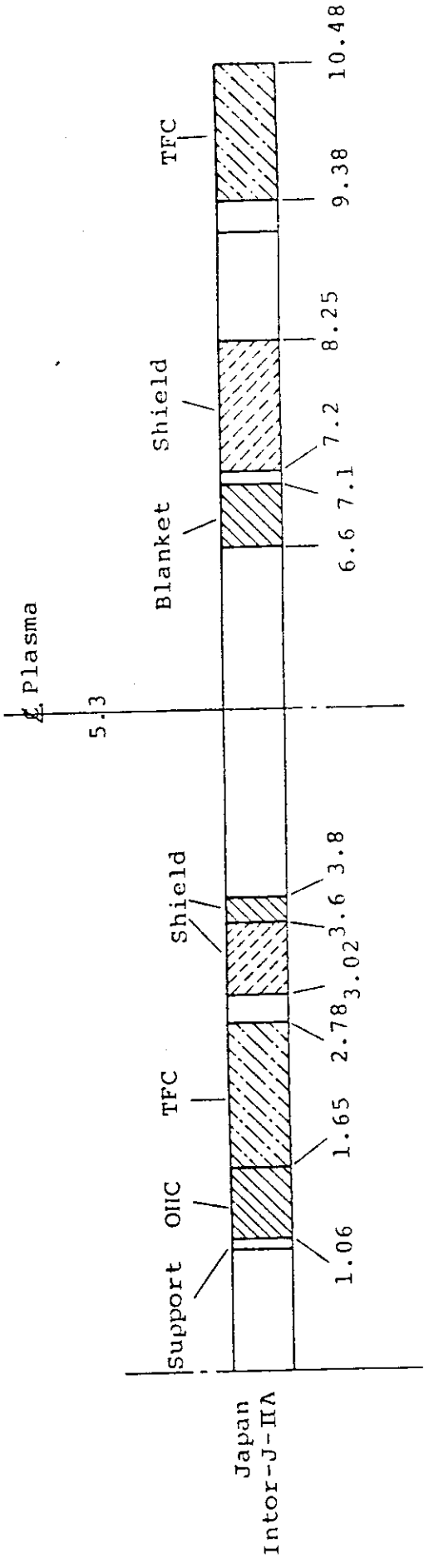


Fig. 4.2.3 FER Radial build

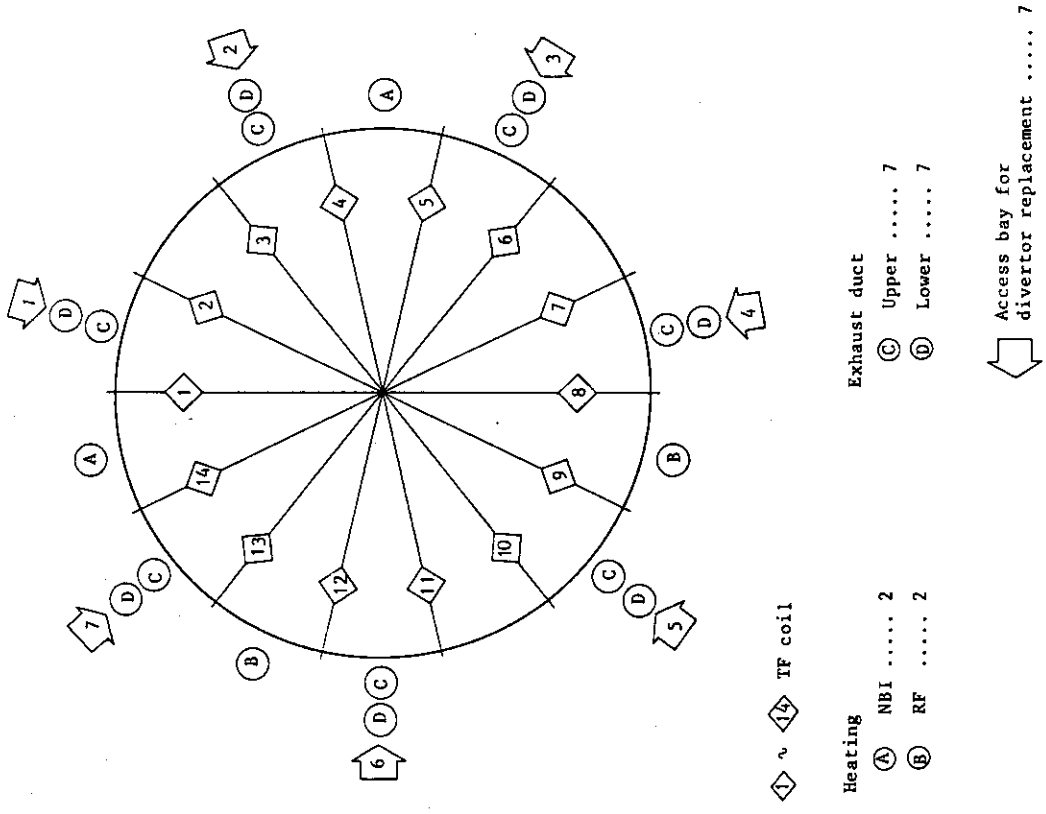


Fig. 4.2.5 Location of equipment

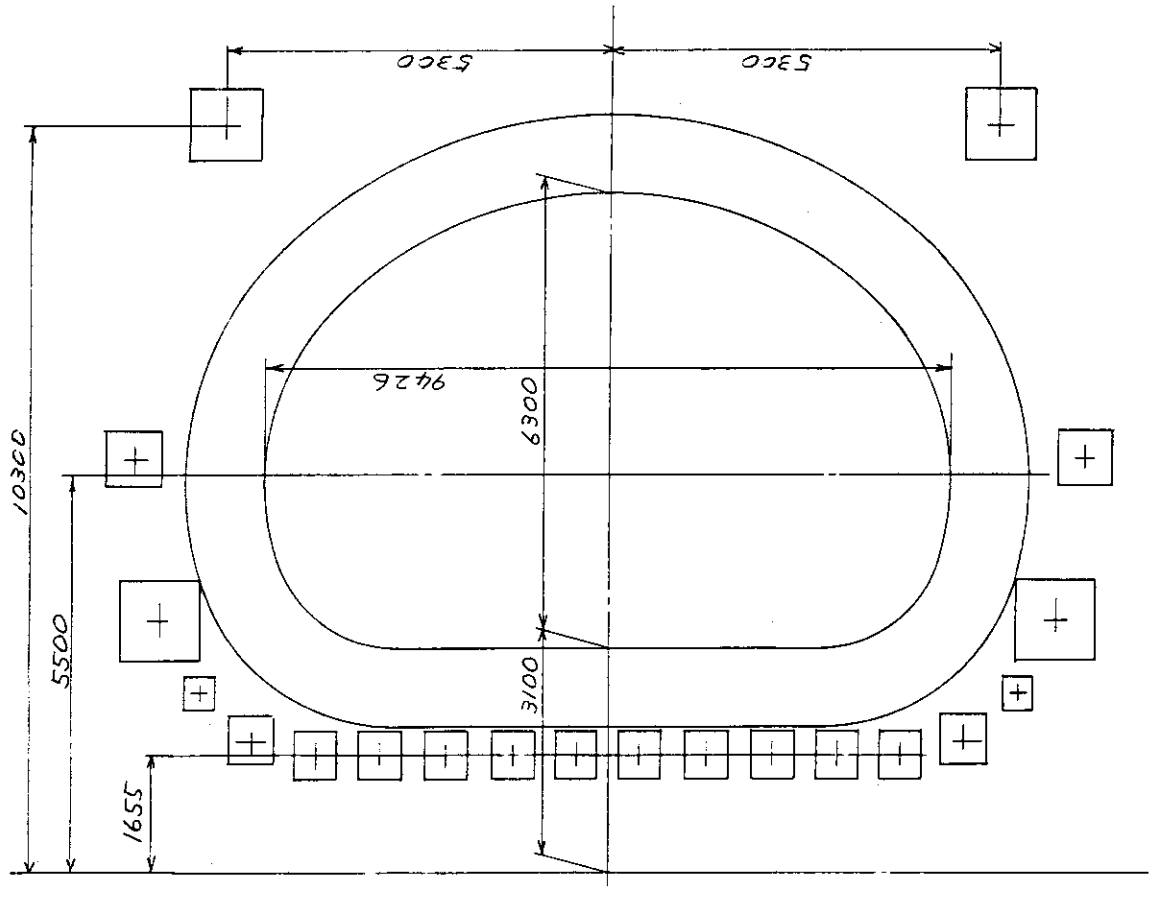


Fig. 4.2.4 TF coil & PF coil location

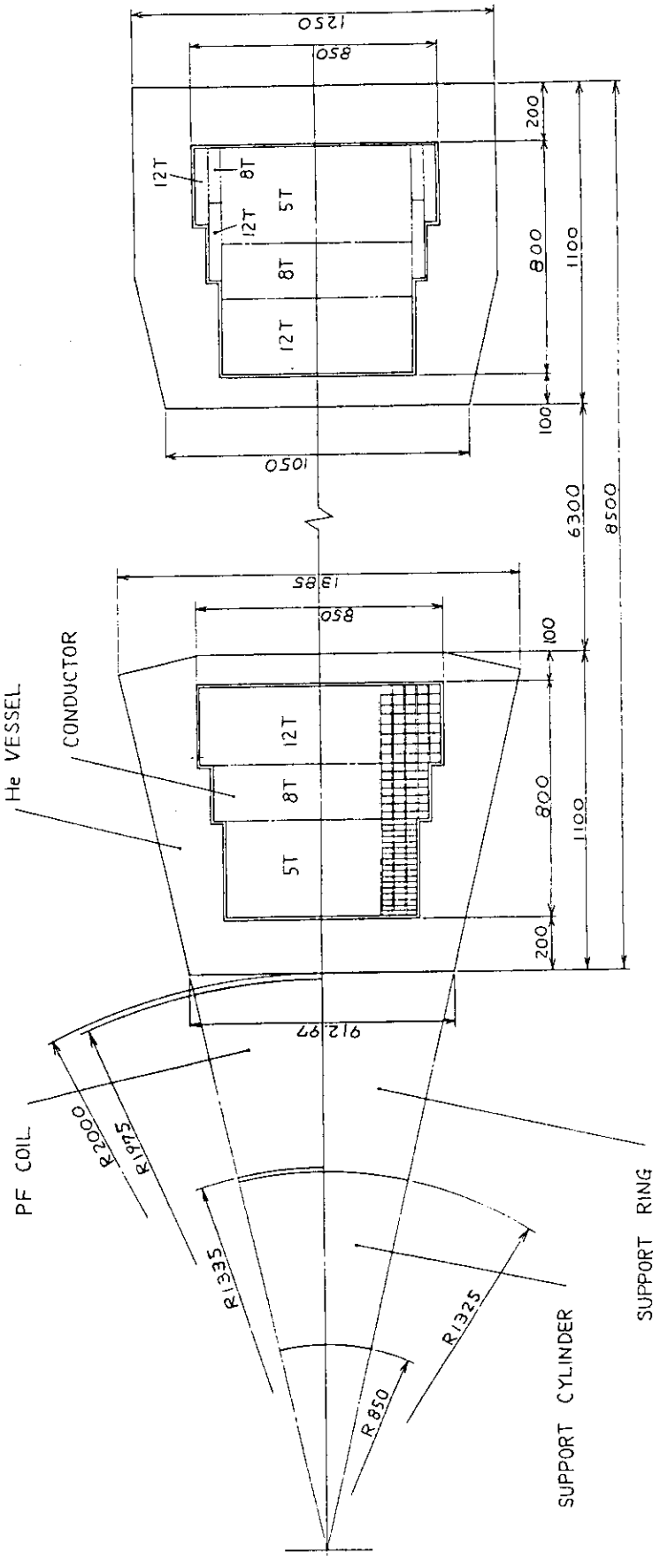
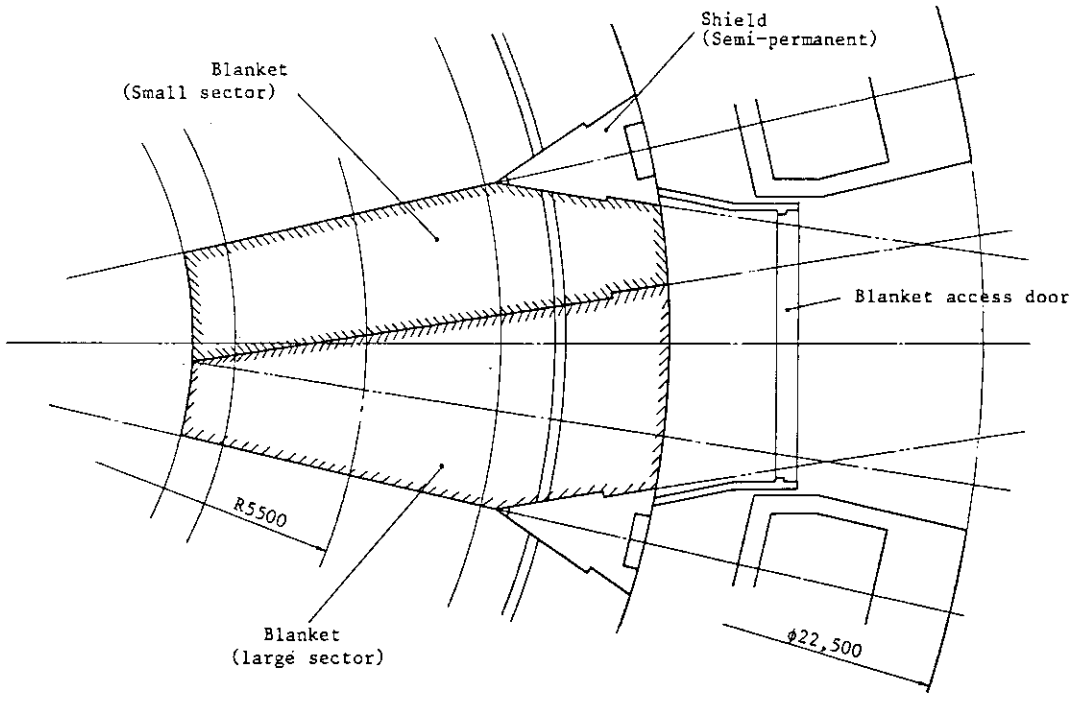

1250
850
200
12T
8T
5T
12T
8T
12T
800
1100
100
1050
6300
8500
1385
850
100
He VESSEL
CONDUCTOR
12T
8T
5T
800
1100
200
912.97
PF COIL
R2000
R1975
R1335
R850
R1325
SUPPORT CYLINDER
SUPPORT RING

Fig. 4.2.6



(Sectioned at plasma center)

Fig. 4.2.7 Segmentation of blanket

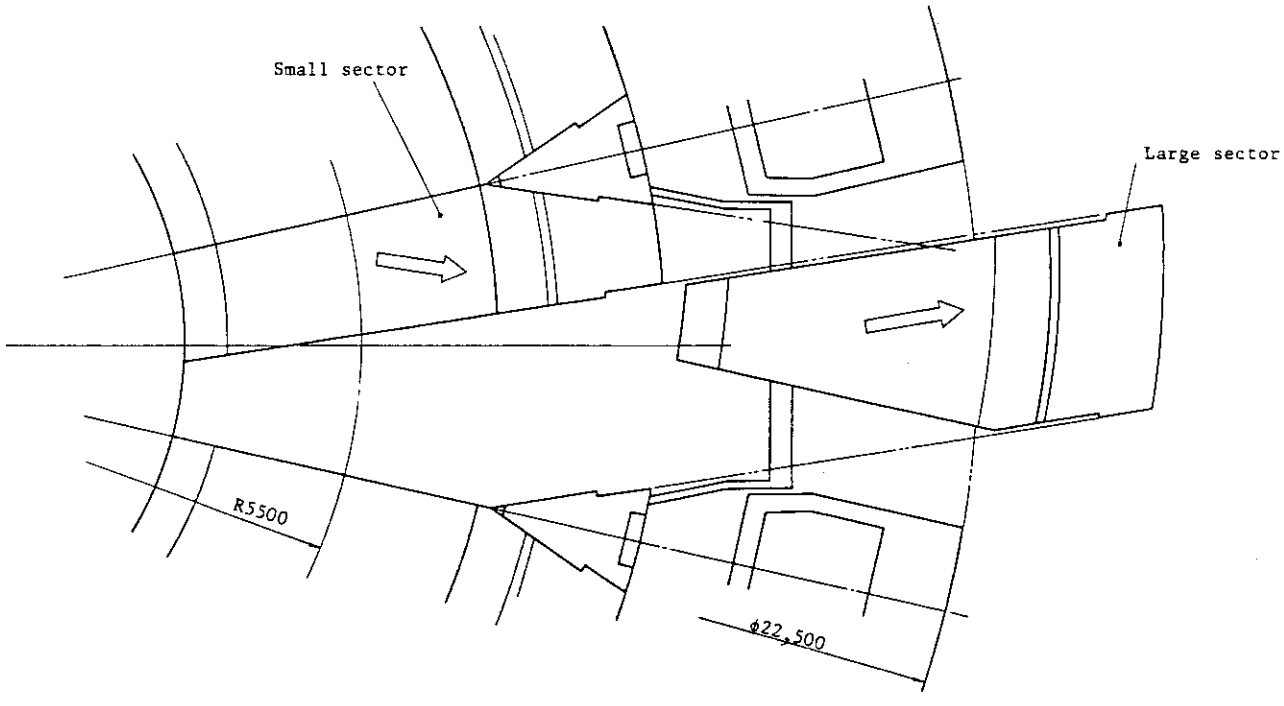


Fig. 4.2.8 Blanket replacement concept

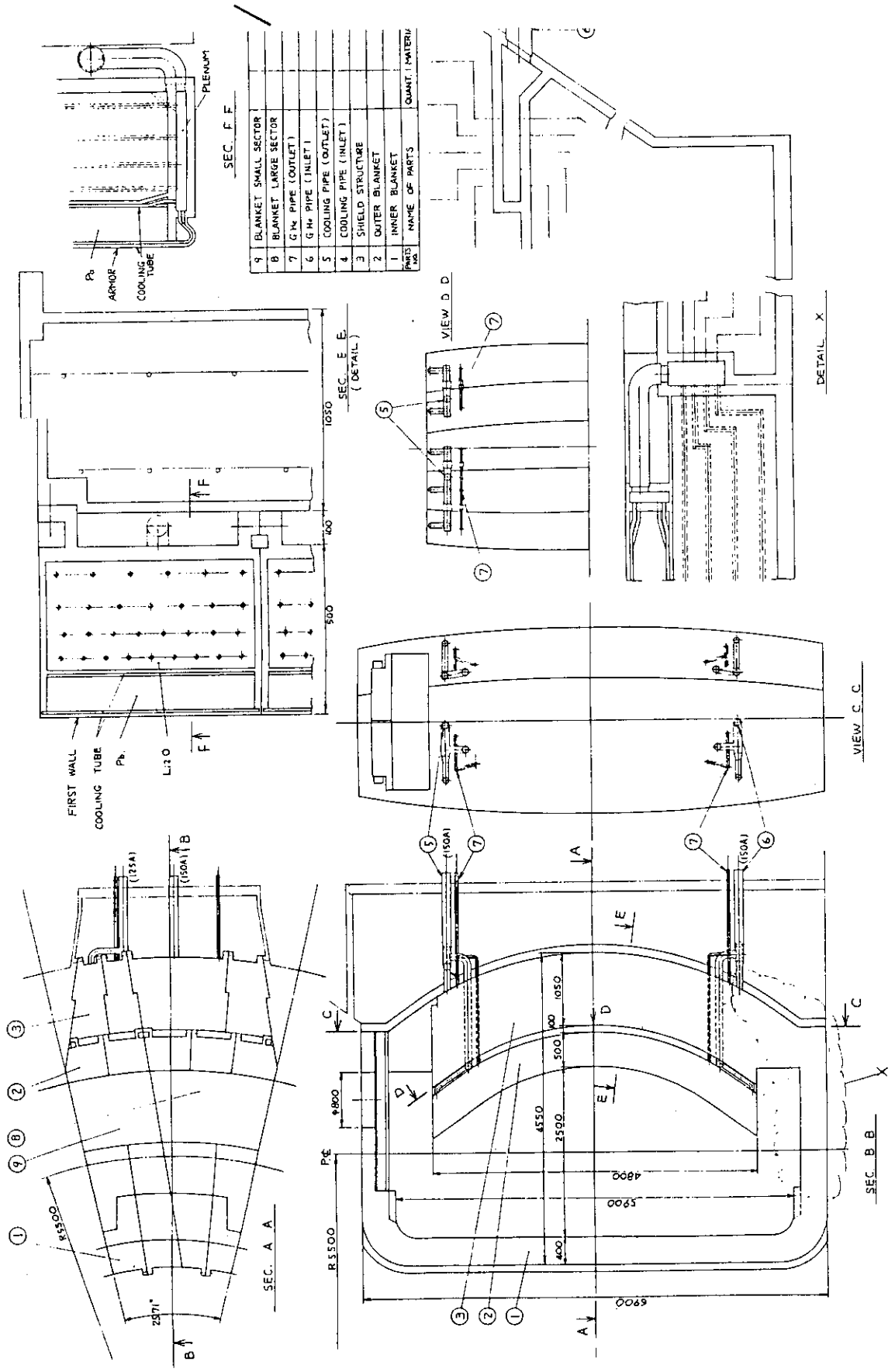

PLENUM
SEC. F F
Pb
ARMOR
COOLING TUBE
9 BLANKET SMALL SECTOR
8 BLANKET LARGE SECTOR
7 G.He PIPE (OUTLET)
6 G.He PIPE (INLET)
5 COOLING PIPE (OUTLET)
4 COOLING PIPE (INLET)
3 SHIELD STRUCTURE
2 OUTER BLANKET
1 INNER BLANKET
PARTS NO. NAME OF PARTS QUANT. MATERIAL
SEC. E E (DETAIL)
VIEW D D
DETAIL X
1050
100
500
F
FIRST WALL
COOLING TUBE
Pb
Li2O
VIEW C C
(12SA)
(15OA)
B
SEC. A A
R5500
23.7°
A
C
D
E
X
SEC B B
4800
5900
6900
2500
4550
400
800

Fig. 4.2.9

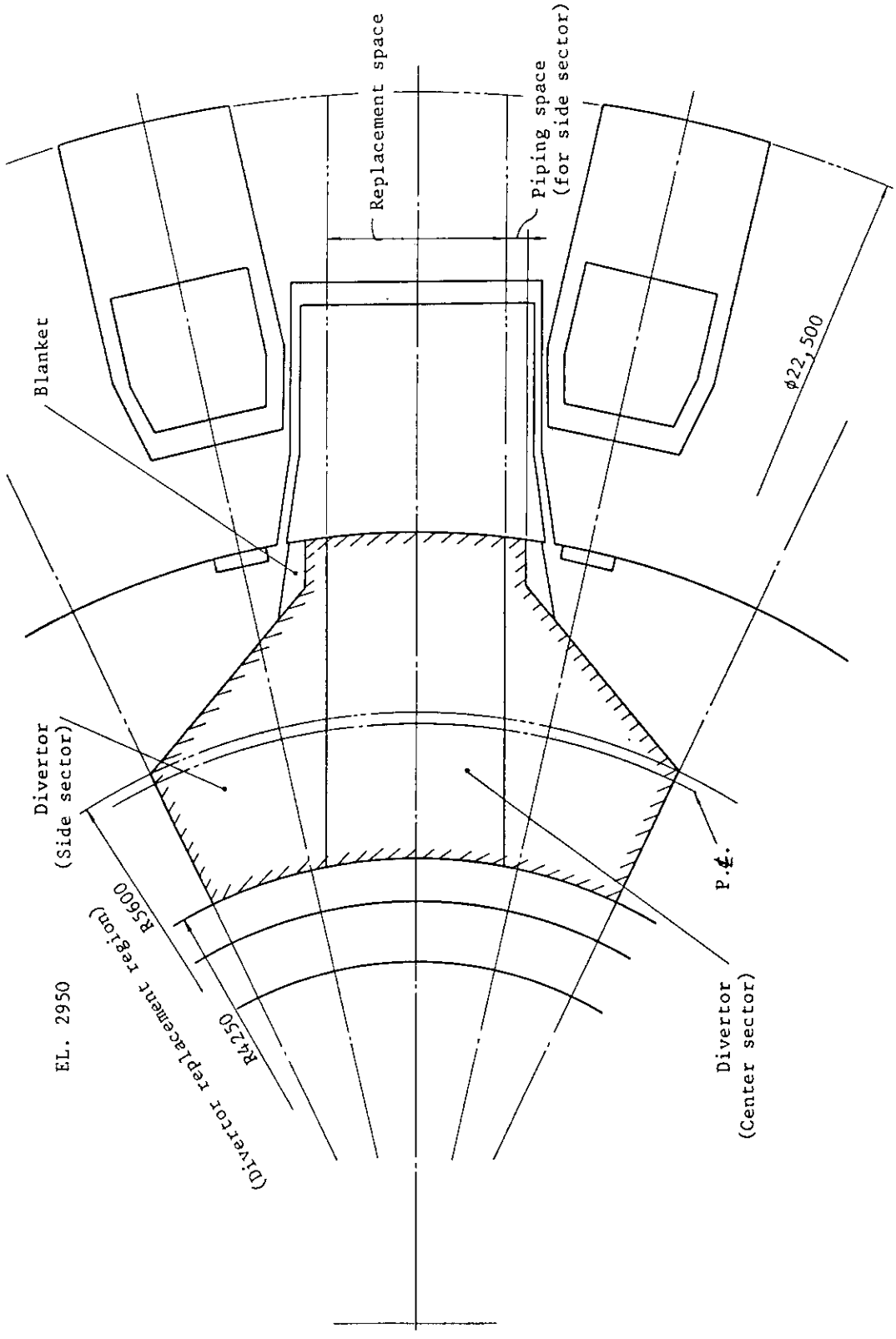


Fig. 4.2.10 Segmentation of divertor

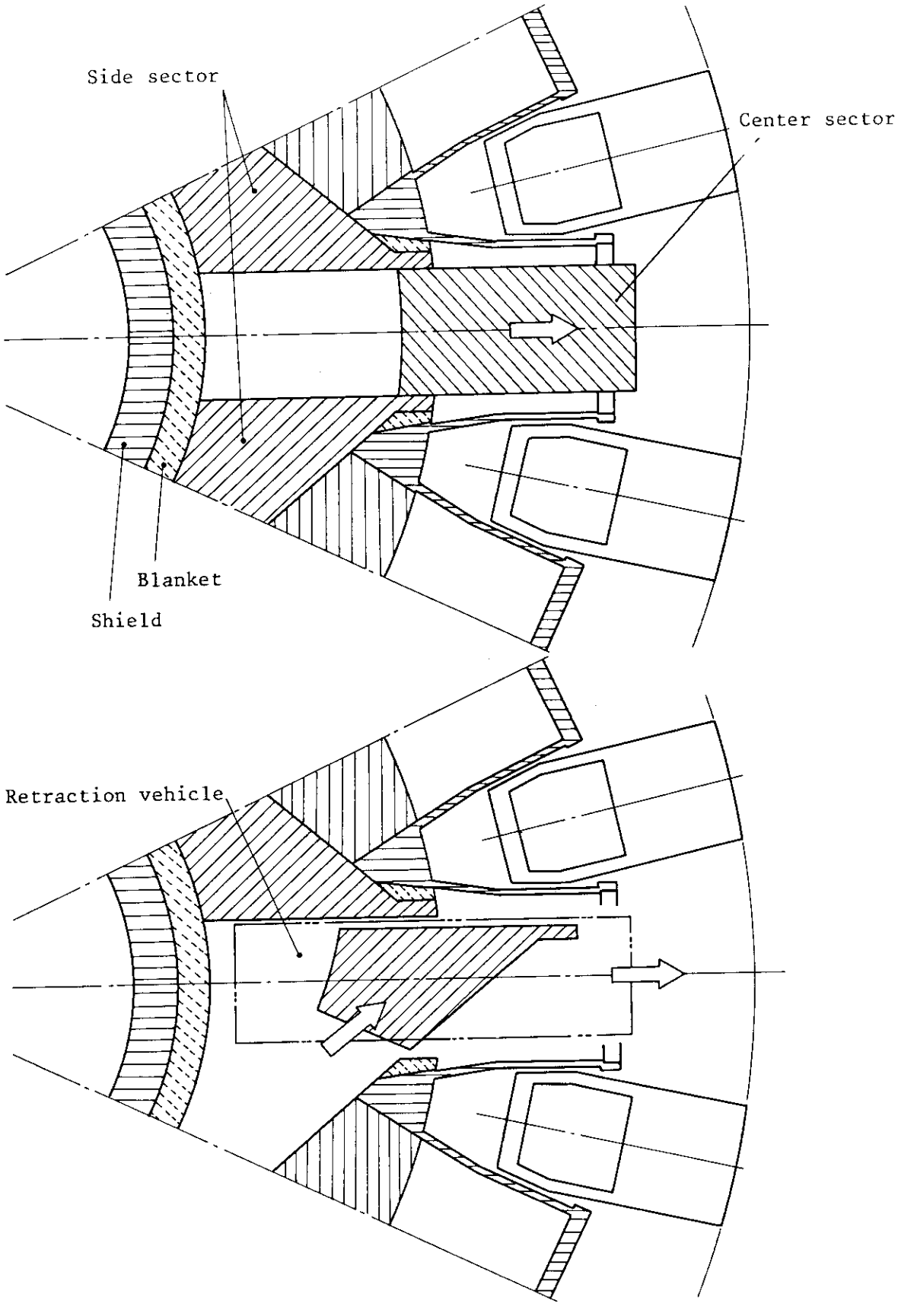


Fig. 4.2.11 Divertor replacement concept

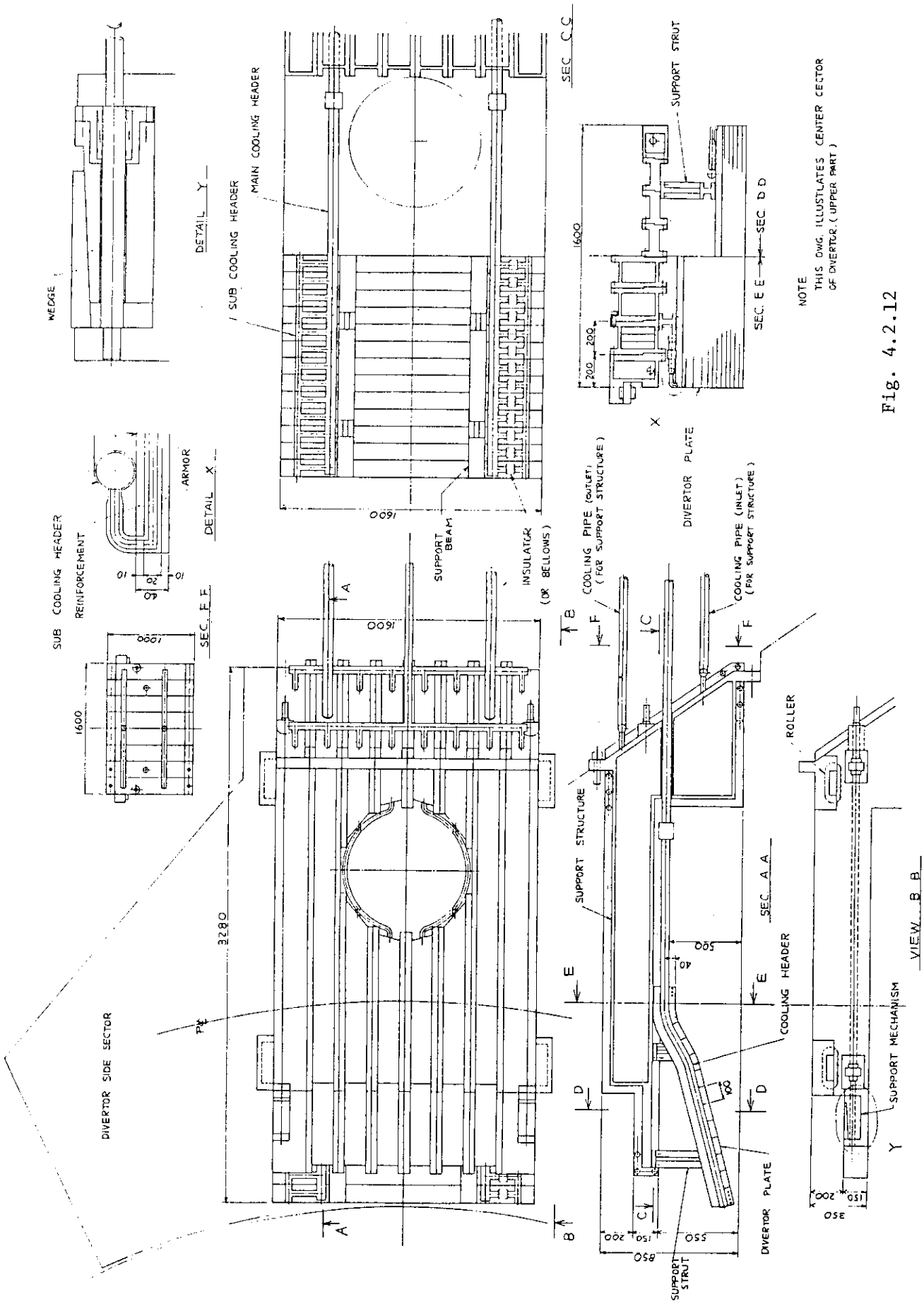

WEDGE
DETAIL Y
MAIN COOLING HEADER
SUB COOLING HEADER
SEC C C
SUPPORT STRUT
SEC D D
SEC E E
NOTE
THIS DWG. ILLUSTLATES CENTER CECTOR
OF DIVERTOR. (UPPER PART)
SUB COOLING HEADER
REINFORCEMENT
ARMOR
DETAIL X
SEC F F
SUPPORT BEAM
INSULATOR
(OR BELLOWS)
COOLING PIPE (OUTLET)
(FOR SUPPORT STRUCTURE)
DIVERTOR PLATE
COOLING PIPE (INLET)
(FOR SUPPORT STRUCTURE)
ROLLER
SUPPORT STRUCTURE
SEC A A
COOLING HEADER
DIVERTOR PLATE
SUPPORT STRUT
SUPPORT MECHANISM
VIEW B B
DIVERTOR SIDE SECTOR

Fig. 4.2.12

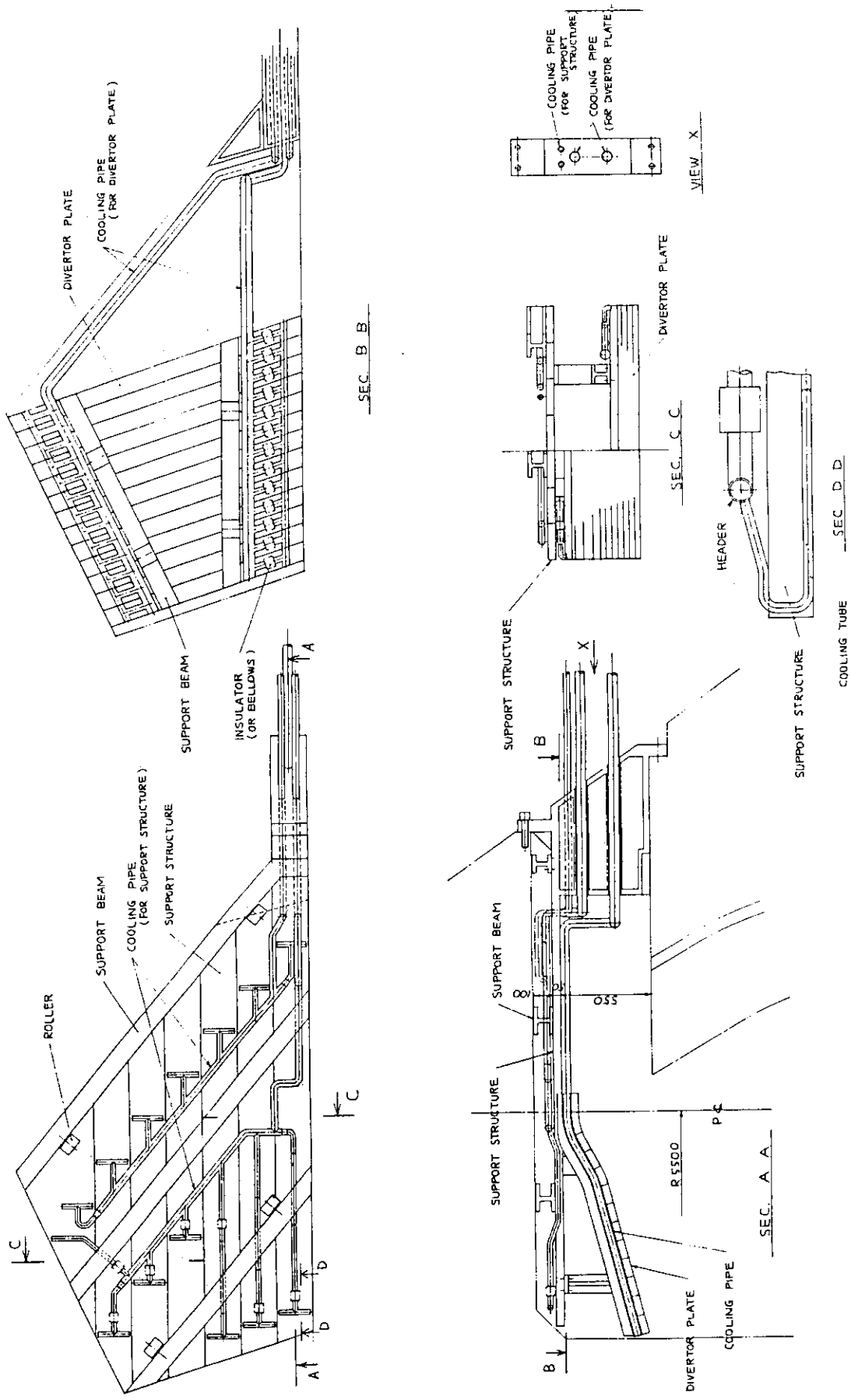

DIVERTOR PLATE
COOLING PIPE (FOR DIVERTOR PLATE)
SUPPORT BEAM
INSULATOR (OR BELLOWS)
SEC B B
ROLLER
SUPPORT BEAM
COOLING PIPE (FOR SUPPORT STRUCTURE)
SUPPORT STRUCTURE
SUPPORT STRUCTURE
SUPPORT BEAM
SUPPORT STRUCTURE
R 5500
SEC A A
DIVERTOR PLATE
COOLING PIPE
COOLING PIPE (FOR SUPPORT STRUCTURE)
COOLING PIPE (FOR DIVERTOR PLATE)
VIEW X
DIVERTOR PLATE
SEC C C
HEADER
SUPPORT STRUCTURE
COOLING TUBE
SEC D D

Fig. 4.2.13

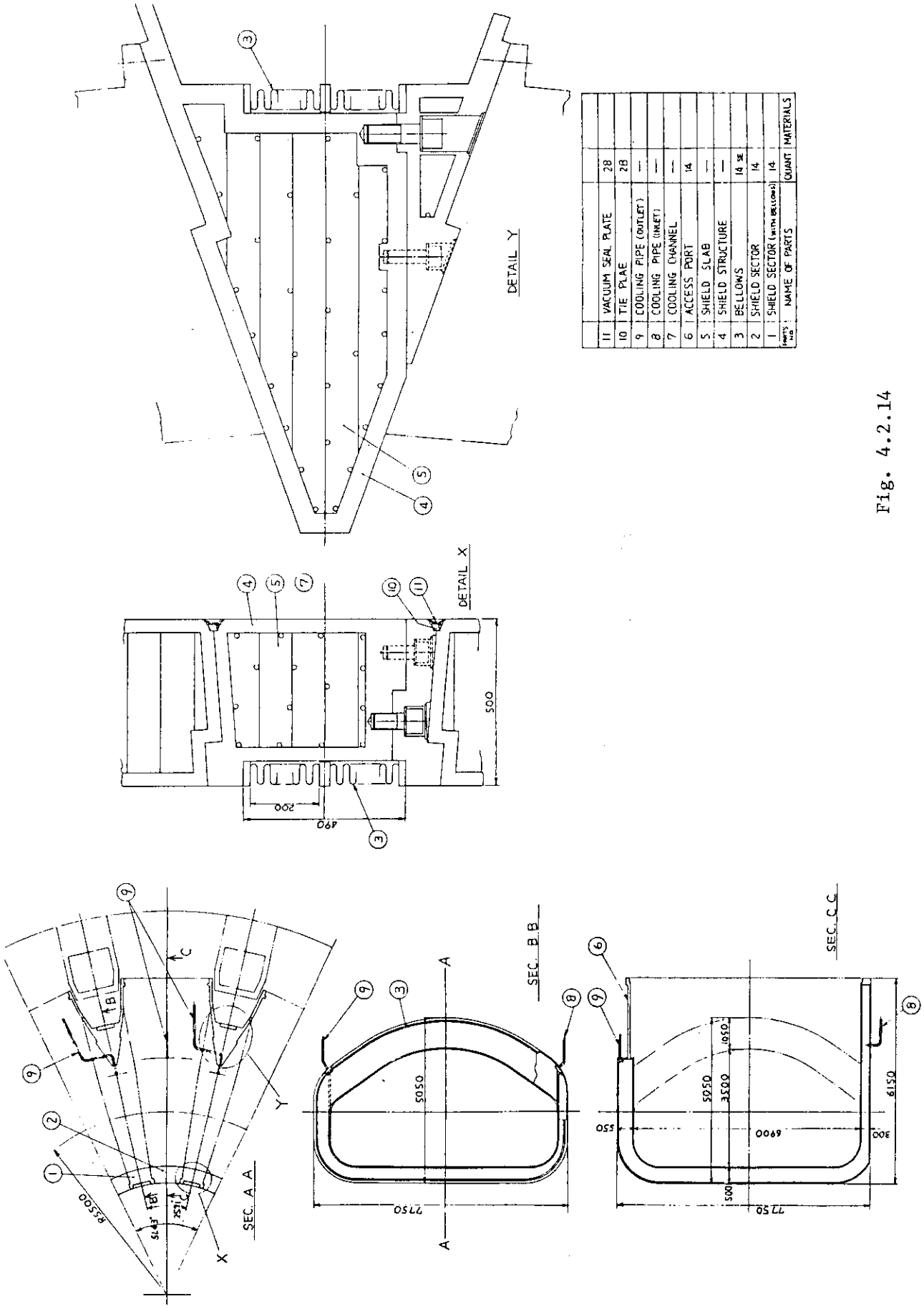

DETAIL Y
DETAIL X
SEC. A A
SEC. B B
SEC. C C
11 VACUUM SEAL PLATE 28
10 TIE PLAE 28
9 COOLING PIPE (OUTLET) —
8 COOLING PIPE (INLET) —
7 COOLING CHANNEL —
6 ACCESS PORT 14
5 SHIELD SLAB —
4 SHIELD STRUCTURE —
3 BELLOWS 14 SE
2 SHIELD SECTOR 14
1 SHIELD SECTOR (WITH BELLOWS) 14
PARTS NO. NAME OF PARTS QUANT MATERIALS

Fig. 4.2.14

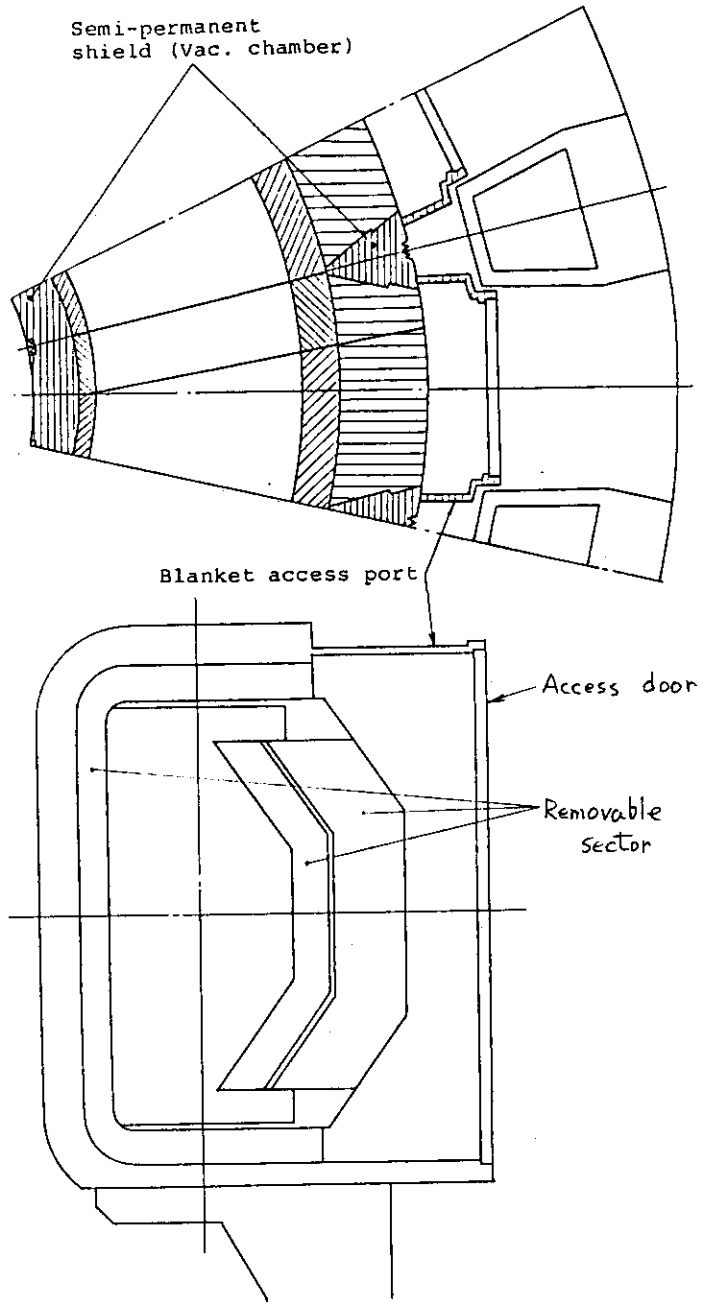


Fig. 4.2.15 Vacuum boundary of plasma chamber

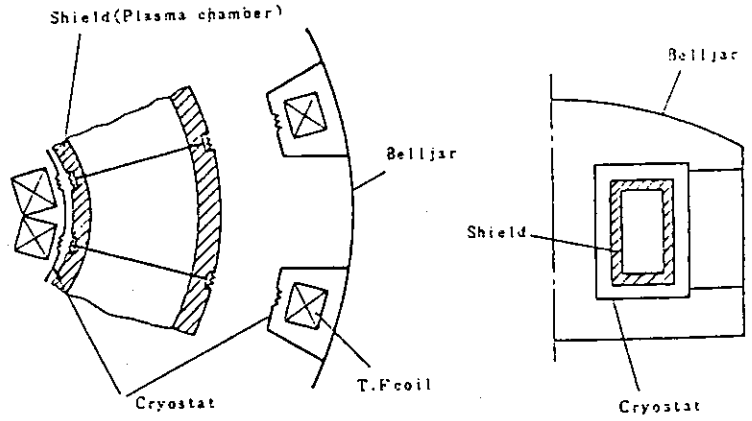


Fig. 4.2.16 Concept of cryostat

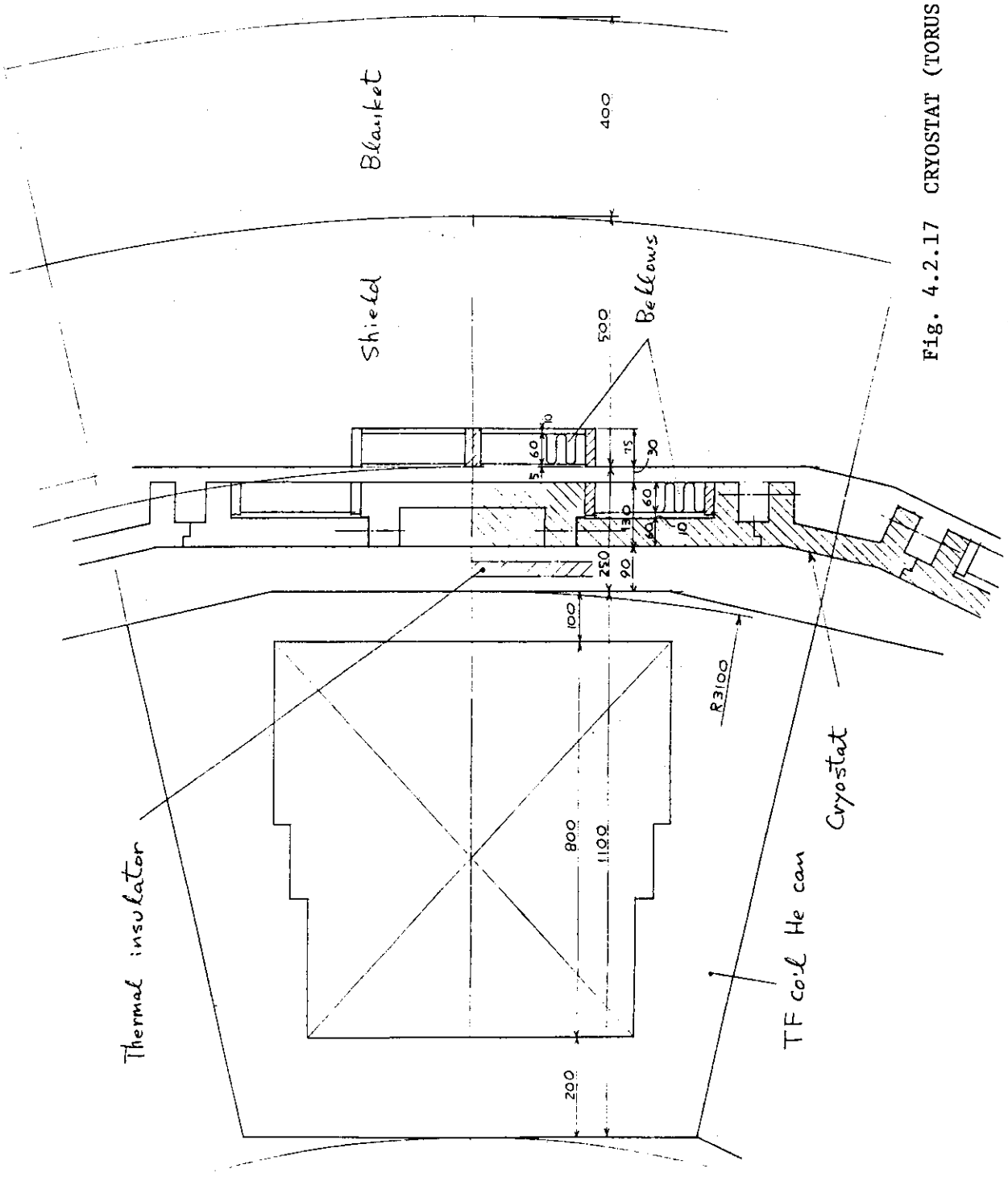


Fig. 4.2.17 CRYOSTAT (TORUS PART)

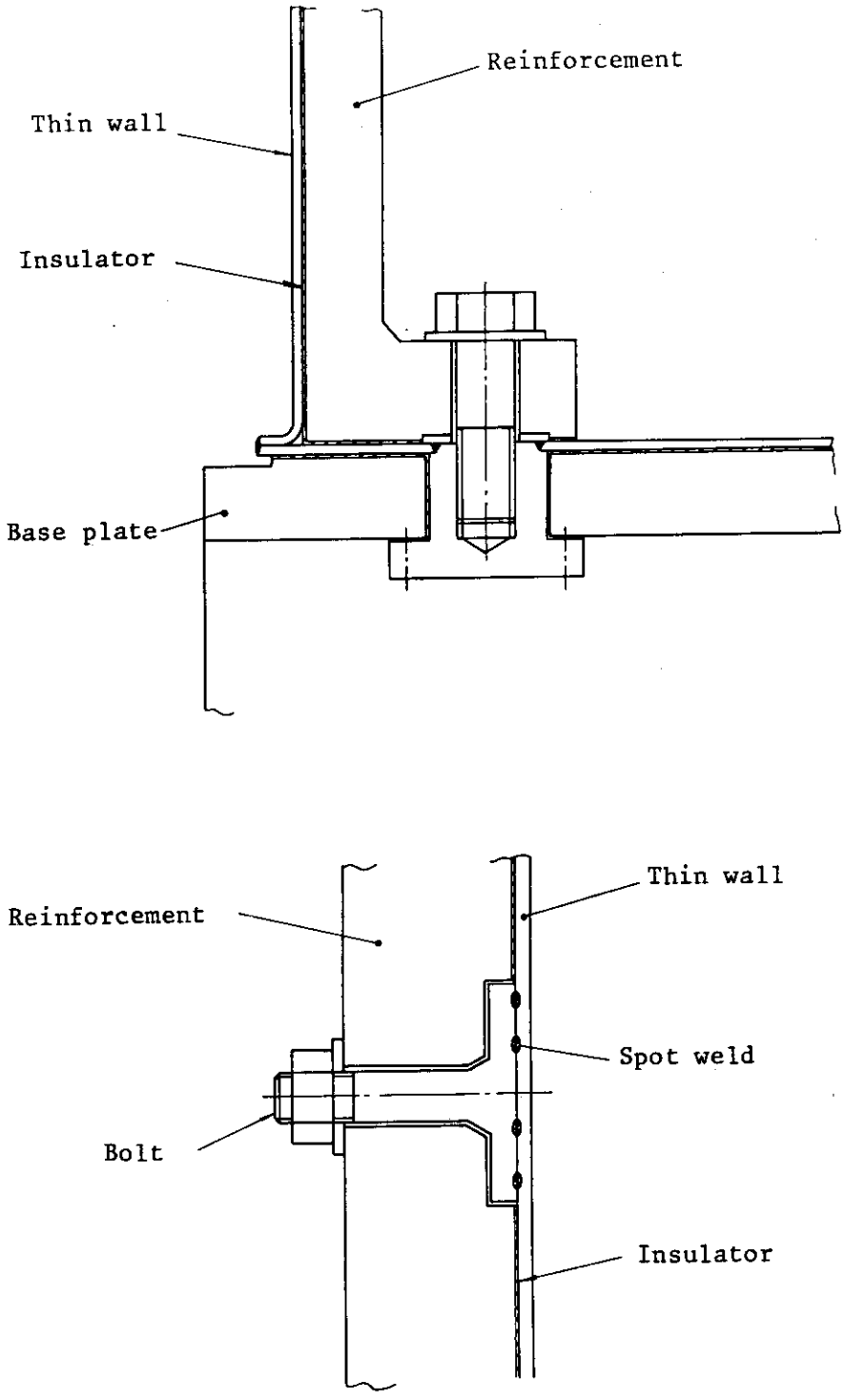


Fig. 4.2.18 Concept of vacuum wall (Thin wall type)

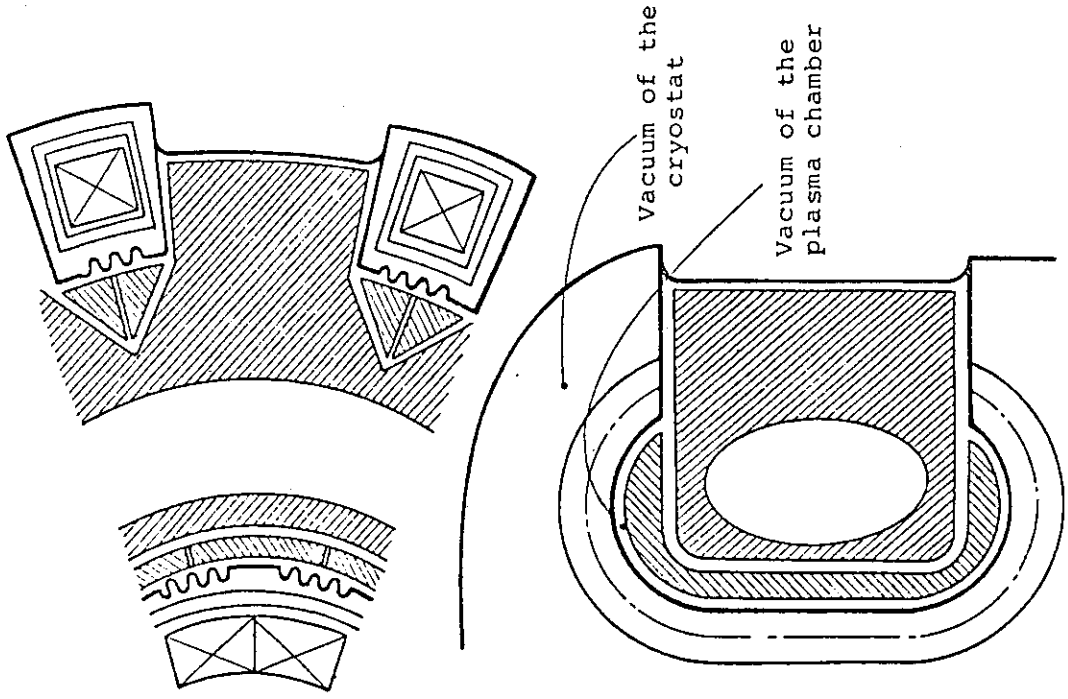


Fig. 4.2.20 Single combined vacuum boundary

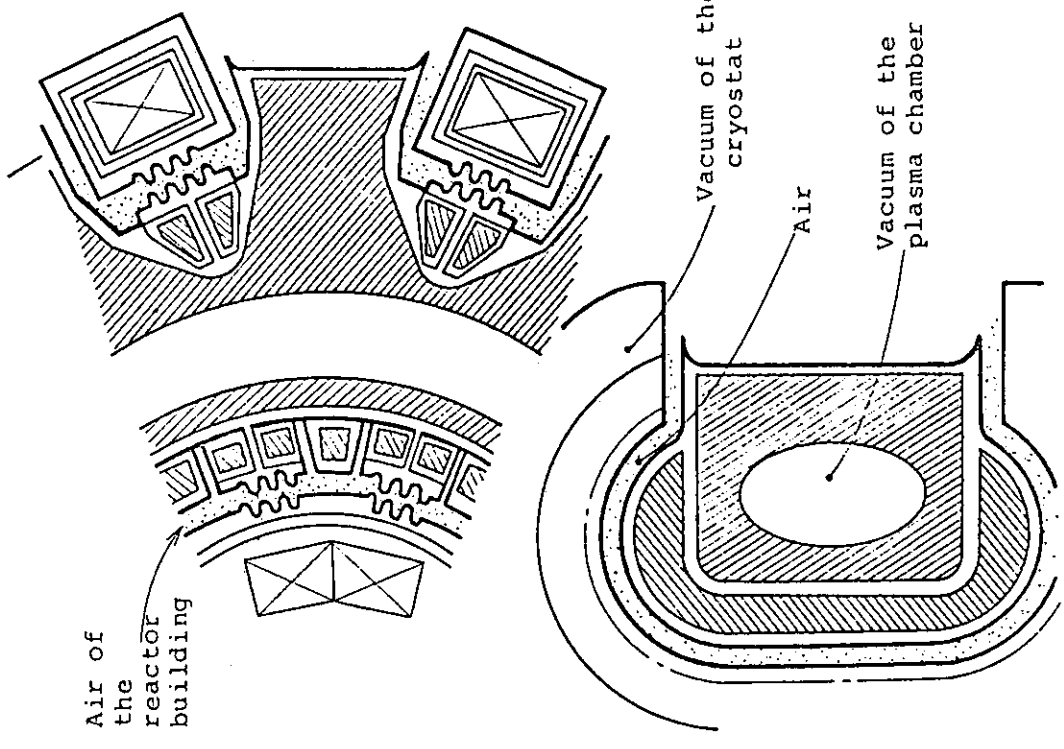


Fig. 4.2.19 Simplified separate vacuum boundaries with air in between

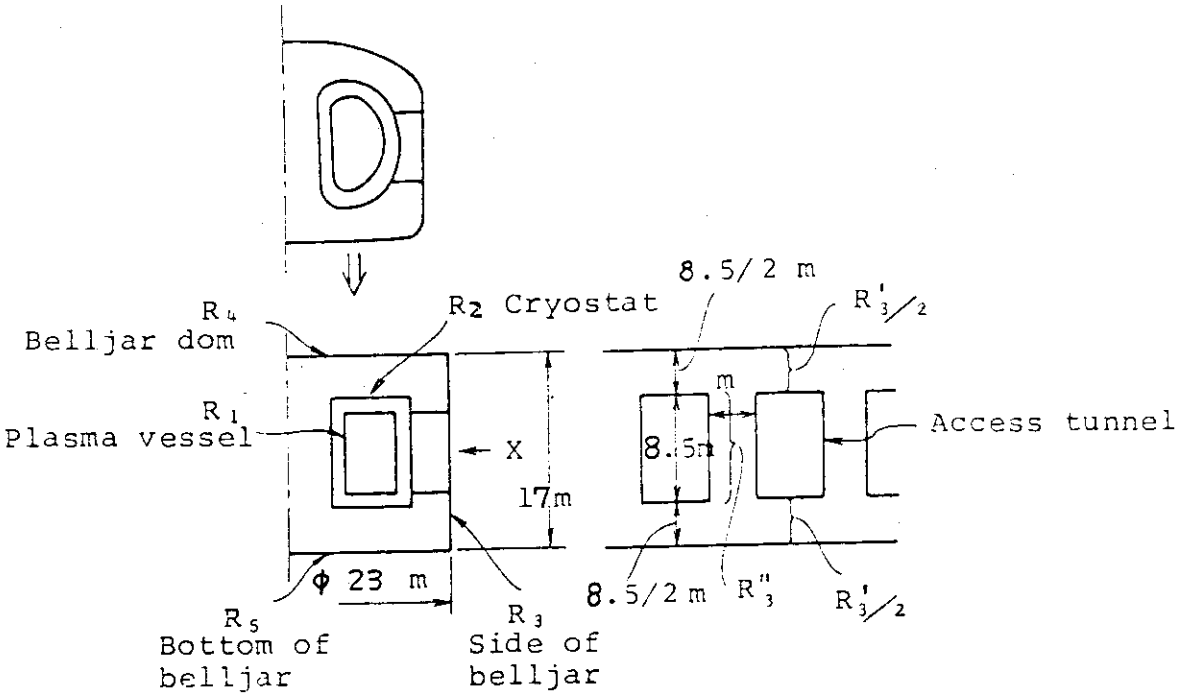
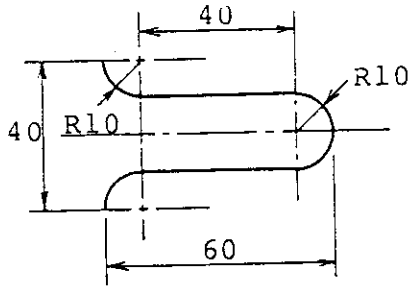


Fig. 4.2.21 Composition of loop resistance



pich : 40 mm
height : 60 mm

Fig. 4.2.22 Basic configuration of below

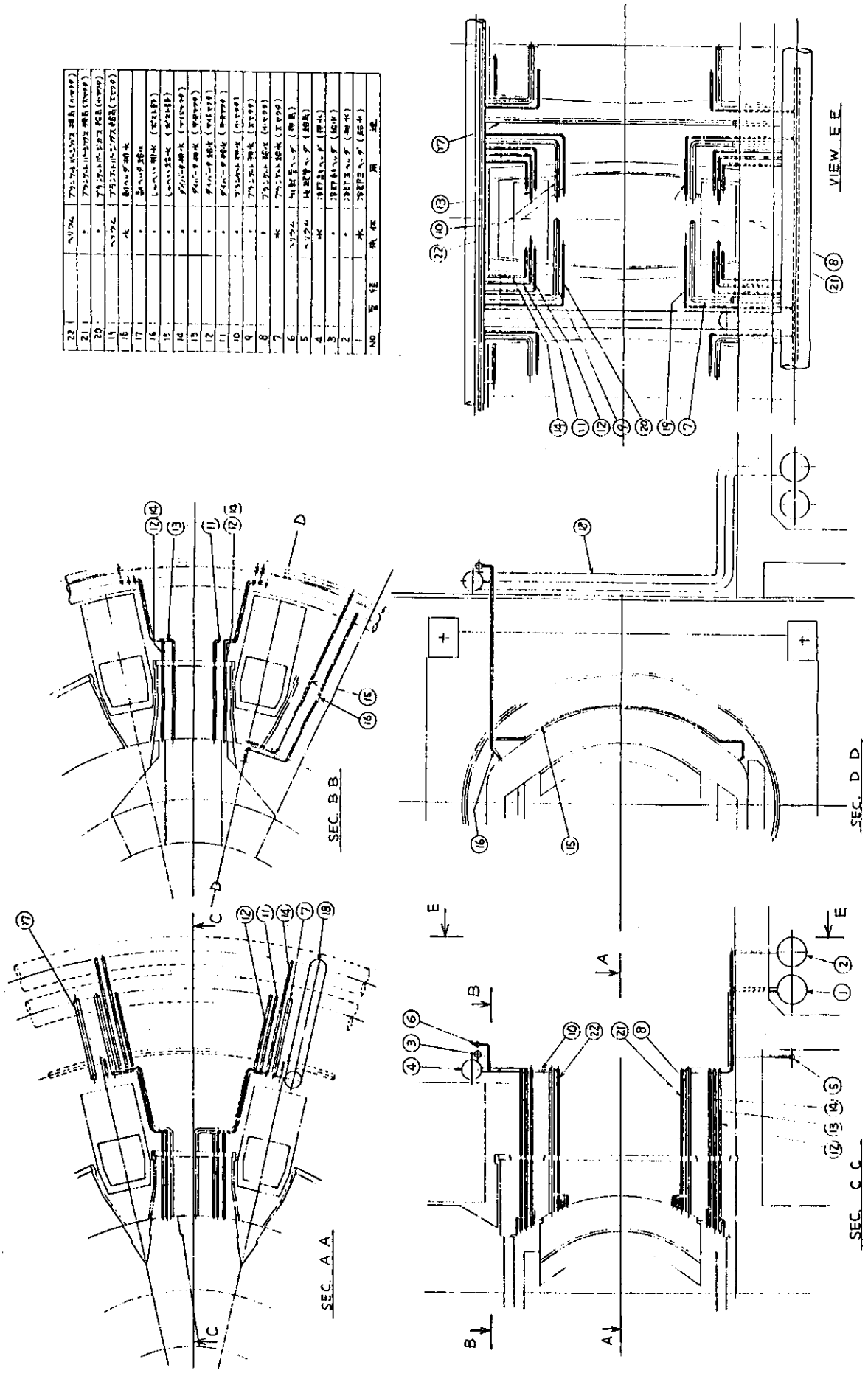
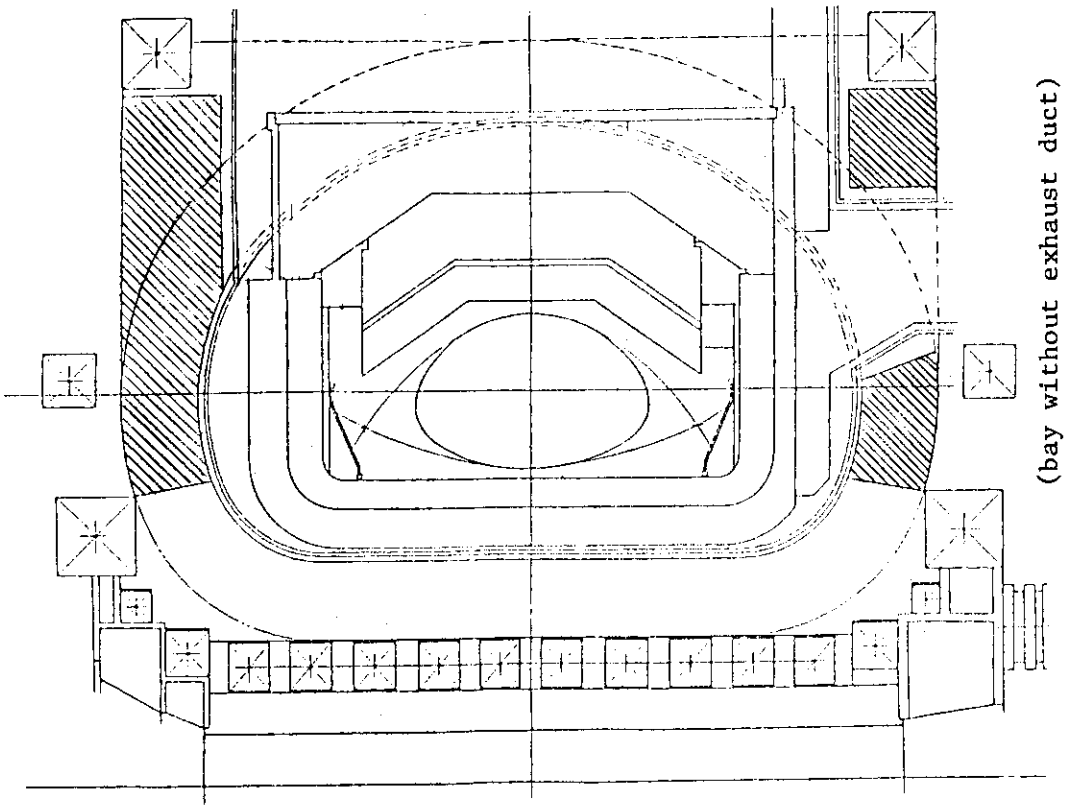
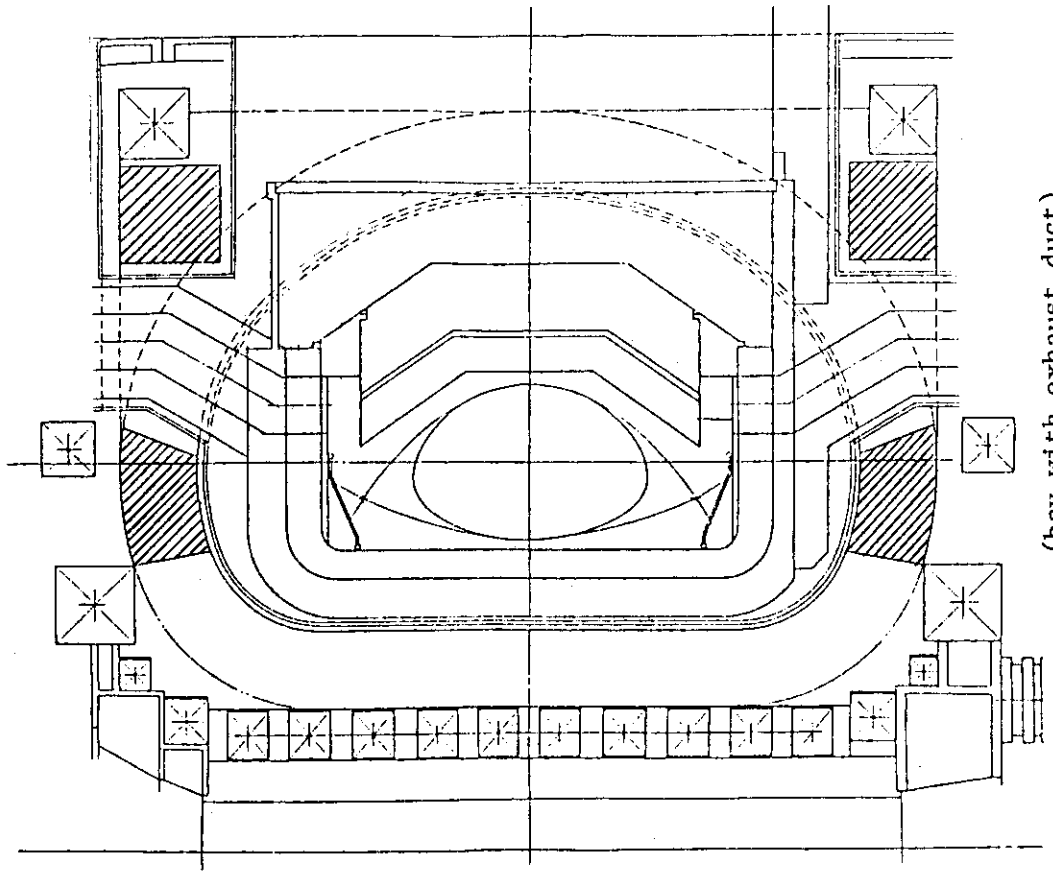


Fig. 4.2.26



(bay without exhaust duct)



(bay with exhaust duct)

NOTE showes intercoil support beam region

Fig. 4.3.1 Intercoil support beam region

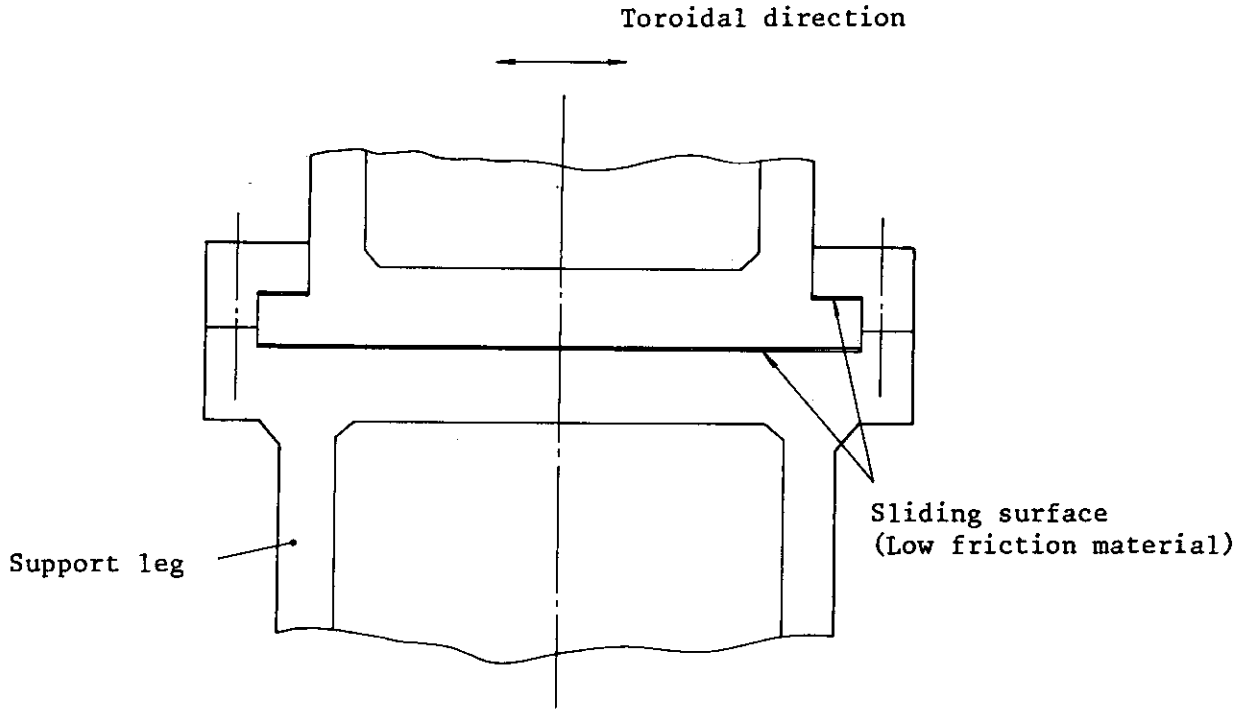


Fig. 4.3.2 Support structure of magnet

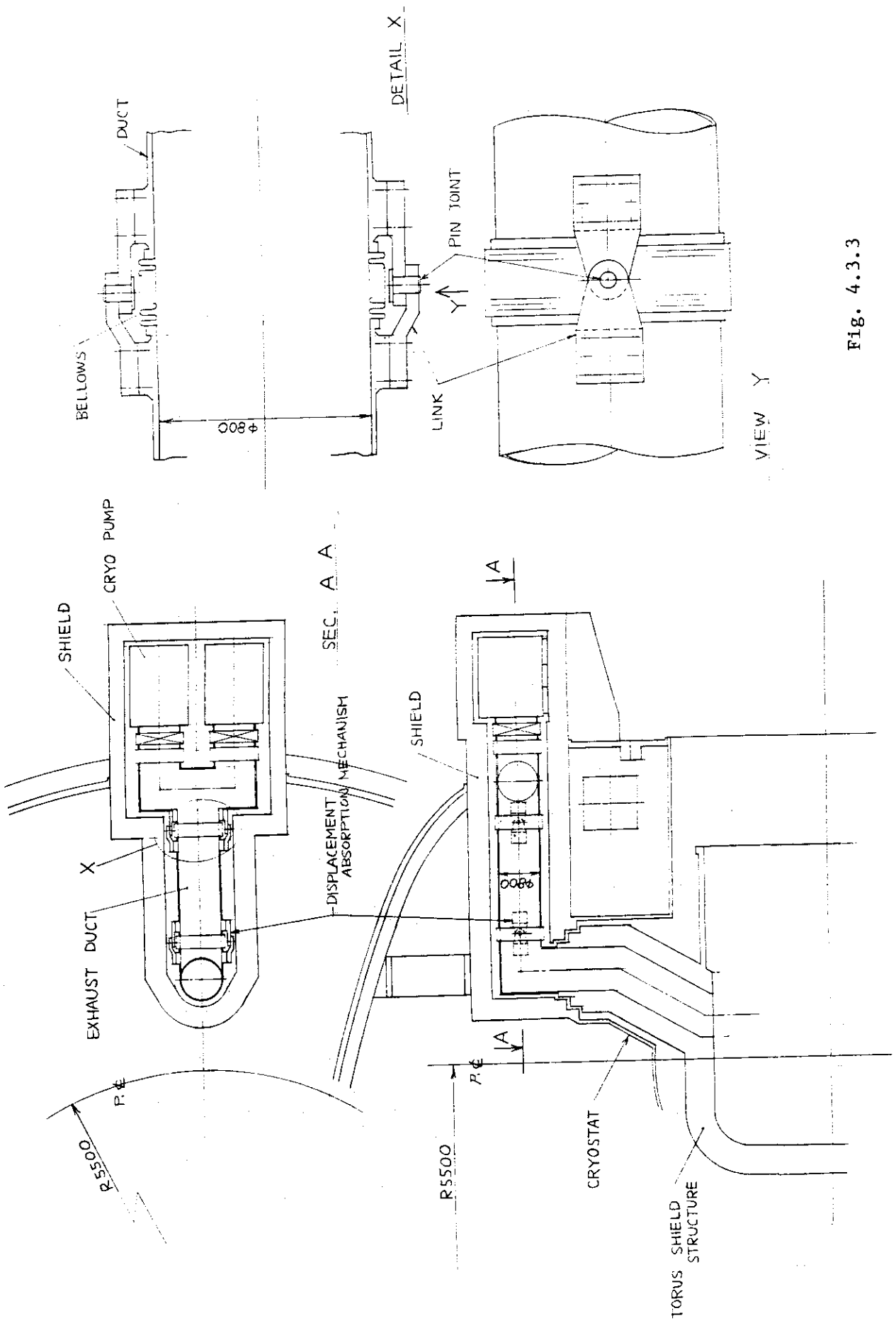

DETAIL X
DUCT
BELLOWS
φ800
PIN JOINT
LINK
Y
VIEW Y
SEC. A A
CRYO PUMP
SHIELD
X
EXHAUST DUCT
DISPLACEMENT ABSORPTION MECHANISM
SHIELD
A
A
P.€
R5500
R5500
CRYOSTAT
TORUS SHIELD STRUCTURE

Fig. 4.3.3

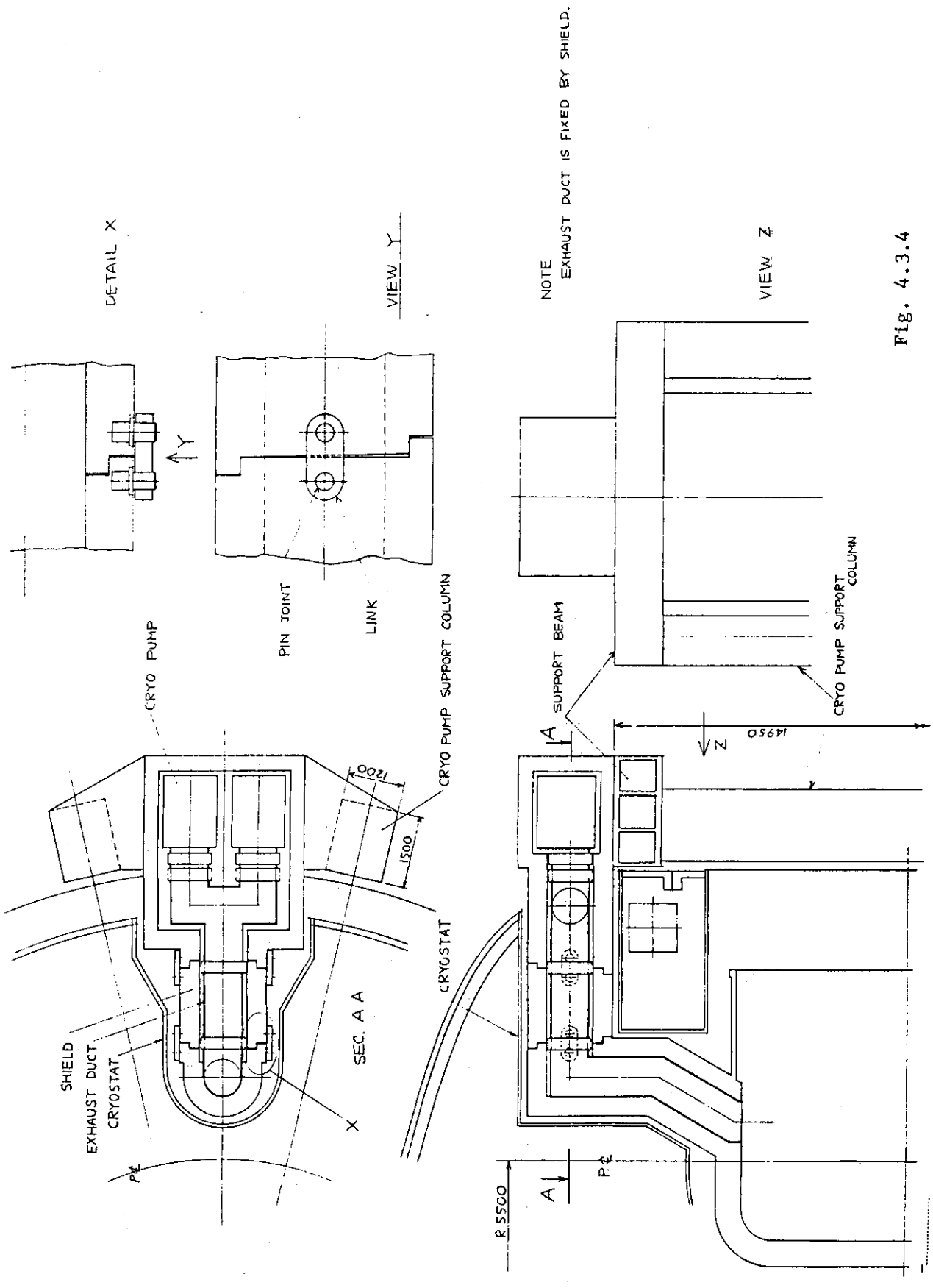

DETAIL X
VIEW Y
PIN JOINT
LINK
CRYO PUMP
CRYO PUMP SUPPORT COLUMN
1200
1500
SHIELD
EXHAUST DUCT
CRYOSTAT
SEC. A A
X
Y
NOTE
EXHAUST DUCT IS FIXED BY SHIELD.
VIEW Z
SUPPORT BEAM
CRYO PUMP SUPPORT COLUMN
14950
Z
A
R 5500

Fig. 4.3.4

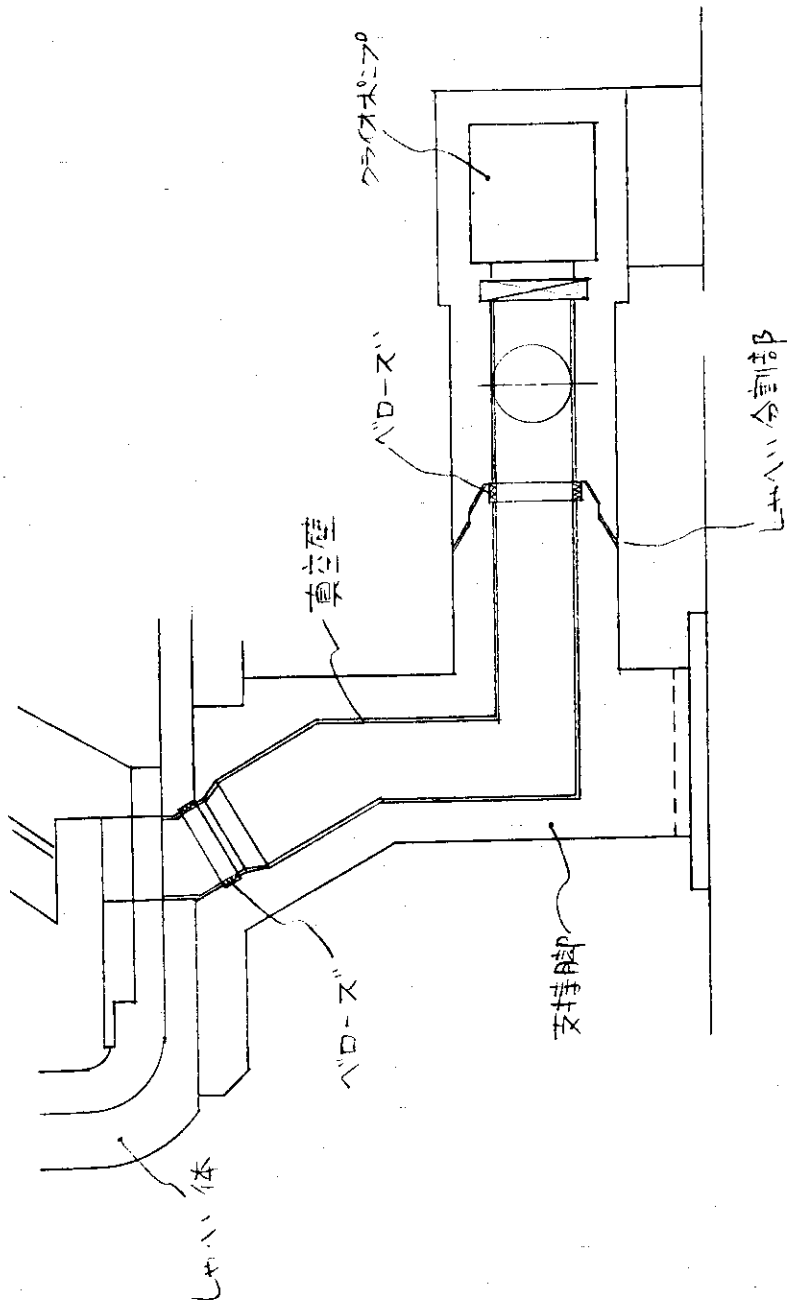
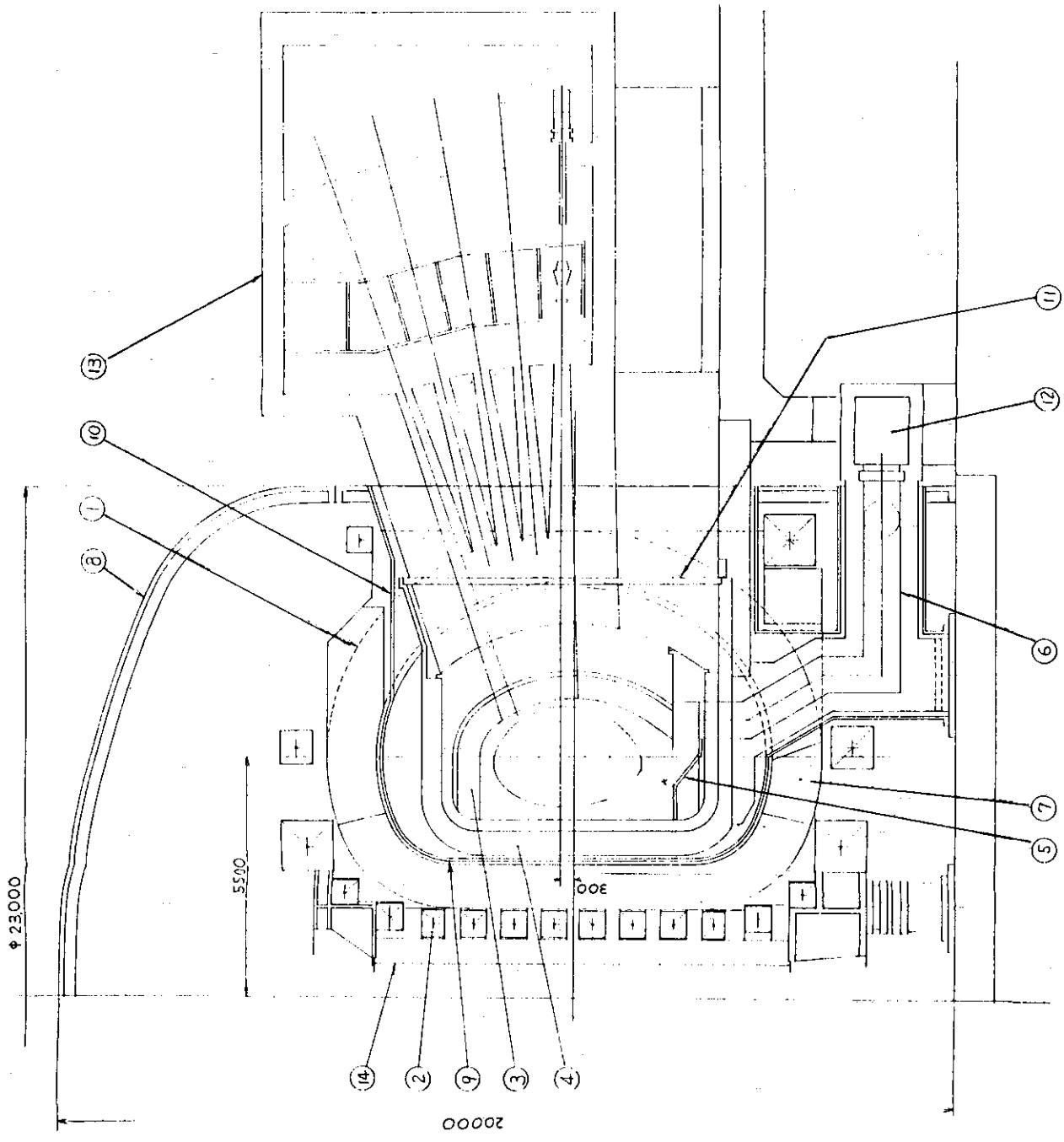


Fig. 4.3.5 排気ダクト構成



PARTS NO	NAME OF PARTS	QUANT	MATERIALS
14	SUPPORT CYLINDER	1	
13	NBI	2	
12	CRYO PUMP	14	
11	TORUS ACCESS DOOR	14	
10	TORUS ACCESS TUNNEL	14	
9	CRYOSTAT	1	
8	BELLJAR	1	
7	INTER COIL SUPPORT BEAM	—	
6	EXHAUST DUCT	14	
5	DIVERTOR PLATE	14	
4	SHIELD STRUCTURE	—	
3	BLANKET	—	
2	P.F COIL	—	
1	T.F COIL	14	

Fig. 4.4.1

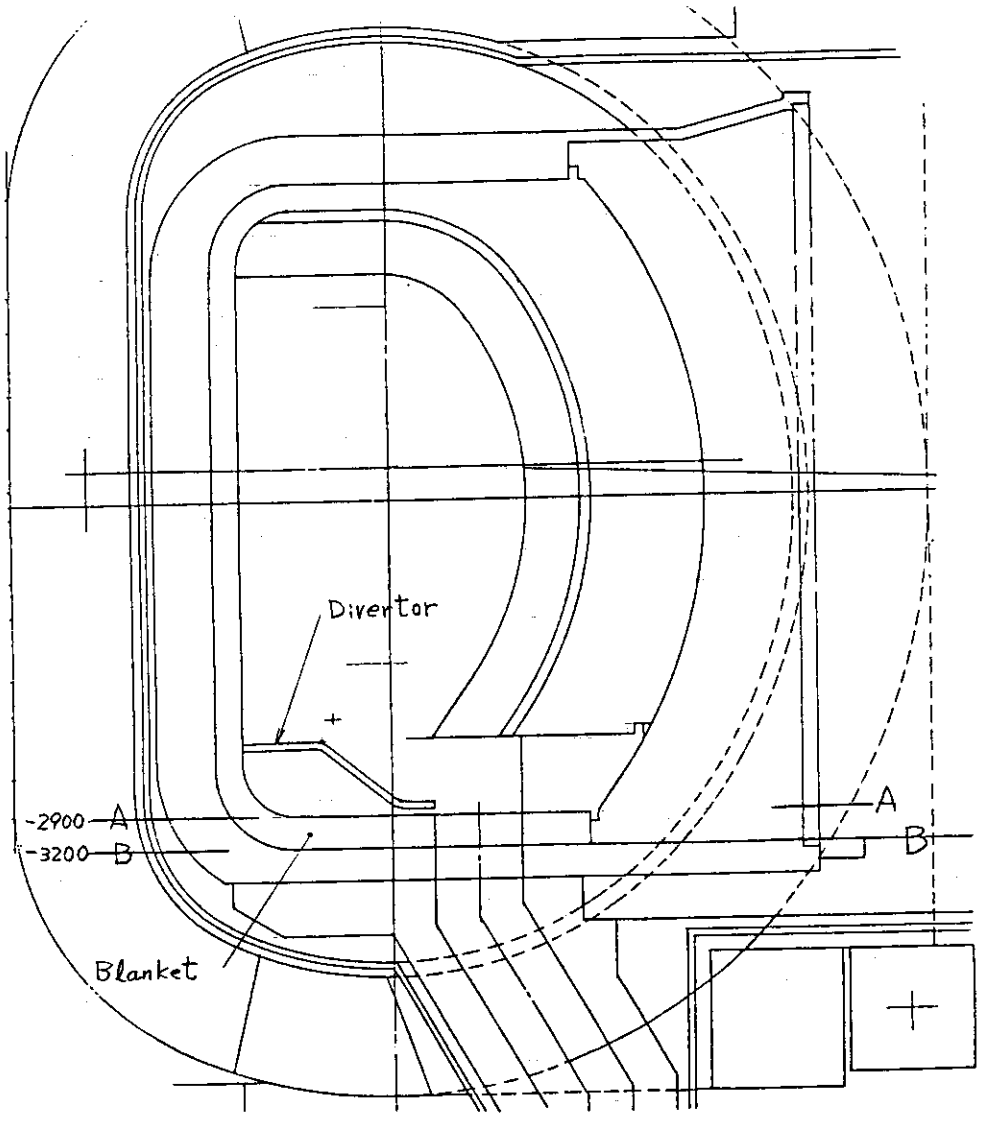


Fig. 4.4.2 Elevation of divertor & blanket

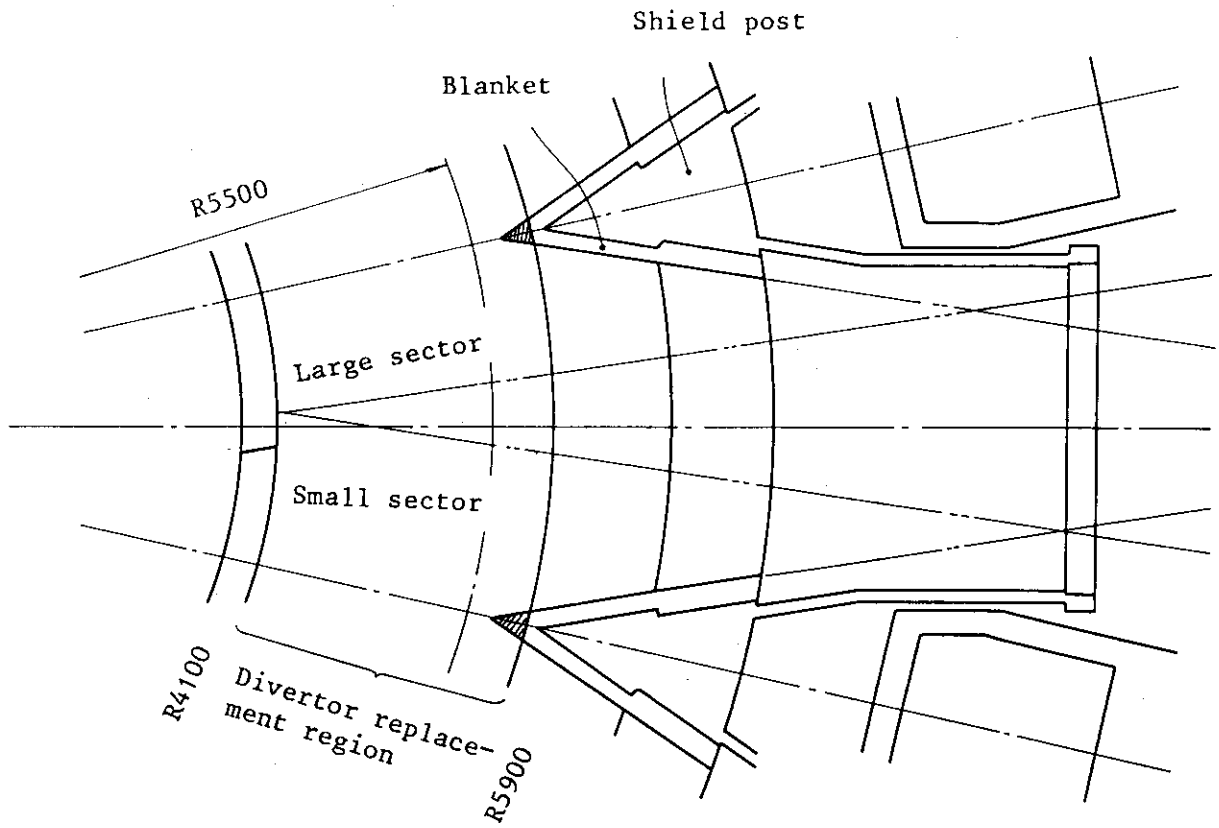


Fig. 4.4.3 SEC. AA (See Fig. 4.4.2)

(-2900 mm from ℄, Divertor)

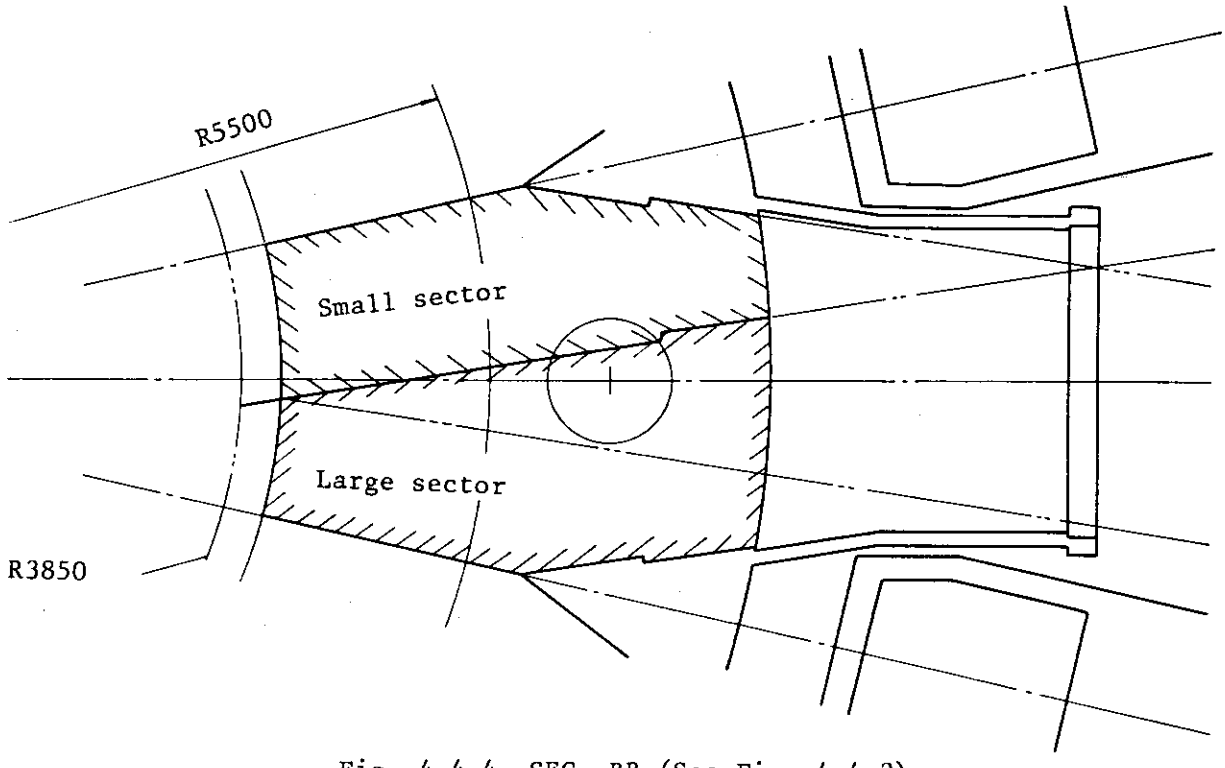


Fig. 4.4.4 SEC. BB (See Fig. 4.4.2)

(-3200 mm from ℄, Blanket)

PARTS NO.	NAME OF PARTS	QUANT.	MATERIALS
11	SUPPORT CYLINDER	1	
10	TORUS ACCESS DOOR	14	
9	CRYO PUMP	28	
8	CRYOSTAT	1	
7	INTERCOIL SUPPORT BEAM	—	
6	EXHAUST DUCT	14	
5	PUMPED LIMITER	—	
4	SHIELD STRUCTURE	—	
3	BLANKET	—	
2	P.F COIL	—	
1	T.F COIL	14	

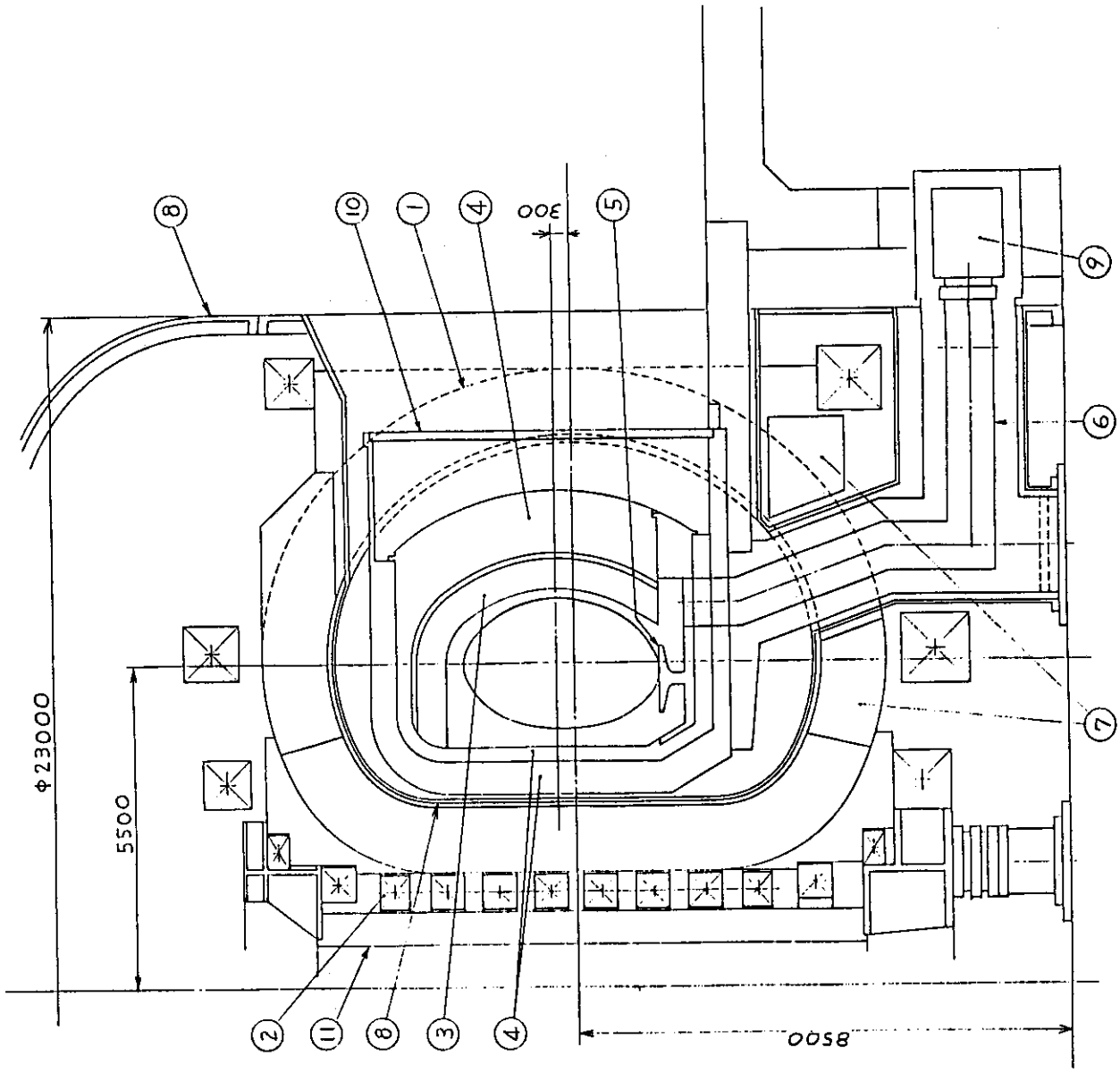
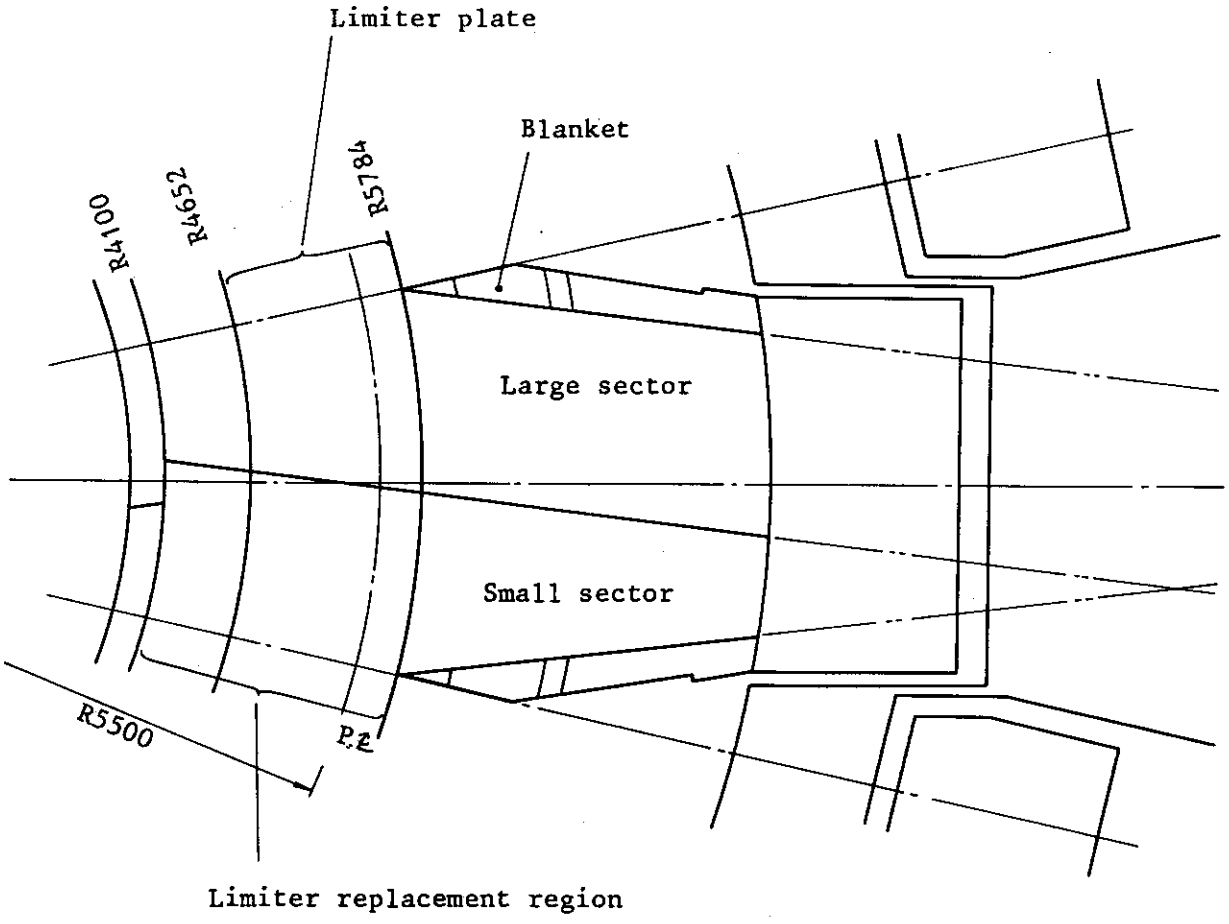


Fig. 4.5.1



Fi.g 4.5.2 Segmentation of pumped limiter
(-1460 mm from ℓ)

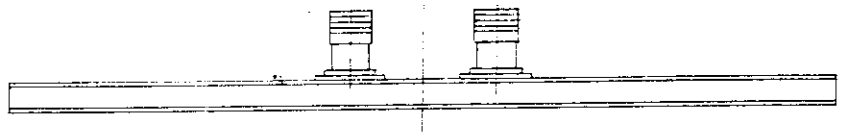


Fig. 4.6.1 a　　手順 ③

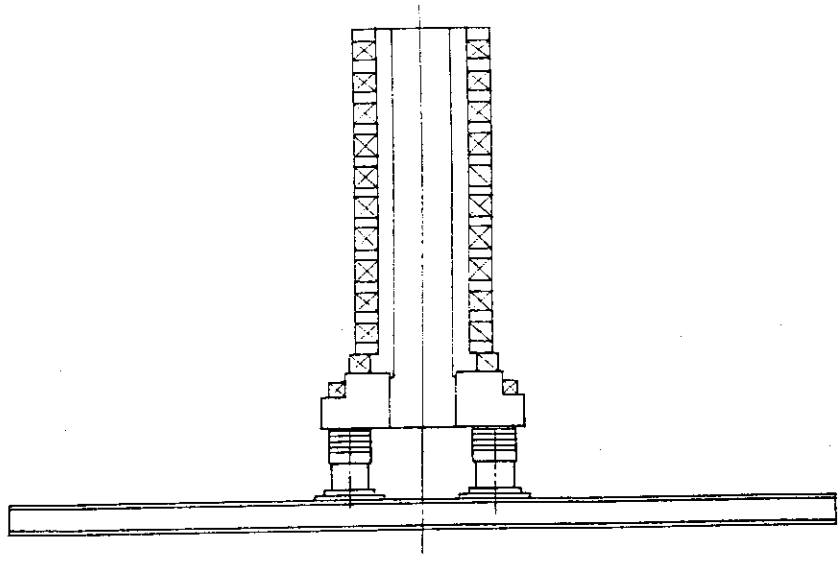


Fig. 4.6.1 b　　手順 ⑤

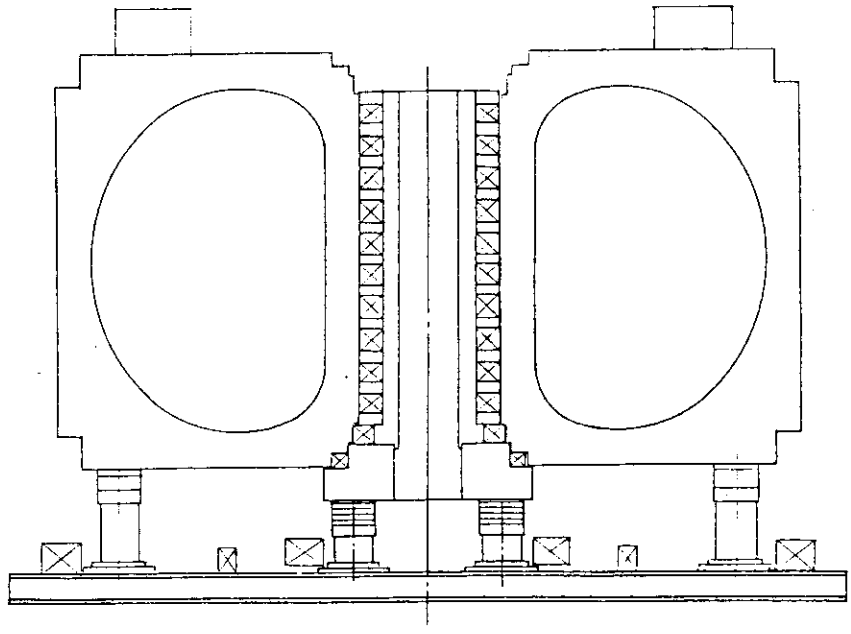


Fig. 4.6.1 c　　手順 ⑦

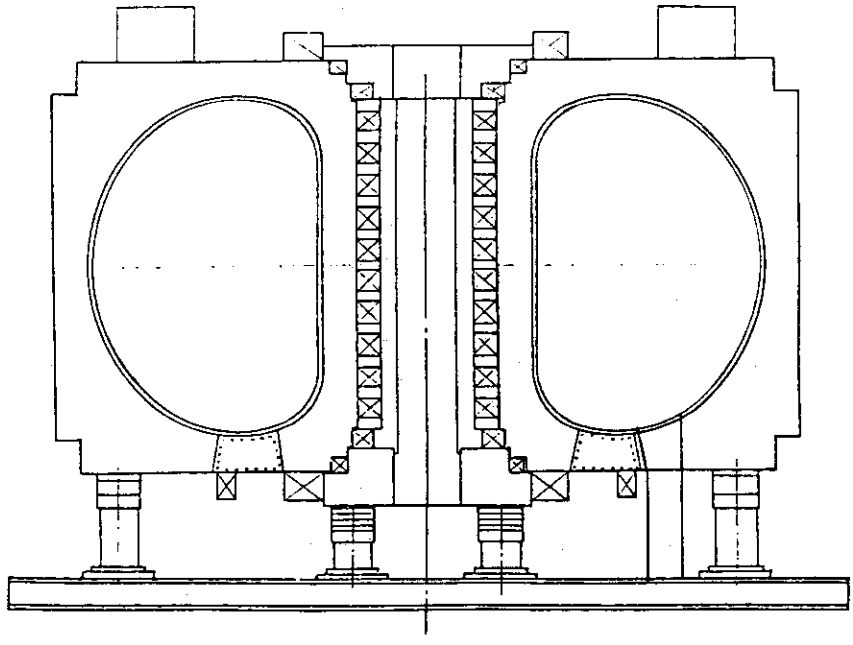


Fig. 4.6.1 d　　手順 ⑩

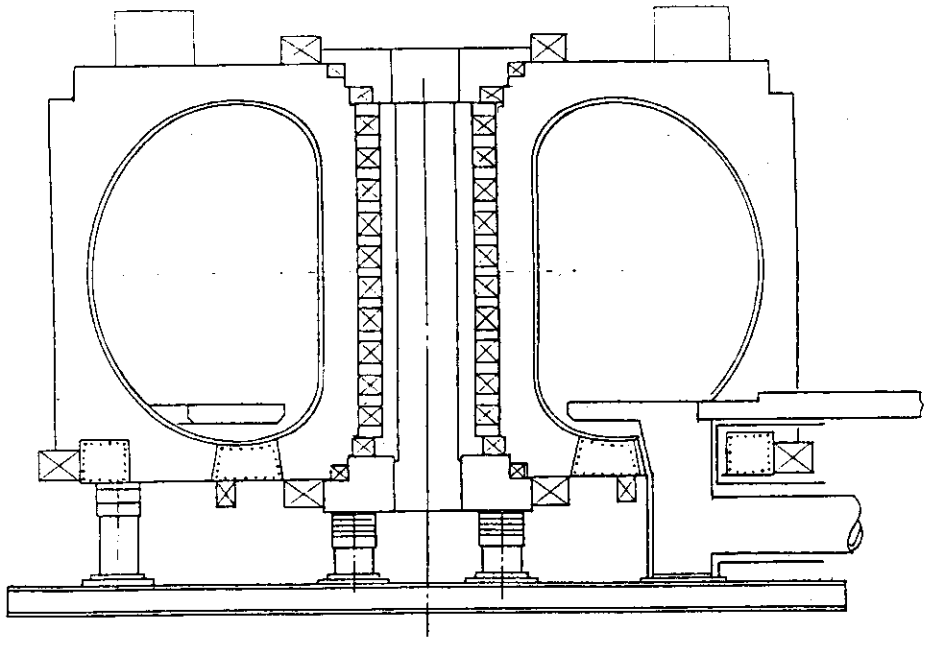


Fig. 4.6.1 e　　手順 (13)

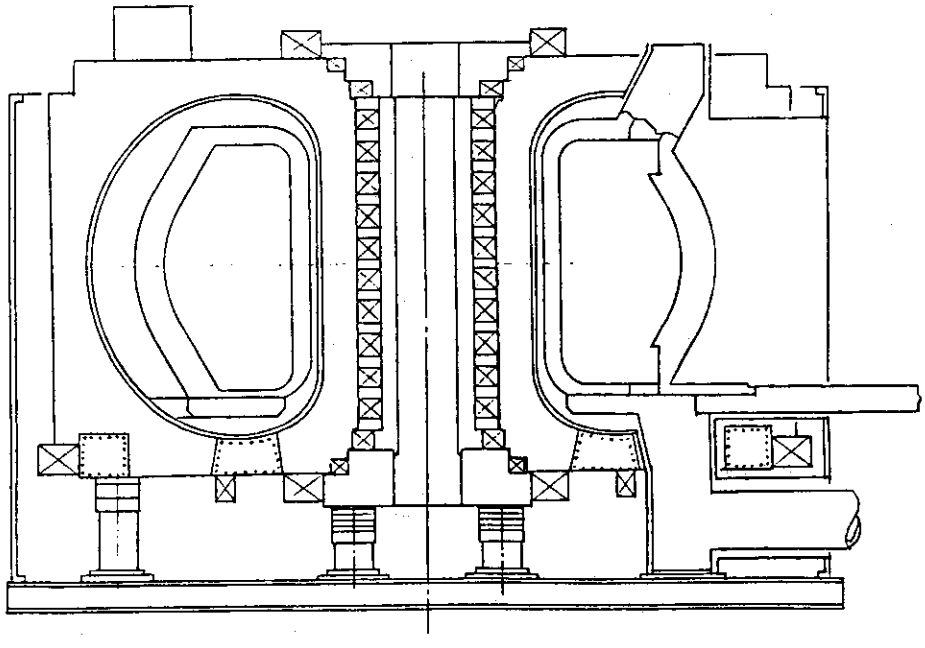


Fig. 4.6.1 f　　手順 (16)

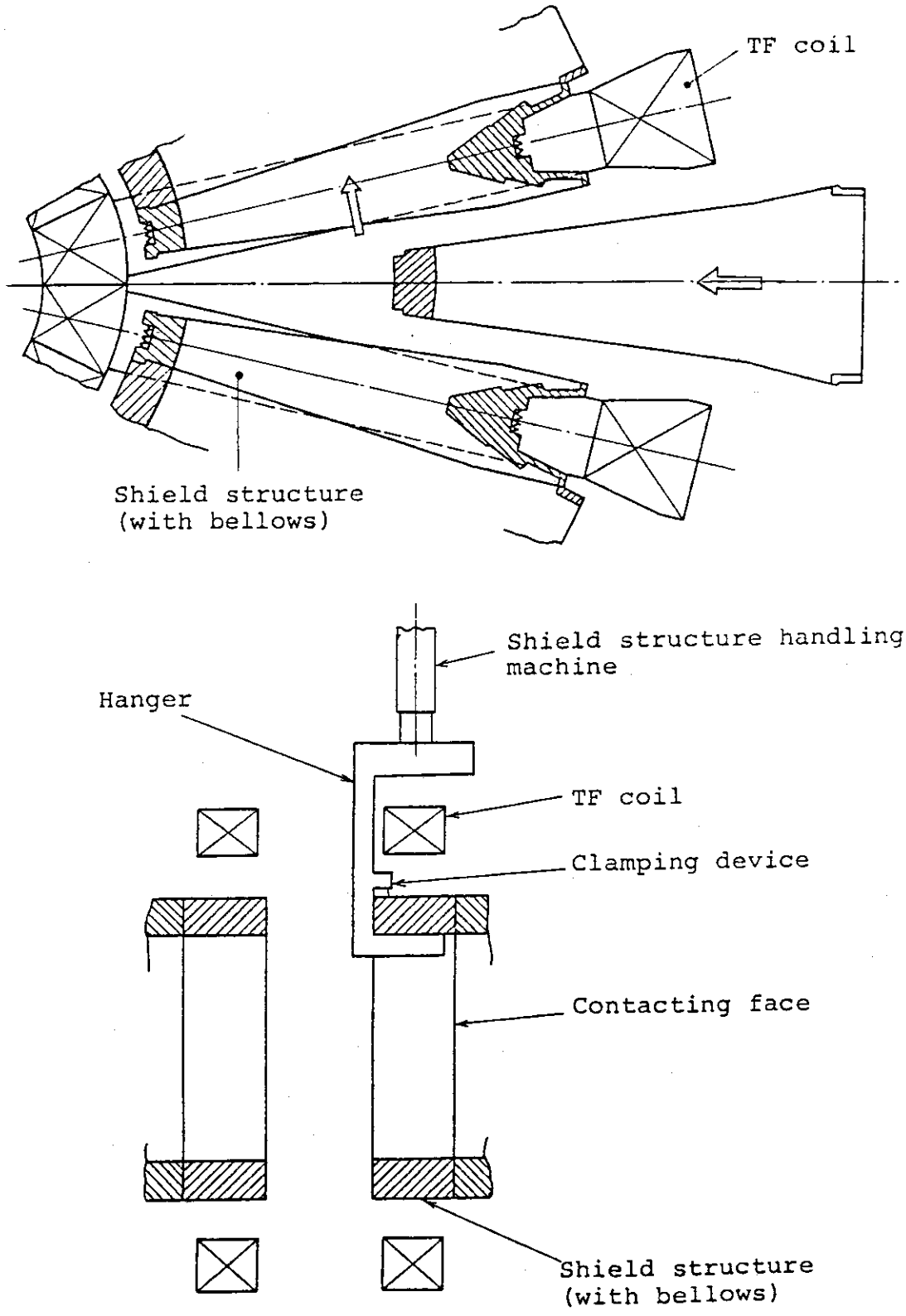


Fig. 4.6.1 g Schematic view of assembly of the shield structure (Step ⑭, ⑮)

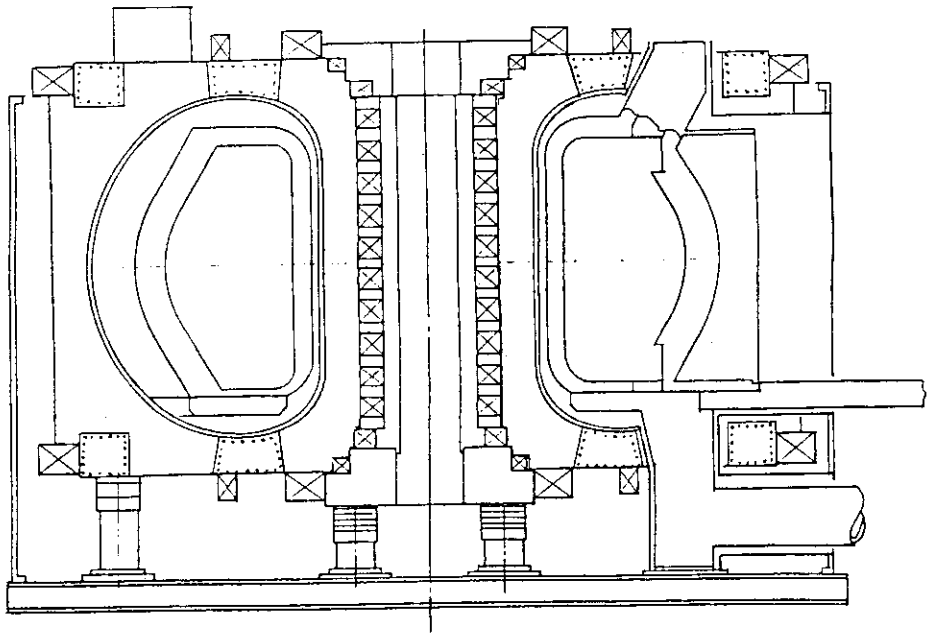


Fig. 4.6.1 h　　手順 (18)

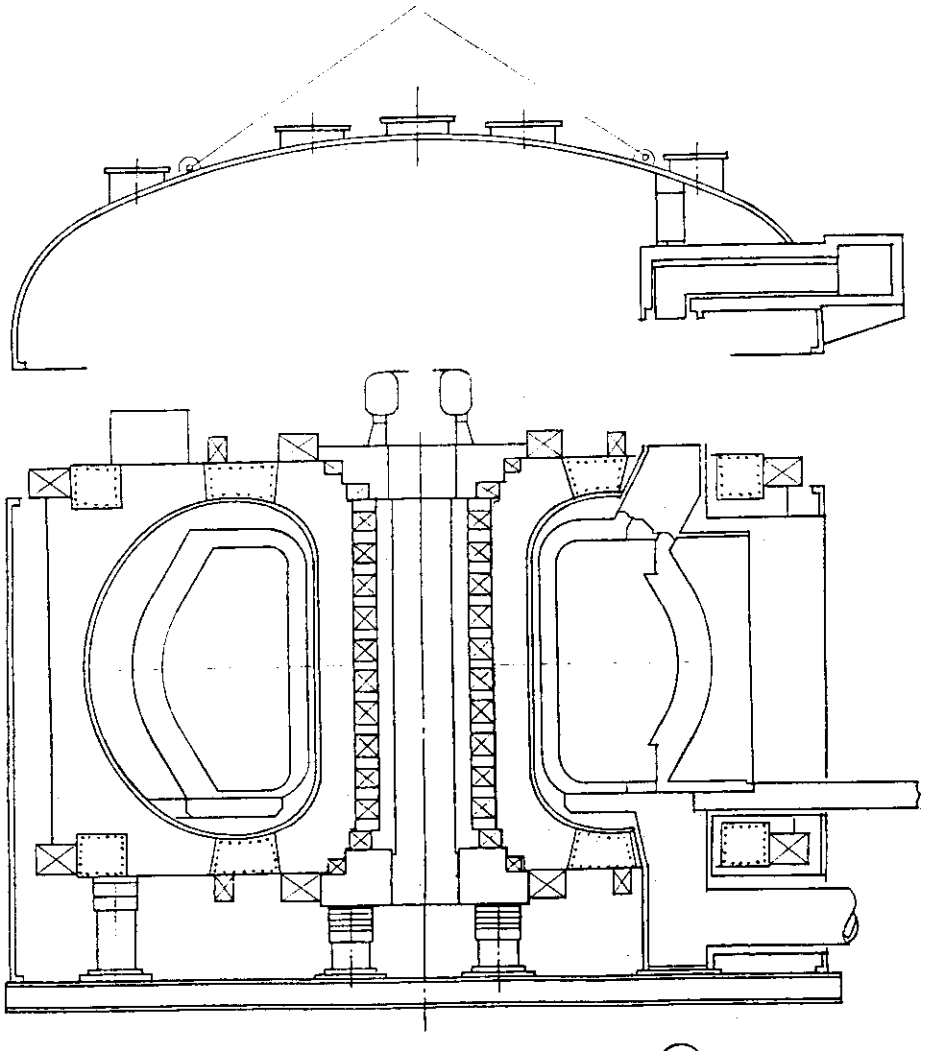


Fig. 4.6.1 i　　手順 (19)

5. ダイバータ／リミター

5.1 ダブルヌルダイバータ

5.1.1 概　　要

ダイバータの設計はTable 5.1.1の設計条件にしたがって行った。ダイバータ板の位置をFig.5.1.1 に示す。このダイバータ板の位置で，セパラトリックスラインに垂直な面での熱流束，および粒子束は，Fig.5.1.2 に示す分布となる。この分布を式で表わすと以下となる。

○外側ダイバータ板

熱流束分布 $q_o = 4.20 \exp\{-(x/\triangle_o)^2\}$ MW/m² $(x \geq 0)$

$q_o = 4.20 \exp\{-(x/0.6\triangle_o)^2\}$ MW/m² $(x \leq 0)$

粒子束分布 $\Gamma_o = 1.47\times10^{23}\exp\{-(x/\triangle_o)^2\}$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \geq 0)$

$\Gamma_o = 1.47\times10^{23}\exp\{-(x/0.6\triangle_o)^2\}$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \leq 0)$

ここで，　$\triangle_o = 8.2$ cm

○内側ダイバータ板

熱流束分布 $p_i = 1.73\exp\{-(x/\triangle_i)^2\}$ MW/m² $(x \geq 0)$

$p_i = 1.73\exp\{-(x/0.6\triangle_i)^2\}$ MW/m² $(x \leq 0)$

粒子束分布 $\Gamma_i = 6.07\times10^{22}\exp\{-(x/\triangle_i)^2\}$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \geq 0)$

$\Gamma_i = 6.07\times10^{22}\exp\{-(x/0.6\triangle_i)^2\}$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \leq 0)$

ここで，　$\triangle_i = 5.8$ cm

セパラトリックスラインに垂直な面での熱流束は，最大 4.2 MW/m² と高いため，ダイバータ板を傾けて熱流束を下げる必要がある。本検討では，セパラトリックスラインに対して，外側ダイバータ板は 28°，内側ダイバータ板は 53° の角度に設定してある。（トーラスの水平面に対する角度は外側ダイバータ板で 30°，内側ダイバータ板で 25° となる）これにより，熱流束，粒子束の大きい外側ダイバータ板表面上の最大熱流束と最大粒子束は，それぞれ以下のようになる。

外側ダイバータ板の最大熱流束　　2 MW／m²

〃　　最大粒子束　　7×10^{22} $m^{-2}s^{-1}$

設計には，上記の最大熱流束，最大粒子束を用いた。なお，ダイバータ板の表面精度，設置精度等は考慮していない。ダイバータ板内の核発熱は，Table 5.1.1 に示すように，銅冷却管で 10 W／cc，Wアーマー部で 18 W／cc としている。

5.1.2 ダイバータ板構造および材料

ダイバータ板は，分解引抜の点から21セクタ（3セクタ／2 TF コイル）で構成される。NBI 等の重量物を移動しないでダイバータ板の分解を行うために，3セクタ／2 TF コイルは 1 ケ所の TF コイル間から引抜かれる。各セクタは，トーラスの外側から外側シールドの開

□部を通して差し込む構造となっている。Fig. 5.1.3 にダイバータ板1セクタの構造を示す。

Fig. 5.1.4 にダイバータ板の受熱部を示す。ダイバータ板の受熱部分は，Wアーマ材，20 mm板の 0.2％Ag 入りOFCu 冷却管，10 mm 板厚のSUS 316補強板から構成される。Wアーマ材とCu 冷却管，Cu 冷却管とSUS 316 補強板は，それぞれロー付により冶金的に接合されている。Cu 冷却管内の冷却水は，トロイダル方向に流すようにし，その両端にヘッダが設けられる。

プラズマ側表面に設けられるアーマ材は，W，W合金による二層構造である。W合金は，銅冷却板とWアーマ間の急激な熱膨張率の変化を避けるために，緩衝帯として設けられたものである。緩衝帯として要求される特性としては，(1) 熱伝導率がよいこと，(2) 熱膨張係数がCuとWとの間にあること。(3) 熱応力に耐えうる機能強度を有すること等が考えられる。これらに該当するものとして，商品名エルコナイトと称するW合金がある。エルコナイトはWが50～80％であり，添加物としてはAg，Cu等である。これは各種しゃ断器の接点などに利用されており，銀ろう付特性も良好である。添加物の含有量が多いため，添加物金属の特性も相当有し，熱膨張係数，熱伝導率はWとCu の中間の値である。

冷却管の材料としては，0.2％Ag 入りOFCu のなまし材を用いている。200℃以上の高温においては，通常のOFCu では軟化してしまう。これに対しAg 入りOFCu はAg の含有量の増加とともに軟化開始温度が上昇し，Ag 含有量が 0.2％で軟化開始温度は約 320℃に達する。Ag 含有量が 0.2％以上としても軟化開始温度はほとんど変化しなくなるため，0.2％Ag 入りOFCuを採用する。

Cu 材の機械的強度の観点からは冷間加工が有効である。一例をFig. 5.1.5 に示す。たとえば，なまし材では $\sigma_{0.2} = 6$ kgf/mm² であるのに対して，5％の冷間加工を施すと $\sigma_{0.2} = 20$ kgf/mm² と急激に上昇する。しかし，下記理由によりCu 材は完全になまると考えざるを得ない。

(i) Wアーマ，銅冷却管のとりつけ時の銀ろう付の影響

(ii) 中性子損傷を回復させるための焼鈍

また，冷間加工材は中性子損傷による伸びの低下が著しい。電磁力，熱応力の点からは冷間加工材が望ましいが，中性子損傷の観点からはなまし材が望ましい。これらを勘案してCu 材としてはなまし材を使用する。0.2％Ag入りOFCu の 0.2％耐力（$\sigma_{0.2}$）の温度依存性をFig. 5.1.6に示す。なまし材は，本ダイバータ使用温度では常温とほとんど変わらない強度を有する。

設計に使用した各材料の物性値をTable 5.1.2 に示す。ASME Code Sec Ⅲにしたがうと，許容応力 $S_m = M_{in}\{\frac{1}{3}\sigma_u, \frac{2}{3}\sigma_{0.2}\}$ は以下となる。

W　　：$S_m = 27$ kgf/mm²　（$\frac{1}{3}\sigma_u$ で決めた）

W合金：$S_m = 13$ kgf/mm²　（　〃　）

Cu　　：$S_m = 4$ kgf/mm²　（$\frac{2}{3}\sigma_{0.2}$　〃　）

5.1.3 熱計算

外側ダイバータ板の最大熱流束部について検討する。熱計算の条件は以下の通りである。

表面熱流束	2 MW/m²
核発熱	10 W/cc （W）

	4 W/cc （Cu，SUS 316）
冷却水流束	7 m/s
冷却水熱伝達率	3.16×10^4 W/m² ℃
冷却水温度（入口/出口）	50℃/80℃（熱計算では，冷却水温度を80℃に設定）
アーマ材寸法	5 mm 厚Wおよび 5 mm厚W-alloy の二層構造
ダイバータ板から第一壁へのふく射率	0.1 （ただし，アーマ材の表面温度が低いため，ふく射伝熱はほとんどない）

ダイバータ板に生じる熱応力は，表面熱流束（ダイバータ板の傾きを変えることにより調整可能）およびアーマ材寸法によって変わる。熱計算においてもこの事を考慮し，上記の条件を代表値とした上で，以下のようにパラメトリックな検討を行った。（検討結果は添付資料Aに示す）

- ○ 表面熱流束 1.5 MW/m² でアーマ材寸法（W） 5 mm，10 mm，20 mm厚
- ○ 〃 2 MW/m² 〃 （W） 5 mm，10 mm，20 mm厚
- ○ 〃 2 MW/m² 〃 （W＋W合金） 5＋5 mm，10＋5 mm，20＋5 mm厚

以上の条件のもとでのダイバータ断面内の定常状態の温度分布を，W合金を用いた場合についてFig. 5. 1. 7 に示す。また，Table 5. 1. 3 に各材料の最高温度を示す。上記の代表値，すなわち表面熱流束 2 MW/m²，5 mm厚Wおよび 5mm厚W-alloyの二層構造のアーマ材の場合で，Wの最高温度 298℃，Cu の最高温度 179℃ である。

5. 1. 4 強度計算

(1) 熱 応 力

熱応力計算の条件は以下の通りである。

アーマ材寸法	5 mm 厚Wおよび 5 mm 厚W-alloyの二層構造
温度分布	Fig. 5. 1. 7(a)に示す分布（熱負荷 2 MW/m²）
初期温度	50℃ （プラズマ燃焼終了後から次のプラズマ立上げまでに，冷却水入口温度まで冷却される）

ダイバータ板に生じる熱応力は，表面熱流束およびアーマ材寸法によって変わる。熱応力計算においては，上記の条件を代表値とした上で，以下のようにパラメトリックな検討を行った。（検討結果は，添付資料A に示す）

- ○ 表面熱流束 1.5 MW/m² でアーマ材寸法（W） 5 mm，10 mm，20 mm 厚の温度分布条件
- ○ 〃 2 MW/m² 〃 （W） 5 mm，10 mm，20 mm 〃
- ○ 〃 2 MW/m² 〃 （W＋W合金） 5＋5 mm，10＋5 mm，20＋5 mm厚の温度分布条件（Fig. 5. 1. 7 参照）

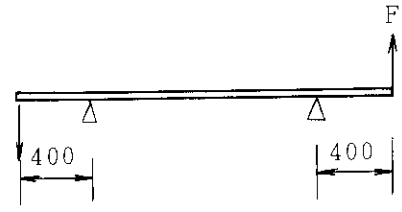
以上の条件のもとでのダイバータ断面内の定常状態の熱応力分布を，上記の代表条件の場合についてFig. 5. 1. 8 に示す。また，Table 5. 1. 4 に各材料の最大応力強さを示す。ASME Code Sec Ⅲ にしたがうと，許容値 $3S_m$ はWで $3S_m = 80$ kgf/mm²，W合金で $3S_m = 40$ kgf/mm²，銅冷却管 $3S_m = 12$ kgf/mm² である。熱応力としてきびしいのは，銅冷却管部での応力である。熱負荷 1.5 MW/m² で 5 mm 厚みのWの場合，および熱負荷 2 MW/m² で 5 mm 厚Wと 5 mm

厚W合金の二層構造の場合は，許容値をほぼ満足するようである。この熱応力の結果，およびダイバータ板の占有空間を考慮して，上記の代表値をダイバータ板の条件としている。ただし，他の条件でもCuの応力に大差ないため，今後詳細な調査，解析，R&Dの上でより妥当な構造，寸法，熱負荷をつめる必要がある。

(2) 電磁力による応力

ダイバータ板に　，プラズマディスラプション時にFig. 5.1.9 に示すような渦電流および電磁力が生じる。W/Cu に接合されているSUS 316 補強板は板厚10mm，板幅100mmである。このSUS 補強板に生じる電磁力は，補強板のトーラス方向の端部で上，下逆方向を向いており，その値は以下である。

$$F = 15 \text{ kgf}$$



SUS 補強板はその端部から400 mmの位置でダイバータ支持材により支持されている。板に生じる曲げ応力は以下となる。

曲げモーメント　$M = FL = 15 \times 400 = 6.0 \times 10^3 \text{ kgf} \cdot \text{mm}$

断面係数　$Z = \frac{1}{6} bh^2 = \frac{100 \times 10^2}{6} = 1.67 \times 10^3 \text{ mm}^3$

曲げ応力　$\sigma_b = \frac{M}{Z} = 3.6 \text{ kgf/mm}^2$

この応力はSUS 316 のS_m値を14.1 kgf/mm² とすれば，許容値内である。

5.1.5　ダイバータ板のエロージョン

ダイバータ板は，イオンスパッタリングによるエロージョン，およびプラズマディスラプション時の蒸発により，板厚の損耗を生じる。以下に，条件のきびしい外側ダイバータ板の最大粒子負荷，熱負荷部について述べる。

(1) ダイバータ板の物理的スパッタリング

設計条件は以下である。

○粒子束密度　$\Gamma = 7.0 \times 10^{22} \text{ m}^{-2}\text{s}^{-1}$

（外側ダイバータ板，セパラトリックスとの角度28°）

○ダイバータ室電子温度　$T_e = 30 \text{ eV}$

○入射イオンエネルギ（E_j），平均電荷（Z_j），構成比（f_j）

	D	T	He	W
Z_j	1	1	2	4
E_j (eV)	135	135	225	405
f_j	0.475	0.475	0.05	−

Wのスパッタ比は次式（Smithの式）で与えられる。

$$S_{jw}(E) = \frac{20}{U_0} Z_j^2 Z_w^2 \frac{M_j}{M_w} \frac{E - E_{th}}{[(E - E_{th}) + 50 Z_j Z_w]^2}$$

ここで，$Z_w = 74$，$M_w = 183.9$，$U_0 = 11.1$ (eV)

Fig. 5.1.10 に入射エネルギに対するスパッタ比を示す。上記の入射イオンエネルギに対する

スパッタ比は以下となる。

	D	T	He	W
E_{thj} (eV)	261	172	133	11.1
$S_{jw}(E_j)$	—	—	1.5×10^{-3}	2.8×10^{-1}
$S_{jw}f_j$	—	—	7.7×10^{-5}	—

エロージョン率 $\dot{X}$ (mm/s) は次式で与えられる。

$$\dot{X}=\frac{M_w}{6\times10^{22}\times\rho}\sum_j S_j(E)f_j\cdot\Gamma=8.3\times10^{-8}\ (\mathrm{mm/s})$$

ここで，M_w： ターゲットの分子量　183.85 g/mol

ρ ： ターゲットの密度　19.3 g/cm^3

S_{jw}： スパッタ比　(atoms/ion)

Γ ： 粒子束密度　7×10^{18} cm^{-2}s^{-1}

したがって，一年間あたりのエロージョン量は次式となる。

$$\dot{X}=8.3\times10^{-8}\times365\,\mathrm{day}\times24\,\mathrm{h}\times3600\,\mathrm{s}\times0.25\times0.5=0.33\,\mathrm{mm/y}$$

ここで，稼動率 0.25，　負荷率 0.5

以上の検討は，スパッタされたWがプラズマ中に戻らないで，すべて系外へ排気されるとした場合である。以下に，スパッタされたWがプラズマに戻ってリサイクルする場合のエロージョン量を求める。

解析モデルをFig. 5.1.11に示す。ダイバータ板直前でのプラズマ温度が低く（30 eV），DT粒子によるスパッタリングはほぼ無視できるため，図ではHeとWのスパッタリングを考えている。

定常状態ではタングステンのバランスは以下となる。

$$f_w\Gamma=S_{ww}f_rf_w\Gamma+S_{Hew}f_{He}\Gamma$$

したがって，タングステンの構成比は次式となる。

$$f_w=\frac{S_{Hew}}{1-S_{ww}f_r}f_{He}\qquad(1)$$

ダイバータ板のエロージョン量，すなわち系外へ出ていく量は次式となる。

$$(1-f_r)f_w\Gamma=\frac{1-f_r}{1-f_rS_{ww}}\cdot S_{Hew}\cdot f_{He}\cdot\Gamma=\eta\cdot S_{Hew}\cdot f_{He}\cdot\Gamma\qquad(2)$$

ここで，$\eta=\dfrac{1-f_r}{1-f_rS_{ww}}$ は，リサイクルを考慮しない場合のエロージョン量$S_{Hew}\cdot f_{He}\cdot\Gamma$に対して，リサイクル$f_r$を考慮した場合のエロージョン量の比を表わす。Fig. 5.1.12 に式(1)によるタングステンの混入量f_w，Fig. 5.1.13 に式(2)によるタングステンのエロージョン量の比ηを示す。

タングステンの混入量は$f_r=1$のときが最大であり，$f_w=0.01\%$となる。一方，タングステンのエロージョン量は，タングステンの自己スパッタ比が 0.28 で 1 以下のため，$f_r=0$の場合が最大で$\eta=1$となる。すなわち，上記で検討したエロージョン量$\dot{X}=0.33$ mm/yが最大のエ

ロージョン量である。

(2) ダイバータ板のプラズマディスラプション時の温度上昇，蒸発量

設計条件（メイジャーディスラプション）は以下である。

(i) 頻　　度　　1000回

(ii) プラズマの熱エネルギ　　150 MJ

〃　磁気エネルギ　　30 MJ

(iii) ディスラプションのシナリオ

○第1期：プラズマ内部に不安定機構が生長

（エネルギ損失，およびプラズマ電流変化は無しと仮定）

○第2期：60 MJ（150 MJの40％）がダイバータ／リミタに5 msで入る。

○第3期：120 MJ（150 MJの60％ + 30 MJ）が15 msで消失する。

そのうち60 MJ：インボード第一壁（壁全体の30％の面積）へピーキングファクタ2で入る。

60 MJ：輻射の形で第一壁全体に一様に入る。

ダイバータ部での熱負荷条件は以下である。ただし，通常の燃焼時の熱負荷分布と同じ分布でダイバータ板にエネルギが入るとする。

○熱負荷　$p = \frac{2\,MW/m^2}{45\,MW} \times 60\,MJ = 2.67\,MJ/m^2 = 267\,J/cm^2$

○入熱時間　$t = 5\,ms$

上記の熱負荷条件に対するダイバータ板の温度上昇は次式となる。

$$\text{温度上昇}\quad \Delta T = \frac{2F\sqrt{t}}{\sqrt{\pi\lambda C_p \rho}} = \frac{2Ft}{\sqrt{\pi} C_p \rho \delta} = \frac{2\times 534\times 10^6 \times 5\times 10^{-3}}{\sqrt{\pi}\times 142\times 1.93\times 10^4 \times 0.48\times 10^{-3}}$$

$$= 2280\,℃$$

ここで，$F = \frac{q}{t} = 534\times 10^6\ W/m_2$，$\lambda = 128\ W/m℃$，$C_p = 142\ J/kg℃$

$$\rho = 1.93\times 10^4\ kg/m^3,\quad \delta = \sqrt{\frac{\lambda t}{C_p \rho}} = 0.48\times 10^{-3}\ m$$

したがって初期温度を考慮してもWの融点3410℃より低く，溶融はしない。また，INTOR Phase ⅡAの検討（q = 160および230 J/cm²，t = 5および20 msのいずれも溶融，蒸発せず）から，蒸発もないと考える。

5.2 シングルヌルダイバータ

Table 5.2.1にシングルヌルダイバータの設計条件を示す。

Fig.5.2.1にシングルヌルダイバータの位置を示す。

Fig.5.2.2に，このダイバータ板位置でのセパラトリックスラインに垂直な面の熱流束，および粒子束を示す。

熱流束，粒子束の分布を式で表わすと以下となる。

○外側ダイバータ板

熱流束分布 $q_o = 7.1 \exp[-(x/\triangle_o)^2]$ MW/m² $(x \geqq 0)$

$q_o = 7.1 \exp[-(x/0.6\triangle_o)^2]$ MW/m² $(x \leqq 0)$

粒子束分布 $\Gamma_o = 2.5 \times 10^{23} \exp[-(x/\triangle_o)^2]$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \geqq 0)$

$\Gamma_o = 2.5 \times 10^{23} \exp[-(x/0.6\triangle_o)^2]$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \leqq 0)$

ここで，$\triangle_o = 6$ cm

○内側ダイバータ板

熱流束分布 $q_i = 4.2 \exp[-(x/\triangle_i)^2]$ MW/m² $(x \geqq 0)$

$q_i = 4.2 \exp[-(x/0.6\triangle_i)^2]$ MW/m² $(x \leqq 0)$

粒子束分布 $\Gamma_i = 1.5 \times 10^{23} \exp[-(x/\triangle_i)^2]$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \geqq 0)$

$\Gamma_i = 1.5 \times 10^{23} \exp[-(x/0.6\triangle_i)^2]$ $m^{-2}s^{-1}$ $(x \leqq 0)$

ここで，$\triangle_i = 12$ cm

本設計では，セパラトリックスラインに対して，外側ダイバータ板は17°，内側ダイバータ板板は29°の角度に設定している。これにより，ダイバータ板表面上の最大熱流束，最大粒子束は，ダブルヌルダイバータの場合と同じになっている。したがって，板の熱および強度の点では，ダブルヌルダイバータと相違にない。

5.3 リミター（シングルリミター）

5.3.1 概　要

Table 5.3.1にシングルリミターの設計条件を示す。

リミター板への最大熱負荷は以下である。

Top surface　2 MW/m²

Leading edge　0.35 MW/m²

リミター板のアーマ材としては，以下の材料を考えている。

○冶金的接合構造：C，PG，SiC，Be

Fig. 5.3.1にリミター板の断面を示す。

5.3.2 リミター板の温度分布および熱応力

リミター板のアーマ材として，上にあげた4種類の材料について熱解析・熱応力解析を行った。C，PG，SiCについては，照射下で熱伝導率が低下するというデータがあるため，照射後の熱伝導率（C，PGについては30 W/m•K，SiCについては20 W/m•Kと仮定）の場合についても検討した。

また，リミター上への熱負荷については，上記の設計条件以外に，以下の場合も検討した。（検討結果は添付資料Bに示す。）

Top surface　3 MW/m²

Leading edge　1 MW/m²

アーマ材の板厚は5 mm，10 mm，20 mmの場合について検討したが，以下では10 mm の

場合について主に報告する。リミター板のアーマ材が黒鉛Cの場合，その温度分布はFig.5.3.2（中央面），Fig.5.3.3.（先端）となり，熱応力分布はFig.5.3.4.（中央面），Fig.5.3.5（先端）となる。

各アーマ材について結果をまとめると，Table 5.3.2～Table 5.3.5となる。検討結果を評価するために，表には各材料の許容温度，および許容応力を示す。許容温度は，C，PGについては化学スパッタリングによるエロージョンが問題とならない温度に維持するという意味で400℃とした。（データによっては，400℃でも化学スパッタリングが大きい場合もあり，もう少し低い温度に設定する必要があるかもしれない。）SiC，Beについては蒸発速度が大きくならない温度を許容温度とした。PGについては，材料の異方性が大きく，つみ重ねた方向の強度は非常に小さく引張強さ0.3 kg/mm^2 である。このように強度が低いためにPGはすべての場合で熱応力が許容値を越えている。

Table 5.3.4とTable 5.3.5に示すアーマ材のエロージョン量については，5.3.3項で検討した結果を用いている。表には，温度および応力条件から決められた許容板厚とエロージョン量からアーマ材の寿命が示してある。これらの結果から，アーマ材としてはCを選んだ。代替材料としてはBeがある。

設計条件として選ばれた熱負荷，すなわちTop surfaceで2 MW/m^2，Leading edgeで0.35 MW/m^2 を比較すると，明らかにLeading edgeの方がアーマ材の寿命が長く，条件としてはゆるい。Top surface 2 MW/m^2 と同等のきびしさになるLeading edgeでの熱負荷は，1 MW/m^2 程度であろう。

5.3.3 リミター板のエロージョン

(1) リミター板の物理的スパッタリング

リミター板への粒子負荷および電子温度はFig.5.3.6およびFig.5.3.7に示す分布となっている。旅子負荷の大きいR＝5.53 mでの値を示すと，以下となる。

- 粒子束密度　　$\Gamma = 1.09 \times 10^{22}$ m^{-2}s^{-1}
- 電子温度　　$T_e = 147$ eV
- 入射イオンエネルギ（E_j），平均電荷（Z_j），構成比（f_j）

	D	T	He	Z (C or SiC or Be)
Z_j	1	1	2	3
E_j (eV)	660	660	1100	1540
f_j	0.38	0.555	0.06	0.005

リミター材料のスパッタ比は次式（Smithの式）で与えられる。

$$S_{jL}(E_j) = \frac{20}{U_o} Z_j^2 Z_L^2 \cdot \frac{M_j}{M_L} \frac{E_j - E_{th}}{[(E_j - E_{th}) + 50 Z_j Z_L]^2}$$

ここで，　U_o ：リミタ材結合エネルギ（eV）

Z_L ：リミタ材電荷数

M_L ：リミタ材原子量

E_{th} ：スパッタリングに対する入射エネルギのしきい値

上記の計算式で求めた入射エネルギに対するスパッタ比を，各材料についてFig. 5. 3. 8～Fig. 5. 3. 10に示す。リミター板への入射イオンエネルギに対するスパッタ比は以下となる。

Limiter material		D	T	He	Z	Effective sputtering
C	$S_{jL}(E_j)$	1.2×10^{-2}	1.8×10^{-2}	5.0×10^{-2}	2.4×10^{-1}	
	$S_{jL}\cdot f_j$	4.6×10^{-3}	1.0×10^{-2}	3.0×10^{-3}	1.2×10^{-3}	1.9×10^{-2}
SiC	$S_{jL}(E_j)$	2.3×10^{-2}	3.4×10^{-2}	9.6×10^{-2}	7.3×10^{-1}	
	$S_{jL}\cdot f_j$	8.7×10^{-3}	1.9×10^{-2}	5.8×10^{-3}	3.7×10^{-3}	3.7×10^{-2}
Be	$S_{jL}(E_j)$	1.9×10^{-2}	2.8×10^{-2}	8.4×10^{-2}	2.9×10^{-1}	
	$S_{jL}\cdot f_j$	7.2×10^{-3}	1.6×10^{-2}	5.0×10^{-3}	1.5×10^{-3}	2.9×10^{-2}

エロージョン率 $\dot{X}$（mm/s）は次式で与えられる。

$$\dot{X}=\frac{M_L}{6\times10^{22}\times\rho}\sum_j S_{jL}(E_j)\,f_j\cdot\Gamma$$

ここで，　ρ：リミター材の密度（g/cc）

Γ：粒子束密度　$1.09\times10^{18}\ cm^{-2}s^{-1}$

一年間あたりのエロージョン量は次式となる。

$$X=\dot{X}\times365\,day\times24\,h\times3600\,s\times0.25\times0.5$$

ここで，稼動率0.25，負荷率0.5

リミター中央部（R＝5.53m）での一年間あたりのエロージョン量は以下となる。

	C	SiC	Be
エロージョン量	7 mm/y	17 mm/y	10 mm/y

次に，リミター先端部R＝5.78m（熱負荷q＝0.35 MW/m²）およびR＝5.73m（熱負荷q＝1 MW/m²）での条件を示す。

- 粒子束密度　$\Gamma=7.3\times10^{21}\ m^{-2}s^{-1}$（R＝5.78m），$1.21\times10^{22}\ m^{-2}s^{-1}$（R＝5.73m）
- 電子温度　Te＝44 eV（R＝5.78m），54 eV（R＝5.73m）
- 入射イオンエネルギ（E_j），平均電荷（Z_j），構成比（f_j）

	R＝5.78m				R＝5.73m			
	D	T	He	Z	D	T	He	Z
Z_j	1	1	2	3	1	1	2	3
E_j (eV)	197	197	328	460	244	244	406	569
f_j	0.376	0.564	0.057	0.003	0.375	0.562	0.059	0.004

リミター中央部と同様にして，リミター先端部での一年間あたりのエロージョン量を求めると，以下となる。

	R＝5.78 m			R＝5.73 m		
	C	SiC	Be	C	SiC	Be
エロージョン量	5 mm/y	9 mm/y	9 mm/y	9 mm/y	16 mm/y	15 mm/y

(2) リミター板のプラズマディスラプション時の蒸発量，溶融量

設計条件（メイジャーディスラプション）は以下である。

(i) 頻　　度　　1000回

(ii) プラズマの熱エネルギ　　150 MJ

〃　磁気エネルギ　　30 MJ

(iii) ディスラプションのシナリオ

○第1期：プラズマ内部に不安定機構が生長

（エネルギ損失，およびプラズマ電流変化は無しと仮定）

○第2期：60 MJ（150 MJの40％）がダイバータ／リミタに5 ms で入る。

○第3期：120 MJ（150 MJの60％＋30 MJ)が15 msで消失する。

そのうち60 MJ：インボード第一壁（壁全体の30％の面積）へピーキングファクタ2で入る。

60 MJ：輻射の形で第一壁全体に一様に入る。

リミター部での熱負荷条件は以下である。ただし，通常の燃焼時の熱負荷分布と同じ分布でリミター板にエネルギが入るとする。

○熱負荷　　$q = \frac{2\ \mathrm{MW/m^2}}{45\ \mathrm{MW}} \times 60\ \mathrm{MJ} = 2.67\ \mathrm{MJ/m^2} = 267\ \mathrm{J/cm^2}$

○入熱時間　　$t = 5\ \mathrm{ms}$

Table 5.3.6 に上記熱負荷条件に対応するINTOR Phase ⅡA の検討を示す。

5.4 ダイバータとリミタの比較

Table 5.4.1 にダイバータとリミタの比較を示す。

(1) ダブルヌルダイバータの利点と欠点

ダブルヌルダイバータの利点は以下である。

(i) 内側第一壁とプラズマとの距離が15 cm で他の方式の半分であること。プラズマ中心を固定した場合，他の方式ではブランケットの厚みが薄くなり，コイルのしゃへい条件から非増殖ブランケットになるのに対し，増殖ブランケットを設けることが可能なこと。

(ii) リミターに比較して板の寿命が長いこと。

ダブルヌルダイバータの欠点は以下である。

(i) TF コイルボアが6.3×9.3 mと大きいこと。

(ii) リミターに比較して，PF コイルの蓄積エネルギおよびMG ピークパワーも大きいこと。

(iii) ダイバータ板の引抜が二方向運動にならざるを得ないこと。

(iv) 上側のクライオポンプ（シールド重量を含む）の耐震上の支持に注意が必要であること。

(2) シングルヌルダイバータの利点と欠点

シングルヌルダイバータの利点は以下である。

(i) ダブルヌルダイバータに比較してTF コイルボアが小さくできること。

(ii) ダブルヌルダイバータに比較して，板の引抜が簡単であり，一方向運動で引抜くことができること。

(iii) リミターに比較して，板の寿命が長いこと。

シングルヌルダイバータの欠点は以下である。

(i) ダブルヌルダイバータに比較して，内側第一壁とプラズマとの距離が大きいこと。

(ii) リミターに比較して，TF コイルボアが大きいこと。

(iii) MG ピークパワーが大きいこと。

(3) シングルリミタの利点と欠点

シングルリミタの利点は以下である。

(i) TF コイルボアを他の方式に比較して小さくできること。

(ii) MGピークパワーを小さくできること。

(iii) ダブルヌルダイバータに比較して，板の引抜が簡単であること。

シングルリミタの欠点は以下である。

(i) ダブルヌルダイバータに比較して，内側第一壁とプラズマとの距離が大きいこと。

(ii) 板の寿命が非常に短いこと。

Table 5.1.1 Double-null divertor operating conditions

Total energy to divertor		45 MW
Divertor plate		
Ion energy		30 MW
Electron energy		10 MW
Ion flux		1.4×10^{24} S^{-1}
Average temperature of electrons		30 eV
Average energy of ions		135 eV
Composition of ions		47.5%D, 47.5%T, 5%He
Peak energy flux to divertor plates normal to separatrix		
	Outboard	4.2 MW/m^2
	Inboard	1.7 MW/m^2
Peak ion flux to divertor plates perpendicular to separatrix		
	Outboard	1.5×10^{23} $m^{-2}S^{-1}$
	Inboard	6.1×10^{22} $m^{-2}S^{-1}$
Inclination of divertor plate to separatrix		
	Outboard	28°
	Inboard	53°
Peak heat flux by ions and electrons		
	Outboard	2 MW/m^2
	Inboard	1.4 MW/m^2
Nuclear heating	W	18 W/cm^3
	Cu	10 W/cm^3

Table 5.1.2 Thermophysical properties of divertor plate materials

	Density g/cm^3	Young's modulus kgf/mm^2	Poisson's ratio	Tensile strength kgf/mm^2	Thermal expansion $10^{-6}°C^{-1}$	Thermal conductivity W/m°C	Melting point °C
W	19.3	(1) 3.9×10^4	0.31	(2) 80	5.5	156 at 290K 110 at 1000K	3410
W-alloy	15.8	(1) 3.4×10^4	0.2	(2) 40	(1) 8.0	(1) 230	-
Cu	8.96	1.06×10^4	0.3	20	16.5	366	-
SS	7.9	1.97×10^4	0.3	60	17	17.5	-

(1) Average value of 0°C∿1000°C (2) Value at 500°C

Table 5.1.3 Maximum temperature of divertor plate

Unit:°C

	Heat flux 1.5MW/m^2 (Without W-alloy)			Heat flux 2 MW/m^2 (Without W-alloy)			Heat flux 2 MW/m^2 (With W-alloy)		
W-thickness	5 mm	10mm	20mm	5 mm	10mm	20mm	5 mm	10mm	20mm
SS	118	119	120	125	126	127	126	126	128
Cu	154	156	161	177	179	184	179	181	186
W	207	264	394	247	322	490	298 (224)	377 (227)	540 (234)

( ): Temperature of W-alloy

Table 5.1.4 Maximum thermal stress of divertor plate

Unit:kgf/mm^2

	Heat flux 1.5MW/m^2 (Without W-alloy)			Heat flux 2 MW/m^2 (Without W-alloy)			Heat flux 2 MW/m^2 (With W-alloy)		
W-thickness	5 mm	10mm	20mm	5 mm	10mm	20mm	5 mm	10mm	20mm
SS	2.9	2.7	2.7	3.4	3.1	3.1	3.3	3.2	3.3
Cu	12.2	13.5	14.6	14.9	16.4	17.6	12.0	12.8	14.5
W	24.0	22.6	19.3	29.2	27.4	23.3	11.0 (13.8)	14.6 (16.0)	14.7 (17.0)

( ): Stress of W-alloy

Table 5.2.1 Single-null divertor operating conditions

Total energy to divertor	45 MW
Divertor plate	
Ion energy	30 MW
Electron energy	10 MW
Ion flux	1.4×10^{24} S^{-1}
Average temperature of electrons	30 eV
Average energy of ions	135 eV
Composition of ions	47.5%D, 47.5%T, 5%He
Peak energy flux to divertor plates normal to separatrix	
Outboard	7.1 MW/m^2
Inboard	4.2 MW/m^2
Peak ion flux to divertor plates perpendicular to separatrix	
Outboard	2.5×10^{23} $m^{-2}S^{-1}$
Inboard	1.5×10^{23} $m^{-2}S^{-1}$
Inclination of divertor plates to separatrix	
Outboard	17°
Inboard	29°
Peak heat flux normal to divertor plates	
Outboard	2 MW/m^2
Inboard	2 MW/m^2
Peak ion flux normal to divertor plates	
Outboard	7.0×10^{22} $m^{-2}S^{-1}$
Inboard	7.0×10^{22} $m^{-2}S^{-1}$
Nuclear heating W	18 W/cm^3
Cu	10 W/cm^3

Table 5.3.1 Limiter operating conditions

Normal operation	
Total energy to limiter	40 MW
Ion flux	2.95×10^{23} S^{-1}
Edge electron temperature	280 eV
Composition of ions (average)	38%D, 55.5%T, 6%He, 0.5%Z
Peak energy flux to limiter plate normal to separatrix	11.7 MW/m^2
Peak ion flux to limiter plate normal to separatrix	4.6×10^{22} $m^{-2}S^{-1}$
Peak heat flux normal to limiter surface	
Top surface (R = 5.47m)	2 MW/m^2
Leading edge (R = 5.78 m)	0.35 MW/m^2
Peak ion flux normal to limiter surface	
Top surface (R = 5.53 m)	1.1×10^{22} $m^{-2}S^{-1}$
Leading edge (R = 5.78 m)	7.3×10^{21} $m^{-2}S^{-1}$
Electron temperature on limiter surface	
Top surface (R = 5.53 m)	150 eV
Leading edge (R = 5.78 m)	44 eV
Nuclear heating C	8 W/CC
Cu	15 W/CC
SS	12 W/CC
Plasma disruption condition	
Peak energy flux	270 J/cm^2
Time for energy deposition	5 ms
Number per year (average)	42

Table 5.3.2 Temperature and thermal stress at top surface of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 2 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max. temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	427	400	14	67	20
C(Irr.)	797	400	13	65	20
PG(Unirr.)	205	400	15	68	3
PG(Irr.)	797	400	65	121	3
SiC(Unirr.)[1]	264	1670	176	130	180
SiC(Irr.)	1078	1670	365	180	180
Be(Unirr.)	293	850	123	80	275

(1) High conductivity SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical sputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa

Table 5.3.3 Temperature and thermal stress at leading edge of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 0.35 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max. temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	175	400	8	42	20
C(Irr.)	274	400	7	41	20
PG(Unirr.)	120	400	19	39	3
PG(Irr.)	276	400	29	32	3
SiC(Unirr.)[1]	133	1670	152	78	180
SiC(Irr.)	359	1670	131	77	180
Be(Unirr.)	141	850	22	46	275

(1) High conductivity SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical suputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa

Table 5.3.4 Allowable thickness and lifetime of tiles at top surface of limiter (Heat flux = 2 MW/m^2)

Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime
	Thickness (mm)	Limit	Disruption[2]	Sputtering	(Years)
C(Unirr.)	9	Temp.	0.1	7	1.3
C(Irr.)	4	Temp.	0.1	7	0.6
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	7	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	7	Short
SiC(Unirr.)	<5	Stress	1.4	17	<0.3
SiC(Irr.)	<<5	Stress	1.4	17	Short
Be(Unirr.)	~15	Stress	6.0	10	0.9

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

(2) Erosion assuming all melt layer is lost

Table 5.3.5 Allowable thickness and lifetime of tiles at leading edge of limiter (Heat flux = 0.35 MW/m^2)

Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime
	Thickness (mm)	Limit	Disruption	Sputtering	(Years)
C(Unirr.)	>20	Temp.	0.1	5	Long
C(Irr.)	15	Temp.	0.1	5	3.0
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	5	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	5	Short
SiC(Unirr.)	>20	Stress	1.4	9	Long
SiC(Irr.)	20	Stress	1.4	9	1.9
Be(Unirr.)	>20	Stress	6.0	9	Long

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

(2) Erosion assuming all melt layer is lost

Table 5.3.6 Melt layer thickness and vaporized depth during disruption

	Material	Heat load (J/cm^2)	Disruption period (ms)	Model	Melt layer thickness (microns)	Vaporized depth (microns)
Limiter	Graphite (initial temp. 2400°C)	270	5	A	NM	5.4
				U		15.8
			20	A	NM	1.6
				U		9.2
	Graphite (initial temp. 400°C)	270	5	A	NM	0.18
				U		1.8
			20	A	NM	-
				U		-
	Pyrolytic Graphite (initial temp. 300°C)	270	5	A	NM	-
				U		
			20	A	NM	-
				U		
	SiC	270	5	A	NM	21.8
				U		50.8
			20	A	NM	16.0
				U		44.7
	New-SiC	270	5	A	NM	8.9
				U		32.9
			20	A	NM	0.59
				U		14.3
	Beryllium	270	5	A	100	0.33
				U	140	3.9
			20	A	40	-
				U	45	-
	Stainless steel	270	5	A	120	0.6
				U	150	7.2
			20	A	130	0.5×10^{-1}
				U	130	0.7×10^{-1}

A : Flux attenuation by vapor shield NM : No melting occurs
U : No vapor shield attenuation

Table 5.4.1 Comparison between divertor and pump limiter

	Divertor		Single pump limiter
	Double-null	Single-null	
Plasma			
Distance from inner wall	15 cm	30 cm	30 cm
TF coil			
Coil bore	6.3×9.3 m	6.3×8.8 m	6.3×8.5 m
Max. out-of-plane force	18 MN/m	20 MN/m	17 MN/m
Out-of-plane torque(Mz)	141 MN-m	144 MN-m	167 MN-m
PF coil			
Amper turn	93.7 MAT	88.9 MAT	72.5 MAT
Stored energy	5.5 GJ	5.5 GJ	4.5 GJ
MG peak power	980 MW	1310 MW	730 MW
Divertor/Limiter plate			
Erosion of armor tile	W:0.3 mm/y	W:0.3 mm/y	C: 7 mm/y
Replacement	Two motion	Single motion	single motion

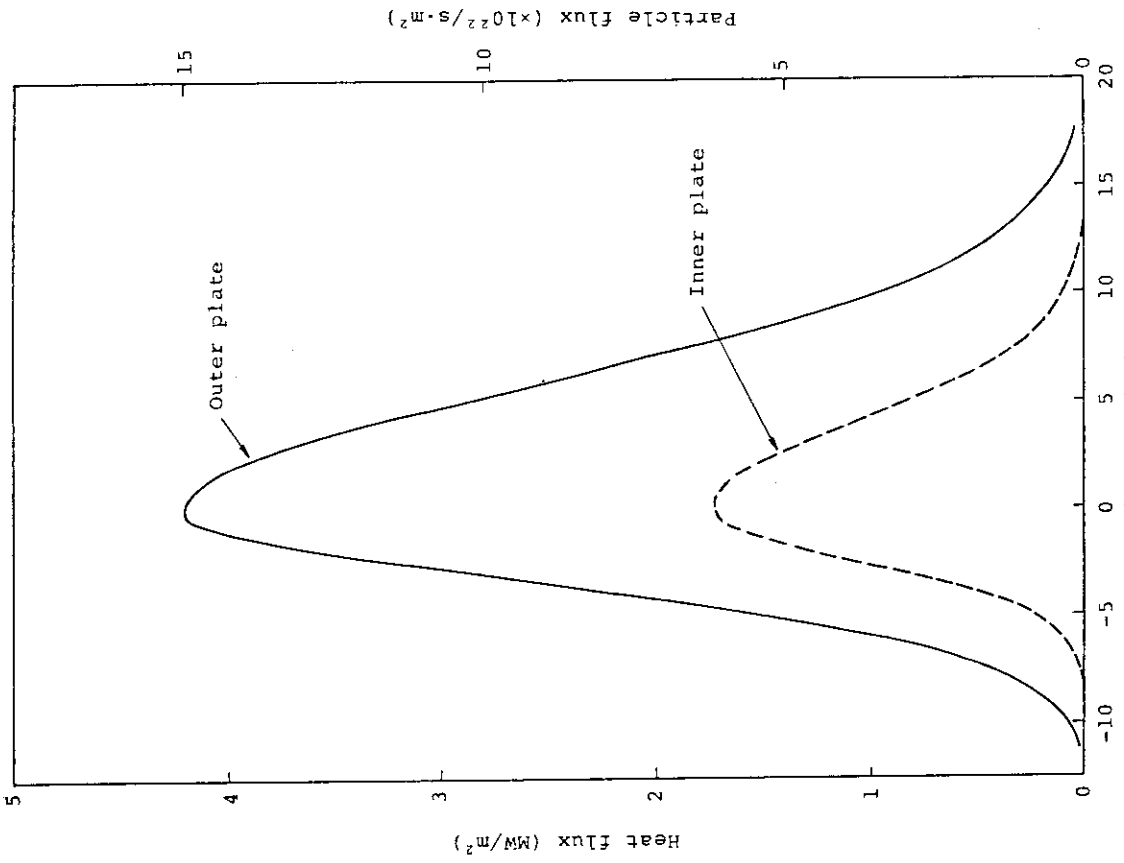


Fig. 5.1.2 Heat and particle flux distribution perpendicular to the separatrix at the location of the inner and outer collector plates

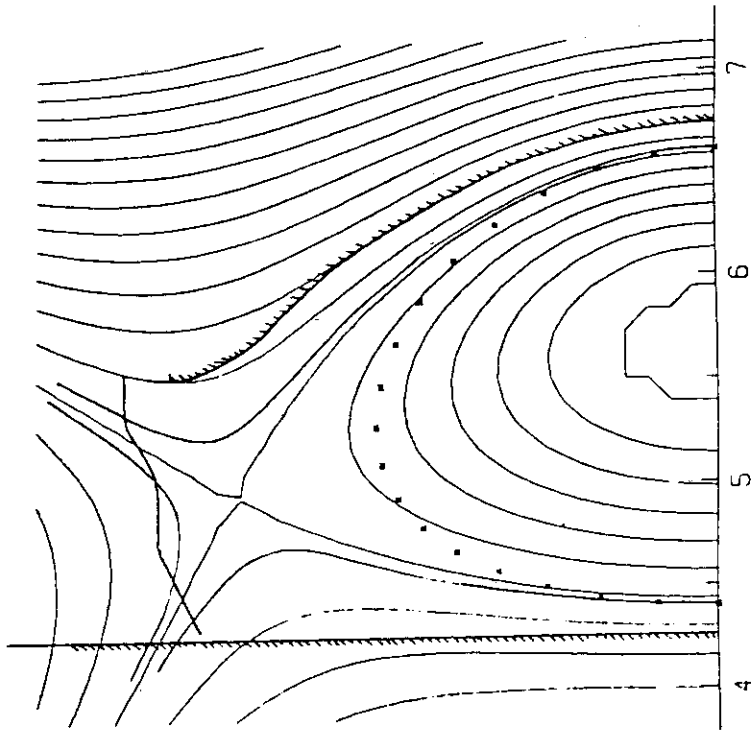


Fig. 5.1.1 Configuration of divertor

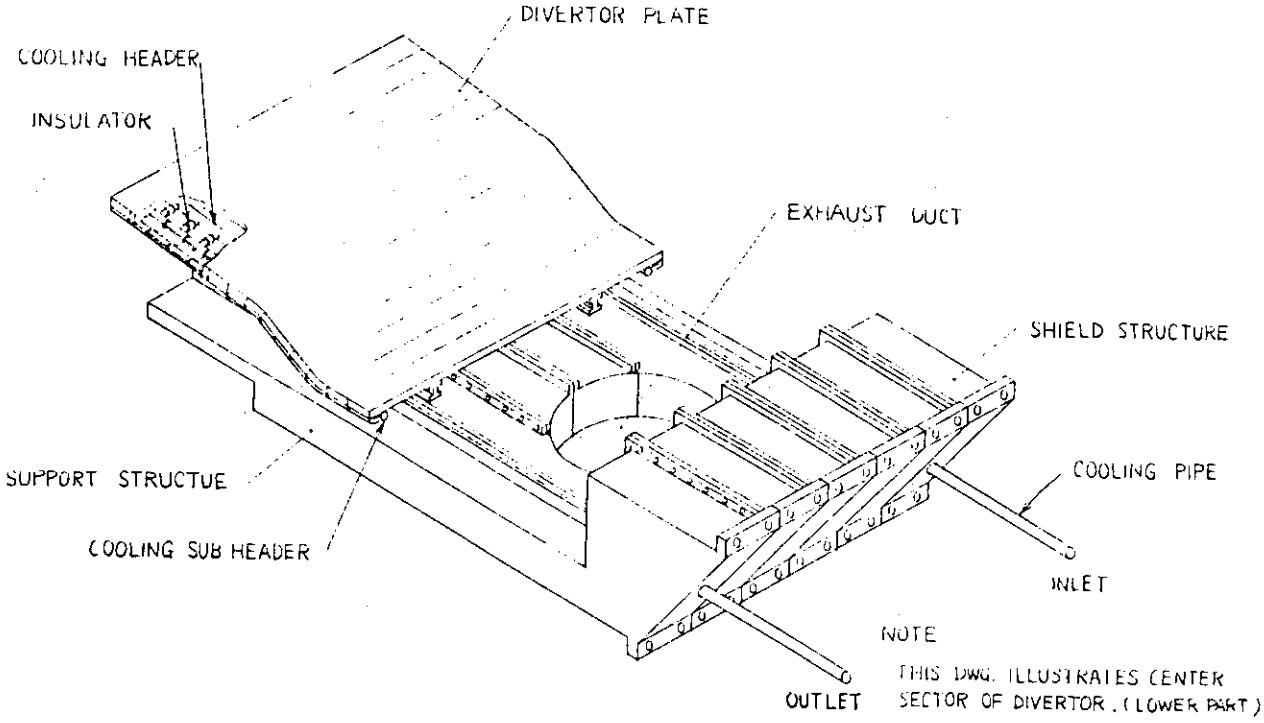


Fig. 5.1.3 Schematic drawing of divertor

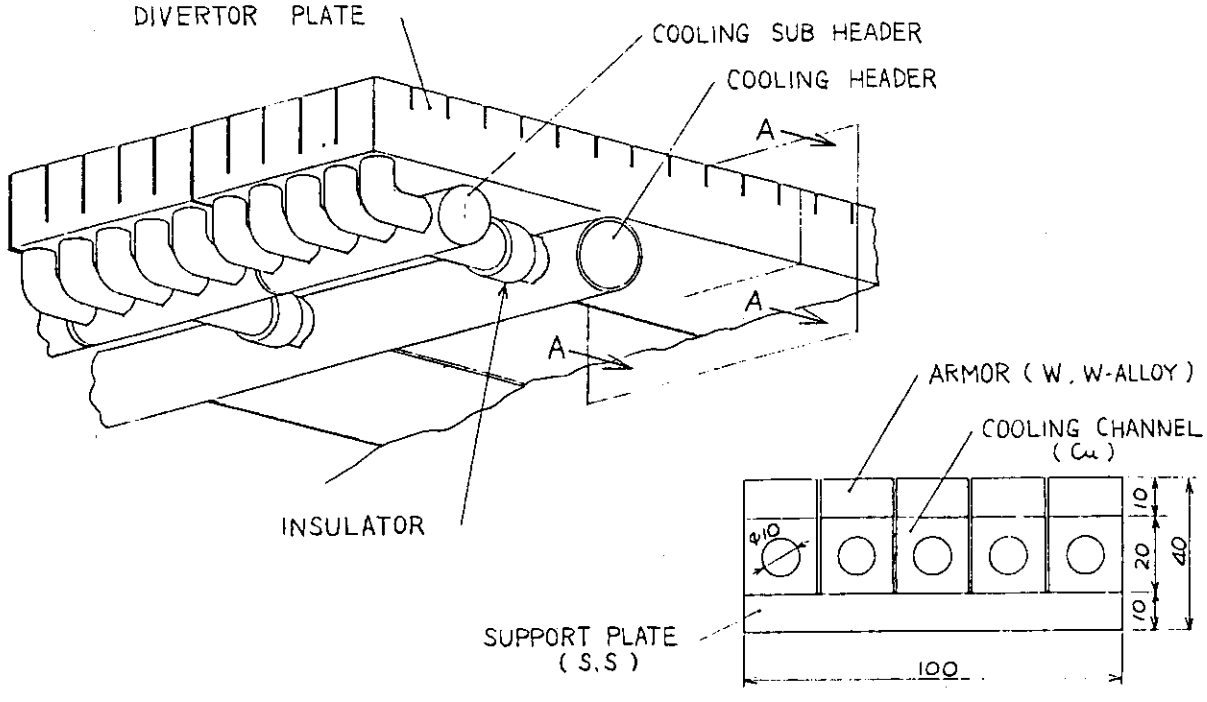


Fig. 5.1.4 Divertor plate

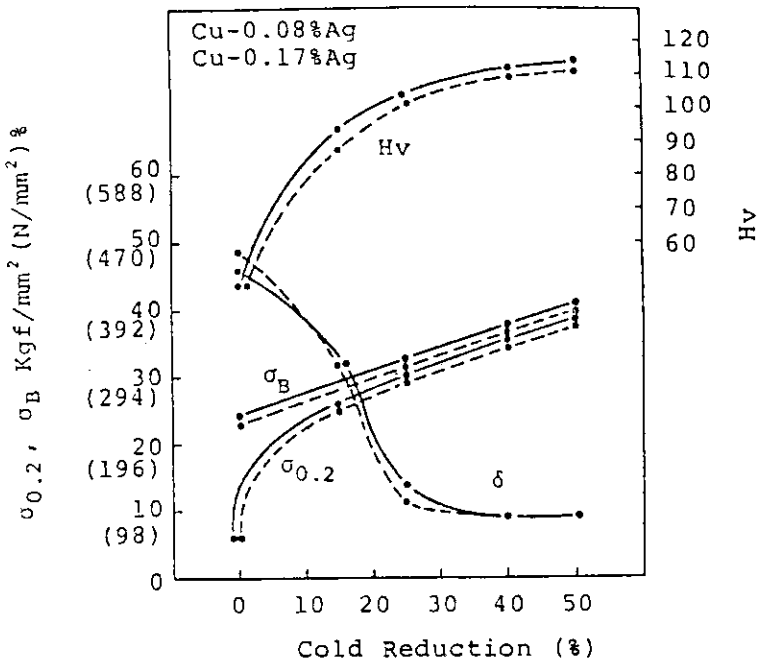


Fig. 5.1.5 Work hardering of silver-bearing copper

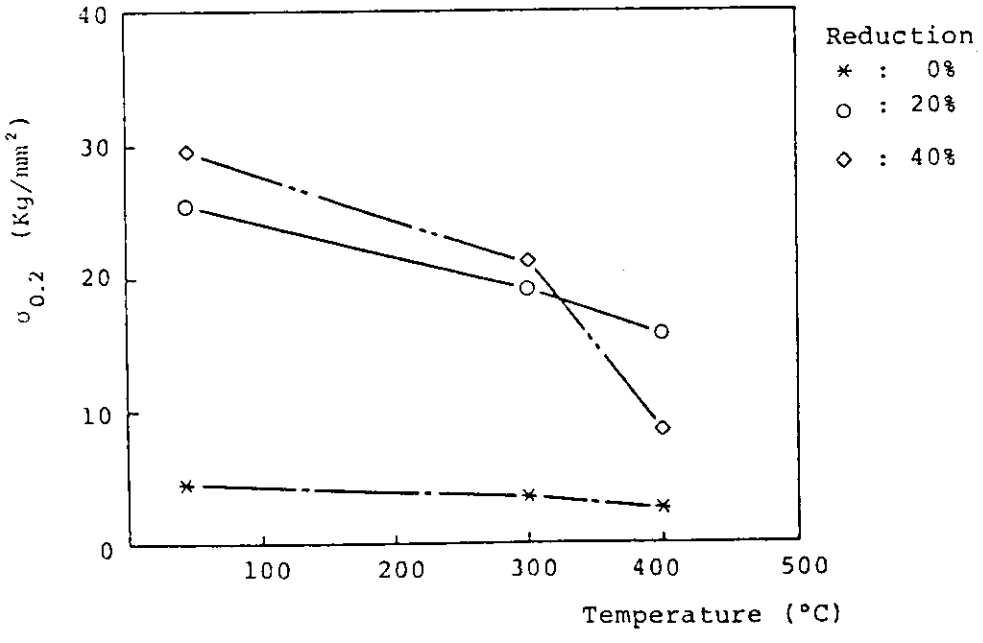
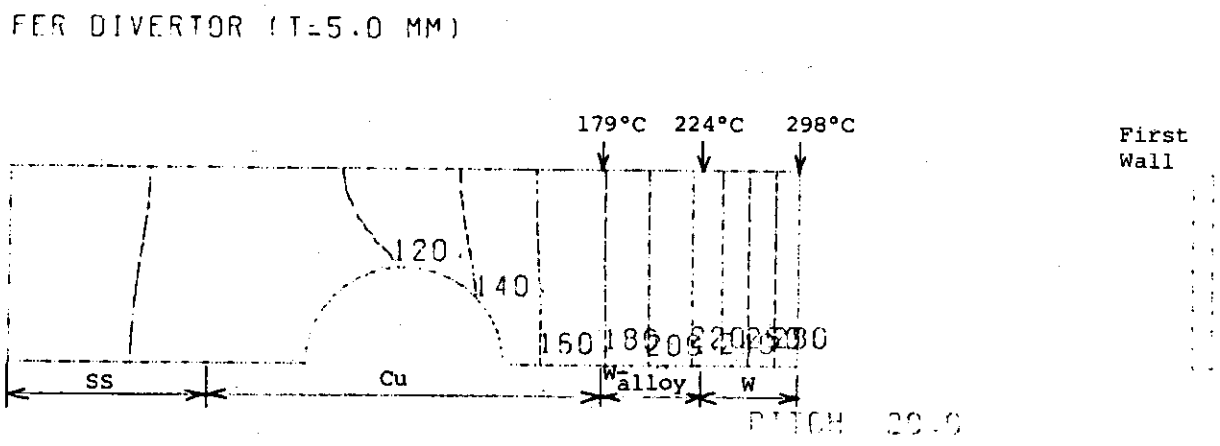
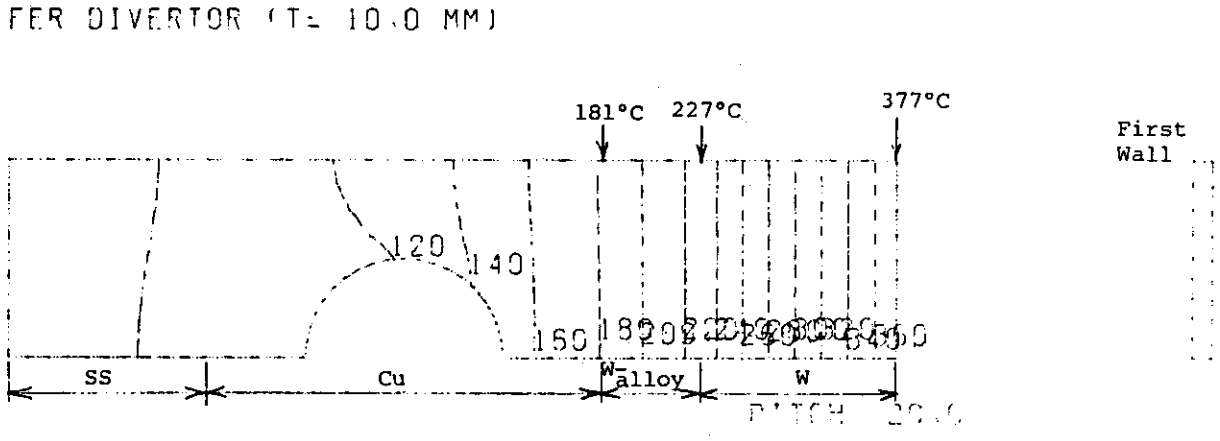


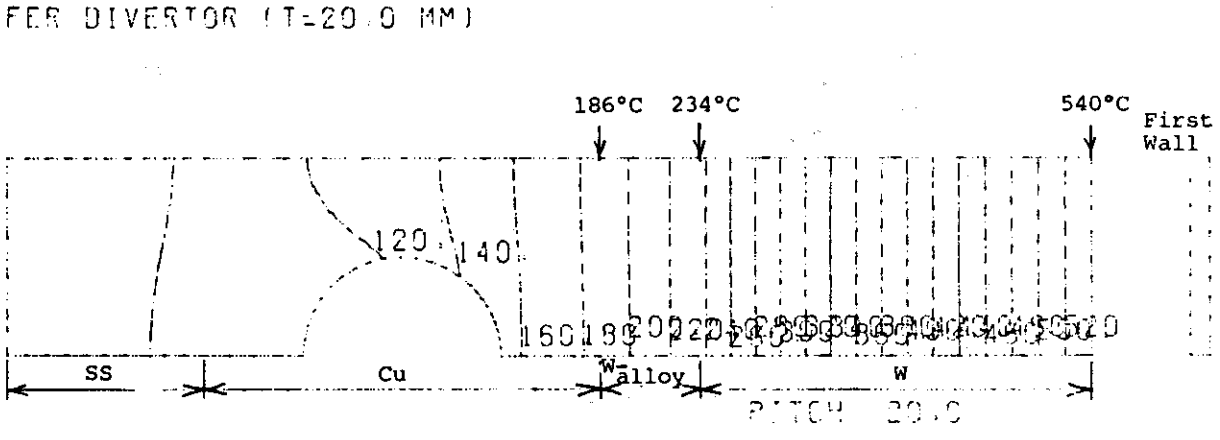
Fig. 5.1.6 $\sigma_{0.2}$ vs temperature (0.2AgOFCu)



(a) 5 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor



(b) 10 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor



(c) 20 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor

Fig. 5.1.7 Temperature distribution of divertor plate with tungsten alloy for 2 MW/m^2

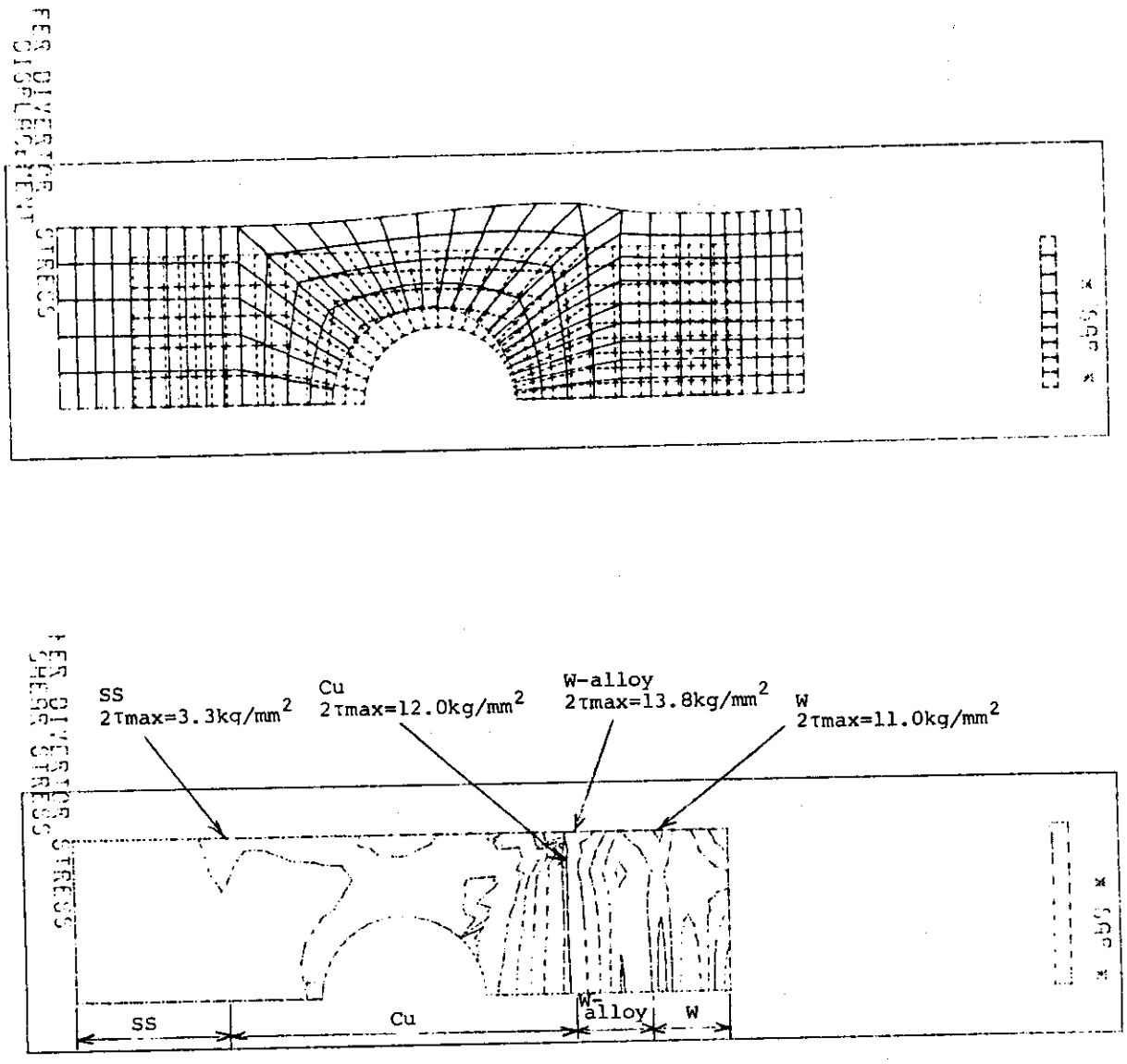


Fig. 5.1.8 Stress distribution of divertor plate with 5 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor for 2 MW/m^2

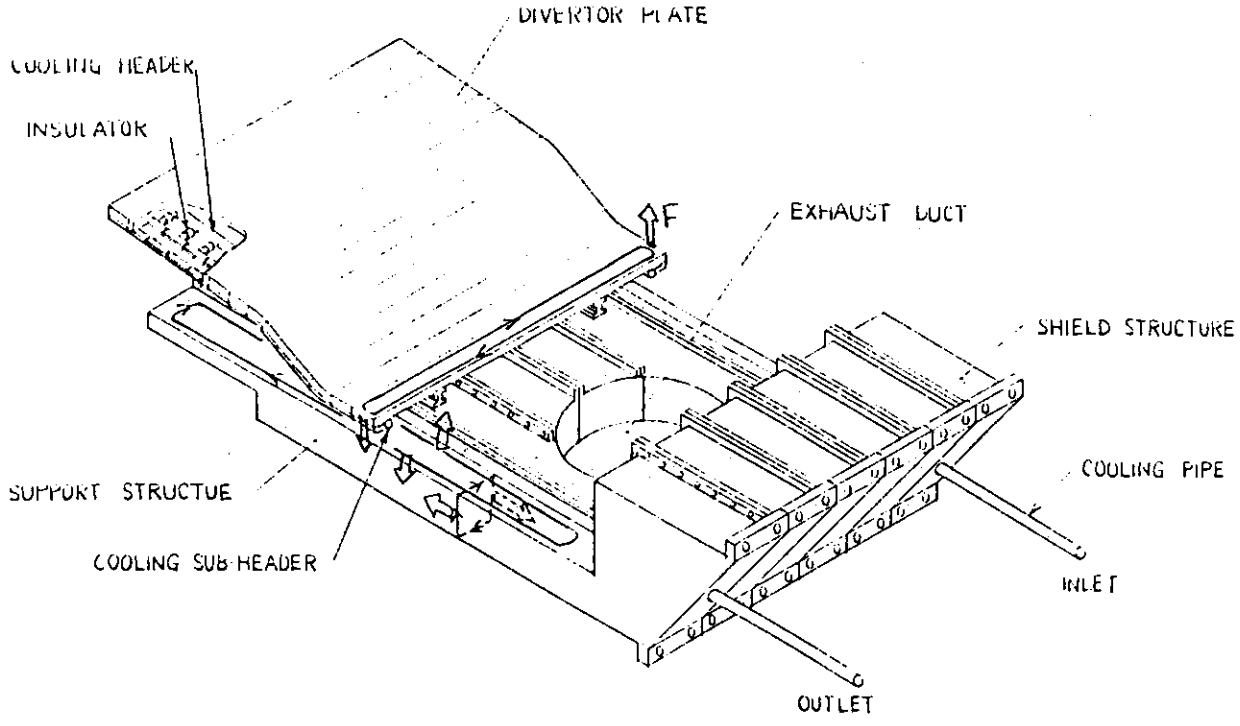


Fig. 5.1.9 Eddy current and electromagnetic force on divertor plate

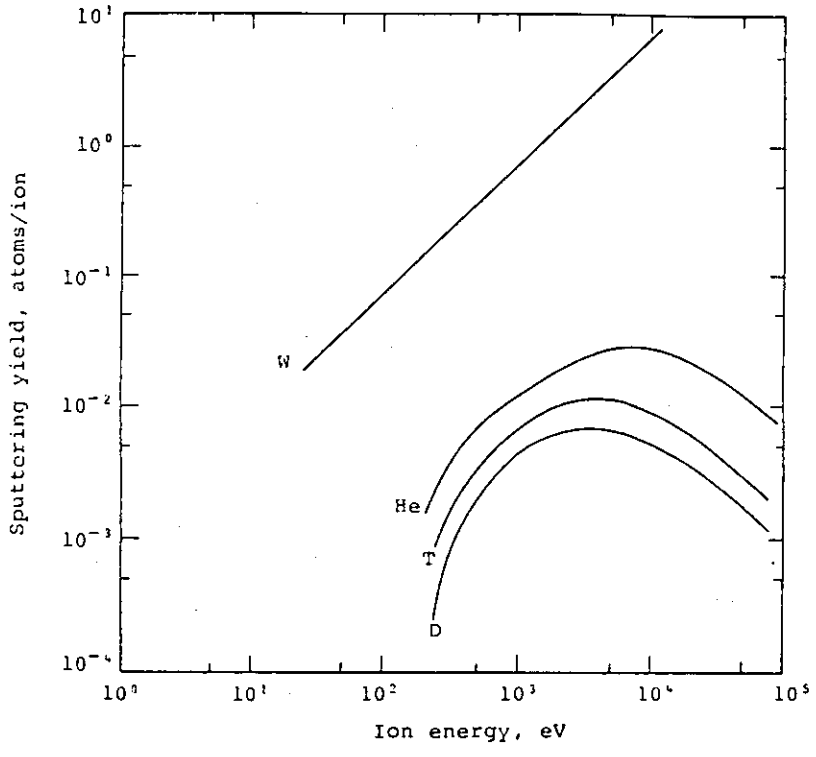


Fig. 5.1.10 Plot of calculated energy dependent physical sputtering yield curves for tungsten

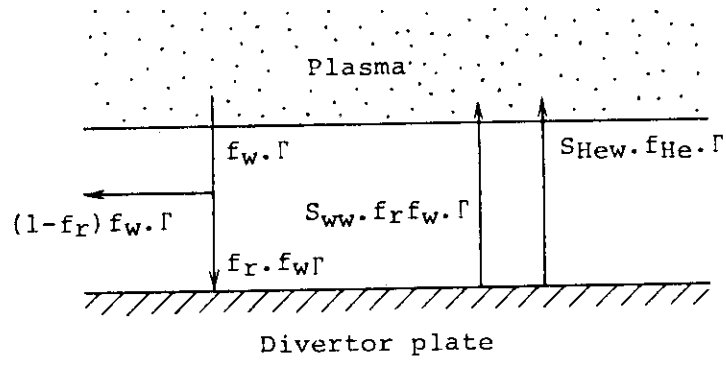


Fig. 5.1.11 Analytical model of impurity flow

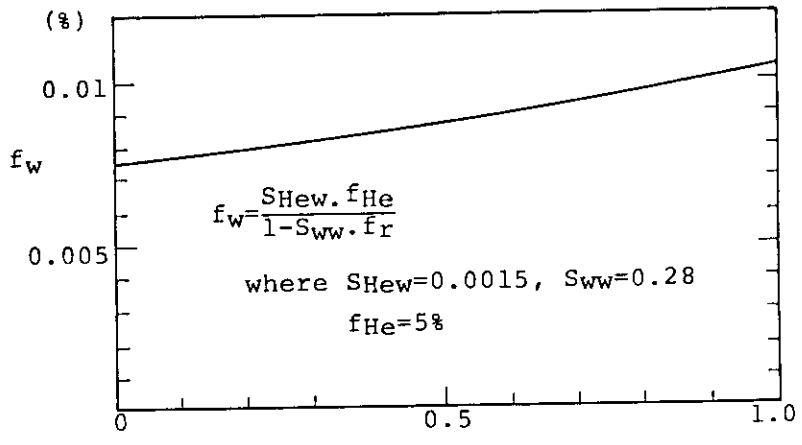


Fig. 5.1.12 Composition of tungsten as a function of f_r

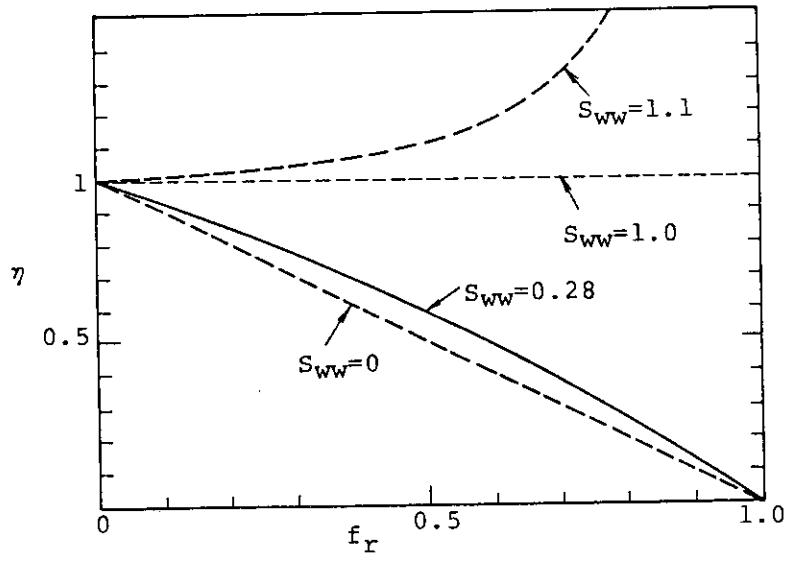


Fig. 5.1.13 Erosion ratio as a function of f_r

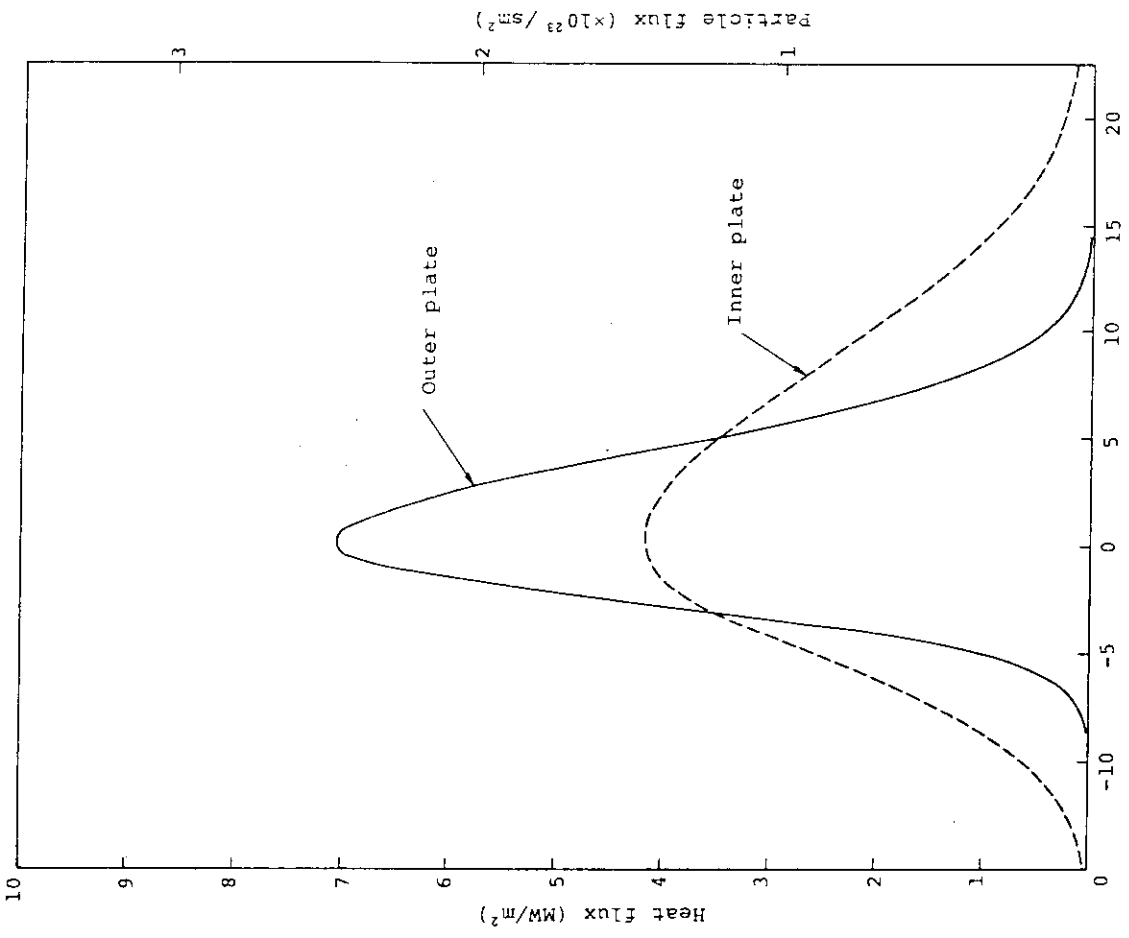


Fig. 5.2.2 Heat and particle flux distribution perpendicular to the separatrix at the location of the inner and outer collector plate (Single-null divertor)

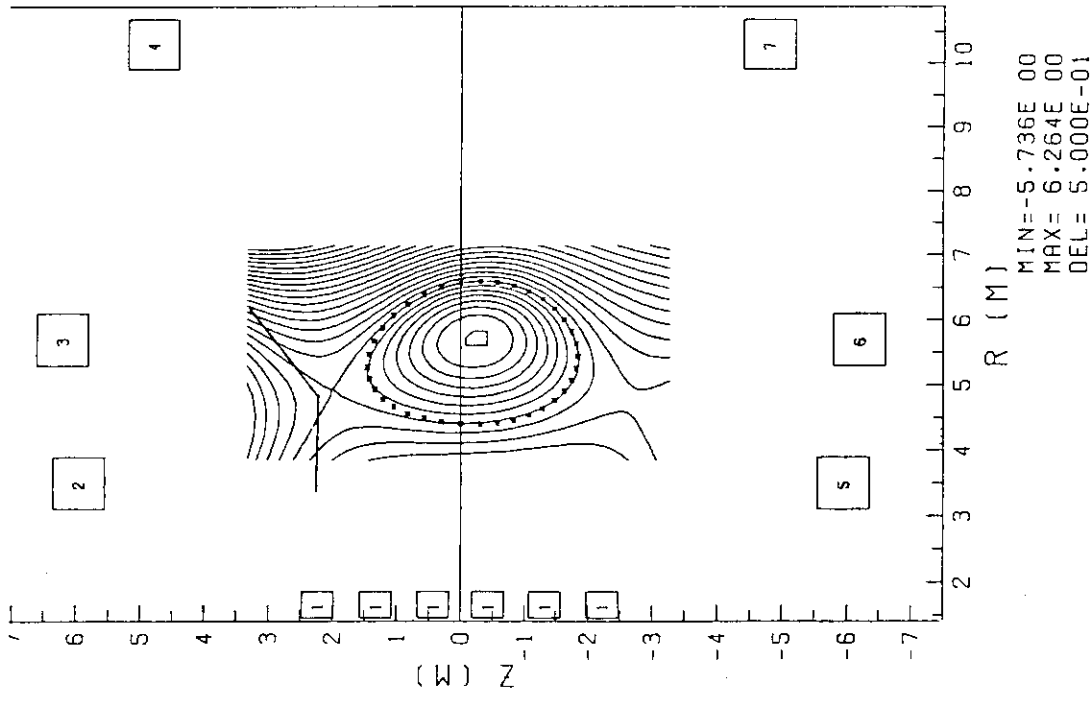


Fig. 5.2.1 Configuration of single-null divertor

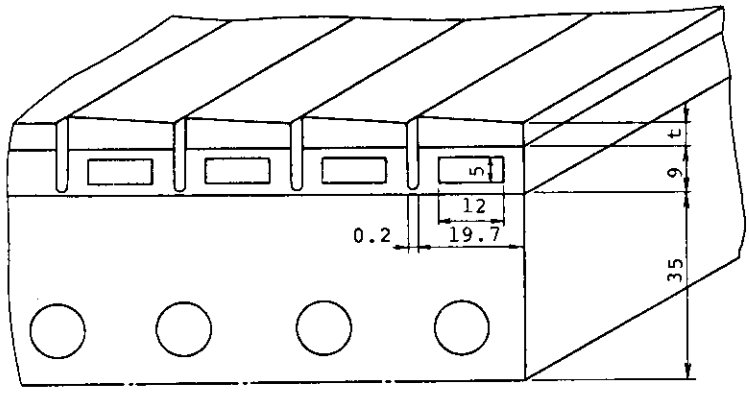
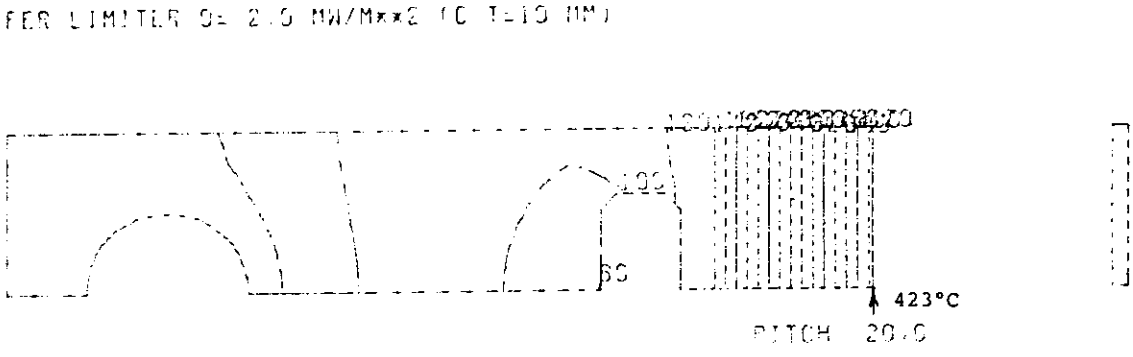
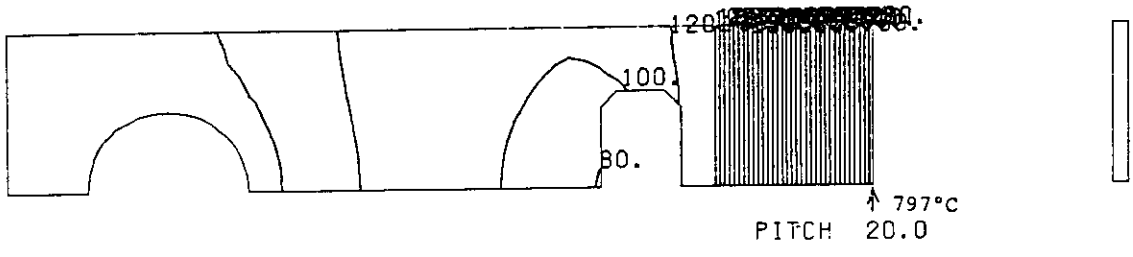


Fig. 5.3.1 Cross section of a brazed limiter plate



(Unirradiated graphite armor)



(Irradiated graphite armor)

Fig. 5.3.2 Temperature profile at top surface of the limiter plate for 2 MW/m^2

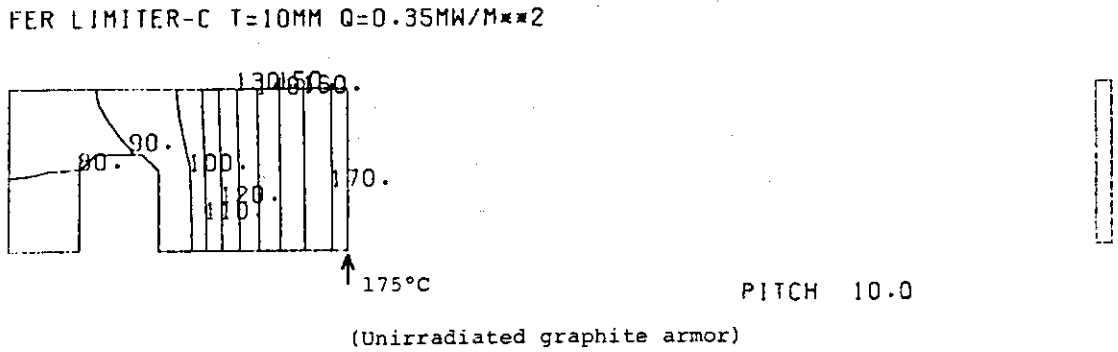


Fig. 5.3.3 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

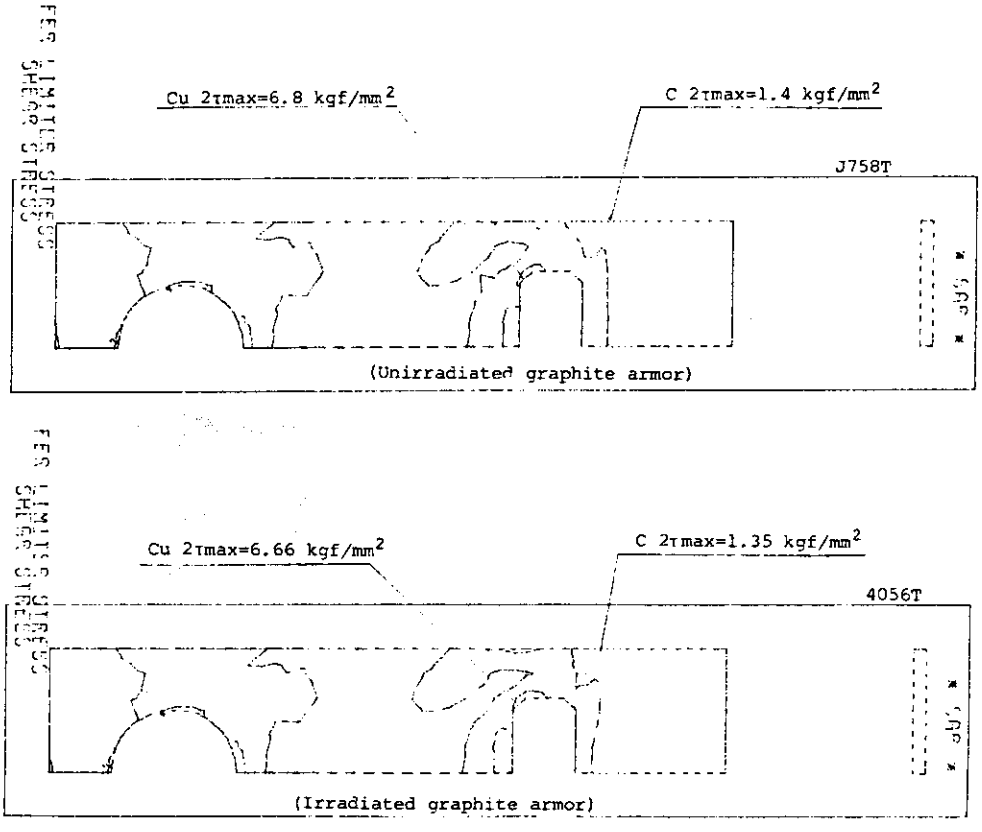


Fig. 5.3.4 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

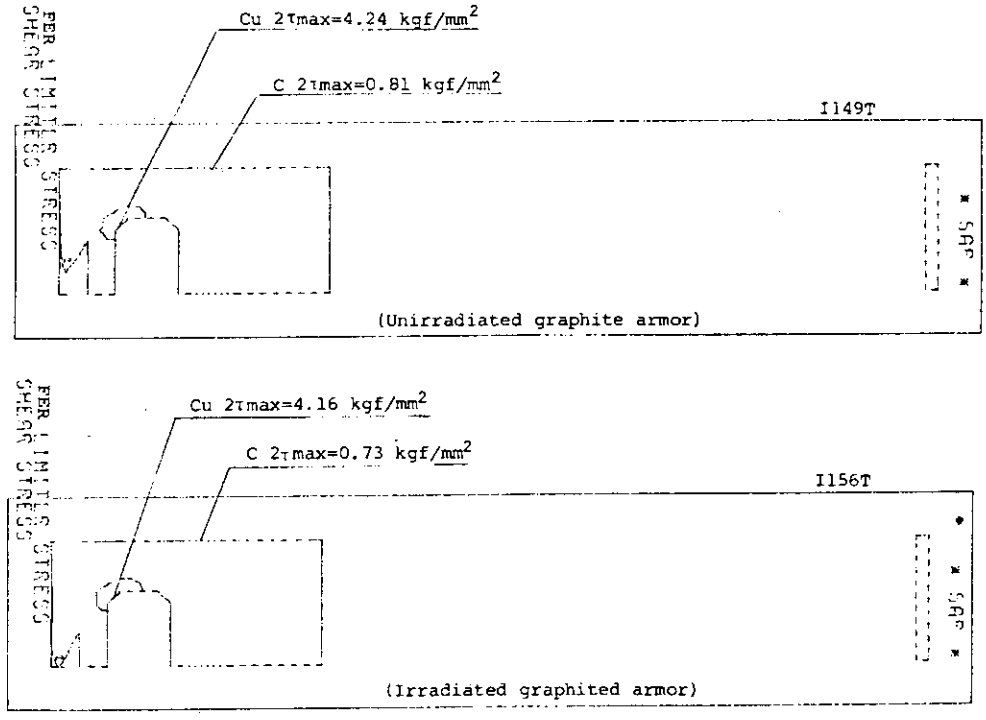


Fig. 5.3.5 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

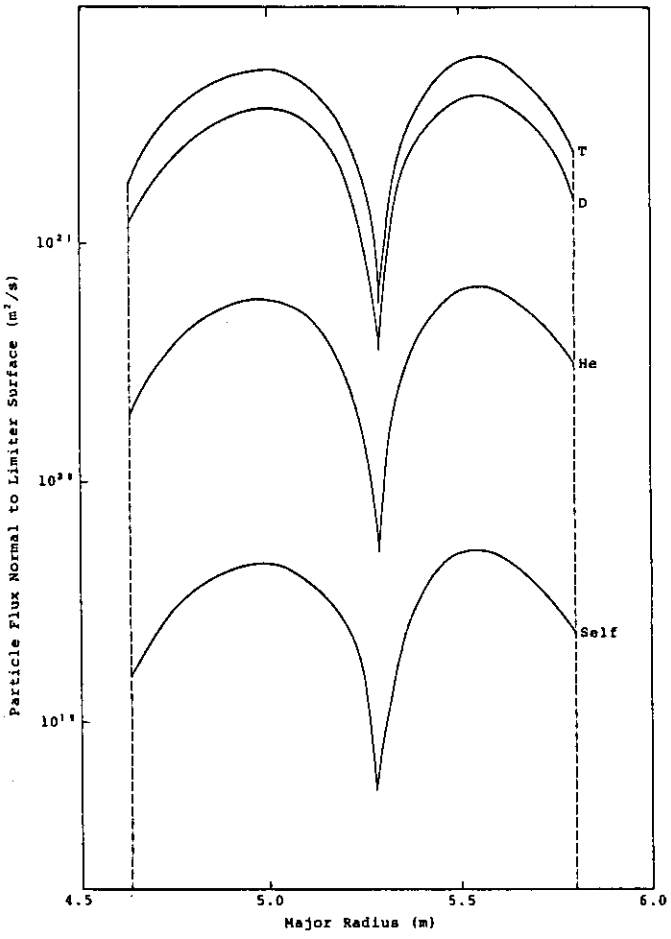


Fig. 5.3.6 Particle flux normal to limiter surface

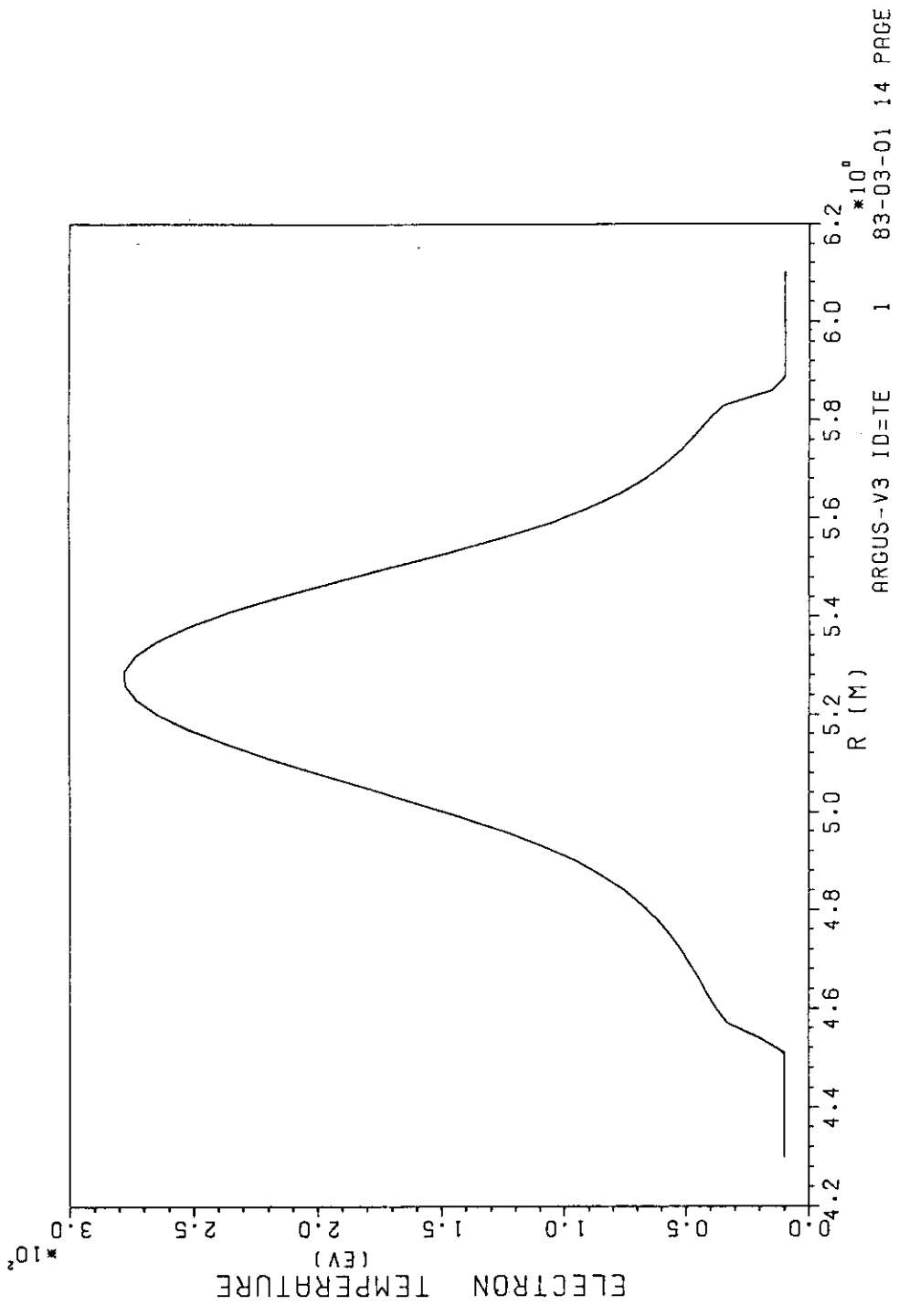


Fig. 5.3.7 Electron temperature

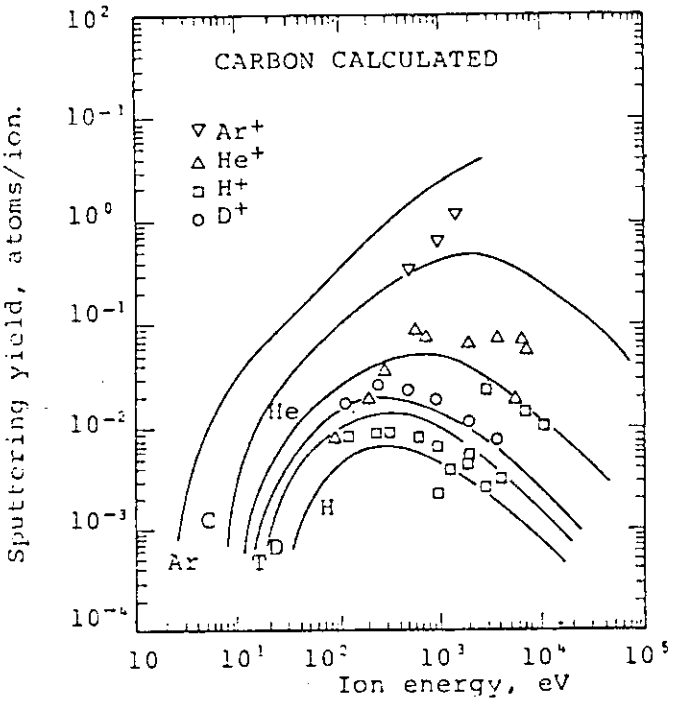


Fig. 5.3.8 Plot of calculated energy-dependent physical sputtering yield curves for carbon showing comparison with experimental data

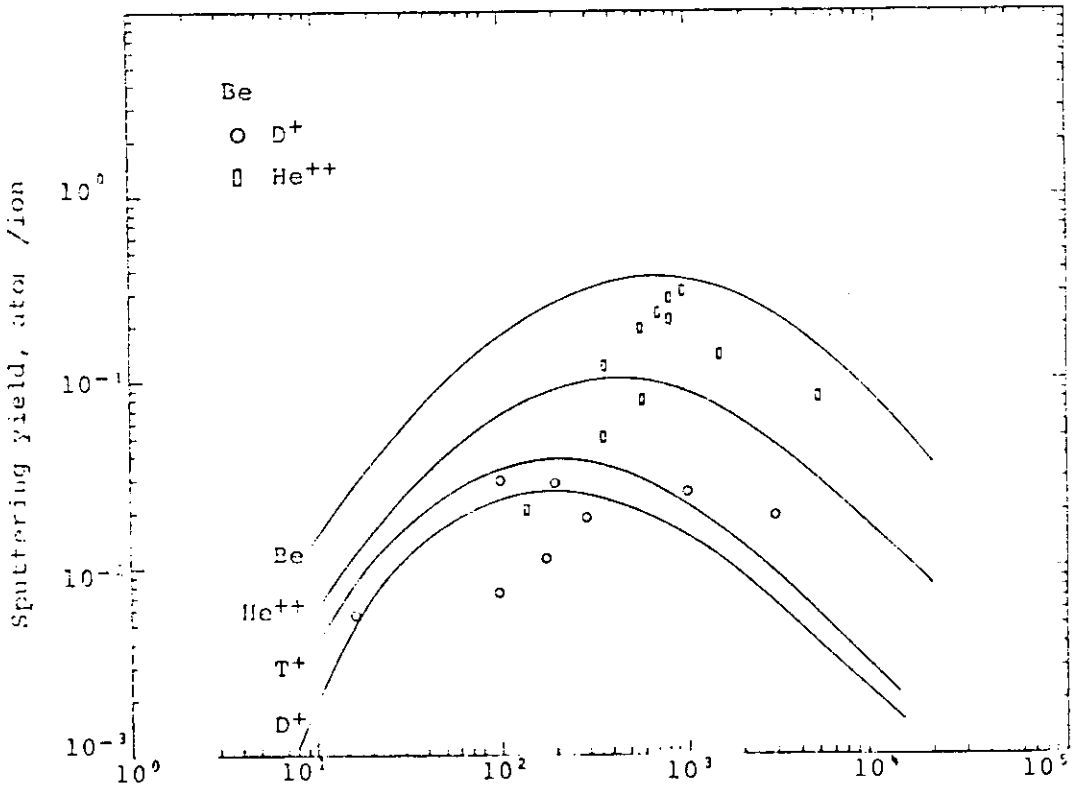


Fig. 5.3.9 Plot of calculated energy-dependent physical sputtering yield curves for Be showing comparison with experimental data

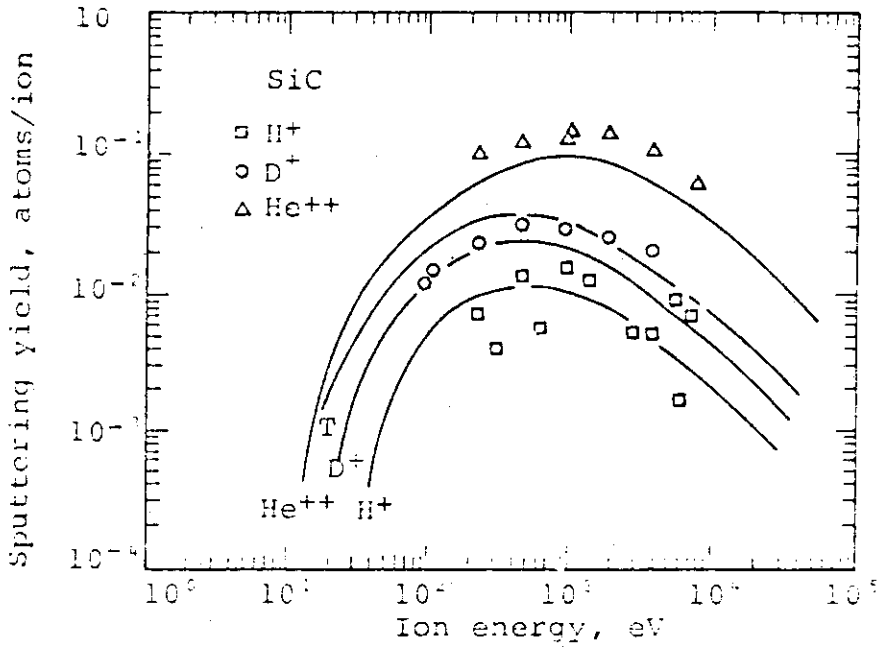
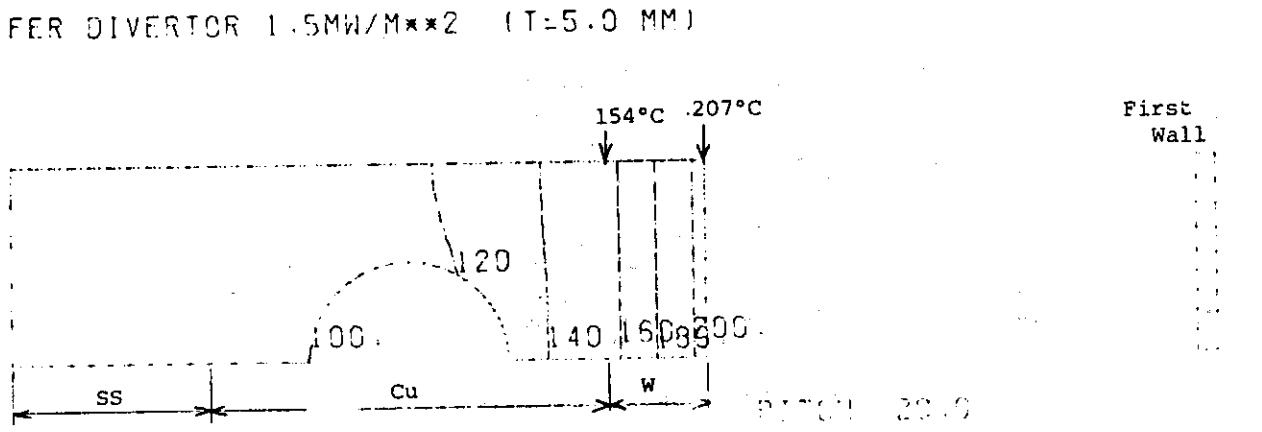
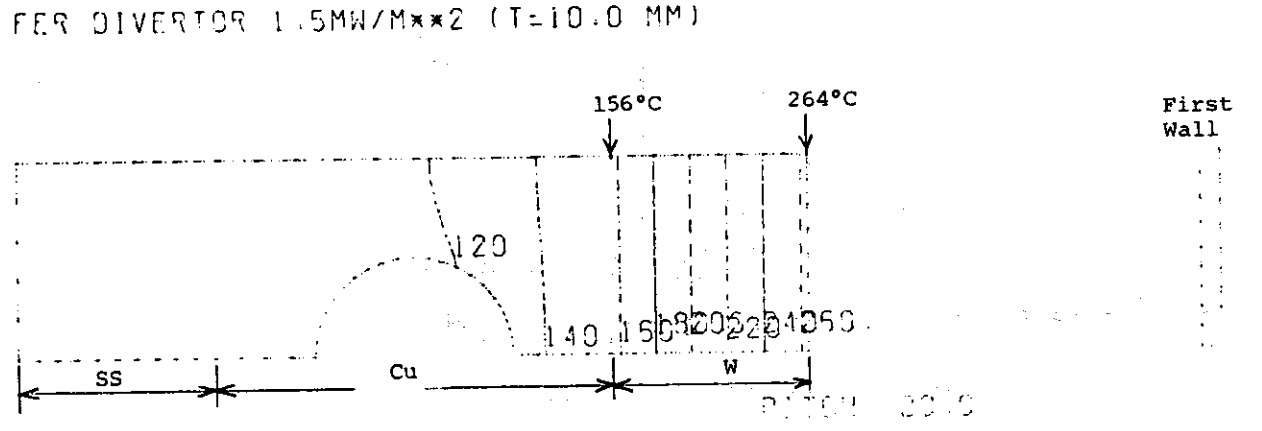


Fig. 5.3.10 Plot of calculated energy-dependent physical sputtering yeild curves for SiC showing comparison with experimental data of Bohdansky

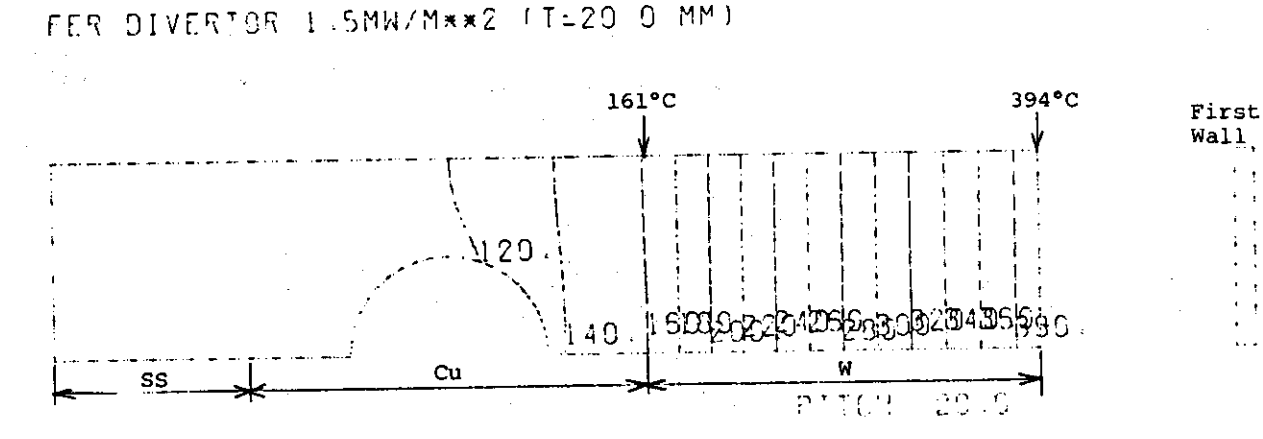
添付資料－A　　ダイバータ板の温度分布と熱応力



(a)　5 mm thick tungsten armor

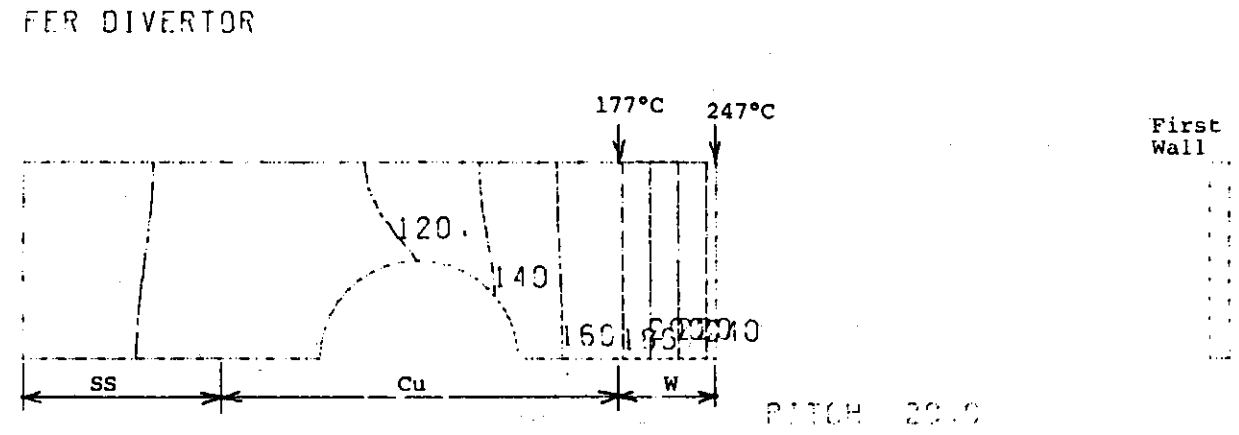


(b)　10 mm thick tungsten armor

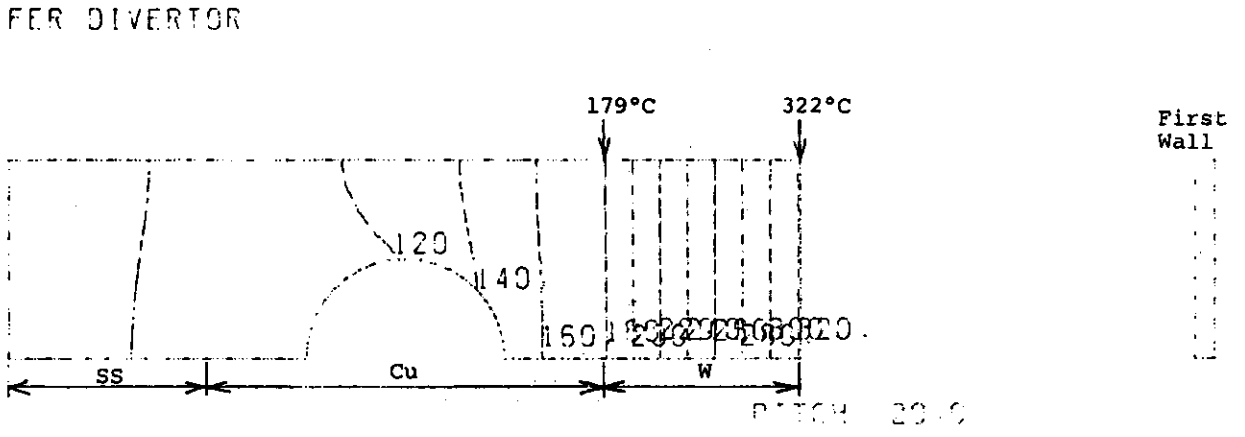


(c)　20 mm thick tungsten armor

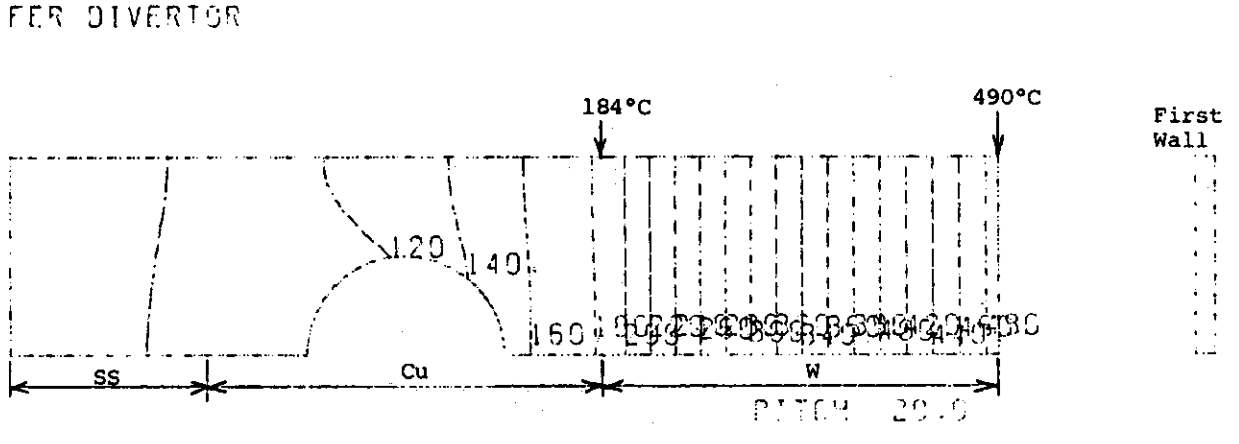
Fig. 5.A-1　Temperature distribution of divertor plate for 1.5 MW/m^2



(a) 5 mm thick tungsten armor

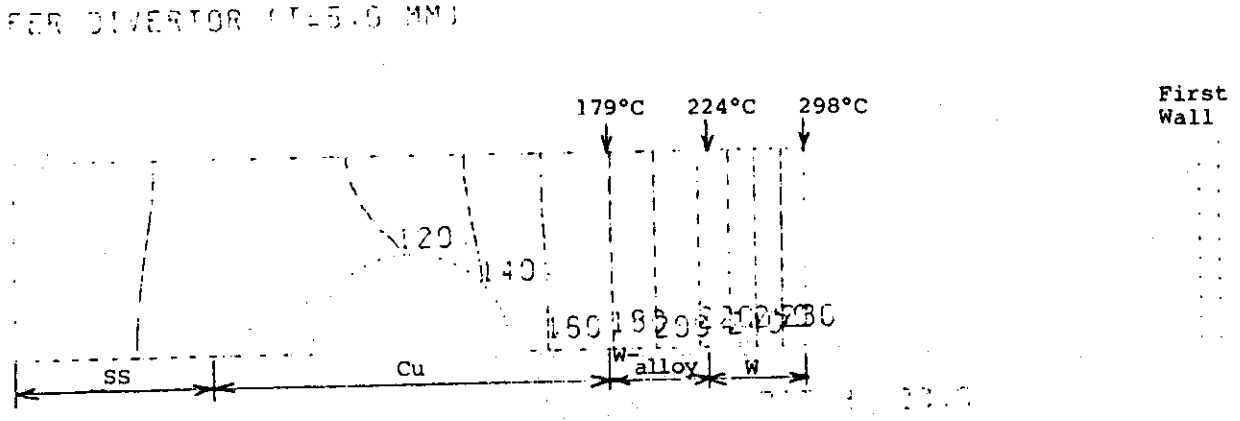


(b) 10 mm thick tungsten armor

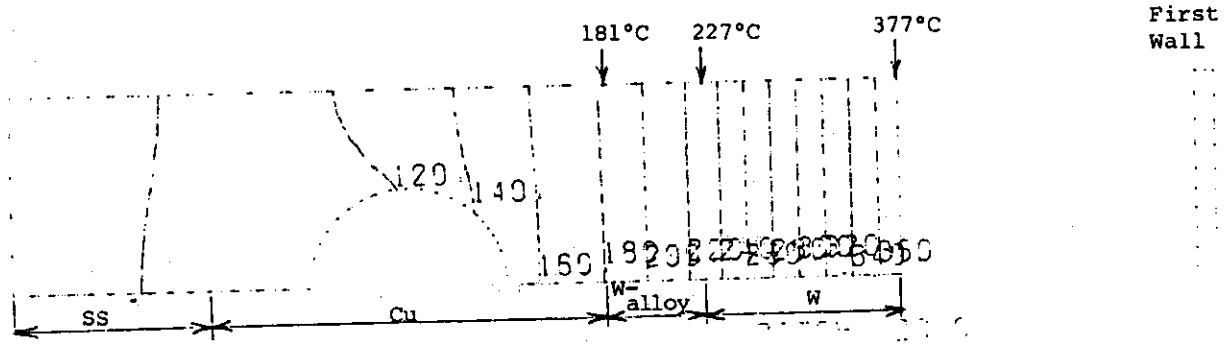


(c) 20 mm thick tungsten armor

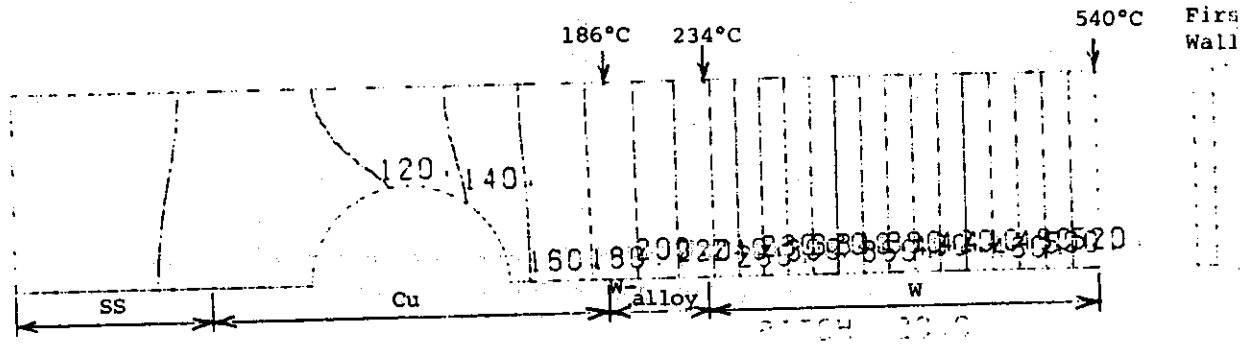
Fig. 5.A-2 Temperature distribution of divertor plate for 2 MW/m^2



(a) 5 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor



(b) 10 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor



(c) 20 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor

Fig. 5.A-3 Temperature distribution of divertor plate with tungsten alloy for 2 MW/m^2

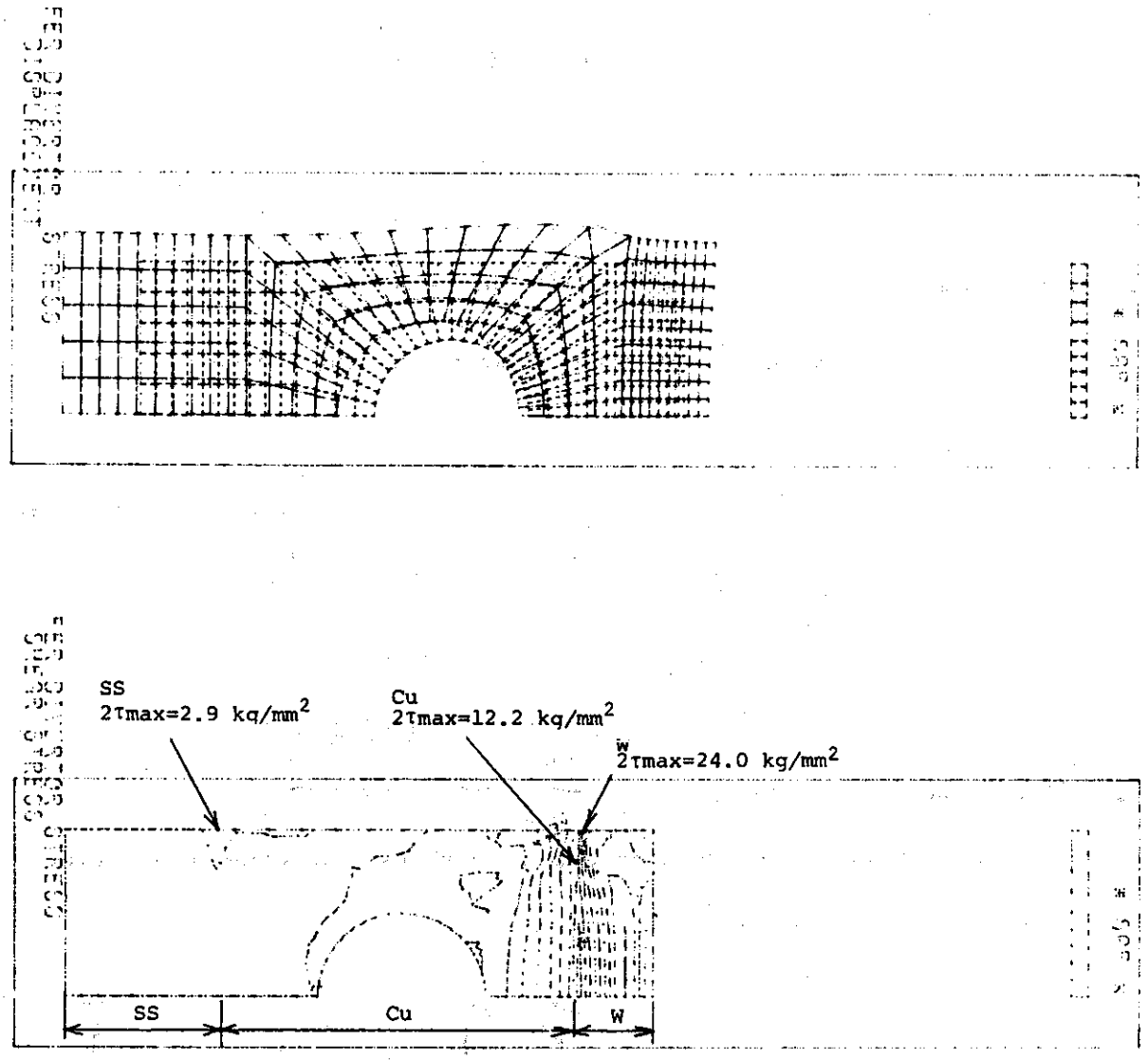
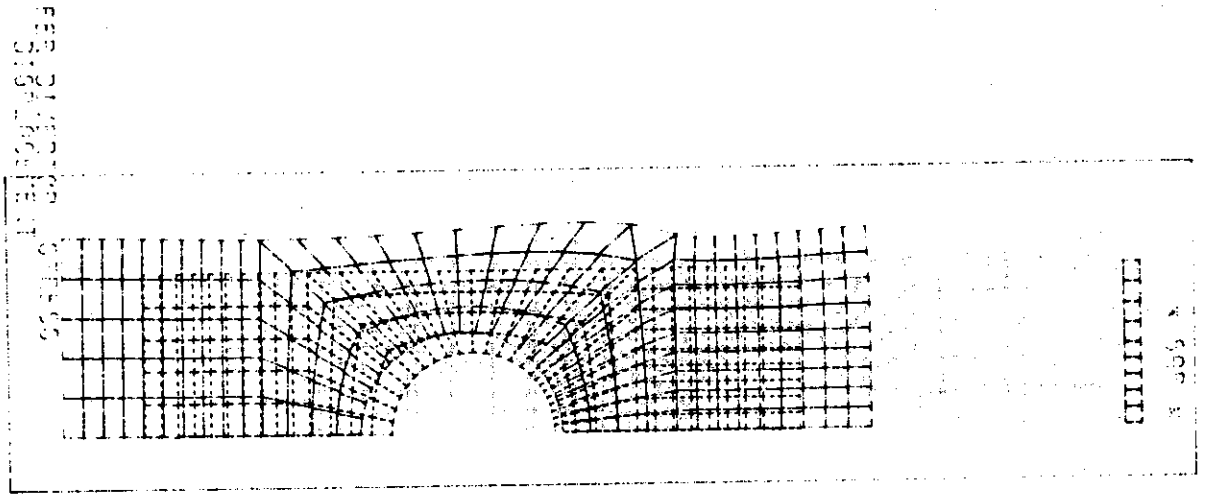


Fig. 5.A-4 Stress distribution of divertor plate with 5 mm thick tungsten armor for 1.5 MW/m^2



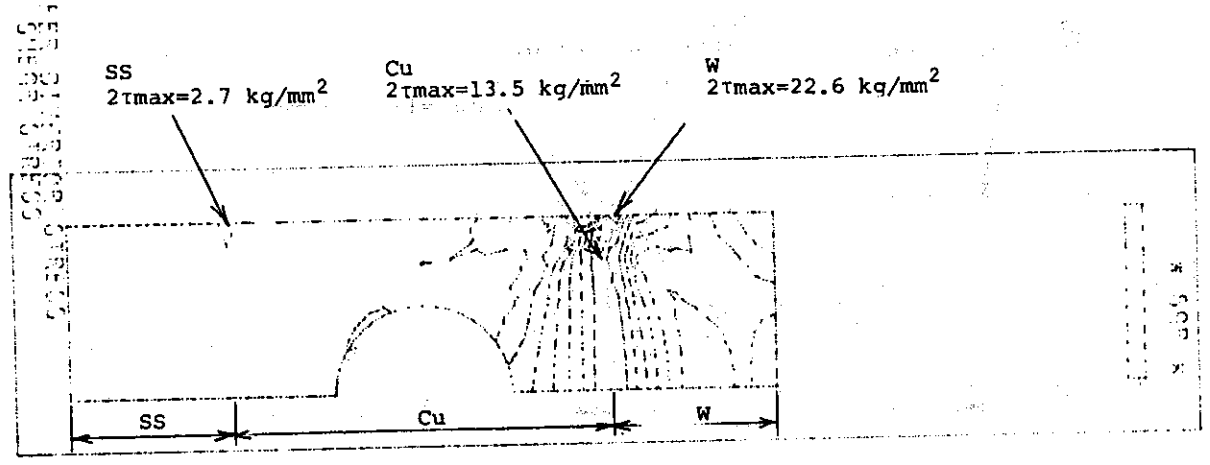
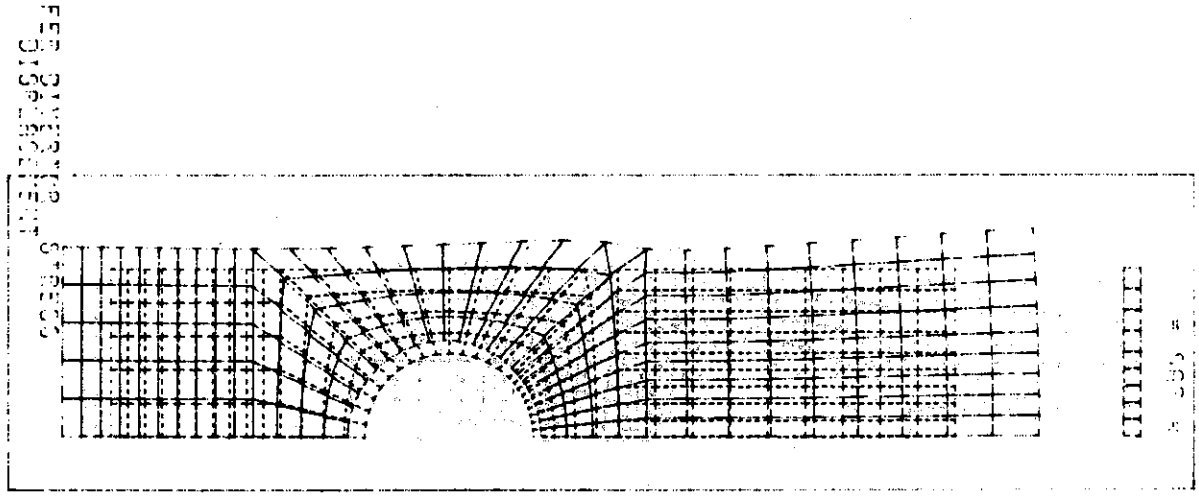


Fig. 5.A-5 Stress distribution of divertor plate with 10 mm thick tungsten armor for 1.5 MW/m^2



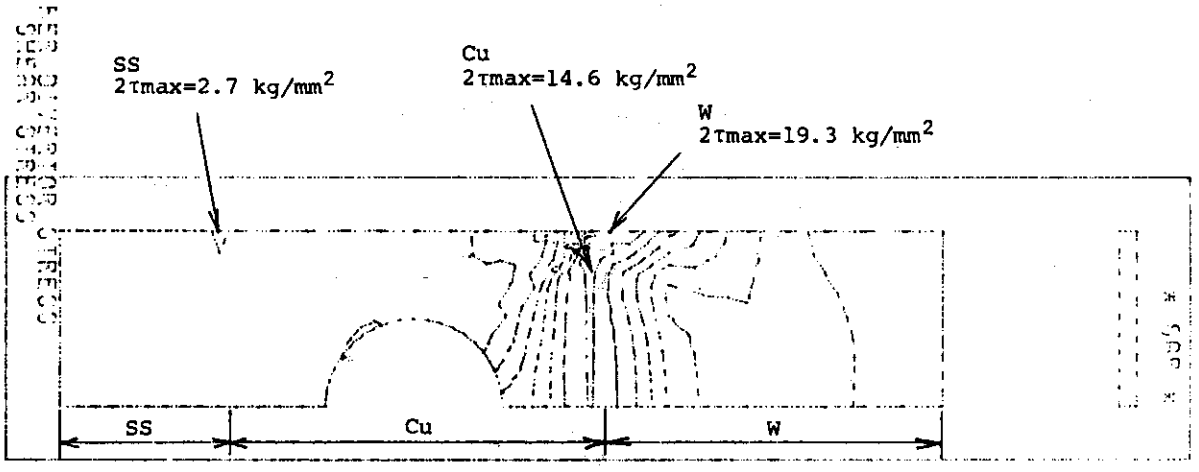


Fig. 5.A-6 Stress distribution of divertor plate with 20 mm thick tungsten armor for 1.5 MW/m^2

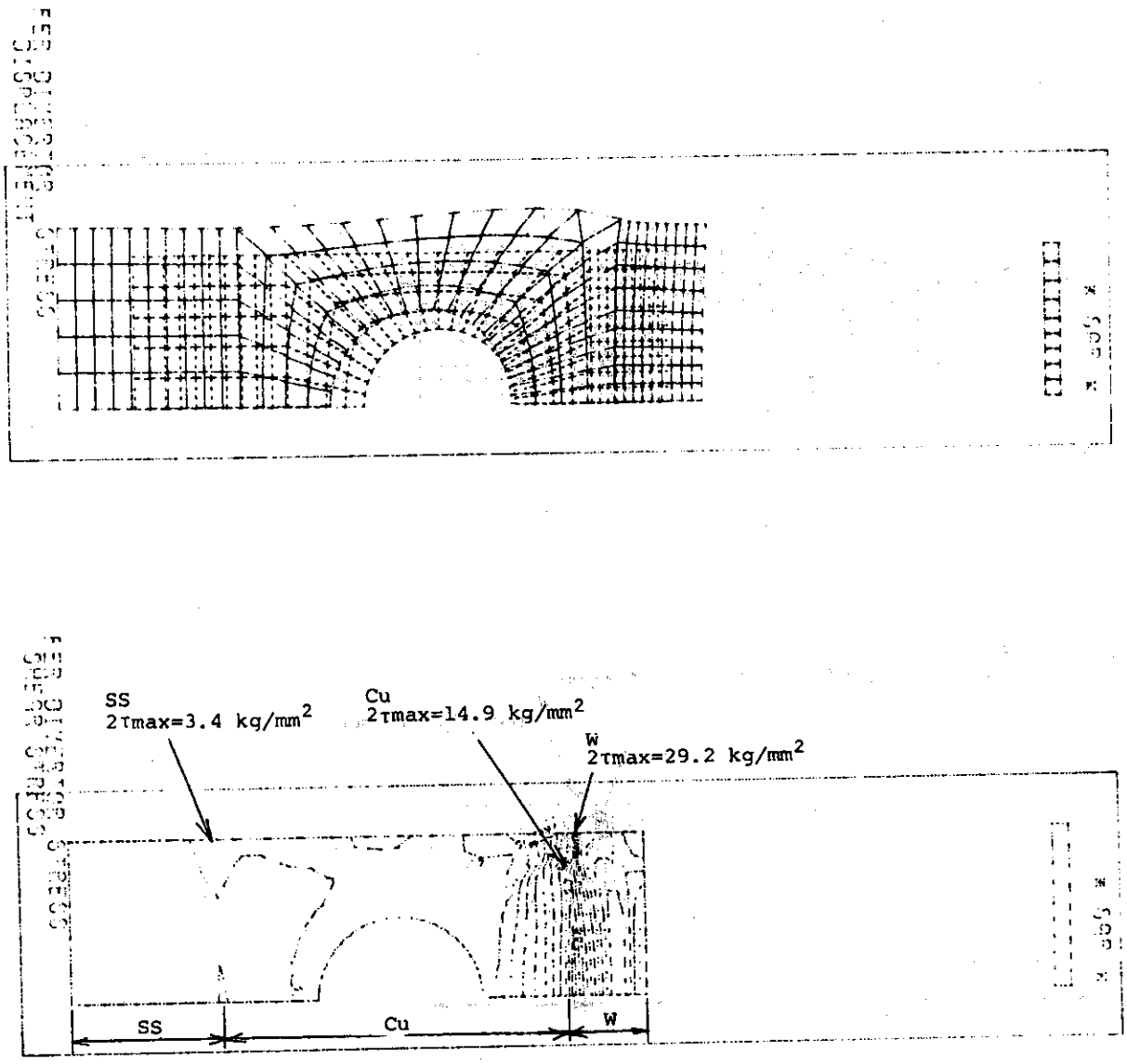


Fig. 5.A-7 Stress distribution of divertor plate with 5 mm thick tungsten armor for 2 MW/m^2

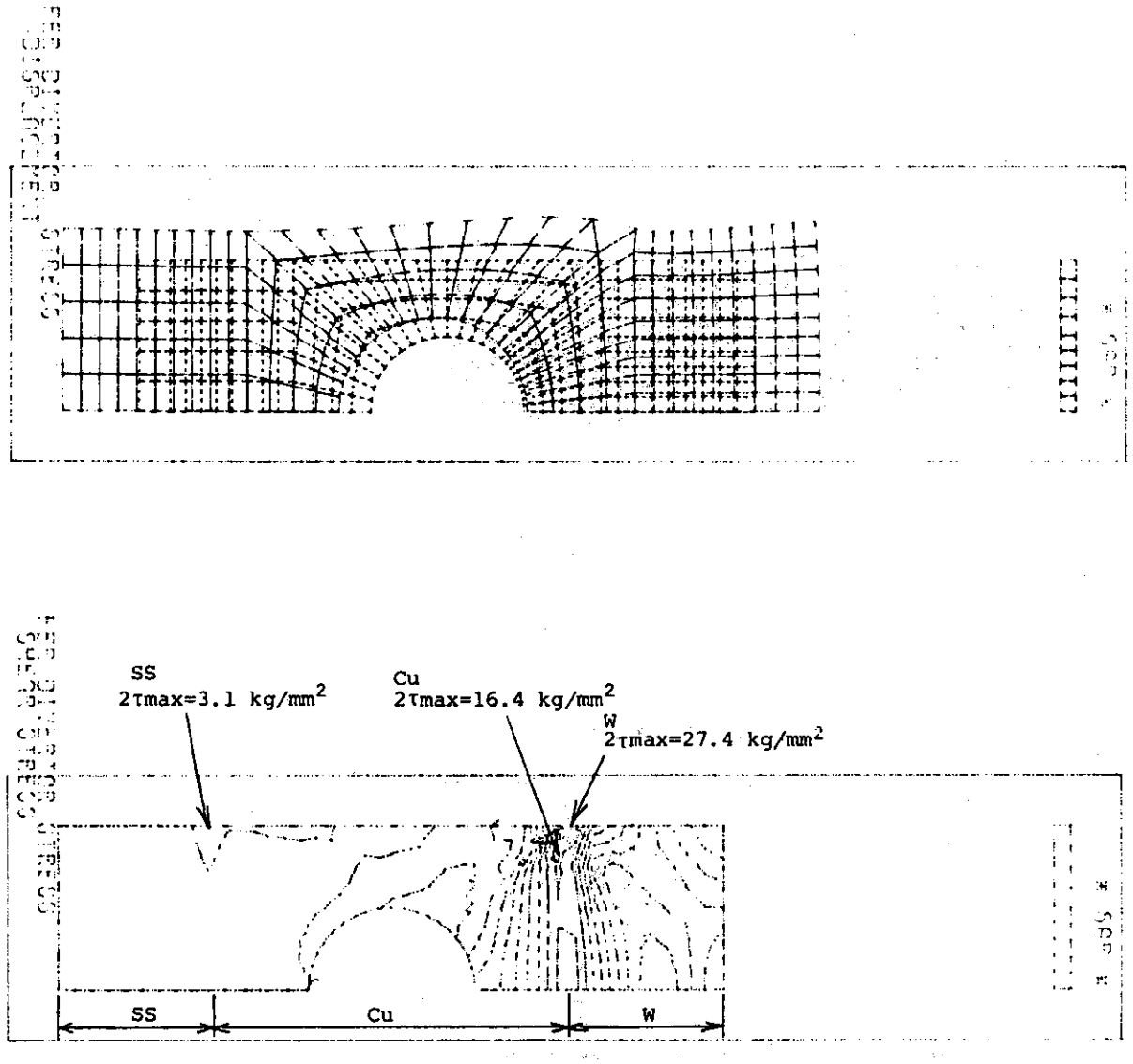


Fig. 5.A-8 Stress distribution of divertor plate with 10 mm thick tungsten armor for 2 MW/m^2

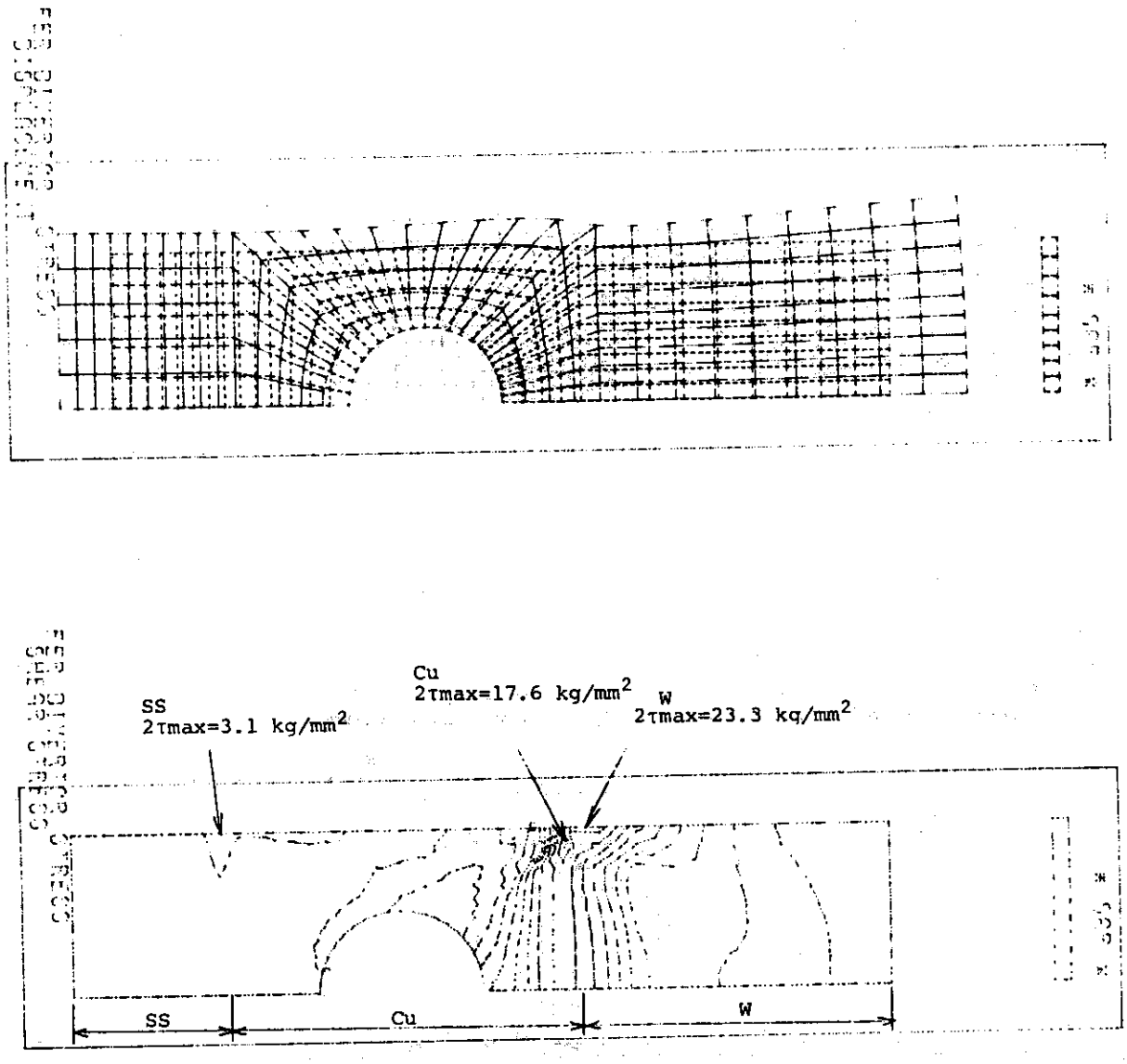


Fig. 5.A-9 Stress distribution of divertor plate with 20 mm thick tungsten armor for 2 MW/m^2

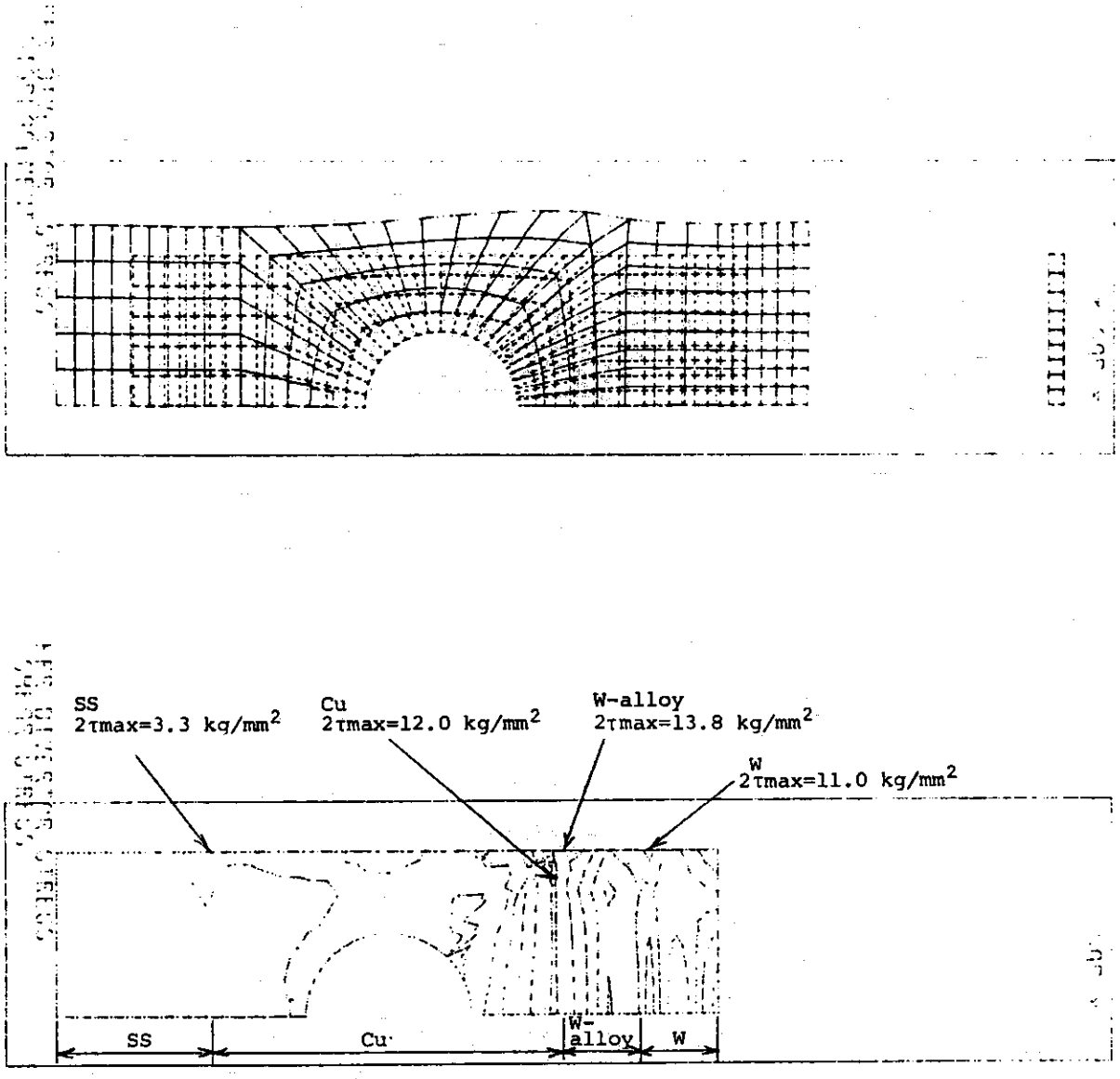


Fig. 5.A-10 Stress distribution of divertor plate with 5 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor for 2 MW/m^2

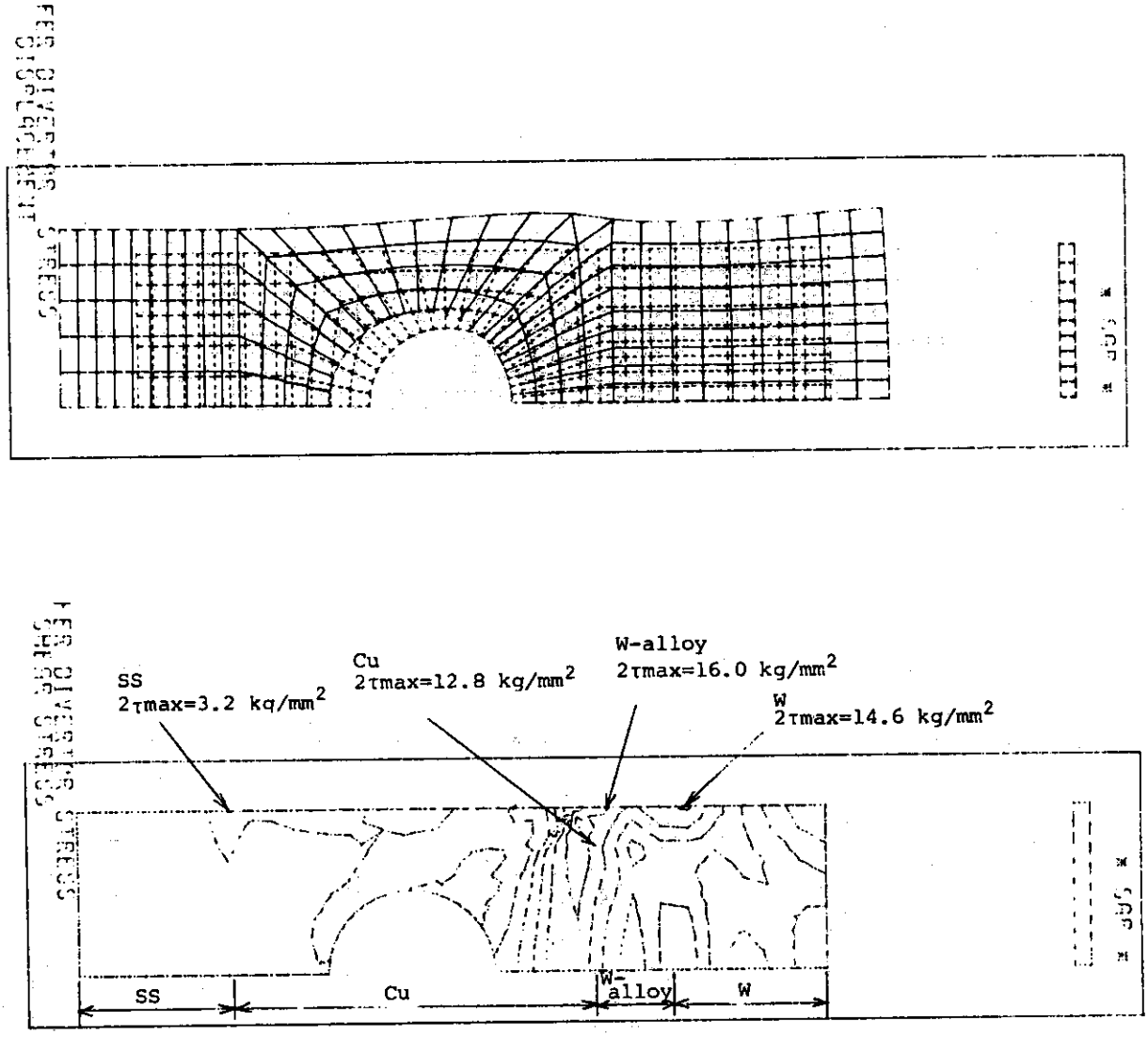
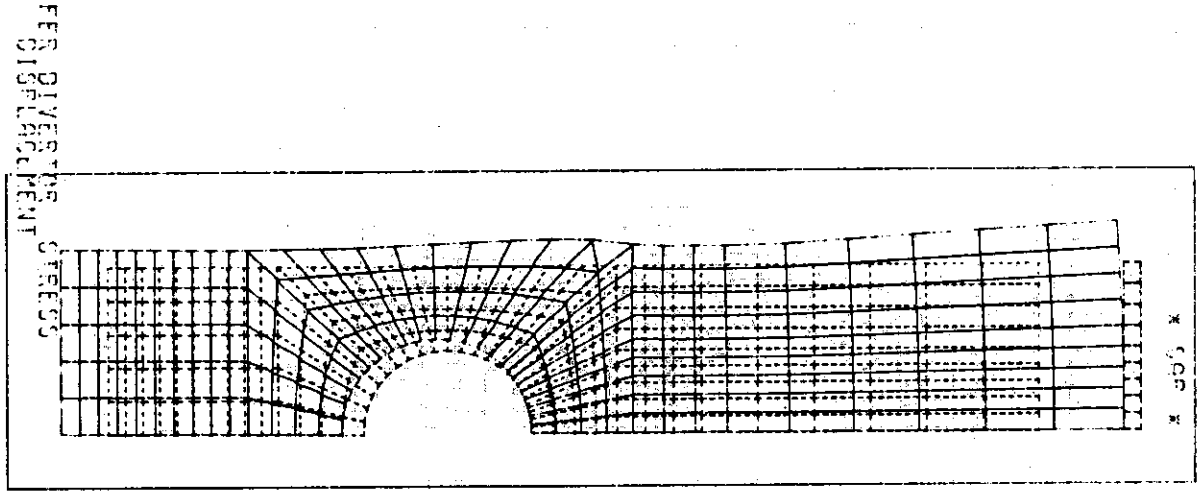


Fig. 5.A-11 Stress distribution of divertor plate with 10 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor for 2 MW/m^2



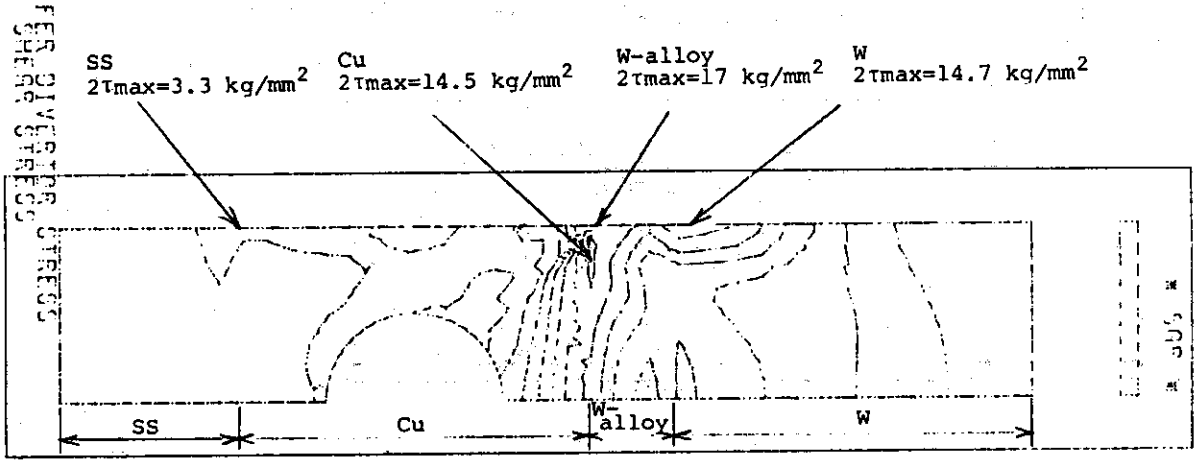


Fig. 5.A-12 Stress distribution of divertor plate with 20 mm thick tungsten and 5 mm thick tungsten-alloy armor for 2 MW/m^2

添付資料－B　リミター板の温度分布と熱応力

Table 5.B-1 Limiter operating conditions

Normal operation	
Total energy to limiter	40 MW
Ion flux	2.95×10^{23}/s
Edge electron temperature	280 eV
Composition of ions (average)	38%D, 55.5%T, 6%He, 0.5%Z
Peak heat flux normal to limiter surface	
Top surface (R=5.47m)	2 MW/m^2
Leading edge (R=5.78m)	0.35 MW/m^2
Peak ion flux normal to limiter surface	
Top surface (R=5.53m)	1.1×10^{22}/m^2-s
Leading edge (R=5.78m)	7.3×10^{21}/m^2-s
Electron temperature on limiter surface	
Top surface (R=5.53m)	150 eV
Leading edge (R=5.78m)	44 eV
Plasma disruption condition	
Peak energy flux	270 J/cm^2
Time for energy deposition	5 ms
Number per year (average)	42

Table 5.B-2 Temperature and thermal stress at top surface of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 2 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max. temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	427	400	14	67	20
C(Irr.)	797	400	13	65	20
PG(Unirr.)	205	400	15	68	3
PG(Irr.)	797	400	65	121	3
SiC(Unirr.)[1]	264	1670	176	130	180
SiC(Irr.)	1078	1670	365	180	180
Be(Unirr.)	293	850	123	80	275

(1) High conductivity SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical sputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa

Table 5.B-3 Temperature and thermal stress at leading edge of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 0.35 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max. temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	175	400	8	42	20
C(Irr.)	274	400	7	41	20
PG(Unirr.)	120	400	19	39	3
PG(Irr.)	276	400	29	32	3
SiC(Unirr.)[1]	133	1670	152	78	180
SiC(Irr.)	359	1670	131	77	180
Be(Unirr.)	141	850	22	46	275

(1) High conductivity SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical suputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa

Table 5.B-4 Allowable thickness and lifetime of tiles at top surface of limiter (Heat flux = 2 MW/m^2)

Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime
	Thickness(mm)	Limit	Disruption[2]	Sputtering	(Years)
C(Unirr.)	9	Temp.	0.1	7	1.3
C(Irr.)	4	Temp.	0.1	7	0.6
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	7	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	7	Short
SiC(Unirr.)	<5	Stress	1.4	17	<0.3
SiC(Irr.)	<<5	Stress	1.4	17	Short
Be(Unirr.)	∿15	Stress	6.0	10	0.9

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

(2) Erosion assuming all melt layer is lost

Table 5.B-5 Allowable thickness and lifetime of tiles at leading edge of limiter (Heat flux = 0.35 MW/m^2)

Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime (Years)
	Thickness (mm)	Limit	Disruption	Sputtering	
C(Unirr.)	>20	Temp.	0.1	5	Long
C(Irr.)	15	Temp.	0.1	5	3.0
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	5	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	5	Short
SiC(Unirr.)	>20	Stress	1.4	9	Long
SiC(Irr.)	20	Stress	1.4	9	1.9
Be(Unirr.)	>20	Stress	6.0	9	Long

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

(2) Erosion assuming all melt layer is lost

Table 5.B-6 Alternative limiter operating conditions

Normal operation	
Total energy to limiter	60 MW
Ion flux	2.95×10^{23}/s
Edge electron temperature	280 eV
Composition of ions (average)	38%D, 55.5%T, 6%He, 0.5%Z
Peak heat flux normal to limiter surface	
Top surface (R = 5.47m)	3 MW/m^2
Leading edge (R = 5.73m)	1 MW/m^2
Peak ion flux normal to limiter surface	
Top surface (R = 5.53m)	$1.1\times10^{22}/m^2$-s
Leading edge (R = 5.73m)	$1.2\times10^{22}/m^2$-s
Electron temperature on limiter surface	
Top surface (R = 5.53m)	150 eV
Leading edge (R = 5.73m)	54 eV
Plasma disruption condition	
Peak energy flux	270 J/cm^2
Time for energy deposition	5 ms
Number per year (average)	42

Table 5.B-7 Temperature and thermal stress at top surface of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 3 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max.temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	602	400	19	95	20
C(Irr.)	1124	400	18	91	20
PG(Unirr.)	274	400	22	97	3
PG(Irr.)	1124	400	94	172	3
SiC(Unirr.)[1]	362	1670	245	183	180
SiC(Irr.)	1470	1670	490	244	180
Be(Unirr.)	405	850	172	113	275

(1) High conductivity SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical sputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa.

Table 5.B-8 Temperature and thermal stress at leading edge of limiter with 10-mm thick tile (Heat flux = 1 MW/m^2)

Tile material	Temp. of tile (°C)		Max. stress intensity (MPa)		
	Max. temp.	Allowable temp.[2]	Tile	Cu	3-Sm of tile[3]
C(Unirr.)	358	400	17	105	20
C(Irr.	613	400	15	102	20
PG(Unirr.)	211	400	39	100	3
PG(Irr.)	617	400	70	83	3
SiC(Unirr.)[1]	247	1670	316	165	180
SiC(Irr.)	813	1670	257	184	180
Be(Unirr.)	269	850	48	129	275

(1) High conductivity (SiC (BeO rich)

(2) The allowable temperature for C and PG is determined by chemical sputtering, and that for SiC and Be is determined by the vaporization of 0.4 mm/y for duty cycle = 50% and availability = 25%.

(3) 3-Sm of Cu = 120 MPa.

Table 5.B-9 Allowable thickness and lifetime of tiles at top surface of limiter (Heat flux = 3 MW/m^2)

Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime
	Thickness (mm)	Limit	Disruption[2]	Sputtering	(Years)
C(Unirr.)	5	Temp.	0.1	7	0.7
C(Irr.)	2	Temp.	0.1	7	0.3
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	7	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	7	Short
SiC(Unirr.)	<5	Stress	1.4	17	<0.3
SiC(Irr.)	<<5	Stress	1.4	17	Short
Be(Unirr.)	10	Stress	6.0	10	0.6

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

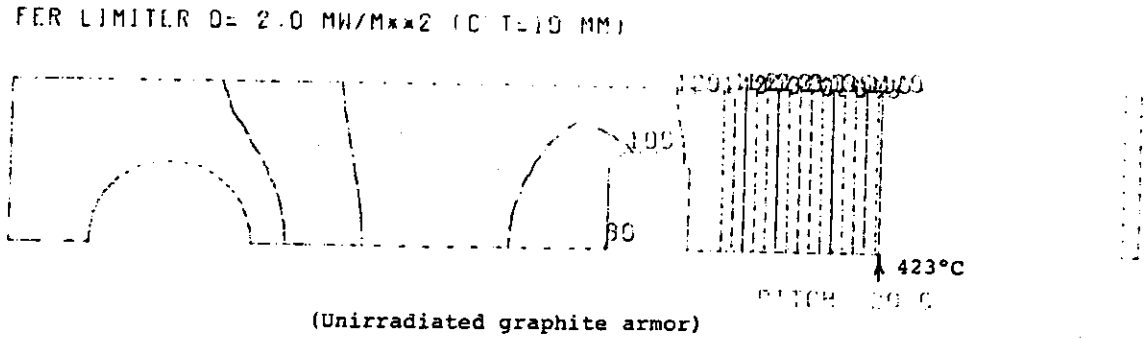
(2) Erosion assuming all melt layer is lost

Table 5.B-10 Allowable thickness and lifetime of tiles at leading edge of limiter (Heater flux = 1 MW/m^2)

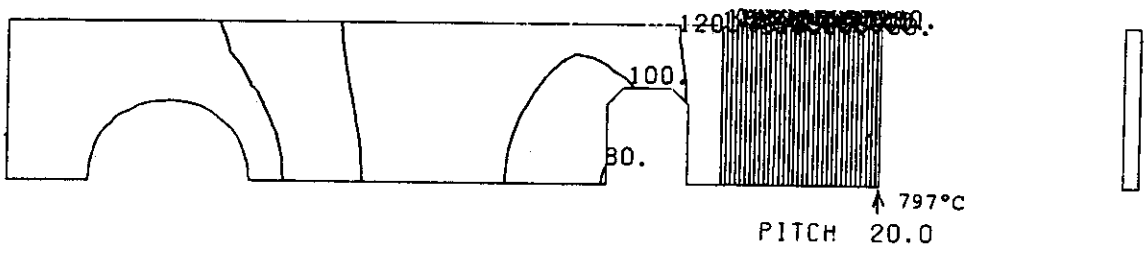
Tile material	Allowable thickness		Erosion[1] (mm/y)		Lifetime
	Thickness (mm)	Limit	Disruption[2]	Sputtering	(Years)
C(Unirr.)	12	Temp.	0.1	9	1.3
C(Irr.)	6	Temp.	0.1	9	0.7
PG(Unirr.)	<<5	Stress	-	9	Short
PG(Irr.)	<<5	Stress	-	9	Short
SiC(Unirr.)	<<5	Stress	1.4	16	Short
SiC(Irr.)	<<5	Stress	1.4	16	Short
Be(Unirr.)	7	Stress	6.0	15	0.3

(1) Duty cycle = 50%, Availability = 25%, Disruption per year = 42

(2) Erosion assuming all melt layer is lost

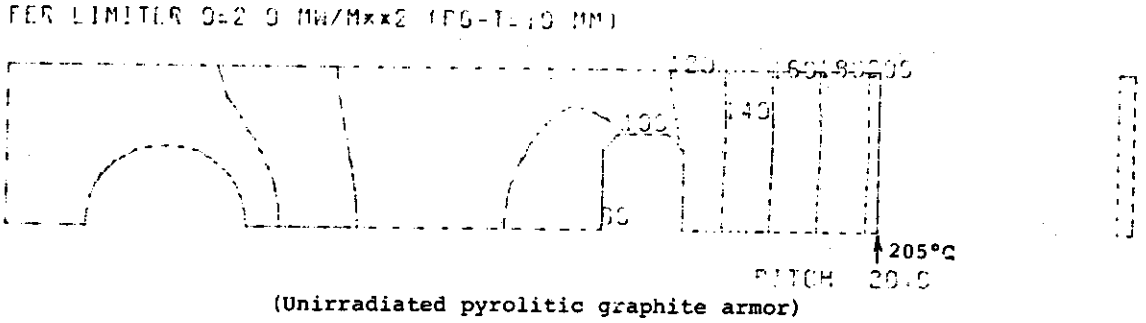


(Unirradiated graphite armor)

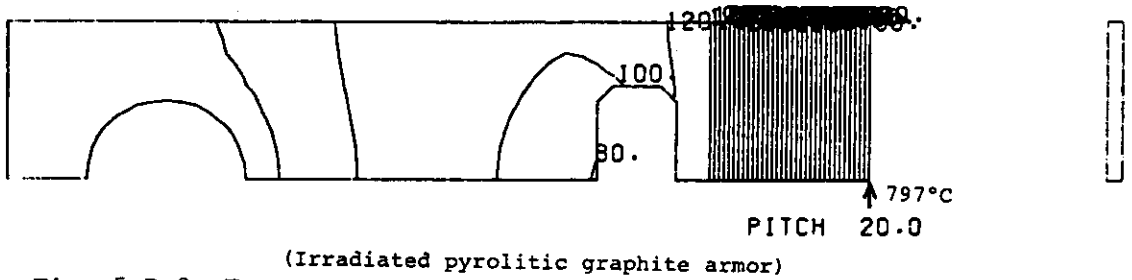


(Irradiated graphite armor)

Fig. 5.B-1 Temperature profile at top surface of the limiter plate for 2 MW/m^2

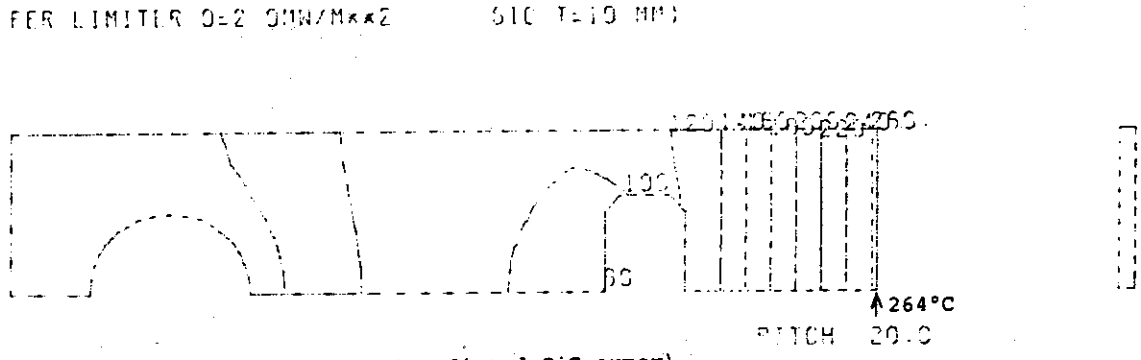


(Unirradiated pyrolitic graphite armor)

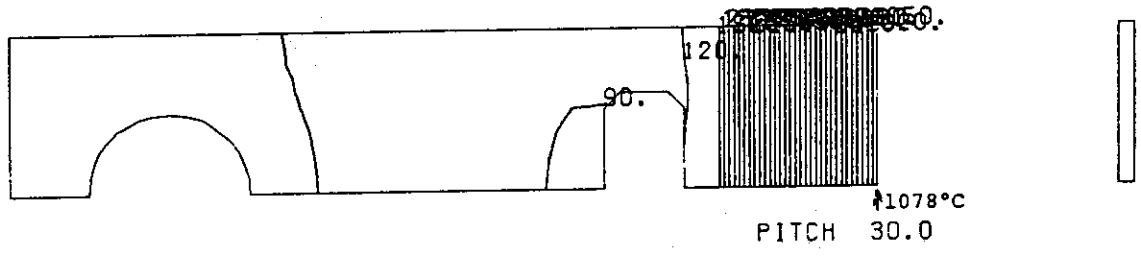


(Irradiated pyrolitic graphite armor)

Fig. 5.B-2 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

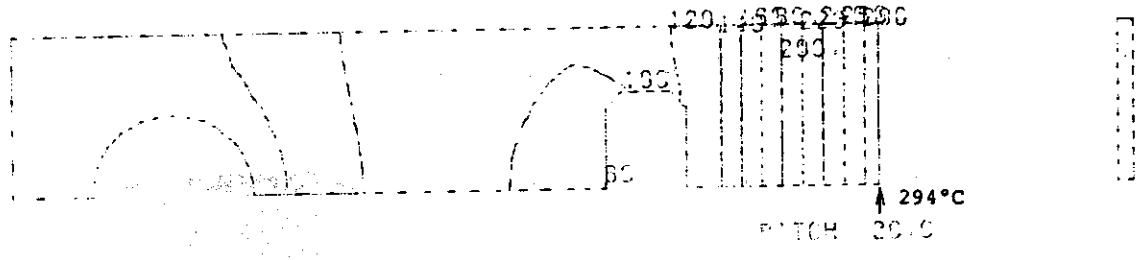


(Unirradiated SiC armor)



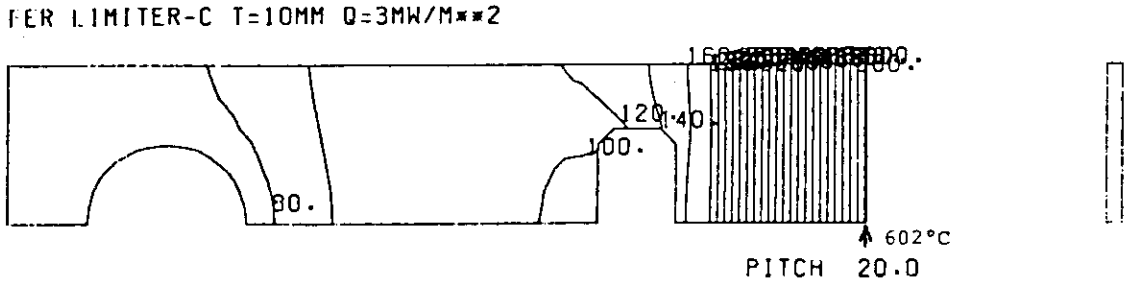
(Irradiated SiC armor)

Fig. 5.B-3 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

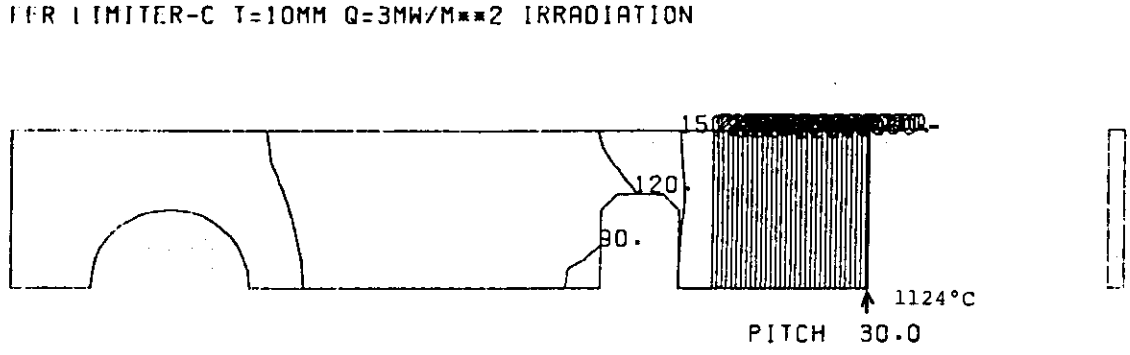


(Unirradiated berillium armor)

Fig. 5.B-4 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

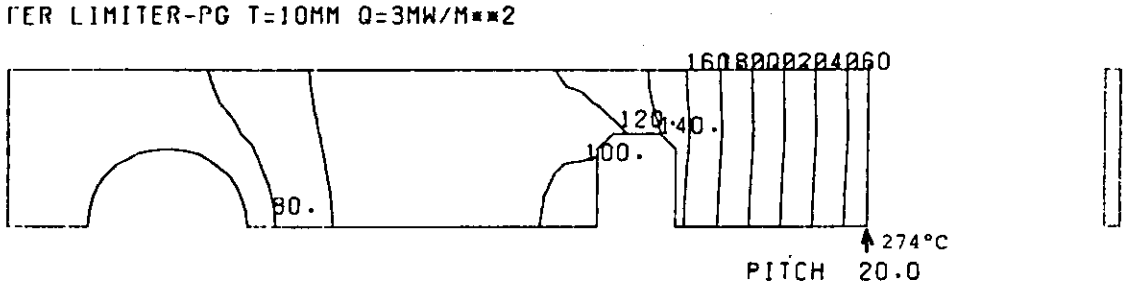


(Unirradiated graphite armor)

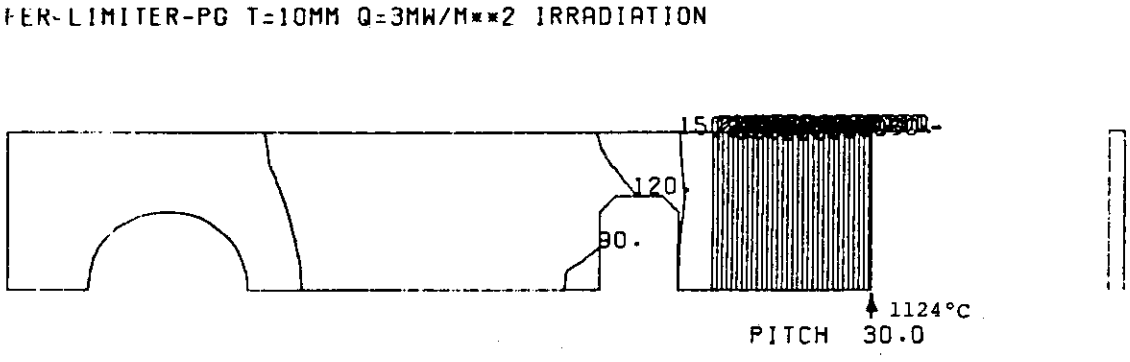


(Irradiated graphite armor)

Fig. 5.B-5 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

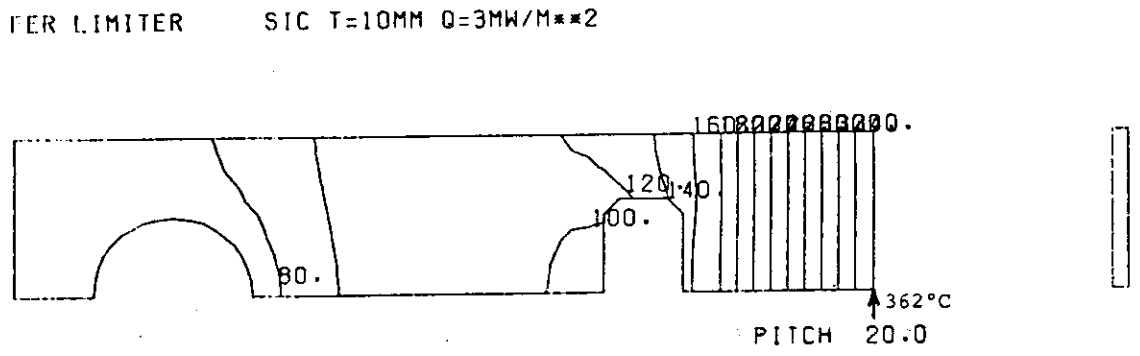


(Unirradiated pyrolitic graphite armor)

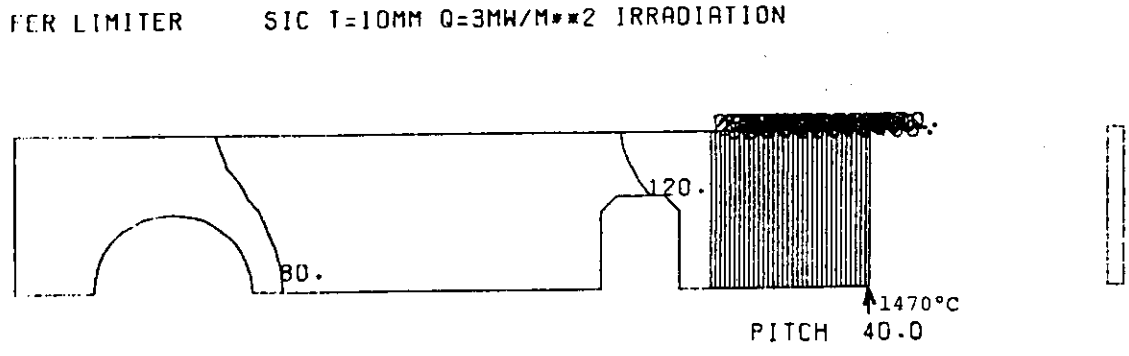


(Irradiated pyrolitic graphite armor)

Fig. 5.B-6 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

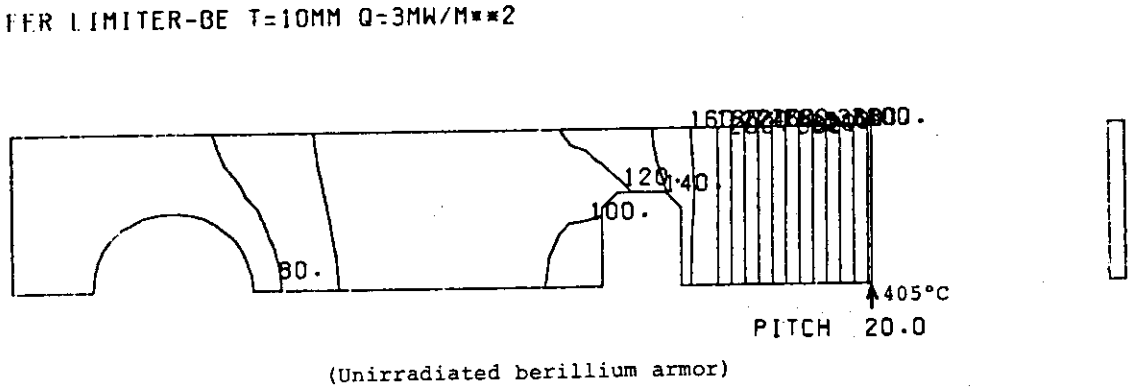


(Unirradiated SiC armor)



(Irradiated SiC armor)

Fig. 5.B-7 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2



(Unirradiated berillium armor)

Fig. 5.B-8 Temperature profile at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

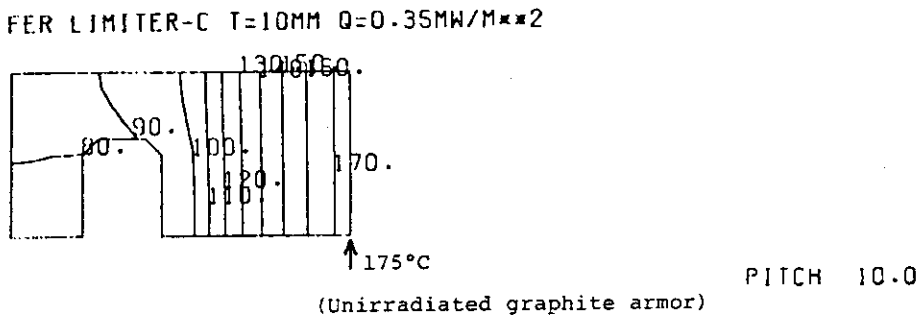


Fig. 5.B-9 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

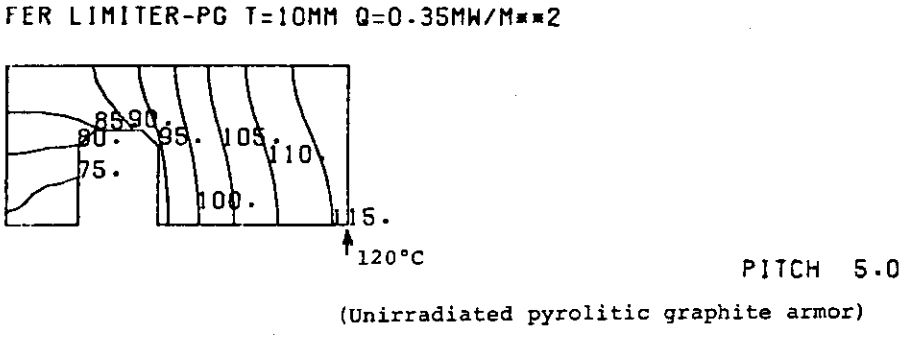


Fig. 5.B-10 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

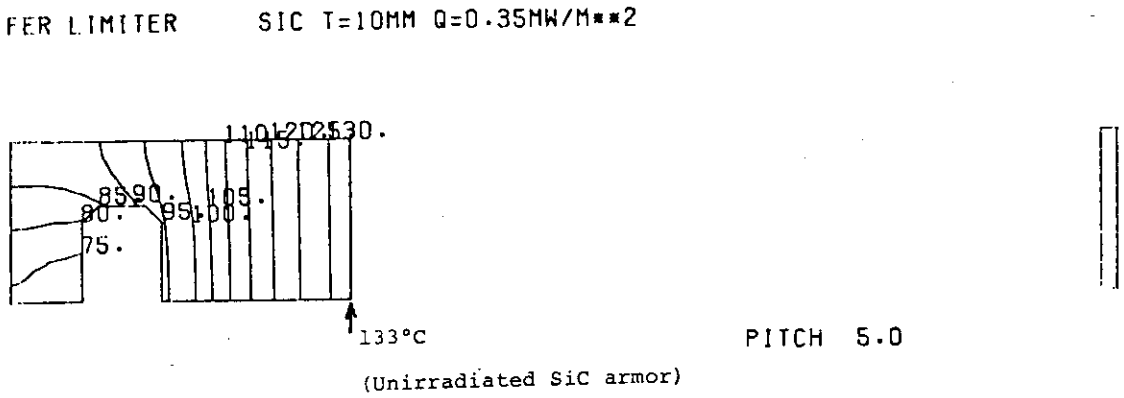


Fig. 5.B-11 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

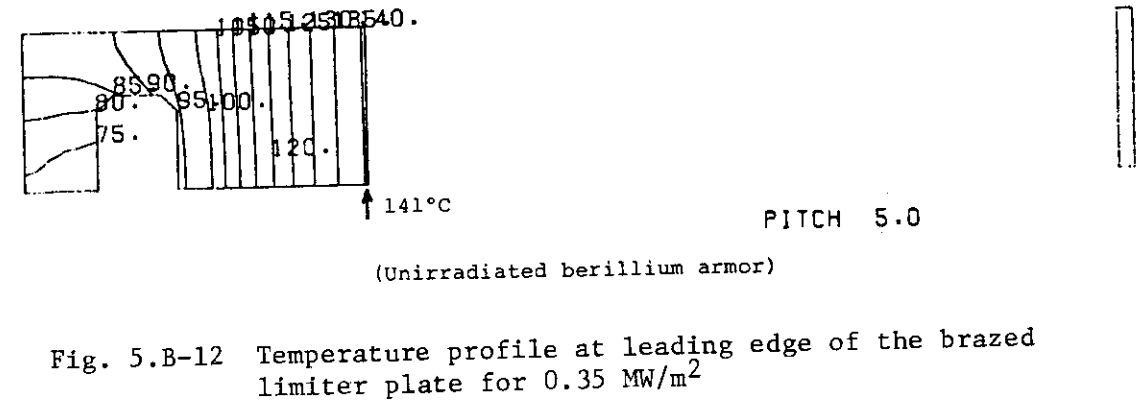
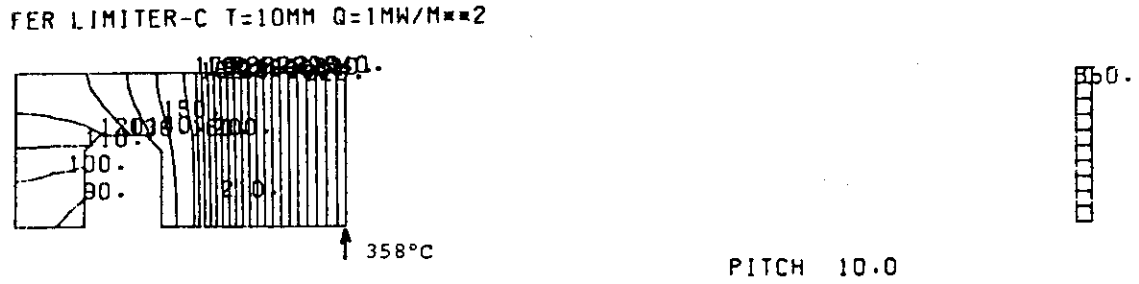
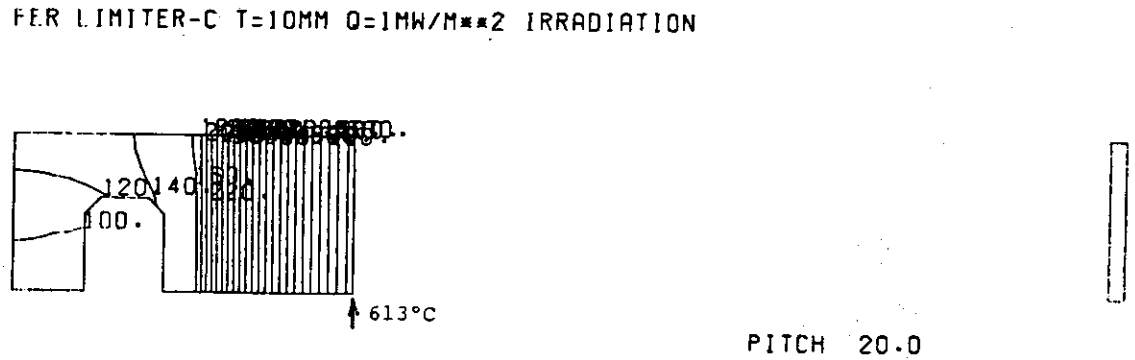


Fig. 5.B-12 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

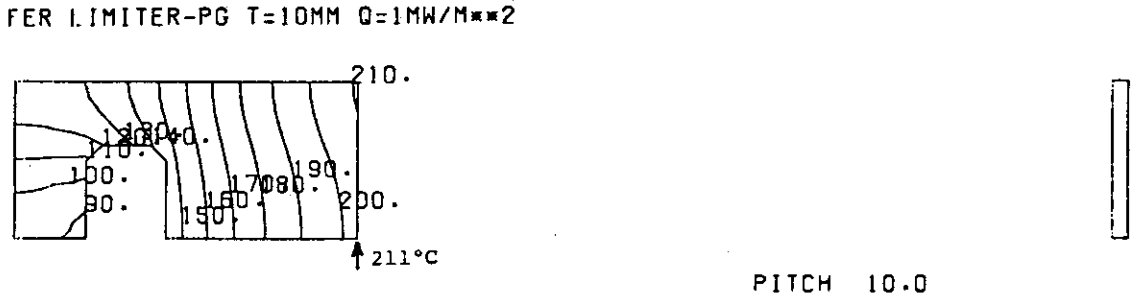


(Unirradiated graphite armor)

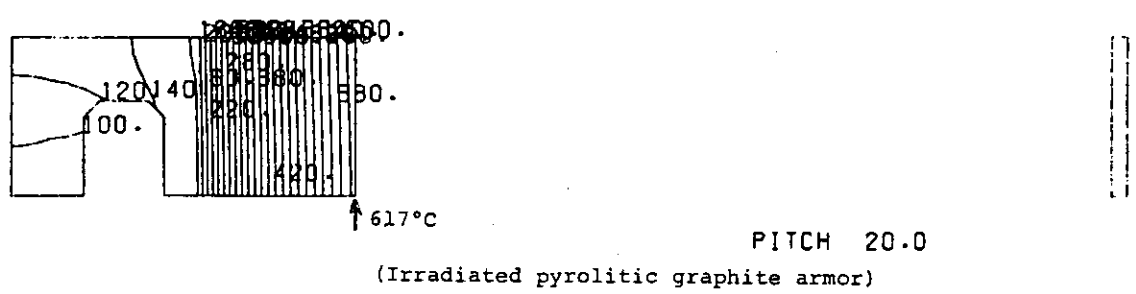


(Irradiated graphite armor)

Fig. 5.B-13 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2



(Unirradiated pyrolitic graphite armor)



(Irradiated pyrolitic graphite armor)

Fig. 5.B-14 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

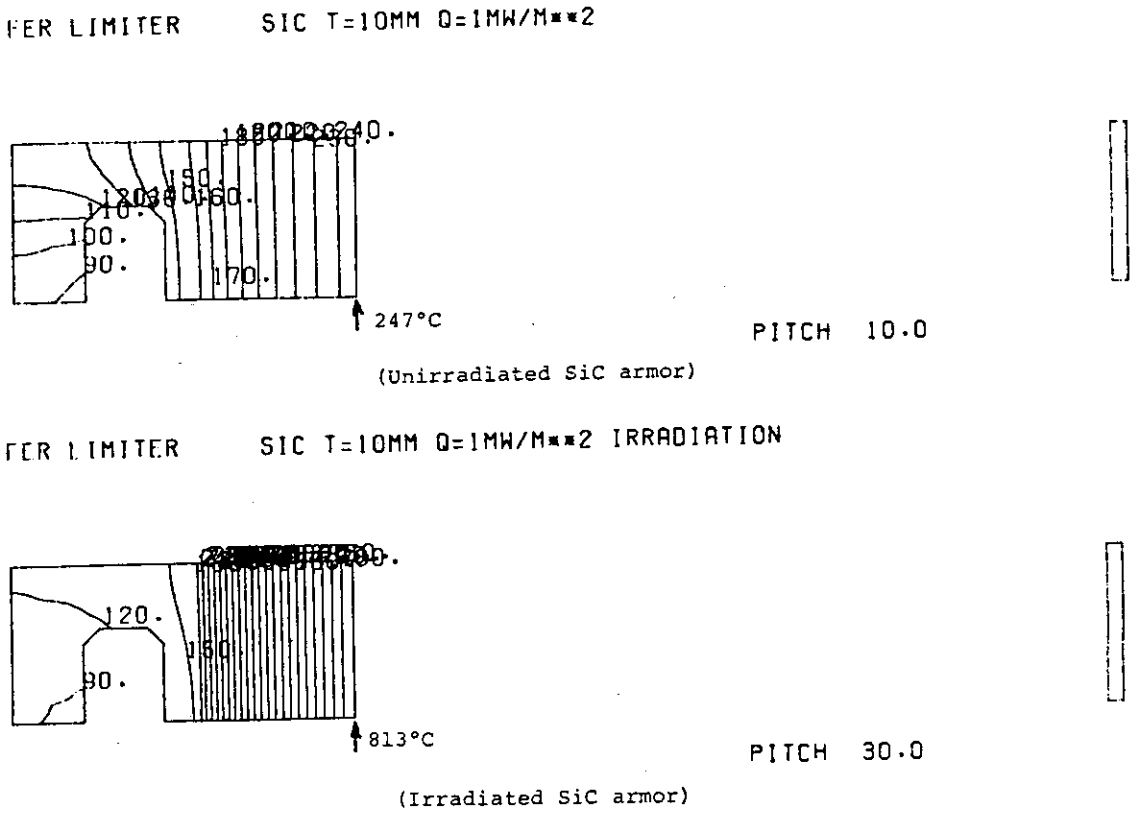


Fig. 5.B-15 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

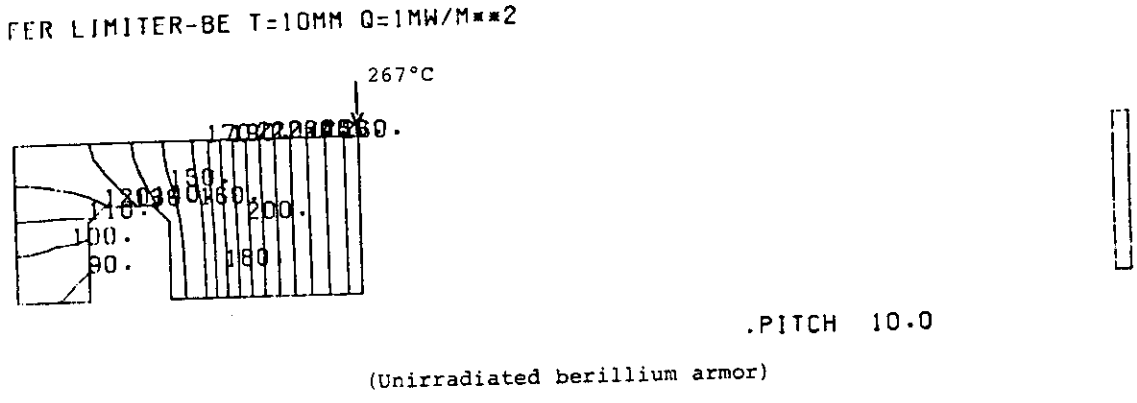


Fig. 5.B-16 Temperature profile at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

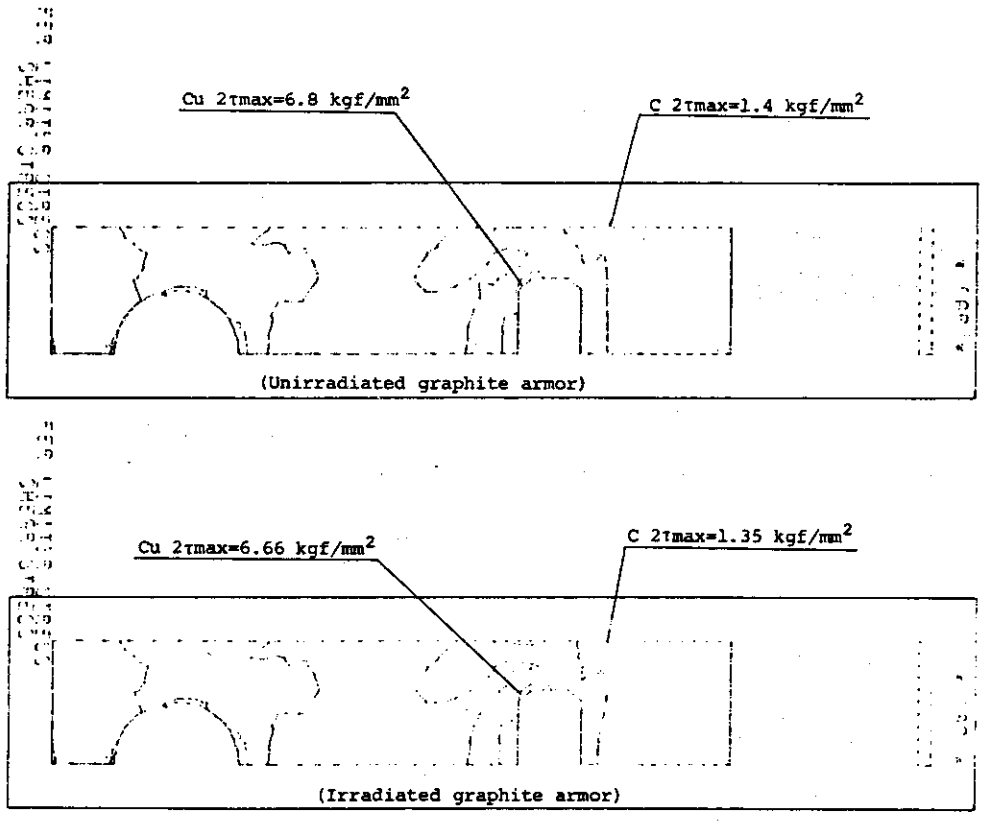


Fig. 5.B-17 Stress distribution at top surface of brazed limiter plate for 2 MW/m^2

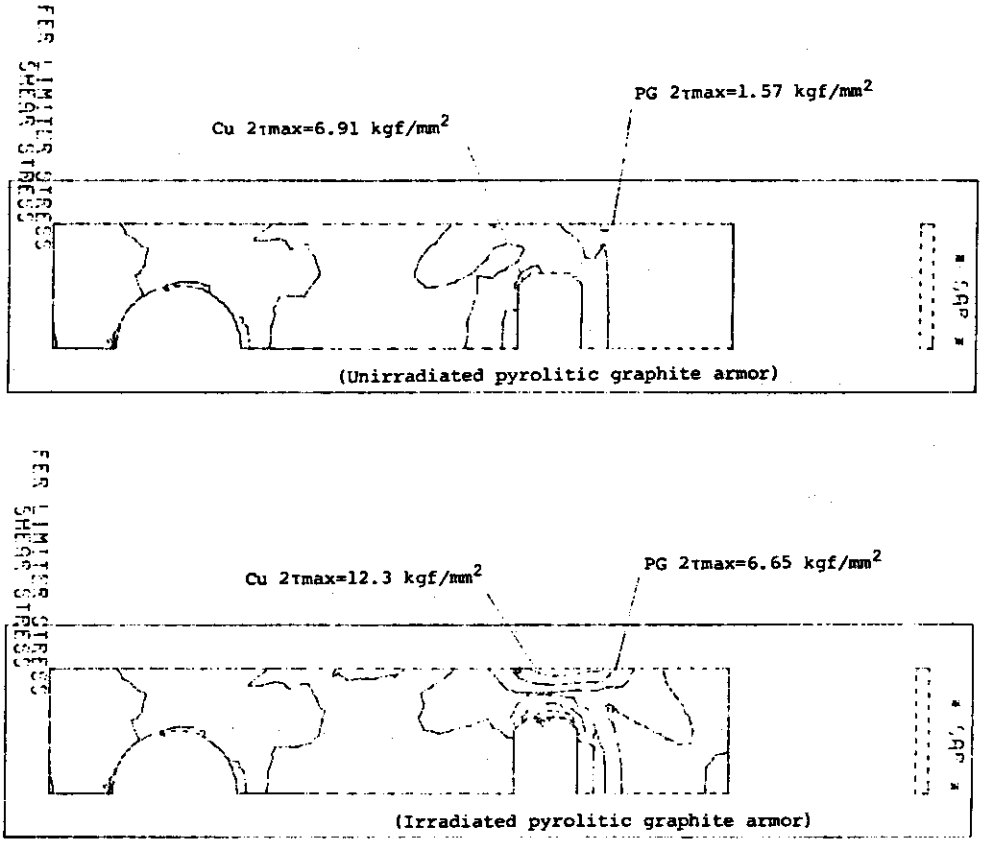


Fig. 5.B-18 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

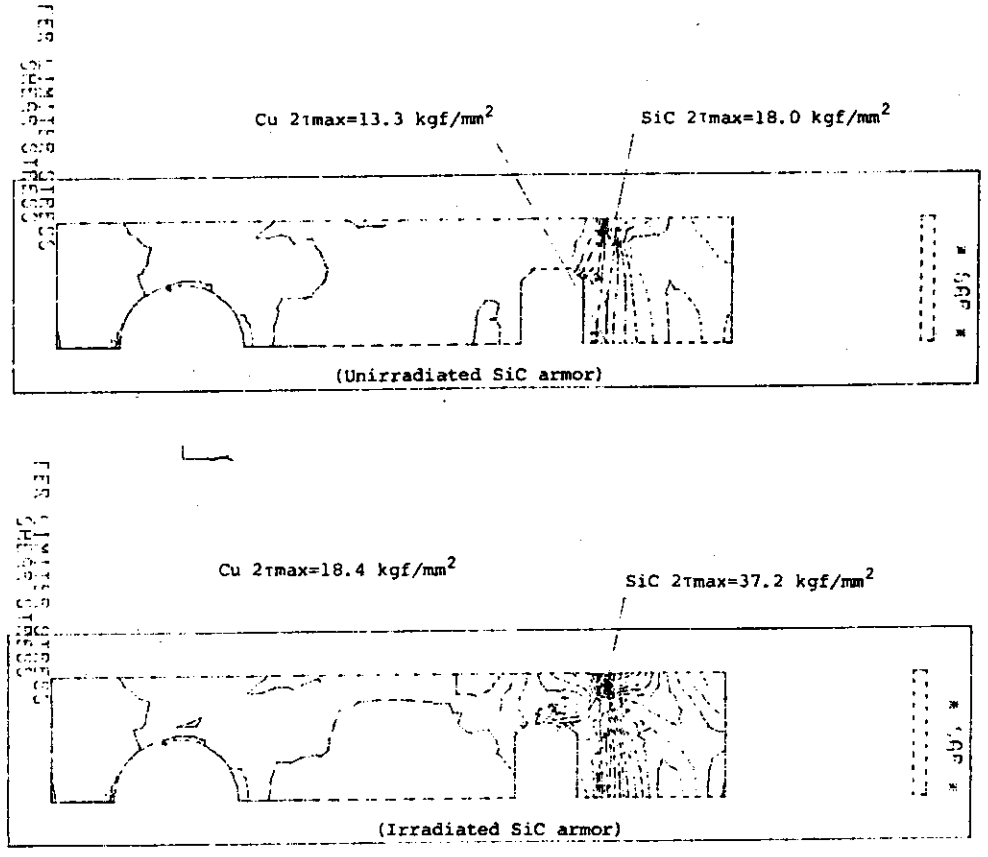


Fig. 5.B-19 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

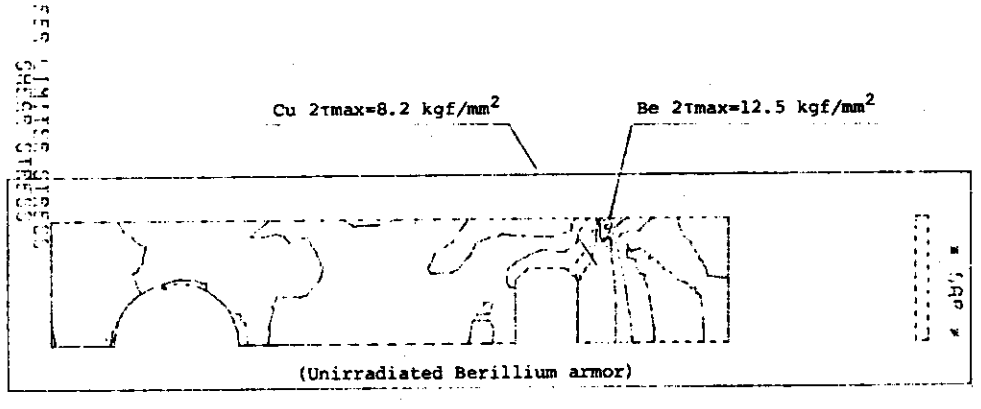


Fig. 5.B-20 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 2 MW/m^2

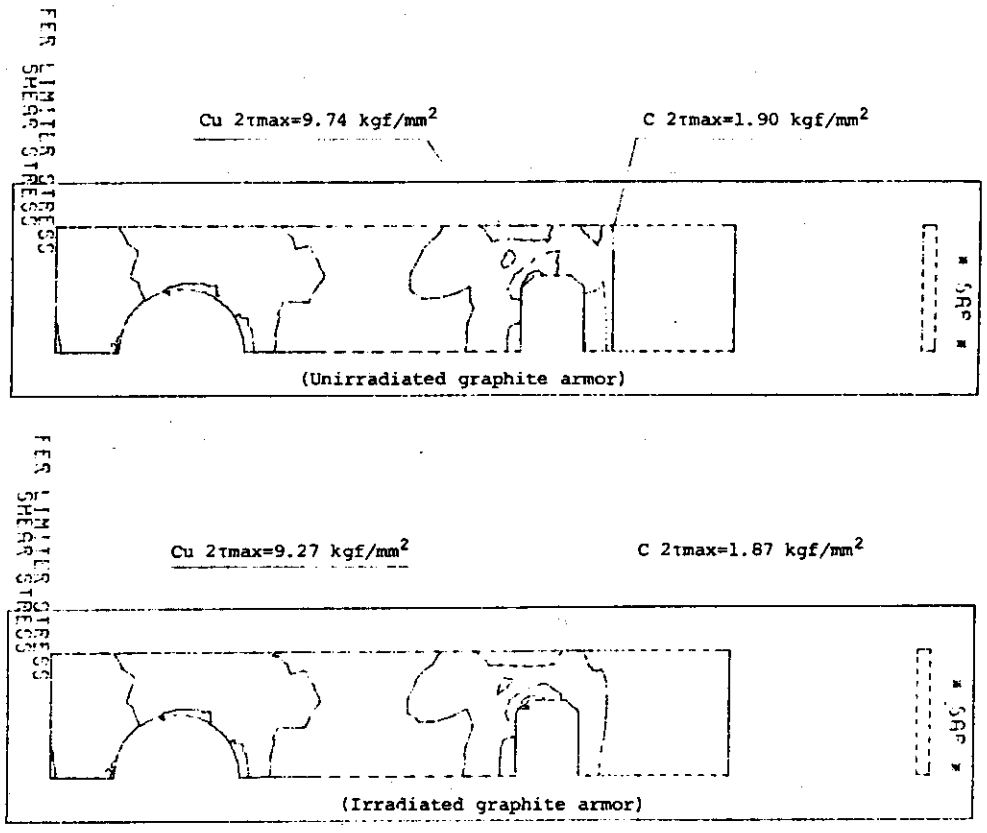


Fig. 5.B-21 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

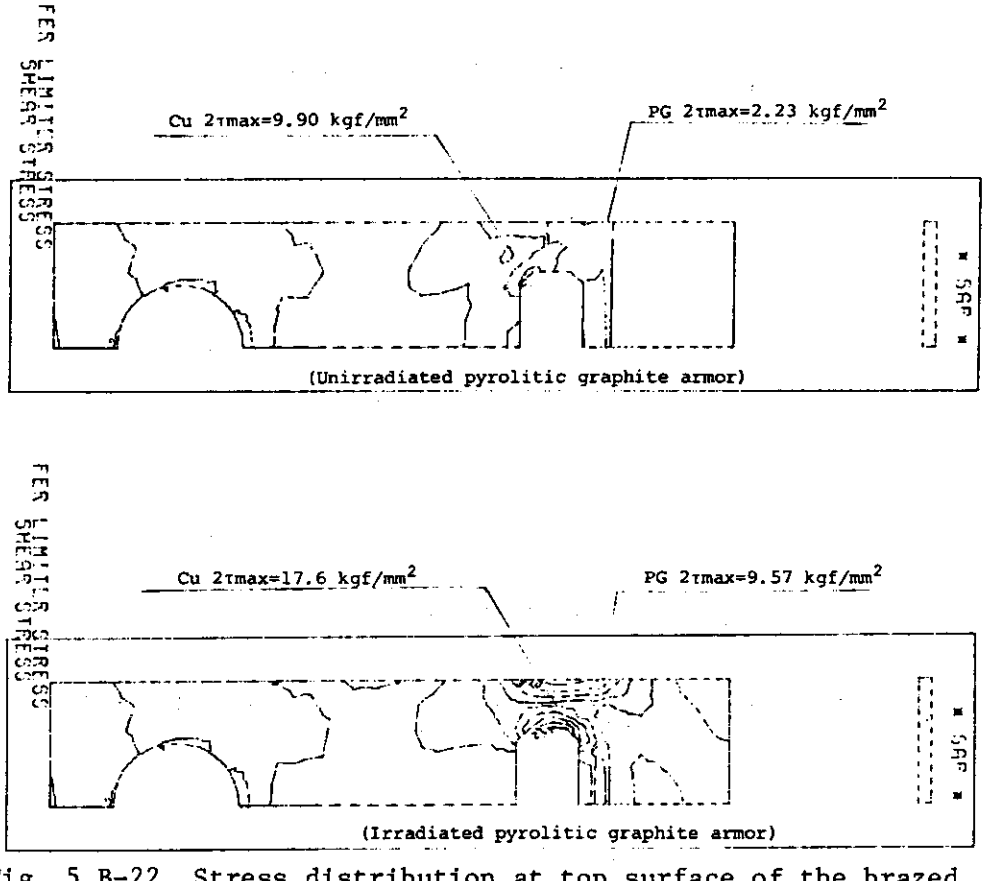


Fig. 5.B-22 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

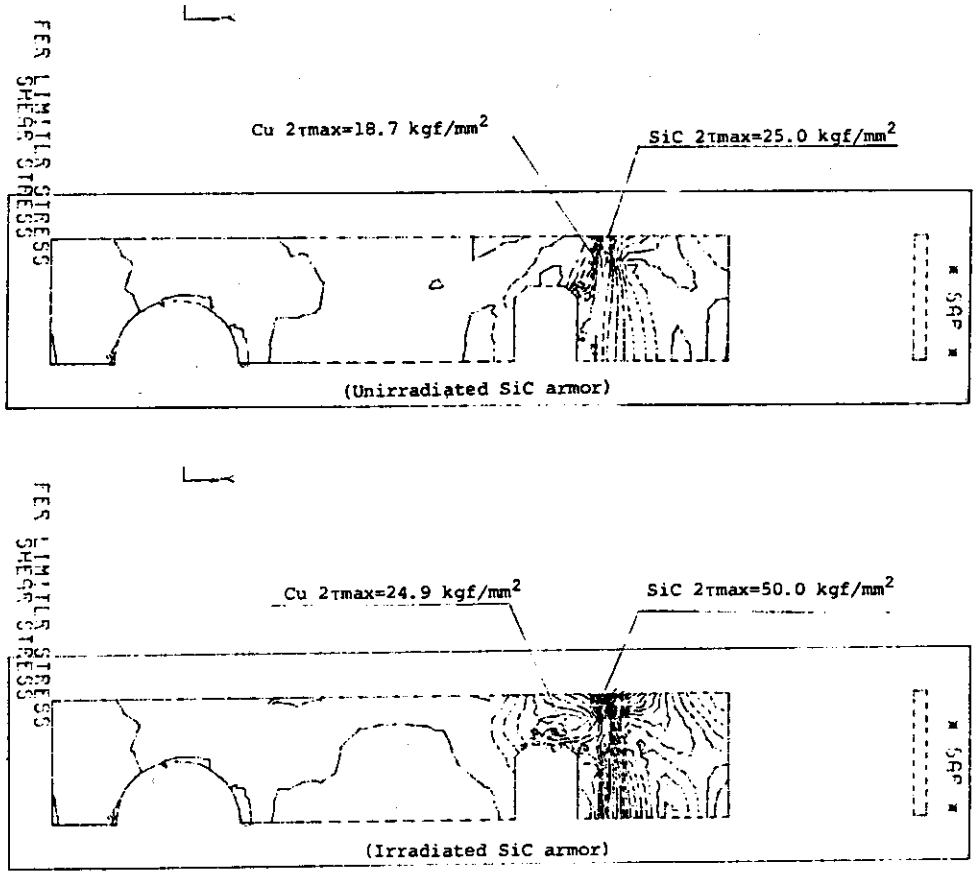


Fig. 5.B-23 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

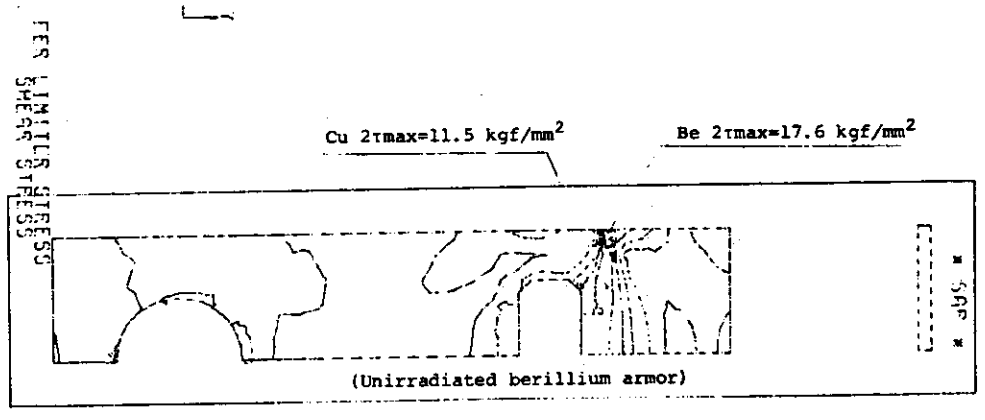


Fig. 5.B-24 Stress distribution at top surface of the brazed limiter plate for 3 MW/m^2

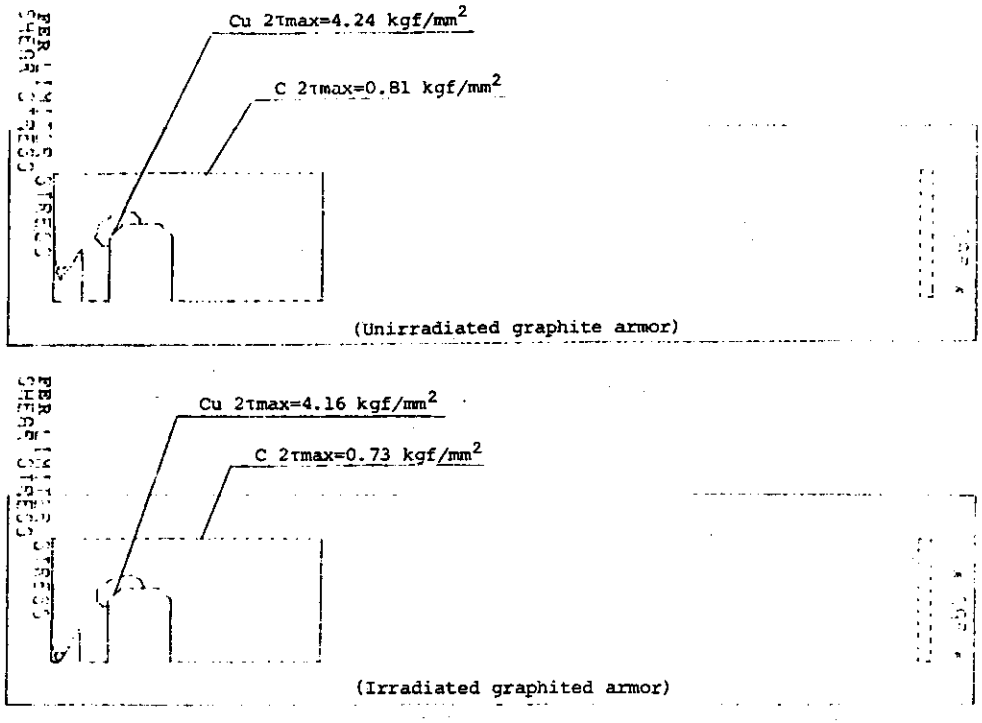


Fig. 5.B-25 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

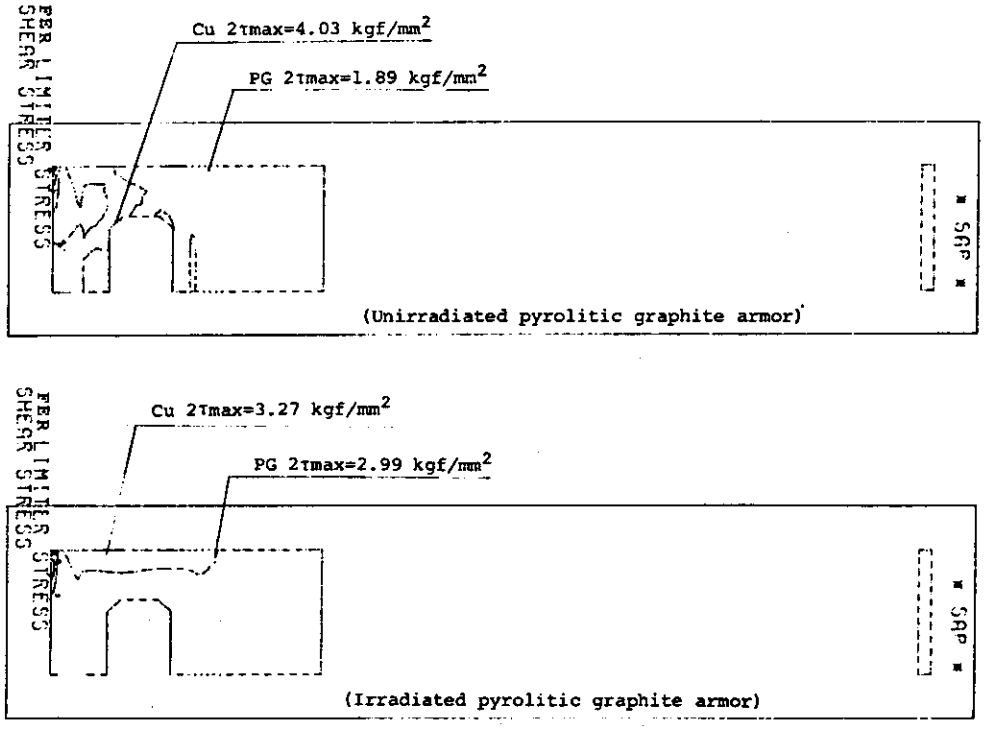
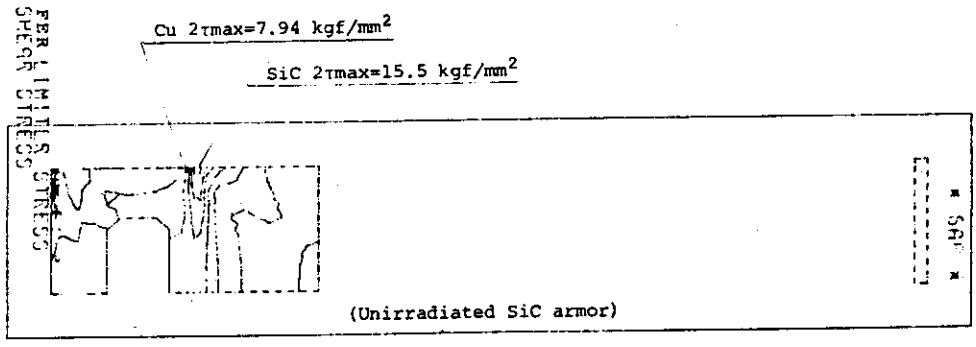


Fig. 5.B-26 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2



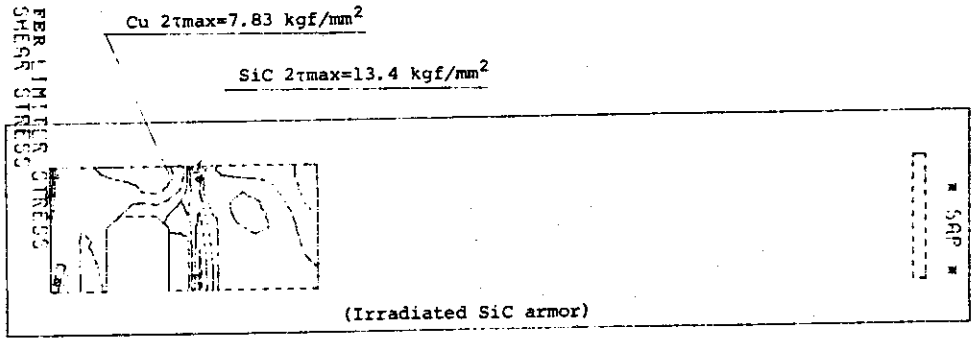


Fig. 5.B-27 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2

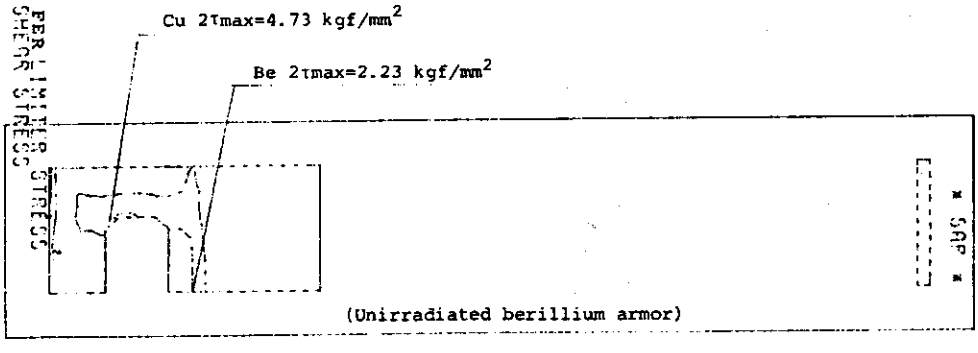
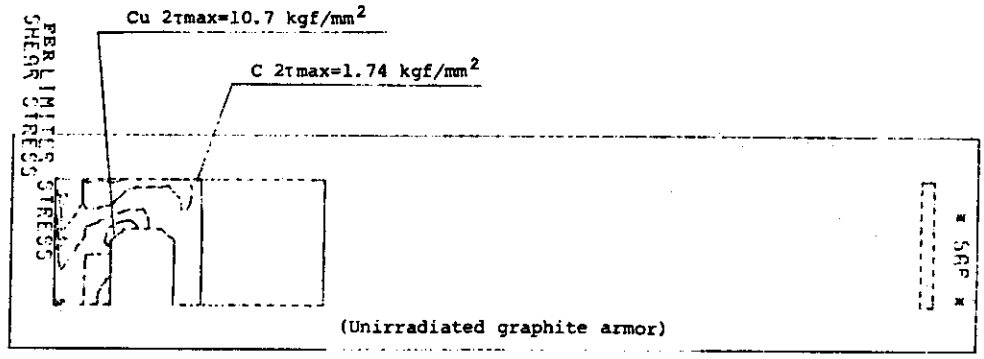


Fig. 5.B-28 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 0.35 MW/m^2



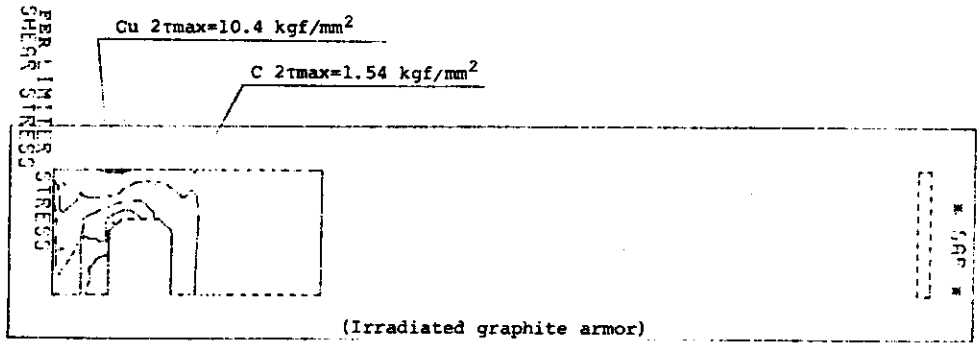
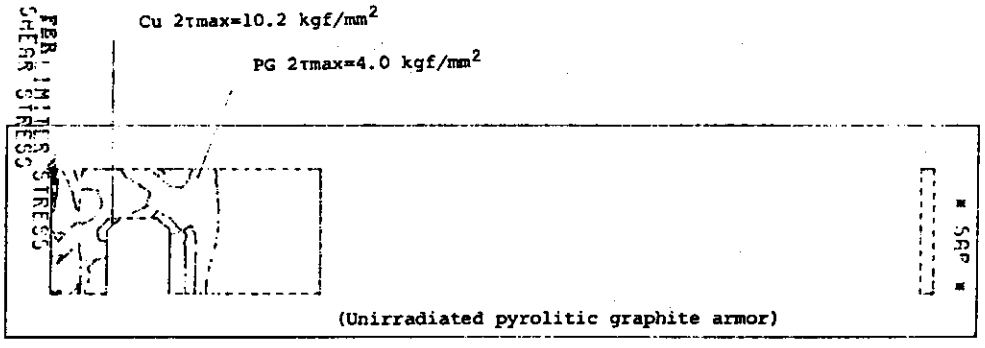


Fig. 5.B-29 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2



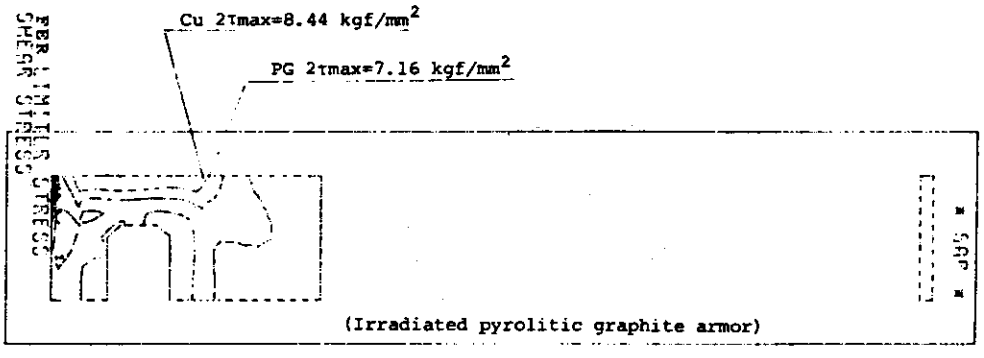


Fig. 5.B-30 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

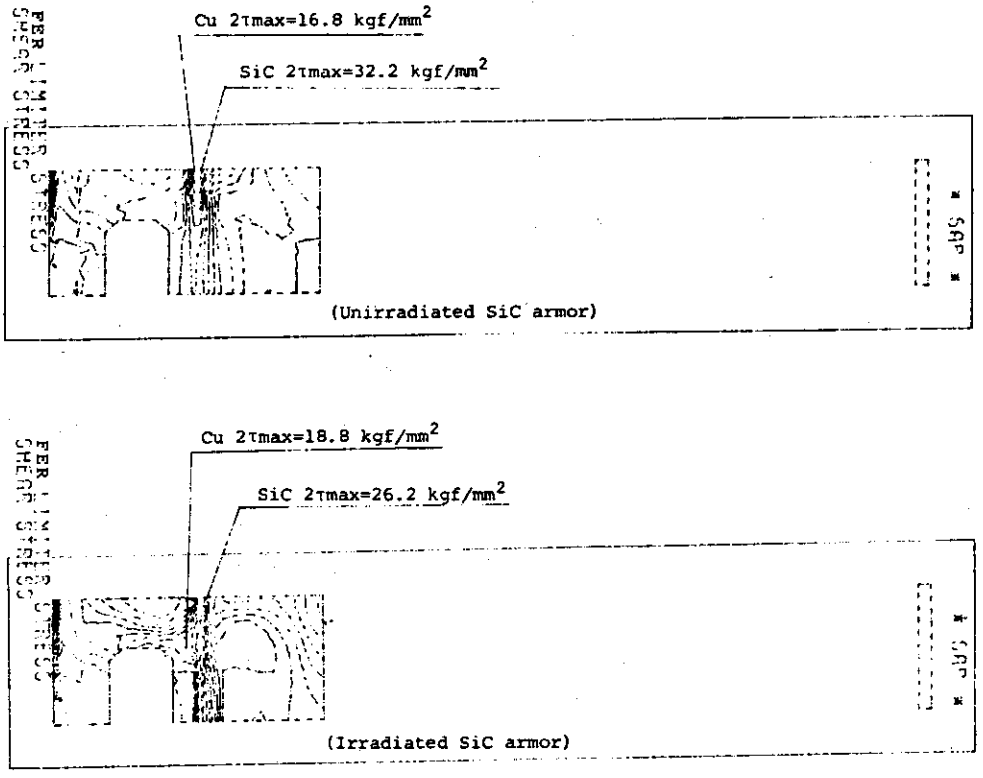


Fig. 5.B-31 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

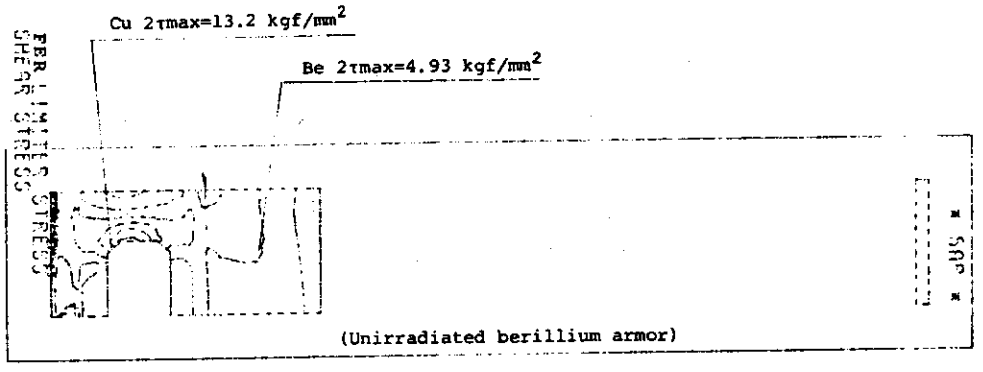


Fig. 5.B-32 Stress distribution at leading edge of the brazed limiter plate for 1 MW/m^2

6. 第一壁／ブランケット／シールド

6.1 概　要

ブランケット／シールドの構造概念をFig.6.1.1に示す。ブランケット／シールド構造は，ブランケット分解修理時に横方向に引抜かれる部分（Removable sector）と引抜かれない部分（Semi-permanent shield）で構成される。

横方向に引抜かれる部分（Removable sector）の特徴を以下に示す。

(i) 内側ブランケット（増殖），外側ブランケット（増殖），外側シールドから構成される。

(ii) 内側ブランケットと外側シールドは一体構造となっている。

(iii) 外側ブランケットはフランジ部分で外側シールドにボルト固定されている。

(iv) 外側シールドの上，下部に，ダイバータ板分解修理用の開口部が設けられている（1開口部／2 TF コイル）。

(v) ブランケット／シールドの分解引抜がすべて横方向への直線運動で行えるように，2セクタ／TF コイル（28セクタ／14 TF コイル）にセクタ分割されている。

(vi) セクタ間の接続は，外側シールドの外部でボルト接続により行う。

ブランケット修理時に引抜かれない部分（Semi-permanent shield）の特徴を以下に示す。

(i) 内側シールドおよび上，下シールドから構成される。

(ii) プラズマ用の真空容器の役目をする。上記のブランケットを引抜くために，シールドからアクセスポートが設けられており，その先端にドアが接続されている。ドアを真空シールすることにより，プラズマ用の真空容器となる。

(iii) トーラス一周抵抗をつくるベローズが設けられている。ベローズの位置はTF コイルの直下である。

なお，プラズマに面する第一壁は，内側ブランケット，外側ブランケットとも，ブランケット容器のプラズマ側の前面壁で兼用することにしている。すなわち，ブランケット容器とは別に，プラズマ側に第一壁を設ける構造とはなっていない。

第一壁／ブランケット／シールド内部の冷却水は，いずれもポロイダル方向に流す構造である。これは，トロイダル方向に流す場合に比べて，冷却水のヘッダ用の空間を減少でき，増殖およびしゃへい性能の点から有利と判断したためである。冷却水の流れは下方から入り，上方から出るようになっている。

6.2 トリチウム増殖ブランケット

内側ブランケット，外側ブランケットともトリチウム増殖ブランケットである。ブランケットは，分解引抜の点から，2セクタ／TF コイルにセクタ分割されている。さらに，プラズマディスラプション時の電磁力を軽減するために，各セクタはモジュールに分割される。内側ブ

ランケットについては，各セクターを2分割し，4モジュール／TF コイルとなっている。一方，外側ブランケットについては大セクタを3分割，小セクタを2分割し，5モジュール／TF コイルである。モジュール間は絶縁材を介してボルト締めされる。

6.2.1 トリチウム増殖ブランケットの設計条件

増殖ブランケットの主要な設計パラメータは以下のとおりである。

(i) トリチウム増殖比 : 1.0 以上
(ii) トーラス内，上，下側の厚さ : 40 cm
トーラス外側の厚さ : 50 cm
(iii) 親物質 : Li_2O
(iv) 親物質許容温度範囲 : 400～1000℃
(v) 構造材 : 不銹鋼（SUS 316）
(vi) 構造材最高温度 : 350℃
(vii) 冷却材 : H_2O
(viii) 中性子増倍材 : Pb

6.2.2 増殖ブランケット構造

ブランケット構造の特徴を以下に示す。

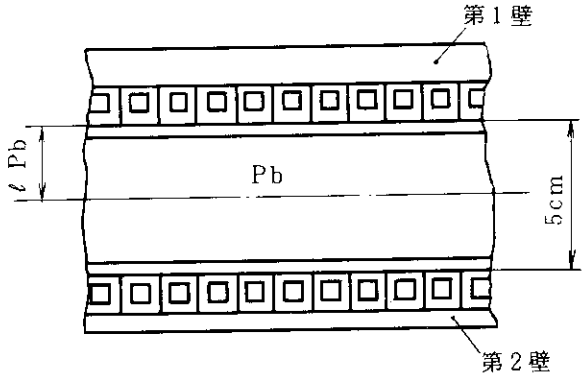
(i) ブランケット構造材はSUS 316 とする。
(ii) ブランケット冷却材は第一壁も含めて，すべて H_2O とする。
(iii) ブランケットは，分解修理時にTF コイルの間から直線引抜を行える構造とするため，2セクタ／TF コイルに分割されている。さらに，プラズマディスラプション時の電磁力を考慮して，モジュールに分割される。モジュールの幅は内側ブランケットで約0.5 m，外側ブランケットで約0.6 mである。
(iv) Fig. 6.2.1 に外側ブランケットモジュールの断面図，Fig. 6.2.2 に内側ブランケットモジュールの断面図を示す。箱形構造のブランケット容器の前面には，中性子増倍材としてのPb が 5 cm 厚で設置される。Pb 内の核発熱は，第一壁および第二壁（Li_2O との仕切り板）に設けられた冷却水で冷却される。第二壁の後に，Li_2O ペブルが満されており，トリチウム増殖を行う。Li_2O の許容温度範囲（400～1000℃）を達成するように，冷却配管の分布は核発熱を考慮して決められている。Fig. 6.2.3 に Li_2O 部の冷却配管構造を示す。

6.2.3 熱計算

(1) Pb 充填部の熱計算

右図のような構造を考え，平行平板の式を用いて核発熱によるPb の温度上昇を求める。

Pb 内での温度差を$\triangle T_{Pb}$，Pb と第一壁とのギャップ（Pb と第一壁，第二壁とのギャップ



を0.1mm と仮定）での温度差$\triangle T_g$，第一壁冷却管内での温度差$\triangle T_{ss}$，第一壁面と冷却水との温度差$\triangle T_f$とすると，各温度差は次式となる。

$$\triangle T_{Pb} = \frac{Q_{Pb} \cdot \ell_{Pb}}{2\,\lambda_{Pb}} = \frac{3 \times 2.5^2}{2 \times 0.35} = 26.8℃$$

ここで，$Q_{Pb} = 3\,W/cc$ for Pb

$\lambda_{Pb} = 0.35\,W/cm \cdot K$ for Pb

$$\triangle T_g = \frac{Q_{Pb} \cdot \ell_{Pb}}{\alpha_g} = \frac{3 \times 2.5}{0.25} = 30℃$$

ここで，$\alpha_g = \lambda_g / \ell_g = 0.25\,W/cm^2 \cdot K$

$\lambda_g = 0.25\,W/m \cdot K$ for He gas at 1 atm

$\ell_g = 0.1\,mm$

$$\triangle T_{ss} = \frac{Q_{ss} \cdot \ell_{ss}}{2\,\lambda_{ss}} + \frac{Q_{Pb} \cdot \ell_{Pb} \cdot \ell_{ss}}{\lambda_{ss}} = \frac{9 \times 0.4^2}{2 \times 0.18} + \frac{3 \times 2.5 \times 0.4}{0.18} = 20.7℃$$

ここで，$Q_{ss} = 9\,W/cc$ for SUS 316

$\lambda_{ss} = 0.18\,W/cm \cdot K$ for SUS 316

$$\triangle T_f = \frac{Q_{Pb} \cdot \ell_{Pb} + Q_{ss} \cdot \ell_{ss}}{\alpha} = \frac{3 \times 2.5 + 9 \times 0.4}{2} = 5.6℃$$

ここで，$\alpha = 2\,W/cm^2 \cdot K$

$$\triangle T = \triangle T_{Pb} + \triangle T_g + \triangle T_{ss} + \triangle T_f = 83℃$$

したがって，冷却水の最高温度を100℃としても，Pb の最高温度は183℃となり，Pb の融点327℃以下である。

(2) Li_2O 充填部の熱計算

Fig.6.2.3 に示す形状の冷却配管の外側及び内側ブランケット内での配列ピッチを，Li_2O の温度が400℃以上，1000℃以下の範囲内になるように決定した。

冷却配管の寸法は，従来の設計例を参考にしてFig.6.2.3 に示す寸法とした。同図に示すヘリウムギャップ幅及び配列ピッチは，Fig.6.2.4 に示す1次元熱計算モデルを用いて決定した。また，本設計では，この様にして決定された冷却管の配列状態でのLi_2O 充填部の温度が設計温度条件を満足している事を確認する目的で，外側ブランケット領域を対象に，有限要素法による2次元熱解析を実施した。

(i) 配列ピッチの決定

Fig.6.2.4 の計算体系に対して，各部の温度差は次式で与えられる。

$$\triangle T_1 = \frac{q_{Li_2O}}{2\,\lambda_{Li_2O}} \left(r_0^2 \ell n \frac{r_0}{r_1} - \frac{r_0^2 - r_1^2}{2} \right)$$

$$\triangle T_2 = \frac{q_{Li_2O}(r_0^2 - r_1^2) + q_{ss}(r_1^2 - r_2^2)}{2\,\lambda_{He}} \ell n \frac{r_2}{r_3}$$

$$+ \frac{q_{Li_2O}(r_0^2 - r_1^2)}{2\,\lambda_{ss}} \ell n \frac{r_1}{r_2} + \frac{q_{ss}}{2\,\lambda_{ss}} \left(r_1^2 \ell n \frac{r_1}{r_2} - \frac{r_1^2 - r_2^2}{2} \right)$$

$$\triangle T_3 = \frac{q_{Li_2O}(r_0^2 - r_1^2) + q_{ss}(r_1^2 - r_2^2)}{2\lambda_{ss}} \ell n \frac{r_3}{r_4} + \frac{q_{ss}}{2\lambda_{ss}} \times \left(r_3^2 \ell n \frac{r_3}{r_4} - \frac{r_3^2 - r_4^2}{2} \right)$$

および壁面温度差

$$\triangle T_4 = \frac{1}{2\alpha r_4} \{ q_{Li_2O}(r_0^2 - r_1^2) + q_{ss}(r_1^2 - r_2^2) + q_{ss}(r_3^2 - r_4^2) \}$$

ここに，q_i；i 部分の発熱密度

λ_i；i 部分の熱伝導率

α ：冷却水と，冷却管内壁との熱伝達率

であり，サフィックス i は，

Li_2O；Li_2O ペブル部（含ペブル間ヘリウム層）

ss ；冷却管及びスペーサーリング部

He ；ヘリウムキャップ部

を意味している。

冷却水温度を T_c とすると Li_2O の最高温度は，上記の計算式より

$$T_{max} = \triangle T_1 + \triangle T_2 + \triangle T_3 + \triangle T_4 + T_c$$

となる。$T_{max} = 1000℃$ として発熱密度と r_0 の関係を求めると Fig. 6.2.5 のようになる。この計算の為に用いた計算定数は次のとおりである。

$\lambda_{Li_2O} = 0.02$ (W/cm ℃)

$\lambda_{ss} = 0.16$ (W/cm ℃)

$\lambda_{He} = 0.0025$ (W/cm ℃)

$\alpha = 1.0$ (W/cm²℃)

また，冷却材の温度は 100℃とし，発熱密度 q_{ss} は q_{Li_2O} と同一とした。

ブランケット部の発熱密度分布は第16章で求められている（Fig. 16.4.3 と Fig. 16.4.4 参照の事）。但し，この発熱分布は，Li_2O 充填部と冷却配管部を均質に混ぜた組成に対して求められたものである。即ち，Fig. 16.4.3 と Fig. 16.4.4 に示されている発熱密度は，Li_2O 充填部の密度が薄められた体系に対する値である。従って熱計算用発熱密度としては，核計算時に用いた冷却配管部の体積割合により，次式の様に補正した値を用いる事にした。

$$(\text{熱計算用発熱密度}) = (\text{核計算発熱密度}) \times \left\{ \frac{1.0}{1.0 - (\text{冷却配管部体積割合})} \right\}$$

上式の { } の値としては，核計算の条件から次の値を用いた。

Blanket (1) …… 1.075

Blanket (2) …… 1.046

Blanket (3) …… 1.034

Blanket (1)，(2)，(3)の定義は第16章の核計算部分を参照願いたい。

核計算の結果によると，アーマーの肉厚減少の為に，発熱密度は寿命中変化し，寿命初期で最小，寿命末期で最大となる。また，発熱密度は計算誤差を含んでいる。Li_2O 充填部の温度条件として上限と下限が設定されているので，冷却管配列ピッチを決める上では，設計用発熱密度として，最大値と最小値を設定する必要がある。そこで寿命末期（EOL）の発熱密度を設計用最大発熱密度，寿命初期（BOL）の発熱密度を設計用最小発熱密度とした。また，下限温度条件 400℃はトリチウム回収上強い要求条件であるので，設計用最小発熱密度として，計算誤差10%を見込んで，0.9 掛けとした。

核計算結果に対して，上記補正を加えた後の結果を Fig. 6.2.6 に示す。同図で実線は外側ブランケットの値を，破線は内側ブランケットの値を示している。また横軸は外側ブランケットのプラズマ中心からの位置を示しており，内側ブランケットの値は，比較の為にブランケット内壁の位置を同一にして示してある。

Fig. 6.2.6 で，外側ブランケットのEOL での発熱密度のみがブランケット内壁近傍で大きくなっているのは，このケースのみが，詳細メッシュで計算されているからである。従って他の3ケースの場合も，ブランケット内壁近傍で同様の傾向を示すものと考えなくてはならない。この考慮は特に，内側ブランケットの設計用最大発熱密度を決める上で配慮されなければならない。同図より内側ブランケットのEOL の発熱密度は，ブランケット内壁近傍を除いて，145 cm 付近まで，外側ブランケットのEOL の発熱密度とほぼ同一である。従って，内側ブランケットの設計用最大発熱密度としては，ブランケット内壁から 145 cm までは外側ブランケットのEOL の値を用いる事とした。

以上の手順に従って作成した設計用発熱密度を Table 6.2.1 と Table 6.2.2 に示す。同表でブランケット内壁位置での発熱密度は，ブランケット中での発熱密度が指数関数的に減少すると近似して，近傍の値より代挿して求めた値である。

Table 6.2.1 と Table 6.2.2 の設計用発熱密度と，Fig. 6.2.5 から得られた。冷却配管配列を Fig. 6.2.1 と Fig. 6.2.2 にヘリウムギャップ幅と共に示す。

Fig. 6.2.6 に示した様に，ブランケット内壁近傍での発熱密度分布の勾配が大きいので，冷却管の Cooling tube と Spacer ring を Fig. 6.2.3 の様に同心状に配置したのでは，Li_2O 充填部の上下限温度制限条件を，設計用発熱密度の最大値と最小値の両方に対して満足するのは困難であった。そこで，本設計では，第1列の冷却配管に関しては，Fig. 6.2.7 の様に，Cooling tube の軸心と，Spacer ring の軸心をずらせる事にした。即ち，0.2 mm だけ軸心をずらせる事により，発熱密度の高いプラズマ中心方向のギャップを 0.8 mm とせまくして冷却効果をあげ，発熱密度の低いプラズマ中心と反対方向のギャップを 1.2 mm と広くして冷却効果を下げて，温度分布の平坦化をはかり，上下限温度制限条件を満足する様にした。

(ii) 外側ブランケット全領域の熱解析

(i)では，1次元熱計算により冷却管のヘリウムギャップ幅及び配列ピッチを決定した。この計算は，Fig. 6.2.4 に示す様に，単位セルを円形で近似し，かつ最外周を断熱条件で行なった簡易的なものであった。そこで，この様にして決定した冷却管設計の妥当性を確認する事を目的として，外側ブランケット領域全体を対象とした2次元温度分布解析を行なった。

計算は，汎用有限要素法コード MARC を用いて行なった。Fig. 6.2.8 は計算モデル図であ

って，対称性を利用して，Fig. 6.2.1 の左半分を計算対象とした。境界条件は，最外周辺を断熱，冷却管内冷却材温度を100℃とした。有限要素は4節点アイソパラメトリック四辺形要素を用いた。計算の簡単化の為に，冷却管のCooling tube，ヘリウムガスギャップ，Spacer ring の熱伝導は，冷却水とCooling tube内壁間の熱伝達と共に，1つの等価な熱伝達率におきかえてモデル化した。

密度は(i)の設計用に設定した（Table 6.2.1 に示す）設計用最大発熱密度と，設計用最小発熱密度の2ケースを対象とした。

Fig. 6.2.9 に，最大発熱密度に対する計算結果を，Fig. 6.2.10 に最小発熱密度に対する計算結果を等温度線分布図の形で示す。両図より，400℃以下の温度領域が冷却管の近傍で，ごくわずかの範囲で見られるものの，ほぼ全領域で下限温度400℃，上限温度1000℃を満足している事が分かる。この事より(i)での冷却配管設計の妥当性が裏付けられた。

6.2.4 強度計算

ブランケット容器には，温度差による熱応力およびプラズマディスラプション時の電磁力による応力が生じる。なかでも，ブランケットのプラズマ側の前面壁，すなわち第一壁に生じる応力が一番厳しい。この応力については，第一壁の項で検討する。

また，ブランケットの Li_2O 領域に設けられた冷却配管にも，内壁と外壁の温度差によって熱応力が生じる。この肉厚方向温度勾配によって生じる熱応力 σ は次式で与えられる。

$$\sigma = \frac{E\alpha\triangle T}{2(1-\nu)} = 6 \quad kgf/mm^2$$

ここで，$\triangle T$：内外壁温度差　26℃（プラズマ側の第一冷却管列）

E ：1.97×10^4 kgf/mm²

α ：16.2×10^{-6} 1/℃

ν ：0.3

SUS 316 の S_m 値を 14.1 kgf/mm² とすれば，上記応力値は許容値内（$\sigma < 3S_m$）である。

6.3 第 一 壁

6.3.1 第一壁の設計条件

第一壁の主要な設計パラメータをTable 6.3.1 に示す。プラズマに面して設置される第一壁は，高熱，粒子負荷を受ける。設計では，イオンスパッタリングによるエロージョンおよびプラズマディスラプション時の蒸発による板厚の損耗を考慮して検討する必要がある。また，熱負荷による第一壁の温度上昇，および熱応力についても検討する必要がある。

第一壁への表面熱負荷は，プラズマからの熱負荷12 W/cm² である。ダイバータ板からのふく射熱は板の温度が低いために無しとした。また，核発熱については，ニュートロニクスの検討結果より9 W/cc とした。

6.3.2 第一壁の構造

第一壁の板厚はトリチウム増殖比に影響を与えるため，その構造はブランケット容器のプラズマ側の前面壁と共用の一体型としている。Fig.6.3.1 に第一壁の構造，寸法を示す。

第一壁の板厚は，イオンスパッタリングによるエロージョンおよびプラズマディスラプション時の蒸発を考慮して決められている。

- 内側第一壁　イオンスパッタリングによるエロージョン　8.5 mm
  プラズマディスラプションによる蒸発　1 mm
- 外側第一壁　イオンスパッタリングによるエロージョン　8.5 mm

冷却面までの第一壁の板厚は，上記数値に残存厚み 4 mm をプラスしたものとした。熱応力およびプラズマディスラプション時の電磁力を下げるために，第一壁はグループ構造となっている。第一壁の材料は SUS 316 である。第一壁の製造方法としては，(1) 板にカッターでグループの加工を行なう。(2) 次に第一壁形状にベンディング加工を行なう。(3) グループ加工を施した板材と裏あての板材の間にSUS の冷却管をはさみ，両方の板材に銀ロー付で接合する方法を考えている。この構造は冷却管が波板構造のものに比べて曲げ剛性が高くなると考えられる。

6.3.3 第一壁の熱計算

(1) NBI 初期突き抜けを受ける内側第一壁の表面温度上昇

プラズマ電流立上げ時（t = 0 ～11 s）に，プラズマ電流が 4 MA に達した後で，中性粒子入射と高周波加熱が同時に開始される。中性粒子加熱の初期には，プラズマを突き抜けて内側第一壁に高熱負荷が入射する。この高熱負荷による表面の温度上昇は，次式となる。（半無限平板の式）

$$\triangle T = \frac{2q}{\lambda}\sqrt{\frac{Kt}{\pi}} = 187\,℃$$

ここで，q：表面熱負荷　1 MW/m²，t：入熱時間　2 s
λ：熱伝導率　18 W/m・K，k：温度伝導率　4.47×10^{-6} m²/s

プラズマ電流立上げの初期のため，第一壁の初期温度が冷却水入口温度と等しく50℃とすると，表面温度は 237℃となる。

(2) プラズマ燃焼時の定常熱負荷による温度上昇

第一壁の温度分布は，平行平板の式を用いて次式で与えられる。

プラズマに面する表面から冷却面までの温度分布 $\triangle T_1$ は次式となる。

$$\triangle T_1 = -\frac{q_n}{2\lambda}x^2 + \frac{(q_r + q_n \cdot \ell)}{\lambda}x$$

ここで，q_r：表面熱負荷　12 W/cm²，q_n：核発熱　9 W/cc
ℓ：第一壁板厚　λ：熱伝導率　0.18 W/cm・K

冷却面と冷却水との温度差 $\triangle T_2$ は次式となる。

$$\triangle T_2 = \frac{q_r + q_n \cdot \ell}{\alpha}$$

ここで，α ：熱伝達率　2 W/cm²・K（冷却水流速約 7 m/s）

冷却水は入口から流路にしたがって，温度上昇する。冷却水の最高温度を 100℃とすると，第一壁内温度分布は次式となる。

$$T = \triangle T_1 + \triangle T_2 + 100$$

Fig. 6.3.2 に，冷却面からの距離に対して，第一壁の温度分布を示す。内側第一壁の場合で表面最高温度 245℃，外側第一壁の場合で表面最高温度 234℃となる。

6.3.4　第一壁の強度計算

第一壁には，Heガス圧力による応力，プラズマディスラプション時の電磁力による応力，および温度差による熱応力が生じる。この種の応力はブランケット容器のどの部分においても，多かれ少なかれ生ずるものである。ただし，ブランケットのプラズマ側の前面壁を兼用している第一壁での応力が一番厳しいために，この項で取り扱うことにする。

以下には，ディスラプション時の電磁力も大きく，かつ温度勾配が急なため熱応力も厳しくなる内側第一壁について述べる。

(1)　He ガス圧力による応力

第一壁，第二壁とも，トリウム増殖に悪影響を及ぼさないために板厚を薄くする必要があり，大きな剛性は期待できない。しかし，曲げ剛性が小さいとHe ガス圧力により非常に大きな応力が生じてしまう。

第一壁の板厚を増やすことなく曲げ剛性を高めるために，本設計では 150～200 mm 毎に第一壁と第二壁を接合する方法を用いている。これにより，第一壁自身に生ずる曲げ応力は，このスパンの間でのガス圧力による曲げ応力となる。

曲げモーメント　$M = \frac{1}{8} w \ell^2 = \frac{1}{8} \times 0.01 \times 200^2 = 50$ kgf・mm/mm

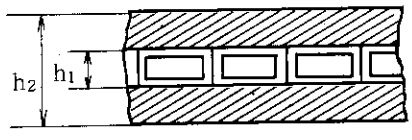
第一壁の断面係数　$Z = \frac{b(h_2^3 - h_1^3)}{6h_2} = \frac{11^3 - 5^3}{6 \times 11} = 18$ mm³/mm

第一壁の曲げ応力　$\sigma = \frac{M}{Z} = 2.7$ kgf/mm²

ここで，w ：He ガス圧力（真空との圧力差 1 kgf/cm² とする）

ℓ ：200 mm とする

h_2：グルーブを除いた第一壁の板厚



(2)　電磁力による応力

プラズマディスラプション時には，第一壁，第二壁および後面壁上を渦電流が流れるとともに，ブランケット箱形容器をループするような渦電流が流れる。（第11章電磁気設計参照）

第一壁面上を流れる渦電流とトロイダル磁界により，平均で約 1 kgf/cm² の分布電磁力（内圧または外圧とみなせる）が第一壁に作用する。この電磁力により，He ガス圧力による曲げ応力 2.7 kgf/mm² とほぼ同じ応力が生じる。

電磁力の向きは，Fig. 6.3.3 (a)に示すようにブランケット容器の左右で反対向きであり，トルクが生じる。このトルクはブランケット容器をねじるように働き，容器の各壁にせん断応力を生じる。第一壁のせん断応力を τ_2，第二壁と後面壁の応力を τ_3，τ_1 とすると，次式となる。

（上下の構造物からの支持および左右のブランケットモジュールからの支持を無視しているので，容器に生ずる応力は過大評価となる）

$$\tau_1 = T \cdot \frac{h_3 s_2 A_1 + h_2 s_3 (A_1 + A_2)}{2\left[h_1 h_3 s_2 A_1^2 + h_2 h_3 s_1 A_2^2 + h_1 h_2 s_3 (A_1 + A_2)^2\right]}$$

$$\tau_2 = T \cdot \frac{h_3 s_1 A_2 + h_1 s_3 (A_1 + A_2)}{2\left[h_1 h_3 s_2 A_1^2 + h_2 h_3 s_1 A_2^2 + h_1 h_2 s_3 (A_1 + A_2)^2\right]}$$

$$\tau_3 = T \cdot \frac{h_1 s_2 A_1 - h_2 s_1 A_2}{2\left[h_1 h_3 s_2 A_1^2 + h_2 h_3 s_1 A_2^2 + h_1 h_2 s_3 (A_1 + A_2)^2\right]}$$

Fig. 6.3.3 に示すように，h_1，h_2，h_3 は板の厚さ，A_1，A_2 はBCDBの面積とBDEB 面積を示し，s_1，s_2，s_3 は破線BCD，DEBおよびDBに沿って測った肉厚中心線の長さである。

容器に作用するトルク $T = 16.4$ tonf•m を用いると，以下の応力となる。

$\tau_1 = 2.5$ kgf/mm^2 （後面壁）

$\tau_2 = 4.9$ kgf/mm^2 （第一壁）

$\tau_3 = 4.2$ kgf/mm^2 （第二壁）

次にブランケット容器箱をループするような渦電流によって生ずる電磁力について検討する。Fig. 6.3.3 (b)に電磁力の向きを示す。電磁力の大きさは $F_P = 130$ tonf である。この電磁力により，第一壁に生ずるせん断応力は以下となる。

$$\tau = \frac{F_P}{\ell (h_1 + h_2 + h_3)} = 0.4 \text{ kgf/mm}^2$$

(3) 熱 応 力

(a) 第一壁グルーブ部での熱応力

グルーブ部での熱応力は次式で与えられる。

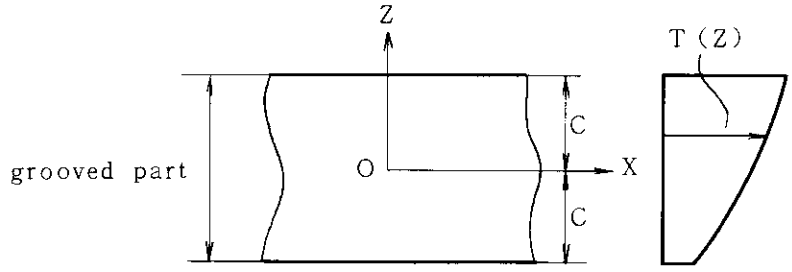
$$\sigma = \frac{\alpha E}{1-\nu}\left\{-T + \frac{1}{2C}\int_c^C T\,dZ + \frac{3Z}{2C^3}\int_{-c}^{C} TZ\,dZ\right\}$$

$$= \frac{\alpha E}{1-\nu} \cdot \frac{q_n}{2\lambda} \cdot \left(Z^2 - \frac{C^2}{3}\right)$$

ここで，C：下図のとうり ，α：16.2×10^{-6} 1/℃

E：1.97×10^4 kgf/mm^2 ，ν：0.3

q_n：9 W/cc ，λ：0.18 W/cm•℃



上式を用いた計算結果は以下のとうりである。

$\sigma = 1.7$ kgf/mm^2 （表面およびグルーブ底）

$\sigma = -0.9$ kgf/mm^2 （グルーブ中央）

(b) 第一壁のグルーブがない部分での熱応力

グルーブ底から冷却管接合面まで（板厚3 mm）の温度差$\triangle T = 36$℃であり，この板の曲げが完全に拘束されるとすれば，以下の応力となる。

$$\sigma = \frac{E\alpha \cdot \triangle T}{2(1-\nu)} = 8 \text{ kgf/mm}^2$$

(4) 応力評価

ここでは，過大評価であるが，上記で求めた応力値の算術的な総和で，P_m，P_L+P_b，P_L+P_b+Qを求める。

評価基準

$P_m = 10.6$ kgf/mm^2 （$< S_m$）

$P_L+P_b = 16.0$ kgf/mm^2 （$< 1.5S_m$）

$P_L+P_b+Q = 24.0$ kgf/mm^2 （$< 3S_m$）

SUS 316のS_m値$= 14.1$ kgf/mm^{2}とすれば許容値内にある。

第一壁の温度は，プラズマがパルス運転のため，時間とともに変動する。第一壁の温度は，プラズマ燃焼終了後，徐々に低下し，次のプラズマ立上げ前までには，完全に冷却されると考えられる。したがって，平板の曲げ拘束により生ずる応力8 kgf/mm^{2}は，プラズマ立上げ前には0 kgf/mm^{2}となり，くり返し応力範囲は，$\triangle\sigma = 8$ kgf/mm^{2}である。

グルーブ底での応力集中係数をFig. 6.3.4 に示す。本形状では応力集中係数$\alpha = 2.2$ となる。したがって，くり返し応力範囲は，応力集中も考慮すると18 kgf/mm^2 となる。くり返し歪範囲になおすと，$\triangle\varepsilon = \triangle\sigma/E = 0.00096$ となる。

Fig. 6.3.5 に設計疲労曲線を示す。くり返し数9.5×10^5回に対して，上記の歪範囲は許容値内であるといえる。

6.3.5 第一壁のエロージョン

第一壁は，イオンスパッタリングによるエロージョン，およびプラズマディスラプション時の蒸発により，板厚の損耗を生じる。以下に，その損耗量を述べる。

(1) 第一壁の物理的スパッタリング

設計条件は以下である。

- 粒子束密度　$\Gamma = 4.6\times10^{20}$ m^{-2} s^{-1}
- 粒子エネルギ　$E_j = 200$ eV
- 粒子の構成比　(f_j) 50％D，50％T
- 運転時間　3年（連続）
  24年(稼動率25％，負荷率50％)

SUS 316のスパッタ比をFig. 6.3.6 に示す。DおよびTイオンに対するスパッタ比は以下となる。

- Dイオンに対して　$S_j(E_j) = 0.011$ atms/ion
- Tイオンに対して　$S_j(E_j) = 0.002$ atms/ion

○等価スパッタ比　$\sum_j f_j \cdot S_j = 0.0165$ atms/ion

エロージョン率 $\dot{X}$ (mm/sec) は次式で与えられる。

$$\dot{X} = \frac{M}{6\times 10^{22}\times \rho} \sum_j f_j \cdot S_j \cdot \Gamma = 8.9\times 10^{-8} \text{ mm/s}$$

ここで，M：ターゲットの分子量　55.85 g/mol

ρ：ターゲットの密度　7.97 g/cm^3

したがって，全運転期間におけるエロージョン量は次式となる。

$$X = 8.9\times 10^{-8}\times 3 \text{ year} \times 365 \text{ day} \times 24 \text{ h} \times 3600 \text{ s} = 8.4 \text{ mm/life}$$

(2) 第一壁のプラズマディスラプション時の蒸発量

設計条件は，内側第一壁と外側第一壁に対してそれぞれ以下となる。

○内側第一壁への熱負荷　131 J/cm^2

○外側第一壁への熱負荷　17 J/cm^2

○電流とエネルギの消失時間　15 ms

○頻　度　1000 回

Fig. 6.3.7 に，INTOR Phase IIAの検討結果を示す。内側第一壁への熱負荷に近い値，すなわち熱負荷175 J/cm^2 の場合についてまとめると，以下となる。

○消失時間　5 ms のとき，溶融厚 90 ～ 110 μm

蒸発厚 0.17 ～0.38 μm

20 ms のとき，溶融厚 14 μm

蒸発厚　－

したがって，熱負荷の大きい内側第一壁の場合でも蒸発厚は小さく，1000回あたりの蒸発量も十分1 mm 以下におさまる。

6.4 シールド

6.4.1 シールドの設計条件

シールドの主要な設計パラメータは以下の通りである。

(i) トーラス内側シールドについて

○厚さ　：50 cm

○構造材　：SUS 316

○充てん材：SUS 316

○冷却水　：H_2O

(ii) トーラス外側シールドについて

○厚さ　：105 cm

○構造材　：SUS 316

○充てん材：SUS 316

○冷却水　：H_2O

(iii) 中性子，γ 線による発熱

○ Fig. 6.4.1 に示す分布

6.4.2 シールド構造

シールド構造の特徴を以下に述べる。

(i) しゃへい体は内側しゃへい体と外側しゃへい体からなる。

(ii) 内側しゃへい体は，ブランケット修理時に引抜かれない構造物であり，プラズマ用の真空容器の役目も兼ねている。

(iii) 外側しゃへい体は，トリチウム増殖ブランケットとともに，分解修理時には引抜かれる。ただし，TF コイルの直下にある部分のみは，ブランケット引抜き時にも移動させない。このTF コイル直下の部分のみで，外側しゃへい体と内側しゃへい体は一体構造となっている。

(iv) Fig. 6.4.2 にシールド構造を示す。

(v) シールドは，SUS 316からなる箱形構造の容器であり，その容器の中にSUS 316 の板がとりつけられている。箱形の容器の板厚は，内側シールドで 40 mm，外側シールで 60 mm としている。

(vi) 容器の中に納められるSUS の充てん材は，プラズマディスラプション時の渦電流を小さくするために，絶縁材を介してトーラス方向に板を重ねる構造である。

6.4.3 シールドの熱計算

中性子，γ 線による熱負荷と各部の温度との関係は次式となる。

$$\triangle T_1 = T_1 - T_2 = \frac{q}{2\lambda}\left(R_2^2 \ell_n \frac{R_2}{R_1} - \frac{R_2^2 - R_1^2}{2}\right)$$

ここで，$\triangle T_1$：SUS 316 充てん材温度差

q_1 ：内部発熱 (W/cc)

λ ：熱伝導率 0.16 W/cm・℃

R_1 ：冷却管内半径 0.5 cm

R_2 ：SUS 充てん材外半径

$$\triangle T_2 = T_1 - T_c = \frac{q(R_2^2 - R_1^2)}{2\alpha R_1}$$

ここで，$\triangle T_2$：冷却水と壁面温度差

α ：熱伝達率 0.7 W/cm²・℃

$$\triangle T_{max} = \triangle T_1 + \triangle T_2$$

ここで，$\triangle T_{max}$：冷却水とSUS 充てん材との最大温度差

以上の式をもとに，$\triangle T_{max} = 40$℃の場合での内部発熱 q とSUS 充てん材 R_2 との関係を求めると，Fig. 6.4.3 のようになる。Fig. 6.4.1 に示す核発熱分布を考慮して配管分布を求めると，かなり荒い配管分布でよいことがわかる。Fig. 6.4.4 にSUS 充てん材における配管分布 ($\triangle T_{max} \leqq 40$℃)の一例を示す。

6.4.4　シールドの強度計算

しゃへい体には，プラズマディスラプション時の電磁力による応力および温度差による熱応力が生じる。以下にその計算結果を述べる。

(1)　電磁力による応力

プラズマディスラプション時には，しゃへい体の箱形構造材に渦電流が誘起される。この渦電流とトロイダル磁界（ポロイダル磁界はトロイダル磁界に比較して小さいので，ここでは考慮しない）により，箱形構造材には電磁力が生ずる。渦電流と電磁力の検討条件は以下である。

○プラズマ電流　　$I_P = 5.3 \exp(-t/0.015)$　MA

○トロイダル磁界　$B_T = 8.7$ T　（内側しゃへい体）

$B_T = 4.0$ T　（外側しゃへい体）

内側しゃへい体の方がトロイダル磁界が大きいため，生ずる電磁力も大きくなる。以下には，電磁力の大きい内側しゃへい体について検討する。（電磁力の値は第11章電磁気設計参照）

プラズマディスラプション時には，しゃへい体前面壁，後面壁上を渦電流が流れる。この渦電流とトロイダル磁界により，平均で約6 kgf/cm^{2}の分布電磁力（左右で電磁力の向きが異なる内圧または外圧とみなせる）が容器壁に作用する。これによる容器壁の曲げ応力は，以下となる。

曲げモーメント　$M = \frac{1}{8} w \ell^2 = \frac{1}{8} \times 0.06 \times (500)^2 = 1.88 \times 10^3$ kgf・mm/mm

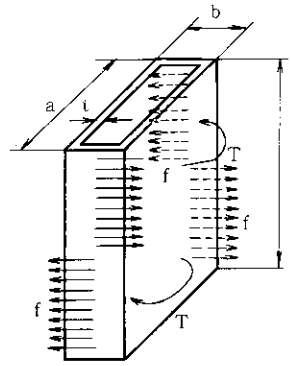
壁の断面係数　　$Z = \frac{1}{6} bh^2 = \frac{40^2}{6} = 267$ mm^3/mm

曲げ応力　　$\sigma = 7$ kgf/mm^2

ここで，ℓ：荷重が左右で逆転しているため，容器幅の半分とした。

h：容器の板厚

この電磁力はしゃへい体の左右で向きが異なるため，右図のように容器をねじるトルクが生じる。このトルクにより容器に生じるせん断応力は，次式となる。（上下，左右での支持条件を無視しているので，過大評価と考えられる）



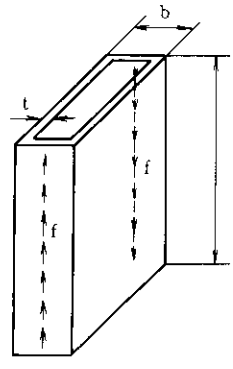
$\tau = T/2At = 2.7$ kgf/mm^2

ここで，$T = 94 \times 10^3$ kgf

$A = 4.42 \times 10^5$ mm^2

$t = 40$ mm

次に，しゃへい体の容器箱をループするような渦電流によって生ずる電磁力について検討する。この場合の電磁力は右図のように作用し，その大きさは，$E_P = 420$ tonf である。



この電磁力により，壁面に生ずるせん断応力は以下となる。

$$\tau = \frac{E_P}{2\ell t} = 0.9 \text{ kgf/mm}^2$$

(2) 熱応力

しゃへい体断面内の温度差によって生ずる応力は，曲げが完全に拘束されるとすれば，下記となる。

$$\sigma_b = \frac{E\alpha\triangle T}{2(1-\nu)} = \frac{2\times10^4\times1.6\times10^{-5}\times40}{2(1-0.3)} = 9.1 \text{ kgf/mm}^2$$

ここで，$\triangle T = 40℃$（最大温度差とする）

(3) 応力評価

過大評価ではあるが，上記で求めた応力値の算術的な総和でP_m，P_L+P_b，およびP_L+P_b+Qを求める。

	評価基準
$P_m = 7.2$ kgf/mm^2	($<S_m$)
$P_L+P_b = 14.2$ kgf/mm^2	($1.5\,S_m$)
$P_L+P_b+Q = 23.3$ kgf/mm^2	($3\,S_m$)

SUS 316 のS_m値 = 14.1 kgf/mm^2 とすれば，許容応力値内にある。

Table 6.2.1 Design value of Nuclear heating rate distribution in the Outer blanket

Distance from Plasma center (cm)	Power density (W/CC)	
	Maximum Value	Minimum Value
133.1	12.86	7.04
133.4	10.14	
133.9	6.83	
134.1		5.61
134.4	5.67	
134.9	5.05	
135.4	4.64	
135.9	4.33	
136.1		3.68
136.4	4.09	
136.9	3.87	
137.4	3.69	
137.9	3.50	
138.1		2.88
138.4	3.34	
138.9	3.19	
140.2	2.77	2.26
142.4	2.32	1.90
144.5	2.00	1.61
146.7	1.70	1.37
148.9	1.45	1.17
151.2	1.24	1.01
153.5	1.07	0.863
155.8	0.925	0.747
158.1	0.804	0.648
160.4	0703	0.565
162.7	0.619	0.497
165.0	0.555	0.445
167.3	0.519	0.416
170.0	0.562	0.452

Table 6.2.2 Design value of Nuclear heating rate distribution in the Inner blanket

Distance from Plasma center (cm)	Power dencity (W/CC)	
	Maximum Value	Minimum Value
133.2	12.86	7.16
133.5	10.14	
133.8		6.10
134.0	6.83	
134.5	5.67	
135.0	5.05	
135.3		4.07
135.5	4.64	
136.0	4.33	
136.5	4.09	
136.8		3.30
137.0	3.87	
137.5	3.69	
138.0	3.50	
138.3		2.82
138.5	3.34	
139.0	3.19	
139.5		2.42
140.3	2.77	2.25
141.1		2.10
142.0		1.97
142.5	2.32	
142.8		1.85
144.5		1.63
144.6	2.00	
147.0	1.70	1.37
149.5	1.45	1.16
152.0	1.25	1.01
154.5	1.11	0.88
157.0	1.01	0.81
159.5	1.09	0.87

Table 6.3.1 First wall operating parameter

First wall	
Total plasma chamber area	350 m^2
Average neutron wall loading	1.0 MW/m^2
Radiative power to first wall	37 MW
Charge-exchange power	5 MW
Charge-exchange current	1.6×10^{23} S^{-1}
Charge-exchange flux	4.6×10^{20} $m^{-2}S^{-1}$
Charge-exchange energy	200 eV
Total disruption energy	120 MJ
Disruption time	15 ms
Integrated 14-MeV neutron wall loading	3 $MW\text{-}y/m^2$
Total number of shots	9.5×10^5
Total number of disruptions	1000
Outboard wall	
Area	245 m^2
Surface heat flux from plasma	12 W/cm^2
Surface heat flux from divertor	—
Average nuclear heating	9 W/cm^2
Inboard wall	
Area	105 m^2
Surface heat flux	12 W/cm^2
Average nuclear heating	9 W/cm^3
Peak disruption energy density	131 J/cm^2
Beam shine-through region (inboard wall)	
Total power	4 MW/m^2
Particle energy	175 keV
Duration	2 S
Area	4 m^2
Heat flux	1 MW/m^2

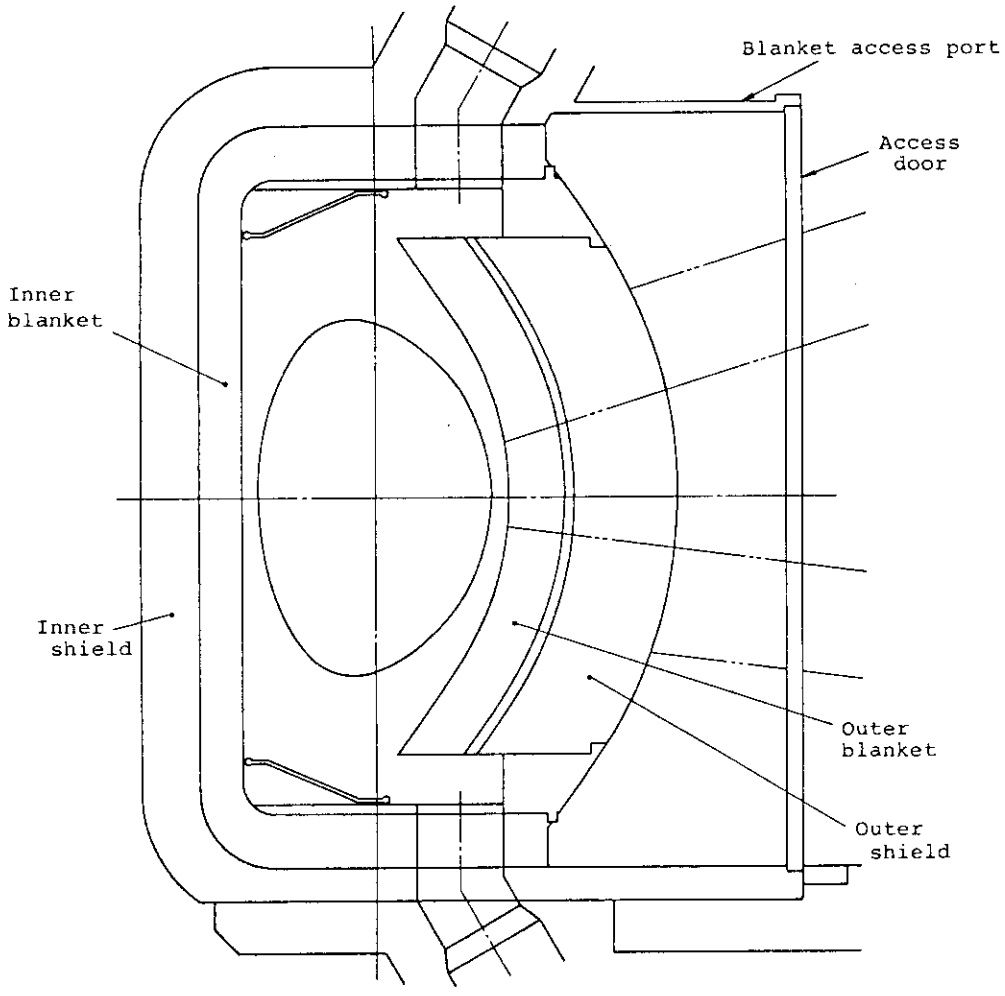


Fig. 6.1.1 Cross section of blanket/shield

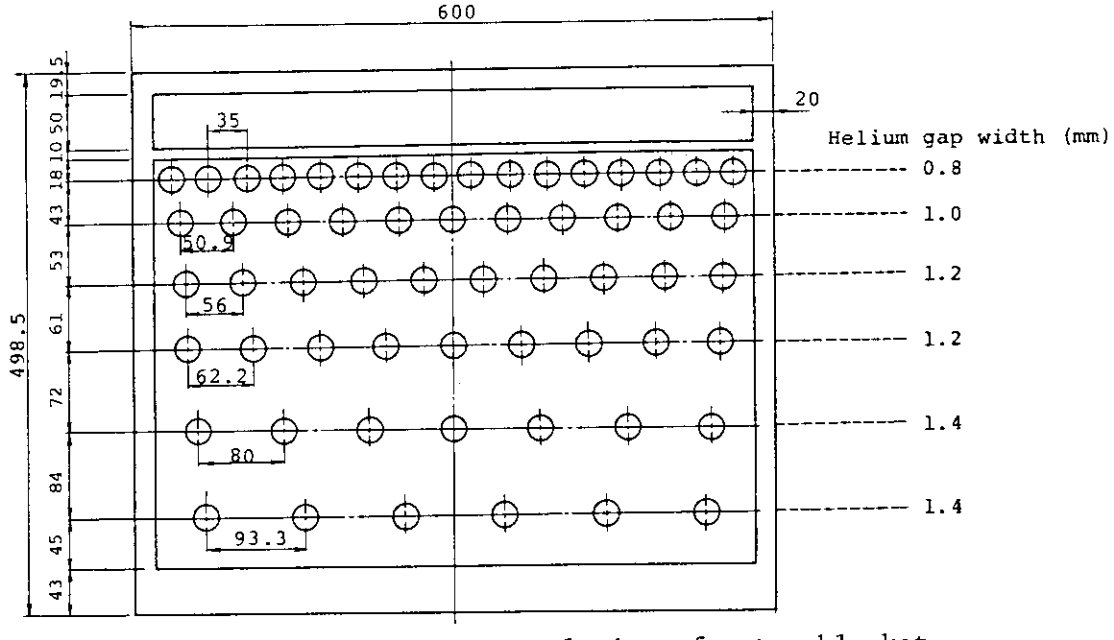


Fig. 6.2.1 Cross sectional view of outer blanket

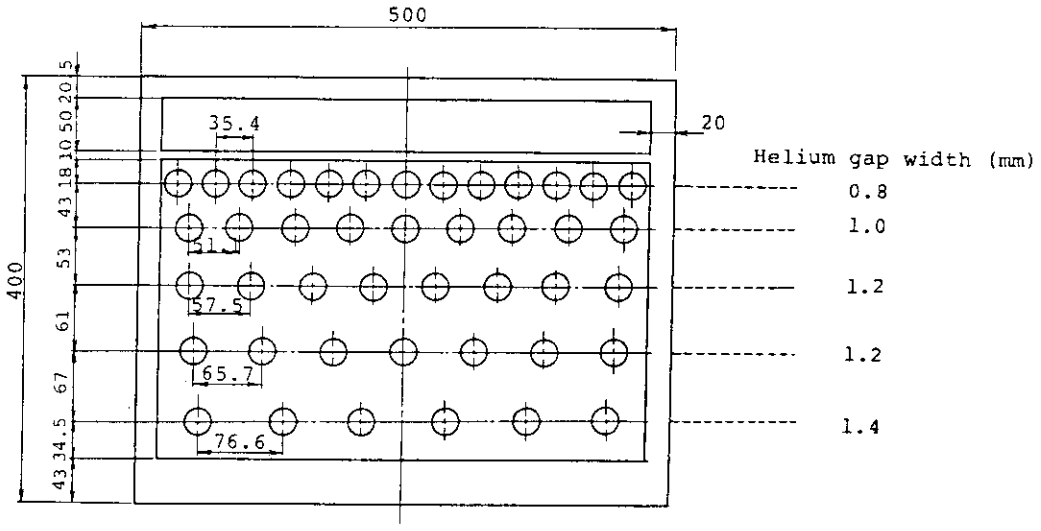


Fig. 6.2.2 Cross sectional view of inner blanket

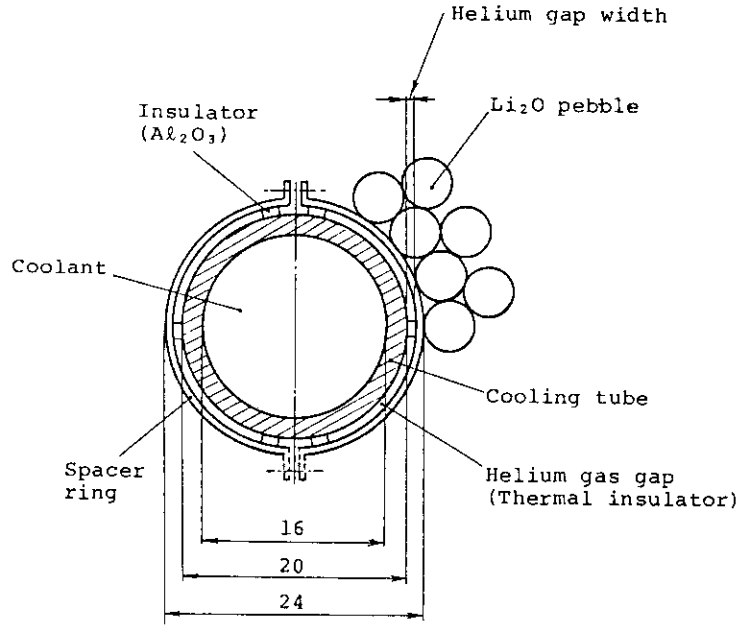


Fig. 6.2.3 Cooling tube structure in the breeding blanket

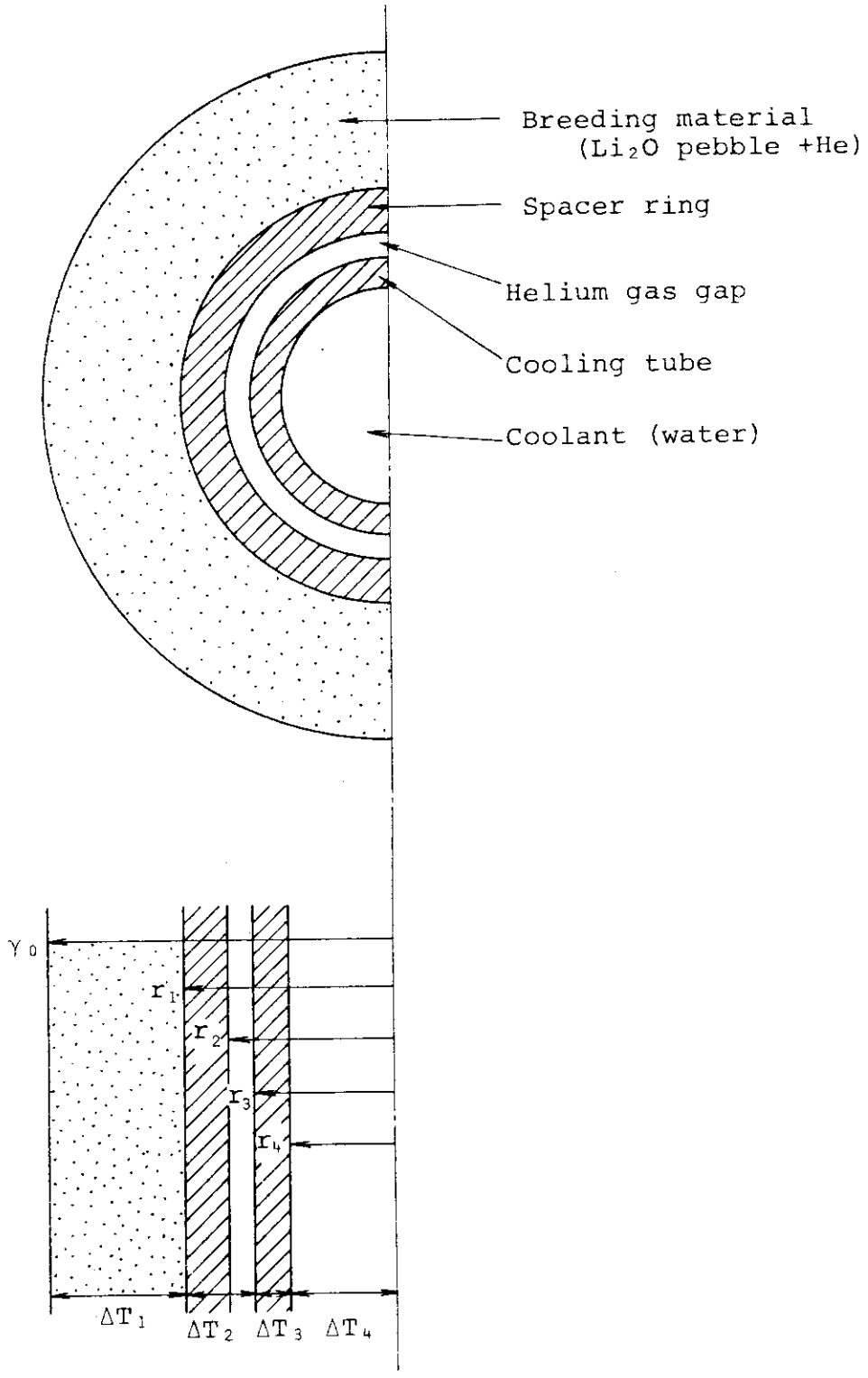


Fig. 6.2.4 Thermal calculational model

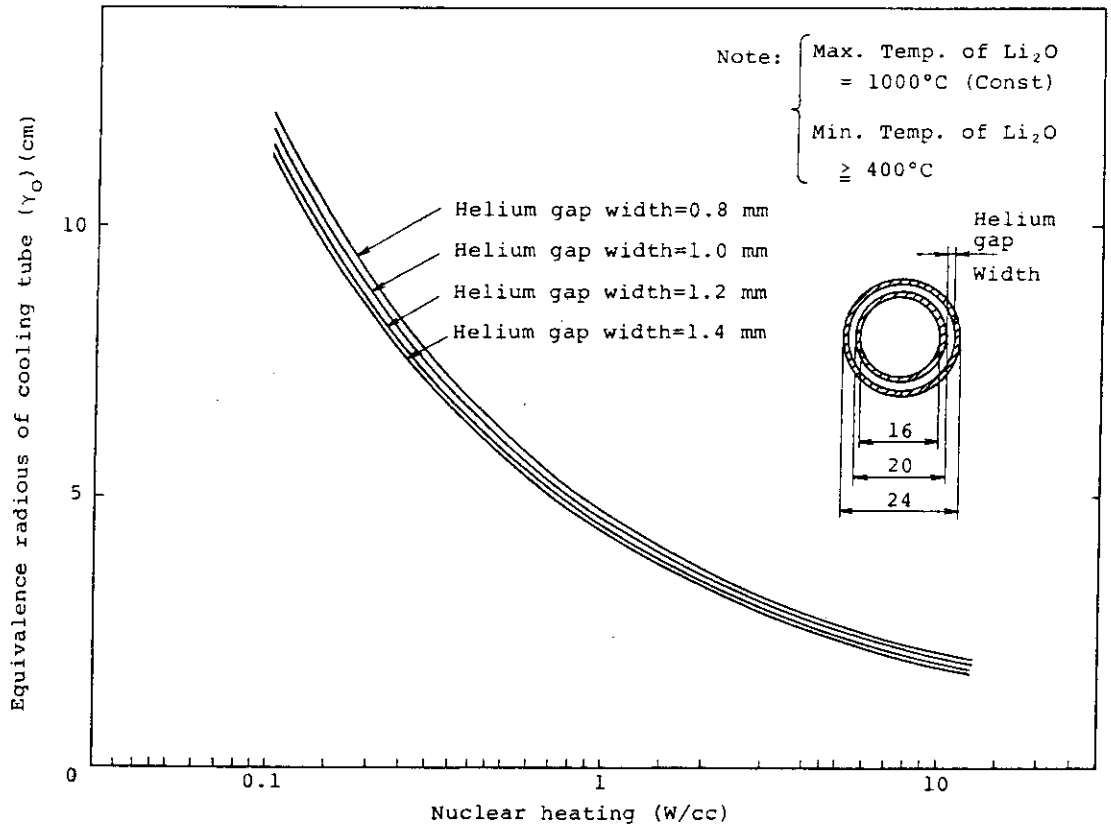


Fig. 6.2.5 Nuclear heating and pitch of cooling tube for tritium producing blanket

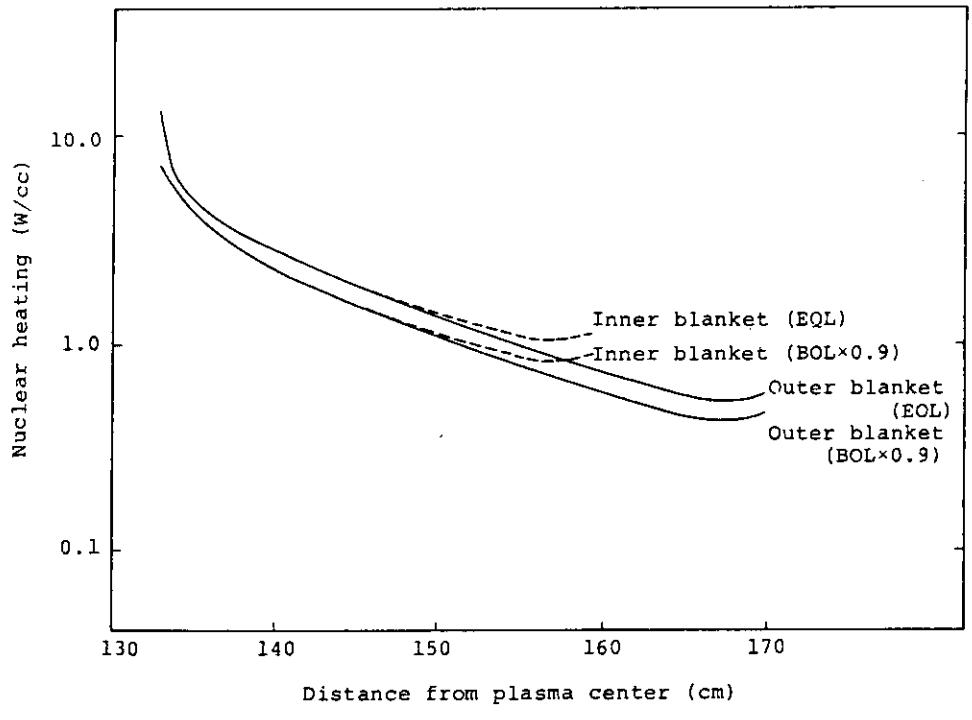


Fig. 6.2.6 Nuclear heating in the inner and outer blanket

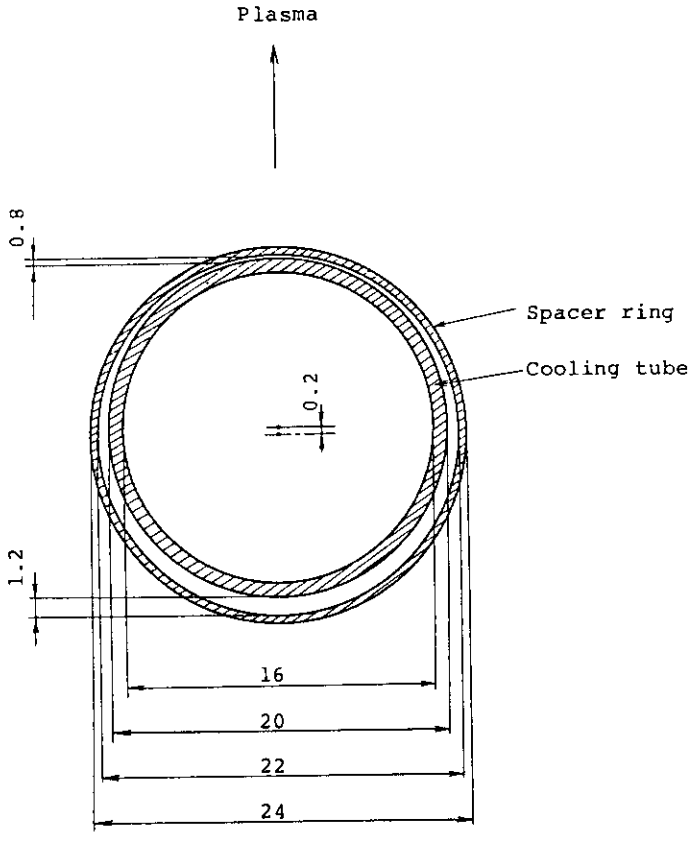


Fig. 6.2.7 Cross sectional view for the first row of cooling tubes

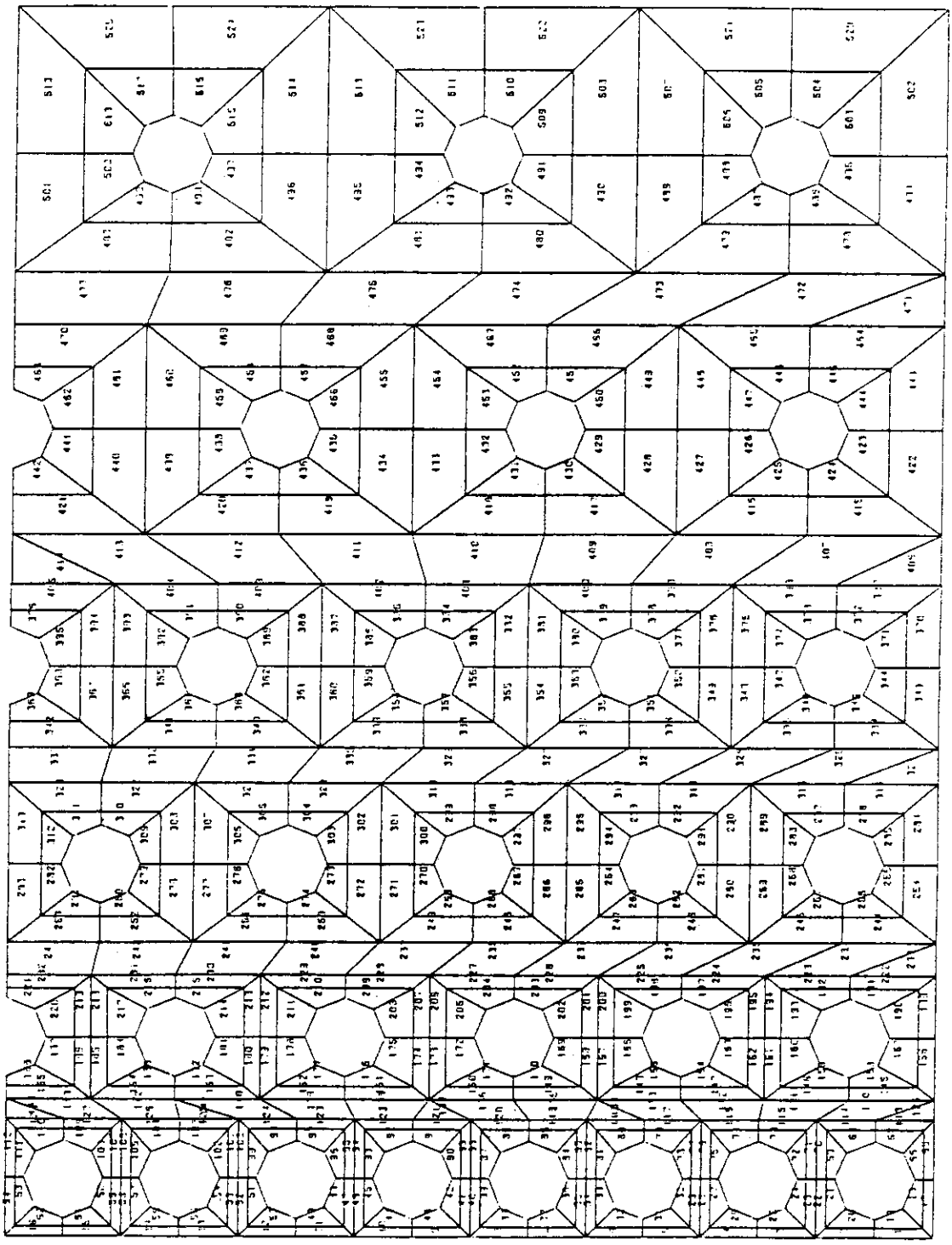


Fig. 6.2.8 Thermal calculational model of a whole outer breeding region

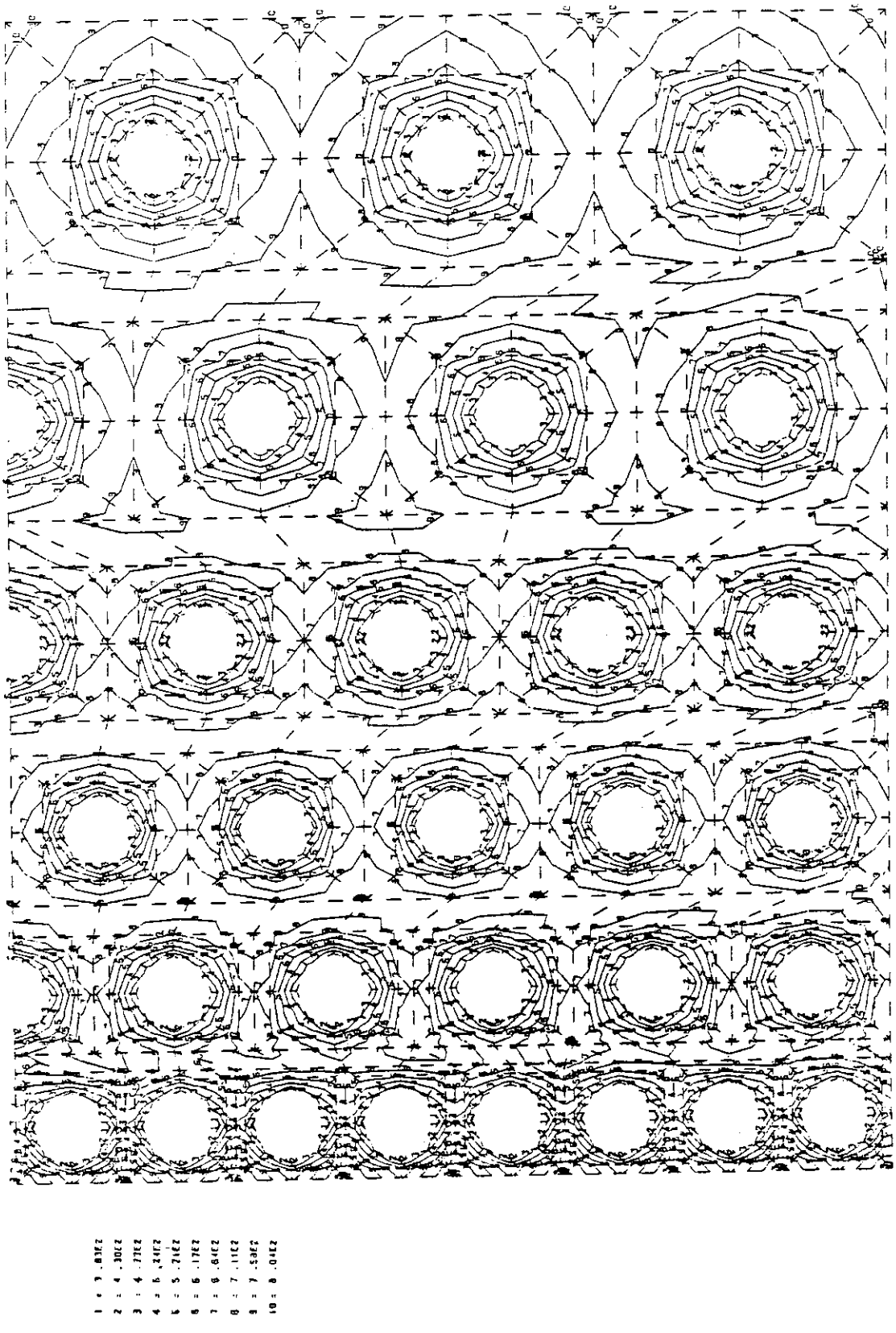


Fig. 6.2.9 Temperature distribution of a whole outer breeding region with maximum power design value

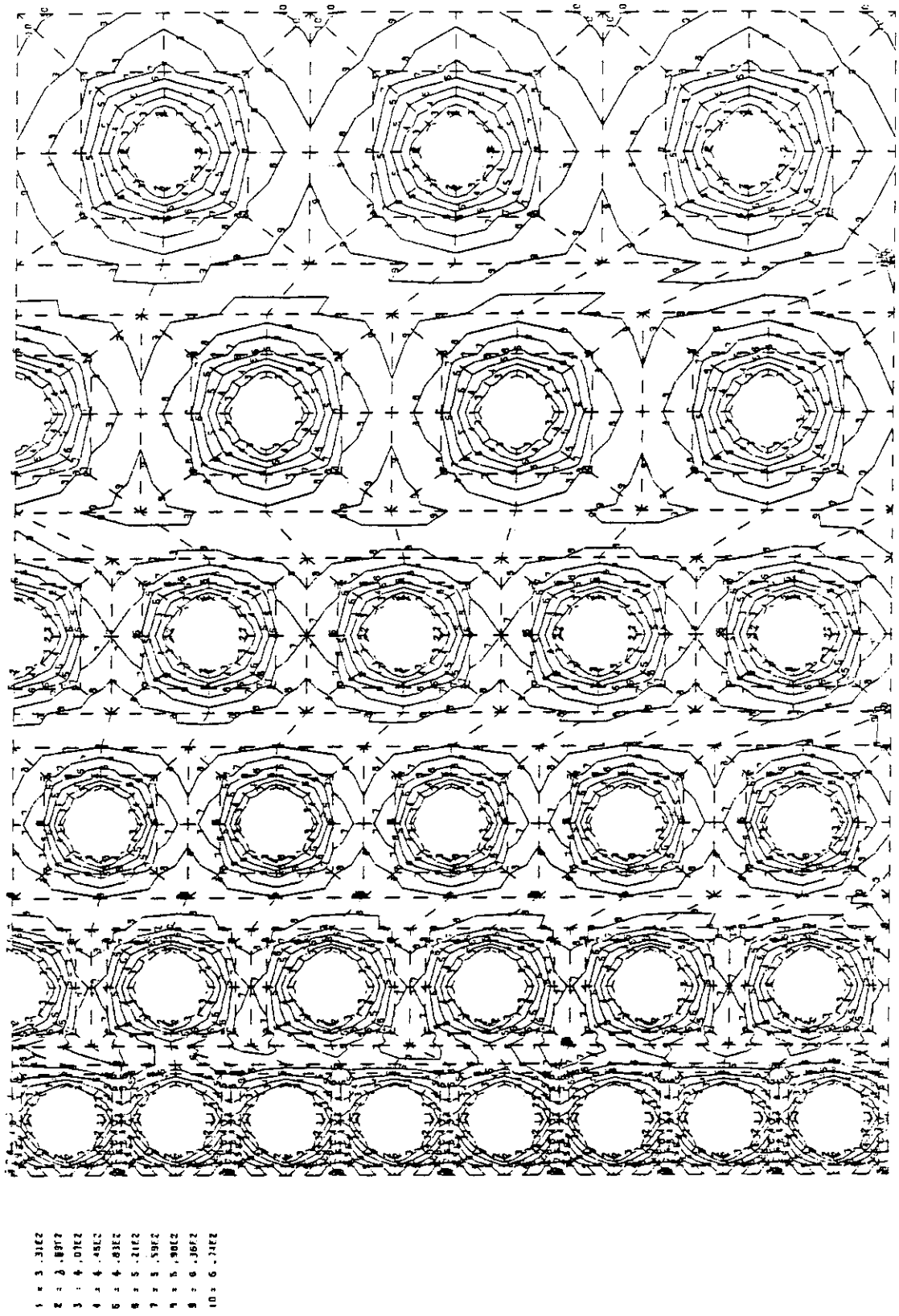
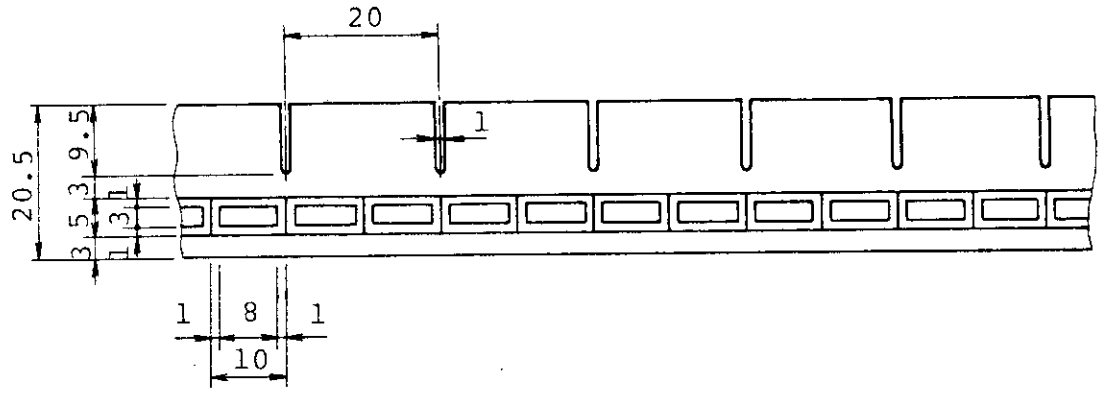
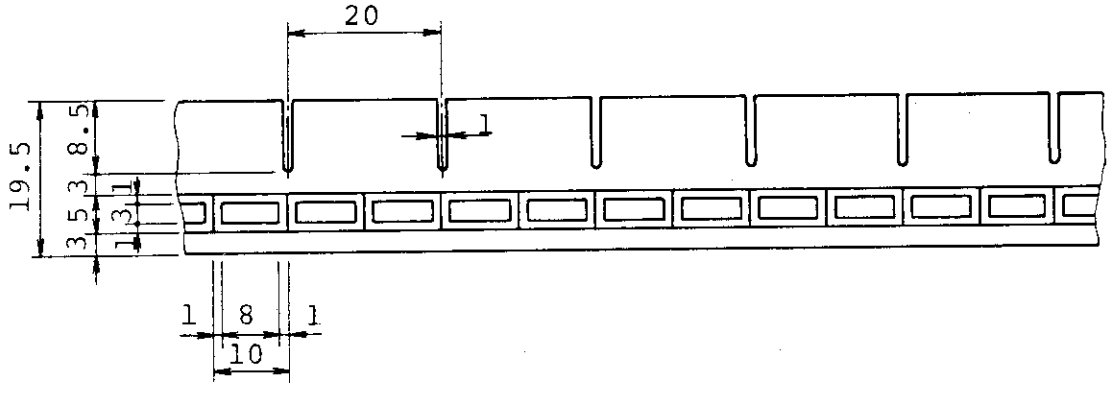


Fig. 6.2.10 Temperature distribution of a whole outer breeding region with minimum power design value



(a) Inboard first wall



(b) Outboard first wall

Fig. 6.3.1 First wall

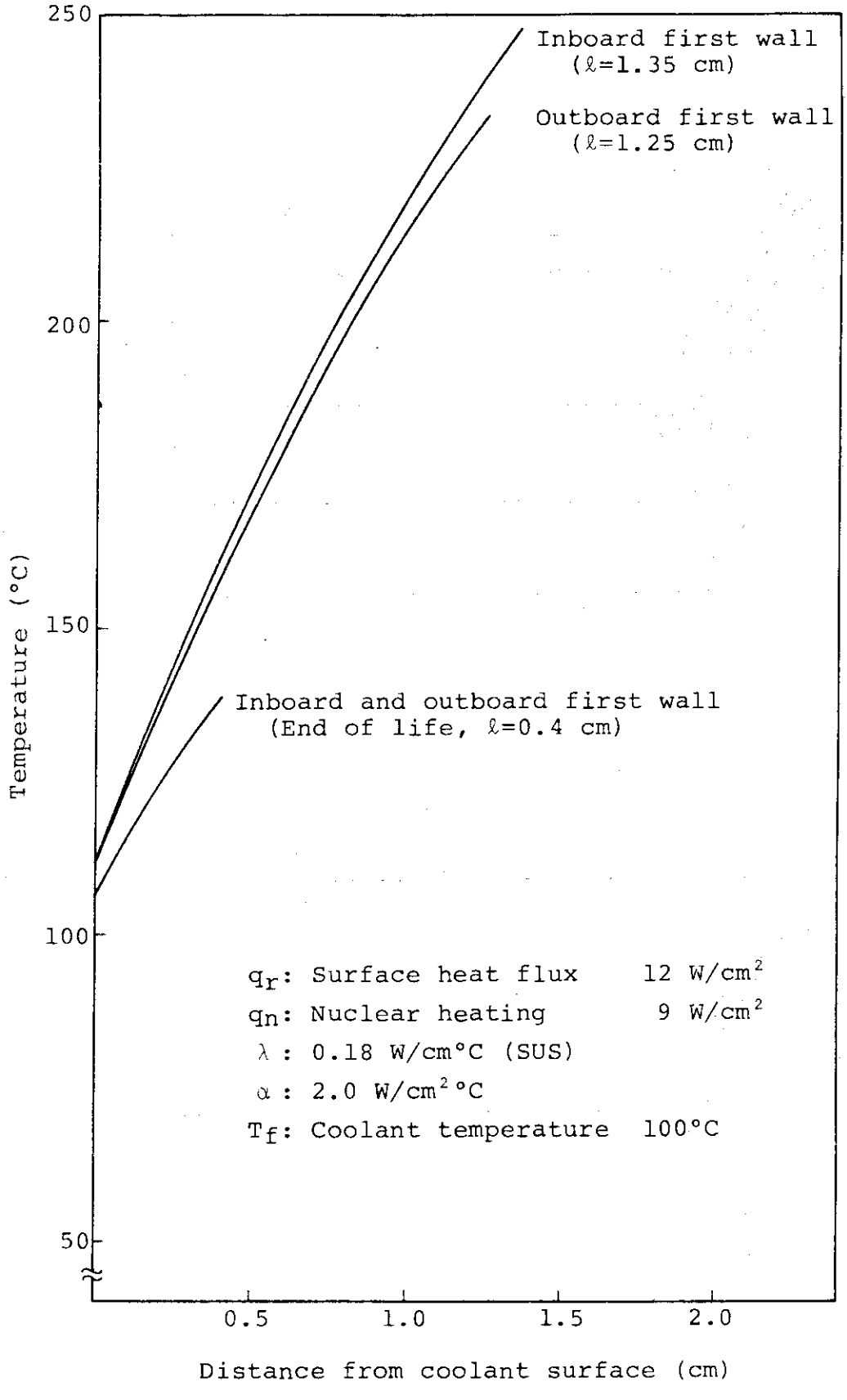


Fig. 6.3.2 Temperature distribution in first wall

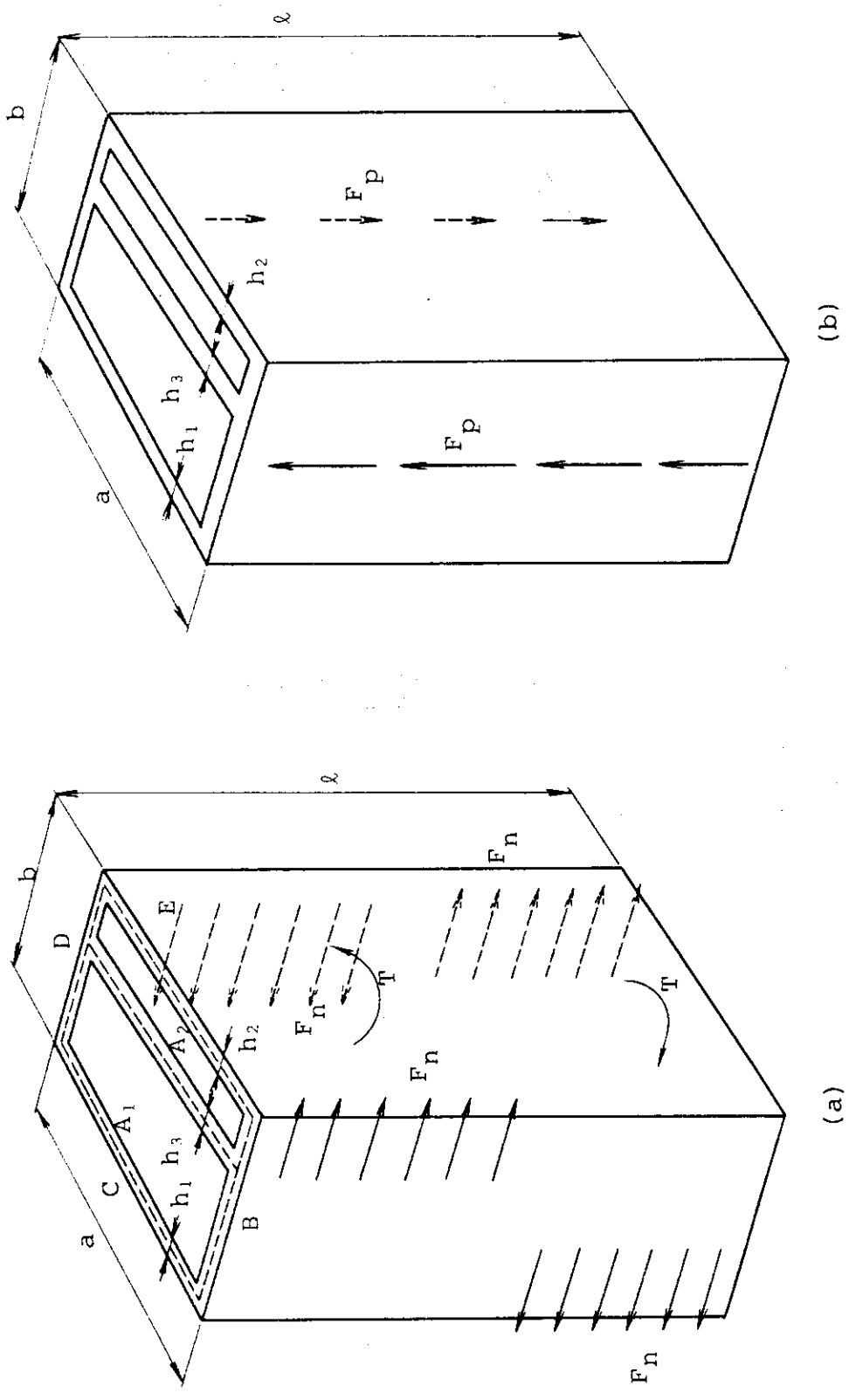
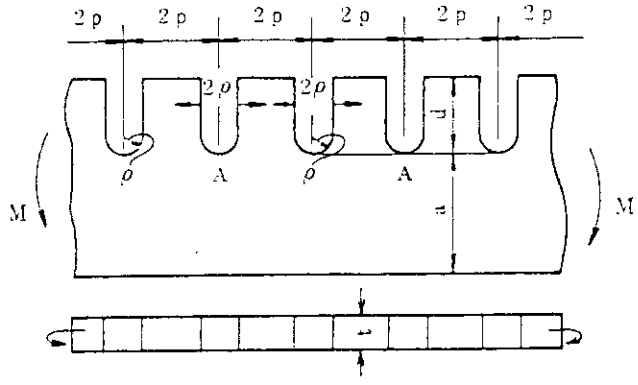


Fig. 6.3.3 Electromagnetic force on blanket shell



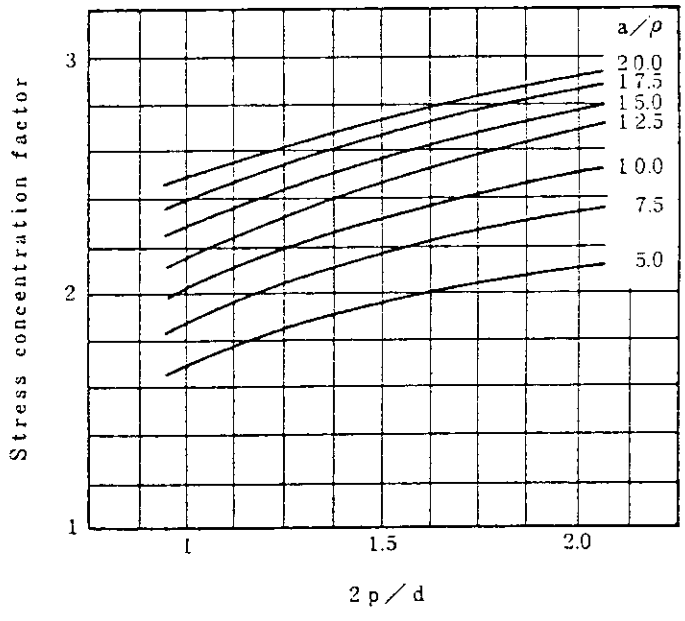
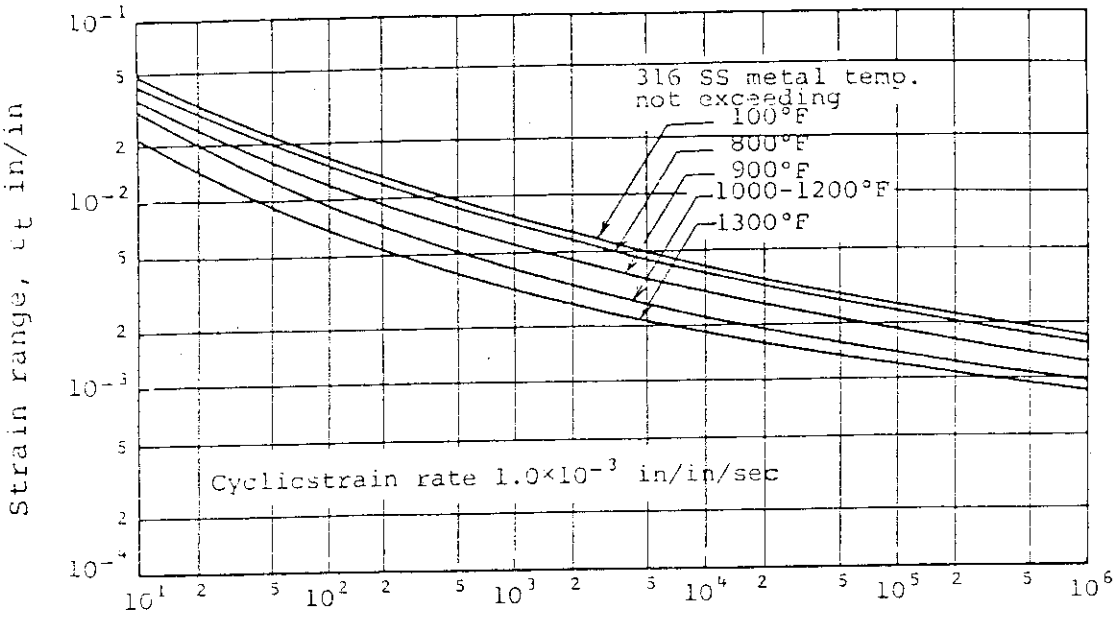


Fig. 6.3.4 Stress concentration factor for bending of the grooved first wall

Cases of ASME boiler and pressure vessel code



Nd Number of Cycles	ε_t, Strain range (in/in) at temperature				
	100F	800F	900F	1000-1200F	1300F
10^1	.0507	.0438	.0378	.0318	.0214
2×10^1	.0357	.0318	.0251	.0208	.0149
4×10^1	.026	.0233	.0181	.0148	.0105
$\times10^2$	.0177	.0159	.0123	.00974	.00711
2×10^2	.0139	.0125	.00961	.00744	.00551
4×10^2	.0110	.00956	.00761	.00574	.00431
10^3	.00818	.00716	.00571	.00424	.00328
2×10^3	.00643	.00581	.00466	.00339	.00268
4×10^3	.00518	.00476	.00381	.00279	.00226
10^4	.00403	.00376	.00301	.00221	.00186
2×10^4	.00343	.00316	.00256	.00186	.00162
4×10^4	.00293	.00273	.00221	.00161	.00144
10^5	.00245	.00226	.00182	.00136	.00121
2×10^5	.00213	.00196	.00159	.00121	.00108
4×10^5	.00188	.00173	.00139	.00109	.000954
10^6	.00163	.00151	.00118	.000963	.000834

Cyclic strain rate : 1×10^{-3}in/in/sec

Fig. 6.3.5 Design fatigue strain range, ε_t, for SS 316

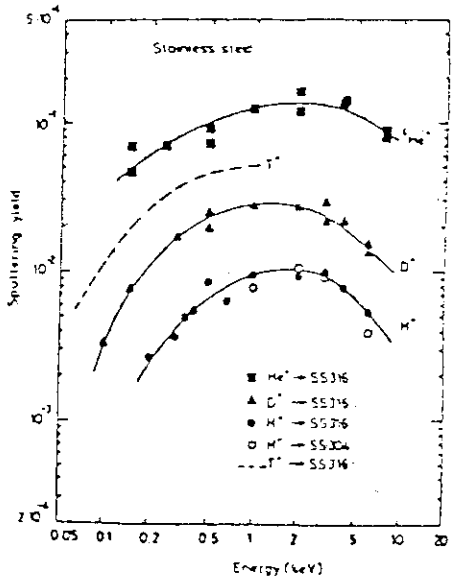


Fig. 6.3.6 Sputtering yields of stainless steel (types 304 and 316) for irradiation by H^+, D^+ and $^4He^+$ ions at normal incidence as a function of the ion energy. The dashed line indicates estimated values for tritium.

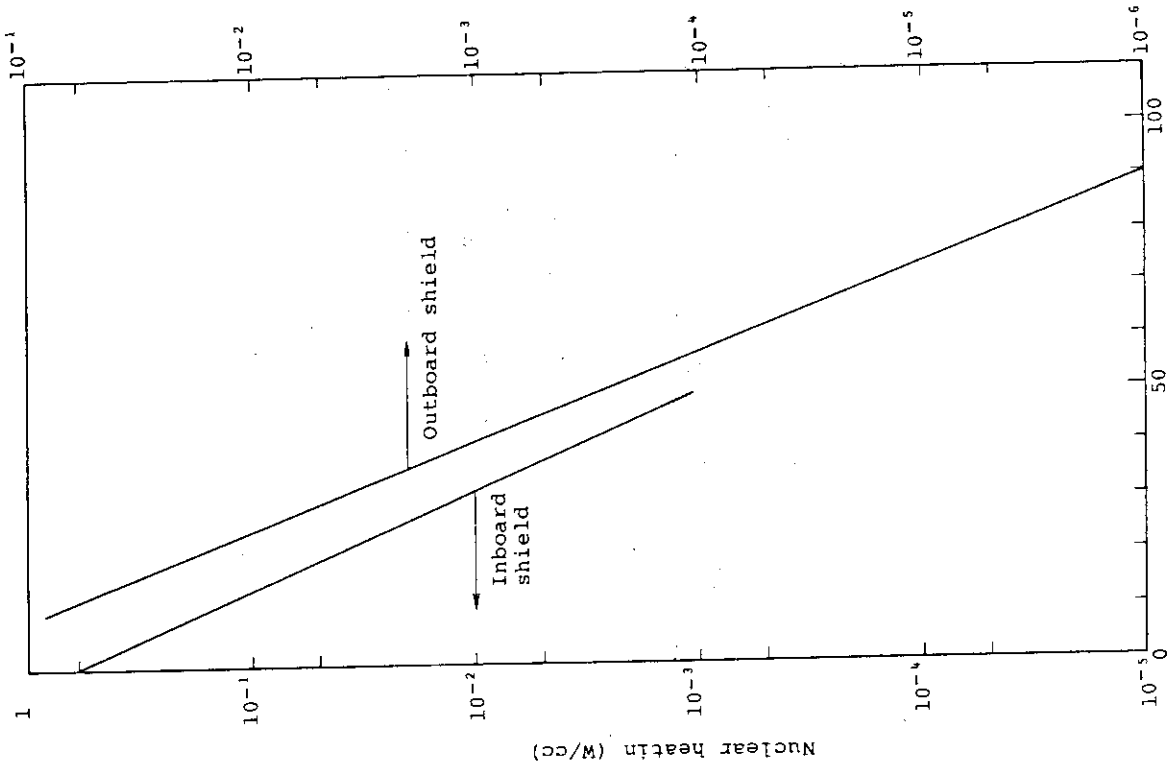


Fig. 6.4.1 Nuclear heating in the shield

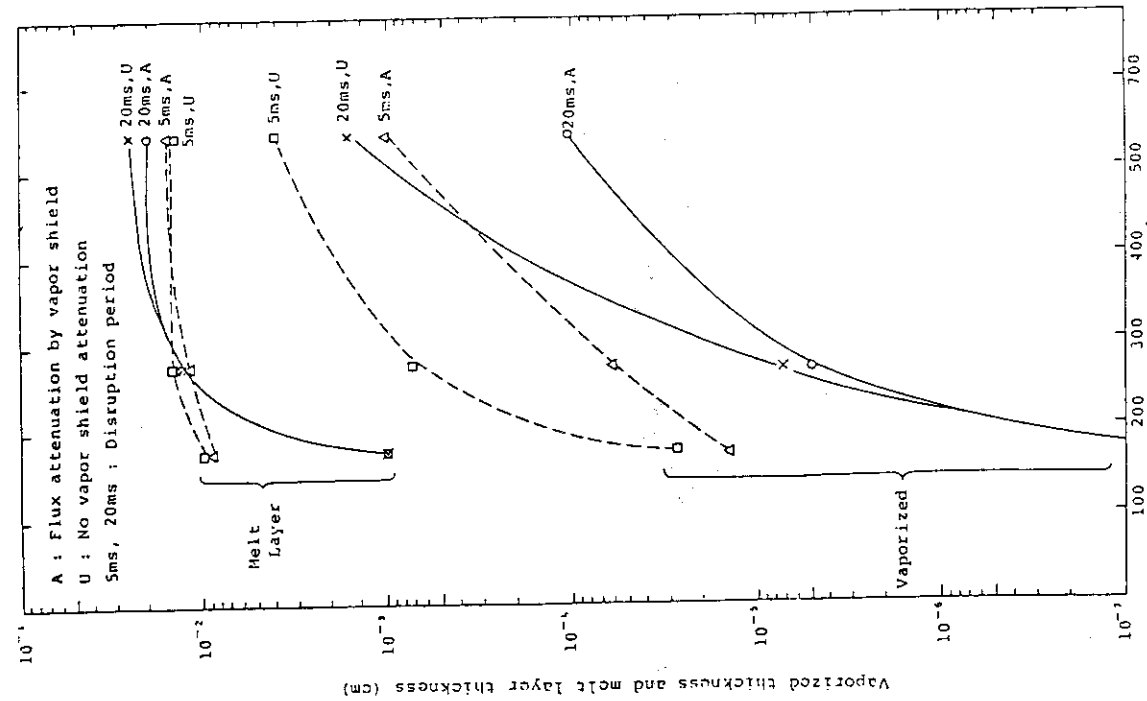


Fig. 6.3.7 Vaporized thickness and melt layer thickness of stainless steel

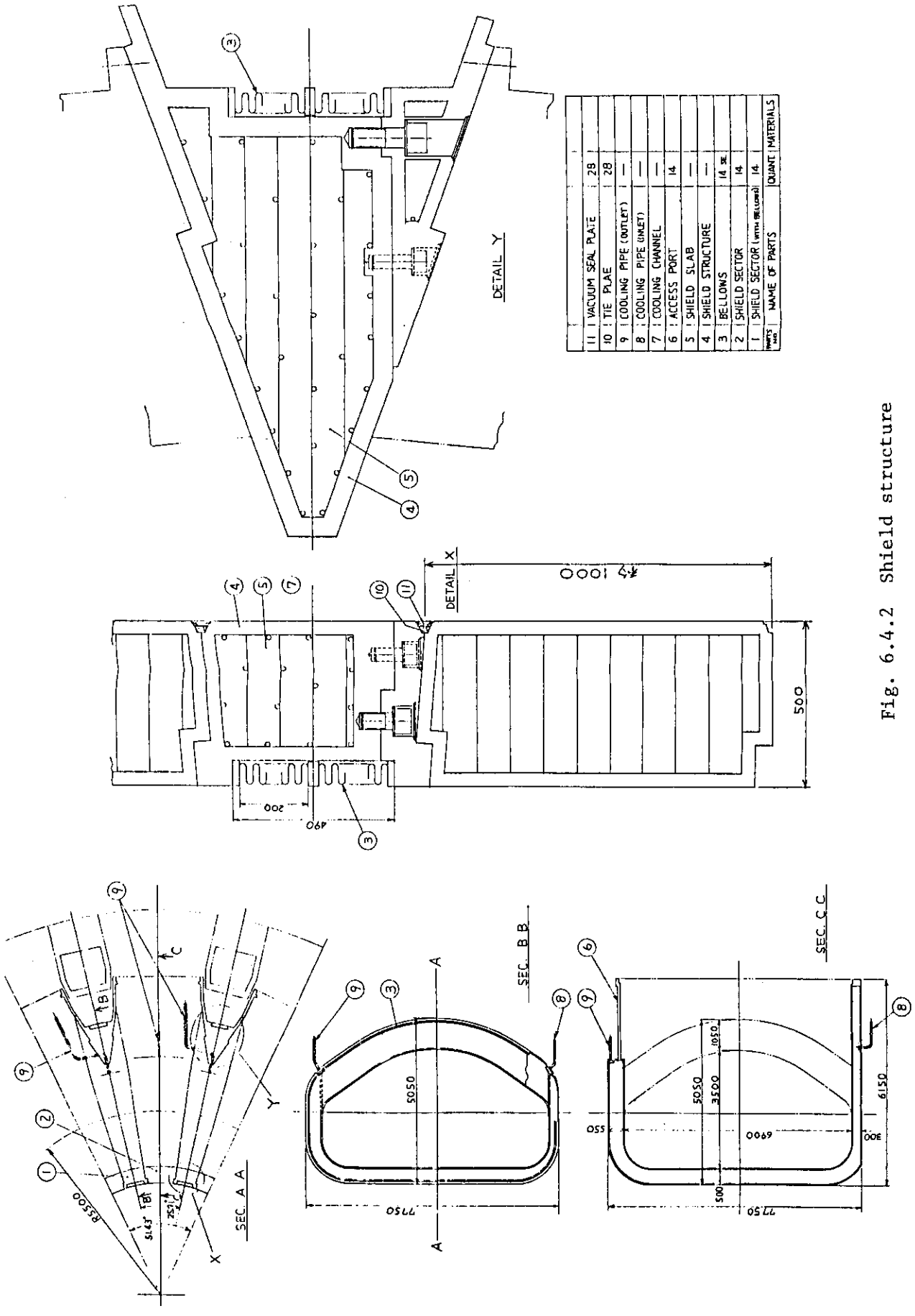


Fig. 6.4.2 Shield structure

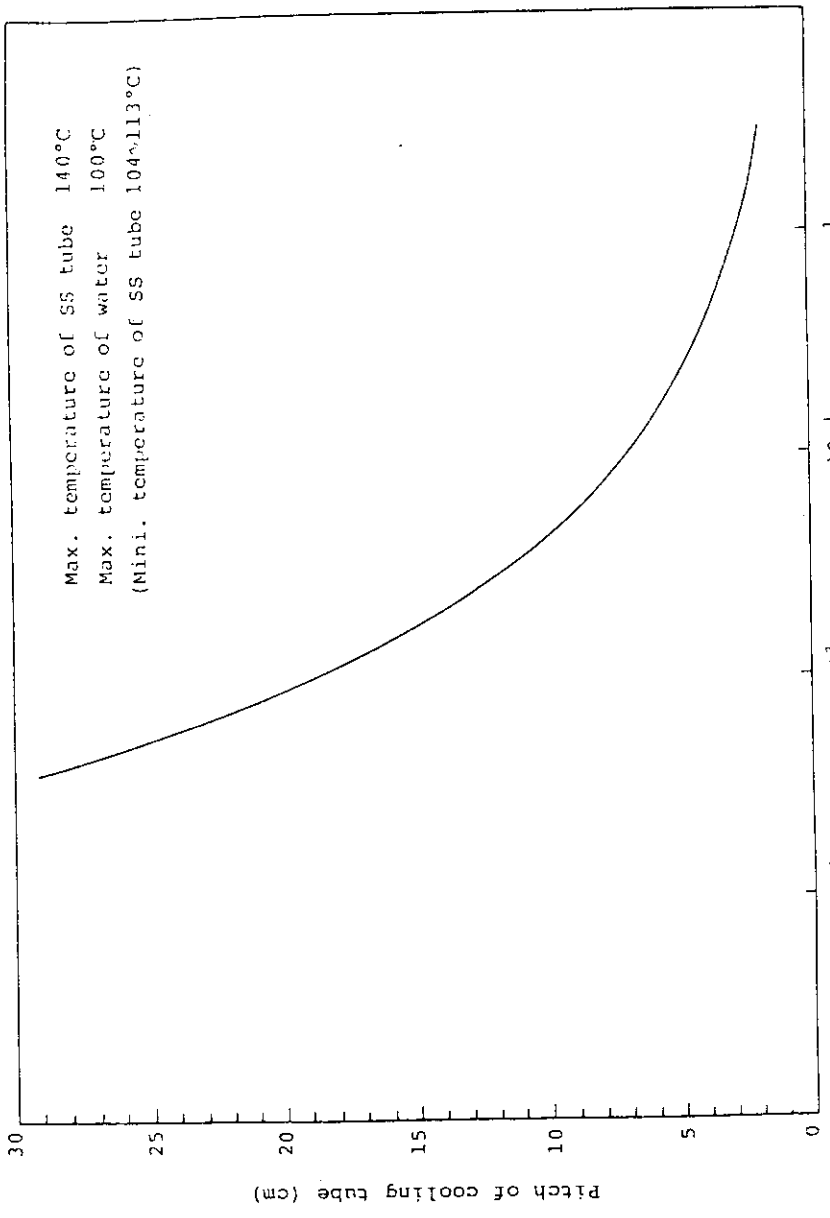
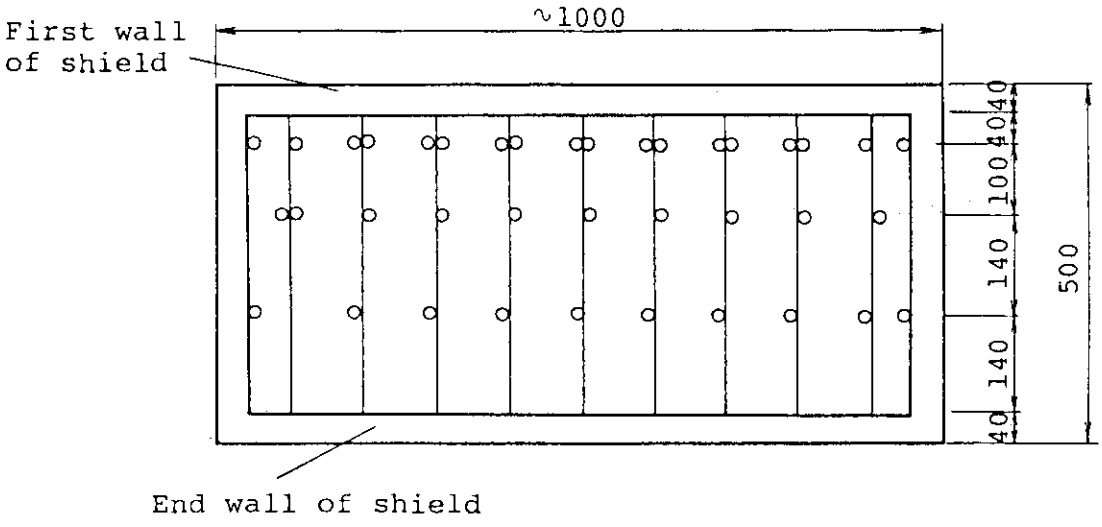
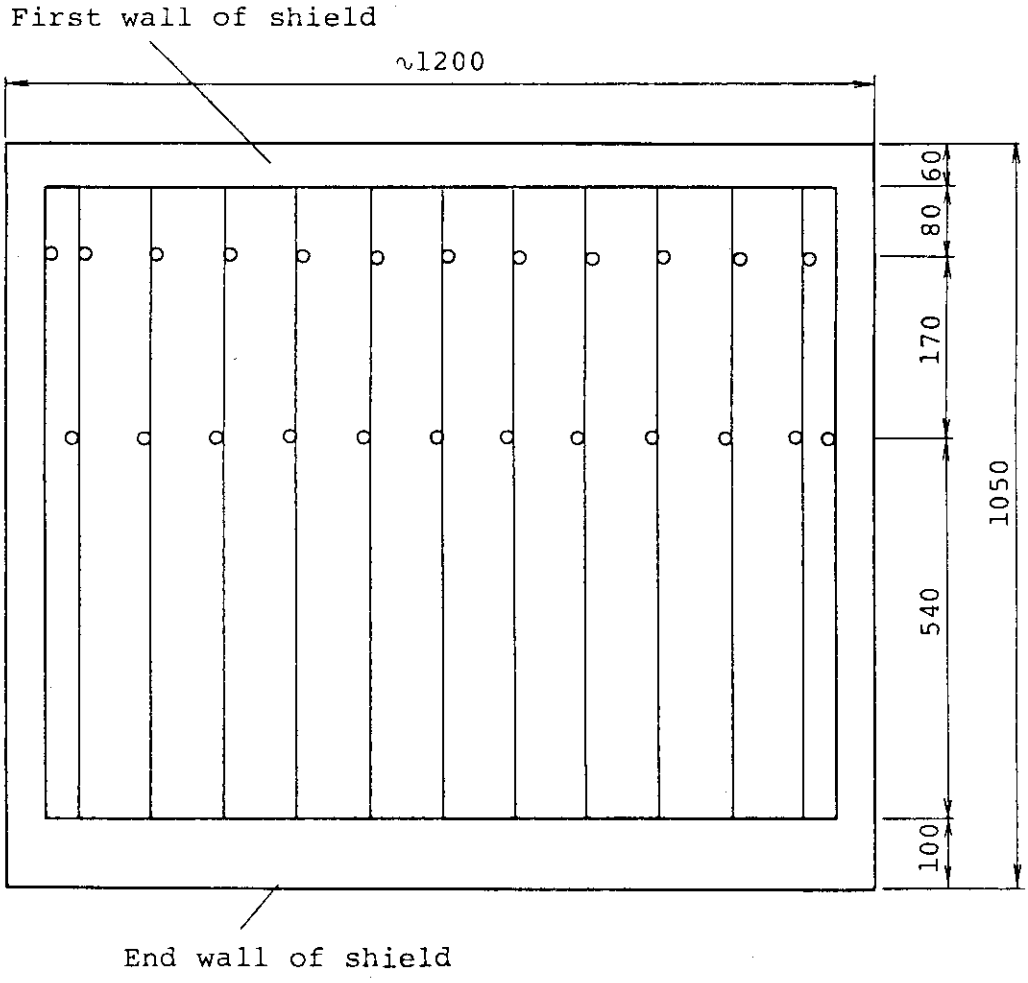


Fig. 6.4.3 Nuclear heating and pitch of cooling tube for shield



(a) Inboard shield



(b) Outboard shield

Fig. 6.4.4 Cross section of shield

7. トロイダル磁場コイル

7.1 TFコイル形状および主特性

次期装置のTFマグネットの全起磁力は，156MATであり，プラズマ主半径5.5mのプラズマ軸に5.7Tの磁界を発生することが要求される。TFマグネット設計のキーとなる点は，極低温安定性と機械的保持の達成にある。

その他に，競合する重要な設計基準としては，交流損低減の制約，クエンチに対するコイル保護，電気絶縁，導体接続，製作性，経済性などがある。

以下に，各技術要因についてその要点を述べる。

(1) コイル形状； 電磁応力の緩和を計るべく，コイル縦断面形状は一定張力型コイル形状とした。Fig.7.1.1にコイル形状を示す。後述の電磁気解析でのコイル形状の取扱いを簡単にするため，曲線部を3つの円弧で近似するとFig.7.1.2に示す形状になる。又，横断面形状については，装置中心部で空間的制約を受けるため，巻線部形状を台形形状とし，その結果，巻線部内の平均電流密度は～19 A/mm^2 となる。

(2) 浸漬冷却； 大形TFマグネットの冷却方法については，浸漬冷却，強制冷却，Nb・Ti・Taを用いた超流動冷却などの考え方がある。各々の冷却法はそれ独自の利点を有しているが，他の冷却法の持つ利点には欠けていることが多い。強制冷却マグネットは熱伝達特性，マグネットの機械的強度，電気絶縁などに優位性を示すが，大型マグネットの予冷，冷媒の供給などの開発すべき課題があり，又，大型マグネットにおける実績に乏しい。本設計では，現時点では信頼性に富み，技術としてより成熟していると考えられる浸漬冷却方式を採用した。

(3) コイル導体； 上述コイル形状によるコイルの最大磁界は11.6Tである。従って，コイル高磁界領域では，超電導導体として，化合物系のNb_3Sn 導体を選択している。又，コイル断面のコンパクト化，経済性の観点から，低磁界領域では合金系のNbTi導体を採用し，導体内を公称12T，8T，5Tの3段階にグレーディングを施している。超電導線を収納する安定化銅の両側面は極低温安定性のため，冷却表面積の増大と熱伝達を高める目的で，冷却溝加工を施し，さらに安定化銅全表面については化学処理が施される。又，ヘリウム気泡排出用の通路の確保のため，安定化銅側面に表面が絶縁処理されたステンレス鋼のスペーサを断続的に配する。さらに，導体強度の補強用として，表裏に斜溝を施したステンレステープを安定化銅とともに巻込む構造としている。

(4) コイル支持； 向心力支持方式には，TFC装置中心側の側面のくさび作用によるものと，

中心柱による方式があるが，原研殿仕様による中心柱支持方式とする。内側ＰＦＣ間のスペースにトーラス方向に分割された支持棚を設け，この支持棚を介して，向心力を中心柱に伝達する。転倒力支持については，炉心機器引抜き空間と干渉しない領域にリブ構造のコイル間サポートを設け支持する。コイル間サポートは，ＴＦコイル側面に絶縁物を介して，ボルト接続される構造である。又，コイル自重支持については，コイル下部に溶接された支持脚で支持される。支持脚は，ＦＲＰの熱絶縁層を介して，ベースに固定される。

なお，Fig.7.1.1にＴＦコイルの構造図を示す。

以上，主な技術要因について述べたが，Table 7.1.1にＴＦコイルの主要諸元を示す。

なお，標準設計であるダブル・ヌル・ダイバータ方式の検討の他に，シングル系の設計，即ち，シングル・ヌル・ダイバータ方式およびシングル・ポンプ・リミター方式の２方式におけるＴＦコイルについて，主な項目について検討した。

7.1.1　コイル形状

コイル縦断面については，電磁応力の緩和を図るべく一定張力型コイル形状とした。コイル形状は下式より求めた。

$$\frac{\rho}{R}=\left\{\frac{\rho_2}{R_2}\left(1+\frac{1}{N}\right)-\frac{1}{N}\ell_n\frac{R}{R_2}\right\}\Big/\left(1+\frac{1}{N}\cos\phi\right) \qquad (7.1.1)$$

ここで，Ｒは装置中心からの距離，ρはコイル曲率半径，ϕは水平面からの角度，Ｎはコイル数を示す。サフィックス２はコイル最外径部における値を示す。(7.1.1)式を用いて，コイル形状を求めるとFig.7.1.2に示す形状となる。後述の電磁解析でのコイル形状の取扱いを簡単にするため，曲線部を３つの円孤で近似するとFig.7.1.3に示す形状となる。

又，横断面形状については，装置中心部で空間的制約を受けるため，Fig.7.1.4に示すように，巻線部形状は台形形状とした。その結果，巻線部内の平均電流密度は～19A/mm^{2}となった。12Ｔ用導体領域の両サイドのパンケーキは，ポロイダル周方向に沿って曲率を少しづつずらしてあり，外側コイル断面部では５Ｔ導体のサイドに位置する構造としている。これは，炉心機器引抜きのため，ＴＦコイル外側の内周側を一部切欠くため，側板強度を弱くしないよう取られた処置である。

7.1.2　磁界分布

トロイダルコイル14個を全部励磁した場合の水平断面上の磁界分布をFig.7.1.5に示す。実線はコイルの中央面を通る線上の磁界分布，破線はコイルとコイルの中間を通る線上の磁界分布を示す。コイルとコイルの間に空間があるため、コイル表面の近傍では1/rの曲線と異なって鋭い立上りを示す。

コイルの経験する最大磁界はコイル巻線部の内側に生じ，11.6Ｔになる。コイル断面内の磁界分布は，11.6Ｔから－0.54Ｔまで変化する。

従って，コイル断面寸法をコンパクトにするため，かつ，導体設計での経済性を考慮して，

適当な磁界でグレーディングする必要がある。

コイル断面内の磁界分布（Fig.7.2.1参照）を考慮して，12T，8T，5T用の導体を用いて，3段階のグレーディングをするのが適当と思われる。この場合，12T領域には超電導体としてNb_3Snを用い8T，5T領域には，NTi導体を用いることになる。

7.1.3 トロイダルリップル

トロイダルリップルδは下式で定義される。

$$\delta = \frac{B_{max} - B_{min}}{B_{max} + B_{min}} \times 100 \quad (\%)$$

B_{max}：半径Rの位置での最大磁界

B_{min}：　〃　　最小磁界

上式を用いてMid plane上での半径方向におけるリップル分布を求めると，Fig.7.1.6ようになる。原研殿仕様では，プラズマ外半径Rpでのリップルを0.75％以下にするよう定められているが，R＝Rpでの本コイルのリップル値は，$\delta = 0.50$％であるので許容値を十分満足している。

7.1.4 電磁力

トロイダルコイルに加わる磁界は自己が発生するトロイダル方向の磁界とポロイダルコイル（プラズマ電流を含む）によるポロイダル方向の磁界があり，これらによる電磁力は作用する力の方向により次のものに分けられる。

- フープ力（拡張力）；トロイダルコイル自身が励磁された場合に生じ，コイル面内上でコイル内径を増大させる方向に働く。
- 転倒力；ポロイダル磁界とトロイダルコイル中の電流との相互作用で，トロイダルコイルの上半部と下半部で電磁力が反対方向になり，コイルを倒す方向の転倒力となる。

(1) 拡張力（フープ力）

トロイダルコイル14個を全部励磁した場合，各コイルに働く電磁力を求めた。コイルをポロイダル方向に小ブロックに分割し，各ブロックに加わる電磁力をFig.7.1.7に示す。電磁力はコイルの上下で対称であるため，図には上半部のみ示している。

コイル外向きの全フープ力はコイル1個当り114,500 tonに達する。又，トーラス中心に向う向心力は，コイル1個当り37000ton，さらにフープ力のZ方向分力であるコイルを上下方向に引張るFzは，1個当り24600 tonになる。

向心力は支持棚を介して，センタシリンダで支持し，拡張力はコイル導体自身と巻線部外周に設置されたSUSのヘリウム容器で支持する。

Fig.7.1.8にコイル小周方向の単位長当りの拡張力分布を示す。

(2) 転倒力

ポロイダルコイルのプラズマ閉じ込めのため各時刻によって起磁力が変化する。従って，トロイダルコイルに掛かる転倒力も各時刻で変化するので，各時刻のTFC各部のPF磁界を求

め，電磁力分布を求め評価する必要がある。

拡張力同様，ＴＦＣを小周方向に小ブロック化し，各ブロックに生ずる電磁力を求めた。Fig. 7. 1. 9 に t＝11 sec 時の転倒力分布を示す。(他時刻の転倒力分布は"添付資料7-A" を参照) t＝11～111 sec にかけては，プラズマ電流，ＰＦＣ電流ともほぼ平衡状態のため，転倒力も分布値ともほとんど差がない。

t＝11 sec にＴＦＣを倒す方向の転倒モーメントは，最大となり上下合わせて，5296 ton・m になる。

又，t＝11 sec 時におけるＴＦＣ小周方向単位長当りの転倒力分布を Fig. 7. 1. 10 に示す。(他時刻については"添付資料7-A" を参照)

転倒力は，He can の面外曲げ剛性とＴＦＣ間に設置された。コイル間サポート(シア・パネル) によって主として支持される。

7. 1. 5　ＴＦＣの蓄積エネルギーとインダクタンス

トロイダルコイル(TFC)は14個で構成されており，各コイル間には，電気的な相互作用がある。各コイルは同一であるから代表として，１個のコイルを指定し，その隣のコイルから順次に番号を２～14まで番号付けを行なう。コイルの自己インダクタンス，コイル間の相互インダクタンスを計算すると以下のようになる。なお，通電電流は20 kA とした。

(i)　自己インダクタンス

$$L_{11} = 5.290 \quad H$$

(ii)　相互インダクタンス

$$\begin{cases} M_{1,2} = M_{1,14} = 1.490 \quad H \\ M_{1,3} = M_{1,13} = 0.638 \quad H \\ M_{1,4} = M_{1,12} = 0.323 \quad H \\ M_{1,5} = M_{1,11} = 0.185 \quad H \\ M_{1,6} = M_{1,10} = 0.120 \quad H \\ M_{1,7} = M_{1,9} = 0.091 \quad H \\ M_{1,8} = 0.082 \quad H \end{cases}$$

ＴＦＣ 14個を全部直列に接続するとインダクタンスＬは

$$L = 154.9 \quad H$$ となる。

(iii)　蓄積エネルギー

ＴＦＣに電流 20 kA を通電したとき，ＴＦＣに蓄積されるエネルギーＥは

$$E = \frac{1}{2} LI^2 = 3.015 \times 10^{10} \quad J$$

$$= 30.15 \quad GJ$$

7.2　ＴＦコイル導体

ＴＦコイル導体は基本的に，ＩＮＴＯＲのＴＦコイル導体に基づいて設計を行なった。即ち，成形撚線された超電導線は安定化銅中に収納される。安定化銅の両側面は極低温安定性のため，

冷却表面積の増大と熱伝達を高める目的で，冷却溝加工を施し，さらに安定化銅全表面について化学的処理が施される。Fig.7.2.1にＴＦコイルの Inboard 断面内の磁界分布を示すが，最大11.6Ｔから－0.5Ｔまで変化するので，現実的な観点から導体は，公称12Ｔ，8Ｔ，5Ｔの3段階にグレーディングされる。安定化銅内に収納される超電導線は，各グレーディング導体について，Nb_3S_n，NbT_i，NbT_i 導体が用いられる。但し，8Ｔ導体と5Ｔ導体では用いられる超電導撚線の数は相違している。Fig. 7.2.2 に各超電導体の構造と本導体を用いたＴＦコイル巻線領域の形状を示す。各導体構造は，液体ヘリウムの泡抜き用通路を形成する目的で安定化銅側面に表面が絶縁処理されたステンレススティールのスペーサを断続的に配する。又，安定化銅側面の冷却溝のみでは十分な極低温安定性が得られないので，上下面も冷却されるように，表裏に斜溝を施したステンレステープを安定化銅とともに巻き込む構造となる。ステンレステープ表面もパンケーキ間スペーサ同様表面は絶縁処理が施されている。

各導体外形寸法は 42×34 mm（12Ｔ導体），42×27 mm（8Ｔ導体）および 42×19 mm（5Ｔ導体）となり，これらをＴＦコイル導体として Winding すると Fig. 7.2.2 の断面のようになる。

この結果，12Ｔ導体領域は 156 ターンで平均電流密度は 13.96 A/mm²，8Ｔ導体領域では，126 ターン，17.57 A/mm²，5Ｔ導体領域では 280 ターン，24.97 A/mm² となり，全ターン数562，通電電流 19.93 kA となる。なお，超電導体が常電導転移した場合の導体熱流束は，各導体で，各々，0.384 W/cm²，0.346 W/cm² および 0.412 W/cm² になる。

7.3 ＴＦコイルの安定性

ＴＦコイルは蓄積エネルギーが大きいので，炉の稼動率を低下させないために安定であることが必要である。すなわち，超電導導体は外乱が加わって常電導状態に転移しても，自然に超電導状態に回復しなければならない。

導体の安定性について，各グレーディング導体について検討し，各グレーディング導体の最高磁界が加わる最も厳しい条件下で評価する必要がある。

常電導転移した時の導体中の温度分布は次の一次元方程式で近似する。

$$C_P \gamma \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) + Q_g - H + Q_d \quad (W/m^2) \qquad (7.3.1)$$

ここで，Ｔは導体温度，ｔは時間，ｘは導体長手方向の長さ，γ は比重，C_P は比熱，λ は熱伝導率，Q_g は導体の常電導時のジュール発熱，Ｈは液体ヘリウムに伝達される熱量，Q_d は A_c 損失，核加熱やまさつによる発熱を表わす外熱を表わす。

常電導領域を含む導体の平衡状態は Maddock らによる等面積法で示すことが出来る。すなわち，

$$\int \lambda (q_g - q_h) dT = 0 \qquad (7.3.2)$$

$$q_g = \rho \frac{I^2_{cP}}{S \cdot P} f \quad (W/m^2) \qquad (7.3.3)$$

$$\left.\begin{array}{l} T < T_s \ ; \ f = 0 \\ T_s \leqq T \leqq T_c \ ; \ f = (T - T_s)/(T_c - T_s) \\ T > T_c \ ; \ f = 1 \end{array}\right\} \qquad (7.3.4)$$

ここで，ρは中性子照射による抵抗の増加分を含む銅の抵抗率，Ｉは運転電流，Ｓは銅の断面積，T_sは分流開始温度，T_cは臨界温度，q_hは液体ヘリウムに伝達される熱流束を表わす。

伝達熱流束には，本導体に似た表面状態をしている導体で測定した熱伝達特性を用いた。

又，熱伝導率の温度依存性，その他の諸量の磁界依存性を考慮して，平衡状態の電流値が得られる。この電流値は，常電導状態が伝播も縮少もしない状態での値であるため，最小伝播電流値 I_{mp} と呼ばれる。Fig. 7. 3. 1 に，各グレーディング導体の I_{mp} の磁界依存性を示す。又，同図に各導体の負荷曲線と動作点を示す。図より動作点が最小伝播電流より下にあるので各導体とも極低温安定性を満足することがわかる。

7.4 ＴＦコイルのＡＣ損失

ＴＦコイルはＰＦコイルの内側にあり，変動磁界中にさらされるので，ＡＣ損失を発生する。ＴＦコイル内では，主に超電導導体，ヘリウム容器およびコイル間サポート構造物で発生する。

(1) 超電導導体のＡＣ損失

超電導導体のＡＣ損失は，超電導線材に発生するヒステリシス損失，安定化材中に発生する渦電流損失および超電流導線と安定化材を介して発生する結合損失に大別される。Table 7. 4. 1 に各損失の評価式を示す。

ただし，磁界の変化はランプ状とし，かつ変化時間は導体の時定数より大きいとした。又，損失は各損失の和としたので，実際より過大評価になっている。一方，本導体のように安定化材の量が多いと，結合損失や渦電流損失が支配的になるので，安定化材中に C_uN_i などの高抵抗層をフィン状に入れて，結合電流や渦電流を切ることにより，これらの損失を低減する構造にしてある。

各損失毎に磁界の変化を考慮して計算した量の和をとって，一周期で平均化した発熱量は以下のようになる。なお，ＴＦコイル導体のヒステリシス損失は小さいので無視した。

渦電流損失 ： 0.215 kW/coil
結合損失 ： 0.33 kW/coil

(2) ヘリウム容器のＡＣ損失

ヘリウム容器はヘリウム貯蔵の機能の他に，コイルに加わる電磁力を支持する役割を果すため，厚いステンレス鋼を用いる必要があり，その結果，容器にはＡＣ損失が発生する。ヘリウム容器はコイルを覆う構造をし，かつＤ形状をしているので，発生する渦電流損失の評価は Fig. 7. 4. 1 に示すモデルを用いて行なった。平均発熱量は，以下のようになる。

渦電流損失 ： 3.02 kW/coil

(3) コイル間サポートのＡＣ損失

コイル間サポートは隣接したコイルに働く面外力を支持するために設置される。構造は，装置中心軸について誘導電流が一周しないようにヘリウム容器とサポートビーム間に絶縁物を設置している。従って，発熱はサポートビーム中にのみ発生する。渦電流損失の評価は，前項と同様なモデルを用いる。ただし，磁界の方向は $B_\perp$ のみである。

平均発熱量は以下のようになる。

渦電流損失 ； 2.63 kW/coil

(4) 全AC損失

以上に述べた各機器毎に整理したものをTable 7.4.2に示す。従って，TFコイルの全AC損失は，86.7 kWになる。

7.5 TFコイル強度検討

TFコイルを3次元梁要素にモデル化し，電磁力に対する強度検討を行なった。解析は，上記3次元梁モデルによる全体解析を行ない，次にヘリウム容器，巻線部の局部応力を別途求め，全体解析による応力値と局部応力を合成し強度評価を行なった。

なお，TFコイル支持構造である，支持棚およびセンタシリンダの強度についても合わせて検討した。

7.5.1 TFコイル全体解析

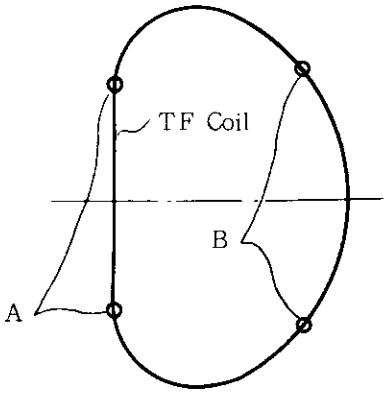
(1) 計算モデル

Fig.7.5.1～Fig.7.5.3に計算モデルを示す。TFコイル，PFコイル（外側コイル，＃8～9コイル，＃12～14コイル）および支持脚は3次元梁要素でモデル化し，コイル間サポートについては，板要素でモデル化した。又，TFコイル，センタ・シリンダ間の支持棚はバネ要素でモデル化している。

なお，コイル間サポート位置は，メッシュの関係で全体図（炉構造概念参照）と若干ずれているが，断面積，曲げ剛性等は寸法通り与えているので，本質的には大きな問題ではないと考えられる。

TFコイルを代表させた梁要素については，巻線部を考えないで，ヘリウム容器の断面形状で入力した。ヘリウム容器は，リブ構造のため，コイル周方向に断面積，曲げ剛性を変化させて入力している。

巻線部を考えないでモデル化したのは，巻線部は周方向引張りの剛性はあるが，曲げ，特に転倒力に対する曲げについては，剛性はないとして安全側に考えた。巻線部の周方向引張り応力（面内曲げ中心からのずれによって生ずる引張り応力も含めて）は，解析結果から換算して求める方法とした。電磁力はコイル各節点の節点荷重に換算して入力した。



(2) 解析結果

(1)のモデルで，以下の2ケースについて解析した。

Case 1 ； 拡張力

Case 2 ； 拡張力＋転倒力

Fig. 7.5.4 にCase 1のコイル変形図を，Fig. 7.5.5 にCase 2のコイル変形図を示す。なお，計算に用いたSUS材の物性値をTable 7.5.1 に示す。Case 1では，コイル上部でZ軸方向に最大7.2 mm変形する。又，Case 2では，さらに転倒力によってコイル上部でトーラス方向に最大26.5 mm変形する。

ＴＦコイルの応力値は，コイルの装置中心側の直線部付け根部Ａ点(左図参照)，外側のコイル間サポート端部Ｂ点に高応力が発生する。

上記，Ａ，Ｂの２個所について，応力値を抜き出すと，Table 7.5.2 のようになる。

7.5.2　局部曲げ応力

7.5.1の全体解析では，コイルを梁要素で近似しているため，Table 7.5.2 で示された応力値は，コイル軸方向応力（引張り，曲げ応力とも）であり，コイル断面内応力は考慮されていない。特に，ヘリウム容器の断面内には　外リングおよび側板には，拡張力，転倒力による局部曲げ応力が生じ，かなり大きくなることが予想される。これらについては，別途計算し，全体解析による応力に加えて強度評価を行なう必要がある。

局所応力の解析は，詳細には全体解析結果を用いて断面内ズーミングを行なうのが妥当である。そこで，全体解析での高応力発生個所，Ａ点，およびＢ点について簡易計算で局所応力を求め，応力値の高い個所について２次元断面内ズーミング解析を行なった。

(1)　簡易計算による各部局所応力

外リング厚はスペース的に制約のある Inboard で200mm、曲線部ではスペース上の問題はないが，製作性を考慮して250mm とした。 又，側板は装置 Inboard で200mm 厚，Outboard で300mm 厚とした。

計算は，以下の周辺固定板曲げ，両端固定梁の式を用いて行なった。

（周辺固定板曲げ）…… Inbord 外リングの拡張力に対して

$$\sigma = \beta \frac{p a^2}{t^2} \qquad (7.5.1)$$

ｐ：電磁圧力

ｔ：外リング板厚

ａ：支持棚間距離

β：外リング巾ｂとａとの比で決まる定数

（両端固定梁）

$$\sigma = \frac{p b^2}{2 t^2} \qquad (7.5.2)$$

又，ヘリウム容器，および巻線部の接触部では電磁力相当の面圧が圧縮応力を生ずる。

（7.5.1），（7.5.2）式を用いて，ＴＦコイルＡ点，Ｂ点のヘリウム容器，巻線部の局所応力を概算すると，Table 7.5.3 のようになる。

従って，全体解析結果と局所応力結果を合計すると Table 7.5.4 のようになり，拡張力，転倒力負荷時，Ａ点に最大応力が生ずる。

そこで，Inboard 断面について，ズーミング解析を行なった。

(2)　Inboard 断面のズーミング解析

(1)の簡易計算による局所応力値は，かなり安全側に評価されている。即ち，外リング側板の曲げ計算における両端固定条件，および，面内応力値においても絶対値の単純合計のため応力値のベクトル合成を考慮していないことなどである。

そこで，全体解析結果のA点変形量を境界条件にしてInboard側の断面応力解析を行なった。

解析モデルをFig. 7.5.6 に示す。断面内荷重は，断面内の剪断力でバランスしているから，各節点を変形量に相当する等価なバネ定数で支持するものとし，外リング，片側側板の内壁に拡張力，および転倒力を分布荷重で入力した。Fig. 7.5.7 に断面内変形図を示す。

又，断面内応力分布をFig. 7.5.8 に応力強さで示す。

従って，断面内局所応力値は，最大 $\sigma_{max} = 28.34\ kgf/mm^2$ となり，先の簡易計算（Table 7.5.3）と比べて，大きく減少する。

それ故，ヘリウム容器の最大応力値は，Inboard ヘリウム容器部で全体解析結果と合成して

$$\sigma_{max} = 53.61\ kgf/mm^2$$ になる。

7.5.3 TFC応力評価

全体応力解析および局部応力解析により求められた各部材の最大応力強さについて応力評価を行なった。

TFC各部材料の引張り強さ，0.2%耐力および許容応力強さをTable 7.5.5 に示す。応力評価はASME SEC Ⅲに準拠して行なうものとすると，Table 7.5.2 およびTable 7.5.3 に示す応力値は，SEC Ⅲの $P_L + Pb$（1次局部膜応力＋1次曲げ応力）に相当するので，許容応力値 σ_a は，

$$\sigma_a = 1.5\,Sm$$

となる。即ち，

$$\begin{cases} \text{ヘリウム容器（SUS 316）：} \sigma_a = 70\ kgf/mm^2 & \text{at 4 k} \\ \text{導　体　（OFHC-}\frac{1}{2}\text{H）：} \sigma_a = 22.5\ kgf/mm^2 & \text{at 4 k} \end{cases}$$

全体解析結果（Table 7.5.2）と簡易計算による局部応力結果（Table 7.5.3）を単純合計したTable 応力（Table 7.5.4）を上記許容応力と比較すると（拡張力＋転倒力）負荷時のCase 2の時，導体，ヘリウム容器とも10%程許容応力を上回る。

しかし，7.5.2(2)でのズーミング解析によれば，ヘリウム容器Inboard の最大応力値 79.36 kgf/mm^2 は，詳細には $53.61\ kgf/mm^2$ になり，十分許容値を下回り強度的に十分である。

同様に，ヘリウム容器Outboard 部，導体部についても詳細なズーミング解析行なうと応力値はさらに減少すると思われる。

従って，本設計におけるTF コイルは十分な強度を有すると考えられる。

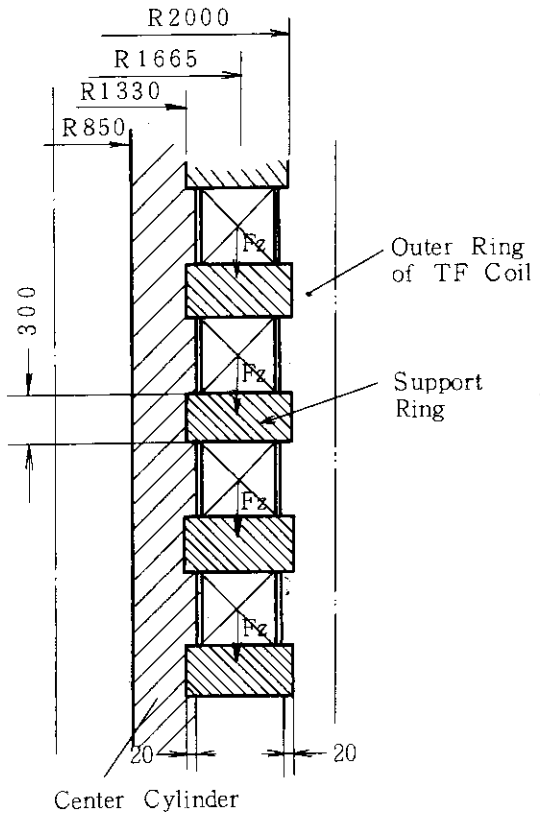
なお，今後，電磁力負荷時における巻線部，ヘリウム容器間の相互作用を考慮したモデルにて詳細解析を行ない、コイル強度検討をさらに詰めることが必要である。

7.5.4 支持棚，センタシリンダの強度

トロイダルコイルの向心力は装置中心側に配されたPF コイル間にSUS の支持棚をTF コイル，センタシリンダ間に設置し，支持棚を介して最終的にセンタシリンダで支持する構造である。

装置中心部の構造概念を模式的に書くと次ページの図のようになる。

図のように，支持棚（Support Block）はセンタシリンダ，TF コイル外リングに設けられた切込みに設置される。従って，TFC向心力は，PF コイルを介することなくセンタシリンダ



に伝達される。支持棚，センタシリンダはトーラス方向に1ターン・カットのため電気的，機械的に分割される構造となる。又，PFコイルの軸方向電磁力は，支持棚で受けもつ機構である。

支持棚，センタシリンダの概略強度検討を行なったので，以下に記す。

(i) 支持棚

向心力(−36900 Ton/coil)は支持棚11個所で受ける。

$$\text{面圧 } p_r = \frac{3.69\times10^7}{\frac{2\pi\times2000}{14}\times300\times11} = -12.46\ \text{kgf/mm}^2 \qquad ①$$

支持棚はトーラス方向に十分切離してないと円筒を形成し，周方向の圧縮応力を生ずる。

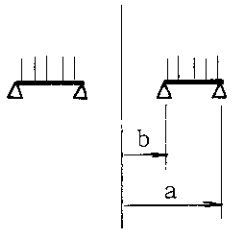
$$\sigma_\theta = \frac{P_r}{t} = \frac{-12.46\times1665}{670} = -30.96\ \text{kgf/mm}^2 \qquad ②$$

TFC外リング，センタシリンダー切込み部のFz (Max 6.24×10^6 kg)による剪断応力 τz および切込み部のFzによる面圧Pzは，

$$\tau_{zr} = \frac{6.24\times10^6}{2\pi\times(1350+1980)\times300} = -0.99\ \text{kgf/mm}^2 \qquad ③$$

$$P_z = \frac{6.24\times10^6}{2\pi\times(1340+1990)\times20} = -14.91\ \text{kgf/mm} \qquad ④$$

又，支持棚は，Fzによって曲げモーメントを受ける。曲げ応力 σ_b は，



$$\sigma_{b(r)} = \beta\frac{w\,a^2}{t^2} \qquad w = \frac{6.24\times10^6}{\pi(1980^2-1350^2)} = 0.95\ \text{kgf/mm}^2$$

$$\frac{a}{b} = 1.47 \qquad \beta = 0.0824$$

$$\sigma_{b(r)} = 0.0824\times\frac{0.95\times1980^2}{300^2} = 3.41\ \text{kgf/mm}^2 \qquad ⑤$$

ここで，r，θ，z 方向の応力成分にまとめると

$$\begin{cases} \sigma_r = P_r \pm \sigma_{b(r)} = -15.87 \text{ or } -9.05\ \text{kgf/mm}^2 \\ \sigma_\theta = -30.96\ \text{kgf/mm}^2 \\ \sigma_z = Pz = -14.91\ \text{kgf/mm}^2 \\ \tau_{rz} = 0.99\ \text{kgf/mm}^2 \end{cases}$$

上記値より主応力 σ_1，σ_2，σ_3 を求める。

$$\sigma_1 = -14.29,\quad \sigma_2 = -16.49,\quad \sigma_3 = -30.96 \quad \text{kgf/mm}^2$$

$$\sigma_1 = -8.89,\quad \sigma_2 = -15.07,\quad \sigma_3 = -30.96 \quad \mathrm{kgf/mm^2}$$

即ち，応力強さ $|\sigma_1 - \sigma_3|$ は，$22.07\,\mathrm{kgf/mm^2}$

従って，1次膜応力は $-31\,\mathrm{kgf/mm^2}$，1次応力（膜＋曲げ）は $22.1\,\mathrm{kgf/mm^2}$ で評価すればよい。

しかし，⑤は支持棚がトーラス方向に一体と仮定した式のため危険側に見積っているので，分離を考えると若干上がると思われるが，オーダーに変化はないと考えられる。

従って，上記検討値は大きな変化はない。

$\sigma_{max} = 31\,\mathrm{kgf/mm^2}$ で評価すると，SUS 316 LN（$\sigma_u = 140\,\mathrm{kgf/mm^2}$，$\sigma_y = 87.5\,\mathrm{kgf/mm^2}$ at 4k）を用いれば十分強度的に安全と思われる。しかし，支持棚間にトーラス方向に設置された絶縁材は Glass Epoxy（$\sigma_u = 90\,\mathrm{kgf/mm^2}$ at 4k）を用いても圧縮許容値（$\sigma_a = 30\,\mathrm{kgf/mm^2}$）の Border line 上にあるので強度的に厳しい。

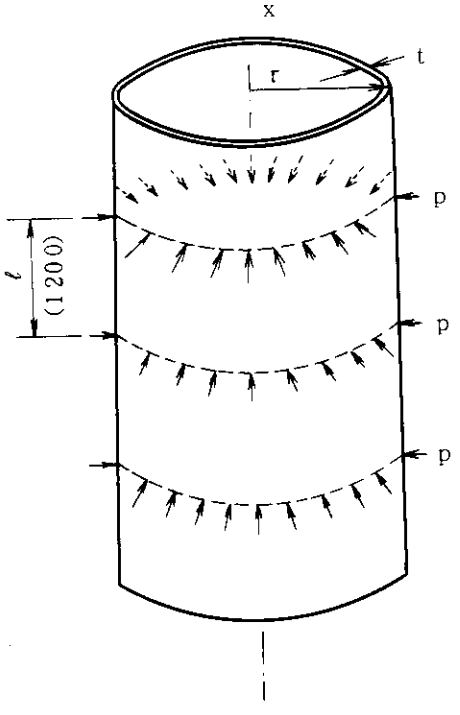
(ii) センタシリンダー

センタシリンダも支持棚同様，トーラス方向に1ターン・カットのため，電気的，機械的に分割される構造となる。TF TR でも Fig. 7.5.9 に示すようにトーラス方向4分割され，分割構造は，キー構造によりかなり一体構造物に近づけた構造を採用している。

ここでは，計算を簡単にするため，一体構造物と仮定して，概略強度検討を行なった。

センタシリンダに掛かる荷重は，TFコイルの向心力が支持棚を介して，半径方向の圧縮力として作用する。

即ち，下図のような円筒の外周に圧縮荷重が作用する問題となる。



$r_i = 850\,\mathrm{mm}$　　$r_o = 1330\,\mathrm{mm}$

$t = 480\,\mathrm{mm}$　　$r = \frac{1}{2}(r_i + r_o) = 1090\,\mathrm{mm}$

$$P = \frac{3.69 \times 10^7 \times 14}{2\pi \times 1330 \times 11} = 5620\,\mathrm{kg/mm}$$

軸方向曲げモーメント M_x は，

$$M_x = -\frac{P}{4\lambda}\rho^{-\lambda x}(\cos\lambda x - \sin\lambda x)$$

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{3(1-\nu^2)}{r^2 t^2}} \quad (= 1.784 \times 10^{-3})$$

x は荷重点からの軸方向距離

$x = 0$，即ち，荷重点に最大曲げモーメントが発生し

$$M_{x=0} = -\frac{P}{4\lambda} \text{ となる。}$$

ここで，$x = \ell$（$= 1200\,\mathrm{mm}$）を代入すると

$$M_{x=\ell} = -0.04\frac{P}{4\lambda}$$

即ち，両隣の荷重点からの影響は考えなくてよい。

断面係数 $Z = \frac{1}{6}t^2$ で除して，最大曲げ応力 σ_{xb} は，

$$\sigma_{xb} = -\frac{3P}{2\lambda t^2} = -\frac{3\times 5620}{2\times 1.784\times 10^{-3}\times 480^2} = -20.51\ \mathrm{kgf/mm^2} \quad \cdots\cdots ①$$

又，圧縮力Pによるθ方向の圧縮応力σ_θは

$$\sigma_\theta = \frac{Pr\lambda}{2t} = \frac{-5620\times 1090\times 1784\times 10^{-3}}{2\times 480} = -11.36\ \mathrm{kgf/mm^2} \quad \cdots\cdots ②$$

支持棚からの反力（軸方向荷重Fzによる）を受けるので，

$$\sigma_z = -14.91\ \mathrm{kgf/mm^2} \quad \cdots\cdots ③$$

$$\tau_{rz} = 0.99\ \mathrm{kgf/mm^2} \quad \cdots\cdots ④$$

が生ずる。

①，②，③，④を合成しても，(i)支持棚より応力値が小さくなるので，

{ センタシリンダ（SUS 316 LN）
{ 絶　縁　材　　（Glass Epoxy）

とも強度さ安全といえる。

なお，(i)，(ii)の計算で一部，分割構造を一体物と仮定しているので，この点の見直し，詳細な検討が必要である。

7.6　シングル系の検討

標準設計のダブル・ヌル・ダイバータ方式からシングル系設計，即ち，シングル・ヌル・ダイバータ方式およびシングル・ポンプ・リミタ方式になると，PFコイル配置，AT分布が大きく変わるため，TFコイルに負荷される転倒力分布も大きく変化する。又，シングル方式では，ダイバータおよびリミタ機器の占有空間がダブル系に比べて少なくてすむので，TFコイルボア，特に高さ方向が縮められ，コイルのコンパクト化の観点から利点がある。

そこで，標準設計同様，シングル系のTFコイルについて，主要電磁気諸量およびコイル強度について検討した。

7.6.1　コイル形状

シングル系設計では，ダイバータおよびリミタ機器の占有空間がダブルに比べて少なくてすむ。そこで，コイル高さを機器引抜きに必要な空間を残して上下0.3m，即ちコイル高さで0.6m縮めたコイル形状とした。内側，外側のコイル位置は，標準設計と同位置とした。従って，コイル断面形状は，標準設計のTFコイル（一定張力型コイル形状）を高さ方向に0.6mつぶした形状となる。Fig. 7.6.1にシングル方式の検討に用いたTFコイル縦断面形状を示す。

7.6.2　磁界分布

シングル系のTFコイルで，コイルを全部励磁した時のコイル水平断面上の磁界分布をFig. 7.6.2に示す。ここで，コイル起磁力，個数は標準設計と同じとした。最大磁界は，コイル巻線部の内側で生じ，11.57Tになる。

標準設計のTFコイル最大磁界11.58Tと比較してほとんど差がなかった。

7.6.3　電磁力

シングル・ダイバータおよびシングル・ポンプ・リミタの両シングル系設計において，ＴＦコイルに及ぼす大きな問題として，転倒力があげられる。

上記２方式の転倒力分布を求めた。又，合わせて，ＴＦコイルの形状変化に伴なう拡張力についても検討した。

(1)　拡張力

コイルをポロイダル方向に小ブロックに分割し，各ブロックに掛かる電磁力分布を計算するとFig. 7.6.3に示すようになる。コイル外向きの全フープ力は，コイル１個当り110,000 tonになり標準設計に比して　コイル体積の減少に応じて，若干減少する。向心力もコイル１個当り34,600 tonになり，若干減少する。Fig. 7.6.4にコイル周方向の単位長当りの拡張力分布を示す。

(2)　転倒力

拡張力同様，ＴＦコイルを小周方向に小ブロック化し，各ブロックに掛かる電磁力を求めた。ＰＦコイルの配置，ＡＴが上下非対称なため，転倒力も上下非対称になる。従って，コイル小周方向全周について求めた。又，ＰＦコイルのＡＴも各時刻で変化するので，転倒力もｔ＝0，5，8，11，111 secの各時刻で求めた。

Fig. 7.6.5にシングルヌルダイバータ方式の場合のｔ＝111 sec時の転倒力分布を示す。（他時刻については"添付資料7-A"を参照）　又，Fig. 7.6.6にシングルポンプリミタ方式の場合のｔ＝111 sec時の転倒力分布を示す。（他時刻については"添付資料7-A"を参照）

標準設計，シングル系の転倒力について比較すると，以下のようになる。

	転　倒　力	転倒モーメント	
		水平軸回り	装置中心軸回り
ダブル・ヌル・ダイバータ（ｔ＝11 sec）	874 ton/Upper Half	5296 ton•m	±14400 ton•m
シングル・ヌル・ダイバータ（ｔ＝111 sec）	1067 ton	8053 ton•m	±14700 ton•m
シングル•ポンプ•リミタ（ｔ＝11 sec）	836 ton	10027 ton•m	±16500 ton•m

シングル系は，標準設計のダブル系に比べると転倒モーメントは増加する。水平軸回りの転倒モーメントは標準設計と比べて大きく増加しているが，装置中心軸回りの転倒モーメントは，各ケース大差はなく，シングル・ポンプ・リミタが最も大きく，標準設計に比べて，約15％増加している。

7.6.4　強度検討

標準設計同様，３次元梁モデルによる全体構造解析を行ない，シングル系におけるＴＦコイル機械的強度について検討した。

強度の相対比較が目的のため，全体解析のみに留め，ヘリウム容器の局部応力の検討は省略した。

(1)　計算モデル

標準設計同様，TFC，PFC（外側コイルのみ）および支持脚は3次元梁要素，コイル間サポートについては，内側はトラス要素，外側は板要素を用いた。又，TFC，センタシリンダ間の支持棚はバネ要素でモデル化した。

TFCを代表させた梁要素については，導体部を考えないで，ヘリウム容器の断面形状で入力した。導体部は周方向の引張りには剛性はあるが，周方向曲げ，トーラス方向曲げに対しては剛性はないとして安全側に考えた。

従って，周方向引張り応力の結果のみ換算している。

(2) 計算結果

7.6.3 "電磁力" で求めた拡張力，転倒力分布をコイル各節点に節点荷重として入力した。

最大変形量はコイル上部に発生し，シングル・ヌル・ダイバータで25.1mm，シングルポンプリミターの時25.6mmトーラス方向に変形する。

又，TFコイルのヘリウム容器と導体応力の最大値をTable 7.6.1に示す。全体解析結果では，シングル・ヌル・ダイバータの時，コイル外側部に最大応力が発生し，標準設計に比べて10%増加した。

7.7 コイル組立法の検討

TFコイルは，SUS316LN材のヘリウム容器と，容器に収納される導体巻線部から構成される。巻線部構造は，導体をフラットワイズに巻線した双成円板（ダブルパンケーキ）10個で形成され，又，ヘリウム容器は，内外周リングおよび両側板等のSUS部材から成る溶接構造物である。

コイル組立に際しては，片側板を残した状態でヘリウム容器を組立て，巻線部を収納，容器に固定した後，内外周リングと残りの側板とを溶接して組立てる。今回，コイル組立における導体巻線方法，ヘリウム容器組立および巻線の容器への組込み法，について概略を検討したので以下に述べる。

7.7.1 導体巻線方法

超電導体をフラット・ワイズに曲げながら巻枠に沿ってD形に巻線し，ダブルパンケーキを形成する。さらに，このダブルパンケーキ巻線手順を繰返して，TFC巻線部を製作する。導体巻線手順の概略を以下に記す。

① 巻線部内周形状に加工された巻枠を巻線機に固定，導体をセットし巻線段取をする。
② パンケーキ間わたり部の成形（12T導体）
③ 上記パイ間わたり部を巻き始めとして巻線。この時，別途表面加工されたターン間スペーサ（SUS）を導体とともに巻込む。
④ 導体グレーディング接続（12T導体－8T導体）
⑤ ターン間スペーサとともに導体巻線。
⑥ ④，⑤を5T導体についても行なう。
⑦ 1パイ完成

⑧　2パイ目についても，パイ間わたり部を巻き始めとして，巻線，即ち，③～⑦を繰り返す。

⑨　パイ間スペーサを挿入

⑩　1ダブルパンケーキ完成

⑪　②～⑩を繰返し，ダブルパンケーキを10個形成する。

⑫　ダブルパンケーキ間にパイ間スペーサを挿入，固定しながら，パンケーキを重ねる。

⑬　ダブルパンケーキ間のわたり部を巻線外周部で接続する。

⑭　⑫，⑬を繰返し，形状を整える。

⑮　TFC巻線部完成。

7.7.2　ヘリウム容器組立

ヘリウム容器の組立について概略手順を以下に述べる。

①　側板，内外周リングおよび補強リブ等の各部材を所定の形状・寸法に加工する。

②　一方の側板に内周リング，外周リングを溶接する。

③　外周リング部に補強リブおよび，外リングInboard部中心ブロックを溶接する。

④　コイル脚部を組立後，外周リング下部に溶接組立。

⑤　ヘリウム溜を組立て，別途製作された電流リードをヘリウム溜に取付け，固定する。

⑥　ヘリウム溜を外周リングに取付けて，容器を熱処理。

⑦　ヘリウム容器の内面および，外面インターフェイス部を再度機械加工し，溶接によって生じた寸法誤差を調整する。

⑧　容器内壁に内張り絶縁を施す。

⑨　他方の側板および計測端子孔を仮組立し，リーク試験，耐圧力試験，絶縁試験等を実施し，容器各部の健全性を確認する。

⑩　ヘリウム容器完成。

7.7.3　巻線部のヘリウム容器への組込み

ヘリウム容器は，検査終了後，片側の側板を解体した状態にあるものと考える。

①　下側板上に，スペーサ（側板，巻線部間の絶縁スペーサ）を配置，固定する。

②　内周リング側に，スペーサ（内周リング，巻線部間の絶縁スペーサ）を配置，固定する。

③　巻線，組上げられた巻線部（20パンケーキを積上げたもの）を容器内に挿入する。

④　導体端子をヘリウム溜内に仮固定する。

⑤　外周リング内壁と巻線部外周間にクサビ状スペーサをコイル軸方向に打込み，巻線を固定する。

⑥　外部組立状況を点検後，上側板，巻線間スペーサを配置，組入れる。

⑦　上側板の内外周を，内周リングおよび外周リングに溶接する。

⑧　ヘリウム溜内の巻線引出しと電流リードを接続，固定する。

⑨　計測端子孔のフタをボルト締めおよびシールをする。

⑩　TFコイル完成。

以上，巻線，ヘリウム容器の組立および巻線の容器への組込みについて，概略検討した。しかし，巻線における導体テンションの掛け方，D形直線部のオーバーベンディングの方法，又，ヘリウム容器の最終溶接組立手順など，今後詳細な検討を行なう必要がある。

Table 7.1.1 Main Characteristics of Toroidal Coil System

Number of Coils	14
Cooling Method	Pool Boiling
Winding Concept	Pancake Winding
Shape of Coil	Constant Tension D-Shape
Super Conductor	Nb_3Sn for 12T Conductor
	NbTi for 8T and 5T Conductors
Stabilizer	OFHC Hard Copper
Peak Field	11.6T
Operating Current	19.93 kA
Average Current Density (in Winding)	$\sim$19 A/mm^2
Winding Cavity	0.586 m^2
Number of Turns	562
Number of Pancakes	20
Number of Grading	3 (12T, 8T, 5T)
Material of Coil Case	316 Stainless Steel
Magnetomotive Force	11.20 MAT/coil
Total Inductance	154.9 H
Stoved Energy	30.15 GJ
Hoop Force	114,500 tons/coil
Centering Force	-36960 tons/coil
Toroidal Ripple	0.50% (at plasma outer radius)

Table 7.2.1 Characteristics of superconductors

	12T Conductor	8T Conductor	5T Conductor
Superconducting Wire	Copper stabilized Nb_3Sn	Copper stabilized NbTi	Copper stabilized NbTi
Maximum Field	11.6T	8.0T	5.0T
Conductor Current	19.93 KA	19.93 kA	19.93 kA
Ic at 4.2K	30 kA	30 kA	30 kA
Conductor Size	30×39 mm^2	23×39 mm^2	15×39 mm^2
Element Size	34×42 mm^2	27×42 mm^2	19×42 mm^2
Cable Size	7.5×16mm^2	6×12.5mm^2	4×8.5mm^2
Conductor Current Density	17.03 A/mm^2	22.2 A/mm^2	34.07 A/mm^2
Element Current Density	13.96 A/mm^2	17.57 A/mm^2	24.97 A/mm^2
Conductor Copper Ratio	18	24.4	28.1
Interturn reinforcement	4 mm	4 mm	4 mm
Cooling Spacer	3 mm	3 mm	3 mm
ρ_o	6.2×10^{-8} Ωcm	5×10^{-8} Ωcm	3.6×10^{-8} Ωcm
$\Delta\rho$ (1.1×10^{18} n/cm^2)	9.0×10^{-8} Ωcm	5.3×10^{-8} Ωcm	0.6×10^{-8} Ωcm
Heat Flux	0.384 W/cm^2	0.346 W/cm^2	0.412 W/cm^2
Cooling Surface	Rough Surface (mechanical and chemical treatment)		

Table 7.2.2 Characteristics of the superconducting wire

	12T Conductor	8T Conductor	5T Conductor
No. of strand	10	10	10
Strand copper ratio	1.0	1.0	1.0
Strand diameter	3.91 mm	3.09 mm	2.08 mm
No. of filaments per strand	∿100,000	47,750	21,650
Filament diameter	∿5 μm	10 μm	10 μm
Superconducting material	Nb_3Sn	NbTi	NbTi
Twist pitch			
filament	78 mm	46 mm	31 mm
strand	440 mm	260 mm	180 mm

Table 7.4.1 AC loss formulae in TF coil superconductor

1. Hysteresis loss

$$Ph_{\perp} = \frac{2}{3\pi} Jc(B)\dot{dB}_{\perp} \qquad (w/m^3)$$

$$Ph_{/\!/} = \frac{1}{6} Jc(B)\dot{dB}_{/\!/} \qquad (w/m^3)$$

2. Eddy current loss

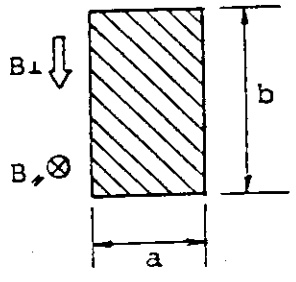
$$Pe_{\perp} = \frac{1}{12\rho} a^3 b \dot{B}_{\perp}^2 \qquad (w/m)$$

$$Pe_{/\!/} = \frac{1}{2\pi^2\rho} \frac{a^3b^3}{a^2+b^2} \dot{B}_{/\!/}^2 \qquad (w/m)$$

3. Coupling loss

$$Pc_{\perp} = \frac{1}{\rho_{\perp}} \left(\frac{\ell P}{2\pi}\right)^2 \dot{B}_{\perp}^2 \qquad (w/m^3)$$

where,



Cross section and field direction

Jc(B): critical current density

d : filament diameter

ρ : matrix resistivity

ρ : transverse resistivity

ℓP: twist pitch

Table 7.4.2 AC Loss in TF Coils

		AC Loss (kW)
Super conductors	Eddy Current Loss	3.01
	Coupling	4.61
Helium Vessels		42.27
Coil Supports		36.83
Sum		86.72

Table 7.5.1 Mechanical Properties of Materials

	Young's Modulas (kgf/mm^2)	Poisson's Ratio
SUS 316 LN	2.06×10^4	0.275
Copper Stabilizer (OFHC-$\frac{1}{2}$)	1.41×10^4	0.3

Table 7.5.2 Maximum stresses of He- can and Conductor on TFC

		Hoop Force	Hoop Force and Overturning Force
Helium Vessel	Inboard	22.22	25.27
	Outboard	13.71	33.55
Conductor	Inboard	13.06	13.16
	Outboard	9.32	9.93

Unit : kgf/mm^2

Table 7.5.3 Local Stresses on TF Coil

		Local stress due to Hoop Force		Local stress due to Overturning Force		Sum
		σ_b	σ_c	σ_b	σ_c	
Helium Vessel	Inboard	31.04	9.55	12.0	1.50	54.09
	Outboard	15.47	2.74	6.67	0.19	25.07
Conductor	Inboard	—	9.55	—	1.50	11.05
	Outboard	—	2.74	—	0.19	2.93

Unit : kgf/mm^2

Note: σ_b indicates bending stress and σ_c is compressive stress

Table 7.5.4 Total Stress on TF Coil

		Case 1	Case 2	Allowable Stress
Helium Vessel	Inboard	62.81	79.36	70
	Outboard	31.92	58.62	
Conductor	Inboard	22.61	24.21	22.5
	Outboard	12.06	12.86	

Unit: kgf/mm^2 Unit: kgf/mm^2

Note: Case 1 ; Hoop Force

Case 2 ; Hoop Force and Overturning Force

Table 7.5.5 Mechanical Strength and allowable stress of materials

	Materials	Ultimate Strength	Yield Strength	Sm
Helium Vessel	SUS 316LN *1)	140	87.5	46.67
Copper Stabilizer	OFHC $\frac{1}{2}$H *2)	45	34	15
Spacer	Glass-Epoxy *3)	90	—	30

unit: kgf/mm^2

*1) Experimental Data for LCT by NBS and GE

*2) LCT Preliminary Design Report, JAERI

*3) H/B on Materials for S/C Machinery, 1977

Table 7.6.1 Max. Stresses of Conductor and He-Vessel in TF Coil

	Conductor Stress	He-Vessel Stress
Double Null Divertor	13.16	33.55
Single Null Divertor	13.93	36.17
Single Pumped Limiter	14.13	34.68

Unit; kgf/mm^2

Note; These values are stress resultants from overall stress analysis

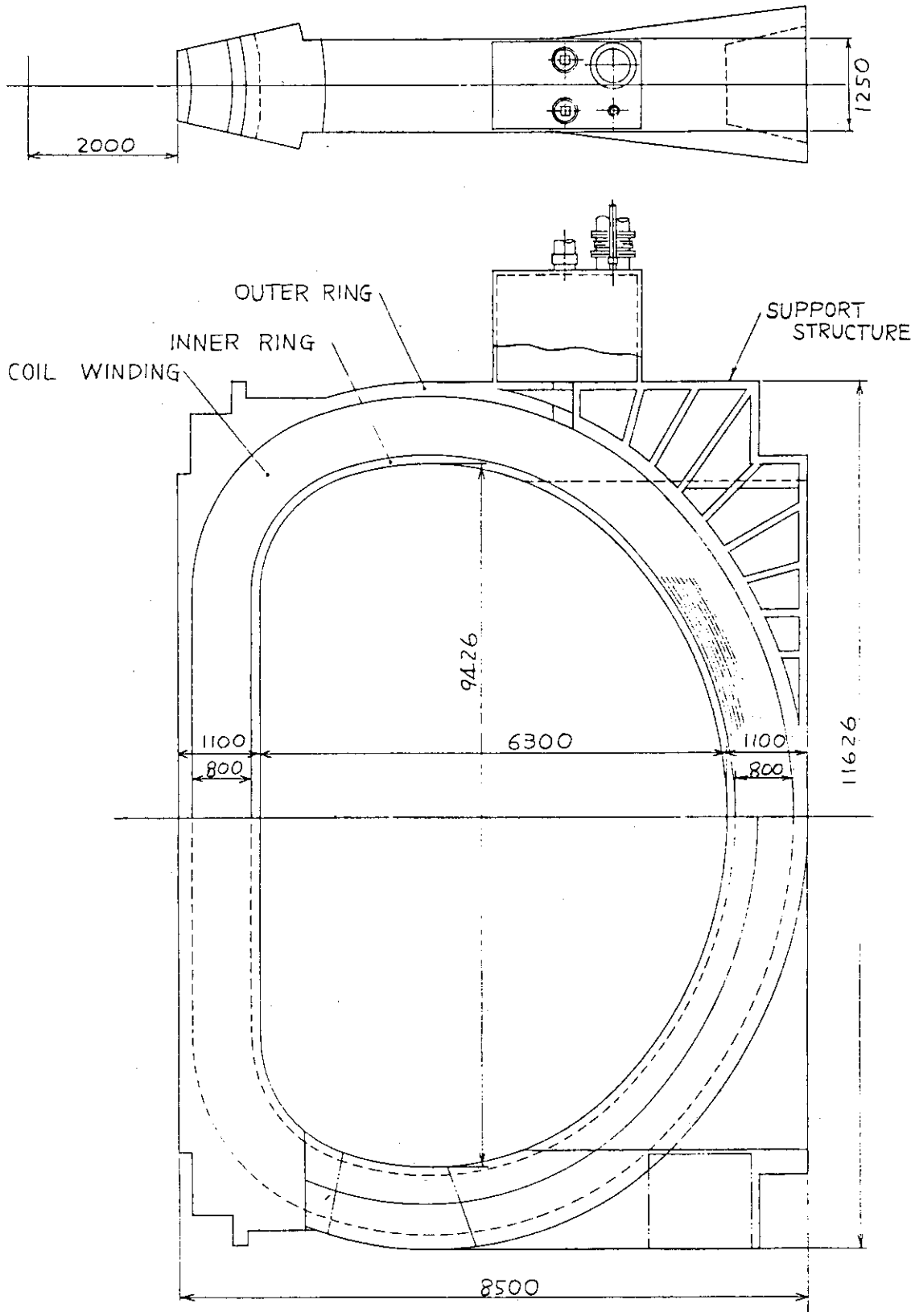


Fig. 7.1.1 TF coil structure

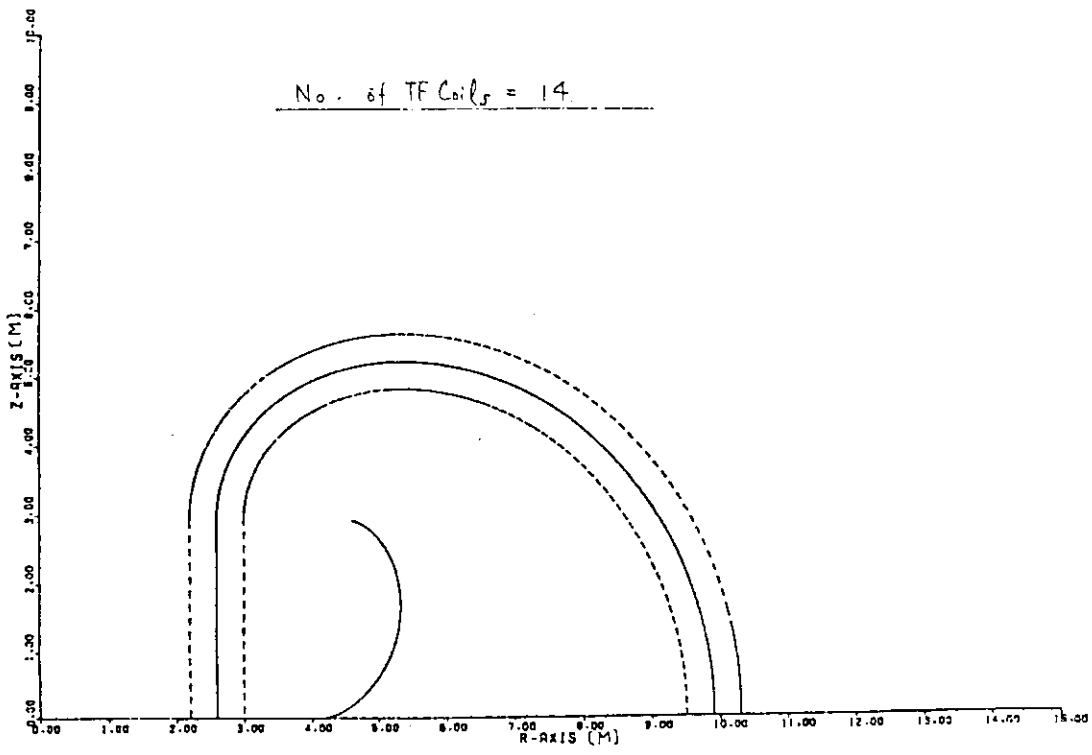
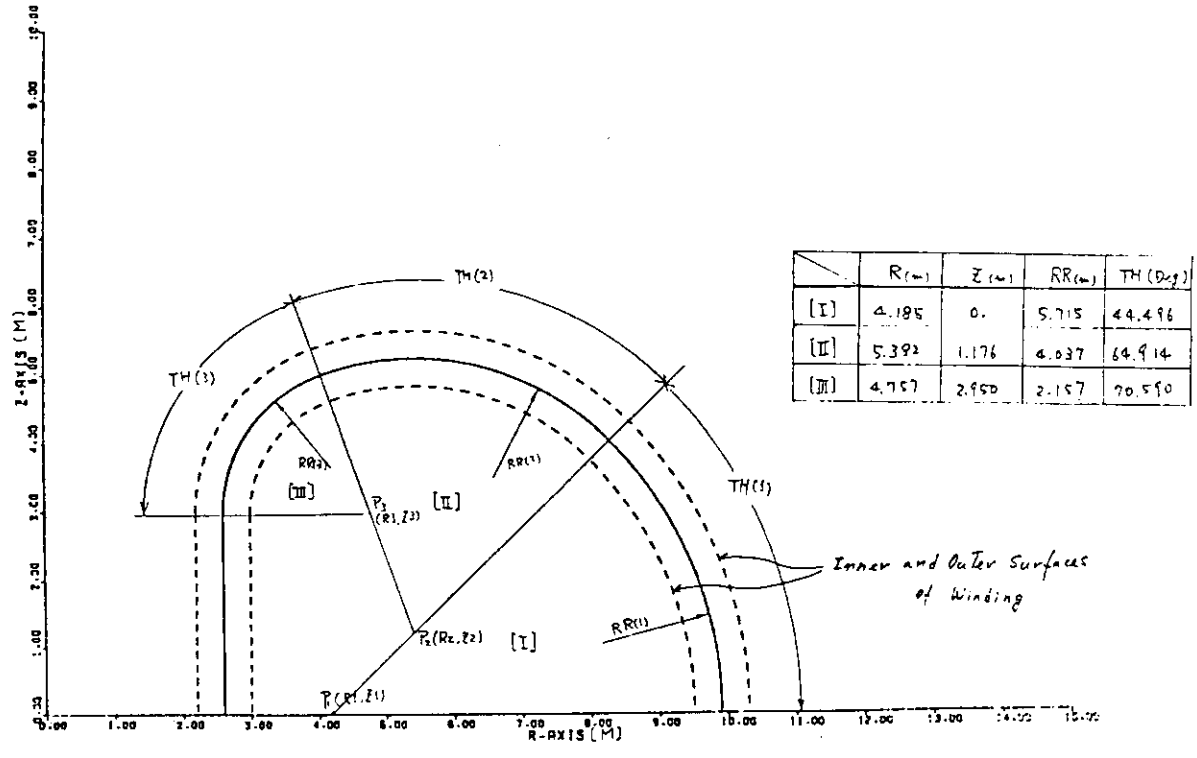
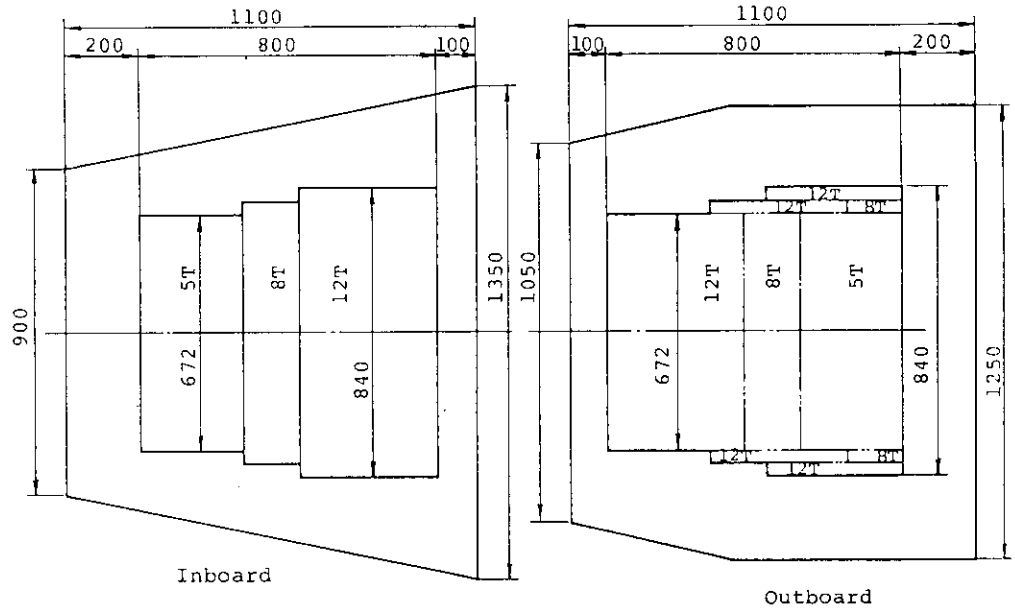


Fig. 7.1.2 Configuration of constant tension TF coil (D-shape)



	R (m)	Z (m)	RR (m)	TH (Deg)
[I]	4.185	0.	5.715	44.496
[II]	5.392	1.176	4.037	64.914
[III]	4.757	2.950	2.157	70.550

Fig. 7.1.3 Modified D-shape approximated by 3 Ares



Unit : mm

Fig. 7.1.4 Cross section of toroidal coil

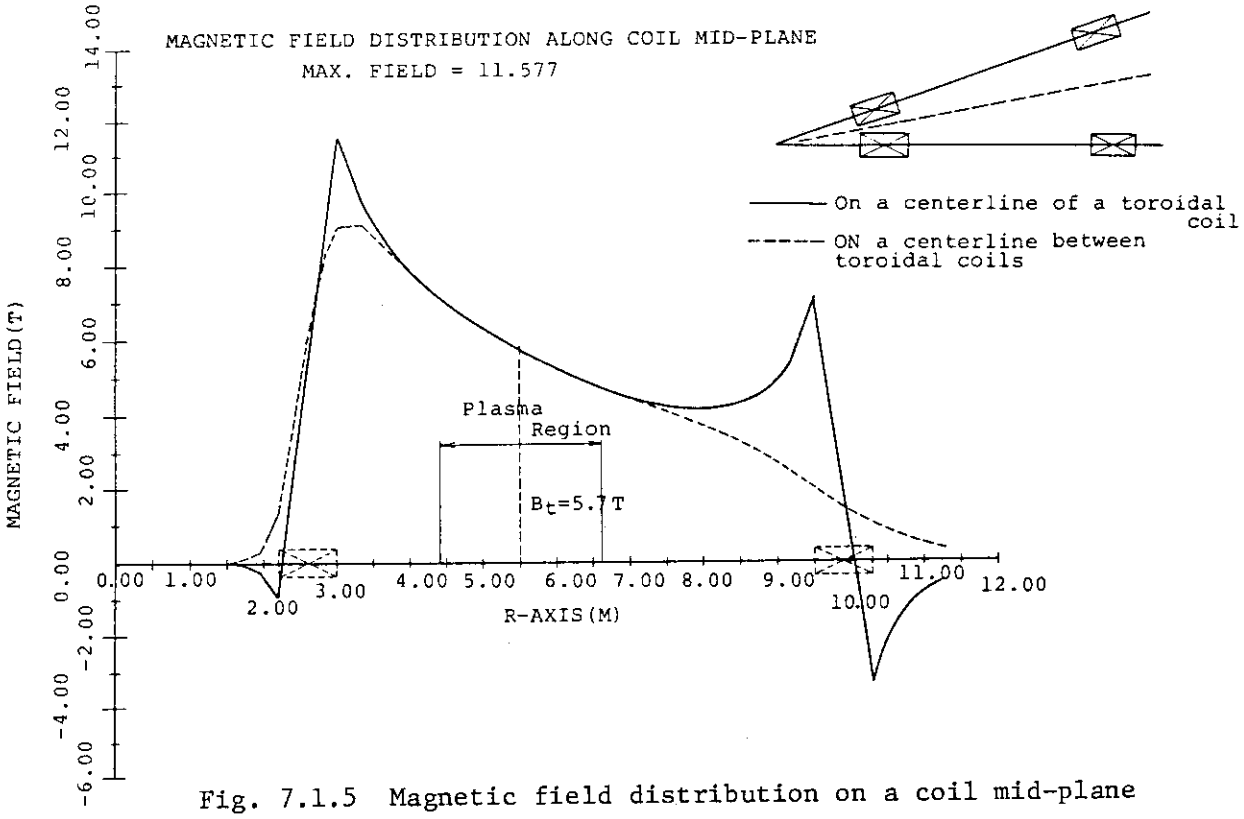


Fig. 7.1.5 Magnetic field distribution on a coil mid-plane

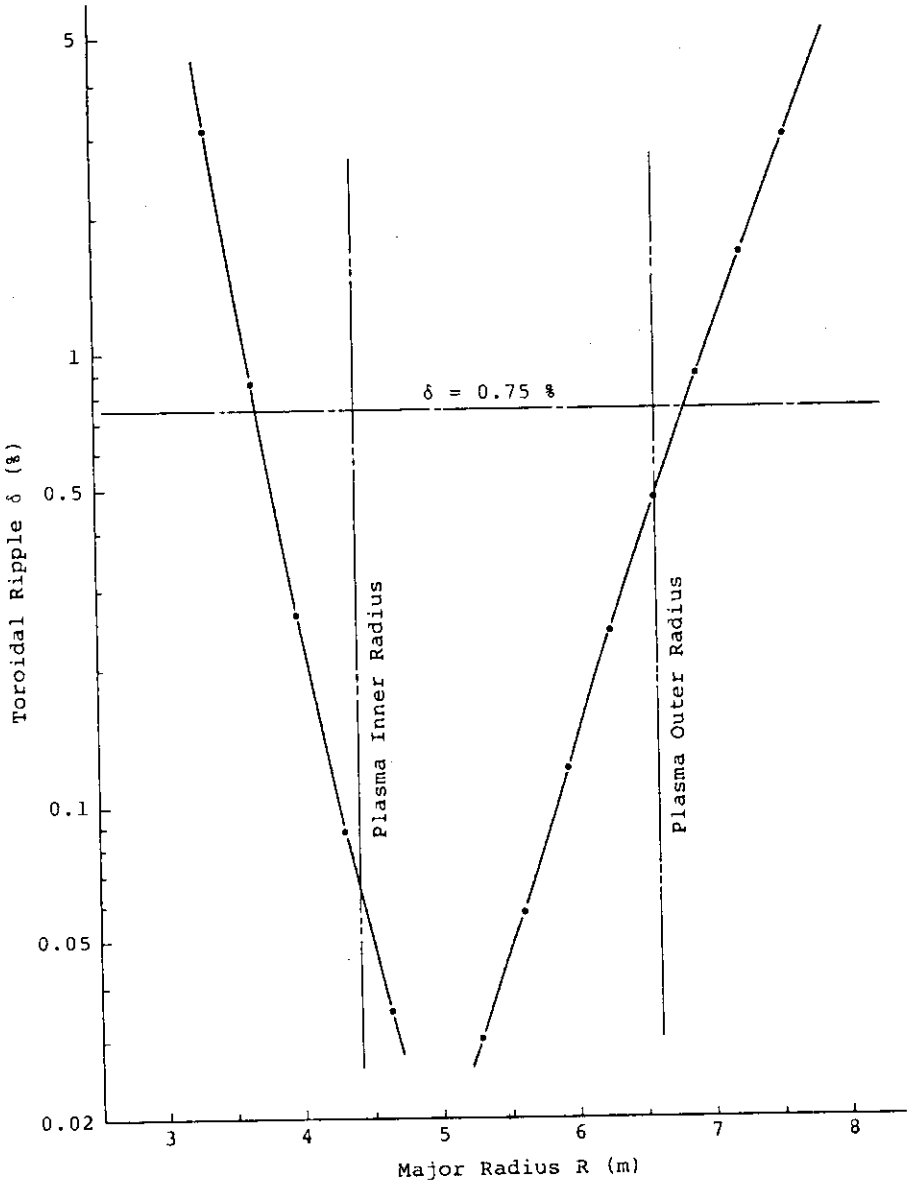


Fig. 7.1.6 Toroidal ripple distribution on a coil mid-plane

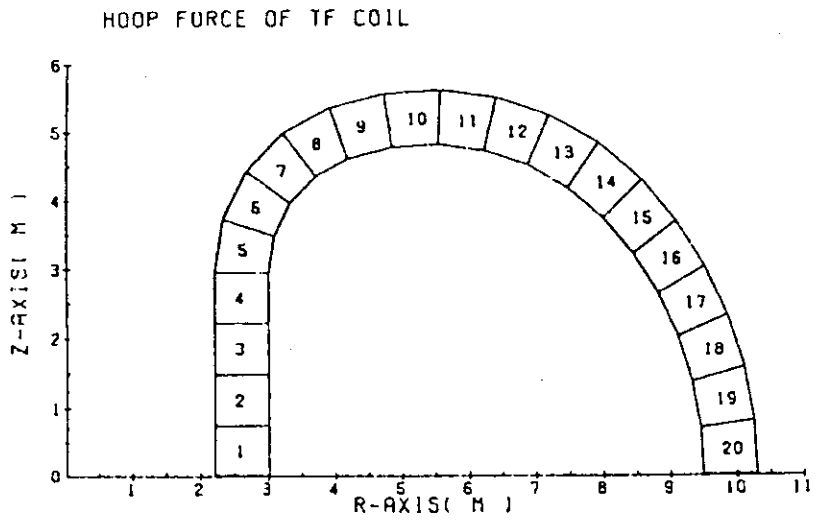


Fig. 7.1.7 Hoop force distribution of TF coil (upper half)

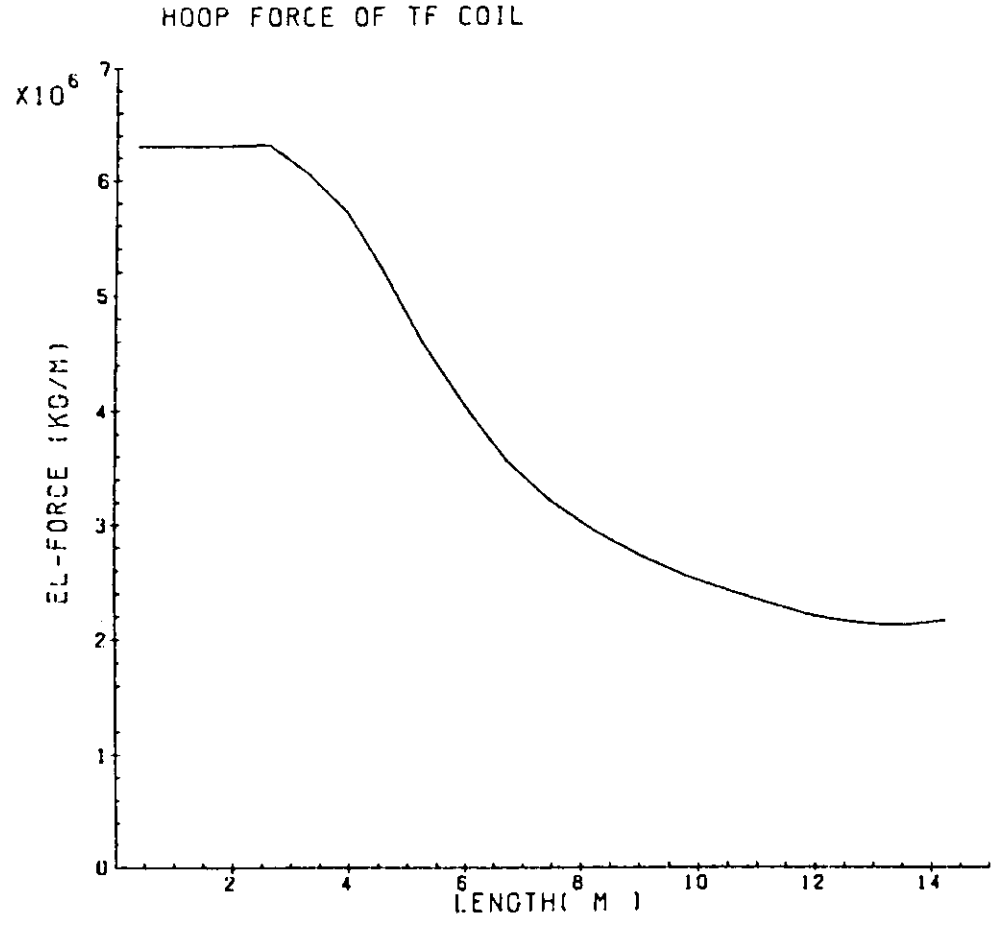


Fig. 7.1.8 Distribution of hoop force per unit length along the coil perimeter

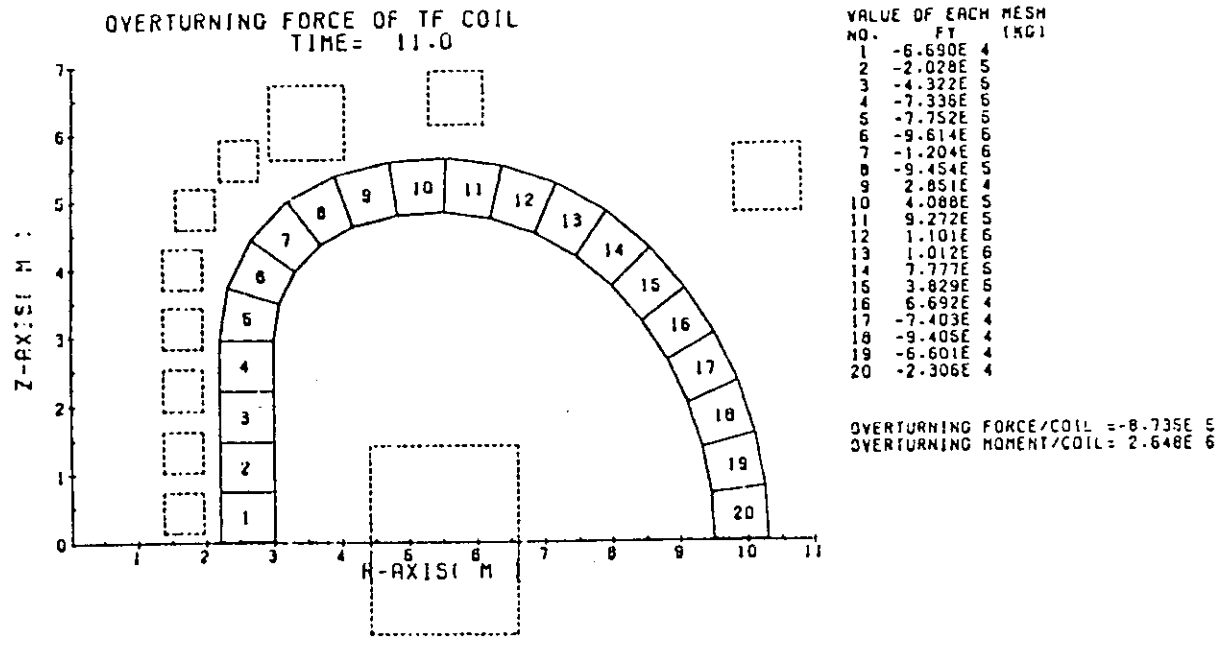


Fig. 7.1.9 Overturning force distribution of each block on TF coil (t = 11 sec)

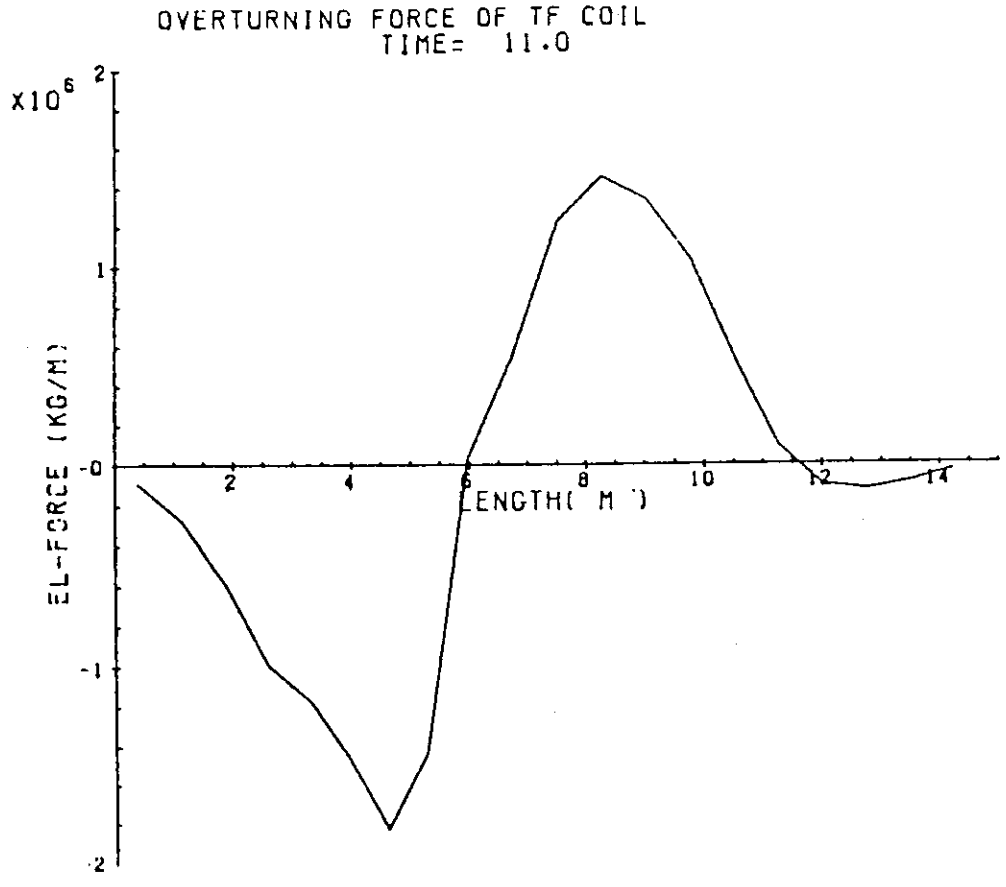
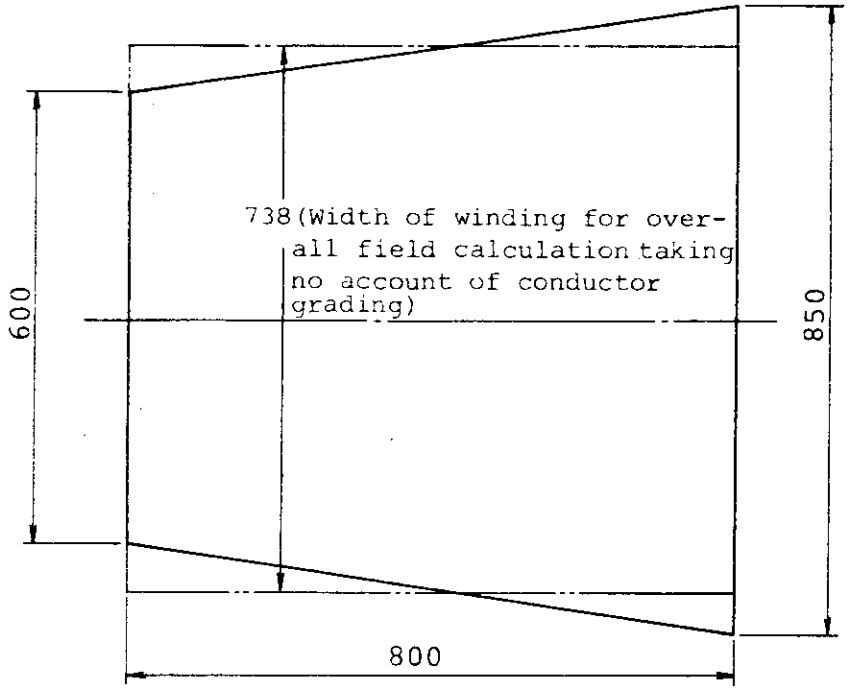


Fig. 7.1.10 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 11 sec)



Unit: mm

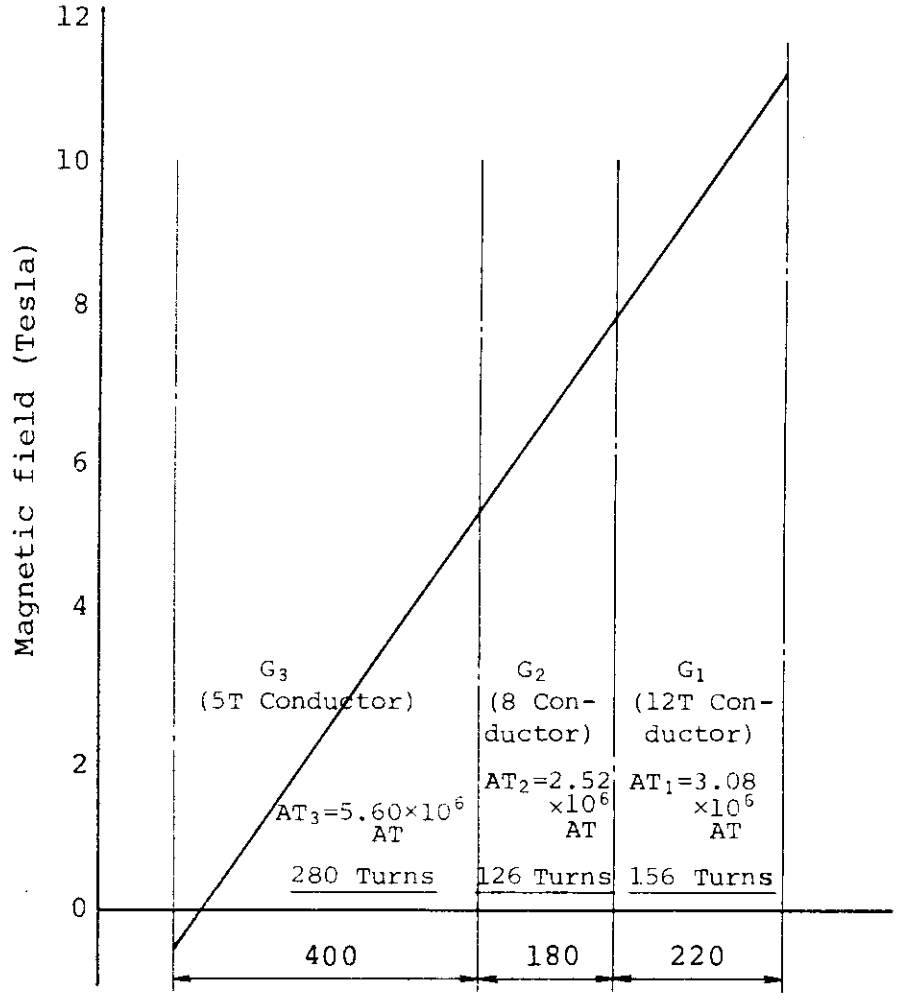


Fig. 7.2.1 Magnetic field distribution in inboard cross section of toroidal field coil

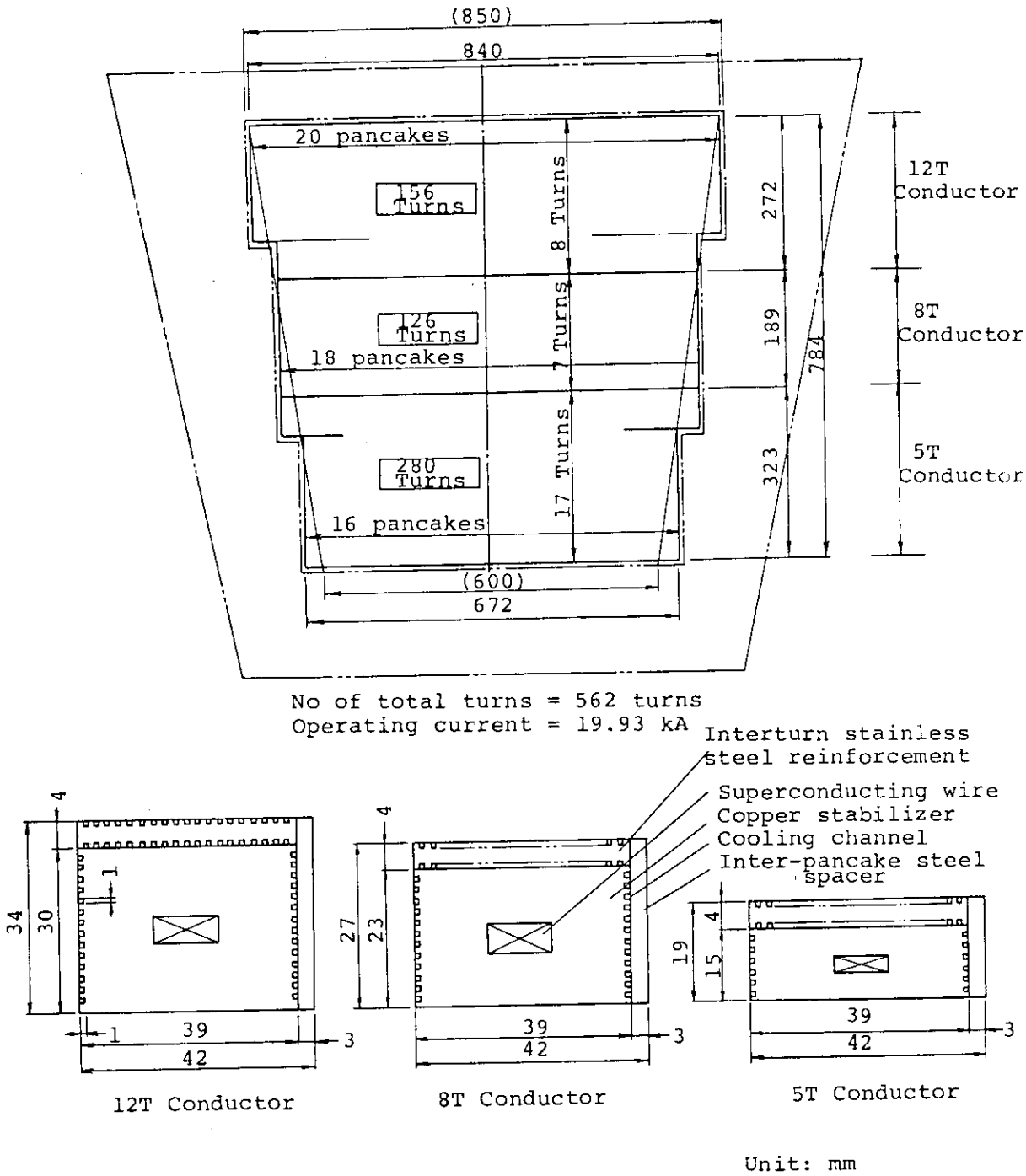


Fig. 7.2.2 Winding concept of toroidal field coil and its graded superconductors

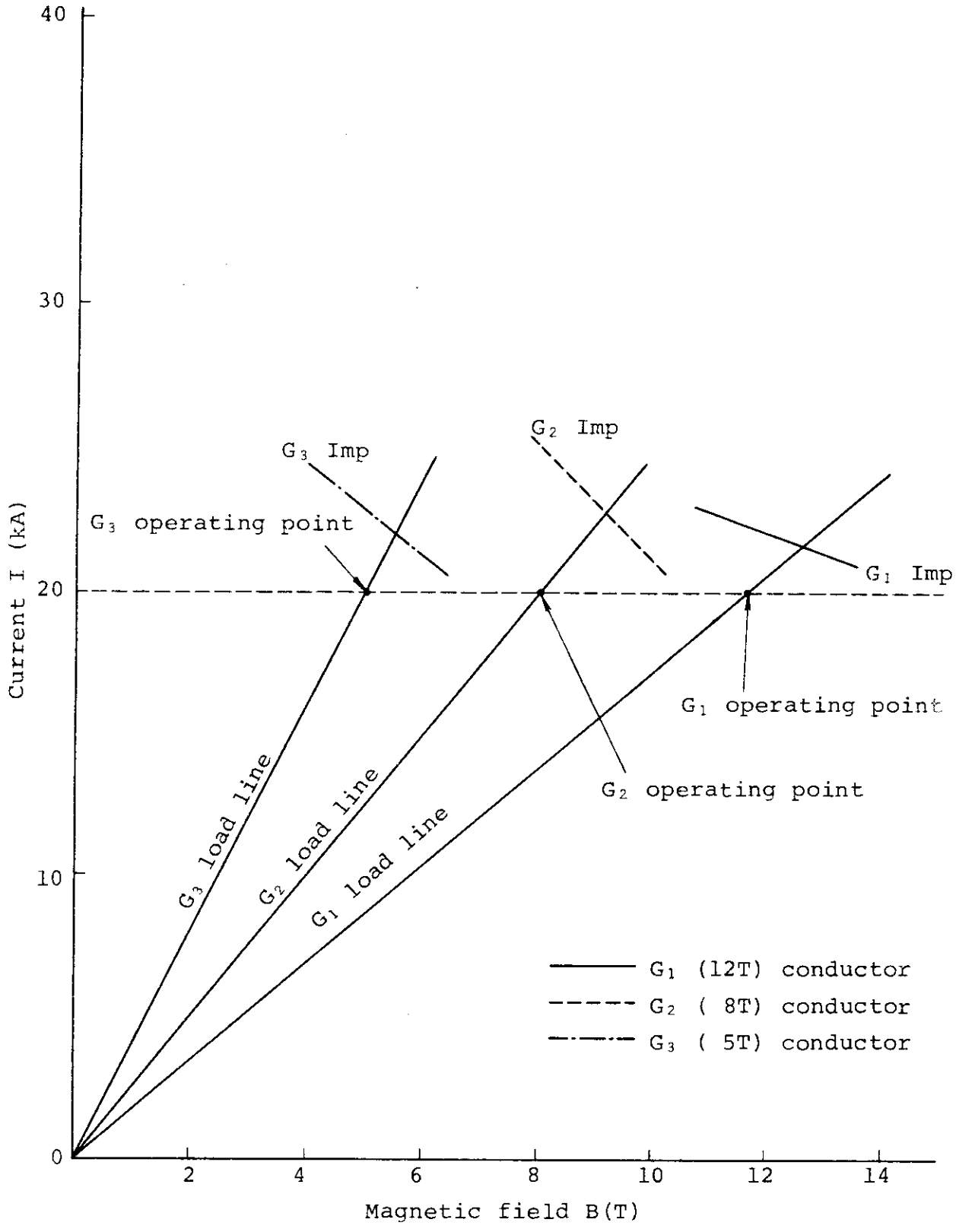
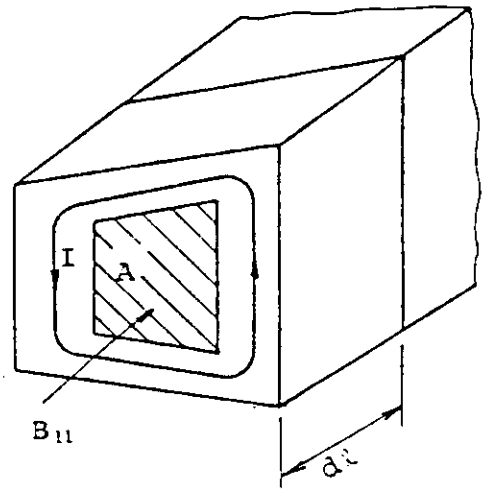


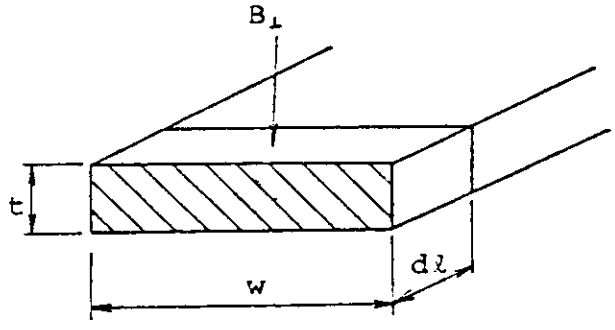
Fig. 7.3.1 Stability map and operating points of superconductors for toroidal coil



$$p_{\perp\!\!\!\perp} = \frac{A_2}{\langle R \rangle} \int_\ell \dot{B}_{\perp\!\!\!\perp}^2 \, d\ell$$

A : Crosssectional area

$\langle R \rangle$: Averaged resistance per unit length



$$p_\perp = \frac{tw^3}{12\rho} \int_\ell \dot{B}_\perp^2 \, d\ell$$

t : Thickness

w : Width

ρ : Resistivity

Fig. 7.4.1 The models for calculation of AC loss in TF vessel

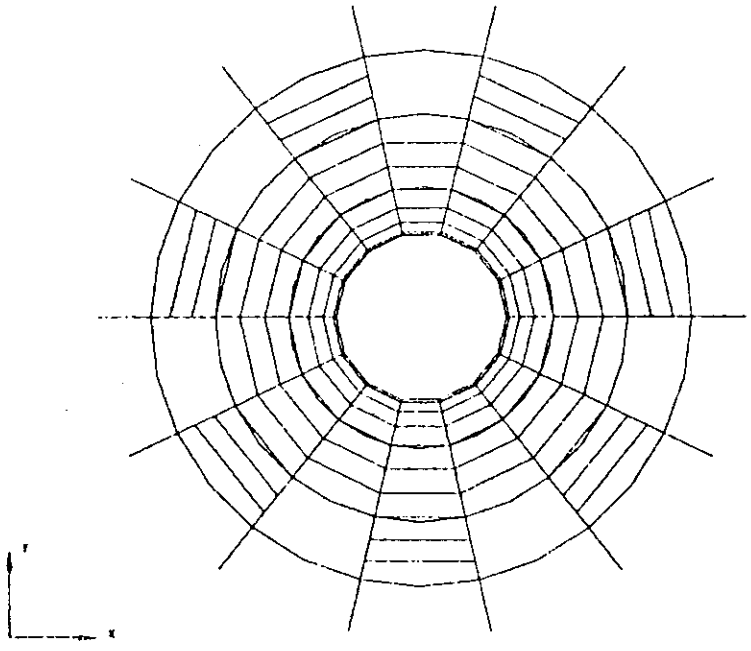


Fig. 7.5.1 Calculational model for stress analysis (Horizontal view)

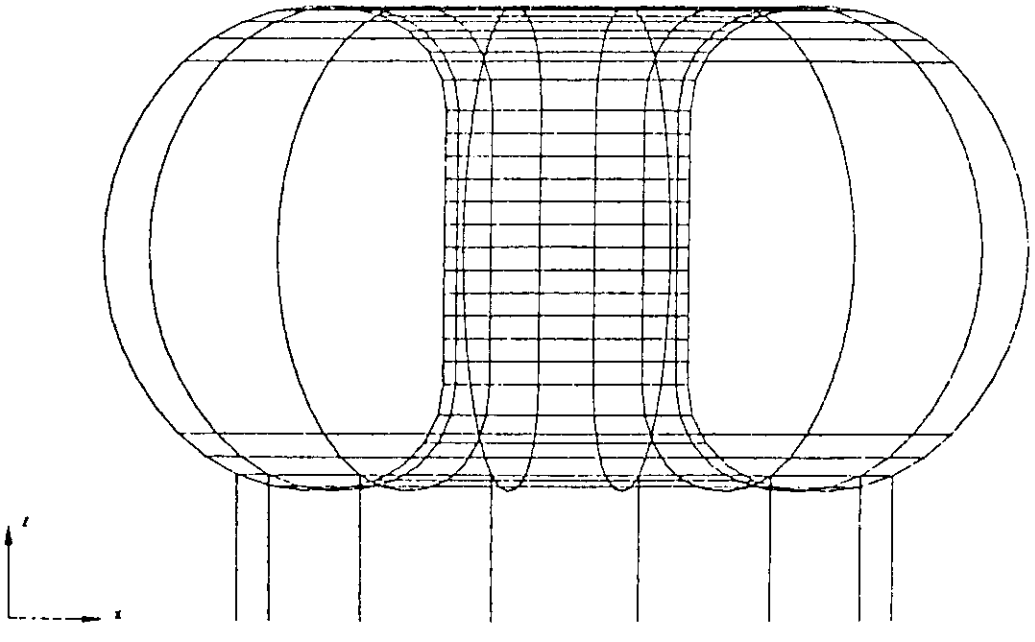


Fig. 7.5.2 Calculational model for stress analysis (Vertical view)

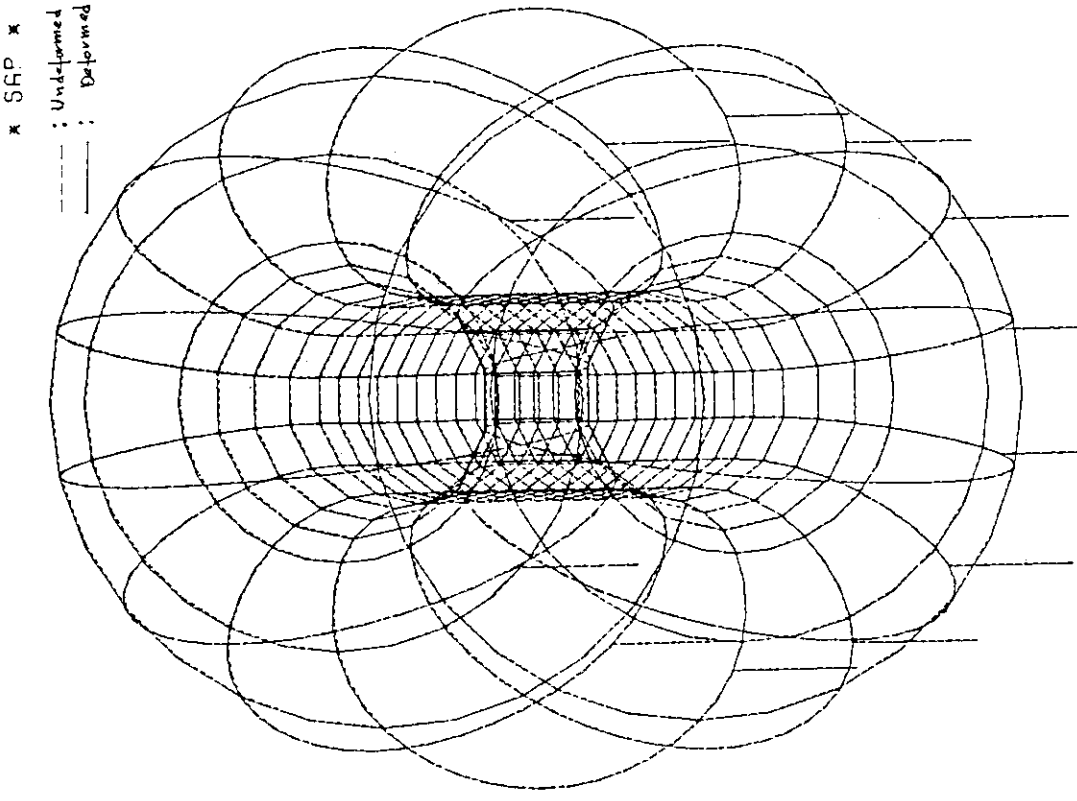


Fig. 7.5.4 Undeformed and deformed shapes of TF coil system (In a case of hoop)

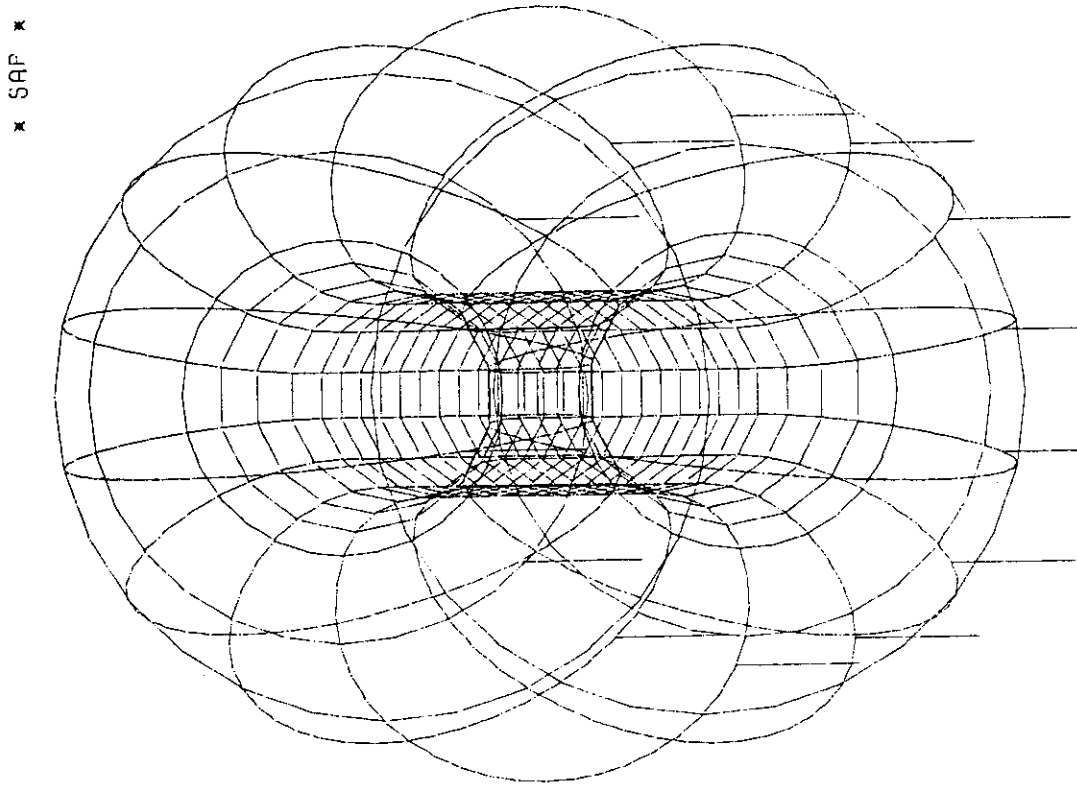


Fig. 7.5.3 Calculational model for stress analysis (Bird's eye view)

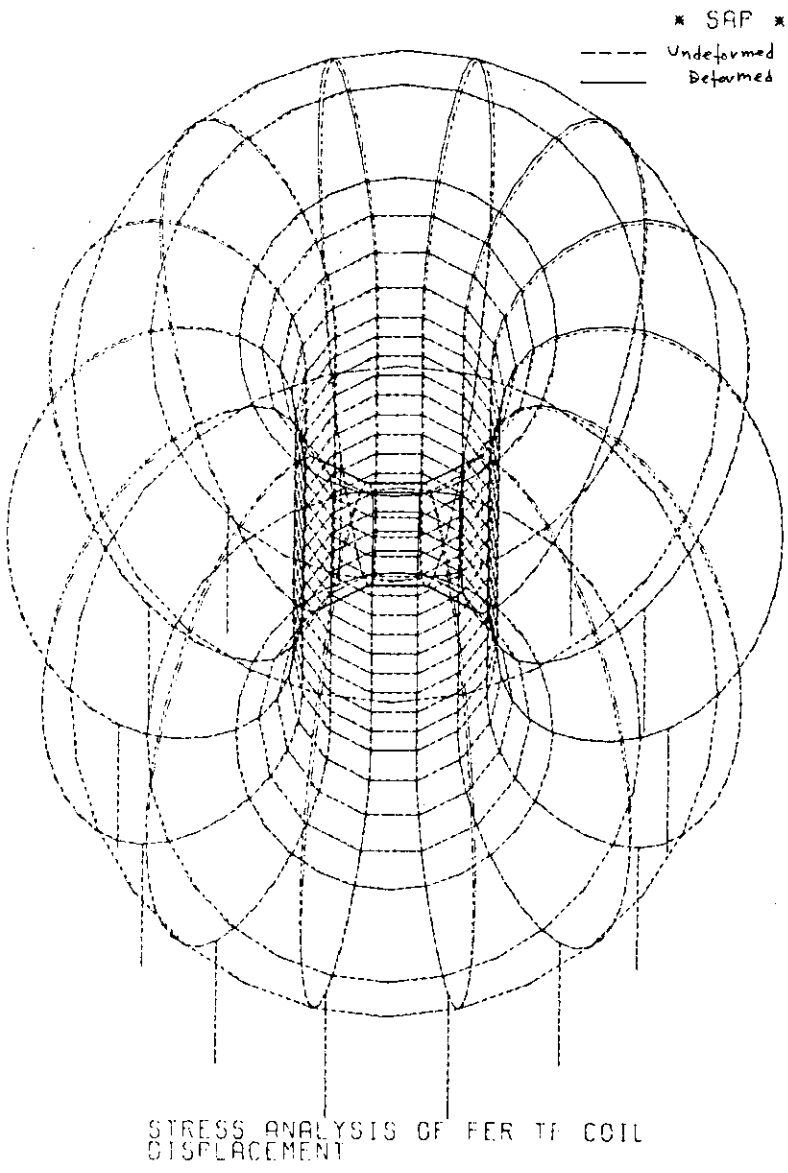


Fig. 7.5.5 Undeformed and deformed shapes of TF coil system (In a case of hoop and overturning forces)

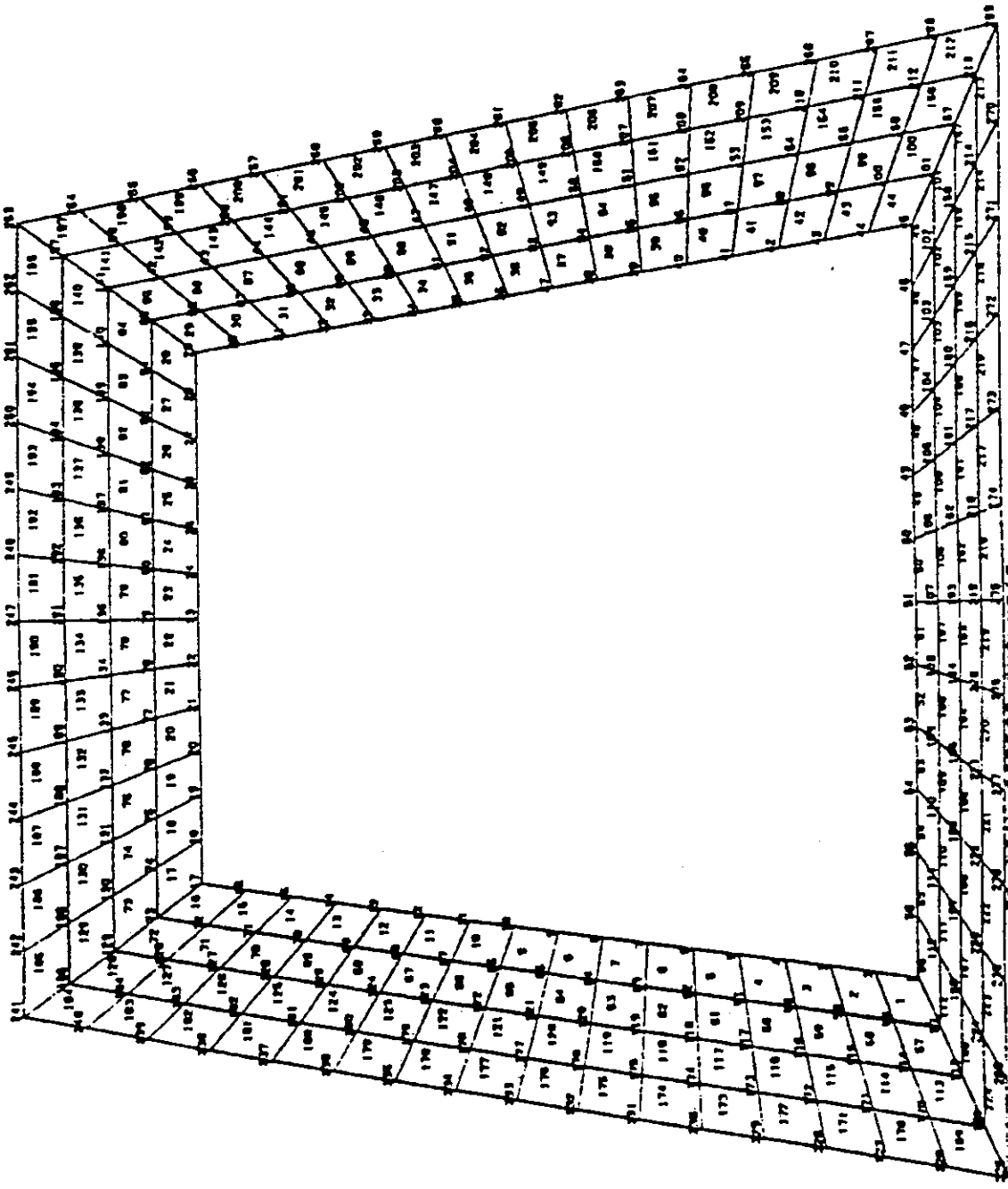


Fig. 7.5.6 Stress analysis model for cross section of TF coil (Inboard)

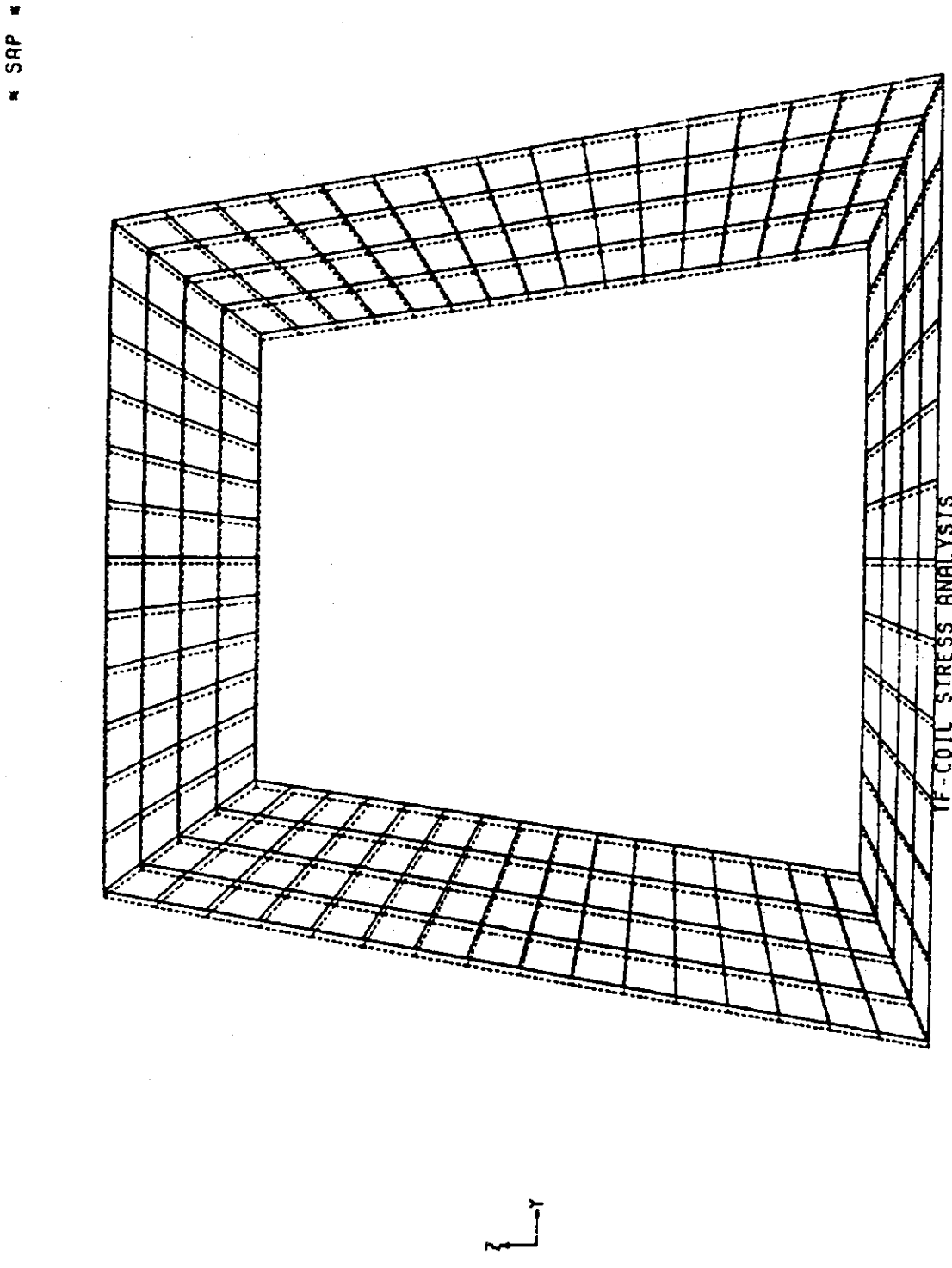


Fig. 7.5.7 Undeformed and deformed shapes of TFC cross section for hoop and overturning forces

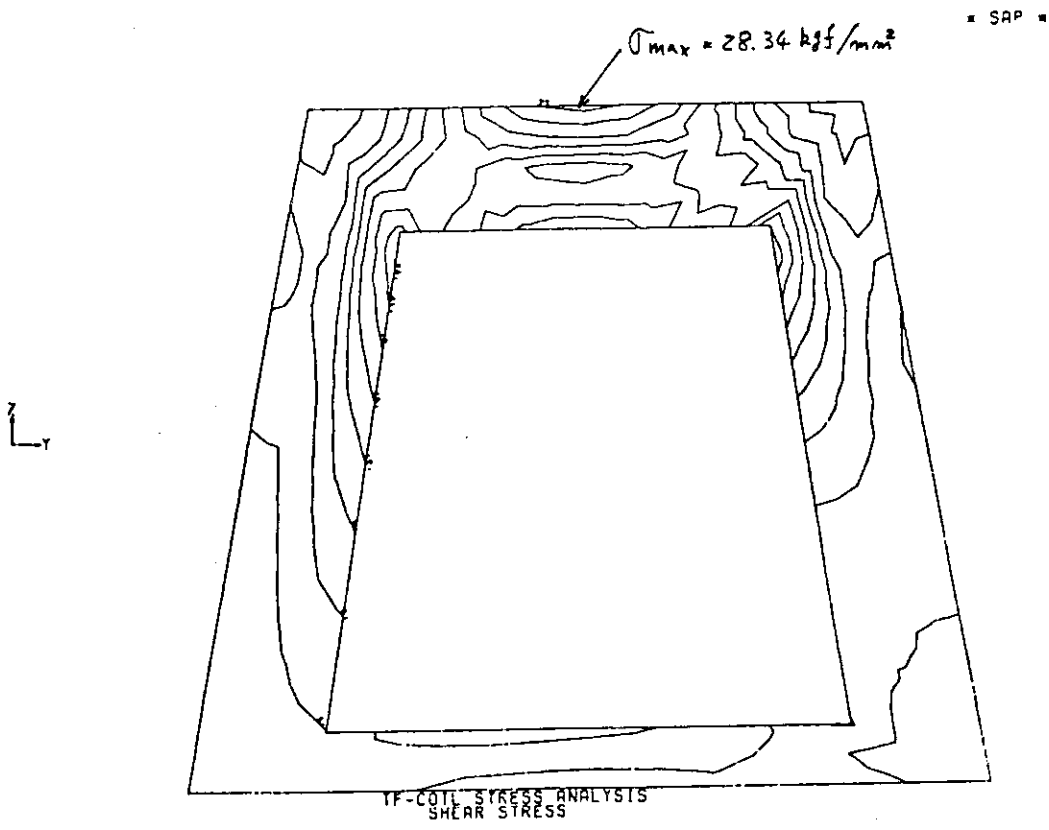


Fig. 7.5.8 Stress intensity distribution on TFC cross section for hoop and overturning forces

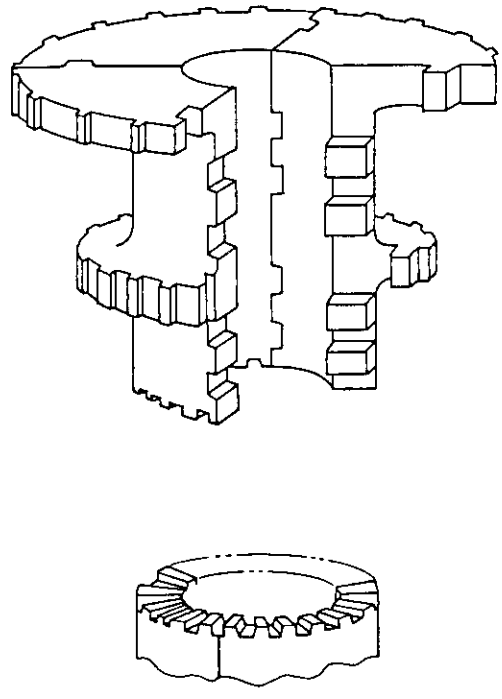
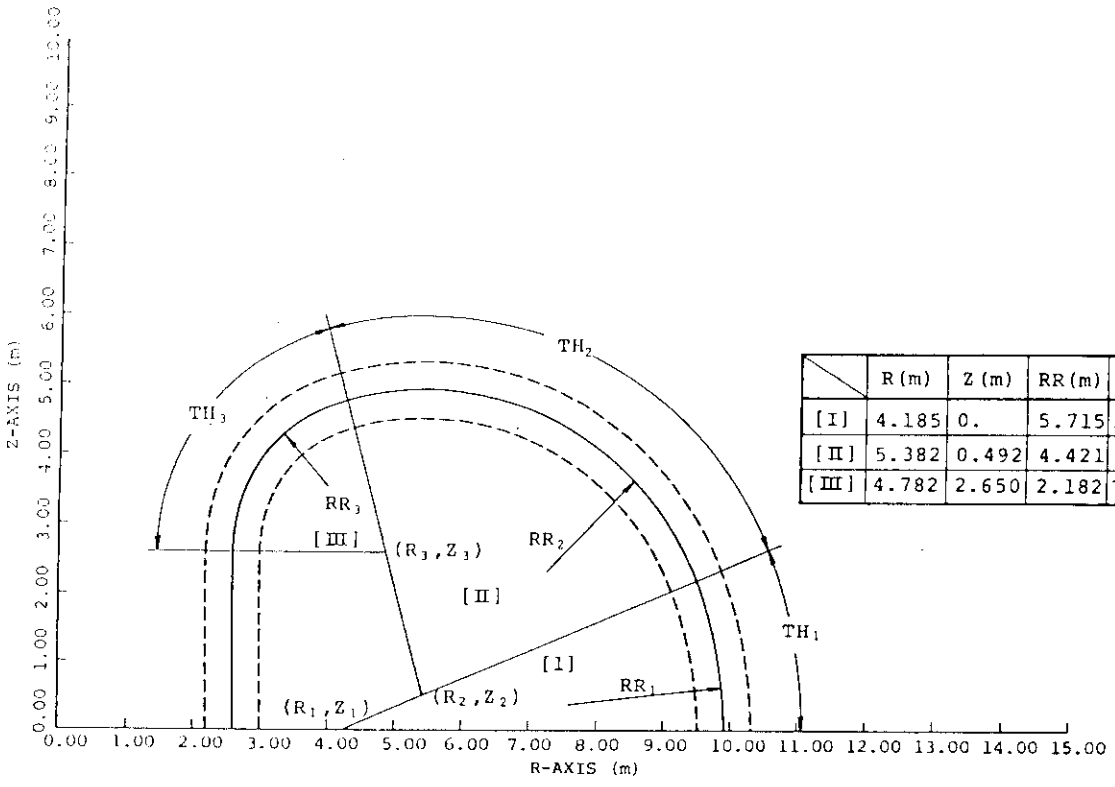


Fig. 7.5.9 Bucking cylinder on TFTR machine



	R(m)	Z(m)	RR(m)	TH (Deg)
[I]	4.185	0.	5.715	22.34
[II]	5.382	0.492	4.421	83.19
[III]	4.782	2.650	2.182	74.64

Fig. 7.6.1 Dimensions of toroidal coil

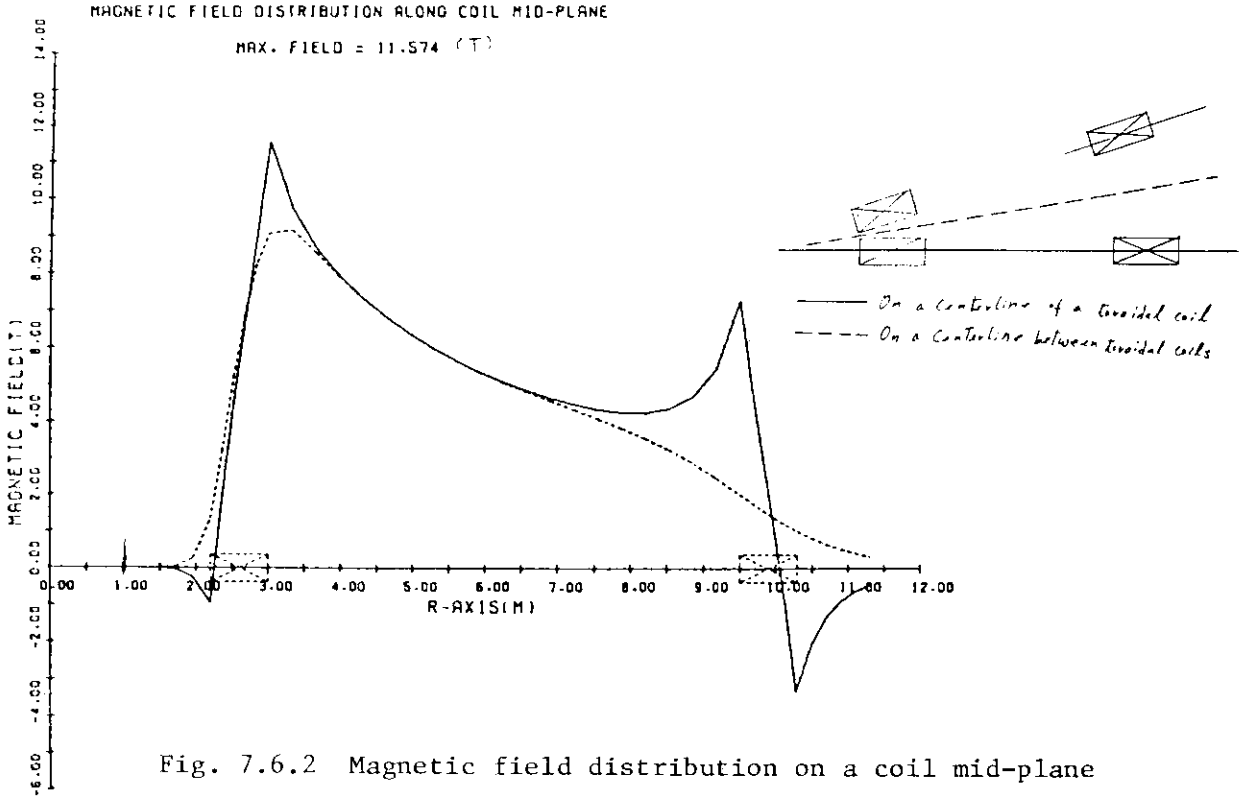


Fig. 7.6.2 Magnetic field distribution on a coil mid-plane

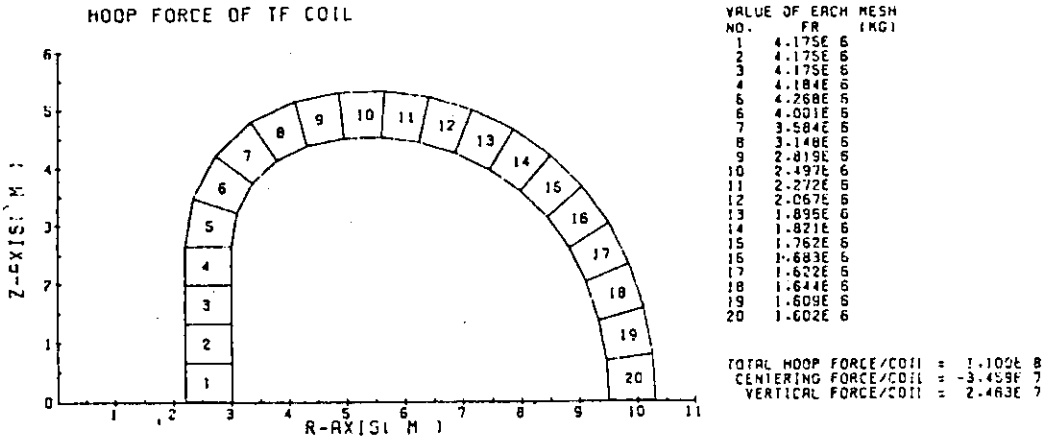


Fig. 7.6.3 Hoop force distribution of TF coil (Upper half)

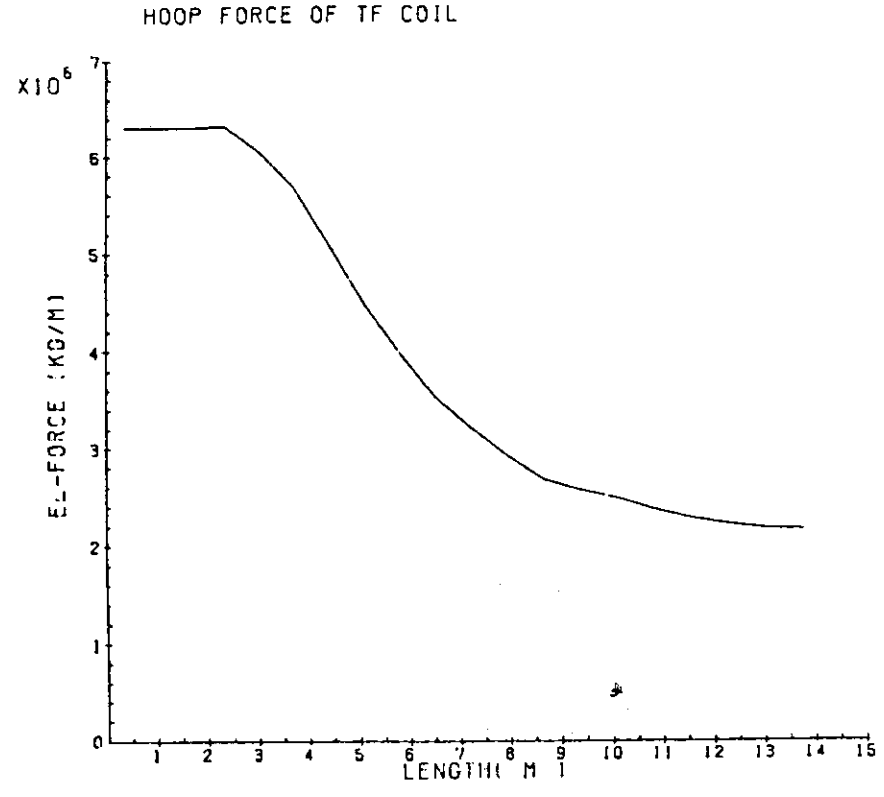
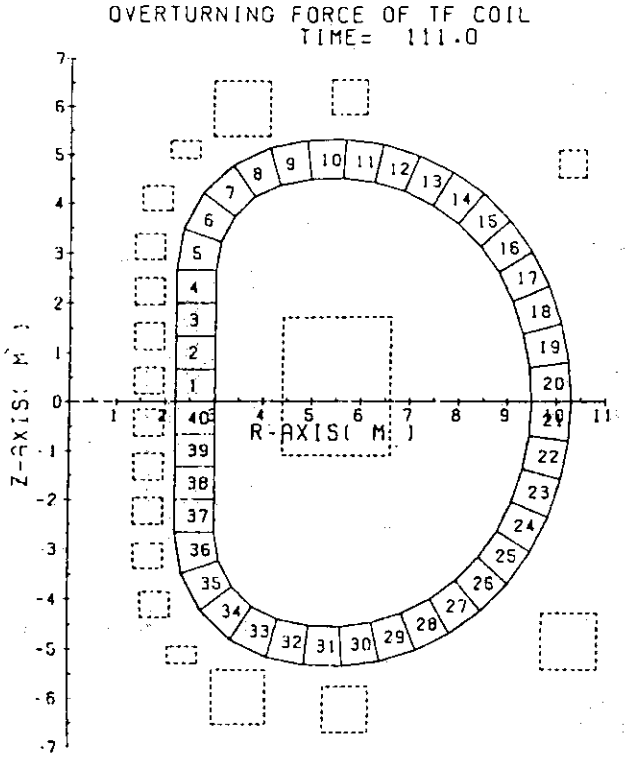


Fig. 7.6.4 Distribution of hoop force pre unit length along the coil perimeter

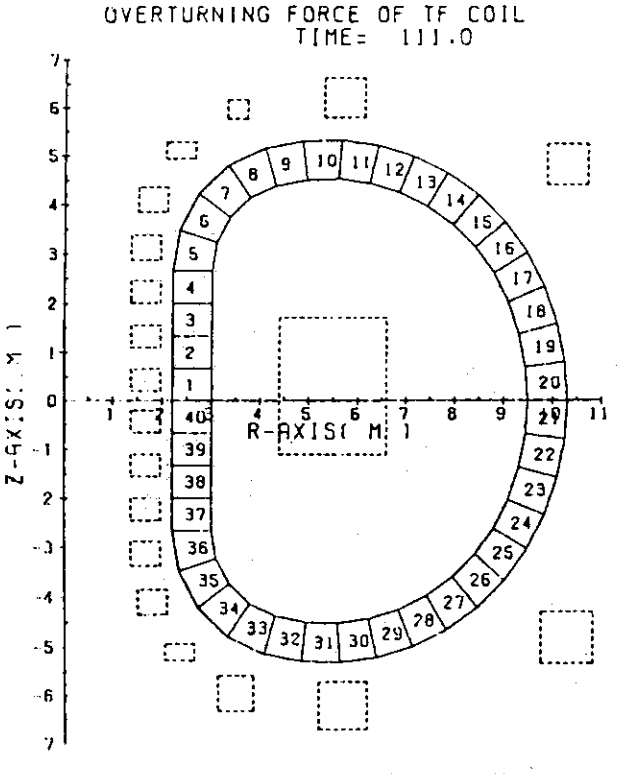


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-2.681E 4
2	-1.156E 5
3	-2.749E 5
4	-4.715E 5
5	-6.925E 5
6	-8.056E 5
7	-9.102E 5
8	-3.263E 5
9	6.424E 5
10	7.250E 5
11	4.655E 5
12	3.572E 5
13	3.525E 5
14	3.391E 5
15	2.619E 5
16	1.406E 5
17	7.825E 4
18	9.066E 4
19	1.328E 5
20	1.845E 5
21	2.410E 5
22	2.965E 5
23	3.293E 5
24	2.396E 5
25	-1.186E 5
26	-7.275E 5
27	-1.163E 6
28	-1.342E 6
29	-1.385E 6
30	-1.096E 6
31	-3.080E 5
32	1.403E 5
33	1.043E 6
34	1.459E 6
35	1.172E 6
36	9.128E 5
37	6.095E 5
38	3.708E 5
39	1.744E 5
40	6.418E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 1.059E 6
OVERTURNING MOMENT/COIL= 8.053E 6

Fig. 7.6.5 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 111 sec)



VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-8.243E 3
2	-5.187E 4
3	-1.460E 5
4	-2.561E 5
5	-3.467E 5
6	-3.228E 5
7	-3.637E 5
8	-4.296E 5
9	-4.353E 5
10	-1.729E 5
11	4.999E 5
12	7.702E 5
13	7.739E 5
14	6.908E 5
15	4.734E 5
16	1.689E 5
17	-4.853E 3
18	-3.007E 4
19	8.319E 3
20	6.207E 4
21	1.196E 5
22	1.745E 5
23	2.084E 5
24	1.400E 5
25	-1.562E 5
26	-6.621E 5
27	-1.027E 6
28	-1.180E 6
29	-1.205E 6
30	-8.484E 5
31	6.885E 4
32	4.777E 5
33	8.225E 5
34	9.214E 5
35	7.314E 5
36	5.898E 5
37	3.987E 5
38	2.382E 5
39	1.047E 5
40	3.944E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 8.358E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 9.936E 6

Fig. 7.6.6 Overturning force distribution on TF coil in case of single pumped limiter (t = 111 sec)

添付資料　7.A　ＴＦコイルの転倒力分布図

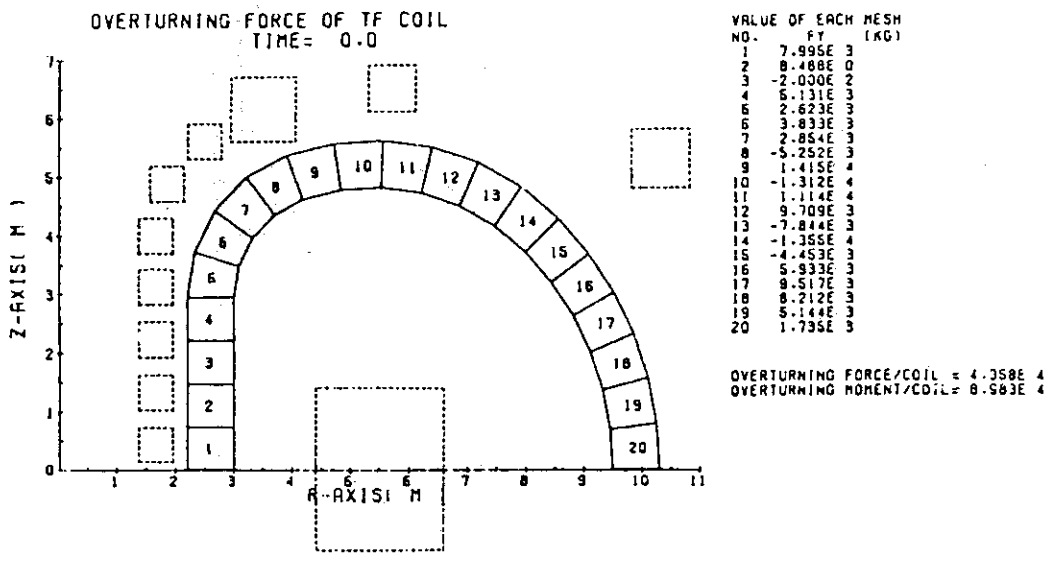


Fig. 7.A-1 Overturning force distribution of eack block on TF coil (t = 0.0 sec)

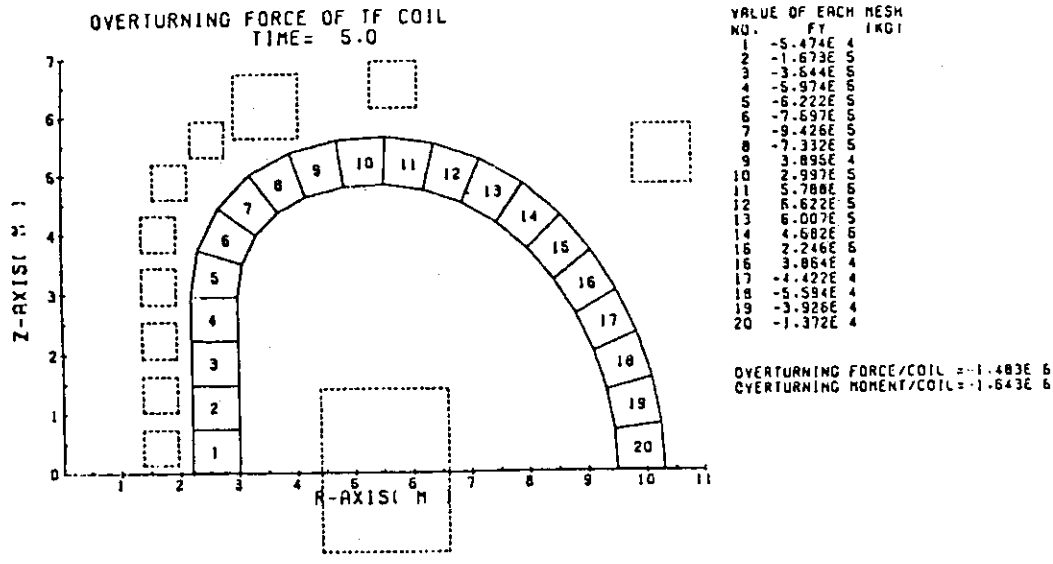


Fig. 7.A-2 Overturning force distribution of each block on TF coil (t = 5.0 sec)

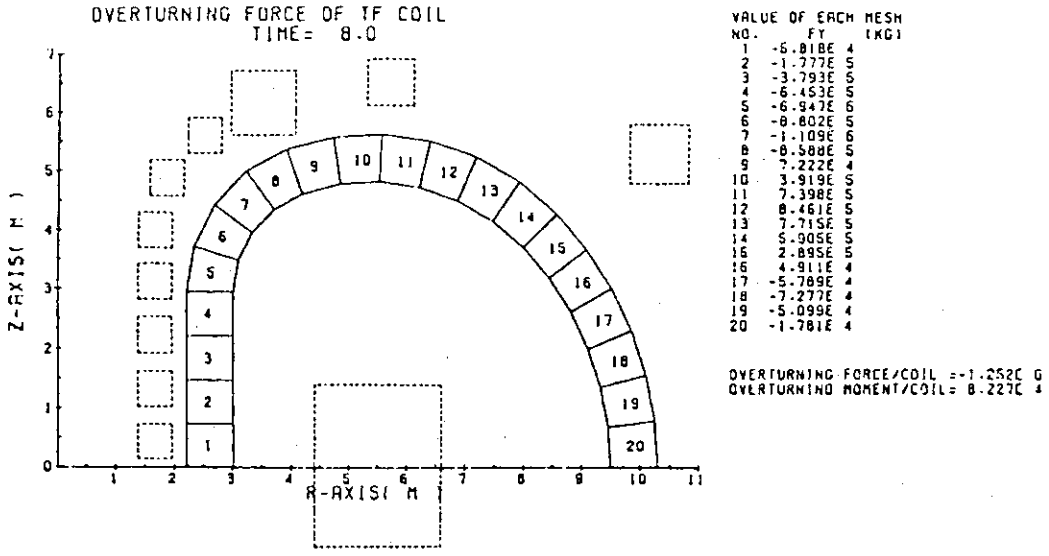


Fig. 7.A-3 Overturning force distribution of each block on TF coil (t = 8.0 sec)

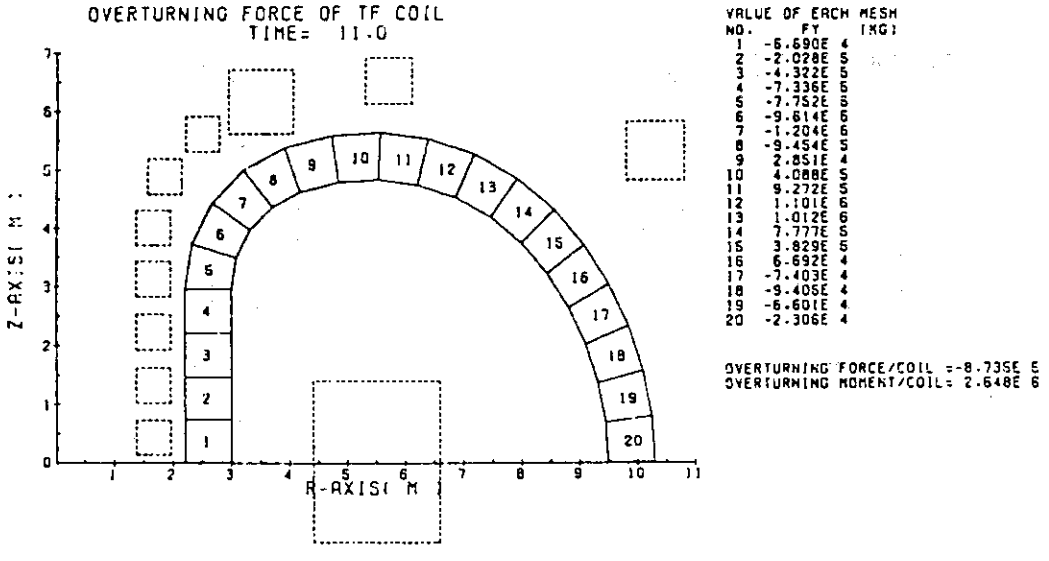


Fig. 7.A-4 Overturning force distribution of each block on TF coil (t = 11 sec)

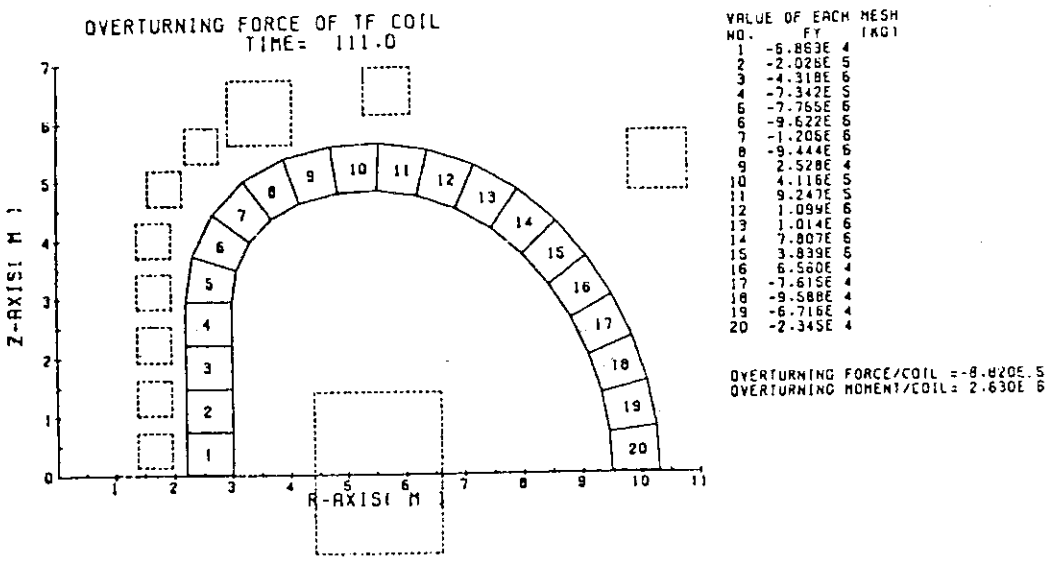


Fig. 7.A-5 Overturning force distribution of each block on TF coil (t = 111 sec)

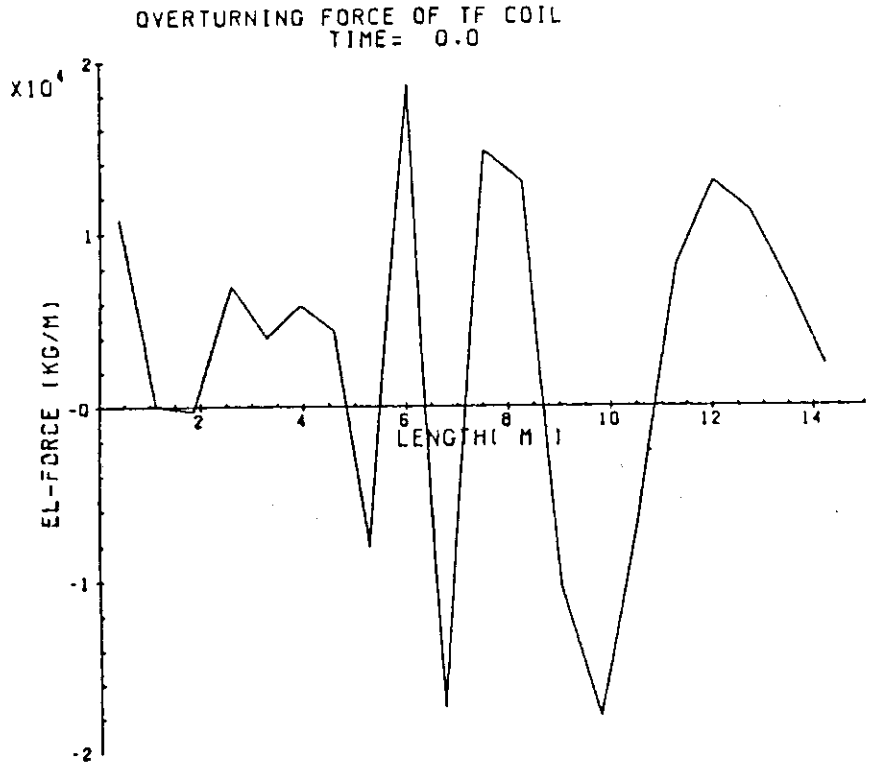


Fig. 7.A-6 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 0.0 sec)

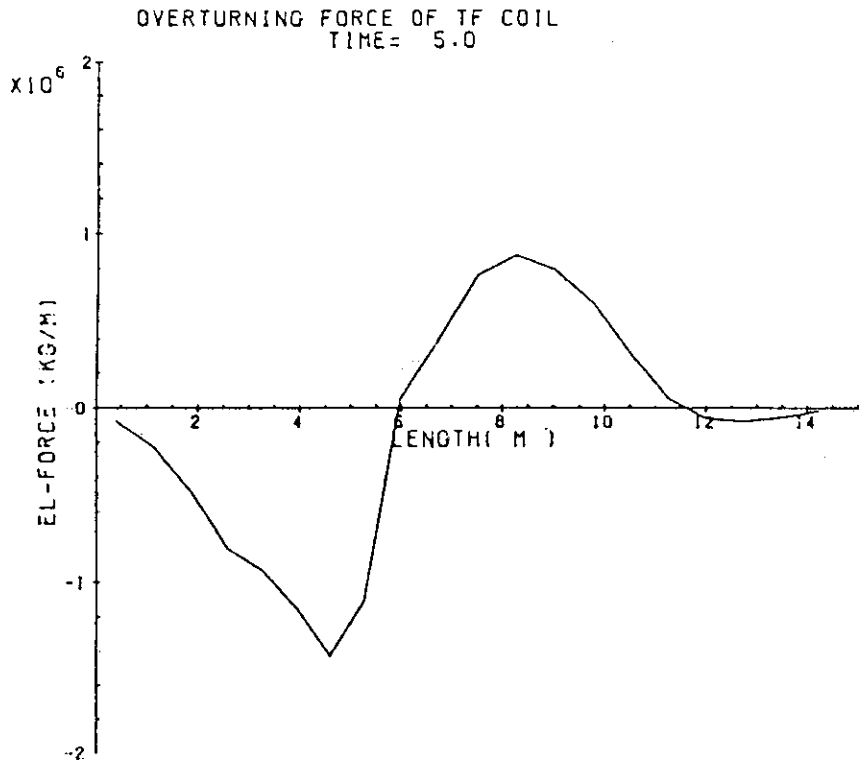


Fig. 7.A-7 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 5 sec)

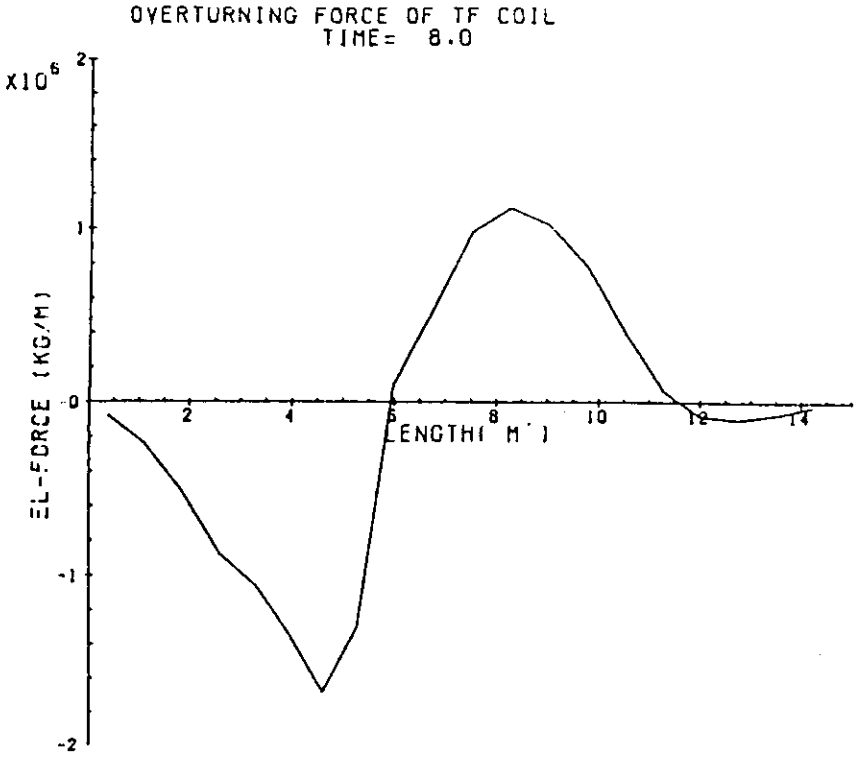


Fig. 7.A-8 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 8.0 sec)

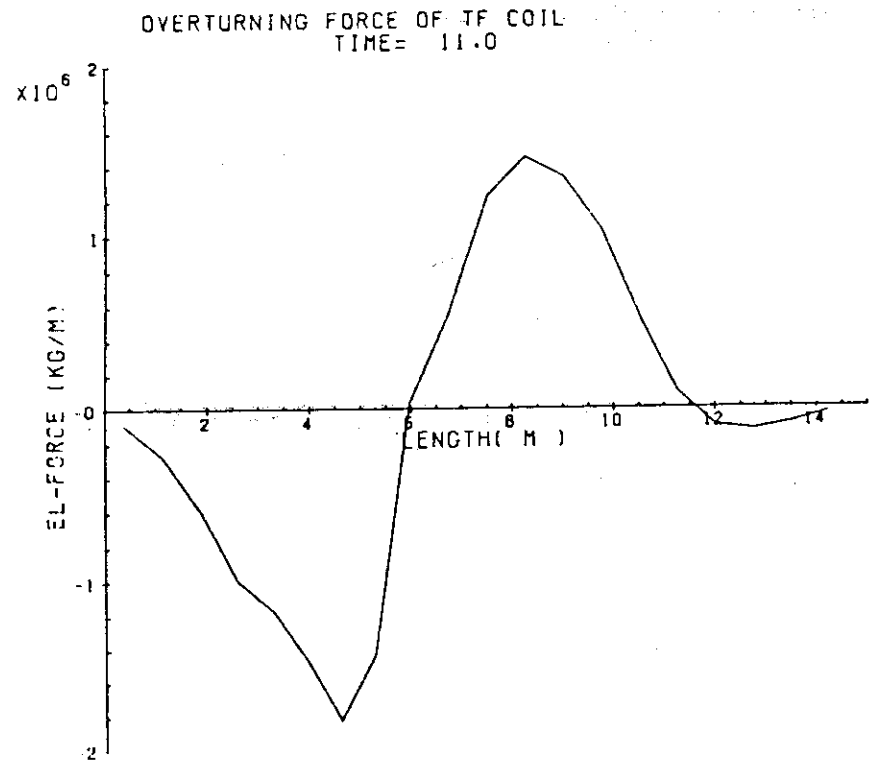


Fig. 7.A-9 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 11 sec)

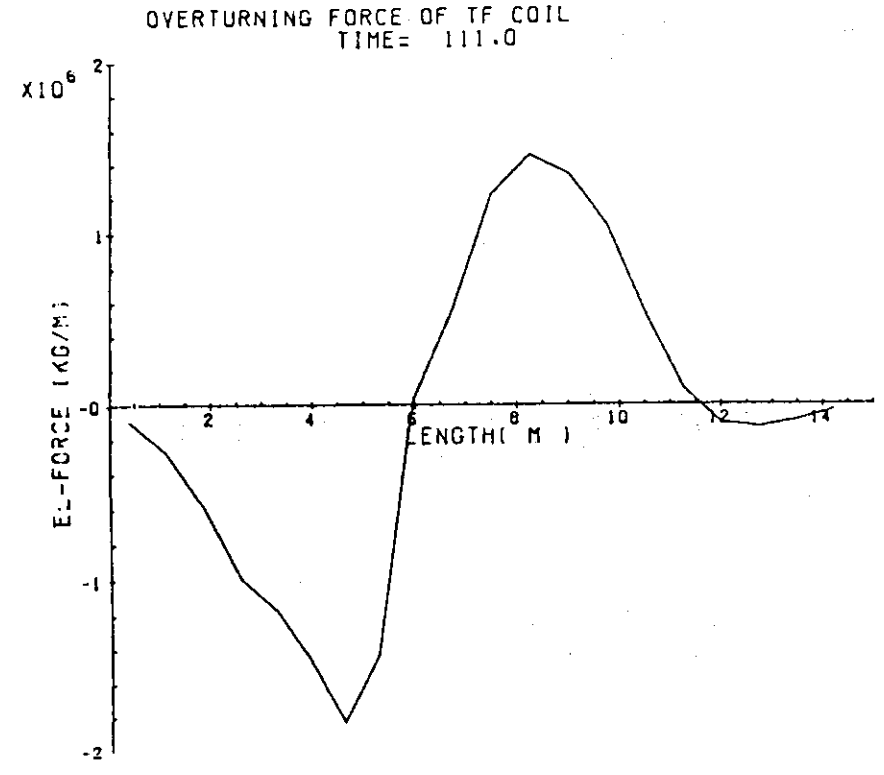
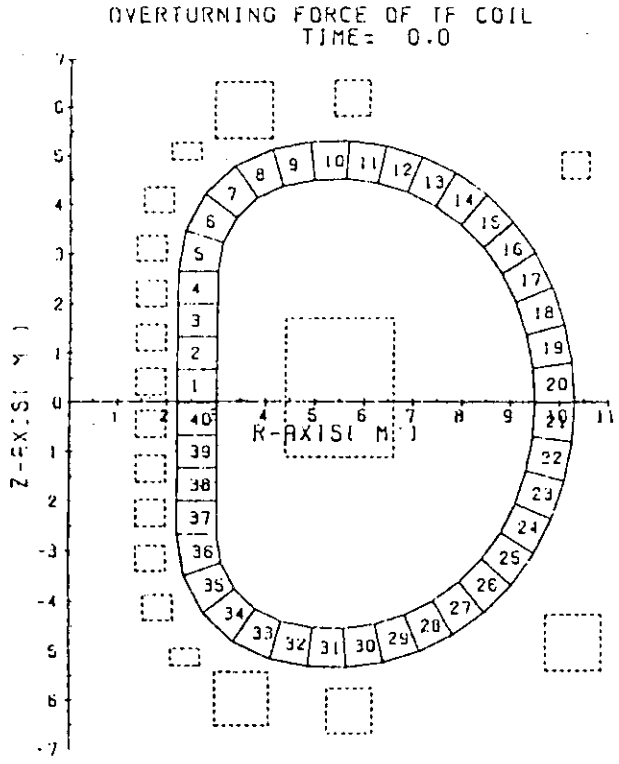


Fig. 7.A-10 Distribution of overturning force per unit length along the coil perimeter (t = 111 sec)

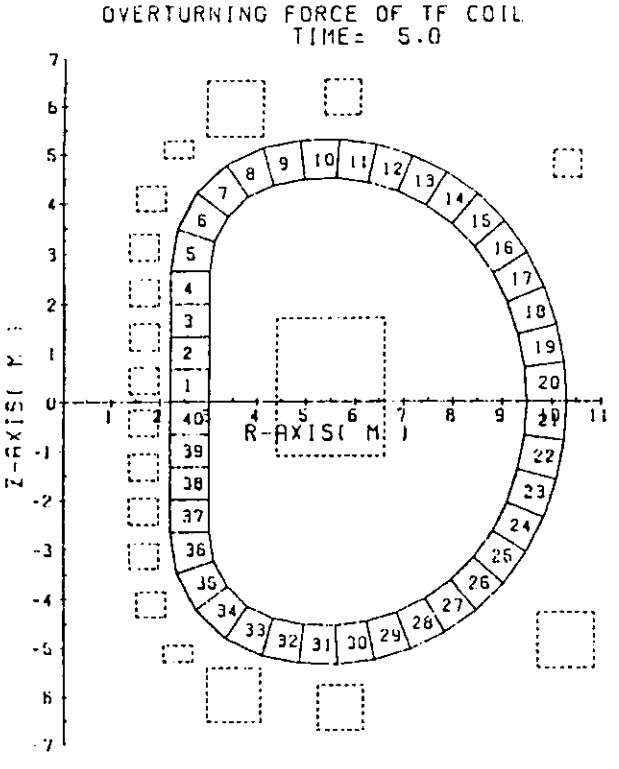


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-1.594E 3
2	-9.349E 3
3	1.115E 4
4	5.836E 3
5	8.349E 3
6	1.061E 4
7	4.327E 3
8	6.771E 3
9	1.655E 4
10	-3.262E 3
11	1.246E 4
12	6.802E 3
13	-9.653E 3
14	-1.836E 4
15	-1.312E 4
16	1.549E 3
17	9.476E 3
18	9.451E 3
19	5.999E 3
20	2.026E 3
21	-2.031E 3
22	-6.026E 3
23	-9.431E 3
24	-9.454E 3
25	-1.531E 3
26	1.318E 4
27	1.835E 4
28	9.600E 3
29	-6.818E 3
30	-1.213E 4
31	3.200E 3
32	-1.644E 4
33	-7.290E 3
34	-4.351E 3
35	-1.064E 4
36	-8.369E 3
37	-5.849E 3
38	-1.116E 4
39	9.335E 3
40	1.580E 3

OVERTURNING FORCE/COIL =-2.663E 2
OVERTURNING MOMENT/COIL= 3.603E 5

Fig. 7.A-11 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 0 sec)

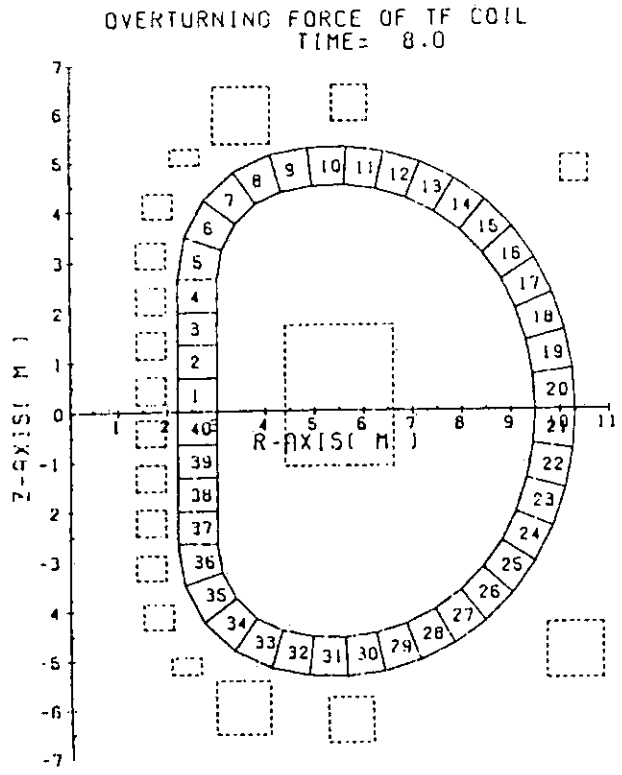


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-5.974E 4
2	-1.680E 5
3	-3.308E 5
4	-5.464E 5
5	-7.686E 5
6	-8.514E 5
7	-9.393E 5
8	-3.152E 5
9	6.866E 5
10	6.384E 5
11	7.600E 4
12	-1.662E 5
13	-1.859E 5
14	-1.454E 5
15	-4.273E 4
16	9.927E 4
17	1.901E 5
18	2.351E 5
19	2.549E 5
20	2.746E 5
21	2.990E 5
22	3.255E 5
23	3.386E 5
24	2.634E 5
25	3.409E 3
26	-4.339E 5
27	-7.478E 5
28	-8.810E 5
29	-9.241E 5
30	-7.676E 5
31	-3.066E 5
32	-1.294E 4
33	7.877E 5
34	1.193E 6
35	1.003E 6
36	8.618E 5
37	6.046E 5
38	3.606E 5
39	1.708E 5
40	4.663E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 1.197E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 7.522E 6

Fig. 7.A-12 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 5.0 sec)

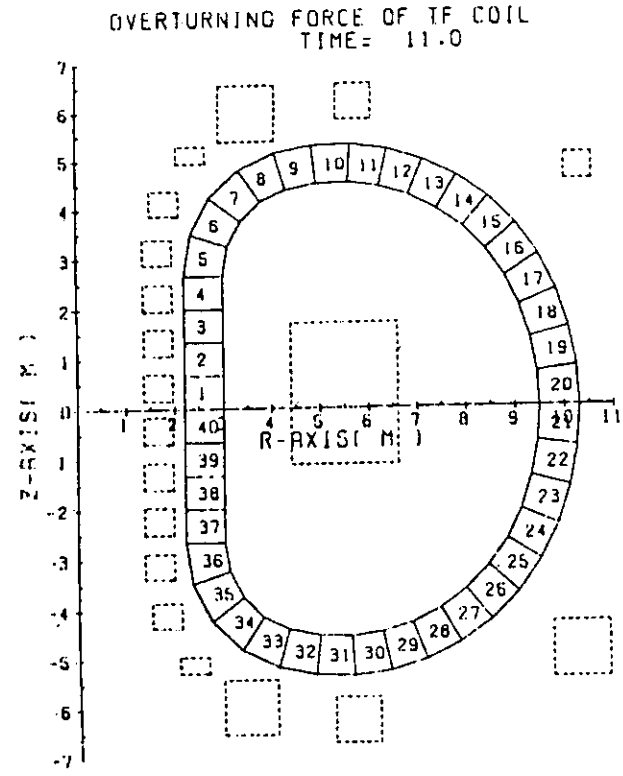


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-3.810E 4
2	-1.415E 5
3	-3.046E 5
4	-5.191E 5
5	-7.409E 5
6	-8.274E 5
7	-9.081E 5
8	-2.317E 5
9	8.453E 5
10	8.321E 5
11	3.023E 5
12	8.108E 4
13	6.869E 4
14	8.590E 4
15	9.704E 4
16	1.016E 5
17	1.126E 5
18	1.407E 5
19	1.731E 5
20	2.099E 5
21	2.510E 5
22	2.924E 5
23	3.161E 5
24	2.373E 5
25	-6.242E 4
26	-5.701E 5
27	-9.337E 5
28	-1.086E 6
29	-1.132E 6
30	-9.448E 5
31	-4.019E 5
32	-5.032E 4
33	8.935E 5
34	1.367E 6
35	1.127E 6
36	9.215E 5
37	6.331E 5
38	3.825E 5
39	1.868E 5
40	6.453E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 8.313E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 2.478E 6

Fig. 7.A-13 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 8.0 sec)

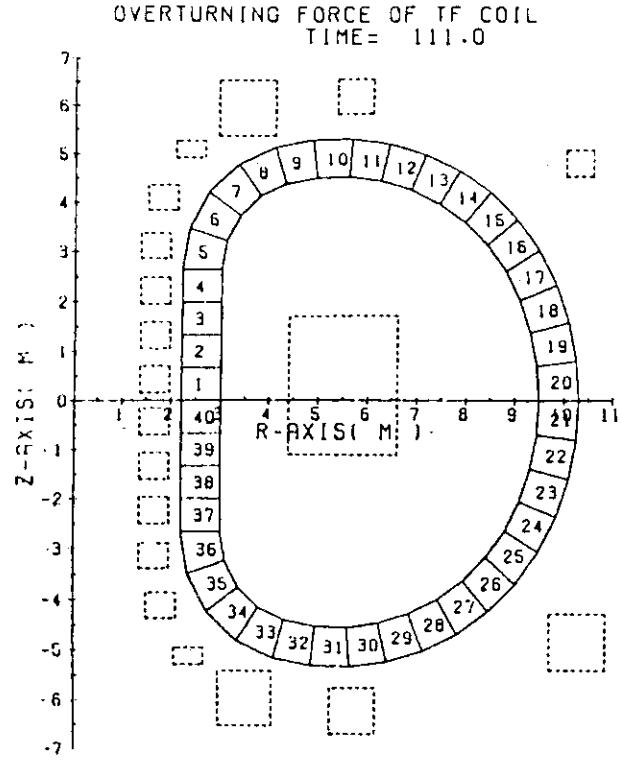


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-2.691E 4
2	-1.174E 5
3	-2.722E 5
4	-4.699E 5
5	-6.907E 5
6	-8.037E 5
7	-9.098E 5
8	-3.264E 5
9	6.455E 5
10	7.237E 5
11	4.676E 5
12	3.580E 5
13	3.496E 5
14	3.343E 5
15	2.582E 5
16	1.402E 5
17	7.949E 4
18	9.179E 4
19	1.331E 5
20	1.838E 5
21	2.392E 5
22	2.937E 5
23	3.256E 5
24	2.361E 5
25	-1.192E 5
26	-7.230E 5
27	-1.156E 6
28	-1.337E 6
29	-1.383E 6
30	-1.096E 6
31	-3.047E 5
32	1.390E 5
33	1.044E 6
34	1.460E 6
35	1.171E 6
36	9.115E 5
37	6.083E 5
38	3.685E 5
39	1.766E 5
40	6.472E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 1.067E 6
OVERTURNING MOMENT/COIL= 7.995E 6

Fig. 7.A-14 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 11 sec)

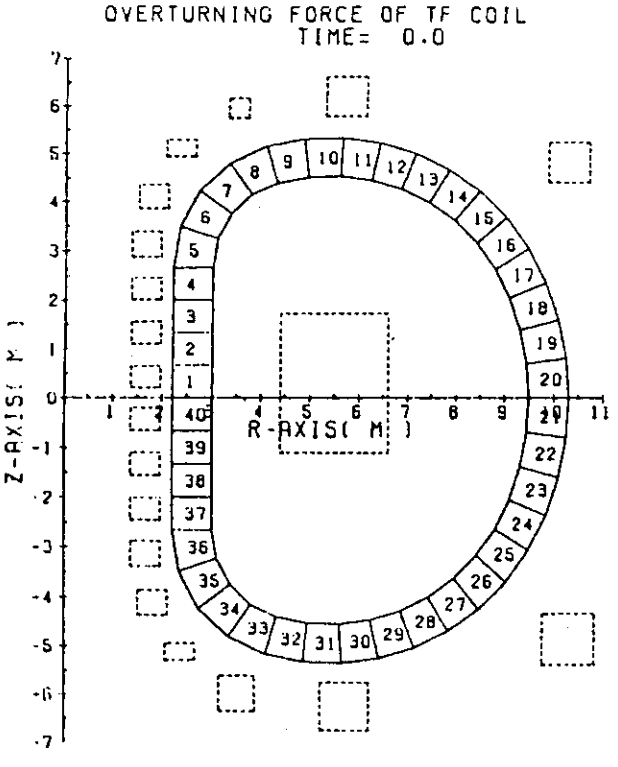


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-2.681E 4
2	-1.156E 5
3	-2.749E 5
4	-4.715E 5
5	-6.925E 5
6	-8.056E 5
7	-9.102E 5
8	-3.263E 5
9	6.424E 5
10	7.250E 5
11	4.655E 5
12	3.572E 5
13	3.525E 5
14	3.391E 5
15	2.619E 5
16	1.406E 5
17	7.825E 4
18	9.066E 4
19	1.328E 5
20	1.845E 5
21	2.410E 5
22	2.965E 5
23	3.293E 5
24	2.396E 5
25	-1.186E 5
26	-7.275E 5
27	-1.163E 6
28	-1.342E 6
29	-1.385E 6
30	-1.096E 6
31	-3.080E 5
32	1.403E 5
33	1.043E 6
34	1.459E 6
35	1.172E 6
36	9.128E 5
37	6.095E 5
38	3.708E 5
39	1.744E 5
40	6.418E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 1.059E 6
OVERTURNING MOMENT/COIL= 8.053E 6

Fig. 7.A-15 Overturning force distribution on TF coil in case of single null divertor (t = 111 sec)

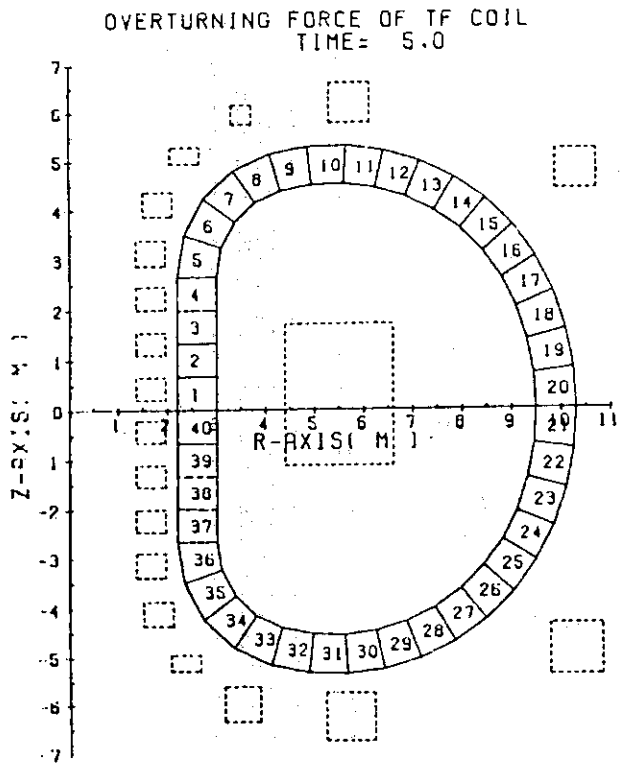


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	1.500E 3
2	-2.418E 3
3	1.274E 4
4	6.666E 3
5	8.165E 3
6	1.009E 4
7	4.328E 3
8	1.012E 4
9	1.606E 4
10	-3.744E 3
11	1.199E 4
12	6.592E 3
13	-9.785E 3
14	-1.845E 4
15	-1.322E 4
16	1.474E 3
17	9.424E 3
18	9.402E 3
19	6.011E 3
20	2.005E 3
21	-2.031E 3
22	-6.017E 3
23	-9.429E 3
24	-9.460E 3
25	-1.510E 3
26	1.319E 4
27	1.840E 4
28	9.682E 3
29	-6.691E 3
30	-1.180E 4
31	3.468E 3
32	-1.606E 4
33	-9.286E 3
34	-4.185E 3
35	-1.006E 4
36	-8.158E 3
37	-6.651E 3
38	-1.271E 4
39	2.442E 3
40	-1.475E 3

OVERTURNING FORCE/COIL = 5.978E 2
OVERTURNING MOMENT/COIL= 3.881E 5

Fig. 7.A-16 Overturning force distribution on TF coil in case of single pumped limiter (t = 0.0 sec)

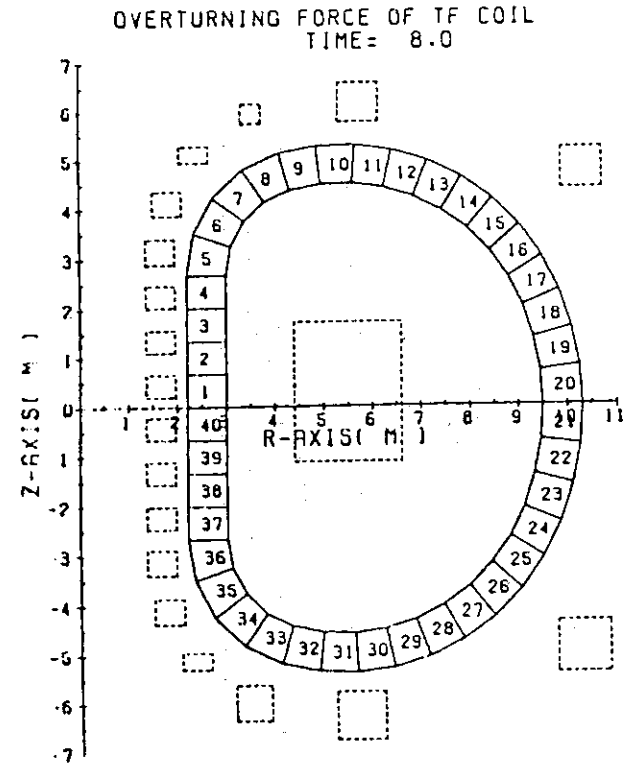


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-2.047E 4
2	-8.300E 4
3	-1.867E 5
4	-3.241E 6
5	-4.007E 5
6	-3.067E 5
7	-2.881E 6
8	-2.342E 5
9	-1.362E 5
10	-2.215E 4
11	2.475E 5
12	3.509E 5
13	3.464E 5
14	3.086E 5
15	2.160E 5
16	8.779E 4
17	1.615E 4
18	9.995E 3
19	3.170E 4
20	6.071E 4
21	9.198E 4
22	1.221E 5
23	1.406E 5
24	9.965E 4
25	-7.109E 4
26	-3.622E 5
27	-5.736E 5
28	-6.659E 5
29	-6.909E 5
30	-5.219E 5
31	-6.360E 4
32	1.597E 5
33	5.166E 5
34	6.906E 5
35	6.015E 5
36	5.762E 5
37	4.266E 5
38	2.537E 5
39	1.185E 5
40	3.970E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 5.606E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 1.026E 6

Fig. 7.A-17 Overturning force distribution on TF coil in case of single pumped limiter (t = 5.0 sec)

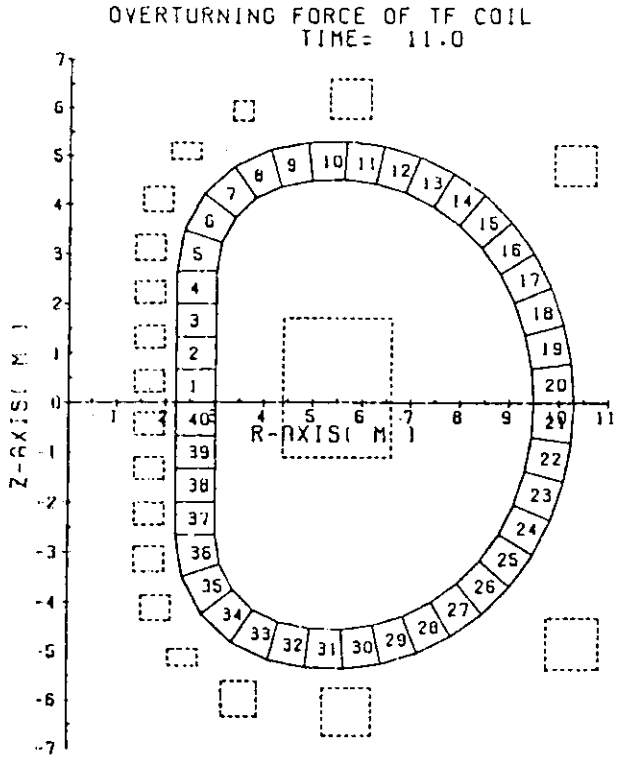


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-1.464E 4
2	-6.969E 4
3	-1.691E 5
4	-2.953E 6
5	-3.781E 5
6	-3.124E 5
7	-3.188E 5
8	-3.146E 5
9	-2.590E 5
10	-8.392E 4
11	3.603E 5
12	5.348E 5
13	5.322E 5
14	4.740E 5
15	3.276E 5
16	1.240E 5
17	8.791E 3
18	-5.338E 3
19	2.373E 4
20	6.359E 4
21	1.064E 5
22	1.475E 5
23	1.726E 5
24	1.191E 5
25	-1.084E 5
26	-4.966E 5
27	-7.780E 5
28	-8.990E 5
29	-9.260E 5
30	-6.754E 5
31	-1.332E 4
32	2.909E 5
33	6.534E 5
34	8.013E 5
35	6.658E 5
36	5.884E 5
37	4.184E 5
38	2.480E 5
39	1.139E 5
40	3.994E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 6.970E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 5.151E 6

Fig. 7.A-18 Overturning force distribution on TF coil in case of single pumped limiter (t = 8.0 sec)

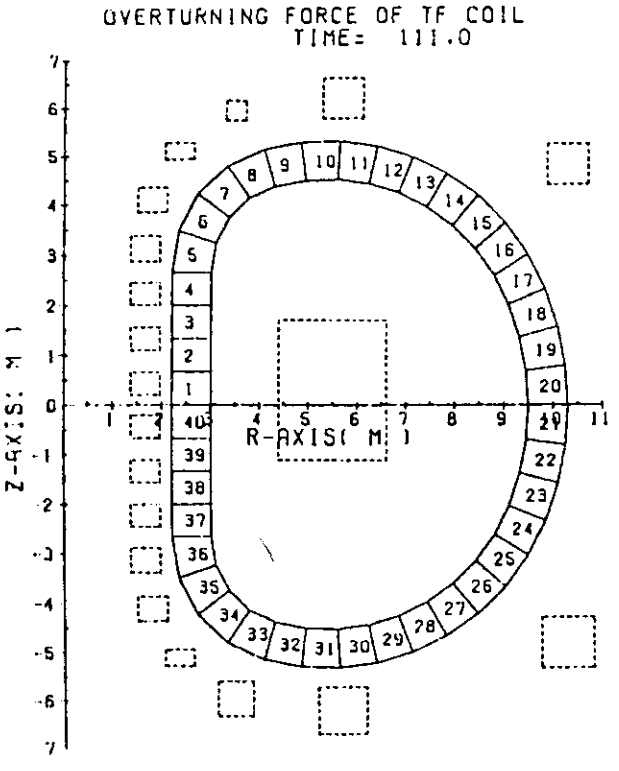


VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-7.899E 3
2	-5.238E 4
3	-1.431E 5
4	-2.546E 5
5	-3.448E 5
6	-3.205E 5
7	-3.626E 5
8	-4.272E 5
9	-4.317E 5
10	-1.737E 5
11	5.025E 5
12	7.716E 5
13	7.717E 5
14	6.867E 5
15	4.705E 5
16	1.692E 5
17	-2.765E 3
18	-2.799E 4
19	9.652E 3
20	6.252E 4
21	1.192E 5
22	1.732E 5
23	2.063E 5
24	1.379E 5
25	-1.565E 5
26	-6.592E 5
27	-1.023E 6
28	-1.178E 6
29	-1.206E 6
30	-8.510E 5
31	6.956E 4
32	4.740E 5
33	8.203E 5
34	9.204E 5
35	7.291E 5
36	5.879E 5
37	3.971E 5
38	2.353E 5
39	1.053E 5
40	3.910E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 8.360E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 1.003E 7

Fig. 7.A-19 Overturning force distribution on TF coil in case of single pumped limiter (t = 11 sec)



VALUE OF EACH MESH

NO.	FY (KG)
1	-8.243E 3
2	-5.187E 4
3	-1.460E 5
4	-2.561E 5
5	-3.467E 5
6	-3.228E 5
7	-3.637E 5
8	-4.296E 5
9	-4.353E 5
10	-1.729E 5
11	4.999E 5
12	7.702E 5
13	7.739E 5
14	6.908E 5
15	4.734E 5
16	1.689E 5
17	-4.853E 3
18	-3.007E 4
19	8.319E 3
20	6.207E 4
21	1.196E 5
22	1.745E 5
23	2.084E 5
24	1.400E 5
25	-1.562E 5
26	-6.621E 5
27	-1.027E 6
28	-1.180E 6
29	-1.205E 6
30	-8.484E 5
31	6.885E 4
32	4.777E 5
33	8.225E 5
34	9.214E 5
35	7.314E 5
36	5.898E 5
37	3.987E 5
38	2.382E 5
39	1.047E 5
40	3.944E 4

OVERTURNING FORCE/COIL = 8.358E 5
OVERTURNING MOMENT/COIL= 9.936E 6

Fig. 7.A-20 Overturning force distribution on TF coil in case of Single pumped limiter (t = 111 sec)

7.B　TFCヘリウム容器の3次元ズーミング

7.5.2でTFコイルのヘリウム容器Inboard断面について，全体解析結果を用いた2次元ズーミング解析を行なった。

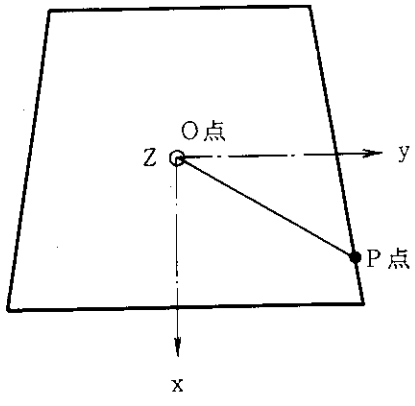
2次元解析のため，軸方向応力と断面内応力の合成は単純合計であったので，若干安全側評価を行なっている。

そこで，全体解析結果のIndoard部における変形量（回転変位量も含む）を，支持棚間のヘリウム容器（直管モデル）の両端部に直接入力し，3次元ズーミング解析を行ない，先の2次元解析結果と比較を行なった。

7B.1　解析モデル

Fig.7B.-1に解析モデルを示す。ヘリウム容器は板要素でモデル化し，上下両端部の節点に全体解析より求められた変形量を入力した。

全体解析ではコイルをコイル断面中心を通る梁でモデル化したので，出力された変位量，回転量（δ_x, δ_y, δ_z, θ_x, θ_y, θ_z）は，断面内中心位置での変位量，回転量であるので，ヘリウム容器節点での値に換算して入力する必要がある。



0点が上記値で変形したとき，ヘリウム容器上のP点の変形量を以下のように考える。(但し，容器断面は変形しないとする)

$$\begin{cases} d_x = \delta_x + y\theta_z \\ d_y = \delta_y + x\theta_z \\ d_z = \delta_z + y\theta_x - x\theta_y \\ \varphi_x = \theta_x \\ \varphi_y = \theta_y \\ \varphi_z = \theta_z \end{cases}$$

ここで，$d_x, d_y, d_z, \varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$は，x, y, z軸に対するP点の変位量，回転量を示す。

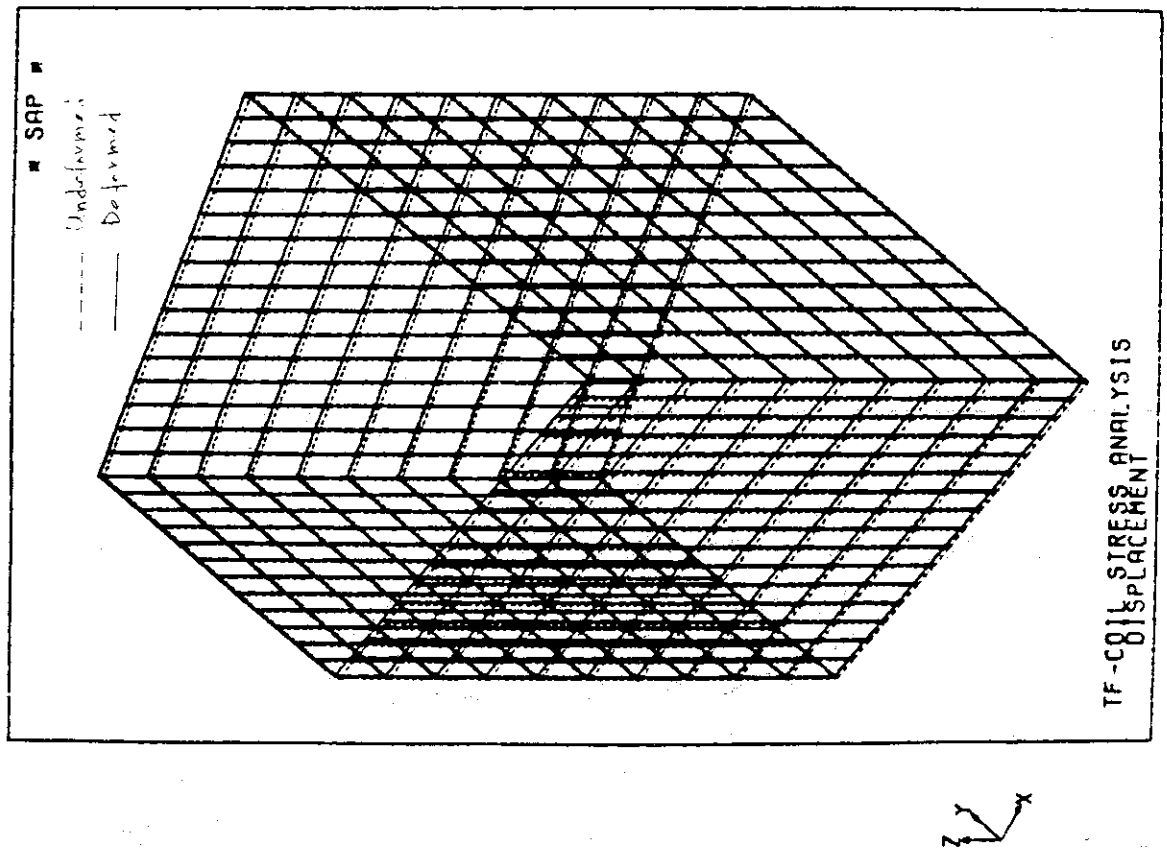


Fig. 7.B-2 Undeformed and deformed shapes of inboard helium vessel

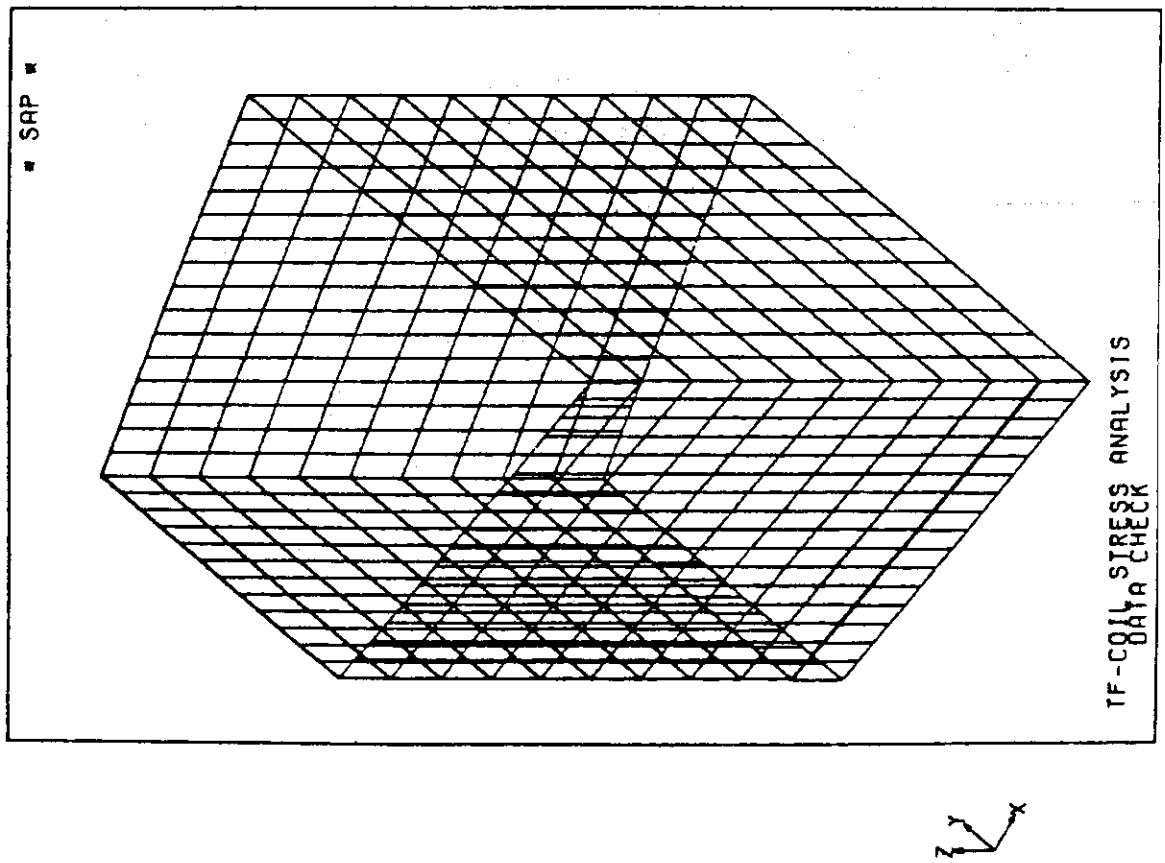


Fig. 7.B-1 Stress analysis model for inboard region of TF helium vessel

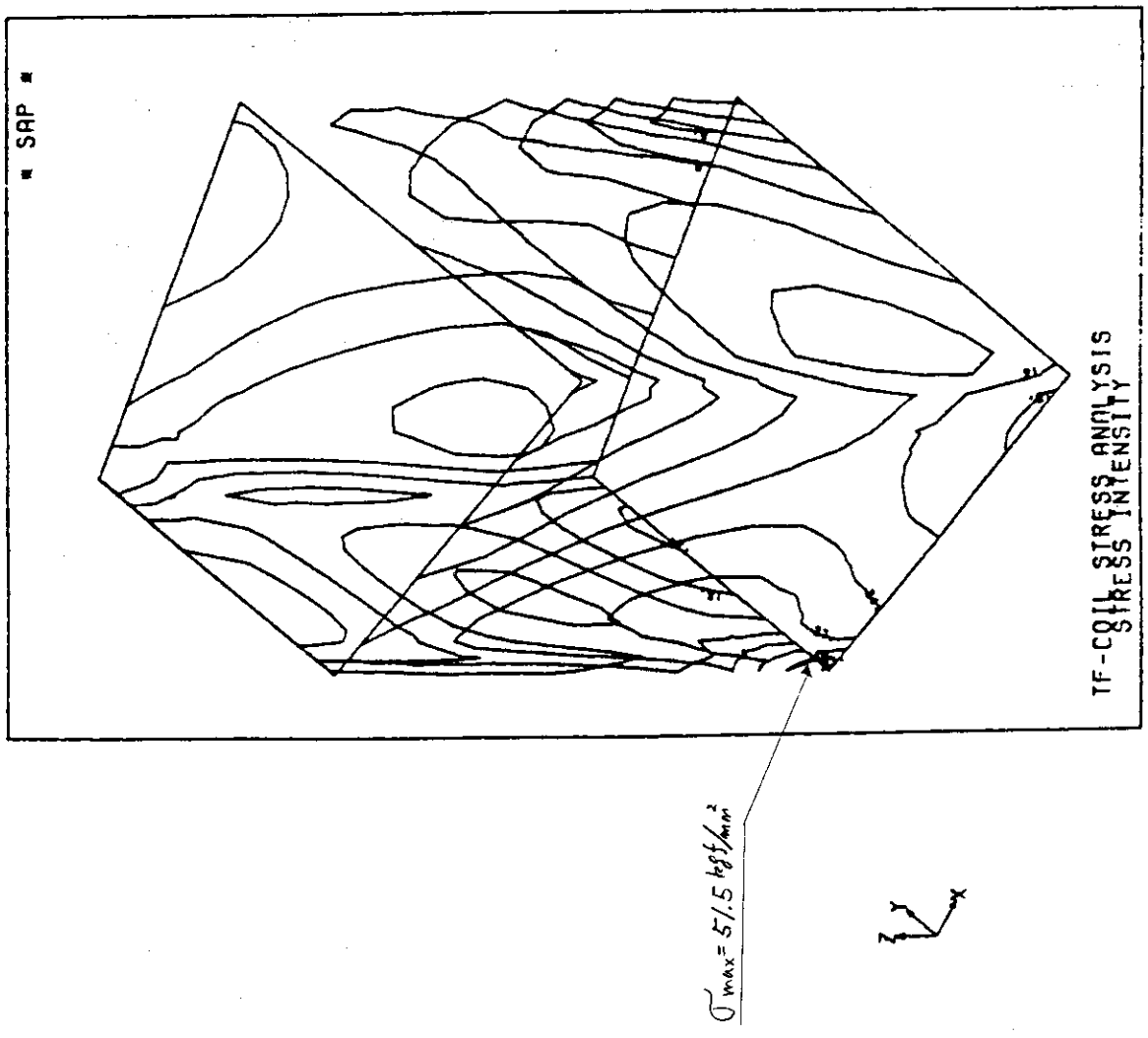


Fig. 7.B-3 Stress intensity distribution on inboard helium vessel

7.C　ＴＦコイルの３次元解析

7.5 強度評価で解析されたＴＦＣモデルは，以下のような解析モデルで行なった。

{ 第１ステップ；梁モデルによる全体解析
{ 第２ステップ；全体解析結果を用いた２次元ズーミング法

の手法およびモデルにて，ヘリウム容器の応力値を推定した。

しかし，上記モデルは，電磁力負荷時の巻線部とヘリウム容器の相互作用による効果を考慮していないので，上記解析と比較検討のためＴＦＣ１個を取り出し，上記効果を考慮した３次元モデルで解析を行なった。

7.C.1　解析モデル

Fig.7.C-1 に解析モデルおよびＴＦＣ分割図を示す。

ヘリウム容器は板要素，巻線部は梁要素，中心柱は立体要素，さらに，巻線部とヘリウム容器間のスペーサはバネ要素でモデル化した。中心柱とヘリウム容器間の支持棚はバネ要素，およびコイル間サポートは板要素にて各々，モデル化した。

又，転倒力時のコイル間サポート端部は，トーラス方向への変位量が等しいとし，即ち，対応する節点を各々従属拘束条件を与えて解析した。

ヘリウム容器と巻線部間のスペーサについては，拡張力，転倒力とも荷重方向にのみバネ要素を挿入し，両部材が離れる個所については，フリーと考え，即ち，バネ要素は圧縮荷重のみ作用するようモデル化を行なった。

7.C.2　解析結果

解析は汎用構造解析プログラム“NASTRAN”を用いた。これは，転倒力に対するトーラス端部（コイル間サポート端部）の境界条件を相互の従属拘束条件にしたためである。

Fig.7.C-2 にヘリウム容器の面内変形図を示す。又，Fig.7.C-3，Fig.7.C-4 拡張力および転倒力負荷時におけるヘリウム容器のトーラス方向変形図を示す。

最大変形量はトーラス方向に約 17mm 変位する。

先の全体解析による最大変位量は，トーラス方向に 26.5mm であった。変形量において約50％の相違があるが，主として支持部材のモデルの違いによる影響であろう。特に全体解析でのビームモデルは，コイルヘリウム容器の剛性，リブ構造部の剛性のモデル化が不十分であるように思われる。又，巻線部剛性を考慮しなかったことも相違の理由として考えられる。

本３次元解析での最大応力は，ヘリウム容器，外リング（Inboard 部）に発生し，$\sigma_{max} = 41.6$ kgf/mm^2 であった。

応力値においても，変形量同様かなりの相違が見られたが，上記の理由によるものと思われる。

本解析においても，メッシュ効果（容器角部の曲げ応力），巻線部の剛性評価等，今後，詳細に検討を詰めることが必要である。

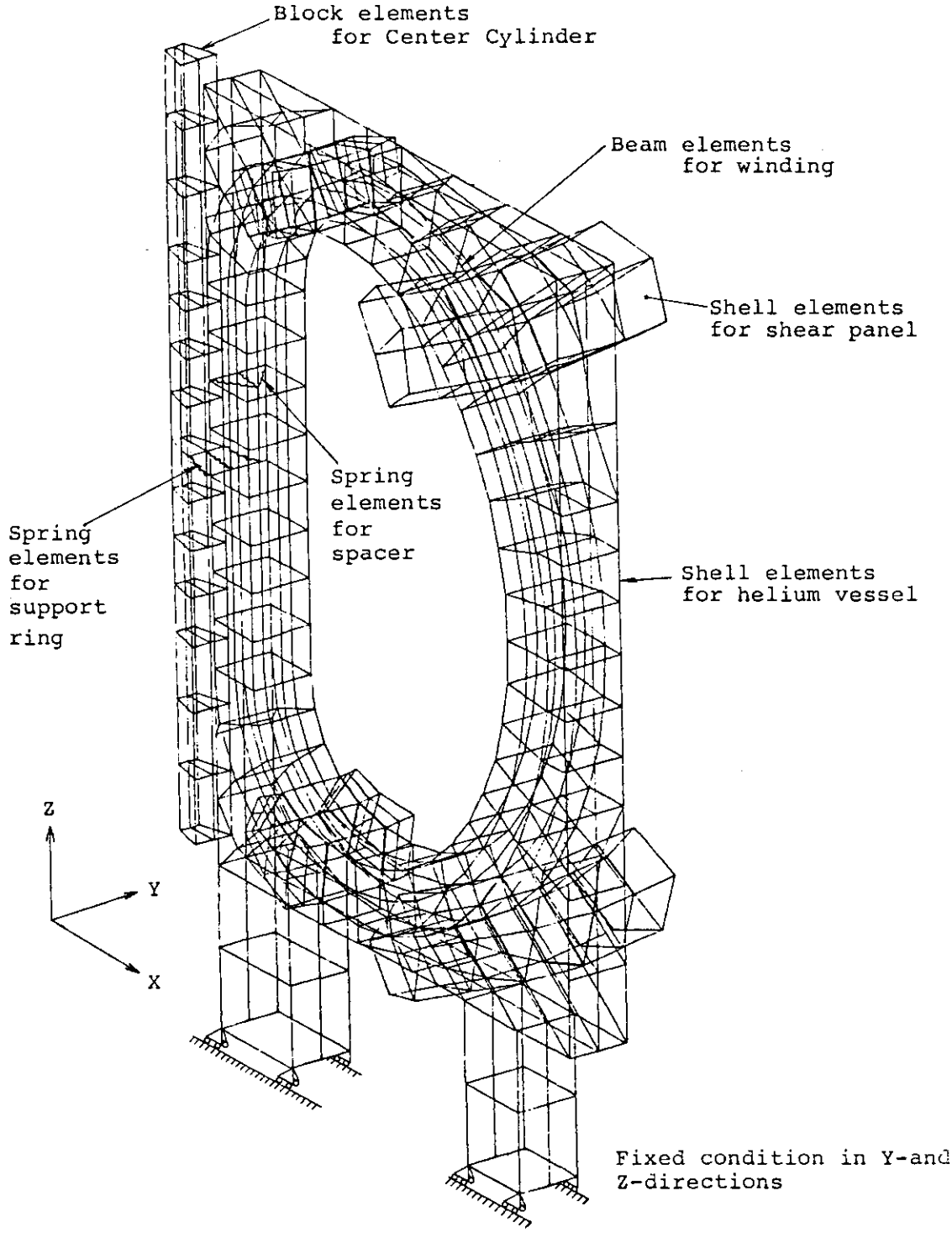


Fig. 7.C-1 3-dimensional stress analysis model of TF coil

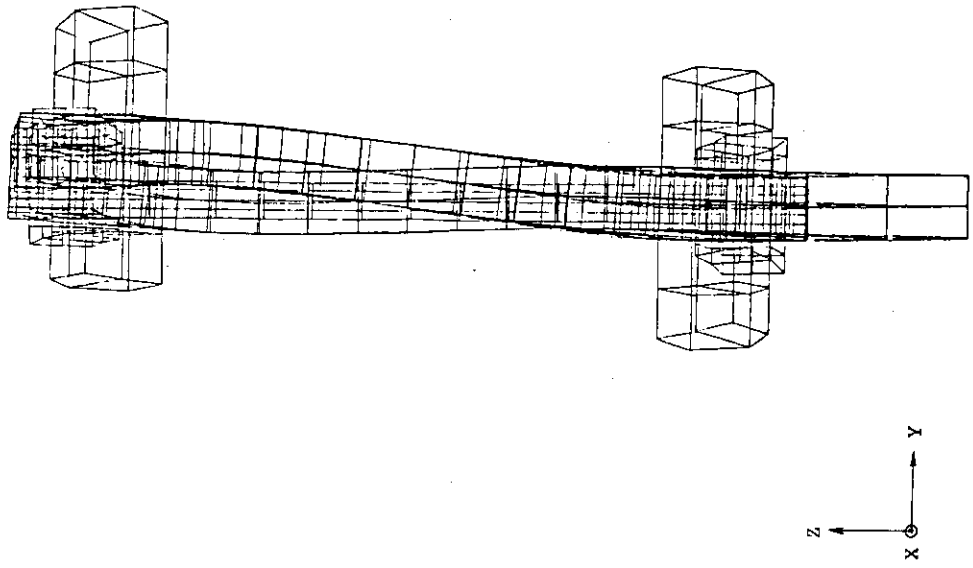


Fig. 7.C-3 Mechanical behavior of TF helium vessel
(in a torus direction)

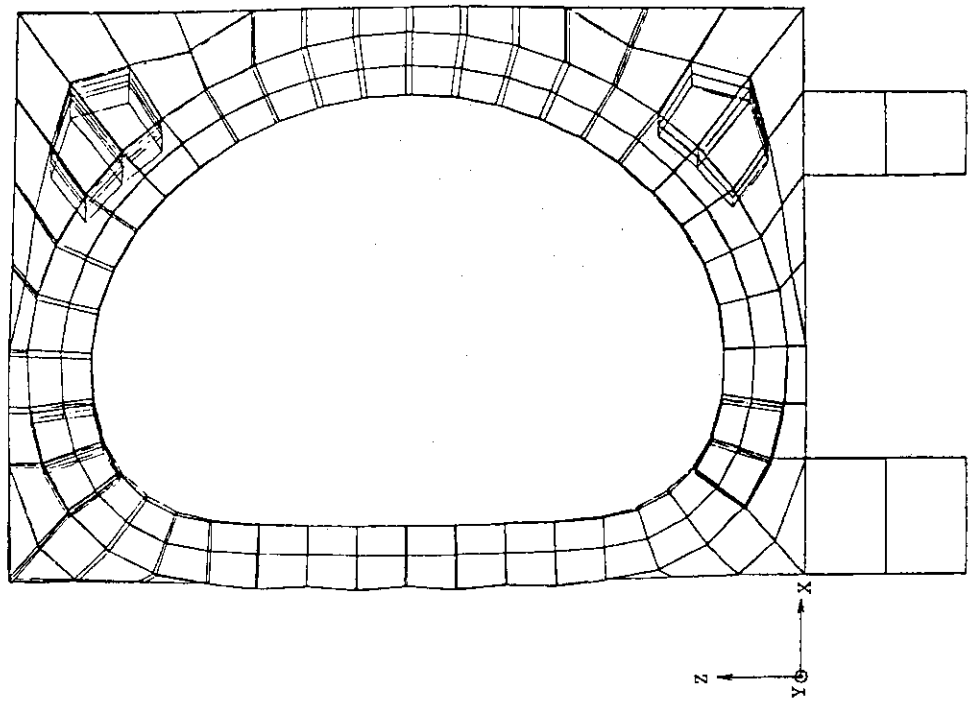


Fig. 7.C-2 Mechanical behavior of TF helium bessel
(in a poloidal plane)

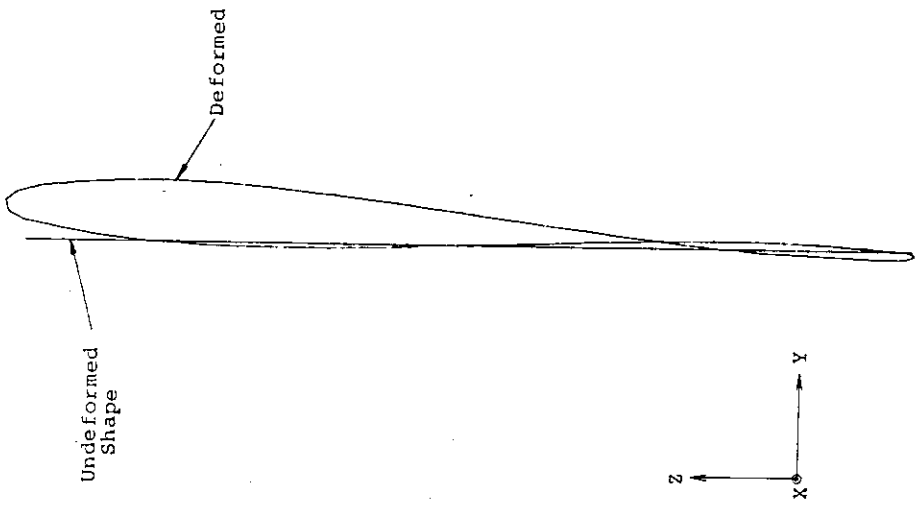


Fig. 7.C-5 Mechanical behavior of winding (in a torus direction)

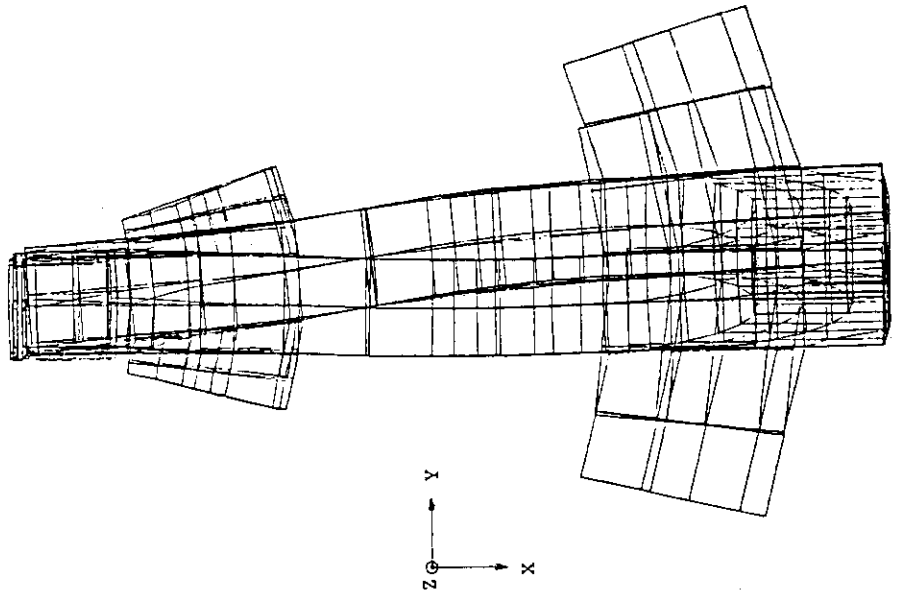


Fig. 7.C-4 Mechanical behavior of TF helium vessel (in a horizontal plane)

8. ポロイダル磁場コイル

8.1 PFコイル配置および主特性

OHコイルの主要な機能はプラズマ電流の誘起，維持，加熱にあり，EFコイルは，プラズマ平衡達成の役割を担っている。これらのためには，磁界の急速変化が必要であり，この意味に於て，PFコイルは本質的にTFコイルと異なる。即ち，PFコイルは，その特性上，パルスコイルであり，それ特有の設計が要求される。PFコイルは磁界の高速掃引に対しても極低温安定性を満足する必要があるし，構造材や導体に生じる渦電流損，およびヒステリシス損や結合損などの交流損は極力，小さくしなければならない。さらに，PFコイルは，プラズマ誘起，制御，あるいはプラズマ消滅時に高電圧が発生するので，高電圧絶縁されなければならない。PFコイルの冷却システムの選定については，TFコイル同様，今後の技術進展，R&Dによって決められるものであるが，現時点では，技術としてより確実な浸漬冷却を採用した。

PFマグネット・システムの設計は，以下の主要な設計目標を勘案して行なった。

(1) 製作の容易性と遠隔操作による分解修理
(2) PFコイルに対する電力要求の低減
(3) 超電導体および周囲の構造材におけるパルス磁界による交流損の減少

PFコイルの設計の主要な特徴はTable 8.1.1に示す通りであるが，それを以下に要約する。

(1) 冷却方法は，冷却の容易さとより成熟した技術という点から浸漬冷却系を用いた。
(2) 超電導体としては，銅安定化NbT_iを用いる。その最高磁界は，6.7Tである。
(3) パルス磁界による交流損の低減達成のために，NbT_i－銅－CuN_iから成る三層構造超電導体を用いる。
(4) 導体の定格最大電流は製造実績のある50 kAとした。
(5) 導体に働く電磁力は主としてSUSマンドレルとターン間に挿入されるSUSテープで支持される。各コイルおよび各ターンのSUSテープに発生する応力がほぼ等しくなるように，SUSテープの板厚を変えて，コイル寸法のコンパクト化に努めている。
(6) 液体ヘリウム容器は，過大な渦電流損を避けるべく，SUSのような導電材の代りにFRPなどで構成される。

PFコイルの冷却は，先にも述べたように4.2k，1 atmの浸漬冷却で行なわれる。浸漬冷却は，単純，安価，信頼性，又 例えば外乱により常電導部分が出現した場合に発生する気泡の排出の容易性にある。PFコイルは水平なパンケーキで構成されるため，気泡がコイル中に蓄積することがないよう留意しなければならない。特に，外側の径の大きいコイルは，容器上部にヘリウムガスが淀み気層を形成し，問題となる可能性がある。そこで，ヘリウムガス放出管をトーラス方向に数多く設けるか，もしくは，コイル上部に水平方向に対して傾斜のついたFRPスペーサを設け，傾斜に沿わせてヘリウムガスを集め放出する等の対策を施す必要がある。

8.1.1　PFコイル配置および形状

Table 8.1.2に原研殿より提示されたPFコイルの配置およびAT分布を示す。No.11コイルはプラズマを表わし，プラズマ形状は電磁解析に際して便宜的に$2.2^{R}\times 5.6^{H}$mの矩形断面のコイルとして代表させた。

コイルの断面形状は詳細には後述導体設計，強度設計を勘案して決めるが，ここでは，電磁解析のためのコイル形状として，TFコイル，センタシリンダおよびTFコイル，センタシリンダ間の支持棚等のスペースからTable 8.1.3に示す断面形状とした。同断面形状はコイルのヘリウム容器も含んだ寸法である。Table 8.1.3に各時刻のコイル平均電流密度も合わせて示す。

Fig.8.1.1にPFコイル配置と電磁解析に用いたコイル断面形状を示す。

コイルの平均電流密度は，No.1～No.3コイルが最大で～14.8 A/mm^2 である。

8.1.2　PFCの磁界分布

PFCの経験磁界は大きな変動磁界を伴なうため，支流損失を見積る際に，必要となる。又，ポロイダルコイルはトロイダルコイルの外側に配置するため，プラズマとのCouplingが弱くなり，大きな起磁力が必要となる。

コイルの最大経験磁界の値は使用する超電導体の材料および安定に運転できるために必要な安定化銅の量を決める上で，重要である。

Table 8.1.4に各PFCが経験する磁界を示した。

磁界の最大値はNo.1コイルの内径上に現われるが，約6.7 Tであり，8T以下であるので，超電導体として，NbT_i を用いることが出来る。

8.1.3　電磁力

ポロイダルコイルには，自己のコイルによるフープカおよび他のコイルの相互作用による電磁力が加わる。

Table 8.1.1に示すように，運転パターン応じてt＝0～111 secまで，各時間のATが変化するのでコイルに発生する電磁力も変化する。

Fig.8.1.2にt＝111 sec時のPFコイルに掛かるフープカF_R，面外力F_Zの分布を示す。（他時刻t＝0，5，8，11 sec時の電磁力分は“添付資料8－A”参照）

なお，No.11コイルはプラズマと表わし，プラズマ形状は，便宜的に，2.2^{R}m$\times 5.6^{H}$m断面のコイルとして代表させた。

起磁力はt＝11 secにおけるNo.8コイルが最も大きいが，電磁力は，コイル半径の大きい，No.10コイルのt＝111 secにフープカ，面外力とも最大値が生ずる。

8.1.4　PFコイルの巻数

PFコイルの巻回数を決めることは，PF電源容量はプラズマ誘起時の必要容量によって決まり，この意味でも，各コイルの巻回数を最適に選ぶことは重要である。

PF 電源は，原研殿御仕様により並列コイル電源方式を採用する。

プラズマ誘起時に，各コイル同電圧で運転するように，各コイルの巻数比を適当に決めることは，PF 電源の設備容量を低減出来る可能性がある。

各コイルの巻数比はプラズマ誘起時，即ち，OHフェーズで各コイル同電圧になるよう，且つ，コイル最大電流が50kA以下になるように決めた。

各コイルは印加電圧を低減するため並列結線とした。

炉心の起動，停止時間は各々10秒，15秒とし，又，Break-down時のPF コイルAT分布は，OH Flux より概算した。

Table 8.1.5 に各PF コイルの巻回数と各時刻における運転電流値を示す。各コイルの巻回数は導体設計も考慮して決めてある。

なお，今回コイル巻回数はOHフェーズで決めたが，他のフェーズで決めた巻回数についても検討したが，巻回数，印加電圧の大きなアンバランスが生じ，PF コイル設計上現実的ではないので，上記OHフェーズで巻回数を決める方法を採用した。又，PF コイル結線方式について，一部コイルの直列結線方式を検討したが，印加電圧の増加，コイルフィードバック制御の自由度の減少等を考え，上記並列結線方式とした。

以上，PF コイルの巻回数の決定により，PF コイル・インダクタンス，印加電圧，蓄積エネルギーを求めた。

(1) インダクタンス

Table 8.1.6 に各コイルの自己インダクタンスおよび相互インダクタンスをマトリックス形式で示す。

自己インダクタンスでは，No.10コイルの $L_{10} = 1.49H$ が最大である。No.11コイルはプラズマを示す。

(2) コイルの印加電圧

各時刻間の電流変化を直線近似して，(1)で求めたインダクタンスを用いて各コイル，各時刻間に発生する電圧を以下のように求めた。

$$V_i = L_i \frac{dI_i}{dt} + \sum_j^n M_{ij} \frac{dI_j}{dt} \quad (i, j = 1 \sim n)$$

V_i ：印加電圧
L_i, M_{ij} ：コイルの自己および相互インダクタンス
I_i, I_j ：コイル電流

各コイル電圧の時間変化をTable 8.1.7 に示す。

Break-down 時に最大電圧～11kVが発生する。

(3) 蓄積エネルギー

各時刻の全PF コイルに蓄積される，Totol エネルギをTable 8.1.8 に示す。燃焼フェーズの時刻111sec が最大で5.5GJ になる。

8.2 PFコイル導体

PFコイル導体もTFコイル同様，基本的にINTORのPFコイル導体に基づいて設計を行なった。即ち，中心SUSマンドレルの周りに数本のNbT_iのサブケーブルを撚線したフラット・ケーブル（最終ケーブル）である。ケーブル導体は，パンケーキ状にフラット・ワイズ巻線され，液体ヘリウムで浸漬冷却される。ケーブル導体の半径方向外側には，表面を絶縁処理された補強SUSテープを，ケーブルとともに巻込む構造である。ケーブル上部，即ち，パンケーキ間には断続的に絶縁スペーサを配し，又，ケーブルと補強SUSテープ間にも絶縁スペーサを巻込む構造としている。INTORのPF導体と異なる点は，各コイル，最適巻数に応じて通電電流が異なるため，各コイルによって導体を構成するサブケーブルの本数を変え，導体の外形寸法を変えてある点である。さらに，コイル半径方向のスペースをコンパクトにする目的で，補強SUSテープ板厚についても，各ターンで電磁力に応じた板厚を決めて，各ターンでほぼ等しい応力値（～30 kgf/mm²）になるよう配慮している。

Table 8.2.1に各コイルの導体外形寸法と，コイル断面寸法を示す。

表からわかるように，InboardのPFコイルは他機器との取合のため，スペース的にかなり苦しい。特に，コイル垂直方向（Z）寸法が苦しいが，これはコイルの運転電流によって，サブケーブル本数が決まり，従って，導体Z方向寸法が自動的に決まってしまうためである。

導体の最大通電電流は49 kAであり，導体は，以下の主なる3要素，ストランド，サブケーブル，最終ケーブルから構成されている。

(1) ストランド

ストランドは，径が2.67 mmのモノリス状で，その中に18本のバンドルがあり，各々を互いに非結合とするための11.7 μm厚のCuNiで被覆されて安定化銅の中に配列されている。さらに，各ストランドは速い磁束変化に対して完全に非結合となるように，その表面はホルマール処理されている。ストランドは，NbT_i，Cu，CuNiの3層構造であって，それらの構成比は通電容量，極低温安定性，交流損低減を勘案して，1：9.58：1.04と定められている。

各々のバンドルには，径10 μmのフィラメントが342本あり，従って，ストランドには6156本のフィラメントがある。NbT_iフィラメントの径10 μmはヒステリシス損が極めて小になり，又，フラックスジャンプに対しても安定であるよう十分に小にしている。

(2) サブケーブル

サブケーブルは，ステンレス・スチール・コアの周りに径2.67 mm6本のストランドがツイストピッチ50 mmで撚線されている。ストランド表面のホルマール絶縁層が剥離しない限り，結合損は無視できる。

(3) 最終ケーブル

最終ケーブルは，ガラス・エポキシで絶縁されたSUSマンドレルの周りに各コイルの通電電流に応じた本数のサブケーブルがツイストピッチ1300 mmで撚線されている。

Table 8.2.2に導体の詳細仕様，Fig.8.2.1にその構造を示す。又，代表例としてNo.1コイルの全体構造をFig.8.2.2に示す。

8.3 ＰＦコイルの安定性

ＰＦコイルの運転電流は変動して，最小値にもなり得るが安定に運転するためには，最大運転電流下で外乱が加わり，常電導状態に転移したとしても，自然に速やかに超電導状態に回復する必要がある。

常電導状態の存在する場合の導体温度の平衡解は次式で表わされる。

$$\int \lambda \left(\rho \frac{I^2}{SP} f - q_h \right) dT = 0$$

記号はＴＦコイルの場合と同じである。

伝達熱流束 q_h は本導体の表面構造と良く似たホルマール被覆の撚線導体で測定した値を用いる。Table 8.3.1 に各コイルの導体が常電導状態に転移した場合の導体熱流束を示す。表から，No.1 コイルが最大の熱流束で，0.357 W/cm^2 である。従って，代表として，上式にNo.1 コイル導体の諸元を代入して，最小伝播電流 I_{mp} を求めると，Fig.8.3.1 のようになる。図中には，負荷特性曲線および動作点も示す。図より，動作点が最小伝播電流より低いのでNo.1 コイルの導体は極低温安定性を満足することがわかる。

8.4 ＰＦコイルのＡＣ損失

ＰＦコイルはプラズマの発生，平衡，制御などを行なうため，磁界変化を伴ない，磁界の変動に従ってＡＣ損失が発生する。ＡＣ損失は主に，コイル導体，コイル支持材，さらに，ヘリウム・リーク・シールドを用いれば，それにも発生する。

(1) 超電導導体のＡＣ損失

超電導導体に生ずるAC 損失には，超電導線材に発生するヒステリシス損失，安定化材中に発生する渦電流損失，超電導線を介在して安定化材中に発生する結合損失に大別でき，Table 8.4.1 に各損失に対する評価式を示す。ただし，磁界の変化はランプ状，かつ変化時間は導体時定数より大きいとした。本導体のような構成では，結合損失が最も大きいので，それを減少させるために，NbT_i フィラメントの周囲に高抵抗層のCuNi を配置して，結合電流を切るようにした，いわゆる三層構造（NbTi－Cu－CuNi）を採用する。

磁界の変動パターンに従って計算した各損失を加算し，１サイクルの期間で除した平均発熱量は，以下のようになる。

ヒステリシス損失：　315 W
渦電流損失：　124 W
結合損失：1600 W

(2) コイル支持材のＡＣ損失

コイル支持材はコイルに働く電磁力を支持するもので，次のようなものである。

a) ＳＵＳ テープ：導体と一緒に巻き込み，コイルフープカ を支持する。

b) ＳＵＳ サポート：外側コイルの垂直方向電磁力支持のためにＦＲＰ 容器の外側に被せ，ＴＦコイルと結合し電気的にはワンターンループを構成しない。

c) 支持棚；TFコイルとセンタシリンダ間に設置され，TFコイル同心力の支持，および内側PFコイルの軸方向電磁力を支持する。

これらのエンポーネントに生ずるAC損失は，渦電流損失で，

$$P = \frac{tW^3}{12\rho}\int_\ell \dot{B}^2 d\ell$$

で与えられる。

ただし，ρは支持材の抵抗率，t，Wは各々，厚さ，巾を表わす。計算に用いたモデルをFig. 8.4.1 に示す。

前項と同様にして求めた平均発熱量は以下のようになる。

- SUS テープ ；0.27 kW
- SUS サポート；4.29 kW
- 支持棚 ；19.86 kW

(3) ヘリウム・リーク・シールド

FRP製ヘリウム容器のシールは現在のところ，かなり難かしいと思われるので，例えば，SUSの薄板でシールする方法等が考えられる。しかし，このようなリーク・シールドを用いると，電気的にワン・ターン・ループを構成し，損失は大きくなることが予想される。

リーク・シールドの損失Pは

$$P = \frac{1}{R}\dot{\phi}^2$$

で与えられる。ϕは鎖支磁束，Rはシールドの抵抗である。

同様にして平均発熱量を求めると，

$$P_{av} = 34.80 \text{ kW}$$

となる。ただし，シールド板厚は0.5 mmとした。

(4) 全AC損失

以上に計算した各機器に発生するAC損失をTable 8.4.2に整理して示す。PFコイルの全AC損失は，61.25 kWになる。

表から，ヘリウム・リーク・シールドに発生する損失が他の構成要素のそれと比べて極めて大きく，全体の57％を占める。これは，板厚が0.5 mmと薄いにもかかわらず，電気的に大きなワン・ターン・ループを構成したことによる。次に，内側コイルサポートのための支持棚が大きく全体の32％を占める。

8.5 強度検討

PFCは上下21コイル（含プラズマ）で，各時刻により通電電流が変化するため，強度的検討を行なうためには，コイル，時刻について，サーベイする必要がある。しかし，全ケースについて，詳細な検討を行なうのは，負荷が大きいので，先ず，簡易計算にて，強度的に厳しいコイルおよび時刻をピックアップし，それについて，1ケース解析した。

8.5.1　簡易計算によるサーベイ

PFC にはフープカ F_R と軸方向力 F_Z が生じるが，F_R，F_Z による応力 σ_Q，σ_Z を以下の式で簡易的に算出した。

$$\sigma_Q = \frac{pR}{t} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.1)$$

（薄肉円筒の式）

$$p = \frac{F_R}{2F(R - t/2) \cdot h}$$

- R：コイル中心半径
- h：コイル高さ
- t：コイル厚さ
- p：F_R による電磁圧力

$$\sigma_Z = \frac{3}{4} \frac{w\ell^2}{h^2} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.2)$$

（両端支持等の式）

$$w = \frac{F_Z}{2\pi R \cdot t}$$

$$\ell = \frac{2\pi R}{N}$$

- w：F_Z による電磁圧力
- ℓ：TF コイル間スパン
- N：TF コイル数

（8.5.1），（8.5.2）式を用いて各コイル，各時刻の σ_Q，σ_Z を求めると，Table 8.5.1 ～ Table 8.5.5 のようになる。

σ_Q は Table 中の " SIGT" を，σ_Z は Table 中の " SGZ 1" を示す。

従って，№1 コイルの t = 111 sec の時 σ_Q が最大になる。

σ_Z については，σ_Q に比べて小さいが，巻線部を一体構造としているためである。実際は，F_Z 荷重に対して巻線部，FRP ヘリウム容器を強度メンバーと考えず，以下のような方法で支持する。

内側コイル：TFC とセンタシリンダ間に設置される支持棚で支持する。

外側コイル：TF コイル間に SUS の支持枠を渡し，これで支持する。支持枠はコイルヘリウム容器を覆う構造で，TF コイル部でトーラス方向にカットされた構造とする。板厚は概ね 50 mm とする。

8.5.2　詳細強度検討

(1)　周方向応力

(i)　導体構造

8.5.1 では，コイル全体を薄肉円筒に見立て，簡易計算ですましたが，コイル内構造は，各

ターン間絶縁スペーサを挟んで巻かれ，かつ，各ターンはSUS マンドレルを中心に撚線構造の導体と，補強用SUS テープからなる複合構造体である。

導体構造は，8.2で述べたようにACロス対策から超電導線を撚線構造とする必要があるので，周方向引張りに対しては，上記SUS マンドレルおよびSUS テープのみで支持することになる。

そこで，各ターンのSUS 補強材応力についてFEMによって詳細に解析した。Fig.8.5.1にNo.1コイルの導体寸法を示す。

ここで，FRP，SC撚線は強度メンバーにならないと考えると（27t）mmのSUSテープで各ターンに掛かる電磁力を支持しなければならない。R方向24ターン，Z方向10ターンだから巻線領域のZ方向寸法は570 mmになり，Z方向620 mmに対して，片側25 mmしか残らない。即ち，FRP ヘリウム容器厚さとギャップを加えて25 mmに収める必要があり，Z方向スペースがかなり苦しいといえる。各ターンのR方向寸法，即ちSUS 補強テープ板厚tを以下のように決めた。次頁に示すように電磁圧力は，内側，外側で各々以下の通りである。

$$p_{in} = 0.270 \ kg/mm^2$$

$$p_{out} = -0.066 \ kg/mm^2$$

各ターンFree 状態のときの周方向応力$\sigma_{\theta i}$，R方向変位量δ_{ri}を下式に表す。

$$\sigma_{\theta i} = \frac{p_i \cdot r_i}{2 + t_i} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.3)$$

$$\delta_{ri} = \frac{p_i \cdot r_i^2}{E_s(2 + t_i)} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.4)$$

ここで，$\sigma_{\theta i}$，δ_{ri} の条件として

$$\sigma_{\theta i} \leqq 30 \ kg/mm^2 \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.5)$$

$$\delta_{ri} \geqq \delta_{ri+1} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (8.5.6)$$

（8.5.3）式の条件は，PFC が繰返し荷重であることから疲労強度を考え，暫定的に，許容応力$\sigma_a = 30 \ kg/mm^2$ とした。

又（8.5.4）式の条件は，各ターンがFree状態にならないよう，即ち，励磁の度に導体が分離挙動を示すことは，安定性の面から好ましくないこと，さらに，内側ターンが外側ターンによって変位拘束を受けることにより応力を軽減できるためである。

（8.5.3），（8.5.5）式より，$t_{in} = 10.24$ mm

（8.5.4）式より　$\delta_{rin} = 1.98$ mm

$\delta_{rin} = \cdots\cdots = \delta_{rout} = 1.98$ mmとすると，

$t_{out} = -4.15$ mmになる。

即ち，17ターン目から補強SUS テープは必要ない。（2tのSUS Core は必要）

従って，1ターン目から16ターン目まで，$t_i = 10.24$ mm ～ 0.60 mm

17ターン目から24ターン目まで　$t_i = 0$ mm となる。

Winding AveaのR方向領域は，588 mmとなり，FRP 容器厚を考えると，640 mm程度になり，これは，R方向スペースギリギリの値である。（R方向のFRP 容器厚とギャップで片側25 mmである）

(ii) 計算モデルおよび荷重条件

電磁力の厳しいコイル中央面上の一導体列（1パンケーキモデル）を取り出し，各ターン毎にSUS補強材，“導体＋FRPスペーサ”の要素に分割する。Fig.8.5.2に計算モデルを示す。

SUS補強材は2次元軸対称要素，“導体＋FRPスペーサ”は周方向およびZ方向の剛性を考えず，R方向の圧縮力のみ伝達すると考え，トラス要素で代表させた。

又，電磁力は各ターン毎に内圧荷重として入力すると，内側ターン，外側ターンに掛かる電磁圧力P_{in}，P_{out}は以下のようになる。

$$P_{in}=\frac{B_{zj}\cdot t}{g}=\frac{-6.68\times\dfrac{-21.8\times10^{3}}{55\times17.7}\times17.7}{9810}=0.270\ \mathrm{kg/mm^2}$$

$$P_{out}=\frac{B_{zj}\cdot t}{g}=\frac{1.63\times\dfrac{-21.8\times10^{3}}{55\times17.7}\times17.7}{9810}=-0.066\ \mathrm{kg/mm^2}$$

各ターンの電磁圧力は上記P_{in}，P_{out}から内挿して求めた。又，計算に使用したSUS補強材，“導体＋FRPスペーサ”の材料定数をTable 8.5.6に示す。

“導体＋FRPスペーサ”のヤング率は，R方向の等価ヤング率として計算した。

(iii) 計算結果

解析は構造解析プログラム“SAP”を用いて行なった。Fig.8.5.3に各ターンの半径方向変位量を示す。コイル外側のターン程，変位量が少なく，即ち，外側導体（ターン）が内側導体の変形を抑えている。従って，ターン間が分離する心配はない。

又，Fig.8.5.4に各ターンのSUSテープの周方向応力分布および“導体＋スペーサ”の半径方向応力分布を示す。

第1ターンのSUSテープに最大応力31 kgf/mm^{2}が発生する。又，“導体＋スペーサ”の半径方向平均応力は，全て負の値を示していることから，各ターンは分離することなく一体で変形する。

(iv) 応力評価

応力評価は，ASME SECⅢの考えを低温領域に拡張して評価する。使用SUSテープをSUS 316LNを考えると，極低温4Kでの強度は，$\sigma_u=140\ \mathrm{kg/mm^2}$，$\sigma_y=87.5\ \mathrm{kg/mm^2}$であるのでStaticな荷重であれば十分安全である。しかし，PFCはすべて繰返し荷重が作用するため疲労評価をする必要がある。

SUS 316LNの4Kでの設計疲労強さS_nは，繰返し回数$N=10^6$回で$S_n=30\ \mathrm{kg/mm^2}$である。（Fig.8.5.5参照）

SUSテープに掛かる応力は完全片振り応力であるため，設計疲れ強さと比較できるように次式で両振り応力に換算する。

$$S_{eq}=\frac{S_{alt}}{1-S_{mean}/S_u}$$

S_{eq}　：等価応力振巾

S_{alt} ：応力振巾（＝31/2 kg/mm²）

S_{mean} ：修正平均応力（＝31/2 kg/mm²）

S_u ：材料の引張り強さ（＝140 kg/mm²）

前頁の式を用いて，等価応力振巾 S_{eq} を求めると，

S_{eq}＝17.43 kgf/mm² となり，

SUS 316 LN の 4 K，N＝10^6 回に対する設計疲れ強さ S_n（＝30 kgf/mm²）を十分下回り，強度上安全である。

(2) 軸方向応力

8.5.1では，巻線部を一体物として考えたため，F_z による応力値は小さかったが，実際，F_z に対する支持は巻線部およびFRP容器では期待出来ず，別個の支持構造物で支持する必要がある。前述したように，内側コイルは支持棚で外側コイルはSUS支持枠で支持する。支持棚強度についてはTFコイルの章で述べたので，ここでは外側コイルの支持枠強度について検討する。

FRPヘリウム容器の外側に設けられたSUS支持枠に生ずる曲げ応力は次式で求められる。

$$\sigma_b = \frac{F_z \ell^2}{16 \pi R Z}$$

ここで，RはPFコイル半径，ℓ はTFコイル間のサポート・スパン，Zは支持枠の断面係数を示す。SUS支持枠を板厚50 mmの箱形構造と考えれば最大半径（R＝10.3 m）のPFコイルの場合で，

σ_b＝4.71 kgf/mm²

であり，許容応力強さ以下である。又，疲労に対しても設計疲れ強さ S_n を十分下回り，強度上問題ないといえる。

8.6 シングル系の検討

標準設計のダブル・ヌル・ダイバータ方式からシングル系設計，即ち，シングル・ヌル・ダイバータ方式，およびシングル・ポンプ・リミタ方式になると，PFコイル配置，AT分布が大きく変わるため，PFコイル自身の電磁諸量も大きく変化する。そこで，シングル系のPFコイルについて主要電磁諸量およびコイル強度について検討した。

8.6.1 コイル配置およびAT分布

Table 8.6.1にシングル・ヌル・ダイバータ方式のPFコイル配置，AT分布を示す。又，Table 8.6.2にシングル・ポンプ・リミタ方式のPFコイル配置，AT分布を示す。いずれもNo.10コイルはプラズマを表わし，プラズマ形状は電磁解析に際して便宜的に $2.2^R \times 5.6^H$ mの矩形断面のコイルとして代表させた。Fig.8.6.1，Fig.8.6.2にシングル・ヌル・ダイバータ方式，およびシングル・ポンプ・リミタ方式のPFコイル配置，コイル断面形状を示す。

コイル断面形状は，内側コイルについては標準設計と同程度の電流密度（～14.5 A/mm²）とし，外側コイルについては電流密度を～10 A/mm² 程度となるように定めた。プラズマのTF

コイル中心からのオフセット量は0.3 m とした。

8.6.2 磁界分布

Table 8.6.3 にシングル・ヌル・ダイバータ方式の各PFC の経験する磁界を示す。又，Table 8.6.4 にシングル・ポンプ・リミタ方式の各PFC の磁界分布を示す。

PF コイルの最大経験磁界を標準設計の場合と比較して以下に示す。

シングル・ヌル・ダイバータ；B_{max} = 6.22 T （No.1 コイル，t = 111 sec）

シングル・ポンプ・リミタ ； 6.17 T （No.4,, 16 コイル，t = 0 sec）

ダブル・ヌル・ダイバータ ； 6.68 T （No.1 コイル，t = 111 sec）

いずれも 8 T 以下のため超電導体としてNbTi を用いることに問題ない。

8.6.3 電 磁 力

PF コイルに掛かる電磁力（フープカおよび面外力）を各コイルについて求めた。Fig.8.6.3 にシングル・ヌル・ダイバータ方式におけるt = 111 sec 時のPF コイルに掛かる電磁力分布を示す。（t = 0，5，8，11sec 時については“ 添付資料8-A” を参照）又，Fig.8.6.4 にシングル・ポンプ・リミタ方式のt = 111 sec 時のPF コイルの電磁力分布を示す。（t = 0，5，8，11sec 時については“添付資料8-A”参照）

各ケースにおける最大電磁力（フープカ）は内側コイル，外側コイル各々，以下のようになる。

シングル・ヌル・ダイバータ

内側コイル 11,700 tons （# 4 コイル，t = 0 sec）

外側コイル 61,600 tons （#11コイル，t = 111 sec）

シングル・ポンプ・リミタ

内側コイル 11,700 tons （# 4 コイル，t = 0 sec）

外側コイル 46,100 tons （#11コイル，t = 111 sec）

ダブル・ヌル・ダイバータ

内側コイル 12,800 tons （# 4 コイル，t = 111 sec）

外側コイル 35,400 tons （#11コイル，t = 111 sec）

従って，シングル・ヌル・ダイバータの場合，No.11コイルのフープカが最大で，62,000 tons が掛かる。標準設計と比べると，外側コイルの電磁力が大きく増加している。

8.6.4 強度検討

8.5で述べたように，PF コイル応力（SUS 補強材）は，フープカによるところが支配的である。シングル系の各PF コイルについても，薄肉円筒方式を用いて，各コイルの応力値を概算した。各ケースのSUS 補強材に掛かる最大応力値は以下のようになる。

シングル・ヌル・ダイバータ；σ_{max} = 7.99 （#11コイル，t = 111sec）

シングル・ポンプ・リミタ ； 7.59 （# 4，16コイル，t = 0 sec）

ダブル・ヌル・ダイバータ ； 7.14 （# 1 コイル，t = 0 sec）

ダブル・ヌル・ダイバータの場合，導体構造を考えて詳細計算を行なうと，導体に巻込む補強SUSテープの最大応力はσ_{max}(SUS)＝31 kgf/mm^{2}であった。

従って，シングル系にも同様な導体構造を採用すると，補強SUSテープの最大応力値は以下のように推察される。

シングル・ヌル・ダイバータ；σ_{max}(SUS)＝34.7 kgf/mm^2

シングル・ポンプ・リミタ　；　＝33.0 kgf/mm^2

シングル系ではダブル系に比べて応力値は約10％増加する。しかし，Fig. 8.5.5のSUS 316設計疲労曲線から比較して，10^6回のくり返し回数に十分な強度である。

8.6.5　PFコイル印加電圧

シングル系では，下部の外側コイルのATが大きくなるので，外側コイルの印加電圧も標準設計（ダブル・ヌル・ダイバータ）に比べて増大することが予想される。そこで，シングル・ヌル・ダイバータ，シングル・ポンプ・リミタの両方式について，PFコイルの電圧について検討した。

PFコイル結線は標準設計同様，並列結線方式とした。又，PFコイルの巻回数の決定についても，標準設計同様，プラズマ誘起時に各コイルの電圧が一定になるよう，即ち，OHフェーズで決めた。

Table 8.6.5にシングル系両方式における各コイルの巻回数および各コイルの最大運転電流を示す。なお，運転電流の最大値は標準設計同様50 kAとした。Table 8.6.5の各コイル巻回数は導体およびコイル構造は考慮していないので，詳細には導体構造により若干の変更がされるものである。又，PFコイルの全蓄積エネルギについても合わせて検討した。

(1)　コイル運転電流

Table 8.6.6にシングル・ヌル・ダイバータ方式の各コイル運転電流変化を，Table 8.6.9にシングル・ポンプ・リミタ方式のコイル電流変化を示す。いづれもNo.11コイルのt＝111 sec時にコイル電流が最大50 kAとなる。

(2)　蓄積エネルギー

Table 8.6.7にシングル・ヌル・ダイバータ方式の各時刻の全蓄積エネルギーを，Table 8.6.10にシングル・ポンプ・リミタ方式のPFコイル蓄積エネルギーを示す。PFコイルの最大蓄積エネルギーを標準設計の場合と比較して以下に示す。

シングル・ヌル・ダイバータ；5.45 GJ　t＝111 sec

シングル・ポンプ・リミタ　；4.48 GJ　t＝111 sec

ダブル・ヌル・ダイバータ　；5.50 GJ　t＝111 sec

ダイバータ方式のシングル，ダブルの相違はほとんどない。しかし，ポンプ・リミタ方式は，ダイバータ方式の約20％減少する。

(3)　コイル印加電圧

Table 8.6.8にシングル・ヌル・ダイバータ方式の各コイルの電圧変化を示す。又，Table 8.6.11にシングル・ポンプ・リミタ方式の電圧変化を示す。

PFコイルの最大電圧を標準設計の場合と比較して以下に示す。

シングル・ヌル・ダイバータ；－17.6 kV （#11コイル，t＝0.15～5 sec）
シングル・ポンプ・リミタ　；－12.5 kV （全コイル，t＝0～0.15 sec）
ダブル・ヌル・ダイバータ　；－11 kV　（全コイル，t＝0～0.15 sec）

シングル・ヌル・ダイバータ方式の#11コイルが－17.6 kV で最大電圧を発生する。

Table 8.1.1 Main Characteristics of Poloidal Coil System

Number of Coils	20
Cooling Method	Pool Boiling
Winding Concept	Flat Wise, Pancake Winding
Super Conductor	NbT_i + CuN_i + Cu
Peak Field	6.68 T
Conductor Current	Max. 50 kA
Number of Turns/Coil	192 ∿ 240
Material of Coil Case	FRP
Magnetomotive Force/Coil	-0.121 ∿ 11.354 MAT.
Concept of Power Supply	Hybrid.
Concept of Coil Connection	Parallel Connection
Concept of Reinforcement	Winding of Stainless Tape

Table 8.1.2 Coil Location and Ampere Turn Distribution of Each PF Coil

Coil	Coil Location		t=0sec	t=5	t=8	t=11	t=111
	R(m)	Z(m)					
1	1.655	0.425	3.707	-3.267	-3.610	-4.336	-5.159
2	1.655	1.325	3.707	-3.267	-3.610	-4.336	-5.159
3	1.655	2.225	3.707	-3.267	-3.610	-4.336	-5.159
4	1.655	3.125	3.678	-0.278	-0.539	-0.817	-1.635
5	1.655	4.000	4.012	-0.303	-0.588	-0.892	-1.783
6	1.850	4.880	3.794	-0.287	-0.556	-0.843	-1.686
7	2.500	5.600	1.603	-0.121	-0.235	-0.356	-0.712
8	3.500	6.150	1.331	9.058	10.815	11.354	11.058
9	5.700	6.500	0.675	3.013	3.693	5.246	5.096
10	10.300	5.300	0.467	-5.435	-7.068	-9.304	-9.408
11*)	5.500	0.0	0.0	4.0	4.65	5.3	5.3

Unit : MAT
*) No 11 Coil indicates plasma

Table 8.1.3 Coil Cross Sections and Time Variation of Current Density

Coil	Coil Cross Sections		t=0sec	t=5	t=8	t=11	t=111
	Thickness, ΔR(m)	Width, ΔH(m)					
1	0.58	0.60	10.652	-9.385	-10.375	-12.463	-14.828
2	0.58	0.60	10.652	-9.385	-10.375	-12.463	-14.828
3	0.58	0.60	10.652	-9.385	-10.375	-12.463	-14.828
4	0.58	0.60	10.569	-0.803	-1.554	-2.346	-4.703
5	0.58	0.60	11.529	-0.876	-1.695	-2.559	-5.130
6	0.58	0.60	10.902	-0.829	-1.603	-2.420	-4.852
7	0.58	0.60	4.606	-0.350	-0.677	-1.023	-2.050
8	1.10	1.10	1.100	7.486	8.938	9.383	9.139
9	0.80	0.80	1.055	4.708	5.770	8.197	7.963
10	1.00	1.00	0.467	-5.435	-7.068	-9.304	-9.408

Unit : A/mm^2

Table 8.1.4 Magnetic Field Distribution on Each PF Coil

		Magnetic Field at Each Poloidal Coil (T)					Max. Field (T)
		0 s	5 s	8 s	11 s	111s	
No.1 Coil	#1	5.69	3.93	4.39	5.42	6.68	6.68
	2	2.87	1.74	1.95	2.44	3.06	
	3	0.37	1.30	1.40	1.54	1.63	
	4	2.81	1.57	1.77	2.24	2.86	
No.2	#1	5.65	3.74	4.18	5.17	6.42	6.42
	2	2.84	1.85	2.06	2.54	3.12	
	3	0.36	1.39	1.50	1.66	1.73	
	4	2.83	1.43	1.62	2.08	2.70	
No.3	#1	5.64	3.28	3.69	4.61	5.83	5.83
	2	2.84	2.56	2.77	3.29	3.76	
	3	0.36	1.70	1.83	2.04	2.11	
	4	2.83	1.02	1.19	1.59	2.22	
No.4	#1	5.65	1.13	1.36	1.84	2.92	5.65
	2	2.83	0.93	1.08	1.29	1.70	
	3	0.35	1.08	1.19	1.32	1.35	
	4	2.84	1.42	1.43	1.65	1.77	
No.5	#1	5.85	0.63	0.69	0.93	1.99	5.85
	2	3.35	1.00	1.16	1.26	1.55	
	3	0.40	1.05	1.26	1.37	1.44	
	4	2.90	0.70	0.67	0.64	0.67	
No.6	#1	4.93	1.09	1.12	1.04	1.19	4.93
	2	3.43	1.61	1.90	2.02	2.18	
	3	0.71	1.62	1.97	2.15	2.31	
	4	2.02	1.13	1.24	1.19	0.76	
No.7	#1	2.25	2.08	2.40	2.49	2.22	3.97
	2	1.85	2.72	3.22	3.41	3.33	
	3	0.48	2.99	3.60	3.88	3.97	
	4	0.50	2.10	2.47	2.62	2.52	
No.8	#1	1.04	3.93	4.67	4.95	4.81	4.95
	2	0.86	2.87	3.40	3.56	3.37	
	3	0.31	1.81	2.19	2.19	2.16	
	4	0.11	3.04	3.64	3.91	3.89	
No.9	#1	0.36	0.73	0.87	1.45	1.38	2.94
	2	0.44	1.44	1.76	2.38	2.29	
	3	0.27	1.75	2.18	2.94	2.89	
	4	0.16	1.43	1.77	2.45	2.42	
No.10	#1	0.16	2.26	2.93	3.85	3.88	3.88
	2	0.19	1.89	2.46	3.25	3.29	
	3	0.16	1.54	2.00	2.64	2.68	
	4	0.13	1.82	2.36	3.10	3.13	

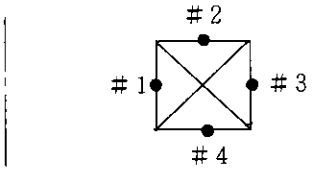


Table 8.1.5 No. of Turns and Time Variations of Operating Current on PF Coils

Coil No.	No. of turns	-10sec	0 s	0.15s	5s	8s	11s	111s	126s
1	240	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
2	240	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
3	240	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
4	240	0	15.3	12.8	-1.16	-2.25	-3.40	-6.81	0
5	240	0	16.7	13.9	-1.26	-2.45	-3.72	-7.43	0
6	240	0	15.8	13.2	-1.20	-2.32	-3.51	-7.03	0
7	240	0	6.68	5.57	-0.50	-0.98	-1.48	-2.97	0
8	232	0	5.74	4.78	39.0	46.6	48.9	47.7	0
9	210	0	3.21	2.68	14.3	17.6	25.0	24.3	0
10	192	0	2.43	2.03	-28.3	-36.8	-48.5	-49.0	0

Unit: kA

Table 8.1.6 Self and mutual inductance between each PF coil

Coil No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	2.30E-01	9.73E-02	4.14E-02	2.05E-02	1.15E-02	8.17E-03	9.06E-03	1.15E-02	1.49E-02	1.75E-02
2	9.73E-02	2.33E-01	9.81E-02	4.18E-02	2.11E-02	1.37E-02	1.40E-02	1.64E-02	1.91E-02	1.94E-02
3	4.14E-02	9.81E-02	2.33E-01	9.81E-02	4.28E-02	2.47E-02	2.25E-02	2.39E-02	2.42E-02	2.11E-02
4	2.05E-02	4.18E-02	9.81E-02	2.33E-01	1.01E-01	4.89E-02	3.81E-02	3.53E-02	3.04E-02	2.25E-02
5	1.15E-02	2.11E-02	4.28E-02	1.01E-01	2.35E-01	1.09E-01	6.69E-02	5.21E-02	3.72E-02	2.36E-02
6	8.17E-03	1.37E-02	2.47E-02	4.89E-02	1.09E-01	2.71E-01	1.46E-01	9.15E-02	5.41E-02	2.97E-02
7	9.06E-03	1.40E-02	2.25E-02	3.81E-02	6.69E-02	1.46E-01	4.04E-01	2.23E-01	1.09E-01	5.38E-02
8	1.15E-02	1.64E-02	2.39E-02	3.53E-02	5.21E-02	9.15E-02	2.23E-01	4.94E-01	2.45E-01	1.07E-01
9	1.49E-02	1.91E-02	2.42E-02	3.04E-02	3.72E-02	5.41E-02	1.09E-01	2.45E-01	9.10E-01	2.72E-01
10	1.75E-02	1.94E-02	2.11E-02	2.25E-02	2.36E-02	2.97E-02	5.38E-02	1.07E-01	2.72E-01	1.49E 00
11	2.37E-04	2.20E-04	1.90E-04	1.55E-04	1.25E-04	1.20E-04	1.72E-04	2.72E-04	4.70E-04	7.62E-04
12	1.58E-02	1.41E-02	1.25E-02	1.10E-02	9.71E-03	1.05E-02	1.68E-02	2.98E-02	6.36E-02	1.73E-01
13	1.19E-02	9.58E-03	7.69E-03	6.23E-03	5.14E-03	5.22E-03	7.92E-03	1.34E-02	2.67E-02	6.36E-02
14	8.48E-03	6.33E-03	4.79E-03	3.70E-03	2.94E-03	2.88E-03	4.24E-03	7.00E-03	1.34E-02	2.98E-02
15	6.30E-03	4.48E-03	3.26E-03	2.44E-03	1.89E-03	1.81E-03	2.61E-03	4.24E-03	7.91E-03	1.68E-02
16	5.34E-03	3.60E-03	2.51E-03	1.82E-03	1.37E-03	1.28E-03	1.81E-03	2.88E-03	5.22E-03	1.05E-02
17	6.99E-03	4.45E-03	2.96E-03	2.06E-03	1.50E-03	1.37E-03	1.89E-03	2.94E-03	5.14E-03	9.71E-03
18	1.16E-02	6.92E-03	4.38E-03	2.92E-03	2.06E-03	1.82E-03	2.44E-03	3.70E-03	6.22E-03	1.10E-02
19	2.13E-02	1.17E-02	6.92E-03	4.38E-03	2.96E-03	2.51E-03	3.26E-03	4.79E-03	7.68E-03	1.25E-02
20	4.32E-02	2.14E-02	1.17E-02	6.92E-03	4.45E-03	3.60E-03	4.48E-03	6.33E-03	9.57E-03	1.41E-02
21	1.02E-01	4.32E-02	2.13E-02	1.16E-02	6.99E-03	5.33E-03	6.30E-03	8.48E-03	1.19E-02	1.57E-02

unit : Henry

Table 8.1.6 Self and mutual inductance between each PF coil (continued)

Coil No	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21
1	2.37E-04	1.58E-02	1.19E-02	8.48E-03	6.30E-03	5.34E-03	6.99E-03	1.16E-02	2.13E-02	4.32E-02	1.02E-01
2	2.20E-04	1.41E-02	9.58E-03	6.33E-03	4.48E-03	3.60E-03	4.45E-03	6.92E-03	1.17E-02	2.14E-02	4.32E-02
3	1.90E-04	1.25E-02	7.69E-03	4.79E-03	3.26E-03	2.51E-03	2.96E-03	4.38E-03	6.92E-03	1.17E-02	2.13E-02
4	1.55E-04	1.10E-02	6.23E-03	3.70E-03	2.44E-03	1.82E-03	2.06E-03	2.92E-03	4.38E-03	6.92E-03	1.16E-02
5	1.25E-04	9.71E-03	5.14E-03	2.94E-03	1.89E-03	1.37E-03	1.50E-03	2.06E-03	2.96E-03	4.45E-03	6.99E-03
6	1.20E-04	1.05E-02	5.22E-03	2.88E-03	1.81E-03	1.28E-03	1.37E-03	1.82E-03	2.51E-03	3.60E-03	5.33E-03
7	1.72E-04	1.68E-02	7.92E-03	4.24E-03	2.61E-03	1.81E-03	1.89E-03	2.44E-03	3.26E-03	4.48E-03	6.30E-03
8	2.72E-04	2.98E-02	1.34E-02	7.00E-03	4.24E-03	2.88E-03	2.94E-03	3.70E-03	4.79E-03	6.33E-03	8.48E-03
9	4.70E-04	6.36E-02	2.67E-02	1.34E-02	7.91E-03	5.22E-03	5.14E-03	6.22E-03	7.68E-03	9.57E-03	1.19E-02
10	7.62E-04	1.73E-01	6.36E-02	2.98E-02	1.68E-02	1.05E-02	9.71E-03	1.10E-02	1.25E-02	1.41E-02	1.57E-02
11	1.20E-05	7.63E-04	4.71E-04	2.72E-04	1.72E-04	1.21E-04	1.25E-04	1.55E-04	1.89E-04	2.20E-04	2.36E-04
12	7.63E-04	1.49E 00	2.72E-01	1.07E-01	5.38E-02	2.97E-02	2.35E-02	2.24E-02	2.10E-02	1.94E-02	1.74E-02
13	4.71E-04	2.72E-01	9.10E-01	2.44E-01	1.09E-01	5.41E-02	3.72E-02	3.04E-02	2.42E-02	1.91E-02	1.49E-02
14	2.72E-04	1.07E-01	2.44E-01	4.94E-01	2.22E-01	9.14E-02	5.20E-02	3.53E-02	2.39E-02	1.64E-02	1.15E-02
15	1.72E-04	5.38E-02	1.09E-01	2.22E-01	4.04E-01	1.46E-01	6.68E-02	3.81E-02	2.25E-02	1.40E-02	9.06E-03
16	1.21E-04	2.97E-02	5.41E-02	9.14E-02	1.46E-01	2.71E-01	1.09E-01	4.89E-02	2.47E-02	1.37E-02	8.17E-03
17	1.25E-04	2.35E-02	3.72E-02	5.20E-02	6.68E-02	1.09E-01	2.35E-01	1.01E-01	4.28E-02	2.11E-02	1.15E-02
18	1.55E-04	2.24E-02	3.04E-02	3.53E-02	3.81E-02	4.89E-02	1.01E-01	2.33E-01	9.81E-02	4.18E-02	2.05E-02
19	1.89E-04	2.10E-02	2.42E-02	2.39E-02	2.25E-02	2.47E-02	4.28E-02	9.81E-02	2.33E-01	9.81E-02	4.14E-02
20	2.20E-04	1.94E-02	1.91E-02	1.64E-02	1.40E-02	1.37E-02	2.11E-02	4.18E-02	9.81E-02	2.33E-01	9.73E-02
21	2.36E-04	1.74E-02	1.49E-02	1.15E-02	9.06E-03	8.17E-03	1.15E-02	2.05E-02	4.14E-02	9.73E-02	2.30E-01

Unit : Henry

Table 8.1.7 Time variation of voltage on each PF coil

***** VOLTAGE OF PF COIL (V) *****

Coil	(-10s - 0s)	(0s - 0.15s)	(0.15s - 5s)	(5s - 8s)	(8s - 11s)	(11s - 111s)	(111s - 126s)
1	9.87E 02	-1.10E 04	-3.01E 03	-2.52E 02	-5.79E 02	-2.19E 01	7.36E 02
2	9.78E 02	-1.09E 04	-2.89E 03	-2.42E 02	-5.52E 02	-2.17E 01	6.94E 02
3	9.76E 02	-1.08E 04	-2.61E 03	-2.18E 02	-4.86E 02	-2.17E 01	5.87E 02
4	9.77E 02	-1.09E 04	-1.95E 03	-1.67E 02	-3.29E 02	-2.17E 01	3.30E 02
5	9.72E 02	-1.08E 04	-1.57E 03	-1.12E 02	-2.45E 02	-2.16E 01	1.84E 02
6	9.85E 02	-1.09E 04	-1.18E 03	-5.21E 00	-1.77E 02	-2.19E 01	1.67E 01
7	1.00E 03	-1.11E 04	-5.30E 01	3.50E 02	-1.34E 01	-2.22E 01	-4.58E 02
8	9.75E 02	-1.08E 04	2.26E 03	1.06E 03	3.54E 02	-2.17E 01	-1.41E 03
9	9.71E 02	-1.08E 04	1.27E 03	6.80E 02	1.12E 03	-2.16E 01	-1.17E 03
10	9.95E 02	-1.11E 04	-9.35E 03	-4.12E 03	-5.75E 03	-2.21E 01	4.59E 03
11	4.52E 00	-5.02E 01	-3.71E 00	-4.13E-01	-2.40E 00	-1.00E-01	-8.06E-02
12	9.95E 02	-1.11E 04	-9.35E 03	-4.12E 03	-5.75E 03	-2.21E 01	4.59E 03
13	9.71E 02	-1.08E 04	1.27E 03	6.79E 02	1.12E 03	-2.16E 01	-1.17E 03
14	9.74E 02	-1.08E 04	2.26E 03	1.06E 03	3.54E 02	-2.16E 01	-1.41E 03
15	1.00E 03	-1.11E 04	-5.26E 01	3.47E 02	-1.34E 01	-2.22E 01	-4.58E 02
16	9.85E 02	-1.09E 04	-1.18E 03	-8.82E 00	-1.77E 02	-2.19E 01	1.69E 01
17	9.72E 02	-1.08E 04	-1.57E 03	-1.13E 02	-2.45E 02	-2.16E 01	1.84E 02
18	9.77E 02	-1.09E 04	-1.95E 03	-1.67E 02	-3.29E 02	-2.17E 01	3.30E 02
19	9.76E 02	-1.08E 04	-2.61E 03	-2.18E 02	-4.86E 02	-2.17E 01	5.87E 02
20	9.78E 02	-1.09E 04	-2.89E 03	-2.42E 02	-5.52E 02	-2.17E 01	6.94E 02
21	9.87E 02	-1.10E 04	-3.01E 03	-2.53E 02	-5.79E 02	-2.19E 01	7.36E 02

Unit : Volt

No.11 coil indicates plasma

Table 8.1.8 Total stored energy of PF coils

TIME= -10.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)
TIME= 0. S	TOTAL STORED ENERGY=	1.1003538E 09	(J)
TIME= 0.15S	TOTAL STORED ENERGY=	7.6412492E 08	(J)
TIME= 5.00S	TOTAL STORED ENERGY=	2.2601434E 09	(J)
TIME= 8.00S	TOTAL STORED ENERGY=	3.4599270E 09	(J)
TIME= 11.00S	TOTAL STORED ENERGY=	5.3136767E 09	(J)
TIME= 111.00S	TOTAL STORED ENERGY=	5.4981800E 09	(J)
TIME= 126.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)

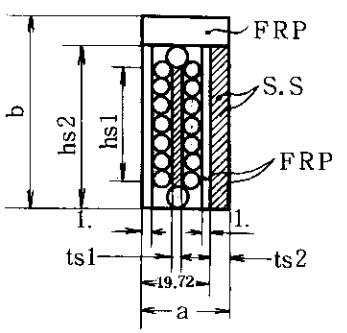
Unit : Joule

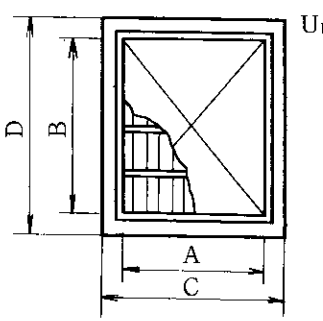
Table 8.2.1 Dimensions of PF Coil Conductors

Coil No.	S.S. Plate (Reinforcement)				Element Size Conductor + Cowound Strips		Number of Turns		Size of Conductor Region		Outside Dimensions of He Vessel	
	t_{s1}	t_{s2} *1)	h_{s1}	h_{s2}	a *2)	b	N_R	N_Z	A	B	C	D
1	2.0	10.2	39.3	55	29.9	57	24	10	588	570	638	620
2	↑	9.4	39.3	55	29.1	57	24	10	578	570	628	620
3	↑	8.2	39.3	55	27.9	57	24	10	558	570	608	620
4	↑	6.3	31.3	47	26.0	49	24	10	555	490	605	540
5	↑	7.3	31.3	47	27.0	49	24	10	570	490	620	540
6	↑	6.5	31.3	47	26.2	49	24	10	549	490	599	540
7	↑	2.0	8.9	23.6	21.7	25.6	20	12	416	307	466	357
8	↑	18.6	102.3	118	38.3	120	29	8	778	960	828	1010
9	↓	7.6	47.3	63	27.3	65	21	10	438	650	488	700
10	2.0	49.3	110.3	126	69.0	128	32	6	1102	768	1177	818

*1) Value indicates the maximum thickness of S.S. reinforcement.

*2) Value indicates the maximum thickness of element





Unit ; mm

Table 8.2.2 Parameters of superconductor

1.	Final Level	
	(1) Operating current	Max. 49 kA
	(2) Critical current	Max. 75 kA
	(3) Cable size	Max. 126 × 18 mm
	(4) Number of subcables	Max. 30
	(5) Mandrel core size	Max. 110 × 2 mm
	(6) Cable twist pitch	1300 mm
	(7) Effective perimeter	Max. 371 mm
	(8) Conductor current density	22 A/mm^2
	(9) Winding current density	19 A/mm^2
	(10) Maximum field	6.7 T
2.	Subcable	
	(1) Subcable diameter	8 mm
	(2) Number of strands	6
	(3) Core strand material	Stainless steel
	(4) Twist pitch	50 mm
3.	Strand	
	(1) Strand diameter	2.67 mm
	(2) Number of NbTi filaments	6156
	(3) Twist pitch	40 mm
	(4) Surface treatment	Formval
	(5) Number of bundles	18
	(6) NbTi : Cu : CuNi	1 : 9.58 : 1.04
4.	Bundle	
	(1) Bundle diameter	0.338 mm
	(2) Number of filaments	342
	(3) Surface CuNi thickness	11.7 μm
	(4) NbTi : Cu : CuNi	1 : 1.33 : 1.04
5.	Filament	
	(1) NbTi filament diameter	10 μm
	(2) OFHC thickness	2.1 μm
	(3) Surface CuNi thickness	1 μm
	(4) NbTi : Cu : CuNi	1 : 1.02 : 0.59

Table 8.3.1 Heat fluxes of poloidal coils during change of normal condition

Coil No.	Max. Field B(T)	Copper Area $A_c(cm^2)$	S.C. Area $A_s(cm^2)$	Perimeter P(cm)	Resistivity $\rho(\times 10^{-8}\ \Omega cm)$	Operating Current I_{op} (kA)	Heat Flux $q_g(W/cm^2)$
1	6.68	5.2	0.54	11.27	4.41	21.8	0.357
2	6.42	5.2	0.54	11.27	4.29	21.6	0.341
3	5.83	5.2	0.54	11.27	4.02	21.6	0.320
4	5.65	4.0	0.42	8.68	3.94	15.4	0.269
5	5.85	4.0	0.42	8.68	4.03	16.7	0.324
6	4.93	4.0	0.42	8.68	3.62	16.0	0.267
7	2.25	1.6	0.17	0.35	2.41	6.88	0.204
8	4.95	11.2	0.12	24.22	3.63	48.9	0.320
9	2.94	5.6	0.59	12.11	2.72	25.0	0.250
10	3.88	12.0	1.25	25.97	3.15	50.0	0.253

Table 8.4.1 AC loss formulae in PF coil superconductor

1. Hysteresis loss

$$Ph_{\perp} = \frac{2}{3\pi} \int Jc(B)\,d\dot{B}_{\perp} \qquad (w/m^3)$$

$$Ph_{/\!/} = \frac{1}{6} \int Jc(B)\,d\dot{B}_{/\!/} \qquad (w/m^3)$$

2. Eddy current loss

$$Pe_{\perp} = \frac{1}{4\rho} \dot{B}_{\perp}^{2} \, r_0^2 \qquad (w/m^3)$$

3. Coupling loss

$$Pc_{\perp} = \frac{1}{\rho_{\perp}} \left(\frac{\ell P}{2\pi} \right)^2 \dot{B}_{\perp}^{2} \qquad (w/m^3)$$

where,

Jc(B) : critical current density

d : filament diameter

ρ : matrix resistivity

ρ : transverse resistivity

ℓP : twist pitch

γ_0 : strand radius

Table 8.4.2 AC Loss in PF Coils

		AC Loss (kW)
Super conductors	Hysteresis Loss	0.315
	Eddy Current Loss	0.124
	Coupling Loss	1.60
Support Structures	SUS Tapes in Conductor	0.27
	Coil Support for Outer Coils	4.29
	Support Rings for Inner Coils	19.86
Helium Leak Shields		34.80
Sum		61.25

Table 8.5.1 Stress resultants of PF coils by rough estimation at plasma start-up

*** STRESS VALUES OF EACH COIL *** (t = 0 s)

I	SIGT	SIGZ	TAU	SGZI	SGZ2
1	5.523E 00	-3.615E-02	-4.906E-05	-5.253E-02	-1.751E-02
2	5.494E 00	-9.422E-03	-1.278E-05	-1.369E-02	-4.564E-03
3	5.487E 00	-2.650E-03	-3.607E-06	-3.863E-03	-1.288E-03
4	5.473E 00	1.549E-02	2.102E-05	2.251E-02	7.504E-03
5	6.244E 00	-1.105E-01	-1.608E-04	-1.722E-01	-5.741E-02
6	4.984E 00	-5.105E-01	-6.927E-04	-2.418E-01	-2.473E-01
7	1.061E 00	-3.714E-01	-5.039E-04	-5.397E-01	-1.799E-01
8	1.032E-01	-5.297E-02	-6.953E-05	-7.698E-02	-2.566E-02
9	2.384E-02	-6.331E-02	-8.309E-05	-9.200E-02	-3.067E-02
10	-1.187E-03	-1.491E-02	-1.957E-05	-2.167E-02	-7.223E-03
11	0.	0.	0.	0.	0.
12	-1.187E-03	1.491E-02	1.957E-05	2.167E-02	7.223E-03
13	2.384E-02	6.331E-02	8.309E-05	9.200E-02	3.067E-02
14	1.032E-01	5.297E-02	6.953E-05	7.698E-02	2.566E-02
15	1.061E 00	3.714E-01	5.039E-04	5.397E-01	1.799E-01
16	4.984E 00	5.105E-01	6.927E-04	2.418E-01	2.473E-01
17	6.244E 00	1.105E-01	1.608E-04	1.722E-01	5.741E-02
18	5.473E 00	-1.549E-02	-2.102E-05	-2.251E-02	-7.504E-03
19	5.487E 00	2.650E-03	3.607E-06	3.863E-03	1.288E-03
20	5.494E 00	9.422E-03	1.278E-05	1.369E-02	4.564E-03
21	5.523E 00	3.615E-02	4.906E-05	5.253E-02	1.751E-02

Unit : kgf/mm²

Table 8.5.2 Stress resultants of PF coils by rough estimation 5 seconds after plasma start-up

*** STRESS VALUES OF EACH COIL *** (t = 5s)

I	SIGT	SIGZ	TAU	SGZI	SGZ2
1	2.321E 00	-6.457E-02	-8.762E-05	-9.383E-02	-3.128E-02
2	2.071E 00	-1.644E-01	-2.095E-04	-2.244E-01	-7.478E-02
3	1.452E 00	-4.250E-01	-5.767E-04	-6.175E-01	-2.058E-01
4	1.138E-02	-4.049E-02	-5.494E-05	-5.884E-02	-1.961E-02
5	8.694E-02	-2.843E-02	-3.857E-05	-4.131E-02	-1.377E-02
6	-2.188E-01	-3.441E-02	-4.669E-05	-5.000E-02	-1.667E-02
7	-2.309E-01	-3.537E-02	-4.799E-05	-5.139E-02	-1.713E-02
8	3.022E 00	9.520E-02	1.250E-04	1.385E-01	4.615E-02
9	-1.508E 00	-5.170E-02	-6.796E-05	-7.524E-02	-2.508E-02
10	2.043E 00	-2.260E-01	-2.966E-04	-3.284E-01	-1.095E-01
11	1.546E-02	-2.673E-10	-4.337E-13	-3.884E-10	-1.295E-10
12	2.043E 00	2.260E-01	2.966E-04	3.284E-01	1.095E-01
13	-1.508E 00	5.170E-02	6.795E-05	7.524E-02	2.508E-02
14	3.022E 00	-9.520E-02	-1.250E-04	-1.384E-01	-4.615E-02
15	-2.309E-01	3.537E-02	4.799E-05	5.139E-02	1.713E-02
16	-2.188E-01	3.441E-02	4.669E-05	5.000E-02	1.667E-02
17	-8.694E-02	2.843E-02	3.857E-05	4.131E-02	1.377E-02
18	1.138E-02	4.049E-02	5.494E-05	5.884E-02	1.961E-02
19	1.452E 00	4.250E-01	5.767E-04	6.175E-01	2.058E-01
20	2.071E 00	1.644E-01	2.095E-04	2.244E-01	7.478E-02
21	2.321E 00	6.457E-02	8.762E-05	9.383E-02	3.128E-02

Unit : kgf/mm²

Table 8.5.3 Stress resultants of PF coils by rough estimation 8 seconds after plasma start-up

*** STRESS VALUES OF EACH COIL *** (t = 8s)

I	SIGT	SIGZ	TAU	SGZI	SGZ2
1	2.917E 00	-7.699E-02	-1.045E-04	-1.119E-01	-3.729E-02
2	2.622E 00	-1.807E-01	-2.452E-04	-2.626E-01	-8.753E-02
3	1.890E 00	-4.935E-01	-6.697E-04	-7.172E-01	-2.391E-01
4	4.930E-02	-8.328E-02	-1.130E-04	-1.210E-01	-4.034E-02
5	-1.599E-01	-6.271E-02	-8.510E-05	-9.113E-02	-3.038E-02
6	-4.680E-01	-8.195E-02	-1.112E-04	-1.191E-01	-3.969E-02
7	-5.254E-01	-8.442E-02	-1.146E-04	-1.227E-01	-4.089E-02
8	4.219E 00	1.563E-01	2.051E-04	2.271E-01	7.570E-02
9	-2.364E 00	-4.641E-02	-6.091E-05	-6.744E-02	-2.248E-02
10	3.412E 00	-4.051E-01	-5.317E-04	-5.887E-01	-1.962E-01
11	-9.293E-03	-2.366E-09	-3.840E-12	-3.438E-09	-1.146E-09
12	3.412E 00	4.051E-01	5.317E-04	5.887E-01	1.962E-01
13	-2.364E 00	4.641E-02	6.091E-05	6.744E-02	2.248E-02
14	4.219E 00	-1.563E-01	-2.051E-04	-2.271E-01	-7.570E-02
15	-5.254E-01	8.442E-02	1.146E-04	1.227E-01	4.089E-02
16	-4.680E-01	8.195E-02	1.112E-04	1.191E-01	3.969E-02
17	-1.599E-01	6.271E-02	8.510E-05	9.113E-02	3.038E-02
18	4.930E-02	8.328E-02	1.130E-04	1.210E-01	4.034E-02
19	1.890E 00	4.935E-01	6.697E-04	7.172E-01	2.391E-01
20	2.622E 00	1.807E-01	2.452E-04	2.626E-01	8.753E-02
21	2.917E 00	7.699E-02	1.045E-04	1.119E-01	3.729E-02

Unit : kgf/mm²

Table 8.5.4 Stress resultants of PF coils of rough estimation 11 seconds after plasma start-up

*** STRESS VALUES OF EACH COIL *** (t = 11s)

I	SIGT	SIGZ	TAU	SGZ1	SGZ2
1	4.566E 00	-1.080E-01	-1.465E-04	-1.569E-01	-5.230E-02
2	4.159E 00	-2.482E-01	-3.368E-04	-3.607E-01	-1.202E-01
3	3.158E 00	-6.766E-01	-9.182E-04	-9.832E-01	-3.277E-01
4	1.937E-01	-1.427E-01	-1.936E-04	-2.073E-01	-6.912E-02
5	-1.467E-01	-1.074E-01	-1.457E-04	-1.561E-01	-5.202E-02
6	-6.755E-01	-1.430E-01	-1.941E-04	-2.078E-01	-6.928E-02
7	-8.336E-01	-1.437E-01	-1.950E-04	-2.089E-01	-6.962E-02
8	4.248E 00	3.382E-01	3.127E-04	3.462E-01	1.154E-01
9	-3.843E 00	4.851E-02	6.367E-05	7.049E-02	2.350E-02
10	-1.824E 00	-7.887E-01	-1.035E-03	-1.146E 00	-3.821E-01
11	-5.708E-02	-7.182E-09	-1.166E-11	-1.044E-08	-3.479E-09
12	1.854E 00	7.088E-01	1.035E-03	1.146E 00	3.821E-01
13	-3.843E 00	-4.852E-02	-6.368E-05	-7.050E-02	-2.350E-02
14	4.248E 00	-2.382E-01	-3.127E-04	-3.462E-01	-1.154E-01
15	-8.336E-01	1.437E-01	1.950E-04	2.089E-01	6.962E-02
16	-6.755E-01	1.430E-01	1.941E-04	2.078E-01	6.928E-02
17	-1.467E-01	1.074E-01	1.457E-04	1.561E-01	5.202E-02
18	1.937E-01	1.427E-01	1.936E-04	2.073E-01	6.912E-02
19	3.158E 00	6.766E-01	9.182E-04	9.832E-01	3.277E-01
20	4.159E 00	2.482E-01	3.368E-04	3.607E-01	1.202E-01
21	4.566E 00	1.080E-01	1.465E-04	1.569E-01	5.230E-02

Unit : kgf/mm²

Table 8.5.5 Stress resultants of PF coils by rough estimation 111 seconds after plasma start-up

*** STRESS VALUES OF EACH COIL *** (t = 111 s)

I	SIGT	SIGZ	TAU	SGZ1	SGZ2
1	7.141E 00	-1.396E-01	-1.894E-04	-2.028E-01	-6.761E-02
2	6.648E 00	-2.980E-01	-4.043E-04	-4.330E-01	-1.443E-01
3	5.455E 00	-8.051E-01	-1.093E-03	-1.170E 00	-3.900E-01
4	9.304E-01	-2.843E-01	-3.857E-04	-4.131E-01	-1.377E-01
5	3.249E-01	-2.269E-01	-3.079E-04	-3.298E-01	-1.099E-01
6	-8.600E-01	-3.373E-01	-4.577E-04	-4.902E-01	-1.634E-01
7	-1.566E 00	-3.250E-01	-4.410E-04	-4.722E-01	-1.574E-01
8	4.629E 00	3.301E-01	4.332E-04	4.797E-01	1.599E-01
9	-3.773E 00	1.535E-01	2.015E-04	2.231E-01	7.436E-02
10	5.914E 00	-8.644E-01	-1.135E-03	-1.256E 00	-4.187E-01
11	-5.763E-02	-1.269E-08	-2.059E-11	-1.844E-08	-6.145E-09
12	5.914E 00	8.644E-01	1.135E-03	1.256E 00	4.187E-01
13	-3.773E 00	-1.535E-01	-2.015E-04	-2.231E-01	-7.436E-02
14	4.629E 00	-3.301E-01	-4.332E-04	-4.797E-01	-1.599E-01
15	-1.566E 00	3.250E-01	4.410E-04	4.722E-01	1.574E-01
16	-8.600E-01	3.373E-01	4.577E-04	4.902E-01	1.634E-01
17	3.249E-01	2.269E-01	3.079E-04	3.298E-01	1.099E-01
18	9.304E-01	2.843E-01	3.857E-04	4.131E-01	1.377E-01
19	5.455E 00	8.051E-01	1.093E-03	1.170E 00	3.900E-01
20	6.648E 00	2.980E-01	4.043E-04	4.330E-01	1.443E-01
21	7.141E 00	1.396E-01	1.894E-04	2.028E-01	6.761E-02

Unit : kgf/mm²

Table 8.5.6 Mechanical Properties of Materials

	Young's Modulas (kgf/mm^2)	Poisson's ratio
S.S Reinforcement (S.S mandrel and S.S tape)	2.06×10^4	0.275
Conductor and FRP Spacer	4.3×10^3 *1)	0.3

*1) Equivalent Young's modulas in R-direction

Table 8.6.1 Coil Location and Ampere Turns Distribution of Each PF Coil (Single Null Divertor)

Coil No.	Coil Location R(m)	Coil Location Z(m)	t=0 sec	5 sec	8 sec	11 sec	111 sec
1	1.655	0.425	3.634	-2.686	-3.180	-3.895	-4.702
2	1.655	1.325	3.819	-2.639	-3.166	-3.936	-4.783
3	1.655	2.225	3.704	-2.668	-3.175	-3.910	-4.733
4	1.655	3.125	4.204	1.084	0.318	-0.934	-1.864
5	1.800	4.100	4.081	1.052	0.308	-0.907	-1.814
6	2.350	5.100	2.781	0.717	0.210	-0.618	-1.236
7	3.500	5.950	1.491	13.034	13.542	11.881	11.549
8	5.700	6.200	0.570	-5.353	-5.211	-2.533	-2.659
9	10.300	4.800	0.464	1.806	-0.379	-3.063	-3.166
10*)	5.500	0.3	0.0	4.0	4.65	5.3	5.3
11	10.300	-4.800	0.464	-9.296	-10.879	-12.947	-13.092
12	5.700	-6.200	0.570	5.318	6.174	8.690	8.564
13	3.500	-5.950	1.491	10.971	12.626	11.893	11.561
14	2.350	-5.100	2.781	0.717	0.210	-0.618	-1.236
15	1.800	-4.100	4.081	1.052	0.308	-0.907	-1.814
16	1.655	-3.125	4.204	1.084	0.318	-0.934	-1.864
17	1.655	-2.225	3.704	-2.668	-3.175	-3.910	-4.733
18	1.655	-1.325	3.819	-2.639	-3.166	-3.936	-4.783
19	1.655	-0.425	3.634	-2.686	-3.180	-3.895	-4.702

Unit : MAT

*) No.10 Coil indicates Plasma

Table 8.6.2 Coil Location and Ampere Turns Distribution of Each PF Coil (Single Pumped Limiter)

Coil No.	Coil Location R(m)	Coil Location Z(m)	t=0 sec	5 sec	8 sec	11 sec	111 sec
1	1.655	0.425	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927
2	1.655	1.325	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927
3	1.655	2.225	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927
4	1.655	3.125	4.204	1.084	0.318	-0.934	-1.864
5	1.80	4.1	4.081	1.054	0.308	-0.907	-1.814
6	2.35	5.1	2.781	0.717	0.210	-0.618	-1.236
7	3.5	5.95	1.491	1.635	0.887	-0.200	-0.531
8	5.7	6.2	0.570	2.880	4.610	6.899	6.773
9	10.3	4.8	0.464	-2.885	-4.545	-6.686	-6.789
10*)	5.5	0.3	0.0	4.0	4.65	5.3	5.3
11	10.3	-4.8	0.464	-6.217	-8.307	-10.771	-10.874
12	5.7	-6.2	0.570	5.106	7.205	9.839	9.713
13	3.5	-5.95	1.491	5.274	5.234	4.793	4.462
14	2.35	-5.1	2.781	0.717	0.210	-0.618	-1.236
15	1.8	-4.1	4.081	1.052	0.308	-0.907	-1.814
16	1.655	-3.125	4.204	1.084	0.318	-0.934	-1.864
17	1.655	-2.225	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927
18	1.655	-1.325	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927
19	1.655	-0.425	3.719	-1.918	-2.363	-3.100	-3.927

Unit : MAT

*) No.10 Coil indicates plasma

Table 8.6.3 Magnetic Field Distribution on Each PF Coil
(Single Null Divertor)

	Magnetic Field on Each Poloidal Coil (T)					Max. Field (T)
	t=0 sec	5 sec	8 sec	11 sec	111sec	
No.1 Coil	5.76	2.90	3.76	4.94	6.22	6.22
No.2	5.85	2.65	3.54	4.77	6.07	6.07
No.3	5.79	2.64	3.06	4.28	5.54	5.79
No.4	6.18	2.15	1.23	1.85	3.09	6.18
No.5	5.47	2.28	1.37	1.44	1.94	5.47
No.6	3.67	2.85	2.52	2.72	2.97	3.67
No.7	1.10	4.74	4.75	4.25	4.07	4.75
No.8	0.42	3.43	3.60	2.24	2.30	3.60
No.9	0.31	1.80	0.34	2.17	2.24	2.24
No.11	0.14	3.34	3.95	4.73	4.77	4.77
No.12	0.36	2.53	2.99	3.91	3.88	3.91
No.13	1.10	4.93	5.60	5.47	5.29	5.60
No.14	3.67	3.04	3.10	3.50	3.76	3.76
No.15	5.47	2.44	1.81	1.93	2.18	5.47
No.16	6.18	2.22	1.83	1.67	2.84	6.18
No.17	5.79	2.81	2.95	4.12	5.38	5.79
No.18	5.85	2.65	3.48	4.69	5.99	5.99
No.19	5.76	2.90	3.74	4.92	6.20	6.20

Table 8.6.4 Magnetic Field Distribution on Each PF Coil
(Single Pumped Limiter)

	Magnetic Field on Each Poloidal Coil (T)					Max. Field (T)
	t=0 sec	5 sec	8 sec	11 sec	111sec	
No.1 Coil	6.04	2.20	2.92	4.15	5.49	6.04
No.2	6.01	2.07	2.79	4.03	5.36	6.01
No.3	6.02	1.98	2.48	3.73	5.05	6.02
No.4	6.17	1.60	1.17	1.79	3.12	6.17
No.5	5.47	1.40	0.53	1.12	2.32	5.47
No.6	3.67	1.23	0.62	0.76	1.30	3.67
No.7	1.68	1.85	1.26	0.87	1.09	1.85
No.8	0.39	1.28	1.99	2.93	2.89	2.93
No.9	0.22	1.45	2.26	3.29	2.88	3.29
No.11	0.18	2.46	3.29	4.26	4.30	4.26
No.12	0.35	2.04	2.80	3.73	3.70	3.73
No.13	1.21	3.50	3.64	3.59	3.36	3.64
No.14	3.67	2.00	1.60	2.04	2.30	3.67
No.15	5.47	1.86	1.09	1.23	1.82	5.47
No.16	6.17	1.76	1.32	1.55	2.82	6.17
No.17	6.02	2.08	2.35	3.57	4.88	6.02
No.18	6.01	2.02	2.73	3.95	5.28	6.01
No.19	6.04	2.18	2.91	4.13	5.47	6.04

Table 8.6.5 Number of Turns and Max. Operating Current on Each PF Coil

Coil No.	Single Null Divertor		Single Pumped Limiter	
	No. of Turns	Max. Current (kA)	No. of Turns	Max. Current (kA)
1	322	14.6	268	14.7
2	322	14.9	272	14.4
3	322	14.7	272	14.4
4	322	13.1	272	15.5
5	322	12.7	268	15.2
6	300	9.27	250	11.1
7	322	42.1	258	6.34
8	292	17.8	256	26.9
9	240	13.2	212	32.0
11	262	50.0	218	49.9
12	300	29.0	262	37.6
13	322	39.2	268	19.7
14	300	9.27	250	11.1
15	322	12.7	268	15.2
16	322	13.1	272	15.5
17	322	14.7	272	14.4
18	322	14.9	272	14.4
19	322	14.6	268	14.7

Table 8.6.6 Time variation of operating current on PF coils (Single null divertor)

***** AMPERE OF PF COIL BLOCKS (KA) *****

IB	TN	-10.0 S	0. S	0.2 S	5.0 S	8.0 S	11.0 S	111.0 S	126.0 S
1	322	0.	1.13E 01	9.40E 00	-8.34E 00	-9.88E 00	-1.21E 01	-1.46E 01	0.
2	322	0.	1.19E 01	9.89E 00	-8.20E 00	-9.83E 00	-1.22E 01	-1.49E 01	0.
3	322	0.	1.15E 01	9.59E 00	-8.29E 00	-9.86E 00	-1.21E 01	-1.47E 01	0.
4	322	0.	1.31E 01	1.09E 01	3.37E 00	9.88E-01	-2.90E 00	-5.79E 00	0.
5	322	0.	1.27E 01	1.06E 01	3.27E 00	9.57E-01	-2.82E 00	-5.63E 00	0.
6	300	0.	9.27E 00	7.73E 00	2.39E 00	7.00E-01	-2.06E 00	-4.12E 00	0.
7	322	0.	4.63E 00	3.86E 00	4.05E 01	4.21E 01	3.69E 01	3.59E 01	0.
8	292	0.	1.95E 00	1.63E 00	-1.83E 01	-1.78E 01	-8.67E 00	-9.11E 00	0.
9	240	0.	1.93E 00	1.61E 00	1.17E 01	-1.58E 00	-1.28E 01	-1.32E 01	0.
10	1	0.	0.	0.	4.00E 03	4.65E 03	5.30E 03	5.30E 03	0.
11	262	0.	1.77E 00	1.48E 00	-3.55E 01	-4.15E 01	-4.94E 01	-5.00E 01	0.
12	300	0.	1.90E 00	1.58E 00	1.77E 01	2.06E 01	2.90E 01	2.85E 01	0.
13	322	0.	4.63E 00	3.86E 00	3.41E 01	3.92E 01	3.69E 01	3.59E 01	0.
14	300	0.	9.27E 00	7.73E 00	2.39E 00	7.00E-01	-2.06E 00	-4.12E 00	0.
15	322	0.	1.27E 01	1.06E 01	3.27E 00	9.57E-01	-2.82E 00	-5.63E 00	0.
16	322	0.	1.31E 01	1.09E 01	3.37E 00	9.88E-01	-2.90E 00	-5.79E 00	0.
17	322	0.	1.15E 01	9.59E 00	-8.29E 00	-9.86E 00	-1.21E 01	-1.47E 01	0.
18	322	0.	1.19E 01	9.89E 00	-8.20E 00	-9.83E 00	-1.22E 01	-1.49E 01	0.
19	322	0.	1.13E 01	9.40E 00	-8.34E 00	-9.88E 00	-1.21E 01	-1.46E 01	0.

Unit : kA

Table 8.6.7 Total stored energy of PF coils (Single null divertor)

TIME= -10.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)
TIME= 0. S	TOTAL STORED ENERGY=	1.0398761E 09	(J)
TIME= 0.15S	TOTAL STORED ENERGY=	7.2226036E 08	(J)
TIME= 5.00S	TOTAL STORED ENERGY=	3.3602695E 09	(J)
TIME= 8.00S	TOTAL STORED ENERGY=	4.0949988E 09	(J)
TIME= 11.00S	TOTAL STORED ENERGY=	5.2695433E 09	(J)
TIME= 111.00S	TOTAL STORED ENERGY=	5.4534162E 09	(J)
TIME= 126.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)

Unit : Joule

Table 8.6.8 Time variations of voltage on each PF coil (Single null divertor)

***** VOLTAGE OF PF COIL (V) *****

	(-10 ~ 0 sec)	(0 ~ 0.15 sec)	(0.15 ~ 5 sec)	(5 ~ 8 sec)	(8 ~ 11 sec)	(11 ~ 111 sec)	(111 ~ 126 sec)
1	1.32E 03	-1.47E 04	-3.47E 03	-6.71E 02	-9.19E 02	-2.94E 01	9.02E 02
2	1.33E 03	-1.47E 04	-3.31E 03	-6.99E 02	-9.54E 02	-2.95E 01	8.61E 02
3	1.32E 03	-1.47E 04	-2.87E 03	-7.34E 02	-1.02E 03	-2.94E 01	7.40E 02
4	1.33E 03	-1.48E 04	-1.79E 03	-8.14E 02	-1.20E 03	-2.96E 01	4.39E 02
5	1.35E 03	-1.50E 04	-1.09E 03	-8.41E 02	-1.29E 03	-2.99E 01	2.29E 02
6	1.35E 03	-1.50E 04	2.39E 02	-8.11E 02	-1.39E 03	-3.00E 01	-1.86E 02
7	1.32E 03	-1.47E 04	4.29E 03	-6.70E 02	-1.52E 03	-2.95E 01	-1.49E 03
8	1.31E 03	-1.46E 04	-4.07E 03	-1.91E 03	2.37E 03	-2.94E 01	6.87E 02
9	1.32E 03	-1.47E 04	3.39E 03	-1.29E 04	-1.03E 04	-2.99E 01	3.01E 03
10	4.52E 00	-5.02E 01	3.15E-01	-4.61E 00	-3.95E 00	-1.02E-01	-2.21E-01
11	1.33E 03	-1.48E 04	-1.76E 04	-6.27E 03	-7.16E 03	-3.40E 01	7.86E 03
12	1.32E 03	-1.46E 04	4.47E 03	6.85E 02	2.40E 03	-3.01E 01	-2.60E 03
13	1.33E 03	-1.48E 04	5.20E 03	1.09E 03	-6.51E 02	-2.99E 01	-2.31E 03
14	1.35E 03	-1.50E 04	4.45E 02	-2.24E 02	-1.10E 03	-3.01E 01	-4.29E 02
15	1.35E 03	-1.50E 04	-9.80E 02	-5.77E 02	-1.17E 03	-3.00E 01	1.19E 02
16	1.33E 03	-1.48E 04	-1.74E 03	-6.61E 02	-1.14E 03	-2.97E 01	3.79E 02
17	1.32E 03	-1.47E 04	-2.85E 03	-6.34E 02	-9.81E 02	-2.94E 01	7.06E 02
18	1.33E 03	-1.47E 04	-3.31E 03	-6.44E 02	-9.35E 02	-2.95E 01	8.45E 02
19	1.32E 03	-1.47E 04	-3.47E 03	-6.54E 02	-9.13E 02	-2.94E 01	8.98E 02

Unit : Volt

Table 8.6.9 Time variations of operating current on PF coils (Single pumped limiter)

***** AMPERE OF PF COIL BLOCKS (KA) *****

IB	TN	-10.0 S	0. S	0.2 S	5.0 S	8.0 S	11.0 S	111.0 S	126.0 S
1	268	0.	1.39E 01	1.16E 01	-7.16E 00	-8.82E 00	-1.16E 01	-1.47E 01	0.
2	272	0.	1.37E 01	1.14E 01	-7.05E 00	-8.69E 00	-1.14E 01	-1.44E 01	0.
3	272	0.	1.37E 01	1.14E 01	-7.05E 00	-8.69E 00	-1.14E 01	-1.44E 01	0.
4	272	0.	1.55E 01	1.29E 01	3.99E 00	1.17E 00	-3.43E 00	-6.87E 00	0.
5	268	0.	1.52E 01	1.27E 01	3.93E 00	1.15E 00	-3.38E 00	-6.77E 00	0.
6	250	0.	1.11E 01	9.27E 00	2.87E 00	8.40E-01	-2.47E 00	-4.94E 00	0.
7	258	0.	5.78E 00	4.82E 00	6.34E 00	3.44E 00	-7.75E-01	-2.06E 00	0.
8	256	0.	2.23E 00	1.86E 00	1.12E 01	1.80E 01	2.69E 01	2.65E 01	0.
9	212	0.	2.19E 00	1.83E 00	-1.36E 01	-2.14E 01	-3.15E 01	-3.20E 01	0.
10	1	0.	0.	0.	4.00E 03	4.65E 03	5.30E 03	5.30E 03	0.
11	218	0.	2.13E 00	1.78E 00	-2.85E 01	-3.81E 01	-4.94E 01	-4.99E 01	0.
12	262	0.	2.18E 00	1.81E 00	1.95E 01	2.75E 01	3.76E 01	3.71E 01	0.
13	268	0.	5.56E 00	4.64E 00	1.97E 01	1.95E 01	1.79E 01	1.66E 01	0.
14	250	0.	1.11E 01	9.27E 00	2.87E 00	8.40E-01	-2.47E 00	-4.94E 00	0.
15	268	0.	1.52E 01	1.27E 01	3.93E 00	1.15E 00	-3.38E 00	-6.77E 00	0.
16	272	0.	1.55E 01	1.29E 01	3.99E 00	1.17E 00	-3.43E 00	-6.87E 00	0.
17	272	0.	1.37E 01	1.14E 01	-7.05E 00	-8.69E 00	-1.14E 01	-1.44E 01	0.
18	272	0.	1.37E 01	1.14E 01	-7.05E 00	-8.69E 00	-1.14E 01	-1.44E 01	0.
19	268	0.	1.39E 01	1.16E 01	-7.16E 00	-8.82E 00	-1.16E 01	-1.47E 01	0.

Unit : kA

Table 8.6.10 Total stored energy of PF coils (Single pumped limiter)

TIME= -10.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)
TIME= 0. S	TOTAL STORED ENERGY=	1.0457380E 09	(J)
TIME= 0.15S	TOTAL STORED ENERGY=	7.2626274E 08	(J)
TIME= 5.00S	TOTAL STORED ENERGY=	1.4215947E 09	(J)
TIME= 8.00S	TOTAL STORED ENERGY=	2.4513846E 09	(J)
TIME= 11.00S	TOTAL STORED ENERGY=	4.2622234E 09	(J)
TIME= 111.00S	TOTAL STORED ENERGY=	4.4753839E 09	(J)
TIME= 126.00S	TOTAL STORED ENERGY=	0.	(J)

Unit : Joule

Table 8.6.11 Time variations of voltage on each PF coil (single pumped limiter)

***** VOLTAGE OF PF COIL (V) *****

	(-10~0 sec)	(0~0.15 sec)	(0.15~5 sec)	(5~8 sec)	(8~11 sec)	(11~111 sec)	(111~126 sec)
1	1.12E 03	-1.24E 04	-2.66E 03	-4.49E 02	-7.63E 02	-2.49E 01	6.45E 02
2	1.13E 03	-1.25E 04	-2.60E 03	-4.66E 02	-7.88E 02	-2.51E 01	6.31E 02
3	1.13E 03	-1.25E 04	-2.35E 03	-5.02E 02	-8.42E 02	-2.51E 01	5.70E 02
4	1.13E 03	-1.25E 04	-1.67E 03	-5.91E 02	-9.80E 02	-2.50E 01	3.94E 02
5	1.12E 03	-1.24E 04	-1.36E 03	-6.18E 02	-1.02E 03	-2.49E 01	3.12E 02
6	1.12E 03	-1.25E 04	-1.11E 03	-6.24E 02	-1.03E 03	-2.50E 01	2.31E 02
7	1.12E 03	-1.24E 04	-3.47E 02	-6.13E 02	-1.01E 03	-2.48E 01	-2.01E 01
8	1.13E 03	-1.25E 04	6.51E 02	1.26E 03	1.55E 03	-2.50E 01	-1.23E 03
9	1.12E 03	-1.24E 04	-6.73E 03	-5.08E 03	-6.62E 03	-2.48E 01	4.06E 03
10	4.52E 00	-5.02E 01	-1.71E 00	-1.79E 00	-3.55E 00	-1.00E-01	-2.22E-01
11	1.11E 03	-1.24E 04	-1.10E 04	-5.72E 03	-6.92E 03	-2.47E 01	5.63E 03
12	1.13E 03	-1.25E 04	2.48E 03	1.69E 03	1.89E 03	-2.50E 01	-1.98E 03
13	1.12E 03	-1.25E 04	1.75E 03	1.05E 02	-3.19E 02	-2.50E 01	-9.81E 02
14	1.12E 03	-1.25E 04	-4.64E 02	-4.17E 02	-8.36E 02	-2.50E 01	-5.73E 01
15	1.12E 03	-1.24E 04	-1.11E 03	-5.36E 02	-9.44E 02	-2.49E 01	1.99E 02
16	1.13E 03	-1.25E 04	-1.54E 03	-5.49E 02	-9.40E 02	-2.50E 01	3.38E 02
17	1.13E 03	-1.25E 04	-2.29E 03	-4.79E 02	-8.20E 02	-2.51E 01	5.40E 02
18	1.13E 03	-1.25E 04	-2.57E 03	-4.55E 02	-7.77E 02	-2.51E 01	6.18E 02
19	1.12E 03	-1.24E 04	-2.65E 03	-4.46E 02	-7.60E 02	-2.49E 01	6.42E 02

Unit : Volt

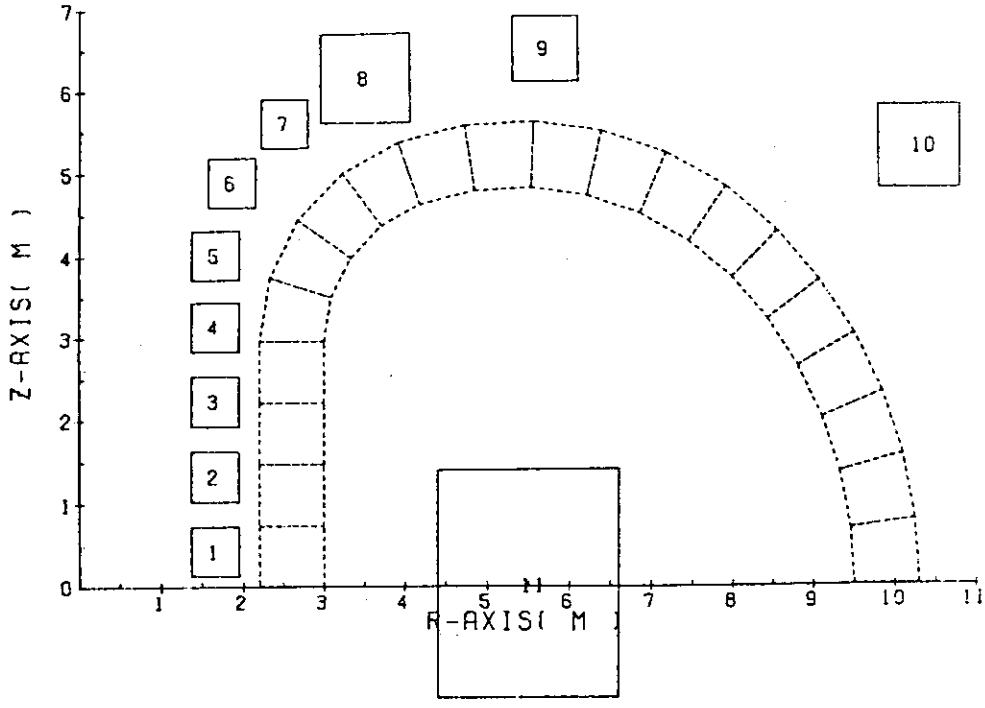


Fig. 8.1.1 Locations and cross sections of PF coils

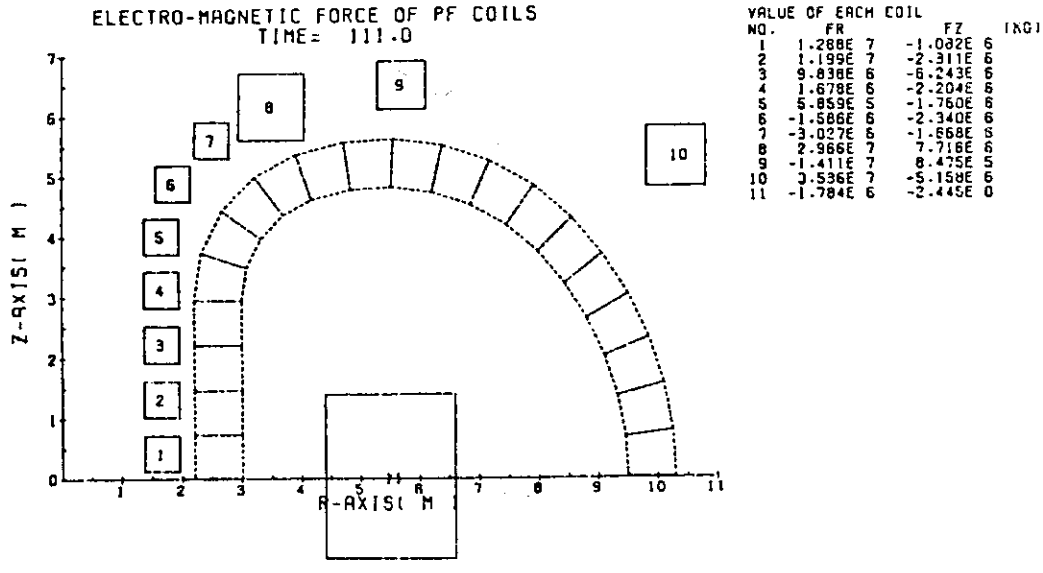


Fig. 8.1.2 Electromagnetic force distribution of PF coils (t = 111 sec)

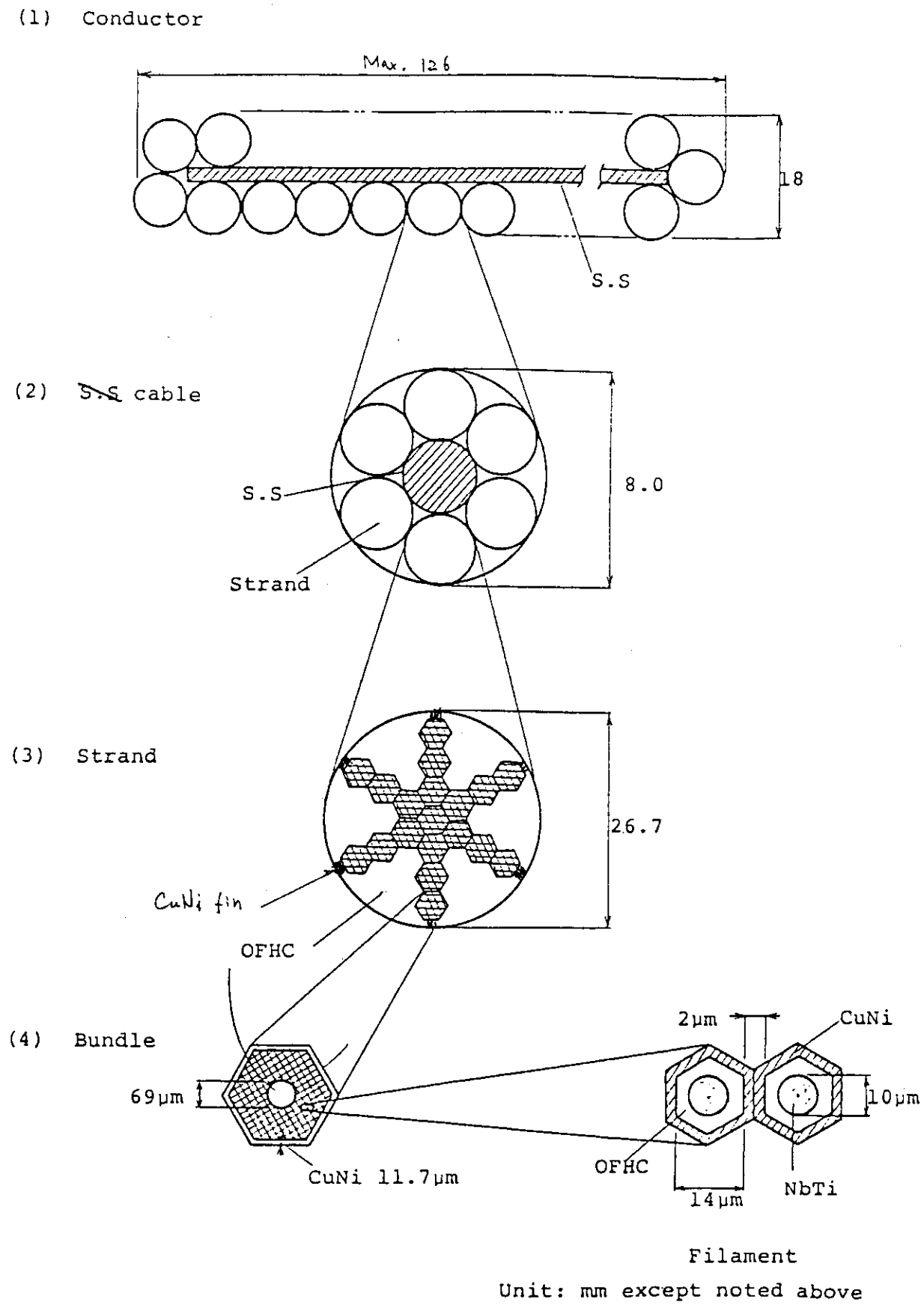


Fig. 8.2.1 PF coil conductor

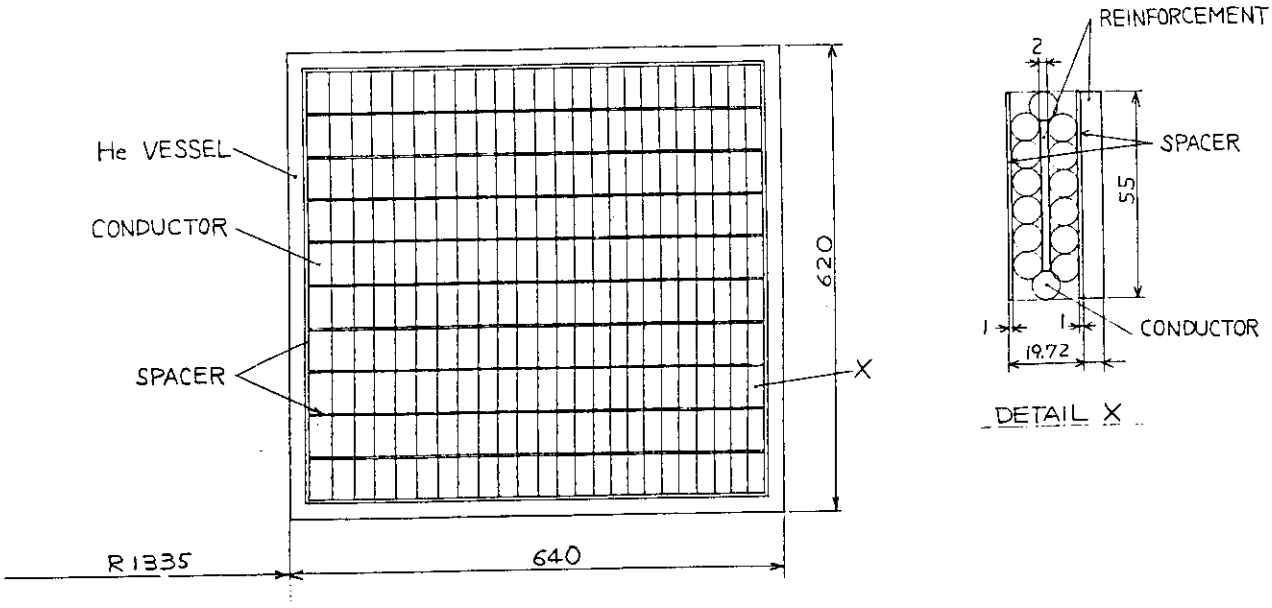


Fig. 8.2.2 Cross section view of PF coil (No.1 coil)

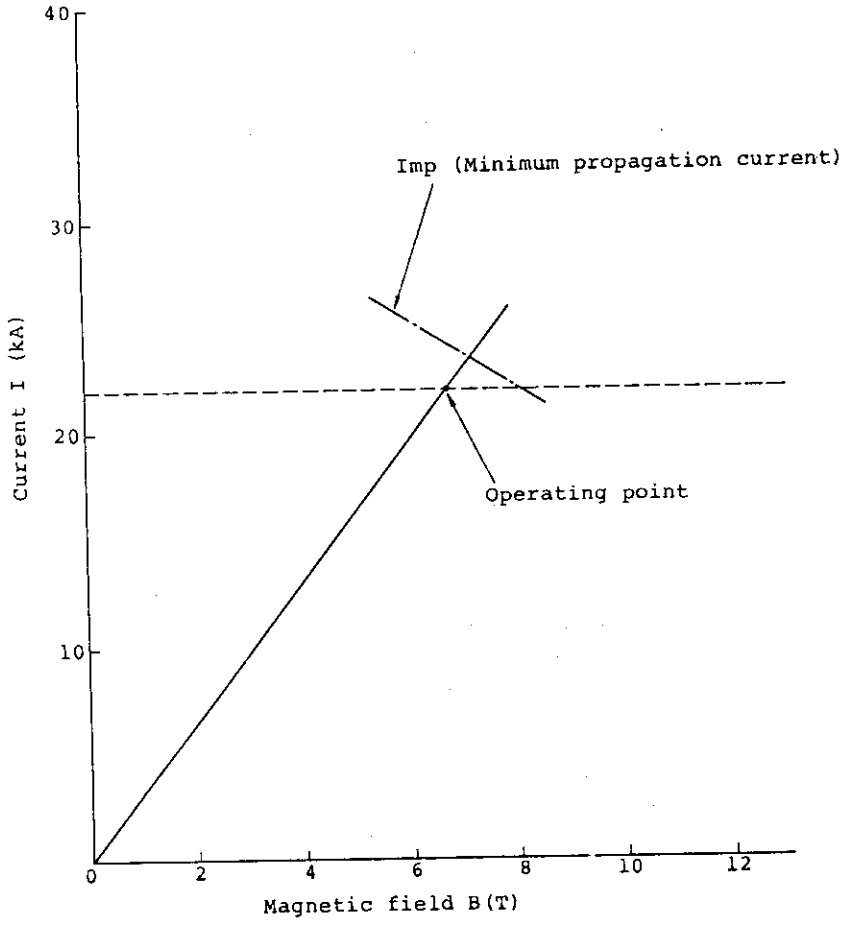


Fig. 8.3.1 Stability map and operating point of superconductor for No.1 poloidal coil

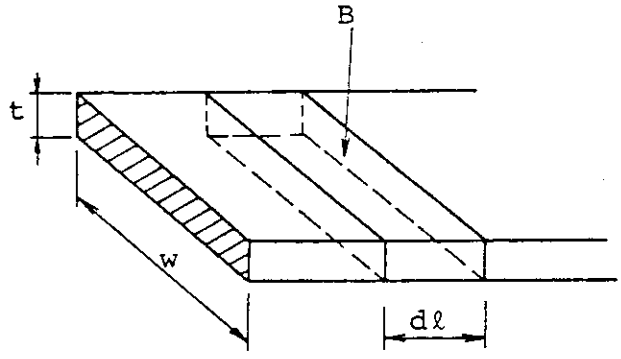


Fig. 8.4.1 AC loss model

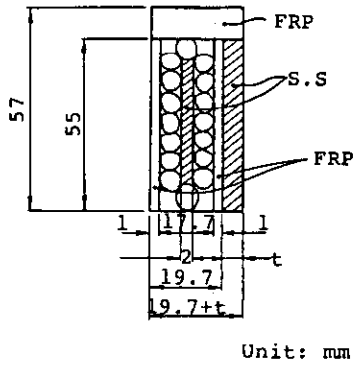


Fig. 8.5.1 Cross section of No.1 coil conductor

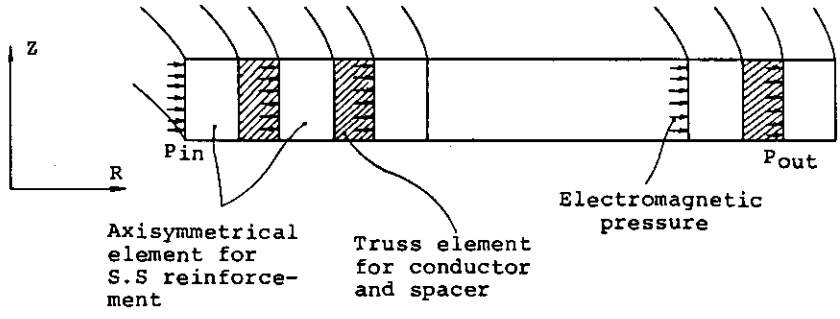


Fig. 8.5.2 Calculational model for stress analysis of PF coil

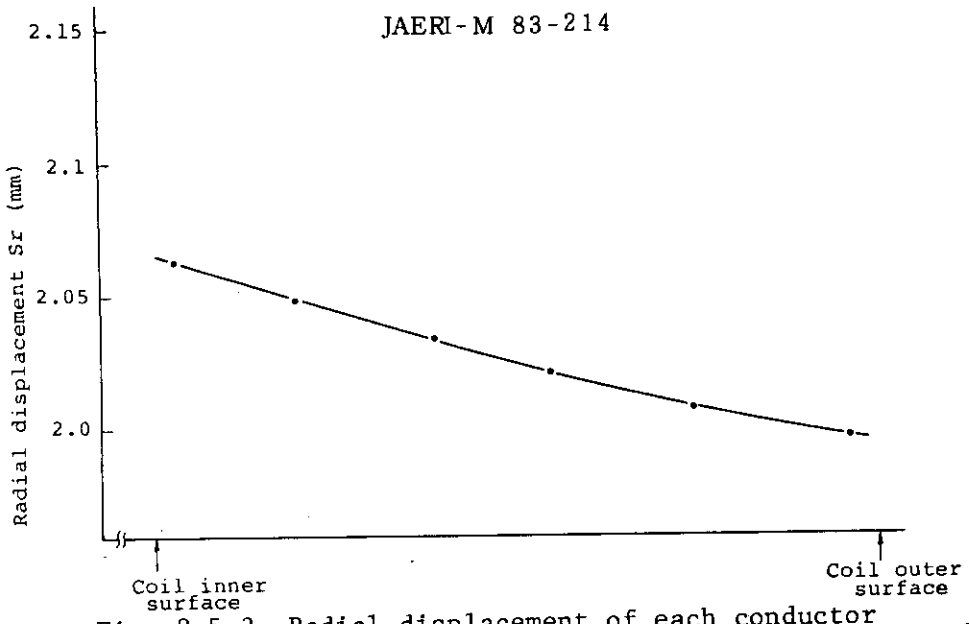


Fig. 8.5.3 Radial displacement of each conductor

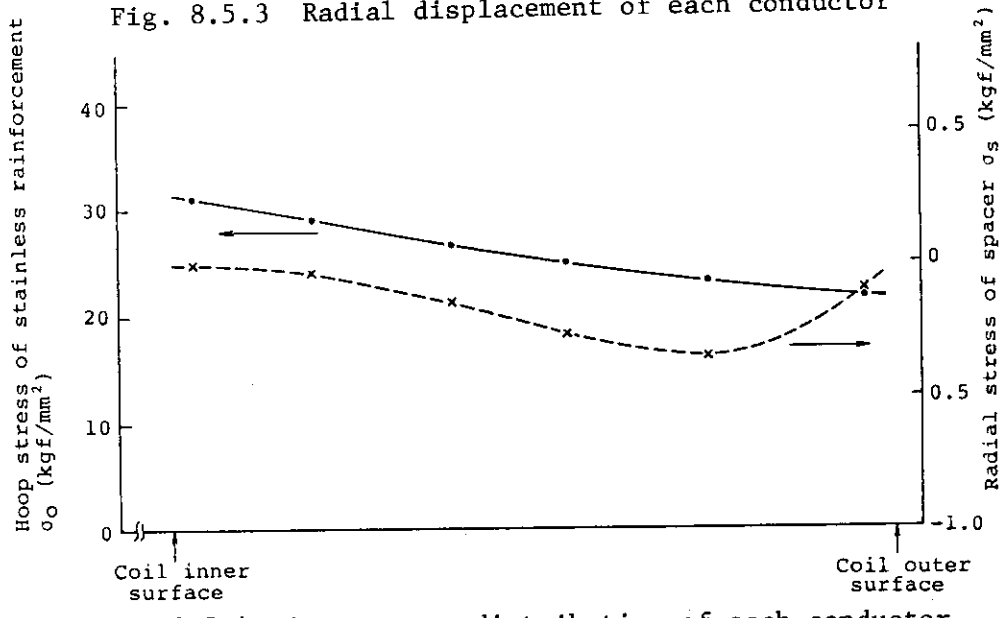


Fig. 8.5.4 Hoop stress distribution of each conductor

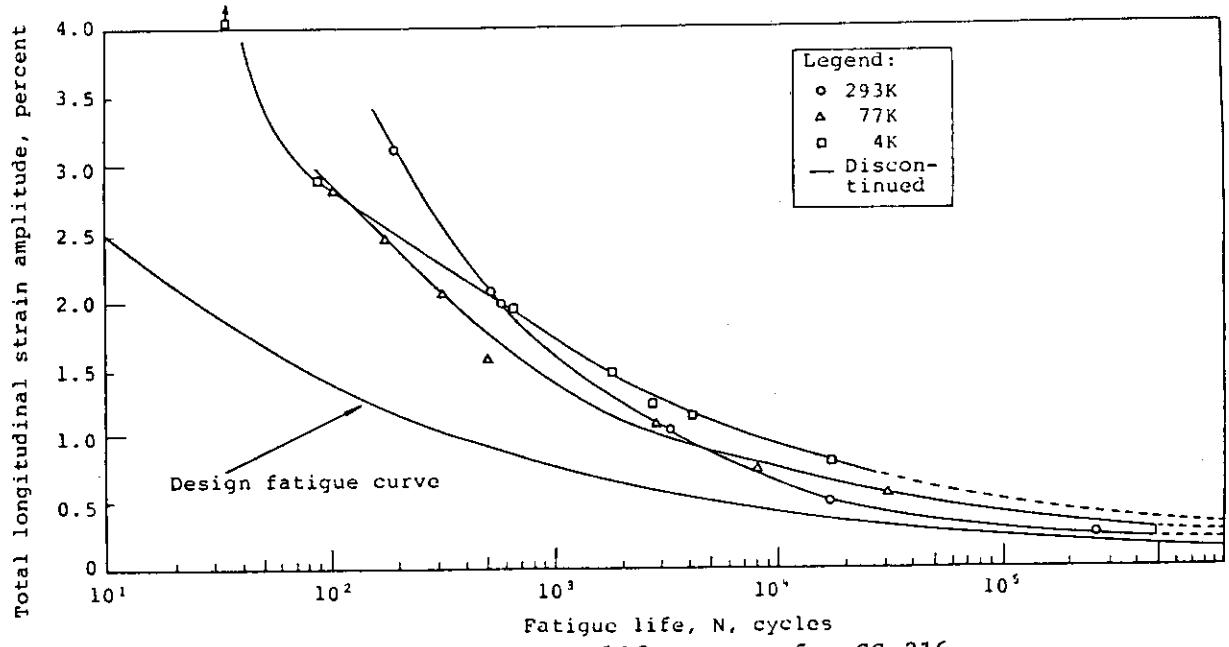


Fig. 8.5.5 Fatigue life curves for SS 316

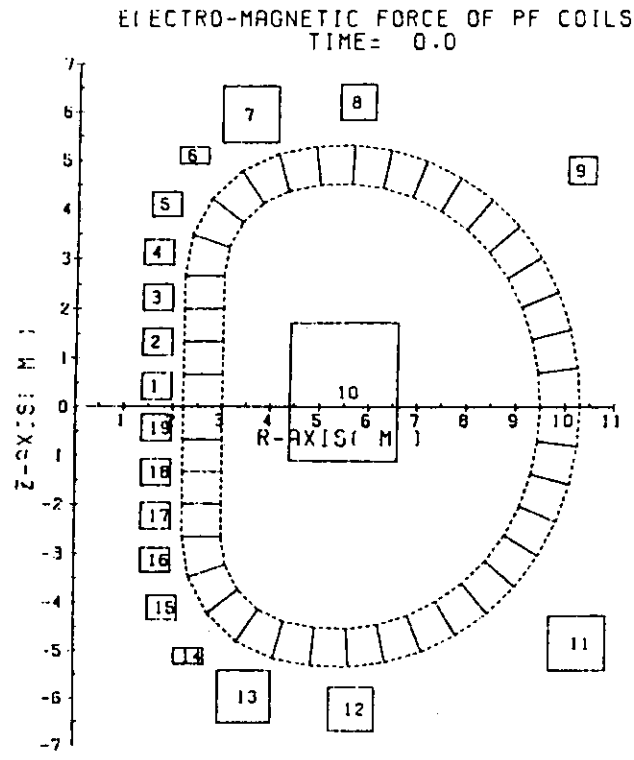


Fig. 8.6.1 Locations and cross sections of PF coils (Single null divertor)

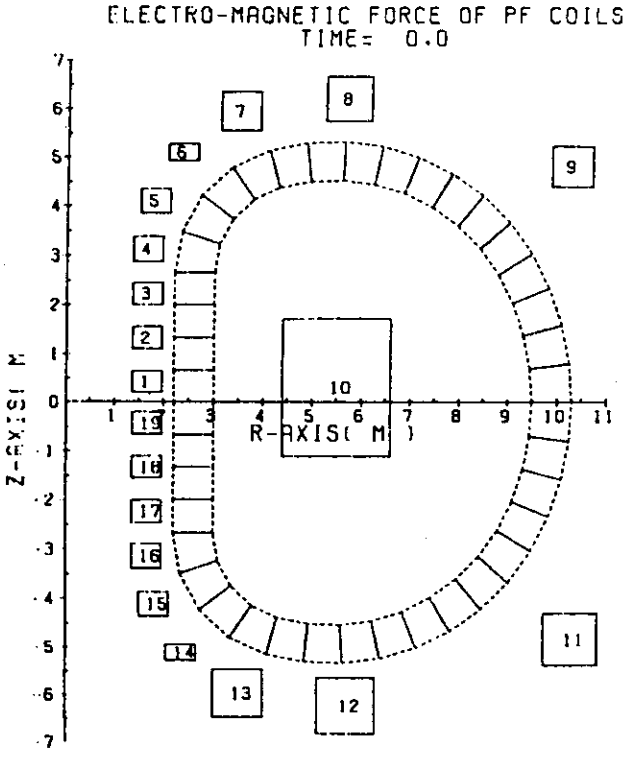
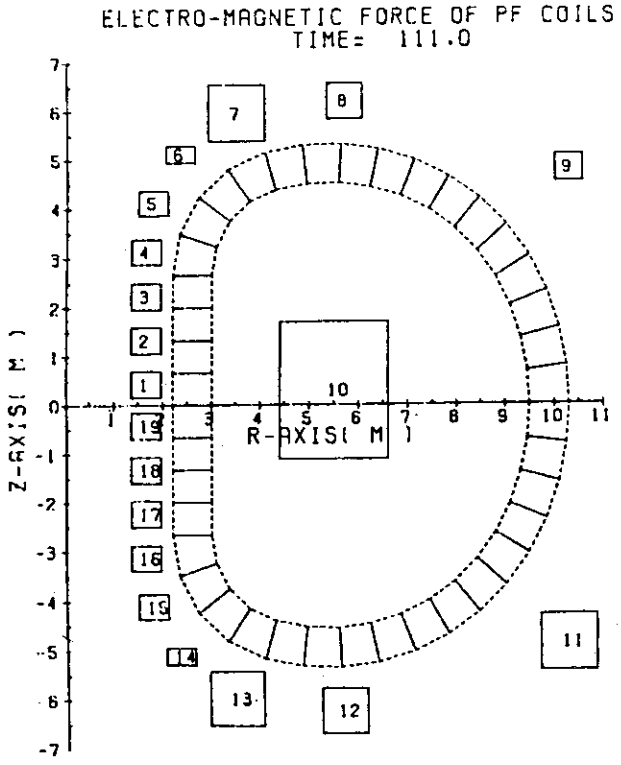


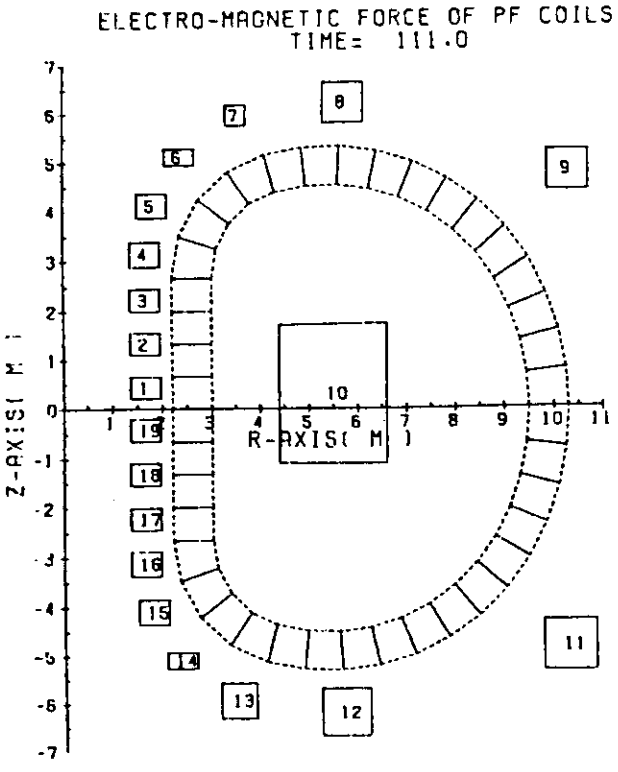
Fig. 8.6.2 Locations and cross sections of PF coils (Single pumped limiter)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	1.066E 7	-7.058E 5	
2	1.026E 7	-1.726E 6	
3	8.557E 6	-4.845E 6	
4	2.019E 6	-2.347E 6	
5	2.553E 5	-2.119E 6	
6	-2.661E 6	-2.523E 6	
7	9.762E 6	4.773E 6	
8	8.702E 6	-6.908E 4	
9	5.661E 6	-1.658E 6	
10	-1.922E 6	3.058E 5	
11	6.164E 7	6.860E 6	
12	-2.418E 7	-3.471E 6	
13	4.137E 7	-8.879E 6	
14	-4.059E 6	2.882E 6	
15	-8.060E 5	2.475E 6	
16	1.398E 6	2.629E 6	
17	7.698E 6	5.396E 6	
18	9.877E 6	2.098E 6	
19	1.056E 7	9.547E 5	

Fig. 8.6.3 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 111 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	7.719E 6	-4.249E 5	
2	7.461E 6	-8.639E 5	
3	6.771E 6	-2.501E 6	
4	2.444E 6	-1.435E 6	
5	1.610E 6	-1.066E 6	
6	1.577E 5	-8.492E 5	
7	-6.588E 5	-3.299E 5	
8	-1.237E 6	2.783E 6	
9	2.099E 7	-4.613E 6	
10	-2.327E 6	1.049E 5	
11	4.612E 7	7.290E 6	
12	-1.144E 7	-4.778E 6	
13	1.293E 7	-3.353E 6	
14	-1.877E 6	1.752E 6	
15	3.567E 5	1.666E 6	
16	1.793E 6	1.809E 6	
17	6.087E 6	3.017E 6	
18	7.179E 6	1.173E 6	
19	7.651E 6	6.193E 5	

Fig. 8.6.4 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single pumped limiter (t = 111 sec)

添付資料　　8. A　　ＰＦコイル電磁力分布図

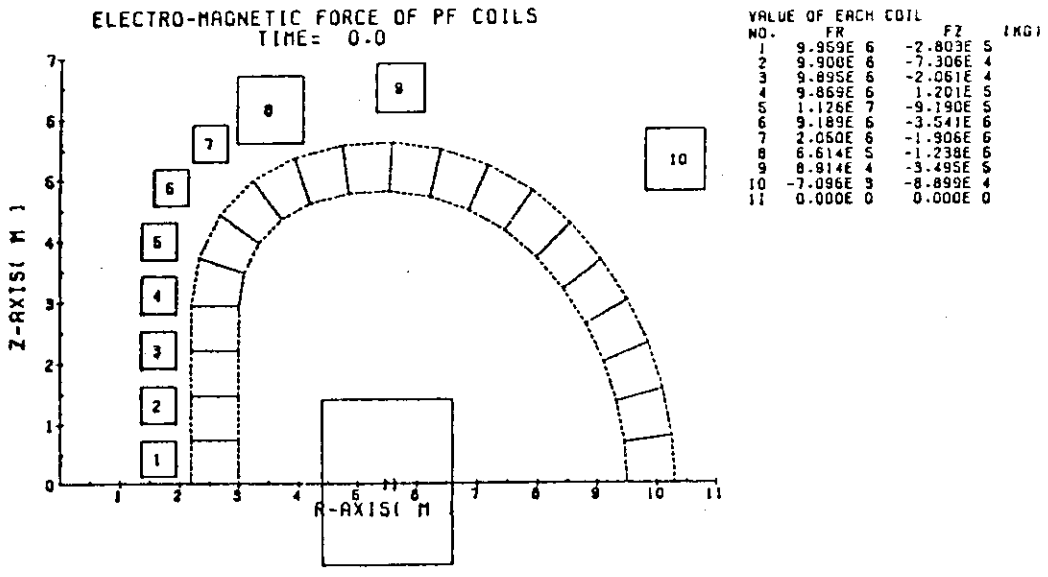


Fig. 8.A-1 Electro-magnetic force distribution of PF coils (t = 0.0 sec)

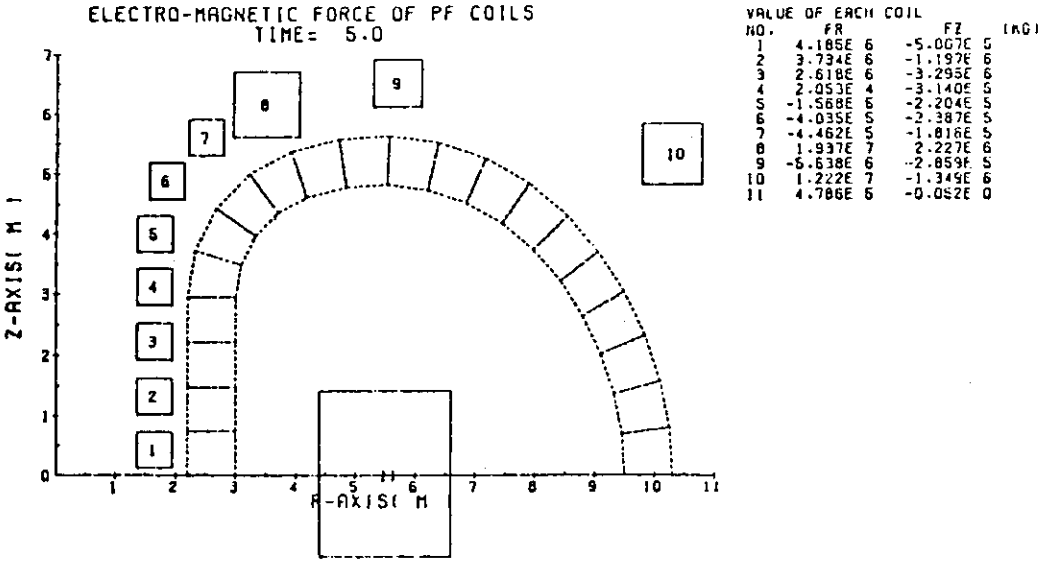


Fig. 8.A-2 Electro-magnetic force distribution of PF coils (t = 5.0 sec)

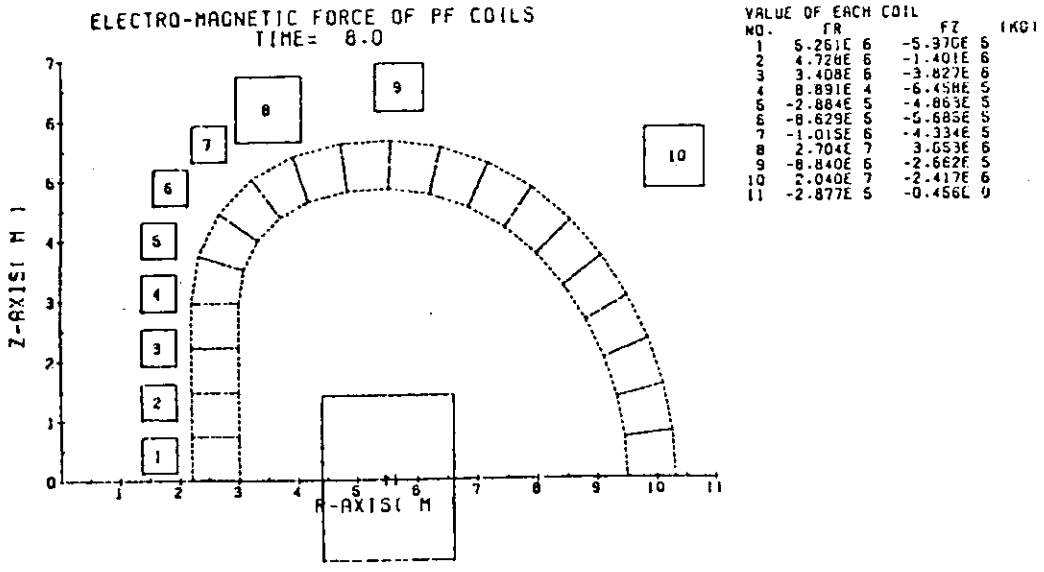


Fig. 8.A-3 Electro-magnetic force distribution of PF coils (t = 8.0 sec)

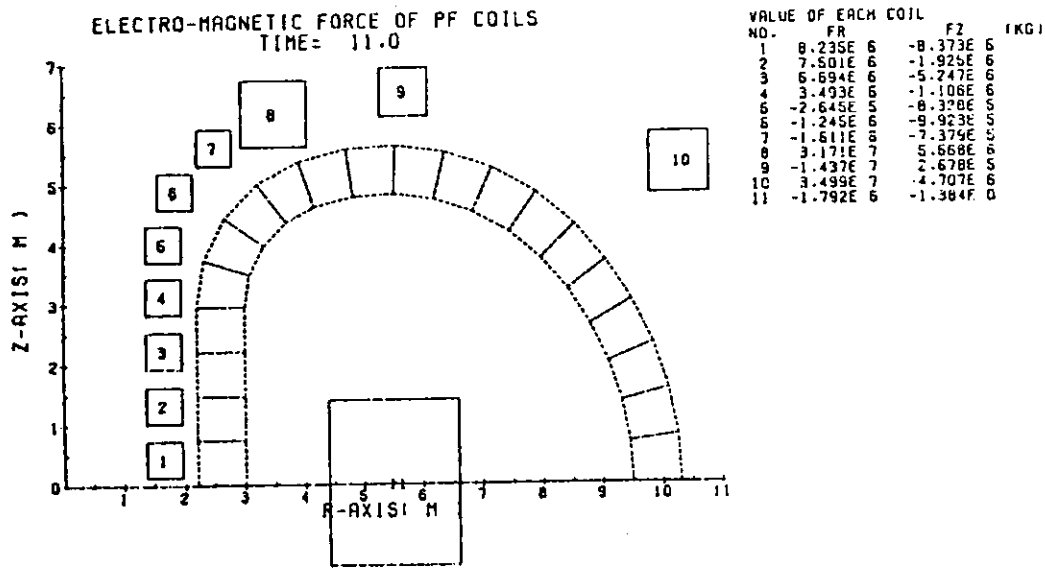


Fig. 8.A-4 Electro-magnetic force distribution of PF coils (t = 11 sec)

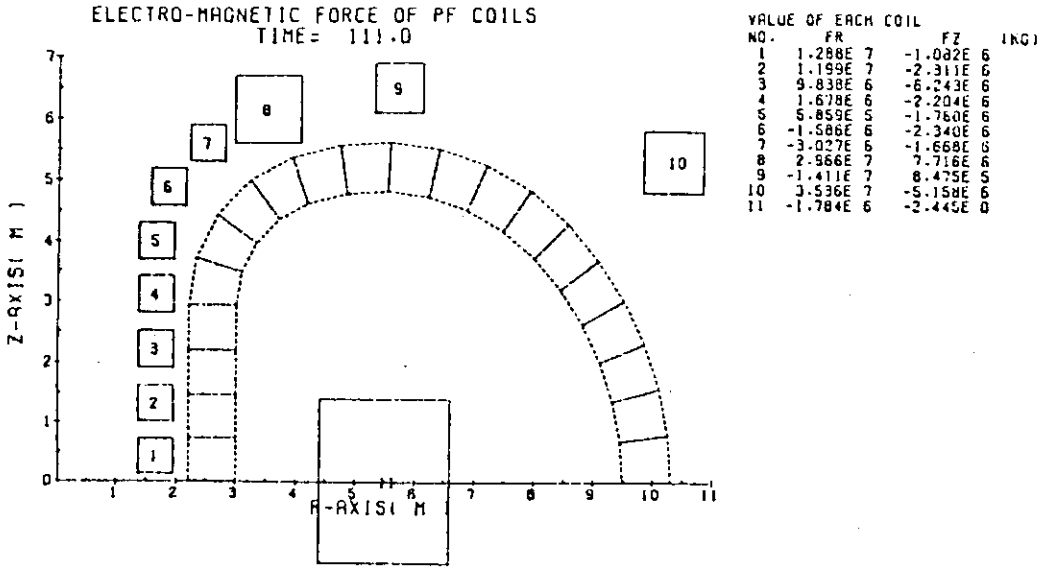


Fig. 8.A-5 Electro-magnetic force distribution of PF coils (t = 111 sec)

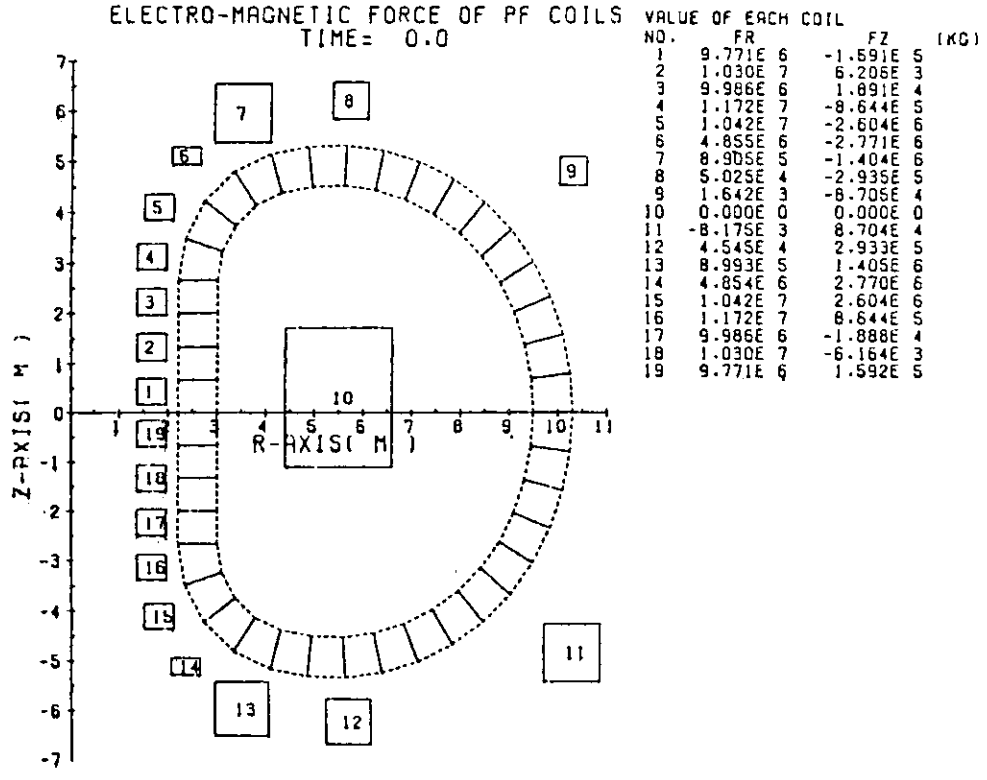
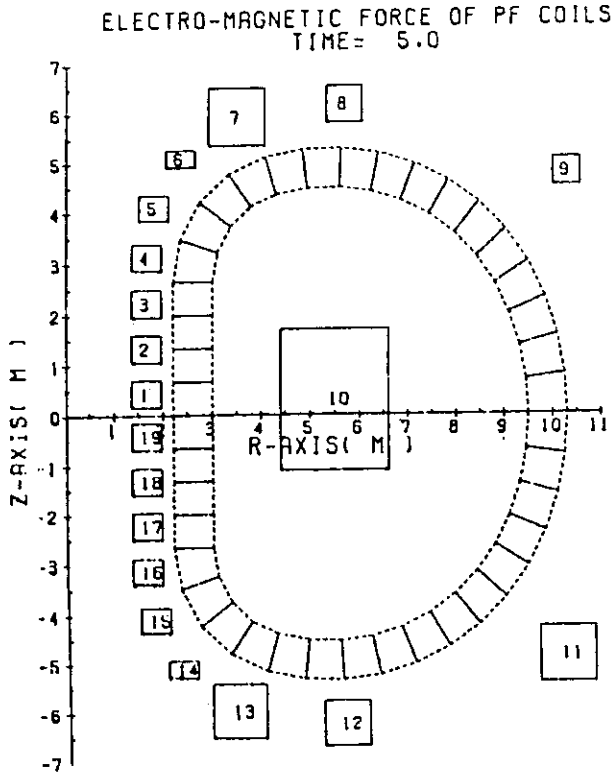


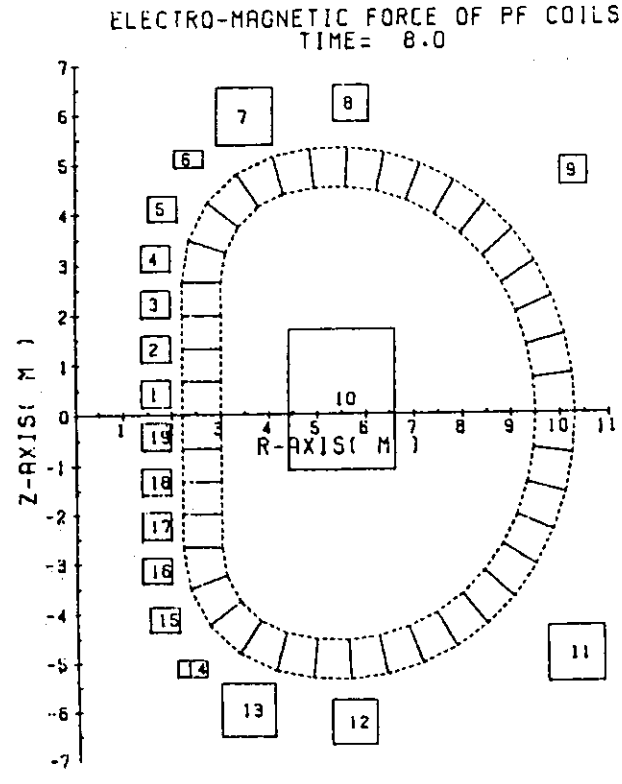
Fig. 8.A-6 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 0 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ (KG)
1	1.747E 6	-4.465E 5
2	1.266E 6	-1.155E 6
3	2.014E 5	-3.194E 6
4	8.950E 5	1.385E 6
5	1.753E 6	8.198E 5
6	2.465E 6	9.880E 5
7	1.371E 7	-4.033E 6
8	1.339E 7	2.811E 6
9	1.262E 6	5.113E 5
10	1.894E 6	1.097E 6
11	2.874E 7	-7.885E 5
12	-1.234E 7	4.801E 5
13	3.268E 7	-1.057E 5
14	2.682E 6	-9.831E 5
15	1.953E 6	-8.778E 5
16	1.001E 6	-1.447E 6
17	1.093E 5	3.308E 6
18	1.264E 6	1.205E 6
19	1.757E 6	4.516E 5

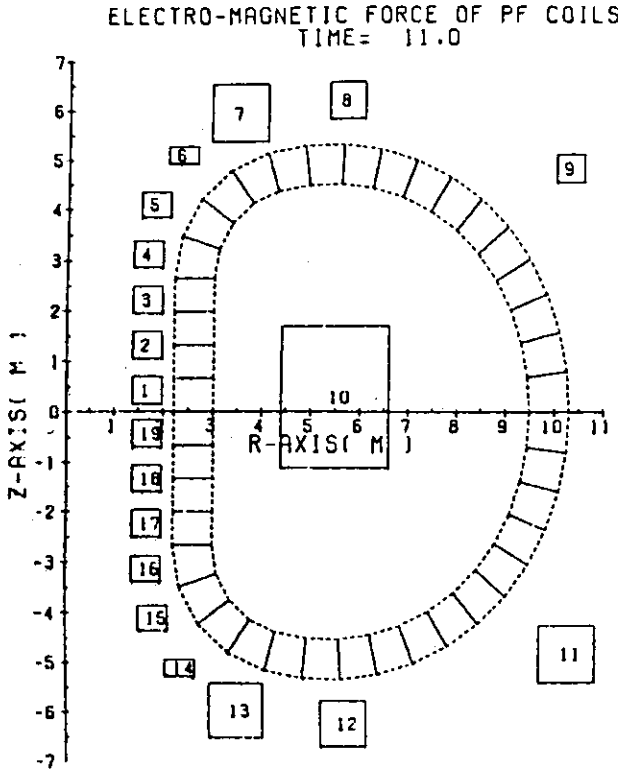
Fig. 8.A-7 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 5 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ (KG)
1	3.477E 6	-4.755E 5
2	3.000E 6	-1.288E 6
3	1.812E 6	-3.625E 6
4	8.925E 4	4.049E 5
5	3.572E 5	2.794E 5
6	6.587E 5	3.449E 5
7	1.018E 7	-1.778E 6
8	1.780E 7	1.801E 6
9	2.541E 5	-1.007E 5
10	-1.580E 5	4.578E 5
11	4.166E 7	2.274E 6
12	-1.780E 7	-3.443E 5
13	4.179E 7	-2.779E 6
14	8.375E 5	-3.809E 5
15	5.001E 5	-3.238E 5
16	1.741E 5	-4.428E 5
17	1.356E 6	3.923E 6
18	2.808E 6	1.483E 6
19	3.429E 6	6.044E 5

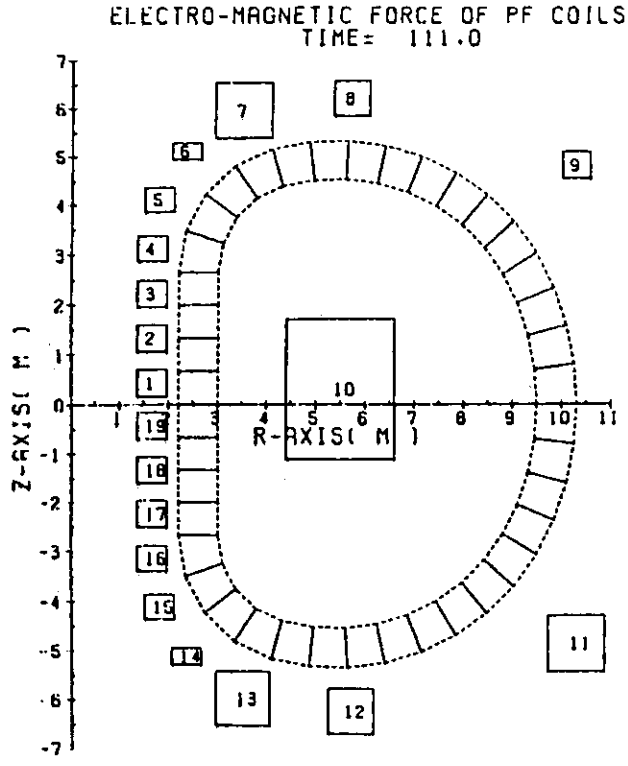
Fig. 8.A-8 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 8 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	6.494E 6	-5.454E 5	
2	6.080E 6	-1.421E 6	
3	4.724E 6	-4.005E 6	
4	4.326E 6	-1.133E 6	
5	-3.880E 5	-9.314E 5	
6	-1.571E 6	-1.124E 6	
7	1.163E 7	2.420E 6	
8	8.234E 6	2.267E 5	
9	5.465E 6	-1.465E 6	
10	-1.902E 6	2.907E 5	
11	6.086E 7	6.245E 6	
12	-2.428E 7	-2.513E 6	
13	4.422E 7	-6.641E 6	
14	-2.271E 6	1.304E 6	
15	-9.202E 5	1.110E 6	
16	1.204E 5	1.275E 6	
17	4.010E 6	4.461E 6	
18	5.764E 6	1.728E 6	
19	6.415E 6	7.531E 5	

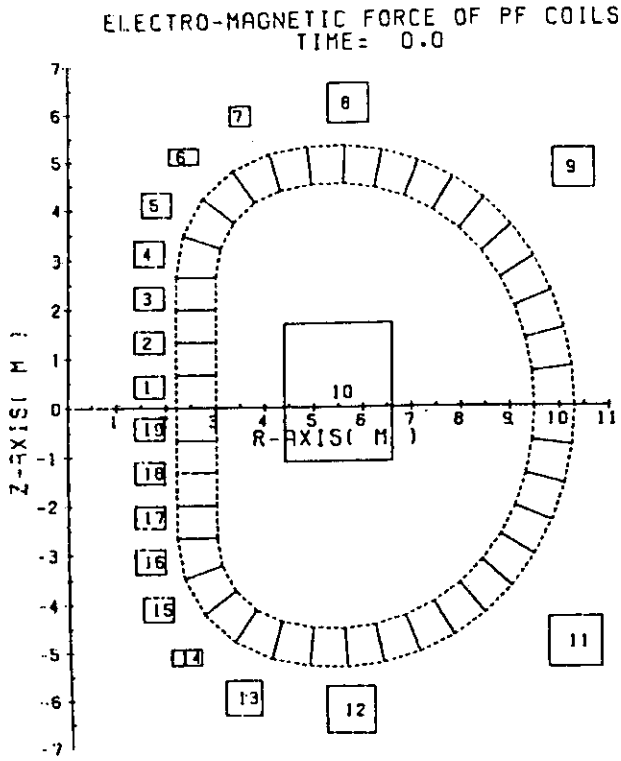
Fig. 8.A-9 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 11 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	1.066E 7	-7.058E 5	
2	1.026E 7	-1.726E 6	
3	8.557E 6	-4.845E 6	
4	2.019E 6	-2.347E 6	
5	2.553E 5	-2.119E 6	
6	-2.661E 6	-2.523E 6	
7	9.762E 6	4.773E 6	
8	8.702E 6	-6.908E 4	
9	5.661E 6	-1.658E 6	
10	-1.922E 6	3.058E 5	
11	6.164E 7	6.860E 6	
12	-2.418E 7	-3.471E 6	
13	4.137E 7	-8.879E 6	
14	-4.059E 6	2.882E 6	
15	-8.060E 5	2.475E 6	
16	1.398E 6	2.629E 6	
17	7.698E 6	5.396E 6	
18	9.877E 6	2.098E 6	
19	1.056E 7	9.547E 5	

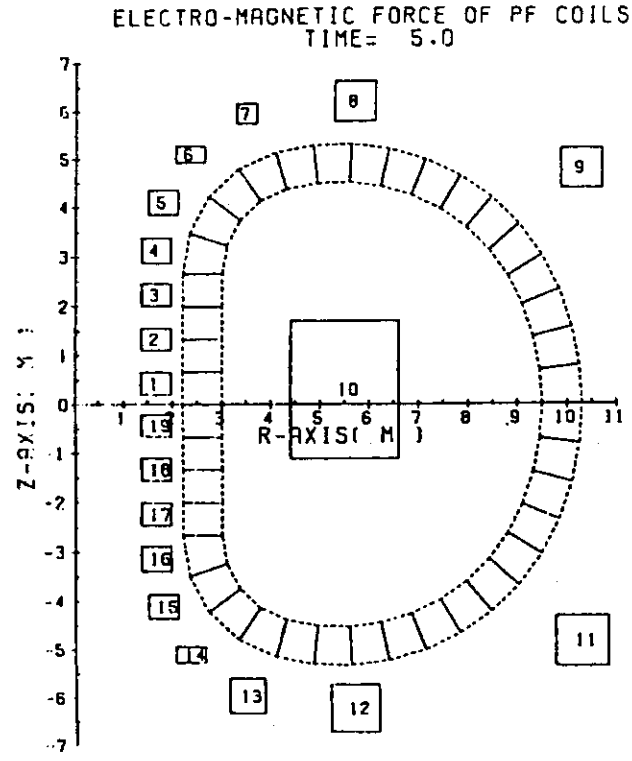
Fig. 8.A-10 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single null divertor (t = 111 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ (KG)
1	1.011E 7	-2.699E 5
2	1.007E 7	-4.729E 4
3	1.009E 7	9.529E 4
4	1.171E 7	-8.237E 6
5	1.042E 7	-2.594E 6
6	4.850E 6	-2.762E 6
7	1.048E 6	-1.409E 6
8	4.883E 4	-2.932E 5
9	-3.649E 3	-8.716E 4
10	0.000E 0	0.000E 0
11	-6.977E 3	8.711E 4
12	4.486E 4	2.931E 5
13	9.636E 5	1.407E 6
14	4.850E 6	2.764E 6
15	1.042E 7	2.595E 6
16	1.171E 7	8.239E 5
17	1.009E 7	-9.530E 4
18	1.007E 7	4.723E 4
19	1.011E 7	2.698E 5

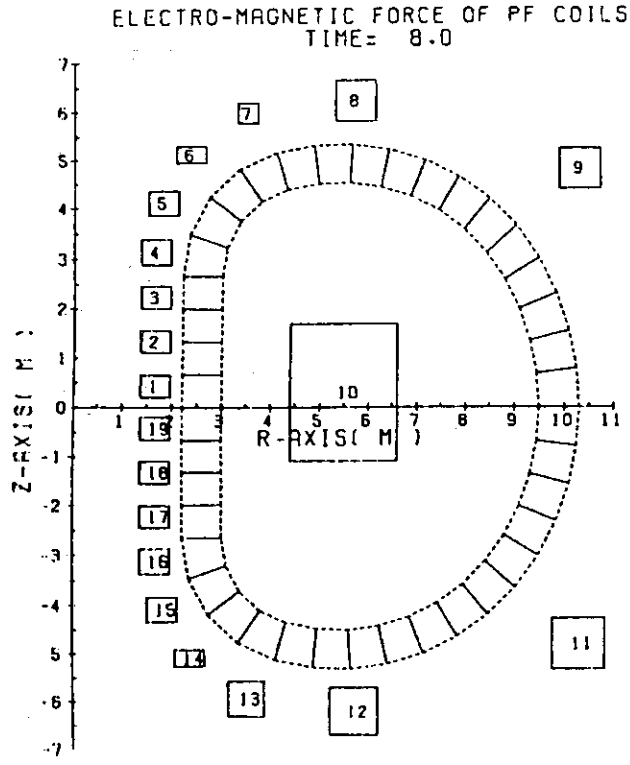
Fig. 8.A-11 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single pumped limiter (t = 0 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ (KG)
1	9.180E 5	-1.764E 5
2	7.616E 5	-5.338E 5
3	2.952E 5	-1.594E 6
4	4.661E 5	8.751E 6
5	7.814E 5	2.293E 5
6	6.957E 5	6.336E 4
7	1.692E 6	-1.877E 5
8	-9.034E 5	-2.143E 5
9	4.303E 6	-6.959E 5
10	3.256E 5	1.166E 5
11	1.519E 7	1.315E 6
12	-5.490E 6	3.194E 4
13	1.138E 7	8.613E 4
14	1.549E 6	-4.450E 5
15	1.302E 6	-4.826E 5
16	7.334E 5	-1.033E 6
17	6.390E 4	1.775E 6
18	6.598E 5	6.394E 5
19	8.965E 5	2.403E 5

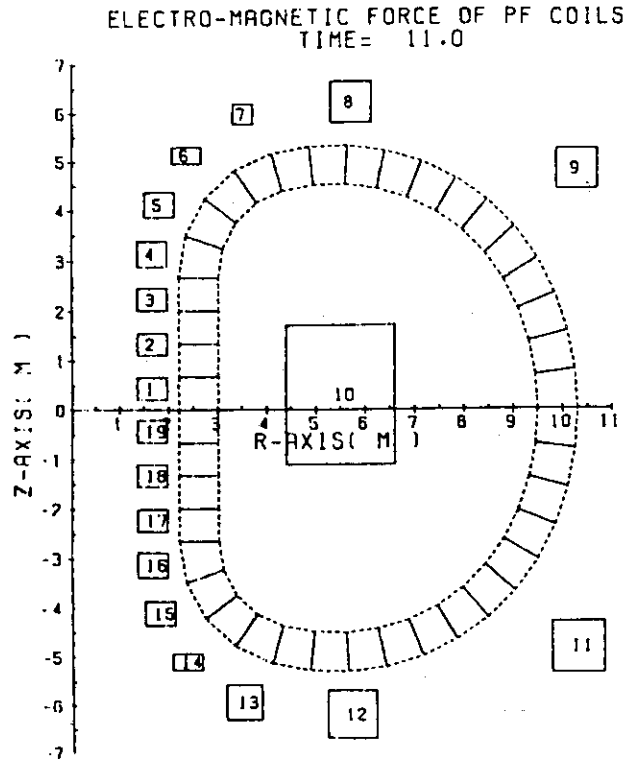
Fig. 8.A-12 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single pumped limiter (t = 5 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	1.892E 6	-2.149E 5	
2	1.712E 6	-5.983E 5	
3	1.209E 6	-1.788E 6	
4	3.800E 3	2.459E 5	
5	1.062E 5	9.318E 4	
6	1.478E 5	4.775E 4	
7	1.064E 6	7.767E 4	
8	-1.210E 6	3.311E 5	
9	9.998E 6	-1.866E 6	
10	-6.879E 5	1.121E 5	
11	2.715E 7	3.226E 6	
12	-8.299E 6	-1.059E 6	
13	1.352E 7	-1.060E 6	
14	4.472E 5	-1.811E 5	
15	2.896E 5	-1.817E 5	
16	9.882E 4	-3.011E 5	
17	8.595E 5	2.056E 6	
18	1.570E 6	7.569E 5	
19	1.858E 6	3.131E 5	

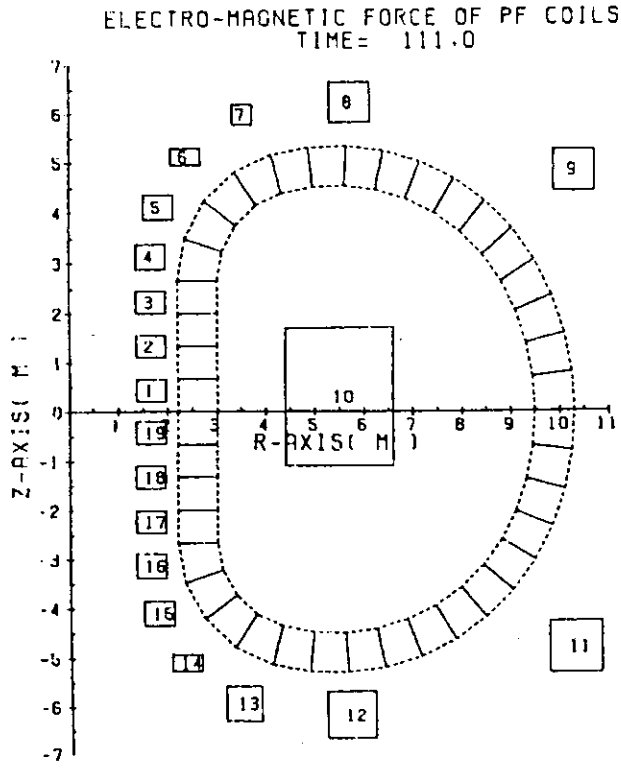
Fig. 8.A-13 Electro-magnetic force distrirubion of PF coils in case of single pumped limiter (t = 8 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	4.221E 6	-2.872E 5	
2	4.024E 6	-6.730E 5	
3	3.475E 6	-1.992E 6	
4	6.439E 6	-6.765E 5	
5	2.902E 5	-4.060E 5	
6	-1.606E 5	-2.882E 5	
7	-2.793E 6	-8.224E 4	
8	-1.130E 6	2.046E 6	
9	2.068E 7	-4.263E 6	
10	-2.342E 6	1.029E 5	
11	4.572E 7	6.771E 6	
12	-1.142E 7	-3.716E 6	
13	1.458E 7	-2.597E 6	
14	-1.178E 6	7.393E 5	
15	-3.362E 5	7.046E 5	
16	3.183E 5	8.635E 5	
17	2.935E 6	2.399E 6	
18	3.802E 6	9.167E 5	
19	4.166E 6	4.407E 5	

Fig. 8.A-14 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single pumped limiter (t = 11 sec)



VALUE OF EACH COIL

NO.	FR	FZ	(KG)
1	7.719E 6	-4.249E 5	
2	7.461E 6	-8.639E 5	
3	6.771E 6	-2.501E 6	
4	2.444E 6	-1.435E 6	
5	1.610E 6	-1.066E 6	
6	1.577E 5	-8.492E 5	
7	-6.588E 5	-3.299E 5	
8	-1.237E 6	2.783E 6	
9	2.099E 7	-4.613E 6	
10	-2.327E 6	1.049E 5	
11	4.612E 7	7.290E 6	
12	-1.144E 7	-4.778E 6	
13	1.293E 7	-3.353E 6	
14	-1.877E 6	1.752E 6	
15	3.567E 5	1.666E 6	
16	1.793E 6	1.809E 6	
17	6.087E 6	3.017E 6	
18	7.179E 6	1.173E 6	
19	7.651E 6	6.193E 5	

Fig. 8.A-15 Electro-magnetic force distribution of PF coils in case of single pumped limiter (t = 111 sec)

9. クライオスタット

9.1 クライオスタット構造

クライオスタットはプラズマ真空容器とは別の独立した真空容器である。全体をベルジャ型の容器で覆い，TFコイルとしゃへい体間にトーラス状の容器を設け，両容器間をトーラスへの接近用のアクセストンネルで接続した構造である。

構造の詳細については第4章，4.2.3を参照のこと。

9.2 クライオスタットの強度検討

TFCのクライオスタットはTFコイルだけでなく，PFコイルも包括するため，上部は，Dome形状に，装置中心側は円筒形状になる。又，装置外側では各TFC間にアクセス・ドアを設ける必要からTFC部のみをCoverする構造で，複雑な形状，いわゆる“ベルジャー”型クライオスタットになる。

ベルジャーに加わる外荷重としては，真空外圧（1 kg/cm²）およびプラズマ立上げ，消滅（Disruption）時にベルジャー上に流れる渦電流とTF & PF磁界との相互作用によって生ずる電磁力が考えられる。

そこで，今回は荷重の比較的単純な真空外圧に対するベルジャーの強度について検討した。

(1) 計算モデル

Fig. 9.1にベルジャーの縦断面形状および主要寸法を示す。

図に示すように，ベルジャーは板厚に対して曲率が十分大きいのでFEMの“Shell”要素で各部をモデル化した。又，自重を支える脚部については，“Beam”要素で代表させた。

真空外圧は対称荷重のため，トロイダルコイル1個分のトーラス方向セクター，即ち，25.71°分について解析すればよい。

実際，ベルジャーはトーラス方向，上下方向とも，分割され，電気的絶縁材（含ベローズ）を挟み，フランジを介してボルト締め構造になることが予想される。従って，分割構造部の剛性を正しく評価してモデル化する必要があるが，ここでは，計算の簡単のため1枚板の連続体としてモデル化した。即ち，接続効率“1”の分割構造をもつとしている。Fig. 9.2に計算モデル図を示す。

なお，セクターのトーラス方向端部における境界条件をFig. 9.3に示す。

(2) その他の条件

ベルジャーは，SUS 316L材を考えているが，常温におけるSUS 316Lの材料定数を以下に示す。

縦弾性係数 $E = 1.98 \times 10^4\ kgf/mm^2$

ポテソン比 $\nu = 0.25$

引張り強さ $\sigma_u = 49\ kgf/mm^2$
0.2 %耐力 $\sigma_y = 18\ kgf/mm^2$

荷重は，ベルジャー各部外圧 1 kg/cm² 一様で入力した。

(3) 計算結果

Fig. 9.4 にベルジャーの外圧 1 kgf/cm² による変形図を示す。

最大変形量は Dome の中央部附近でZ軸方向に－3.70 mm変形する。又，Fig. 9.5 に外圧 1 kgf/cm² によるベルジャーの外表面（大気圧側）の応力強さ分布を示す。Fig. 9.6 に同内表面（真空側）の応力強さ分布を示す。

最大応力強さは，Outboard のＴＦＣ柱のプラズマ側，且つ下部，即ち脚部近傍に発生し，$\sigma_{max} = 5.62\ kgf/mm^2$ である。

Fig. 9.7 ～Fig. 9.14 に Dome部Topから下部スカート部までの小周方向に沿った応力分布を，トーラス方向各メッシュ毎に示した。

Fig. 9.7 は，トーラス方向第 1 列の小周方向分布，Fig. 9.8 はトーラス方向第 2 列の小周方向分布，……Fig. 9.14 は第8列の小周方向応力強さ分布である。

(4) 強度評価

一様外圧 1 kgf/cm² が掛かった時のベルジャ強度について検討したが，最大応力は，5.62 kgf/mm² で，ベルジャ材SUS 316 L の許容応力 18 kgf/mm² に比較して安全である。又，Inboard直線部の応力は，ほとんど曲げ応力は発生せず，小周方向 0.58 kgf/mm² の引張り応力，トーラス方向－0.65 kgf/mm² の圧縮応力である。従って，Inboard 側では，接続ボルトには，引張り，曲げ応力はほとんど生じないと考えられる。

なお，上記結果は，外圧 1 kgf/cm² に対する結果で，電磁力も含めた強度検討が必要である。

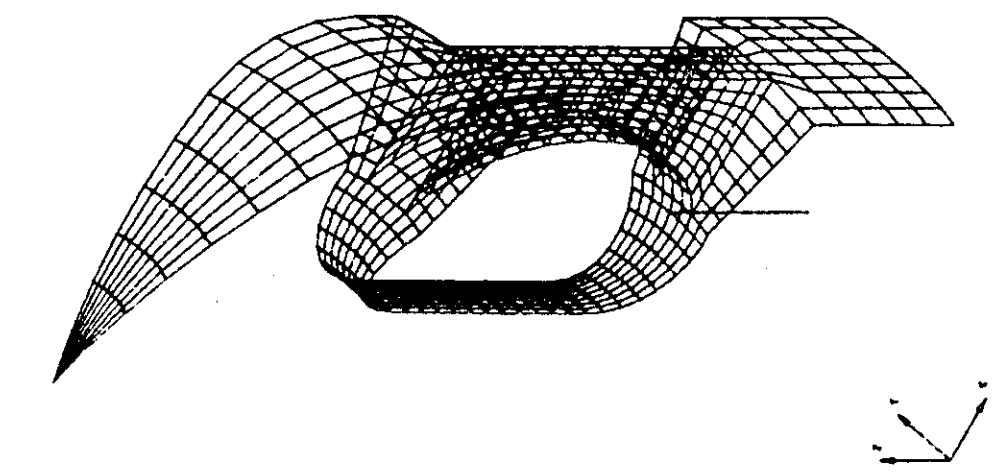


Fig. 9.2 Calculational model for stress analysis

Total number of nodes = 997
Total number of element = 808

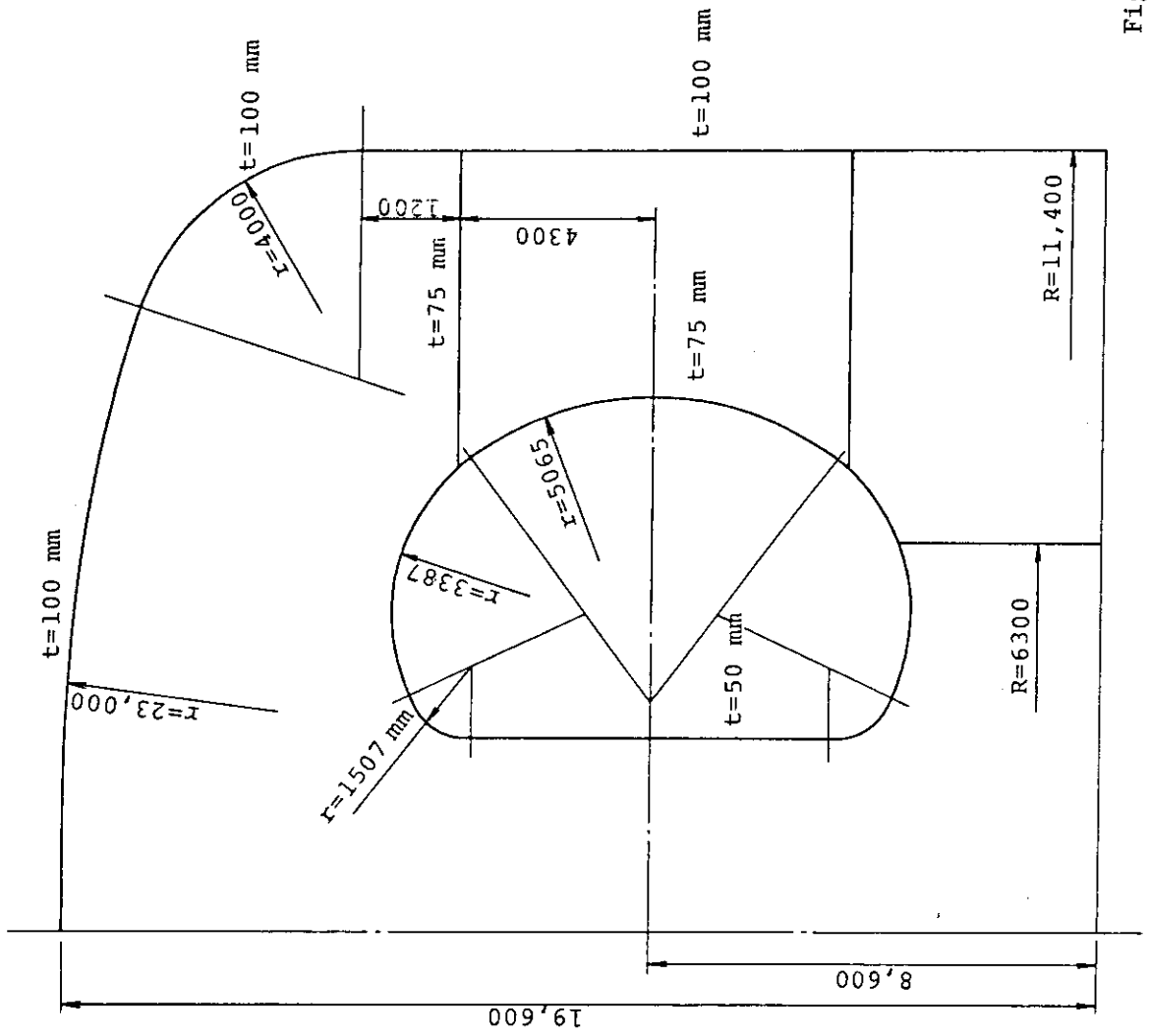
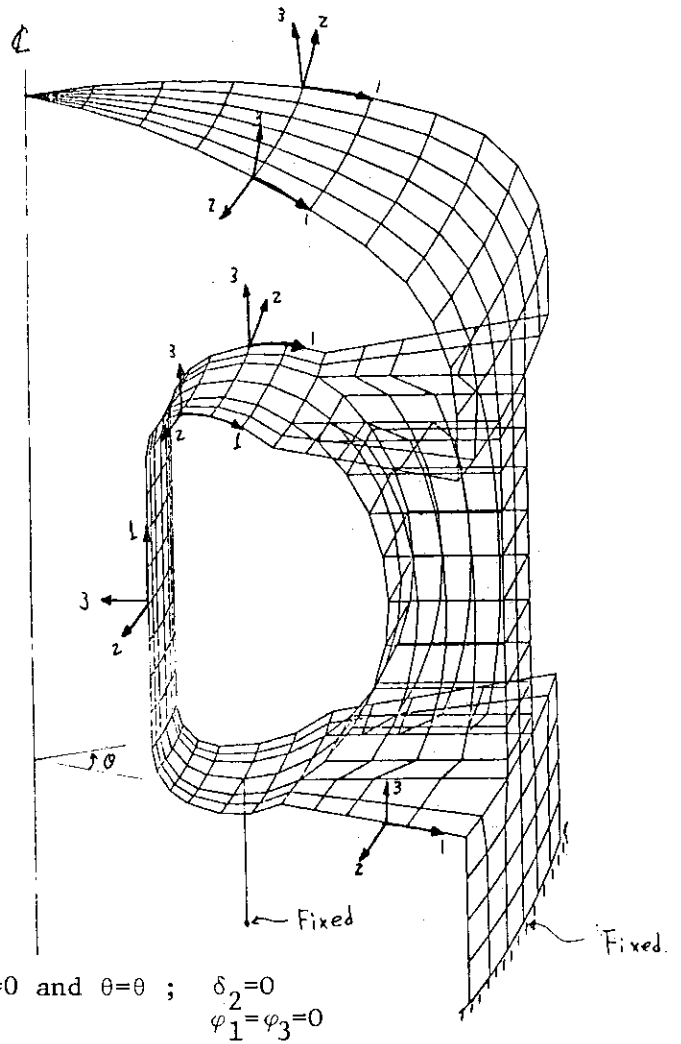


Fig. 9.1 Configuration of bell-jar type cryostat



At $\theta=0$ and $\theta=\theta$; $\delta_2=0$
$\varphi_1=\varphi_3=0$

1,2,3; Local coordinate on each node.
δ ; Displacement along the local axis.
φ ; Rotation around the local axis.

Fig. 9.3 Boundary conditions on torus edges of the calculational model

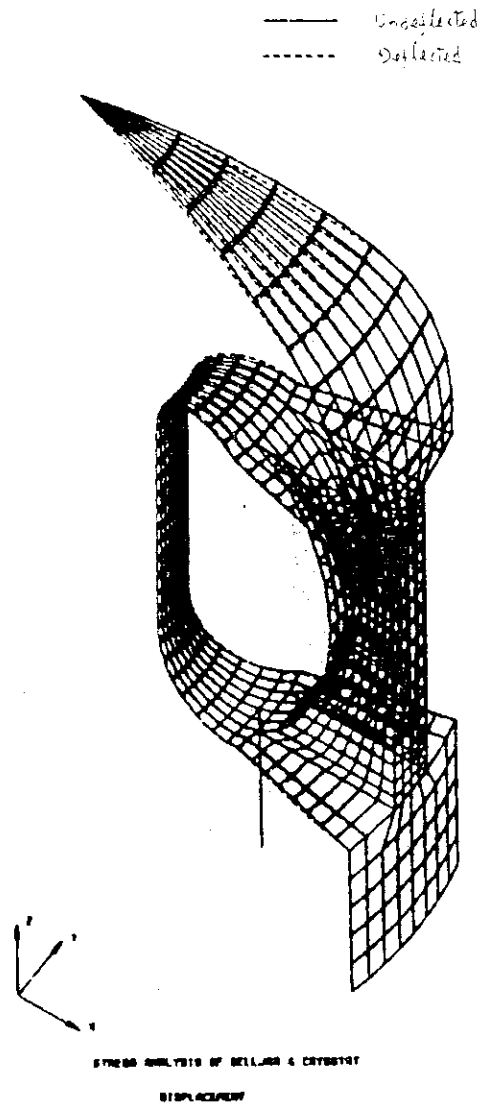


Fig. 9.4 Undeformed and deformed shapes of Belljar

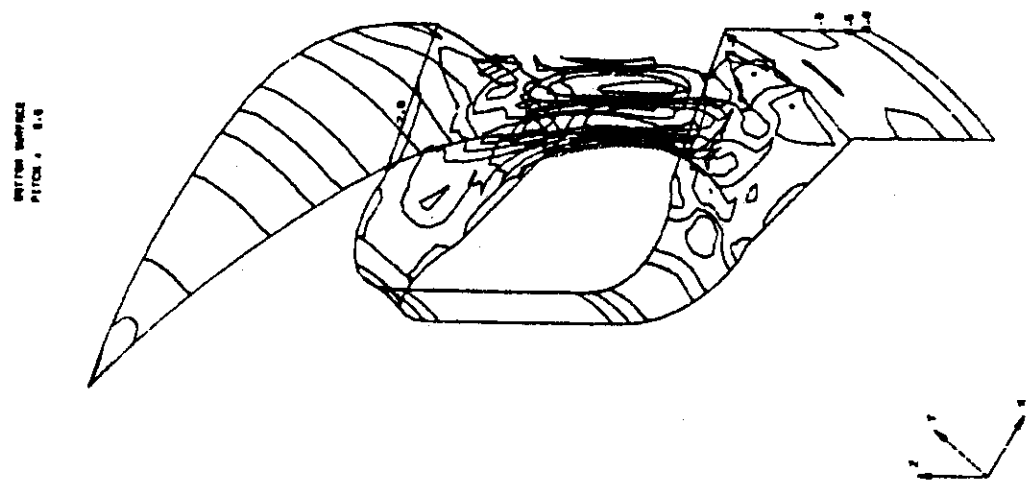


Fig. 9.6 Stress intensity distribution on inside surface of Belljar

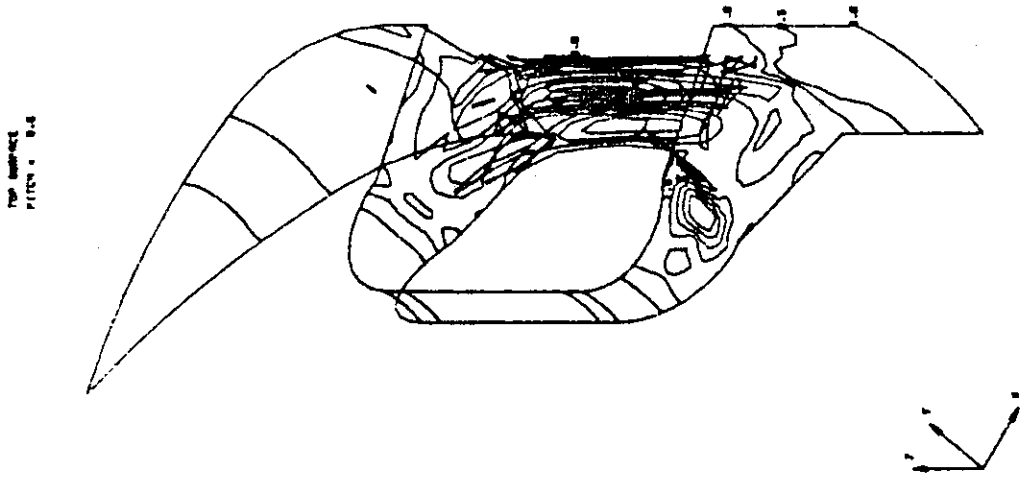


Fig. 9.5 Stress intensity distribution on outside surface of Belljar

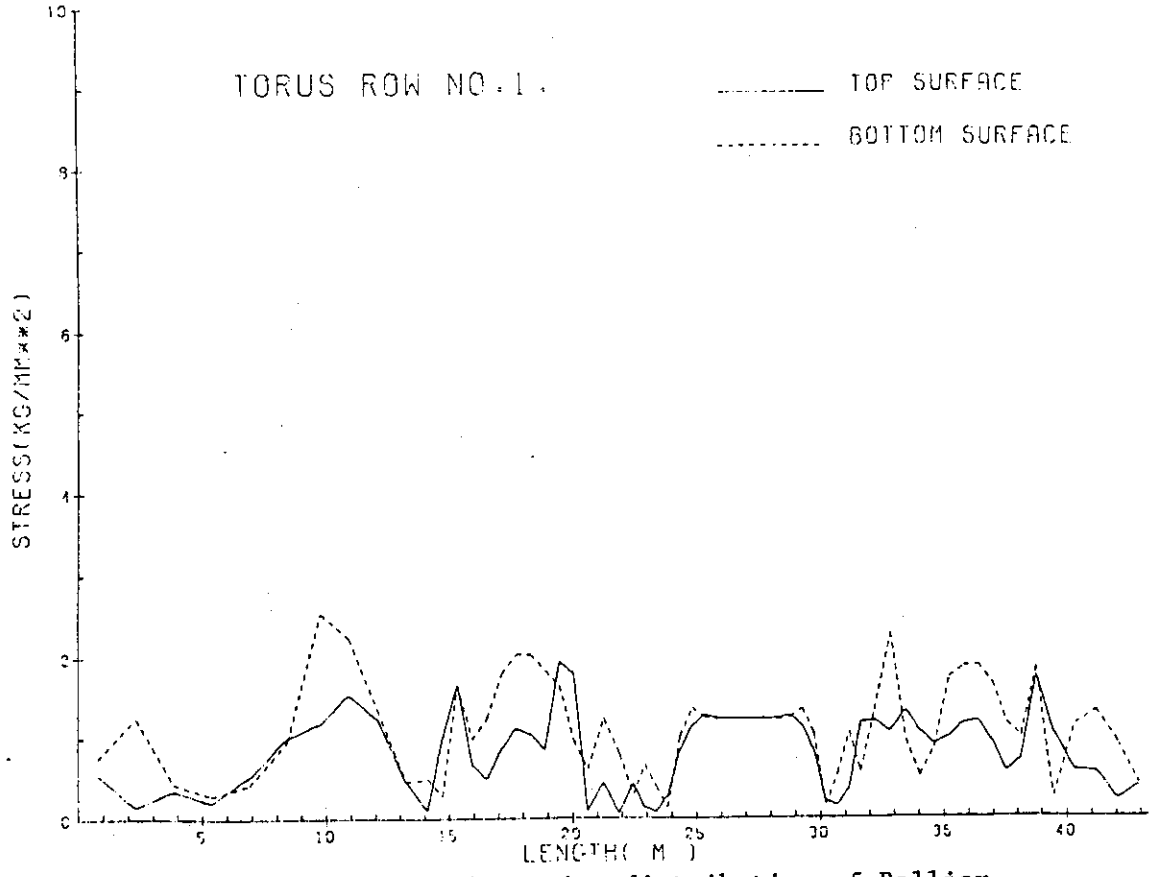


Fig. 9.7 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (First row)

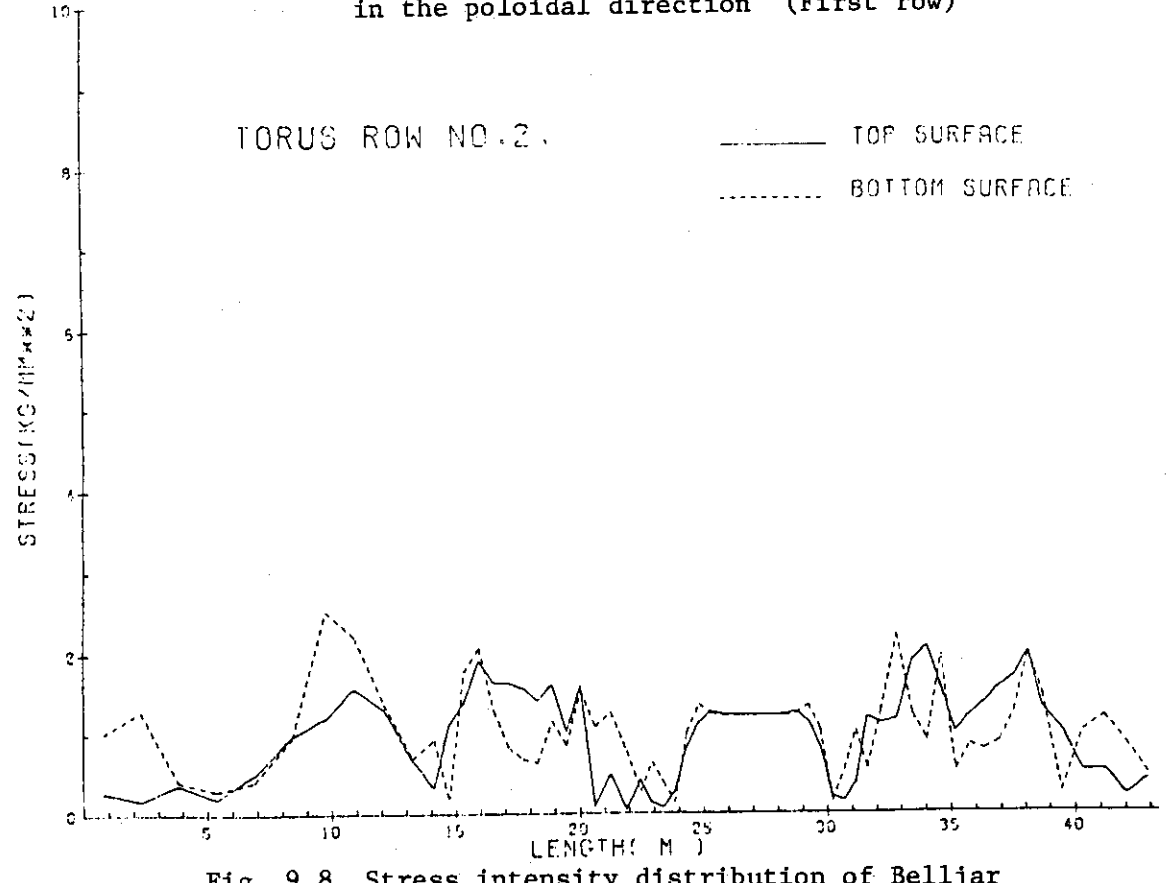


Fig. 9.8 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (2nd row)

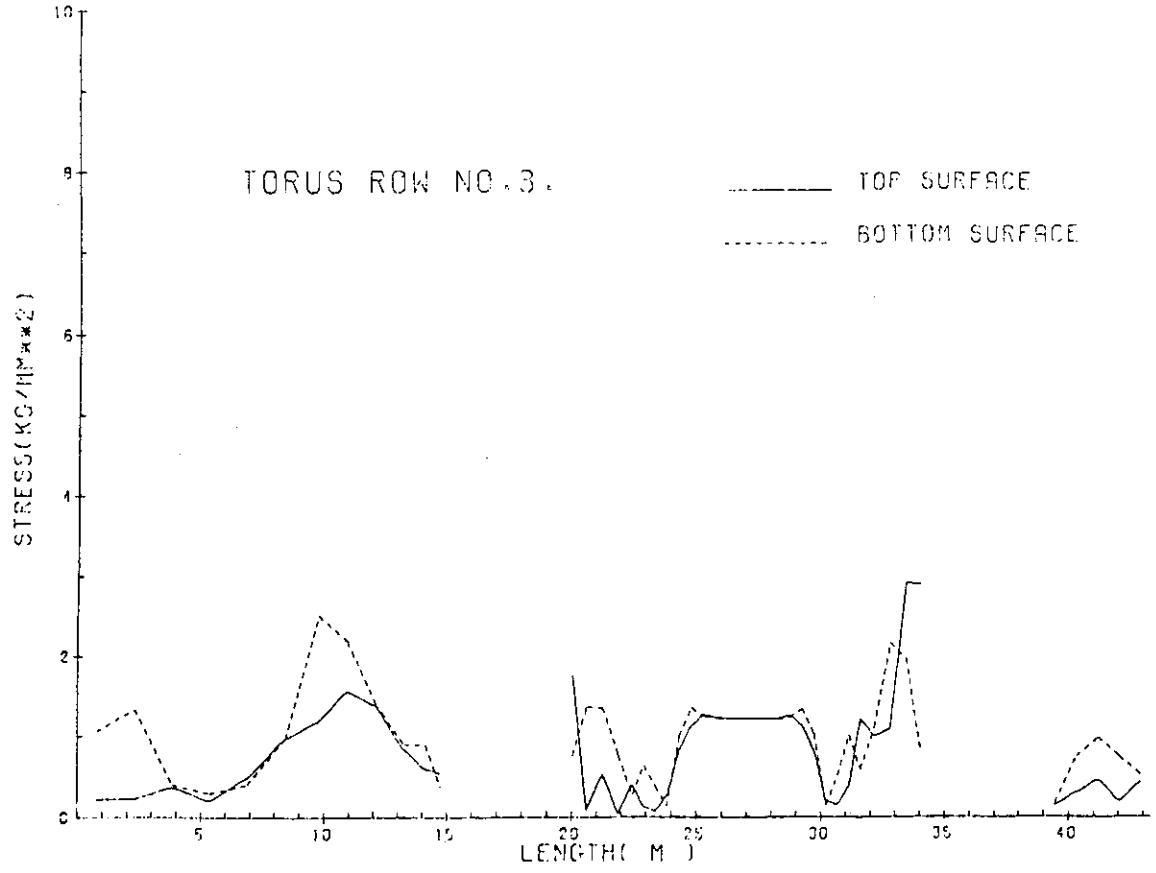


Fig. 9.9 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (3rd row)

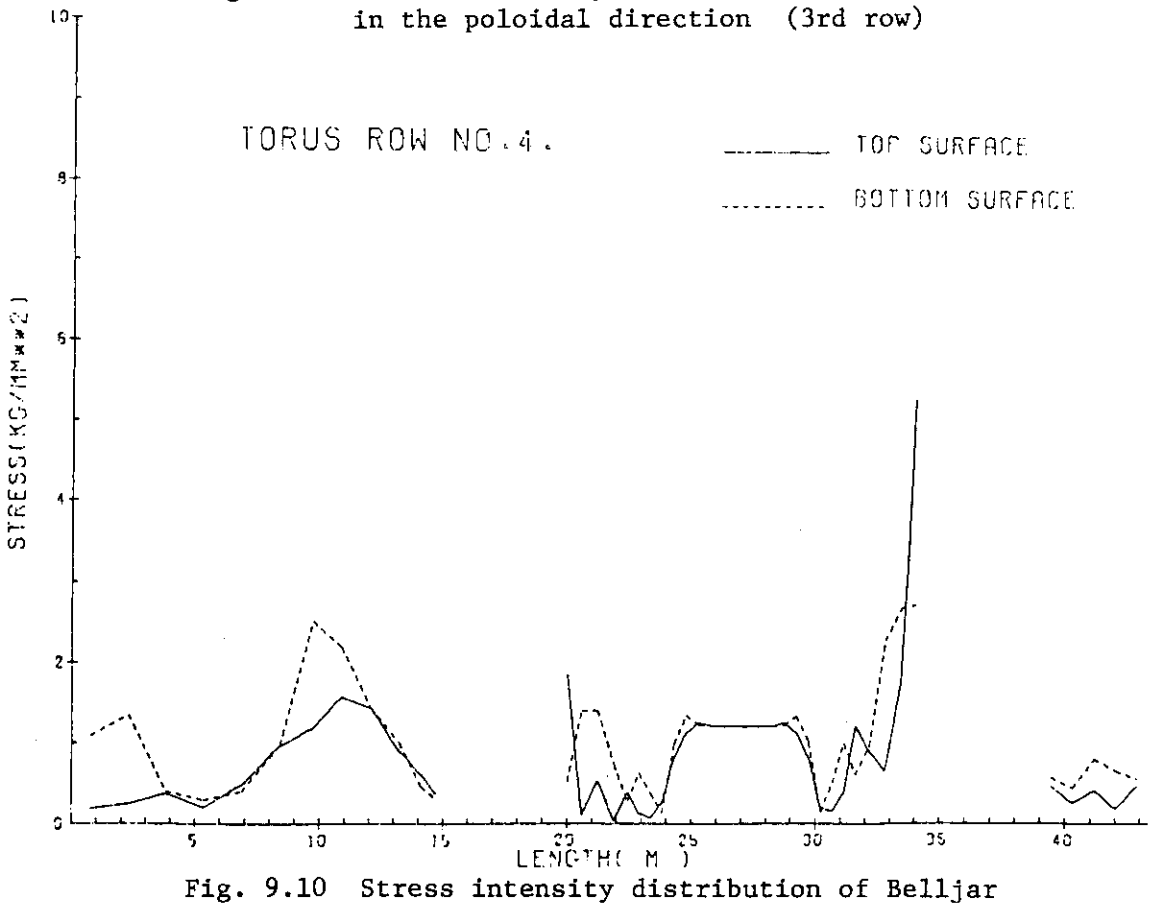


Fig. 9.10 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (4th row)

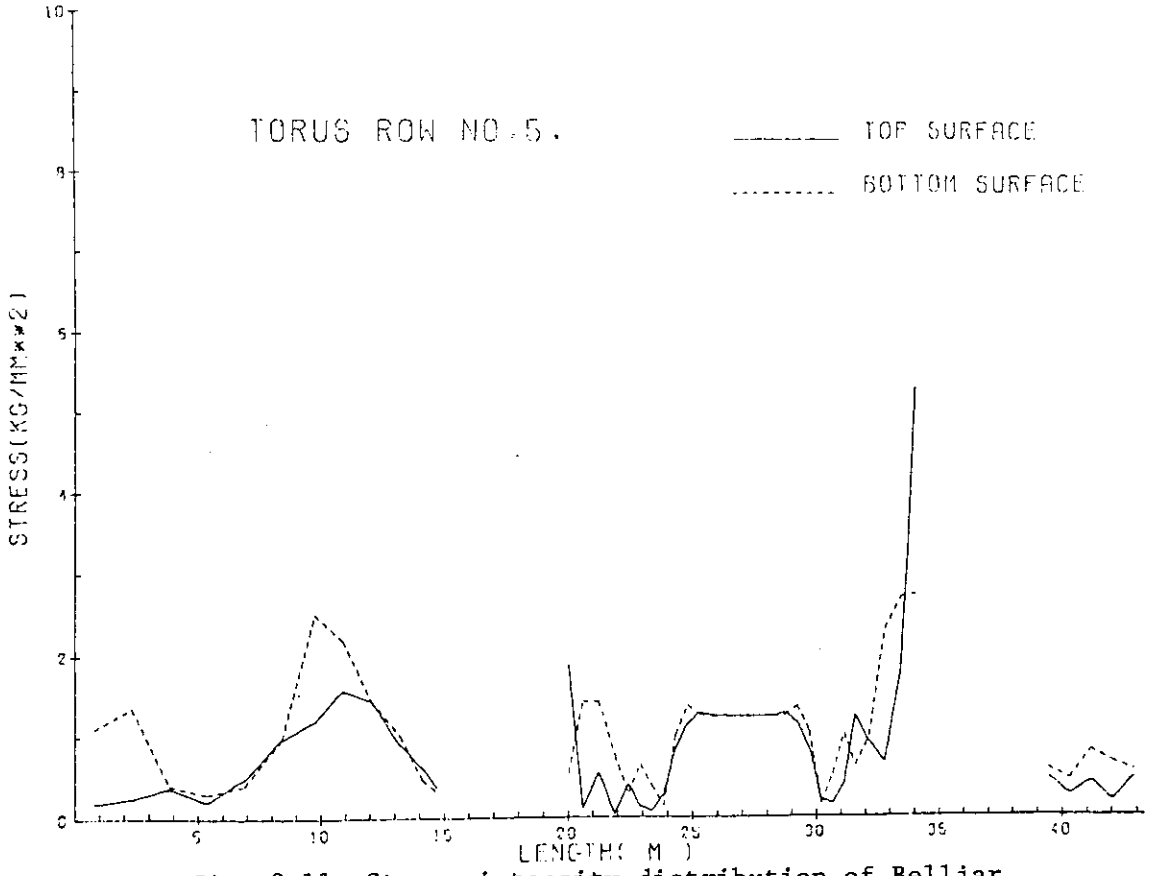


Fig. 9.11 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (5th row)

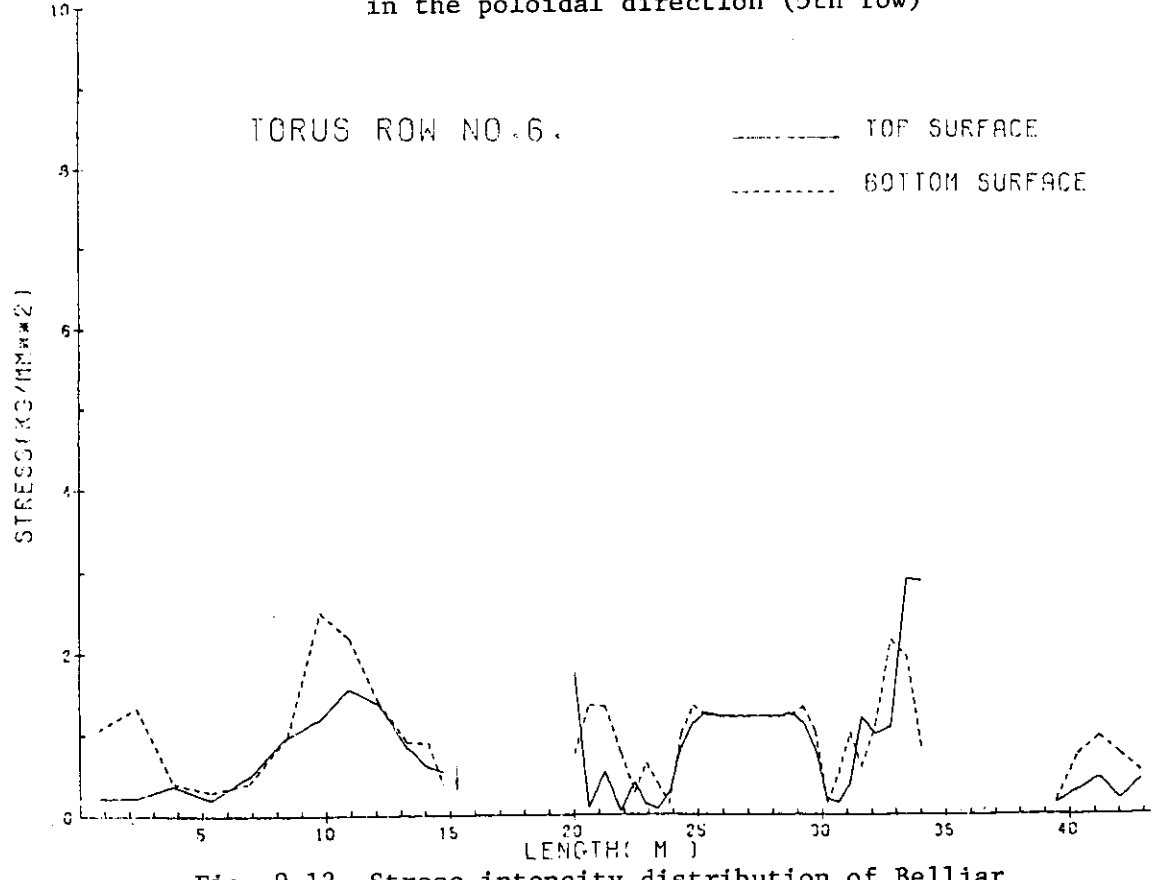


Fig. 9.12 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (6th row)

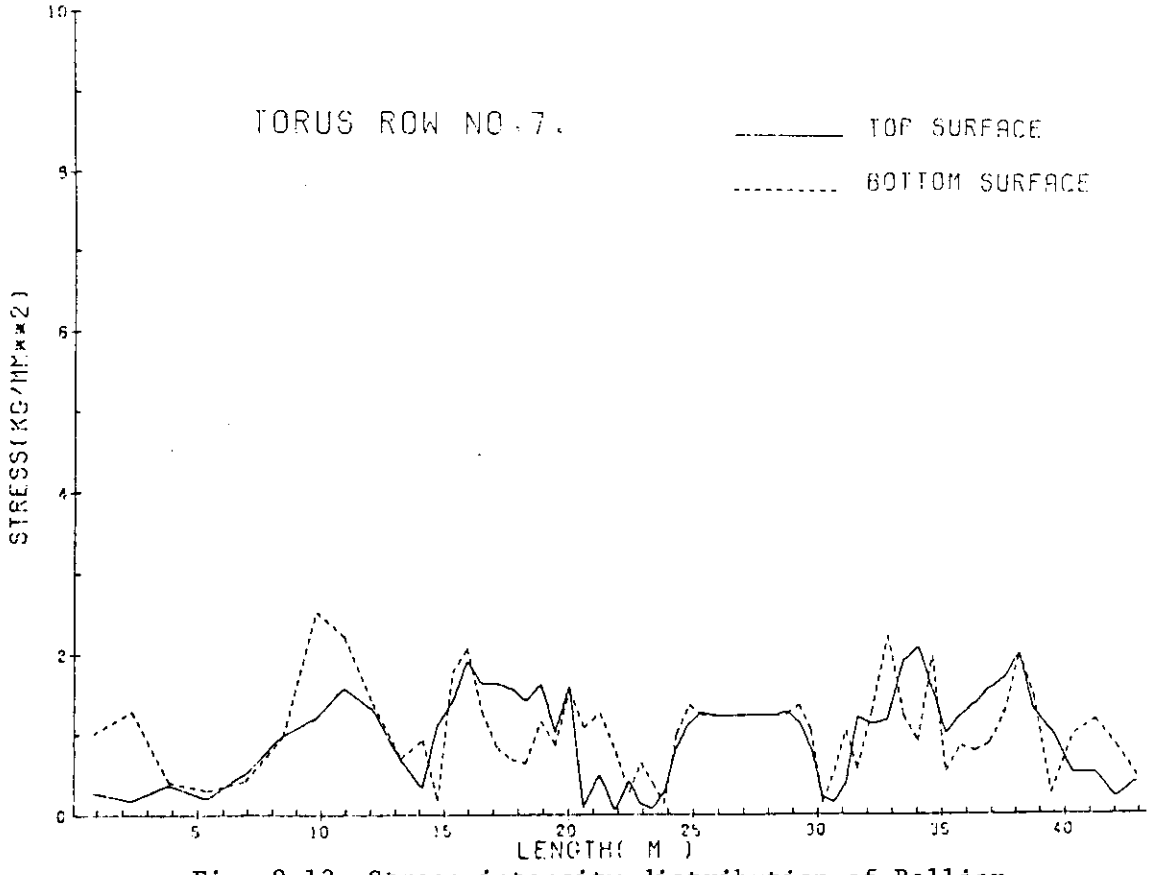


Fig. 9.13 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (7th row)

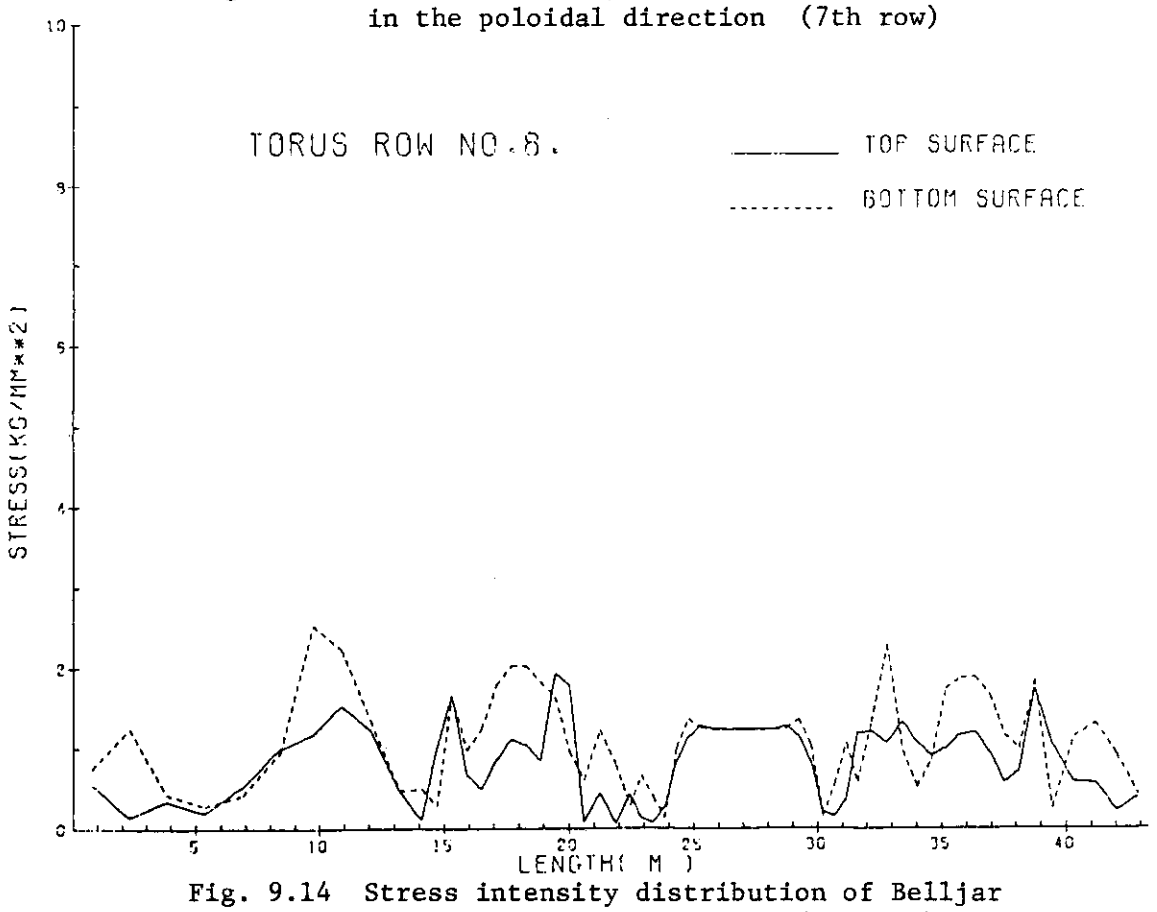


Fig. 9.14 Stress intensity distribution of Belljar in the poloidal direction (8th row)

10. 架　　台

前述の第4章のFig. 4.2.1の全体構造に示すように架台は，本体全体を支える全体架台と，中心側超電導コイルを支えるコイル架台およびしゃへい体等トーラス部を支えるトーラス支持架台から構成される。

全体架台は装置全体を支えると共に，ベルジャ部とにより断熱真空領域をも構成する。また，装置全体の据付，組立上の基準面となる部材である。構造は上，下の厚板をリブにより接続したリブ構造で，圧縮および曲げに対し十分な強度をもたせるものとする。架台の上面は別の薄板を設けることにより高抵抗の1ターン抵抗を持たせた真空壁となる。

コイル架台は中心側PFコイル（＃1～7，＃11～＃17），中心支持円筒およびTFコイルの内側支持部を一緒に架台上に支持する。架台は高さ1.5mのリブ構造物である。

トーラス支持架台はトーラス支持脚（14ケ所のうち，7ケ所は排気ダクト兼用）に連なるリング状の円板で，トーラス方向に14分割されたものを接続して一体化したものである。

11. 電磁気設計

11.1 ダイバータ板の渦電流と電磁力

プラズマディスラプション時には，ダイバータ板およびダイバータ板支持材に渦電流が誘起される。この渦電流とトロイダル磁界（ポロイダル磁界はトロイダル磁界に比較して小さいので，ここでは考慮しない）により，電磁力が生ずる。Fig. 11.1.1に渦電流と電磁力を模式的に示す。渦電流と電磁力の検討条件は以下である。

- プラズマ電流　$I_P = 5.3 \exp(-t/0.015)$ MA
- トロイダル磁界　$B_T = 6.6$ T　（ダイバータ板）
  $B_T \cong 5.5$ T　（ダイバータ板支持材）

Table 11.1.1 に計算モデルおよび条件を示す。

(1) ダイバータ板

ダイバータ板には，W/Cu の接合板の下に，板厚10mm で幅 100 mm のSUS 316 補強板がとりつけられる。このSUS316 補強板に流れる渦電流を計算する。Fig. 11.1.2に渦電流が最大となる時刻における電流分布を示す。最大の渦電流値は I＝ 300A である。

この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力は F＝15 kgf である。この電磁力は，SUS 316補強板に対しては曲げ応力を生じさせる。ダイバータ板のセクター全体に対しては，全体を回転させるようなモーメントを生じる。

(2) ダイバータ板支持材

Fig. 11.1.1に示すように，各々のダイバータ板はSUS 316の支持材により支持される。支持材は，渦電流を小さくするためにトーラス方向に分割され，絶縁体を介して接合されている。分割された個々の支持材は，幅 200 mm，高さ 250 mm の箱形構造であり，その板厚は20 mm である。箱形構造になっているのは，ダイバータ板の分解修理時に引抜台車を挿入するためである。

プラズマディスラプション時には，箱形支持材の上，下面に渦電流が生じる。Fig. 11.1.3に渦電流が最大となる時刻における電流分布を示す。最大の渦電流値は I＝ 3.2 kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力は，長手方向の総和で $F_n = 1.4$ tonf である。この電磁力は箱形構造の左右で向きが逆であり，ダイバータ板のセクター全体を上下に回転させるようなモーメントを生じる。

また，プラズマディスラプション時には，箱形構造をループするような渦電流が生じる。最大の電流値は箱形構造の全体で I＝30 kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力は，$F_P = 4.2$ tonf である。この電磁力は，ダイバータ板のセクター全体を左右に回転させるようなモーメントを生ずる。

11.2 ブランケットの渦電流と電磁力

プラズマディスラプション時には，内側ブランケットおよび外側ブランケットに渦電流が誘起される。分解引抜の点から，ブランケットは2セクタ／TFコイルに分割されているが，さらに渦電流を軽減させるためにモジュールに分割される。内側ブランケットについては，各セクターを2分割にしており，そのモジュール間は絶縁材を介してボルト締めされている。各モジュールのトーラス方向の幅は約0.5mである。一方，外側ブランケットについては，大セクタはトーラス方向に3分割，小セクタは2分割としている。各モジュールのトーラス方向の幅は約0.6mである。

誘起された渦電流とトロイダル磁界（ポロイダル磁界はトロイダル磁界に比較して小さいので，ここでは考慮しない）により，ブランケットには電磁力が生ずる。渦電流と電磁力の検討条件は以下である。

- プラズマ電流　$I_P = 5.3 \exp(-t/0.015)$ MA
- トロイダル磁界　$B_T = 7.7$ T　（内側ブランケット）
　　$B_T = 4.5$ T　（外側ブランケット）

Table 11.2.1 に計算モデルおよび条件を示す。

(1) 内側ブランケット

ブランケットは，箱形構造になっており，第一壁と第二壁の間には鉛，第二壁と後面壁の間にはトリチウム増殖材が入っている。鉛に生ずる渦電流を小さくするために，鉛はトーラス方向に小分割して重ね合せてある。以下には，箱形構造体（SUS 316）に生じる渦電流について述べる。

箱形構造のうち，側板を除く部分すなわち第一壁，第二壁および後面壁上には，板に直交する磁界変化により，プラズマディスラプション時に渦電流が生じる。Fig. 11.2.1に渦電流が最大となる時刻における電流分布（各壁の合計値）を示す。最大の電流値は$I = 28$ kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力は，Table 11.2.1 に示すように上半と下半で逆向きのトルクを生じる。側板の位置に換算した電磁力およびトルクは以下である。

$F_n = 33$ tonf

$T = 16.4$ tonf・m

次に，箱形構造をループするような渦電流について述べる。箱に平行な磁界変化によって生ずるこの渦電流は，箱形構造の全体で最大$I = 420$ kAとなる。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力は以下である。

$F_P = 130$ tonf

(2) 外側ブランケット

外側ブランケットにも，内側ブランケットと同様の渦電流，電磁力が生ずる。箱形構造の板に直交する磁界変化により生ずる渦電流分布（最大電流値となる時刻での分布）をFig. 12.2.2に示す。最大電流値$I = 28$ kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力について，側板の位置に換算した電磁力およびトルクは以下である。

$F_n = 16$ tonf

T= 9.4 tonf・m

箱形構造をループするような渦電流は，全体でI= 110 kAであり，それにより生ずる電磁力は以下である。

F_P = 26 tonf

11.3 シールドの渦電流と電磁力

内側しゃへい体，外側しゃへい体に，プラズマディスラプション時に誘起される渦電流，電磁力について述べる。しゃへい体は箱形構造になっており，その箱の内にはSUS 316の板が充てんされている。箱のトーラス方向の幅は，内側しゃへい体で最大約1 m，外側しゃへい体で最大約1.2 mである。箱の肉厚は，内側しゃへい体で40 mm，外側しゃへい体で60 mmである。

渦電流と電磁力の検討条件は以下である。

- プラズマ電流　I_P = 5.3 exp (−t/0.015)　MA
- トロイダル磁界　B_T = 8.7 T　（内側しゃへい体）
  B_T = 4.0 T　（外側しゃへい体）

Table 11.3.1に計算モデルおよび条件を示す。SUS 316の充てん材については，薄い板をトーラス方向に絶縁して重ね合せれば，渦電流を軽減できるため，ここでは考慮していない。箱形構造物に生ずる渦電流，電磁力の計算手法は，ブランケットの場合と同じである。

(1) 内側しゃへい体

箱形構造の板に直交する磁界変化により，しゃへい体の前面および後面の壁面上に渦電流が流れる。Fig. 11.3.1に渦電流が最大となる時刻における電流分布（両面の合計）を示す。最大電流値はI= 71 kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力について，分布を考慮して側板の位置に換算した電磁力およびトルクは以下である。

F_n = 94 tonf

T= 94 tonf・m

箱形構造をループするような渦電流は，全体でI= 950 kAである。この渦電流により生ずる電磁力は以下である。

F_P = 420 tonf

(2) 外側しゃへい体

箱形構造の板面上を流れる渦電流について，Fig. 11.3.2に渦電流が最大となる時刻における電流分布を示す。最大電流値はI= 52 kA である。この渦電流とトロイダル磁界により生ずる電磁力について，側板に換算した電磁力およびトルクは以下である。

F_n = 25 tonf

T= 30 tonf・m

箱形構造をループするような渦電流は，全体で280 kA である。これにより生ずる電磁力は以下である。

F_P = 120 tonf

Table 11.1.1 Calculation model of eddy current and electromagnetic force on a divertor

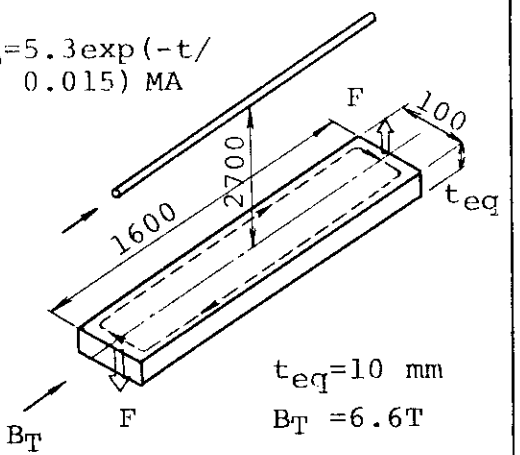
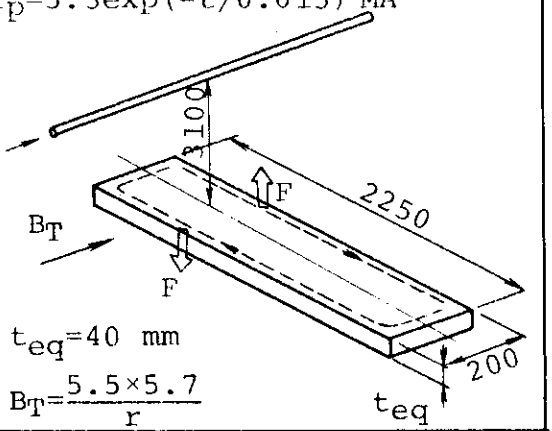
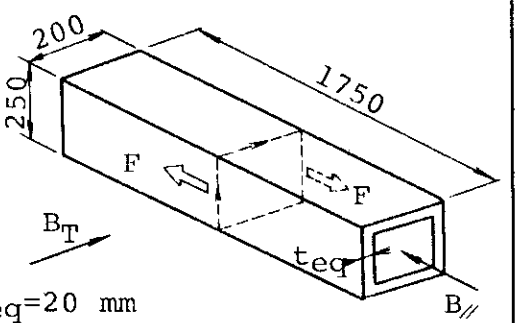
	Diverotr plate	Divertor support structure
Normal component of magnetic field by plasma current	I_p=5.3exp(-t/0.015) MA  t_{eq}=10 mm B_T =6.6T	I_p=5.3exp(-t/0.015) MA  t_{eq}=40 mm $B_T=\frac{5.5\times5.7}{r}$
Parallel component of magnetic field by plasma current	———	 t_{eq}=20 mm B_T =5.5T $B_{//}$ =0.25exp(-t/0.015) T

Table 11.2.1 Calculation model of eddy current and electromagnetic force on a blanket

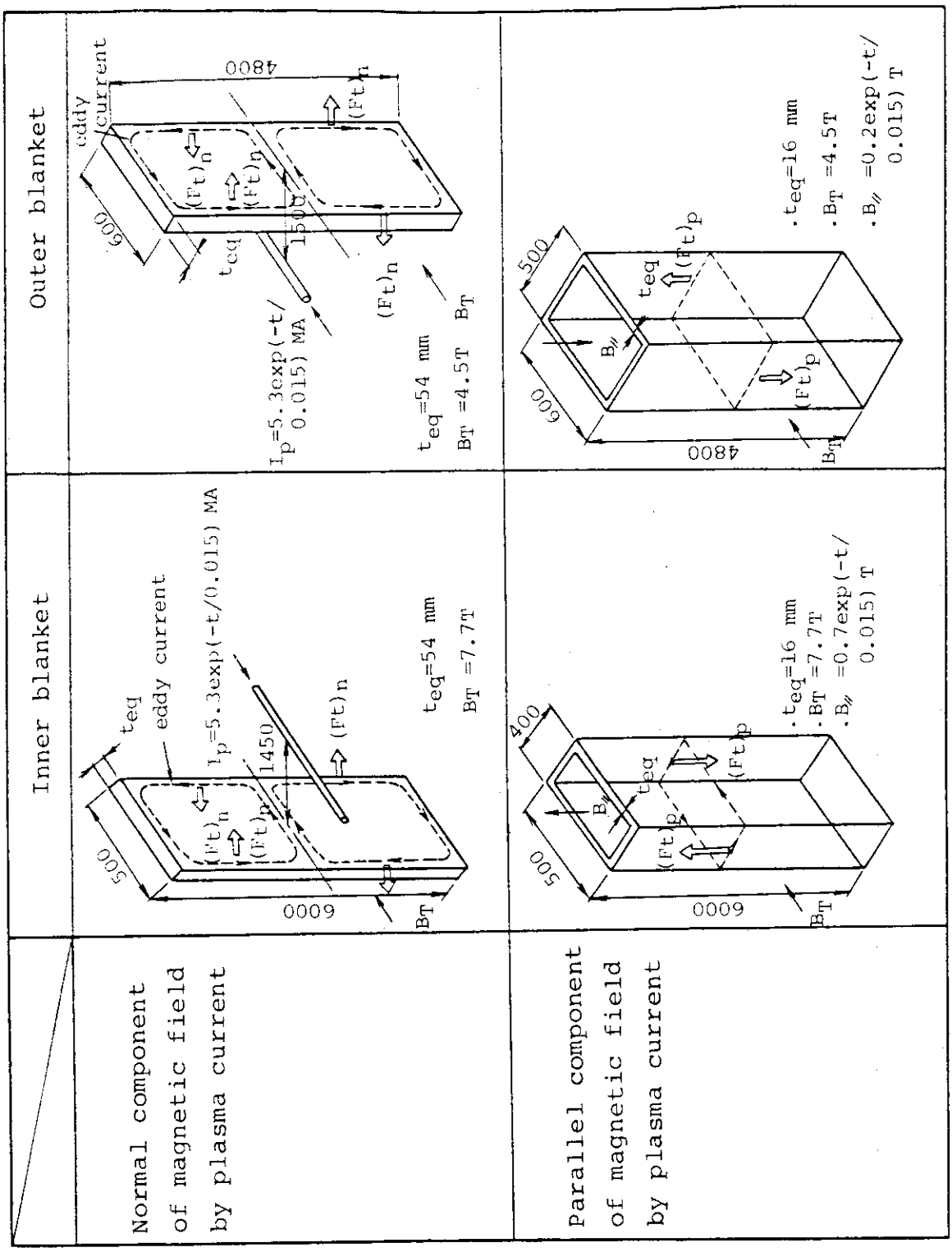
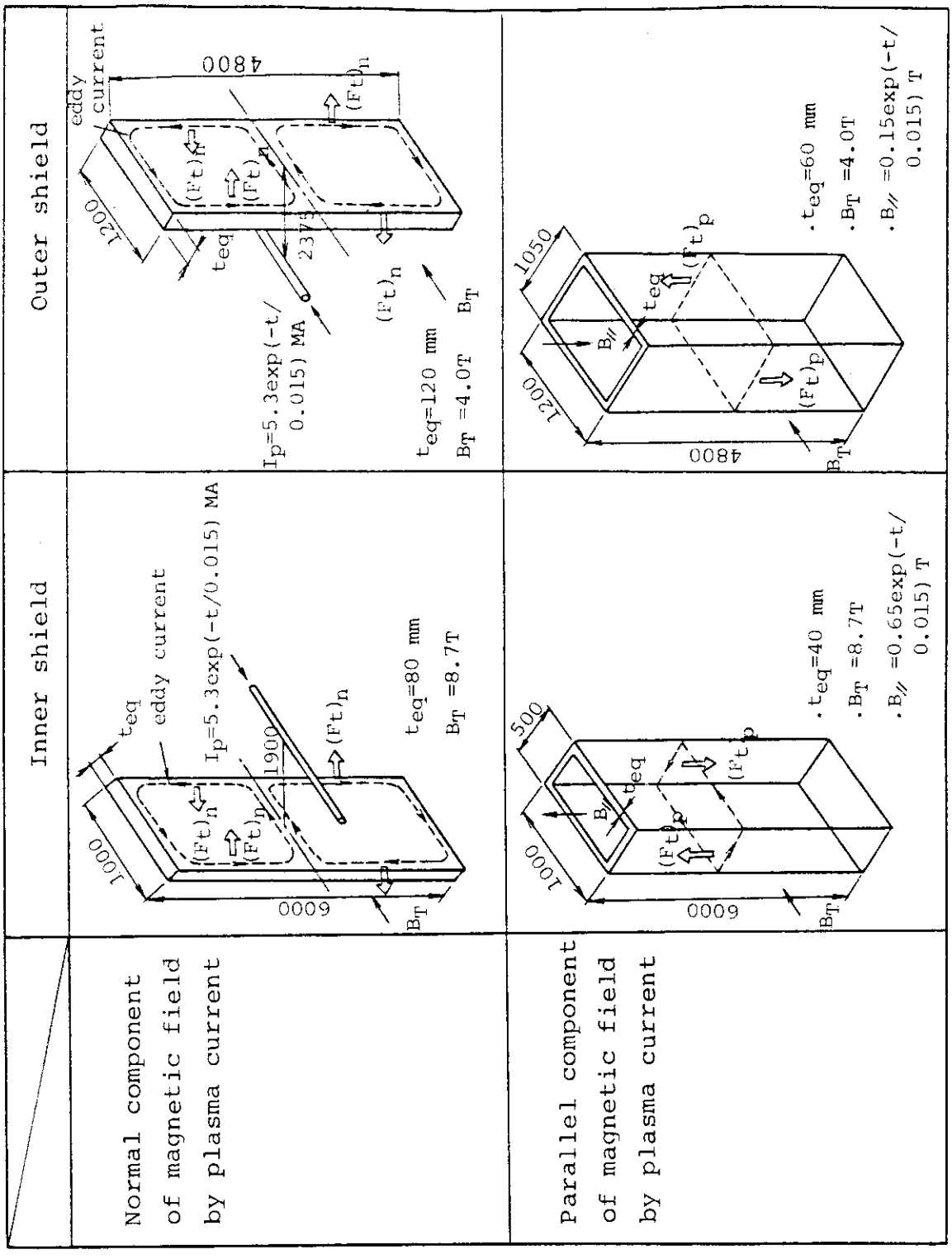


Table 11.3.1 Calculation model of eddy current and electromagnetic force on a shield



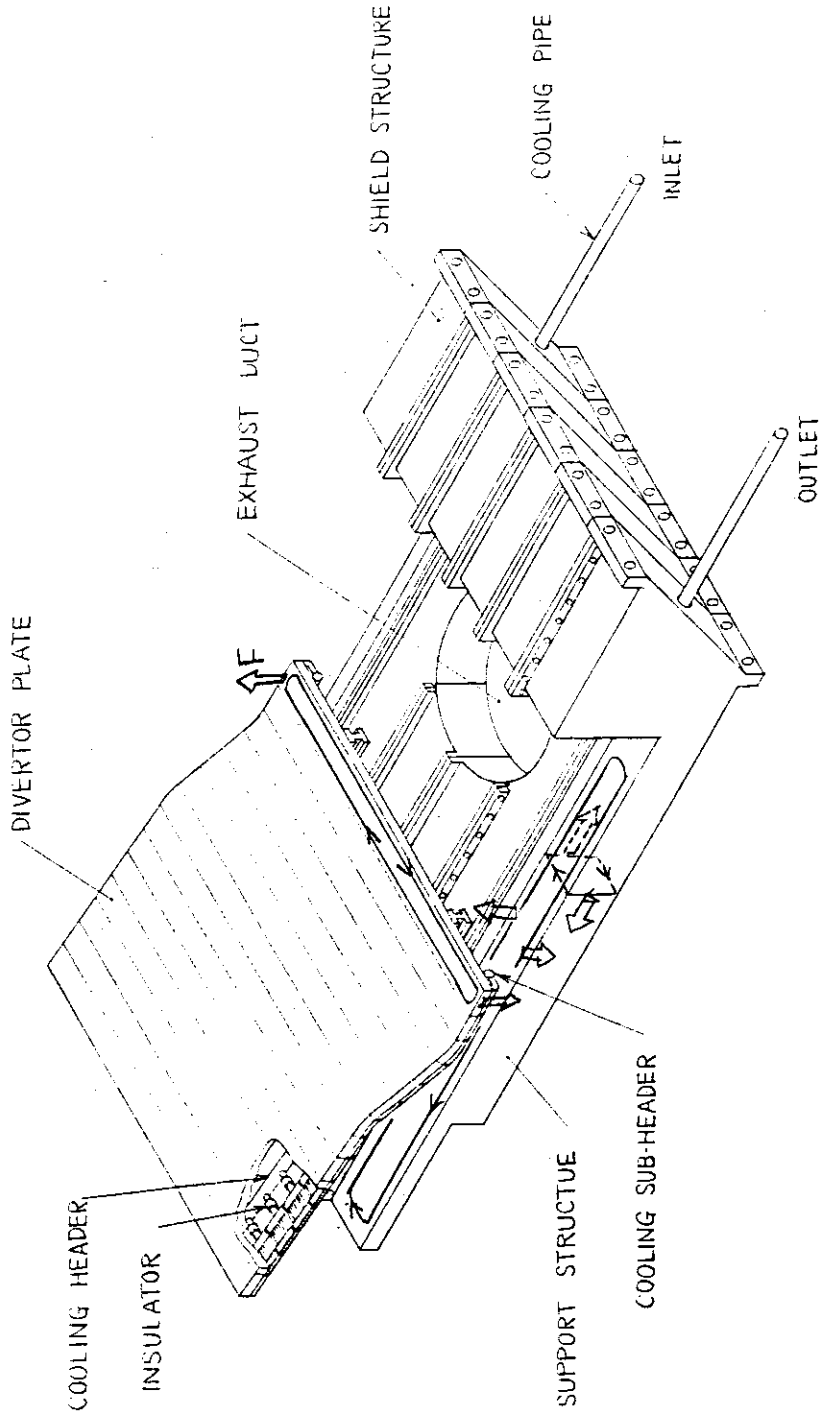


Fig. 11.1.1 Eddy current and electromagnetic force on divertor plate

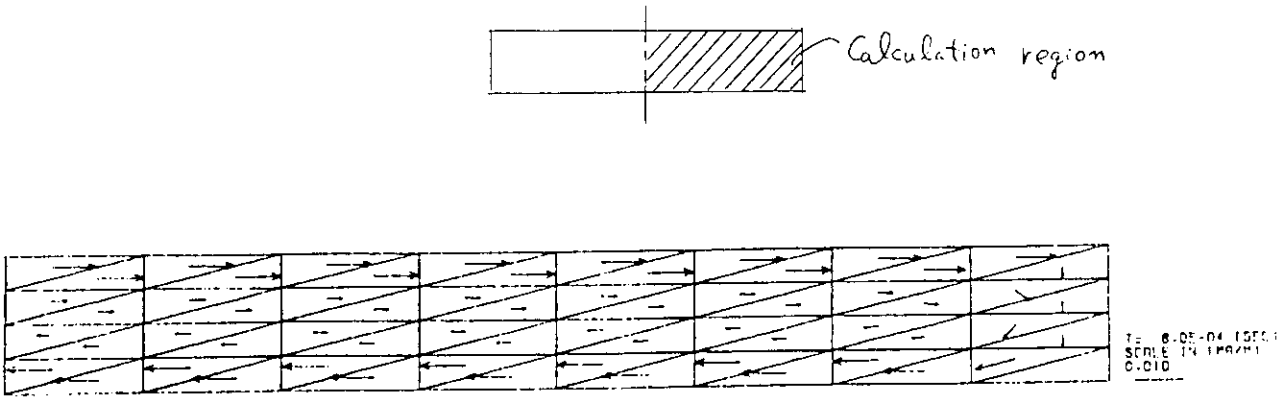


Fig. 11.1.2 Eddy current on a divertor plate

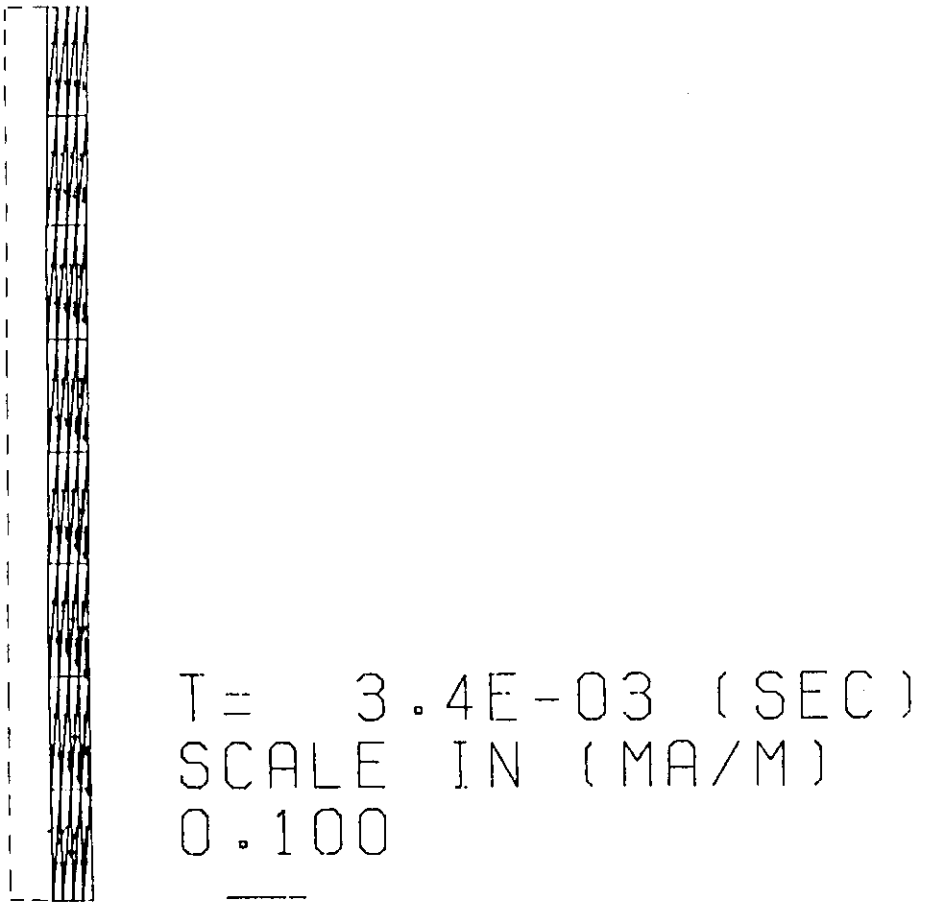


Fig. 11.1.3 Eddy current on a divertor support structure

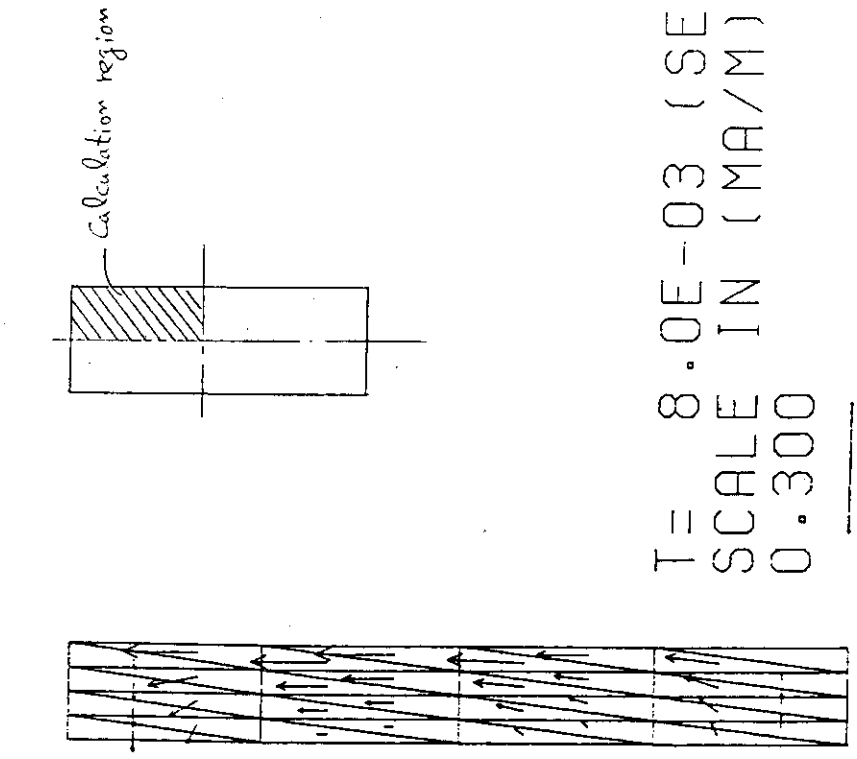


Fig. 11.2.2 Eddy current on a outer blanket

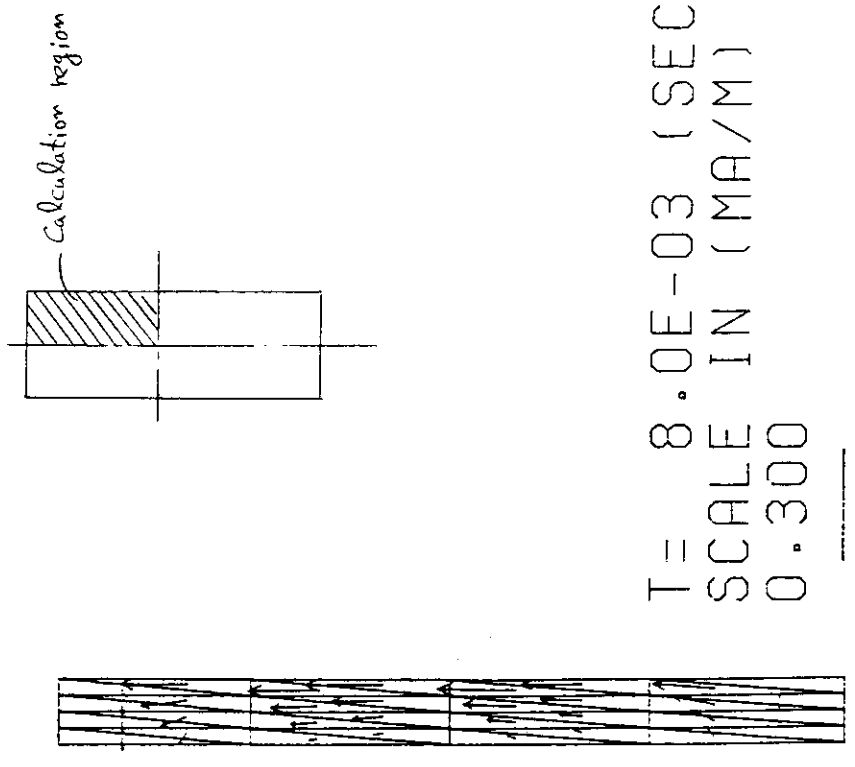


Fig. 11.2.1 Eddy current on a inner blanket

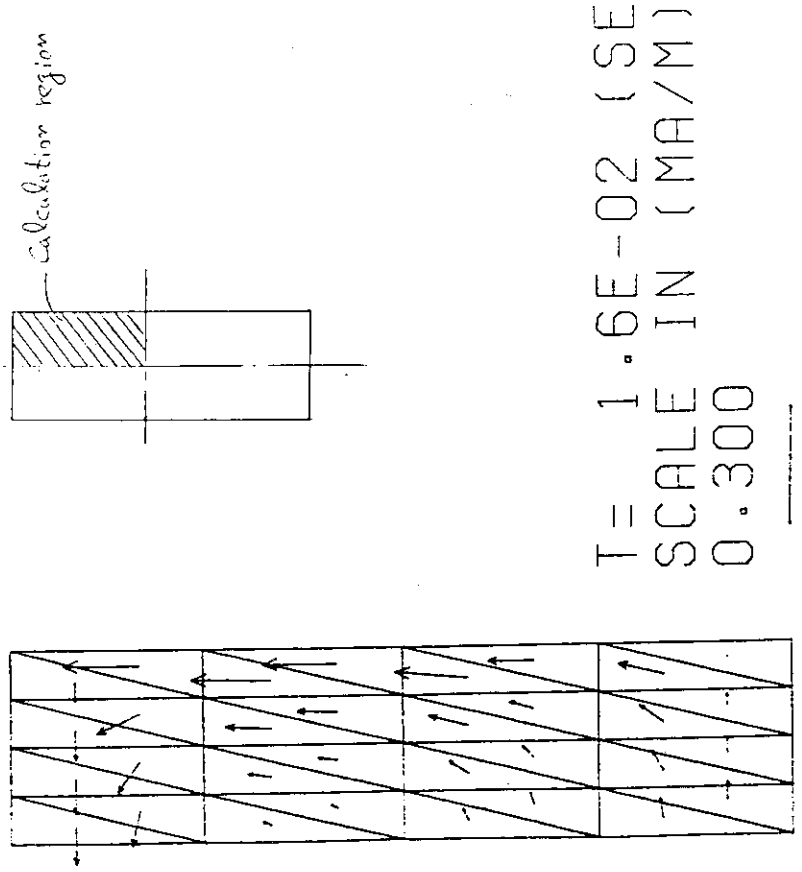


Fig. 11.3.2 Eddy current on a outer shield

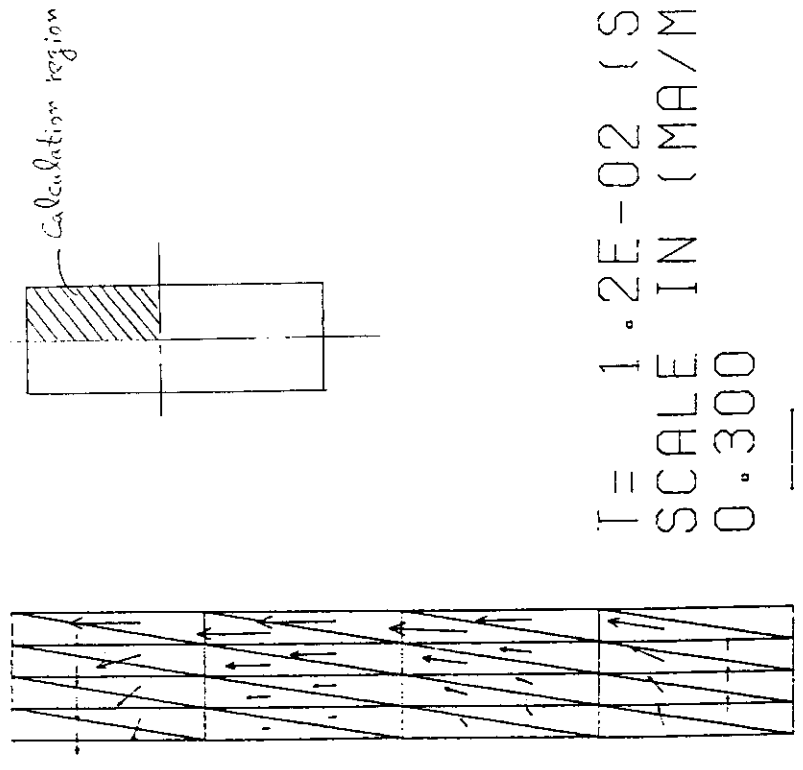


Fig. 11.3.1 Eddy current on a inner shield

添付資料11.A　ブランケット，シールドの渦電流と電磁力

本文では，Table 11.2.1 およびTable 11.3.1 に示すように，ブランケット容器，シールド容器に直交する磁界変化により生ずる渦電流は，容器を平板におきかえて解析されている。このモデルでは容器側板を無視しているため，実際の渦電流より少なめに評価しているおそれがある。そこで，容器形状のままで渦電流を解析した。

解析条件は本文と同じである。すなわち，半径 R = 5.5 m にあるプラズマ電流は，以下のように変化する。

$$I_p = 5.3 \exp(-t/0.015) \quad MA$$

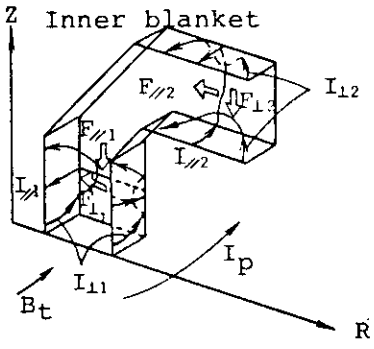
解析においては，対称性を考慮して，ブランケット容器，シールド容器とも全体の 1/4 をとりだしてモデル化した。

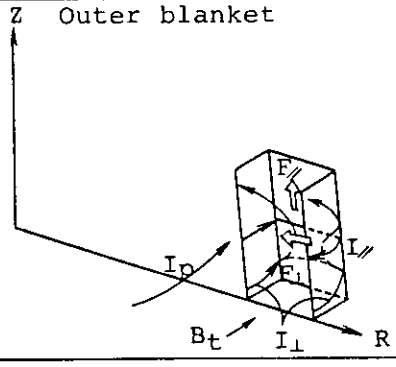
Fig. 11.A. 1 とFig. 11. A. 2 に，内側ブランケット容器および外側ブランケット容器に流れる渦電流を示す。また，Fig. 11. A. 3 とFig. 11. A. 4 に，内側シールド容器および外側シールド容器に流れる渦電流を示す。Table 11. A. 1 は渦電流と電磁力の最大値を，プラズマ磁界の容器直交成分と平行成分によるものに分けて示す。容器に平行な磁界による渦電流と電磁力は，Table 11. A. 1 に示す値と本文で述べた値（Table 11. A. 1 は容器上半での値，本文では容器上下の合計で示していることに注意のこと）は，ほぼ一致している。一方，容器に直交する磁界による渦電流と電磁力は，本文で述べた値の約 2 倍となっている。これは，容器側板を流れる渦電流がかなり大きくなるためである。

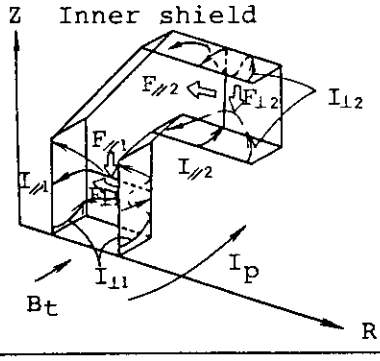
容器に直交する磁界により生ずる電磁力は，本文第 6 章で述べたように，容器にせん断応力を生ずる。この電磁力が 2 倍になると，特に内側ブランケットの応力がきびしくなる。この対策としては，第 1 壁および第 2 壁の板厚を増すか，トーラス方向のブランケット分割数を増す必要がある。

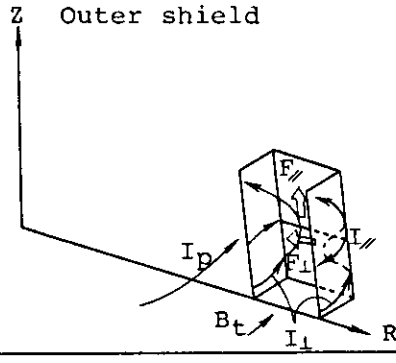
Table 11.A.1 Eddy current and electromagnetic force on a blanket and a shield

Component	Eddy current	Electromagnetic force

Inner blanket 	$I_{\perp 1}$ = 51 kA
	$I_{//1}$ = 197 kA
	$I_{\perp 2}$ = 34 kA
	$I_{//2}$ = 37 kA
		$F_{\perp 1}$ = 69 tonf
		$F_{//1}$ = 62 tonf
		$F_{\perp 2}$ = 21 tonf
		$F_{//2}$ = 12 tonf

Outer blanket 	$I_{\perp}$ = 52 kA $I_{//}$ = 38 kA	$F_{\perp}$ = 40 tonf $F_{//}$ = 9 tonf

Inner shield 	$I_{\perp 1}$ = 131 kA
	$I_{//1}$ = 465 kA
	$I_{\perp 2}$ = 92 kA
	$I_{//2}$ = 87 kA
		$F_{\perp 1}$ = 220 tonf
		$F_{//1}$ = 210 tonf
		$F_{\perp 2}$ = 71 tonf
		$F_{//2}$ = 30 tonf

Outer shield 	$I_{\perp}$ = 120 kA $I_{//}$ = 135 kA	$F_{\perp}$ = 85 tonf $F_{//}$ = 60 tonf

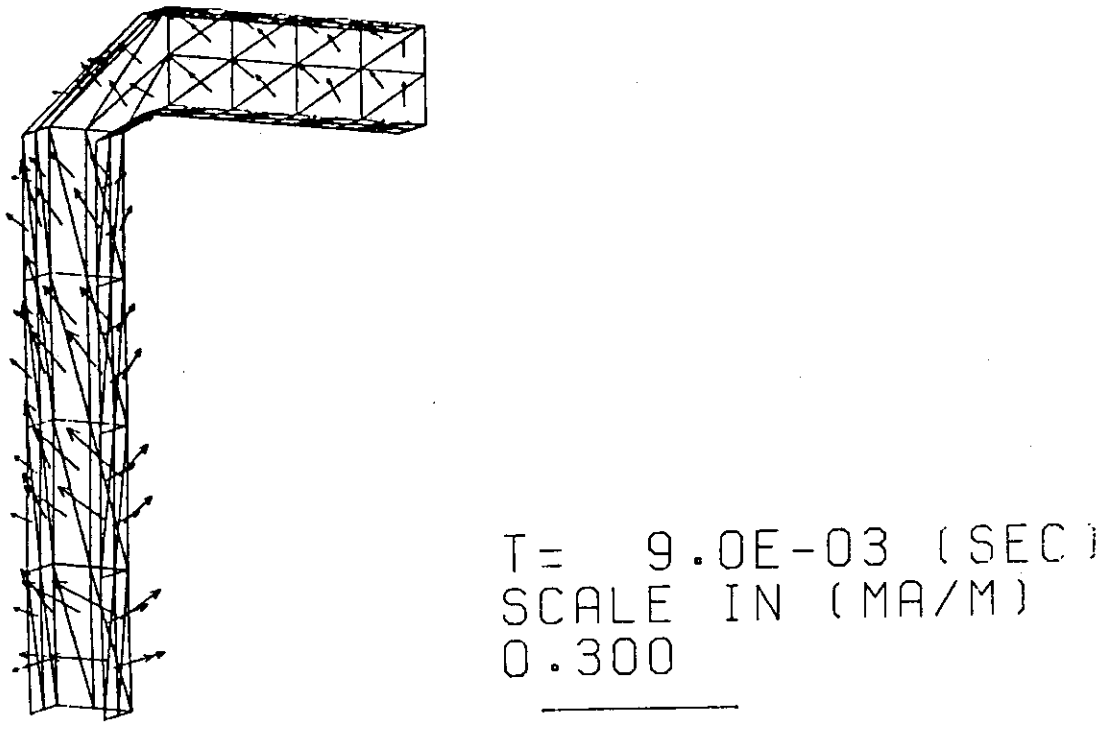


Fig. 11.A.1 Eddy current on a inner blanket

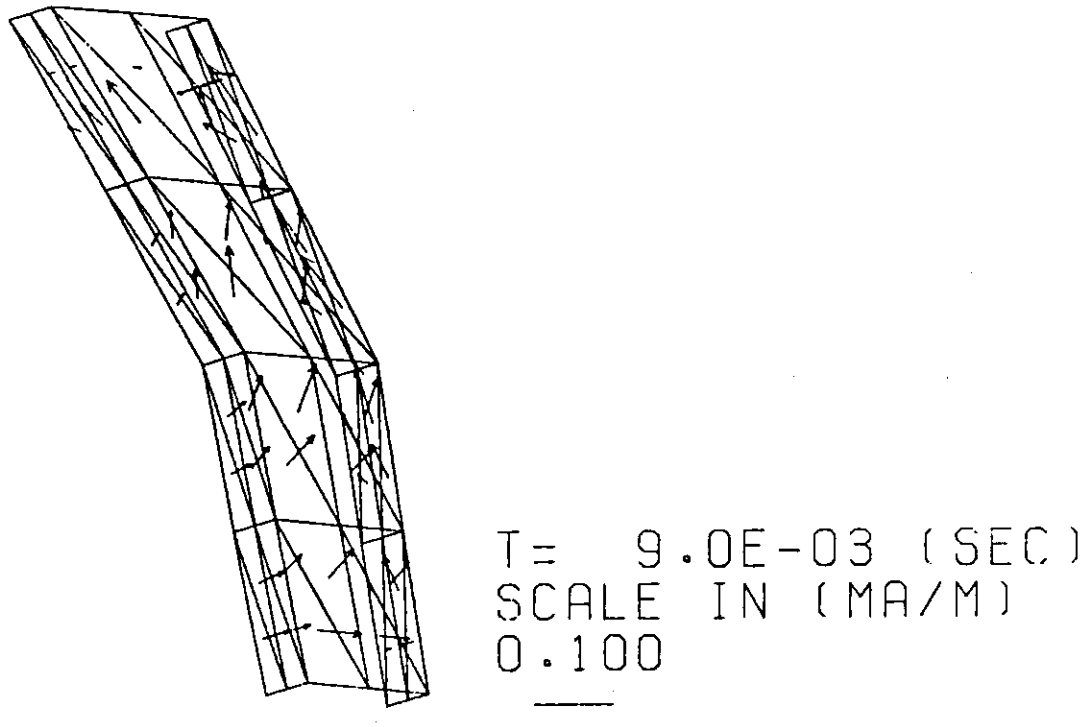


Fig. 11.A.2 Eddy current on a outer blanket

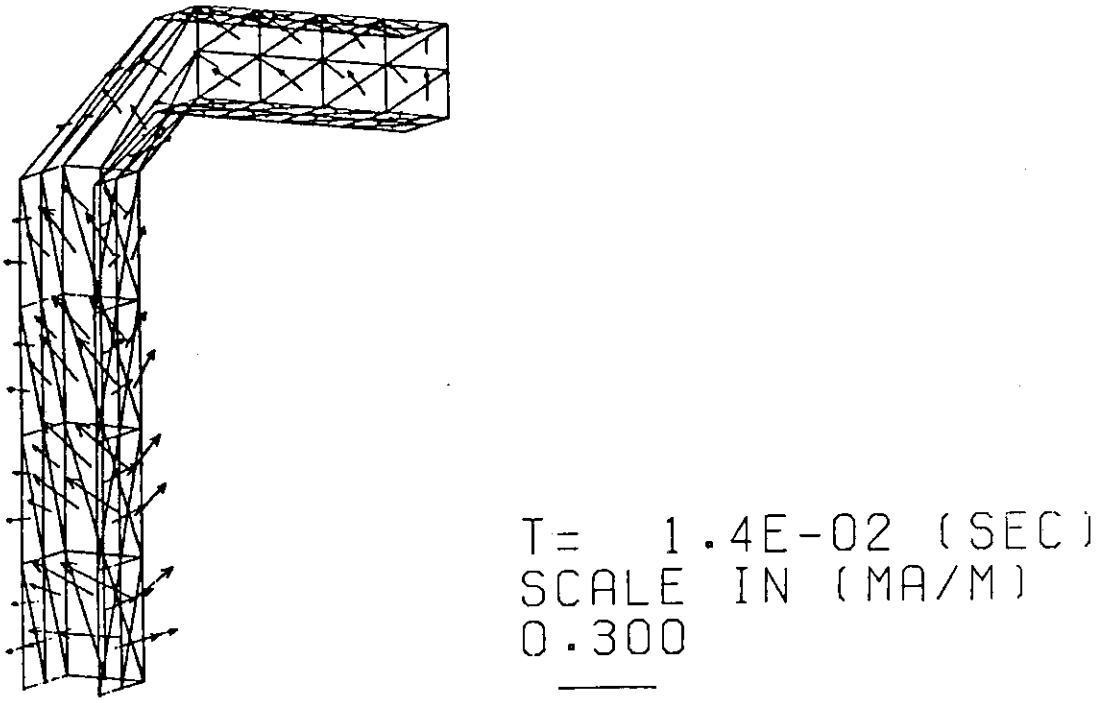


Fig. 11.A.3 Eddy current on a inner shield

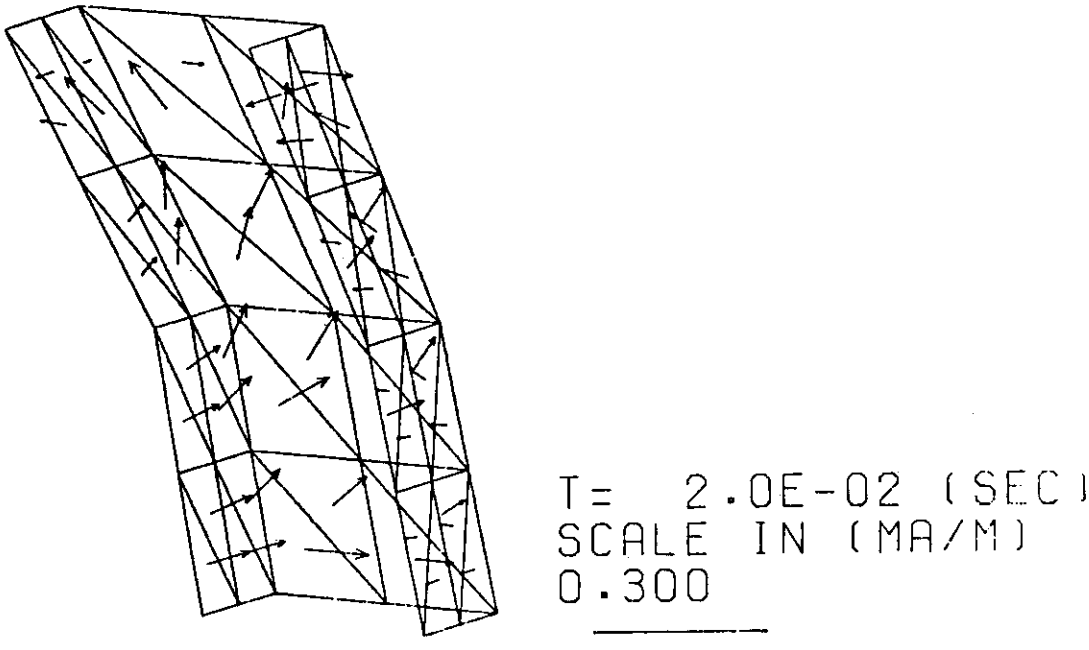


Fig. 11.A.4 Eddy current on a outer shield

12. 真空排気系

12.1 設計条件

以下の条件の下で，設計検討を行った。

12.1.1 真空排気系に関する条件

○ 放電前真空度	10^{-5} Torr （1.3×10^{-3} Pa）
○ 初期到達真空度	10^{-8} Torr （1.3×10^{-6} Pa）
○ 有効排気速度	1×10^{5} ℓ/s （1×10^{2} m³/s）
○ クライオパネル核発熱	＜5 kW
○ ダイバータ室からの排気量	1.5×10^{21} ℓ/s （DT）
	1.5×10^{20} ℓ/s （He）

12.1.2 燃料ガス循環系からの条件

○ 燃焼時間	100 s
○ 休止時間	74 s
○ 立上り時間	11 s
○ 立下り時間	15 s
○ パルス間隔	200 s
○ 稼動率	100 %（真空排気系の検討に際してのみ仮定する。）
○ 燃焼中プラズマ排気ガス量	3.2×10^{21} ℓ/s
組成	D： 46.5 %， T ： 46.5 %
	H： 1 %， He： 5 %
	C： 0.5 %， N ：＜0.1 %
	O： 0.5 %， その他

12.1.3 本体構造設計による条件

○ 真空容器容積	860 m³
○ 真空容器内全表面積	8500 m²（第一壁を含む。）
○ 第一壁表面積	460 m²
○ 排気ダクト本数	14 本 （上部7本，下部7本）
○ ベーキング温度	150 ℃

12.2 排気ダクトの形状，寸法とコンダクタンス

12.2.1 排気ダクト及びクライオポンプ室の形状，寸法

本体構造設計上の検討により，Fig. 12.2.1 及び Table 12.2.1 に示す形状，寸法を採用する。なお，図，表中 C_1 はトーラス全体の形状，寸法を，$C_2 \sim C_7$ は排気ダクト1本当りの形状，寸法を表わす。

12.2.2 排気ダクトのコンダクタンス

(1) 計 算 式

排気ダクトのコンダクタンスの計算は次式を用いて行う。

$$C = \frac{4}{3} \cdot \alpha \cdot \bar{v} \cdot \frac{A^2}{H\left(\ell + \frac{16}{3}\alpha \frac{A}{H}\right)} \quad \cdots\cdots (12.2.1)$$

α ：形状係数，　　A ：導管断面積（m^2）

H ：導管断面の周囲長（m），　ℓ ：導管の長さ（m）

$\bar{v}$ ：気体の平均速度 $= \sqrt{\frac{8RT}{\pi M}}$

(2) 計算結果

上記の排気ダクトの形状，寸法および（12.2.1）式を用いて計算すると，以下の結果が得られた。（$C_{2\sim7}$ は排気ダクト14本分を示す。）

気体	He（D_2）	T_2	N_2
C_1	3817 m^3/s	3115 m^3/s	1443 m^3/s
C_2	914	746	345
C_3	1028	839	389
$C_{4\sim7}$	284	232	107
合成 $\frac{1}{C} = \Sigma \frac{1}{C_i}$	$C_{He(D2)}$ = 171 m^3/s	C_{T_2} = 140 m^3/s	C_{N_2} = 65 m^3/s

12.3 主ポンプの必要排気速度と選定

12.3.1 主ポンプの必要排気速度

主ポンプの排気速度 S_P は次式より求める。

$$\frac{1}{S_P} = \frac{1}{S_{eff}} - \frac{1}{C} \quad \cdots\cdots (12.3.1)$$

S_{eff} ：トーラス真空容器引き口での有効排気速度（m^3/s）

C ：排気ダクトのコンダクタンス（m^3/s）

(1) He に対して

He に対する有効排気速度 100 m^3/s を得るために必要なポンプの排気速度は $S_{PHe} = 241\ m^3/s$ となる。

(2) D_2, T_2 に対して

D_2 および T_2 に対する有効排気速度 $S_{effD_2} = S_{effT_2} = 100\ m^3/s$ を得るために必要なポンプの排気速度はそれぞれ $S_{PD_2} = 241\ m^3/s$, $S_{PT_2} = 350\ m^3/s$ となる。

12.3.2 主ポンプの選定

核融合炉用の真空ポンプでは大量の D_2, T_2 および H_e を排気できるポンプが必要となる。そこで米国のロスアラモス研究所（LASL）では，TSTA (Tritium System Test Assembly)という試験設備を用いて，3種類の真空ポンプモデルの試験を行なっている。これらのポンプはいづれも燃料ガス（D, T）と H_e を別の方式のクライオポンプで排気する，云わゆる "Compound Cryopump" という構造のもので，Fig. 12.3.1 の様な排気方式を採用している[1]。今までに得られた試験データによると，活性炭クライオソープション[2),(3)]と A_r ガス凝縮層によるクライオトラッピング[4),(5)]の両方式が，H_e 排気ポンプとして有望であるという結論が得られた。この両方式を比較すると，H_e 排気において，収着容量の点では前者が優れている。そこで H_e 排気方式としては，とりあえず，活性炭を用いたクライオソープションポンプを選択して検討を進めることにするが，A_r ガス凝縮層によるクライオトラッピング方式を使用する可能性もあり得るものと思われる。燃料ガスの排気方式は TSTA のポンプモデルと同様に，液体 H_e 冷却のシェブロンバッフルによるクライオコンデンセーション方式とする。

(1) クライオポンプ面の必要面積

D_2, T_2, H_e に対する単位面積当りの排気速度として次の値をとると，

$$S_{D_2} = 6\ \ell/s\cdot cm^2 = 60\ m^3/s\cdot m^2$$

$$S_{T_2} = 5\ \ell/s\cdot cm^2 = 50\ m^3/s\cdot m^2$$

$$S_{He} = 2\ \ell/s\cdot cm^2 = 20\ m^3/s\cdot m^2$$

クライオポンプ面の必要面積は次の値となる。

$$A_{D_2} = \frac{S_{PD_2}}{S_{D_2}} = \frac{241}{60} = 4.0\ \ m^2$$

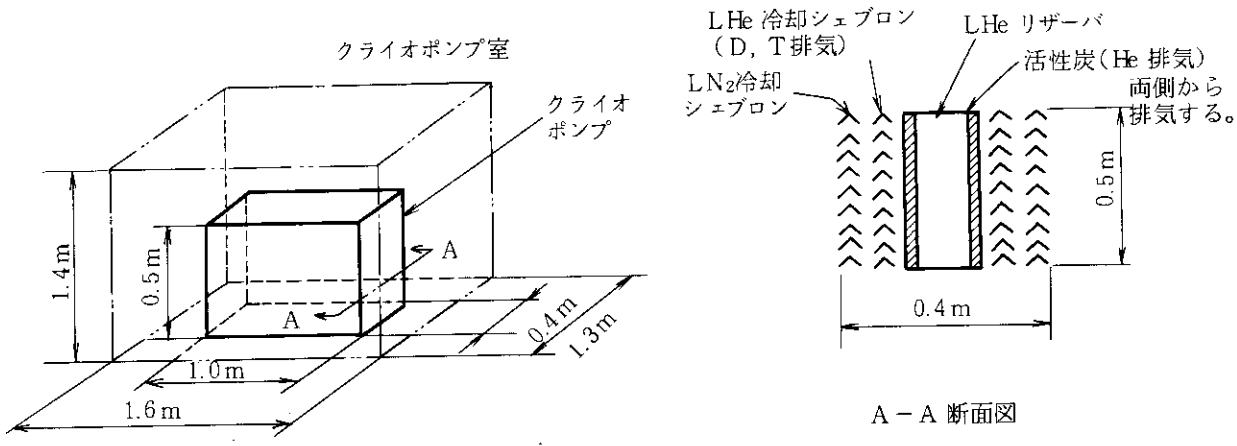
$$A_{T_2} = \frac{S_{PT_2}}{S_{T_2}} = \frac{350}{50} = 7.0\ \ m^2$$

$$A_{He} = \frac{S_{PHe}}{S_{He}} = \frac{241}{20} = 12.0\ \ m^2$$

実際の燃料ガスおよび H_e に対するクライオポンプ面の面積は余裕をみて夫々 14 m^2 とし，排気ダクト1本当り夫々1 m^2 とする。

(2) クライオポンプの概念

以上の検討およびポンプ室の寸法を考慮すると，例えば次の様なポンプを想定することができる。（クライオポンプの構造，形状等については後述する。）



(3) 主ポンプとしてターボ分子ポンプを選定する可能性について

主ポンプとして必要となる排気速度は，前述のように

S_{PHe,D_2} = 241 m³/s／14 ダクト = 17.2 m³/s／1 ダクト = 1.72 × 10^4 ℓ/s／1 ダクト

S_{PT_2} = 350 m³/s／14 ダクト = 25 m³/s／1 ダクト = 2.5 × 10^4 ℓ/s／1 ダクト

となる。これらの排気速度をターボ分子ポンプで得るためには，5000 ℓ/s のターボ分子ポンプを各排気ダクト当り 5 台ずつ設置し，常時運転する必要がある。現状では主として設置スペース上の制約により，この案を採用することは難しいと思われるが，将来トリチウム取扱設備として使用可能な大容量のターボ分子ポンプが開発されれば，ターボ分子ポンプを採用する可能性もあるものと思われる。

12.4 クライオポンプの寿命

12.4.1 クライオコンデンセーションポンプの寿命

(1) 水素の爆発限界による寿命

水素（同位体）の爆発限界を 12 Torr とし，クライオポンプ室の正味の容積 V_c を

V_c = (1.6 × 1.3 × 1.4) − (1.0 × 0.4 × 0.5) = 2.7 m³／1 ダクト = 37.8 m³／14 ダクト

とすると，排気可能な水素量 α は

$\alpha = 37.8 \times 10^3 \times 12 = 4.54 \times 10^5$ Torr・ℓ

また，クライオポンプ面に単位時間当りに蓄積する $D_2 + T_2$ の量は

$$\beta = \frac{3.1 \times 10^{21}}{2 \times 6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{126}{200} = 2.77 \times 10^1 \text{ Torr・ℓ/s}$$

となる。限界に達するまでの時間 t_1 は次の値となる。

$$t_1 = \frac{\alpha}{\beta} = 1.6 \times 10^4 \text{ s} = 4.5 \text{ hr}$$

(2) クライオコンデンセーションポンプ面の水素排気速度の劣化による寿命

水素（同位体）の排気速度は 10 Torr・ℓ／cm² 以上の蓄積で劣化が始まると仮定すると，劣化開始までの時間 t_2 は次の値となる。

$$t_2 = \frac{10 \times 1.4 \times 10^5}{2.77 \times 10^1} = 5.05 \times 10^4\,\mathrm{s} = 14.0\ \mathrm{hr}$$

12.4.2 活性炭クライオソープションポンプの寿命

TSTA等での試験データによると，活性炭クライオソープション面にH_eを吸着させる場合，H_e吸着量が少なくとも1 Torr·ℓ/cm²までは，H_eに対する排気速度がほとんど減少しないという結果が得られている。そこで，H_eの吸着量が1 Torr·ℓ/cm²に達する時間を求め，これを活性炭クライオソープションポンプの寿命とする。

活性炭クライオソープション面に単位時間当りに吸着するH_eの量は

$$r = \frac{1.5 \times 10^{20}}{6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{126}{200} = 2.68\ \mathrm{Torr \cdot \ell/s}$$

となる。限界に達するまでの時間t_3は次の値となる。

$$t_3 = \frac{1 \times 1.4 \times 10^5}{2.68} = 5.22 \times 10^4\,\mathrm{s} = 14.5\ \mathrm{hr}$$

これらの時間は，後述のように，クライオポンプの運転再生周期が2時間であることを考えると十分である。

12.5 真空排気系の構成

前述のクライオポンプを主ポンプとする真空排気系について検討する。クライオポンプは各排気ダクトに2台ずつ設け，バルブの切り換えによって，1台が運転中に他の1台の再生を同時に行う，いわゆる「バッチ方式」をとるものとする。

12.5.1 補助排気系

クライオポンプのバック側には，通常機械式ポンプから成る補助排気系が接続される。

補助排気系の目的は次の通りである。

① クライオポンプの再生時に，H_eガスや燃料ガスの排気を行う。

② クライオポンプを使用する前に，トーラス真空容器及びクライオポンプ室の真空排気を行う。

また，補助排気系に使用する機器は，トリチウムと適合しうるものでなければならない。そこで，TSTAで採用された補助排気系（Fig. 12.5.1 参照）を参考として機器を選定する。TSTAでは，磁気軸受方式のターボ分子ポンプ（排気速度500 ℓ/s，Fig. 12.5.2 参照），スパイラルブースタポンプ（排気速度4 ℓ/s，Fig. 12.5.3 参照）及び2段のメタルベローズポンプを用いている[9]。TSTAでの使用実績を基にして，現在更に大型のポンプが開発されつつある。ターボ分子ポンプについては，上部に磁気軸受，下部に油軸受を用いた排気速度5000 ℓ/s のポンプが開発されている[9],[10]。このターボ分子ポンプの排気特性をFig. 12.5.6 に示す。また，スパイラルブースタポンプについては，排気速度160 ℓ/s のポンプの開発を計画しているが，それに先立って5 ℓ/s のプロトタイプを試作し，Fig. 12.5.4 に示す排気特性を得ている[9]。この大

型のスパイラルブースタポンプは，バック側にメタルベローズポンプを用いなくても，単独で大気圧からの真空引きが可能である。

上記以外の補助ポンプとしては，S.R.T.I 社（仏）の“wobble pump”（型式PR）と，型式PBT というタイプのメタルベローズを用いた回転式の真空ポンプの組み合せも有望と思われるが[11]，現在排気速度は最大 6 ℓ/s 程度であり，大容量のポンプの開発が課題である。

12.5.2 真空排気系の構成

前述の主ポンプ及び補助排気系を用いると，FER 用の真空排気系として，Fig. 12.5.5 に示すような構成が考えられる。ここで，ターボ分子ポンプは排気速度 5000 ℓ/s で磁気軸受方式とし，スパイラルブースタポンプは排気速度 160 ℓ/s とする。また，必要な場合には，スパイラルブースタポンプのバック側にメタルベローズポンプを設けるものとする。5000 ℓ/s のターボ分子ポンプは Fig. 12.5.6 に示す排気特性を有し，160 ℓ/s のスパイラルブースタポンプは Fig. 12.5.4 に示す 5 ℓ/s のプロトタイプの排気特性を参照して，Fig. 12.5.7 に示すような排気特性を有するものと想定する。

また，クライオポンプを使用する前に，トーラスの真空排気ができるように，バイパスラインを設けてある。

12.6 初期到達真空度と放電前真空度

12.6.1 初期到達真空度

真空容器組立後（プラズマ燃焼前）の表面処理をしたステンレス鋼で 150℃ のベーキング後の単位面積当りの放出ガス量は，文献[12]によると，4×10^{-12} Torr・ℓ/s・cm² である。一方，初期の真空引きの際には，トーラス真空容器とクライオポンプ室を同時に排気するものと考えると，真空領域内の全表面積は以下の値となる。

トーラス真空容器内の全表面積 ……	8500 m²
排気ダクト 14 本分の内面積 ……	410 m²
全クライオポンプ室（28 室）の内面積及びクライオポンプの全表面積 ……	690 m²
全表面積	9600 m²

よって，放出ガス量 Q は次の値となる。

$$Q = 9600 \times 10^{4} \times 4 \times 10^{-12} = 3.84 \times 10^{-4} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{s}$$

また，この時の放出ガスはほとんど空気又は N_2 と考えられるので，N_2 に対するターボ分子ポンプの有効排気速度を求めると，次の値となる。

$$ {}_{TMP}S_{eff N_2} = \left(\frac{1}{{}_{TMP}S_{N_2}} + \frac{1}{C'_{N_2}} \right)^{-1} \quad \cdots\cdots (12.6.1)$$

$$= \left(\frac{1}{6500} + \frac{1}{4640} \right)^{-1} = 2700 \ \ell/\text{s} \ \text{1 台}$$

$$= 3.78 \times 10^{4} \ \ell/\text{s}/14 \ \text{台}$$

${}_{TMP}S_{N_2}$ ：5000 ℓ/s ターボ分子ポンプの N_2 に対する排気速度

C'_{N_2} ：排気ダクト1本当りのN_2に対するコンダクタンス（第12.2.2節参照）

$$\frac{6.5 \times 10^4}{14} = 4640\ \ell/s$$

よって，ターボ分子ポンプによる初期到達真空度は，次の値となる。

$$_{TMP}P_U = \frac{3.84 \times 10^{-4}}{3.78 \times 10^4} = 1.02 \times 10^{-8}\ \text{Torr}$$

また，クライオポンプを用いる場合には，クライオポンプの排気速度及び有効排気速度は，以下の値となる。

$$S_{N_2} = S_{D_2} \times \sqrt{\frac{4}{28}} \approx 20\ m^3/s \cdot m^2$$

$$S_{PN_2} = 20 \times 14 = 280\ m^3/s/14\text{台}$$

$$S_{eff\,N_2} = \left(\frac{1}{S_{PN_2}} + \frac{1}{C_{N_2}}\right)^{-1} \quad \cdots\cdots (12.6.2)$$

$$= \left(\frac{1}{280} + \frac{1}{65}\right)^{-1} = 53\ m^3/s = 5.3 \times 10^4\ \ell/s/14\text{台}$$

S_{PN_2}：クライオポンプのN_2に対する排気速度（14台分）

C_{N_2}：排気ダクト14本分のN_2に対するコンダクタンス（第12.2.2節参照）

よって，クライオポンプによる初期到達真空度は

$$_{CP}P_U = \frac{3.84 \times 10^{-4}}{5.3 \times 10^4} = 7.25 \times 10^{-9}\ \text{Torr}$$

となる。

上記の放出ガス量に対しては，ターボ分子ポンプによる排気でも，クライオポンプによる排気でも，初期到達真空度の設計条件（10^{-8} Torr）をほぼ満足する。

次に排気時間について検討する。排気時間tは大気圧から7.5×10^{-4} Torrまでは次式により求める。

$$t = K\frac{V}{S_{eff}} \ln \frac{P_1}{P_2} \quad \cdots\cdots (12.6.3)$$

P_1，P_2 ： 排気前後の圧力

V ： 全排気容積 ≒ 1020 m^3

トーラス真空容器	860 m^3
排気ダクト（14本分）	83 m^3
クライオポンプ室（28室）	76 m^3

S_{eff} ： 真空ポンプの有効排気速度（14台分）

K ： 係数

大気圧から7.5×10^{-4} Torrまでの排気時間を以下に示す。

P_1 P_2	K	排気ポンプ	ポンプの排気速度	S_{eff}	t
760 Torr → 75 Torr	1.1	スパイラルポンプ	$\frac{40+100}{2}=70$ ℓ/s	70 × 14台 = 980 ℓ/s	2651 s (44.2 min)
75 → 7.5	1.1	〃	$\frac{100+160}{2}=130$	130 × 14 = 1820	1420 (23.7)
7.5 → 0.75	1.1	〃	$\frac{160+120}{2}=140$	140 × 14 = 1960	1318 (22.0)
0.75 → 7.5×10^{-2}	1.5	〃	$\frac{120+30}{2}=75$	75 × 14 = 1050	3355 (55.9)
7.5×10^{-2} → 7.5×10^{-3}	4.0	ターボ分子ポンプ	$\frac{30+150}{2}=90$	90 × 14 = 1260	7456 (124.3)
7.5×10^{-3} → 7.5×10^{-4}	4.0	〃	$\frac{150+5000}{2}=2575$	注) 1660 × 14 = 23240	404 (6.7)

注：排気ダクトのコンダクタンスを考慮して，S_{eff} を求めた。

$$S_{eff}=\left(\frac{1}{S_P}+\frac{1}{C_{N_2}}\right)^{-1}=\left(\frac{1}{2575}+\frac{1}{4640}\right)^{-1}=1660\ \ell/s/1台$$

よって，大気圧から 7.5×10^{-4} Torr までの排気時間は 16604 S（4.6 hr）となる。

7.5×10^{-4} Torr 以下の分子流の領域では，Fig. 12.5.6 に示すように，ターボ分子ポンプの排気速度は一定（N_2 に対して 6500 ℓ/s）となる。この領域では次式により排気時間 t と圧力 P の関係を求める。

$$P=\left(P_o-\frac{Q}{S_{eff}}\right)e^{-t/T}+\frac{Q}{S_{eff}} \quad \cdots\cdots (12.6.4)$$

P_o ： 排気開始時の圧力　7.5×10^{-4} Torr

T ： 排気時定数 = V／S_{eff}

V ： 排気容積　1020 m^3

S_{eff}： ターボ分子ポンプの有効排気速度（(12.6.1) 式参照）

3.78×10^4 ℓ/s／14台

Q ： 放出ガス量　3.84×10^{-4} Torr·ℓ/s

大気圧から初期到達真空度までの圧力と排気時間の関係を Fig. 12.6.1 に示す。本図は補助真空ポンプ（ターボ分子ポンプ及びスパイラルブースタポンプ）で排気した場合を示す。大気圧から初期到達真空度までの排気時間は約 5 時間である。

12.6.2　放電前真空度

(1)　放出ガスの成分を考慮しない場合

この場合には，クライオポンプの有効排気速度として，仕様値（10^5 ℓ/s）を用いて検討する。

まず，プラズマ燃焼時のダイバータ室引き口での圧力を求める。この際，第一壁の最高温度

は523°K（250°C）とする。

○ H_e に対して

$$\text{排気量 } Q_{He} = \frac{1.5 \times 10^{20}}{6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{523}{273} = 8.15 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{s}$$

$$\text{圧力 } P_{OHe} = \frac{Q_{He}}{S_{eff\,He}} = \frac{8.15}{1 \times 10^{5}} = 8.15 \times 10^{-5} \text{ Torr}$$

○燃料ガス（D_2，T_2）に対して

$$Q_{D_2,T_2} = \frac{3.1 \times 10^{21}}{2 \times 6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{523}{273} = 84.3 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{s}$$

$$P_{OD_2,T_2} = \frac{Q_{D_2,T_2}}{S_{eff\,D_2,T_2}} = \frac{84.3}{1 \times 10^{5}} = 8.43 \times 10^{-4} \text{ Torr}$$

以上により，ダイバータ室引き口での圧力 P_o は

$$P_o = P_{OHe} + P_{OD_2,T_2} = 9.25 \times 10^{-4} \text{ Torr}$$

となる。

次に，休止時間74 sec間に排気され，次の燃焼サイクルの直前に到達する真空容器の圧力は，次式により求める。

$$P = \left(P_o - \frac{Q''}{S_{eff}} \right) e^{-t/T} + \frac{Q''}{S_{eff}} \quad \cdots\cdots (12.6.5)$$

t ： 燃焼休止時間

T ： 排気時定数 $= V/S_{eff}$

V ： 排気容積 ≒ 980 m^3

トーラス真空容器	860 m^3
排気ダクト（14本分）	83 m^3
クライオポンプ室（14室）	38 m^3

S_{eff} ： クライオポンプの有効排気速度　1×10^5 ℓ/s

Q''： プラズマ燃焼サイクルの休止時間中の放出ガス量

ここで，Q'' の正確な評価はかなり困難であるため，INTOR Phase－I の報告書[6]中の放出ガス量の平均値 $q = 2 \times 10^{13}$ $cm^{-2}\cdot s^{-1}$ を用いると，

$$Q'' = q \cdot A_{FW} \cdot k \cdot T_{FW} \quad \cdots\cdots (12.6.6)$$

A_{FW} ： 第一壁の面積　460 m^2

T_{FW} ： 第一壁の温度　523°K

k ： ボルツマン定数

上式を計算すると，次の値となる。

$$Q'' = 4.98 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{s}$$

放出ガスの種類は燃料ガスや H_e，微量な不純物ガス等の混合と考えられるので，クライオポンプの有効排気速度は仕様値を用い，$S_{eff} = 1 \times 10^5$ ℓ/s（100 m^3/s）とする。

（12.6.5）式に数値を代入すると，次式となる。

$$P = \left(9.25 \times 10^{-4} - \frac{4.98}{1 \times 10^{5}} \right) \times e^{-\frac{100}{980} t} + \frac{4.98}{1 \times 10^{5}}$$

これをグラフに描くと，Fig. 12.6.2 となり，プラズマ燃焼休止後，約 70 sec で一定圧力 5.0×10^{-5} Torr となる。

(2) 放出ガスの成分を D_2, T_2 それぞれ 50 % とした場合

まず，各気体別に次式を用いて，クライオポンプの実際の有効排気速度 S_{eff} を求める。

$$S_{eff} = \left(\frac{1}{S_P} + \frac{1}{C} \right)^{-1} \quad \cdots\cdots (12.6.7)$$

S_P ： クライオポンプの実際の排気速度

$S_{PD_2} = 60\ m^3/s \cdot m^2 \times 14\ m^2 = 840\ m^3/s$

$S_{PT_2} = 50 \times 14 = 700\ m^3/s$

$S_{PHe} = 20 \times 14 = 280\ m^3/s$

C ： 排気ダクトのコンダクタンス（第 12.2.2 節参照）

実際の有効排気速度は，次の値となる。

$S_{eff\,D_2} = 142\ m^3/s = 1.42 \times 10^5\ \ell/s$

$S_{eff\,T_2} = 117\ m^3/s = 1.17 \times 10^5\ \ell/s$

$S_{eff\,He} = 106\ m^3/s = 1.06 \times 10^5\ \ell/s$

そして，放出ガスの成分を D_2, T_2 それぞれ 50 % と仮定し，(1) と同じ手順によって，各気体別に排気時間と圧力の関係を求める。

○ D_2 に対して

$$\text{排気量 } Q_{D_2} = \frac{3.1 \times 10^{21} \times 0.5}{2 \times 6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{523}{273} = 42.12\ \text{Torr} \cdot \ell/s$$

$$\text{圧力 } P_{OD_2} = \frac{Q_{D_2}}{S_{eff\,D_2}} = \frac{42.13}{1.42 \times 10^5} = 2.97 \times 10^{-4}\ \text{Torr}$$

$$\text{放出ガス量 } Q''_{D_2} = 4.98 \times 0.5 = 2.49\ \text{Torr} \cdot \ell/s$$

(12.6.5) 式に代入すると，

$$P_{D_2} = \left(2.97 \times 10^{-4} - \frac{2.49}{1.42 \times 10^{5}} \right) \times e^{-\frac{142}{980} t} + \frac{2.49}{1.42 \times 10^{5}}$$

となる。

○ T_2 に対して

$$Q_{T_2} = Q_{D_2} = 42.13\ \text{Torr} \cdot \ell/s$$

$$P_{OT_2} = \frac{Q_{T_2}}{S_{eff\,T_2}} = \frac{42.13}{1.17 \times 10^5} = 3.60 \times 10^{-4}\ \text{Torr}$$

$$Q''_{T_2} = Q''_{D_2} = 2.49\ \text{Torr} \cdot \ell/s$$

(12.6.5) 式に代入すると

$$P_{T_2} = 3.60 \times 10^{-4} - \frac{2.49}{1.17 \times 10^{5}} \times e^{-\frac{117}{980} t} + \frac{2.49}{1.17 \times 10^{5}}$$

となる。

○ Heに対して

$$Q_{He} = \frac{1.5 \times 10^{20}}{6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times \frac{523}{273} = 8.15 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{s}$$

$$P_{OHe} = \frac{Q_{He}}{S_{eff\,He}} = \frac{8.15}{1.06 \times 10^{5}} = 7.69 \times 10^{-5} \text{ Torr}$$

$$Q''_{He} = 0$$

（12.6.5）式に代入すると

$$P_{He} = 7.69 \times 10^{-5} \times e^{-\frac{106}{980}t}$$

となる。

これらをグラフに描くと，Fig. 12.6.3 となる。図中のPは各気体の圧力の和である。（$P = P_{D_2} + P_{T_2} + P_{He}$） 圧力Pはプラズマ燃焼休止後，約 60 sec で一定圧力 3.9×10^{-5} Torr となる。

本検討では，プラズマ燃焼休止時間中の放出ガス量としてINTOR Phase－I の報告書の値を用いたが，放出ガス量の評価が今後の検討課題となる。

12.7 クライオポンプの構造

本クライオポンプは第 12.3.2 節で述べたように，燃料ガスとHeを夫々別の方式のクライオポンプで排気する“複合クライオポンプ”という構造のもので，Heガスを液体Heで冷却した活性炭によるクライオソープション方式で，また燃料ガスを液体He冷却のシェブロンによるクライオコンデンセーション方式で排気する。Fig. 12.7.1 および Fig. 12.7.2 に複合クライオポンプの構造，形状を示す。本ポンプはクライオポンプ室のスペース上の制約により，クライオポンプ室の中央に設置し，両側から排気する構造とした。

活性炭はLHeジャケットの両面に固着させ，ポンプの中央部に設置するLHeジャケットはアルミ製とし，その上部に気液分離器を設置する。活性炭の前面には，LHe冷却のフィン付き管 30 本を上下のLHeのヘッダーに接続したシェブロンを設け，その上部にも気液分離器を設置する。LHe冷却シェブロンの前面には，22 枚のアルミ製の板を 2 本の LN_2 管に取り付けた LN_2 冷却シェブロンを設ける。LN_2 冷却シェブロンには黒化処理を行う。LHe 冷却部分の周囲は，LN_2 管を這わせたアルミ製のシールド板で覆い，室温部から直視できないようにする。シールド板はSUS 製の支持枠にネジ止めして取り付け，LHe ジャケット，LHe 冷却シェブロンおよび気液分離器は支持枠上板より吊りボルトで吊り下げる。そしてポンプ全体をクライオポンプ室の上部から吊り下げる構造とした。

液体Heは，Heガス排気面および燃料ガス排気面を別個に再生する必要があるので，クライオポンプ室の外部で分岐し，並列の流路にしてある。

液体Heは自然循環によるため込み方式とし，液体 N_2 は強制循環方式とする。

クライオポンプの主材料としてアルミを採用したのは，再生時の冷却能力を減らすためには，ポンプの軽量化が必要となるからである[7]。クライオポンプ 1 台当りの重量及び液体 He の容積を次頁に示す。

クライオポンプ１台当りの重量

品　　名	重　量
Heガス排気部	
LHeジャケット（Al）	30 kg
活性炭[注]	4
気液分離器，LHe管（Al）	4.5
小　計	（38.5 kg）
燃料ガス排気部	
LHe冷却シェブロン（Al）	42 kg
気液分離器，LHe管（Al）	4.5
小　計	（46.5 kg）
LHe冷却部の重量　合　計	（85 kg）
LN_2 冷却部	
LN_2 冷却シェブロン（Al）	44 kg
LN_2 管（Al）	9
シールド板（Al）	21
支持枠（SUS）	55
支持枠上板（SUS）	36
LN_2 冷却部の重量　合　計	（165 kg）
クライオポンプ１台当りの重量	250 kg

注）活性炭の比重が不明のため，微粉炭の比重を用いて算出した。

クライオポンプ１台当りの液体Heの容積

Heガス排気部（LHeジャケット，気液分離器　等）	9 ℓ
燃料ガス排気部（LHeシェブロン，気液分離器　等）	17
合　計	26 ℓ

12.8　クライオポンプの液体He冷却部への侵入熱の評価

液体He冷却部への侵入熱としては，定常熱負荷と非定常熱負荷によるものがある。定常熱負荷としては輻射熱，伝導熱，放射線発熱等があり，非定常熱負荷としては被排気気体の凝縮熱，吸着熱，トリチウムの崩壊熱および渦電流による熱負荷等が考えられるが，後者については今回は評価していない。

12.8.1 定常熱負荷

(1) 輻射熱

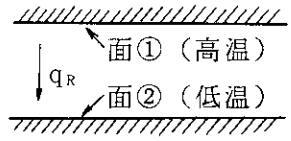
平行平面の単位面積当りの輻射熱は，次式で求められる。

$$q_R = 5.67 \times 10^{-8} \times \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \times (T_1^4 - T_2^4) \quad \cdots\cdots (12.8.1)$$

〔w／m²〕

面①：温度 T_1〔K〕，輻射率 ε_1

面②：温度 T_2〔K〕，輻射率 ε_2



(i) LN_2 冷却シェブロンからLHe冷却シェブロンへの輻射熱

$T_1 = 100$ K，$T_2 = 4$ K，$\varepsilon_1 = 0.9$，$\varepsilon_2 = 0.2$ を（12.8.1）式に代入すると，$q_{R1} = 1.11$ w／m² となる。

面積 $A_1 = 1.051$ m × 0.52 m × 2 面 = 1.09 m² を掛けると $Q_{R1} = 1.21$ w となる。

(ii) ポンプ室内壁（室温）からLHe冷却シェブロンへの輻射熱

開き角 120° のシェブロンで輻射率 0.9 の時の室温部からの輻射の透過率は 0.3 %である[8]。$T_1 = 300$ K，$T_2 = 4$ K，$\varepsilon_1 = 0.2$，$\varepsilon_2 = 0.2$ を（12.8.1）式に代入し，透過率 0.3 %を掛けると $q_{R2} = 0.153$ w／m² となる。面積 $A_1 = 1.09$ m² を掛けると $Q_{R2} = 0.17$ w となる。

(iii) シールド板からLHe冷却シェブロン（上下面及び側面）への輻射熱

$T_1 = 100$ K，$T_2 = 4$ K，$\varepsilon_1 = 0.2$，$\varepsilon_2 = 0.2$ を（12.8.1）式に代入すると $q_{R3} = 0.63$ w／m² となる。

面積 $A_3 = (0.09 \times 1.051 + 0.09 \times 0.52) \times 4 = 0.566$ m² を掛けると $Q_{R3} = 0.36$ w となる。

(iv) シールド板からLHeジャケット（上下面及び側面）への輻射熱

条件は(c)と同様なので $q_{R4} = 0.63$ w／m² となる。

面積 $A_4 = (0.04 \times 1.051 + 0.04 \times 0.52) \times 2 = 0.126$ m² を掛けると $Q_{R4} = 0.08$ w となる。

(v) 輻射熱のまとめ

- LHe ジャケットへの輻射熱 (iv) …… 0.08 w
- LHe 冷却シェブロンへの輻射熱 (i)＋(ii)＋(iii) …… 1.74 w
- クライオポンプ1台当り輻射熱の合計 $Q_R =$ 1.82 w

(2) 伝導熱

伝導熱は次式で求められる。

$$Q_\lambda = \bar{\lambda} \cdot A \cdot (T_1 - T_2) / \ell \quad \cdots\cdots (12.8.2)$$

〔w〕

$\bar{\lambda}$〔w／cm・k〕：平均熱伝導率

ステンレス棒の場合 $\bar{\lambda} = 0.045$ w／cm・k（100 ～ 4.2 k）

A〔cm²〕：面積　　ℓ〔cm〕：長さ

T_1〔K〕：高温部の温度　　T_2〔K〕：低温部の温度

(i) LHeジャケットの吊りボルトによる伝導熱

吊りボルトは ϕ 10 mm × ℓ 530 mm × 2 本とする。

$$Q_{\lambda 1} = \left\{0.045 \times \frac{\pi}{4} \times 1^2 \times (100 - 4) / 53\right\} \times 2\,\text{本} = 0.128\ \text{w}$$

(ii) LHeシェブロン用ヘッダの吊りボルトによる伝導熱

吊りボルトは ϕ 8 mm × ℓ 400 mm × 4本とする。

$$Q_{\lambda 2} = \left\{0.045 \times \frac{\pi}{4} \times 0.8^2 \times (100 - 4) / 40\right\} \times 4\,\text{本} = 0.217\ \text{w}$$

(iii) 気液分離器の吊りボルトによる伝導熱

吊りボルトは ϕ 6 mm × ℓ 120 mm × 2本（気液分離器1ケ当り）とする。

$$Q_{\lambda 3} = \left\{0.045 \times \frac{\pi}{4} \times 0.6^2 \times (100 - 4) / 12\right\} \times 2\,\text{本} = 0.204\ \text{w}$$

(iv) 振れ止めからの伝導熱

LHe ジャケットおよびLHe 冷却シェブロンには適宜振れ止めを付ける必要があると考えられるが，詳細未定のため，吊りボルトによる伝導熱と同じ値と仮定する。

(v) 伝導熱のまとめ

- LHe ジャケット（気液分離器込）への伝導熱 ((i) + (iii)) × 2 = 0.66 w
- LHe シェブロン（ 〃 ）への伝導熱 ((ii) + (iii)) × 2 = 0.84 w
- クライオポンプ1台当りの伝導熱の合計 Q_λ = 1.50 w

(3) 放射線発熱

プラズマからの中性子およびガンマ線によるクライオポンプ室内での機器の発熱は，モンテカルロ法の計算によると，平均値として $q_N = 1.2 \times 10^{-5}$ w/cm³ となる。これによるクライオポンプの液体 He 冷却部の発熱は，次の値となる。

機　　器	容　　積	発　熱　量
He ガス排気部（LHe ジャケット，活性炭気液分離器　等）	1.82×10^4 cm³	0.22 w
燃料ガス排気部（LHe 冷却シェブロン 気液分離器　等）	1.73×10^4	0.21
クライオポンプ1台当りの容積および放射線発熱量 Q_N	3.55×10^4 cm³	Q_N = 0.43 w

12.8.2 非定常熱負荷

(1) 燃料ガスの凝縮熱

軽水素の凝縮熱は実験によると 0.12 J/Torr·ℓ である[8]。燃料ガス（D_2, T_2）の凝縮熱も軽水素（H_2）と同じと仮定すると，燃料ガスの凝縮熱は次の値となる。

$$\text{排気量 } F_{D2,T2} = \frac{3.1 \times 10^{21}}{2 \times 6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 = 44.0\ \text{Torr}\cdot\ell/\text{s}$$

$$\text{凝縮熱 } Q_{D2,T2} = 0.12 \times 44.0 = 5.3\ \text{w}$$

燃焼サイクルを考慮した凝縮熱の平均値（定常値）$\bar{Q}_{D2,T2}$ は

$$\overline{Q}_{D_2,T_2} = Q_{D_2,T_2} \times \frac{126}{200} = 3.3 \text{ w}$$

となる。これらの凝縮熱は排気ダクト14本当りの値である。

(2) Heガスの吸着熱

Heガスの活性炭への吸着熱は実験によると次の値が得られた。[3]

$$q_{He} = 940 \sim 760 \text{ cal/mol} \quad \text{at} \quad 1.7 \times 10^{-2} \sim 0.5 \text{ Torr}\cdot\ell/\text{cm}^2$$

Heガスの排気量 $F_{He} = \frac{1.5 \times 10^{20}}{6 \times 10^{23}} = 2.5 \times 10^{-4}$ mol/s

よって，Heガスの吸着熱 Q_{He} は，大き目の値をとると，

$$Q_{He} = 940 \times 2.5 \times 10^{-4} \times 4.2 = 0.99 \text{ w}$$

燃焼サイクルを考慮した吸着熱の平均値（定常値）$\overline{Q}_{He}$ は

$$\overline{Q}_{He} = Q_{He} \times \frac{126}{200} = 0.6 \text{ w}$$

となる。これらの吸着熱も排気ダクト14本当りの値である。

(3) トリチウムの崩壊熱

トリチウムのインベントリは，クライオポンプの運転再生時間を後述のように2時間とすると，

$$G_T = \frac{3.1 \times 10^{21} \times 0.5}{2 \times 6 \times 10^{23}} \times \frac{126}{200} \times 2 \times 60^2 \times 6 = 35.2 \text{ g}$$

となる。よって，クライオポンプ運転中の平均値は17.6 gとする。

一方，トリチウムの崩壊熱は文献(13)によると，0.324 w/gと与えられる。よって，クライオポンプ運転中のトリチウムの崩壊熱の平均値は

$$\overline{Q}_T = 0.324 \times 17.6 = 5.7 \text{ w}$$

となる。この値はクライオポンプ14台分の値である。

12.8.3 クライオポンプの液体He冷却部への熱負荷のまとめ

以上の熱負荷をまとめると，以下の表のようになる。

	Heガス排気部	燃料ガス排気部	クライオポンプ1台当り	クライオポンプ14台当り
輻射熱	0.08 w	1.74 w	1.82 w	25.5 w
伝導熱	0.66	0.84	1.50	21.0
放射線発熱	0.22	0.21	0.43	6.0
気体の凝縮熱 吸着熱	0.04	0.24	0.28	3.9
トリチウムの崩壊熱	—	0.41	0.41	5.7
クライオポンプ1台当り	1.00 w	3.44 w	4.44 w	—
クライオポンプ14台当り	14.0 w	48.1 w	—	62.1 w

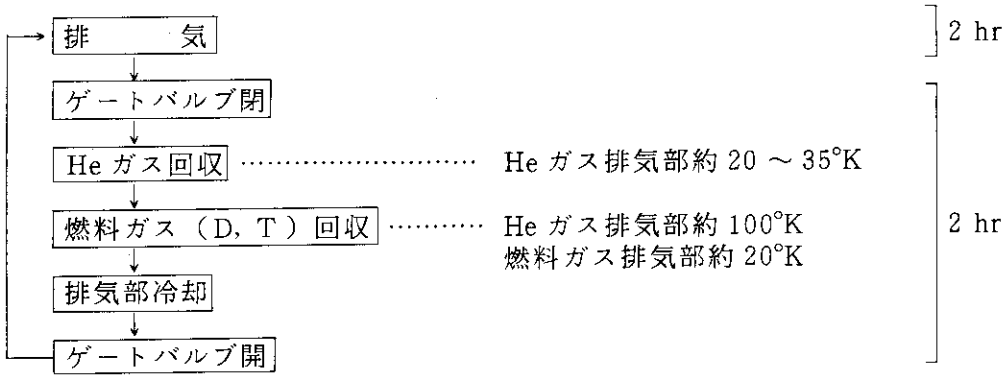
12.9 クライオポンプの運転サイクル

クライオポンプは各排気ダクトに2台ずつ用意し，バルブの切り換えによって1台運転中に他の1台の再生を行うものとする。この運転再生周期はINTORの設計検討では2時間と見積られている。そこで今回はこの運転再生周期時間内でクライオポンプの再生を行い，運転を再開するための検討を行う。

なおポンプの運転時間（2時間）後のトリチウムインベントリは，前述のように35.2gである。

12.9.1 クライオポンプの運転サイクル

クライオポンプの運転サイクルは，概略以下のようになると考えられる。



活性炭に吸着したHeガスは，活性炭の温度を20°K以上にすると離脱し，35°Kでは99％以上離脱する[3]。また燃料ガス離脱時には，離脱した燃料ガスが活性炭に吸着しないように，活性炭の温度を高める必要がある。ゲートバルブ閉から開までの再生過程を2時間で行うためには，Heガス回収，燃料ガス回収および排気部冷却の各過程を概略30分ずつで終る必要がある。以上の前提で，再生の各過程について検討する。

以下の検討において，Heガス排気部と燃料ガス排気部の材料は全てAl材とし，Alの比熱を次式で与える[7]。

$$4.2°K \leq T \leq 10°K \qquad C_P = 1.6 \times 10^{-5} T^2 \quad 〔J/g \cdot deg〕$$

$$10°K < T \leq 40°K \qquad C_P = 2.5 \times 10^{-6} T^{2.8} \quad 〔J/g \cdot deg〕$$

$$40°K < T \leq 100°K \qquad C_P = 7.1 \times 10^{-3} T - 0.21 \quad 〔J/g \cdot deg〕$$

12.9.2 Heガス回収

Heガスの回収は，活性炭を20°K以上にするとHeガスが離脱するので，補助排気系のターボ分子ポンプで逐次排気する。この際，活性炭の温度を急に上げて，Heガスを急激に離脱させると，クライオポンプ室内の圧力が上り，燃料ガス排気部への熱負荷が増し，燃料ガスを離脱させる恐れがある。そこで活性炭の温度を徐々に上昇させ，離脱してきたHeガスを直ちにターボ分子ポンプで排気し，クライオポンプ室内を常に10^{-3} Torr程度以下の真空に保つ必要がある。

(1) Heガス排気部の必要加熱量

液体Heを蒸発させ，Heガス排気部を4.2°Kから35°Kまで30分で加熱するのに必要な加熱量を求める。

液体Heの容積　$9^{\ell} \times 14^{台} = 126\ \ell$

重　　量　$38.5^{kg} \times 14^{台} = 539\ kg$

液体Heの蒸発所要熱量　$Q_1 = 126^{\ell} \times 125^{g/\ell} \times 20.9^{J/g} = 3.29 \times 10^5\ J$

Heガス排気部の熱容量　$Q_2 = \int_{T_1}^{T_2} G \cdot C_P \cdot dT$ ……（12.9.1）

G〔g〕：重量，C_P〔J/g·deg〕：比熱

T_1，T_2〔°K〕：温度

$$Q_2 = 539 \times 10^3 \times \left(\int_{4.2}^{10} 1.6 \times 10^{-5} T^2 dT + \int_{10}^{35} 2.5 \times 10^{-6} T^{2.8} dT \right) = 2.62 \times 10^5\ J$$

$$\text{必要加熱量}\quad H_1 = \frac{Q_1 + Q_2}{t_1} = \frac{3.29 \times 10^5 + 2.62 \times 10^5}{0.5 \times 3600} = 328\ w$$

ここで，t_1〔sec〕：加熱時間

第12.8.3節で求めたHeガス排気部への熱負荷14.0 wを引くと，314 wの補助加熱が必要となる。

加熱量328 wで加熱すると，4.2°Kから20°Kまでの上昇時間は17.4分，20°Kから35°Kまでの上昇時間は12.6分である。

(2) 補助排気系のターボ分子ポンプの必要排気速度

1運転サイクルにおける活性炭へのHeガスの収着量は

$$Q_{He} = \frac{1.5 \times 10^{20}}{6 \times 10^{23}} \times 760 \times 22.4 \times 2 \times 3600 \times \frac{126}{200} = 1.93 \times 10^4\ Torr \cdot \ell$$

となる。これをクライオポンプ室内の圧力を10^{-3} Torr以下に保って，上記の12.6分で排気するためには，ターボ分子ポンプの必要実効排気速度（Heガスに対して）は，次の値となる。

$$S_P = \frac{1.93 \times 10^4}{12.6 \times 60} \times \frac{1}{10^{-3}} = 2.55 \times 10^4\ \ell/s/14\text{台}$$

$$= 1820\ \ell/s/1\text{台}$$

この値は第12.5節で述べた5000 ℓ/sのターボ分子ポンプを使えば容易に達成できる。

12.9.3　燃料ガス回収

燃料ガスの回収は，燃料ガス排気部を加熱して，燃料ガス排気部の温度を上げ，燃料ガスを離脱させる。この場合，ガスの離脱はある程度急激でも良い。離脱したガスは最初ターボ分子ポンプのバイパスラインを通って補助ポンプによって排気され，クライオポンプ室内の圧力が10^{-2} Torr程度まで下ると，ターボ分子ポンプによって排気される。この時，Heガス排気部は離脱した燃料ガスの対流による熱負荷および補助加熱によって，100°K程度に加熱し，離脱した燃料ガスの活性炭への再吸着を阻止する。

(1) 燃料ガス排気部の必要加熱量

液体 He を蒸発させ，燃料ガス排気部を 4.2°K から 20°K まで 20 分で加熱するのに必要な加熱量を求める。

液体 He の容積　$17^{\ell} \times 14^{台} = 238\ \ell$

重　　量　$46.5^{kg} \times 14^{台} = 651\ kg$

液体 He の蒸発所要熱量　$Q'_1 = 238 \times 125 \times 20.9 = 6.22 \times 10^5\ J$

燃料ガス排気部の熱容量……（12.9.1）式を用いる。

$$Q'_2 = 651 \times 10^3 \times \left(\int_{4.2}^{10} 1.6 \times 10^{-5} T^2 dT + \int_{10}^{20} 2.5 \times 10^{-6} T^{2.8} dT \right) = 3.81 \times 10^4\ J$$

$$\text{必要加熱量}\quad H_2 = \frac{Q'_1 + Q'_2}{t_2} = \frac{6.22 \times 10^5 + 3.81 \times 10^4}{\frac{1}{3} \times 3600} = 550\ w$$

t_2〔sec〕：加熱時間

第 12.8.3 節で求めた燃料ガス排気部への熱負荷 48.1 w を引くと，502 w の補助加熱が必要となる。

(2)　補助排気系による燃料ガスの排気時間

第 12.5 節で述べた補助排気系を用いて，以下の検討を行う。

排気時間は次式より求める。

$$t = K \frac{V_C}{S_{eff}} \ln \frac{P_1}{P_2} \quad \cdots\cdots\cdots\

$7.5 \times 10^{-3} \rightarrow 7.5 \times 10^{-4}$	4.0	ターボ分子ポンプ	$\frac{150+5000}{2} = 2575$	1820 注)	13.7
$7.5 \times 10^{-4} \rightarrow 1 \times 10^{-5}$	4.0	〃	6200	3100 注)	15.0

注：クライオポンプ室からターボ分子ポンプまでの配管のコンダクタンスを 6200 ℓ/s と仮定した。

よって，5.3 Torr から 10^{-5} Torr までの排気時間は 471 s（7.9 min）である。

(3) He ガス排気部の必要加熱量

燃料ガス回収時には，離脱した燃料ガスの活性炭への再吸着を阻止するために，He ガス排気部を 100°K 程度に加熱する必要がある。この加熱は離脱した燃料ガスの対流による熱負荷および補助加熱によってまかなうことになるが，20 分程度で 35°K から 100°K までの加熱を補助加熱のみで行う場合に必要な加熱量を求める。

He ガス排気部の重量は 539 kg（14 台分）であり，（12.9.1）式を用いて He ガス排気部の熱容量を求めると，

$$Q_3 = 539 \times 10^3 \times \left\{ \int_{35}^{40} 2.5 \times 10^{-6} T^{2.8} dT + \int_{40}^{100} (7.1 \times 10^{-3} T - 0.21)\, dT \right\}$$

$$= 9.45 \times 10^6 \ \mathrm{J}$$

必要加熱量 $H_3 = \frac{Q_3}{t_3} = \frac{9.45 \times 10^6}{\frac{1}{3} \times 3600} = 7875 \ \mathrm{w}$

t_3〔sec〕：加熱時間

第 12.8.3 節で求めた He ガス排気部への熱負荷 14 w を引くと，7861 w の補助加熱が必要となる。

12.9.4 排気部冷却[7]

ヘリウム冷凍機の運転を次のように考えて 100°K → 4.2°K の冷却に必要な時間を概算する。

$T \leq 10$°K の時　冷凍能力 $P = P_0$ 〔w〕

10°K < $T \leq$ 100°K の時　$P = P_0 (T/10)$ 〔w〕

また，冷却に要する時間は，次式より得られる。

$$t = \int_{T_2}^{T_1} \frac{G C_P}{P} dT \quad \cdots\cdots (12.9.3)$$

G〔g〕：排気部重量，　C_P〔J/g·deg〕：Al 材の比熱

〔w〕：冷凍能力

(1) He ガス排気部の冷却時間

G = 38.5 kg × 14 台 = 539 kg，P_0 = 1 kW として検討する。

○ 100°K → 40°K

$$t_1 = 539 \times 10^3 \times \int_{40}^{100} \frac{(7.1 \times 10^{-3} T - 0.21)}{100\ T} dT$$

$$= 1259 \ \mathrm{sec} = 21.0 \ \mathrm{min}$$

○ 40°K → 10°K

$$t_2 = 539 \times 10^3 \times \int_{10}^{40} \frac{2.5 \times 10^{-6}\, T^{2.8}}{100\, T}\, dT$$

$$= 144 \text{ sec} = 2.4 \text{ min}$$

○ 10°K → 4.2°K

$$t_3 = 539 \times 10^3 \times \int_{4.2}^{10} \frac{1.6 \times 10^{-5}\, T^2}{1 \times 10^3}\, dT$$

$$= 2.7 \text{ sec} = 0.04 \text{ min}$$

よってHeガス排気部を100°Kから4.2°Kまでの冷却に要する時間は $t_{CHe} = t_1 + t_2 + t_3 \fallingdotseq 24$ min である。

(2) 燃料ガス排気部の冷却時間

$G = 46.5^{kg} \times 14^{台} = 651$ kg, $P_0 = 1$ kW として検討する。

○ 20°K → 10°K

$$t_4 = 651 \times 10^3 \times \int_{10}^{20} \frac{2.5 \times 10^{-6}\, T^{2.8}}{100\, T}\, dT$$

$$t_4 = 22 \text{ sec} = 0.4 \text{ min}$$

○ 10°K → 4.2°K

$$t_5 = 651 \times 10^3 \times \int_{4.2}^{10} \frac{1.6 \times 10^{-5}\, T^2}{1 \times 10^3}\, dT$$

$$= 3.3 \text{ sec} = 0.06 \text{ min}$$

よって燃料ガス排気部を20°Kから4.2°Kまでの冷却に要する時間は $t_{CD,T} = t_4 + t_5 = 0.5$ min である。

12.9.5 クライオポンプの運転サイクルのまとめ

以上述べたような補助加熱や冷凍機を使用すれば，再生の各過程は概略30分程度以下で処理できるので，ゲートバルブの開閉や，補助真空系の排気ラインの切り換えを含めても，2時間以内でクライオポンプの再生が完了できるものと思われる。

12.10 真空排気系の所要電源容量

真空排気系に必要な電源容量をまとめると，以下の様になる。

項　　目	電　源　容　量
1. 再生時の補助加熱	
○ Heガス回収時	
• Heガス排気部の加熱（4.2 K → 35 K）	314 w
○ 燃料ガス回収時	
• 燃料ガス排気部の加熱（4.2 K → 20 K）	502

• Heガス排気部の加熱（35 K → 100 K）	7861
小　計	8677 w （≒ 9 kW）
2. He冷凍機（冷凍能力1 kW）	1 kW ×（500 ～ 1000 倍）[注1)] = 500 ～ 1000 kW
3. 補助真空ポンプ	
○ ターボ分子ポンプ（5000 ℓ/s）	1550 VA × 14 台 = 21.7 kW
○ スパイラルポンプ（160 ℓ/s）[注)]	4 kW × 14 台 = 56 kW
小　計	77.7 kW （≒78　kW）

注1：スパイラルポンプの動力が不明なので，同等の排気速度を有するメカニカルブースタポンプの動力と等しいものと仮定した。

注2：He冷凍機の動力は，一般に冷凍能力の500～1000倍必要であると言われている。よって，真空排気系全体の所要電源容量は600～1100 kW程度必要である。

文　献

(1) D. O. Coffin, C. R. Walthers, Proc. Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 8 th, 1979 (IEEE) p. 513.

(2) H. C. Hseuh, A. Worwetz, J. Vac. Sci. Tech. 18 (1981) 1131.

(3) H. C. Hseuh, T. S. Chou, H. A. Worwetz, H. J. Halama. Proc. Symp. Eng. Prob. Fusion Res. 8 th, 1979 (IEEE) p. 1586.

(4) T. H. Batzlr, R. E. Patrick, W. R. Call, Fusion Technology. 1978, Proc. 10 th Symp. (Pergamon Press, 1979) p. 745.

(5) T. H. Batzer, R. E. Patrick, W. R. Call, J. Vac. Sci. Technol. 18 (1981) 1125.

(6) IAEA INTOR Group, INTOR Phase I Conceptual Design Preliminary Copy of Final Report (1981 July 3) Chapter XI.

(7) 東芝，原研殿提出報告書「ヘリウム排気装置に関する調査（Ⅱ）」（昭和57年2月）

(8) JAERI－M 8935 (1980)

(9) D. O. Coffin, J. Vac. Sci. Technol. 20 (4) (1982), p. 1126.

(10) Balzers Model TPH－5000, Balzers 社カタログ

(11) S. R. T. I Model PR, PBT, S. R. T. I 社カタログ

(12) Y. E. Strausser, Proc. of the Forth Internl. Vacuum Congress (1968) p. 469.

(13) J. R. Bartlit et al, Cryogenics vol 19 (1979) p. 275

Table 12.2.1 Sectional shape and dimension of exhaust duct

No.	Sectional shape and dimension (m)	Length (m)	Shaping factor
C_1	Concentric annular duct ($^{R}5.925 \times {}^{R}5.475$)	0.6	1.565
C_2	Circular duct ($^{\phi}0.8$)	1.5	1.0
C_3	Equivalent circular duct ($^{\phi}0.8247$)	1.4	1.0
C_4	Circular duct ($^{\phi}0.8$)	1.7	"
C_5	" "	3.6	"
C_6	" "	0.7	"
C_7	" "	1.2	"

Note ; Refer to Fig. 12.2.1

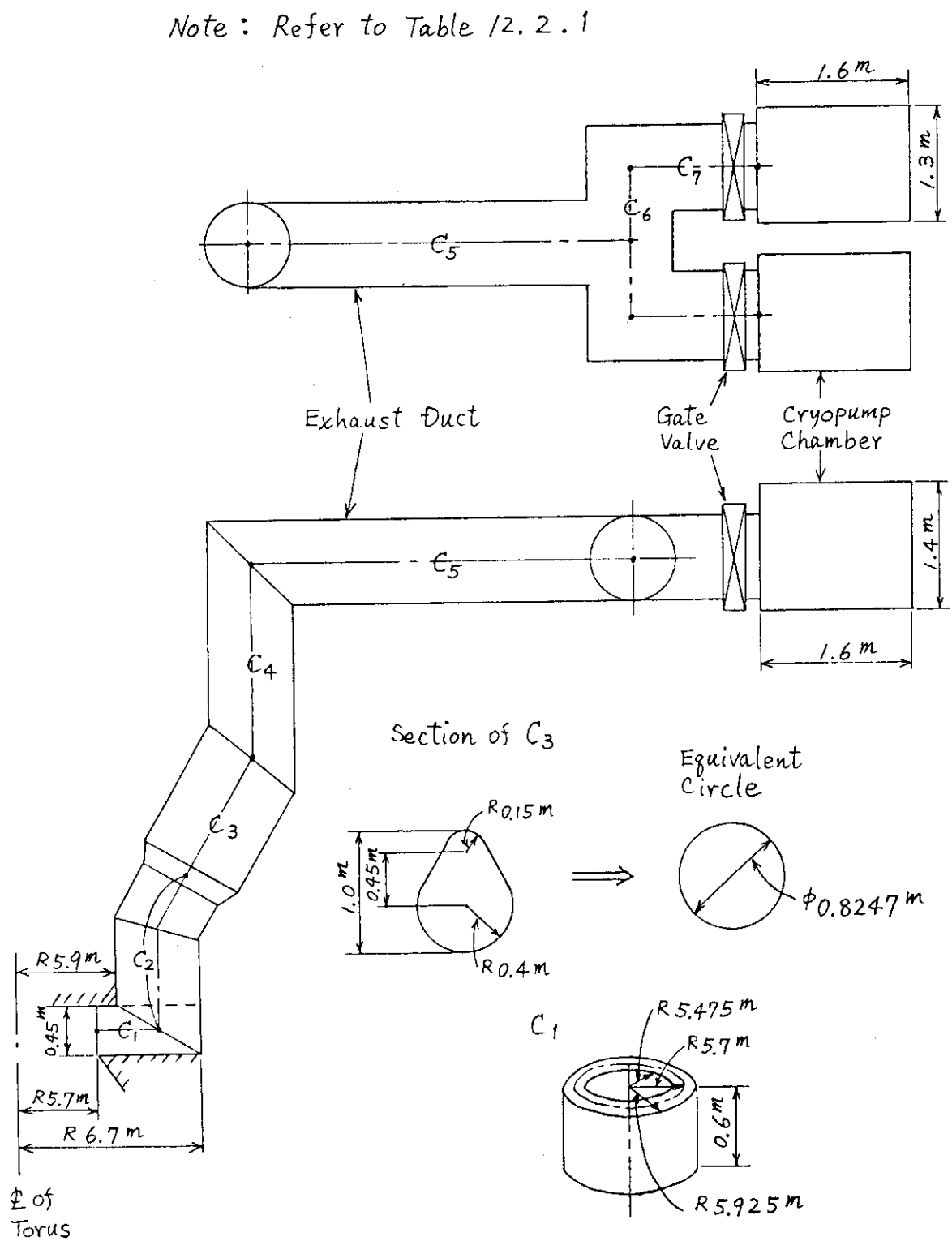
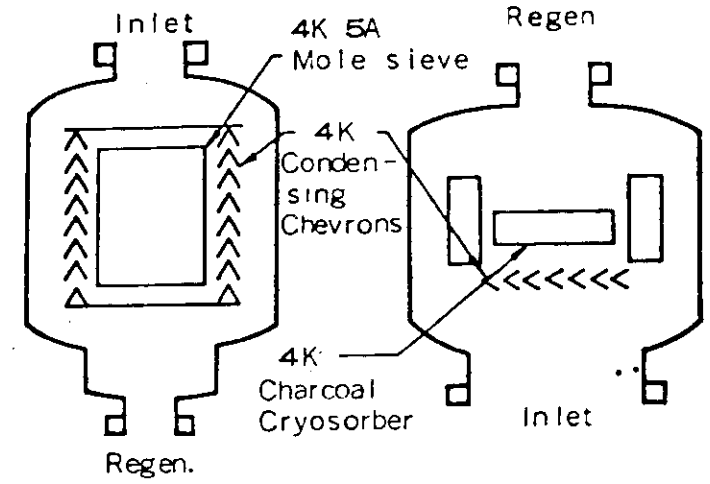
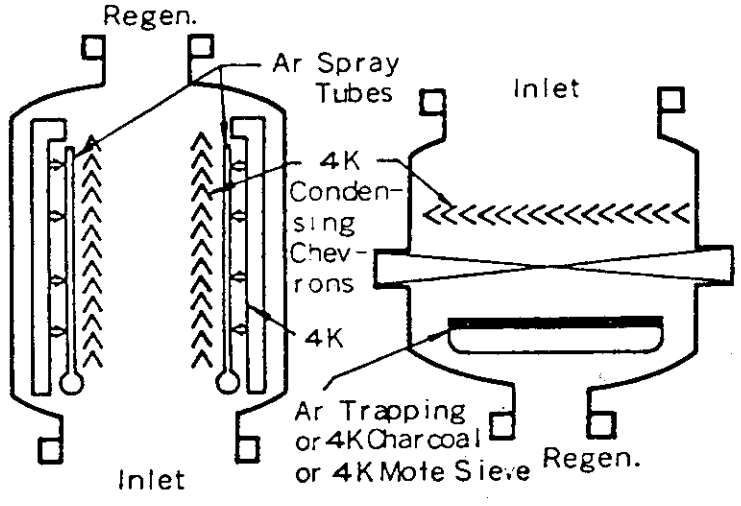


Fig. 12.2.1 Shematic view of exhaust duct and cryopump chamber



(A) LASL DESIGN (B) BNL DESIGN



(C) LLL DESIGN (D) MODIFIED BY ADDITION OF VALVE

Fig. 12.3.1 Schematics of vacuum pumps developed for TSTA. Cryocondensation pumps are used for evacuating hydrogen isotopes. The following three methods are used for helium pumping: (A) MS 5A cryosorption, (B) charcoal cryosorption, (C) cryotrapping by argon condensed layers. A conductance limiter is installed for separating the two pumping volumes from the others during regeneration in the figure (D).

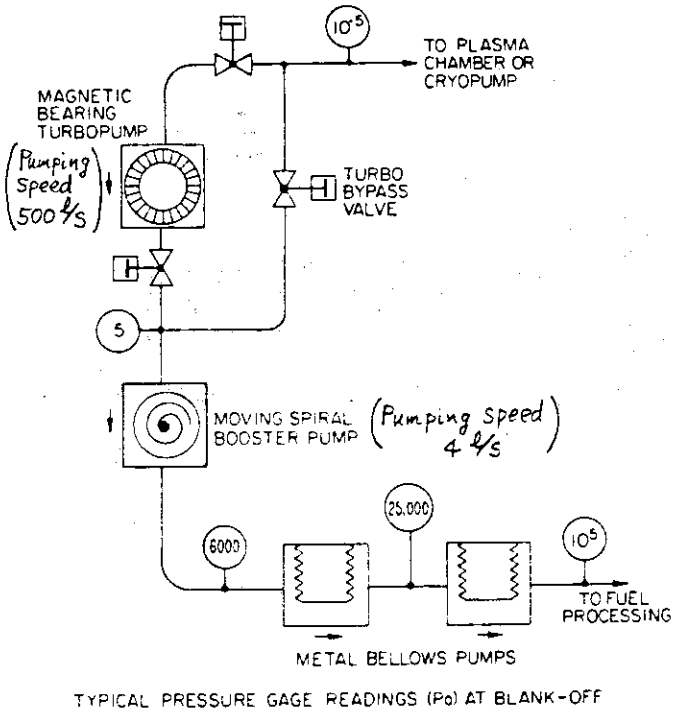


Fig. 12.5.1 Tritium-compatible vacuum pumping system for TSTS [9]

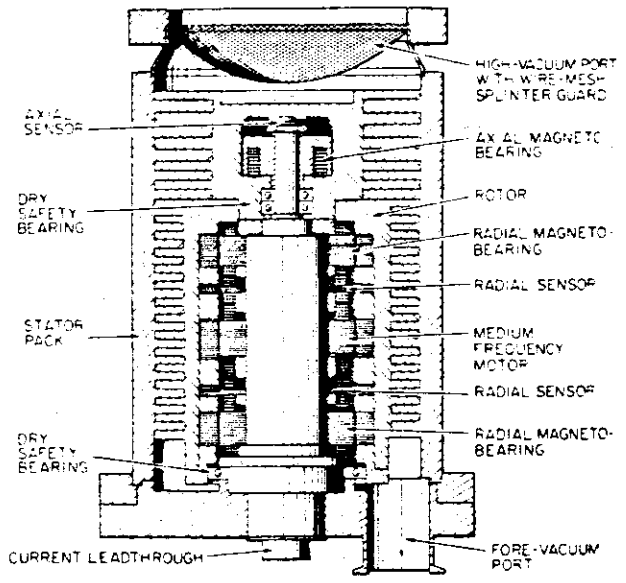
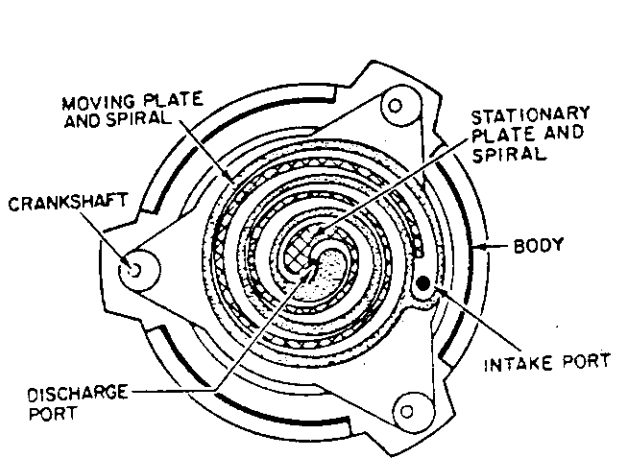
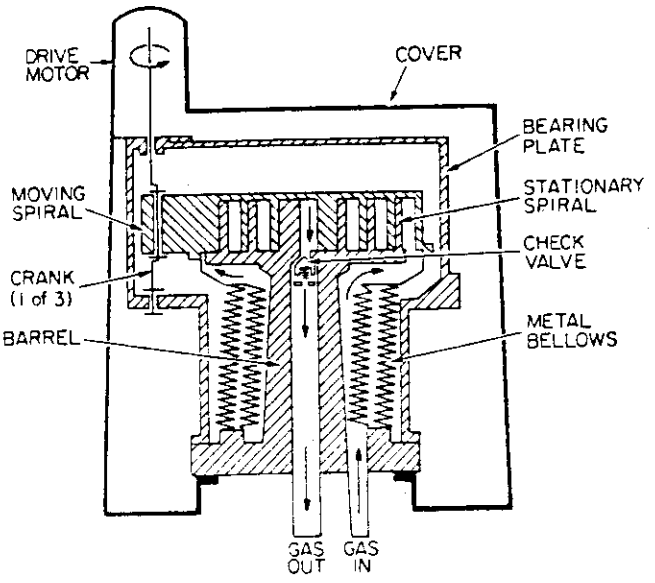


Fig. 12.5.2 Magnetic-bearing turbomolecular pump [9]



(A) Moving-spiral vacuum booster pump



(B) Spiral pump drive and sealing mechanism

Fig. 12.5.3 Moving-spiral vacuum booster pump [9]

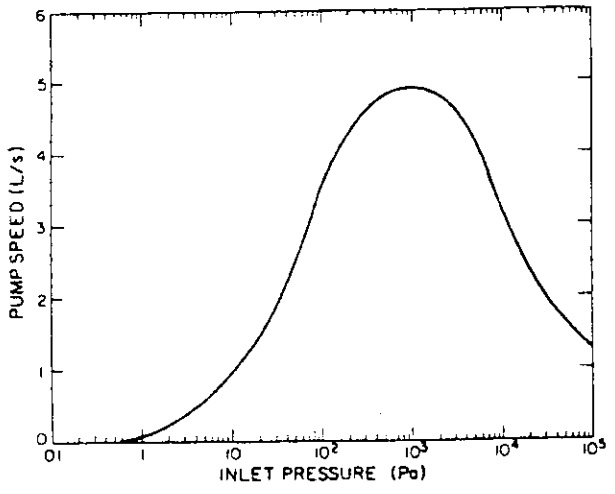


Fig. 12.5.4 Spiral pump performance for a prototype (5 ℓ/s) [9]

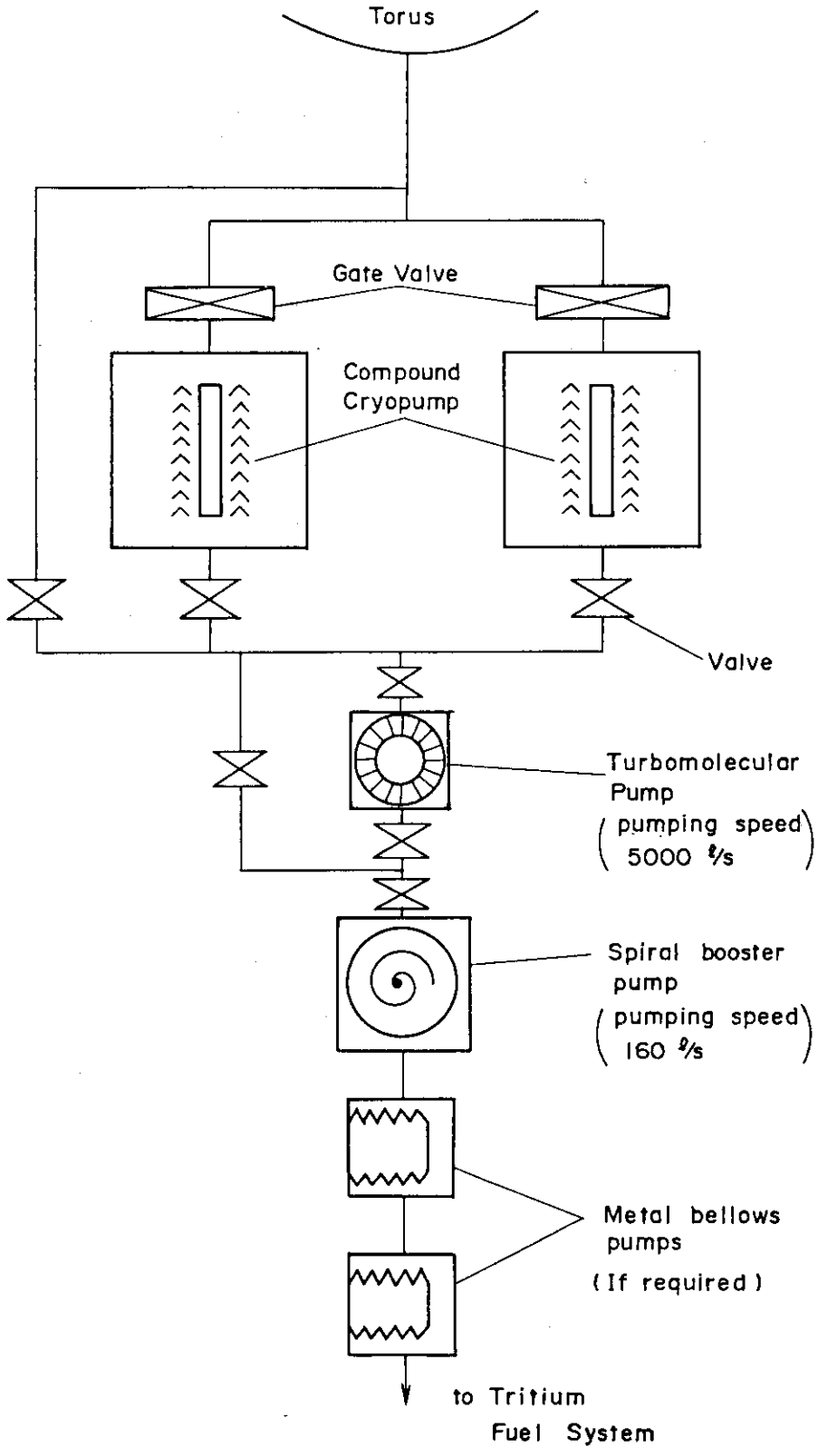
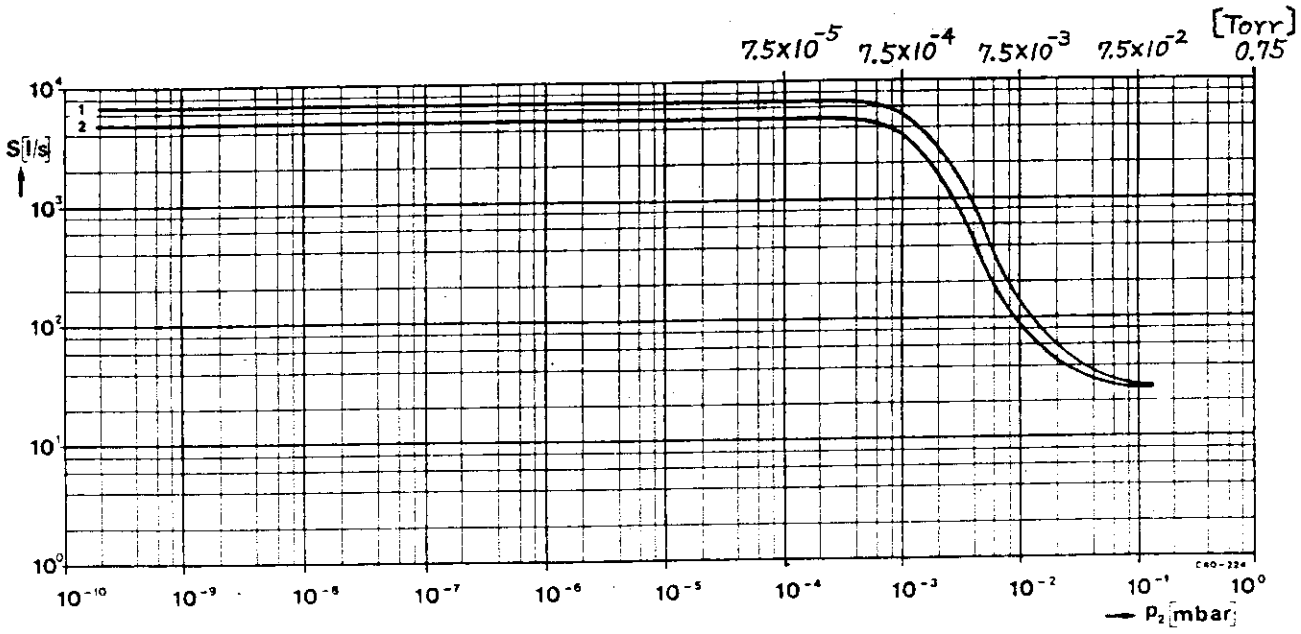


Fig. 12.5.5 Vacuum pumping system of torus vacuum chamber



Volume flow rate for N_2 as a function of the pressure
Curve 1: TPH 5000 with DN 500 ISO-K
Curve 2: TPH 5000 with DN 400 ISO-K

Fig. 12.5.6 5000 ℓ/s turbomolecular pump performance [10]

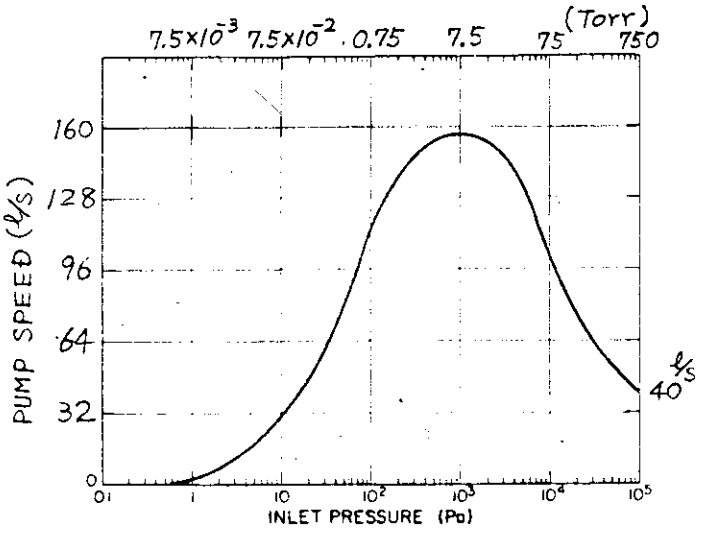


Fig. 12.5.7 160 ℓ/s spiral pump performance

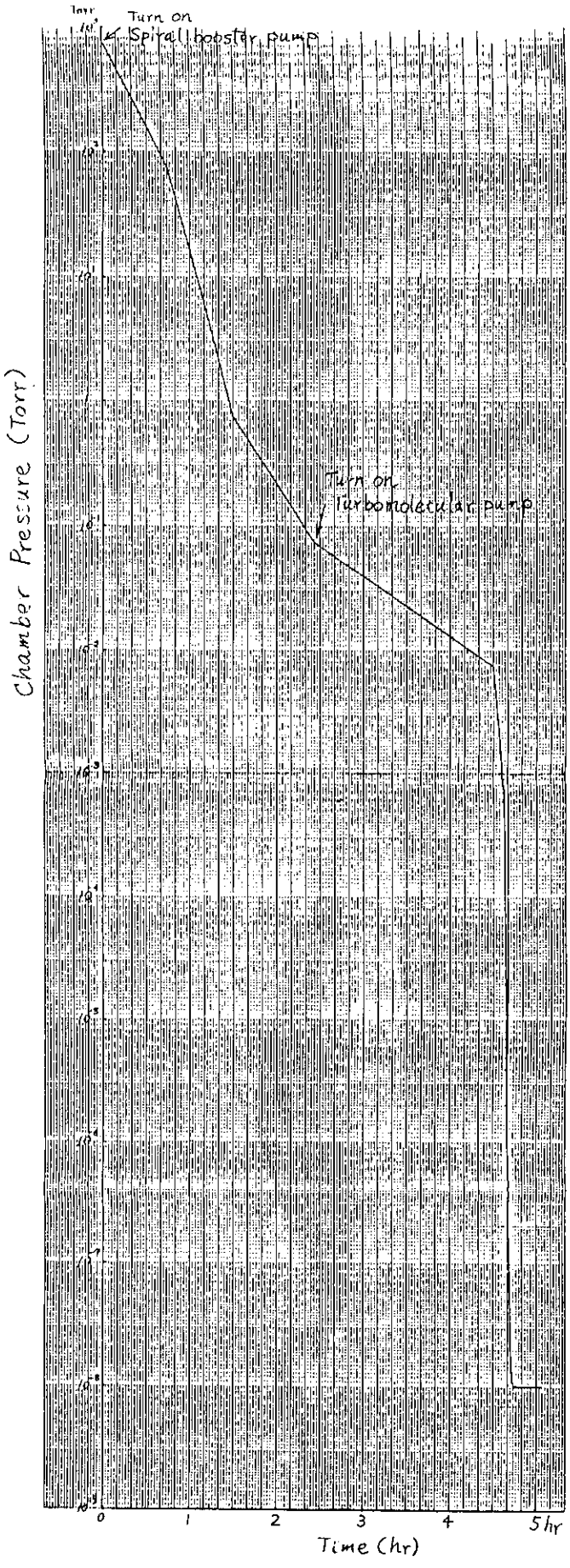


Fig. 12.6.1
Pumpdown curve for FER vacuum system

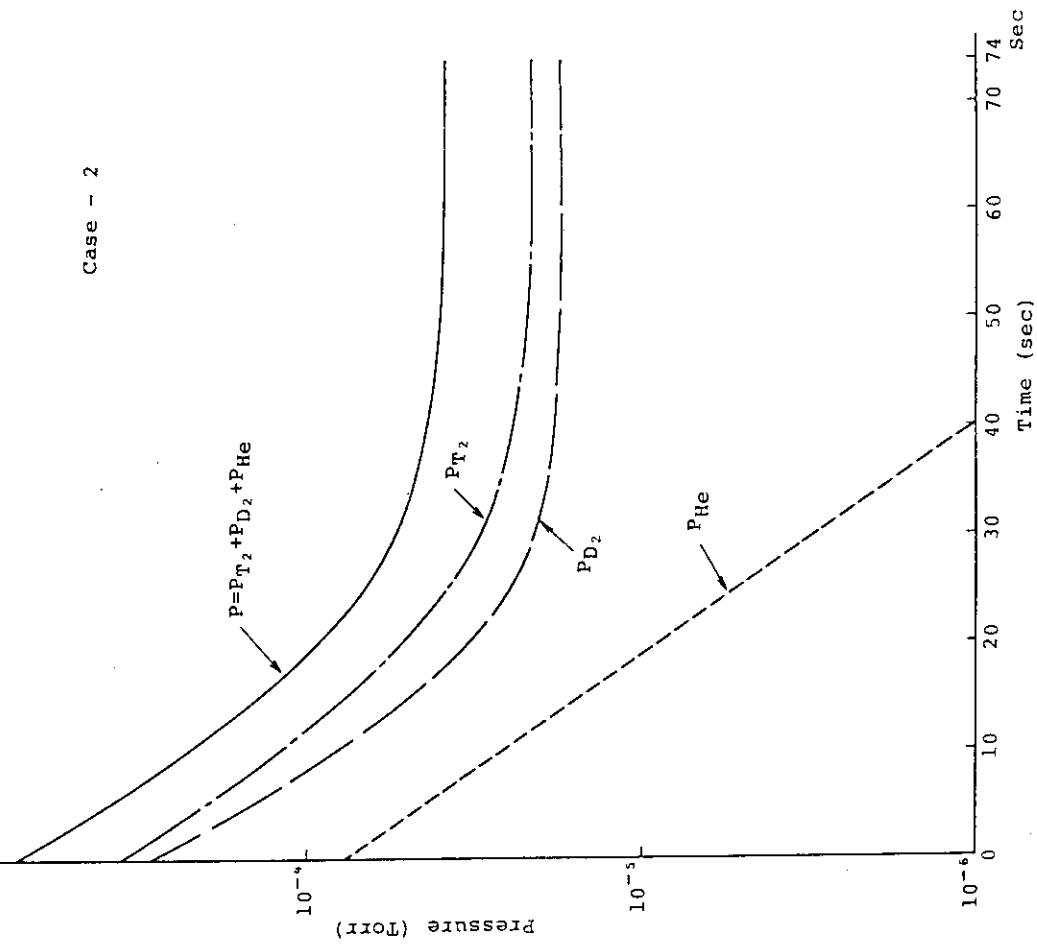


Fig. 12.6.3 Change of pressure in vacuum chamber at pumping during dwell time (case-2)

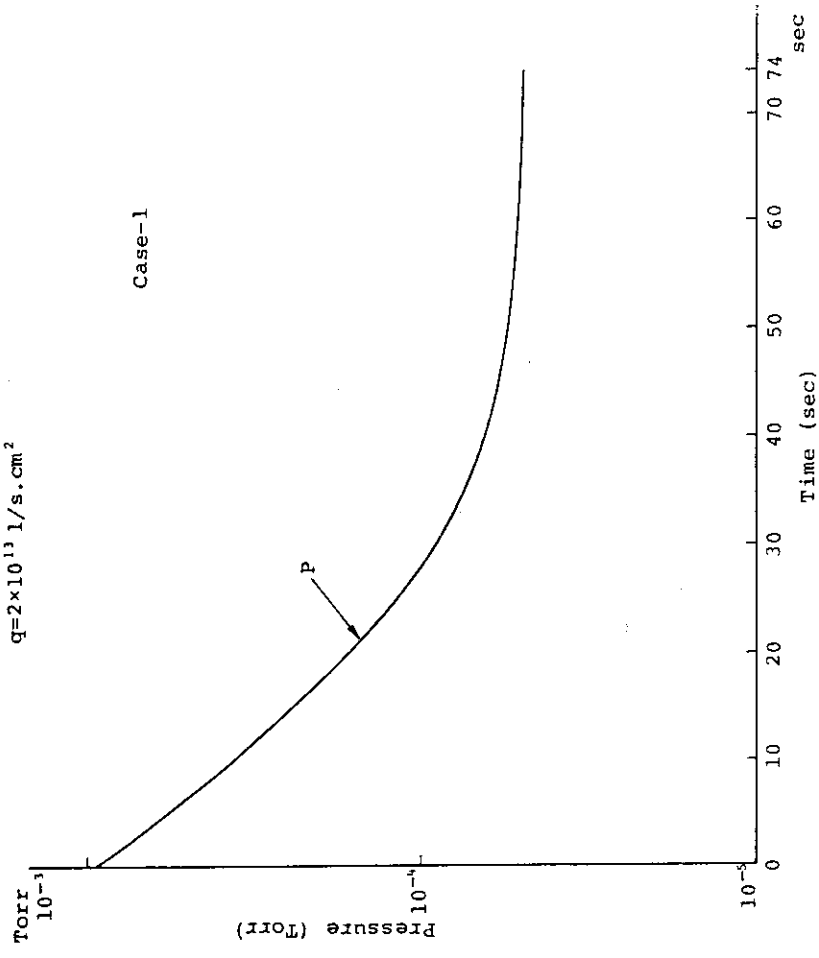


Fig. 12.6.2 Change of pressure in vacuum chamber at pumping during dwell time (Case-1)

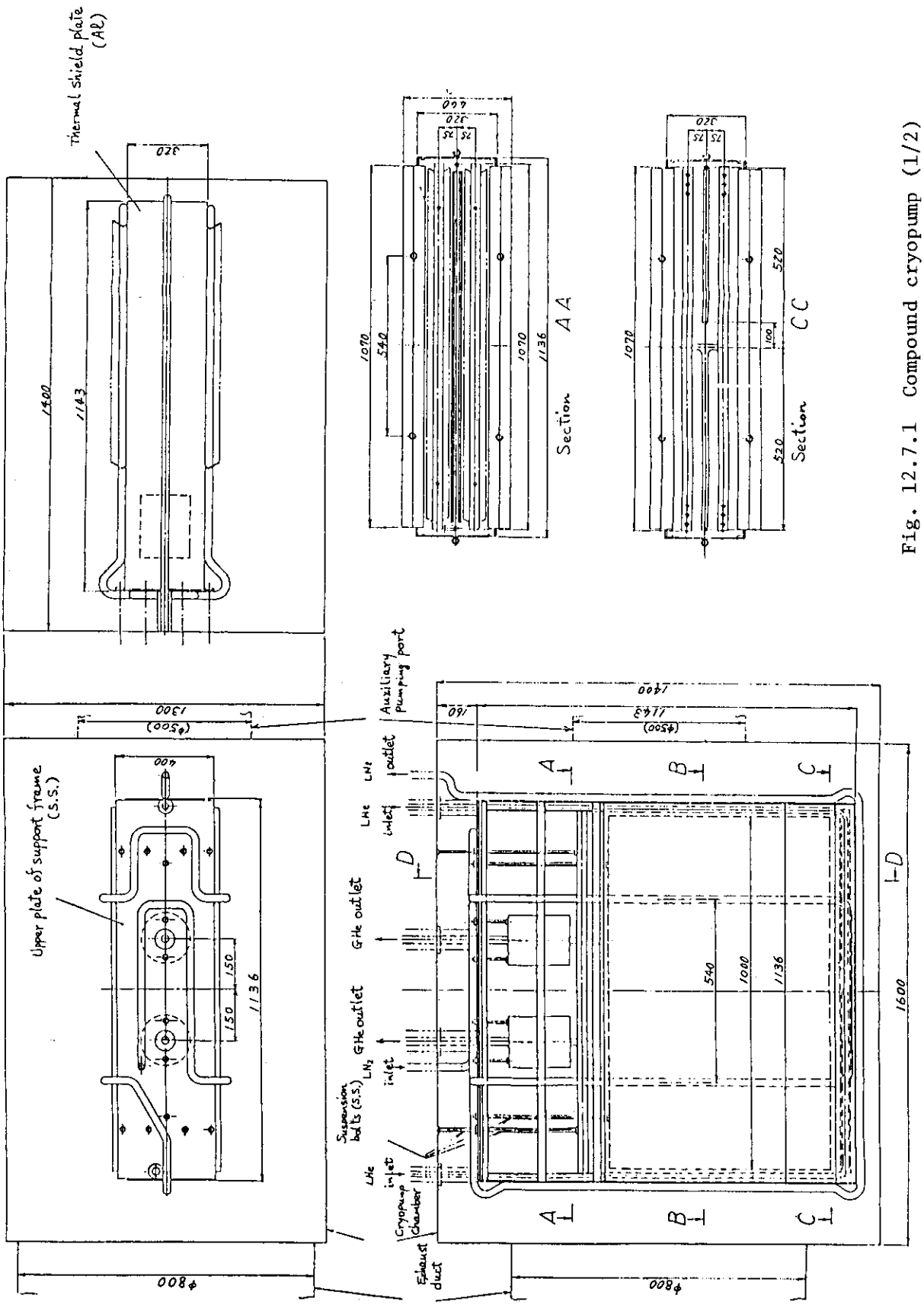


Fig. 12.7.1 Compound cryopump (1/2)

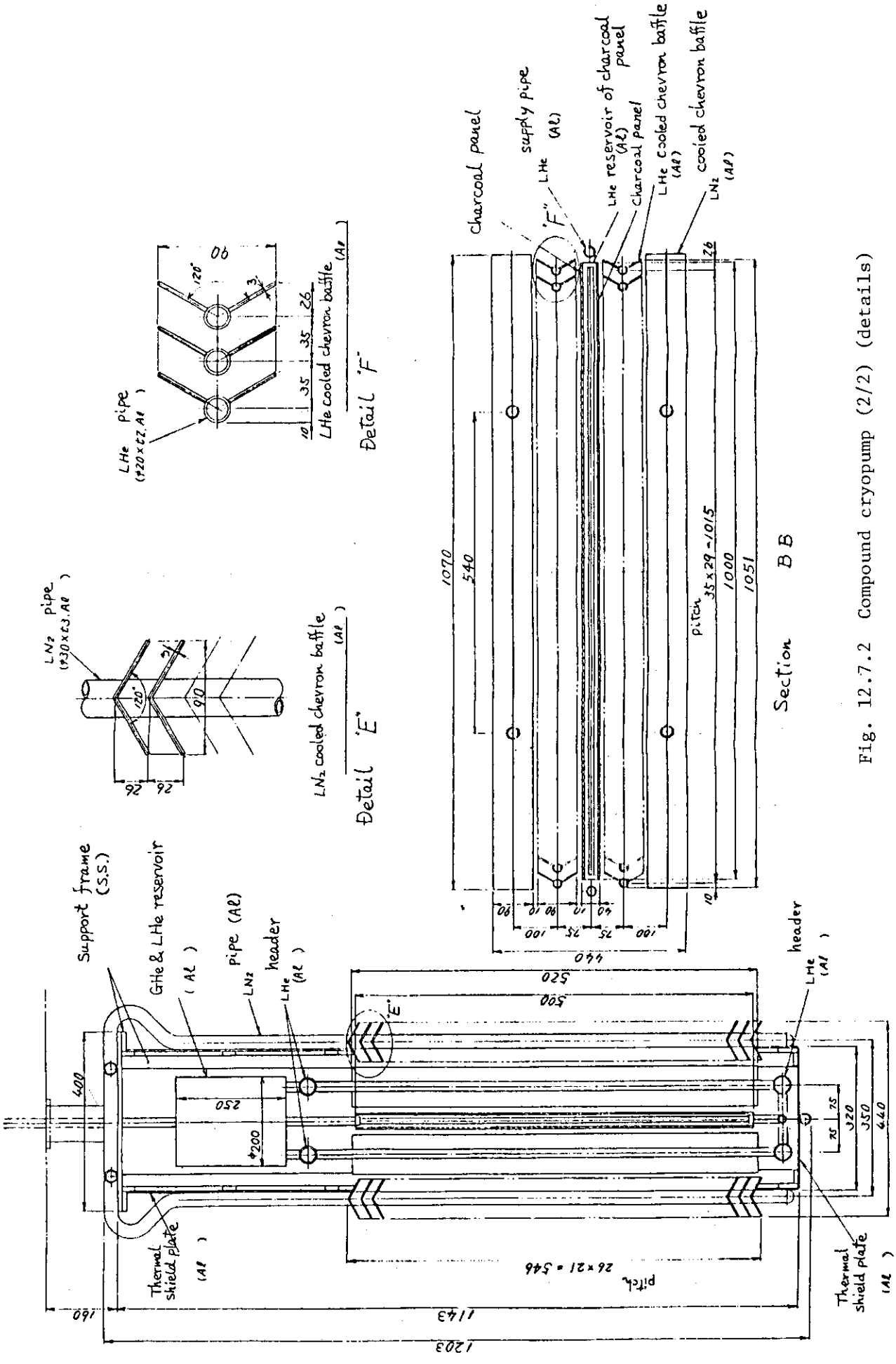


Fig. 12.7.2 Compound cryopump (2/2) (details)

13. 電　源　系

13.1 概　要

核融合実験炉の電源系の設計にあたり，トロイダル磁場コイル系，及びポロイダル磁場コイル系の設計データにより，電源系の基本設計を行なった。この過程で，ポロイダル磁場コイル系について，最適なハイブリッド電源構成を得るために，各コイル巻数の最適化の検討を行なった。

電源の構成については，最適な運転効率を得るために，各コイル電源系において，変換器のバンク分けについても考慮した設計をしている。さらに，これらの設計結果より，放電時のポロイダル磁場コイル系について，電力パターンを検討し，必要とされる電源容量及び電源の蓄積エネルギーの検討を行ない，基本設計とした。

次に，シングルヌルダイバータ方式，ポンプリミタ方式の検討設計データより，その各方式において，ポロイダル磁場コイル系について，基本設計と同様に電源系の検討を実施し，比較を行なった。

又，検討項目として，コイル給電線の損失の合理化，及び変換器の損失の検討，さらには，エネルギー蓄積方式として，超電導コイル＝エネルギー転送システムを採用する場合の問題点の摘出を実施した。

最後に，全体の機器配置を検討し，レイアウト図を作成した。

13.2 トロイダル磁場コイル電源系の設計

13.2.1 トロイダル磁場コイル電源系の設計

超電導トロイダル磁場コイルの設計データは，以下の通りである。

(1) インダクタンス：155H

(2) 安　格　電　流：19.9kA

給電線の抵抗値R，電源電圧をE，励磁時間をT，コイルインダクタンスをLとすると，コイル電流I_0は，

$$I_0 = \frac{E}{R}\left(1 - e^{-\frac{R}{L}T}\right)$$

と表わせられる。一方，定常時必要な電源電圧は，

$$E_0 = RI_0$$

であるから，励磁時に必要な電源電圧

$$E = RI_0 / \left(1 - e^{-\frac{R}{L}T}\right)$$

を，極力E_0に近づけること及び，定常時の電圧E_0を低減すること，つまり給電線の抵抗値を極力低減することが，設備容量の低減に効果的である。

電源ーコイル間を約300 mと仮定し，アルミ合金製ブス300 w × 30t を使用する場合，給電線の抵抗値は，概略以下のようになる。

$$R = \rho \cdot \frac{\ell}{s} = 2.5 \times 10^{-6}\ \Omega \cdot \mathrm{cm} \times \frac{(300 \times 100)\ \mathrm{cm} \times 2}{30\ \mathrm{cm} \times 3\mathrm{cm}} = 1.67 \times 10^{-3}\ \Omega$$

したがって，定常時に必要な電源電圧は，

$$E_0 = RI_0 = 1.67\ \mathrm{m}\Omega \times 19.9\ \mathrm{kA} = 33.2\ \mathrm{V}$$

となる。

以上の結果により，コイル励磁時間を約6時間とし，定常時のサイリスタ変換器の出力を80 kW − 40 V − 20 kA，コイル励磁時のフォーシング電圧を，ダイオード整流器（2400 kW − 120 V − 20 kA）で補うものとした，トロイダル磁場コイル電源の一構成例，運転方式をFig. 13.2.1に示す。

13.3 ポロイダル磁場コイル電源系の設計

13.3.1 ポロイダル磁場コイル系のコイル巻数最適化

基本設計であるダブルヌル・ダイバーター方式において，プラズマ電流の運転フェイズの各期間で，コイル巻数の最適化を行ない，必要電圧について検討した。検討条件は，直流電流最大値50 kA 以下である。

検討結果の一例をTable 13.3.1 に示す。この表は，−10 ～ 0 secのフェイズにおいて，コイル巻数を最適化したものをケース1，0 ～ 0.15 secにおけるものをケース2，等とし，それぞれのケースにおける最適コイル巻数を列挙したものである。これによると，ケース3, 4, 5, 7の巻数の中に，非常に大きな値があり，事実上それらのフェイズでのコイル巻数最適化が不可能であることを示している。さらに，ケース3を例にとって，その電圧変化を計算したものがTable 13.3.2 である。これを見ても，コイル7, 15の電圧が，他のコイル電圧に比べて，余りにも高い電圧を必要としていることからいって，ケース3は実現不可能なものであることが分かる。

この様に，様々な検討を加えたのち，有効な最適コイル巻数は，以下の様な検討の結果得られる事が分かった。

(1) 最大電圧（電力）が必要となる立上げ直後で，各コイルに必要な電圧を一定にする様に巻数比を選ぶ。

(2) ここで，立上げ直後の数kA のプラズマ電流に対する平衡磁場は，その時間が短いこと，及びシェル効果に期待できることなどから不要なものであるとする。

以上の条件により検討した最適コイル巻数と，コイル電流電圧値をTable 13.3.3 Table 13.3.4 に示す。

13.3.2 電源構成の検討

前記コイル系の電流・電圧データにより，次の手法で電源構成の検討を行なった。

(1) 全ポロイダル磁場コイルの共通電源を考え，それに各コイル毎に単一補助電源を付加す

ることで構成する。

(2) 共通電源の電流値は，全コイルの合計電流値，電圧値は，全コイルの平均電圧値とする。

(3) コイル相互間にループ電流はないものとし，補助電源は，各コイル所要電圧値の共通電源による，過不足分を補うものとする。

(4) 最大電圧は，直流しゃ断器をしゃ断することで得る。

(5) 各交換器は，運転のフェイズによって，最適な使用バンクを選択できる様，必要最小限の数で構成する。

(6) 給電線のロスは，含めないものとする。（13.5で論及する）

以上により求めた，共通電源の各フェイズ（時間）における電流・電圧値をFig. 13.3.1 に，電源系全体に対する共通電源の構成をFig. 13.3.2 に，各コイルを代表して，共通電源に対するNo. 1 コイルの電源構成をFig. 13.3.3 に，そのNo. 1 コイルの各フェイズ（時間）に対する電源運転パターンをTable 13.3.5 に示す。

13.3.3 電力パターンの検討と電源容量・蓄積エネルギーの検討

ダブルヌル・ダイバーター方式による，ポロイダル磁場コイル系の，有効電力，無効電力，皮相電力パターンを，Fig. 13.3.4 に示す。

図から分かるように，必要電源容量は1280 MVA，運転準備開始から，炉心の立下げ開始(燃焼終了）までの必要蓄積エネルギーは，5960 MJ である。

13.3.4 シングルヌル・ダイバーター方式，シングル・ポンプリミタ方式の電力パターン・電源容量・蓄積エネルギーの検討

シングルヌル・ダイバーター方式，シングル・ポンプリミター方式に対しても，ダブルヌル・ダイバーター方式と同様な検討を行なった。その結果を，シングルヌル・ダイバーター方式は，Fig. 13.3.5 に，シングル・ポンプリミター方式はFig. 13.3.6 に，電力パターンとして示す。又，Table 13.3.6 に，3方式による，電源容量と，蓄積エネルギーの比較を示す。

13.4 その他の電源システム

13.4.1 プラズマ2次加熱用電源

ICRF の最終出力は，15 MW × 2 ポートであるが，伝送効率，発振効率を考慮し，電源としては，60 MVA − 48 MW とする。2 ポートの ICRF の仕様は，88 MH_z で 30 MW （加燃時間10秒）及び10 MW（加熱時間100 秒）となっているので，必要電力は，60 MVA − 0.5 GJ − 10秒／100 秒となる。

NBI は，2 ポートで 150 keV − 30 MW − 10 S の運転を仮定し，伝送効率等を考慮し，220 MVA −150 MW とする。

上記，ICRE，NBI 用電源として280 MVA − 200 MW の共用，電力をフライホイール付電動発電機で供給する。

13.4.2 補助電源

補助電源としては，超電導コイル用冷凍設備，補機電源，制御電源等を全て含めて170 MVAとする。JT－60の場合，総補助電源容量は，約60 MVAであることから推定して，FERの場合170 MVAで十分賄えると思われる。

以上の検討による，FER用電源システムの全体構成をFig. 13.4.1に，まとめて示す。

13.5 コイル給電線損失の合理化

FER装置の如く，本体コイルが超電導コイルであるトカマク装置では，電源から本体コイルまでの給電線の抵抗による損失が無視出来なくなることが考えられる。この様な場合には，コイルの給電線を超電導化する等の損失低減対策が必要となる。以下に今回の電源システムにおける損失とその低減対策を検討する。

13.5.1 給電線損失の検討

以下の条件にて供電線損失を検討する。

(1) 電源が設置されるエリアと，本体コイルの間の給電線の距離は300 mとする。

(2) 上記の給電線となる部分は，共通電源に接続されるフィーダーと，各コイル用電源に接続されるフィーダーであるとする。

(3) 電源が設置されるエリアにおける各変換装置間の接続に用いられる電路の損失は，上記(1)の給電線における損失に比べ十分小さいものとする。

(4) 同様に，本体コイル側にて，本体コイルを並列に接続する電路の損失も上記(1)の給電線における損失に比べ十分小さいものとする。

給電線を常温のAlブスとし，冷却は，自然空冷とする。通電電流密度を1.7 A／mm^{2}とし，抵抗率を2.74 $\mu\Omega$・cmとすると，各給電線の電圧降下は一律平均14 Vとなる。

各給電線の電流値を，Fig. 13.3.1 Table 13.3.3とすると，給電線における全損失は，1ショット当り約1 GJとなる。

13.5.2 給電線損失の低減対策

給電線損失の低減対策として，給電線の極低温化，超電導化が考えられる。これら2つの方案につき，設計例を下表に示す。

Type of feeder line	current density	resistivity	potential drop	loss
Al bus bar cooled by (80 k) Liq. N_2	3.3 A／mm^2	0.25$\mu\Omega$・cm	AV. 2.5 V	～200 MJ
Superconductor (NbTi)	Peak 5000 A／mm^2	—	—	—

Table 13.5.1

このように，給電線損失対策を行うことにより，いずれの場合でも，大幅に損失を低減することが可能となる。

しかしながら，これらの対策を行なうには，大規模な冷却システムが必要となる。したがって，いずれの方式が最も合理的であるかは，冷却システムを稼動させるためのエネルギーと，低減される損失との比較を行ない，慎重に決定する必要がある。

13.5.3 変換装置の損失の検討

変換装置における損失としては，

(1) 変換器用変圧器の%IR分による損失

(2) 変圧器一変換器間の電路の抵抗分による損失

(3) 変換器盤内の抵抗分による損失

が存在する。通常の変換装置では，これらは，定格出力の5%程度であるので，今回の検討においても各変換装置の損失は，変換装置の定格出力の5%と仮定する。

この仮定の下に，Fig. 13.3.2 に示す電源構成にて，Table 13.3.1の電流パターンの運転を行なったとすると，変換装置における全損失は，1ショット当り約3GJ となる。

13.6 超電導コイル＝エネルギー転送システムを採用するための問題点の検討

超電導コイルをエネルギー蓄積に利用する場合には，(1)技術的実現性，(2)経済性の2点について検討を加えねばならない。まず，技術的実現性については，国内外のレポートでもいくつかの検討がなされており，実現が不可能という要素はない。例えば，このシステムの場合は Fig. 13.6.1 のような回路が考えられるが，この方式でも次のような技術的R＆Dが必要である。

(1) 数GJ 級超電導コイルの製作

(2) エネルギー輸送システムの制御，保護方式の開発

(3) 超大電流変換器の開発

数GJ 級超電導コイルはエネルギー授受の時間が早い場合には，インダクタンスを低くして，サイリスタ変換器の電圧を低くする方向になるが，今回の検討では約GJ の出入りがあるので

$\frac{1}{2}LI^2 = 6\,GJ$ で $I = 240\,kA$ を代入して

$L \simeq 0.21\,H$ となるので

約5秒間で300 kA 程度の電流変化を必要とすると

$$E = L\frac{di}{dt} = 0.21\,H\frac{300\,kA}{5\,sec} = 12.6\,kV$$

となり，サイリスタ変換器としては13 kV − 300 kA 級のものが必要となる。この電圧は超電導コイルの耐電圧にも影響を与えるので，ステップアップもしくはステップダウン変圧器を使用するなどして，COST MINIMUM の電圧の選定の検討が必要となる。

次に，エネルギー輸送システムの制御，保護に関しては，故障および事故時の安全な停止方

法，システムの起動・停止，安定運転などを中心にシミュレータの製作・試験などにより設計思想を固める必要がある。同時に，高電圧・超大電流変換器は，経済性という点に主眼をおいて，小型軽量化の検討も行なわなければならない。

13.7 機器配置に関する検討

本電源の機器配置として，ダブルヌル・ダイバーター方式の電源構成をもとに検討したものを，概略レイアウト図としてFig.13.7.1に示す。

Table 13.3.1 Optimum turn ratio of PF coils on each phase

Coil No.	Time (sec)						
	Case 1 -10∿0	Case 2 0∿0.15	Case 3 0.15∿5	Case 4 5∿8	Case 5 8∿11	Case 6 11∿111	Case 7 111∿126
1, 21	238	-238	-732	-3832	-2340	-236	1464
2, 20	240	-240	-764	-3984	-2452	-238	1554
3, 19	240	-240	-840	-4430	-2778	-240	1834
4, 18	240	-240	-1130	-5798	-4116	-240	3256
5, 17	240	-240	-1398	-8614	-5530	-240	5866
6, 16	238	-238	-1862	-185400	-7652	-238	64650
7, 15	234	-234	-41428	2756	-101256	-234	-2352
8, 14	232	-232	940	876	3710	-232	-740
9, 13	210	-210	1508	1242	1062	-210	-808
10, 12	188	-188	-188	-188	-188	-188	188

Table 13.3.2 PF Coil Voltage (kV) (Case 3)

Coil No.	Time (sec)						
	-10∿0	0∿0.15	0.15∿5	5∿8	8∿11	11∿111	111∿126
1, 21	-3.01	33.5	9.17	0.77	1.76	0.0668	-2.25
2, 20	-3.11	34.6	9.19	0.769	1.76	0.0692	-2.21
3, 19	-3.42	38.0	9.14	0.763	1.70	0.0759	-2.06
4, 18	-4.60	51.1	9.17	0.784	1.55	0.102	-1.56
5, 17	-5.66	62.9	9.16	0.652	1.43	0.126	-1.07
6, 16	-7.64	84.9	9.16	0.0403	1.37	0.170	-0.129
7, 15	-173	1920	9.15	-60.4	2.31	3.84	79.1
8, 14	3.95	43.9	9.15	4.31	1.43	-0.0878	-5.72
9, 13	6.97	-77.4	9.15	4.88	8.01	-0.155	-8.38
10, 12	-0.974	10.8	9.16	4.03	5.63	0.0217	-4.50

Table 13.3.3 PF Coil Current (kA)

Coil No.	Time (sec)							
	-10	0	0.15	5.0	8.0	11.0	111.0	126.0
1, 21	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
2, 20	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
3, 19	0	15.4	12.9	-13.6	-15.0	-18.1	-21.5	0
4, 18	0	15.3	12.8	-1.16	-2.25	-3.40	-6.81	0
5, 17	0	16.7	13.9	-1.26	-2.45	-3.72	-7.43	0
6, 16	0	15.8	13.2	-1.20	-2.32	-3.51	-7.03	0
7, 15	0	6.68	5.57	-0.504	-0.979	-1.48	-2.97	0
8, 14	0	5.74	4.78	39.0	46.6	48.9	47.7	0
9, 13	0	3.21	2.68	14.3	17.6	25.0	24.3	0
10, 12	0	2.43	2.03	-28.3	-36.8	-48.5	-49.0	0

Table 13.3.4 PF Coil Voltage (V)

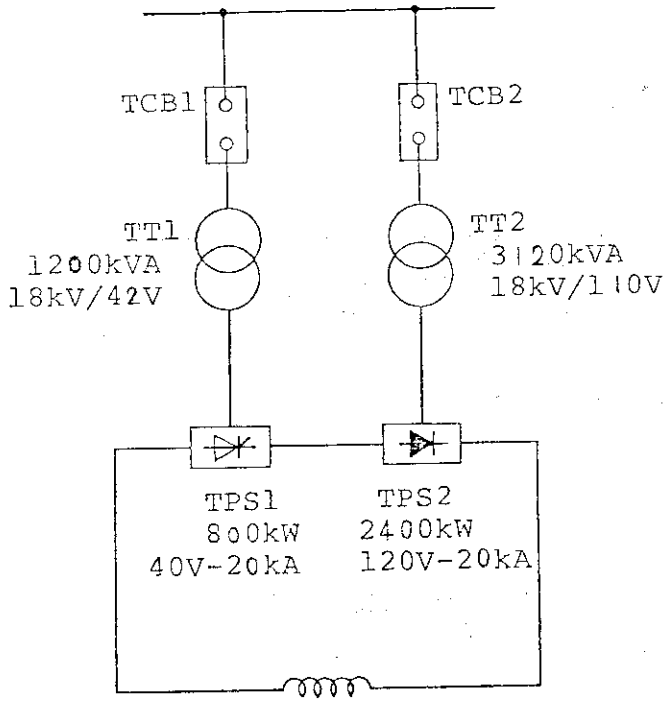
Coil No.	Time (sec)							Turn number
	-10∿0	0∿0.15	0.15∿5	5∿8	8∿11	11∿111	111∿126	
1, 21	987	-11,000	-3,010	-252	-579	-21.9	736	240
2, 20	978	-10,900	-2,890	-242	-552	-21.7	694	240
3, 19	976	-10,800	-2,610	-218	-486	-21.7	587	240
4, 18	977	-10,900	-1,950	-167	-329	-21.7	330	240
5, 17	972	-10,800	-1,570	-112	-245	-21.6	184	240
6, 16	985	-10,900	-1,180	-5.21	-177	-21.9	16.7	240
7, 15	1000	-11,100	-53.0	350	-13.4	-22.2	-458	240
8, 14	975	-10,800	2,260	1,060	354	-21.7	-1,410	232
9, 13	971	-10,800	1,270	680	1,120	-21.6	-1,170	210
10, 12	995	-11,100	-9,350	-4,120	-5,750	-22.1	-4,590	192

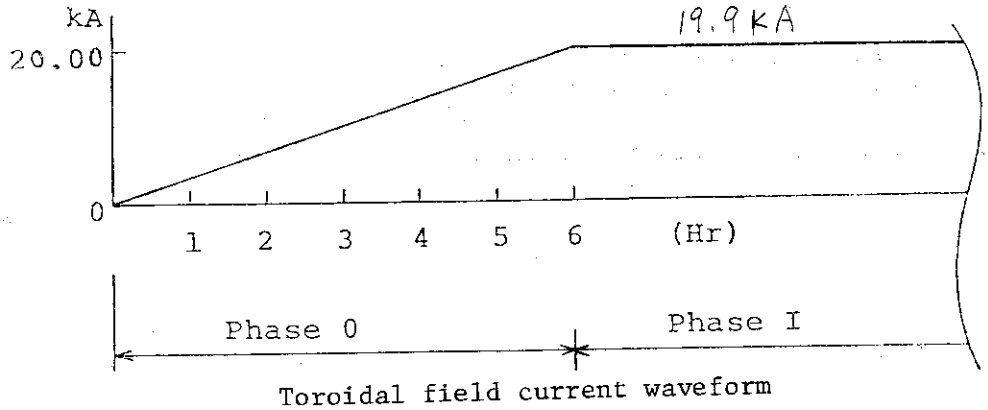
Table 13.3.5 Operating pattern of coil No.1 power supply

TIME(S)	-10∿0	0∿0.15	0.15∿5	5 ∿ 8	8∿11	11∿111	111∿126
DA	OFF	OFF	ON	OFF	OFF	OFF	OFF
TA	GB	GB	REC	REC	REC	INV	INV
TB	REC	BPP	INV/GB	GB	GB	GB	GB
VCB	ON	OFF	OFF	OFF	OFF	OFF	OFF
TB11	REC	INV	INV/GB	GB	GB	GB	GB
TB11	GB	GB	REC	INV	INV	REC	INV
DA11	OFF	OFF	ON	OFF	OFF	OFF	OFF
MS	OFF	OFF	ON	ON	ON	ON	ON

Table 13.3.6 Data for each system

	Peak Load Capacity	Energy Requirement
Double null divertor	1280 MVA	5960 MJ
Single null divertor	1820 MVA	5920 MJ
Single pumped limiter	1030 MVA	4930 MJ





Toroidal field current waveform

	Phase 0	Phase I
TCB1	ON	ON
TCB2	ON	OFF
TT1	ON	ON
TT2	ON	OFF
TPS1	REC	REC
TPS2	REC	OFF

Fig. 13.2.1 Schematic diagram of toroidal power supply

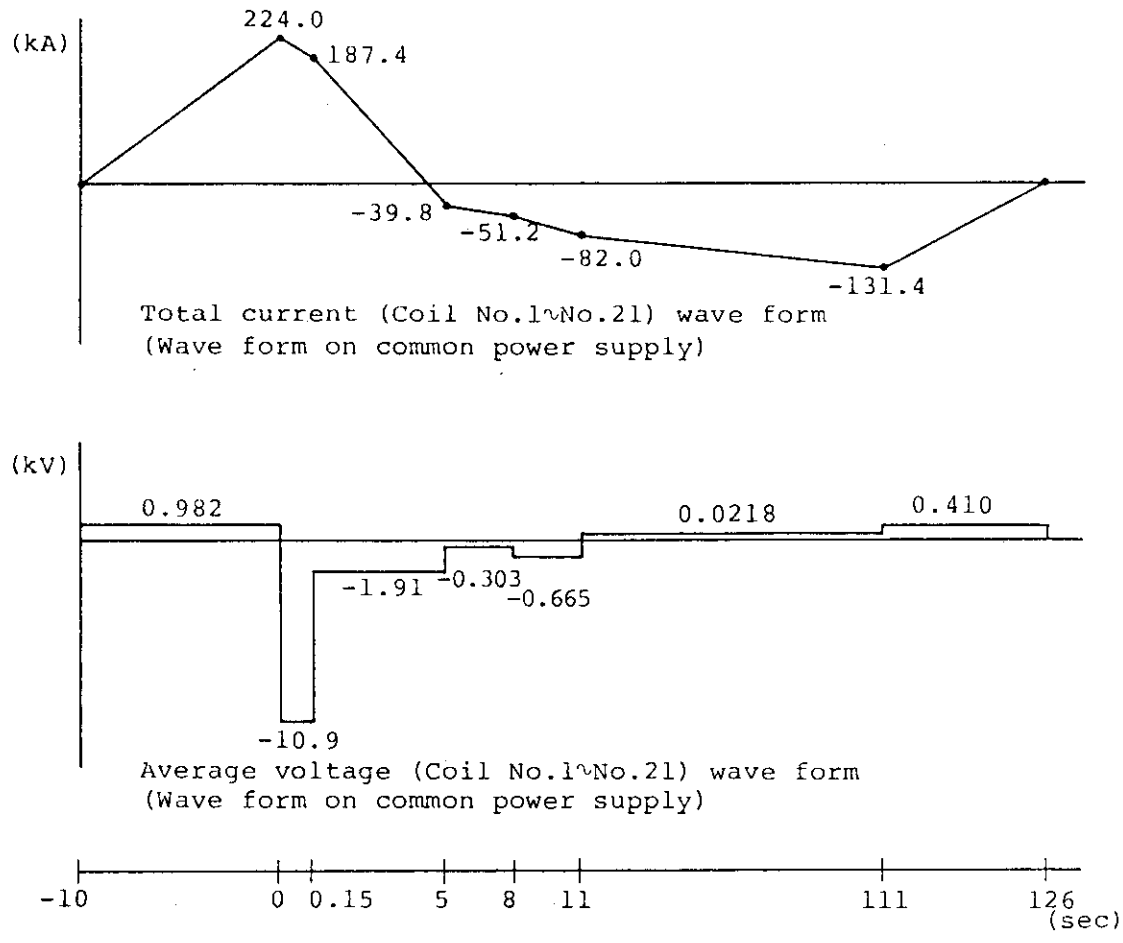


Fig. 13.3.1

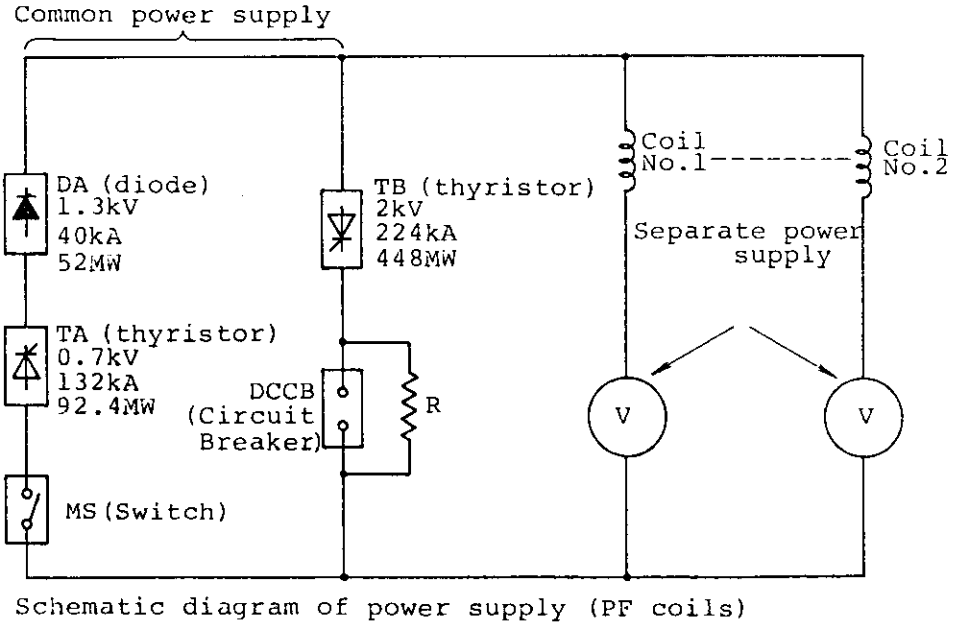


Fig. 13.3.2

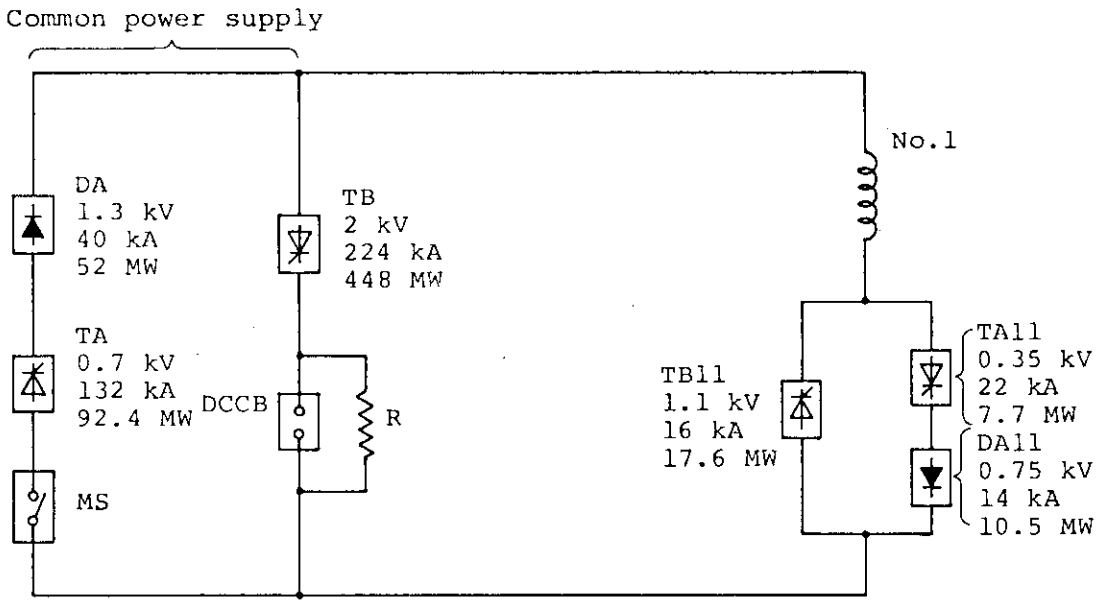


Fig. 13.3.3 Diagram of coil No.1 power supply

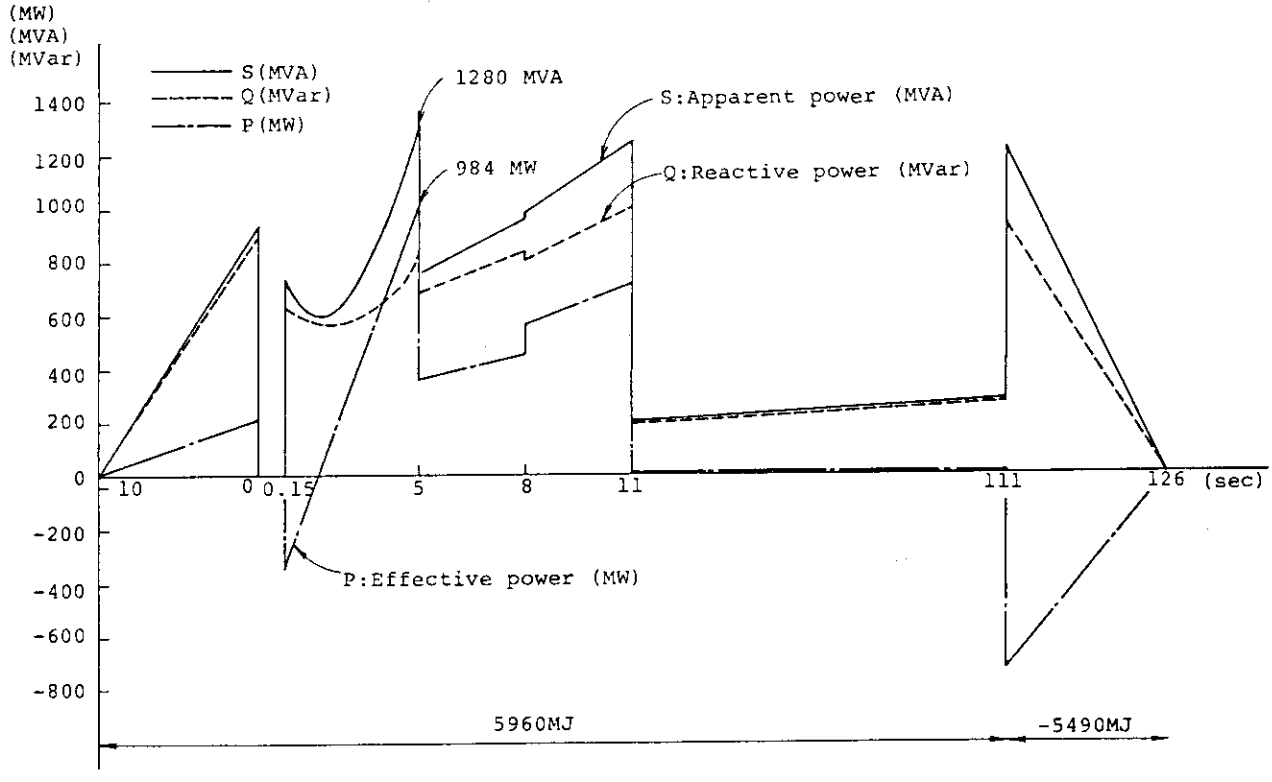


Fig. 13.3.4 Load pattern of PF coil generator
(Double null divertor)

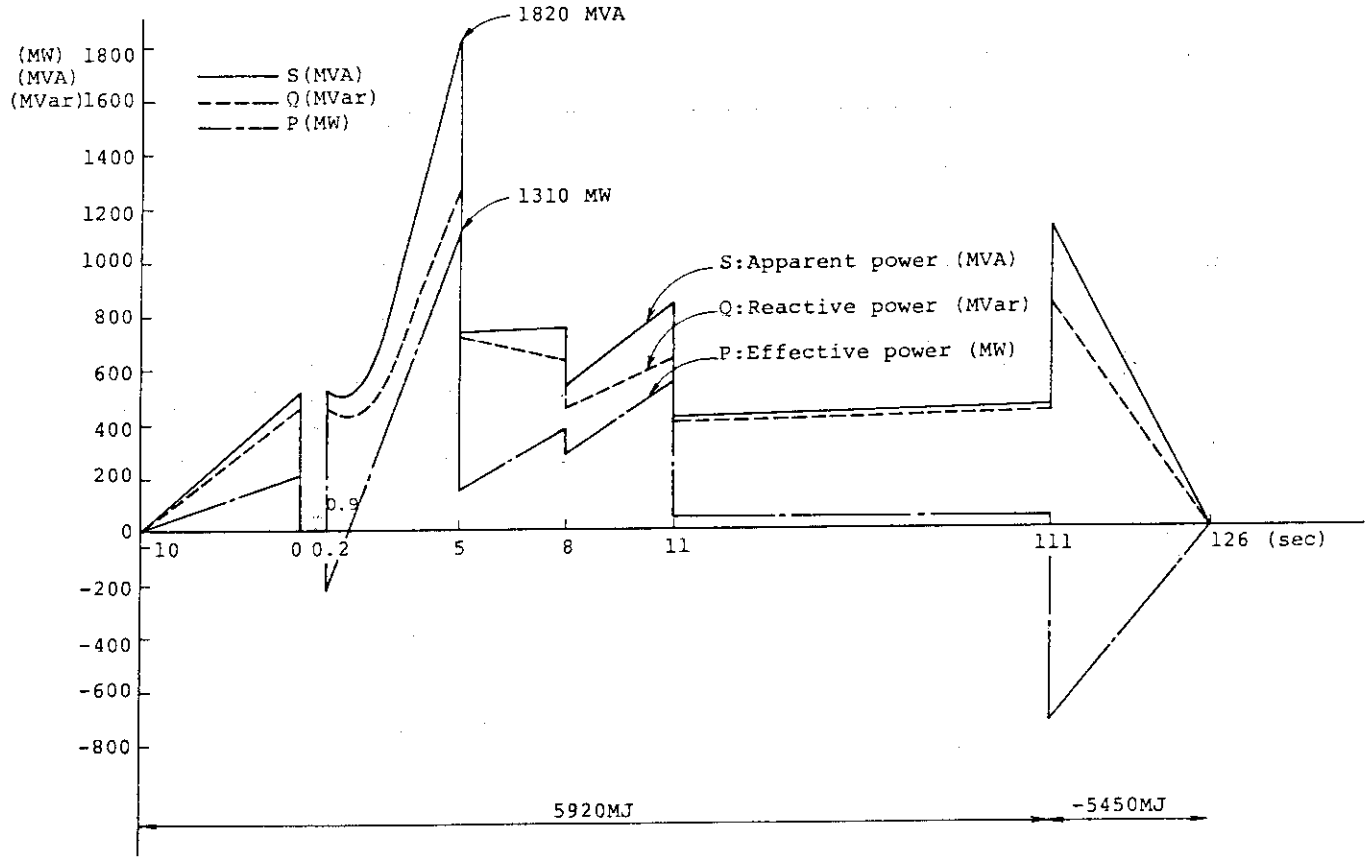


Fig. 13.3.5 Load pattern of PF coil generator (Single null divertor)

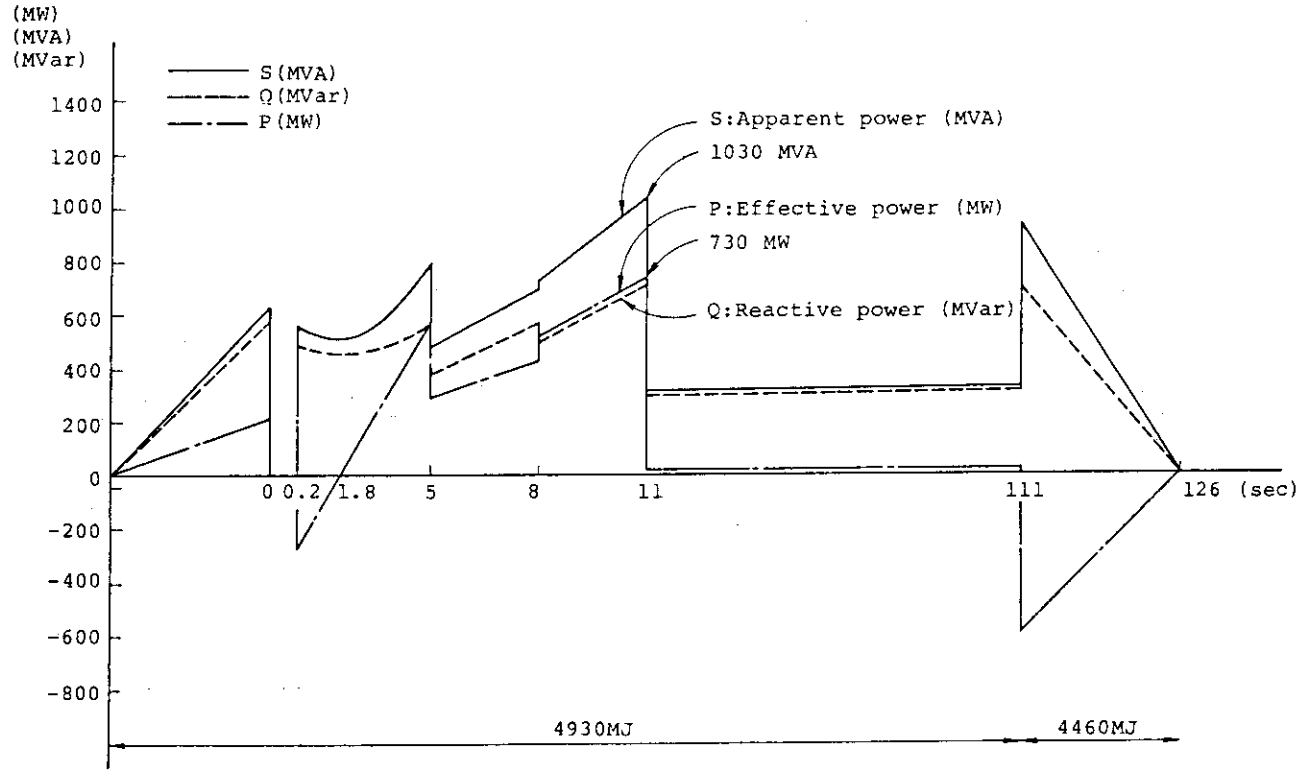


Fig. 13.3.6 Load pattern of PF coil generator (Single pumped limiter)

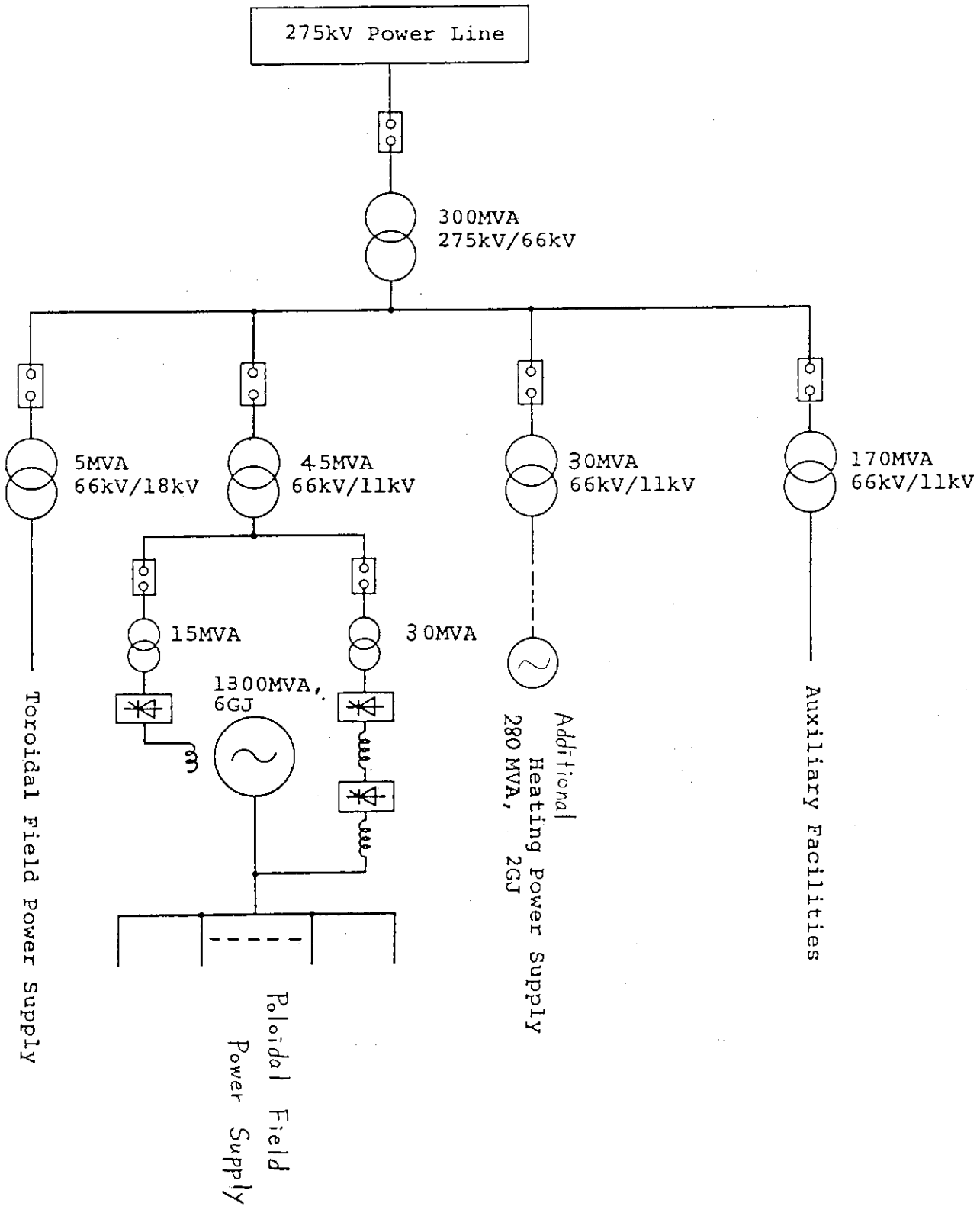


Fig. 13.4.1 Schematic diagram of power supply system

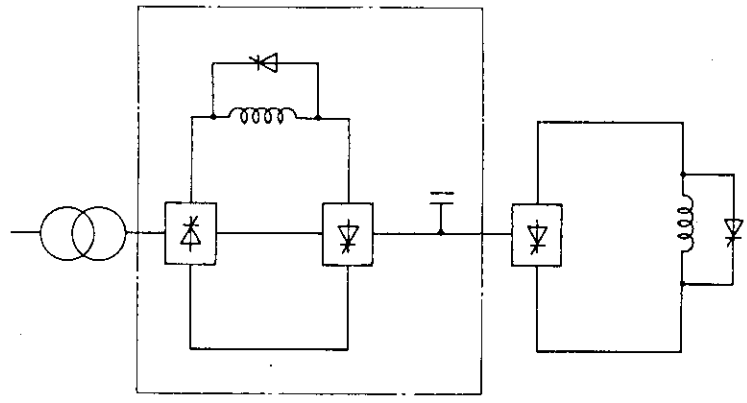
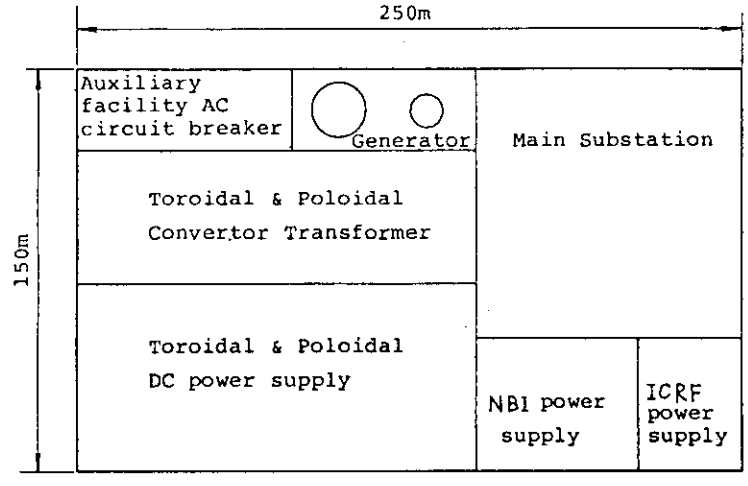


Fig. 13.6.1 Circuit diagram of energy transfer system



(scale 1/2000)

Fig. 13.7.1 Layout of power supply system

JAERI-M
83-214
(第2分冊)

核融合実験炉(ＦＥＲ)の概念設計
(オプション B)

１９８４年２月

炉 設 計 研 究 室

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。

入手の問合わせは，日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319—11 茨城県那珂郡東海村）あて，お申しこしください。なお，このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319—11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行　日本原子力研究所
印　　刷　日立高速印刷株式会社

目　　次

1. 序 …… 1
2. 概　要 …… 13
2.1 炉心設計 …… 13
2.2 炉本体構造 …… 13
2.3 ダイバータ及びリミター …… 14
2.4 第1壁／増殖ブランケット／シールド …… 14
2.5 トロイダル磁場コイル …… 15
2.6 ポロイダル磁場コイル …… 16
2.7 クライオスタット …… 17
2.8 架　台 …… 17
2.9 電磁気設計 …… 18
2.10 真空排気系 …… 18
2.11 電 源 系 …… 19
2.12 加 熱 系 …… 19
2.13 トリチウム処理系統 …… 20
2.14 ニュートロニクス …… 20
2.15 分解修理保守 …… 21
2.16 主冷却系 …… 21
2.17 安全設計 …… 21
2.18 プラントレイアウト …… 22
2.19 建設スケジュール …… 22
2.20 ダイバータ方式とリミタ方式の相互比較 …… 22
3. 炉心解析 …… 29
3.1 ポロイダルコイル系設計の最適化 …… 29
3.2 平衡コイル起磁力の決定法 …… 30
3.3 平衡コイル位置と最適化しない場合の平衡 …… 31
3.4 起磁力の β_P 依存性 …… 32
3.5 起磁力の γ および供給磁束依存性 …… 33
3.6 プラズマ立上げ時の起磁力変化 …… 34
3.7 プラズマ立上げ時のヌル点の移動量 …… 35
3.8 ダイバータとポンプリミタでのｎーインデックスの比較 …… 36
3.9 総合比較 …… 37
3.10 今後の課題 …… 38
付録1　平衡コイル起磁力に対するプラズマ形状効果 …… 57

付録2　ソレノイド部のコイル数と起磁力の関係 …… 69
〃 3　ダイバータ・コイルの起磁力とヌル点位置の関係 …… 71
4. 炉本体構造 …… 74
4.1 検討方針 …… 74
4.2 全体構造 …… 74
4.3 支持構造 …… 81
4.4 シングルヌルダイバータ炉構造 …… 92
4.5 シングルポンプリミタ炉本体構造 …… 93
4.6 炉本体組立 …… 94
4.7 炉構造ベーキング法の検討 …… 94
5. ダイバータ及びリミタ …… 134
5.1 ダブルヌルダイバータ …… 134
5.2 シングルヌルダイバータ …… 139
5.3 シングルリミタ …… 140
5.4 ダイバータとリミタの比較 …… 143
添付資料A　ダイバータ板の温度分布と熱応力 …… 167
6. 第1壁／ブランケット／シールド …… 200
6.1 概　　要 …… 200
6.2 トリチウム増殖ブランケット …… 200
6.3 第 1 壁 …… 205
6.4 シールド …… 210
7. トロイダル磁場コイル …… 235
7.1 TF コイル形状および主特性 …… 235
7.2 TF コイル導体 …… 238
7.3 TF コイルの安定性 …… 239
7.4 TF コイルの AC 損失 …… 240
7.5 強度検討 …… 241
7.6 シングル系の検討 …… 246
7.7 コイル組立法の検討 …… 248
添付資料
7.A TF コイルの転倒力分布 …… 275
7.B TFC ヘリウム容器の 3 次元ズーミング解析 …… 285
7.C TF コイルの 3 次元解析 …… 288
8. ポロイダル磁場コイル …… 292
8.1 PF コイル配置と主特性 …… 292
8.2 PF コイル導体 …… 295
8.3 PF コイルの安定性 …… 296
8.4 PF コイルの AC 損失 …… 296

8.5 強度検討 …… 297
8.6 シングル系の検討 …… 301
添付資料８Ａ ＰＦコイル電磁力分布図 …… 332
9. クライオスタット …… 340
9.1 クライオスタット構造 …… 340
9.2 クライオスタットの強度検討 …… 340
10. 架 台 …… 349
11. 電磁気設計 …… 350
11.1 ダイバータ板の渦電流と電磁力 …… 350
11.2 ブランケットの渦電流と電磁力 …… 351
11.3 シールドの渦電流と電磁力 …… 352
添付資料11Ａ ブランケット／シールドの渦電流と電磁力 …… 360
12. 真空排気系 …… 364
12.1 設計条件 …… 364
12.2 排気ダクトの形状，寸法とコンダクタンス …… 365
12.3 主ポンプの必要排気速度と選定 …… 365
12.4 クライオポンプの寿命 …… 367
12.5 真空排気系の構成 …… 368
12.6 初期到達真空度と放電前真空度 …… 369
12.7 クライオポンプ構造 …… 374
12.8 クライオポンプの液体ヘリウム冷却部への侵入熱の評価 …… 375
12.9 クライオポンプの運転サイクル …… 379
12.10 真空排気系の所要電源容量 …… 383
13. 電 源 系 …… 396
13.1 概 要 …… 396
13.2 トロイダル磁場コイル電源系の設計 …… 396
13.3 ポロイダル磁場コイル電源系の設計 …… 397
13.4 その他の電源システム …… 398
13.5 コイル給電線損失の合理化 …… 399
13.6 超電導コイル＝エネルギー転送システムを採用するための問題点の検討 …… 400
13.7 機器配置に関する検討 …… 401
14. 加 熱 系 …… 411
14.1 ＩＣＲＦ 加熱装置 …… 411
14.2 ＥＣＲＦ 加熱装置 …… 432
14.3 ＮＢＩ 加熱装置 …… 439
15. トリチウム処理系統 …… 465
15.1 概 要 …… 465
15.2 燃料ガス精製系 …… 468

15.3 燃料ガス同位体分離系 …… 480
15.4 増殖ブランケットトリチウム回収系 …… 492
15.5 トリチウム格納系 …… 502
15.6 緊急時ガス浄化系 …… 504
15.7 1次冷却水処理系 …… 513
16. ニュートロニクス …… 563
16.1 序 …… 563
16.2 計算手法及びモデル …… 564
16.3 トリチウム増殖比の評価対策 …… 572
16.4 核 発 熱 …… 576
16.5 遮蔽特性の評価 …… 578
16.6 崩 壊 熱 …… 584
16.7 シングルダイバータ／リミタ体系のニュートロニクス …… 585
16.8 本章の結論 …… 586
17. 炉本体分解修理 …… 653
17.1 序 …… 653
17.2 予想される故障の摘出 …… 653
17.3 日常点検 …… 653
17.4 定期点検 …… 653
17.5 分解修理 …… 654
17.6 分解修理室 …… 660
18. 主冷却系 …… 685
18.1 概 要 …… 685
18.2 システム検討 …… 685
18.3 主要機器の概要 …… 685
19. 安 全 性 …… 697
19.1 安全検討項目の摘出 …… 697
19.2 平常時の安全性 …… 701
19.3 事故時の安全性 …… 715
19.4 分解修理時の安全性 …… 739
19.5 トリチウム処理系統の安全性 …… 741
付録：FMEA チャート …… 803
付録：DT 粒子照射下にある材料中のトリチウム透過モデル …… 831
20. プラントレイアウト …… 834
21. 建設スケジュール …… 841
21.1 まえがき …… 841
21.2 FER プラント …… 841
21.3 炉本体の建設スケジュール …… 845

21.4 プラント建設スケジュール 845

CONTENTS

1. Introduction 1
2. Summary 13
2.1 MHD equilibrium analysis 13
2.2 Mechanical configuration of reactor 13
2.3 Divertor and limiters 14
2.4 First wall/breeding blanket/shield 14
2.5 Toroidal field magnet 15
2.6 Poloidal field magnet 16
2.7 Cryostat 17
2.8 Structural support system 17
2.9 Electromagnetic 18
2.10 Vacuum system 18
2.11 Power handling and conversion 19
2.12 Heating system 19
2.13 Tritium system 20
2.14 Neutronics 20
2.15 Maintenance 21
2.16 Cooling system 21
2.17 Safety analysis 21
2.18 Layout of facilities 22
2.19 Construction schedule 22
2.20 Divertor and limiter 22
3. MHD equilibrium analysis 29
3.1 Optimization of the poloidal field coil system 29
3.2 Determination of ampere-turn of the equilibrium field coils 30
3.3 Location of equilibrium field coils and equilibrium in the non-optimized case 31
3.4 Dependence of ampere-turn on β_p 32
3.5 Dependence of ampere-turn on γ and on flux 33
3.6 Variation of ampere-turn at plasma start up 34
3.7 Displacement of null point at plasma start up 35
3.8 Comparison of n-index in divertor and pump limiter 36
3.9 Comparison of divertor and limiter 37
3.10 Conclusion 38

Appendix 1: Plasma configuration effect on ampere-turn of EF coil 57
Appendix 2: Relation between number of coils in solenoid and ampere-turn 69
Appendix 3: Relation between null point and ampere-turn of divertor coil 71
4. Mechanical configuration of reactor 74
4.1 Base line of design 74
4.2 Main components 74
4.3 Support structure 81
4.4 Reactor configuration with single null divertor 92
4.5 Reactor configuration with single limiter 93
4.6 Reactor assembly 94
4.7 Baking procedure of reactor structure 94
5. Divertor and limiter 134
5.1 Double null divertor 134
5.2 Single null divertor 139
5.3 Single limiter 140
5.4 Comparison between divertor and limiter 143
Appendix A: Temperature profile and thermal stress distribution in divertor plate 167
6. First wall/breeding blanket/shield 200
6.1 Introduction 200
6.2 Tritium breeding blanket 200
6.3 First wall 205
6.4 Shield 210
7. Toroidal field magnet 235
7.1 Configuration and characteristics of TF magnet 235
7.2 Conductor of TF magnet 238
7.3 Stability of TF magnet 239
7.4 AC loss of TF magnet 240
7.5 Stress analysis of TF magnet 241
7.6 TF magnets in the case of single null divertor and single limiter 246
7.7 Assembling procedure of TF magnet 248
Appendix 7A: Overturning force distribution of TF magnet 275
Appendix 7B: Detail analysis of helium can of TF magnet 285

Appendix 7C: Three-dimensional stress analysis of TF magnet 288
8. Poloidal field magnet 292
8.1 Configuration and characteristics of PF magnet 292
8.2 Conductor of PF magnet 295
8.3 Stability of PF magnet 296
8.4 AC losses of PF magnet 296
8.5 Stress analysis of PF magnet system 297
8.6 PF magnet in the case of single null divertor and single limiter 301
Appendix 8A: Distribution of electromagnetic force in PF magnet 332
9. Cryostat 340
9.1 Structure of cryostat 340
9.2 Stress analysis of cryostat 340
10. Structural support system 349
11. Electromagnetic 350
11.1 Eddy current and electromagnetic force on divertor plate 350
11.2 Eddy current and electromagnetic force on blanket structure 351
11.3 Eddy current and electromagnetic force on shield structure 352
Appendix 11A: Eddy current and electromagnetic force on blanket/shield 360
12. Vacuum system 364
12.1 Design conditions 364
12.2 Configuration of exhaust duct and conductance 365
12.3 Pumping speed and choice of vacuum pump 365
12.4 Life of cryopump 367
12.5 Vacuum pumping system 368
12.6 Pre-shot base pressure and initial base pressure 369
12.7 Structure of cryopump 374
12.8 Heat penetration into cryopump 375
12.9 Operation cycle of cryopump 379
12.10 Electrical load for vacuum system 383
13. Power handling and conversion 396
13.1 Introduction 396
13.2 Power supply system of TF magnet 396
13.3 Power supply system of PF magnet 397

13.4 Other power supply systems 398
13.5 Loss in power line for magnets 399
13.6 Problem on adoption of superconducting magnet as energy transfer system 400
13.7 Layout of power supply systems 401
14. Heating system 411
14.1 ICRF 411
14.2 ECRF 432
14.3 NBI 439
15. Tritium system 465
15.1 Introduction 465
15.2 Fuel gas purification system 468
15.3 Fuel gas isotope separation system 480
15.4 Breeding blanket tritium recovery system 492
15.5 Tritium containment system 502
15.6 Emergency gas cleaning system 504
15.7 Primary coolant tritium processing system 513
16. Neutronics 563
16.1 Introduction 563
16.2 Calculation method and model 564
16.3 Estimation of tritium breeding ratio 572
16.4 Nuclear heating 576
16.5 Shielding analysis 578
16.6 Decay heat 584
16.7 Neutronics of single null divertor and single limiter 585
16.8 Conclusion 586
17. Repair and maintenance 653
17.1 Introduction 653
17.2 Expected faults 653
17.3 Daily inspection 653
17.4 Periodic inspection 653
17.5 Disassembly and repair 654
17.6 Repair and maintenance room 660
18. Cooling system 685
18.1 Introduction 685
18.2 System analysis 685
18.3 Characteristics of main components 685

19. Safety analysis 697
19.1 Safety items 697
19.2 Safety in normal operation 701
19.3 Safety in accident 715
19.4 Safety in repair and maintenance 739
19.5 Safety in tritium system 741

Appendix : FMEA chart 803
Appendix : Model of tritium penetration in material
under D-T particles bombardement 831
20. Layout of facilities 834
21. Construction schedule 841
21.1 Introduction 841
21.2 FER plant 841
21.3 Schedule of reactor construction 845
21.4 Schedule of plant construction 845

14. 加　熱　系

14.1 ICRF 加熱装置

14.1.1 まえがき

トカマク型核融合炉の第2段加熱をICRF加熱で行うことにする。ICRF加熱装置では高周波をプラズマへ入射する結合部が問題になる。本検討では実験実績のあるループ型全金属アンテナを用いる。分解・組立の容易な構造を特に念頭に置いて概念設計を行う。

ICRF加熱装置の基本構成をFig. 14.1.1に示す。アンテナ，スタブを含む伝送部と大電力高周波発振器で構成される。アンテナは高周波電流が通る中心導体とリターン導体及び磁場に平行な電場成分を除去するためのファラデーシールドにより構成される。アンテナへの高周波電力の給電には同軸給電線を用いる。絶縁耐圧を高めるため同軸給電線内には約2気圧のSF_6ガスをつめることとし，導入端子に於いて真空シールをする。

アンテナ・スタブ間に於ける同軸給電線の特性インピーダンスは，反射をできるだけ減らすため，アンテナの特性インピーダンスに合わせる。スタブは2段スタブが適当である。

アンテナの各要素のプラズマからの相対的位置をFig. 14.1.2に示す。プラズマからの熱負荷を第1壁と等しくするためファラデーシールドは第1壁の位置に合わせることにする。

中心導体とリターン導体には核発熱による熱負荷があり，ファラデーシールドにはプラズマからの熱輻射，粒子による熱負荷と核発熱による熱負荷がある。これらの熱負荷を除去するため，各要素には水冷却を行うことが必要である。

14.1.2 設計条件

ICRF加熱をプラズマの自己点火まで10秒間行なう運転と自己点火後も，入射電力を下げて引き続き100秒間加熱を行なう運転があり，各条件を次の2つの運転モードに分けて示す。

(1) 主加熱モード

周波数	88 MHz
全入射電力	30 MW
1ポート当りの入射電力	15 MW
ポート数	2
パルス幅	10 sec

(2) サブイグニッションモード

周波数	88 MHz
全入射電力	10 MW
ポート数	1
パルス幅	100 sec

運転のシナリオを概略Fig. 14.1.3に示す。プラズマ電流のスタートから約1秒後に30 MWの

ICRF 加熱が始まり，10秒間の主加熱モード運転の後，一方のポートから10 MWの出力でサブイグニッションモード運転を 100 秒間続ける。その際，片方のポートのシステムは発振を停止させる。図中のPは全入射電力（MW），Tはプラズマ電流スタートからの時間（sec）である。

14.1.3　アンテナ基本構造

アンテナの寸法は絶縁耐圧を優先的に考慮して定めることが基本的に必要である。従って，まずアンテナインピーダンスを計算し，次にアンテナおよび同軸給電線上に発生する電圧定在波の最大電圧を検討する。

(1)　アンテナインピーダンス

プラズマに対して中心導体とリターン導体はFig. 14.1.4 に示すような順に置かれる。δ_0 は中心導体とプラズマ表面間の距離，δ_2 は中心導体とリターン導体間の距離である。

アンテナインピーダンスの実数部Rと虚数部Xを，Adam の解析[1]にしたがって求める。ただし，プラズマの半径はスクレープオフ層分も含め 1.12 m，中心密度は $2 \times 10^{14}\,cm^{-3}$ とする。計算結果をFig. 14.1.5 ～Fig. 14.1.10 に示す。A_w は中心導体の幅で，20 cm と 40 cm について検討した。

中心導体幅 20 cm と 40 cm の時，δ_2 をパラメータにして δ_0 を変えた場合のR，X の変化をFig. 14.1.5 およびFig. 14.1.6 に示す。

中心導体幅 20 cm の時，δ_0 をパラメータにして δ_2 を変えた場合のRおよびXの変化をFig. 14.1.7 およびFig. 14.1.8 に示す。

中心導体幅 40 cm の時，δ_0 をパラメータにして δ_2 を変えた場合のRおよびXの変化をFig. 14.1.9 およびFig. 14.1.10 に示す。

以上の計算結果から，次のようなことがわかる。

①　中心導体をプラズマに近づける程Rが増加し，Xが減少する。

②　中心導体とリターン導体の間隔を拡げる程R，Xが増加する。

③　中心導体の幅が大きい程R，Xは減少する。但しRの変化は小さい。

ファラデーシールドのプラズマ表面からの距離を第1壁と同一にするため，中心導体とリターン導体は第1壁より外側になる。スクレープオフ層の厚さが 2 cm であるため，第1壁からプラズマ表面までの距離は 13 cm である。ファラデーシールドの厚さを 2 cm，中心導体の厚さを 3 cm，ファラデーシールドと中心導体の間の表面間距離を 1.5 cm とすると，

$$\delta_0 = 13 + 2 + 1.5 + 1.5 = 18\ cm$$

となる。

INTOR と同様に δ_2 を 30 cm とすると，R とXは次のような値となる。

①　$\delta_0 = 18$ cm，$\delta_2 = 30$ cm，$A_w = 20$ cm の時

$R \simeq 6.0\ \Omega/m$，$X \simeq 210\ \Omega/m$

②　$\delta_0 = 18$ cm，$\delta_2 = 30$ cm，$A_w = 40$ cm の時

$R \simeq 5.3\ \Omega/m$，$X \simeq 140\ \Omega/m$

これらの値でわかるように，アンテナを第1壁より外側に置く構造では，Rが1桁の値で，一方Xが 100 Ω／m 以上となる。このため大きな電圧定在波が発生するため，絶縁破壊を抑える

ため充分な考慮を払う必要がある。

(2) 最大電圧と基本設計

高周波発振器からの入力は，アンテナ・同軸給電線接続部とアンテナ先端短絡部に於いて反射されるため，アンテナ上およびアンテナ・スタブ間に定在波が発生する。$\delta_2 = 30$ cm の場合のいくつかのアンテナインピーダンスについて，電圧定在波を計算し最大電圧 V_{max} を求めた結果を Fig. 14.1.11 と Fig. 14.1.12 に示す。Aはアンテナ上での最大電圧，Bは同軸給電線上での最大電圧である。ただしアンテナ長は1mとする。また Z_0 は同軸給電線の特性インピーダンスで，Fig. 14.1.11 では $Z_0 = 25\,\Omega$，Fig. 14.1.12 では $Z_0 = 30\,\Omega$ である。アンテナは1つのポートに4台設置するので，1台のアンテナには 3.75 MW の高周波電力が給電される。さらにこれらの計算ではファラデーシールドと中心導体間の静電容量 C_F を 2.4×10^{-10} F/m とした。これは $A_w = 20$ cm についてはファラデーシールドと中心導体の表面間隔が 7 mm，$A_w = 40$ cm についてはそれが 15 mm となることを意味する。

$\delta_0 = 18$ cm の場合，Z_0 が $25\,\Omega$ と $30\,\Omega$ について最大電圧を Table 14.1.1 に示す。ただし電圧値は瞬時値である。

絶縁破壊を抑え，安定な動作を得るには出来るだけ低い電圧にすることが望ましい。中心導体の幅を 40 cm にすることにより最大電圧はどの部分でも 50 kV_P 以下に抑えられることが判明した。

同軸給電線の特性インピーダンスは以下に示す理由により $30\,\Omega$ とする。

① $A_w = 40$ cm の場合，Z_0 が $25\,\Omega$ と $30\,\Omega$ の差による最大電圧の変化は小さいため，Z_0 を大きくとり，同軸給電線の内部導体と外部導体間の距離を離すことにより絶縁耐圧を高くすることができる。

② 静電容量 $C_F = 2.4 \times 10^{-10}$ F/m を考慮に入れると，アンテナの特性インピーダンス Z_{0a} は $A_w = 40$ cm の場合，$Z_{0a} \simeq 30\,\Omega$ となる。従って同軸給電線の特性インピーダンスを $30\,\Omega$ とすることにより，接続部での反射を最低にすることができる。

以上の検討結果によりアンテナおよび同軸給電線の基本寸法を次のようにした。

プラズマ表面（スクレープオフ層 2 cm を含む）から中心導体中心までの距離…… 18 cm

中心導体からリターン導体までの距離…… 30 cm

中心導体の長さ…… 1 m

中心導体の幅…… 40 cm

ファラデーシールドと中心導体の表面間距離…… 1.5 cm

同軸給電線外部導体内直径…… 300 mm

同軸給電線内部導体外直径…… 182 mm

ただし，特性インピーダンスは $30\,\Omega$ とする。

Fig. 14.1.13 に $\delta_0 = 18$ cm，$\delta_2 = 30$ cm，$A_w = 40$ cm，中心導体長 1 m の時の定在波の電圧 V，電流 I の分布を示す。アンテナと同軸給電線では定在波の波長が異なっている。これはファラデーシールド・中心導体間の静電容量によりアンテナを流れる高周波の位相速度が遅くなるためである。同軸給電線における電場の最大値は内部導体の表面で約 0.6 kV/mm であり，真空中では充分絶縁破壊を避けられる。また SF_6 を2気圧程度加圧封入することにより同軸給

電線のスペーサの部分でも余裕のある絶縁耐圧を得ることができる。

14.1.4 熱負荷

(1) ファラデーシールド

ファラデーシールドはプラズマに直接面しているため，第1壁と同様プラズマからの熱負荷（主に輻射）12 W／cm² と核発熱 7 W／cm³ による発熱がある。ファラデーシールドをFig.14.1.14(a)に示す 4 cm × 2 cm の角形パイプで構成する時，次式を用いて計算した熱応力を Table 14.1.2 に示す。

$$\sigma = \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{q_n}{2\lambda}\left(Z^2 - \frac{C^2}{3}\right) \qquad (14.1.1)$$

但し，q_n（核発熱）= 7 W／cm³，$\alpha = 1.62 \times 10^{-6}$ ℃，$E = 1.97 \times 10^4$ kgf／mm²，λ（熱伝導率）= 0.18 W／cm ℃，ν（ポアソン比）= 0.3，C は Fig.14.1.15 に示すように冷却面からシールド表面までの距離の 1／2 であり，C = 7.5 mm とする。Z は中心からの位置である。

表中のΔT は各部での温度上昇で，次式で与える。

$$\Delta T = -\frac{q_n}{2\lambda}X^2 + \frac{q_n l + q_s}{\lambda}X + \frac{q_n l + q_s}{\alpha_T} \qquad (14.1.2)$$

ただし，l は冷却面からシールド表面までの距離，q_s（表面熱負荷）= 12 W／cm²，α_T（熱伝達率）= 0.55 W／cm ℃，X は冷却面からの距離とする。

(2) 中心導体とリターン導体

プラズマからの熱負荷を全てファラデーシールドが受けるとみなせるため，各導体では核発熱と高周波の抵抗損失による発熱が熱負荷となる。このうち抵抗損失は表面に集中しており，Fig.14.1.13 に示す電流分布から平均して，約 0.17 W／cm² の負荷となる。従って実質的には核発熱のみが問題となる。前節と同様，14.1.1 式により計算した熱応力を Table 14.1.2 に示す。ただし C = 6 mm，q_n = 7 W／cm³ とする。

表中の温度上昇 ΔT は 14.1.2 式に於いて $q_s = 0$ とした次式で求めた。

$$\Delta T = -\frac{q_n}{2\lambda}X^2 + \frac{q_n l}{\lambda}X + \frac{q_n l}{\alpha_T} \qquad (14.1.3)$$

但し l = 6 mm とする。

(3) 熱応力評価

ASME SEC Ⅲ によれば，SUS 316 の S_m 値は 14.1 kg／mm² である。Table 14.1.2 に示す応力値は全て S_m 値より充分小さいため，熱応力は問題がない。

14.1.5 電磁力

(1) ファラデーシールド

FER に用いる ICRF 加熱アンテナの構造について，従来のアンテナと主な違いはファラデーシールドにある。アンテナの分解・組立作業が容易で，かつディスラプション時の電磁力に強い構造とするため，従来のアンテナのファラデーシールドは Fig.14.1.16(a)に示すように中心導体の周囲を取り囲む形状であるが，今回は同図(b)のように中心導体の前面のみに設置する

ファラデーシールドにした。変更点はファラデーシールドに冷却水を供給するヘッダをリターン導体の後方から，中心導体の両側近くへ移したところである。

このような構造ではファラデーシールド前面と鎖交する磁場の変動による電磁力のみが問題となる。鎖交する磁場は約0.2T程度である。これにより発生する電流i_1は，Fig.14.1.17に示すように，主にファラデーシールドの外周部を流れる。この電流i_1とトロイダル磁場B_T(≒5.1T）により電磁力f_1が発生し，i_1と垂直磁場B_P+B_V（$B_{P\,max}\simeq 0.85$T，$B_V\simeq 0.5$T）により電磁力f_2が発生する。各々の最大値はTable 14.1.3に示すようにf_1は27 kg／cm，f_2は6.6 kg／cm となる。

各力に対する応力をTable 14.1.3に示す。但しヘッダ，ファラデーシールドとも両端固定として扱った。従って最大応力は両端のところに現われ，ヘッダではf_1によりσ_{max}が5.6 kg／mm²，ファラデーシールドではf_2により，σ_{max}が5.8 kg／mm² となる。

ただし，ファラデーシールドの大きさはFig.14.1.17に示すように高さ1.2 m幅約1 mで，ヘッダ間でのシールド材の長さは約75 cm，ヘッダは外径10 cm厚さ1 cmのパイプとする。

(2) 中心導体

ディスラプション時にプラズマ電流の作るポロイダル磁場B_Pが変化することによりFig.14.1.18に示すような電流i_2が発生し，この電流と外部磁場のたて磁場B_VとB_Pを加えた垂直磁場により，$i_2\times(B_V+B_P)$による導体面に垂直な力f_3が発生する。単位面積当りの力は最大で約1.3×10^{-4} kg／mm²であり，従って面に垂直な引張り応力は1.3×10^{-4} kg／mm² となる。

また前節と同様，中心導体表面に垂直な磁場成分$B_\perp$の変化により，電流i_3が発生する。この電流i_3とB_Tにより力f_4が発生し，i_3とB_P+B_Vにより力f_5が発生する。f_4は中心導体の垂直方向の中心線を中心とする偶力となる。f_4は最大値は約7.5 kg／cm，全長にわたっては約800 kgとなり，モーメントとしては3.2×10^4 kg-cm となる。両端固定とする時，最大の応力は端部に於いて，せん断応力1.5 kg／mm² を生ずる。f_5は中心導体の上端と下端では互いに逆向きとなり，最大値で2.5 kg／cmである。この力はFig.14.1.19に示すように，中心導体に高周波電力を供給する同軸給電線の内部導体と中心導体とリターン導体を短絡する終端導体に於いて，引張あるいは圧縮として作用する。同軸給電線内部導体の厚さを1 cm とすると，内部導体には1.8×10^{-2} kg／mm² の引張又は圧縮の応力が現われる。同様に短絡導体には1.3×10^{-2} kg／mm² の引張又は圧縮の応力が現われる。

(3) 応力評価

ASME SEC Ⅲによれば，SUS 316のSm値は14.1 kg／mm² である。以上で検討を行なった応力は全てSm値より充分小さく，問題とならない。なお，リターン導体には中心導体と同様な電磁力が加わるが，放射線のしゃへい体に固定され，変形が抑えられるため評価の対象から外した。同様に終端導体も床面に固定されるとして外した。

14.1.6 アンテナ概念構造

前節までの検討結果に基づき，ICRE加熱用アンテナの概念設計を行う。アンテナ・伝送線上に発生する電圧定在波の最大値を下げるため，1つのRFポートに4台のアンテナを設置する。1台のアンテナにできるだけ大きな高周波電力を結合させるため，アンテナ・伝送系の絶

縁耐圧を高く保つ必要がある。絶縁耐圧は主に導入端子での沿面放電により抑えられている。現在までのICRF実験での経験から導入端子の真空側の沿面耐圧は30～40 kV_p 程度なら充分実現できる。従って，ここでは導入端子の設置場所を定在波の電圧が40 kV_p 以下となるように選ぶことにする。Fig.14.1.13 に示す電圧分布によると，アンテナとの接続部から約1.8 mと3.6 mのところで電圧最低になる。導入端子はこれら電圧最低点の近傍の領域に置くことが必要である。

1つのRF ポートの全体断面をFig.14.1.20 に示す。図には4台のアンテナのうちの上下の一対が示されている。中心導体はファラデーシールドの極めて近くにあり，表面間隔は1.5 cmである。同軸給電線と中心導体との接続はトーラス中央平面に対し，上下に振り分けた端部で行ない，各アンテナの短絡端が中央部に集まる構造となる。

アンテナに接続される同軸給電線はしゃへい体で囲まれるが，出来るだけしゃへい体の厚さを大きく取るため，Fig.14.1.20 に示すように同軸給電線を屈曲させている。同じ理由により同軸給電線はFig.14.1.21 に示すように水平方向へも曲げてある。同軸給電線の屈曲の全体形状はFig.14.1.22 に示すような形状となる。この構造の採用により，第16章ニュートロニクスに於いて示すように，放射線に対する充分なしゃへい性能を得ることができる。

従来，同軸給電線により給電する場合，導入端子のセラミックに対する中性子照射損傷の影響が問題とされるため，同軸給電線が屈曲した部分の直接プラズマを見込むことのない，しゃへい体の影となる位置に導入端子を設置する必要がある。ダクトを通る中性子束は屈曲部で約1桁減衰する。できるだけ中性子束による損傷を弱めるため，この設計ではダクトが2回曲がった以降に導入端子を置くことにする。このことと先の電圧の低い部分に導入端子を置くことを考慮するとFig.14.1.20 に示すようなアクセスドア近傍に導入端子を置くことになる。導入端子を2個並べて置いたのは，真空と接する側の導入端子が何らかの理由により破損した場合，伝送系を通じて発振器側がトリチウムやその他の放射性物質で汚染されないようにするためである。

ところで，このように導入端子が中心導体と同軸給電線の接続点から3 m以上離れた位置に置かれるため，途中に内部導体のサポートが必要となる。真空中であることから絶縁物の使用が望ましくないのでFig.14.1.20 に示すような4分の1波長の位置で短絡した同軸構造の導体支柱により内部導体を支持することにする。

核融合炉への脱着はアンテナ1台毎に独立して行なうようにする。4台のアンテナ系の正面図をFig.14.1.23 に示す。部分的にファラデーシールドや中心導体を取り除いた断面形状を示している。

中心導体，リターン導体，ファラデーシールド等には各種発熱があるため過熱を防止するための冷却水チャンネルを設けてある。

アンテナを構成する金属部分の材質はSUS316 とする。このため高周波電流の流れる各導体部分には銅メッキを施し，高周波損失を減少させる。

14.1.7 電源容量

ICRF加熱の有利さの1つはMW級出力の大電力真空管が既に存在していることである。88

MHzの周波数についてはTH－518，X－2170等を用いることができる。これらは連続動作で，ほぼ1MWに近い出力が可能である。1台のアンテナに3.75MWの高周波電力を供給するとして，伝送効率を約90％とすると約4.2MWの発振源が必要となる。現在の発振管では4本で発振源を構成可能と推定できる。将来2MW程度に発振出力を増力できれば，発振管の本数を半分に減らすことも可能となる。

一般に高周波電力増幅管での発振電力効率を60％，伝送効率を90％，電源の力率を約85％とすると，30MWの高周波加熱を行うためにはFig.14.1.24に示すように60MVAの電源容量となる。このうち最初の10秒間は30MWで加熱を行ない，引き続く100秒間は10MWで加熱を行うので，連続供給可能な商用電源が必要である。

Table 14.1.1 Maximum voltage of standing wave

	V_{max} (kV_p)			
	A_W = 20 cm		A_W = 40 m	
$Z_0(\Omega)$	A	B	A	B
25	58.8	49	50	50
30	58.5	52.5	50	50

Table 14.1.2 Thermal stress of ICRF antenna

(1) Faraday shield

Position	σ(kg/mm^2)	ΔT (°C)
front surface	3.3	185
center	-1.7	124
cooling surface	3.3	41

(2) Center and return conductors

Position	σ(kg/mm^2)	ΔT (°C)
conductor surface	0.5	24
center	-0.3	13
cooling surface	0.5	8

Table 14.1.3 Mechanical stress of ICRF antenna

(1) Faraday shield

force		σ(kg/mm^2)
f_1	27 kg/cm	5.6
f_2	6.6 kg/cm	5.8

(2) Center conductor

force		σ(kg/mm^2)
f_3	1.3×10^{-4} kg/mm^2	1.3×10^{-4}
f_4	7.5 kg/cm	1.5 1.8×10^{-2}
f_5	2.5 kg/cm	(inner conductor of coaxial cable) 1.3×10^{-2} (End conductor)

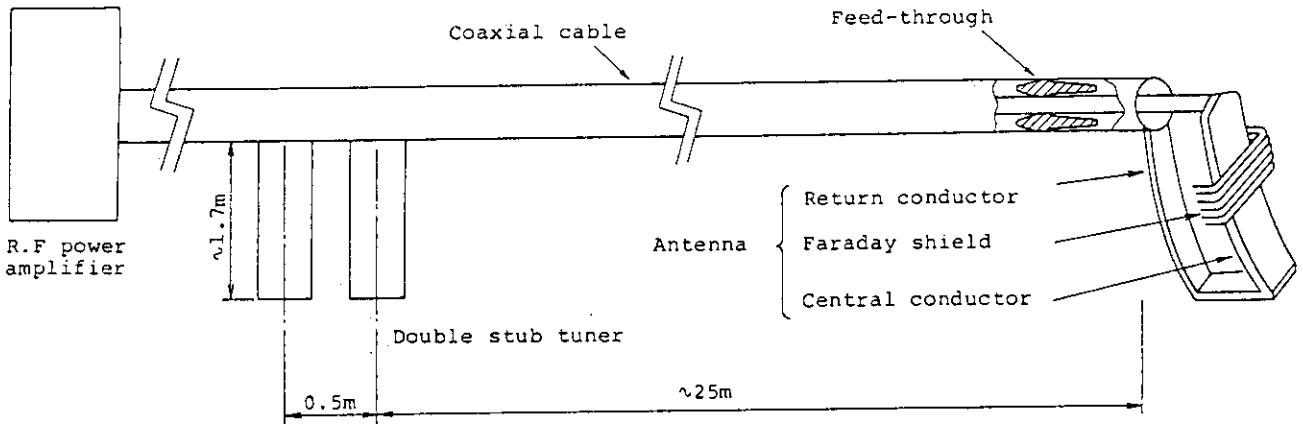


Fig. 14.1.1 ICRF heating system

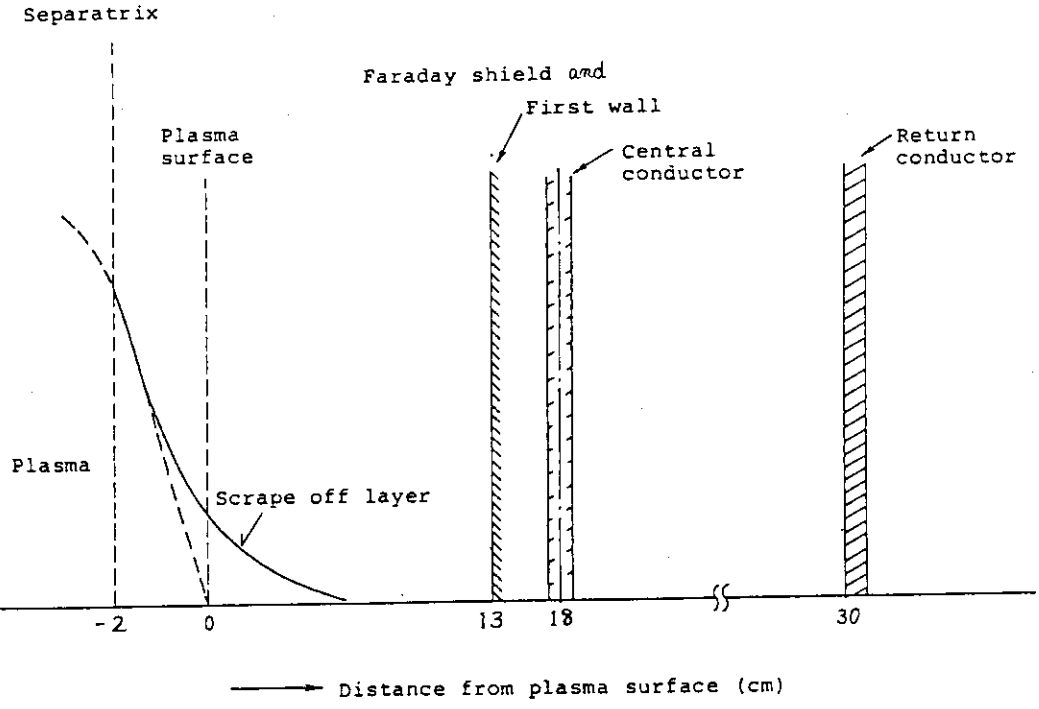


Fig. 14.1.2 Relative position of antenna element

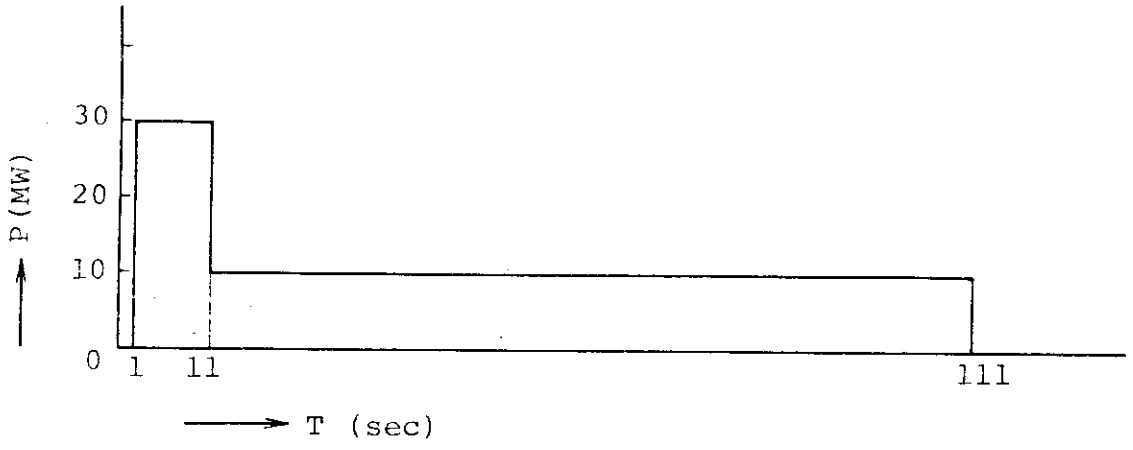


Fig. 14.1.3 Operation scenario of ICRF heating

P: Total input power,
T: Time from the plasma current start

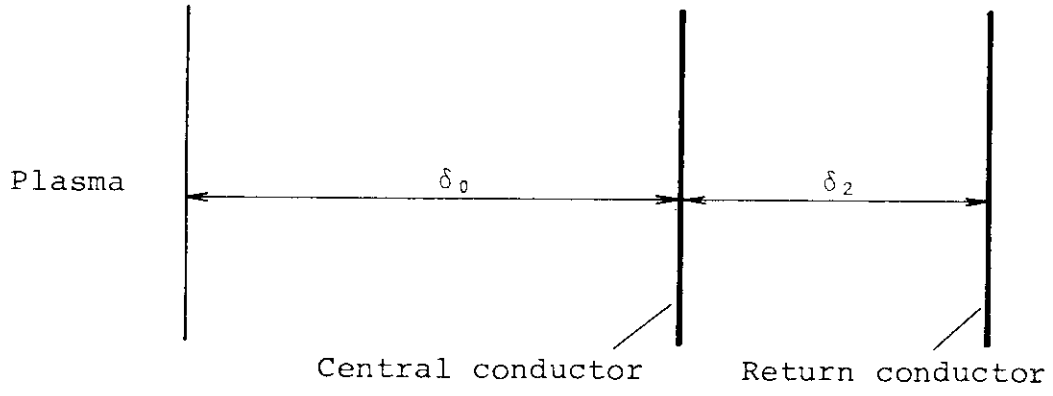


Fig. 14.1.4 Position of conductors

δ_0: Distance from central conductor to plasma surface

δ_2: Distance from central conductor to return conductor

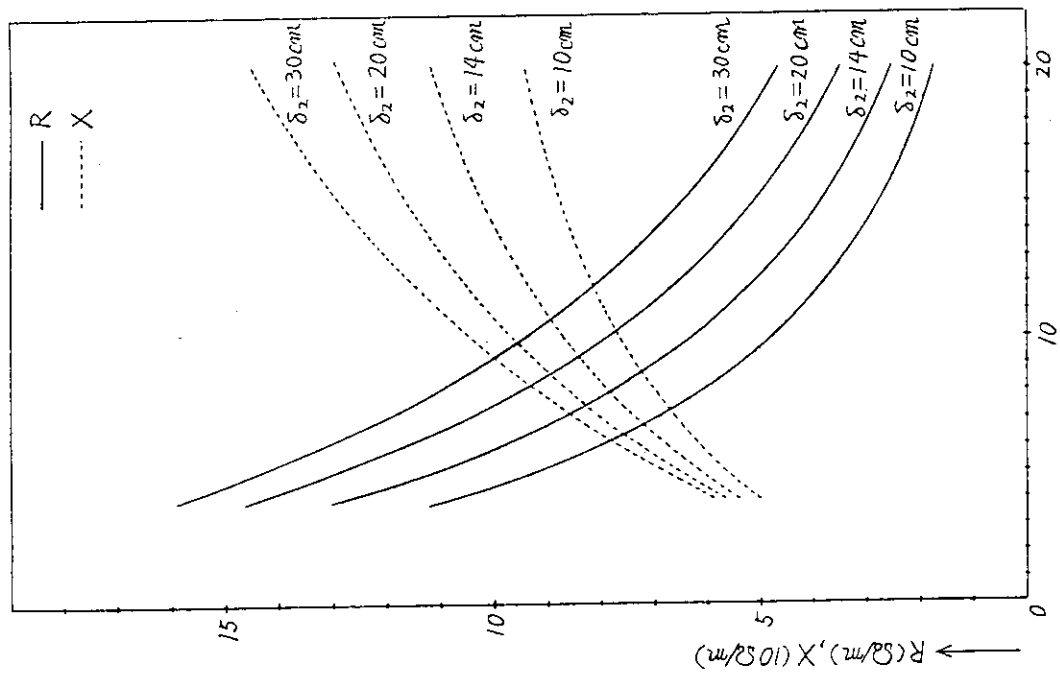


Fig. 14.1.6 ICRF antenna impedance, A_w=40cm

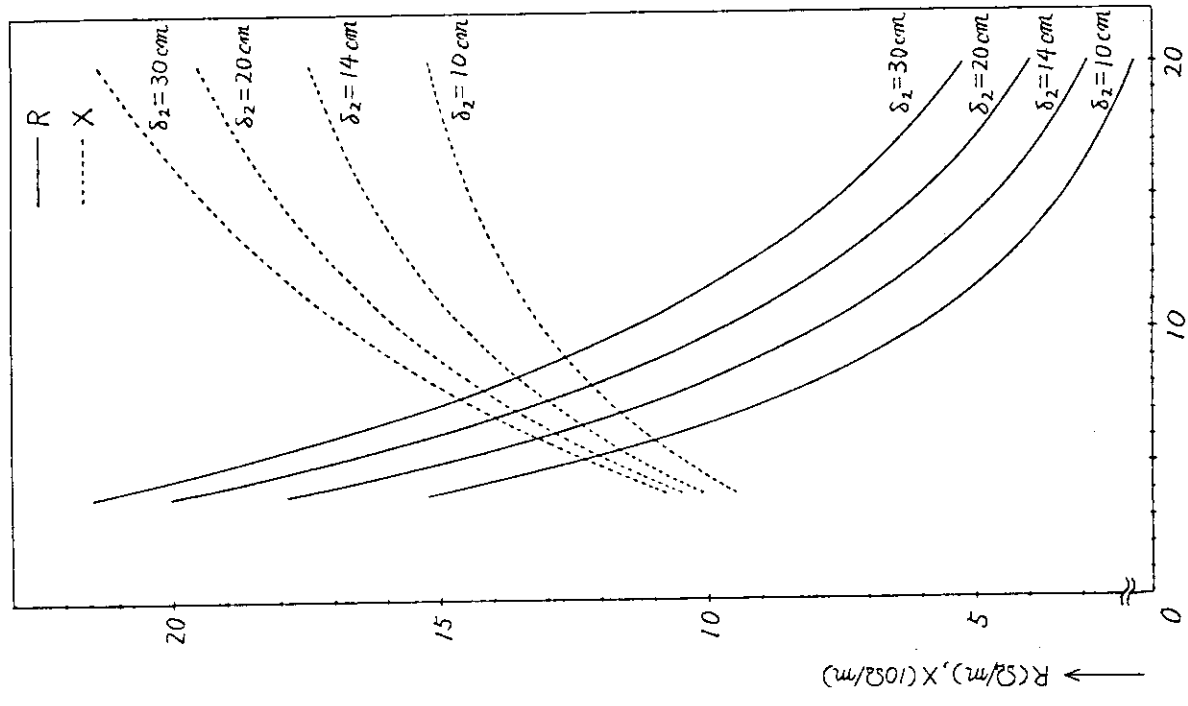


Fig. 14.1.5 ICRF antenna impedance, A_w=20cm, A_w: Central conductor width

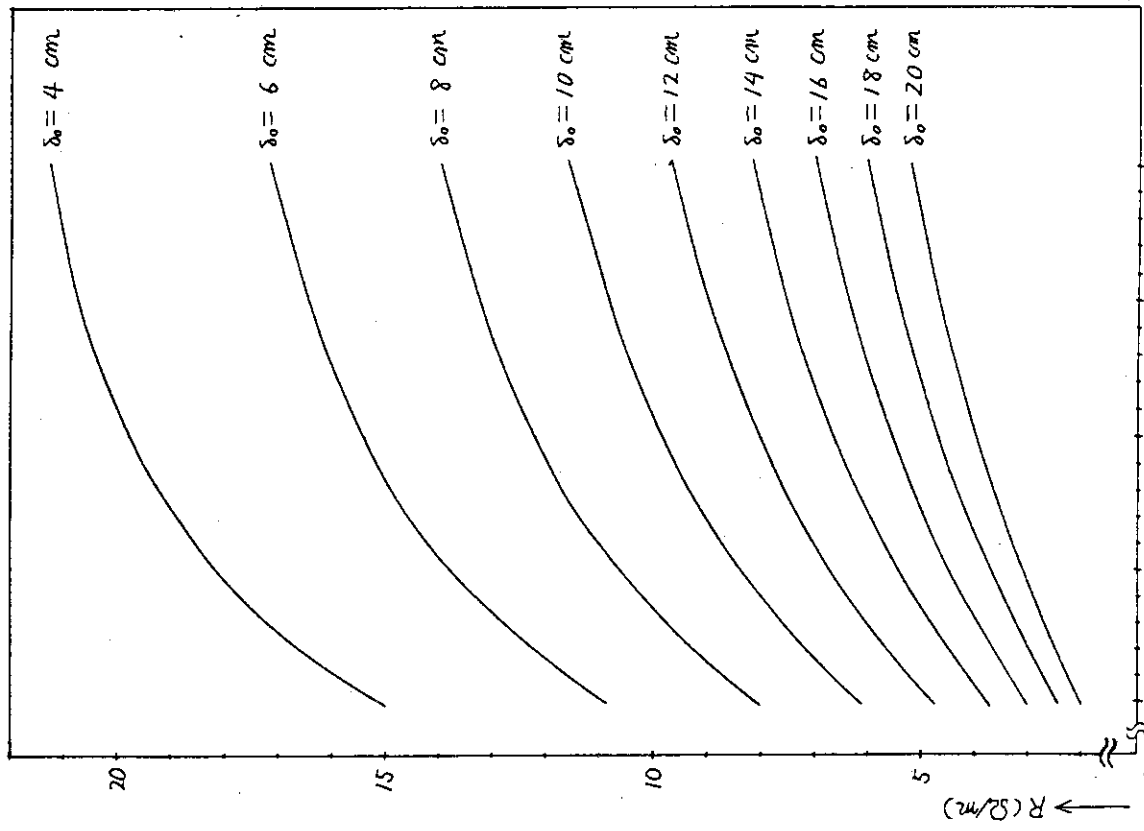


Fig. 14.1.7 Resistance of ICRF antenna, A_W = 20 cm

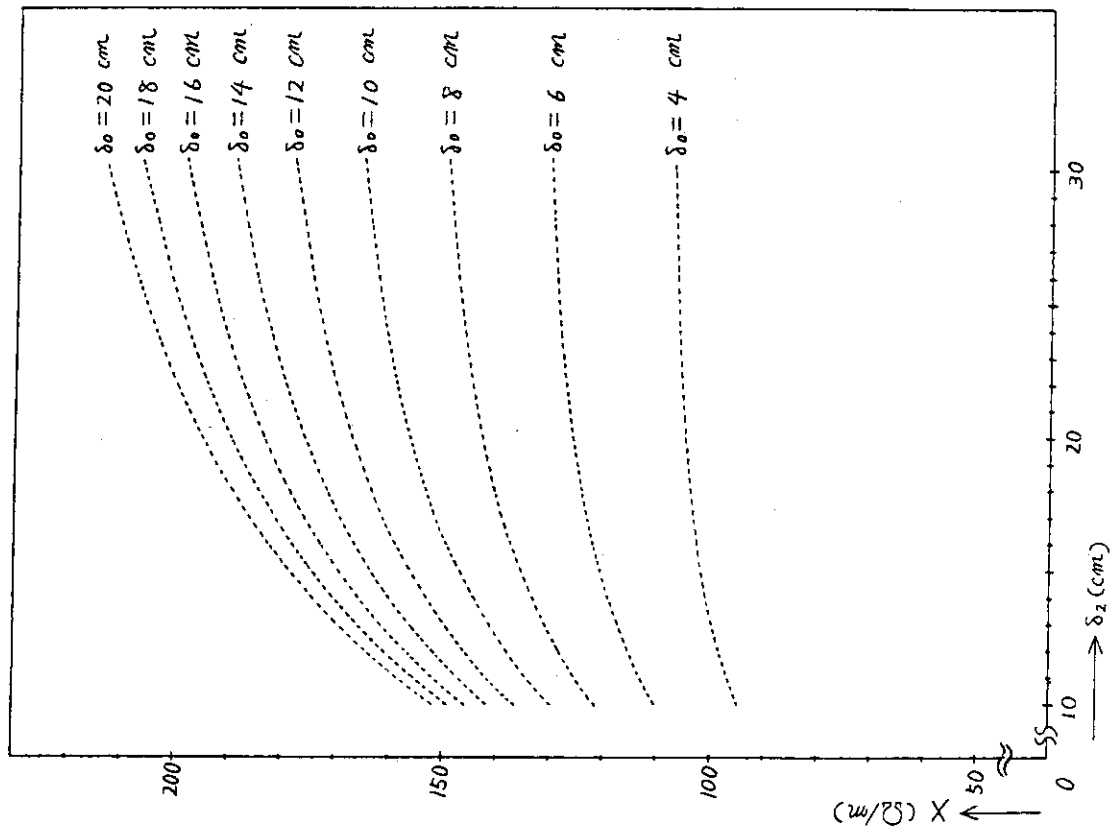


Fig. 14.1.8 Reactance of ICRF antenna, A_W = 20 cm.

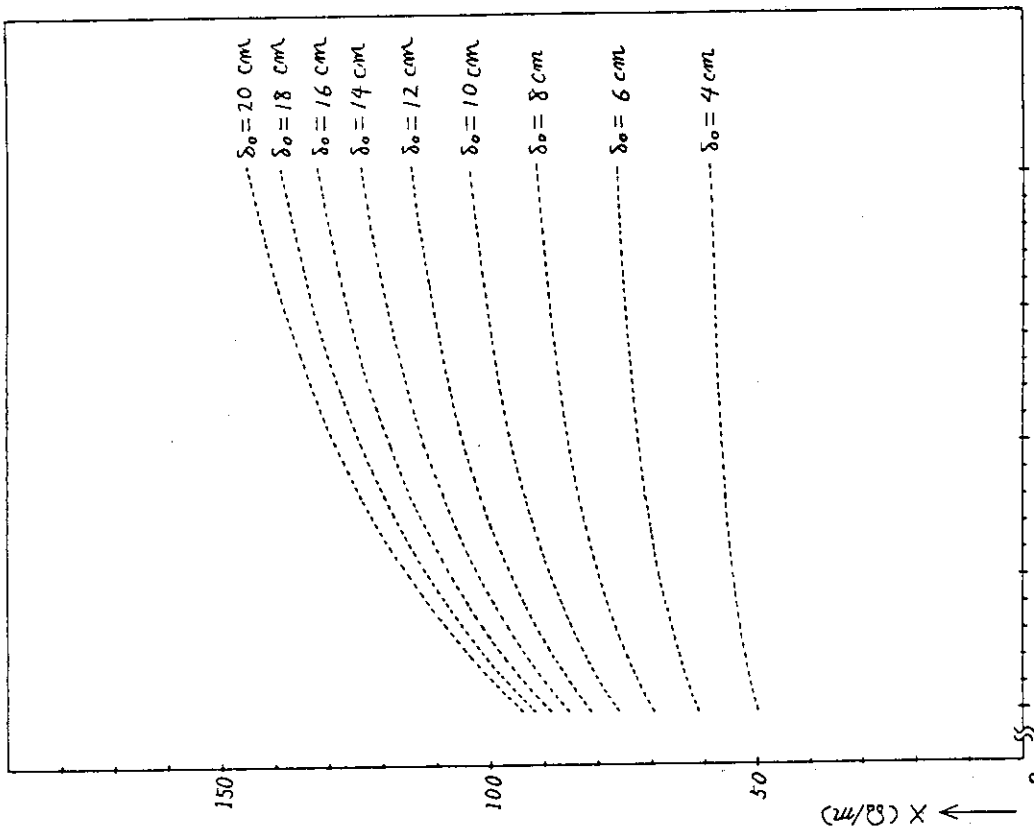


Fig. 14.1.10 Reactance of ICRF antenna, A_W = 40 cm.

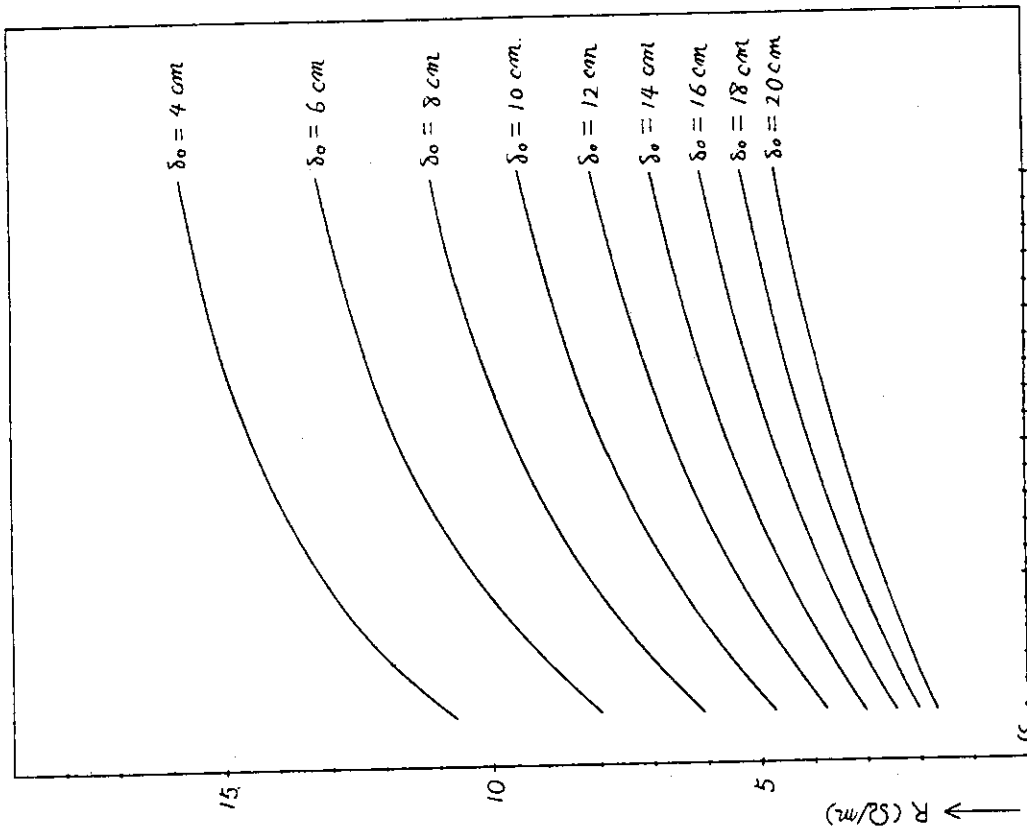


Fig. 14.1.9 Resistance of ICRF antenna, A_W = 40 cm.

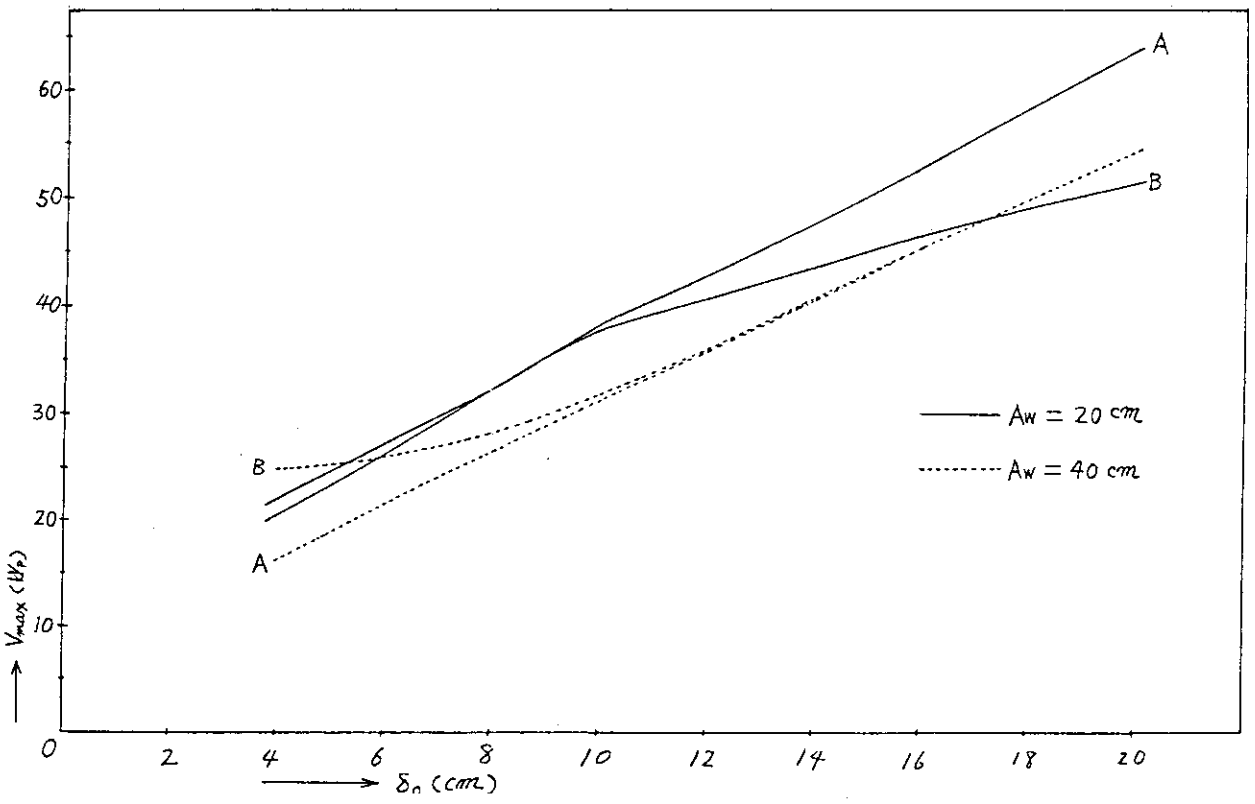


Fig. 14.1.11 Maximum voltage of antenna and transmission line, (A for antenna, B for transmission line) $Z_0 = 25\Omega$, $\delta_2 = 30$ cm.

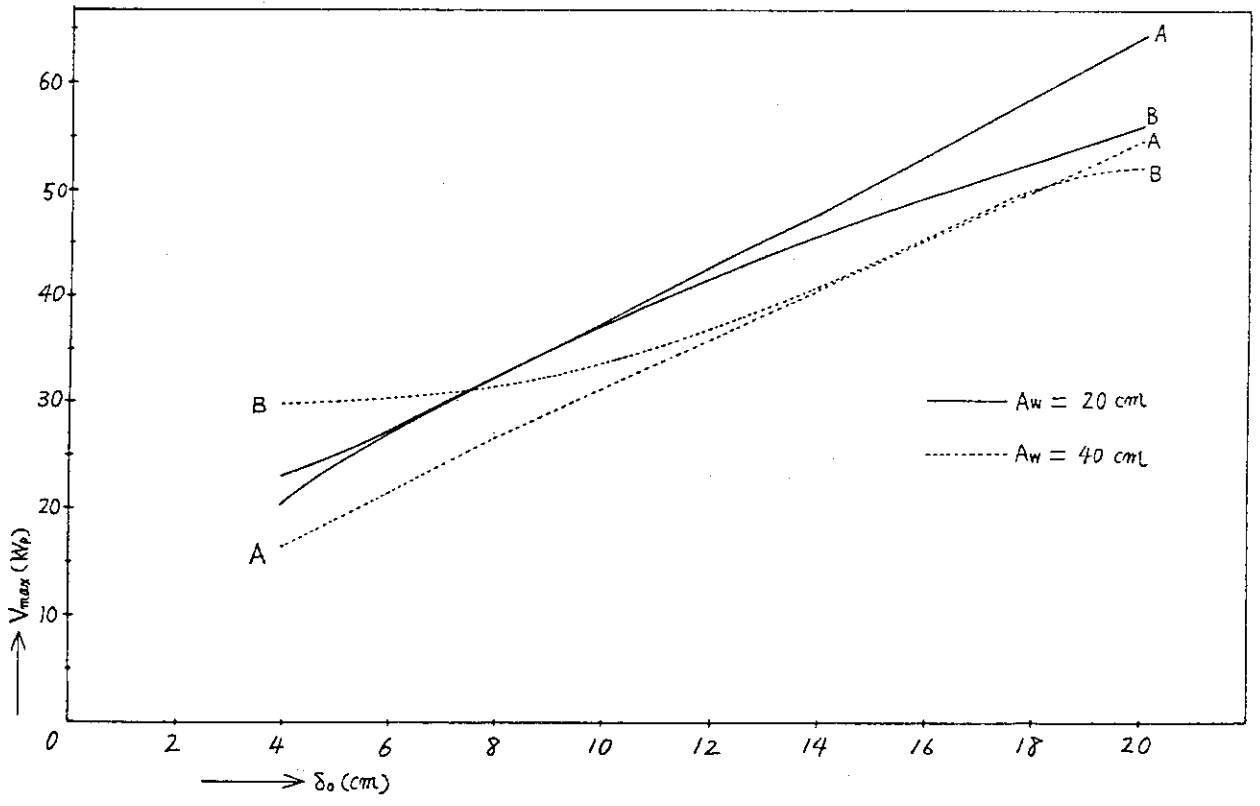


Fig. 14.1.12 Maximum voltage of antenna and transmission line, (A for antenna, B for transmission line) $Z_0 = 30\Omega$, $\delta_2 = 30$ cm.

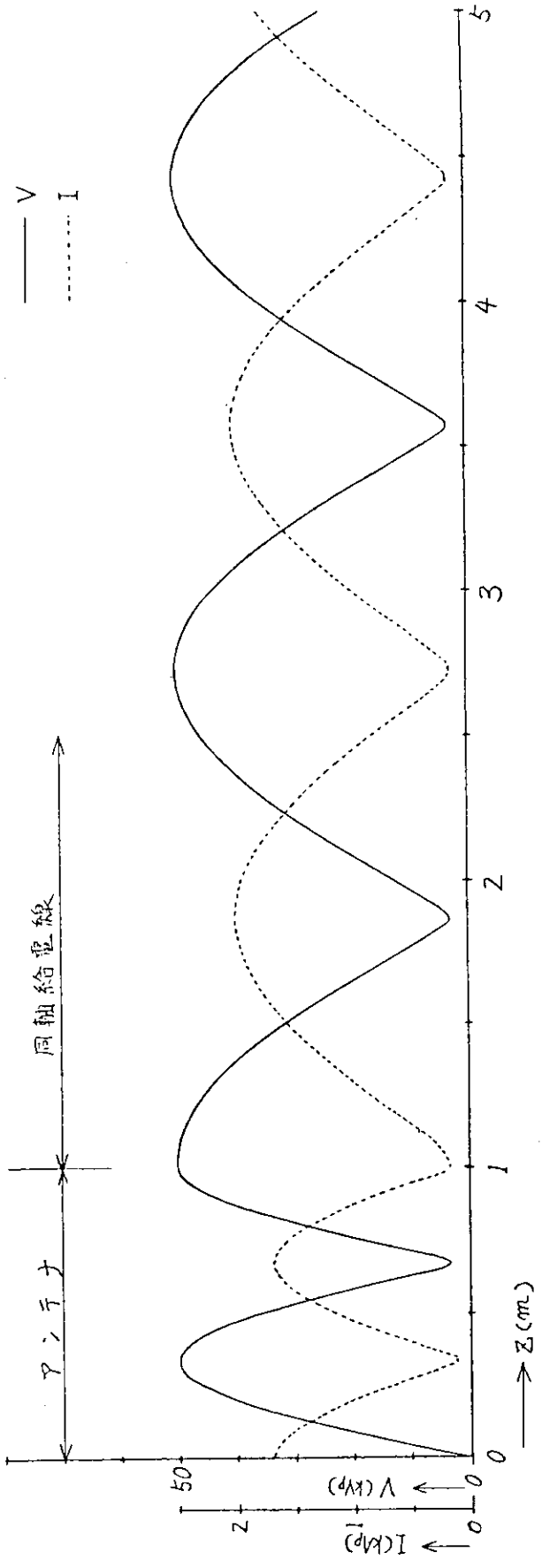
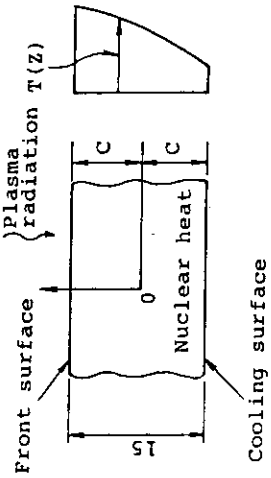
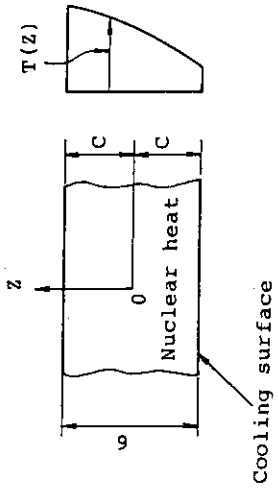


Fig. 14.1.13 V,I distribution along the antenna and coaxial cable

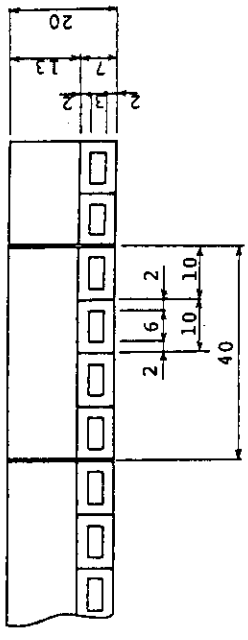


(a) Faraday shield

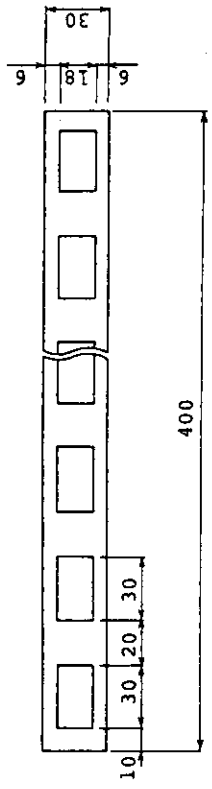


(b) Center and return conductors

Fig. 14.1.15 Heat load of ICRF antenna



(a) Faraday shield



(b) Central conductor

Fig. 14.1.14 Cross sections of faraday shield and central conductor

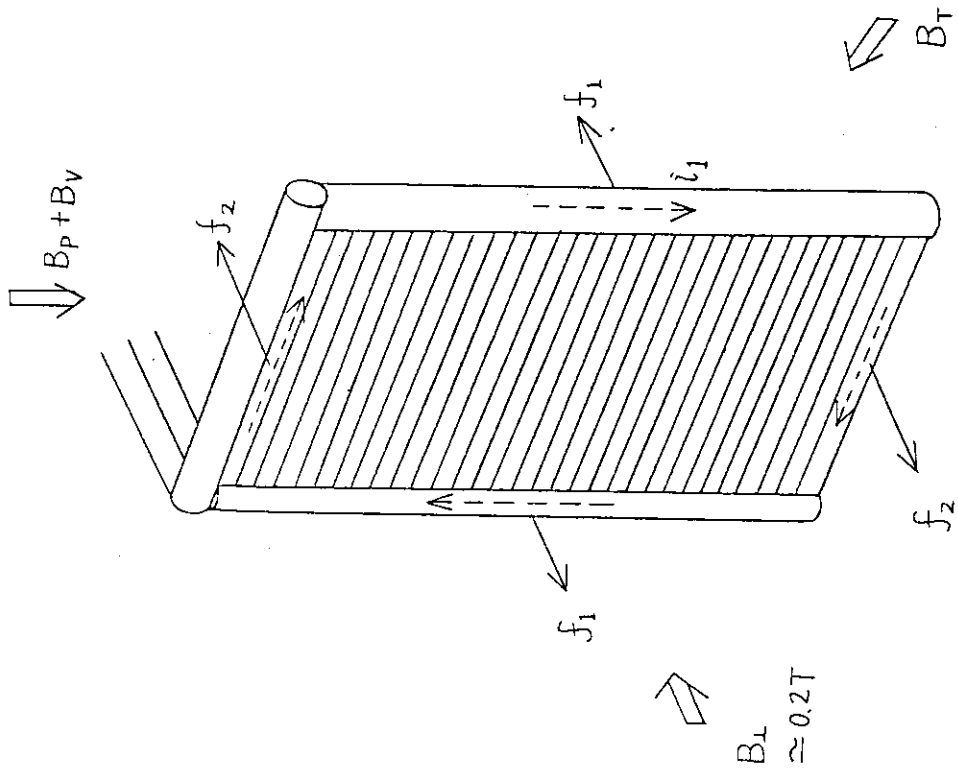


Fig. 14.1.17 Electromagnetic force of faraday shield

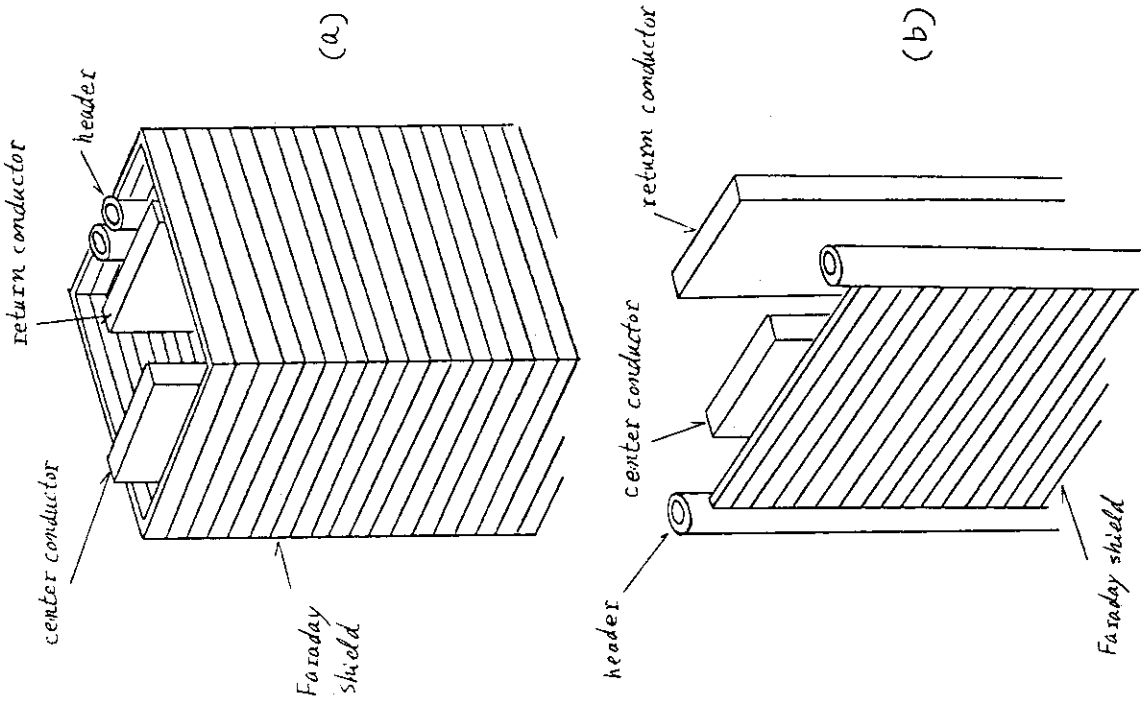


Fig. 14.1.16 Faraday shield structure

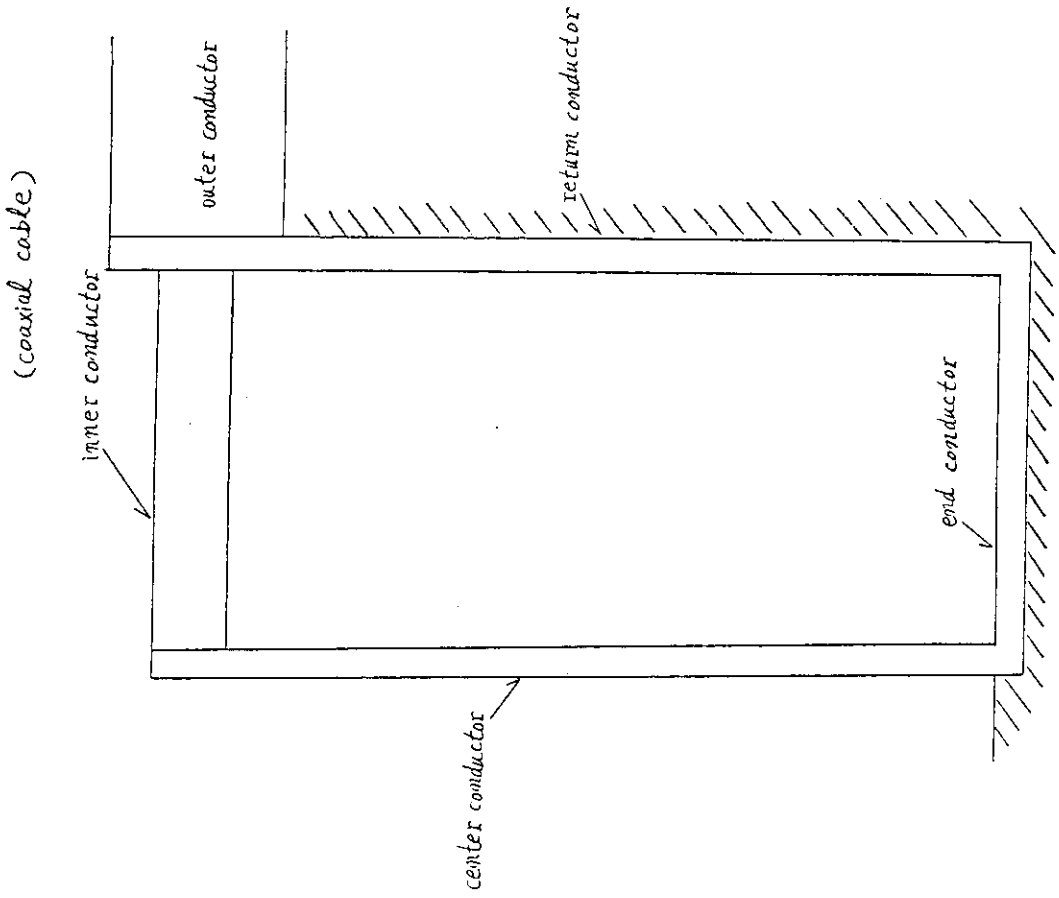


Fig. 14.1.19 Connection of center conductor and and inner conductor, and end conductor

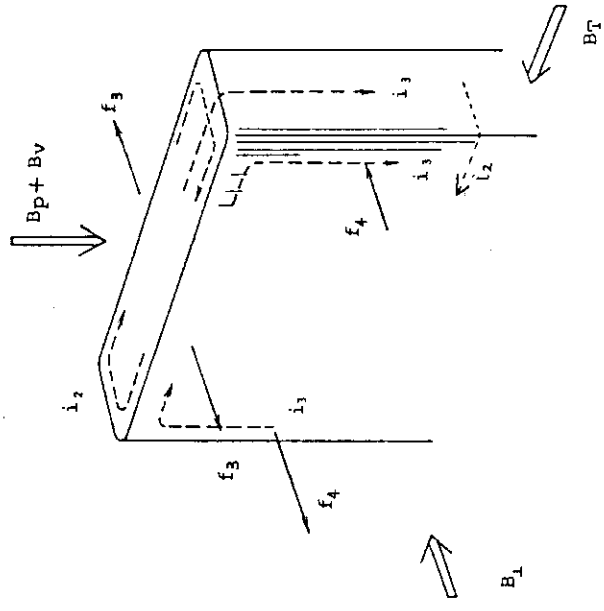


Fig. 14.1.18 Electromagnetic force of center conductor

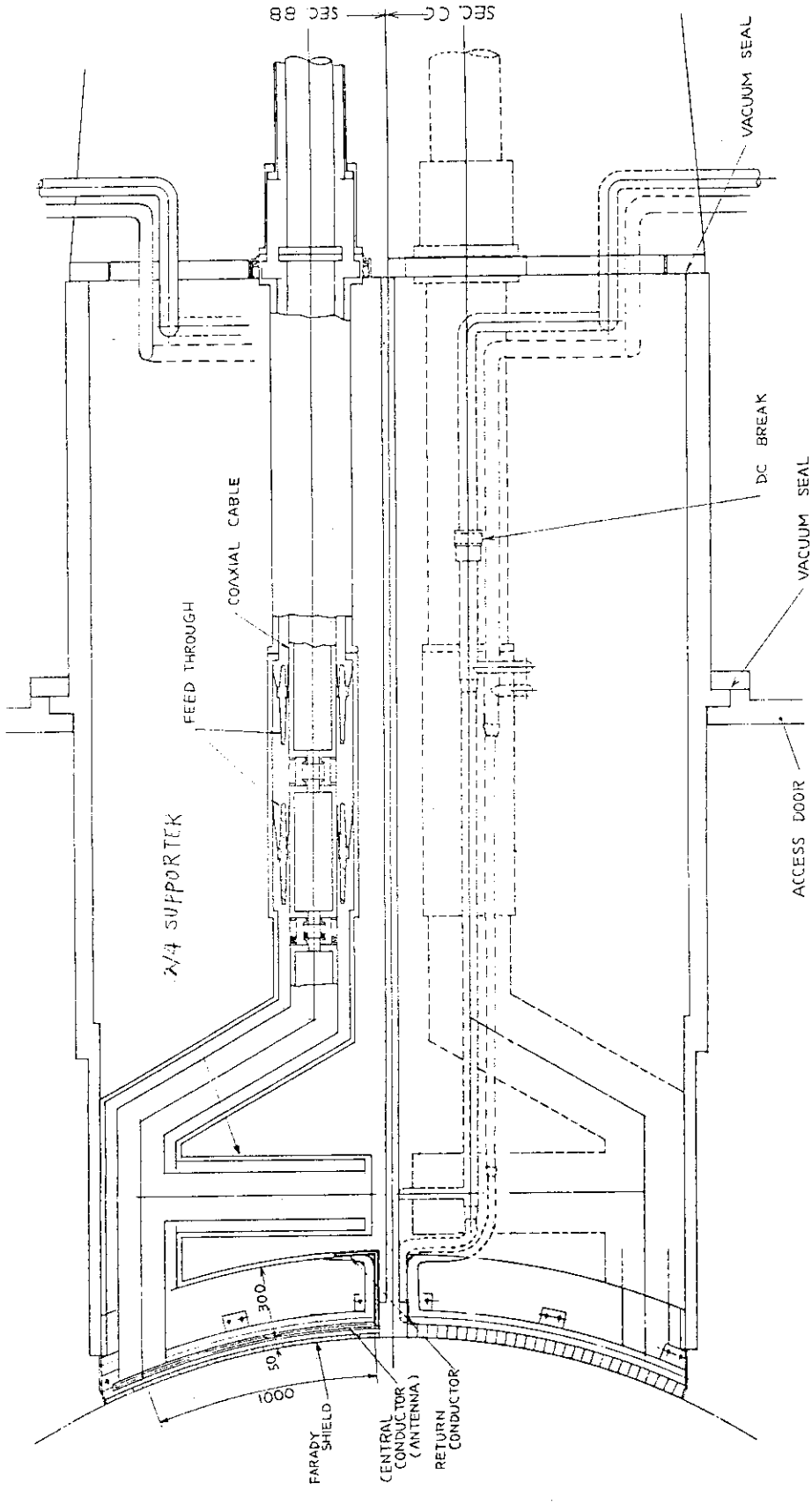


Fig. 14.1.20 Vertical cross sectional view of RF port and ICRF antenna

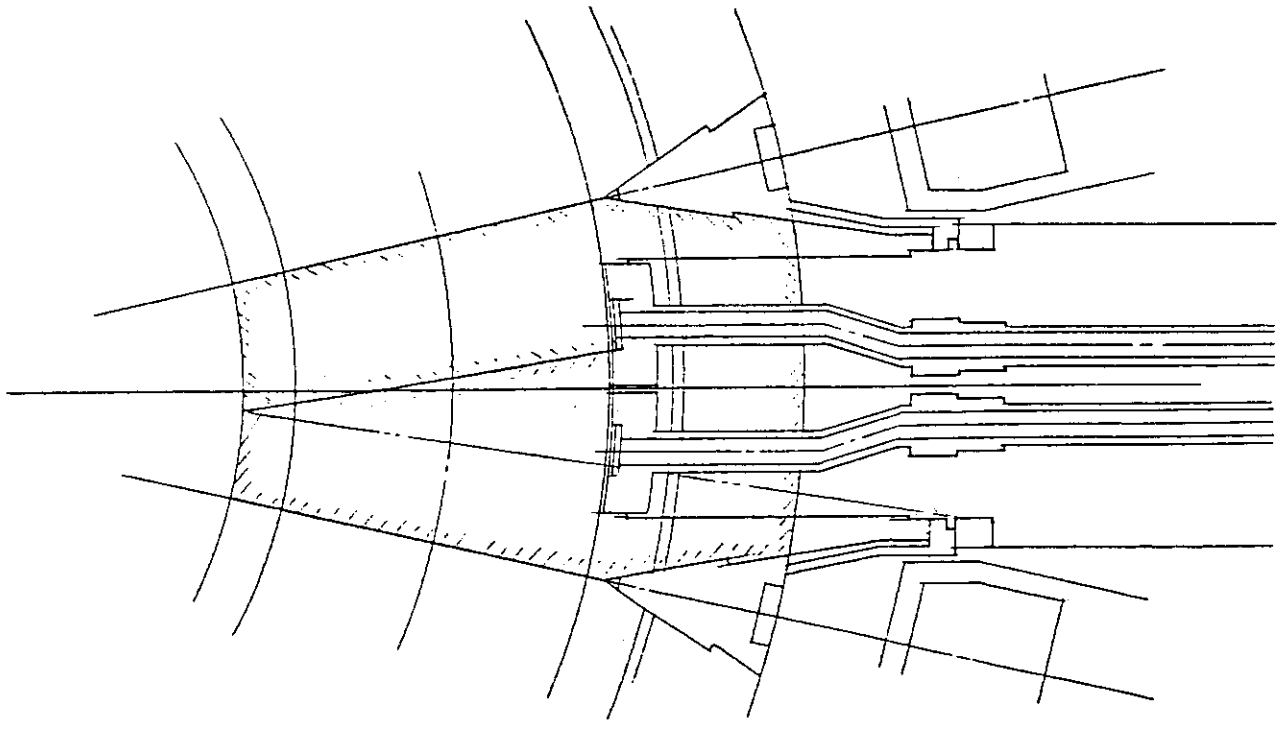


Fig. 14.1.21 Lateral cross sectional view of R.F. port and ICRF antenna

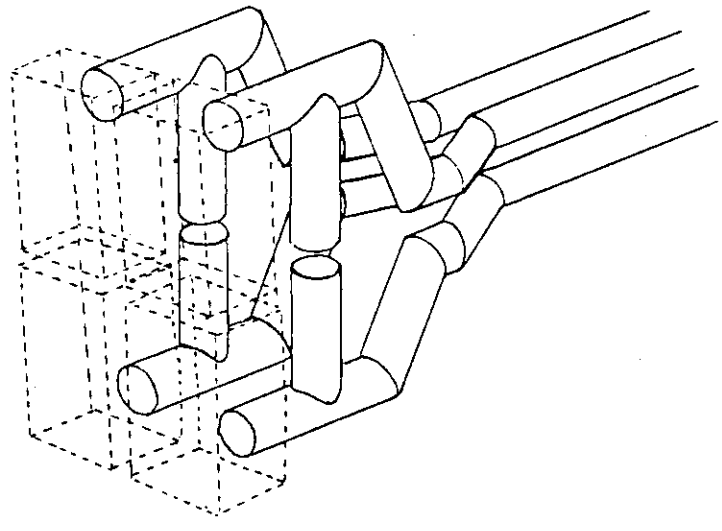


Fig. 14.1.22 R.F transmission system of four ICRF antenna

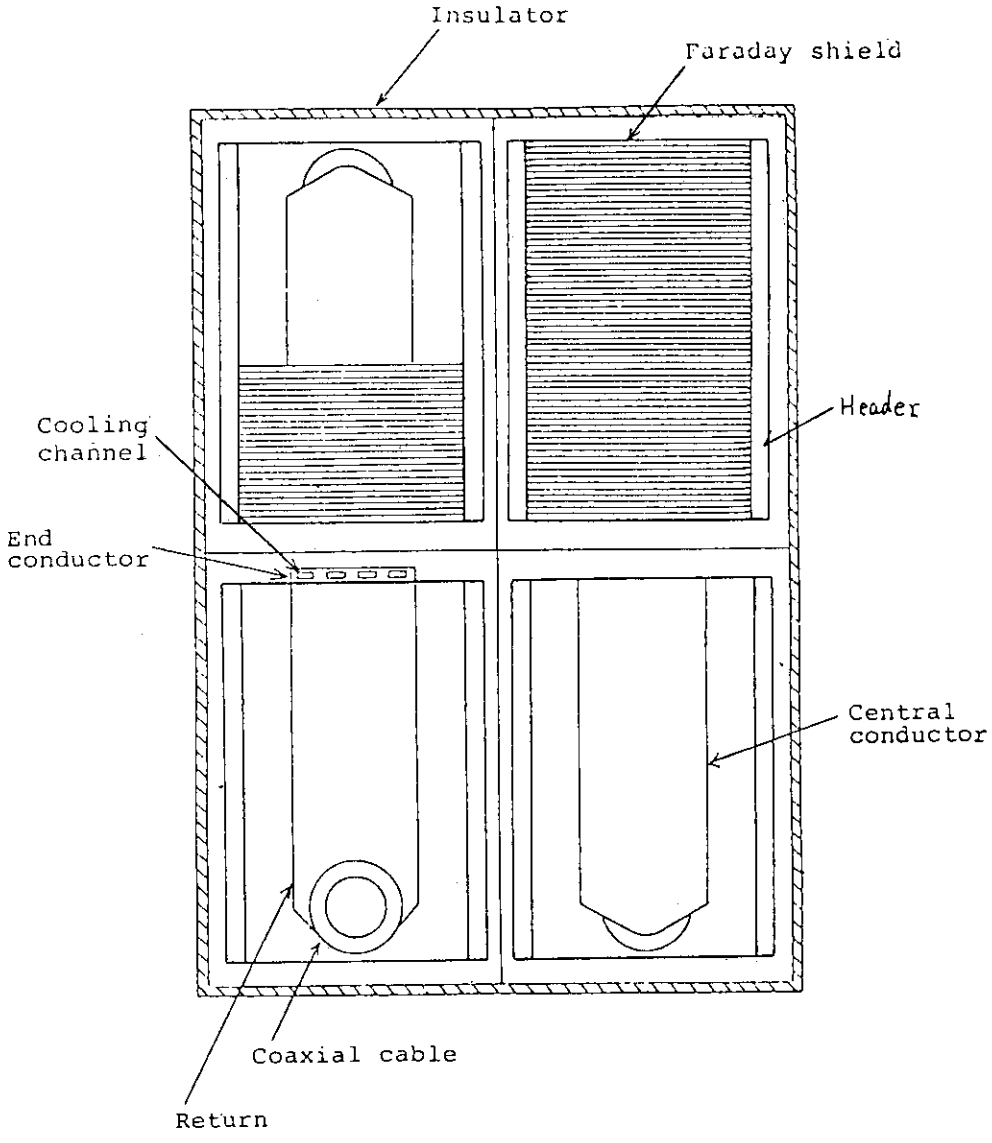


Fig. 14.1.23 Front view of four ICRF antennae

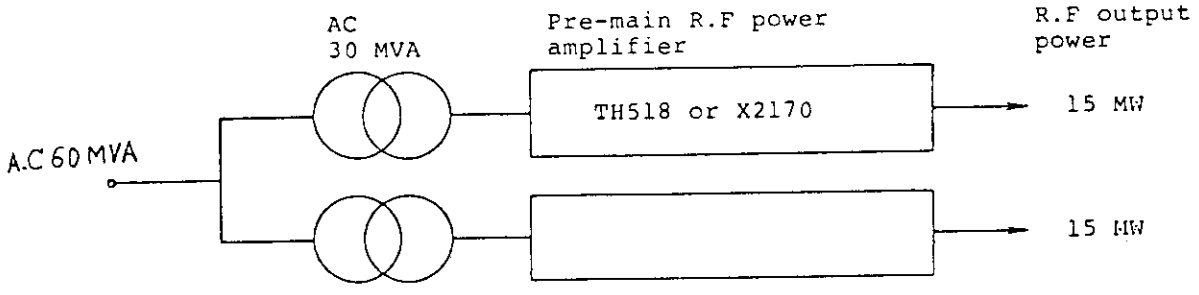


Fig. 14.1.24 Schematic diagram of power supply of ICRF heating system

14.2 ECRF加熱装置

14.2.1 まえがき

トカマクのプラズマ電流を立ち上げる際，トカマク本体及びそれに近接した構造材は急激な磁場変化により大きな電磁力を受ける。トカマク起動のたびに生ずるこの繰り返し荷重は構造材の疲労を早める。

またガス中に電流を流す条件として真空容器の抵抗値は一定値以上（～0.1Ωのオーダ）であることが要求される。現在は途中にベローズ等を挿入することにより必要な1ターン抵抗を実現する方法が一般的に行なわれるがベローズの使用は構造を強めることとは相反する。

以上のような問題点を避けるためプラズマ電流の立ち上げ時に，電子サイクロトロン周波数帯（ECRF）の高周波を印加し，電子のサイクロトロン共鳴により，あらかじめ中性気体を電離して，トカマク起動時の1ターン抵抗を下げる方式を採用する。さらに中性気体の電離後，最終的なプラズマ電流値に達するまで，平衡を保ちながら安定にプラズマ電流を立ち上げるため，ECRF加熱を利用してプラズマ電流分布を制御することも可能となる。

ここでは概略次のような運転パターンを考える。

① 燃料ガス注入
② RFによる予備電離
③ プラズマ電流スタート
④ RFによるプラズマ電流分布制御

電子サイクロトロン共鳴周波数はトロイダル磁場により決まる。FER のトロイダル中心磁場は 5.7 T であるから，中心での共鳴周波数は 160 GH_z となる。

一方，現在 ECRF 加熱実験で使用されている周波数は 28 GH_z～85 GH_z である。従って現状と較べて飛躍的に高い発振周波数の装置の実現が要求される。しかも，FER では1つの結合・伝送系統で 500 kW～1 MWの高周波電力を10秒間入射する必要があり，従来の 200 kW 以下，かつ短パルス実験で用いられたシステムをそのまま適用することはできない。

このようにFER用ECRF加熱装置と従来の装置との間には，極めて大きな技術的ギャップが存在し，大電力発振源から伝送系，結合系までの広範囲の立体回路がR&Dの対象となる。

従って，今回の検討では基本的システム構成を示すことを主眼として検討を行なった。次の段階では，R&Dを行ないながら実際的なシステムを考えていく必要がある。

14.2.2 設計条件

周波数	160 GH_z
全入射電力	10 MW
パルス幅	10 sec
機　能	高周波による予備電離と加熱及びプラズマ電流分布制御

14.2.3 基本システムの構成

(1) 検討指針

14.2.2に示す機能から次のようなことが必要となる。

① プラズマの電子加熱はXモードの電磁波でもOモードの電磁波でも可能であるが，中性ガスの予備電離をするため，少なくともスタート時は電場が磁場に垂直なXモードの波を入射し，電子サイクロトロン共鳴を起こす必要がある。

② プラズマ中の波動伝播特性からXモードは強磁場側，即ちトーラス中心側から入射する必要がある。一方Oモードは低磁場側，即ち外側からも入射できる。

③ プラズマ電流分布を制御するため電磁波の共鳴位置を変える必要がある。プラズマ断面全体にわたり電磁波を入射する必要はなく，中央平面に対して上半分あるいは下半分について電磁波を偏向すればよい。

④ 炉のコンポーネントとして，結合及び伝送素子には分解・組立・炉への組込の容易さを考慮する必要がある。トーラスの外側から脱着作業が可能であり，また交換頻度ができるだけ少ないシステムとする。

(2) トーラス本体に於ける高周波の伝送

プラズマ電流分布制御時に電磁波ビームを振る方法として伝送系の途中に，何らかの駆動機構が必要となる。しかし長期にわたり安定に使用するため，駆動部分を炉本体内に設けることは不適当である。一方従来のECRF加熱装置に用いられる電磁ホーンアンテナや円筒導波管によるシステムでは，本体内に於いてホーンや導波管を移動させることなく電磁波ビームの入射方向を変えることはかなり困難であり，機械的な駆動機構を本体しゃへい体の内部に設けることが必要となる。しかしこれは先に述べた理由により不適当である。

もちろん高周波の周波数を変えて共鳴する位置を変えることにより，電流分布を制御することもできるが，発振管としてジャイロトロンを用いる場合，発振周波数を連続的に変えることがむずかしいため非実際的である。

炉本体の外部に電磁波ビームを偏向する機構を置くため，この検討では，INTOR用ECRF加熱装置（ソ連案）と同様な金属反射鏡による電磁波ビームの伝送を採用する。

金属反射鏡により，直線偏波した電磁波ビームの伝送とプラズマへの入射を行ない，従来の加熱装置のようなアンテナを特に設ける必要がなくなる。Fig.14.2.1に示すように，光を鏡で反射させ，折れ曲がった通路を通過させるのと同様であるため，この伝送方式を光学的伝送と呼んでいる。

光学的伝送の利点は伝送途中での抵抗損失が小さいことと，モード変換はほとんど無視できることである。電力損失は主に電磁波の金属面での散乱と回折による伝送路からの漏れである。このような金属反射鏡での電力損失が約0.2 dBとなる検討結果もある。抵抗損失を減らすため，従来TE_{01}モードの波をオーバサイズの円筒導波管により伝送する方式が一般的であった。Table 14.2.1はその一例であり，いくつかの導波管内径について，160 GHzの波の減衰定数と1 MW伝送時の抵抗損失を示す。Dは円筒導波管の内直径である。熱の問題は直径20 mm以上の導波管を用いることにより冷却を簡単にすることができる。しかしオーバサイズ導波管では，ベント部や導波管のゆがみにより容易にモード変換が発生するため，折れ曲がった伝送路に用いることができない。これを避けるため，曲がりの部分には普通コルゲート導波管を用いるが，160 GHzを伝送するために必要なひだの間隔は1 mmより小さく，実際の製作は非常にむずか

しい。

トーラス本体内に光学的伝送系を設ける例をFig.14.2.2に示す。アクセスドアーにセラミック窓を設け，電磁波ビームを真空容器内に入射する。トカマク上部のしゃへい体内にビーム伝送用のダクトを設け，図に示すようにダクトの曲がり部分に金属反射鏡を置く。セラミック窓から入射した電磁波ビームは鏡で反射され，折れ曲がった伝送路に沿って進む。

(3) モードの選択と入射位置

予備電離にはXモードの電磁波が必要である。従ってFig.14.2.2に示すようにトーラス内側からXモードの電磁波を入射する方式を採用する。

トーラス外側からOモードの波を入射し，第1壁に取り付けた板状のモード変換器によりXモードに変える案も考えられる。しかしモード変換には深さ4分の1波長，間隔数mmの多数のみぞを掘った精巧な構造のコルゲート板が必要となり，炉内で使用する際の表面の消耗が問題である。Fig.14.2.2に示す例では，電磁波ビームは金属反射鏡により上部しゃへい体中のダクトを通った後，反射鏡により炉内に入射される。電磁波ビーム入射用の反射鏡は，Fig.14.2.3に示すようにダイバータ板の裏側に設けることも可能である。ただしダイバータ板に穴をあけることについては，詳細なプラズマ粒子負荷の検討が必要である。

この方式ではトーラス内側からXモードの電磁波を入射するため，プラズマの電子加熱をXモードで行うことができる。Xモードによる加熱はOモードによる加熱よりも狭い領域にエネルギを注入できるとされておりプラズマ電流分布の細かい制御に適する。

(4) 基本システム

FER用ECRF加熱システムの基本構成をFig.14.2.4に示す。高周波発振管の候補として現状ではジャイロトロンのみである。発振周波数が非常に高いためジャイロトロンの動作はTE_{03}またはTE_{04}の発振モードが必要となる。次にモード変換器によりTE_{03}，TE_{04}の波をTE_{01}に変換し，オーバサイズの円筒導波管により電磁波を伝送する。円筒導波管の途中にセラミック窓を設け，絶縁耐圧向上のためSF_6ガスを加圧封入する。プラズマには直線偏波した電磁波を入射する必要があり，モード変換器によりTE_{01}からTE_{11}にモードを変えた後にホーンアンテナより電磁波を発射する。ホーンアンテナ以降炉本体までの長距離の電磁波ビームの伝送に金属反射鏡を用い，伝送損失を減少させる。反射鏡のうちの1台はFig.14.2.2に示すモータ駆動による回転鏡であり，入射電磁波ビームの反射方向を変える。電磁波ビームはアクセスドアに設けたセラミック窓を通して真空領域に送り込まれ，しゃへい体の内部に設けた光学的伝送路を経由して炉内に入射される。

160 GH_zの発振周波数で出力が500 kW 程度のジャイロトロンの製作は極めてむずかしい。実際にシステムを組む場合，たとえば出力100 kW 以下のジャイロトロンを並列運転して出力合成する可能性が強い。

反射鏡の規模は電磁波ビームの径と，ビームの振り幅から決まる。電磁波ビームの径は波長程度まで集中可能であるが，鏡面上での熱負荷と絶縁破壊による制限を受ける。ビーム径は振り幅を含め数10 cm 程度の直径の反射鏡に収まるように決める。

電磁波ビームを炉内に入射する反射鏡は直接プラズマ粒子の衝突を受ける。粒子負荷はダイバータ板上の最大値より1桁以上小さいが，反射鏡表面は少しずつ消耗し，機能低下するため

周期的な鏡の交換が必要となる。鏡をダイバータ板に取付けることにより，ダイバータの交換時に入射用の鏡を炉から引出すことができる。Fig.14.2.3 にその例を示す。

全入射電力は 10 MWである。Fig.14.2.4 に示す系統を10～20 組使用することにより，一系統当り 500 kW～1 MWの高周波を10 秒間伝送する。結合系をトロイダルコイル間の領域に設置するため，NBI 加熱装置，ICRF 加熱装置との取合いの調整が必要となる。

円筒導波管による伝送系の部分の絶縁耐圧をさらに高めるため，Fig.14.2.5 に示すようなセラミック窓付のホーンアンテナを使用することも考えられる。これよりホーンアンテナ先端までSF_6 ガスを加圧封入でき，またセラミック窓の沿面距離を大きく取ることができるため，絶縁耐圧を向上できる。

以上の高周波の伝送方法により信頼性の高いシステムが実現可能となる。

なお発振源としてのジャイロトロンについて，現在 160 GH_z という極めて高い周波数での大電力連続発振はまだ実施例はなく，ジャイロトロン以外の原理を含めた総合的電子管の開発が必要である。また 160 GH_z 帯の立体回路および計測機器等の早急な開発も必要である。

Table 14.2.1 Loss factor of TE_{01} mode in circular wave guide. (f=160 GH_Z, P_{in}=1 MW)

D (mm)	α (Neper/m)	r.t loss (W/cm^2)
5	2.6×10^{-2}	160
10	3.0×10^{-3}	9.4
15	8.7×10^{-4}	1.8
20	3.6×10^{-4}	0.6

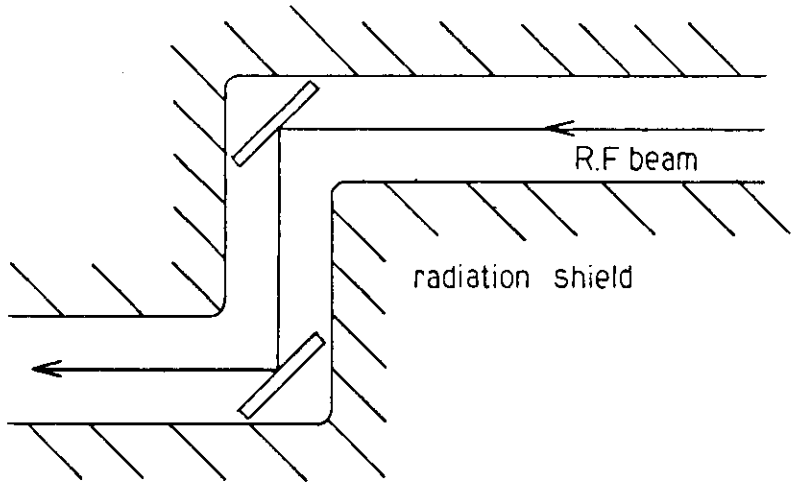


Fig. 14.2.1 Optical r.f tansport with metal mirror

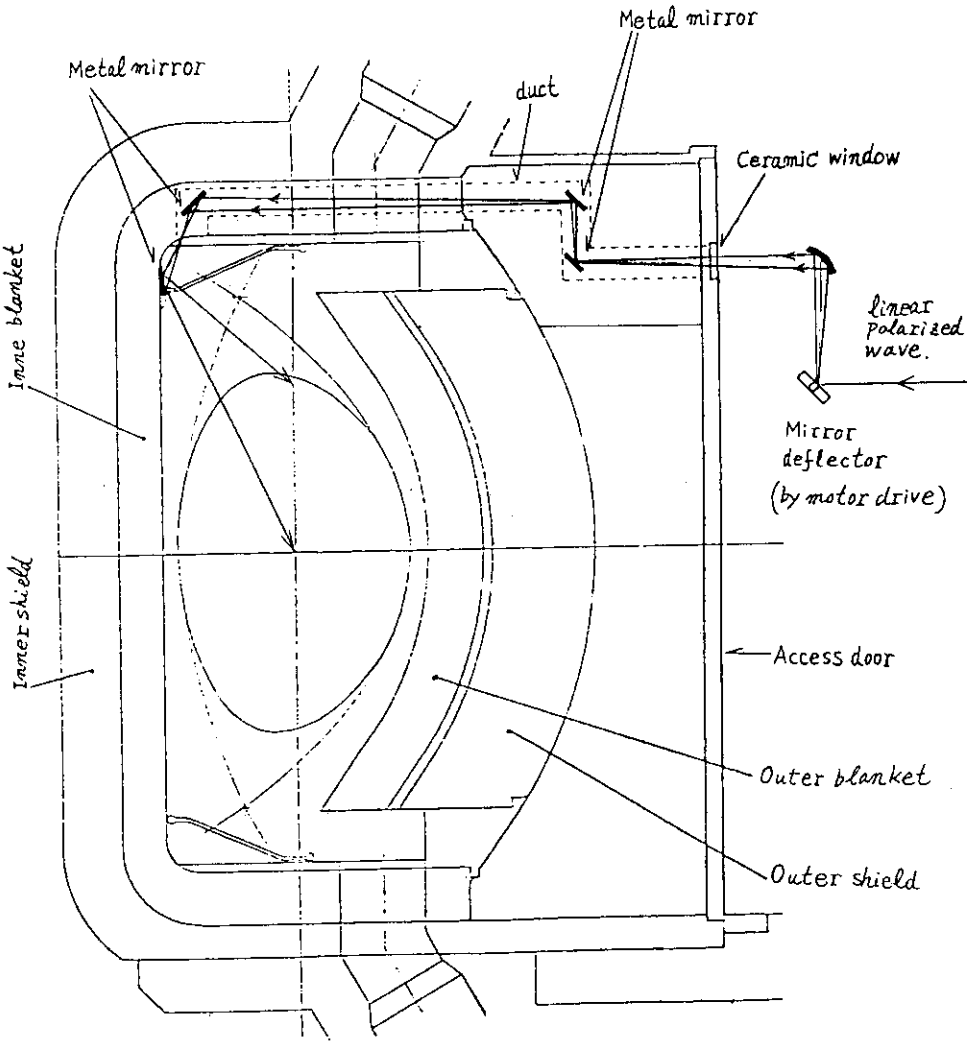


Fig. 14.2.2 R.F beam transport and injection

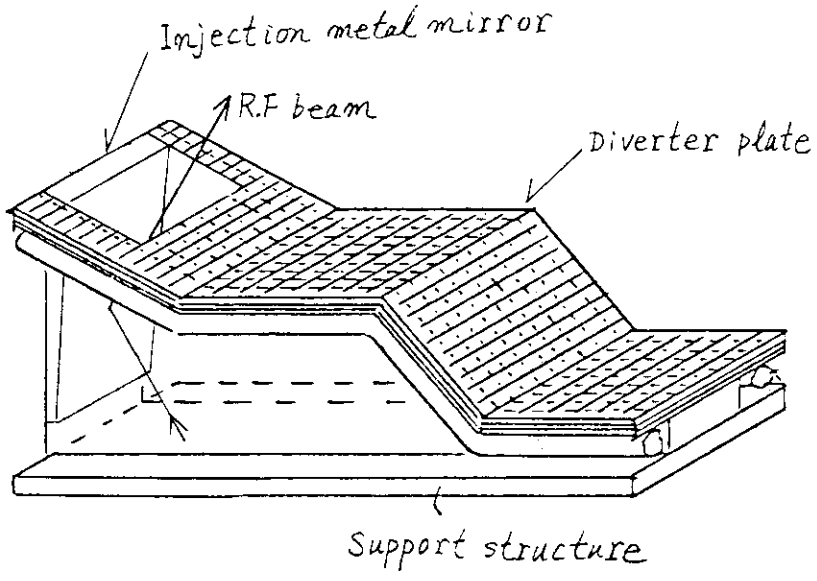


Fig. 14.2.3 Example of r.f beam injection through diverter plate

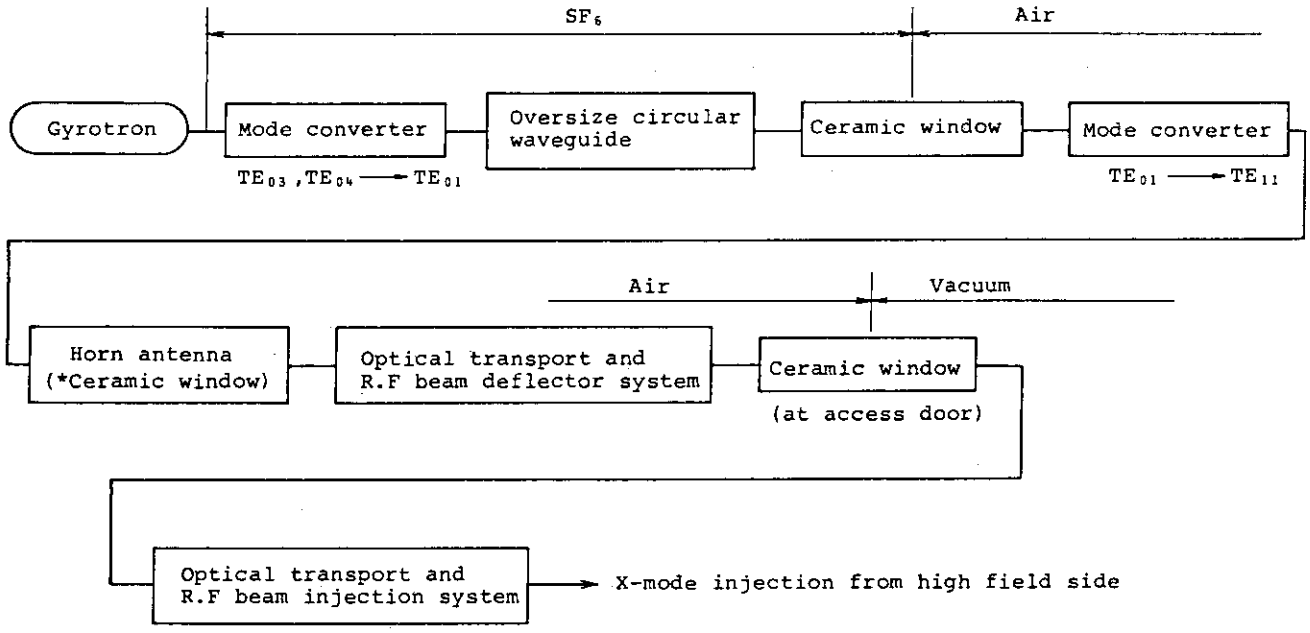


Fig. 14.2.4 Basic composition of FER-ECRF heating system

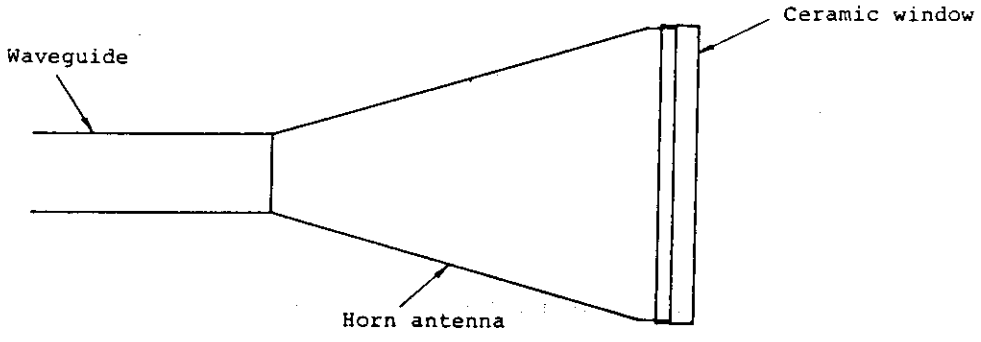


Fig. 14.2.5 Horn antenna with ceramic window

14.3 NBI加熱装置

中性粒子入射加熱装置の設計の考え方は，将来の方針を踏襲することとし，基本となる設計データはできるだけ実現されている値を採用することにする。

14.3.1 概 要

中性粒子入射孔として準備されているポートは，二ケ所であり，Table 14.3.1に示すように，D^0として30 MWのパワーをトーラスに入射する。設計の制約となる条件のひとつは主として幾何学的な形状である。トーラスを取り巻くトロイダル・コイルの数が14ケと多く，遮蔽体厚みを考慮すると，コイルの間隙をぬって確保できる入射通路はそれほど大きくはない。

全体設計にあたって，まず決定しなければならない項目は，ビーム・エネルギの値である。エネルギの範囲はTable 14.3.1にあるように，150 keVから175 keVの間の値となっている。まず150 keVと175 keVの場合について，装置規模の概算をしてみる。同じ出力を得るには，ビーム・エネルギの高い方が中性粒子としての電流値は低くなる。しかし，D^+の中性化効率は，エネルギーの低い方が高い。Fig.14.3.1とFig.14.3.2に，σ_{10}とσ_{01}の断面を示す[1]。これらから求めた中性化効率は，90％の平衡セルを利用するとすると，36％（150 keVの場合）と26％（175 keV）となる。ビーム・ライン中での損失，例えば，ビームの発散に帰因する損失などは同一と考えることにし，更に，中性粒子変換後の再電離損失もσ_{01}の値があまりちがわないことから同じとして，ビーム・エネルギが150 keVと175 keVの場合の比較をTable 14.3.2に示す。全体として150 keVの場合の方が約15％程度イオン源を小さく構成することができる。また，エネルギの小さい方が，絶縁など機器の構成を容易にする方向であることを考えあわせて，ビーム・エネルギは150 keVと選ぶことにする。

個々の機器の構成や，設計については後述するが，全体構成として，非中性化イオンの処理にイン・ライン型のビーム・コンバータを採用してビーム・ダンプの熱負荷低減とシステムのパワー効率の改善を図ることにする。排気ポンプは凝縮型クライオ・ポンプを採用して大容量排気に備えることにする。

14.3.2 全体構成

入射ポートに設置した中性粒子入射加熱装置ユニットの全体構成図をFig.14.3.3とFig.14.3.4に示す。ユニットは，5つのビーム・ラインから成る。ビーム・ラインに沿った構成は，イオン源，角度調整部，中性化セル，ビーム・コンバータと続き，ドリフト管を介して炉本体部のゲート・バルブに接続される。ビーム・ライン長は，12.5 mである。ビーム通過路として最も狭まっている所は，Fig.14.3.4の平面図に示すように，ビームがトロイダル・コイル間を通過する部分である。Table 14.3.1で与えられた15度の入射角を保ちつつ，放射線遮蔽壁の厚みを1 mに確保するために，ビーム・レットの焦点を平面方向ではこのコイル位置においた。ダクト幅として最も狭いところは70 cmになっている。

イオン源をでたイオン・ビームは，重水素ガスを用いた中性化セルで中性化された後入射される。中性化効率は90％の平衡セルを用いると，32％程度になる。残りの非中性化イオンの

パワーは，ビーム・ライン中に設けたコンバータを用いて，静電的に減速・回収することにより残留パワーを減らし，ビーム・ダンプの熱負荷を軽くする。同時に，回収パワーをイオン源電源に戻して，システムのエネルギ効率を改善することにする。

ビームを，イオン源から炉まで輸送する際の基本的な考え方は，中性化セルにビーム・リミタとしての役目をうけもたせ，それ以外の部分はビームの照射を受けないような配置にするようにした。ビーム・ライン各場所でのビームのプロファイルをFig.14.3.5とFig.14.3.6に示す。イオン源の引出し電極は，(8 cm × 115 cm)の偏平な形状である。縦方向のビーム・レットの焦点は，ドリフト管の形状を小さくするため9.7 mにおいた。同図のプロファイルは，個々のビーム・レットが，ガウス分布の強度分布をもって出射し，発散角(強度が1/eに下がる天頂半角)が1.0度の場合である。ビーム・プロファイルは，矩形状から急速に形が崩れ，据野をもった分布となる。ビームの整形は，Fig.14.3.5に示すように，主として，縦方向に行って，縦方向のビーム幅の拡大を少なくし，コンバータの設計を容易にすることと，各部のガス・コンダクタンスを抑えるようにした。ビーム・ライン上に占める各部所の長さ，及び，ビーム・ラインに沿ったダクト形状とビーム強度が1/eに下がるビーム幅をFig.14.3.7に示した。以下の計算にはこのビームライン形状を用いた。

中性化セルとドリフト管の領域は，ビーム・コンバータが配置されているが，同時に，セルからのガスの排気孔を兼ねている。排気システムは，三段の差動排気を採用しており，炉に流入するガス量を抑えながら，排気ポンプの容量を少なくし，また，コンバータ内の圧力上昇を防止することにした。排気室1でセルからのガスの大半を除くのである。排気ポンプは，凝縮型のクライオ・ポンプを採用し，ビーム・ラインの両側に設ける。入射装置ユニットは，50 cmの放射線遮蔽壁で覆い，内面に磁気遮蔽材を施す。

電位分布は，中性化セルを接地レベルとし，放電室は150 keVの高電位におくことにした。

採用した基本設計値のうち，装置規模への影響の大きいものに，熱入力に対する除熱の上限と，クライオ・ポンプの排気性能がある。それらの値として，各500 W/cm^{2}と[2]，9 Torr·l/sec/cm^2[3]を採用した。また，設計仕様のひとつとして，炉本体への許容ガス流入量として，高速中性粒子束の15%相当量のガス量とした[3]。これらの値を基準として，個々の機能について次節以降で検討を加える。その他の基準値は，多くをJT－60用NBI原形ユニットで達成された値を参考とした[2]。

14.3.3 各部の構成

(1) イオン源

イオン源は，重水素の正イオン源とする。ユニット当り5台のイオン源で15 MWの中性粒子パワーを得るには，中性化効率と中性化セルでの整形(5%損失)，及びセル以降での再電離損失(後述10%)を差しひくと，イオン源当りのイオン引き出し電流を79 Aにする必要がある。ただし，このときに引出イオン・ビームのプロトン比は0.9とした。プロトン比を向上するひとつの方法として，放電室の容積と実効的なイオン損失面積の比を大きくすればよいことが指摘され，実際に大容量・強磁場のバケット・ソースを用いて，90%をこえるプロトン比が得られている[4]。

引出し電極は，（8 cm × 115 cm）の矩形の多孔電極で，開孔率は，水冷することを考えて40％とした。開孔部の引出電流密度は，コンバータ入射電流との兼ね合いから，0.22 A／cm² の値をえらんだ。ビーム・ラインが 12.5 m と長いうえに，トロイダル・コイル間のダクト幅がせまいためビーム・レットの発散角は，1.0 度であることが求められる。0.22 A／cm² の引出密度と，発散角 1.0 度を保ちつつ，開孔率40％を確保することはそれほどたやすいことではない。Fig. 14. 3. 8 に電極部の構成を示す。孔間に水冷パイプを埋め込む関係上，孔中心間距離は，7.5 mm，電極厚みとして 2.5 mm は必要と考える。イオンの加速は，二段に分割することにし，電界強度比を

$$\frac{50\,\mathrm{kV}}{7.5\,\mathrm{mm}} \Big/ \frac{103\,\mathrm{kV}}{12.5\,\mathrm{mm}} = 0.81$$

としたときの引出電流密度とビーム・レットの発散角の関係を Fig. 14. 3. 9 に示した。0.22 A／cm² の引出密度で 1.0 度以下の発散角を有していることがわかる。このときのイオン軌道のシミュレーションを Fig. 14. 3. 10 に示す。

イオン源の動作圧力を考える。圧力選択に制約を与える条件のひとつは，引出ビームが加速電極間を通過する際に，電極間にある中性の重水素分子と衝突し発生する二次的な荷重粒子（parasitic particles）の取り扱いである。電極間で生まれた荷電粒子は電界で加速され大きなエネルギをもつようになる。二次粒子のパワーの大半は有効に利用されることなく熱となり，イオン源のパワー効率を下げる[5)6)]。また，二次電子は放電室方向に加速されて放電室の後壁を照射し，除熱できない程の熱負荷になる可能性がある。二次粒子のパワーは，標的である中性の重水素分子の密度に比例するため，パワーを下げるには，電極間のガス密度を低くする必要がある。しかし，ガス密度は任意に設定できるわけではない。イオン源の動作圧力や排気ポンプ容量の制約をうける。ポンプ容量を低く抑えるには，中性化セルからの流出ガスを少なくする必要があり，イオン源からの流出ガスを，そのまま中性化のためのガスとして中性化セルへ導くことが効果的である。二次粒子パワーを低くするには，加速電極部の圧力降下を小さくすることが望ましく，イオン源のガス効率を極力高くすることが要請される。Table 14. 3. 3で示したガス効率50％という値は現実的な値と考えている[7)]。イオン源からのガスは室温で流出するものと考えると，8.9 Torr·ℓ／sec が流れだし，電極部の圧損は 3.1 m Torr である。Fig. 14. 3. 11は，放電室の動作圧力と，二次粒子パワー，及び放電室後壁の熱負荷の関係を示している。計算は次式にしたがった。二次粒子パワーの引出イオン・パワーに対する割合Rは，

$$R = \int_L n\sigma \cdot |\phi - \phi_0| \, dx$$

で与えられる。ここで n は電極間に存在するガス密度，σ は二次粒子生成断面積，φ は二次粒子の生まれた場所の電位，ϕ_0 は粒子の最終到着場所の電位で，積分範囲 L は電極間距離全域である。上式は，Fig. 14. 3. 10 と連動して計算すべきものであるが，ここでは近似計算によった。ガス密度は，電極間では一定で，電極部で不連続であるとし，電界も電極間では一定と考えた。また，σ も次式で近似した[1)]。

イオン生成の場合：

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_0 & 0 \sim 30\ \text{keV} \\ \sigma_0 \left(\frac{E_0}{E} \right)^{0.7} & 30\ \text{keV} \sim \end{cases}$$

ただし　$\sigma_0 = 9 \times 10^{-16}\ \text{cm}^2$

$E_0 = 30\ \text{keV}$

電子生成の場合：

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_0 \left(\frac{E}{E_0} \right)^{0.69} & 0 \sim 80\ \text{keV} \\ \sigma_0 & 80\ \text{keV} \sim \end{cases}$$

ただし　$\sigma_0 = 2.8 \times 10^{-16}\ \text{cm}^2$

$E_0 = 80\ \text{keV}$

また，生成したイオンは放電室へ，電子は中性化セル方向へ抜けるとしてϕ_0を与えた。Fig. 14.3.11によると，二次イオンの持つパワーがかなりあることがわかる。これは，ガス密度が高ポテンシャル側で高いうえに，σが低エネルギ域で大きな値をもっているためである。この点からも，放電室の圧力が低いことが望ましいが，次節で述べる中性化セルの条件や，排気容量の兼ね合いから，放電室の圧力P_sを

$$P_s = 6\ \text{m Torr}$$

とえらんだ。このときの二次イオン，二次電子によるパワーの損失は，一次ビーム・パワーの33％，4％となる。放電室後壁の熱負荷は516 W／cm²となり，熱負荷密度を下げるために，14度の傾きをもたせる。

また，放電室圧力6 m Torrは，バケット型イオン源では，通常の動作圧力としてあつかえる圧力である。放電室の性能を特徴づけるもうひとつの値である引出電流と投入放電パワーの比（arc efficiency）を1 A／kWとすると[7]，イオン源当りに用意すべき放電電源容量は81 kWになる。

(2) 中性化セル

イオン・ビームが，ガス中を通過するときの中性化効率η_Nは

$$\eta_N = \frac{\sigma_{10}}{\sigma_{10} + \sigma_{01}} \cdot \left[1 - \exp\left(-(\sigma_{10} + \sigma_{01}) \cdot (nL) \right) \right]$$

である。（nL）は，中性化セルのガス線密度である。150 keVのD^+に対して，90％の平衡セルを得るに要する線密度は室温の重水素を標的ガスとすると，

$$(n \cdot L) = 1.2 \times 10^{16}\ \text{molec}/\text{cm}^2$$
$$= 0.36\ \text{Torr} \cdot \text{cm}\ (=(pL))$$

である。セルの長さLは

$$L = 225\ \text{cm}$$

とした。これは，ビーム・ライン長，ビーム発散やセルのコンダクタンスなどから決められる値である。形状はFig.14.3.7を参照して入口（8 cm × 115 cm），出口（12 cm × 108 cm）である。

中性化セルに必要なガスをすべてイオン源からの流出ガスで賄うとすると，加速部での圧損が大きくなり，結局のところ放電室圧力を押し上げ，前節で考えたように，二次粒子パワーに

よる損失の増大と放電室の熱負荷を増す結果となり得策でない。そのため，排出ガス量をふやすことになるけれども，イオン源のガス効率をあげて，流出量をへらし，不足するガス分を直接セルに補給することにより，必要なガス線密度を確保することにする。このとき，流量バランスの関係から次式が成立する。

$$Q_1 = C_1 (p_1 - p_2)$$

$$(pL) = \frac{p_1 + p_2}{2} \ell_1 + \frac{p_2}{2} (L - \ell_1)$$

ここで，Q_1 はイオン源から流出するガス量，ℓ_1 は，Fig.14.3.12に示すようにガス補給位置，C_1 は入口から ℓ_1 までのコンダクタンスであり，p_1，p_2 はセル入口と，ℓ_1 での圧力である。セル出口圧力は実質上零としてさしつかえない。C_1 の計算にセルの平均断面寸法をつかうことがゆるされるとすると，$C \propto 1/\ell_1$ の関係がつかえる。ところで，ℓ_1 には

$$0 \leq \ell_1 \leq L$$

の条件があるため，p_1 は次の範囲に限定される。

$$\frac{(pL)}{L} + \frac{Q_1 L}{2A} \leq p_1 \leq \frac{2(pL)}{L}$$

ただし，$A = C_1 \cdot \ell_1$ であり，$Q_1 = 8.9$ Torr・ℓ/sec を代入すると

$$2.6 \text{ mTorr}, \leq p_1 \leq 3.2 \text{ mTorr}$$

に，p_1 は限定される。この範囲における，ℓ_1 とセルへの補給分を加えた総排出ガス量を，放電室圧力の関数として Fig.14.3.13 に示す。放出ガス量，いいかえると補給ガス量は，放電室圧力を下げると，ガス量は急激に増す。この図から，P_s として前述の 6 mTorr を採用した。ℓ_1 は 53 cm となり，p_1，p_2 は 2.9 mTorr，2.5 mTorr であり，セルからの流出ガスは 18 Torr・ℓ/sec となる。

また中性化セルには，ビーム・リミタとしての役目をおわせ，ビーム・ラインの他の場所への照射を防ぐことにする。セルで除かれるパワーは，出射パワーの5％ととしており，ビーム・ライン当り，0.6 MW である。

(3) ビーム・コンバータ

中性化セルで中性化するイオンの割合は，90％平衡セルを用いても32％である。残りの 68％はイオンのままのこる。非中性化イオン・パワーは，中性化セル下流 60 cm の位置（ビーム・コンバータ入口）でなおビーム・ライン当り 7.2 MW である。実効的なビーム幅を Fig.14.3.5, 6 において，ビーム強度が (1/e) となる幅とすると，パワー密度は，5.7 kW/cm^2 に達する。このパワー密度を，基準値とした 500 W/cm^2 に下げてビーム・ダンプで除熱冷却するとすると，ビーム幅を11倍に拡大する必要があるほか，入射中性粒子パワーの 2.5 倍近くのパワーを空費することになり得策でない。ビーム・ダンプでの熱負荷の低減と，システムのパワー効率の改善を意図してビーム・コンバータを設ける。ビーム・コンバータは，イオンに対して減速電界をかけて回収するもので，ビーム・ラインのコンパクト化を図るためイン・ライン型のコンバータとした。イオン回収電極中央部には，中性粒子通過孔があり，イオン・ビームは，減速電界の助けをかりて，自らの空間電荷によって拡がりながら，中性粒子ビーム軸からはずれて回収電極に到着する。回収電極への電子流入を防止するため，回収電極の前後に負電位の

電子抑制電極を設けて電子に対し静電障壁を形成する。したがって，コンバータは，三つの電極から構成されることを原則とする。コンバータの前後は，ビーム通過用だけの開孔部をもつ隔壁で仕切って差動排気の目的にも供する。

ビーム・コンバータに流入する D^+ イオンは，後述のシステム全体のパワー・フロー図で説明するが，ビーム・ライン当り45Aとなる。回収電極電位は，入射電流値や電極配置によって大きく影響を受ける。一般的には，回収電位を上げるには，入射電流密度を下げ，回収電極を電子抑制電極近くにもってこなければならない。しかし，イン・ライン型コンバータでは，イオンの捕獲率をあげるために，ある程度，電極間距離を長くしてビームが拡がった位置に回収電極をもってくる必要がある。また，システムの小型化を図るには，電流密度を高くして取り扱える電流を増大することが望ましい。更に，電極間距離は，電気絶縁を保てる程度に充分確保されていなければならない。以上の様な事情を勘案して，回収電位を 130 kV とした。コンバータ内のイオン軌道のシミュレーションを Fig. 14. 3. 14 に示す。入射電流の密度分布は Fig. 14. 3. 5 のビーム・プロファイルを考慮してガウス分布で近似した。電子障壁形成に要する電子抑制電圧は 120 kV であり，イオンの捕集割合は 95 %である。イオン・ビームは，回収電極近傍に到って急激にその拡がりを増す。電極形状はイオンのスリップを防ぐため若干の注意を要する。

コンバータの設計値のなかでシステム全体に大きな影響を与える値のひとつは，コンバータ内圧力である。コンバータ内の残留ガスは，イオン・ビームとの衝突によって二次的なイオンや電子を形成する。その様子は，イオン源加速部での二次粒子の問題と全く同じである。ただ，コンバータの場合には，二次電子は回収電極へ，二次イオンは Fig. 14. 3. 15 に示すように大半が電子抑制電極へ集中し損失電流を形成するとともに熱負荷となる。このうち二次イオンの振るまいは厄介で，電極から更に二次電子を放出させる。これら放出電子の大半は，Fig. 14. 3. 16 に示すように回収電極を照射する。電子のもつエネルギは，電子抑制電極と回収電極の電位差に相当する値になり一次イオンのエネルギよりも大きくなる。しかも，放出電子数は入射イオン数より多いため[1]，放出電子による損失は更に増倍される。Fig. 14. 3. 17 にこれら二次粒子パワーと，透過イオン・パワー，残留イオン・パワーの一次イオン・パワーに対する割合を示す。二次粒子パワーは圧力に比例して増大するが，とりわけ放出電子の占める部分が急激に大きくなり，回収効率を下げるとともに回収電極の熱負荷を著しいものにする。二次粒子パワーを低減する方法のひとつは，コンバータ内圧力を極力下げて二次粒子の発生そのものを少なくすることである。しかし，この方法は，後述のように排気系の負担を非常に大きくする。それよりも，二次粒子パワーの大半を占めているのが放出電子パワーであることに着目して，電子抑制電極周囲に磁界を加えて電子放出を抑えることにする[8]。要する磁束密度は，電極近傍の電界強度からせいぜい 200 ガウス前後で充分である。磁場発生には，水冷パイプに電流を流し，同時にパイプ自身を負にバイアスして抑制電極とすることにすれば，コンバータ内からのガス排気のためのコンダクタンス拡大にもつながる。放出電子分のパワーを除去することによって，回収電極における熱負荷の制限から解放されることができる。コンバータ圧力は，説明が前後するが次節の排気系の検討も加えて，6×10^{-5} Torr とした。

コンバータの回収効率を考える。二次イオンと二次電子による損失は，それぞれ一次イオン・

パワーのそれぞれ2.6％と0.4％になる。一方回収パワーは81％である。回収効率η_{rec}を次式で定義する。

$$\eta_{rec} = \frac{(\text{回収パワー}) - (\text{二次粒子パワー})}{(\text{一次イオンパワー})}$$

$$= 79\ \%$$

また回収電極の熱負荷は，Fig. 14. 3. 14 にみられるようにほぼ一様入力で，110 W／cm² 程度であり，一部ビームの集中のある場所でも 310 W／cm² 程度である。一方電子抑制電極の熱負荷は 30 W／cm² 程度で特に問題はない。

ところで，コンバータに入射するイオンは上述の，D^+（150 keV）ばかりではない。イオン源からは，プロトン比にしたがって，D_2^+ や D_3^+ が引きだされ，これらは解離して大半は，D^+（75 keV）や D^+（50 keV）となる。Fig. 14. 3. 18, 19 は 90％平衡セルを通過した後の粒子毎のパワー分担を引出時のエネルギの函数として示したものである[9]。当面の議論には分子イオンの寄与は無視してよいことがわかる。コンバータに入射するこれら解離イオンのもつパワーは，D^+（150 keV）のパワーの約5％になる。無視できる値ではないが，一部の電極に集中することがない限り設計上特に支障となるパワーでないため，損失パワーの一部として取り扱うにとどめる。

(4) 排気システム

NBI システムの規模に及ぼす排気システムの影響は大きい。排気システムの設計にあたって留意しなければならない事項は，

1) トーラスへのガス流入量を規定値以下に保つこと。

2) 中性化セルをでたあとの中性粒子ビームの再電離損失を少なくすること。

3) コンバータ内圧力を極端に上昇させないこと。

これらの要望を満たしながら，排気容量をシステム全体の規模に見あった値に抑えなければならない。1) に関しては，

（トーラスへのガス流入量）

≦（入射中性粒子数の15％）

を基準とする[3]。前節までの議論は主としてビーム・ライン当りの値を扱ったが，以下では，主としてユニット当りの取り扱いをすることにする。

ビーム・ライン当りの中性粒子流は20 Aであるので，ユニット当りの許容流入ガス量は，1.4 Torr・ℓ／sec となる。

さて，排気の対象となるガスは，中性化セルから流出するガスと，コンバータに入射したイオンがガス化する分が大半で，この両者を主として対象とする。排気系統の模式図を Fig. 14. 3. 20 に示す。Fig. 14. 3. 3 のところでも説明したように，中性化セルとドリフト管の間で三段の差動排気を行う。排気容量の算定にかなり影響を与えるので，排気計算の手順を若干述べる。最も大きなガス源である中性化セルからの流出ガス Q_N は，コンバータ室と中性化セルの間の REGION 1 を経由して，排気室である EVACUATION ROOM 1 で排気される。REGION 1 と，EVACUATION ROOM 1 との間のコンダクタンス C_1 は，セル出口とコンバータ室隔壁との間の距離（0.6 m）と高さ方向の寸法（6.7 m）で与えられると考える。また，同図の

Q_{12} は隔壁の開孔部からコンバータ室に流入するガス量である。一方，コンバータからは，イオンがガス化した流量 Q_C が，コンバータ電極間隙で決まるコンダクタンス C_C に従って，REGION 2に流出する。REGION 2は，相隣り合うコンバータ電極の間の領域である。先にのべたように，C_C を大きくとるためもあり，電子抑制電極をグリッド状で透明度の高い構造とした。コンダクタンス C_3 は，REGION 2 とEVACUATION ROOM 2の間の開孔面積で決まるが，コンバータ電極の設置によって，実効面積は3／4になっているとした（1.2m×8m×2面×3／4）。コンバータ室から流出した Q_{23} は，EVACUATION ROOM 3で排気された後，一部 Q_D はドリフト管をとおってトーラスに入る。

流量バランスから次の関係がある。

$$Q_N = Q_1 + Q_{12}$$
$$Q_3 = Q_{23} - Q_D = C_3 (P_3 - P_{31})$$
$$Q_1 = C_1 \cdot (P_1 - P_{11})$$
$$Q_{12} = C_{12} \cdot (P_1 - P_2)$$
$$Q_C = C_C \cdot (P_C - P_2)$$
$$Q_{12} + Q_C = Q_2 + Q_{23}$$
$$Q_2 = C_2 \cdot (P_2 - P_{21})$$
$$Q_{23} = C_{23} \cdot (P_2 - P_3)$$
$$Q_D = C_D P_3$$

ただし，Q_D は P_3 のみで決まると考えている。

このとき各領域の排気容量は

$$S_1 = Q_1 / P_{11}, \quad S_2 = Q_2 / P_{21}, \quad S_3 = Q_3 / P_3$$

で与えられる。ただし P_i は同図に示した各々の場所の圧力である。各領域の圧力の設定の手掛りのひとつは，総排気速度（$S_1 + S_2 + S_3$）を極力小さくするような配置法である。そのために各圧力を高くしたくなる。しかし一方，圧力を高くした際に，中性粒子ビームの再電離損失と考慮する必要がある。Fig. 14. 3. 21 は，コンバータ圧力 P_C をパラメータとし，P_1 を順次変化させたときの総排気速度とイオン化を免れる割合との関係を示したものである。ここでイオン化を免れる割合 η_{RI} は

$$\eta_{RI} = \exp(-\sigma_{01} \int n \cdot dl)$$

である。$n \cdot dl$ はガス線密度であり，積分は，中性化セル以降，ブランケット出口までにわたっておこなう。また，一旦イオン化した粒子は再度中性化する部分もあるが，ここではすべて損失として考えた。同図は，P_1 を高くすることにより，S_1 が減少するため総排気速度の縮少に寄与するが，P_1 が高くなりすぎると，Q_{12} が増し S_2 の負担を大きくしてしまうため，P_1 に対して最小値が存在する。この最小値は，もちろん P_C によってかわる。η_{RI} の目安として90％以上を目安にし，S_1，S_2，S_3 のバランスを考慮して各部圧力を決定した。Fig. 14. 3. 22 に排気システムのフロー図を更に模式化して示す。同図は，ビームがガスとの衝突の結果，電離や中性化して損失分となった部分はすべてガス化するとしており，何回かのくりかえし計算を行ってもとめた。

排気ポンプは凝縮型のクライオ・ポンプを用いることにし，ビーム・ラインの両側に配置す

る。排気性能は 9 Torr・ℓ／sec／cm² とすると[3]，S_1，S_2，S_3 として，それぞれ 8.2 m²，13 m²，13 m² の面積が必要となるがいずれも設置可能な値である。

クライオ・ポンプの再生周期を考える。

(1) 真空リークが発生し，NBI 内が瞬時に大気圧・室温になったとしても，爆発しないこと。

(2) 排気速度が当初の値より10％減少するまで。

とすると，

(1)は，1.75 H_2％／vol[9] と考えると，真空密器の大きさは，4.5 m × 4.5 m × 8 m であるので，1.5×10^5 shot となる。

(2)は，13 Torr・ℓ／cm²[3] と考えると，Evacuation room 1 のポンプが最も周期が短く，1200 shot となる。

(5) システムのパワー・フロー

前節までの検討をまとめると，システムのパワー効率を議論することができる。Fig. 14. 3. 23 にユニット当りのパワー・フローを示す。この図は，（E／2），（E／3）の粒子のパワー分担を考慮し，各成分についての再電離損失をも組み込んでいる。

インプット・パワーに対する入射パワー効率は，有効なパワーを D^0（150 keV）のもつパワーだけとすると，27％になる。このとき回収パワー分は，正味のインプット・パワーの50％に相当するパワーを供給している。コンバータを用いないと効率は18％に下がる。もし，D^0（75 keV）と D^0（50 keV）のパワーも加熱に寄与できるとすると効率は33％となる。

14.3.4 検　討

ビーム・エネルギを 150 keV と低く抑えることにより，システムのパワー効率も改善され，システム規模も比較的小さくすることができた。今回の設計に用いた基本的な設計データは，かなりの部分が実験的に得られている値であり，現在の技術レベルのスケール・アップで，FER 用 NBI からの要求の多くに答えられる段階にあるものと思われる。全く実機規模の経験のない分野としてビーム・コンバータがあるが，それとても，絶縁距離などに，それほど大きな仮定をしているとは考えていない。

今回の設計の特色を挙げると，

イ) プロトン比の大幅な改善（0.9 以上[4]）による効率の向上。

ロ) 差動排気の採用と，コンバータにおける，磁力線によるつつみこみを利用した電子抑制電極（いわば「電磁ガード型コンバータ」）の採用により，排気系の負担が軽減された。

ことなどがある。

今後の問題には，各機器の寿命の算定法の確立や，放射線照射下における各種材料の特性劣下問題の検討がある。

最後にイオン源加速電極部のパワー損失について考える。Fig. 14. 3. 11 や Fig. 14. 3. 23 にあるように二次的な粒子のもつパワーが大きく，全体のパワー効率を下げる大きな原因にもなっている。しかし，ここに述べたイオン源と似かよった性能をもつ JT－60 用原形ユニットのイオン源でも，それほど大きなパワー損失がみとめられない。例えば，放電室に向かって逆加速

される二次電子パワーも，引出パワーの0.8％～1％となっており[2]，加速部のガス密度は，ここで検討したほど高くなっていない可能性が推測される。もし，電極間にあるガスが放電室でエネルギをもらい，その温度が1,000 K 以上あるとすると計算値との対応がつく。それに，Heを用いた中性化セルでの中性化効率の測定から，イオン源から流出するガス温度が1,000 K 以上であると推測している実験例もある[10]。もし，実際にガス温度が1,000 K 程度であるとすると，二次粒子によるパワー損失は，一次ビーム・パワーの11％程度となり，ガス温度が室温とした場合の約1／3 に低下する。このときは，放電室後壁の熱負荷も200 W／cm² 以下になることになり，システムのパワー効率も38％に改善され，システム規模も縮小できる。

REFERENCES

1) C. F. Bernett et al.; ORNL－5207 (1977)
2) M. Akiba et al.; Rev. Sci. Instrum. 53 (12) p 1864 (1982)
3) 松田他 ; JAERI－M 7655 (1978)
4) 奥村他 ; 物理学会 '82 年会予稿集 3a－CD－9 (1982)
5) K. Hashimoto et al.; Proc. 8th Sympo. on Engineering Problems on Fusion Research, San Francisco, p 1398 (1979)
6) H. Yamato et al. ; Proc. 11th Sympo. on Fusion Tech., Oxford (1980)
7) 電気学会雑誌 103 (2) p 167 (1983)
8) J. Kim et al.; J. Appl. Phys. 50 (6) p 3802 (1979)
9) B. S. Denhoy et al.; Proc. 7th Sympo. on Engineering Problems of Fusion Research, Knoxville, p 1045 (1977)
10) T. S. Green et al.; Rev. Sci. Instrum. 53 (6) p 816 (1982)

Table 14.3.1 Requirements for NBI

INJECTION POWER	30 MW / 2 PORTS
BEAM ENERGY	150 - 175 keV
BEAM SPECIES	D^0
BEAM DURATION	6 sec
INJECTION ANGLE TO THE PLASMA MINOR AXIS	15 deg
NUCLEAR SHIELD THICKNESS	$\geq$ 1 m

Table 14.3.2 Current ratio between ion beam of 150 keV and that of 175 keV

RATIO OF NEUTRAL BEAM CURRENT INTO REACTOR	D^0(150keV) / D^0(175kev)	1.17
CROSS SECTION FOR ELECTRON LOSS OF D ATOM IN D_2 [1]		1.25×10^{-16} cm^2 at 150 keV 1.16×10^{-16} cm^2 at 175 keV
ELECTRON CAPTURE CROSS SECTION FOR D^+ PASSING THROUGH D_2 [1]		0.69×10^{-16} cm^2 at 150 keV 0.43×10^{-16} cm^2 at 175 keV
RATIO OF NEUTRALIZATION EFFICIENCY		0.72
RATIO OF ION CURRENT EXTRACTED FROM ION SOURCE	D^+(150keV) / D^+(175keV)	0.85

Table 14.3.3 NBI characteristics

NUMBER OF INJECTORS	2
INJECTION POWER	15 MW / INJECTOR
BEAM ENERGY	150 keV
INJECTION ANGLE	15 deg.
BEAM LINE LENGTH	12.5 m
• NEUTRALIZER	2.25 m
• DISTANCE FROM NEUTRALIZER TO CONVERTER	0.6 m
• BEAM CONVERTER	1.2 m
• DISTANCE FROM CONVERTER TO DRIFT DUCT	1.2 m
• DRIFT DUCT	3.75 m

ION SOURCE DESIGN	
NUMBER OF ION SOURCES	5 / INJECTOR
CURRENT	79 A / SOURCE
DIVERGENCE OF BEAMLET ($W_{1/e}$)	1 deg.
PROTON RATIO	0.95
GRID SIZE (H x W)	8 x 115 cm^2
TRANSPARENCY	0.4
BEAM CURRENT DENSITY	0.22 A / cm^2
ACCELERATION	2 STAGES
PRESSURE IN ARC CHAMBER	6 mTorr
GAS EFFICIENCY	0.5

(to be cont'd)

Table 14.3.3 NBI characteristics

NEUTRALIZER		
NUMBER OF NEUTRALIZERS		5 / INJECTOR
GAS TYPE		D_2
NEUTRALIZATION EFFICIENCY		0.32
CELL SIZE	ENTRANCE	8 x 115 cm^2
	EXIT	12 x 108 CM^2
OPERATION PRESSURE	ENTRANCE	2.9 mTorr
	GAS FEED POINT	2.5 mTorr
	EXIT	0.14 mTorr
GAS FLOW RATE FROM NEUTRALIZER		18.0 Torr l/sec/CELL
GAS FEED POINT		53 cm
BEAM DIVERGENCE LOSS		0.05
BEAM CONVERTER		
NUMBER OF CONVERTERS		5 / INJECTOR
ELECTRON SUPPRESSOR		ELECTPOSTATIC
HANDRING CURRENT		45 A
OPERATION PRESSURE		0.6 mTorr
EVACUATION SYSTEM		
PUMP		CRYO CONDENSATION PUMP
EVACUATION PUMP 1		
PUMPING SPEED		6.0×10^5 l / sec (6.6 m^2)
OPERATION PRESSURE		1.1×10^{-4} Torr
EVACUATION PUMP 2		
PUMPING SPEED		1.0×10^6 l / sec (11 m^2)
OPERATION PRESSURE		3.6×10^{-5} Torr
EVACUATION PUMP 3		
PUMPING SPEED		1.0×10^6 l / sec (11 m^2)
OPEARATION PRESSURE		8.4×10^{-6} Torr
DRIFT DUCT		
NUMBER OF DUCTS		5 / INJECTOR
SIZE	ENTRANCE	32 x 84 cm^2
	EXIT	57 x 64 cm^2
GAS FLOW RATE INTO REACTOR		1.4 Torr l/sec/INJECTOR
REIONIZATION LOSS		0.08

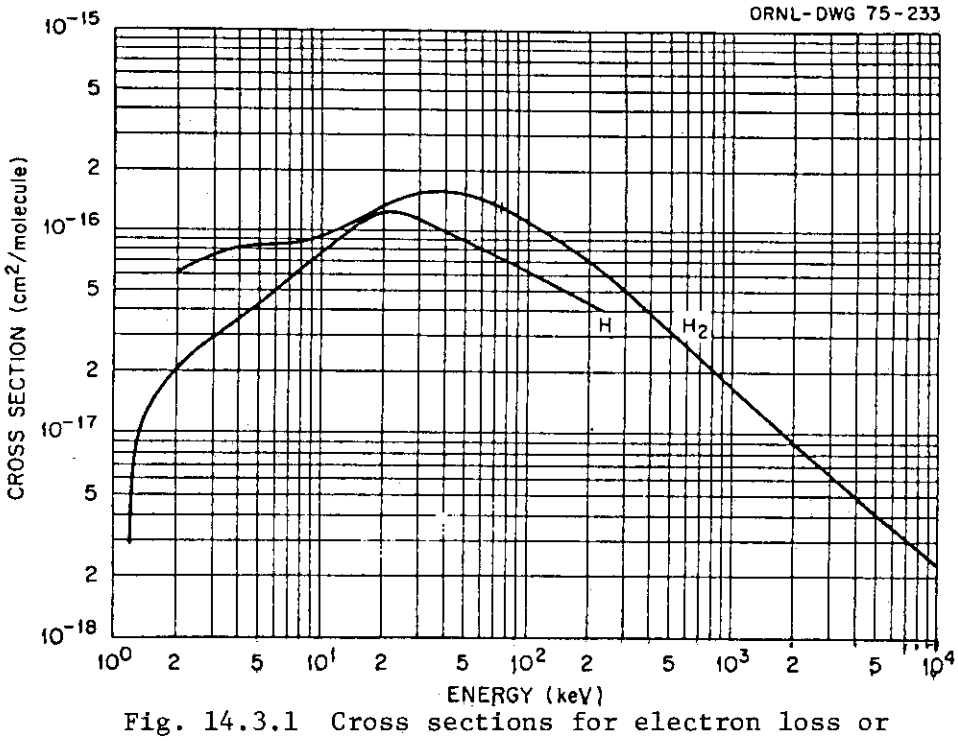


Fig. 14.3.1 Cross sections for electron loss or stripping of H atoms in H and H_2 [1)]

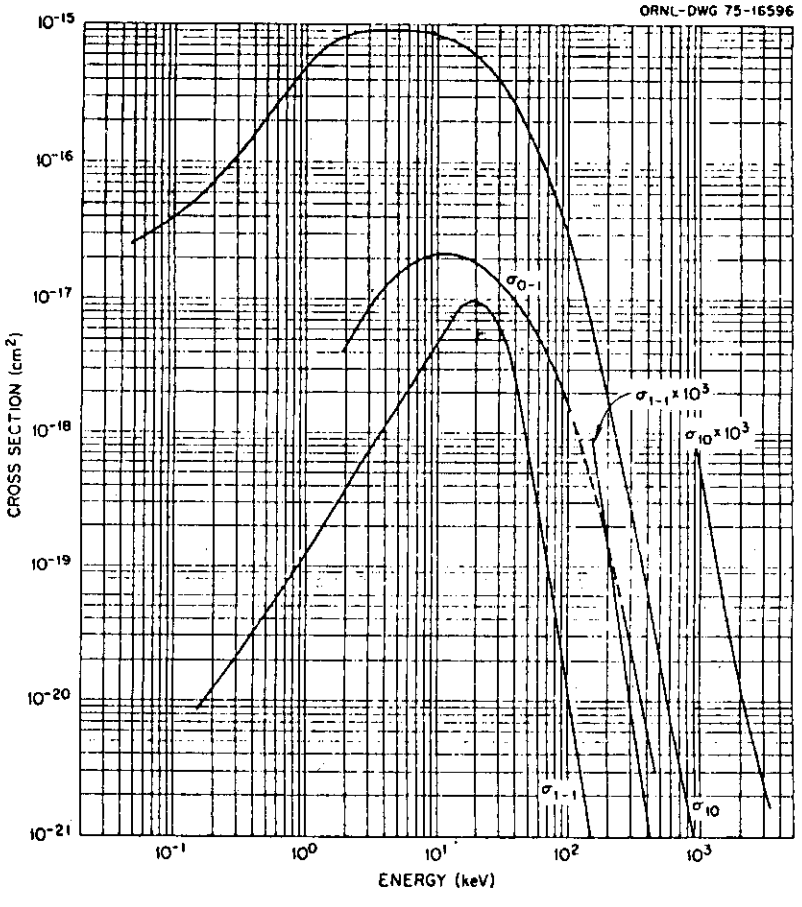


Fig. 14.3.2 Electron capture cross sections for H^+ and H° Passing Through H_2 [1)]

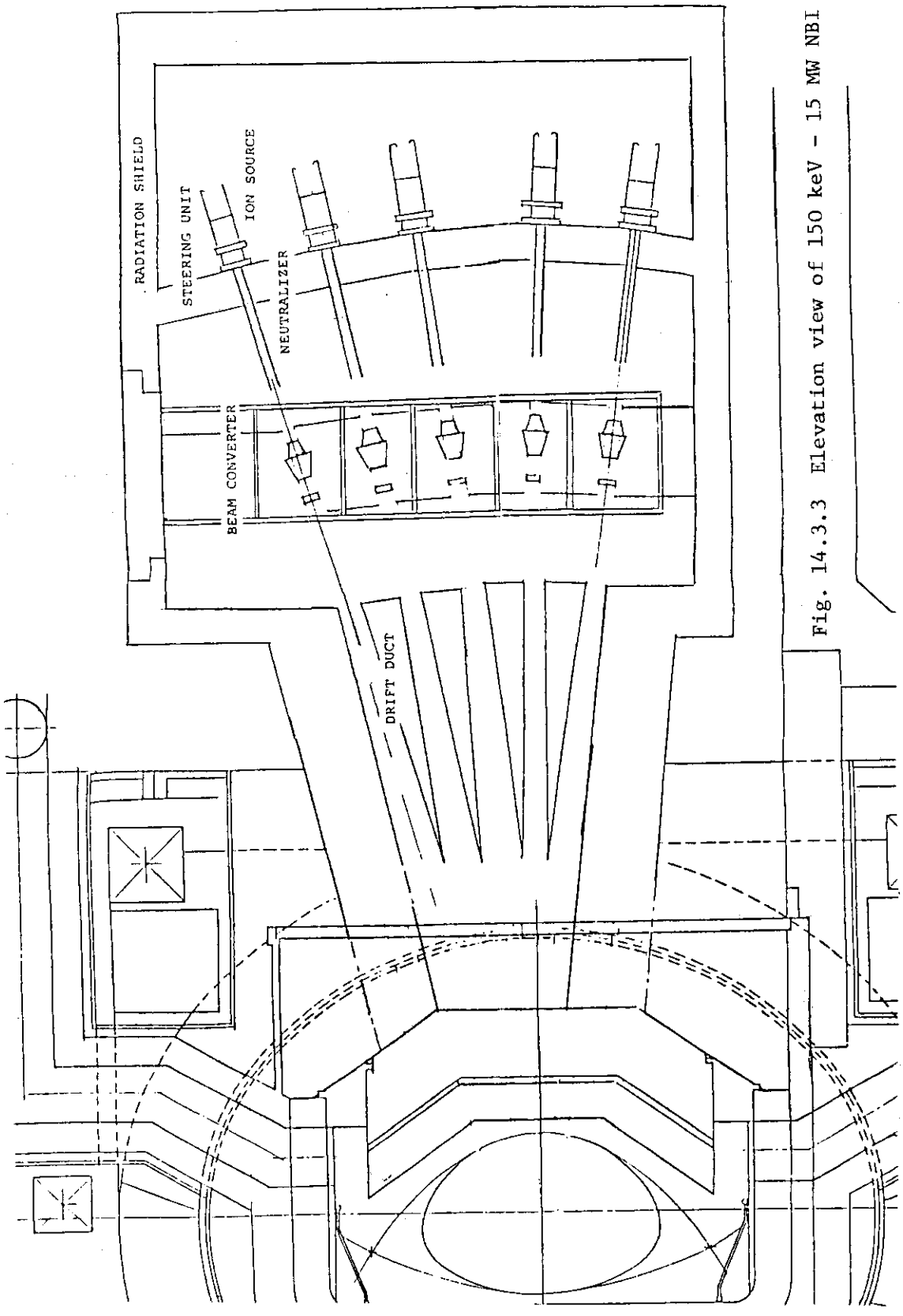


Fig. 14.3.3 Elevation view of 150 keV - 15 MW NBI unit

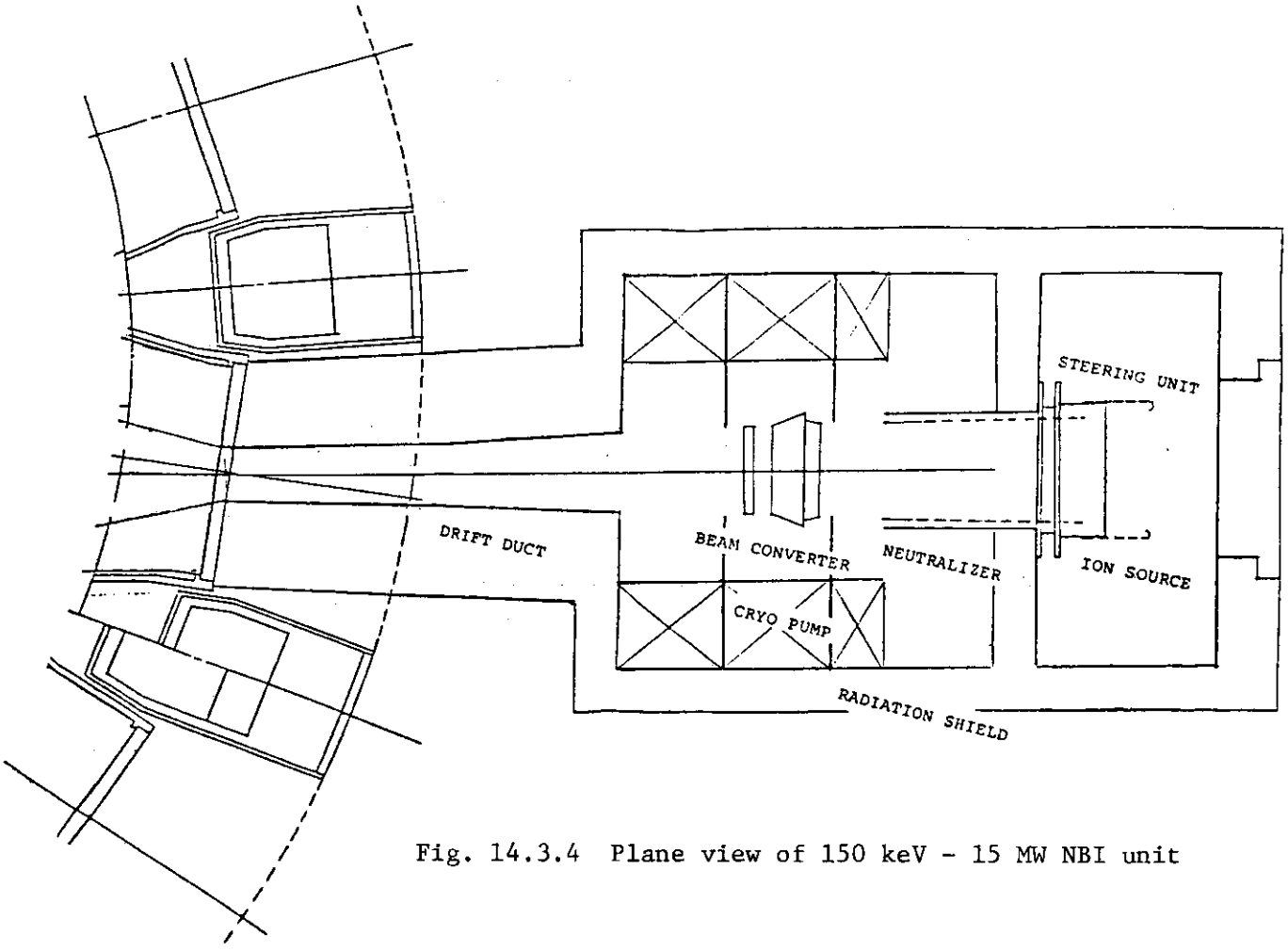


Fig. 14.3.4 Plane view of 150 keV - 15 MW NBI unit

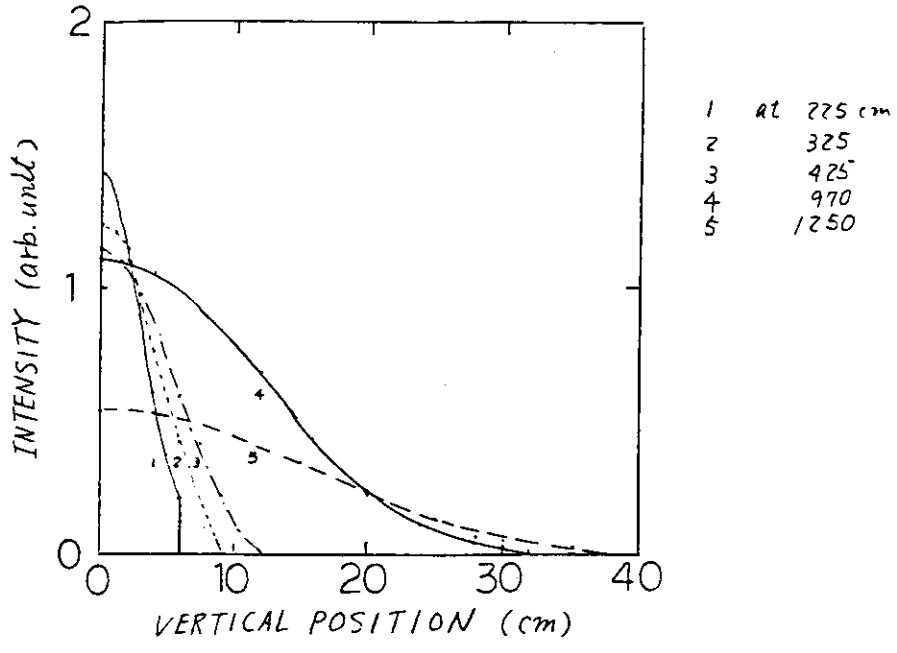


Fig. 14 3.5 Beam profiles (vertical)

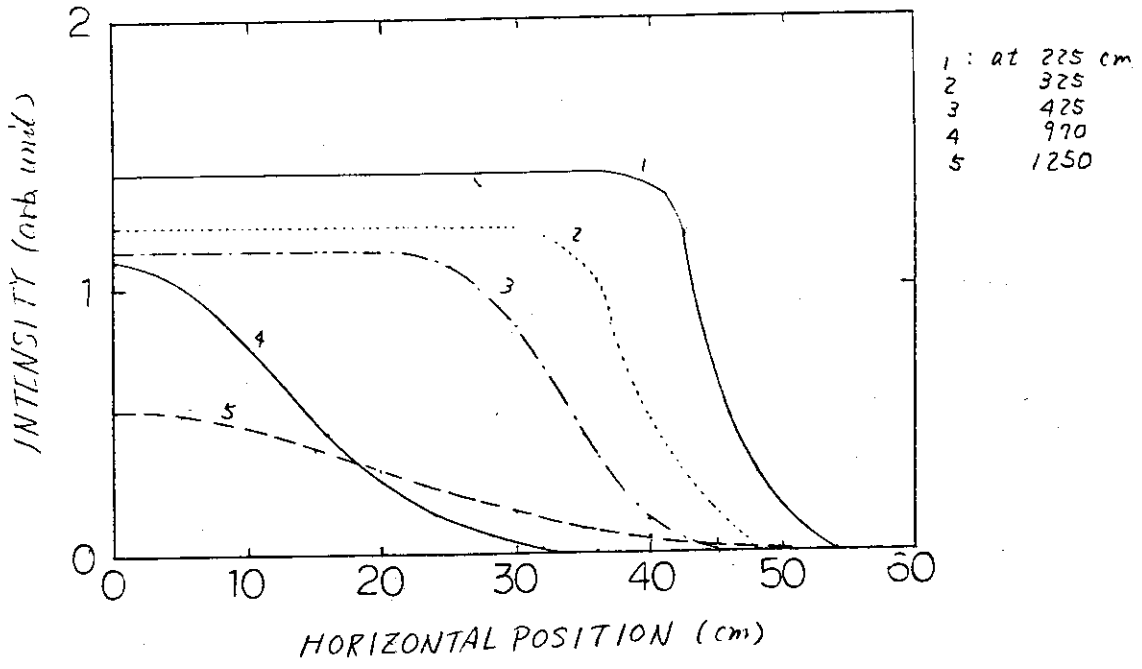


Fig. 14.3.6 Beam profiles (horizontal)

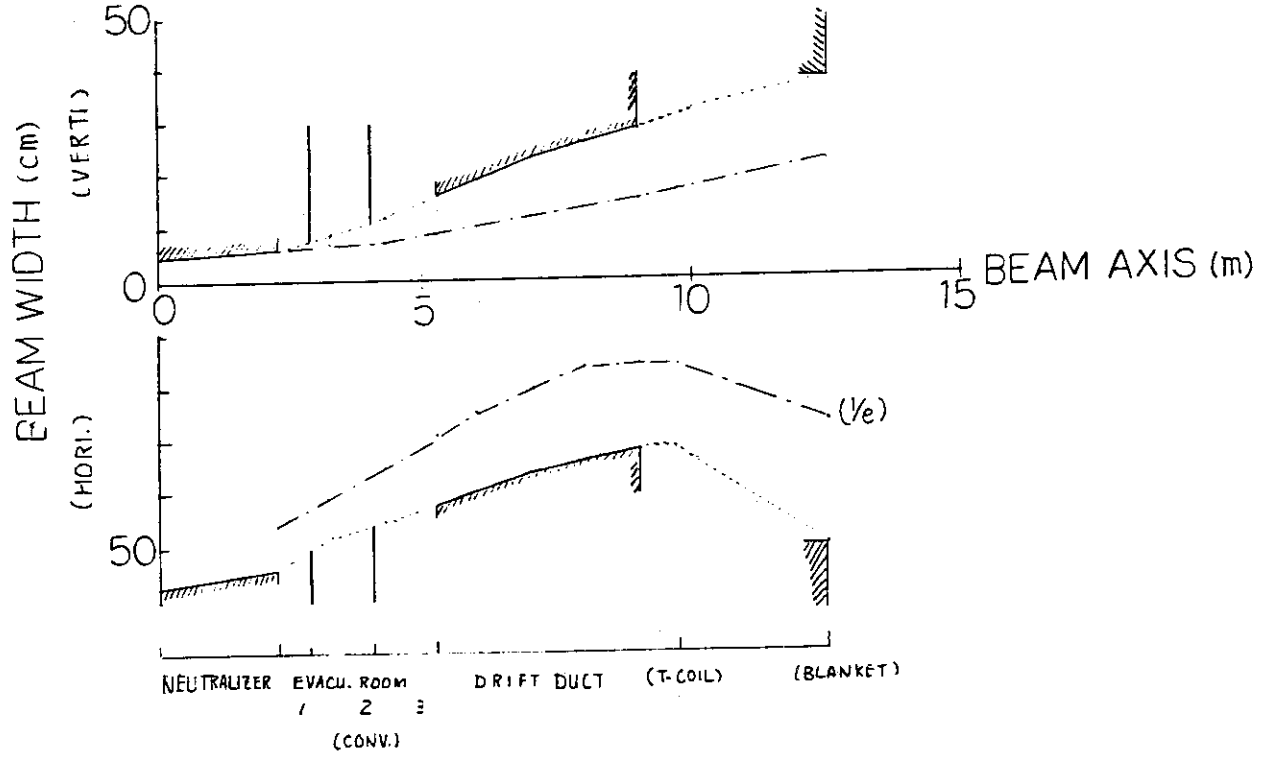


Fig. 14.3.7 Duct dimensions and beam envelope along beam axis

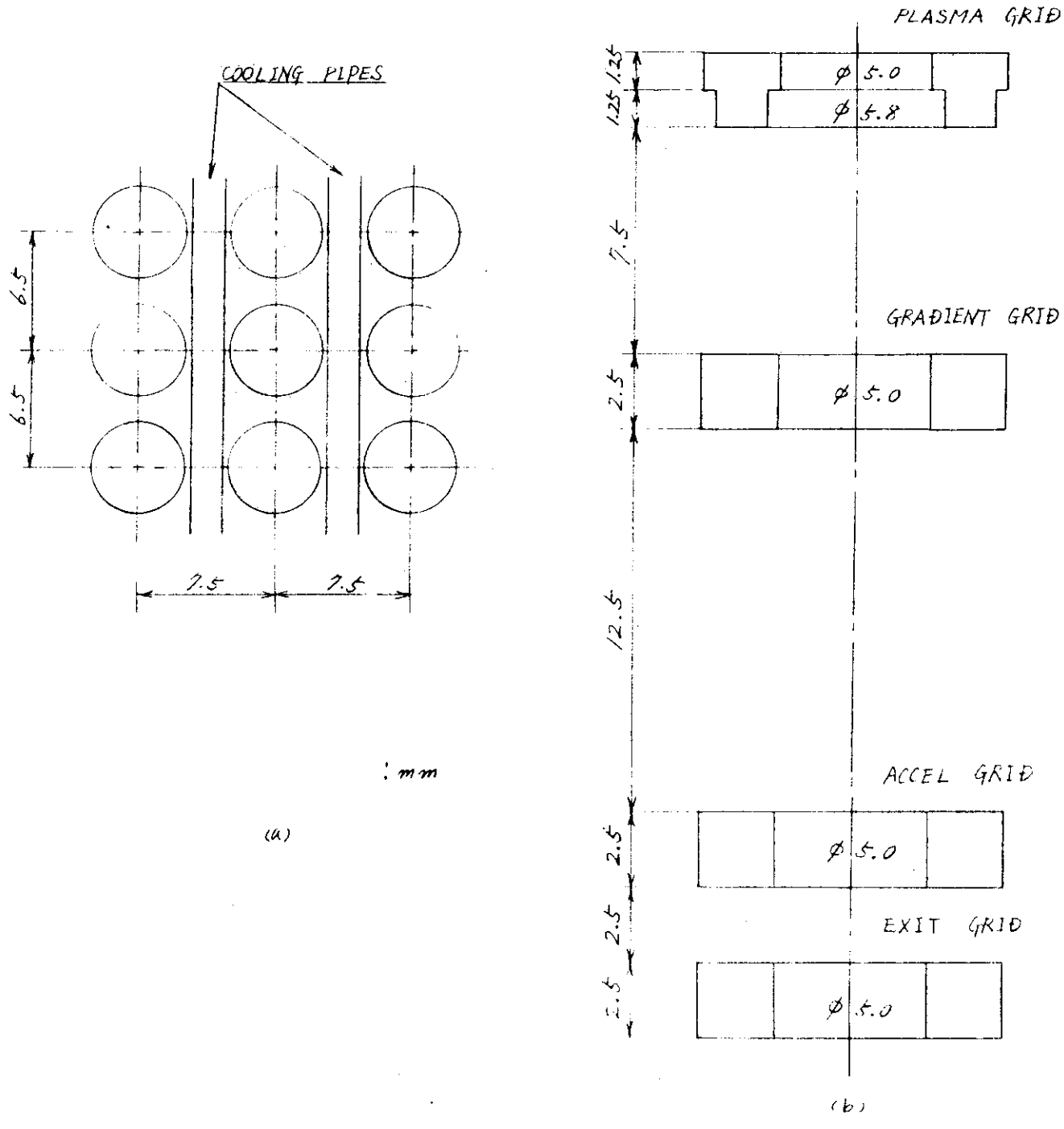


Fig. 14.3.8 Aperture pattern of the acceleration grid (a), and the cross sectional view of a set of apertures (b)

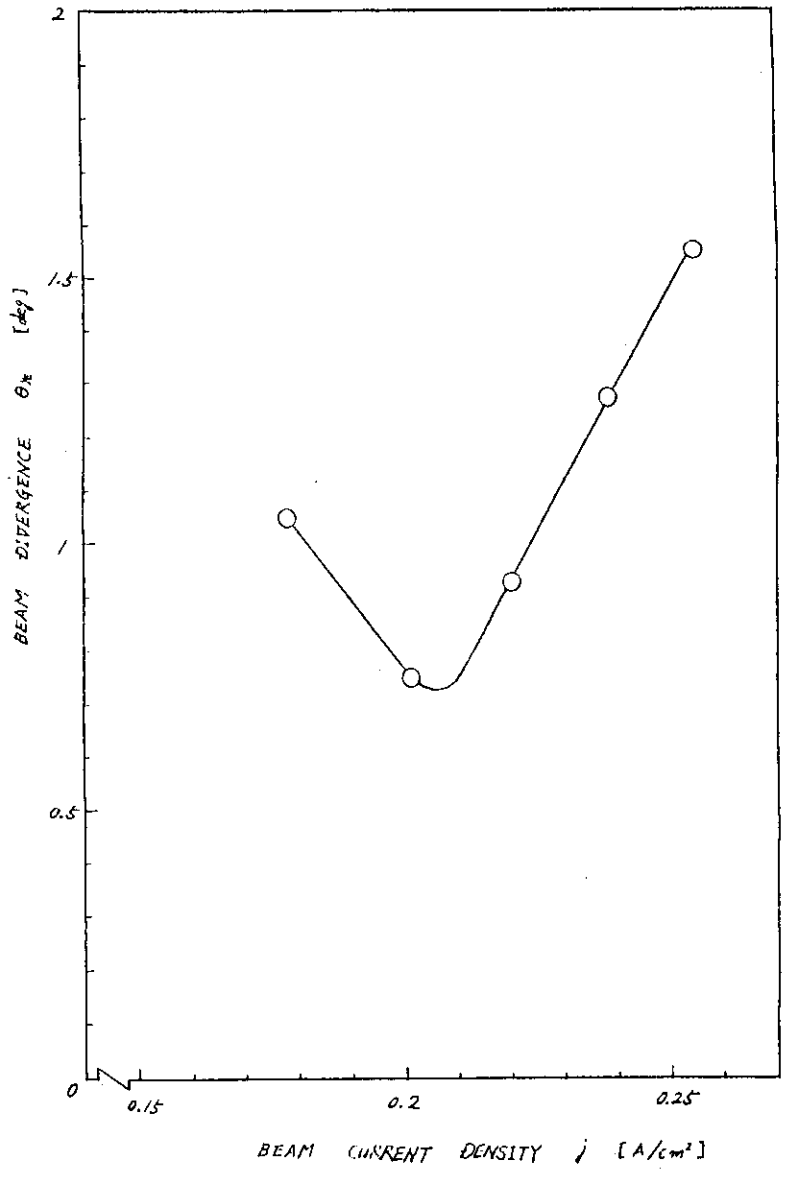


Fig. 14.3.9 Beam divergence for FER 150 keV extractor

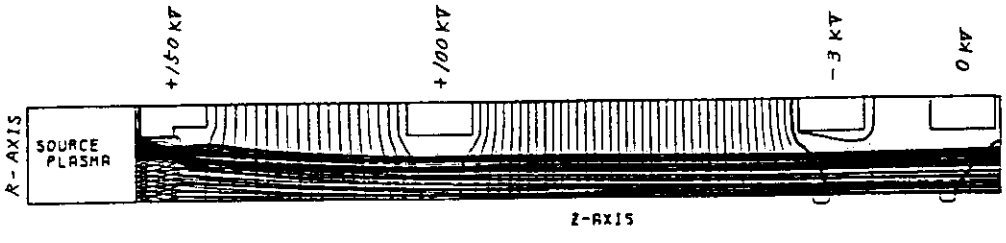


Fig. 14.3.10 Schematic of the ion trajectories and potential distributions; current density $j=0.22$ A/cm^2 beamlet divergence $\omega_{1/e} = 0.95$

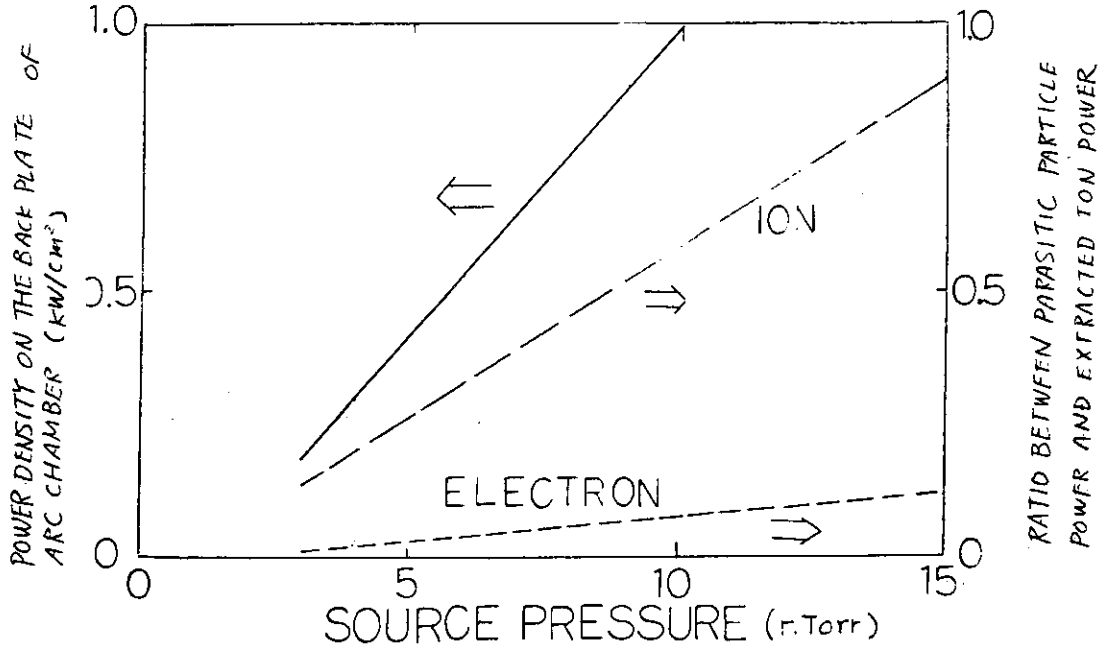


Fig. 14.3.11 Power consumption due to secondary particles generated in the acceleration region

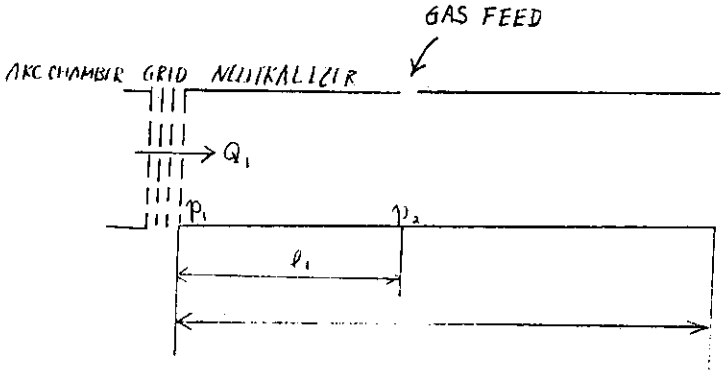


Fig. 14.3.12 Supplementary gas feeding into the neutralizer

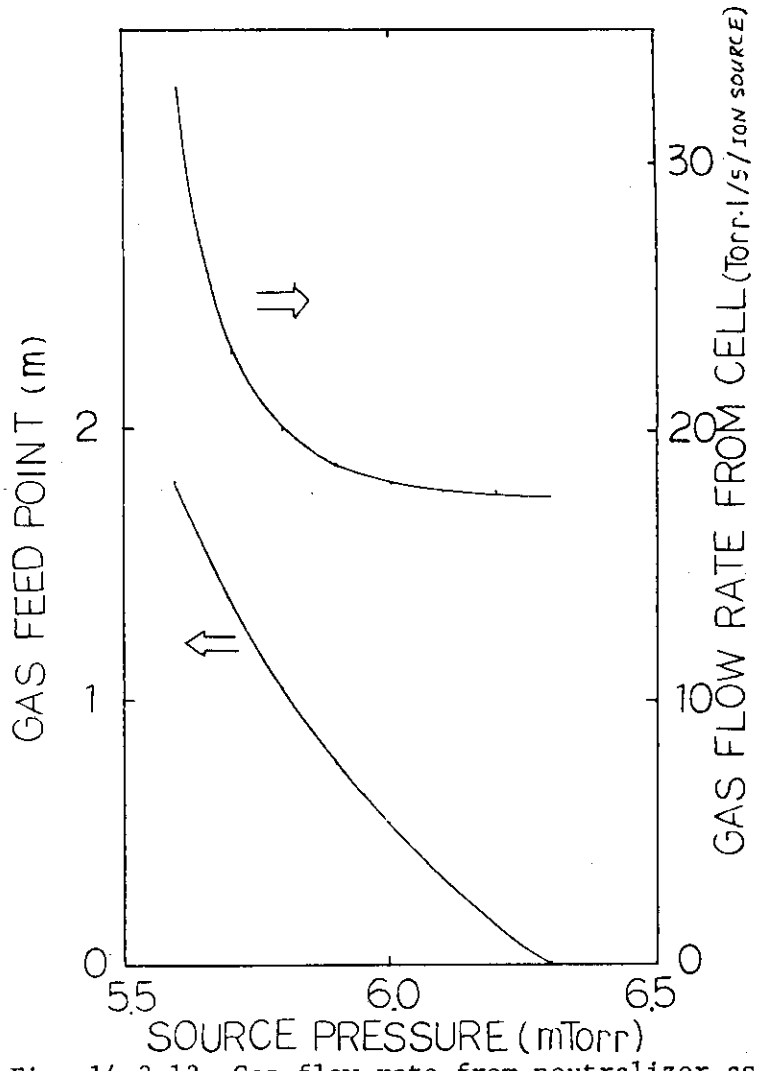


Fig. 14.3.13 Gas flow rate from neutralizer as a function of source pressure

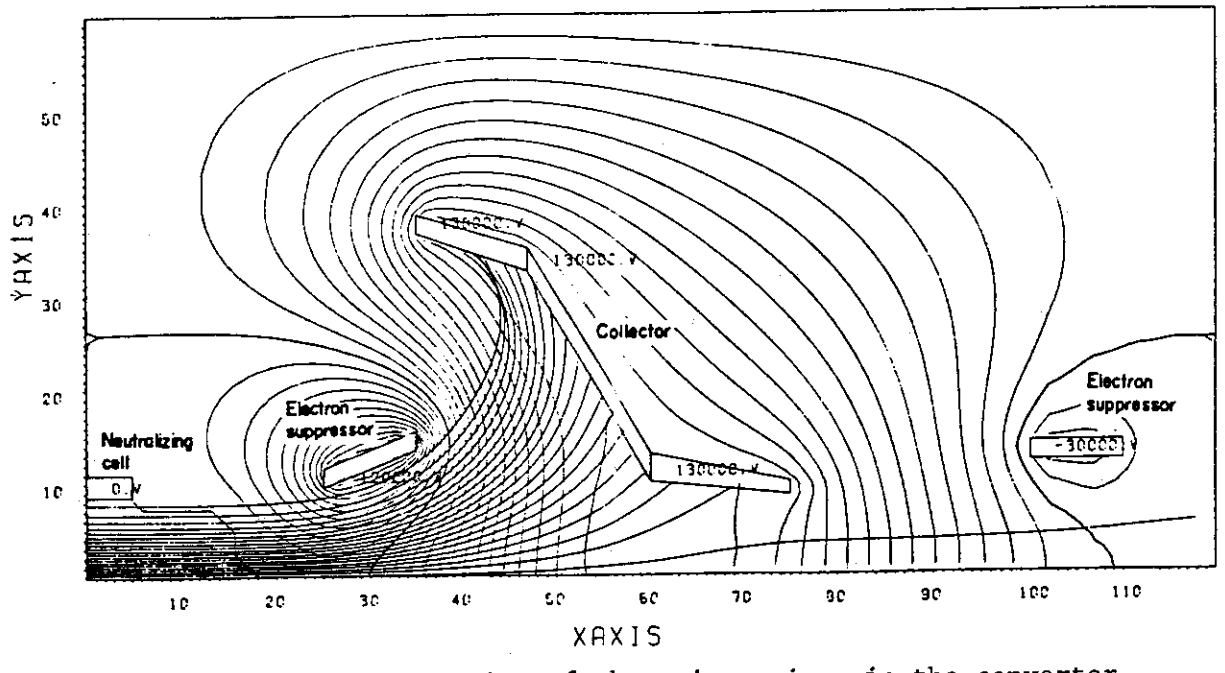


Fig. 14.3.14 Trajectories of the primary ions in the converter

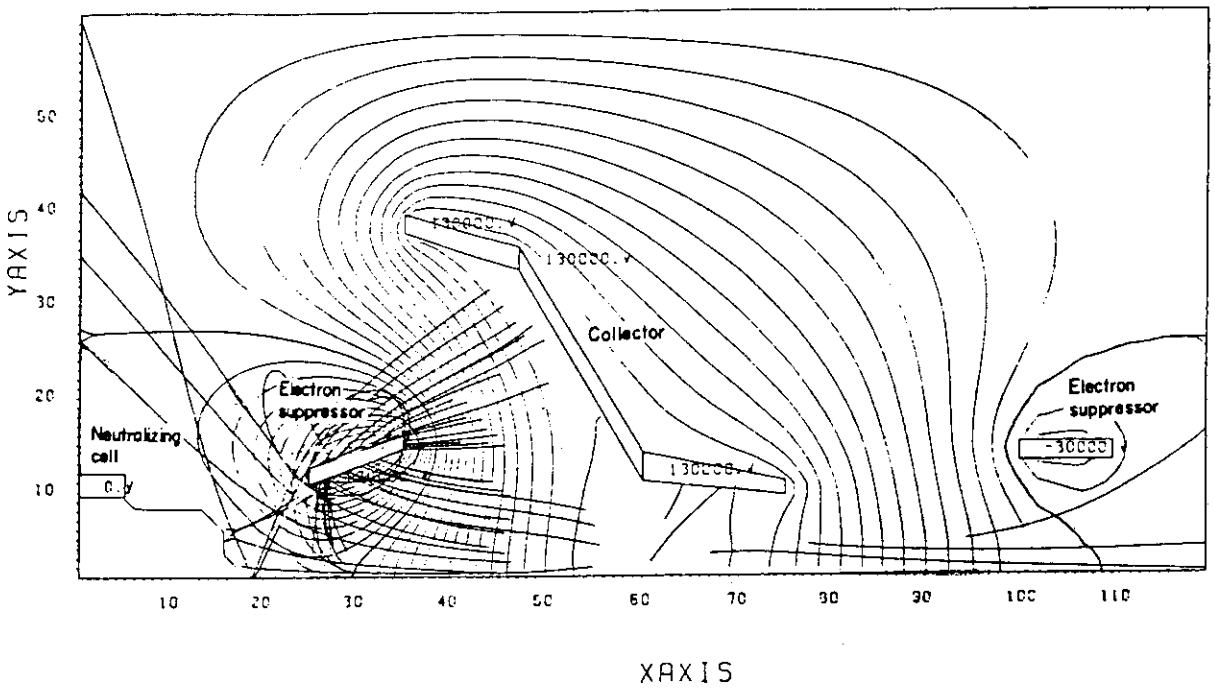


Fig. 14.3.15 Trajectories of the secondary ions generated by beam-gas collisions

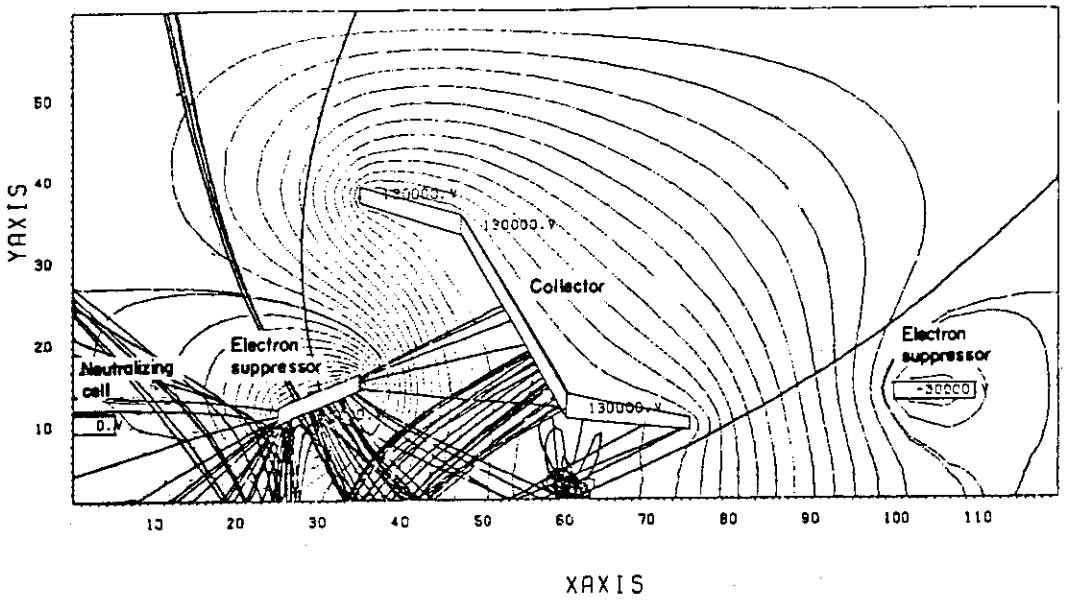


Fig. 14.3.16 Trajectories of the electrons emitted from suppressor by the secondary ion impact

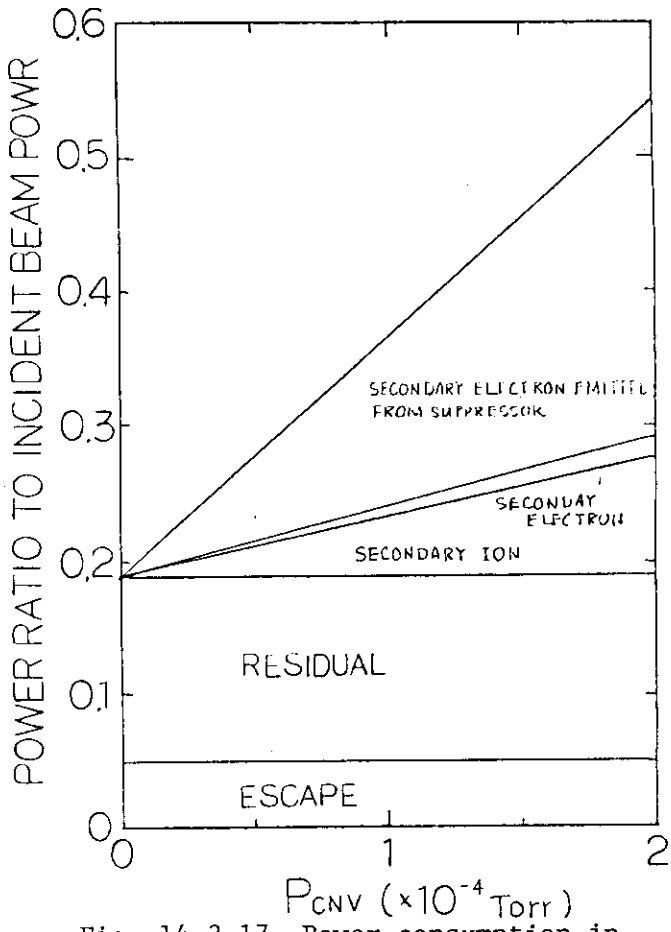


Fig. 14.3.17 Power consumption in converter

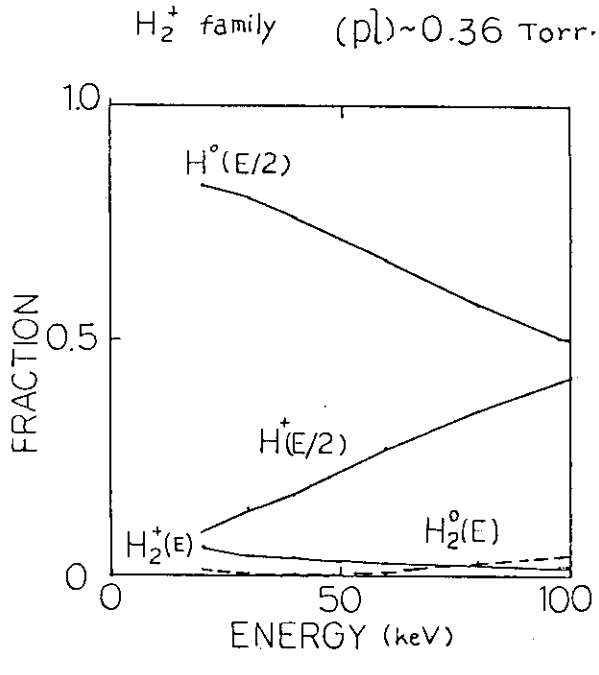


Fig. 14.3.18 Variation of fractional powers carried by particle species as a function of hydrogen energy for the neutralizer line density of 0.36 Torr cm (H_2^+ family) [9]

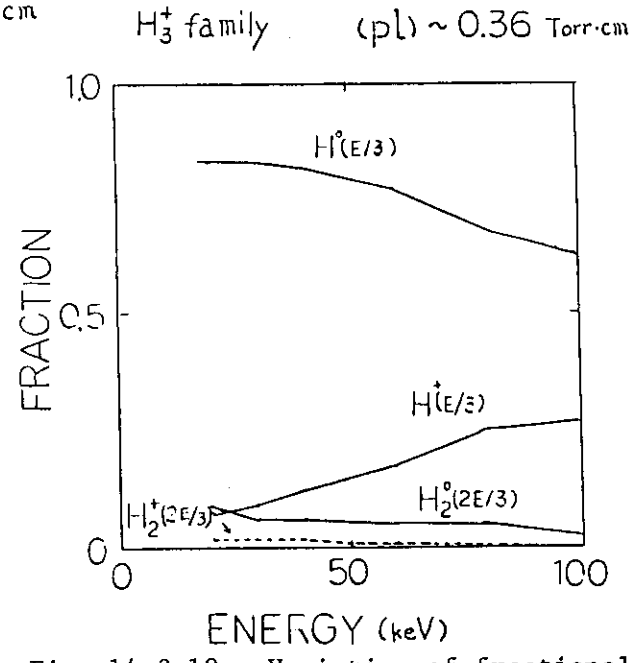


Fig. 14.3.19 Variation of fractional powers carried by particle species as a function of hydrogen energy for the neutralizer line density of 0.36 Torr cm (H_3^+ family) [9]

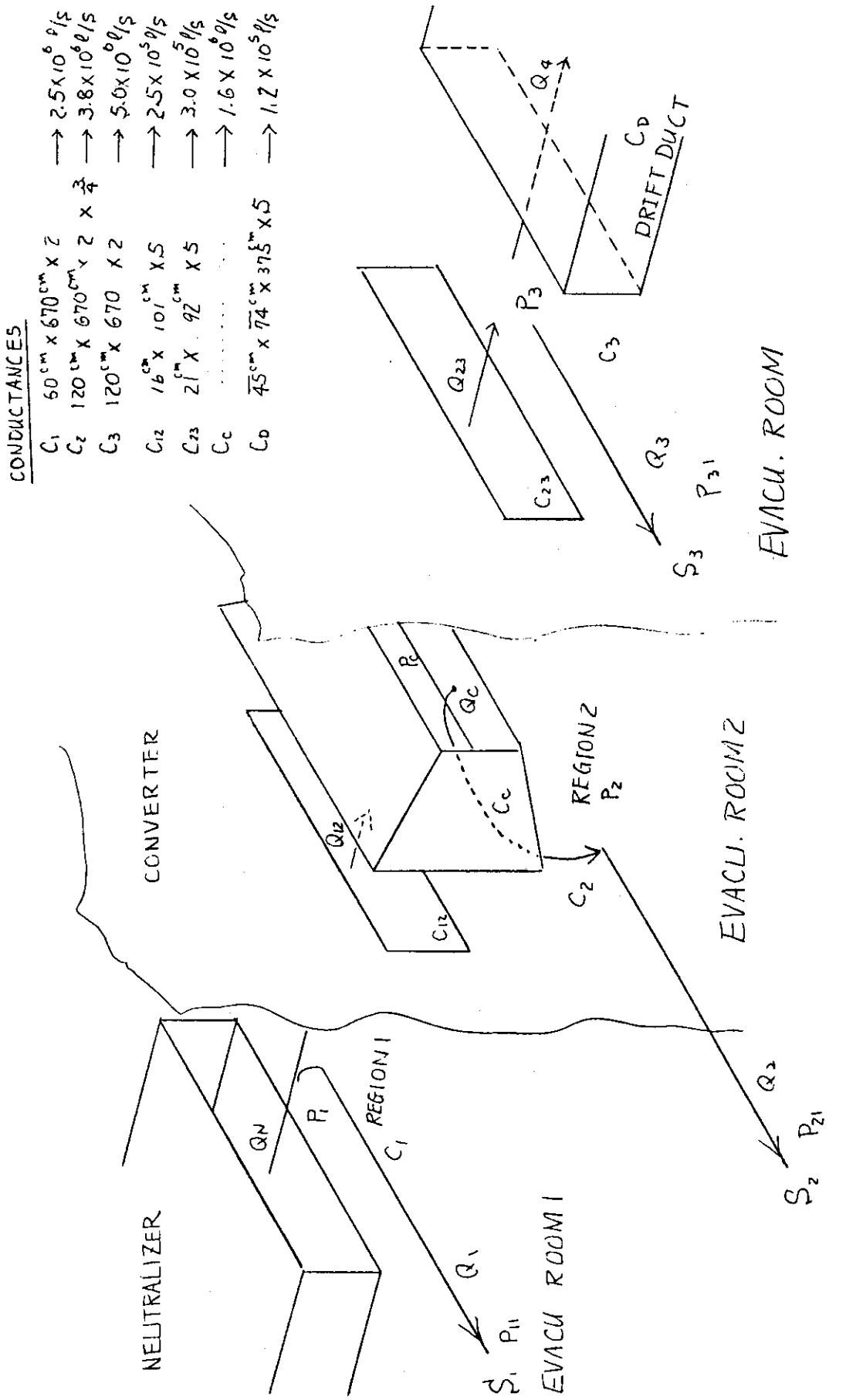


Fig. 14.3.20 Schematic diagram of evacuating system

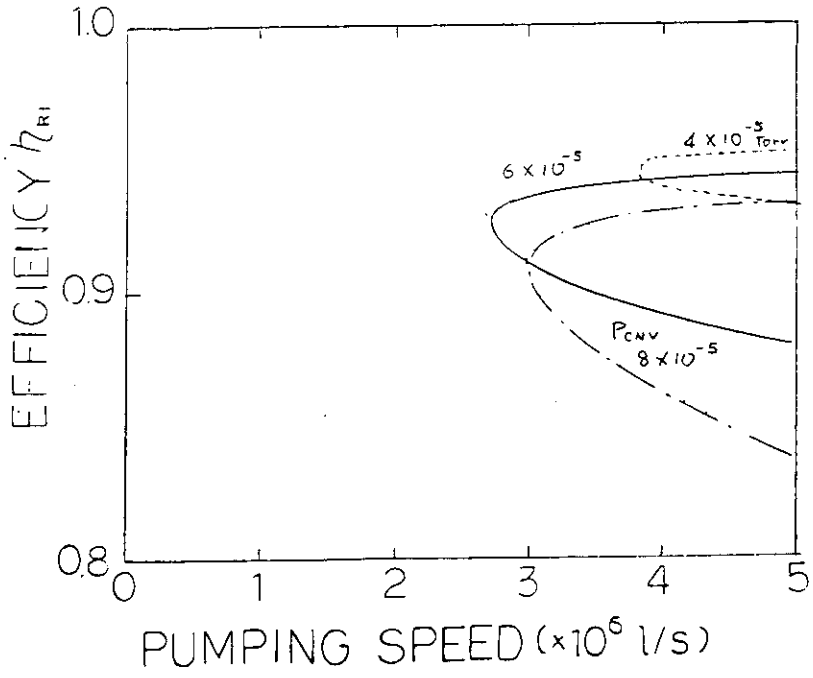


Fig. 14.3.21 Efficiency of escaping from reionization as a function of total pumping speed

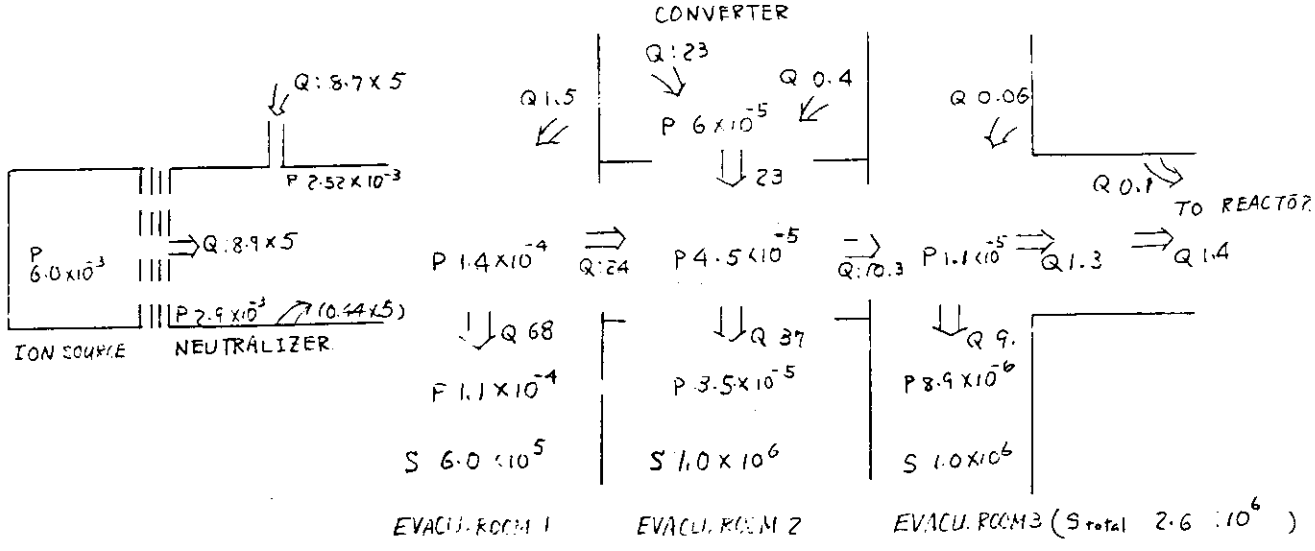


Fig. 14.3.22 Diagram of gas flow for 150 keV - 15 MW NBI unit

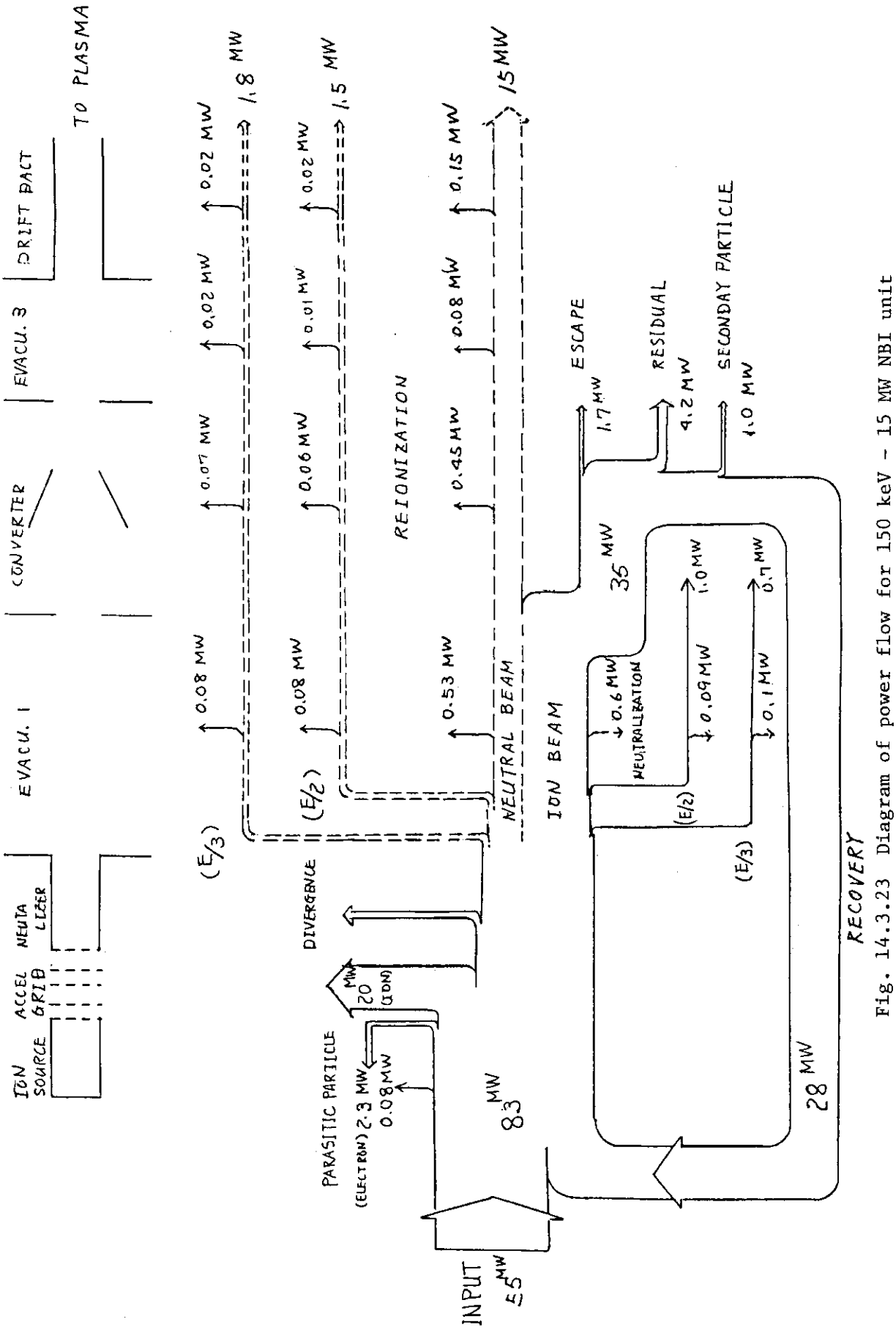


Fig. 14.3.23 Diagram of power flow for 150 keV - 15 MW NBI unit

15. トリチウム処理系統

15.1 概　論

核融合実験炉（FER）のトリチウム処理系統としては下記の諸系統が該当する。

(1) 主プロセス系統（Fig. 15.1.1 参照）

炉本体から直接つながる系統で通常運転時使用される。

(i) 燃料ガス循環系統

連続する５つの系統，真空排気系，燃料ガス精製系，燃料ガス同位体分離系，燃料ガス貯蔵系，燃料ガス注入系からなり，各々，真空容器からの使用済燃料ガスの排気，燃料ガスに含まれる不純物の除去，燃料ガス水素同位体単体混合物の分離，分離された燃料ガス成分の貯蔵，燃料ガスの調整・注入の機能を持つ。

(ii) 増殖ブランケットトリチウム回収系

増殖ブランケットから掃気される水素同位体を水の形で回収し，掃気ガスを再び増殖ブランケットに送風するまでの機能を持つ。

(iii) １次冷却水処理系

第１壁，増殖ブランケット，ダイバータ等から冷却水配管を透過して１次冷却水中へ漏洩するトリチウムを除去処理して浄化する機能をもつ。

(2) 補助プロセス系統

炉本体からの直接のつながりはなく，プラントの維持上補助的な役割を果す。

(i) 緊急時ガス浄化系

格納室への異常放出事故に備える待機系統で，トリチウムを含む放射性気体廃棄物を処理する系統。

(ii) 燃料ガス格納系

燃料ガスのトリチウムを封入するためのグロブボックスやジャケットとその中を流れる掃気ガスを精製する系統で，グロブボックス雰囲気精製系，掃気ガス精製系がある。

(iii) 建屋換気空調系

通常時，非常時の建屋内雰囲気を調整するとともに，トリチウムを含む放射性物質がリークした場合にはそれを安全に処理するもので，炉建屋，トリチウム処理建屋，放射性廃棄物処理建屋等に設置される。

(iv) 放射性廃棄物処理系

プラントから排出される放射性の気体，液体，固体を処理するものでトリチウムも含まれる。気体廃棄物処理系，液体廃棄物処理系，固体廃棄物処理系からなる。

(v) 除染設備系

保守補修時に使用する除染用設備系統。

15.1.1 検討方針

本検討では下記系統に重点を置くものとする。

真空排気系

燃料ガス精製系

燃料ガス同位体分離系

増殖ブランケットトリチウム回収系

1次冷却水処理系

緊急時ガス浄化系

但し，真空排気系については“12. 真空排気系”にて記載するものとし，本章では検討しない。

15.1.2 主要系統の構成上の検討

ここでは，トリチウムガスを処理する主要な系統，即ち，燃料ガス精製系，燃料ガス同位体分離系，増殖ブランケットトリチウム回収系，緊急時ガス浄化系について，その系統構成を検討する。

(1) 処理対象ガスの発生源とその処理系統について

通常運転時の発生源としては下記の3ケースがある。

- プラズマ容器真空排気ガス（プラズマ廃ガス）
- NBI 排気ガス
- 増殖ブランケット掃気ガス

これらのガスの処理につき第1に必要なことは，前2者については主成分が水素同位体単体混合ガスであり，中に含まれる微量の不純物を除去精製することであり，後1者については主成分が不活性ガスであり，中に含まれる微量の水素同位体を回収することである。第2に必要な処理は，いずれも，単体混合ガスの同位体分離である。

前2者の処理量は，双方合わせても高々0.2 Nm^3/h 弱であるのに対し，後1者では200 Nm^3/h にもなる。

以上の条件に鑑みて，系統基本構成を下記のようにする。

① プラズマ廃ガス，NBI 排ガスは，一括して扱い燃料ガス精製系にて不純物の除去処理をする。

② 増殖ブランケット掃気ガスは，独立した増殖ブランケットトリチウム回収系にて，掃気ガスの中から水素同位体混合ガスを回収処理する。

③ ①，②の両系統で処理された水素同位体単体混合ガスは，合わせても高々0.2 Nm^3/h 弱であるので，一括して扱い，燃料ガス同位体分離系にて分離処理する。

なお，増殖ブランケットトリチウム回収系で処理された水素同位体を，燃料ガス精製系のガスと合流させる場所は，次節の処理方式の選定の過程にて決定する。

緊急時の発生源は，炉本体雰囲気ガスで，雰囲気ガス（空気）中に微量含まれるトリチウムを除去する。この処理流量は，増殖ブランケットトリチウム回収系の10倍以上にもなり，主成分ガスも異なるので，独立した1系統として，緊急時ガス浄化系にて処理させるものとする。

(2) 各系統処理方式の検討

(i) 燃料ガス精製系

多くの方法があるが，メインプロセスとして連続処理が望ましく，簡略な構成という点からすれば，下記の方式が考えられる。

不純物と水素の凝縮性の差を利用するものとして

① 溶剤吸収法

② 吸着剤吸着法

③ 冷却凝縮法

拡散の差異を利用するものとして

④ 隔膜法

⑤ 金属膜透過法

①～③の方式の中では，取扱いの簡単さ，凝縮性の顕著さの点で，②の吸着法が最も有利である。

④～⑤は，燃料ガス水素同位体と他のガスとの分離という点で水素だけを透過させる⑤が有利である。

しかし，金属膜透過法では回収された不純物側のガスを更に処理する際に，最終的には②の吸着法によらざるをえない。

以上から，メインプロセスは吸着法とする。

不純物の中には水素同位体化合物として，酸化物蒸気のほか，炭化物，窒化物等が考えられるが，いずれも最終的に水の形で回収せざるを得ず，また燃料として再使用するためには電気分解の必要がある。

従って，本系統は，吸着塔のほか，水素同位体の炭化物，窒化物を酸化物に変える触媒塔，水素同位体酸化物を単体に分解する電解装置から構成するものとする。

(ii) 増殖ブランケットトリチウム回収系

本系統でトリチウムはほとんど酸化物蒸気になっており，掃気ガスヘリウムの凝縮性の差異が極めて大きい。そこで，前項での検討と同様に考え，吸着法を主に考え，この前段に炭化物，窒化物，または単体を酸化物蒸気と化する触媒塔を置くものとし，最終的には回収されたトリチウムは水の形になっていること，および回収量は燃料ガス精製系で除去された不純物からのトリチウム水にほぼ匹敵することを考慮し，燃料ガス精製系の電解装置に合流させるものとする。

(iii) 燃料ガス同位体分離系

本系統は，現在最も有望視されている深冷蒸留法とする。

(iv) 緊急時ガス浄化系

本系統は増殖ブランケットトリチウム回収系と同様に考え，酸化触媒塔と吸着塔を主体とし，トリチウム水は廃棄物処理系へ導く。

15.1.3 その他

後述の各節において，主要系統の検討をするが，今回深い検討をすすめられなかった系統に

ついて，設置目的を記す。これらについては今後の検討の課題となる。

(1) 燃料ガス貯蔵系

燃料ガス貯蔵系は燃料ガス同位体分離系で処理された燃料ガスの貯蔵，燃料ガス注入系への燃料ガス供給，汚染パージガス等燃料ガス同位体分離系非定常運転時の排ガス等の貯蔵をする機能をはたすことを目的に設置される。

(2) 燃料ガス注入系

燃料ガス注入系は燃料ガス貯蔵系の燃料ガスを調整し，プラズマ容器の運転条件が維持されるように燃料ガスを適切に注入できる機能をはたすことを目的に設置される。

15.2 燃料ガス精製系

15.2.1 系統の範囲

本系統は燃料ガス循環系を構成する系統の1つであり，真空排気系の下流域，および燃料ガス同位体分離系の上流域に位置する。本系統は主系統のほか付属設備として燃料ガス不純物吸着塔再生設備をもつ。

15.2.2 系統の設置目的

燃料ガス精製系は下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。即ち，プラズマ廃ガスとして真空排気系より排出される不純物の混ざった燃料同位体混合物とＮＢＩ廃ガスを一所に同位体分離するための前処理系統として設置される。

(1) 炉心真空容器中で燃料ガスに混入する酸素を触媒反応により水素同位体の酸化物に変化させ安全に処理する。

(2) 水素同位体酸化物を含め燃料排気ガス中の不純物を，低温に設定された吸着剤に吸着させて除去回収する。

(3) 回収された不純物の水素同位体化合物のうち酸化物以外のものを触媒反応により分解し，水素同位体は全て酸化物に転換させる。

(4) 水素同位体酸化物を電気分解し単体化する。

15.2.3 系統計画

(1) 系統概要

(i) 真空排気系から排気される使用済の燃料ガスと，ＮＢＩから排気される不純物や三重水素の混ざった重水素ガスは燃料ガスフィルタに通し，炉心真空容器内で発生した微粒子状の固形分を除去してから，燃料ガス予熱器を経て燃料ガス酸化触媒塔に導き，炉心にて燃料ガス中に混入した酸素ガスを燃料ガス水素同位体単体ガスと触媒反応させ水蒸気化する。

(ii) 乾燥した燃料ガスは燃料ガス気水分離器を経て，深冷の燃料ガス不純物吸着塔にて炭素化合物及び窒素化合物を吸着除去回収し，燃料ガスメッシュフィルタを経て燃料ガス同位体分離系へ導かれる。

(iii) 燃料ガス不純物吸着塔の吸着剤が所定量の不純物を吸着すると吸着能力が低下するため，燃料ガス不純物吸着塔再生設備にて再生する。

燃料ガス不純物吸着塔は加熱再生方式とし，再生ガスメッシュフィルタを経て再生真空ポンプにて吸引させる。

再生ガスは再生ガス予熱器を経て再生ガス酸化触媒塔に導き，再生ガス中の水蒸気以外の水素化合物を高温クラッキングさせ水蒸気に変化させる。その後，燃料ガス乾燥器を経て水素同位体を湿分としてほとんど回収させた後，残ガスは気体廃棄物処理系へ，回収湿分は加熱融解後電解装置へ移送される。

(2) 系統構成

下記の機器員数とし Fig. 15.2.1 ～ 3 に配管計装線図を示す。

(i) 燃料ガス精製主系統

(a) 燃料ガスフィルタ	2 基	（1 基予備）
(b) 燃料ガス予熱器	2 基	切替え運転
(c) 燃料ガス酸化触媒塔	2 基	
(d) 燃料ガス乾燥器	2 基	切替え運転
(e) 燃料ガス気水分離器	2 基	
(f) 燃料ガス不純物吸着塔	4 基	切替え運転
(g) 燃料ガスメッシュフィルタ	4 基	

(ii) 燃料ガス不純物吸着塔再生設備（補助設備）

(a) 再生ガスメッシュフィルタ	1 基	
(b) 再生真空ポンプ	2 基	（1 基予備）
(c) 再生ガス予熱器	2 基	片系統予備
(d) 再生ガス酸化触媒塔	2 基	
(e) 燃料再生ガス乾燥器	2 基	切替え運転
(f) 燃料再生ガス気水分離器	2 基	切替え運転

(iii) 電解装置　1 式

15.2.4 設計条件

(1) 系統流入ガス条件

(i) 真空排気系からの流入条件

温　度		室温	
圧　力		5000 mmH_2O	
流　体		（真空容器から）	（NBI から）
組成	T_2	4.87×10^{-2} Nm^3/h	4.46×10^{-5} Nm^3/h
	D_2	4.87×10^{-2} Nm^3/h	4.39×10^{-2} Nm^3/h
	H_2	1.05×10^{-3} Nm^3/h	1.78×10^{-4} Nm^3/h
	He	1.08×10^{-2} Nm^3/h	――
	O_2	0.54×10^{-3} Nm^3/h	2.28×10^{-4} Nm^3/h

CH_4'	1.08×10^{-3} Nm³/h	4.56×10^{-4} Nm³/h
NH_3'	2.15×10^{-4} Nm³/h	9.12×10^{-5} Nm³/h
総計	1.11×10^{-1} Nm³/h	4.49×10^{-2} Nm³/h

上記数値に関しては下記を考慮して設定。

(a) 真空排気系ではサージタンクが設置されており，本系統には常に一定流量が供給されるものとする。

(b) NBI 廃ガスは(a)で述べた真空排気系の下流に設置されたサージタンクに排気され，プラズマ真空容器の廃ガスと完全に混合され，一所に本系統に流入するものとする。

(c) NBI 廃ガスの流量組成は INTOR J－I に合わせたが，員数が半分に減っているので流量も半分にした。なお，不純物混入量は C，N，O につきプラズマ真空排気と同一組成として見込んだ。

(d) 本系統への流入は全て分子状態で流入すると考える。即ち，水素同位体は単体分子，O は O_2，N は NH_3'，C は CH_4' とした。

但し，N，C の化学形は適宜異なる場合も評価し安全側の検討をするものとした。

注. H′ は T，D，H の混合物を総称して表わすものとする。

(ii) 電解装置からの戻り

温　度		室温
圧　力		5000 mmH_2O
流　体	総量	1.01×10^{-2} Nm³/h
（組成）	T_2	6.94×10^{-3} Nm³/h
	D_2	2.58×10^{-3} Nm³/h
	H_2	5.05×10^{-4} Nm³/h

上記数値に関しては下記を考慮して設定。

(a) 電解セルへの供給液量は，増殖ブランケットトリチウム回収系の掃気ガス脱湿塔で回収される水素同位体酸化物蒸気，及び本系統で酸素，窒素，炭素の水素化合物から転換される $H_2'O$ で決定づけられ，いずれも 100 % 回収されるとして安全側に評価した。

(b) この戻りは燃料ガスフィルタと燃料ガス予熱器の間に供給する。

(2) 系統流出ガス条件

温　度		− 196 °C
圧　力		3300 mmH_2O
流　体	総量	0.162 Nm³/h
	T_2	5.51×10^{-2} Nm³/h
	D_2	9.42×10^{-2} Nm³/h
	H_2	1.72×10^{-3} Nm³/h
	He	1.08×10^{-2} Nm³/h

(3) 系統条件

(i) 酸素の水素同位体酸化物転換率　　99.999 % 以上

(ii) N, C, O の水素同位体酸化物回収率　99.999 %以上

(iii) 設計室温は最高 40 ℃，最低 10 ℃ とする。

15.2.5　系統設計

本系統のプロセスフロー線図を Fig. 15.2.4 に示す。本系統の設計については下記の如く検討した。

(1) 本系統では，プラズマ真空排気とＮＢＩ排気を一所に処理するものとした。

(2) 系統のはじめに燃料ガスフィルタを設置し，本系統への固形分の流入を極力低減することにて系統機器類への影響を防止するものとした。また，系統の最下流には燃料ガスメッシュフィルタを設置し，本系統内で固形分が発生した場合に燃料ガス同位体分離系にもち込ませないものとした。

(3) 本系統は下流に設置される燃料ガス同位体分離系の前処理設備としての機能を有するので，不純物の除去率は 99.999 % 以上として極力低減させるものとした。

(4) 燃料ガスフィルタは約 3 μのオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュと 0.3 μオーダまでの細かい粒径に対する高性能フィルタを組合わせるものとした。

(5) 燃料ガス予熱器は燃料ガスを室温から燃料ガス酸化触媒塔運転温度 150 ℃まで加熱するものとした。

(6) 燃料ガス酸化触媒塔はトリチウムの器壁からの透過を極力抑えるため運転温度を低めに設定するものとし 150℃ とした。

(7) 燃料ガス乾燥器は露点を下げる目的のほか，後の燃料ガス不純物吸着塔の予冷の目的から運転温度を－196 ℃ まで下げる。

(8) 燃料ガス気水分離器は燃料ガス乾燥器内で発生したミストが下流にもち込まれるのを防止するためのもので，約 3 μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

(9) 燃料ガス不純物吸着塔運転温度は，不純物成分に沸点の低い N_2 を含み，各成分とも高い除去率が必要であることから液体窒素の沸点である－196 ℃ とした。

(10) 燃料ガス不純物吸着塔は先行する化学プラント実績にもとづき，4 塔構成，1 塔当り 6 時間とし24時間サイクルで切替え運転させるものとした。

(11) 燃料ガス不純物吸着塔再生は加熱真空引方式とした。

再生ガスメッシュフィルタは燃料ガス不純物吸着塔充填の吸着剤微粉の発生に対応させたもので，約 3 μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

再生ガス真空ポンプによって脱着させられたガスは再生ガス予熱器にて再生ガス酸化触媒塔の運転温度 450 ℃ まで加熱するものとした。再生ガス酸化触媒塔の運転温度は掃気ガス酸化触媒塔のクラッキング操作温度に合わせたものである。

ガスは燃料再生ガス乾燥器にて－120 ℃ 以下に露点を下げることにより，水素同位体を酸化物としてほとんど回収させるものとした。なお，燃料再生ガス乾燥器中で発生したミストが下流に同伴した場合を考慮して燃料再生ガス気水分離器を置き，約 3 μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

⑿ 燃料ガスメッシュフィルタは燃料ガス不純物吸着塔充填の脱湿剤微粉の発生に対応させたもので，約3μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

⒀ 電解装置は収集されるトリチウム水を電気分解させ，発生した酸素ガスを燃料ガス不純物吸着塔再生設備に供給し，水素同位体単体ガスは燃料ガス精製主系統の燃料ガス予熱器の前に供給させるものとした。

15.2.6 機器設計

(1) 燃料ガス予熱器

燃料ガス予熱器は燃料ガスを室温の最低値10℃から燃料ガス酸化触媒塔の運転温度150℃まで加熱するのに必要な容量を有するものとする。加熱方式は電気加熱とする。100％容量とし予備機も設置する。

$$Q = W \times Cp \times (T_1 - T_2)$$

W ： 燃料ガス流量（$0.166\ Nm^3/h = 1.49 \times 10^{-2}\ kg/h$）

Cp ： H_2 比熱（3.46 kcal／kg℃）

T_2 ： 入口温度（10℃）

T_1 ： 出口温度（150℃）

$$Q = 7.22\ kcal/h$$

$$Q' = \frac{Q}{860} \times \frac{1}{\eta}$$

η ： ヒータ効果

$$Q' = 15\ W$$

なお，上記にてガスは全て軽水素単体として安全側に評価した。

(2) 燃料ガス酸化触媒塔

燃料ガス酸化触媒塔は燃料ガス中の酸素濃度を99.999％以上の効率で低下させる。100％容量とし重要機器である点に鑑みて予備機を設置する。

触媒充填空隙による偏流防止のため竪置円筒形とした。

(i) 触媒の種類

ガス流量が極めて小さく充填量は小量になると考え，極力小さい粒子径の触媒にするものとし，Pd 0.5 wt％担持の Al_2O_3 ベースの触媒にて，有効粒子径3.84 mmφの球状とした。

なお，Pd 0.5 wt％担持の Al_2O_3 ベース触媒は銘柄が異なっても性能はほとんどかわらないので，[1] 設計データはBWR気体廃棄物処理系納入触媒のものを使用した。

(ii) 塔　　径

設計質量流量をBWR排ガス再結合器実績に合わせると，燃料ガス流量が極めて小さいため触媒粒径並の細管になってしまう。そこで，plug flow成立条件にもとづき触媒有効粒子径の10倍をとり3.9 cmφとした。

これより設計質量流量をもとめると以下の通り。

$$G = \frac{M}{\pi D^2/4} = \frac{0.166\ m^3/h \times 5.00\ kg/22.4\ m^3}{3.14 \times (3.9 \times 10^{-2}\ m)^2/4} = 31\ kg/m^2 \cdot h$$

ここで燃料ガス平均分子量を5.00とした。

(iii) 触媒充填層長

流量が極めて小さいので軸拡散効果が無視できないので，充填層内の水素濃度分布はSherwoodの修正に従って次式による。[(2),(3),(4)]

$$\frac{P_{HL}}{P_{HO}} = \exp\left(-a_v\phi\frac{L}{G}\frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)\left\{1 + \frac{d_p}{2L}\left(-a_v\phi\frac{L}{G}\frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)^2\right\}$$

$$P_{HL}/P_{HO} = 10^{-5}$$

$$G = 31\ kg/m^2 \cdot h$$

以上から，$L = 2.3$ cm

余裕についてはBWR排ガス再結合器の実績と実質稼動年数を考慮して，直径の長さに合わせ3.9 cmとした。

(3) 燃料ガス乾燥器

燃料ガス乾燥器は燃料ガス不純物吸着塔での燃料ガス処理の前処理として－196℃まで冷却するものとして計算する。

$Q_1 = W \times C_p \times (T_1 - T_2)$ ： 水素ガス冷却熱

W ： 燃料ガス流量（1.49×10^{-2} kg／h）

C_p ： H_2比熱（3.49 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（150℃）

T_2 ： 出口温度（－196℃）

$Q_1 = 18.0$ kcal／h

$Q_2 = w \times H$ ： 湿分凝結熱

w ： 湿分量（$1.53 \times 10^{-3}\ Nm^3/h = 1.23 \times 10^{-3}$ kg／h）

H ： 凝結に必要なエンタルピ（793 kcal／kg）

$Q_2 = 0.98$ kcal／h

よって

$$Q_1 + Q_2 = 18.0\ kcal/h + 0.98\ kcal/h = 18.98\ kcal/h$$

従って，20 kcal／hとする。

(4) 燃料ガス不純物吸着塔[(4)]

燃料ガス不純物吸着塔は吸着剤による吸着除去方式を採用し，100％容量のものを4基交代で使用するものとする。

(i) 吸着剤の種類

処理ガス流量が小さく容器寸法が小さくなるので，一般的に使用される粒度のもののうち最も小さい1／16″φ（長さ1／4″）のペレット状のモレキュラシーブ5Aを使うものとした。

但し，計算上は有効粒子径0.289 cmの球状とした。

(ii) 塔　　径

吸着剤有効径をもとに粒子径の10倍以上とする。よって3 cmφとした。

これより空塔速度を計算すると以下の通り。

$$u = \frac{0.166\ m^3/h \times 77\ °K/273\ °K \times 10^6\ cm^3/m^3/3600\ s/h}{\pi \times (3\ cm)^2/4}$$

$$= 1.84\ cm/s$$

(iii) 塔　　長

対象となる不純物のC，Nの化合物のうち最も吸着しにくい化学形としてCH_4'，N_2を取上げ，充填層に一般的な破過曲線の式から充填量を計算した。

吸着平衡関係は文献値にもとづくものとし，物質移動速度については吸着剤内の表面拡散は推算不可能であるので安全側に無視し気相拡散のみで計算した。

余裕率として，一般の化学プラント等における実績を考慮して加え，回収率99.999％以上，破過時間6 hrとしてCH_4'に対して39.3 cm，N_2に対して13.3 cm 必要と計算された。水素同位体単体の吸着は無視している。合計52.6 cmとなるので直径の18倍をとって54 cmとした。

上記の結果は吸着塔の標準塔長比からはずれているが，実験室規模並の流量であり必ずしもとらわれる必要はないと考えた。

(5) 燃料ガス不純物吸着塔再生設備

燃料再生ガス流量は，吸着行程時に吸着されて塔内にとどまっている全ガス量がその加熱再生時間内に平均して真空ポンプで吸引されると考える。このため，この前提条件が満たされるよう貯蔵タンク等の設置等システム上の考慮をするものとした。

(i) 燃料再生ガス流量

燃料ガス乾燥器にトラップされた湿分も同時に再生するものとし一括して再生ガスとして扱うものとした。

燃料再生ガスのうち，炭素化合物は全てCH_4'として，窒素化合物は全てNH_3'として，また$H_2'O$も燃料ガス乾燥器と燃料ガス不純物吸着塔の双方によって通常運転時の流入分は全てトラップされているとした。またH_2'は通常運転操作時における単成分平衡吸着量がトラップされるとして安全側の評価をした。

なお，再生操作は4時間で終えるものとし上記燃料再生ガス量を平均した。

以上の前提をもとに燃料再生ガスは各成分毎に次のように算出された。

T_2	$0.798 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$
D_2	$1.37 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$
H_2	$2.48 \times 10^{-5}\ Nm^3/h$
CH_4'	$2.30 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$
NH_3'	$0.459 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$
H_2O'	$2.29 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$
総計	$7.22 \times 10^{-3}\ Nm^3/h$

(ii) 再生ガス予熱器

次の再生ガス酸化触媒塔の酸化促進のため再生ガス予熱器前で酸素を注入するが，燃料再生ガス成分は可燃物があるので爆発限界を考慮し(i)の燃料再生ガス量が2％以下になるようにO_2を加えるものとする。従ってガス流量は合計0.36 Nm^3/hr となる。[5]

再生ガス予熱器は燃料再生ガスを室温の最低値10℃から再生ガス酸化触媒塔の運転温度450℃まで加熱するのに必要な容量を有するものとする。加熱方式は電気加熱とする。100％容量とし予備機も設置する。

$$Q = W \times C_p \times (T_1 - T_2)$$

W ： 酸素添加燃料再生ガス流量（0.36 Nm^3／hr ＝ 0.6 kg／h）

C_p ： 0.25 kcal／kg・℃

T_2 ： 入口温度（10℃）

T_1 ： 出口温度（450℃）

$$Q = 66 \text{ kcal／hr}$$

$$Q' = \frac{Q}{860} \times \frac{1}{\eta}$$

η ： ヒータ効率

$$Q' = 110 \text{ W}$$

(iii) 再生ガス酸化触媒塔

再生ガス酸化触媒塔は燃料再生ガス中の水素同位体酸化物以外の水素同位体化合物を99.99999％以上の効率で低下させる。100％容量とし重要機器である点に鑑みて予備機を設置する。触媒充填空隙による偏流防止のため竪置円筒形とした。

(a) 触媒の種類

ガス流量が燃料精製主系統の2倍程度でありオーダが同じであるので同一種類のものをつかう。

(b) 塔　　径

燃料ガス精製主系統に合わせ3.9 cmφとした。これより設計質量流量をもとめると以下の通り。

$$G = \frac{M}{\pi D^2／4} = \frac{0.6 \text{ kg／hr}}{3.14 \times (3.9 \times 10^{-2} \text{ m})^2／4} = 503 \text{ kg／m}^3\text{・h}$$

$$= 1.4 \times 10^{-2} \text{ g／cm}^2\text{・s}$$

(c) 触媒充填層長

燃料ガス精製主系統に合わせ，充填層内の水素濃度分布は次式による。

$$\frac{P_{HL}}{P_{HO}} = \exp\left(-a_v\phi \frac{L}{G} \frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)\left\{1 + \frac{d_p}{2L}\left(-a_v\phi \frac{L}{G} \frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)^2\right\}$$

$$P_{HL}／P_{HO} = 10^{-7}$$

$$G = 503 \text{ kg／m}^3\text{・h}$$

以上から，$L = 13.5$ cm

余裕を燃料ガス精製主系統に合わせて考え，直径の4倍をとって15.6 cmとした。

(iv) 燃料再生ガス乾燥器

燃料再生ガス乾燥器は燃料再生ガス冷却器からのガスを－120℃まで冷却させるものとして計算する。

$Q_1 = W \times C_p \times (T_1 - T_2)$ ： 酸素ガス冷却熱

W ： 燃料再生ガス流量（0.36 Nm^3／h ＝ 0.6 kg／h）

C_p ： O_2 比熱（0.25 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（450 ℃）

T_2 ： 出口温度（－120 ℃）

Q_1 ＝ 86 kcal／hr

$Q_2 = w \times H$ ： 湿分凝結冷却熱

w ： 湿分量（9.76×10^{-3} Nm^3／h ＝ 7.85×10^{-3} kg／h）

H ： 凝結に必要なエンタルピ（755 kcal／kg）

Q_2 ＝ 5.93 kcal／h

よって

$Q_1 + Q_2$ ＝ 86 kcal／hr ＋ 5.93 kcal／h ＝ 92 kcal／h

(6) 電解装置

電気分解の電流効率が 100 ％の時，1 Ah の電気量で 1.865×10^{-2} mol の $H_2'O$ が H_2 と O_2 に分解される。よって 1.59×10^{-4} mol／s すなわち，0.571 mol／h の $H_2'O$ を電気分解するには，30.6 A が必要となる。一般には，経済的な理由から電極の消耗を小さくし電解液の抵抗による電圧降下を小さくするため，電流密度を小さく設定する。本設計では，トリチウムインベントリーを小さくすることが第 1 の目標であるため，電流密度 0.5 A／cm^2 とし，電極板面積を小さくとることにより電解セル体積を低減する。よって 30.6／0.5 ＝ 61.2 cm^2 の電極板面積となる。

さらに，電極表面上に規則的に凹凸を加えることにより，見かけ上の電極面積は減少し，かつ電極表面からの気泡の離脱がすみやかになる。このファクターを π とすると，見かけ上の電極面積は 19.5 cm^2 となる。

電極間距離は，小なるほどトリチウムインベントリーおよび電解液抵抗による電圧降下を改善することとなるが，反面，あまり小さくなると，気泡を取りのぞくための電解液循環の際の障害となる。電極間距離は 1 cm，電解セル体積は 19.5 cm^3（隔膜厚さは無視する）を基準とする。

陰極での気体の発生量を V（陽極では，1／2・V となる。）とし，電解セルへの電解液の循環量 F が十分大で，かつ発生する気泡の浮力による移動が小ならば，気孔率 ε との間に次の関係が成り立つ。

$$F = \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \cdot V$$

さらに，電解液の抵抗増大比 $\frac{\rho}{\rho_0}$ および，電圧降下 V_e は[6]

$$\frac{\rho}{\rho_0} = (1 - \varepsilon)^{-\frac{3}{2}}$$

ρ_0 ： 気孔率 0 の比抵抗

ρ ： 気孔率 ε の比抵抗

$$V_e = I \cdot R \frac{\rho}{\rho_0} = I \cdot \frac{1}{\sigma} \frac{\ell}{S} \frac{\rho}{\rho_0}$$

I ： 電　流

ℓ ： 電極間距離

S ： 電解セル断面積

σ ： 電気伝導度

電解電圧 V_r は次の式で与えられる。

$$V_r = (E_A - E_C) - \frac{RT}{2F} \ln \frac{P}{P_0}$$

$$P = N\ H_2'O\ in\ NaOH'\ Sol. \cdot P_0$$

E_A ： 陽極の平衡電位

E_C ： 陰極の平衡電位

R ： ガス定数

F ： ファラデー定数

P_0 ： 50℃での水蒸気圧

槽電圧は電解電圧，電解液の電圧降下および電極その他による過電圧の和として求められる。さらに，電解液の輸送の際の圧損 △P は，次式となる。[7]

$$\triangle P = \lambda \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2g}$$

$$\lambda = 0.3164\ (Re)^{-\frac{1}{4}}$$

L ： 管　長

v ： 線　速

d ： 管　径

g ： 換算定数

但し，λ は乱流で熱変動のある時に用いられる式を使用する。

今，ε を小さくとれば，ρ は小さくなり電圧降下は小さくなるが，反面電解液の流量の増加のため電解液移送中の圧損の増加や，電解液のバッファタンクの容量の増大すなわちトリチウムインベントリーの増大という問題が出てくる。

ε をパラメータとして計算する。但し，気体の発生量 V は 4.2 cm^3/s（50℃，1 ata）配管は 0.5 cm 直径とする。

以上の計算の結果，次の値を，電解セルの仕様とする。

- 気 孔 率　0.3
- 循環液量　9.8 cm^3/s　陰極
  4.9 cm^3/s　陽極
- 比 抵 抗　2.333
- 電圧降下　3.95 V
- 電解電圧　1.23 V
- 槽 電 圧　5.18 + α V

以上の機器のうち特に重要な燃料ガス酸化触媒塔，燃料ガス不純物吸着塔について機器構造図を Fig. 15.2.5, 6 に各々示す。また同機器と再生ガス酸化触媒塔の主要仕様を Table 15.2.1 ～3に各々示す。

15.2.7 機器仕様

(1) 燃料ガスフィルタ

数　　量	2基
形　　式	高性能形
流　　量	0.166 Nm^3/h
圧　　損	200 mmH_2O 以下
主要材料	
胴　体	ステンレス鋼
沪　材	グラス

(2) 燃料ガス予熱器

数　　量	2基
形　　式	ヒータ加熱式
流　　量	0.166 Nm^3/h
ヒータ出力	15 W
主要材料	ステンレス鋼

(3) 燃料ガス酸化触媒塔

数　　量	2基
形　　式	触媒充填式
流　　量	0.166 Nm^3/h
触　　媒	パラジウム触媒
寸　　法	39 mmϕ × 39 mml
主要材料	ステンレス鋼

(4) 燃料ガス乾燥器

数　　量	2基
形　　式	コールドトラップ式
流　　量	0.166 Nm^3/h
熱負荷	20 kcal／h
主要材料	ステンレス鋼

(5) 燃料ガス気水分離器

数　　量	2基
形　　式	デミスタ内蔵式
流　　量	0.166 Nm^3/h
圧　　損	100 mmH_2O 以下
主要材料	ステンレス鋼

(6) 燃料ガス不純物吸着塔

数　　量	4基
形　　式	竪置U字管式
流　　量	0.166 Nm^3/h
吸着剤	モレキュラシーブ
寸　　法	30 mmϕ × 540 mml
主要材料	ステンレス鋼

(7) 燃料ガスメッシュフィルタ

数　　量	4基
形　　式	デミスタ内蔵式
流　　量	0.166 Nm^3/h
圧　　損	100 mmH_2O 以下
主要材料	ステンレス鋼

(8) 再生ガスメッシュフィルタ

数　　量	1基
形　　式	デミスタ内蔵式
圧　　損	100 mmH_2O 以下
主要材料	ステンレス鋼

(9) 再生ガス予熱器

数　　量	2基
形　　式	ヒータ加熱式
流　　量	0.36 Nm^3/h
ヒータ出力	110 W
主要材料	ステンレス鋼

(10) 再生ガス酸化触媒塔

数　　量	2基
形　　式	触媒充填式
流　　量	0.36 Nm^3/h
触　　媒	パラジウム触媒
寸　　法	39 mmϕ × 135 mml
主要材料	ステンレス鋼

(11) 燃料再生ガス乾燥器

数　　量	2基
形　　式	コールドトラップ式
流　　量	0.36 Nm^3/h
熱負荷	92 kcal／h
主要材料	ステンレス鋼

(12) 燃料再生ガス気水分離器

数　　量　2基
形　　式　デミスタ内蔵式
流　　量　0.36 Nm^3/h
圧　　損　100 mmH_2O 以下
主要材料　ステンレス鋼

(13) 電解装置
数　　量　1式
形　　式　電気分解式

参考文献

(1) 村田寿典，遊佐英夫：日本原子力学会誌，10，561（1968）
(2) A. E. Sherwood，CONF－741101－11，（1976）
(3) F. Yoshida，et al.：A. I. Ch. E. J，8，5（1962）
(4) 化学工学協会：化学工学便覧　改訂4版（1978）
(5) 疋田　強，秋田一雄：燃焼概論（コロナ社）（1971）
(6) MacMullin：ACS Monograph No. 154, Reinhold，164（1962）
(7) 日本機械学会：技術資料　管路・ダクトの流体抵抗（1979）

15.3 燃料ガス同位体分離系

15.3.1 系統の範囲

本系統は燃料ガス循環系を構成する系統の1つであり，燃料ガス精製系の燃料ガスメッシュフィルタに続く下流域，および燃料ガス貯蔵系の上流域に位置する。本系統は主系統のほか付属設備として冷媒供給設備をもつ。

15.3.2 系統の設置目的

燃料ガス同位体分離系は燃料ガス精製系で前処理されたヘリウムを含む燃料ガス同位体の混合ガスを，深冷蒸留法により成分分離する機能をはたすことを目的に設置される。

15.3.3 系統計画

(1) 系統構成の検討

(i) 検討条件

処理ガスの供給条件及び処理上要求される条件は，“15.3.4　設計条件”にて後述する。主な条件は Table 15.3.1 に示す。

塔特性の解析は，①気液平衡の非理想性[(1)]，②蒸発潜熱差[(2)]，③トリチウム崩壊熱[(3)]，の各ファクタを取入れたシミュレーションコードにより行った。

(a) 解析上の仮定

① 解析上はHeを無視する。Heの影響は(iii)項で検討する。

② H_2, D_2, T_2をn－H_2, n－D_2, n－T_2として扱う。

③ 塔内での同位体交換反応を無視する。

④ 塔壁は完全断熱とする。

⑤ 塔内圧損は無視し，全塔共に塔内圧力を1000 Torrとする。He分圧は無視する。

⑥ 蒸気ホールドアップを無視する。

(b) その他の条件

① 塔特性に関するパラメータはTable 15.3.2に示す。

② 燃料ガス精製系からの供給流の同位体分子組成は25℃での同位体平衡組成とする。

③ 各塔への供給あるいは塔頂・底からの引抜きは蒸気状態とし，移送経路のトリチウムインベントリを極小化する。

④ 同位体平衡器を挿入する場合，操作温度は25℃とする。

(ii) 検討結果

TSTAでは単純な4塔構成がとられている。この方式はFig. 15.3.4に示す通りであるが，構成が単純であるので，運転制御，塔間流体移送，塔製作などを容易にする等メリットが大きいと考えられる。そこで，この系統構成を基本とし，第1塔から順に下流側へ段数，供給段，操作圧を適当な値に固定し，還流比による留出，缶出組成，トリチウムインベントリの変化等をサーベイした。

(a) 理論段数

理論段数は大きくとるほどトリチウムインベントリを小さくできる傾向があるが，処理量が小さいので段数を大きくすると塔径が小さくなりすぎ問題を生ずる。従って，この点を考慮し，トリチウムインベントリや凝縮器熱負荷が多少大きくなっても，塔径を充填部長さに応じてTSTAなみとした。

(b) 供給段

供給段は各塔につき最適段をサーベイしたが，供給組成と概略一致する段へ供給するのが最適な結果を与えた。第4塔の場合，最適位置は中心よりかなり上方にあるが，その他は中心位置となった。

(c) 第1塔—第2塔間同位体平衡器

H，D廃棄流中のトリチウム量を1.0 Ci／day以下に抑えるには，同位体平衡器は必要である。なお，この場合第1塔留出流の同位体平衡をとれば十分でD_2を加える必要はない。

(d) 第2塔—第3塔間同位体平衡器

第2塔缶出流組成はD_2が過剰にあるため常温での平衡状態より良好な側にずれており，同位体平衡器は不要である。

(e) D_2ガスの補給

第4塔塔頂留出流組成はD_2純度として要求されている高い純度が得られているが，プラズマ容器内で燃料として消費される量をここで補なうものとした。

以上，(a)～(e)の検討結果をとりまとめ，Table 15.3.3～6に示す。また，物質収支はFig.

15.3.2 のプロセスフロー線図に示す。

(iii) その他

(a) He の影響

① He の分離

深冷蒸留塔内の温度は He の臨界温度より高いため，蒸留解析に He を取り込む方法は，未だ明確でない。

しかし，Hiza[4]が，nH_2，nD_2 液に対する He のヘンリ定数 k を測定している。これによると，

$$k\ (He^4\ in\ nD_2) = 3.08 \times 10^3 \exp\left(\frac{1150}{RT}\right)\ [Torr]$$

k は，圧力 P，気相の He 分率 Y_{He}，液相の He 分率 X_{He} に対して，

$$k = Y_{He}P / X_{He}$$

の関係があるから，$k/P = Y_{He}/X_{He}$ は形式上，気液平衡比 K に対応する。P = 1000 Torr に対して，この値は，

T	$k/P\ (=Y_{He}/X_{He})$	$K\ (nH_2)$	$K\ (nD_2)$
23 K	1.26×10^3	1.53	0.622
26 K	6.29×10^2	2.95	1.41

であり，nH_2，nD_2 の気液平衡比にくらべて圧倒的に大きい。従って第 2 塔の塔頂留出流中に完全に回収できると考える。

② 水素同位体分離特性への影響

第 3，4 塔については，He の影響はないと考える。第 1，2 塔については，塔内の水素同位体流量が，Table 15.3.6 に示すように He 流量 0.48 mol／hr にくらべて非常に大きいので，蒸留塔内での He の影響は小さい。

He の影響は，第 1，2 塔への供給流の露点に対して最も大きいと考えるが，露点温度が水素同位体のみの場合の露点温度より多少下がる程度であり，分離特性はむしろ良くなるので，He の同時分離は十分可能と考える。

(b) 蒸留塔の圧力損失

気液向流に対する内田—藤田の圧損式にて各充填部圧損を推定した。市販の充填物の中から適当なものを仮に選んで試算したところ，高々 10 torr 程度であり極めて小さく無視できよう。

(2) 系統概要

(i) 燃料ガス精製系にて前処理された使用済の燃料ガスは，本系統にて先ず深冷蒸留塔(I)に導入され第 1 次の同位体分離がなされる。

(ii) 深冷蒸留塔(I)にて塔頂から留出するガスは 3 重水素が低減され，水素や 2 重水素及び不純物のヘリウムが富化されており，そのまま加熱器(I)を経て，同位体平衡器にて一部の同位体の組合せをかえたあと，深冷蒸留塔(II)に導入され第 2 次の同位体分離がなされる。

(iii) 深冷蒸留塔(II)にて塔頂に留出するガスは 3 重水素が許容量以下に低減されており，加熱器(II)を経て大気に放出される。

(iv) 深冷蒸留塔(II)にて塔底に缶出する分はほとんどが2重水素であるが，D_2純度としては不十分であるので，深冷蒸留塔(III)に導入され第3次の同位体分離がなされる。

(v) 深冷蒸留塔(III)にて塔頂に留出するガスは，D_2純度の要求条件が満たされており，加熱器(III)を経て燃料ガス貯蔵系に移され貯蔵される。

(vi) 深冷蒸留塔(I)にて塔底に缶出する分は水素や不純物のヘリウムがほとんど含まれず，深冷蒸留塔(IV)に導入され第4次の同位体分離がなされる。

(vii) 深冷蒸留塔(III)にて塔底に缶出する分，および深冷蒸留塔(IV)にて塔頂に留出するガスは，2重水素と3重水素がほぼ同じオーダであり，各々加熱器(IV),(V)を経て合流させてから燃料ガス貯蔵系に移され貯蔵される。

(viii) 深冷蒸留塔(IV)にて塔底に缶出する分はほとんどが3重水素であり，加熱器(VI)を経て燃料ガス貯蔵系に移され貯蔵される。

(ix) 深冷蒸留塔の故障の際は，塔頂側については加熱器の前でバイパス設置される深冷活性炭吸着塔を経由し，塔底液は塔底のラインから蒸発器を経由し各々燃料ガス貯蔵系に移される。

(3) 系統構成

下記の機器員数とし，Fig. 15.3.3に配管計装線図を示す。

(i)	深冷蒸留塔(I)	1基
(ii)	冷媒気液分離ドラム(I)	1基
(iii)	深冷活性炭吸着塔(I)	1基
(iv)	加熱器(I)	1基
(v)	同位体平衡器	1基
(vi)	深冷蒸留塔(II)	1基
(vii)	冷媒気液分離ドラム(II)	1基
(viii)	深冷活性炭吸着塔(II)	1基
(ix)	加熱器(II)	1基
(x)	深冷蒸留塔(III)	1基
(xi)	冷媒気液分離ドラム(III)	1基
(xii)	深冷活性炭吸着塔(III)	1基
(xiii)	加熱器(III)	1基
(xiv)	加熱器(IV)	1基
(xv)	深冷蒸留塔(IV)	1基
(xvi)	冷媒気液分離ドラム(IV)	1基
(xvii)	深冷活性炭吸着塔(IV)	1基
(xviii)	加熱器(V)	1基
(xix)	加熱器(VI)	1基
(xx)	蒸発器(I)	1基
(xxi)	蒸発器(II)	1基
(xxii)	蒸発器(III)	1基

(XXiii) 蒸発器(IV) 1基
(XXiv) 保冷槽 1基
(XXV) 冷媒供給設備 1基

15.3.4 設計条件

(1) 系統流入ガス条件

温度		−196 ℃
圧力		0.33 kg／cm^2・g
流体		0.162 Nm^3／h（He 1.08 × 10^{-2} Nm^3／h 含む）
水素同位体組成	H	1.1 %
	D	62.4 %
	T	36.5 %

(2) 系統流出ガス条件

(i) 深冷蒸留塔(II)塔頂留出ガス条件（大気放出）

温度		室温
圧力		大気圧
流体		13.7 Nl／h（He 10.8 Nl／h 含む）
水素同位体組成	H	50.9 %
	D	49.1 %
	T	2.3 ppm

(ii) 深冷蒸留塔(III)塔頂留出ガス条件（貯蔵）

温度		室温
圧力		大気圧
流体		55.8 Nl／h（He なし）
水素同位体組成	H	0.34 %
	D	99.6 %
	T	0.07 %

(iii) 深冷蒸留塔(III)塔底缶出ガス条件

温度		室温
圧力		大気圧
流体		4.1 Nl／h
水素同位体組成	H	10 ppm
	D	69.6 %
	T	30.4 %

(iv) 深冷蒸留塔(IV)塔頂留出ガス条件

温度		室温
圧力		大気圧
流体		71.8 Nl／h

水素同位体組成　H　30 ppm
D　49.0 %
T　51.0 %

(v) 深冷蒸留塔(iv)塔底缶出ガス条件（貯蔵）

温　度　室温
圧　力　大気圧
流　体　18.0 Nl／h
水素同位体組成　H　0
D　0.8 %
T　99.2 %

(3) 系統条件

(i) 燃料中水素許容濃度　1 %
(ii) 燃料中不純物許容濃度　0.1 %
(iii) 貯蔵ガス条件　D_2 : D > 99.8 %, T < 0.1 %, H < 1 %
T_2 : T > 90 %, D < 10 %, H < 1 %
(iv) 大気放出条件　トリチウム許容量 1 Ci／day
(v) 設計室温は最高 40 °C，最低 10 °C

15.3.5 系統設計

本系統の設計については下記の如く検討した。

(1) プラズマ排ガスの使用済燃料中に含まれるヘリウムは燃料ガス精製系では除去されず本系統にもち込まれるが，特別にヘリウムを対象とした除去装置は設けず，水素同位体単体と共に深冷蒸留塔にて分離するものとした。

(2) プラズマ排ガスは燃料ガス精製系にて，運転温度－196 °C の燃料ガス不純物吸着塔にて前処理がなされており，かつ処理流量も小さいので，予冷器は独立にもたせずいきなり深冷蒸留塔にて分離させるものとした。但し，導入部には予冷機能をもつノズルを組込む等の工夫をするものとする。

(3) 冷媒気液分離ドラムは各深冷蒸留塔の凝縮器冷媒管側に付随させるもので，冷媒が気液2相流で供給された場合，凝縮部に液体ヘリウム冷媒が入り込まないように分離させることと，圧力の急変動を緩和させるものとした。

(4) 深冷活性炭吸着塔は深冷蒸留塔が冷媒喪失等の故障を発生した際の対策用のもので，通常は前後を弁で隔離させヘリウムガスで満たしておき，非常時に前後を開放することにて深冷蒸留塔中に凝縮していたガスが気化してもその全量を一時的に吸着させることにより，系統の急激な圧力上昇を抑制するものとし，各深冷蒸留塔の出口側に通常配管と並列に設けるものとした。

(5) 加熱器は深冷蒸留塔から流出するガスを常温まで上昇させるために設けるものとした。

(6) 蒸発器は深冷蒸留塔底に溜まっている液を，一時的に系外に出したい時に，常温まで上昇させるために設けるものとした。

(7) 保冷槽は，本系統の低温機器を一括して収容させる恒温機能と，グロブボックスとしての役割をはたさせるものとした。

(8) 冷媒供給設備は本系統で使われる冷媒ヘリウムを供給すると共に，使用後の温度の上がったガスを回収し冷却させるものとした。

15.3.6 機器設計

ここでは主要な機器について設計の概要を記載する。

(1) 深冷蒸留塔(I)～(IV)

深冷蒸留塔は充填塔式のものとし，塔頂側に凝縮部を，塔底に蒸発部を備えたものとする。機器構造図を Fig. 15.3.3 に示す。

(i) 充填物の種類

ガス流量が極めて小さく塔径も細いので，極力小さい粒子径の充填物をつかうものとし，ステンレス製のワイヤ型の充填物にて，0.9 mm × 1.8 mm × 1.8 mm のものを想定する。

(ii) 充填塔容積

特性解析の計算結果から下記の通り計算される。

$$M = \frac{3.14}{4} \times D^2 \times (n_p - 2) \times H_p = 0.785 \times D^2 \times L$$

深冷蒸留塔		I	II	III	IV
D	充填塔径 (cm)	2.00	1.62	1.88	1.54
n_p	理論段数 (−)	60	60	60	60
H_p	H. E. T. P. (cm)	5.0	5.0	5.0	5.0
L	充填長さ (cm)	290	290	290	290
M	充填量 (cm^3)	920	600	810	540

(iii) 凝縮部冷媒流量

冷媒のヘリウムは臨界点が低く，水素の沸点付近では液体にはなれないので，ガス状態で使い顕熱を利用するものとする。

$$Q = 860 \times W / (C_p \times \triangle T)$$

深冷蒸留塔		I	II	III	IV
W	熱負荷 (W)	23	15	21	14
C_p	冷媒 He 比熱 (cal／g・℃)	1.24	1.24	1.24	1.24
△T	冷媒温度上昇幅 (℃)	0.5	0.5	0.5	0.5
Q	凝縮部冷媒流量 (kg／h)	35	25	35	25

(IV) 蒸発部ヒータ容量

$Q' = W / \eta$　　η ：ヒータ効率 (—)

	深冷蒸留塔	I	II	III	IV
W	熱負荷 (W)	18	15	19	6.4
Q′	蒸発部ヒータ容量 (W)	30	25	30	15

(2) 深冷活性炭吸着塔(I)～(IV)

深冷活性炭吸着塔は外壁に冷媒用ジャケットを取り付けた竪置円筒形とし，塔内に活性炭の充填層を有する。深冷蒸留塔内に滞溜している水素同位体混合液の全量と，通常運転時既に封入されているヘリウムを併せて，25 °K，1.5 atm の条件のもとで滞溜できる量とする。

$$M = \frac{W}{K} \times (1 + \alpha)$$

K：平衡吸着量 (mol／g)

α：余裕率 (－)

	深冷活性炭吸着塔	I	II	III	IV
W	深冷蒸留塔内液量 (mol)	7.91	4.92	6.95	4.81
M	活性炭充填量 (g)	600	400	550	400

(3) 加熱器(I)～(VI)

フィンチューブ式のもので，深冷蒸留塔温度から室温まで加熱させるものとする。

$Q' = W \times C_p \times (T_1 - T_2) / 860 \cdot \eta$　　η：ヒータ効率 (－)

C_p：H_2比熱 (6.8 cal／mol・°K，He も本値で代用)

T_1：入口温度 (25 °K)

T_2：出口温度 (40 °C = 313 °K)

	加熱器	I	II	III	IV	V	VI
W	処理ガス量 (mol／h)	3.29	0.62	2.50	0.19	3.21	0.81
Q	加熱器熱負荷 (W)	15	5	10	1	15	5

(4) 蒸発器(I)～(IV)

フィンチューブ式のもので，深冷蒸留塔底の液を蒸発させかつ室温まで加熱させるものとするが，加熱速度としては深冷蒸留塔蒸発部の熱負荷と塔底における通常の缶出量を考慮して決める。

$Q' = \{Q + W \times C_p \times (T_1 - T_2) / 860\} / \eta$　　η：ヒータ効率 (－)

C_p：H_2比熱 (6.8 cal／mol・°K)

T_1：入口温度 (25 °K)　　T_2：出口温度 (313 °K)

	蒸発器	I	II	III	IV
Q	深冷蒸留塔蒸発部熱負荷(W)	18	15	19	6.4
W	深冷蒸留塔底缶出流量(mol／h)	4.01	2.68	0.19	0.81
Q′	蒸発器熱負荷 (W)	45	35	35	15

(5) 冷媒気液分離ドラム

竪置円筒形のタンクとする。

(6) 保冷槽

保冷槽内は真空とし外壁部に液体窒素層を有するが，断熱のため液体窒素層の外側に真空層をもうける。保冷槽には本系統の主系統低温機器を一括収容できる大きさとする。ここではその構造を示すため，深冷蒸留塔1基にとりつけた例を Fig. 15.3.3 に示した。

(7) 冷媒供給設備

主系統で冷却のために消費されるほか，機器，配管壁からの入熱によりかなりの消費が見込まれるので，断熱のための特別な対策を施すほか，本来必要とされる負荷に対し相当の余裕を見込む必要がある。

(8) 同位体平衡器

同位体平衡器の反応効率は，燃料ガス酸化触媒塔に合せ 99.999 %以上とし，触媒充填空隙による偏流防止のため竪置円筒形とした。

(i) 触媒の種類

本件に関し特別に性能の測定を実施した例は見当らないが，反応機構から考えて，水素の酸化用の触媒とほぼ同じでよいと仮定し試算するものとした。反応速度定数も不明であるので，水素酸化の場合のデータから外挿して求め余裕を掛けるものとした。

(ii) 塔 径

触媒有効粒子径の10倍をとり 3.9 cmϕ とした。これより設計質量流量をもとめると以下の通り。

$$G = \frac{M}{\pi D^2/4} = \frac{0.0735\ m^3/h \times 4\ kg/22.4\ m^3}{3.14 \times (3.9 \times 10^{-2}\ m)^2/4} = 11.0\ kg/m^2 \cdot h$$

ここで処理ガス平均分子量を 4.0 とした。

(iii) 触媒充填層長

流量が極めて小さいので軸拡散効果が無視できないので，充填層内の水素濃度分布は Sherwood の修正に従って次式による。

$$\frac{P_{HL}}{P_{HO}} = \exp\left(-a_v\phi\frac{L}{G}\frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)\left\{1 + \frac{d_p}{2L}\left(-a_v\phi\frac{L}{G}\frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)^2\right\}$$

$$P_{HL}/P_{HO} = 10^{-5}$$

$$G = 11.0\ kg/m^2 \cdot h$$

以上から計算すると L = 4.3 cm

余裕については BWR 排ガス再結合器の実績と実質稼動年数，それに未開発製品としての不確実性を考慮して 10 cm とした。

15.3.7 機器仕様

(1) 深冷蒸留塔(I)～(IV)

	I	II	III	IV
数量（基）	1	1	1	1
形式	竪置充填塔式（蒸発部，凝縮部含む）			
流入量（Nl／h）	162	73.5	59.9	89.7
充填物	ステンレス製ワイヤ型			
塔径（mm）	20.0	16.2	18.8	15.4
充填長（mm）	2900	2900	2900	2900
凝縮部熱負荷（W）	23	15	21	14
ヒータの容量（W）	30	25	30	15
主要材料	ステンレス鋼			

(2) 冷媒気液分離ドラム(I)～(IV)

	I	II	III	IV
数量（基）	1	1	1	1
形式	竪置円筒形			
冷媒流量（kg／h）	35	25	35	25
主要材料	ステンレス鋼			

(3) 深冷活性炭吸着塔(I)～(IV)

	I	II	III	IV
数量（基）	1	1	1	1
形式	竪置2重円筒式，充填式			
充填物	活性炭			
充填量（g）	600	400	550	400
主要材料	ステンレス鋼			

(4) 加熱器(I)～(VI)

	I	II	III	IV	V	VI
数量（基）	1	1	1	1	1	1
形式	フィンチューブ式					
処理ガス流量（mol／h）	3.29	0.62	2.50	0.19	3.21	0.81
熱容量（W）	15	5	10	1	15	5
主要材料	ステンレス鋼，銅					

(5) 蒸発器(I)～(IV)

	I	II	III	IV
数　　量　（基）	1	1	1	1
形　　式	フィンチューブ式			
処理ガス容量（mol／h）	4.0 1	2.6 8	0.1 9	0.8 1
熱　容　量　（W）	4 5	3 5	3 5	1 5
主 要 材 料	ステンレス鋼，銅			

(6) 同位体平衡器

数　　量　1基
形　　式　竪置円筒形，触媒充填式
容　　量　73.5 Nl／h
充 填 物　パラジウム触媒
寸　　法　39 mmφ × 100 mml
主 要 材 料　ステンレス鋼

(7) 保冷槽

数　　量　1基
形　　式　真空液体窒素断熱式
収 納 機 器　深冷蒸留塔(I)～(IV)
深冷活性炭吸着塔(I)～(IV)
冷媒気液分離ドラム(I)～(IV)
配管，弁類
主 要 材 料　ステンレス鋼

(8) 冷媒供給設備

数　　量　1式

15.3.8　運転方法及び安全対策

ここでは本系統の運転方法と安全性について検討した。

(1) 炉本体平常運転時

(i) 本系統の主プロセスは，同位体平衡器と加熱器，蒸発器のような常温で運転する機器以外は全体を保冷槽に入れ，真空断熱と第2次格納系を構成する。

（起動）

(ii) 保冷槽については槽内および真空ジャケット，液体窒素ジャケットのいずれも乾燥窒素で湿分をパージしたのち，槽内および真空ジャケットを真空ポンプで排気する。

(iii) 各機器の主プロセスライン全体及び冷媒供給ラインを真空ポンプで減圧排気した後，高純度ヘリウムガスを通気し各ラインをパージする。

(iv) 主プロセスライン全体を高純度ヘリウムガスでパージさせつつ，保冷槽液体窒素ジャケットおよび主プロセスの冷媒供給ラインに液体窒素あるいは極低温ヘリウムを各々供

給させて，保冷槽内の機器を予冷する。

(v) 温度が安定した後，各深冷活性炭塔の出入口部を隔離する。

以上は本格的な起動前の準備段階であり，全て極低温状態における平常運転を考慮したもので，湿分が機器，配管内外に凝結して，配管閉塞，伝熱不良，その他の不具合を生じさせないためのものである。

(vi) 各深冷蒸留塔にあらかじめ準備された組成の水素同位体混合ガスを徐々に所定量まで導入し，全還流運転により定常状態に安定させる。

(vii) 全系統にわたり定常状態が達成されて後，連続定格運転になる。この場合，定格定常状態を維持するため下記のように制御する。

(a) 深冷蒸留塔底の蒸発器内の液面は液面計の指示により，蒸発器に取付けられたヒータ出力が変わることで自動調整される。

(b) 塔頂部の凝縮器に溜まる液の液面は，液面計の指示により凝縮器冷媒の流量を調節することで自動調整される。

(c) 塔内の圧力は圧力計の指示により塔頂側出口の制御弁を自動開閉させることに調整される。

(d) 深冷活性炭塔内の圧力は圧力計の指示により冷媒供給量を制御することにて自動調整される。

(e) 冷媒気液分離器は冷媒流量変動の影響を抑える役割を与え，圧力を圧力計の指示により冷媒戻り量を制御することにて自動調整される。

（停止）

(viii) 供給を停止したあとも深冷蒸留塔内の液が全て蒸発し圧力が低下するまで運転をつづける。

(ix) 深冷活性炭塔の前後隔離弁を開放し冷媒流量を漸減させつつ系統の温度を常温まで上げる。

(x) 常温にてプロセス全体を高純度ヘリウムガスでパージさせて，トリチウムを許容量以下まで低減させる。

(xi) 第2塔塔頂からの放出ガスはトリチウムモニタにてチェックし許容量を上まわる場合は弁を閉鎖する。また，その他の出口からの流出ガスについても，定常時組成からずれてきた時点で貯蔵先を変えるものとするが，これは燃料ガス貯蔵系の検討の段階にて考慮する。

(2) 炉本体分解修理時（定期検査時）

本系統は主プロセスラインが全て可動部のない静的機器からできており，弁については可動部を有する制御弁を2重化するものとした。静的機器は分解点検などは極力避け，自動弁と冷媒供給設備に重点を置くものとする。

(3) 炉本体事故時

(i) 長期運転が不可能な大きな事故の場合は，平常運転時の停止モードに従って止める。

(ii) 炉本体回復に大きな時間を要さないと判断される場合は，深冷蒸留塔の出入口弁を閉鎖し全還流運転にし回復を待つ。

なお，炉本体の大きな事故の際の流量条件等の変動は，最上流系の真空排気系にて影響が吸収されてしまうと考えられるので，本系統では特に対応は考えない。

(4) 本系統故障時と安全対策

本系統の故障は(2)で記した理由により故障はほとんどないと考えるが，ここでは特に重要な深冷蒸留塔について冷却機能が失われた場合について対応を検討する。

(i) 深冷蒸留塔内温度高により塔頂出口空気作動弁を閉じ，深冷活性炭吸着塔入口弁を開け，深冷蒸留塔内で蒸発するガスを吸着させてしまうことにより系統内の圧力異常上昇を避ける。

(ii) 適宜，深冷活性炭吸着塔出口弁を開き斬次流出させ燃料ガス貯蔵系へ移送する。

(iii) 深冷蒸留塔塔底弁を開け，蒸発器内の残留凝縮液を流出させ，燃料ガス貯蔵系へ移送する。

参 考 文 献

(1) P. C. Souers : UCRL 52628 (1979)

(2) 木下正治，成瀬雄二 : JAERI－M 9238 (1980)

(3) J. R. Bartlit, et al. : Cryogenics, 19, 275 (1979)

(4) M. J. Hiza : Ref. [1], P. 45

(5) J. F. Davis, et al. : Nucl. Technol., 46, 149 (1979)

15.4 増殖ブランケットトリチウム回収系

15.4.1 系統の範囲

増殖ブランケット系をはさんで廻りを循環する閉ループであり，主系統のほか付属設備として掃気ガス脱湿塔再生設備をもつ。

15.4.2 系統の設置目的

増殖ブランケットトリチウム回収系は，下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。

(1) 増殖ブランケットにおける核反応によって発生した透過性の大きい放射性の三重水素単体を，触媒反応により酸化させ安全に処理する。

(2) 酸化された水素同位体を脱湿剤に吸着させて回収する。

(3) 増殖ブランケットにおける核反応に伴ない発生する不純物を除去しブランケットへの蓄積を防止する。

15.4.3 系統計画

(1) 系統概要

(i) 増殖ブランケット内で発生した核種を伴なう掃気ガスは，前置フィルタに通しブランケット内で発生した微粒子状の固形分を除去してから，掃気ガス予熱器を経て掃気ガス酸化触媒塔に導き，掃気ガス中の水素同位体単体ガスを触媒反応により酸化し水蒸気に

転換する。

(ii) 水蒸気以外の水素同位体化合物が増加した場合は，掃気ガス酸化触媒塔を通常より高温に設定しクラッキングさせ水蒸気に変化させる。

(iii) 水素同位体単体ガスが低減された掃気ガスは，掃気ガス冷却器で冷却してから掃気ガス脱湿塔にて水素同位体酸化物蒸気を吸着除去する。

(iv) 水素同位体が回収された掃気ガスは，掃気ガスメッシュフィルタに通し掃気ガス脱湿塔内で発生した微粒子状の固形分を除去したあと，更に目の細かい後置フィルタに通してから増殖ブランケットに戻される。

(v) 掃気ガス循環の推進力は，前置フィルタと掃気ガス予熱器の間に置かれる掃気ガスブロワにより与える。

(vi) 掃気ガス脱湿塔の脱湿剤（吸着剤）が所定量の水分を吸着すると脱湿能力が低下するため，掃気ガス脱湿塔再生設備にて再生する。

再生ガスは再生ガスブロワにて再生ガス加熱器を経て掃気ガス脱湿塔に送られる。掃気ガス脱湿塔に蓄積する水蒸気成分は加熱された再生ガスにより同伴され，再生ガス熱交換器，再生ガス冷却器，再生ガス乾燥器，再生ガス気水分離器にて回収後，再生ガスは再生ガスブロワに戻される。

(vii) 再生ガス乾燥器にて回収された水素同位体の酸化物は加熱融解され，燃料ガス精製系の電解液供給タンクへ移送される。

(viii) 水素同位体以外の不純物が再生ガス中に増加した場合は放射性廃棄物処理系へ排出し，再生ガスは再生ガス供給タンクより補給される。

(ix) 増殖ブランケットからの酸素ガス流入量が少なかった場合に，掃気ガス酸化触媒塔の効果を十分上げられるように，掃気ガス予熱器の入口側に置かれる掃気ガス酸素供給タンクから酸素を補給する。

(2) 系統構成

下記の機器員数とし Fig. 15.4.1, 2 の構成とする。

(i) 掃気ガス循環系（主系統）

(a)	前置フィルタ	2基（1基予備）	
(b)	掃気ガスブロワ	2基（1基予備）	
(c)	掃気ガスブロワ用消音器	1基	
(d)	掃気ガス酸素供給タンク	1基	
(e)	掃気ガス予熱器	2基	片系統予備
(f)	掃気ガス酸化触媒塔	2基	
(g)	掃気ガス冷却器	2基	
(h)	掃気ガス脱湿塔	2基	切替え運転
(i)	掃気ガスメッシュフィルタ	2基	
(j)	後置フィルタ	2基（1基予備）	

(ii) 掃気ガス脱湿塔再生設備（補助設備）

(a)	再生ガスブロワ	2基（1基予備）

(b) 再生ガスブロワ用消音器　　1基
(c) 再生ガス加熱器　　1基
(d) 再生ガス熱交換器　　1基
(e) 再生ガス冷却器　　1基
(f) 再生ガス乾燥器　　2基
(g) 再生ガス気水分離器　　2基
(h) 再生ガス供給タンク　　1基

15.4.4 設計条件

(1) 系統流入ガス条件

温　　度		室　温	
圧　　力		大気圧	
流　　体	He	200	Nm^3/h
（混入物）	T_2	6.02	ppmv
	T_2O	54.2	ppmv
	D_2	0.330	ppmv
	D_2O	2.97	ppmv
	H_2	2.19	ppmv
	H_2O	0.699	ppmv

上記数値に関しては下記を考慮して設定。

(i) 流入流体は増殖ブランケットに可能な限り近くにて室温まで放熱させるものとする。

(ii) 圧力は系統運転上特に加圧や減圧の条件を付けないものとした。

(iii) 混入物の核反応による発生量はトリチウムについては（増殖率×燃焼量），その他はSekiの文献にもとづきトリチウム発生量に比例させた。[1] 化学形については（T_2O：T_2＝90：10）により全水素同位体について共通の比とした。

(iv) 増殖ブランケット冷却水の本系統への漏洩量についてはBurnetteらの文献にもとづき算出した。[2]

(v) 混入物流入条件としては上記(iii)，(iv)の発生量と系統が循環することによる未回収の戻りを考慮する。またduty cycleによる濃度の時間平均化は考慮せず，最大値にて安全側に評価した。

(2) 系統流出ガス条件

温　　度		室　温	
圧　　力		大気圧	
流　　体	He	200	Nm^3/h

(3) 系統条件

(i) 水素同位体単体ガス酸化率　　95％以上

(ii) 水素同位体酸化物蒸気回収率　　95％以上

(iii) 設計室温は最高 40 ℃，最低 10 ℃ とする。

(4) 他系統への要求条件

(i) 燃料ガス精製系への流出

温　　度		室　温	
圧　　力		大気圧	
流　　体	液体		
（組成比）	T_2O	5.61	g／h
	D_2O	0.279	g／h
	H_2O	0.381	g／h

15.4.5 系統設計

(1) 系統のはじめに前置フィルタを設置し，本系統への固形分の流入を極力低減することにて系統機器類への影響を防止するものとした。また系統の最下流には後置フィルタを設置し，本系統内で固形分が発生した場合に増殖ブランケット系にもち込ませないものとした。

(2) 本系統は水素同位体の再使用のための回収を目的としたもので閉ループであり，トリチウムの除去低減は特に必要としてはいないと考え単体，酸化物とも各々効率95％以上とした。

(3) 運転操作や系統構成が単純で且つ信頼性が高い大気圧にて全系統を設定するものとした。

(4) 掃気ガスを循環させるため駆動用に掃気ガスブロワを設置した。

(5) 前置フィルタは約 3 μ のオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュと 0.3 μ オーダまでの細かい粒径に対する高性能フィルタを組合わせるものとした。

(6) 掃気ガスブロワは吐出側のガス温度が最高 100 ℃ まで上昇するので運転温度が高くなる掃気ガス予熱器の前に置くものとした。

(7) 掃気ガス予熱器は掃気ガスを掃気ガスブロワ出口温度から掃気ガス酸化触媒塔運転温度 150 ℃ まで加熱するものとした。

(8) 掃気ガス酸化触媒塔はその機能が十分発揮される範囲であれば，トリチウム透過対策上運転温度を極力低くするものとし，その下限界値として水滴混入に対する触媒への影響を考慮して 150 ℃ とした。

(9) 掃気ガス酸化触媒塔出口ガスは掃気ガス冷却器にて掃気ガス脱湿塔運転温度 35 ℃ 以下に冷却させるものとした。

(10) 掃気ガス脱湿塔は24時間周期 2 基交代運転とした。

(11) 掃気ガス脱湿塔再生は熱風再生方式とした。

再生ガス流量は機器，配管からの熱損失等に余裕をみて 350 Nm^3／h とし再生ガスブロワにて送風するものとした。再生ガスブロワ吐出口ガス温度は最高約 200 ℃ まで上昇するが，更に再生ガス加熱器で 320 ℃ まで上昇させることにて掃気ガス脱湿塔に 250 ℃ 以上で流入させるものとした。

再生ガス熱交換器は再生ガスブロワへ戻る冷えた再生ガスと，掃気ガス脱湿塔から湿分

を奪った高温再生ガスを熱交換させるものとした。

再生ガス冷却器は再生ガス熱交換器では冷却しきらなかった再生ガスを室温の最高温度40 ℃以下に冷却するものとし，更に再生ガス乾燥器で露点－120 ℃まで乾燥後，再生ガス気水分離器で同伴ミストを除去してから，再生ガス熱交換器を経て再生ガスブロワへ戻すものとした。

以上再生には24時間で十分完了するものとした。

(12) 掃気ガスメッシュフィルタは掃気ガス脱湿塔充填の脱湿剤発生に対応させたもので，約3μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

(13) 後置フィルタは前置フィルタと同一仕様とした。

(14) なおブロワの騒音発生を考慮し，掃気ガスブロワ，再生ガスブロワのいずれも出口側に消音器を付け90フォン以下におさえるものとした。

15.4.6 機器設計

ここでは主要な機器について設計の概要を記載する。

(1) 掃気ガス予熱器

掃気ガス予熱器は掃気ガスを室温の最低値10 ℃から掃気ガス酸化触媒塔の最高運転温度450 ℃まで加熱するのに必要な容量を有するものとする。加熱方式は電気加熱とする。100 % 容量とし予備機も設置する。

$$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$$

W ： ヘリウム流量（200 Nm^3/h = 35.72 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg・℃）

T_2 ： 入口温度（10 ℃）

T_1 ： 出口温度（450 ℃）

$$Q = 19500 \text{ kcal/h}$$

$$Q' = \frac{Q}{860} \times \frac{1}{\eta}$$

η ： ヒータ効率

$$Q' = 40 \text{ kW}$$

(2) 掃気ガス酸化触媒塔

掃気ガス酸化触媒塔は掃気ガス中の水素同位体単体分子濃度を95 %以上の効率で低下させる。100 %容量とし重要機器である点に鑑みて予備機を設置する。

触媒充填空隙による偏流防止のため竪置円筒形とした。

(i) 触媒の種類

酸化触媒としてはPd 0.5 wt %担持のAl_2O_3ベースの球状触媒とした。寸法は7.5 mm φとした。

(ii) 塔　　径

塔径はＢＷＲ排ガス再結合器等の実績を考慮して検討の上16 cmとした。

(iii) 触媒充填塔長

充填層内の水素濃度分布は次式による。

$$\frac{P_{HL}}{P_{HO}} = \exp\left(-a_v\phi\frac{L}{G}\frac{kg \cdot k_e}{kg + k_e}\right)$$

$$P_{HL}/P_{HO} = 0.05$$

$$G = 4.95 \times 10^{-2}\ g/cm^2 \cdot s$$

以上から計算すると，L = 20.5 cm

余裕についてBWR再結合器の実績と実質稼動年数を考慮して直径の1.5倍の24 cm とした。

次に不純物のトリチウム化合物が増加した場合のクラッキングについて検討した。

Bixel, et al の研究結果によれば，ほぼ同様の触媒において水素の150 ℃における酸化反応速度定数は炭化水素の450 ℃における酸化反応速度定数に匹敵する。よって，運転温度を450 ℃に設定した。

以上から計算すると，L = 20.5 cm として P_{HL}/P_{HO} = 0.049 となる。

不純物を形成する元素はC，Hが大半であるが濃度としては水素同位体の1／100以下であるので，上記の如く転換率として水素同位体と同程度が得られれば十分であると考える。

(3) 掃気ガス冷却器

掃気ガス冷却器は掃気ガス酸化触媒塔からの掃気ガスを，掃気ガス脱湿塔の運転温度である35 ℃以下に冷却するものとし予備機を設置する。

掃気ガス中の微量不純物は無視小であるとし，掃気ガス酸化触媒塔出口最高温度450 ℃のヘリウムガスを35 ℃に冷却させると考える。

$$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$$

W ： ヘリウム流量（200 Nm^3/h = 35.72 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（450 ℃）

T_2 ： 出口温度（35 ℃）

Q = 18400 kcal／hr

(4) 掃気ガス脱湿塔

掃気ガス脱湿塔は脱湿剤による吸着脱湿方式を採用し，100 %容量のものを2基交代で使用するものとする。

脱湿剤充填量は，設計流量にて2秒以上滞留できる量とし，脱湿剤はモレキュラシーブ又は相当品とする。

$$M = W \times t \times \gamma$$

W ： ヘリウム流量（200 Nm^3/h = 0.063 m^3/sec，35 ℃）

t ： ヘリウム滞留時間（2秒）

γ ： 脱湿剤充填密度（640 kg/m^3）

M = 81 kg

この量は24時間以上にわたり95 %以上の脱湿効率を十分有する。上記について以下の如く

検討する。

(i) 吸着剤の種類

脱湿用吸着剤としては低湿分領域で吸着容量が大きく使用実績の多いモレキュラシーブ4Aを採用し，寸法は圧損を小さくできるように標準サイズのうち最も大きい1／8″φ(長さ1／4″)のペレット状のものとした。

(ii) 脱湿塔寸法

吸着層高，層高直径比等充填層内流れの広がりの安定性に関係する条件は吸着剤種類によるものではないが，目的によってほぼ標準的な寸法が与えられている。ここでは塔内流体接触時間2 sec を考慮して，溶剤回収で一般的な層高直径1：1とした。これにより，空塔速度，吸着層高など標準条件は満たされている。塔径は54.3 cm。

(iii) 脱湿剤充填量の考察

充填層に一般的な破過特性の式から充填量を計算した。その際，吸着平衡特性は米国ユニオンカーバイト社のデータにもとづくものとし，物質移動速度については吸着剤内の表面拡散は推算不可能であるので安全側に無視し気相拡散のみで計算した。

その結果，塔径，層高をいずれも54.3 cm，破過値を入口濃度の5％として計算すると破過時間は約190 時間にもなる。

以上から，脱着剤の充填量としては今回の算出方式にて十分であると判断した。

(5) 再生ガス熱交換器

再生ガス熱交換器は掃気ガス脱湿塔再生時の高温ヘリウムガス（最高250 ℃）を再生ガス乾燥器からのガス（最高40 ℃）と熱交換させるものとする。湿分を無視し両側の出口温度を同一と見なして熱負荷を計算する。

250 ℃ − t ℃ = t ℃ − 40 ℃ より出口温度 t = 145 ℃

$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$

W ： ヘリウム流量（350 Nm^3／h = 62.5 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（250 ℃）

T_2 ： 出口温度（145 ℃）

Q = 8200 kcal／h

(6) 再生ガス冷却器

再生ガス冷却器は再生ガス熱交換器からの湿分を含んだガスを室温の最高値40 ℃ 以下にする。湿分の含有量は掃気ガス脱湿塔の入口から流入した250 ℃ の暖気の温度低下分が全て湿分脱着熱として使われると考え，最大で100 ℃ までの低下を仮定する。

$Q_1 = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$ ：掃気ガス脱湿塔脱着熱

W ： ヘリウム流量（350 Nm^3／h = 62.5 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（250 ℃）

T_2 ： 出口温度（100 ℃）

Q_1 = 11700 kcal／h

$w = Q_1 / q$ ：脱湿量

q ：湿分吸着熱（1000 kcal／kg）

w = 11.7 kg／h

$Q_1 = w \times \{C_P \times (t_1 - t_2) + H\}$ ：湿分冷却熱

C_P ： 水蒸気の比熱（0.45 kcal／kg ℃）

t_1 ： 入口温度（145 ℃）

t_2 ： 出口温度（40 ℃）

H ： 凝縮の潜熱（40 ℃ で 574.9 kcal／kg）

Q_2 = 7300 kcal／h

$Q_3 = W \times C_P \times (t_2 - t_1)$：ヘリウムガス冷却熱

= 8200 kcal／h

よって

$Q_2 + Q_3$ = 7300 kcal／h + 8200 kcal／h = 15500 kcal／h

(7) 再生ガス乾燥器

再生ガス乾燥器は再生ガス冷却器からのガスを乾燥させるため露点温度を最低－120 ℃まで低下させるものとして計算する。

$Q_1 = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$ ： ヘリウムガス冷却熱

W ： ヘリウム流量（350 Nm^3／h = 62.5 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg ℃）

T_1 ： 入口温度（40 ℃）

T_2 ： 出口温度（－120 ℃）

Q_1 = 12400 kcal／h

$Q_2 = w \times H$：湿分凝結冷却熱

w ： 湿分量（40 ℃ の飽和蒸気圧分）

$$350\ Nm^3/h \times \frac{55.32\ mmHg}{(760 - 55.32)\ mmHg} \times \frac{18\ kg}{22.4\ Nm^3}$$

= 22.1 kg／h

H ： 凝結に必要なエンタルピ（755 kcal／kg）

Q_2 = 16700 kcal／h

よって

$Q_1 + Q_2$ = 12400 kcal／h + 16700 kcal／h = 29100 kcal／h

(8) 再生ガス加熱器

再生ガス加熱器は再生ガスを室温の最低値10℃から320℃まで温度上昇させるのに必要な容量を有するものとする。加熱方式は電気加熱とする。1基にて定格流量 350 Nm^3／h を加熱するものとし，予備機は設置しないものとする。

$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$

W ： ヘリウム流量（350 Nm^3／h = 62.5 kg／h）

C_P ： ヘリウム比熱（1.24 kcal／kg ℃）

T_1 ： 出口温度（320 ℃）

T_2 ： 入口温度（10 ℃）

$Q = 24100$ kcal／h

$$Q' = \frac{Q}{860} \times \frac{1}{\eta}$$

η ： ヒータ効率

$Q' = 50$ kW

以上の機器のうち特に重要な，掃気ガス酸化触媒塔，掃気ガス脱湿塔について機器構造図をFig. 15.4.5, 6 に，また仕様を Table 15.4.1, 2 に各々示す。

15.4.7 機器仕様

(1) 前置フィルタ

数量	2 基
形式	高性能形
流量	200 Nm^3／h
圧損	200 mmH_2O 以下
主要材料	
胴体	ステンレス鋼
戸材	グラス

(2) 掃気ガスブロワ

数量	2 基
流量	200 Nm^3／h

(3) 掃気ガス予熱器

数量	2 基
形式	ヒータ加熱式
流量	200 Nm^3／h
ヒータ出力	40 kW
主要材料	ステンレス鋼

(4) 掃気ガス酸化触媒塔

数量	2 基
形式	触媒充填式
流量	200 Nm^3／h
触媒	パラジウム触媒
寸法	160 mm ϕ × 240 mml

(5) 掃気ガス冷却器

数量	2 基
形式	横置U字管式
熱負荷	18400 kcal／h

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(6) 掃気ガス脱湿塔

数　　量　　2 基

形　　式　　脱湿剤充填式

流　　量　　200 Nm^3／h

脱 湿 剤　　モレキュラーシーブ

寸　　法　　543 mmϕ × 543 mml

(7) 掃気ガスメッシュフィルタ

数　　量　　2 基

形　　式　　デミスタ内蔵式

流　　体　　200 Nm^3／h

圧　　損　　100 mmH_2O 以下

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(8) 後置フィルタ

数　　量　　2 基

形　　式　　高性能形

流　　量　　200 Nm^3／h

圧　　損　　200 mmH_2O 以下

主 要 材 料

胴　　体　　ステンレス鋼

戸　　材　　グラス

(9) 再生ガスブロワ

数　　量　　2 基

流　　量　　350 Nm^3／h

(10) 再生ガス加熱器

数　　量　　1 基

形　　式　　ヒータ加熱式

流　　量　　350 Nm^3／h

ヒータ出力　　50 kW

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(11) 再生ガス熱交換器

数　　量　　1 基

形　　式　　2 重管式

熱 負 荷　　8200 kcal／h

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(12) 再生ガス冷却器

数　　量　　1 基

形　　式　　横置 U 字管式

熱　負　荷　　15500 kcal／h
主 要 材 料　　ステンレス鋼

(13) 再生ガス乾燥器
数　　量　　2基
形　　式　　コールドトラップ式
熱　負　荷　　29100 kcal／h
主 要 材 料　　ステンレス鋼

(14) 再生ガス気水分離器
数　　量　　2基
形　　式　　デミスタ内蔵式
流　　量　　350 Nm^3／h
主 要 材 料　　ステンレス鋼

参 考 文 献

(1) Y. Seki : J. Nucl. Sci. Technol. 12. 769 (1975)
(2) R. D. Burnette, et al. : GULF－GA－A 10809 P. 43 (1971)

15.5 多重隔離格納系

15.5.1 検討方針

増殖ブランケット・トリチウム回収系，燃料ガス精製系，燃料ガス同位体分離系等の主プロセス系統には高濃度のトリチウムが循環しているので，定常運転時ならびに事故時に外部環境に与える影響を極力少なくするような格納システムを採用する必要がある。ここでは，本体構造，分離修理などの特殊性を考慮した多重隔離格納方式，封入すべき装置とトリチウムインベントリー，トリチウム含有ガス精製システムについて検討する。

15.5.2 3重封入システム

トリチウムの封入は3次まで考える。Fig. 15.5.1に概念図を示す。

(i) 第1次封入システム： 増殖ブランケット・トリチウム回収系機器，燃料精製系機器，貯蔵系機器，燃料調整，入射機器等主プロセス系統の直接高濃度のトリチウムと接する機器及び配管類はトリチウムの拡散，漏洩防止を考慮した構造と材料を用い漏洩対策や熱設計を十分施す必要がある。

(ii) 第2次封入システム： 全ての第1次封入系機器配管はグロブボックス内に収納し，1次封入系からの漏洩トリチウムをスウィープガスによって回収するものが第2次封入システムである。また第1次封入系の配管部分についてはジャケットで囲い，スウィープガスを循環させる。グロブボックスはプルトニウム取扱用グロブボックス同様の設計に基ずく気密性の高いものとし，負圧の内部圧力を容易に保てるようにする。

スウィープガスは中性子照射を考慮してHeとする。グロブボックスの操作用グラブか

ら第3次封入系への漏洩量を低める為に，スウィープガス湿度は1 ppm 以下に維持する。

深冷蒸留塔は深冷コラムを真空断熱する構造であり，グロブボックスとの一本化を図る。

(iii) 第3次封入システム： グロブボックス，ジャケットは格納室又はトリチウム処理室に収納する。この系の外壁が外部環境との最終的バリアであり，定常時には環境へのトリチウム移動が許容以下とし，事故時にも環境に与える影響が極めて小さくなるような機能を有する。本検討では大容積格納室には主排気系とバッファタンク，燃料入射機器を収納し，トリチウム処理室(1)にブランケット・トリチウム回収系，トリチウム処理室(2)に燃料精製，同位体分離系を収納する。また精製トリチウムは貯蔵室に収納する。第1次封入システム機器及び第2次封入システム機器からのトリチウム含有ガス精製装置は，処理室(3)に収納する。

(iv) 格 納 室

格納室は 58 mϕ × 52 mH のドーム型で，1.3×10^5 m^3 の空間容積を有する。分解修理用の 29 mW × 20 mH 搬入口がある。分裂炉格納容器の空気漏入量は 0.5 %／day だが，体積は 1×10^4 m^3 級で搬入口も小さい。一方 BWR 建屋 1×10^5 m^3 は 100 %／day 漏洩量である。ここでは 10 %／day（－6 mmHg に保つ）として安全評価に用いた。格納室内壁はトリチウム放出時にも壁面吸着を少なくし，除染作業を容易にするSUS 内張りとする。

真空容器の燃料トリチウムが，1ターン抵抗用ベローズを透過して格納室雰囲気に放出される可能性がある。透過量は高々 6×10^{-2} Ci／day であり，およそ運転1ケ月後には換気量とつり合って一定濃度に達する。その値は許容濃度の約 2.5 倍である。

(v) トリチウム処理室

トリチウム処理室に設置される大型機器は限られているので容積は～4×10^3 m^3 程度になると予想される。出入口は小さくてすみ，エアロックを確実にして漏入量を～1 %／day とする。

15.5.3 トリチウム在庫量

Table 15.5.1 に各封入系におけるトリチウム在庫量を示す。本検討では燃料貯蔵系，燃料注入系，廃棄物処理系については評価を行なわなかった。（N・A）

この表以外のプラント内にも微量のトリチウムが貯えられている。ブランケット内部でトリチウムが冷却管壁を透過して冷却水に蓄積される量は 14,000 Ci 程度である。

検討の範囲内では，主排気系に蓄積されるトリチウムもシステム当りかなり多量であり，しかも，これに対する2次封入システムは充分検討されていないので，放出先は格納室になる可能性がある。

15.5.4 各封入システムについて

(1) 燃料ガス格納系（第2次封入システム）

燃料ガス格納系は下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。

(i) 機器・配管をグロブボックスやジャケットで格納し，機器・配管壁から透過する放射性水素同位体を局所的に封入し建屋内雰囲気による汚染を防止する。

(ii) グロブボックス，ジャケット内を不活性ガスで掃気し，透過ガスの蓄積を防止する。

(iii) 掃気ガスを精製する。

(2) 建屋換気空調系（第3次封入システム）

建屋換気空調系は下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。

(i) 建屋内各機器類の正常な運転のために建屋内温度を調整する。

(ii) 運転員や作業員の作業性を考慮した室内温湿度，清浄度および気流を与える。

(iii) 運転時や保守・点検時に装置，機器などから室内へリークまたは放散される放射性物質をできる限り拡散せぬよう局所にとどめておくと共に，これらの汚染空気を精製しプラント外環境への放出を極力低くおさえる。

(3) 放射性廃棄物処理系

放射性廃棄物処理系は前述のトリチウム関連系統の下流に設置され下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。

(i) 上流系統から排出される放射性ガスを精製しプラント外環境への放出を極力低くおさえる。

(ii) トリチウム処理系統以外の系統も含め上流系統から排出される放射性廃液を処理する。

(iii) プラント内にて発生するあらゆる形態の固体廃棄物を処理する。

(4) 緊急時ガス浄化系（第2次封入システム）

この系統については次節にて取上げるので，ここでは省略する。

15.6 緊急時ガス浄化系

15.6.1 系統の範囲

本系統は炉本体室をはさんで室内空気を循環させる閉ループであり，主系統のほか付属設備として緊急時ガス脱湿塔再生設備をもつ。

15.6.2 系統の設置目的

緊急時ガス浄化系は，格納室への異常トリチウム放出が起きる緊急時に，建屋内雰囲気を浄化するために下記に述べる機能をはたすことを目的に設置される。

(1) 格納室の空気を循環させ湿分を冷却凝縮させ露点を下げる。

(2) 格納室へ異常放出させた水素同位体単体を，触媒反応により酸化させ安全に処理する。

(3) 酸化された水素同位体を脱湿剤に吸着させて除去する。

(4) 浄化されたガスを大気放出させ格納室内の圧力上昇を防止する。

15.6.3 系統計画

(1) 系統概要

(i) 炉本体破損により大量のトリチウムで汚染された格納室の空気は，本系統の2つの循環系にて処理される。

(ii) 事故発生後，格納室内の空気は第1の循環系に導き，緊急時ガス圧縮器サージタンク

を経て緊急時ガス圧縮器にて運転圧力を高めたあと，緊急時ガス高圧サージタンクを経て緊急時ガス凝縮器にて湿分を低減させる。

(iii) 湿分を低減させたガスは緊急時ガス気水分離器を経て格納室に戻すが，この時湿分の低減されたガスを一部第2の循環系に導く。

(iv) 第2の循環系でガスは，緊急時ガスフィルタを経て微粒子状の固形分を除去させたあと，緊急時ガスブロワで吸引駆動させる。

(v) ガスは緊急時ガス予熱器を経て緊急時ガス酸化触媒塔に導かれ，微量混入している水素同位体単体混合ガスを水蒸気に酸化させる。

(vi) 水素同位体単体ガスが低減されたガスは，緊急時ガス冷却器で冷却してから緊急時ガス脱湿塔にて水素同位体酸化物蒸気を吸着除去する。

(vii) 水素同位体酸化物が除去されたガスは緊急時ガスメッシュフィルタに通し，緊急時ガス脱湿塔内で発生した微粒子状の固形分を除去する。

(viii) 本系統で処理されたガスの一部は，格納室内の圧力を維持するためスタックから放出されるが，残りは格納室内に戻される。

(ix) 緊急時ガス脱湿塔の脱湿剤（吸着剤）が所定量の水分を吸着すると脱湿能力が低下するため，緊急時ガス脱湿塔再生設備にて再生する。再生設備の構成は掃気ガス脱湿塔再生設備の構成に準ずる。

(x) 第1及び第2の循環系で回収した湿分は放射性廃棄物処理系に移送し処理する。

(2) 系統構成

下記の機器員数とし，Fig. 15.6.1, 2 に配管計装線図を，Fig. 15.6.3, 4 にプロセスフロー線図を各々示す。

(i) 第1循環系

(a)	緊急時ガス圧縮器サージタンク	2基
(b)	緊急時ガス圧縮器	2基
(c)	緊急時高圧ガスサージタンク	1基
(d)	緊急時ガス凝縮器パッケージ	1式
(e)	緊急時ガス気水分離器	2基

(ii) 第2循環系

(a)	緊急時ガスフィルタ	2基
(b)	緊急時ガスブロワ	2基
(c)	緊急時ガスブロワ用消音器	1基
(d)	緊急時ガス予熱器	2基
(e)	緊急時ガス酸化触媒塔	2基
(f)	緊急時ガス冷却器	2基
(g)	緊急時ガス脱湿塔	8基
(h)	緊急時ガスメッシュフィルタ	8基
(i)	緊急時ガス脱湿塔再生設備	2式

15.6.4 設計条件

(1) 系統流入ガス条件

(i) 第1循環系流入ガス条件

温	度		室 温
圧	力		弱負圧
流	体	空気	5,400 Nm^3/h
	(混入物)	湿分	3.7 %
		T_2	1.25 ppmv
		D_2	1.25 ppmv
		H_2	0.503 ppmv (内 0.003 ppmv は炉本体から)
		He	5.507 ppmv (内 0.267 ppmv は炉本体から)

上記数値に関しては下記を考慮して設定。

(a) 格納室内には常時建屋外からの空気のもれ込みがあり，通常運転時には建屋換気空調系にて室内の温度，圧力，湿度が一定範囲内に調整されているものとした。

(b) 1次冷却水配管破損が発生する場合，ブランケットの最小単位モジュールで発生し，同時に2つのモジュールで発生することはないものとした。

(c) ブランケットが破損し，高温のガスがプラズマ容器を経てクライオポンプに流入した場合，トラップされているガスのうち沸点の低い He や水素同位体単体は脱着するとしても，比較的沸点の高い炭素，窒素，酸素の水素同位体化合物等はトラップされたままの状態にとどまるとした。それは，プラズマ容器クライオポンプ間の隔離弁が，ブランケット破損と同時に作動し閉鎖されるものとしていることによる。

(ii) 第2循環系流入ガス条件

温	度		室 温
圧	力		弱負荷
流	体	空気	5,400 Nm^3/h
	(混入物)	湿分	0.27 vol %
		T_2	1.25 ppmv
		D_2	1.25 ppmv
		H_2	0.503 ppmv

(2) 系統流出ガス条件

(i) 第1循環系流出ガス条件（格納室及び第2循環系へ）

温	度		室 温
圧	力		弱負圧
流	体	空気	5,400 Nm^3/h
	(混合物)	湿分	0.27 vol %
		T_2	1.25 ppmv
		D_2	1.25 ppmv
		H_2	0.503 ppmv

(ii) 第2循環系流出ガス条件（格納室及び大気放出）

温	度		室 温
圧	力		弱負圧
流	体	空気	5,400 Nm^3/h

(3) 系統条件

(i) 水素同位体単体ガス酸化率　99.999 %以上（第2循環系）

(ii) 水素同位体酸化物蒸気回収率　99.9 ～ 99.9999 %（第2循環系）

(iii) 設計室温は最高 40 ℃，最低 10 ℃ とする。

15.6.5 系統設計

本系統の設計については下記の如く検討した。

(1) 緊急時ガス圧縮器サージタンクは緊急時ガス圧縮器入口圧力変動を調整する機能を有する。

(2) 緊急時ガス圧縮器は緊急時ガス凝縮器の運転圧力をほぼ 3 $kg/cm^2 \cdot a$ に調整するものとする。

(3) 緊急時高圧ガスサージタンクは緊急時ガス圧縮器出口圧力変動を調整するものとする。

(4) 緊急時ガス凝縮器はガス露点を下げることを目的とし，湿分を約 0.27 vol %（3 atmにて 4 ℃ の飽和蒸気に相当）まで下げる。

(5) 緊急時ガス気水分離器は緊急時ガス凝縮器で発生したミストが下流にもち込まれるのを防止するためのものとする。

(6) 第2循環系では緊急時ガスフィルタを設置し，本系統への固形分の流入を極力低減することにて系統機器類への影響を防止するものとした。これは約 3 μ のオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュと 0.3 μ オーダまでの細かい粒径に対する高性能フィルタを組合わせるものとした。

(7) 緊急時ガスブロワは吐出側のガス温度が上昇するが触媒反応には不十分であるので，緊急時ガス予熱器にて緊急時ガス酸化触媒塔の運転温度 150 ℃ まで加熱するものとした。

(8) 緊急時ガス酸化触媒塔はその機能が十分発揮される範囲であれば，トリチウム透過対策上運転温度を極力低くするものとし，増殖ブランケットトリチウム回収系の掃気ガス酸化触媒塔に合わせ 150 ℃ とした。

(9) 緊急時ガス酸化触媒塔出口ガスは緊急時ガス冷却器にて，緊急時ガス脱湿塔運転温度35 ℃ 以下に冷却させるものとした。

(10) 緊急時ガス脱湿塔は燃料ガス不純物吸着塔と同様の方式とするが 4 塔からなる 2 系統を同時に運転し，各系統は 2 塔ずつ直列させる。1 塔の運転期間は 1 日で再生にまわし 4 日間のサイクルとする。

(11) 緊急時ガス脱湿塔再生設備は掃気ガス脱湿塔再生設備とほぼ同様とするが，再生ガス流量は機器，配管からの熱損失等に余裕をみて 2000 Nm^3/h とし緊急時再生ガスブロワにて送風するものとした。

なお，緊急時ガス脱湿塔は容量が大きいのでヒータを内蔵させ熱損失を補なうものとし

た。

(12) 緊急時ガスメッシュフィルタは，緊急時ガス脱湿塔充填の脱湿剤の微粉発生に対応させたもので，約3μオーダまでの比較的粗い粒径に対するワイヤメッシュを沪材とした。

(13) 緊急時ガスブロワの騒音発生を考慮し，出口側に緊急時ガスブロワ用消音器を設置し90フォン以下におさえるものとした。

15.6.6 機器設計

ここでは主要な機器について設計の概要を記載する。

(1) 緊急時ガス圧縮器

緊急時ガス圧縮器は100％容量とし予備機も設置する。

$$t_o = (t_i + 273) \times \left\{1 + \frac{1}{\eta} \times \frac{\kappa - 1}{\kappa} \times (\gamma - 1)\right\} - 283$$

t_o：出口温度（℃）

t_i：入口温度（40℃）

η：容積効率（70％）

κ：比燃比（$C_P / C_v = 1.40$）

γ：圧力比（3.23）

$t_o = 305$℃

(2) 緊急時ガス凝縮器

緊急時ガス凝縮器は約3 kg／cm³・aの圧力のもとで，緊急時ガス圧縮器出口温度305℃のガスを4℃まで冷却するものとする。

$$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2) + W \times \phi \times h$$

W ： 空気流量（5,400 Nm³／h = 7,000 kg／h），

C_P ： 空気比熱（0.251 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（305℃）

T_2 ： 出口温度（4℃）　　ϕ ： 絶対湿度（0.0245 kg／kg）

h ： 湿分凝縮で奪われるエンタルピ（738 kcal／kg）

$Q = 656{,}000$ kcal／h

(3) 緊急時ガス予熱器

緊急時ガス予熱器はガスを室温の最低値10℃から緊急時ガス酸化触媒塔の運転温度150℃まで加熱するのに必要な容量を有するものとし，加熱方式は電気加熱にて100％容量，予熱機も設置する。

$$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$$

W ： 空気流量（5,400 Nm³／h = 7,000 kg／h）

C_P ： 空気比熱（0.250 kcal／kg・℃）

T_2 ： 入口温度（10℃）

T_1 ： 出口温度（150℃）

$Q = 245{,}000$ kcal／h

$$Q' = \frac{Q}{860} \times \frac{1}{\eta}$$

η ： ヒータ効率

$Q' = 410$ kW

(4) 緊急時ガスブロワ

緊急時ガスブロワは100％容量とし予備機も設置する。

$$t_o = (t_i + 273) \times \left\{1 + \frac{1}{\eta} \times \frac{\kappa - 1}{\kappa} \times (\gamma - 1)\right\} - 283$$

t_o ： 出口温度（℃）

t_i ： 入口温度（40 ℃）

η ： 容積効率（0.823）

κ ： 比熱比（$C_P / C_v = 1.40$）

γ ： 圧力比（1.41）

$t_o = 74$ ℃

(5) 緊急時ガス酸化触媒塔

緊急時ガス酸化触媒塔はガス中の水素同位体単体分子濃度を低下させ，入口濃度に対し10^{-5}以下に低下させる。100％容量とし重要機器である点に鑑みて予備機を設置する。

触媒充填空隙による偏流防止のため竪置円筒形とした。

(i) 触媒の種類

酸化触媒としては，Pd 0.5 wt％担持のAl_2O_3ベース球状触媒とした。寸法は7.5 mmϕとした。

(ii) 塔　径

塔径はBWR排ガス再結合器等の実績を考慮して検討の上2.23 mとした。

(iii) 触媒充填塔長

充填層内の水素濃度分布は次式による。

$$\frac{P_{HL}}{P_{HO}} = \exp\left(a_v \phi \frac{L}{G} \frac{k_g \cdot k_e}{k_g + k_e}\right)$$

$P_{HL} / P_{HO} = 10^{-5}$

$G = 5 \times 10^{-2}$ g／cm^2・s

以上から計算すると，$L = 55.7$ cm

余裕についてはBWR排ガス再結合器の実績と実質稼動年数を考慮して60 cmとした。

(6) 緊急時ガス冷却器

緊急時ガス冷却器は緊急時ガス酸化触媒塔からのガスを，緊急時ガス脱湿塔の運転温度である35 ℃以下に冷却するものとする。各緊急時ガス酸化触媒塔に1基ずつ後置させるものとする。

緊急時ガス酸化触媒塔出口最高温度150 ℃の空気を35 ℃に冷却させると考えた。

$$Q = W \times C_P \times (T_1 - T_2)$$

W ： 空気流量（5,400 Nm^3／h ＝ 7,000 kg／h）

C_P ： 空気比熱（0.25 kcal／kg・℃）

T_1 ： 入口温度（150 ℃）

T_2 ： 出口温度（35 ℃）

$Q = 202,000$ kcal／h

(7) 緊急時ガス脱湿塔

緊急時ガス脱湿塔は脱湿剤による吸着脱湿方式を採用し，50％容量の2系統を同時に運転させるものとし，格納室トリチウム濃度が作業員の活動に支障がないほど低くなるまで（2週間）の継続運転が可能なものとした。なお，運転は各系統とも2基直列で使用し1日運転の後第1塔を再生させ，第2塔の後に第3塔を直列させる。

(i) 吸着剤の種類

脱湿用吸着剤としては低湿分領域で吸着容量が大きく使用実績の多いモレキュラシーブ4Aを採用し，寸法は圧損を小さくできるように標準サイズのうち最も大きい1／8″φ（長さ1／4″）のペレット状のものとした。

(ii) 塔　径

流体の最小塔内接触時間2 secとなる塔容量に対して層高直径比が1：1となるように塔径を定めるものとした。

$$D = \left(\frac{4}{3.14} \times \frac{5400\ m^3/h}{2} \times \frac{308\ ^\circ K}{273\ ^\circ K} \times \frac{2\ sec}{3600\ s/h} \right)^{\frac{2}{3}} = 1.31\ m$$

よって1 m 35 cmとする。

(iii) 脱湿剤充填量

充填層に一般的な破過特性の式から充填量を計算する。吸着平衡特性は米国ユニオンカーバイド社のデータにもとづくものとし物質移動速度については吸着塔内の表面拡散は推算不可能であるので安全側に無視し気相拡散のみで計算した。

余裕率として，一般の化学プラント等における実績を考慮して加え，必要充填長は4 mとした。

脱湿剤充填密度を640 kg／m^3とすると充填量Mは

$$M = \frac{3.14}{4} \times (1.35\ m)^2 \times 4\ m \times 640\ kg/m^3 = 3.67 \times 10^3\ kg$$

充填量は3.7 tonとする。

なお，理論充填長は99.9％の効率で1日運転できるものとしたが，2塔直列とすることにより2日間99.9999％の効率が維持できる。

以上の機器のうち特に重要な緊急時ガス酸化触媒塔，緊急時ガス脱湿塔について機器構造図をFig. 15.6.5, 6に各々示す。

15.6.7 機器仕様

(1) 緊急時ガス圧縮器サージタンク

数　　量　2基

主要材料　ステンレス鋼

(2) 緊急時ガス圧縮器

数量	2基
流量	5,400 Nm^3/h
主要材料	ステンレス鋼

(3) 緊急時ガス高圧サージタンク

数量	1基
主要材料	ステンレス鋼

(4) 緊急時ガス凝縮器

数量	2基
熱負荷	656,000 kcal／h

(5) 緊急時ガス気水分離器

数量	2基
形式	デミスタ内蔵式
流量	5,400 Nm^3/h
圧力損失	100 mmH_2O 以下
主要材料	ステンレス鋼

(6) 緊急時ガスフィルタ

数量	2基
形式	高性能形
流量	5,400 Nm^3/h
圧損	200 mmH_2O 以下
主要材料	
胴材	ステンレス鋼
沪材	グラス

(7) 緊急時ガスブロワ

数量	2基
流量	5,400 Nm^3/h
主要材料	ステンレス鋼

(8) 緊急時ガス予熱器

数量	2基
形式	ヒータ加熱方式
ヒータ出力	410 kW

(9) 緊急時ガス酸化触媒塔

数量	2基
形式	触媒充填式
流量	5,400 Nm^3/h
触媒	パラジウム触媒
寸法	2230 mm ϕ × 600 mml

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(10) 緊急時ガス冷却器

数　　量　　2基

形　　式　　水冷式

熱 負 荷　　202,000 kcal／h

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(11) 緊急時ガス脱湿塔

数　　量　　2系統（各系統4基）

形　　式　　脱湿剤充填式

流　　量　　2,700 Nm^3／h

脱 湿 剤　　モレキュラーシーブ

寸　　法　　1,350 mm ϕ × 4,000 mml

主 要 材 料　　ステンレス鋼

(12) 緊急時ガスメッシュフィルタ

数　　量　　2系統（各系統4基）

形　　式　　デミスタ内蔵式

流　　量　　2,700 Nm^3／h

圧　　損　　100 mmH_2O 以下

主 要 材 料　　ステンレス鋼

15.6.8　運転方法および安全対策

ここでは本系統の運転方法と安全性について Fig. 15. 6. 7 にもとづき検討した。

(1)　炉本体平常運転時

本系統は運転されず，系統出入口弁で隔離して格納室の空気にさらされないようにするが，系統内は乾燥不活性ガスで満たしておくとともに，系統内が万一汚染された場合を考慮してパージラインを設置する。

(2)　炉本体分解修理時（定期検査時）

重要な系統であるので，各機器のチェックと系統機能試験を実施し，特に緊急時ガス脱湿塔は活性化させるものとする。

(3)　炉本体事故時（本系統運転時）

本系統が運転されるのはプラズマ真空容器が破損して内容物が格納室に漏洩するような大きな事故の場合があるが，下記の如き手順とする。

(i)　格納室のガスは先ず第1循環系にて除湿してから第2循環系に導入される。

(ii)　時間経過後，格納室のガスの湿分が十分低下し第1循環系が不要な場合は，緊急時ガス圧縮器を停止させ，第1循環系の弁開閉を変更することにて，格納室のガスを直接第2循環系に導入させるものとする。これは第1循環系入口に設置させる露点計にて判断する。

(iii) 緊急時ガス脱湿塔の再生切替は各塔出口のトリチウムモニタにより，所定量を上まわったところで実施する。

(iv) 本系統の弁は全て自動弁とし，回転機器類等不具合の際は迅速に自動切替がなされるようインタロックを組む。

(v) 格納室の負圧を維持する為に，室内のガスをスタックから放出しつづける必要があるが，炉本体事故時は必ず第2循環系を経由させるものとする。

(vi) ブランケット破損により格納室に拡散したトリチウムは，モニタにより検知され本系統が起動されるものとしたが，トリチウムモニタの警告以前でも事故の原因となった機器のモニタからの信号により安全側にたった論理判断にもとづいて，本系統を作動させることができるものとした。

15.7 一次冷却水処理系

15.7.1 冷却水中濃度および放出量

(1) 検討条件

(i) 冷却系仕様

第18章主冷却系の検討結果に基づき，以下の様に設定する。

冷却材	H_2O（軽水）
冷却系統	1系統（第一壁／ダイバータ／ブランケット／しゃへい体）
冷却水装荷量	700 m^3
冷却水漏洩量	0.05 m^3／d 注1)
二次冷却系	乾式冷却塔

(ii) 一次冷却系へのトリチウム混入量

第19章19.2.4項の検討結果に従い，全利用期間（24年）の平均混入量を，

100 Ci／day

と設定する。実際には，運転初期には混入量は小さく，運転時間とともに増加するが，現段階の混入量評価精度では，この時間変化を考慮する事は，あまり意味がないと思われる。従って，開始から終了まで一定に上記の混入量を仮定する。

(2) 検討結果

冷却水のトリチウムは，HTOの形で存在すると考えられ，冷却水温度も低いため，熱交換器を通して二次系へ透過するトリチウム量は小さいと考えられる。そこで，主たる漏洩経路として，一次冷却水の漏洩に伴なって放出されるトリチウムを考える。

トリチウム回収／処理系を含む一次冷却系周りのトリチウムと冷却水の流れを模式的にあら

注1) この漏洩量は，冷却系建屋外の環境への漏洩量を意味する。定常運転時あるいは保守時における建屋内への漏洩量は，この値を越える可能性があるが，一部はドレン水として，一部は建屋除湿により，回収されるものとする。

わすと，Fig. 15.7.1の様になる。定常状態では，トリチウムおよび冷却水の流れの物質収支はゼロになるから，定常状態での，冷却水中トリチウム濃度Cは，図中の記号を使って次の様に表わせる。

$$C = \frac{S - X_R}{F_L + \lambda V} = \frac{S}{\beta F_R + F_L + \lambda V}$$

この時，環境へのトリチウム放出量E_Tは，$E_T = F_L C$ となる。

Fig. 15.7.2は，CとE_TをβF_RおよびX_Rの関数として示したものである。$\beta F_R \gtrsim 1\ m^3/d$ではCと$E_T$は，ほぼ$\beta F_R$に逆比例する。

特に，

非処理時濃度　　630（Ci／m^3）

非処理環境放出量　　32（Ci／day）

となる。

また，環境放出基準と所要処理能力，所要回収量の関係は，

環境放出基準（E_T）（Ci／day）	所要処理能力（βF_R）（m^3／d）	所要回収量（X_R）（Ci／day）
1	4.9	97
2	2.4	94
5	0.85	85
10	0.35	69

となり，放出基準を1 Ci／dayとした場合，相当大きい処理系が必要になる。

15.7.2　冷却水トリチウム回収／処理系

(1)　処理条件の設定

環境へのトリチウム放出基準は，ALAPまたはALARA指針に基づく価格／効果評価により決定すべきであろうが，現状では処理系の価格評価は困難である。そこで，次の基準を設定する。

環境放出基準　　1　（Ci／day）

この時，

冷却水中許容濃度　　20　（Ci／m^3）

所要処理能力（βF_R）　　5　（m^3／day）

所要回収量（X_R）　　97　（Ci／day）

(2)　処理法の比較検討

(i)　処理方法の原理の違いによる比較

軽水中トリチウム（HTO形）の回収・濃縮法として有望な方法として，次の4つの方式がある。

①　水蒸留法

工業的に確立しており，構成・構造も簡素である。水素同位体分離に対しても，重水製造の

最終工程（10～20％D_2O→99.7％D_2O），重水炉劣下重水の再生（HDOの除去）に使用されている。大量処理も容易である。軽水中のトリチウムの濃縮としては，濃縮度1000程度が限度であり，また100 Torr程度の低圧下で操作するため，減圧系からのトリチウム漏洩対策が必要であろう。

② 水蒸気／水素同位体交換法

$HTO + H_2 \rightleftarrows H_2O + HT$交換反応は分離係数が大きいが，反応速度が小さいため，白金系の触媒が必要である。水蒸気／水素反応は工業的に確立している親水性触媒が使える点が有利であり，Laue-Langevin 研究所において，研究用重水炉の重水中トリチウム回収に用いられている実績がある。短所として，気一気反応であるため，向流操作ができないこと，水蒸気発生のための電力が大きくなること，水素の脱蒸気装置などの系統が複雑になることが掲げられる。また，Laue-Langevin研究所方式では，水蒸気／水素交換法は，トリチウムを水素に移行させるためだけに使用されており，濃縮は，④の水素精留によっている。従って，処理量が大きくなると，水素精留系の負担が大きくなる。

③ 水／水素同位体交換法

②と同様に，$HTO + H_2 \rightleftarrows H_2O + HT$の反応を用いるが，気－液反応である。そのため，②の短所がない代りに疎水性触媒が必要である。疎水性触媒は，実用化が近いと思われるが，現段階では完全に実用化されたとは言えない様である。また，触媒コストの点でも問題があるかもしれない。Mound Facility や Mol研究所で軽水中トリチウム濃縮試験が行なわれている。

④ 水素精留法（深冷蒸留法）

極低温冷凍系を別とすれば，非常に簡素・小規模の設備で高い濃縮度が得られる。特に，$2HT \rightleftarrows H_2 + T_2$交換反応（同位体平衡器）を並用すれば高純度$T_2$を取り出すことも可能である。但し，水中トリチウム回収に使うには，トリチウムを水素に移行させる前段装置が必要である。前段装置としては，②又は③の同位体交換法または水電解法が有望である。処理量が大きい場合，前段である程度濃縮して，水素精留系の処理量を減らすことが望ましい。

(ii) 水／水素同位体交換法の諸方式

前項③の方法には，更に，いくつかの方式が考えられている。Fig. 15.7.3 に代表的な方式を示す。各方式の比較の前に，交換反応の平衡定数，αについて検討しておく。H／T系では次の様になる。

$$H_2O + HT \rightleftarrows HTO + H_2 \tag{1}$$

反応の平衡定数は，

$$\alpha \equiv \frac{[HTO][H_2]}{[H_2O][HT]} \tag{2}$$

と定義され，次の値が実測されている[1]。但し〔 〕は各相成分のモル分率。

温度（℃）	16.0	25.0	56.2	79.6	111.2
α	6.75	6.75	5.05	4.37	3.76

今回の検討条件での冷却水中トリチウム濃度は20 Ci／m^3である。これを〔HTO〕／〔H_2O〕比に直すと，

$$\frac{〔HTO〕}{〔H_2O〕} = \left(20\frac{Ci}{m^3\text{-}H_2O}\right)\left(3.45\times10^{-5}\frac{mole\text{-}HTO}{Ci}\right)\left(\frac{1}{1\times10^6}\frac{m^3\text{-}H_2O}{g}\right)\left(18\frac{g}{mole\text{-}H_2O}\right)$$

$$= 1.24\times10^{-8}$$

と非常に希薄である。従って，この値はそのまま HTO のモル分率となり，

$$〔H_2O〕 = 1 \tag{3}$$

である。この事情は，仮に 10^6 倍程度の濃縮を行なってもそのまま成立する。同様に，

$$〔H_2〕 = 1 \tag{4}$$

も成立する。従って，同位体交換塔内では常に，液相の〔HTO〕≡ x に平衡な気相の〔HT〕≡ y* について，

$$\alpha = \frac{〔HTO〕}{〔HT〕}$$

$$= \frac{x}{y^*}$$

即ち，

$$y^* = \alpha^{-1}x \tag{5}$$

の関係が成立する。この関係により，α は濃縮係数とも呼ばれる。H／T 系では，α の値が非常に大きく，(5)式によって，トリチウムは液相側に濃縮される傾向をもつ。

① 単温度交換法（Fig. 15.7.3 (a)）

この方法は，トリチウムを液側からガス側に移すため操作線は平衡線の下側になければならず，塔頂出口の気相 HT 分率 y_1 は，(5)式により，最大 $\alpha^{-1}x_1$ 以上にはなり得ない。例えば交換塔温度を 25℃ とすると，

$$y_1 < \frac{1}{6.75}x_1$$

となり，即ち，CF（concentration factor）は，

$$CF \equiv \frac{y_1}{x_1} \tag{6}$$

$$< \frac{1}{7} \tag{7}$$

と，大きく希釈側となる。一方，DF（decontamination factor）は，

$$DF \equiv \frac{x_1}{x_2} \tag{8}$$

は，原理的には大きくとれる。回収率 β は DF と，

$$\beta = \frac{x_1 - x_2}{x_1}$$

$$= 1 - \frac{1}{DF} \tag{9}$$

の関係にあるから，β も大きくとる事は可能である。従って，この方法は，単独では濃縮法としては使えず，水素精留のための前段装置としての役割が強い。しかし，操作線の傾斜 L／G

$\approx \alpha^{-1} = 1/7$ であるから，冷却水処理量Lが大きいと，ガス流量Gは非常に大きくなり，水素精留側の負担が過大になる。

② CECE法（Fig. 15.7.3 (b)）

この方法は，電解槽を相変換器として用いることで，平衡線の上側で操作する事を可能にし，単温度交換法の欠点を解消している。図の様に，濃縮部の上方に回収部を設け，再結合器の出口水の一部を還流する事で，CF，DFともに非常に大きくでき，単独でも冷却水処理系として使える。その場合は，電解槽内水の一部を引出すことにより，電解濃縮も利用できる。図は，ガスで引出し，更に水素精留を行う場合を示している。

この方法の欠点は，処理量とともに電解槽電力が非常に大きくなること，電解槽内に高濃縮トリチウム水が蓄積すること，である。

電解槽所要電力を今回の設定条件で評価すると，次の様になる。

本節(1)から，$\beta F_R = \beta L_1 = 5\ m^3/d$，$\beta$ を最大の $\beta = 1$ にとると，$L_1 = 5\ m^3/d$，還流比を1とすると $L_3 \approx 2L_1 = 10\ m^3/d = 6.4$ mole/s，電解槽の単位電力当り H_2 ガス発生レートは，どのタイプでもおよそ，

$$2.6 \times 10^{-3}\ \text{mole-}H_2/s \cdot kW$$

従って，所要電力Pは，

$$P = \left(6.4\ \frac{\text{mole}}{s}\right)\left(\frac{1}{2.6 \times 10^{-3}}\ \frac{s \cdot kW}{\text{mole}}\right)$$

$$\approx 2.5 \times 10^3\ kW$$

すなわち，2.5 MWの電力を必要とする。

また，電解槽の電流密度は，SPE（固体電解質）で，2V，10000 A/m²，普通のタイプで，2V，2000 A/m² であるから，

$$\text{所要電極面積} \begin{cases} = 130\ m^2 & (\text{SPE}) \\ = 630\ m^2 & (\text{普通のタイプ}) \end{cases}$$

となり，電解槽は，厖大なものとなる。

電力を，燃料電池を再結合器として使う事により一部回収するとしても，燃料電池の規模・コスト・信頼性が問題となる。

③ 二重温度交換法（Fig. 15.7.3 (c)）

この方法は，重水濃縮のGS法（H_2O／H_2S同位体交換法）で使われている方法で，CECE法の電解槽の代りに，高温同位体交換塔に相変換器の役割を持たせることにより，低温塔の操作条件を低温平衡線の上側に設定できる様にしている。これにより，$CF \gg 1$ が可能で，且つエネルギー消費も小さくなり，単温度交換法とCECE法の両者の欠点を取除ける。しかし，低温平衡線と高温平衡線の傾き比は，高々，$\alpha_h^{-1}/\alpha_c^{-1} \approx 2$ であるため，単温度交換法の様にDFを大きくとれない（$DF \lesssim 1.5$）し，CECE法の様にL/Gを大きくとる事も出来ない（従って，循環ガス流量が増大する）。但し，CECE法と同様に，もう一組の二重温度交換塔を回収部として使えば，DFを大きくする事は可能である。

以上，種々の方法を比較したが，今回の様に処理量が大きい場合，いずれの方法も何らかの問題を含む。従って，上記の種々の方法を定量的に比較する必要があると思われる。そこで，

今回は，これまで余り検討されていない，H_2O/H_2 二重温度交換法について検討する。

15.7.3 二重温度交換法による冷却水処理系の検討

(1) 処理系の概念

(i) 設定条件

15.7.2 (1)項で設定した条件，冷却水中許容濃度 C = 20 Ci／m^3，所要処理能力 $\beta F_R = 5\ m^3/d$，という条件のほかに，回収トリチウムの所要濃縮度 GF の設定が必要である。CF の設定は，回収された濃縮トリチウム水の年間積算量（廃棄物量）を決める。即ち，1日当りの濃縮トリチウム水（ガスの場合は水換算）流量を F_W（m^3/d），その HTO モル分率を X_W，被処理水中 HTO モル分率を X_F とすると，

$$\beta = \frac{F_W X_W}{F_R X_F}$$

故に，

$$F_W = \frac{\beta F_R}{X_W / X_F} = \frac{\beta F_R}{CF} \qquad \left(CF \equiv \frac{X_W}{X_F} \right)$$

$\beta F_R = 5\ m^3/d$ だから，$CF = 10^4$ とすると

$$F_W = \left(5\ \frac{m^3}{d} \right) \left(\frac{1}{1 \times 10^4} \right)$$

$$= 5 \times 10^{-4}\ m^3/d$$

$$= 0.2\ \ m^3/year \quad （濃度\ 2 \times 10^5\ Ci/m^3）$$

となり，廃棄物量として十分小さい値である。従って

（設定条件）処理系 $CF \geq 1 \times 10^4$

とする。

(ii) 処理系の概念構成

二重温度交換部は，Fig. 15.7.3 (b) の構成とする。しかし，この構成で，$CF = 10^4$ を達成する事は困難なので，水素精留法を後段に設ける。その場合，二重温度交換部からはガスを引出すのが好便であるが，ガス引出しは濃縮度が大きくとれないので，Fig. 15.7.3 (b) の通り水を引出し，これを電解槽で水素に相変換する。以上の本系統概念構成を Fig. 15.7.4 に示す。今回の検討では二重温度交換部について主に検討する。

(2) 二重温度交換部の検討

(i) 疎水性触媒データ

疎水性触媒の研究は，発明者である，カナダ AECL[2]，AECL と協同でトリチウム水濃縮試験中の米国 Mound 施設[3]，ベルギーの Mol 研究所[4]，日本の PNC／理研／北工試／東工大／住友電工／光興業のグループ[5]などで行なわれている。

最新の研究ではないが，AECL の Butler ら[2]の触媒データは，温度依存性，ガス流量依存性を広範囲に求め実験式化しているので設計データとして好適である。そのデータは次の通りである。

触媒 ： 球形 Al_2O_3 担体上に Pt-C-Teflon を担持

性能 ： 6.1 mmϕ 担体， 0.37 % Pt-C-Teflon 触媒

$$K_y a = 5.73 \times 10^3 u_G^{0.3} \exp(-2525.8/T)$$

$K_y a$ ：気相基準の総括容量係数 （m^3 (STP)／$m^3 \cdot s$）

u_G ：ガス空塔速度 （m／s (at STP)）

T ：触媒層温度 （K）

測定条件： P = 106 kP_a = 1.05 atm， 水流量 L = 0.21 g／$cm^2 \cdot s$ = 117 mol／$m^2 \cdot s$

u_G = 0.05 − 1.4 m／s at STP， T = 25, 45, 60 ℃

Bruggeman ら[4]のデータは実験式化されていないが，温度依存性，流量依存性は Butler らと良く一致している。絶対値も不活性触媒混合比を補正すると良く一致する。

Ellis ら[3]は，Butler らの触媒の液流量依存性を求めているので，その結果を，Butler らの実験式に含める。

更に，Butler らのデータは 100 % 活性触媒のものであるが，実際の使用では，活性触媒（疎水性）と不活性粒子（親水性）を混合使用するのが普通である。今回の検討では，6 mmϕ の活性触媒と同一径の不活性粒子（Al_2O_3 又はガラス球）を 50 % ： 50 % で混合して使うものとする。従って Butler らの $K_y a$ の 1／2 をつかう。

単位変換を行なって次の様になる。

$$K_y a = 2.5 \times 10^4 (G)^{0.3} (L)^{0.1} \exp(-2525.8/T)$$

$K_y a$ ：気相基準総括容量係数 （mole／$m^3 \cdot s$）

G ：空塔基準ガスモル流束 （mole／$m^2 \cdot s$）

L ：空塔基準液モル流束 （mole／$m^2 \cdot s$）

触媒： 6 mmϕ の活性触媒 50 %， 6 mmϕ 不活性粒子 50 %

圧力：常圧付近（圧力依存性データなし）

(ii) 気－液向流塔の物質移動

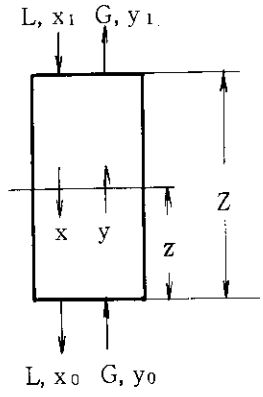
液相の HTO モル分率を x，気相の HT モル分率を y とする。15.7.2 (2)の(ii)項に示した様に，交換塔内で常に， x, y ≪ 1 である。

この時，平衡線は

$$y^* = \alpha^{-1} x \qquad (5)$$

操作線は右辺の物質収支から，

$$y = \frac{L}{G}(x - x_0) + y_0 \qquad (10)$$



但し，G，L はガス，液のモル流束。

L，G，x_1，y_1，x_2，y_2 を与えた時，所要層高 Z は

$$Z = H_{OG} \cdot N_{OG} \qquad (11)$$

但し，

$$H_{OG} = \frac{G}{K_y a} \qquad (12)$$

N_{OG} は，

① 操作線が平衡線より上にある時（低温塔）

$$N_{OG} = \frac{y_0 - y_1}{(y - y^*)_{LM}} \tag{13}$$

但し，$(\ )_{LM}$ は対数平均（logarithmic mean）で，

$$(y - y^*)_{LM} = \frac{(y - y^*)_0 - (y - y^*)_1}{\ln\left[(y - y^*)_0 / (y - y^*)_1\right]} \tag{14}$$

② 操作線が平衡線より下にある時（高温塔）

$$N_{OG} = \frac{y_0 - y_1}{(y^* - y)_{LM}} \tag{15}$$

となる。

次に，触媒層直径の決定について述べる。これは，ガス流速を，いつ汪速度の 50 %～ 70 % に設定すべきであるとの気－液向流塔設計法に基づき，安全側に空塔流速をいつ汪速度の50%に設定した。

いつ汪速度は，藤田ら[6]の式で評価した。

圧損については，Eckert[7]のグラフから評価した。

(3) 二重温度交換部の設計

(i) 温度・圧力・その他の条件

温度

高温部　　80 °C

低温部　　25 °C

とした。圧力は高くする事が好ましい（ガスモル流束を大きくとれ，従って，塔径を小さくできる事，高温塔ガス中の水蒸気分率を低く抑えられること）が，高圧ではトリチウム漏洩のおそれもあるため，今回は常圧付近とし，

圧力　　1.5 ata

とした。

交換部の DF，気相の各部モル分率はパラメータサーベイし，触媒容積最小の条件を求めた。CF については，後段で電解＋水素精留を行なうので，ある程度大きくとり，後段の処理流量を小さくする必要がある。

そこで，今回は，

$(CF)_{交換部} = 10^2$

とし，他の値もパラメータサーベイした。

(ii) 設計の結果

Table 15.7.1 に今回採用した二重温度交換塔パラメータを示す。又，Fig. 15.7.5 に，CF を変えたときの，所要触媒量（低温塔と高温塔の合計）および，ガス循環流量の変化を示す。図の結果は，ガス循環流量は，CF によって殆んど変化せず，触媒充てん体積は，ゆるやかに増加する。従って，相対的に言えば，CF を大きくとる方が有利である。

しかし今回の設計結果では，Table 15.7.1 に示す様に，交換塔は相当に大規模なものが要求される。

Fig. 15.7.6 に二重温度交換部の詳細フローシートを示す。塔長を適当な値に抑えるため，低

温塔は4分割，高温塔は2分割している。

Fig. 15. 7. 7 は，交換塔の詳細機器図である。

なお今回の設計では，濃縮流の流量は 0.05 m^3/d であるため，後段電解槽の所要電力は，

電解槽所要電力 ＝ 13 kW

であり，15. 7. 2 (2)(ii)項で検討したCECE法の場合に比べ 1／200 の電力で済む点は大きな利点である。

カスケード化による触媒容積の減少については，Fig. 15. 7. 8 に示す様に，減損カスケード(a)と濃縮カスケード(b)の可能性がある。

(a)については，今回簡単な検討を行なったが，処理流量は減少しても，カスケード内循環流量は減らず，塔数が増えた分だけ，かえって総触媒量が増大する結果になった。今後は，(b)濃縮部のカスケード化について検討する必要がある。

15. 7. 4 ま と め

今回設定した要求条件は，処理量が大きいため，どの方法によっても，相当な処理系規模が要求されると思われる。

今回検討した，二重温度交換 ＋ 電解 ＋ 水素精留系においても，その二重温度交換の規模は相当の大きさである。今後は，疎水性触媒性能に最新のデータを用いること，特に，ガス流速を大きくとれる。規則充てん触媒などの検討や，濃縮部カスケード化による規模の縮小を検討する必要がある。

更に，冷却系へのトリチウム透過の主因が第一壁であることから，第一壁冷却系を他の系統と分離独立し，冷却水インベントリを抑えることで，冷却水漏洩量を低減し，また，冷却系建屋内除湿系などにより環境への放出量の低減化を図ることも必要であろう。

また，環境への放出基準についても，処理系コストとのバランスを図る必要があると思われる。

参考文献

(1) Van Hook W. A. : "P-10 Chemical Equilibria", USAEC Report HW-17318, Hanford Atomic Products Operation (1950)

(2) Butler J. P., Rolston J. H., and Stevens W. H. : "Novel Catalysts for Isotope Exchange between Hydrogen and Liquid Water", ACS Symposium Series, 68, 93 (1978)

(3) Ellis R. E., Mills T. K., and Rogers M. L. : U.S.D.O.E Report MLM-2774, Mound Facility (1980)

(4) Bruggeman A., Doyen W., Leysen R., Meynendonckx L., Monsecour M., and Goossens W. R. A. : Proc. Tritium Technology in Fission, Fusion and Isotopic Applications, ANS National Topical Meeting, 411 (1980)

(5) 例えば，中根他（編）："重水素およびトリチウムの分離"，学会出版センター，東京 (1982)

(6) 藤田重文，菊沢階夫，渡辺昭三：化学工学，17，230（1953）
(7) Eckert J. S. : Chem. Eng. Progr., 66（3），39（1970）

Table 15.1.1 Tritium inventory

(unit: gram)

Breeding Branket Tritium Recover System	
Molecular sieve Bed	37
Cold Trap	37
Piping, surge tank, dead volume	α
Total	74 + α
Purification system	
Molecular Sieve Bed	4
Cold Trap	4
Electrolysis Cell	6
Peripheral	41
Piping, Surge Tank, Dead Volume	α
Total	55 + α
Isotope Separation System	46
Total	175 + α

Table 15.2.1 Specifications of catalitic reactor (main system)

Superficial velocity	(cm/s)	5.98
Catalyst volume	(cm^3)	47
Bed diameter	(cm)	3.9
length	(cm)	3.9
Safety factor		1.7

Table 15.2.2 Specifications of MS bed

Superificial velocity	(cm/s)	1.84
Molecular sieve volume	(cm^3)	382
quantity	(g)	245
Bed diameter	(cm)	3.0
length	(cm)	54.0
Safety factor (vs. zone of adsorption)		2.28

Table 15.2.3 Specifications of Catalitic Reactor (regeneration unit)

Superificial velocity	(cm/s)	22.2
Catalyst volume	(cm^3)	187
Bed diameter	(cm)	3.9
length	(cm)	15.6
Safety factor		1.15

Table 15.3.1 Performance requirements for cryogenic distillation system

Feed rate and composition	
(i) mixed hydrogen isotopes[a]	6.80 g-mol/hr H: 1.1 at.%, D: 62.4 at.%, T: 36.5 at.%
(ii) helium impurity	0.48 g-mol/hr
(iii) makeup D_2	0.30 + α g-mol/hr[b] H: 0.3 at.%, D: 99.7 at.%[c]
Product purity	
(i) D_2 product	D: >99.8 at. %, T: < 0.1 at% H(+He): < 1 at. %
(ii) DT product	D/T ≃ 1, H(+He): < 1 at. %
(iii) T_2 product	T: > 90 at. %, H(+He): < 1 at. %
(iv) H_2, HD, He waste	≲ 1.0 Ci-T/day[c]
Tritium recovery as T_2 product	≃ 32 at. % of T feed[c]

(a) Electrolytic (H,D,T) from the blanket tritium recovery system is formerly mixed with plasma exhaust gas in the fuel cleanup system.

(b) Quantity α corresponds with D lost into the waste stream.

(c) These requirements are added in this work.

Table 15.3.2 Design parameters

Height equivalent to a theoretical plate (HETP)	50 mm[a]
Allowable vapor velocity	90 mm/s[a]
Liquid hold up in column	15% of packed volume[a]
Liquid hold up in condenser	5 theoretical plates equivalent (b)
Liquid hold up in reboiler	20 theoretical plates equivalent (b)

(a) From ref. [3]

(b) Provisionally taken with reference to ref. [5]

Table 15.3.3 Design specifications of the cryogenic distillation system

	Number of Theoretical plates (a)	Feed Plate Location (b)	Feed Temperature (k)	Product Flow Rate (mol/hr)		Reflux Ratio	Packed Section Dimension		Temperature (K) Heat Load (W)		Tritium Inventory (g)			
				Top (c)	Bottom (d)		Inside Diameter (mm)	Height	Condensor	Reboiler	Packed Section	Condenser	Reboiler	Total
Column 1	60	30	25.2	2.80	4.00	25	20	2900	24.6 23	25.5 18	10.0	0.06	7.3	17.36
Column 2	60	30	24.6	0.13	2.67	400	16.2	2900	23.1 15	24.7 15	0.09	0	0.19	0.28
Column 3	60	30	24.7	2.49	0.18	25	18.8	2900	24.6 21	25.1 19	1.50	0	3.33	4.83
Column 4	60	20	25.5	3.20	0.80	12	15.4	2900	25.4 14	26.0 6.4	15.6	0.89	7.00	23.49
							Total		73	58.4	27.19	0.95	17.82	45.96

Operational pressure = 1000 Torr in all columns

(a) including condenser and reboiler

(b) condenser as 1st plate

(c) as vapor from partial condensers

(d) as sidecut of reboiler vapor

Table 15.3.4 Liquid Holdup in Columns

(mol)

	Packed Section	Condenser	Reboiler
Column 1	5.5	0.47	2.0
Column 2	3.4	0.29	1.2
Column 3	4.8	0.42	1.7
Column 4	3.4	0.29	1.2

Table 15.3.5 Maximum and Minimum Internal Liquid Flow in Columns

	Maximum liquid flow		Minimum liquid flow	
	Location	Molar flux (a)	Location	Molar flux (a)
Column 1	1	70.0	59	55.6
Column 2	1	52.0	59	44.5
Column 3	1	62.3	59	58.3
Column 4	1	38.4	59	23.0

(a) Molar flux = Flow rate per unit cross section of column ($mol/cm^2/hr$)

Table 15.3.6 Maximum and Minimum Internal Vapor Flow in Columns

	Maximum vapor flow		Minimum vapor flow	
	Location	Flow rate (a)	Location	Flow rate (a)
Column 1	2	72.8	60	51.5
Column 2	2	52.1	60	41.8
Column 3	2	64.7	60	58.1
Column 4	2	41.6	60	22.1

(a) Unit: (mol/hr)

Table 15.4.1 Specifications of catalitic reactor

Superficial velocity	(cm/s)	430
Catalyst volume	(cm^3)	4.83×10^3
Bed diameter	(cm)	16
length	(cm)	24
Safety factor		1.17
CH'_4 conversion ratio at 450°C	(%)	95

Table 15.4.2 Specifications of MS bed

Superficial velocity	(cm/s)	27.2
Molecular Sieve volume	(cm^3)	1.26×10^5
Quantity	(g)	8.05×10^5
Bed diameter	(cm)	54.3
length	(cm)	54.3
Safety factor (vs. adsorption zone)		2.27

Table 15.5.1 Tritium inventory

Process Room (1)	Breeding Blanket Tritium Recovery System	74 g(T_2O)
Process Room (2)	Fuel Purification System	55 g(T_2O)
Process Room (3)	Isotope Separation System	46 g(T_2)
	Sub Total	175 g
Reactor Containment Hall	Main Vacuum Pump	27 g(T_2) (1)
	Buffer Tank	27 g(T_2)
	Blanket	N.A.
	Fuel Injection System	N.A.
Storage Room	Fuel Storage System	N.A.
Waste Process Area	Tritium Waste Treatment system	N.A.

NOTE (1) 2 Hours hold up (2 hours pumping-2hours recycling system) is assumed

Table 15.7.1 Specifications of H_2O/H_2 bithermal chemical exchange towers

Flow rate				Pressure	Concentration factor	Depletion factor	Recovery fraction
Water (m^3/d)			Hydrogen(Nm^3/hr)				
Feed	Return	Product	Circulation	(ata)	(-)	(-)	(-)
15.89	15.83	0.05	4.1×10^3	1.5	100	1.45	0.31

Tower	Temperature (°C)	Superficial gas velocity (m/s)	Pressure drop (ata)	H_{OG} (m)	N_{OG} (-)	Catalyst packed section (a)			
						Height (m)	Diameter (m)	Volume (m^3)	Total volume (m^3)
Cold	25	0.34	0.14	1.38	25.4	35.1	1.75	84.1	125
Hot	80	0.42	0.07	0.38	47.6	18.1	1.71	41.3	

(a) catalyst section is composed of a mixture of 50 vol.% hydrophobic active catalysts particles with a diameter of 6 mm and 50 vol.% hydrophilic inert particles with the same diameter.

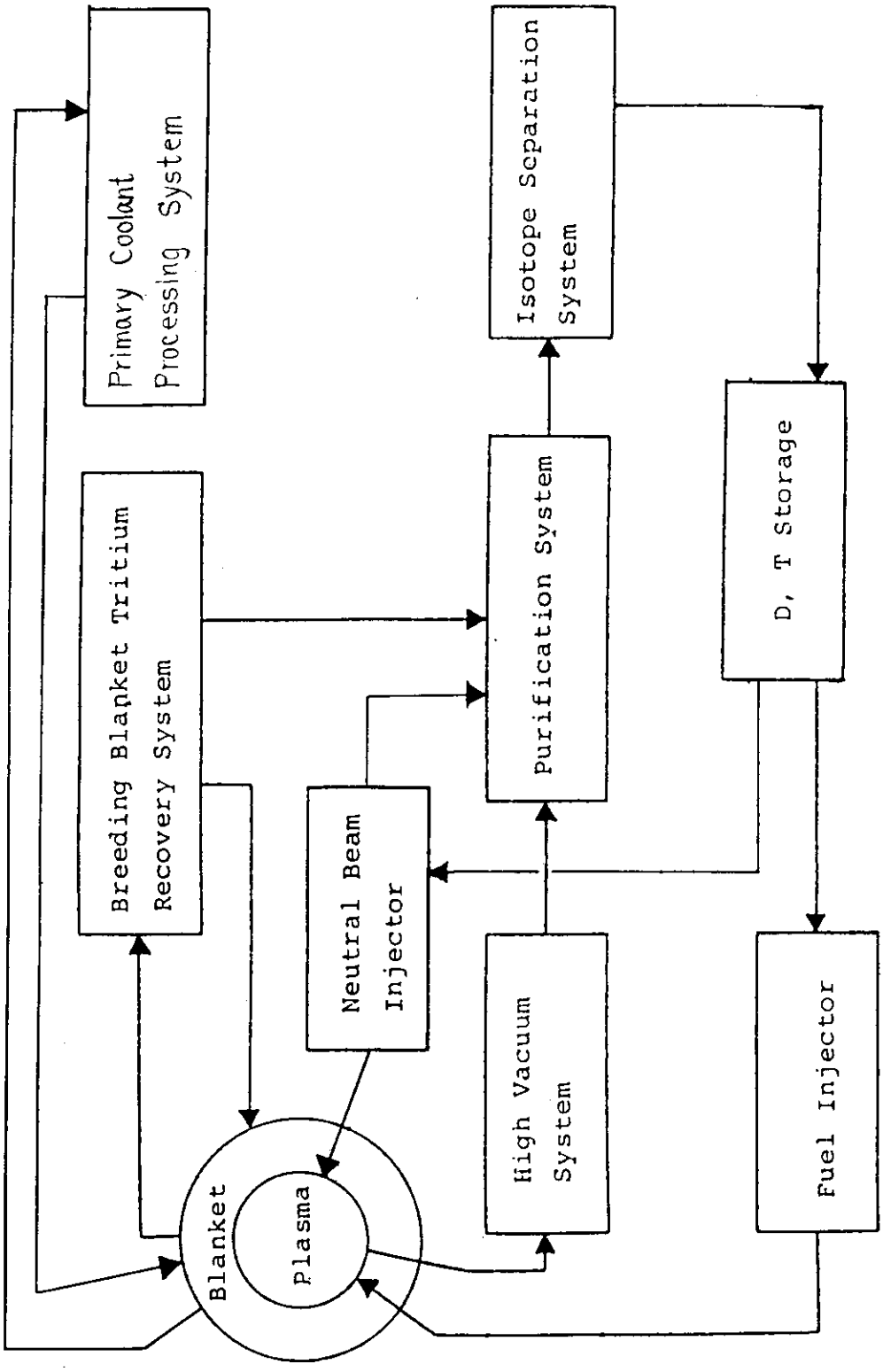


Fig. 15.1.1 Schematic diagram of the tritium processing system

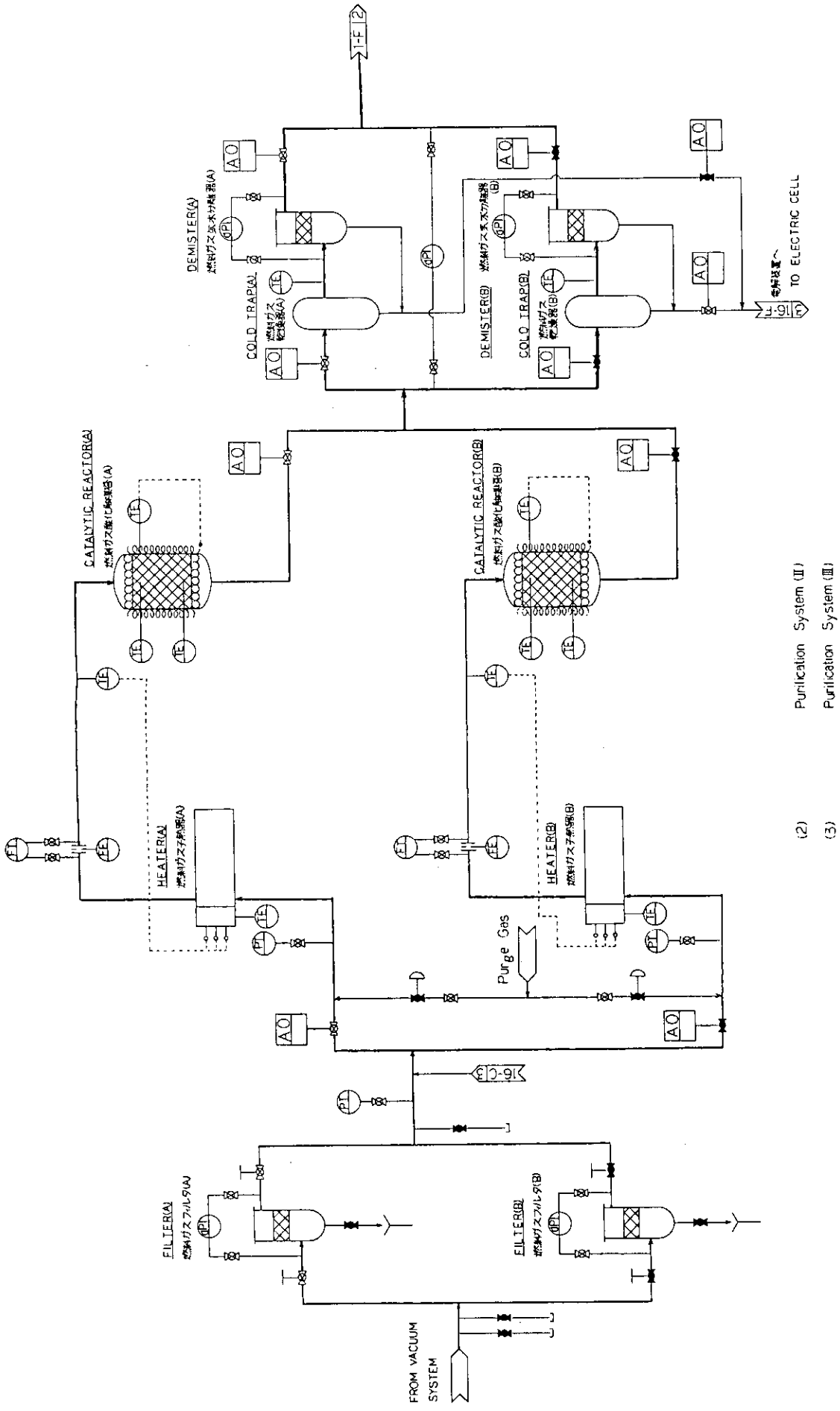


Fig. 15.2.1 P. & I.D. of purification system (I)

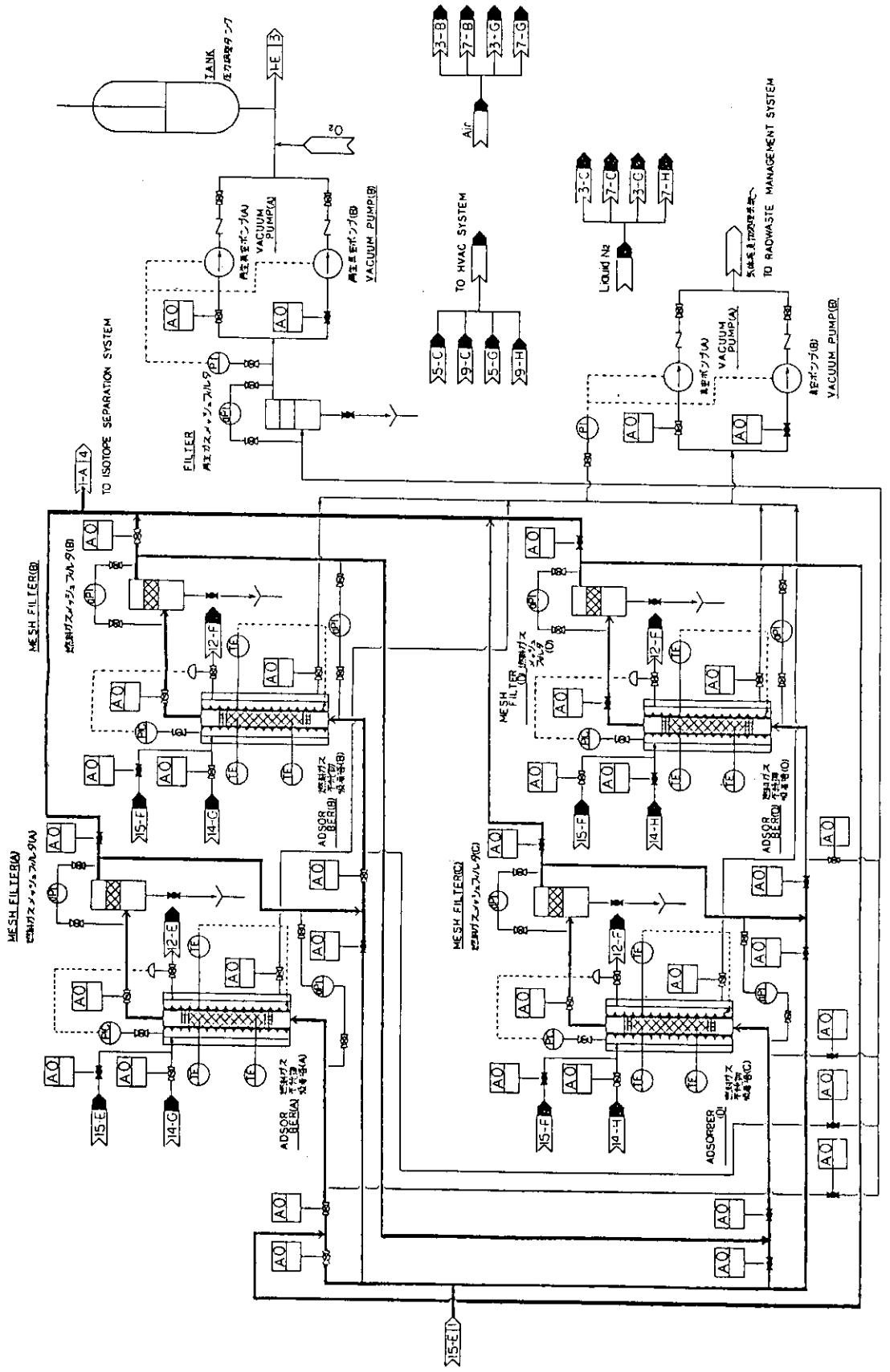
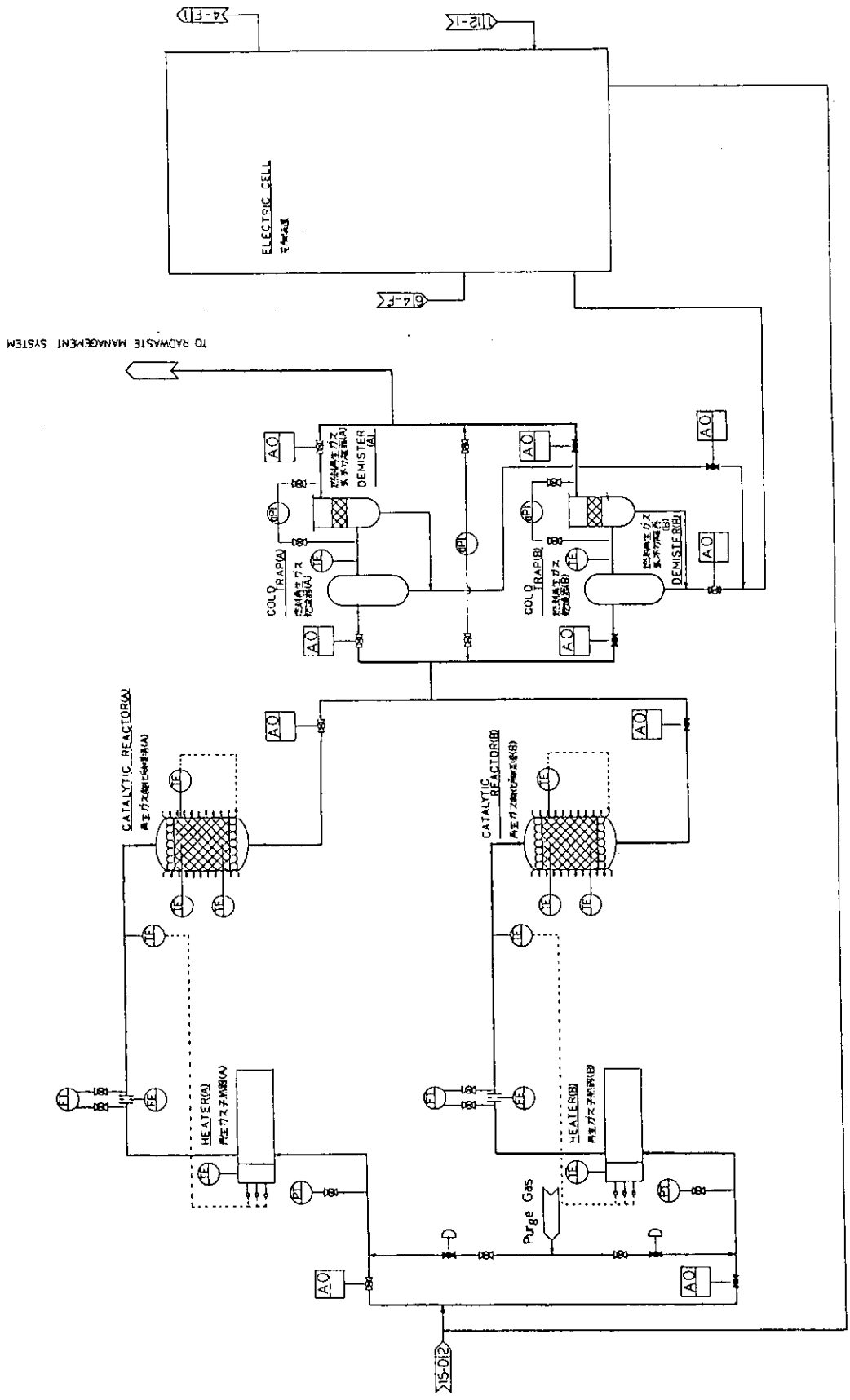
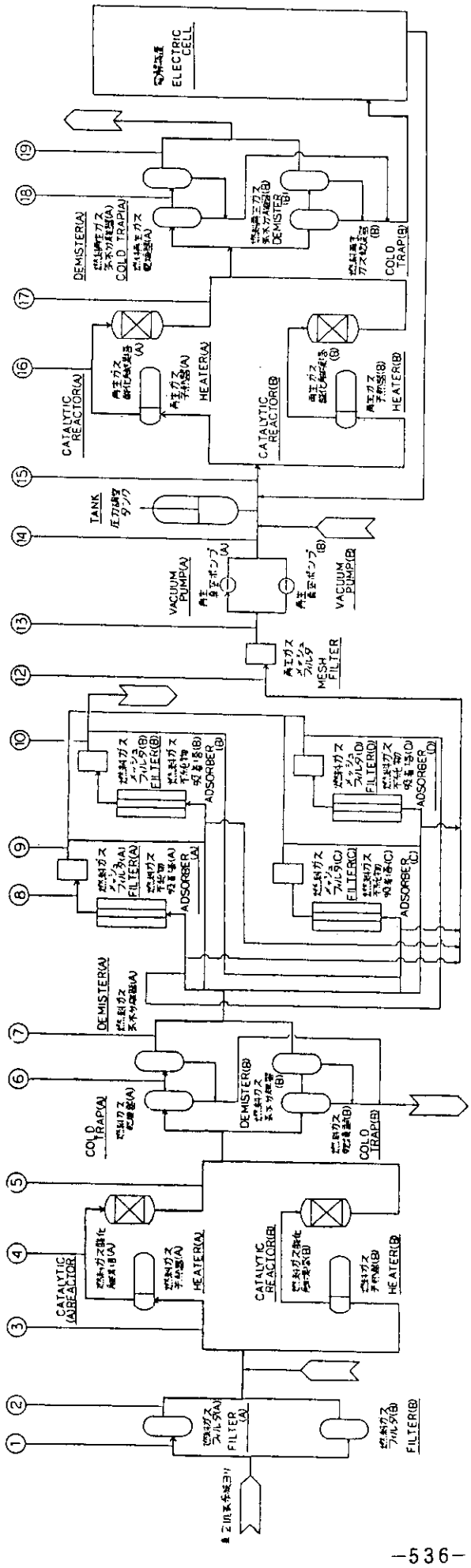


Fig. 15.2.2 P. & I.D. of purification system (II)



(1) Purication System(I)
(2) Fabrication System(II)
(6) Breeding Blanket Tritium Recovery System(III)

Fig. 15.2.3 P. & I.D. of purification system (III)



		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)		(12)	(13)	(14)	(15)	(16)	(17)	(18)	(19)
TEMPERATURE	℃	40	40	40	150	150	-196	←	←	←	←		200	←	←	40	450	←	-120	←
PRESSURE	mmH2O																			
TOTAL FLOW RATE	Nm³/h	0.156	0.156	0.166	←	0.165	0.164	←	0.162	←	←		7.22×10⁻³	←	←	0.361	←	←	←	←
	%	31.3	—	33.6	←	33.4	33.7	←	34.1	←	←		NL/h	0.798	←	←	←	←	←	←
T_2	%	59.4	←	57.4	←	57.1	57.6	←	58.3	←	←		NL/h	1.37	←	←	←	←	←	←
O_2	%	0.756	←	1.05	←	1.04	1.05	←	1.06	←	←		NL/h	0.0246	←	←	←	←	←	←
H_2	%	—	←	—	←	0.339	—	←	—	←	←		NL/h	0.835	←	←	←	3.56	←	←
T_2O	%	—	←	—	←	0.578	—	←	—	←	←		NL/h	1.43	←	←	←	6.08	←	←
D_2O	%	—	←	—	←	0.0105	—	←	—	←	←		NL/h	0.0260	←	←	←	0.111	←	←
H_2O	%	—	←	—	←	—	—	←	—	←	←		NL/h	—	←	←	←	—	←	←
He	%	6.89	←	6.47	←	6.50	6.56	←	6.63	←	←		Nm³/h	—	←	0.361	←	—	←	←
O_2	%	0.491	←	0.461	←	trace	←	←	←	←	←		NL/h	2.30	←	←	←	←	←	←
CH_4	%	0.981	←	0.922	←	0.927	0.935	←	trace	←	←		NL/h	0.459	←	←	←	2.30	←	←
NH_3	%	0.197	←	0.184	←	0.186	0.187	←	trace	←	←		NL/h	—	←	←	←	—	←	←
CO_2		—	←	—	←	—	—	←	—	←	←		NL/h	—	←	←	←	2.30	←	←
N_2		—	←	—	←	—	—	←	—	←	←		NL/h	—	←	←	←	0.230	←	←

Fig. 15.2.4 P.F.D. of purification system

DESIGN SPECIFICATION	
TEMPERATURE	250°C
PRESSURE	760 mmHg vac. ~ 25kg/cm² g

NOZZLE			
MARK	DESCRIPTION	SIZE	NO.
N-1	FEED GAS INLET	40A	1
N-2	FEED GAS OUTLET	40A	1
N-3	DRAIN NOZZLE	40A	1

PRINCIPAL MATERIAL		
MARK	PARTICULARS	MATERIAL
1	VESSEL	SUS316
2	ALUMINA BALL	ALUMINA
3	CATALYZER	
4	INSULATOR	ROCKWOOL
5	HEATER	

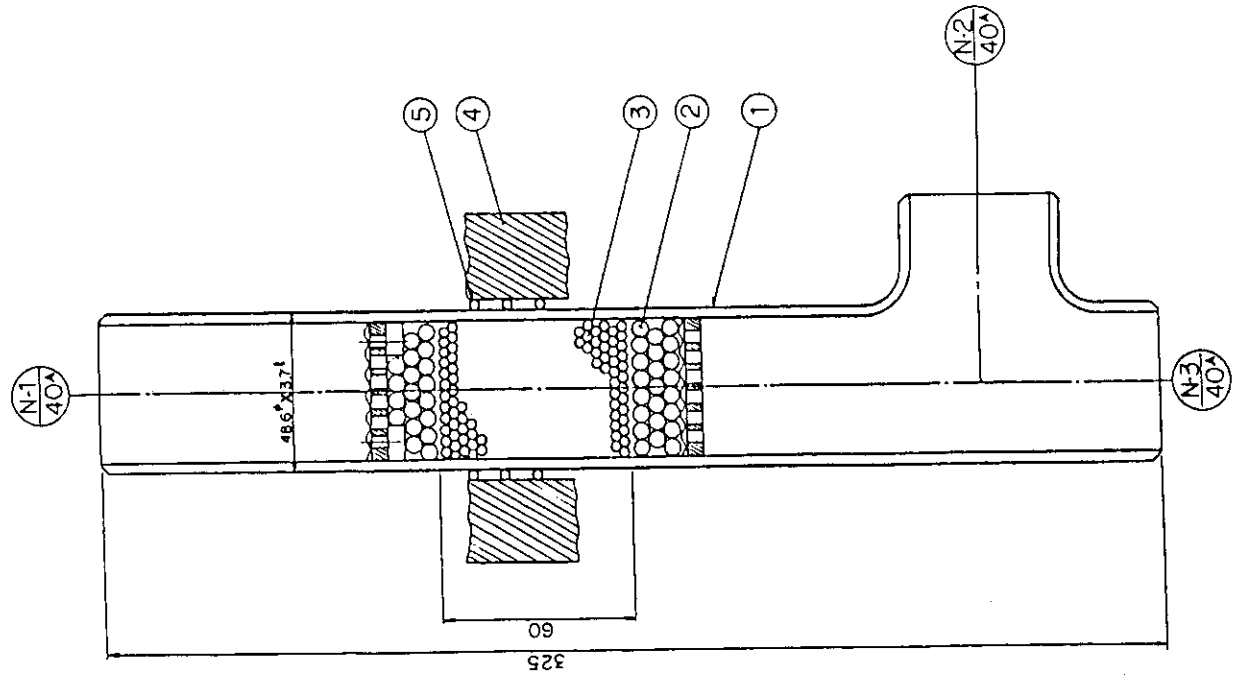


Fig. 15.2.5 Catalytic oxidizer

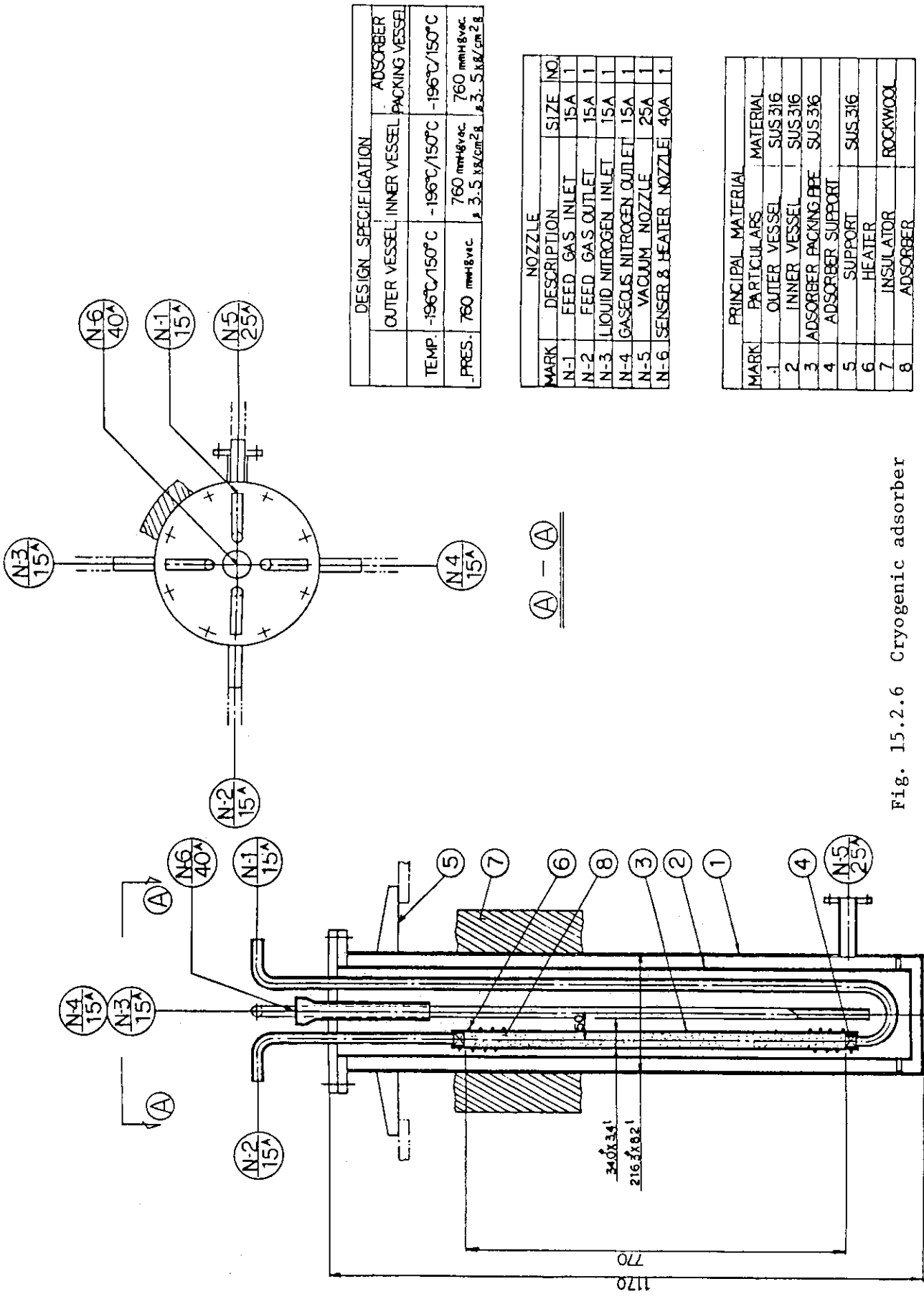


Fig. 15.2.6 Cryogenic adsorber

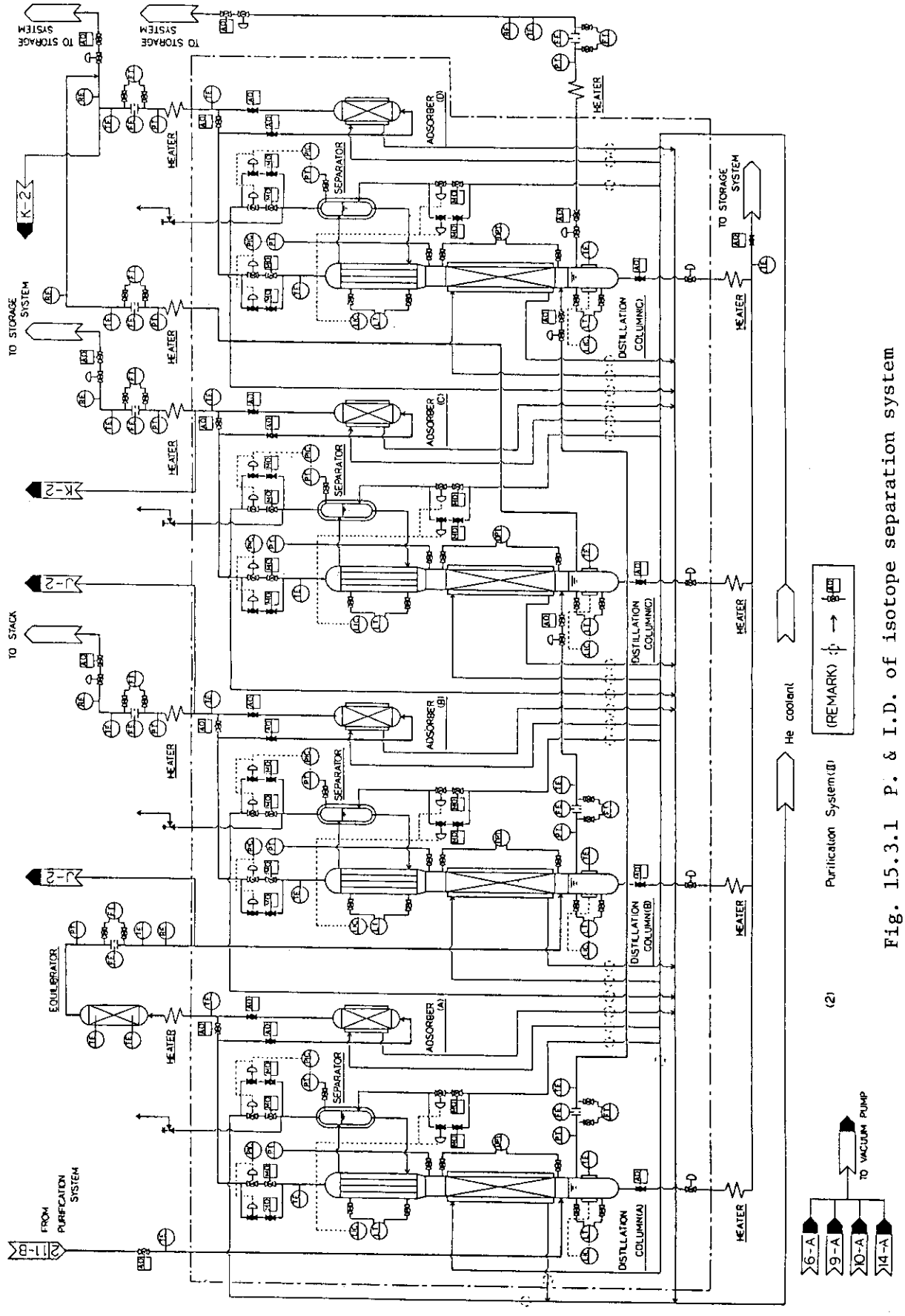
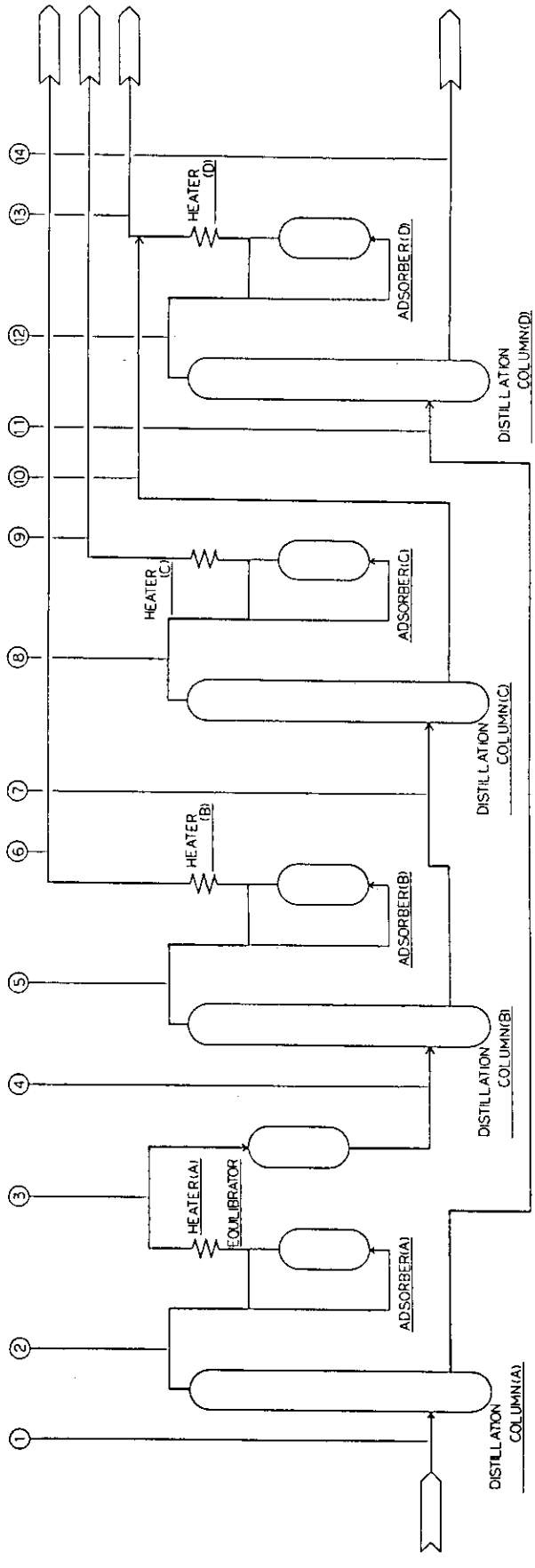


Fig. 15.3.1 P. & I.D. of isotope separation system



		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(9)	(10)	(11)	(12)	(13)	(14)
TEMPERATURE	°K	77	24.6	313	313	23.1	313	24.7	24.6	313	25.1	25.5	25.4	313	26.0
PRESSURE	mmH2O	3000													
TOTAL FLOWRATE	Nm³/h	0.162	0.0735	0.0735	0.0735	0.0137	0.0137	0.0599	0.0558	0.0558	0.0041	0.0897	0.0718	0.0758	0.0180
He	Nm³/h	0.0108	0.0108	0.0108	0.0108	0.0108	0.0108	——	——	——	——	——	——	——	——
I_2	——	0.136	0.177×10^{-6}	←	0.428×10^{-6}	0.179×10^{-6}	←	0.449×10^{-6}	0.692×10^{-6}	←	0.666×10^{-6}	0.231	0.428×10^{-6}	←	0.984
O_2	——	0.391	0.925	←	1.908	0.248×10^{-3}	←	0.953	0.993	←	0.398	0.182×10^{-3}	0.228×10^{-6}	←	0.166×10^{-6}
H_2	——	0.160×10^{-3}	0.389×10^{-3}	←	0.868×10^{-3}	0.187×10^{-3}	←	0.141×10^{-3}	——	←	——	0.341×10^{-3}	——	←	——
HT	——	0.746×10^{-6}	0.181×10^{-6}	←	0.980×10^{-6}	0.465×10^{-6}	←	0.103×10^{-6}	0.110×10^{-6}	←	0.250×10^{-6}	0.414×10^{-6}	0.500×10^{-6}	←	0.117×10^{-6}
HD	——	0.142×10^{-3}	0.345×10^{-3}	←	0.507×10^{-3}	0.981	←	0.540×10^{-3}	0.579×10^{-3}	←	0.275×10^{-3}	0.212×10^{-3}	——	←	——
DT	——	0.451	0.222×10^{-3}	←	0.389×10^{-3}	0.412×10^{-3}	←	0.404×10^{-3}	0.298×10^{-3}	←	0.596	0.751	0.934	←	0.165×10^{-3}

Fig. 15.3.2 P.F.D. of isotope separation system

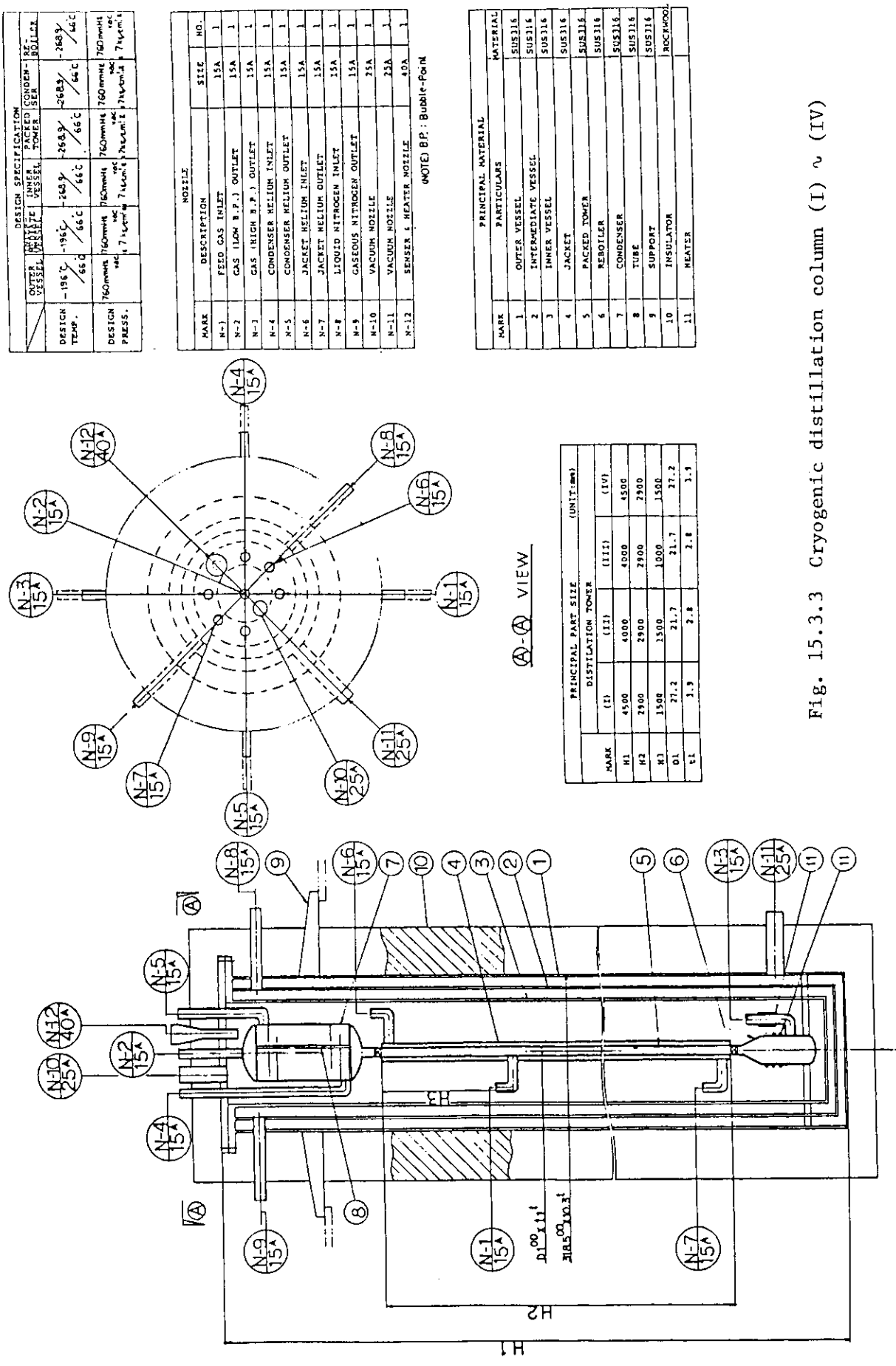


Fig. 15.3.3 Cryogenic distillation column (I) ∿ (IV)

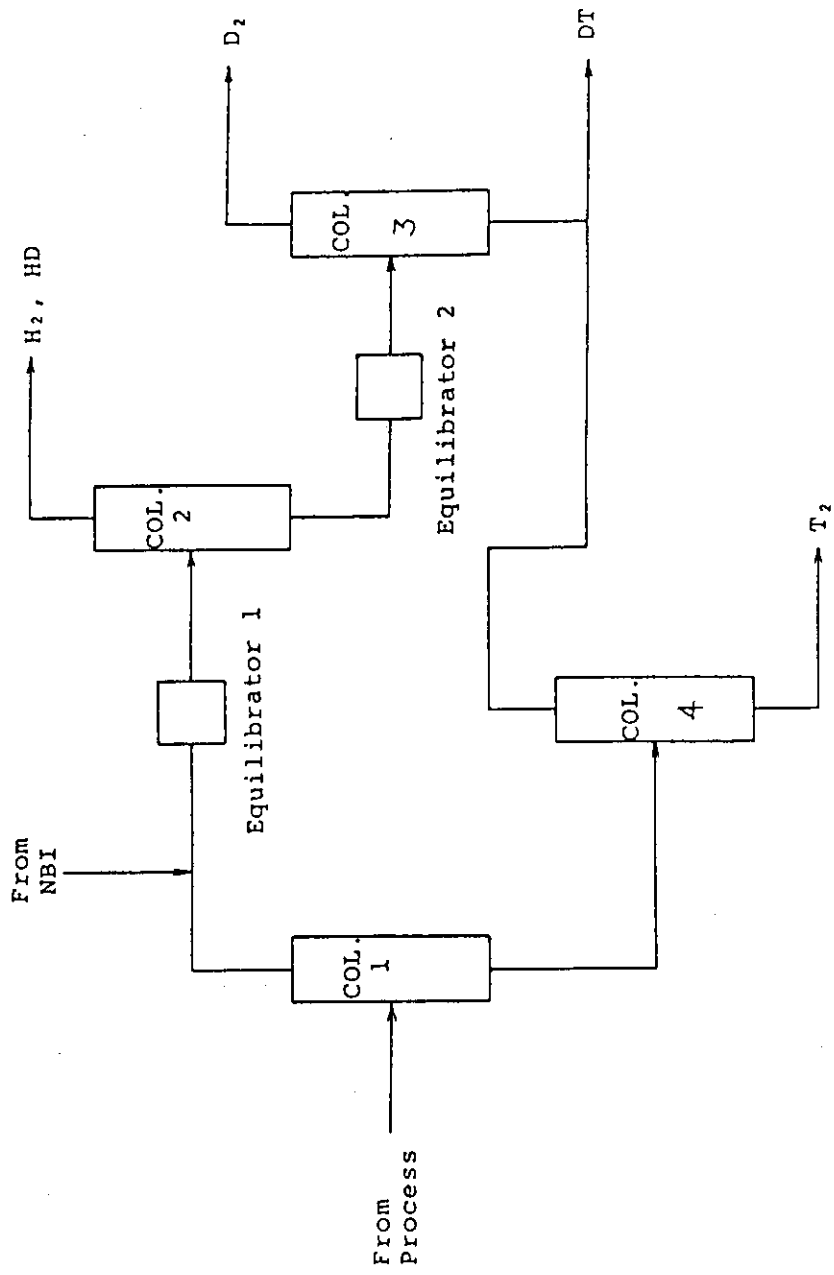


Fig. 15.3.4 Design basis of cryogenic distillation cascade configuration

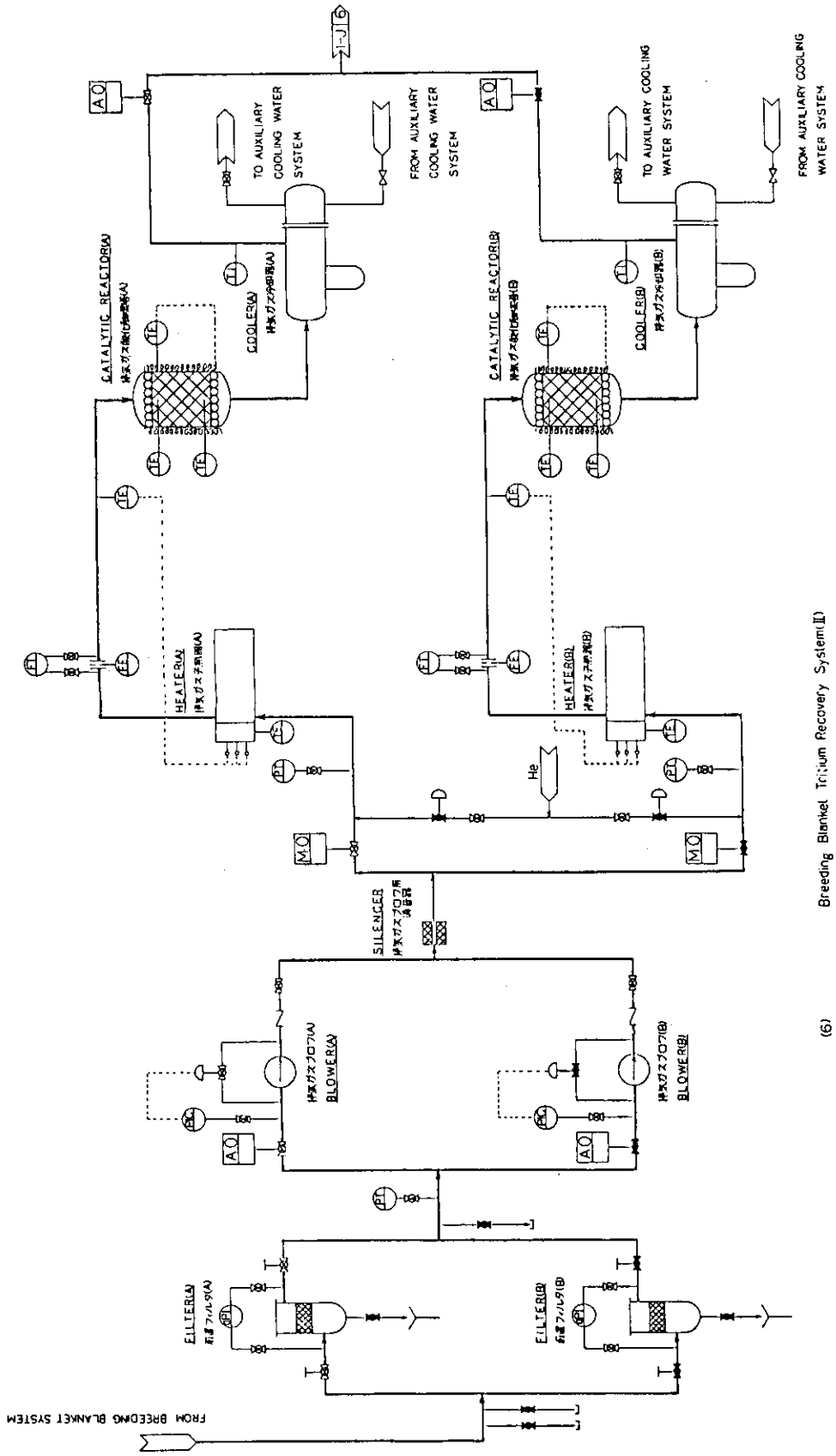


Fig. 15.4.1 P. & I.D. of breeding blanket tritium recovery system (I)

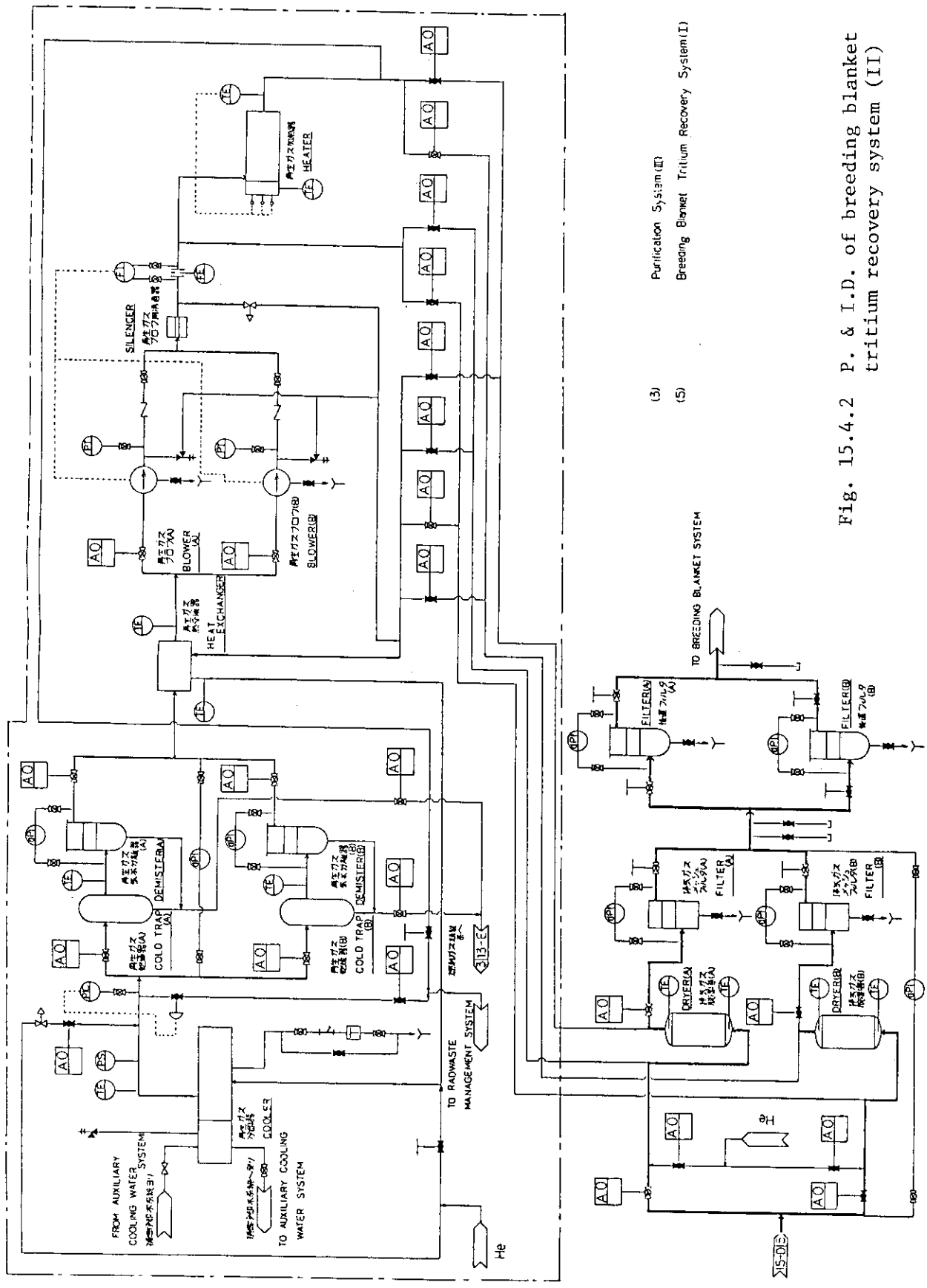
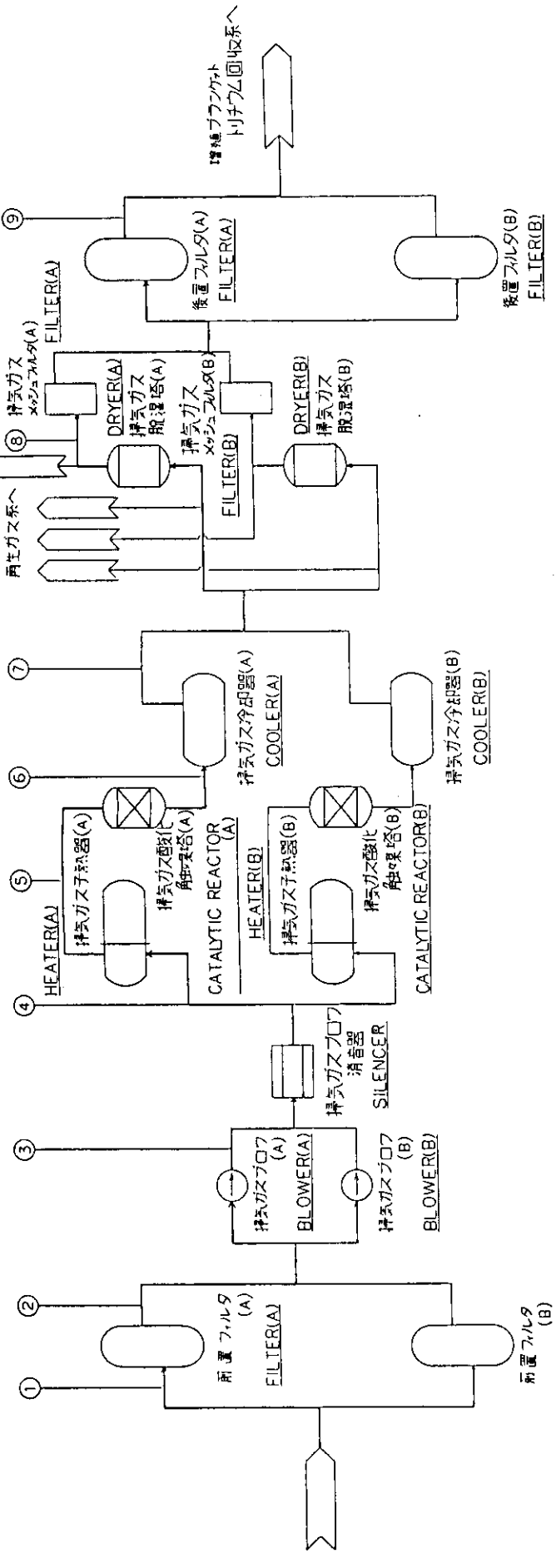
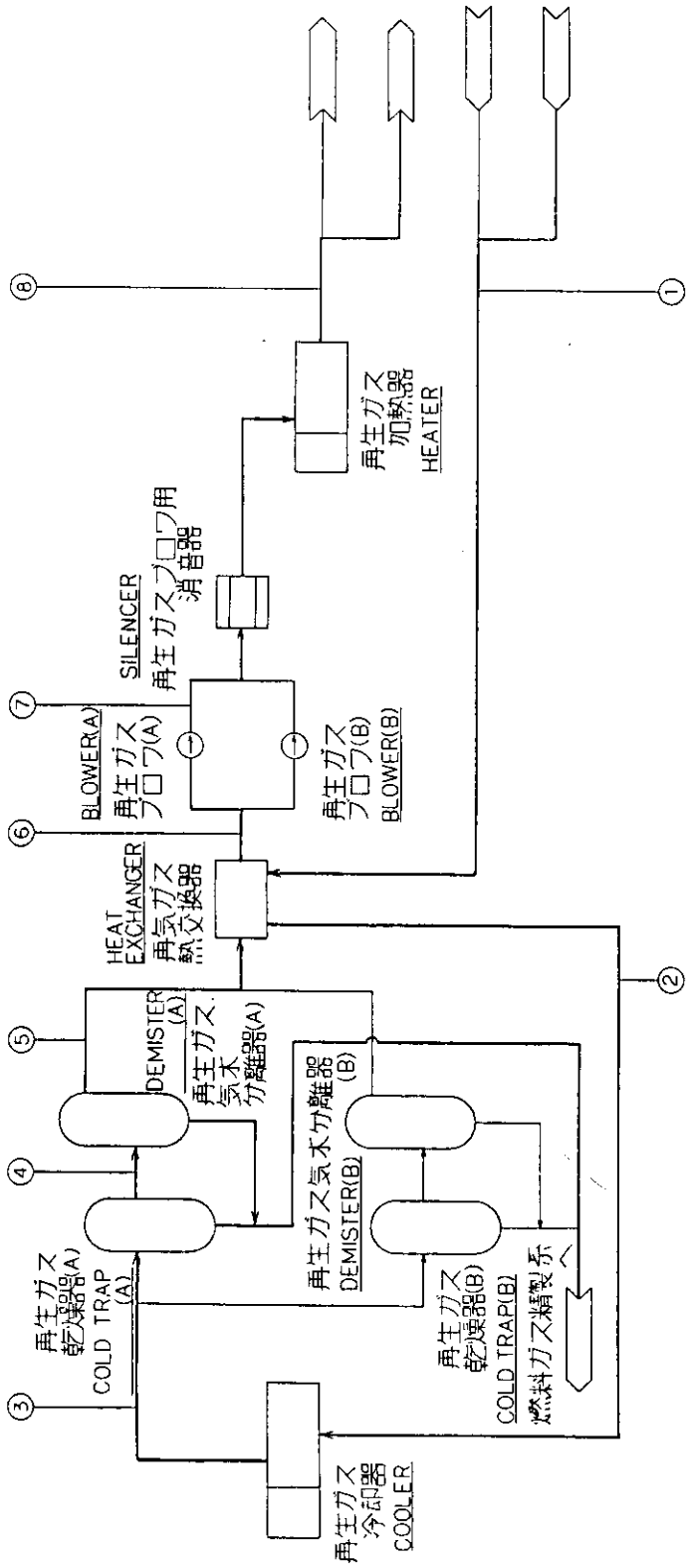


Fig. 15.4.2 P. & I.D. of breeding blanket tritium recovery system (II)



		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨
TEMPERATURE	°C	40	40	100	100	150	150	35	40	40
PRESSURE	mmH2O	500	100	3500	3300	2900	2400	2000	1700	1100
TOTAL FLOW RATE	Nm³/h	200	200	200	200	200	200	200	200	200
He	Nm³/h	200	200	200	200	200	200	200	200	200
T2	ppm	6.1	←	←	←	←	0.31	←	←	←
D2	ppm	0.33	←	←	←	←	0.017	←	←	←
H2	ppm	2.2	←	←	←	←	0.11	←	←	←
T2O	ppm	55	←	←	←	←	60	←	3	←
D2O	ppm	3.0	←	←	←	←	3.3	←	0.17	←
H2O	ppm	0.70	←	←	←	←	2.8	←	0.14	←

Fig. 15.4.3 P.F.D. of breeding blanket tritium recovery system (I)



		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧
TEMPERATURE	°C	250	145	40	-120	-120	145	170	320
PRESSURE	mmH2O						0	5000	
TOTAL FLOWRATE	Nm³/h	350	350	350	350	350	350	350	350
He	Nm³/h	350	350	350	350	350	350	350	350
T_2	ppm	——	——	——	——	——	——	——	——
D_2	ppm	——	——	——	——	——	——	——	——
H_2	ppm	——	——	——	——	——	——	——	——
T2O	Kg/h	30.7	30.7	20.1	——	——	——	——	——
D2O	Kg/h	1.68	1.68	1.11	——	——	——	——	——
H2O	Kg/h	1.43	1.43	0.937	——	——	——	——	——

Fig. 15.4.4 P.F.D. of breeding blanket tritium recovery system (II)

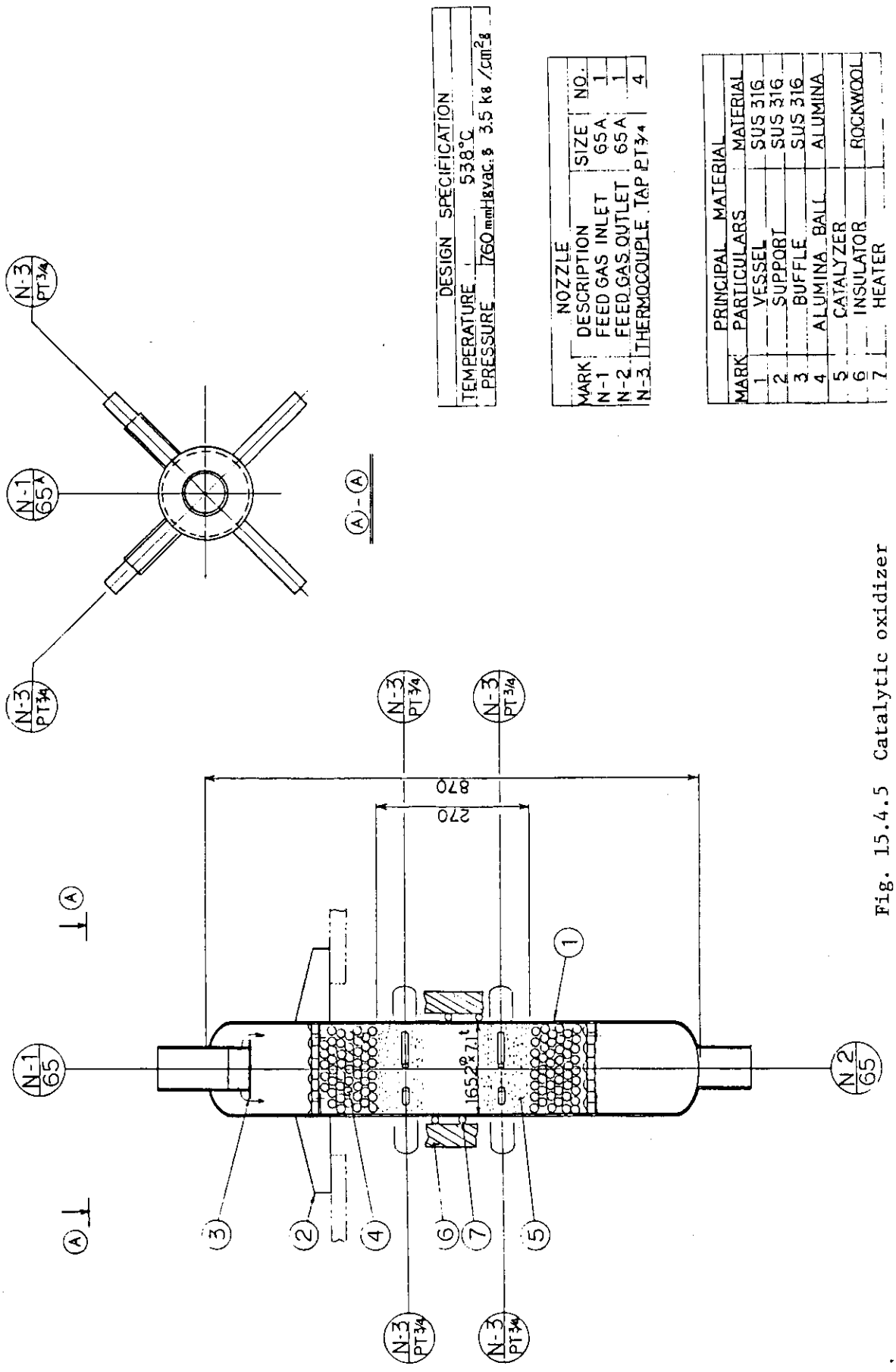


Fig. 15.4.5 Catalytic oxidizer

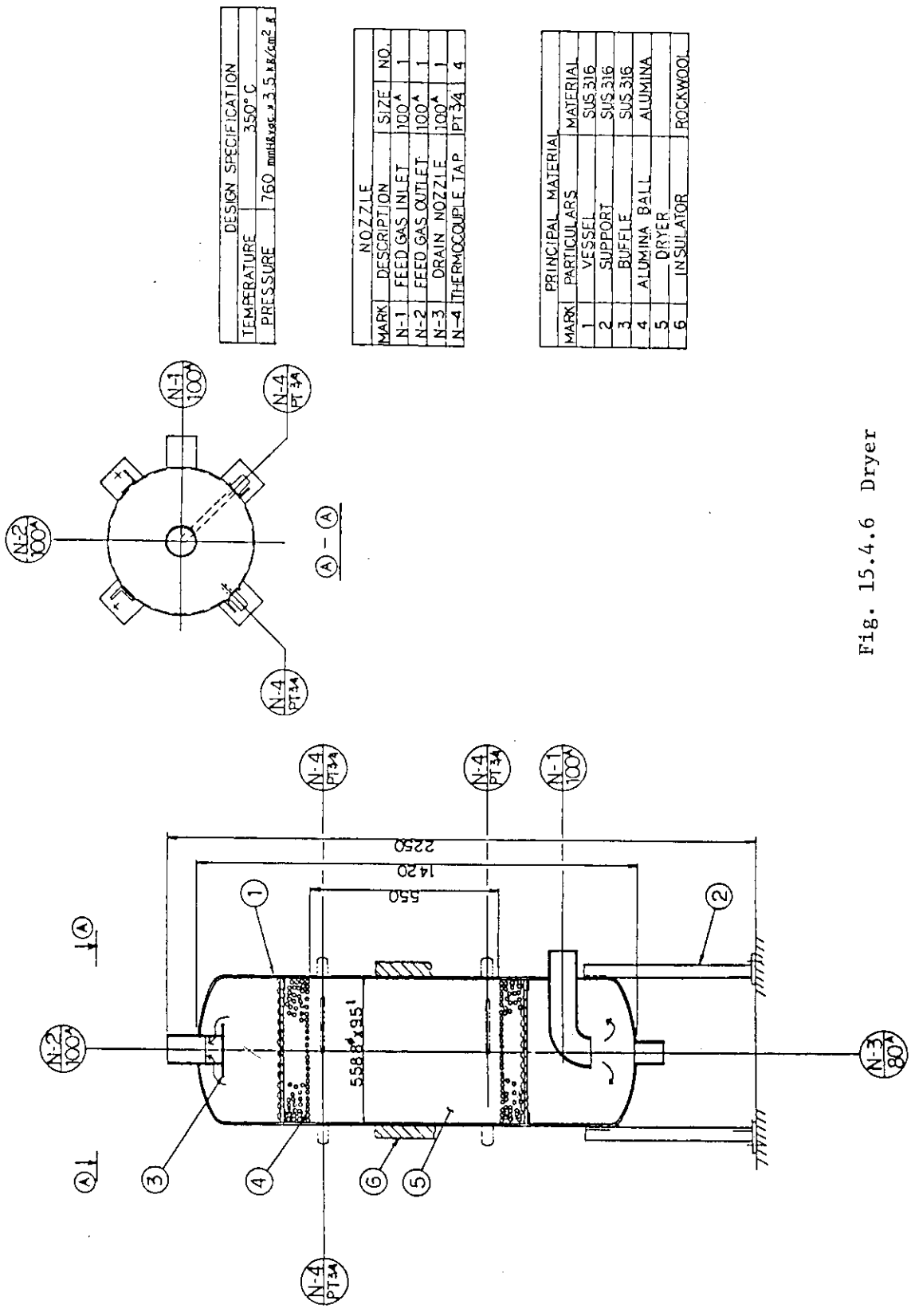


Fig. 15.4.6 Dryer

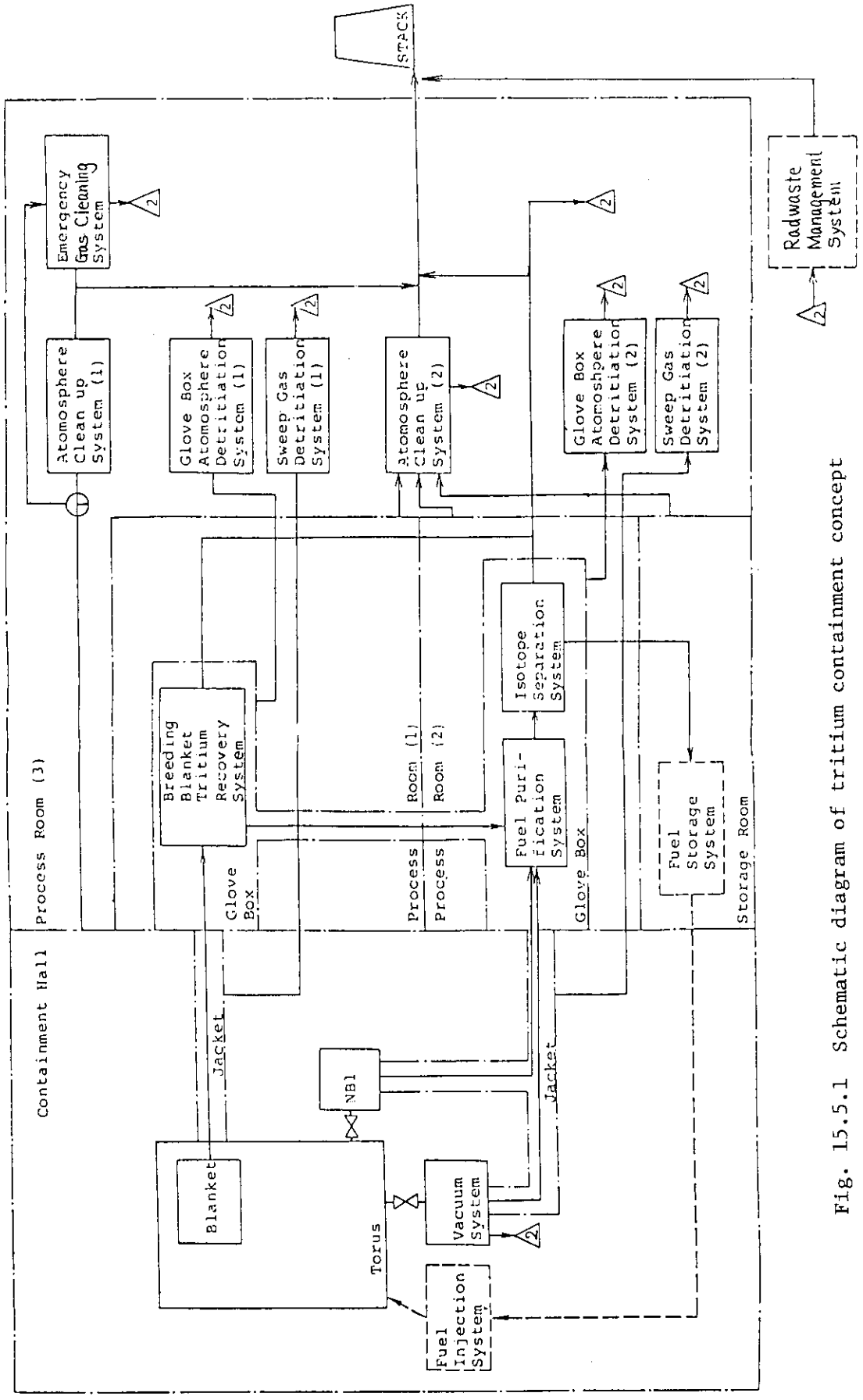


Fig. 15.5.1 Schematic diagram of tritium containment concept

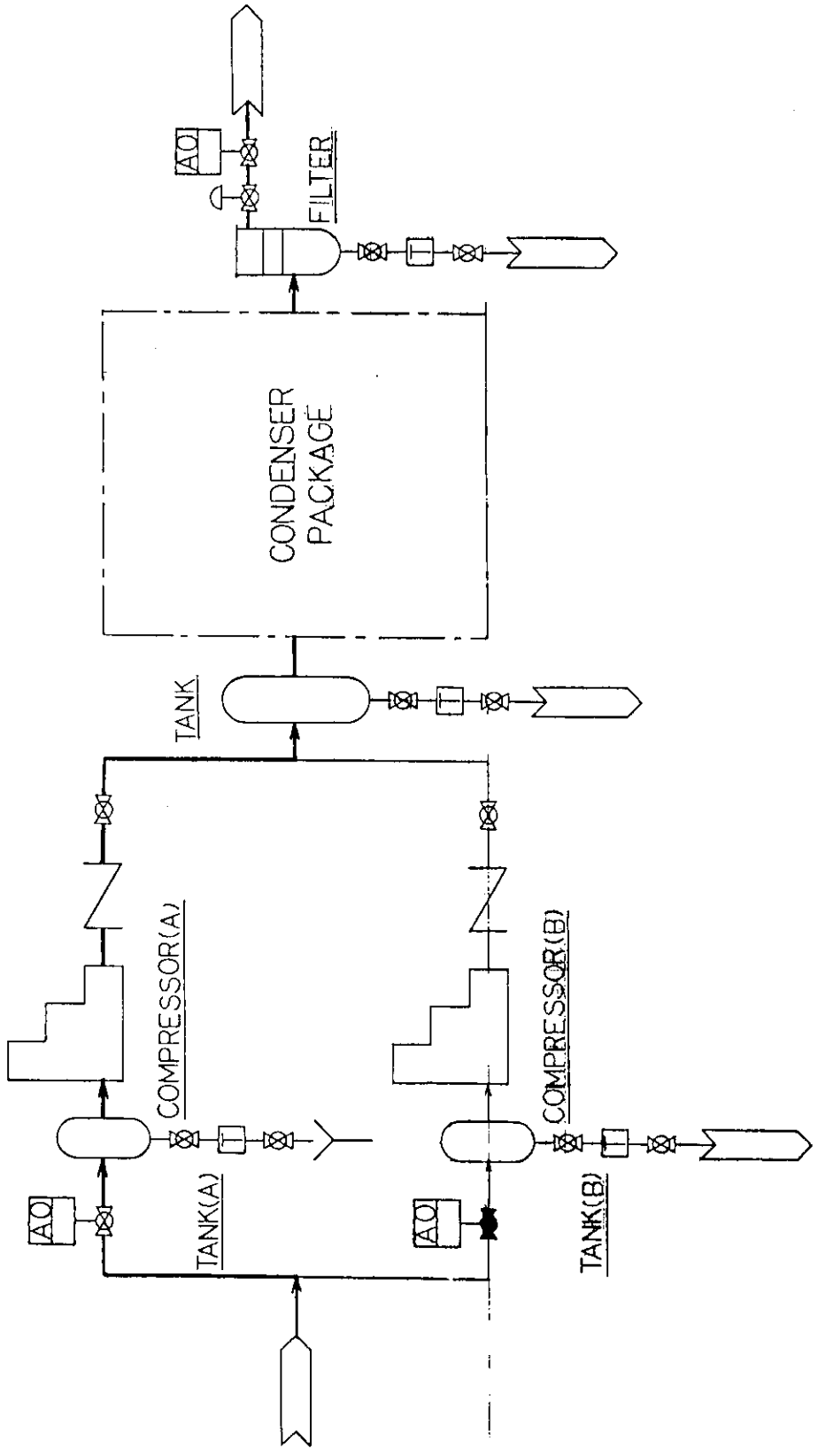


Fig. 15.6.1 P. & I.D. of emergency gas cleaning system (I)

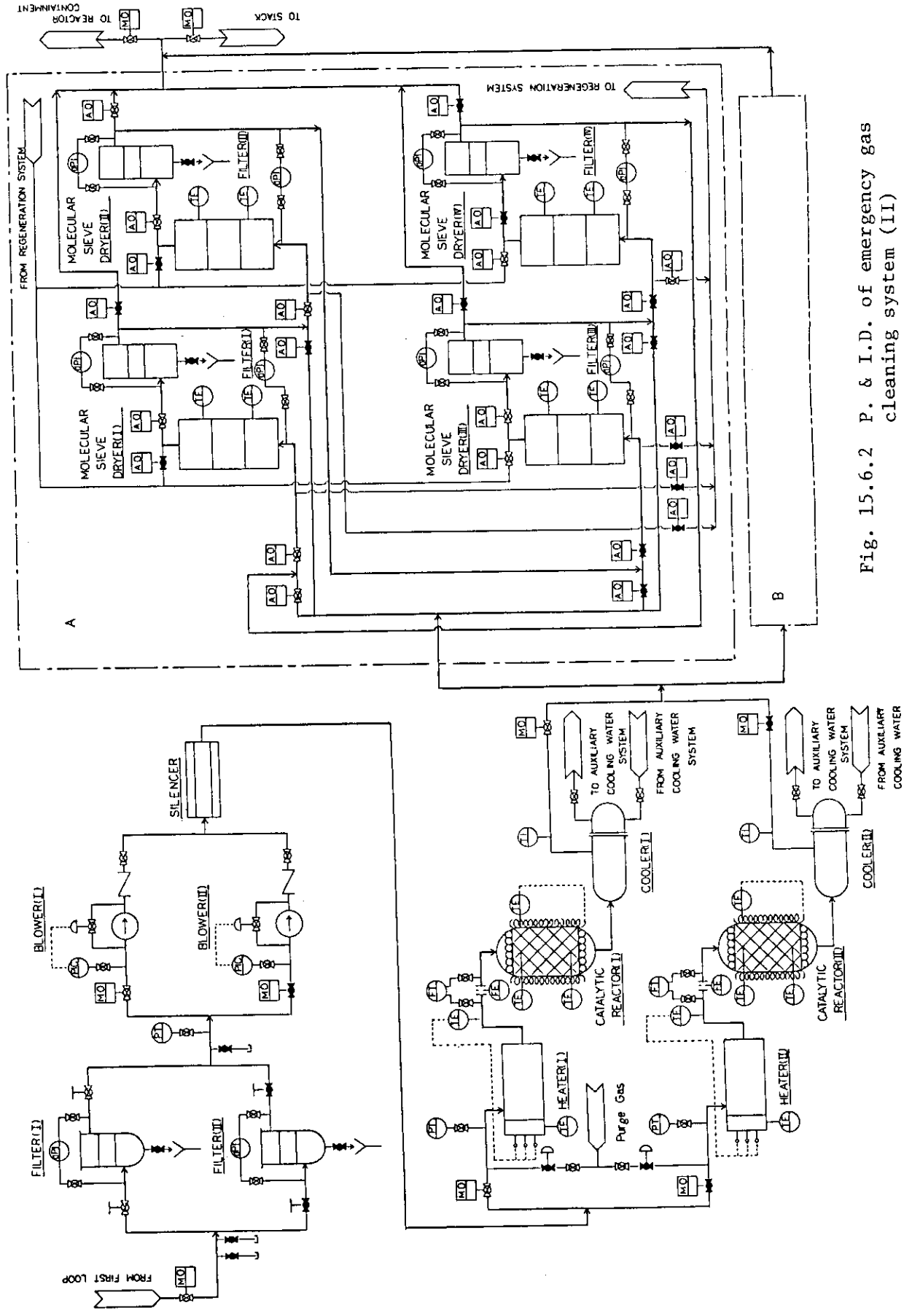


Fig. 15.6.2 P. & I.D. of emergency gas cleaning system (II)

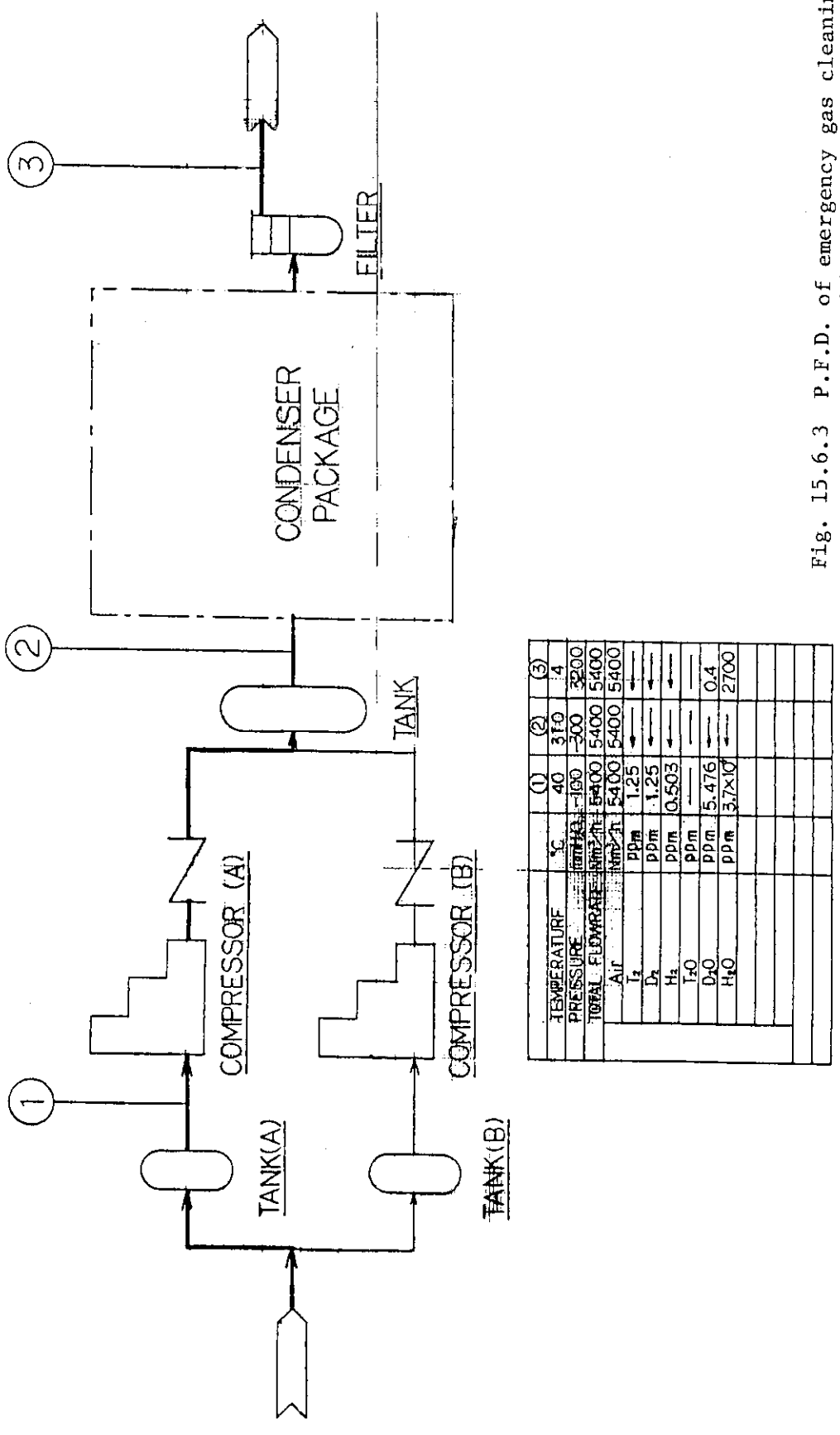
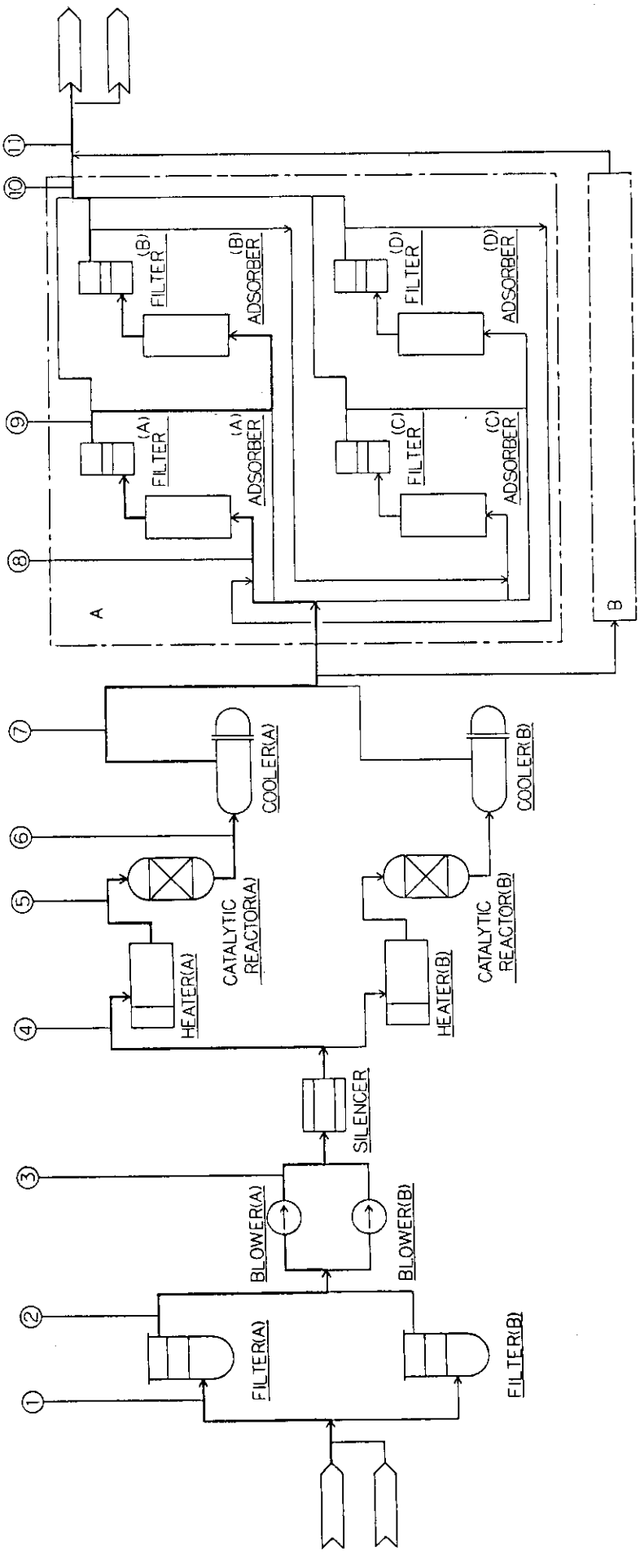


Fig. 15.6.3 P.F.D. of emergency gas cleaning system (I)



		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	⑩	⑪
TEMPERATURE	°C	40	40	80	80	150	150	35	35	35	35	35
PRESSURE	mmH2O	-100	-600	3400	3400	2900	2700	2000	2000	1400	800	500
TOTAL FLOWRATE	Nm³/h	5400	←	←	←	←	←	←	2700	←	←	5400
Air	Nm³/h	5400	←	←	←	←	←	←	2700	←	←	5400
T_2	ppm	1.25	←	←	←	←	←	←	—	—	—	—
D_2	ppm	1.25	←	←	←	←	←	←	—	—	—	—
H_2	ppm	0.503	←	←	←	←	1.25	←	—	1.25×10^{-3}	1.25×10^{6}	←
T_2O	ppm	—	—	—	—	—	1.25	←	—	1.25×10^{-3}	1.25×10^{6}	←
D_2O	ppm	—	—	—	—	—	2700	←	—	2.7	2.7×10^{6}	←
H_2O	ppm	2700	←	←	←	←	←	←	—	—	—	—

Fig. 15.6.4 P.F.D. of emergency gas cleaning system (II)

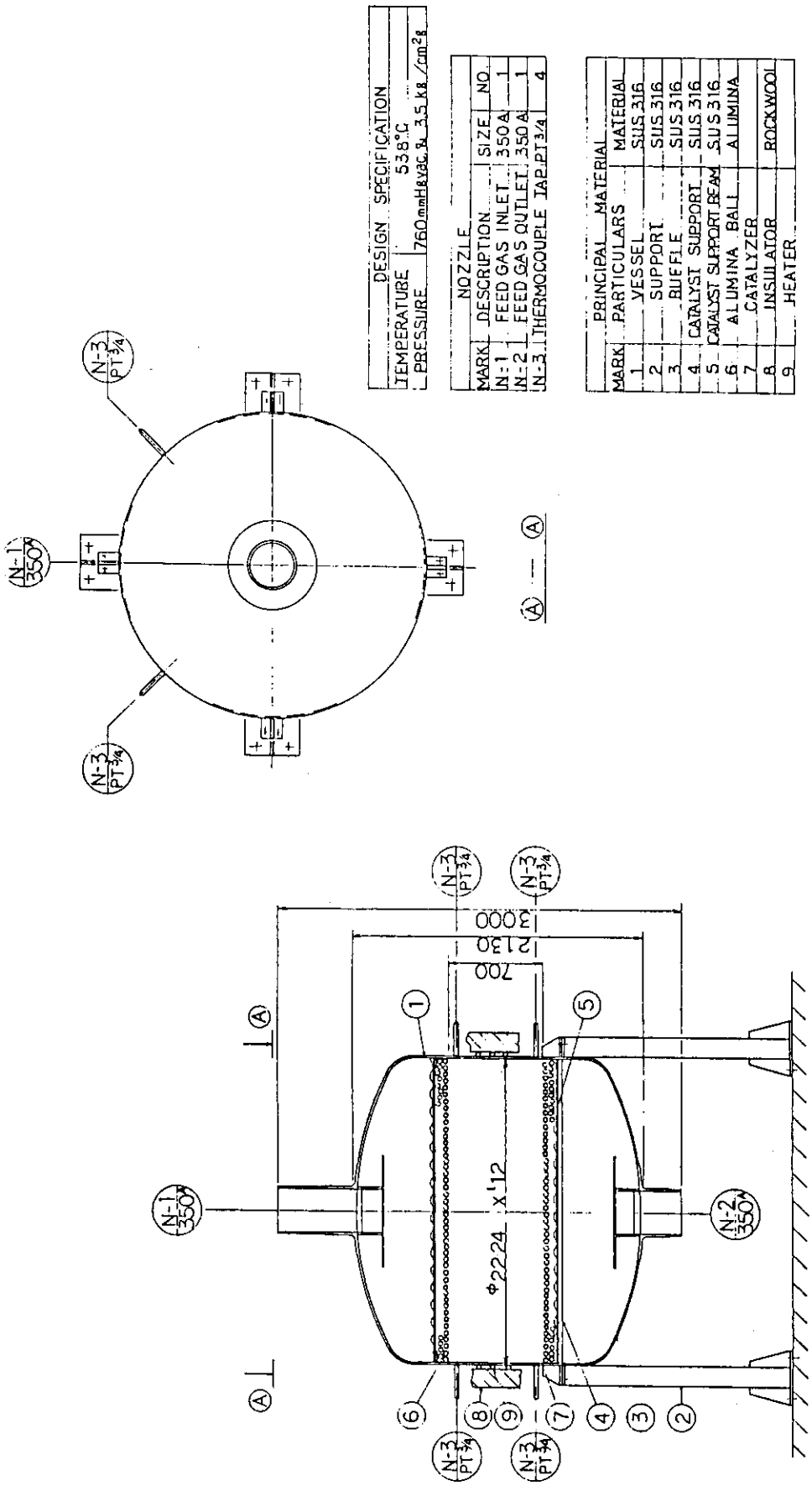


Fig. 15.6.5 Catalytic oxidizer

DESIGN SPECIFICATION	
TEMPERATURE	350°C
PRESSURE	760 mmHg vac. ~ 3.5 kg/cm² g

NOZZLE			
MARK	DESCRIPTION	SIZE	NO.
N-1	FEED GAS INLET	350A	1
N-2	FEED GAS OUTLET	350A	1
N-3	THERMOCOUPLE TAP	PT¾	8

PRINCIPAL MATERIAL		
MARK	PARTICULARS	MATERIAL
1	VESSEL	SUS316
2	SUPPORT SKIRT	SUS316
3	BUFFLE PLATE	SUS316
4	DRYER SUPPORT	SUS316
5	DRYER SUPPORT BEAM	SUS316
6	HEATER	
7	INSULATOR	ROCK WOOL
8	ALUMINA BALL	ALUMINA
9	DRYER	

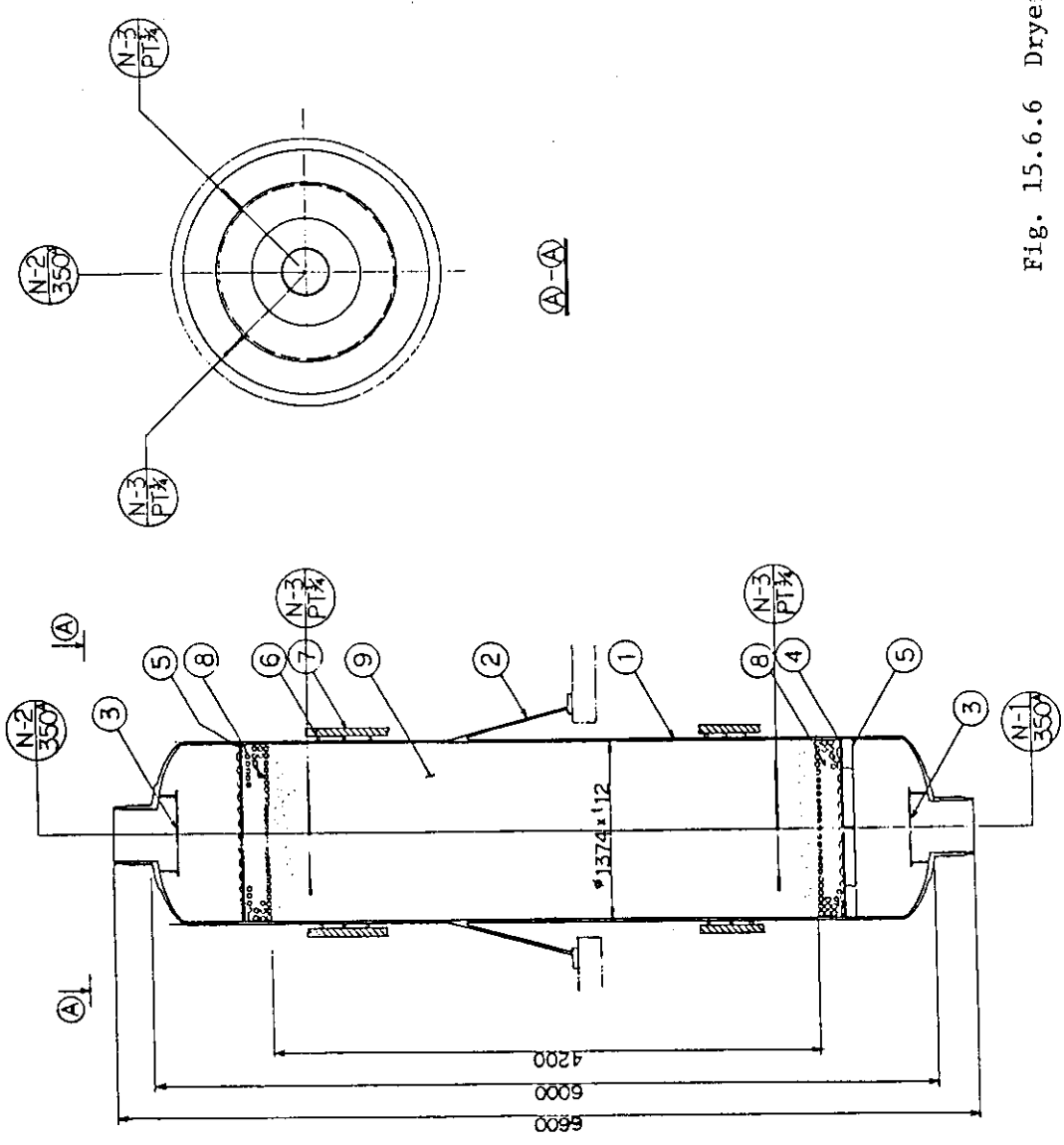


Fig. 15.6.6 Dryer

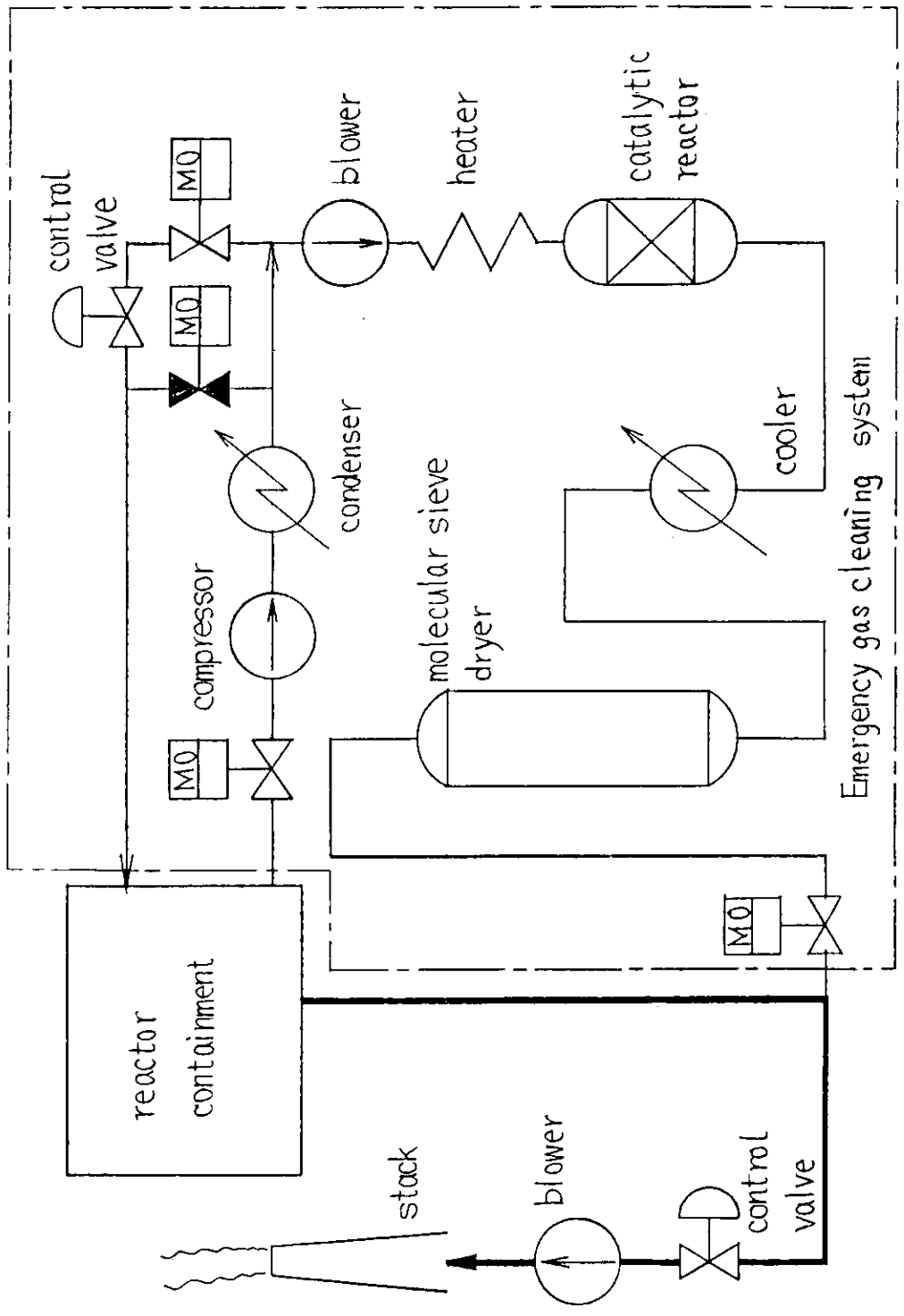


Fig. 15.6.7 Schematic diagram of emergency gas cleaning system

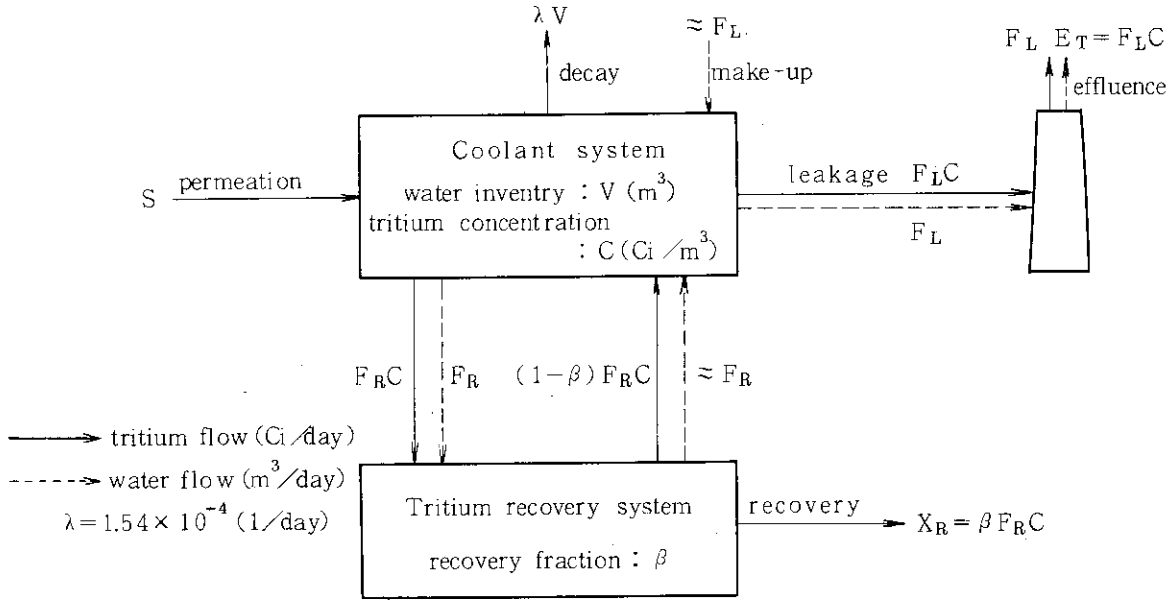


Fig. 15.7.1 Tritiun and Water flows around the coolant system

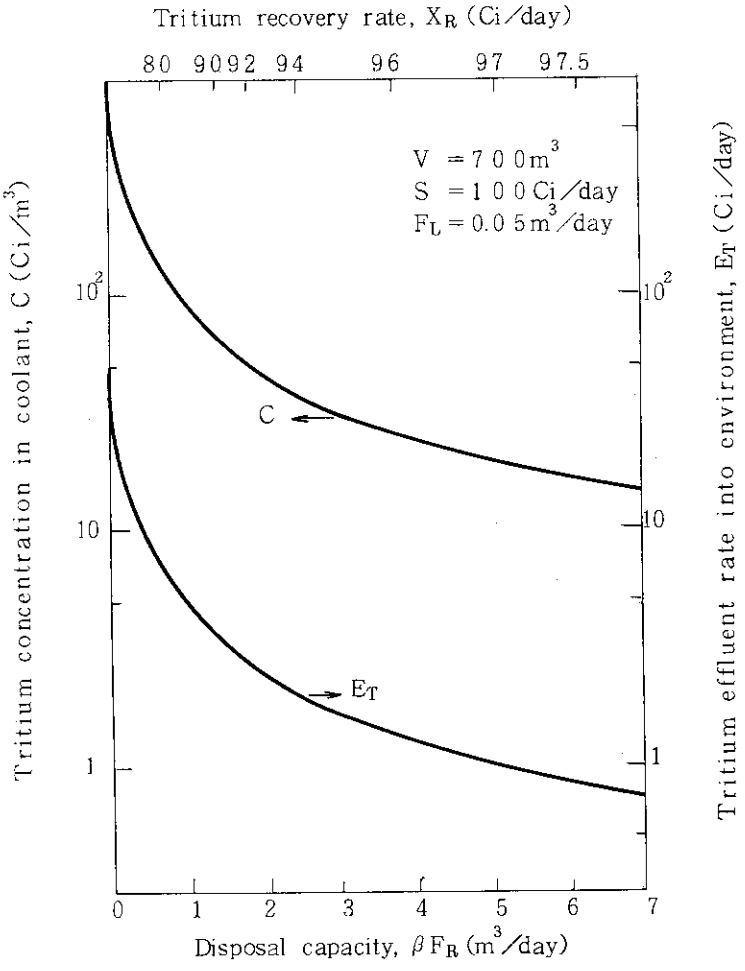
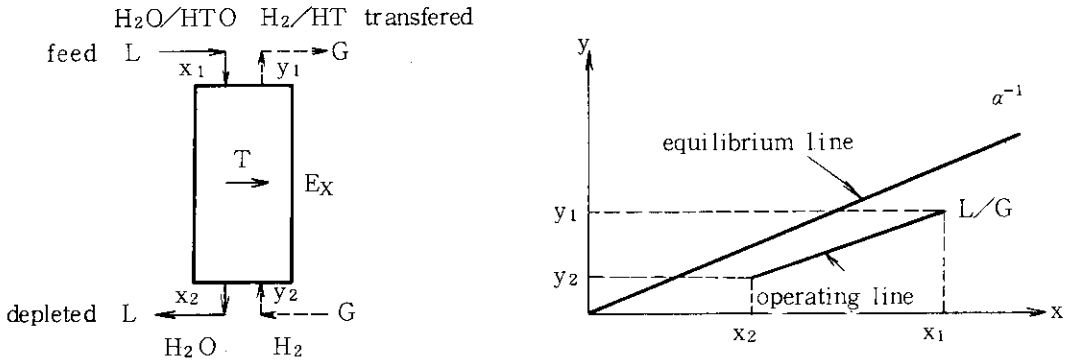
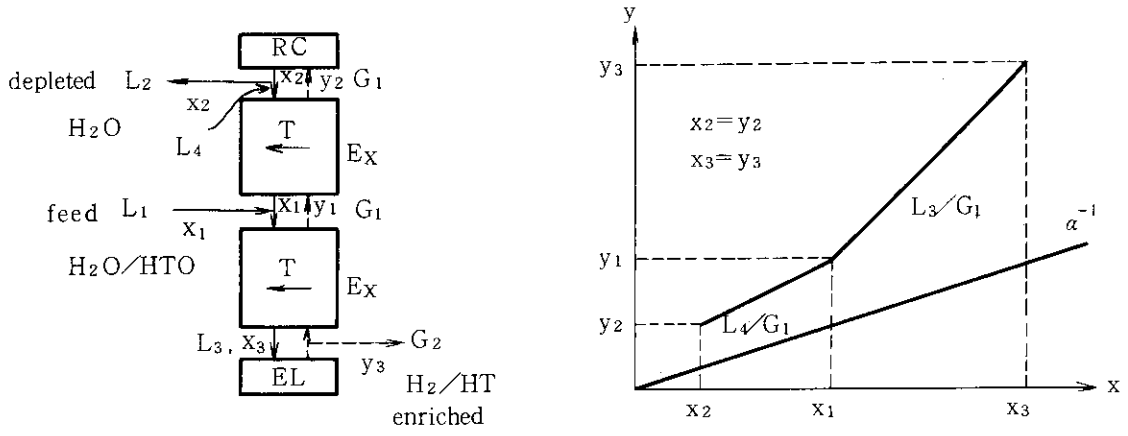


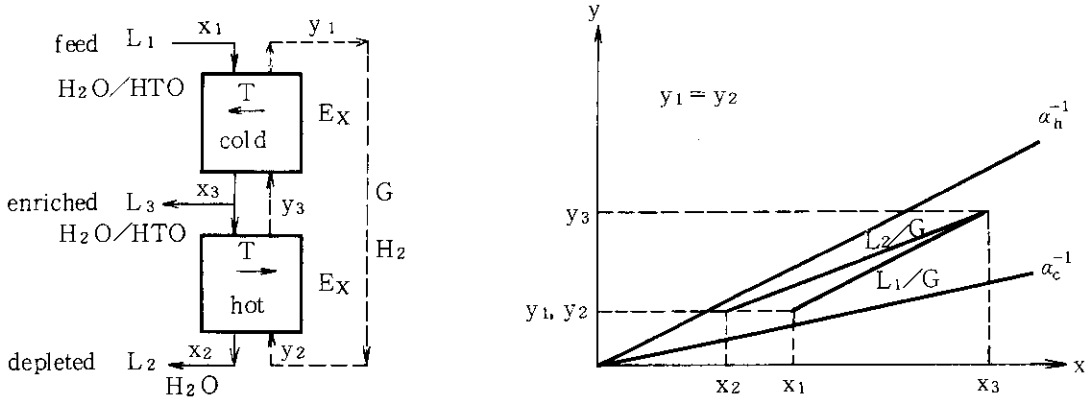
Fig. 15.7.2 Effect of coolant tritium recovery



(a) monothermal H_2O/H_2 chemical exchange



(b) Chemical exchange combined electrysis with stripping section



(c) Bithermal H_2O/H_2 chemical exchange

(E_X = Chemical exchange tower, EL = Electrolysis cell, RC = recombiner
L = liquid molal flow rate, G = gas molal flow rate
x = HTO mole fraction in liguid, y = HT mole fraction in gas)

Fig. 15.7.3 Comparison of three types of liquid phase chemical exchange

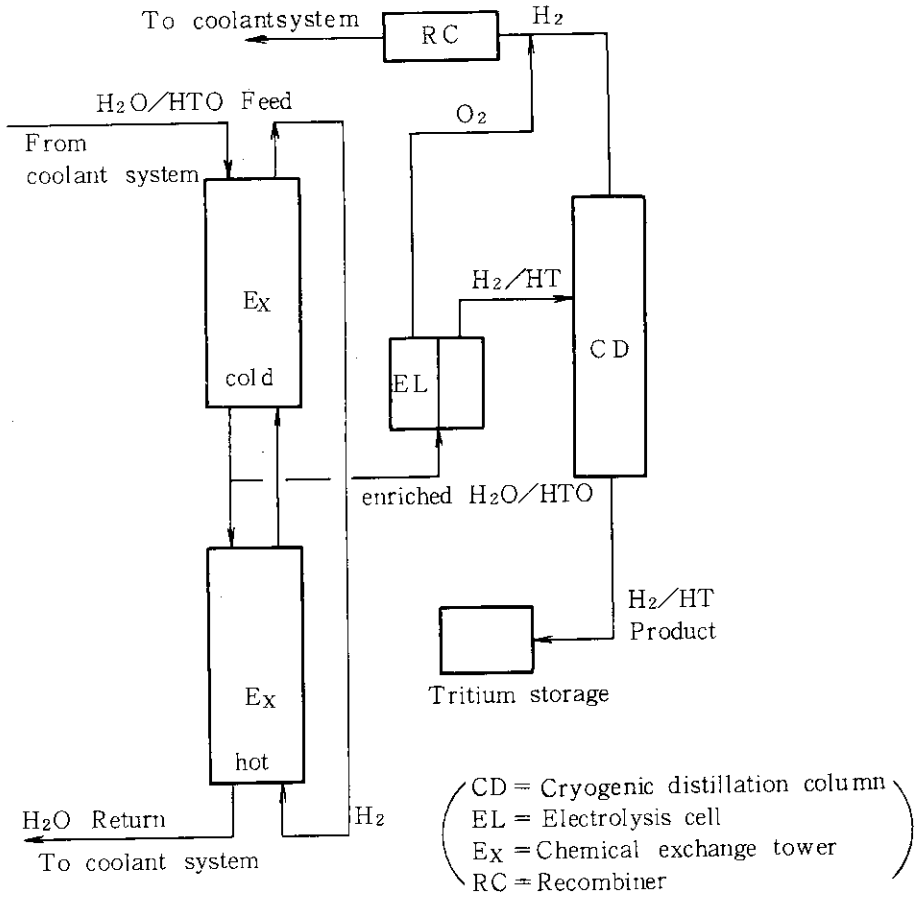


Fig. 15.7.4 Schematic diagram of primary coolant tritium processing system

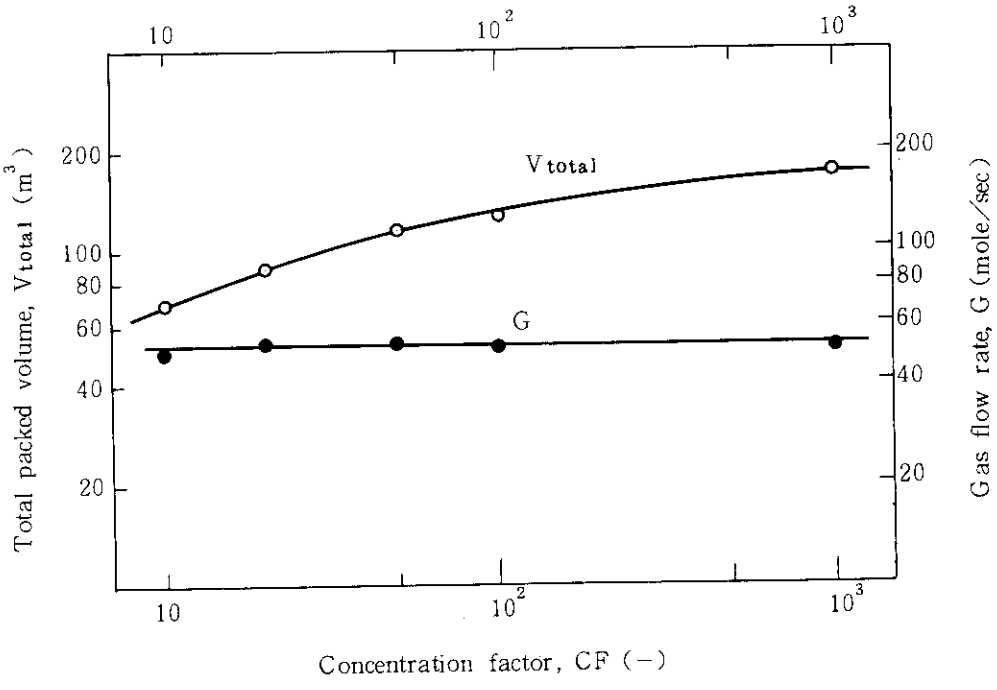


Fig. 15.7.5 Concentration factor vs total packed volume and gas flow rate

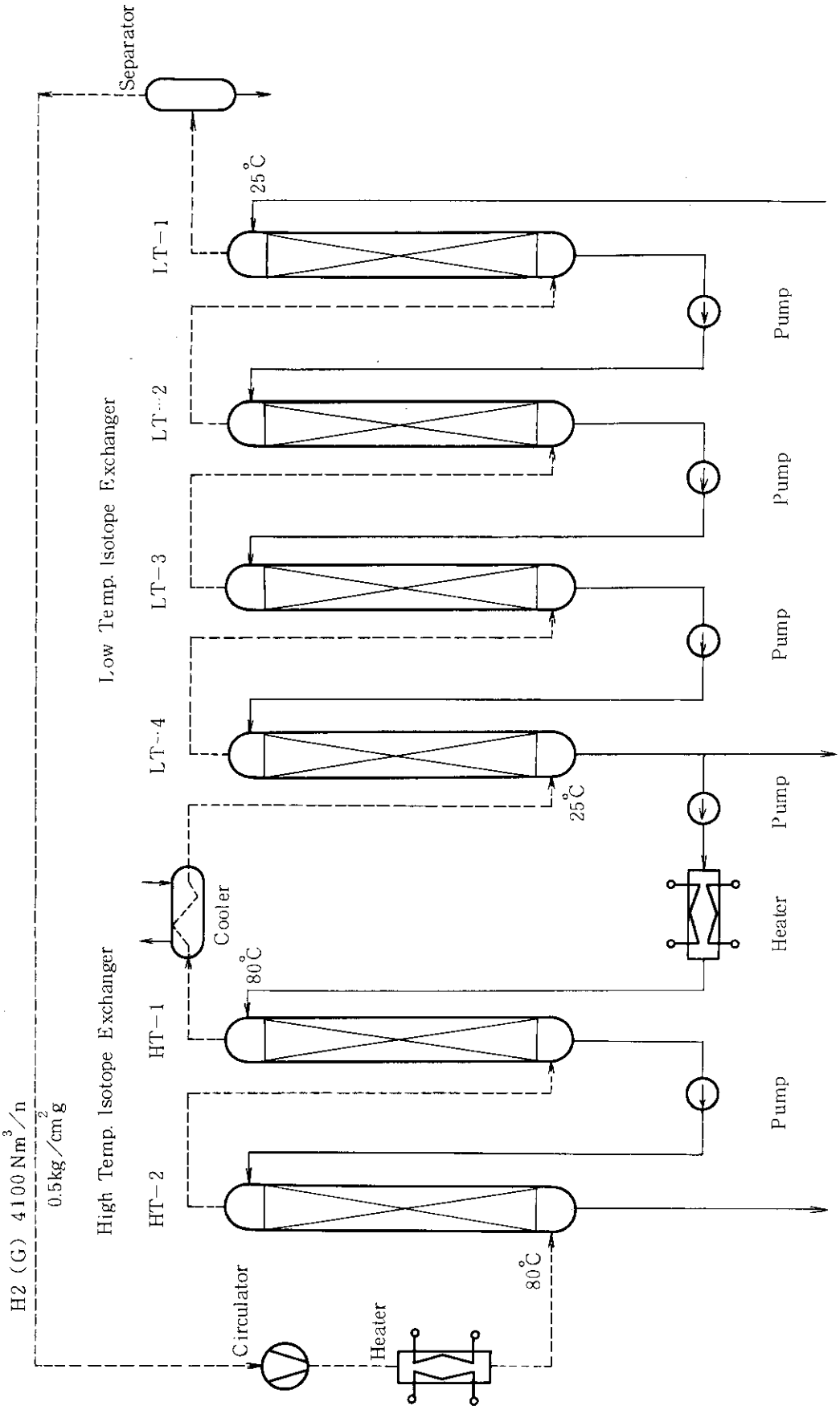


Fig. 15.7.6 Isotope Exchanger Flow Sheet

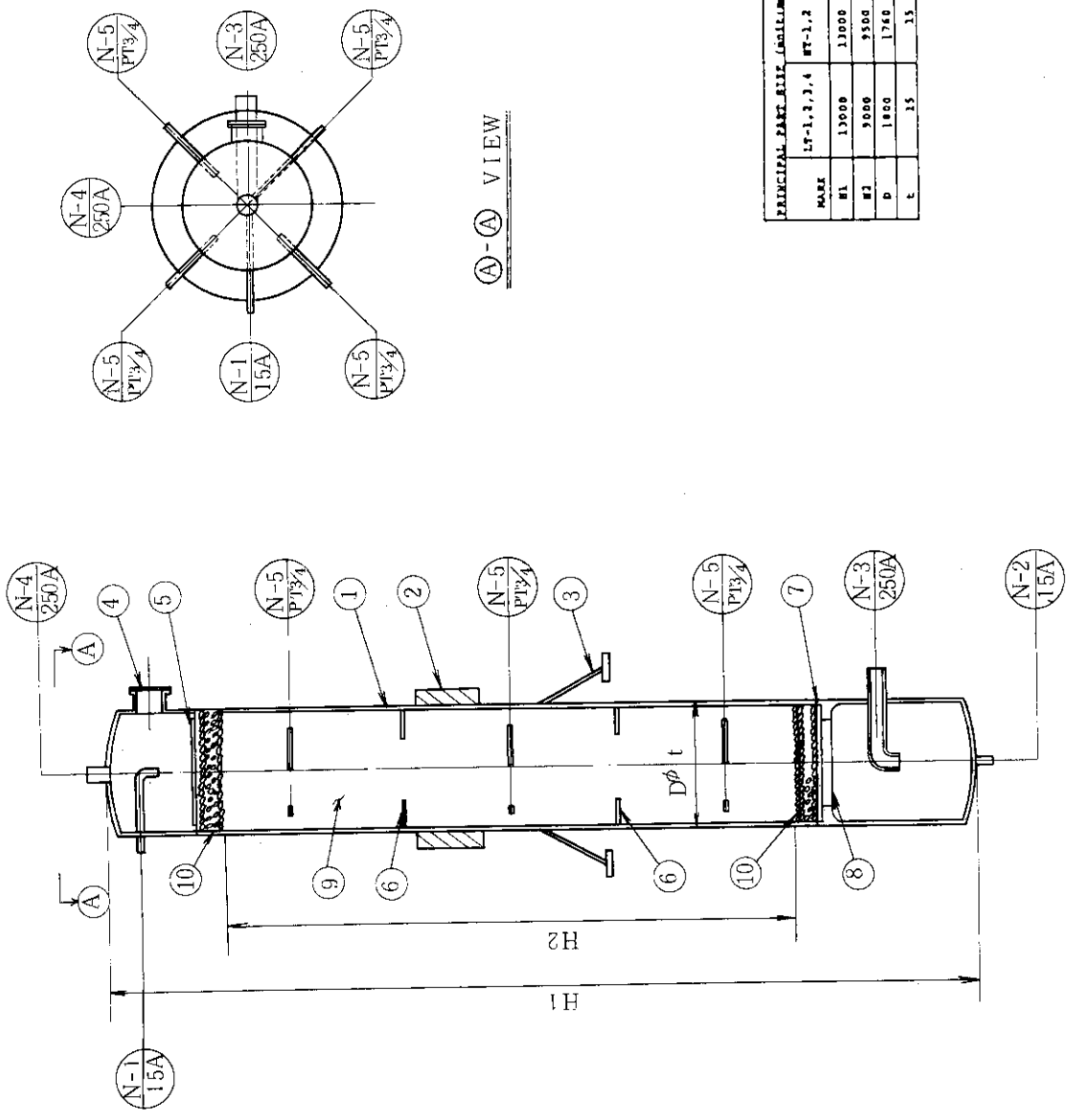
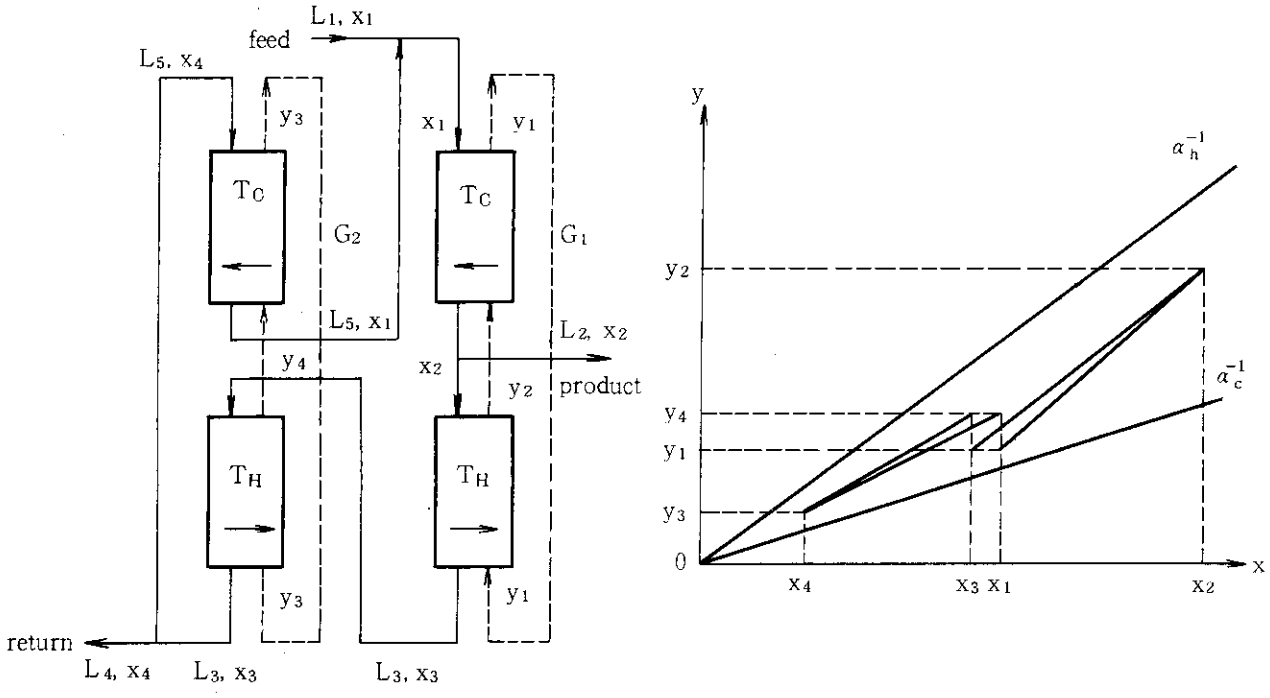
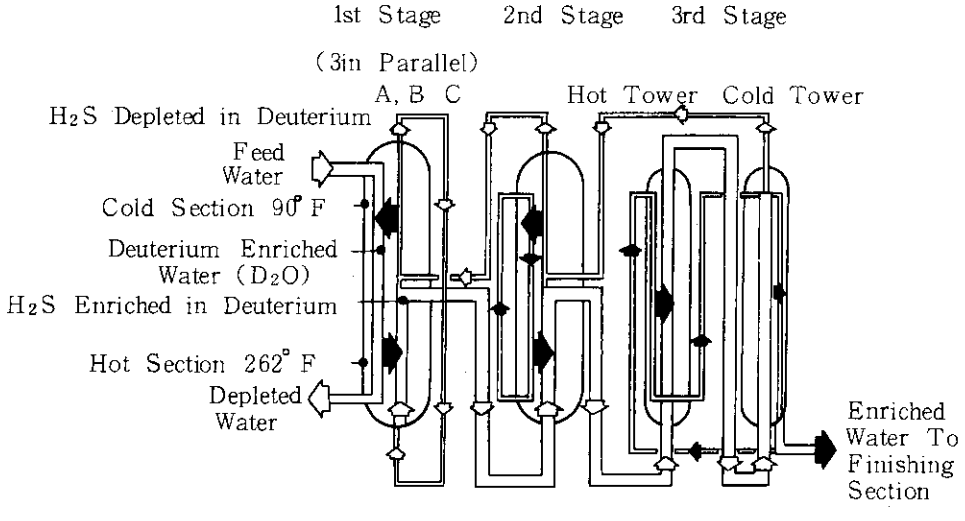


Fig. 15.7.7 Isotope Exchanger



(a) Stripping cascade



(b) Enriching cascade (GS process)

Fig. 15.7.8 Examples of cascade configuration

16. ニュートロニクス

16.1 序

核融合炉の設計において，ニュートロニクスの課題は遮蔽検討とトリチウム増殖率の検討である。核融合炉の遮蔽で重要なことはプラズマから発生する中性子が 14 MeV の高エネルギを持っていること，大きな真空ダクトが有ること，及びこのような条件下で炉を出来る限りコンパクトなものにするという要請から遮蔽体厚を可能なかぎり薄くする必要性が有ることである。また，トリチウム増殖率の検討で重要となるのは，トリチウム増殖用のブランケット設置空間が炉構造上必らずしも十分でない条件下で，核融合炉が燃料サイクル上セルフサステインであるための要請から 1.0 以上のトリチウム増殖率を得る必要性が有ることである。このように核融合炉におけるニュートロニクスの役割は重要で，かつ広範囲に及び，材料の選択，主要コンポーネント配置，安全性検討など炉システム設計に大きく関与している。

FERにおけるニュートロニクスでは次の項目につき検討を行ない炉構造検討に反映させ整合性の取れた設計となるよう努めた。

(1) トリチウム増殖率の検討

(2) バルク遮蔽特性評価
- SCM 遮蔽
- 2年連続運転炉停止24時間後の遮蔽体外側での線量率
- 核発熱分布（含，ポンプリミター，ダイバータプレートの核発熱）
- 崩壊熱分布
- 主要炉構造物の誘導放射能

(3) ダクトからのストリーミング評価
- NBI ダクト
  遮蔽体の放射化，クライオパネルの核発熱，イオン源の照射損傷，炉室内へのストリーミング量
- RF ダクト
  導波管支持用無機絶縁体の放射線損傷，TF コイルの遮蔽，ダクト周囲遮蔽体の放射化
- 排気ダクト
  クライオパネルの核発熱，TF コイルの遮蔽，ダクト周囲遮蔽体の放射化

本章ではこれらの検討および評価について，16.2 節には計算手法及びモデルを，16.3 節にはトリチウム増殖比の評価，16.4 節には核発熱計算結果，16.5 節には遮蔽特性の評価，16.6 節には崩壊熱計算結果について述べる。さらに 16.7 節ではシングルダイバータ／シングルリミター体系のニュートロニクス検討についても言及する。

16.2 計算手法及びモデル

16.2.1 Outboard 体系の計算モデル

本項ではOutboard 体系におけるトリチウム増殖特性サーベイ計算モデル，TF コイル及び周辺 bulk 遮蔽計算モデルについて述べる。

(1) トリチウム増殖サーベイ計算

計算体系はプラズマを中心とした一次元円柱モデルを用いた。体系を Fig. 16. 2. 1，組成を Table 16. 2. 1 に示す。また基本的な組成の数密度を Table 16. 2. 2 に示す。

計算は一次元輸送コード ANISN[1] 及び断面積セット GICX 40[2]（中性子 42 群，γ 線 21 群）によりおこなった。ANISN においては S_8P_3 近似を採用した。

プラズマに与えるべき 14.1 MeV 中性子源の強度は次のように決定した。設計では中性子壁負荷が 1.0 MW／m^2 となっているので，第 1 壁 14 MeV 中性子流 J_r は $\frac{1}{1.6} \times 10^{21}$ eV／sec／cm^2 である。一方，計算モデルで仮に 14.1 MeV 中性子 1 個／sec の Source を考えると，第一壁中性子流 J_c は，

$$J_c = \frac{14.1 \times 10^6}{2\pi \cdot 125.0} \text{ eV／sec} = 1.795 \times 10^4 \text{eV／sec／cm}^2$$

従って計算モデルで与えるべき 14.1 MeV 中性子源の強さは

$$S^1 = J_r / J_c = 3.48 \times 10^{16} \text{ 個／sec}$$

となる。

尚，増殖特性はリチウムの燃焼及びアーマーのエロージョンにより運転中に変化するが，運転初期だけでなく，これらの効果をとり入れ，寿命である 3 MW year／m^2 の末期においても計算を行った。アーマーのエロージョン量は末期において 8.4 mm とした。

(2) TF コイル及び周辺 bulk 遮蔽計算

中性子束及びガンマ線束計算の方法はトリチウム増殖サーベイ計算の方法と同様である。ただし，ブランケットの体系と組成はブランケットサーベイの後に決定したものを用いた。体系を Fig. 16. 2. 2 組成を Table 16. 2. 3 に示す。

TF コイルの設計基準に含まれる銅のはじき出し損傷の計算に用いたはじき出し断面積を Table 16. 2. 4 に示す。やはり末期においても特性を求め設計基準との比較を行った。

(3) 誘導放射能，崩壊熱及び線量率評価計算

ANISN による中性子束分布を核融合装置の誘導放射能計算コード ACT 4[3] に入力し，2 年連続運転炉停止後の誘導放射能の空間分布と時間変化を求めた。また，ACT 4 より出力されるガンマ線源を用いて 54 群のガンマ線束計算を ANISN により行い，炉停止 1 日後の空間線量率分布を求めた。この時に用いた線量率変換係数を Table 16. 2. 5 に示す。この変換係数は 21 群であるからガンマ線束を縮約して変換係数を乗じた。また運転中についても線量率分布を求めたが，これは中性子 42 群，ガンマ線 21 群を用いた計算結果より計算した。中性子束に対する線量率変換係数を Table 16. 2. 6 に示す。

崩壊熱の空間分布は 54 群ガンマ線束計算結果より求めた。また，崩壊熱の核種ごとの寄与の時間変化を，いくつかの場所で求めた。崩壊熱においては，ガンマ線の寄与が大部分を占める

が，ガンマ線は足が長いので，ある核種の放出するガンマ線による各場所での崩壊熱を求めるには，その核種のみを線源とした輸送計算を行う必要がある。ここでは各核種をガンマ線源とした輸送計算は行わず，代表的なエネルギーを持つガンマ線源として ^{51}Cr（300 keV），^{54}Mn（835 keV），^{60}Co（1.17 MeV，1.33 MeV）の3つを選び，それぞれ輸送計算を行い崩壊熱を求めた。この結果からガンマ線が生成したその場所でエネルギーを失うと仮定して求めた崩壊熱に乗ずべき補正係数（輸送効果の補正係数）が場所ごとに得られる。他の核種については，その放出ガンマ線のエネルギーと放出確率とから上記補正係数を内挿し，その核種に対する輸送効果の補正係数を計算することができる。従って，核種ごとの崩壊熱のガンマ線の寄与については，ガンマ線が発生したその場所でエネルギーを失った場合の崩壊熱（これは核種ごとの誘導放射能と崩壊データ〔Table 16.2.7〕より計算できる）と上記補正係数より求めることにした。

尚，誘導放射能計算においてはSUS 316だけでなく，Li_2O やPb，B_4C，Cu等の放射化も考慮した。用いた各同位元素の数密度をTable 16.2.8に示す。

16.2.2 Inboard 体系の計算モデル

本項ではInboard体系の計算体系と計算モデルについて述べる。Inboard体系の計算は，その大部分がOutboard体系と同じであるため，極力重複をさけ簡潔に述べる。

(1) 計算体系

計算体系をFig. 16.2.3に示した。Inboard体系は，プラズマからTFコイルサポートまで19の領域からなる。各領域の構成材組成をTable 16.2.9に示した。このうち領域3～10はブランケット領域であるが，これらの領域の組成と厚さは，後述するトリチウム増殖率のサーベイ計算の結果をもとに選ばれたものである。

(2) 計算方法

(a) トリチウム増殖率の計算

Outboard体系と同じ。

(b) TFコイルに対するbulk遮蔽計算

Outboard体系と同じ。

(c) 誘導放射能および崩壊熱の計算

Inboard体系では炉停止1日後の空間線量率の計算が行わなかったが，その他の計算はOutboard体系と同じ手法で行った。ただし，Outboard体系では崩壊熱に対するγ線の寄与をγ線の輸送計算により推定したが，Inboard体系では同様な計算は行わず，Outboard体系で得られた崩壊熱の補正係数を用いることとした。

16.2.3 Pump Limiter の核発熱計算モデル

Pump limiterの計算モデルはFig. 16.2.4に示す一次元スラブ形状とした。このモデルでは左側のプラズマ領域がプラズマ中心に対応しており，右側のプラズマ領域は排気ダクト方向に対応している。各領域の組成をTable 16.2.10に示す。

計算は一次元輸送計算コードANISN[1]及び断面積セットGICX 40[2]を用いて42群中性子束分

布及び21群γ線束を求め，さらにGICX 40に含まれるKERMA因子によって核発熱分布を得た。

計算の際の中性子源の強さはプラズマ中心側のLimiter表面の14 MeV中性子による負荷が1 MW／m^2となるように決定した。即ち，14.1 MeVの中性子発生個数，Sは4.43×10^{13}個／secとする。

16.2.4 Divertor Platesの核発熱計算モデル

Divertorの核発熱を求める計算はスラブ形状にモデル化したFig. 16.2.5に示す体系で行なった。対応する各領域の組成をTable 16.2.11に示す。

計算は前項のPump Limiterの核発熱計算の場合と全く同様の手続きで行なった。即ち，一次元輸送計算コードANISN[1]及び断面積セットGICX 40[2]を用い，42群中性子束分布及び21群γ線束を求め，更にGICX 40に含まれるKERMA因子によって核発熱分布を求めた。計算の際の中性子源の強さはプラズマ中心側のDivertor表面の14 MeV中性子による負荷が1 MW／m^2となるように決定した。即ち，14.1 MeV中性子発生個数Sは4.43×10^{13}個／ccとする。

尚，Fig. 16.2.5の計算モデル図でブランケット領域をも考慮したのは，第16.3節に於いて，ダイバーター後方ブランケットに於けるトリチウム増殖比の評価計算をも兼ねた事による。

16.2.5 NBIポートのストリーミング計算手法とモデル

(1) 計算手法とモデル

NBIポートの放射線ストリーミングについては，新たにモンテカルロ計算は実施せず，INTOR-Jについてモンテカルロ計算で得られている結果[4,5]を，FER体系に変換して，遮蔽性能その他の評価を行った。この変換は，プラズマから発生した14 MeV中性子の中で，NBIポートその他の構造物を1回も横切らずに，目的とする部分に達する中性子（直接成分）の強度を三次元直視法でINTOR-J及びFERについて求め，その比を用いて行った。

直視法によれば中性子束の直接成分ϕ_dは次式で与えられる。

$$\phi_d(x_0, y_0, z_0) = \iiint_{x,y,z \supset V} \frac{S(x,y,z)\,dx\,dy\,dz}{4\pi R(x,y,z,x_0,y_0,z_0)^2}$$

上式で

(x_0, y_0, z_0)：中性子束を評価すべき位置の座標

(x, y, z)：プラズマ中のD-T中性子源の座標

$S(x, y, z)$：(x, y, z)に於ける単位体積当りの中性子発生率

$V(x_0, y_0, z_0)$：(x_0, y_0, z_0)からNBIビームスリット等を通して見込みうるプラズマ体積

なお，具体的な計算ではFig. 16.2.6に示すような座標系をとり，スリット短形状とし，プラズマは円筒状として近似した。また，線源強度Sはプラズマ温度，プラズマ密度ともにプラズマ中心で最大となり，プラズマ表面でゼロとなる二乗則分布に従うとした。

上記，線源強度の計算に使用したINTOR-JとFERのプラズマ条件をTable 16.2.12に示す。また，両者の計算モデル体系をそれぞれFig. 16.2.7とFig. 16.2.8に示す。

(2) 中性子束直接成分の計算結果

上記の方法で得られたINTOR-J NBIポート中の中性子束直接成分（ϕ_d）の計算結果とモンテカルロ計算による14 MeV中性子束（ϕ_{14}）の比較をTable 16.2.13に示す。なお，この表中の位置はFig.16.2.7に示したD1, D2, D3であり，直視法とモンテカルロ計算の値は減衰の様子がやや異るが，ほぼ同じ値が得られている。

FERについて直視法で得られた直接成分（ϕ_d）とそれをINTOR-Jの結果を用いて変換した14 MeV中性子束（ϕ_{14}）の値をTable 16.2.14に示す。なお，この変換は次式により行った。

$$\phi_{14}(\mathrm{FER}) = \phi_d(\mathrm{FER}) \times \left[\frac{\phi_{14}(\mathrm{INTOR})}{\phi_d(\mathrm{INTOR})}\right]_{\mathrm{av.}}$$

Table 16.2.14に記されている計算位置A1～A5, B1～B5, CはFig.16.2.8に示してある。

16.2.6 RFダクト及び排気ダクト中の放射線ストリーミング

Fig.16.2.9はRFダクト及び排気ダクトを含むFERの断面図である。プラズマのICRF加熱用のダクトは，FER本体の真横に取りつけられている。1基のREダクトは半径10 cmの導波管を内包する半径15 cmの4本の案内管から成っており，それぞれの案内管はプラズマからの放射線ストリーミングを最小にするために炉の本体遮蔽体内で4回の屈曲を持っている。4本の案内管の屈曲の様子を立体的に示したのがFig.16.2.10である。図からわかるように，4本の案内管は上下，左右に全く対称な形をしている。4本の案内管の周囲は，第1壁上の開孔部から2.8 mの真空壁に至るまで平均的には15％の軽水で冷却されたステンレス鋼製遮蔽体で包まれている。真空壁より外側では4本の案内管は半径55 cmの1本のダクトに格納されており，ダクトの周囲は厚さ80 cmの同じ組成の遮蔽体で囲まれている。ダクトは第1壁上の開孔部から約10.5 mの位置で，水平面上で左方に直角に曲げられ，さらに約4 m進んだところで直角に真下へ曲げられている。ICRF波を伝えるための半径10 cmの導波管は，炉本体遮蔽体中の支持管及び外側に真空容器のある位置での無機絶縁材により支えられている。

他方排気ダクトは炉の上下に取りつけられており，それらは炉の中心高さの水平面に関して全く対称な形をしている。従って，以下の形状の説明は下側の排気ダクトについて行なう。排気ダクトは縦60 cm ×横80 cmの矩形をした開孔部にPump Limiterがあってプラズマからの高速中性子は一部このPump Limiterによって遮蔽される。Pump Limiterから先のダクトは，開孔部からまず約70 cm水平に延びている。ここでのダクト断面は，80 cm幅×50 cm高さの矩形をしている。次いでダクトは半径40 cmの矩形になり，真下に約70 cm，斜め下方に約190 cm下がっている。その後は水平に約5 m移動してポンプ室に到達している。但し水平に約3.6 m移動した先は二股に分かれており，2つのクライオポンプ室に通じている。クライオ・ポンプ室の寸法は，いずれも150 cm（長さ）×110 cm（幅）×100 cm（高さ）である。炉本体の下側遮蔽体厚はブランケットを含めて130 cmある。下側排気ダクトはこの炉本体遮蔽体をぬけた後，ポンプ室に至るまで厚さ40 cmのダクト遮蔽体に包まれている。

以上の構造を持つRFダクト及び排気ダクトを通してストリーミングする放射線によって引き起こされる問題としては，次のようなものが考えられる。

(i) ダクト遮蔽体の放射化による炉停止後の周辺空間線量率

(ii) RF ダクト中で導波管を支える無機絶縁材の損傷

(iii) 排気ポンプ室におけるクライオ・パネルの核発熱

(iv) ダクト遮蔽体を漏洩する放射線の超電導コイルに与える影響

これらの問題を解析するために，MORSE-GGコードを改良して作成されたアルベド・モンテカルロ・コードMORSE[4]と線量率計算システムTHIDA[3]に基づく計算法[6]を採用した。計算の流れをFig. 16.2.11に示す。計算は，まずMORSEコードにより中性子及びガンマ線のダクト・ストリーミング計算を行い，次いでその結果に基づいてTHIDAシステムによりダクト周囲の遮蔽体の遮蔽効果評価計算を行なう。THIDAシステムは放射線の輸送計算コードANISN，DOT 3.5，残留放射能とガンマ線源計算コードACT 4，及び幾つかの補助コードから成っている。THIDAシステムによるRFダクト及び排気ダクトの遮蔽体の遮蔽効果評価計算法の詳細については次節で述べる。

MORSEコードによるストリーミング計算ではダクト開孔部に線源を置き，線源強度はFERのピーク出力437 MW（中性子出力350 MW）に対応する14 MeV中性子の第1壁流入量1 MW/m^2（4.43×10^{13} n/cm^2/sec）に規格化した。線源スペクトルはプラズマ領域から第1壁に流入する中性子流のスペクトルに等しいとし，16.2.1節で述べたOutboard の1次元体系でANISNコードによって計算されたものを用いた。線源の角度依存性は余弦分布とした。モンテカルロ計算結果の分散を低減するためには次のようなバイアス法を適用した。

(i) 線源の空間分布のバイアス

発生した中性子ができるだけ多くダクト・ストリーミングにかかわるようにダクトの入力付近で発生が多くなるようにバイアスした。

(ii) エネルギー障壁バイアス

ダクトの遮蔽材であるステンレス鋼と軽水の混合物質は中性子の減速特性が優れているため，ダクトの屈曲部毎に高速中性子が大きく減速され，ダクト深部まで高速中性子が到達可能性は小さい。従ってアルベド面における反射の際には一定のエネルギー以下に中性子が減速しないというエネルギー障壁を設けたバイアス法を適用した。

(iii) 飛行距離伸縮法

遮蔽体中では中性子の平均自由行程が短かいため，一旦遮蔽物質中に中性子が入るとなかなかダクト中に戻って来ない。そこで遮蔽物質中の中性子がダクトの側へ散乱された場合に飛行距離を長くしてダクトに戻りやすくなるようなバイアス法を適用した。

(iv) Russian Roulette Kill and Survival

散乱を起こした粒子の重みはどんどん小さくなるが，小さすぎる重みの粒子は計算結果への寄与が小さく計算を継続することが重要でなくなる。そこで確率的に計算を打ち切る粒子の重みと代わりに発生させる粒子の重みを領域別に設定した。

モンテカルロ計算における中性子及びガンマ線の検出は，ダクトの各領域で定義されたTrack Length Estimatorによって行った。また今回の解析では角度依存性のある中性子束を得るために新たにNext Event Surface Crossing EstimatorをMORSEコードに組み込んで適用した。モンテカルロ計算によって得られた角中性子束は，ダクト遮蔽体をTHIDAシステムのSn輸送計算コードで解析するために，STREAMEDコードによってShell Sourceに変換した。

中性子および2次ガンマ線の輸送計算には，断面積セットGICX－40[2]（中性子42群，ガンマ線21群）を用いた。ただし，アルベドモンテカルロ計算は，上記ライブラリーをTable 16.2.15に示す中性子22群，ガンマ線7群に縮約して行なった。その計算に必要なステンレス・スチール85％，軽水15％からなる遮蔽層のエネルギー角度依存の微分アルベドデータは，invariant imbedding法[7]に基くSLDN－SL3コード[8]を用いて作成した。このデータは，後述するcryo panelでの核発熱評価のためのストリーミング計算にも用いることを考慮して，中性子とガンマ線の結合型である。角度分点は，斜め方向の入反射もより細密に与えるべく，Table 16.2.16に示す如く，16次のDouble Gauss分点である。なお，このコードで計算されるアルベルドは，半無限大厚平板に対するアルベドデータである。しかし，平板アルベドを本計算体系の円柱面に適用することは，遮蔽計算上安全側である[9]。また，円柱の口径が比較的大きいので，その適用性は，大して損われないと考えられる。
ダクトまわりのガンマ線の輸送計算には，THIDAシステムのガンマ線54群のライブラリーを用いた。

RFダクト及び排気ダクトの計算体系及びそれぞれのダクトのストリーミング計算に固有な計算条件を以下に述べる。

(1) RFダクト

モンテカルロ計算は，計算効率を上げる（短時間で良好な統計精度を稼ぐ）為に，ダクト表面又は遮蔽層中に適宜アルベド境界条件を与えて行った。これは，ダクトを囲むステンレス鋼／軽水遮蔽層中の中性子の振舞いをモンテカルロ法で解く代わりに，エネルギーおよび入反射角度の関数として表わしたアルベドで代用するものである。

Fig.16.2.12にダクトを中心とした計算モデルを示す。このモデルは，4本のRFダクトの配置が上下及び左右に面対称であることを考慮して，1本のみを模擬したものであり，対称面に対して鏡面対称条件を適用してRFダクト相互間の中性子透過を考慮した。モンテカルロ計算の対象は，プラズマ境界面からx＝10m水平方向に屈曲した後，下側に曲げられるy＝4mの位置までであり，RFダクトの長さとしては約15mである。ダクトの形状は，x＝2.8mまで半径15cmの直円柱，x＝2.8～10.35mの第1脚部は半径55cmの1／4円柱，x＝10.35mの第2脚部では，半円柱である。第2脚の先で下側に向かう第3脚部を計算対象に含まなかったのは，そこでのストリーミングの影響が遮蔽設計上の条件を十分に満たしていると推定できるためである。ダクト領域は領域番号1～7及び14～27で表わされている。線源近くのダクト形状の複雑な場所では，導波管支持体のある空洞部が中性子遮蔽上の弱点となる可能性も考えられ，ダクトの深部に到達する中性子の量を一層正確に評価するためにいくつかの遮蔽層もモンテカルロ計算の対象領域とした。すなわち，Fig.16.2.12で第9～第13領域がそれらの遮蔽層である。また領域29はアルベド媒質，領域30は鏡面反射のための媒質である。すなわち，Fig.16.2.12において，中性子の酔歩の行われる領域の第29領域と接する面がアルベド境界面であり，第30領域を接する面が鏡面反射面である。

線源は図中ハッチングで示すようにダクト開孔部の第1壁延長上の面において一様の強度となるように置いた。但し中性子の発生分布に関しては，図中の第2領域周辺でたくさんの中性子が発生されるように空間的なバイアスを行った。単位面積当りの線源強度はすでに述べたが，

RFダクト開孔部の線源面全体の全中性子発生量としては2.81 × 10^{18} n／secと値となる。モンテカルロ計算は高速中性子も含めたスペクトルを得るために障壁エネルギーをいろいろ変えて4種類行った。計算時間は，FACOM M 380計算機によりそれぞれ約1時間ずつ費やした。これは4種類の計算が，それぞれ約20万から140万のヒストリーに対して行われたことに相当する。

(2) 排気ダクト

ダクトの3次元計算体系図をFig. 16. 2. 13に示す。ダクト領域第1から第13まで番号がつけられており，第14領域はポンプ室である。ダクトの周囲は炉の主遮蔽体かまたは厚さ10 cmのダクト遮蔽体が囲んでいるが，MORSEコードによるストリーミング計算ではすべてアルベド媒質の領域とした。但しプラズマからダクト開孔部上部の薄い構造材を通してダクトに流入する成分を考慮に入れるため，第1，第2領域の上部には面積約2000 cm^2，厚さ80 cmの三角柱状の遮蔽層計算領域を設けた。アルベド媒質及び三角柱状の遮蔽層の組成は，いずれもステンレス鋼85％，軽水15％から成っている。線源は三角柱状の遮蔽層とダクト第1領域の左側で一様の強度としたが，モンテカルロ計算では第1領域に面した面上でたくさんの中性子が発生されるように空間バイアスを行った。単位面積当りの線源強度はRFダクトの場合と同じであるが，排気ダクト開孔部の線源面全体の全中性子発生量としては1.19 × 18^{18} n／secの値となる。計算はガンマ線の影響も含めたクライオ・パネルの核発熱を評価するために，中性子・ガンマ線結合型のアルベドモンテカルロ計算を行った。計算結果の分散低減化のために先に述べた幾つかのバイアス法に加え，アルベド面で発生される2次ガンマ線についてはポンプ室近くでなるべく発生数が多くなるようにガンマ線発生時の重みを工夫した。中性子及びガンマ線の検出は，まず領域別に定義したTrack Length Estimatorで行った。但し第11領域についてはもう少し細分化された領域に対して評価を行なった。上記の検出法に加えて第3から第10領域の間では角度依存の中性子束を得るために，円柱状及び円板状の2種類のNext Event Surface Crossing Estimatorを配置した。モンテカルロ計算は高速中性子も含めたスペクトルを得るために障壁エネルギーをいろいろ変えて4種類行った。計算時間は，FACOM M 380計算機によりそれぞれ約1時間ずつ費やした。これは4種類の計算がそれぞれ約10万から50万のヒストリーに対して行われたことに相当する。

16.2.7 RFダクト及び排気ダクトの遮蔽解析

ダクト中をストリーミングしてきた放射線は，ダクトを囲む遮蔽体を漏洩してダクトの近くを通っているTFコイルに放射線損傷や核発熱等の問題を与えたり，ダクト遮蔽体を放射化して炉の停止時にダクト周辺の空間線量率を高めたりする。ダクト・ストリーミング計算の結果に基づき，ダクト遮蔽体の遮蔽性能の解析をTHIDAシステムで行った。MORSEコードでNext Event Surface Crossing Estimatorにより得られた角中性子束（22群）は，STREAMEDコードによりスペクトルを保存しながらTHIDAシステムのSn輸送計算用のShell Source（42群）に変換した。ダクト遮蔽体は，RFダクト及び排気ダクトのいずれについてもすべての箇所でステンレス鋼85％と軽水15％とから成っていると見なした。なおACT4コードによる残留放射能の計算では，全出力で2年間連続運転後，炉の停止から24時間後の時点

のものを対象とした。以下にRFダクト，排気ダクトそれぞれの遮蔽体解析の方法及び固有の条件について述べる。

(1) RFダクト遮蔽体の解析

Fig. 16. 2. 12 における第5領域と第14領域の周囲の遮蔽体を解析の対象とし，その1次元モデルをTHIDAシステムで解析した。上にあげた2点は次の意味で重要である。すなわちRFダクト中の第5領域は，プラズマ中心からの直線距離が炉の本体遮蔽体外面とほぼ同じ位置にあり，第5領域の遮蔽体を漏洩した放射線は本体遮蔽体のすぐ外側に現われる。しかも第5領域はダクトの第2屈曲部にあたり，ストリーミングする中性子にとって一種のホット・スポットに相当する。第14領域は半径15 cmの4本の案内管が半径55 cmの1本のダクトに集められたところであり，ここも第5領域同様一つのホット・スポットになる可能性がある。しかもダクト遮蔽体の外側は真空容器の位置に相当するが，真空容器の外側は炉の停止時修理，点検等のために人が容易に炉本体に近づく場所である。第5及び第14領域の周囲の遮蔽体解析のための1次元計算体系をFig. 16. 2. 14 に示す。いずれも1次元円柱モデルであり，以下に解析の手順を述べる。

(a) 運転中の中性子束及びガンマ線束分布計算

1次元Sn輸送計算コードANISNによって行った。線源としては，MORSEコードによるストリーミング計算で得られたスカラーの中性子束計算結果を等方のShell Sourceとして遮蔽体内面に入力した。その他の計算条件は以下の通り。

輸送理論の近似……P_3-S8
群　　数……63群（中性子42群＋ガンマ線21群）
体　　系……円柱（Fig. 11. 2. 14）
空間メッシュ……Case A ： 46
　　Case B ： 42
階　差　式……Weighted difference scheme
内側境界条件……真空

計算結果は次の誘導放射能の計算に用いられた。

(b) 誘導放射能の計算

全出力で2年間連続運転後，炉停止24時間後の誘導放射能を，核融合装置線量率計算システムTHIDAの中の誘導放射能計算コードACT 4 により空間メッシュ毎に計算した。誘導放射能の親核とその原子数密度はTable 16. 2. 8 の値を採用した。また，同コードで得られた空間メッシュ毎の崩壊ガンマ線源分布は，次のステップのガンマ線輸送計算の入力とした。

(c) 誘導放射能からのガンマ線束分布と線量率の計算

(b)で得た誘導放射能からのガンマ線源分布を入力として，同じ体系について1次元Sn 輸送計算を行った。計算条件は，内側境界条件が鏡面反射である点と群数がガンマ線54群である点を除けば，(a)の中性子束分布の計算と同じである。得られたガンマ線16. 2. 1項で示したガンマ線の線量率変換係数とから目的とする炉停止24時間後のRFダクト周囲の線量率分布を得た。

(2) 排気ダクト遮蔽体の解析

Fig. 16. 2. 13 における第3～第10領域（炉本体遮蔽高さから床面近くの水平方向への屈曲部

に至るまでの領域）のダクト周囲の遮蔽体を解析の対象とし，2次元モデルを用いてTHIDAシステムで解析した。Fig. 16.2.15 にその2次元体系図（RZモデル）を示す。図にはダクト内部も示されているが，実際の計算はR＝40 cmからR＝155 cm までのダクト遮蔽体及び周辺空間領域に対して行った。またFig. 16.2.15 の形状は下がプラズマ側であり，Fig. 16.2.9 及びFig. 16.2.13 の下側排気ダクトに対応させるとZ＝500 cm の位置はちょうど炉本体下側の床面に相当する。以下に解析の手順を述べる。

(a) 運転中の中性子束及びガンマ線束分布計算

計算は2次元Sn輸送計算コードDOT 3.5によって行った。線源はMORSEコードのダクトストリーミング計算でNext Event Surface Crossing Estimatorによって得られた角中性子束を，STREAMEDコードによってShell. Source に変換し，左側境界面（ダクト内面）に入力した。その他の計算条件は以下の通りである。

輸送理論の近似……P3－S8（48角度分点）
群　　数……63群（中性子42群＋ガンマ線21群）
体　　系……円柱（Fig. 16.2.15）
空間メッシュ……18 (R) × 71 (Z)
階　差　式……Weighted Difference Scheme

計算結果はTF.コイルの放射線損傷評価と次の誘導放射能の計算に用いられた。

(b) 誘導放射能の計算

全出力で2年間連続運転後，炉停止24時間後の誘導放射能を，RFダクトの場合と同様に線量率計算システムTHIDAの中の誘導放射能計算コードACT 4 により計算した。得られた誘導放射能に基づいてガンマ線源分布を計算し，次のステップのガンマ線輸送計算の入力とした。

(c) 誘導放射能からのガンマ線束分布と線量率の計算

(b)で得られた誘導放射能からの2次元ガンマ線源分布を入力とし，同じ体系についてDOT 3.5 コードによる2次元Sn輸送計算を行った。なお，運転中の中性子束分布及び炉停止後の線量率分布はAPPLE－2コードにより等高線図として作図し，空間的な評価を容易にした。

16.3 トリチウム増殖特性の評価

トリチウム増殖特性に関する設計条件はトリチウム増殖比が1次元計算では1.15以上であり，かつ実質的な増殖比が1.0を上廻る事，又冷却材としては軽水のみを使用すること。中性子増倍材の使用は可能であるが極力それを使用しない事，となっている。又，増倍材としてのBeの使用は毒性とコストの面でさけることにした。尚，本設計体系のブランケットのCoverage率はInboard 38 %，Outboord 41 %，Diverter 後方のブランケット 10 %，計89 %となっている。又，アーマー，第一壁を含めたブランケットの厚さはIndoord 40 cm，Outboard 50 cmである。

これ迄の経験では，このような高い増殖比を軽水冷却体系で得る為には，Pb 増倍材を使用する事は勿論のこと，増倍材領域の厚さ，^{6}Liの濃縮度に関するサーベイ等により，増殖比を増大させる工夫をする必要がある。

以下，第16.3.1項では上記事項に関するサーベイ結果について述べ，第16.3.2項では第16.3.1項の結果を基に，増殖特性上好適と考えられるブランケット構成について述べる。

16.3.1　トリチウム増殖比増大の為のサーベイ計算

トリチウム増殖比を増大させる方策としてはブランケット前面にPb層を設け中性子の増倍を行なう事，^{6}Liの濃縮度を工夫すること等が考えられる。本項では最初にこれらの各項目毎個別に増殖比への効果を調べる。

(i)　^{6}Li濃縮度の効果

^{6}Li濃縮度とトリチウム増殖比との関係に関するサーベイ結果をFig.16.3.1に示す。同表より，増殖比は^{6}Li濃縮度が30％程度迄は急激に増大し，それ以上では飽和する。又，濃縮度が70％を越すと逆に減少に転じる。これは，濃縮度を上げる事によりブランケット前面の増殖比が増大するもの，ブランケット後面の増殖比がより多く低下し，totalとしては減少する事による。増殖特性に殆ど差異がないから，^{6}Li濃縮度は小さい方がコストの面から好ましい。従って，Fig.16.3.1の結果から本体系の^{6}Li濃縮度を30％と設定する。

(ii)　中性子増倍材としてPb層の厚さに関するサーベイ

中性子の増倍材としてPb層を使用した時の増殖比の変化をFig.16.3.2に示す。同表では，増殖比はPb層の厚さの増加と共に増大し，10 cm程度で極大になり，15 cmでは逆に減少している。従ってこのサーベイ結果では最適なPb層の厚さは10 cmとなる。但し，Pb層の厚さの増大と共にPb増倍材に於ける核発熱量も大きくなり，除熱の必要性が生じてくる。GICX－40による計算によるPb層の核発熱量は平均3 w／cc程度であり，Pb層の厚さが10 cmの場合でもPb層の最高温度は288 ℃となり，融点（327 ℃）以下である。** 従って，今回の核発熱量をそのまま使えばPb層の厚さが10 cmの場合でも，Pb層の両端の冷却チャネルからの除熱で充分である。しかし，Pb層の核発熱量の誤差を考えると，Pb層が10 cm程度の場合，Pb層中央に冷却チャネルを設ける必要がないとは言い切れない。今，Pb層の中央に厚さ1.15 cmの冷却チャネル（SUS 70％，H_2O 30％）を設けると仮定して算出したトリチウムの増殖比をFig.16.3.2に☆印で併せて示した。この場合，Pb層の厚さが5 cmの場合よりも悪化する。他の設計例[10]でもPb層の厚さが7 cmを越すと，間に冷却チャネルを設けている事，等を勘案して，本体系ではPb層の厚さとして5 cmを設定する。

(iii)　グラファイト反射体の使用

トリチウム増殖比を増大させる方策として，上記(i)，(ii)の他に，ブランケット後方にグラファイト反射体を設ける事が考えられる。Pb厚5 cmのOutboardブランケットに対し，ブランケット後方に3 cm厚の反射体を設け，増殖比の変化を調べた。その結果トリチウム増殖比は1.171から0.005減少して1.166となった。これはグラファイト層をブランケット内に設ける事により，中性子の反射による利得よりも，むしろ，それによるLi占有体積の減少による効果が大きい事から来ると考えられる。従って，ブランケット後面にグラファイト反射体を設ける事はトリチウム増殖特性の観点からは好ましくない。

**）冷却材（H_2O）温度100 ℃と仮定。

16.3.2　トリチウム増殖ブランケットの仕様と増殖特性

前項の検討により，トリチウム増殖比の観点から好適なブランケット構造のイメージが明らかとなった。すなわち，^{6}Li の濃縮度としては30％を採用する*。又，中性子増倍材としてのPb層の厚さは5 cm とする。

これらの方策に加えて，ブランケット内の Li_2O 体積比を極力増大させる事が増殖特性向上の上で非常に重要となる。これらの点を考慮して，最終的に設定されたブランケット仕様をTable 16.3.1 に示す。

FERの全増殖比を評価する為には Inboard Blanket 及び Outboard Blanket，更に，Diverter 後方に位置する Blanket に於ける増殖を考慮する必要がある。これら各ブランケットのプラズマ表面 Coverage 率はそれぞれ 38％，41％，10％である。運転初期及び運転末期（第1壁中性子壁負荷 3 MW・year／m^2）に於けるトリチウム増殖比をTable 16.3.2 に示す。尚，Inboard Blanket 及び Diverter 後方ブランケット増殖特性計算モデルは Fig. 16.2.3 及び Fig. 16.2.5 に示したものを用いた。同表の End of Life の計算は末期に於ける Armor Erosion（Inboard 8.5 mm，Outboard 8.4 mm）と Li の燃焼を考慮して行なった。Table 16.3.3 に Outboard に於ける End of life での ^{6}Li 及び ^{7}Li の燃焼率を示す。尚，Inboard に於ける燃焼率は Outboard に於けるのと殆ど同じである。

Table 16.3.2 には，各ブランケット領域毎に一次元計算をして得たトリチウム増殖比と，それらに各領域毎の Coverage 率を乗じて求めた増殖比が示されている。同表より，運転初期のトリチウム増殖比は 0.982 と 1.0 をやや下廻るものの，運転末期（中性子壁負荷 3 MW・year／m^2）での増殖比は 1.043 となり，運転期間を通じての平均増殖比は 1.012 となり，1.0 を上廻っている。

参考の為に，Table 16.3.4 及び 16.3.5 に Outboard 及び Inboard 体系に対し，運転初期及び末期に於けるトリチウム増殖率の核種毎，領域毎の内訳けを示す。同表より，プラズマ側 6 cm の領域での ^{6}Li の寄与が非常に大きく，寿命初期，末期とも40％を上廻っている。又，領域全体では，^{6}Li の寄与率が圧倒的に大きく，Inboard，Outboard 共に 90 ％に達する。

16.3.3　増殖特性予測誤差

トリチウム増殖比の予測値の不確かさは，計算モデル上の誤差から生じるものと，断面積自体の持つ不確かさから生じるものがある。この内，計算モデルから来る不確かさは，計算モデルを 1 次元から 2 次元，或いは 3 次元へと詳細化するに従がい小さくする事が出来る。他方，断面積の不確かさに関しては高エネルギー領域の核データの蓄積と共に減少しつつあるが，^{7}Li (n, n′)α, t，Pb (n, 2n) 反応のように 20％程度の誤差の依然見込まれている。

本項ではこれら核データの不確かさがトリチウム増殖率に及ぼす効果について考察する。

核データの不確かさに起因する核特性の予測誤差は，一般には摂動理論により行なわれる。すなわち，Linear Perturbation Theory により感度係数を算出し，断面積の持つ誤差（共分

*) Inboard Blanket に於ける ^{6}Li 濃縮度の最適点はやや高い側に存するが，その差異は軽微であるので，Outboord Blanket に於ける濃縮度と同一とした。

散マトリックス）との積を取る事により評価される。こうした評価結果は幾つかの論文にも報告されているが，本項ではそれらの内，脚注に示す文献（11～13）から関連するデータを抽出し，FERの増殖特性予測誤差を評価する。

(i) 断面積の不確かさ

文献(12)(13)では，$^{6}Li(n,t)\alpha$，$^{7}Li(n,n')\alpha,t$ 及び Pb(n, 2n) の不確かさ幅として下記の値を想定している。

Reaction	Energy Range	Uncertainty (SC)
	MeV	%
$^{6}Li(n,t)\alpha$	$< 1 \times 10^{-7}$	0.5
	$10^{-7} \sim 10^{-2}$	1.0
	$10^{-2} \sim 10^{-1}$	1.0 ～ 2.0
	0.1 ～ 0.3	5.0
	0.3 ～ 0.5	5.0 ～ 10
	0.5 ～ 0.7	10 ～ 15
	0.7 ～ 1.0	15
	1.0 ～ 1.7	15 ～ 10
	1.7 ～ 14.0	10
$^{7}Li(n,n')\alpha,t$	all energy	20
Pb(n, 2n)	all energy	20

(ii) トリチウム増殖比の不確かさ

上記，断面積の不確かさ幅に起因して生じるトリチウム増殖比の不確かさは $^{6}Li(n,t)\alpha$，$^{7}Li(n,n')\alpha,t$ については文献(12)で，又，Pb(n, 2n) に関しては文献(13)で評価され下記の値を得ている。

Reaction	Breeding Materie	Uncertainty of Trituim Breeding Ratio
		%
$^{6}Li(n,t)\alpha$	^{6}Li	0.1 ～ 0.2
	^{7}Li	
$^{7}Li(n,n')\alpha,t$	^{6}Li	0 ～ 0.4
	^{7}Li	2.0 ～ 5.6
Pb(n, 2n)	^{6}Li	2.0 ～ 2.3
	^{7}Li	− 0.5 ～ 0.3

上記 Table で Uncertainty の幅があるのは，対象とする体系の違いから来る。これらの数値から，トリチウム増殖比の不確かさは $^{7}Li(n,n')\alpha,t$ の不確かさから（～6 %）大部分生じる。

^{6}Li(n,t)αの不確かさからの寄与が小さいのは奇異に見えるが，これは^{6}Li(n,t)αの変動により^{6}Liによる増殖率の変化が，^{7}Liの増殖率の変化により相殺される事による。

以上の結果を総合すると断面積の不確かさに寄因するトリチウム増殖比の誤差は約6％となる。

16.4 核発熱

本項では，運転中における中性子による発熱及び中性子と物質の相互作用により生ずる二次ガンマ線による発熱について述べる。発熱はOutboard体系，Inboard体系，ポンプリミター，ダイバータ・プレート及びクライオポンプについて計算され，熱構造設計に反映されている。尚，炉停止後の崩壊熱については16.6項で独立して述べる。

16.4.1 Outboard体系核発熱

Outboard体系での核発熱量をTable 16.4.1に示す。核発熱量は運転初期及び末期（3 MW year／m^{2}）について求めた。

運転初期においてはArmorの核発熱は約9 w／cc，1st wallの核発熱は約8 w／ccとなっている。末期においてはArmorが約8 mmエロージョンしているので1st wallの核発熱は約1 w／cc増加し約9 w／ccとなる。

遮蔽体では，最高約0.2 w／ccで末期では15％程度増加する。Dewarでは$2\sim3\times10^{-8}$w／cc，超電導コイルでは$6\sim7\times10^{-9}$ w／ccが最高値となっている。遮蔽体及びその外側の体系では二次ガンマ線による発熱が大部分をしめる。運転末期の核発熱分布をFig.16.4.1にプロットした。

鉛（中性子増倍材）及びブランケットについては，熱設計を詳細に行うため，メッシュ点を数倍細くとり発熱分布をより詳細に求めた。

鉛（中性子増倍材）での核発熱分布をFig.16.4.2に示す。Table 16.4.1からわかるようによりプラズマ寄りの位置では，運転初期の方が発熱が大きく熱的にはより厳しいと考えられるので，運転初期の値を示した。運転末期ではArmorがかなりエロージョンしているのでγ線が初期に比べ減少しているため，初期の発熱が高くなるものと思われる。最高は約7 w／ccとなっている。

ブランケットでの核発熱分布をFig.16.4.3に示す。この分布はより発熱の高くなる末期の値を示している。最高値は約12 w／ccであり減衰勾配はプラズマ側から約2.5 cmの所で変化しゆるやかになっている。

16.4.2 Inboard体系の核発熱

FERの運転中のInboard体系の核発熱を検討した。検討を行ったのは，FER寿命初期と寿命末期の時点であり，寿命末期としてはアーマーがエロージョンにより8.5 mm減少し，ブランケット領域のLi数密度の運転中燃焼により減少することを考慮した。

寿命末期での計算結果をFig.16.4.4に示した。図中の番号は，Fig.16.2.3の領域番号に対

応している。核発熱の最大は，寿命初期ではアーマーの 9.12 w／cc，寿命末期では第 1 壁の 8.92 w／cc であった。寿命初期と末期を比較するとほとんどの領域で末期の方が 15 % 程度大きい核発熱となっている。

16.4.3 Pump limiter の核発熱

本項では，第 16.2.3 項で述べた計算体系に対して求めた Pump limiter 内の核発熱計算結果について述べる。

Fig. 16.4.5～6 に Pump limiter 内の核発熱分布（中性子＋γ線）を示す。グラファイト及び SiC 体系とも銅冷却チャネル（プラズマ中心寄り位置）が最大発熱率を示し，14～16 w／cc である。アーマーの材質としては SiC を使用した方が銅冷却チャネル及びその後方の発熱率が小さくなる。

16.4.4 Divertor Plates の核発熱

第 16.2.4 項で述べた計算体系に対して求めた Divertor Plates 内の核発熱計算結果を Fig. 16.4.7 に示す。Divertor 前面のタングステン領域の発熱率は約 19 w／cc となっている。このタングステン領域の核発熱は大部分がガンマ線による寄与であり，中性子による寄与は 3 %程度である。

16.4.5 クライオパネルの核発熱

(1) NBI

INTOR－J では，NBI クライオパネルの総核発熱量は 6 基で約 62 W と評価[4]されている。FER についても NBI クライオパネルは材質，容量ともに INTOR－J と同じものが使用されると仮定し，INTOR の結果を FER に変換した。この変換は，クライオパネル室にドリフト管を通して流入して来る 14 MeV 中性子の強度の比を用いて行った。この中性子強度はドリフト管の全断面積とドリフト管入口（B 点）に於ける 14 MeV 中性子束の積として求めた。その結果，FER では 2 基の NBI のクライオパネルの総核発熱量は約 35 W と概算された。

(2) 排気ポンプ

クライオ・パネルはステンレス鋼でできている。Fig. 16. 2. 13 に示す排気ダクトのストリーミング計算で，領域 14 のクライオ・ポンプ室に対して得られた結果を Table 16.4.2 に示す。ポンプ室内でステンレス鋼に対する核発熱としては 1.5×10^{-6} Watt／cm^3 が得られた。その内訳は，99.0 %以上がガンマ線によるもので，中性子による発熱はわずか 0.02 % にすぎない。FER の設計ではクライオ・パネルの体積は 1 ポート当り 3.6×10^4 cm^3 であり，FER 全体では排気ダクトが 14 ポートある。従って FER の排気用ポンプのすべてのクライオ・パネルに対する核発熱は全部で 0.8 Watt となる。これは他の原因に由来するクライオ・パネルの発熱に比べ充分小さい値である。

16.5 遮蔽特性の評価

核融合炉では，14 MeV という高エネルギーの中性子が放出され，二次γ線も含め，これらから炉の構成機器や人体を保護するための必要最小限の遮蔽を施す必要がある。

遮蔽設計を行う上では，超電導コイルの照射損傷と炉停止後の作業空間線量率が重要である。これらに関しての設計基準は以下の通りである。

超電導コイルに関しては

- ○超電導コイル高速中性子（E＞0.1 MeV）照射量　$< 2 \times 10^{18}$ n／cm^2・life
- ○超電導コイル核発熱率　$< 10^{-3}$ w／cc
- ○超電導コイル総核発熱　< 10 kW
- ○絶縁材吸収線量　$< 3 \times 10^{9}$ rad／life
- ○安定化材銅のはじき出し損傷　$< 5 \times 10^{-5}$ dpa／year

炉停止後の空間線量率に関しては

- ○2年間連続運転炉停止1日後遮蔽体外側空間線量率　< 2.5 mrem／hr.

本節では，Outboard bulk 遮蔽，inboard balk 遮蔽，RF ダクト，NBI ダクト，真空排気ダクトのストリーミングに対する遮蔽について，上記の設計基準が満足されているかの検討を行う。

尚，本節では，照射により生ずる誘導放射能に関しても論じ，outboard 体系や inboard 体系での誘導放射能と同時に，ダイバータプレートの誘導放射能についても検討した。

16.5.1 Outboard 体系 bulk 遮蔽特性

(1) トロイダルコイルの遮蔽

Outboard 体系では，生体に対する遮蔽上の要求から遮蔽体厚は inboard 体系に比べ厚く，bulk 遮蔽においては，十分な余裕を有しているのが通常である。計算結果を Table 16.5.1 に示す。このようにリチウムが燃焼しアーマーが約 8 mm エロージョンして放射線が透過しやすくなる運転末期においても設計基準は十分満足されている。最も厳しいのは安定化材銅のはじき出し損傷であるが，これにおいても約 3×10^{4} の余裕がある。

尚，体系全体の中性子及びγ線の分布（運転中）を Fig. 16.5.1 に示しておく。

又，運転中の線量率分布を Fig. 16.5.2 に示す。1 st wall 近辺では約 5×10^{10} rem／hr. であり，遮蔽体中で約 10^{7} ほど減衰するものの遮蔽体表面では約 100 rem／hr. となっており，高い線量率となっている。

(2) 誘導放射能

炉を構成する機器は中性子照射を受け，誘導放射能を生じ，機器の保守点検を困難にし，放射性廃棄物を生むことになる。

FER では，主炉材料として SUS 316 が用いられているが，誘導放射能計算時には Table 16.2.8 に示す同位体組成比を用いた。

2年連続運転後炉停止1日後の誘導放射能（Ci／cc）の空間分布を Fig. 16.5.3 に示す。Armor 付近では 50 Ci／cc であり，ブランケット（Li_2O 領域）では最高 10 Ci／cc を示して

いる。鉛増倍材の誘導放射能は1 Ci／cc 以下と小さい。遮蔽体では最高約0.3 Ci／cc となっており，外側表面では10^{-7} Ci／cc 程度に減衰している。TF coil では，TF coil 支持体から超電導材の領域に移るところで放射能が増加するがこれは銅によるものである。

Fig. 16.5.4, 16.5.5, 16.5.6 に2年連続運転炉停止後の主要同位元素の誘導放射能の時間変化を1st wall，Shield（最もプラズマ側）及びDewarについてそれぞれ示した。各領域ともShutdown直後に最も放射能の大きいのは^{56}Mnであるが半減期が約2.6時間と短く，1日後では3桁減衰する。1日後で最も放射能の高いのは1st wall では^{57}Coで約4×10^{-2} Ci／cc，Shield では^{58}Coで約7×10^{-2} Ci／cc，Dewar では^{58}Coで約6×10^{-9} Ci／cc である。Dewar 表面の誘導放射能は空間線量率に大きく影響するが，^{58}Co は比較的高いエネルギーのガンマ線を放出する（0.810 MeV 及び0.511 MeV）ので線量率への寄与が大きいと思われる。

(3) 炉停止後遮蔽体外側空間線量率

Outboard 体系で最もきびしい設計基準である。分解修理時に作業員が作業を行うのは遮蔽体外側表面とブランケットアクセスドアー間の空間である。計算を行ったのはFig. 16.2.2に示したようにTF coil を含むトーラス方向の体系となっており，放射化されたTF coil がトーラス全周に存在すると仮定しているので安全側の結果を与える計算モデルとなっている。

Fig. 16.2.2 に示す体系で線量率を求めると遮蔽体外側で約2.7 mrem／hr. となり設計基準を若干上回った。遮蔽体外側の線量率に対しては遮蔽体表面及びコイルデュワーの誘導放射能が大きく寄与する。遮蔽体表面には鉛が2 cm 張られておりγ線の遮蔽がなされているが，コイルデュワーについては遮蔽がなされていない。そこでコイルデュワー前面に鉛を1 cm 設けることとした。その場合の空間線量率分布をFig. 16.5.7 に示す。遮蔽体外側の線量率は約1.3 mrem／hr. となり設計基準を満足していることがわかる。図から明らかなように遮蔽体表面及びコイルデュワー表面で線量率は急激に低下し，鉛による遮蔽効果が大きいことがわかる。

従って，Outboard 体系bulk 遮蔽に関しては厚さ105 cm の遮蔽体（85％ SUS 316，15％ H_2O 外側2 cm ずつのB_4C，Pb 層を含む）及びコイルデュワー前面に1 cm のPb を設けることにより設計基準は満足された。

16.5.2 Inboard 体系の bulk 遮蔽特性

この項では，Inboard 体系のTFコイルに対する遮蔽特性を評価した。FER 寿命初期の14 MeV 中性子，0.1 MeV 以上の中性子，全中性子および全γ線のフラックス空間分布をFig. 16.5.8 に示した。また，運転中の線量率の空間分布をFig. 16.5.9 に示した。図中の番号はFig. 16.2.3 の領域番号に対応している。FER の運転が進むと，アーマーがスパッタリングによりエロージョンを起こし，また，ブランケット領域のLi 数密度が燃焼により変化するため，中性子およびγ線のフラックスレベルが変化すると考えられる。FER の寿命末期のアーマー減少とLi 数密度減少を考慮して計算を行った結果，TF コイルでのフラックスレベルは10～15％程度上昇することがわかった。

TF コイルに対する遮蔽設計基準は，

ⓐ超電導材の最大中性子フルエンス（0.1 MeV 以上）：2×10^{18} n／c m^2

ⓑ安定化材銅の最大DPA：5×10^{-5} dpa／y

ⓒ絶縁体の最大吸収線量 ： 3×10^9 rad

ⓓ TFコイルの最大核発熱 ： 1×10^{-3} W/cc

ⓔ TFコイルの最大総核発熱 ： 10 kW

で与えられている。このうち，ⓐとⓒは炉寿命（中性子壁負荷：3 MWy/m^2）までの積算，ⓑは，FERの年間稼動率を25％とした時の値である。ⓔはTFコイルサポートも含め，14個のTFコイル全体での総核発熱の値である。

Inboard体系のTFコイルに対する遮蔽特性をTable 16.5.2にまとめた。この表で，最大中性子フルエンス，最大吸収線量（上記ⓐ，ⓒ）は，FERの寿命初期と寿命末期のフラックスから寿命中の平均値を求めた。最大DPA，最大核発熱および最大総核発熱（上記ⓑ，ⓓ，ⓔ）は，より厳しい条件であるFER寿命末期の値を示した。

Table 16.5.2より明らかなように，遮蔽上最も厳しい基準は，TFコイルの総核発熱であるが，これも含んで5つの基準をすべて満足しており，Inboard体系が十分な遮蔽特性を有することが示された。なお，ここに示したTFコイルの総核発熱は，Inboard遮蔽体に保護されたコイル領域だけの値であり，正解にはOutboardの方の寄与も加えなければならない。しかし，§16.5.1に記したようにOutboard体系のTFコイル総核発熱は，5×10^{-4} kW程度しかなく，ほとんど問題とはならない。

(2) 誘導放射能

FERを2年間連続全出力運転し，炉を停止した後のInboard体系の放射化による誘導放射能をACT4[3]により評価した。この計算では，Table 16.2.8に示したように構成材としてはSUSのみならず他の物質も考慮した。炉停止直後および停止1日後の全誘導放射能の空間分布をFig. 16.5.10に示した。この結果から，

i) 中性子増倍材鉛の放射化量が小さい。

ii) シールドエンドウォール(1)はB_4Cであるが，その誘導放射能の時間減衰が大きい。

iii) TFコイルの銅の放射化はSUSに比べて大きい。

事などが特徴としてあげられる。

第1壁およびシールド，デュワーの最もプラズマ側の位置での主な放射性核種の時間による減衰の様子をFig. 16.5.11～13に示した。ここに選んだ核種は，γ線線量に寄与の大きい11核種であり，その崩壊データはTable 16.2.7にまとめている。Fig. 16.5.11～13にあるTotalの線は上記11核種の総和である。また，同じ3つの場所での炉停止直後と停止1日後の誘導放射能によるγ線スペクトルをFig. 16.5.14～19に示した。停止1日後の時点で放射能量が大きい核種は，^{57}Co，^{51}Cr，^{58}Co，^{54}Mnであり，1年後では，^{57}Co，^{58}Co，^{54}Mn，^{60}Coの寄与が大きい。^{56}Mnは停止直後の放射能量が大きいが，半減期が短いため1日後の時点では寄与は小さい。Fig. 16.5.14～19からわかるように，γ線線量に寄与の大きい核種は，^{57}Co，^{51}Cr，^{58}Co，^{57}Ni，^{54}Mnなどである。

16.5.3 NBIポートの遮蔽特性の評価

(1) NBIポートストリーミングによる放射線損傷

イオン源に使用される可能性のある有機絶縁材の寿命はINTOR－Jで，50％稼動率で3年

～30年と評価されており[5]，無機絶縁材のアルミナの場合[15]には300年以上となっている。イオン源の照射線量はイオン源室に入射して来る14 MeV 中性子の強度に比例すると考えられる。FERとINTOR－J とのこの強度比は約1.5であり，従って，FERの稼動率を25％とすると，そのイオン源有機絶縁材の寿命は4年から40年となる。アルミナの場合は400年以上の寿命となる。

次に，超電コイルの放射線損傷であるが，NBI ポートと超電導コイルの間には1m 以上の遮蔽体が存在し，16.7.2項FER 代替案内側遮蔽体の検討を記すように設計基準は満たされており，特に問題はない。

(2) NBI の放射化

INTOR－J ではイオン源が放射化され，1年運転後1日冷却時の放射能は 10^{-4} Ci／cm^3 程度になると評価され，イオン源は遠隔保守が必要であると結論されている[5]。FER の場合にはINTOR－J よりも，イオン源位置に於ける14 MeV 中性子束が大きいため，より放射化が強まることが予想され，当然遠隔保守が要求される。

イオン源以外の部分では，イオン源室背後の遮蔽壁の放射化が問題となる。この遮蔽壁内面（Fig. 16.2.8 のC点）での14 MeV 中性子束は約 1.5×10^{10} n／cm^2／sec と計算され，INTOR－J の停止後24時間における第1壁放射線量率の値[16]を参考にすると，この中性子束にともなう線量率は 1.5×10^6 mr／hr 程度となる。この程度放射化された遮蔽体の外表面における停止後24時間後の線量率を2.5 mr／hr 以下とするためには，上記報告書[16]の検討結果を参考にすると，最低75 cm の厚さの遮蔽体（ステンレス鋼＋水）が必要となる。

(3) NBI 室近傍の運転時空間線量

クライオポンプ室周辺及びイオン源室周辺の空間線量が，INTOR－J では評価[5]されており，前者についてはプラズマからバルク遮蔽体を通過して漏洩する放射線によるものが支配的であり，イオン源室背後ではNBI ポートストリーミングが支配的であると結論されている。従って，FERについてもクライオポンプ室周辺についてはバルク遮蔽体の漏洩中性子束（14 MeV）をINTOR－J のそれと比較して概算し，イオン源室背後についてはイオン源室に入射する14 MeV 中性子強度を比較し，遮蔽壁厚の差も考慮して放射線量を概算した。結果をTable 16.5.3 に示す。

16.5.4 RFダクトの遮蔽特性

(1) RFダクト内の中性子束分布

モンテカルロ計算によって得られたRFダクト内の領域別中性子束をTable 16.5.4 に，ダクト中心軸に沿った中性子束分布をFig. 16.5.20 に示す。Table 16.5.4 では14 MeV 中性子束，100 keV 以上の中性子束及び全中性子束と分け，領域20より外ではモンテカルロ計算結果の標準偏差が小さくなく，また今回の解析では特に重要とは思われなかったので表から省略した。Fig. 16.5.20 では100 keV 以上の中性子束及び全中性子束の分布をダクト開孔部からの距離の関数として領域19まで示す。ダクト開孔部の領域1及び領域2で $2.6 \sim 2.7 \times 10^{14}$ n／cm^2／sec あった全中性子束は，外側に真空容器の置かれている領域14で 4×10^8 n／cm^2／sec まで6桁近く減衰している。Fig. 16.5.20 によれば領域14よりプラズマ側と外側とで中性子分布の傾き

に大きな違いが見られ，幾つかの屈曲を持ち半径 15 cm の案内管の外側まで遮蔽材で埋め尽くしたRFダクトの構造が，放射線ストリーミングを小さくするのに大きく貢献していることがわかる。

(2) 無機絶縁材（Feed-through）の放射線損傷

導波管を支えるための無機絶縁材は領域14の周辺に取りつけられている。この無機絶縁材の耐放射線性には限度がある。その限界値は不明確であるが，J. F. Guessらによれば高速中性子のフルエンスが約 5×10^{19} n／cm^2 になるまで無機絶縁材の機械的性質は退化しないだろうと報告されている[17]。今回のモンテカルロ計算では領域 14 の 100 keV 以上の高速中性子束として約 1×10^{8} n／cm^2／sec が得られた。これは上記の報告によればRFダクト内で導波管を支えるための無機絶縁材が約 1 万年分の高速中性子の照射に耐えられることを意味し，仮にモンテカルロ計算結果に 1 桁程度の不確かさを見つもったとしても無機絶縁材に対して放射線ストリーミングを抑える設計が充分であることを表わしている。

(3) RFダクトのストリーミングがTFコイルに及ぼす影響

RFダクトをストリーミングした中性子が，ダクト遮蔽体を通してTFコイル位置まで漏洩する経路として，ここでは 2 つ考える。すなわち 1 つは Fig. 16. 2. 12 における領域 5 からトーラスのトロイダル方向に漏れ出る経路であり，他の 1 つは領域14から漏れ出る経路である。領域 5 と領域 14 の中性子束を遮蔽体内側の中性子源（Shell Source）とし，ダクト遮蔽体の 1 次元円柱モデルで中性子の輸送計算を行った。100 keV 以上の中性子束と全中性子束の分布形を Fig. 16. 5. 21 と Fig. 16. 5, 22 に上側 2 本の曲線として示す。TFコイルの位置としては領域 5 からの透過計算の場合真空容器の外側，領域14からの透過計算の場合ダクト遮蔽体の外側とした。そこでの高速中性子束は Fig. 16. 5. 21 の場合 2×10^{2} n／cm^2／sec，Fig. 16. 5. 22 の場合 4×10^{0} n／cm^2／sec であり，炉寿命（中性子壁負荷：3 MW・y／m^2）におけるフルエンスはそれぞれ 2×10^{10} n／cm^2 と 4×10^{8} n／cm^2 になる。これはTFコイルの設計基準である超電導材の最大フルエンス（0.1 MeV 以上）2×10^{18} n／cm^2 に比べて充分小さく，RFダクトのストリーミングがTFコイルの安定化材，絶縁材，核発熱等に及ぼす影響は充分小さいと考えられる。

(4) RFダクト周辺の空間線量率

Fig. 16. 2. 12 における領域 5 と領域 14 からダクト遮蔽体を通して漏洩する中性子によってダクト遮蔽体が放射化される。2 年間の全出力運転後，炉停止から24時間後の残留放射能から発生された全ガンマ線束とガンマ線による空間線量率の分布形を Fig. 16. 5. 21 と Fig. 16. 5. 22 に下側 2 本の曲線として示す。炉の点検・修理時に作業員が最も炉に近づくのは炉の本体遮蔽体の外面で，領域 5 の遮蔽体の外側に相当する。また真空容器の外側は作業員が容易に近づきうる場所であるが，その位置は Fig. 16. 5. 21 では真空容器外側，Fig. 16. 5. 22 では遮蔽体の外側に相当するとした。従って両図に示される結果によれば，本体遮蔽体の外面での線量率は 5×10^{-3} mrem／h，真空容器外側での線量率は領域 5 からの寄与が 3×10^{-4} mrem／h，領域14からの寄与が 7×10^{-6} mrem／h である。これらは炉体周辺空間線量率の設計条件である 2.5 mrem／h に比べ充分低く，RF ダクトのストリーミングに寄因する炉停止時の空間線量率への影響は非常に小さいといえる。

16.5.5 排気ダクトの遮蔽特性

(1) 排気ダクト内の中性子束分布

モンテカルロ計算によって得られた排気ダクト内の領域別中性子束をTable 16.5.5に，ダクト中心軸に沿った中性子束空間分布をFig. 16.5.23に示す。Table 16.5.5では14 MeV 中性子束，100 keV 以上の中性子束及び全中性子束と分け，Fig. 16.5.23では100 keV 以上の中性子束と全中性子束の空間分布を図示した。ダクト開孔部である第1領域で 2.3×10^{14} n／cm²／sec あった全中性子束は，半径40 cm の円柱ダクトの中でダクト開孔部からの距離に応じてほぼ一様に減少し，第14領域のクライオ・ポンプ室内で 9×10^{7} n／cm²／sec となっている。これはダクト開孔部から7～8桁の減衰である。他方100 keV 以上の中性子束は，開孔部付近で全中性子束の約50％を占めていたが，クライオ・ポンプ室に近づくにつれ全中性子束の約10分の1と比率が小さくなっている。さらにまた14 MeV中性子束は，ダクト形状がほぼ直管に近い第3～第10領域で全中性子束の大よそ10分の1，100 keV 以上の中性子束の大よそ4分の1を占めていたのに，第2脚である第11領域に入ると急激に減衰し，第12領域より先では今回のモンテカルロ計算により統計的に有意義な結果が得られなかった。

これらの分布を示す中性子により排気ダクト遮蔽体から2次ガンマ線が放出され，これがダクト内をストリーミングする。そしてこれらの2次ガンマ線がポンプ室内のクライオ・パネルの核発熱に最も大きな寄与をする。ストリーミング計算の結果クライオ・パネルの核発熱は，パネルの単位体積当り 1.5×10^{-6} watt／cc と計算され，他原因の発熱に比べて充分小さな値と評価された。

(2) 排気ダクトのストリーミングがTFコイルに及ぼす影響

TFコイルはダクト遮蔽体を漏洩してきた放射線により核発熱や損傷等の影響を受ける。排気ダクト遮蔽体周辺の2次元中性子束分布をFig.16.5.24の(a)と(b)に示す。40 cm 厚のダクト遮蔽体により，14 MeV 中性子束及び全中性子束のいずれもが2～3桁減衰しており，超電導磁石表面に相当する位置での最大値はそれぞれ約 6×10^{6} n／cm²／sec 及び 6×10^{9} n／cm²／sec となっている。同様に100 keV 以上の高速中性子の超電導磁石表面における最大値は 1×10^{9} n／cm²／sec であるから，炉寿命（中性子壁負荷：3 MW・y／m²）のフルエンスは 1×10^{17} n／cm² となる。これはTFコイルの設計基準である超電導材の最大フルエンス（0.1 MeV）2×10^{8} n／cm² に比べ約1桁の余裕があり，排気ダクトのストリーミングがTFコイルの安定化材，絶縁材，核発熱等に及ぼす影響は設計基準を下まわっているものと考えられる。

(3) 排気ダクト周辺の空間線量率

炉の運転中排気ダクト遮蔽体を漏洩する中性子によりダクト周辺の構造材が放射化される。2年間の全出力運転の後，炉停止から24時間後の残留放射能から発生されたガンマ線による空間線量率の分布形をFig. 16.5.24の(c)に示す。ダクト遮蔽体外側での空間線量率の最大値は，ダクト遮蔽体外面上で炉本体に最も近い位置（Z = 100 cm）で見られ，約500 rem／h と評価された。空間線量率はこの最大値の位置から離れるに従って急速に小さくなり，Fig. 16.5.24の(c)に示されたダクトのもう一方の端（Z = 500 cm）ではダクト遮蔽体の外面上で約5 rem／h となっている。このRFダクト周辺構造材の2次元体系をFig. 16.2.9に示された下側排気ダクトに対応させると，Z = 500 cm の面はほぼ炉体下の床面に相当する。そこでFig. 16.5.24

の(c)により炉体下の床面上での平均的な線量率を見積もると約1 rem／h となる。これは保守・点検等のために炉本体に近づく作業員に対する設計基準値 2.5 mrem／h に比べると，400 倍大きな値である。

16.5.6　ダイバータープレートの誘導放射能

本項では炉の運転によってダイバータープレートが中性子と反応して生ずる誘導放射能（Ci／cc）について述べる。Table 16.5.6 に 2 年間 full power 運転，炉停止直後と 1 日後の誘導放射能を示す。同表より，キュリー数の最大は，W領域で約 680 Ci／cc になっている。この内，半減期 2.5 ケ月のW 185 及び半減期 1.7 分のW 185^{m} の寄与が大部分で70％以上を占めている。shutdown 1 日後には，W 185^{m} の寄与は殆どなくなり，最大 480 Ci／cc に減ずる。又，ダイバーター後方の SUS supprt 領域の誘導放射能は炉停止直後で 19～14 Ci／cc，又 1 日後では 11～7 Ci／cc である。

16.6　崩　壊　熱

安全設計上重要なパラメータの一つが崩壊熱である。Loss of flow や Loss of coolant accident における各炉心構成機器の挙動を知る上で必要な崩壊熱の空間分布，主要な場所での同位体ごとの崩壊熱の時間変化をここで示す。これを用いた安全設計については第19章で検討される。

16.6.1　Outboard 体系に於ける崩壊熱

2 年連続運転炉停止 1 日後における outboard 体系での崩壊熱分布を Fig. 16.6.1 に示す。

炉停止 1 日後においては，アーマーで 5×10^{-2} w／cc 遮蔽体では最もプラズマ寄りで 10^{-3}w／cc，最も外側で 10^{-4} w／cc，デュワーでは 4×10^{-11} w／cc，TF コイルでは最高 4×10^{-11}w／cc となっている。

また，第 1 壁，遮蔽体（最もプラズマ寄り）及びデュワーでの炉停止後の主要核種ごとの崩壊熱の時間変化を Fig. 16.6.2, 16.6.3, 16.6.4 に示す。尚，計算体系とモデルの節（16.2.1）で述べたようにガンマ線の寄与に関しては輸送を考慮した。主要なエネルギーを持つガンマ線源の分布に対し輸送計算を行い発熱量を求め，ガンマ線が発生地点で全部エネルギーを失った場合の発熱量との比を求めた。今回は ^{51}Cr，^{54}Mn，^{60}Co の放出するガンマ線エネルギーに対し，この比を求めた。この比を基にして各同位元素の放出するガンマ線のエネルギーと，分岐比を使って，各同位元素に対する，この比，即ち，輸送効果補正を算出した。これを Table 16.6.1 に示す。この補正を使うと各同位元素の誘導放射能と崩壊データより，各同位元素による崩壊熱が算出された。補正係数をみると 1st wall 0.1～0.7 と，発生点以外で失う確率が大きくなっている。遮蔽体（最もプラズマ側）では逆に補正係数が 1 を越えているが，これはブランケットで生じたガンマ線の寄与が大きいことを示している。デュワーは又，逆に 1 により小さくなっているがこれは表面に鉛が張られているためである。

Fig. 16.6.2 からわかるように，1st wall では炉停止 1 日後では約 3×10^{-2} w／cc となる。

この時点で最も寄与の大きいのは ^{58}Coで，次いで ^{54}Mnとなる。遮蔽体やデュワーでもこの傾向は同じである。但し，デュワーでは ^{99}Mo の寄与が ^{58}Coに次いで大きくなっている。いずれの地点でも停止直後では ^{56}Mn の寄与が大きいが半減期が2.6時間と短いので1日後では3桁近く減衰する。

16.6.2　Inboard 体系における崩壊熱

FERを2年間全出力運転し，炉を停止した後の誘導放射能による崩壊熱を評価した。§16.2に記したように計算はACT4を用いて行ったが，ACT4では崩壊熱としてβ線の寄与のみを取扱っており，γ線の寄与は含まれていない。崩壊熱に対するγ線の寄与は無視できないため，以下の方法により評価した。

γ線の飛程はβ線に比べて長いため，発生位置ですべてのエネルギーが吸収されると仮定することはできない。そこでOutboard 体系では，エネルギーの異なるγ線を放出する3つの核種（^{51}Cr，^{54}Mn，^{60}Co）を選び，そのγ線の輸送計算を行い核発熱を求めることにより，その位置で全エネルギーが吸収されるとした場合との比率を求め，補正因子とした。Inboard体系ではこの計算を行わず，Outboard 体系で得た結果をそのまま使用した。ただし，デュワーの位置では，Outboard 体系は鉛の内張りがあるがInboard 体系はないため，Outboard 体系の値を使うことはできないため，シールドでの値を使用することとした。用いた補正因子をTable 16.6.1 に示した。

第1壁およびシールド，デュワーの最もプラズマ側の位置での主な誘導放射能の崩壊熱の時間変化をFig.16.6.5～7に示した。図中のTotal は選んだ10 核種の崩壊熱の総和である。炉停止1日後の崩壊熱は，第1壁，シールド，デュワーでそれぞれ2×10^{-2}，2×10^{-3}，4×10^{-5} w／cc 程度である。また，いずれの領域でも炉停止数日までは ^{56}Mn，数ケ月までは ^{58}Co，それ以降は ^{54}Mn，^{60}Co が寄与の大きい核種である。

16.7　シングルダイバータ／リミタ体系のニュトロニクス

前節迄はFER reference 体系に対するニュートロニクスの検討を行なって来たが，本節ではFER代替案であるシングルヌル・ダイバータに対するニュートロニクスの検討を行なう。尚，この代替案では，内側のトリチウム増殖ブランケットがなくなり，代りに薄目の遮蔽体が配置される事になるので，本節ではそれに伴なって，Reference 体系とは特性の異なるトリチウム増殖特性と内側体系遮蔽性能の評価を行なう。

16.7.1　トリチウム増殖特性の評価

前述のように，FER代替案（シングルヌル・ダイバータ）では，内側のトリチウム増殖ブランケットがなくなり，代りにOutboard のトリチウム増殖ブランケット領域が（除去したダイバータ部分の後方迄）やや広がる。但し，Outboard Blanket の仕様には変更はないので，第16.3節で述べた増殖特性（Table 16.3.3）のCoverage 率を変更する事によりFER代替案に対する増殖比が求められる。即ち，Table 16.3.2 で示したCoverage 率をInboard は0.0に，

Outboard は 0.41 + 0.10 = 0.51 とする事により求められる。得られた結果を Table 16.7.1 に示す。

同表より，Total Breeding Ratio は運転初期では 0.666，寿命末期では 0.708，平均 0.687 となり 1.0 を大きく下廻っている。

16.7.2 FER代替案の Inboard 体系の bulk 遮蔽特性

FER代替案の Inboard 体系の TF コイルに対する遮蔽特性を検討した。代替案の Inboard 体系は，トリチウム増殖を行わないため，純粋な遮蔽層のみが設置されている。計算体系を Fig. 16.7.1 に示すとともに各領域の構成材組成を Table 16.7.2 に示した。プラズマから TFC コンダクターまでに存在する遮蔽層の厚さ（アーマーや TFC サポートも含む）は，約 90 cm である。

計算は ANISN により §16.2 に記した方法と同一の条件で行ったが代替案ではプラズマ中心からアーマーまでの距離が，140 cm と長くなっているため，それに伴い中性子源強度は3,900 $\times 10^{16}$ n／sec とした。また，FER の運転条件も同一条件である。

FER代替案の Inboard 体系での 14 MeV 中性子，0.1 MeV 以上の中性子，全中性子および全 γ 線のフラックスの空間分布を Fig. 16.7.2 に示した。図中の番号は Fig. 16.7.1 の領域番号に対応している。TF コイルに対する遮蔽特性の計算結果を Table 16.7.3 にまとめた。これらの値はすべて §16.5.5 に記した TF コイルに対する遮蔽設計基準を満足している。ここで，TF コイルの総核発熱は Inboard 体系のみの結果であるが，Outboard 体系の方の核発熱は非常に小さいため，その寄与を考慮しても基準を十分に満足する。なお，この検討は FER の寿命初期のフラックス分布をもとに行ったが，寿命末期でのフラックスレベルの上昇は高々15％と推定されるため，寿命末期でも設計基準は満足される。

16.8 本章の結論

FER のニュートロニクスに関する検討の結果，次の事が明らかとなった。

(a) トリチウム増殖特性に関する検討

増殖特性の観点から好適なトリチウム増殖ブランケットの仕様を，下記のように決定した。

中性子増倍材（Pb）の厚さ	5 cm
^{6}Li 濃縮度	30 %

上記体系に対する，トリチウム増殖比として，S_8P_3 計算（GICX 40 使用）により，下記の値を得た。

1次元計算（Outboard 体系に対して）トリチウム増殖比	
運転初期	1.201
寿命末期（中性子壁負荷 3 MW・year／m^2）	1.282
平　均	1.242

又，各種ブランケットのCoverage率を考慮して，一次元計算結果を組み合わせて得られたトリチウム増殖比は下記のようになる。

1次元計算の合成による実質的なトリチウム増殖比

	FER Reference 体系	FER代替案（シングルヌル・ダイバータ）
運転初期	0.982	0.666
寿命末期（中性子壁負荷 3 MW・year／m^2）	1.043	0.708
寿命平均	1.012	0.687

以上より，トリチウム増殖比はFER Reference体系では1.012と1.0を上廻るが，FERの代替室であるシングルヌル・ダイバータ体系の場合は0.687とかなり低い値である。

(b) 遮蔽特性に関する検討

バルク遮蔽においては，inboard体系，outboard体系ともに，TFコイルに対する設計基準を十分満足していることが判明した。ここでは，アーマーのエロージョンとリチウムの燃焼も考慮されている。

炉停止1日後の遮蔽体外側の空間線量率はデュワー表面に1 cmの鉛を張ることにより1.3 mrem／hr. となり設計基準を満足する。

(c) ダクト・ストリーミングに関する検討

NBIのイオン源室にはプラズマから非散乱中性子成分がとびこんで遮蔽壁を放射化する。2年間の全出力運転，24時間の停止後に背後に近づくには，75 cm 以上の壁厚が必要である。RFダクトは炉本体遮蔽体内で案内管の外側まで遮蔽材で包み，幾つかの屈曲を設けたことにより放射線ストリーミングを効率的に抑えることができた。その結果，導波管を支える無機絶縁材の損傷，TFコイルへの影響，炉停止後のRFダクト周辺の空間線量率等の設計条件を充分満たしていることがわかった。他方，排気ダクトの放射線ストリーミングは幾分大きく，クライオ・パネルの核発熱とTFコイルへの影響は設計条件を満たしたが，排気ダクト遮蔽体の放射化はかなり高く，炉停止から24時間後では炉体下の床面で約1 rem／hであることがわかった。

なお，今回のアルベド・モンテカルロ計算においては使用した微分アルベドに方位角依存性が含まれていないため，他の核データの不確かさと共にストリーミング中性子やガンマ線の計算値に幾分不確かさが入ってきていると考えられる。従って今後FERの遮蔽設計をより詳細につめる一方，FNS等のストリーミング実験解析を通じての本手法の精度確認が今後の課題と考えられる。

References

(1) Engle, Jr., W. W. : A users manual for ANISN, a onedimensional discrete ordinates code with anisotropic scattering, K-1693, Union Carbide Corp. (1976).

(2) Seki, Y., Iida, H. : Coupled 42-group neutron and 21-group gamma ray cross section sets for fusion reactor calculations, JAERI-M 8818, (1980).

(3) Iida, H., Igarashi, M. : Code system for calculation of the exposure dose rate around a fusion device, JAERI-M 8019, (in Japanese), (1978).

(4) Yamauchi, M., Iida, H., Murata, T., Proc. of 11th Symposium on Fusion Technology, UKAEA, Oxford. AP. 1-5 (1980).

(5) Seki, Y., Iida, H., Santoro, R. T., Kawasaki, H., Yamauchi, M., Nucl. Technol/Fusion, 2, 272 (1982).

(6) Yamauchi, M., Kawai, M., Seki, Y., Ebisawa, K. : The Analysis of the Radiation Streaming through RF Heating and Exhaust Ducts of a Tokamak Fusion Reactor, submitted to the Fifth Int. Conf. on Reactor Shielding, Tokyo, May 16-20, 1983.

(7) Shimizu, A., Aoki, K. : Application of Invariant Imbedding to Reactor Physics, Nucl. Sci. Technol., Vol. 9, Academic Press (1972).

(8) Kawai, M., Yamauch. M., Kadotani, H., Suzuki, I. : Proc. of Fifth Int. Conf. on Reactor shielding, Knoxville, P. 636, (1977) : see also Kawai, M., Yamauchi, M., Komatsu, I. : NAIG Ann. Rev. 1980, P. 67 (1988).

(9) Shin, K., Hyodo, T. : Applicability of Albedo concept to Neutror Streaming through Small Ducts and Slits, submitted to the Fifth Int. Conf. on Reactor Shielding, Tokyo, May 16-20, 1983.

(10) INTOR/NUC/81-9, Chap. IX, Tritium Producing Blanket.

(11) Bartine, D. E., Alsmiller, Jr, R. G., Oblow, E. M., Myuatt, F. R., Nucl. Sci. Eng., 53, 304 (1974).

(12) Alsmiller, Jr., R. G., Santoro, R. T., Barish, J., Gabriel, T. A., Nucl. Sci. Eng., 57, 122 (1975).

(13) Youssef, M. Z., Conn, R. W., Maynard, C. W., Nucl. Technol./Fusion, 2, 648 (1982).

(14) Iida, H. et al, (to be published in JAERI-M report).

(15) 日本原子力研究所殿納弊社受託報告書「次期装置（INTOR 代表案）概念設計」昭和56年3月

(16) 日本原子力研究所殿納弊社受託報告書「次期装置（INTOR J－II）概念設計」昭和57年3月

(17) Guess, J. F., Boom, R. W., Coltman Jr., R. R., Sekula, S. T. : A Survey of Radiation Damage Effects in Superconducting Magnet Components and Systems, ORNL/TM-5187 (December 1975).

Table 16.2.1 Dimension and material composition of outboard system for blanket survey calculation

	Region	Thickness (cm)		Composition (Volume %)	
1.	Plasma	125.0		He gas	
2.	1st Wall	1.5	50.0	316SS(70%)+H_2O(30%)	
3.	Multiplier	0 ∿15.0		Pb	
4.	2nd Wall	1.0		316SS(70%)+H_2O(30%)	
5.	Blanket (1)	6.0		316SS(12%)+H_2O(6%)+Li_2O(34.2%)	*)
6.	Blanket (2)	8.7		316SS(11%)+H_2O(5%)+Li_2O(35.4%)	*)
7.	Blanket (3)	13.5∿28.5		316SS(11%)+H_2O(4%)+Li_2O(36%)	*)
8.	Blanket End Wall (1)	0.65		316SS(21%)+H_2O(30%)	
9.	Blanket End Wall (2)	3.65		316SS(95%)+H_2O(5%)	
10.	Gap	10.0		Air	
11.	Shield	101.0		316SS(85%)+H_2O(15%)	
12.	Shield End Wall (1)	2.0		B_4C(95%)	**)
13.	Shield End Wall (2)	2.0		Pb	

*) 85% theoretical density and packing fraction 0.7 included.

**) 95% theoretical density included.

Table 16.2.2 Number density of basic composition used in blanket and shielding calculations

Composition	Isotope	Number density*) (atoms/CC)
Plasma	^{4}He	1.0×10^{17}
316SS	Mo	1.255×10^{21}
	Cr	1.575×10^{22}
	Ni	9.848×10^{21}
	Fe	5.909×10^{22}
H_2O	H	6.686×10^{22}
	O	3.343×10^{22}
Lead multiplier	Pb	3.299×10^{22}
Air	N	4.005×10^{19}
	O	1.001×10^{19}
B_4C	^{10}B	2.196×10^{22}
	^{11}B	8.784×10^{22}
	C	2.745×10^{22}
Cu	Cu	8.462×10^{22}
Li_2O (natural Li)	^{6}Li	6.113×10^{21}
	^{7}Li	7.538×10^{22}
	O	4.075×10^{22}
Li_2O (30% enrich Li)	^{6}Li	2.446×10^{22}
	^{7}Li	5.706×10^{22}
	O	4.076×10^{22}
	C	7.929×10^{22}
Tungsten	^{182}W	1.720×10^{22}
	^{183}W	9.254×10^{21}
	^{184}W	1.976×10^{22}
	^{186}W	1.821×10^{22}
Glass	Si	2.208×10^{22}
	O	4.416×10^{22}
Epoxy ($C_{10}H_{13}O_2$)	C	4.186×10^{22}
	H	5.442×10^{22}
	O	8.372×10^{21}

* Theoretical value

Table 16.2.3 Dimension and material composition for outboard bulk shielding calculations

	Region	Thickness (cm)		Composition (Volume %)
1.	Plasma	125.0		He gas
2.	Armor	1.15	50	316SS(100%)
3.	1st Wall	0.80		316SS(50%) + H_2O(50%)
4.	Multiplier	5.0		Pb (100%)
5.	2nd Wall	1.15		316SS(70%) + H_2O(30%)
6.	Blanket (1)	6.0		316SS(2.5%) + H_2O(4.5%) + Li_2O(56%)
7.	Blanket (2)	8.7		316SS(1.6%) + H_2O(2.8%) + Li_2O(57%)
8.	Blanket (3)	22.9		316SS(1.2%) + H_2O(2.1%) + Li_2O(58%)
9.	Blanket End Wall (1)	0.65		316SS(21%) + H_2O(30%)
10.	Blanket End Wall (2)	3.65		316SS(95%) + H_2O(5%)
11.	Gap	10.0		He gas
12.	Shield	101.0	105	316SS(85%) + H_2O(15%)
13.	Shield End Wall (1)	2.0		B_4C(95%)
14.	Shield End Wall (2)	2.0		Pb
15.	Air	74.0		Air
16.	Dewar	6.0		316SS(100%)
17.	Gap	19.0		Vacuum
18.	TF Coil Support	10.0		316SS(100%)
19.	TF Coil Conductor	80.0		316SS(12%) + Cu(70%) + Nb_3Sn(6%)
20.	TF Coil Support	20.0		316SS(100%)

Table 16.2.4 Displacement cross section of copper*

Energy Group	DPA Cross Section (barns)
1	3102.00
2	3008.00
3	2972.00
4	2887.00
5	2818.00
6	2700.00
7	2429.00
8	2252.00
9	2265.00
10	2094.00
11	2038.00
12	1906.00
13	1593.00
14	1257.00
15	1001.00
16	769.00
17	702.00
18	667.00
19	574.00
20	512.00
21	416.00
22	349.00
23	274.00
24	202.00
25	151.00
26	110.00
27	66.90
28	38.90
29	15.30
30	9.51
31	12.90
32	1.91
33	0.24
34	0.34
35	0.52
36	0.79
37	0.53
38	1.73
39	2.62
40	3.83
41	5.77
42	16.30

*JAERI-M 6672

Table 16.2.5 Dose conversion factor for gamma-ray
($\gamma/cm^2 \cdot sec \longrightarrow$ mrem/hr)

Group	Energy Limits	Dose Conversion Factor
1	14.0 - 12.0 Mev	1.18×10^{-2}
2	12.0 - 10.0	1.03×10^{-2}
3	10.0 - 8.0	8.77×10^{-3}
4	8.0 - 7.5	7.91×10^{-3}
5	7.5 - 7.0	7.55×10^{-3}
6	7.0 - 6.5	7.17×10^{-3}
7	6.5 - 6.0	6.76×10^{-3}
8	6.0 - 5.5	6.38×10^{-3}
9	5.5 - 5.0	5.99×10^{-3}
10	5.0 - 4.5	5.61×10^{-3}
11	4.5 - 4.0	5.22×10^{-3}
12	4.0 - 3.5	4.83×10^{-3}
13	3.5 - 3.0	4.41×10^{-3}
14	3.0 - 2.5	3.96×10^{-3}
15	2.5 - 2.0	3.47×10^{-3}
16	2.0 - 1.5	2.93×10^{-3}
17	1.5 - 1.0	2.28×10^{-3}
18	1.0 - 0.4	2.04×10^{-3}
19	0.4 - 0.2	7.55×10^{-4}
20	0.2 - 0.1	3.79×10^{-4}
21	0.1 - 0.01	3.50×10^{-4}

Table 16.2.6 Dose conversion factor for neutron
($n/cm^2 \cdot sec \longrightarrow mrem/hr$)

Group	Energy Limits	Dose Conversion Factor
1	15.000 - 13.720 MeV	2.11×10^{-1}
2	13.720 - 12.549	1.95×10^{-1}
3	12.549 - 11.478	1.78×10^{-1}
4	11.478 - 10.500	1.61×10^{-1}
5	10.500 - 9.314	1.49×10^{-1}
6	9.314 - 8.261	1.47×10^{-1}
7	8.261 - 7.328	1.47×10^{-1}
8	7.328 - 6.500	1.47×10^{-1}
9	6.500 - 5.757	1.51×10^{-1}
10	5.757 - 5.099	1.55×10^{-1}
11	5.099 - 4.516	1.53×10^{-1}
12	4.516 - 4.000	1.49×10^{-1}
13	4.000 - 3.162	1.40×10^{-1}
14	3.162 - 2.500	1.30×10^{-1}
15	2.500 - 1.871	1.26×10^{-1}
16	1.871 - 1.400	1.28×10^{-1}
17	1.400 - 1.058	1.30×10^{-1}
18	1.058 - 0.800	1.27×10^{-1}
19	0.800 - 0.566	1.08×10^{-1}
20	0.566 - 0.400	8.95×10^{-2}
21	0.400 - 0.283	6.57×10^{-2}
22	0.283 - 0.200	4.82×10^{-2}
23	0.200 - 0.141	3.52×10^{-2}
24	0.141 - 0.100	2.58×10^{-2}
25	100.0 - 46.5 KeV	1.69×10^{-2}
26	46.5 - 21.5	9.27×10^{-3}
27	21.5 - 10.0	5.07×10^{-3}
28	10.0 - 4.65	3.54×10^{-3}
29	4.65 - 2.15	3.61×10^{-3}
30	2.15 - 1.00	3.69×10^{-3}
31	1.00 - 0.465	3.80×10^{-3}
32	0.465 - 0.215	3.94×10^{-3}
33	0.215 - 0.100	4.09×10^{-3}
34	100.0 - 46.5 eV	4.24×10^{-3}
35	46.5 - 21.5	4.38×10^{-3}
36	21.5 - 10.0	4.49×10^{-3}
37	10.0 - 4.65	4.56×10^{-3}
38	4.65 - 2.15	4.58×10^{-3}
39	2.15 - 1.00	4.53×10^{-3}
40	1.00 - 0.465	4.39×10^{-3}
41	0.465 - 0.215	4.18×10^{-3}
42	0.215 - 0.001	3.95×10^{-3}

Table 16.2.7 Decay data of main isotopes

Isotope	Half life	γ energy (MeV)	Branching ratio (%)
^{51}Cr	27.7Y	0.320	100.0
^{54}Mn	312.2D	0.835	100.0
^{56}Mn	2.6H	3.37	0.17
		2.96	0.31
		2.66	0.66
		2.52	0.99
		2.11	14.38
		1.81	27.27
		0.847	100.0
^{57}Ni	36.0H	1.92	14.69
		1.76	7.13
		1.38	77.68
		0.511	80.00
		0.127	12.90
^{57}Co	271.6D	0.692	0.16
		0.136	11.17
		0.122	85.64
		0.0144	9.78
$^{58}Co^{m}$	9.1H	—	—
^{58}Co	70.8D	1.67	0.54
		0.864	0.74
		0.811	99.44
		0.511	30.00
^{60}Co	5.3Y	1.33	100.0
		1.17	100.0
^{59}Fe	44.6D	1.29	43.52
		1.10	56.53
		0.335	0.27
		0.192	2.66
		0.143	0.88
^{99}Mo	66.0H	0.823	0.14
		0.778	4.43
		0.739	12.68
		0.366	1.36
		0.181	6.33
		0.141	89.32
		0.0406	0.89
$^{99}Tc^{m}$	6.0H	0.143	6.44
		0.141	89.02

Table 16.2.8 Atomic number density of various materials for induced activity calculation

Material	Element	No. Density (atoms/cm^3)	Isotope	Abundance Ratio(at.%)
Li_2O (^{6}Li 30%)	Li	8.152×10^{22}	^{6}Li	30
			^{7}Li	70
	O	4.076×10^{22}	^{16}O	99.76
			^{17}O	0.0038
Pb	Pb	3.299×10^{22}	^{204}Pb	1.42
			^{206}Pb	24.1
			^{207}Pb	22.1
			^{208}Pb	52.3
B_4C	B	1.098×10^{23}	^{10}B	20
			^{11}B	80
	C	2.745×10^{22}	^{12}C	98.89
			^{13}C	1.11
Cu	Cu	8.462×10^{22}	^{63}Cu	69.2
			^{65}Cu	30.8
SUS 316	C	1.604×10^{20}	^{12}C	98.89
			^{13}C	1.11
	Si	8.577×10^{20}	^{28}Si	92.23
			^{29}Si	4.67
			^{30}Si	3.10
	Mn	8.769×10^{20}	^{55}Mn	100
	P	3.500×10^{19}	^{31}P	100
	S	2.254×10^{19}	^{32}S	95.02
			^{33}S	0.75
			^{34}S	4.21
			^{36}S	0.017
	Ni	9.850×10^{21}	^{58}Ni	68.3
			^{60}Ni	26.1
			^{61}Ni	1.13
			^{62}Ni	3.59
			^{64}Ni	0.91
	Cr	1.575×10^{22}	^{50}Cr	4.35
			^{52}Cr	83.79
			^{53}Cr	9.50
			^{54}Cr	2.36
	Mo	1.255×10^{21}	^{92}Mo	14.8
			^{94}Mo	9.3
			^{95}Mo	15.9
			^{96}Mo	16.7
			^{97}Mo	9.6
			^{98}Mo	24.1
			^{100}Mo	9.6
	Fe	5.773×10^{22}	^{54}Fe	5.8
			^{56}Fe	91.8
			^{57}Fe	2.15
			^{58}Fe	0.29

Table 16.2.9 Dimension and material composition for inboard bulk shielding calculation

	Region	Thickness (cm)	Composition (Volume %)
1.	Plasma	125.0	He gas
2.	Armor	1.25	316SS
3.	1st Wall	0.8	316SS(50%)+H_2O(50%)
4.	Multiplier	5.0	Pb
5.	2nd Wall	1.0	316SS(70%)+H_2O(30%)
6.	Blanket (1)(*)	6.0	Li_2O(56%)+316SS(2.5%)+H_2O(4.5%)
7.	Blanket (2)(*)	8.7	Li_2O(56%)+316SS(1.6%)+H_2O(2.8%)
8.	Blanket (3)(*)	12.95	Li_2O(58%)+316SS(1.2%)+H_2O(2.1%)
9.	Blanket End Wall (1)	0.65	316SS(21%)+H_2O(30%)
10.	Blanket End Wall (2)	3.65	316SS(95%)+H_2O(5%)
11.	Shield	31.0	316SS(85%)+H_2O(15%)
12.	Shield End Wall (1)	10.0	B+C(95%)
13.	Shield End Wall (2)	1.5	316SS
14.	Air	10.5	N_2 gas (80%)+O_2 gas (20%)
15.	Dewar	13.0	316SS
16.	Gap	9.0	He gas
17.	TFC Support	10.0	316SS
18.	TFC Conductor	80.0	Cu(76%) + 316SS(12%)
19.	TFC Support	20.0	316SS

(*) ^6Li enrichment 30%

Table 16.2.10 Dimension and material compositions of pump limiter calculation model

	Region	Thickness (cm)	Composition (Volume %)
1.	Plasma	15.0	He gas
2.	Graphite Armor (or SiC)	1.0	Graphite (or SiC)
3.	Copper Cooling Channel	0.9	Cu(61%) + H_2O(39%)
4.	Stainless Steel Reinforcement	2.0	316SS
5.	SUS Cooling Channel	1.0	SS(62%) + H_2O(38%)
6.	Stainless Steel Reinforcement	2.0	316SS
7.	Copper Cooling Channel	0.9	Cu(61%) + H_2O(39%)
8.	Graphite Armor (or SiC)	1.0	Graphite (or SiC)
9.	Plasma	30.0	He gas
10.	Plasma Wall	30.0	316SS

Table 16.2.11 Dimension and material composition for divertor nuclear heating rate and tritium breeding ratio calculations

Region	Thickness (cm)		Composition (Volume %)
1. Plasma	280.85		He gas
2. Divertor Plate (1)	0.5		W (100%)
3. Divertor Plate (2)	0.5		W(50%) + Cu(50%)
4. Cooling Panel	2.0		$Cu(80.4\%)+H_2O(19.6\%)$
5. Divertor Plate (3)	1.0		316SUS(100%)
6. Vacuum	5.0		He gas
7. Support Plate	5.0		$316SUS(60\%)+H_2O(15\%)$
8. 1st Wall	0.8		$316SUS(17\%)+H_2O(83\%)$
9. Multiplier	5.0		Pb (100%)
10. 2nd Wall	1.15		$316SUS(70\%)+H_2O(30\%)$
11. Blanket (1)	6.0		$Li_2O(56\%)+316SUS(2.5\%)+H_2O(4.5\%)$
12. Blanket (2)	8.7	50	$Li_2O(57\%)+316SUS(1.6\%)+H_2O(2.8\%)$
13. Blanket (3)	24.05		$Li_2O(58\%)+316SUS(1.2\%)+H_2O(2.1\%)$
14. End Wall (1)	0.65		$316SUS(21\%)+H_2O(30\%)$
15. End Wall (2)	3.65		$316SUS(95\%)+H_2O(5\%)$
16. Shield	101.0		$316SUS(85\%)+H_2O(15\%)$
17. Shield end wall (1)	2.0		B_4C (95%)
18. Shield end wall (2)	2.0		Pb (100%)

Table 16.2.12 Plasma parameters of INTOR-J and FER for line-of-sight calculation

Parameters	INTOR-J*	FER
Minor radius	120 cm	110 cm
Average ion temp.	10 keV	10 keV
Average ion density	1.2×10^{14}/cc	1.36×10^{14}/cc
Neutron wall load	1 MW/m^2 (r = 120cm)	1 MW/m^2 (r = 125 cm)
Fusion power	395 MW	440 MW
Neutron generation	3.3×10^{16}/s/cm	3.4×10^{16}/s/cm

* Some parameters of INTOR-J, not clearly given in ref 2), are guessed. Availability of both reactors is assumed to be 25%.

Table 16.2.13 Comparison of 14MeV neutron fluxes calculated with Monte-Carlo and line-of-sight methods for the NBI port of INTOR-J

Position	ϕ_d (L of S)	ϕ_{14} (M-C)	ϕ_{14} / ϕ_d
D_1	4.49×10^{10}	5.3×10^{10}	1.18
D_2	2.42×10^{10}	2.2×10^{10}	0.91
D_3	8.33×10^{9}	6.1×10^{9}	0.73
		Average ratio	0.94

Table 16.2.14

Neutron fluxes calculated by line-of-sight method (ϕ_d) and estimated 14 MeV neutron flux at various points of the NBI port of FER

Position	ϕ_d (n/cm^2.sec)	ϕ_{14} (n/cm^2·sec)
A1	1.60×10^{10}	1.51×10^{10}
A2	2.44×10^{10}	2.29×10^{10}
A3	2.34×10^{10}	2.20×10^{10}
A4	1.97×10^{10}	1.85×10^{10}
A5	9.57×10^{9}	8.99×10^{9}
B1	7.36×10^{10}	6.92×10^{10}
B2	9.41×10^{10}	8.84×10^{10}
B3	9.15×10^{10}	8.60×10^{10}
B4	8.10×10^{10}	7.61×10^{10}
B5	4.82×10^{10}	4.53×10^{10}
C	1.54×10^{10}	1.45×10^{10}

average at A : 1.75×10^{10} n/cm^2·sec

average at B : 7.30×10^{10} n/cm^2·sec

C : 1.45×10^{10} n/cm^2·sec

Table 16.2.15 Energy group structure for Albedo Monte Carlo calculation

Neutron			Gamma-Ray		
G	Fine Group	Upper Energy	G	Fine Group	Upper Energy
1	1	15.0 Mev	23	43 - 45	14.0 MeV
2	2, 3	13.72 "	24	46 - 48	8.0 "
3	4, 5	11.48 "	25	49 - 51	6.5 "
4	6, 7	9.31 "	26	52 - 54	5.0 "
5	8, 9	7.33 "	27	55 - 57	3.5 "
6	10, 11	5.76 "	28	58 - 60	2.0 "
7	12, 13	4.52 "	29	61 - 63	0.4 "
8	14, 15	3.16 "	-	-	0.01 "
9	16, 17	1.87 "			
10	18	1.058 "			
11	19, 20	800 KeV			
12	21, 22	400 "			
13	23	200 "			
14	24, 25	141 "			
15	26	46.5 "			
16	27, 28	21.5 "			
17	29, 30	4.65 "			
18	31 - 33	1.0 "			
19	34 - 36	100 "			
20	37 - 39	10 "			
21	40, 41	1 "			
22	42	0.215 "			
-	-	10^{-3} "			

N.B. Weighting spectrum used for collapsing cross sections was calculated by the ANISN code.

Table 16.2.16 S_{16} discrete ordinates direction cosines and weights for slab calculation

n	μn	Wn
1	-1.0	0.0
2	-0.98014493	0.02530713
3	-0.89833324	0.05559256
4	-0.76276621	0.07842666
5	-0.59171732	0.09067095
6	-0.40828268	0.09067095
7	-0.23723380	0.07842666
8	-0.00166676	0.05559526
9	-0.01985507	0.02530713
10	0.01985507	0.02530713
11	0.10166676	0.05559526
12	0.23723380	0.07842666
13	0.40828268	0.09067095
14	0.59171732	0.09067095
15	0.76276621	0.07842666
16	0.59833324	0.05559526
17	0.98014493	0.02530713

Table 16.3.1 Final dimension and composition of outboard blanket.

	Region	Thickness (m)		Composition (Volume %)
1.	Plasma	125.0		He gas
2.	Armor	1.15	50.0	316SS
3.	1st Wall	0.8		316SS(50%)+H_2O(50%)
4.	Multiplier	5.0		Pb
5.	2nd Wall	1.15		316SS(70%)+H_2O(30%)
6.	Blanket (1)	6.0		316SS(2.5%)+H_2O(4.5%)+Li_2O(56%) *)
7.	Blanket (2)	8.7		316SS(1.6%)+H_2O(2.8%)+Li_2O(57%) *)
8.	Blanket (3)	22.9		316SS(1.2%)+H_2O(2.1%)+Li_2O(57.6%) *)
9.	Blanket End Wall (1)	0.65		316SS(21%)+H_2O(30%)
10.	Blanket End Wall (2)	3.65		316SS(95%)+H_2O(5%)
11.	Gap	10.0		Air
12.	Shield	101.0		316SS(85%)+H_2O(15%)
13.	Shield End Wall (1)	2.0		B_4C(95%) **)
14.	Shield End Wall (2)	2.0		Pb

*) 85% theoretical density and packing fraction 0.7 included.

**) 95% theoretical density included.

Table 16.3.2 Tritium breeding ratios in the beginning of life and end of life

Blanket Region	Coverage Fraction (α)	Tritium Breeding Ratio	
		Beginning of Life (BR)	End of Life (*) (BR)
Inboard	0.38	1.148	1.219
Outboard	0.41	1.201	1.282
Behind Div-evter	0.10	0.538	0.538(**)
Total Breeding Ratio		0.982	1.043
Average		1.012	

(*) Lifetime : Wall loading of 3 MW year/m^2.

(**) Assumed to be the same in the beginning of life.

(***) Total Breeding Ratio = $\sum_i \alpha_i \cdot BR_i$

Table 16.3.3 Burn-up rate of ^6Li and ^7Li at the end of life*

Region**	^6Li	^7Li
Blanket Reg. 1	2.5%	0.1%
Blanket Reg. 2	0.9%	0.05%
Blanket Reg. 3	0.3%	0.02%

*) Life time : Wall loading of 3 MW·year/m^2

**) See Table 16.3.2

Table 16.3.4 Region- and element-wise tritium breeding

(Outboard Blanket)

Elapsed Time	Blanket Region Number	Element Li-6	Element Li-7	Tritium Breeding Ratio
Beginning of life	1	42.7%	3.1%	1.201
	2	23.3	3.1	
	3	24.5	3.4	
End of life	1	41.2	3.4	1.282
	2	23.0	3.4	
	3	25.4	3.6	

* Region Thickness

Reg. 1 6.0 cm

Reg. 2 8.7 cm

Reg. 3 22.9 cm

Table 16.3.5 Region- and element-wise tritium breeding

(Inboard Blanket)

Elapsed Time	Blanket Region Number*	Element Li-6	Element Li-7	Tritium Breeding Ratio
Beginning of life	1	44.1	3.3	1.148
	2	13.8	1.8	
	3	33.0	4.1	
End of life	1	42.8	3.6	1.219
	2	13.6	1.9	
	3	33.5	4.5	

* Region Thickness

Reg. 1 6.0 cm

Reg. 2 8.7 cm

Reg. 3 12.95 cm

Table 16.4.1 Nuclear heating rate for homogeneous composition of each region (w/cc)

Distance from the plasma axis (cm)	Region	BOL			EOL		
		by Neutron	by Gamma ray	Total	by Neutron	by Gamma ray	Total
125.6*	Armor	4.14	5.24	9.38	4.64	3.99	8.63
126.7	1st Wall	5.95	2.33	8.28	7.13	2.00	9.13
127.8		1.15-1	3.80	3.92	1.35-1	3.23	3.37
128.8	Pb	1.02-1	1.78	1.88	1.20-1	1.64	1.76
130.1	multiplier	9.03-2	1.30	1.39	1.05-1	1.33	1.44
131.3		7.87-2	1.81	1.89	9.06-2	2.02	2.11
132.5	2nd Wall	2.42	1.32	3.74	2.78	1.53	4.31
134.1		5.58	2.75-1	5.86	5.92	3.18-1	6.24
136.1		3.54	2.59-1	3.80	3.79	2.99-1	4.09
138.1		2.73	2.50-1	2.98	2.95	2.89-1	3.24
140.2		2.18	2.21-1	2.40	2.39	2.57-1	2.65
142.4		1.81	2.08-1	2.02	1.98	2.41-1	2.22
144.5		1.52	1.94-1	1.71	1.67	2.25-1	1.90
146.7		1.28	1.80-1	1.46	1.42	2.08-1	1.63
148.9		1.08	1.60-1	1.24	1.20	1.86-1	1.39
151.2	Blanket	9.19-1	1.47-1	1.07	1.03	1.71-1	1.20
153.5		7.83-1	1.34-1	9.17-1	8.84-1	1.57-1	1.04
155.8		6.70-1	1.23-1	7.93-1	7.61-1	1.44-1	9.05-1
158.1		5.76-1	1.12-1	6.88-1	6.58-1	1.32-1	7.90-1
160.4		4.98-1	1.02-1	6.00-1	5.72-1	1.20-1	6.92-1
162.7		4.35-1	9.30-2	5.28-1	5.03-1	1.10-1	6.13-1
165.0		3.88-1	8.49-2	4.73-1	4.53-1	1.01-1	5.54-1
167.3		3.64-1	7.77-2	4.42-1	4.33-1	9.25-2	5.26-1
169.6		4.09-1	7.14-2	4.80-1	5.20-1	8.53-2	6.05-1
171.0	Bl.End Wall(1)	1.02-1	1.34-1	2.36-1	1.18-1	1.57-1	2.75-1
172.3	Bl.End Wall(2)	6.88-2	4.19-1	4.88-1	7.92-2	4.85-1	5.64-1
174.1		5.08-2	3.00-1	3.51-1	5.87-2	3.45-1	4.04-1
187.0		4.26-2	1.81-1	2.24-1	4.92-2	2.09-1	2.58-1
191.1		2.37-2	1.14-1	1.38-1	2.74-2	1.30-1	1.57-1
195.1		1.31-2	7.01-2	8.32-2	1.52-2	7.99-2	9.51-2
199.1		7.26-3	4.20-2	4.93-2	8.42-3	4.78-2	5.62-2
203.2		4.00-3	2.46-2	2.86-2	4.64-3	2.82-2	3.28-2
207.2		2.20-3	1.44-2	1.66-2	2.55-3	1.65-2	1.91-2
211.3		1.20-3	8.30-3	9.50-3	1.39-3	9.56-3	1.10-2
215.3	Shield	6.54-4	4.76-3	5.41-3	7.60-4	5.48-3	6.24-3
219.3		3.55-4	2.70-3	3.06-3	4.13-4	3.12-3	3.53-3
223.4		1.92-4	1.52-3	1.71-3	2.24-4	1.76-3	1.95-3
227.4		1.04-4	8.48-4	9.52-4	1.21-4	9.83-4	1.10-3
231.5		5.62-5	4.73-4	5.29-4	6.55-5	5.50-4	6.16-4
235.5		3.03-5	2.64-4	2.94-4	3.53-5	3.07-4	3.42-4
239.5		1.63-5	1.47-4	1.63-4	1.90-5	1.73-4	1.92-4
243.6		8.76-6	8.21-5	9.09-5	1.02-5	9.64-5	1.07-4
247.6		4.70-6	4.58-5	5.05-5	5.48-6	5.35-5	5.90-5

* In case of EOL, this value is 126.0 because of Armor erosion.

Table 16.4.1 Continued

Distance from the plasma axis (cm)	Region	BOL			EOL		
		by Neutron	by Gamma ray	Total	by Neutron	by Gamma ray	Total
		2.52-6	2.54-5	2.79-5	2.94-6	2.96-5	3.25-5
255.7		1.35-6	1.40-5	1.54-5	1.58-6	1.62-5	1.78-5
		7.24-7	7.65-6	8.37-6	8.46-7	8.89-6	9.74-6
263.8		3.88-7	4.16-6	4.55-6	4.53-7	4.84-6	5.29-6
	Shield	2.08-7	2.26-6	2.47-6	2.43-7	2.63-6	2.87-6
271.9		1.11-7	1.22-6	1.33-6	1.30-7	1.42-6	1.55-6
		5.96-8	6.56-7	7.16-7	6.96-8	7.64-7	8.34-7
279.9		3.20-8	3.42-7	3.74-7	3.74-8	3.98-7	4.35-7
284.0		1.75-8	1.65-7	1.83-7	2.04-8	1.91-7	2.11-7
287.0	S.End Wall(1)	2.61-7	3.14-8	2.92-7	3.04-7	3.65-8	3.41-7
289.0	S.End Wall(2)	3.86-10	9.33-8	9.37-8	4.52-10	1.09-7	1.09-7
365.5	Dewar	2.57-9	2.24-8	2.50-8	3.00-9	2.60-8	2.90-8
368.5		1.79-9	1.41-8	1.59-8	2.08-9	1.63-8	1.84-8
392.5	S.C.M.Support	1.10-9	8.30-9	9.40-9	1.29-9	9.63-9	1.09-8
397.5		6.08-10	5.64-9	6.25-9	7.10-10	6.53-9	7.24-9
404.0		4.39-10	5.52-9	5.96-9	5.14-10	6.45-9	6.96-9
412.0		2.18-10	3.83-9	4.05-9	2.56-10	4.53-9	4.79-9
		1.04-10	1.94-9	2.04-9	1.22-10	2.28-9	2.40-9
428.0		5.00-11	1.01-9	1.06-9	5.65-11	1.13-9	1.19-9
	S.C.M.	2.35-11	5.11-10	5.35-10	2.60-11	5.56-10	5.82-10
444.0		1.10-11	2.53-10	2.64-10	1.23-11	2.79-10	2.91-10
		5.23-11	1.26-10	1.78-10	5.84-12	1.42-10	1.48-10
460.0		2.48-12	6.20-11	6.45-10	2.89-12	7.40-11	7.69-11
		1.20-12	3.19-11	3.31-11	1.50-12	4.16-11	4.31-11
476.0		6.47-13	1.65-11	1.71-11	8.15-13	2.21-11	2.29-11
483.3		1.40-13	4.69-12	4.83-12	1.62-13	6.49-12	6.65-12
490.0	S.C.M.Support	6.04-14	2.12-12	2.18-12	6.90-14	3.07-12	3.14-12
496.7		2.03-14	7.37-13	7.57-13	2.07-14	1.02-12	1.04-12

Table 16.4.2

Calculational Results Obtained in the Cryo-Pump Room

Item	Calculated Value	(SD[a])
Neutron Flux above 100 keV (n/cm²/sec)	1×10^{7}	(74 %)
Total Neutron Flux (n/cm²/sec)	9×10^{7}	(66 %)
Total Gamma-Ray Flux (photons/cm²/sec)	2.5×10^{7}	(40 %)
Neutron Heating Rate[b] (Watt / cm³)	3×10^{-10}	(61 %)
Gamma-Ray Heating Rate[b] (Watt /cm³)	1.5×10^{-6}	(43 %)

a) Standard Deviation in Monte Carlo Calculation

b) Values for Stainless Steel

Table 16.5.1 Radiation response parameters for the outboard TF-coil

	Criteria	Results		
		Beginning	End of life*	Average
Maximum neutron fluence (E>0.1 MeV) in the superconductor(n/cm^2/lifetime)**	$<2\times10^{18}$	3.279×10^{13}	3.835×10^{13}	3.557×10^{13}
Maximum atomic displacement in the copper stabilizer (dpa/yr)	$<5\times10^{-5}$	1.413×10^{-9}	1.654×10^{-9}	1.534×10^{-9}
Maximum dose in the insulator (rad/lifetime)	$<3\times10^{9}$	3.364×10^{4}	3.938×10^{4}	3.651×10^{4}
Maximum nuclear heating in the TF-coil (w/cc)	$<1\times10^{-3}$	5.947×10^{-9}	6.968×10^{-9}	6.458×10^{-9}
Total nuclear heating in the TF-coils (kW)	<10	4.265×10^{-4}	4.967×10^{-4}	4.616×10^{-4}

* Armor erosion of 8.4 mm in thickness

** Lifetime: Wall loading of 3 MW·y/m^2

Table 16.5.2 Radiation response parameters for the inboard TF-coil

	Criteria	Results
Maximum neutron fluence (E>0.1 MeV) in the superconductor (n/cm^2/lifetime)	$<2\times10^{18}$	7.764×10^{17} (**)
Maximum atomic displacement in the copper stabilizer (dpa/y)	$<5\times10^{-5}$	3.804×10^{-5} (***)
Maximum dose in the insulator (rad/lifetime) (*)	$<3\times10^{9}$	8.335×10^{8} (**)
Maximum nuclear heating in the TF-coil (W/cc)	$<1\times10^{-3}$	1.536×10^{-4} (***)
Total nuclear heating in the TF-coils (kW)	<10	8.977 (***)

* Lifetime : Wall loading of 3 MW y/m^2

** Average

*** End of life

Table 16.5.3 Neutron and gamma-ray flux at some positions around the NBI room of FER during operation

Position	14 MeV n. flux	Total n. flux	Gamma flux
Beside the cryo-pump room (near the center of the wall, 50 cm from the surface)	1.6×10^{5} n/cm^2·sec	7.4×10^{7} n/cm^2·sec	1.8×10^{7} /cm^2·sec
On the ceiling of the cryo-pump room (near the center of the ceiling, 50cm from the surface)	5.1×10^{3} n/cm^2·sec	5.1×10^{7} n/cm^2·sec	1.1×10^{7} /cm^2·sec
Behind the ion-source room (near the center of the wall, 50 cm from the surface)	1.5×10^{7} n/cm^2·sec	8.0×10^{7} n/cm^2·sec	2.1×10^{8} /cm^2·sec

Table 16.5.4 Neutron Fluxes Obtained by the Calculation through RF Duct

(unit: neutrons/cm^2/sec)

Region No.	Region	Energy Range		
		15.0-13.72 MeV	15.0MeV-100keV	Total
1	Duct Interior of Vacuum Container	5.31×10^{13}(0.3)	1.49×10^{14}(0.5)	2.59×10^{14}(0.8)
2	"	5.90×10^{13}(0.3)	1.61×10^{14}(0.6)	2.68×10^{14}(0.8)
3	"	1.05×10^{13}(0.8)	2.46×10^{13}(1.3)	4.14×10^{13}(1.7)
4	"	2.49×10^{11}(1.9)	9.94×10^{11}(2.6)	2.27×10^{12}(3.7)
5	"	3.0×10^{8} (42)	3.1×10^{10} (24)	1.7×10^{11} (20)
6	"	8×10^{6} (62)	1.9×10^{9} (37)	2.3×10^{10} (28)
7	"	—	2.9×10^{8} (40)	8.3×10^{8} (37)
14	Duct Exterior of Vacuum Container	—	1×10^{8} (71)	4×10^{8} (50)
15	"	—	4×10^{7} (58)	9×10^{7} (67)
16	"	—	5×10^{7} (59)	2×10^{8} (44)
17	"	—	2×10^{7} (60)	2×10^{8} (57)
18	"	—	1×10^{6} (69)	9×10^{7} (52)
19	"	—	2×10^{6} (73)	3×10^{7} (79)
20	"	—	2×10^{6} (80)	3×10^{7} (75)

Note Standard deviations (%) in Monte Carlo calculations are shown in parentheses.

Table 16.5.5 Neutron Fluxes Obtained by the Calculation through Exhaust Duct

(unit: neutrons/cm^2/sec)

Region No.	Region	Energy Range		
		15.0-13.72 MeV	15.0MeV-100keV	Total
1	Duct Enveloped in the Reactor Shield	4.94×10^{13}(0.2)	1.35×10^{14}(0.3)	2.27×10^{14}(0.3)
2	"	1.47×10^{13}(0.4)	4.54×10^{13}(0.6)	8.81×10^{13}(0.6)
3	"	4.28×10^{12}(0.7)	1.57×10^{13}(0.9)	3.67×10^{13}(0.9)
4	"	8.66×10^{11}(2.0)	3.71×10^{12}(1.8)	1.15×10^{13}(1.5)
5	Duct of the First Leg	4.45×10^{11}(3.0)	1.61×10^{12}(2.9)	5.23×10^{12}(1.8)
6	"	2.86×10^{11}(3.8)	8.88×10^{11}(3.9)	2.90×10^{12}(2.6)
7	"	1.69×10^{11}(5.3)	4.72×10^{11}(5.1)	1.66×10^{12}(3.2)
8	"	7.1×10^{10} (9.2)	2.4×10^{11} (7.4)	8.61×10^{11}(4.9)
9	"	3.2×10^{10} (15)	1.3×10^{11} (8.3)	5.40×10^{11}(8.4)
10	"	1.2×10^{10} (20)	5.3×10^{10}(10.1)	3.57×10^{11}(11)
11-a	Duct of the Second Leg	2.2×10^{10} (23)	5.6×10^{10} (15)	2.1×10^{11} (11)
11-b	"	2×10^{7} (88)	5.6×10^{9} (18)	4.0×10^{10} (8.8)
11-c	"	2×10^{5} (100)	1.3×10^{9} (31)	1.3×10^{10} (14)
11-d	"	3×10^{4} (100)	6×10^{8} (58)	5.9×10^{9} (21)
12	Duct in Divergence	—	8×10^{7} (52)	1.6×10^{9} (22)
13	Duct to the Cryo-Pump Room	—	2×10^{7} (61)	3.9×10^{8} (35)
14	Cryo-Pump Room	—	1×10^{7} (74)	9×10^{7} (65)

Note: Standard deviations (%) in Monte Carlo calculations are shown in parentheses.

Table 16.5.6 Induced activity (Ci/cc) of divertor plates

(Ci/cc)

Region		Time after shutdown of 2 years full power operation	
		0 sec	1 Day
W (100%)	Reg. 1	687	480
	2	600	421
W (50%) + Cu (50%)	Reg. 1	388	207
	2	394	207
Cu (80.4%) Cooling channel	Reg. 1	169	26.1
	2	164	26.3
	3	159	26.1
	4	155	26.0
SUS (100%)	Reg. 1	35.8	21.9
	2	32.8	19.5
SUS Support (60%)	Reg. 1	18.5	10.6
	2	17.1	9.4
	3	14.2	7.2

Table 16.6.1 Transport correction factor for gamma-ray in-situ heating rate

Isotope	1st Wall	Shield*	Dewar*
^{51}Cr ^{57}Co $^{99}Tc^{m}$	0.69	1.09	0.82 (1.09)**
^{54}Mn ^{60}Co ^{58}Co ^{56}Mn ^{59}Fe	0.62	1.15	0.72 (1.15)**
^{57}Ni	0.62	1.15	0.73 (1.15)**
^{99}Mo	0.68	1.10	0.81 (1.10)**

* Closest region to plasma

** Value used in inboard system (see §16.6.2)

Table 16.7.1 Tritium breeding ratios for single rull divertor model

Blanket Region	Coverage Fraction (α)	Tritium Breeding Ratio	
		Beginning of Life (BR)	End of Life(*) (BR)
Outboard	0.51	1.201	1.282
Behind Diverter	0.10	0.538	0.538**
Total Breeding Ratio(***)		0.666	0.708
Average		0.687	

(*) Life time: Wall loading of 3 MW.year/m^2

(**) Assumed to be the same in the beginning of life

(***) Total Breeding Ratio = $\sum_i \alpha_i . BR_i$

Table 16.7.2 Dimension and material composition for inboard bulk shielding calculation — FER alternative

Region	Thickness (cm)	Composition (Volume %)
1. Plasma	140	He gas
2. Armor	1.25	316SS
3. 1st Wall	0.8	316SS(50%)+H_2O(50%)
4. Shield (1)	22.95	316SS(85%)+H_2O(15%)
5. Shield (2)	31	316SS(85%)+H_2O(15%)
6. Shield End Wall (1)	10	B_4C(95%)
7. Shield End Wall (2)	1.5	316SS
8. Air	10.5	N_2 gas(80%) + O_2 gas (20%)
9. Dewar	13	316SS
10. Gap	9	He gas
11. TFC Support	10	316SS
12. TFC Conductor	80	Cu(76%) + 316SS(12%)
13. TFC Support	20	316SS

Table 16.7.3 Radiation response parameters for the inboard TF-coil — FER alternative

	Criteria	Results
Maximum neutron fluence (E>0.1 MeV) in the superconductor (n/cm^2/lifetime)*	$<2\times10^{18}$	5.845×10^{17}
Maximum atomic displacement in the copper stabilizer (dpa/y)	$<5\times10^{-5}$	2.675×10^{-5}
Maximum dose in the insulator (rad/lifetime)*	$<3\times10^{9}$	6.289×10^{8}
Maximum nuclear heating in the TF-coil (W/cc)	$<1\times10^{-3}$	1.081×10^{-4}
Total nuclear heating in the TF-coils (kW)	10	6.340

* Lifetime : Wall loading of 3 MWy/m^2

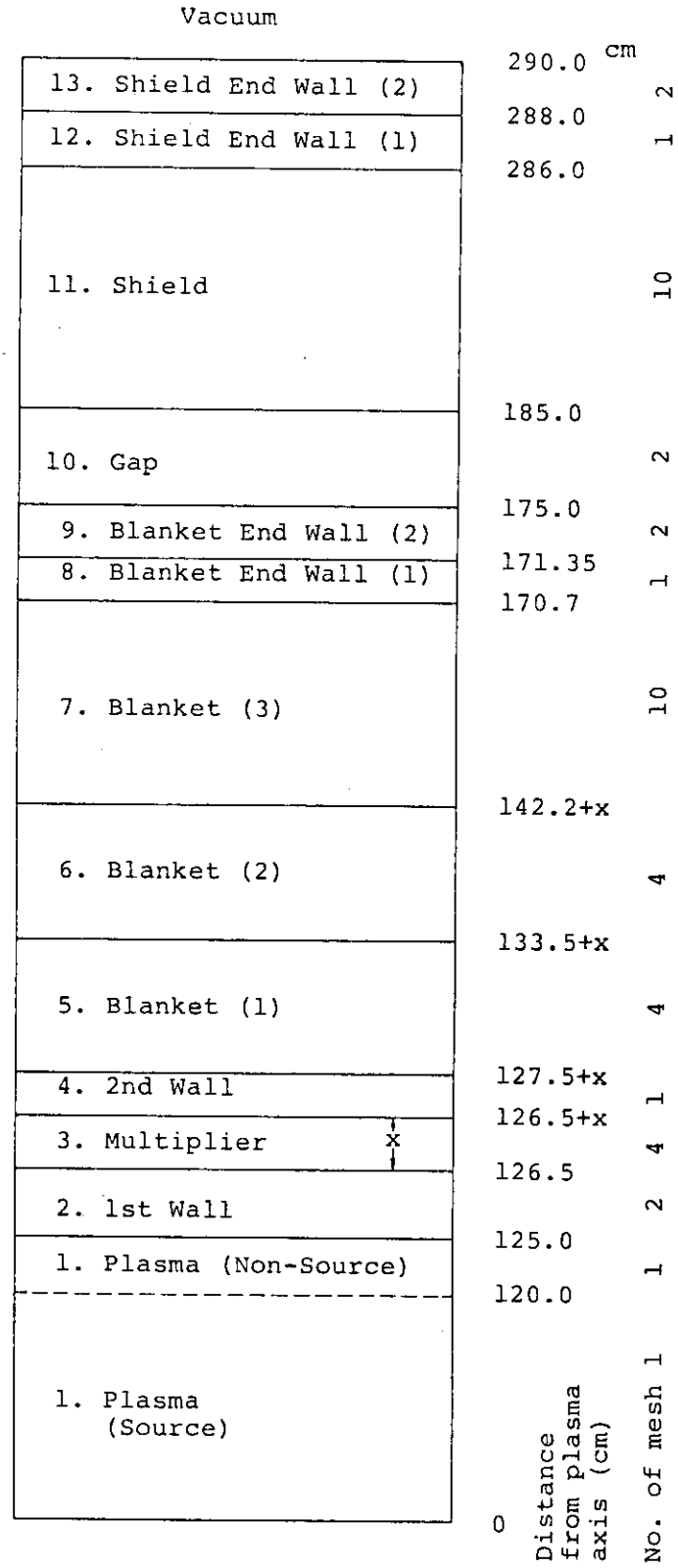


Fig. 16.2.1 Cylindrical model for blanket survey calculation

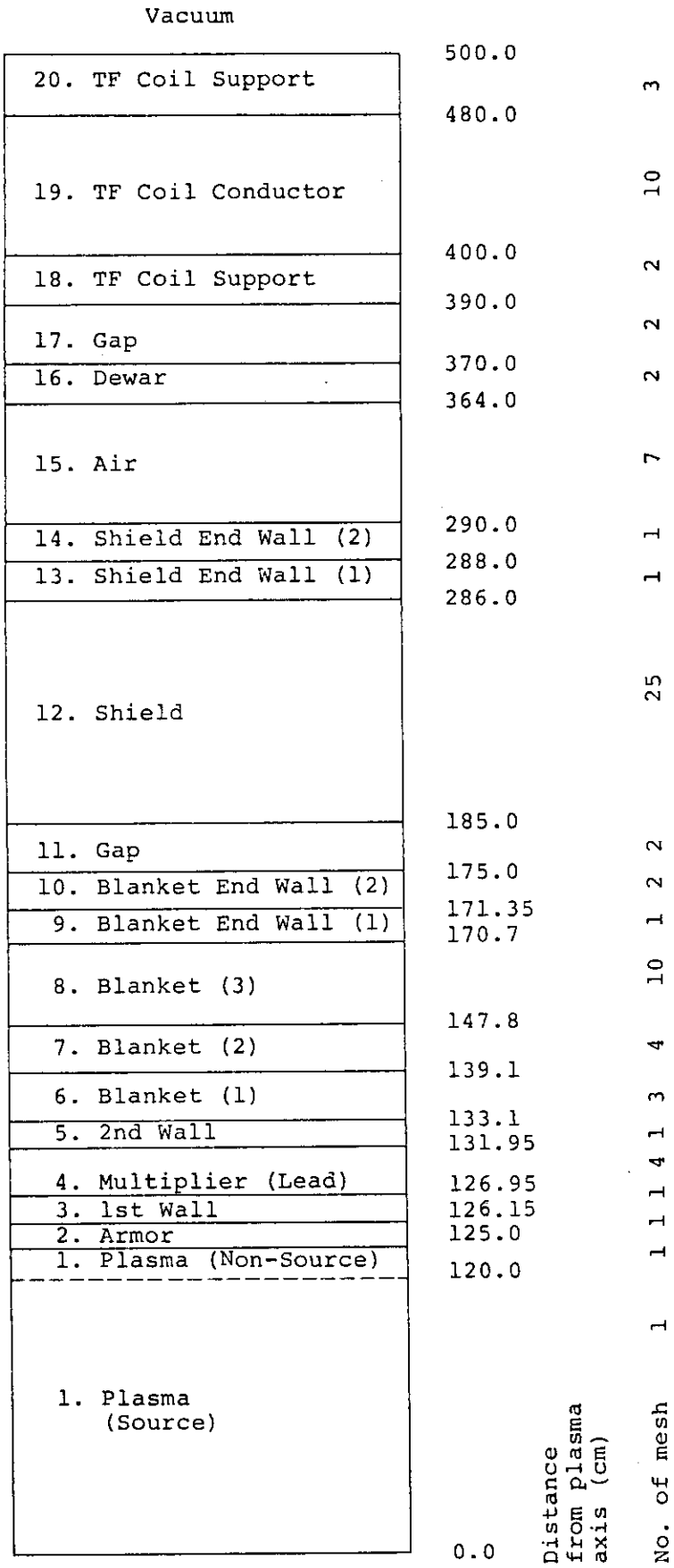


Fig. 16.2.2 Cylindrical model for outboard bulk shielding calculation

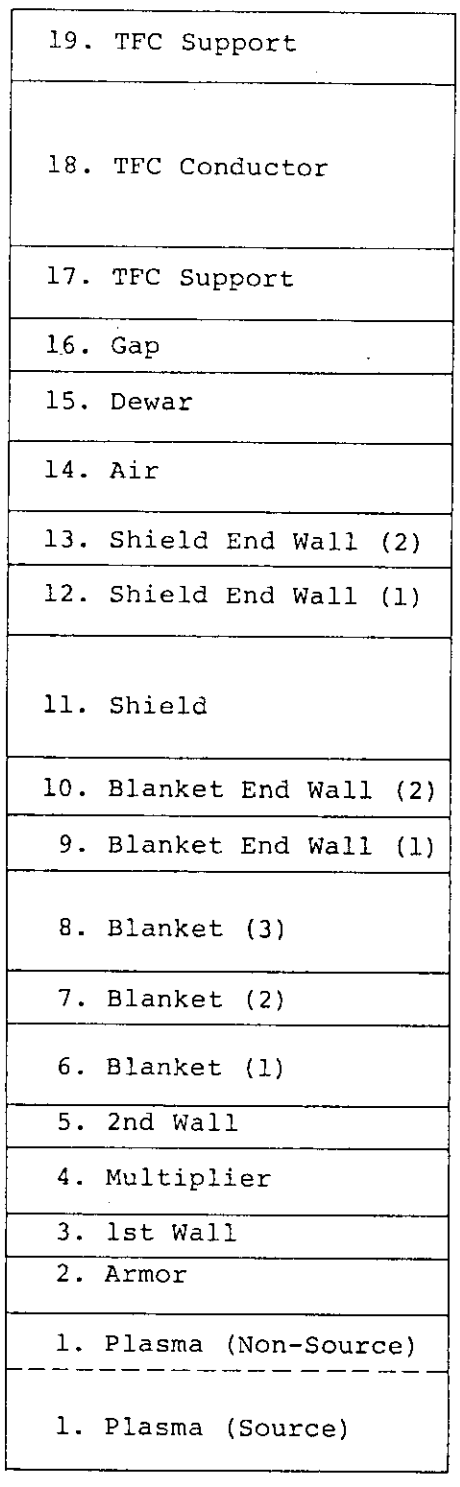


Fig. 16.2.3 Cylindrical model for inboard bulk shielding calculation

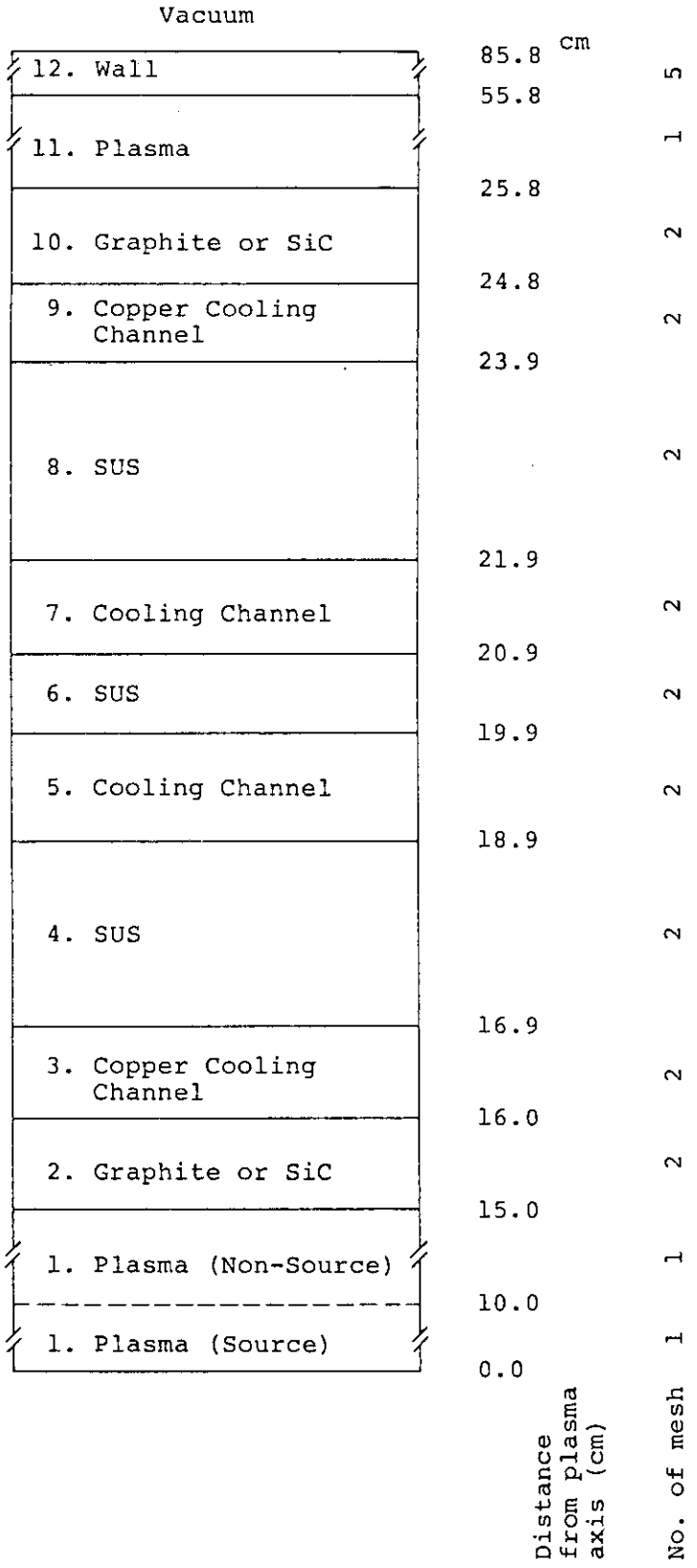


Fig. 16.2.4 Slab model for pump limiter nuclear heating rate calculation

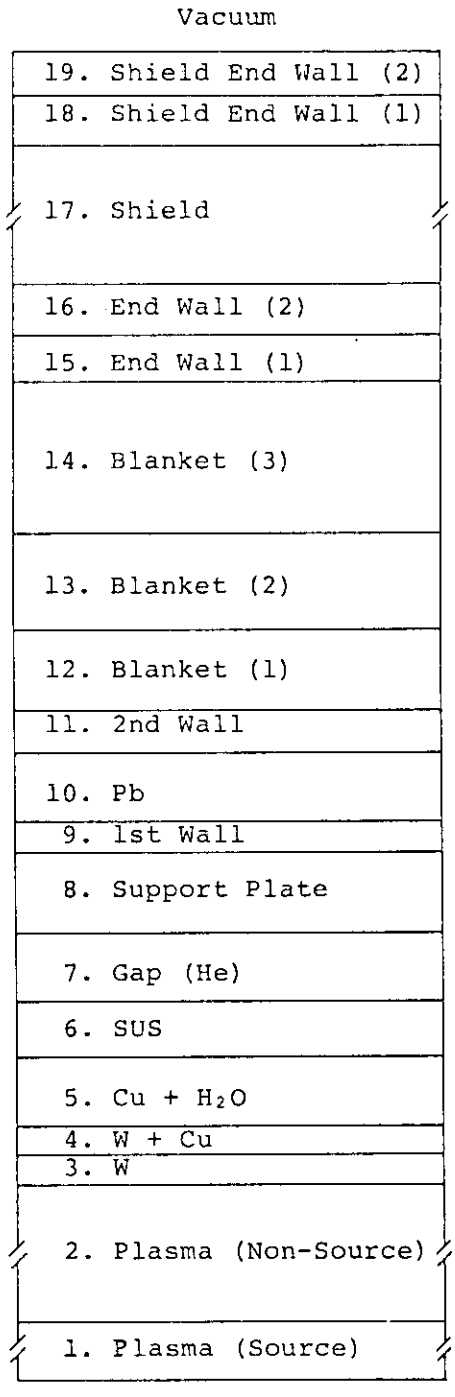


Fig. 16.2.5 Slab model for divertor nuclear heating rate calculation

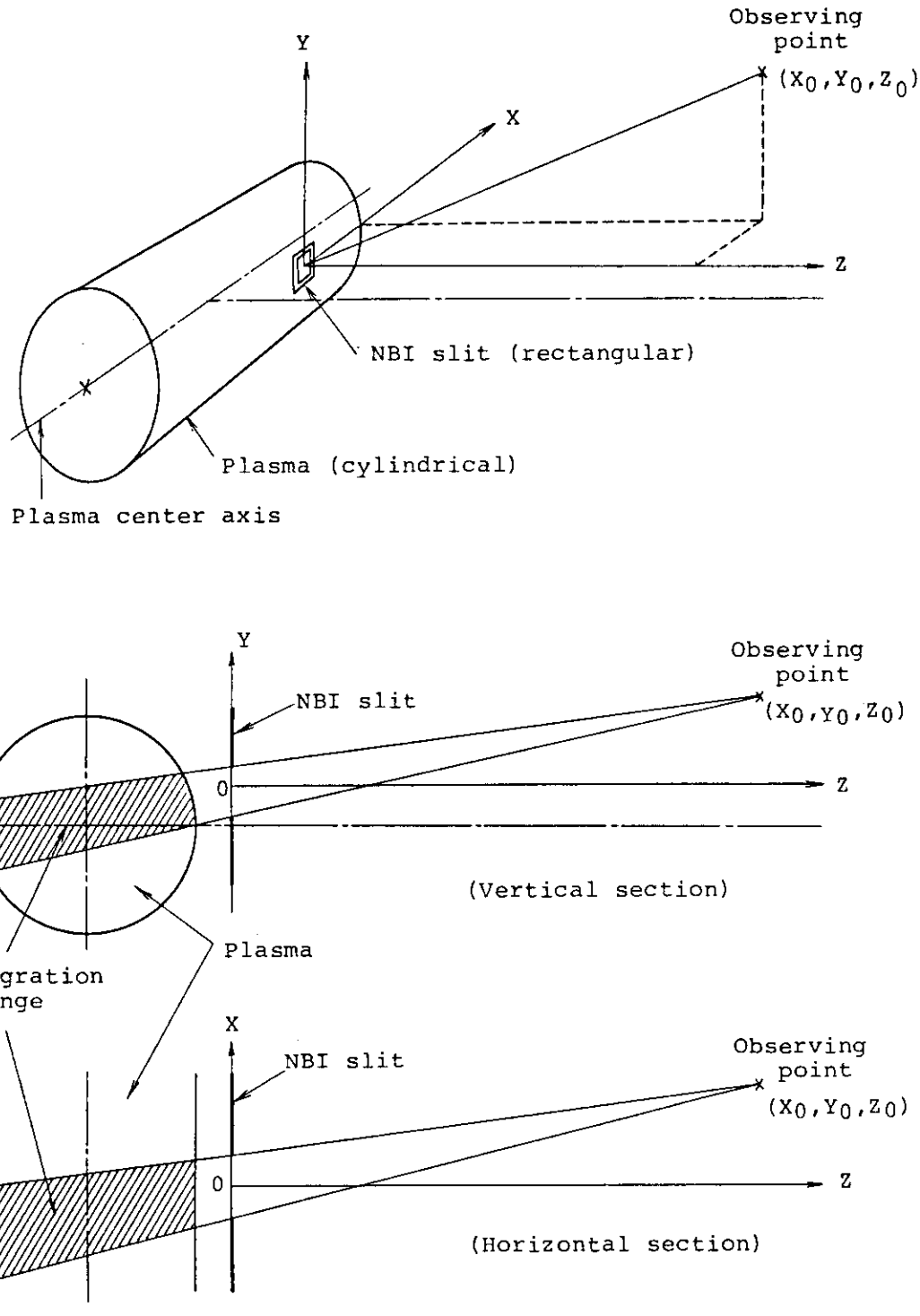
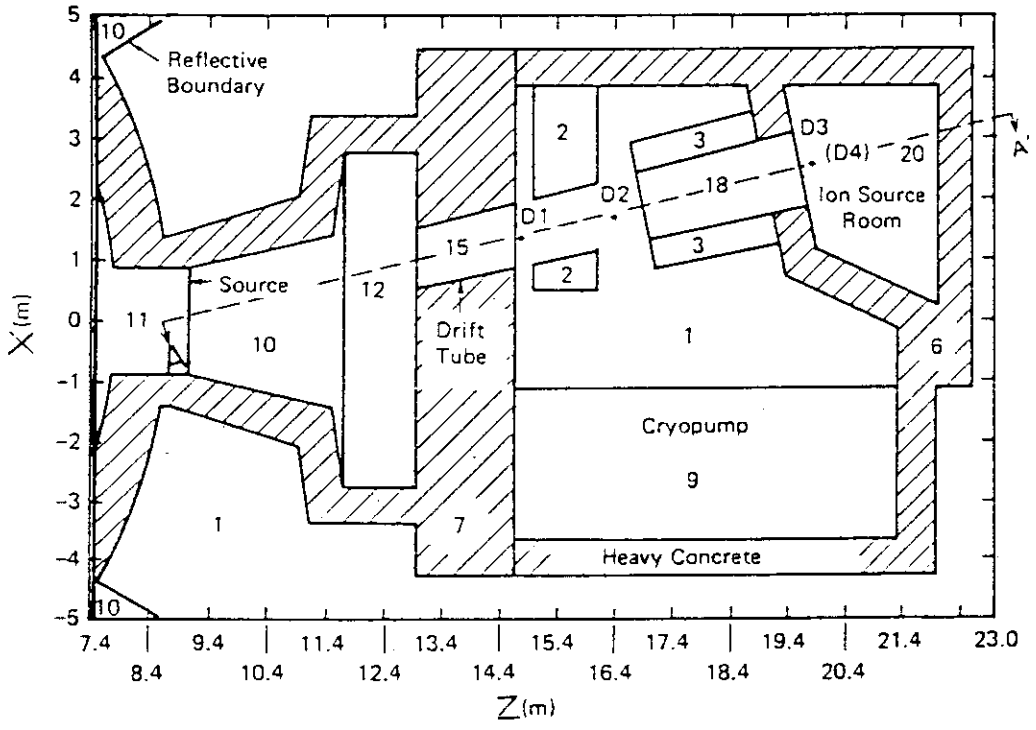
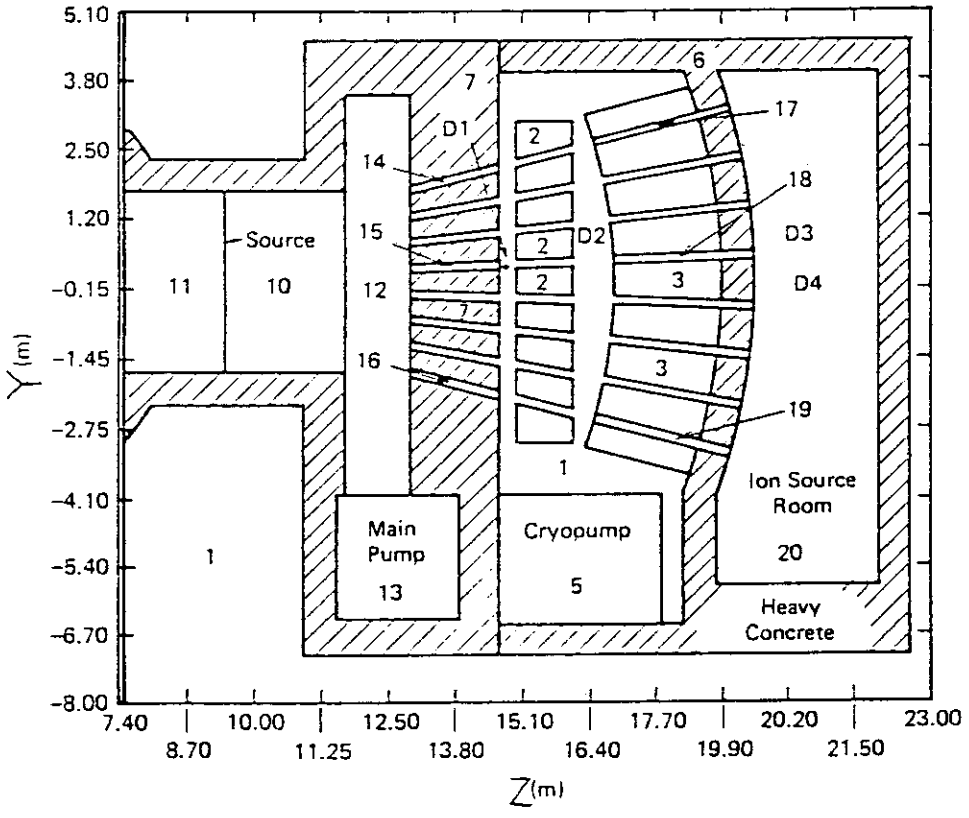


Fig. 16.2.6 Co-ordinate of the line-of-sight calculation for estimation of NBI port streaming



(a)



(b)

Fig. 16.2.7 Calculational model of the NBI: (a) horizontal cross section and (b) vertical cross section along the plane AA' for INTOR-J

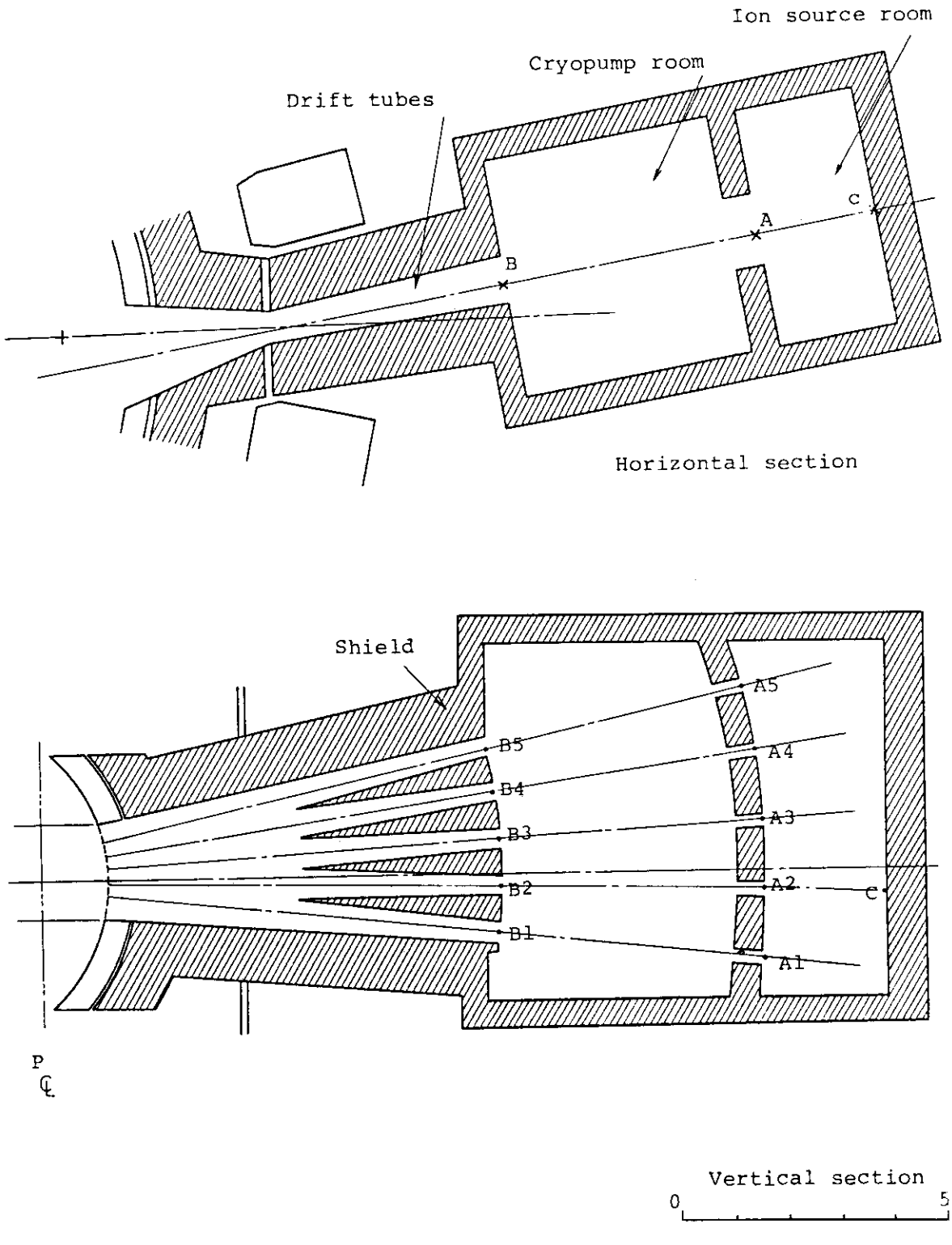


Fig. 16.2.8 Radiation shielding calculational model of the NBI for FER

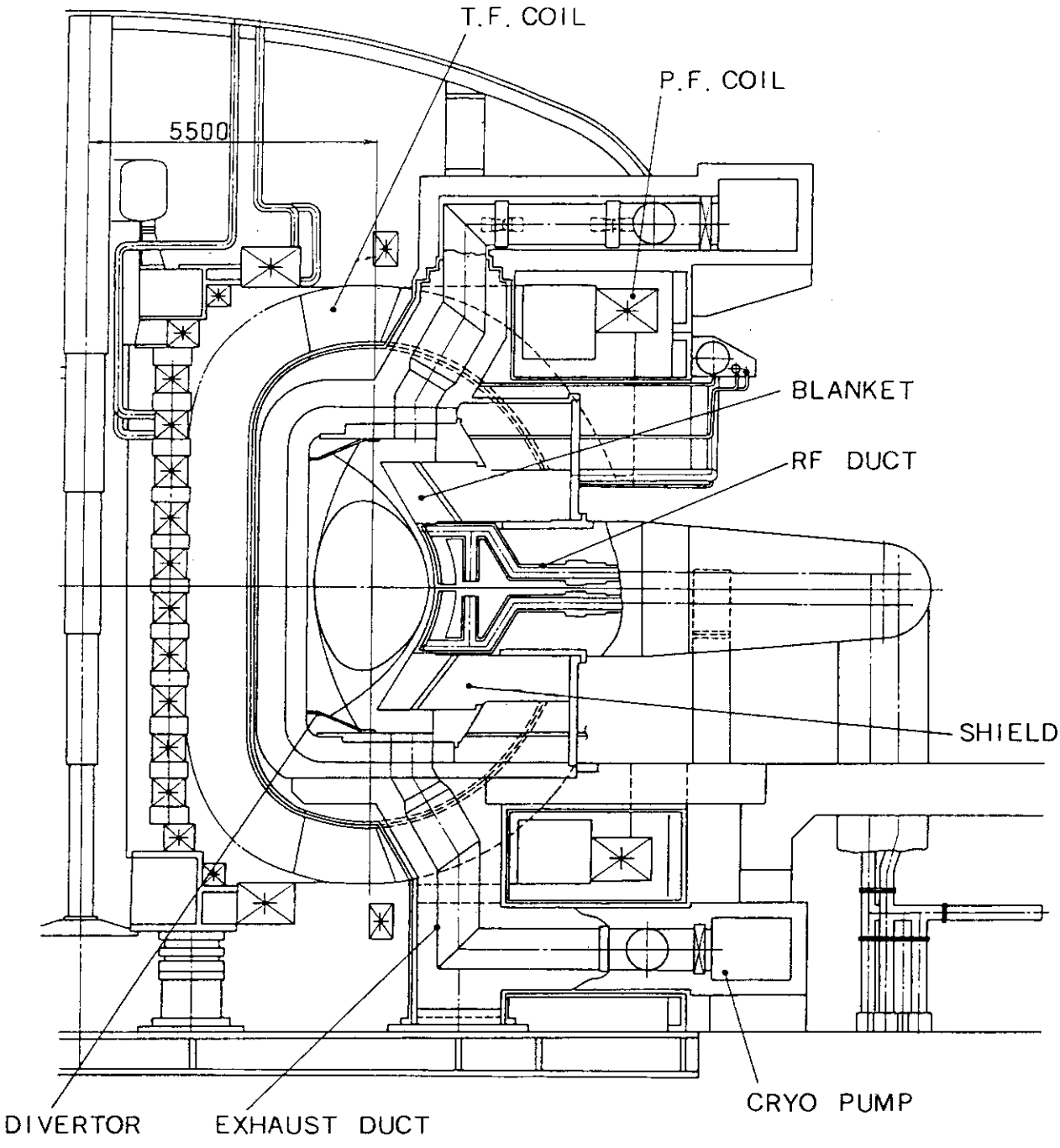


Fig. 16.2.9 Vertical view of FER

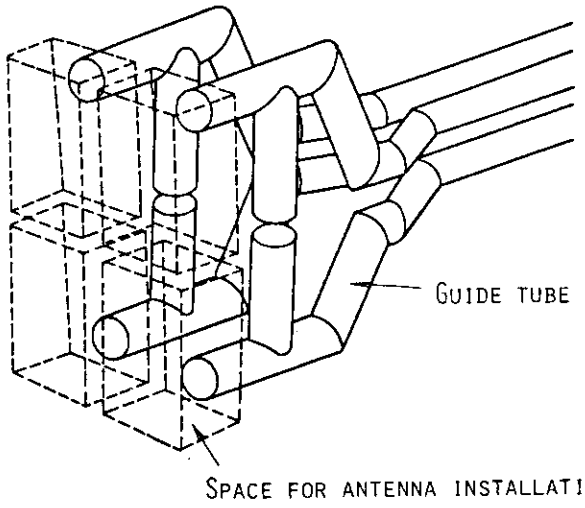
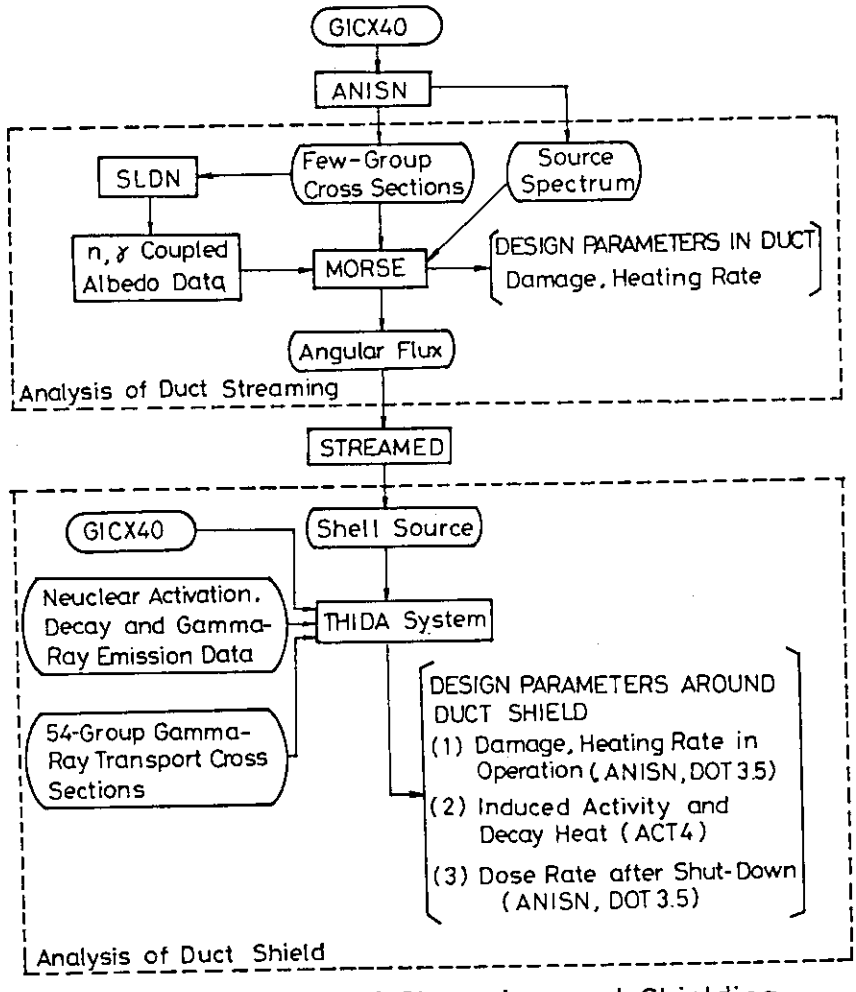
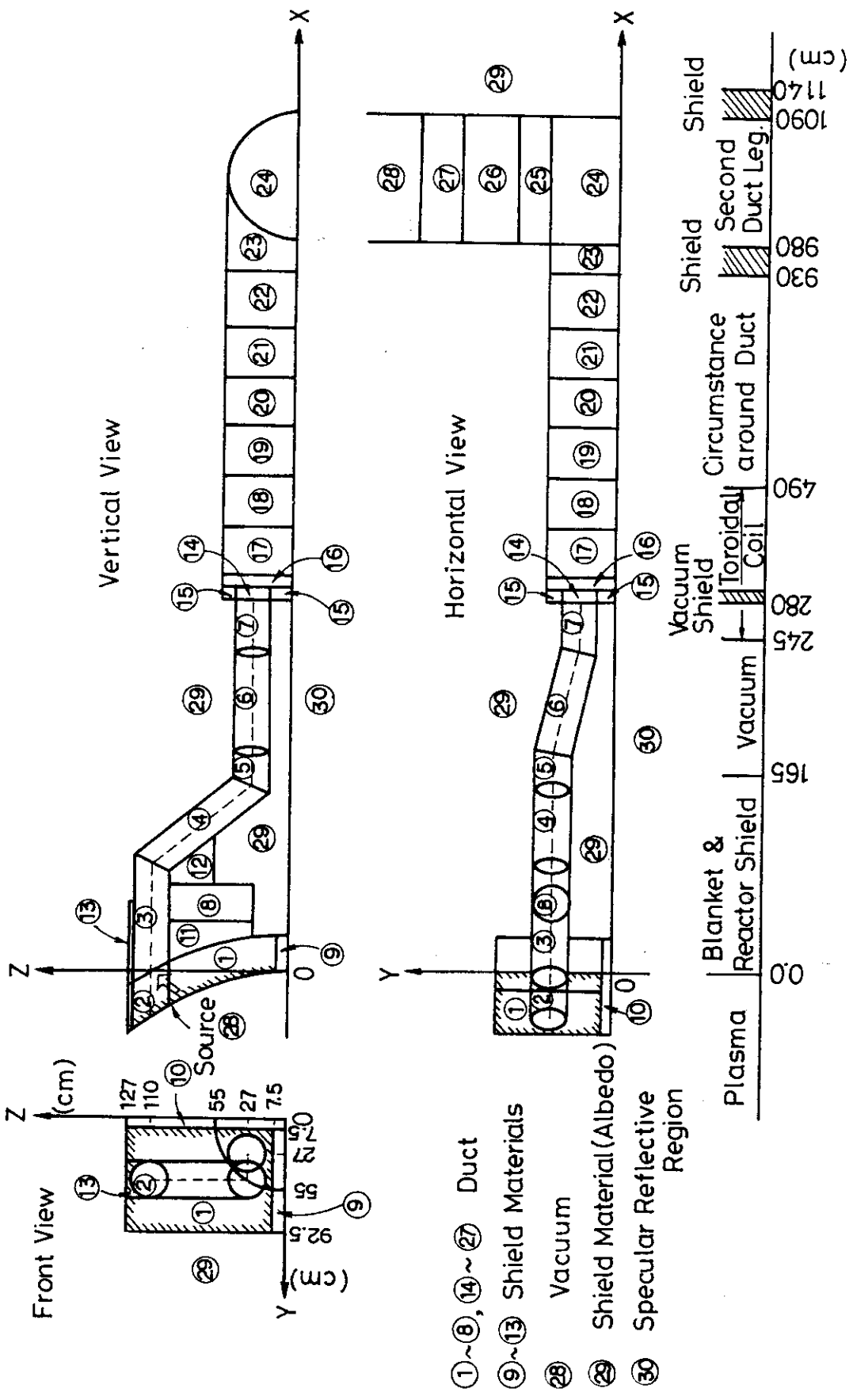


Fig. 16.2.10 A schematic view of RF guide tube



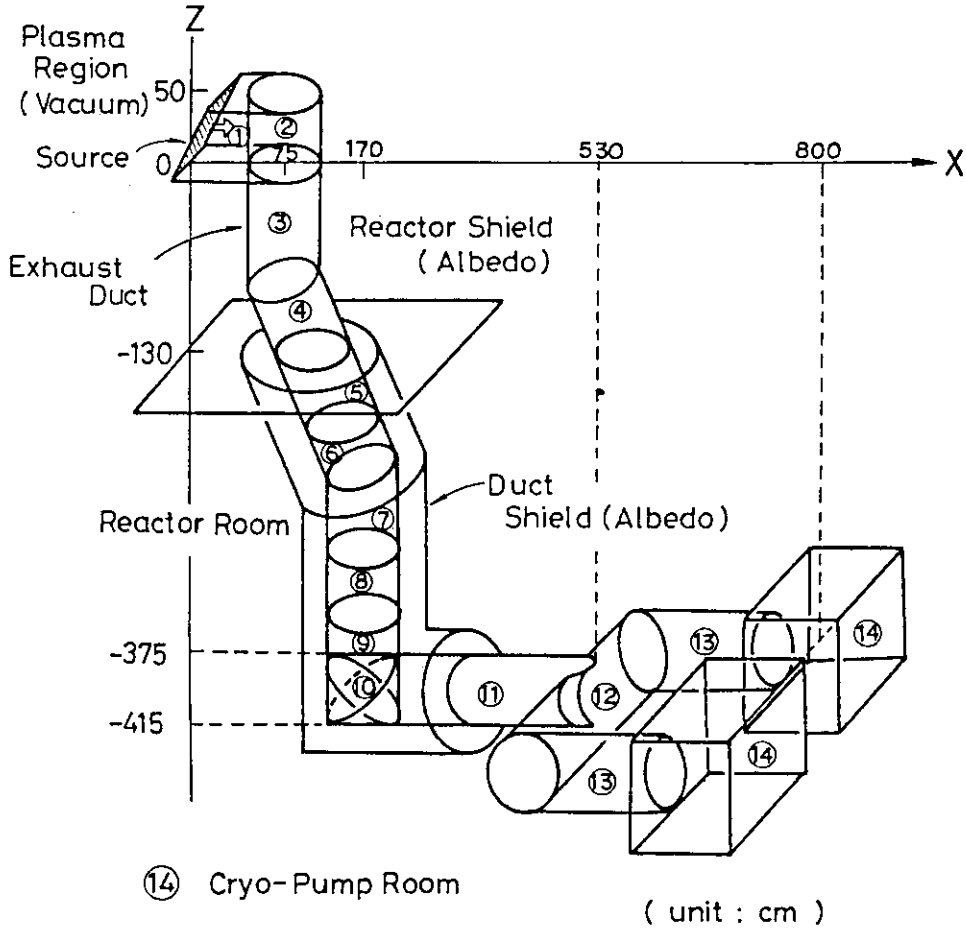
Flow Diagram of Streaming and Shielding Analysis of Duct

Fig. 16.2.11



Calculational Geometry of RF Duct

Fig. 16.2.12



Calculational Geometry of Exhaust Duct

Fig. 16.2.13

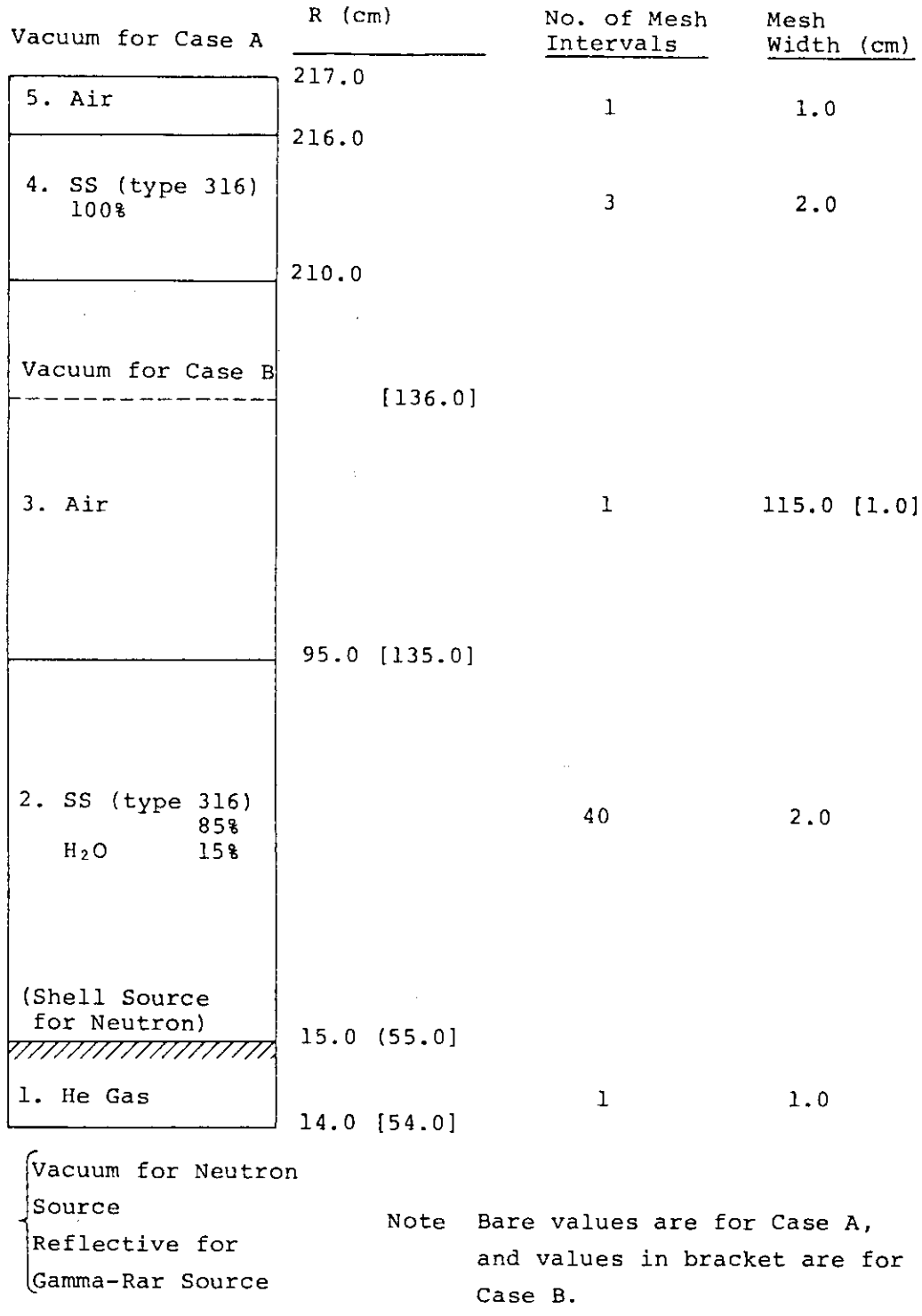
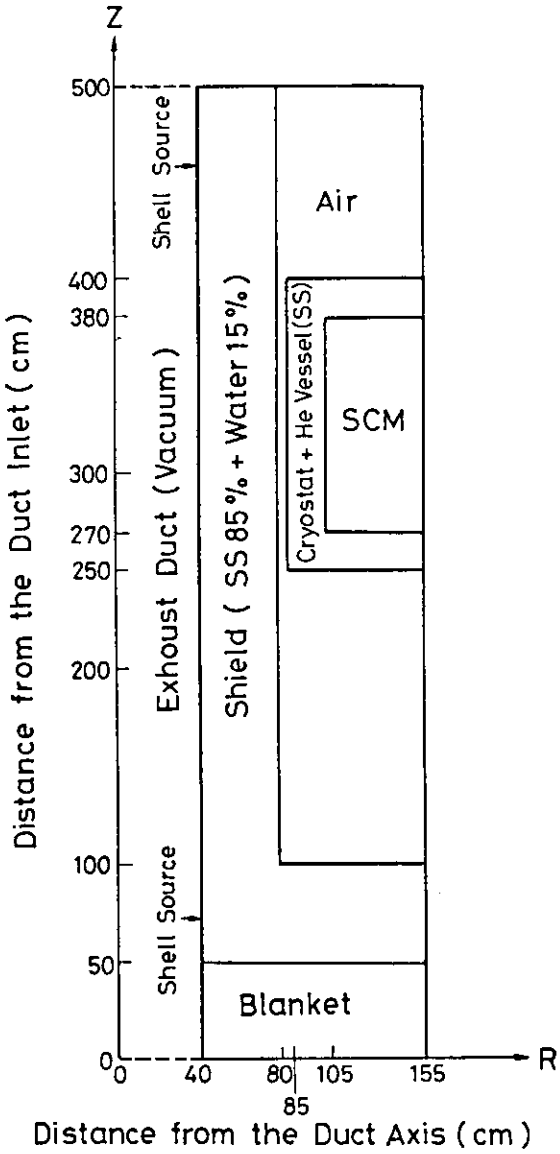


Fig. 16.2.14 One-dimensional cylindrical model for RF duct bulk-shielding calculation



Calculational Geometry of Exhaust Duct

Fig. 16.2.15

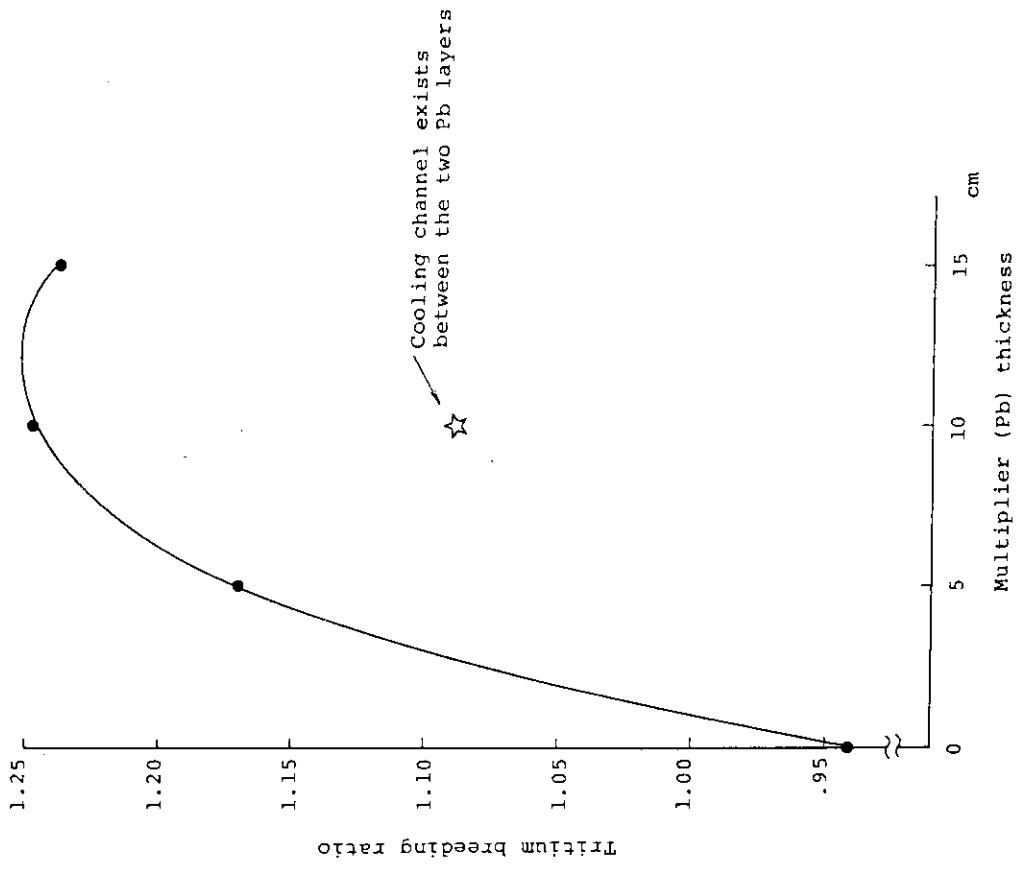


Fig. 16.3.2 Effect of multiplier thickness on tritium breeding ratio (^{6}Li enrichment 70%)

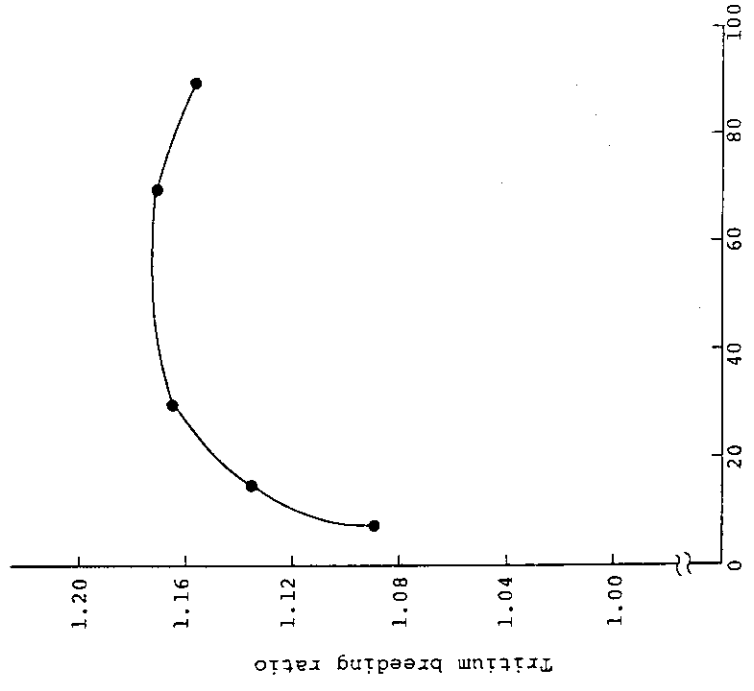


Fig. 16.3.1 Effect of ^{6}Li enrichment on tritium breeding ratio (Multiplier thickness 5 cm)

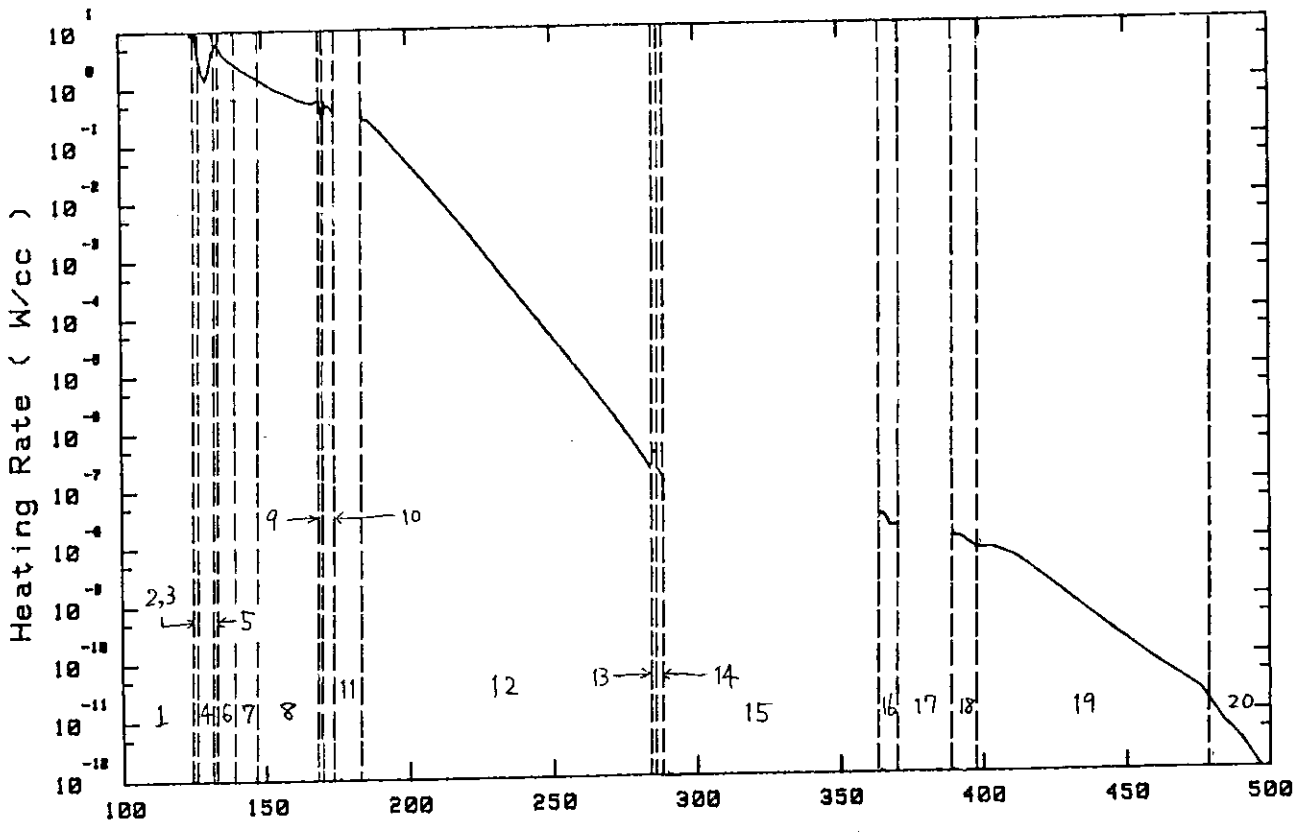


Fig. 16.4.1 Nuclear heating rate distribution in outboard system (End of life)

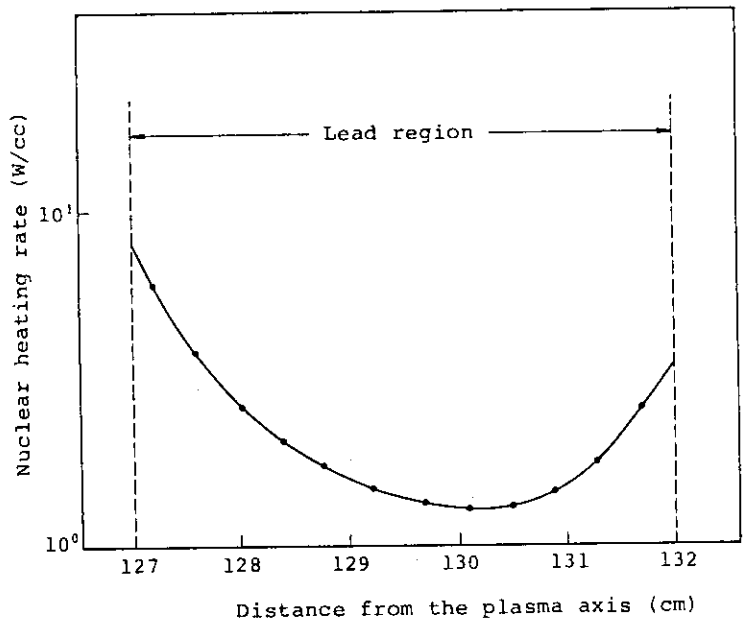


Fig. 16.4.2 Nuclear heating rate distribution in lead multiplier of outboard system (Beginning of life)

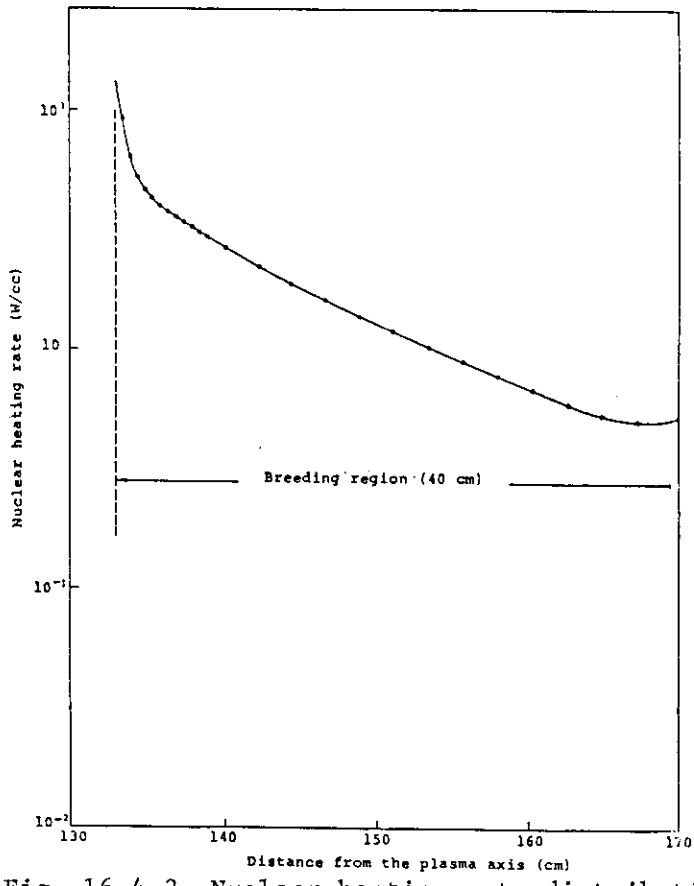


Fig. 16.4.3 Nuclear heating rate distribution in outboard blanket (End of life)

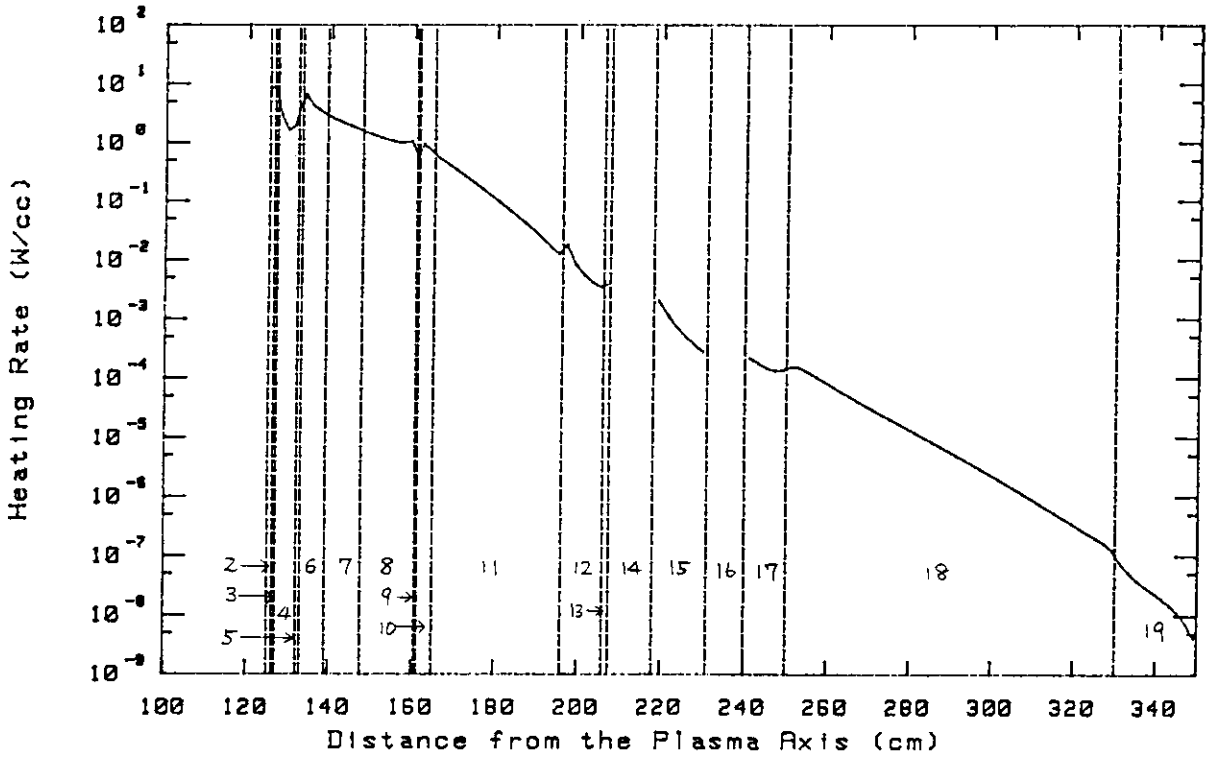


Fig. 16.4.4 Nuclear heating rate distribution in inboard system (End of life)

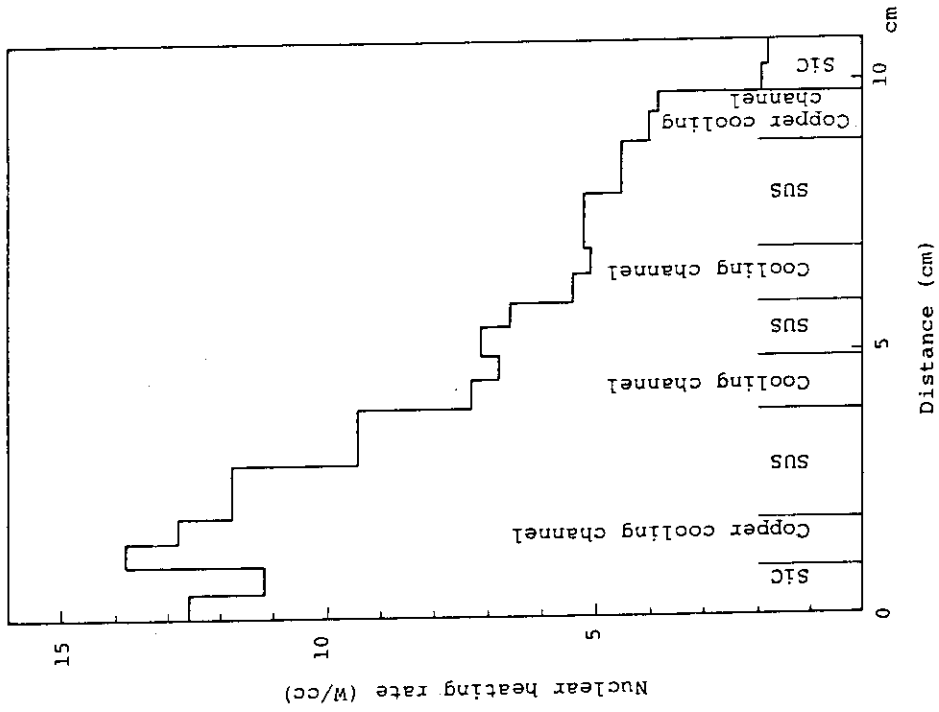


Fig. 16.4.6 Nuclear heating rate distribution in pump limiter (SiC armor)

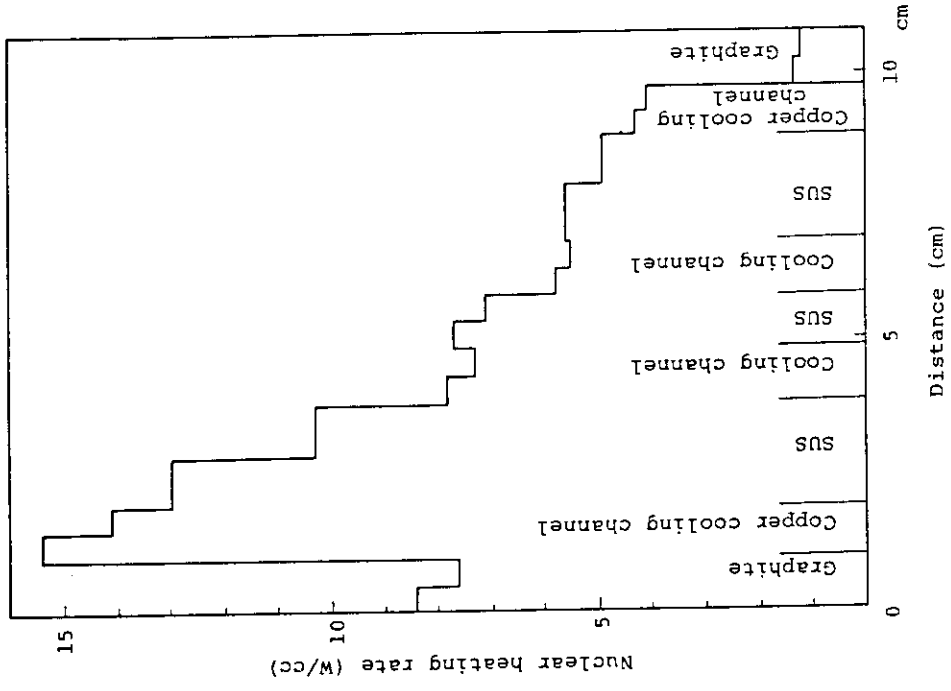


Fig. 16.4.5 Nuclear heating rate distribution in pump limiter (Graphite armor)

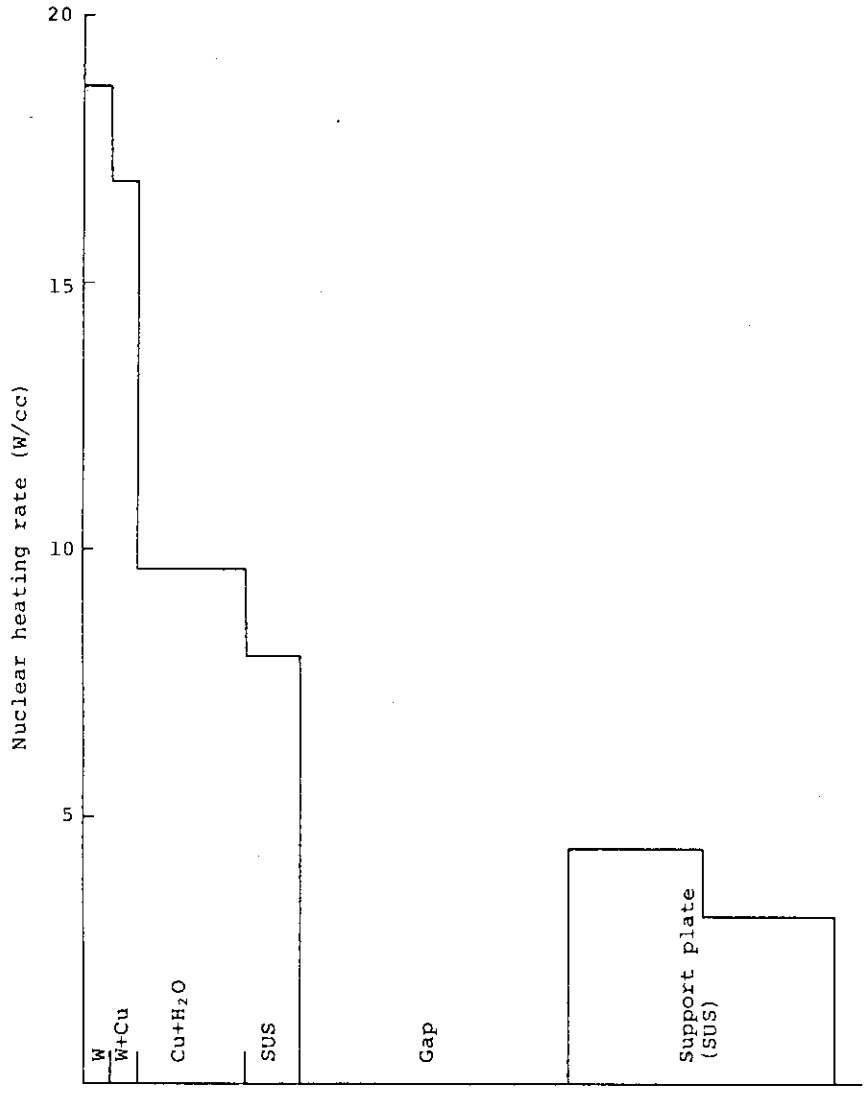


Fig. 16.4.7 Nuclear heating rate distribution in divertor region

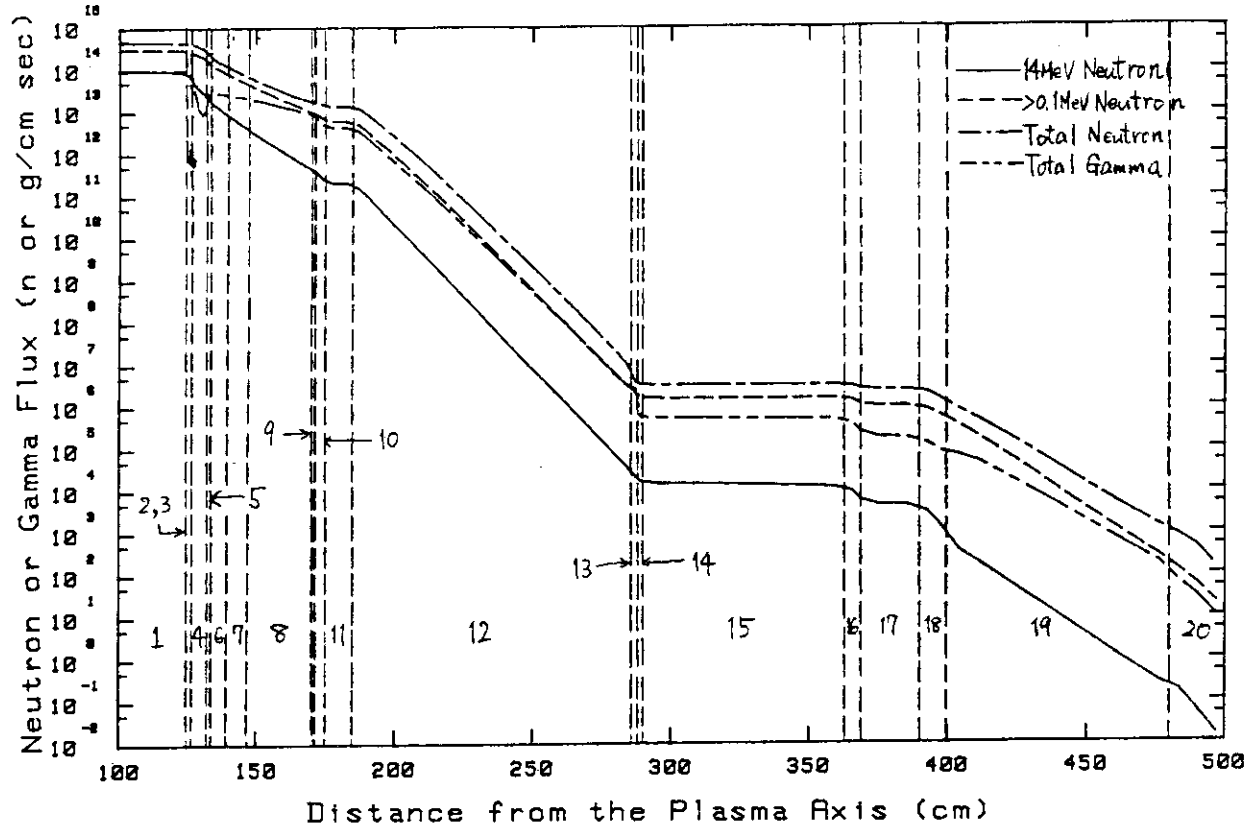


Fig. 16.5.1 Neutron and gamma flux, distributions in outboard system

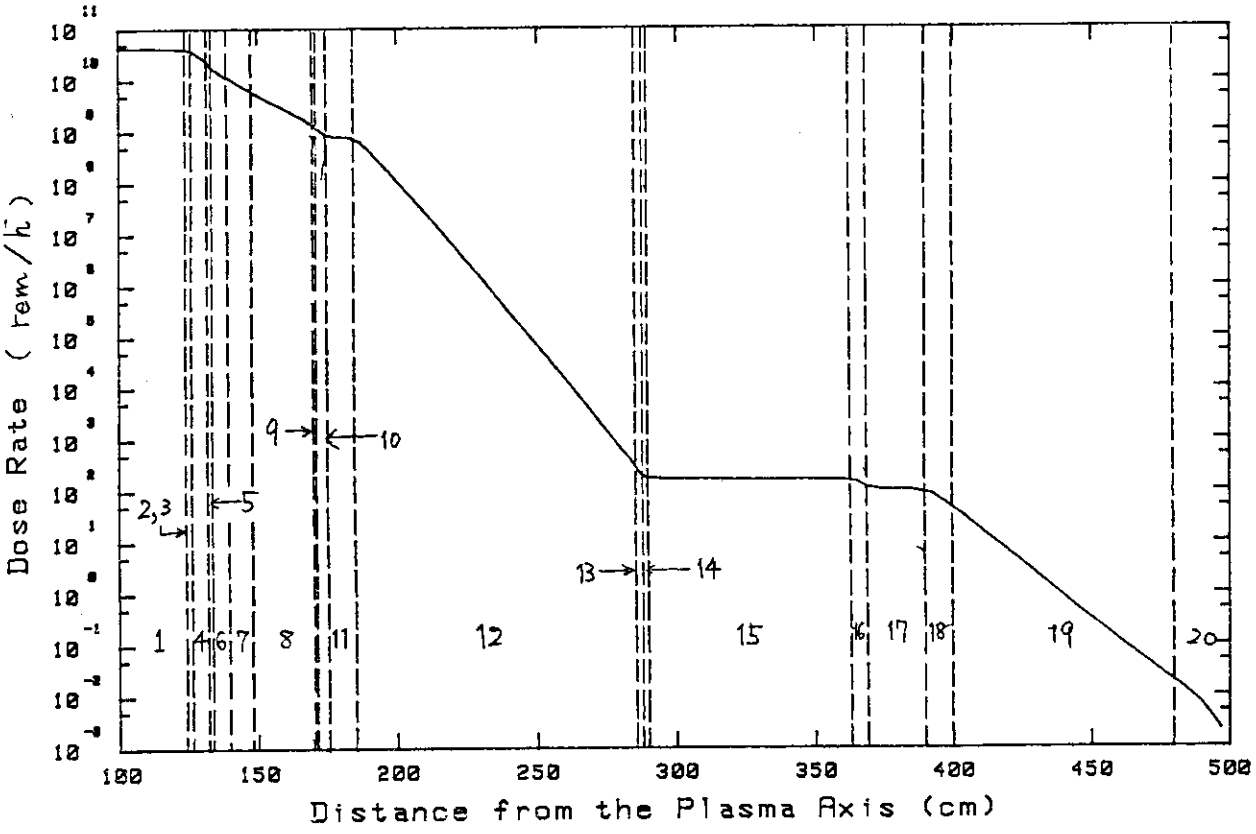


Fig. 16.5.2 Dose rate distribution in outboard system (under operation)

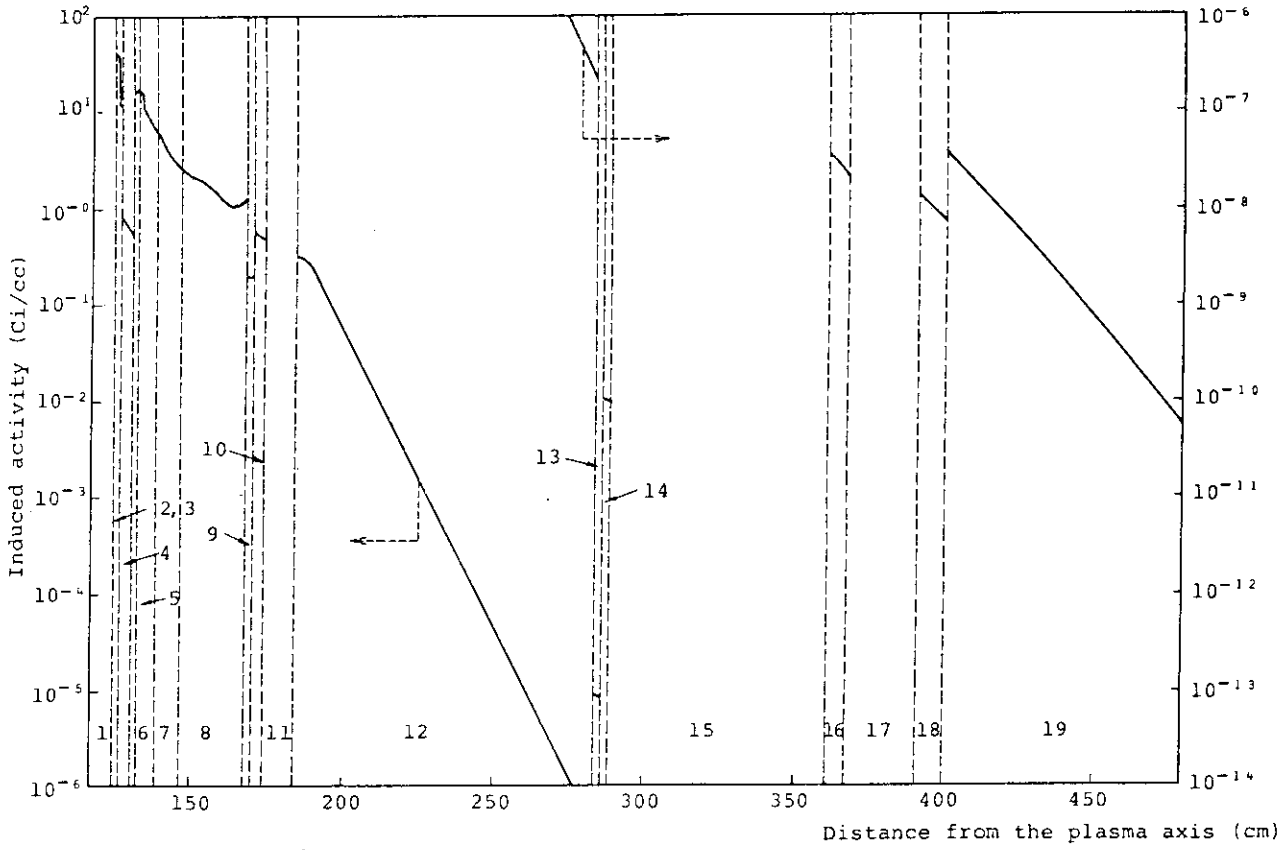


Fig. 16.5.3 Induced activity distribution in outboard system (1 day after shutdown)

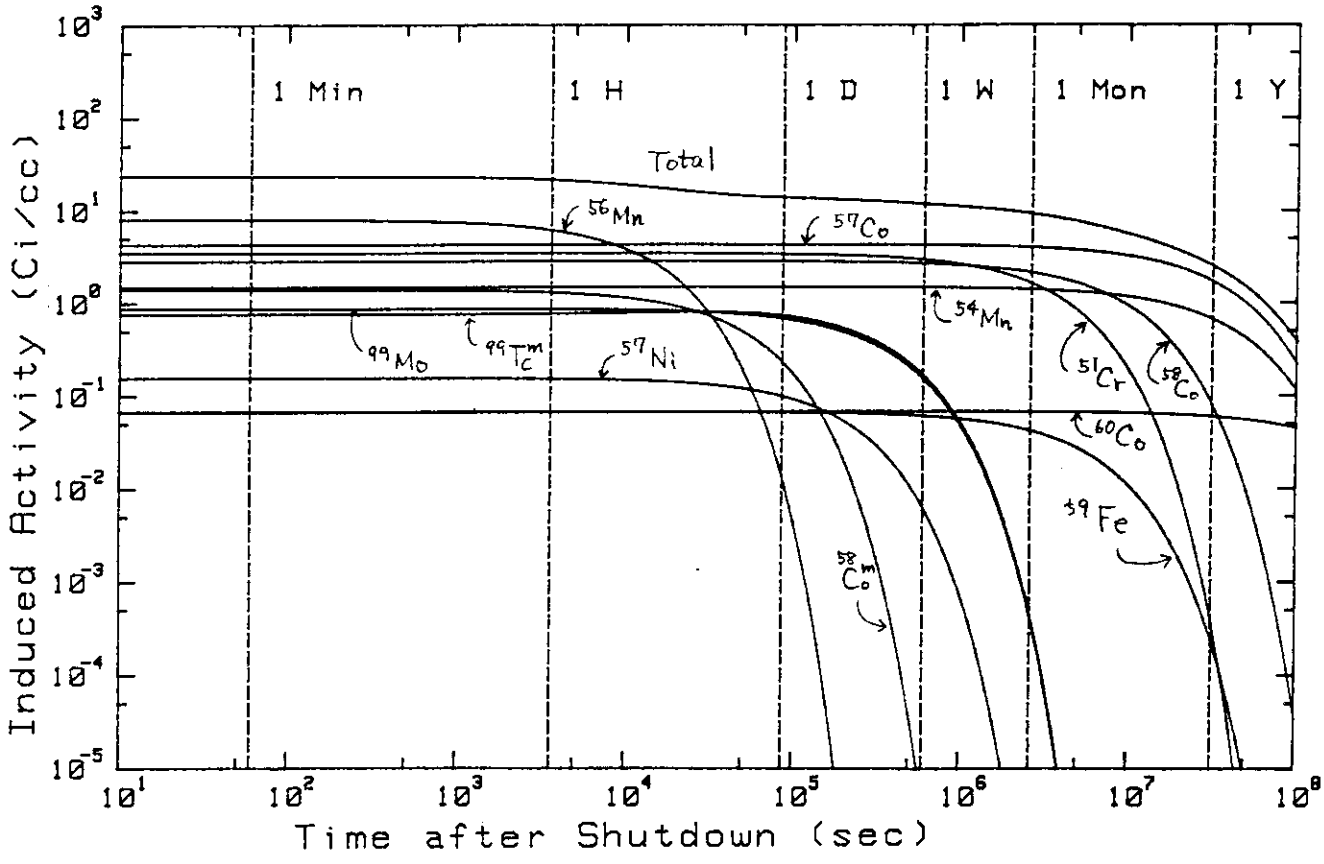


Fig. 16.5.4 Induced activities at first wall in outboard system as a function of time after shutdown

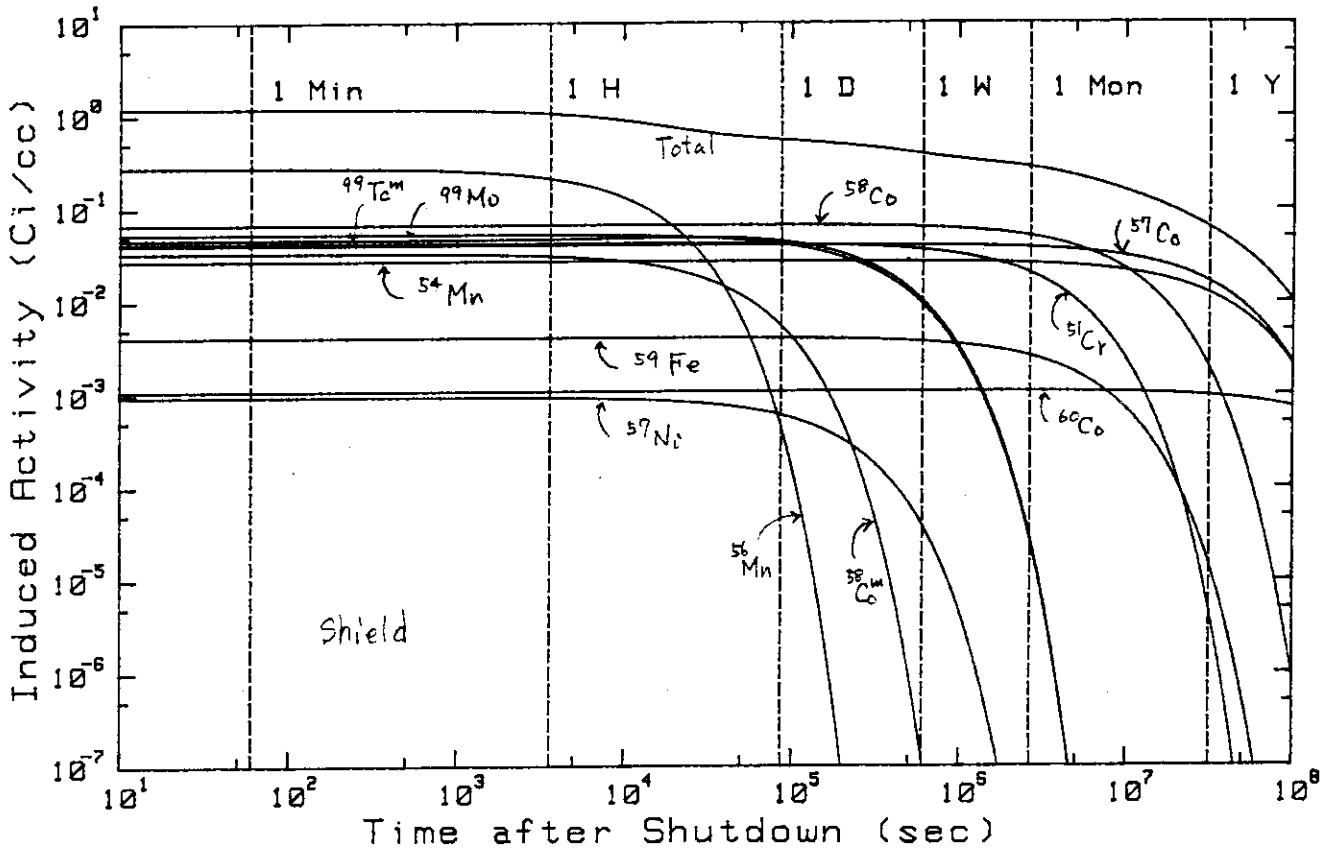


Fig. 16.5.5 Induced activities at shield region closest to plasma in outboard system as a function of time after shutdown

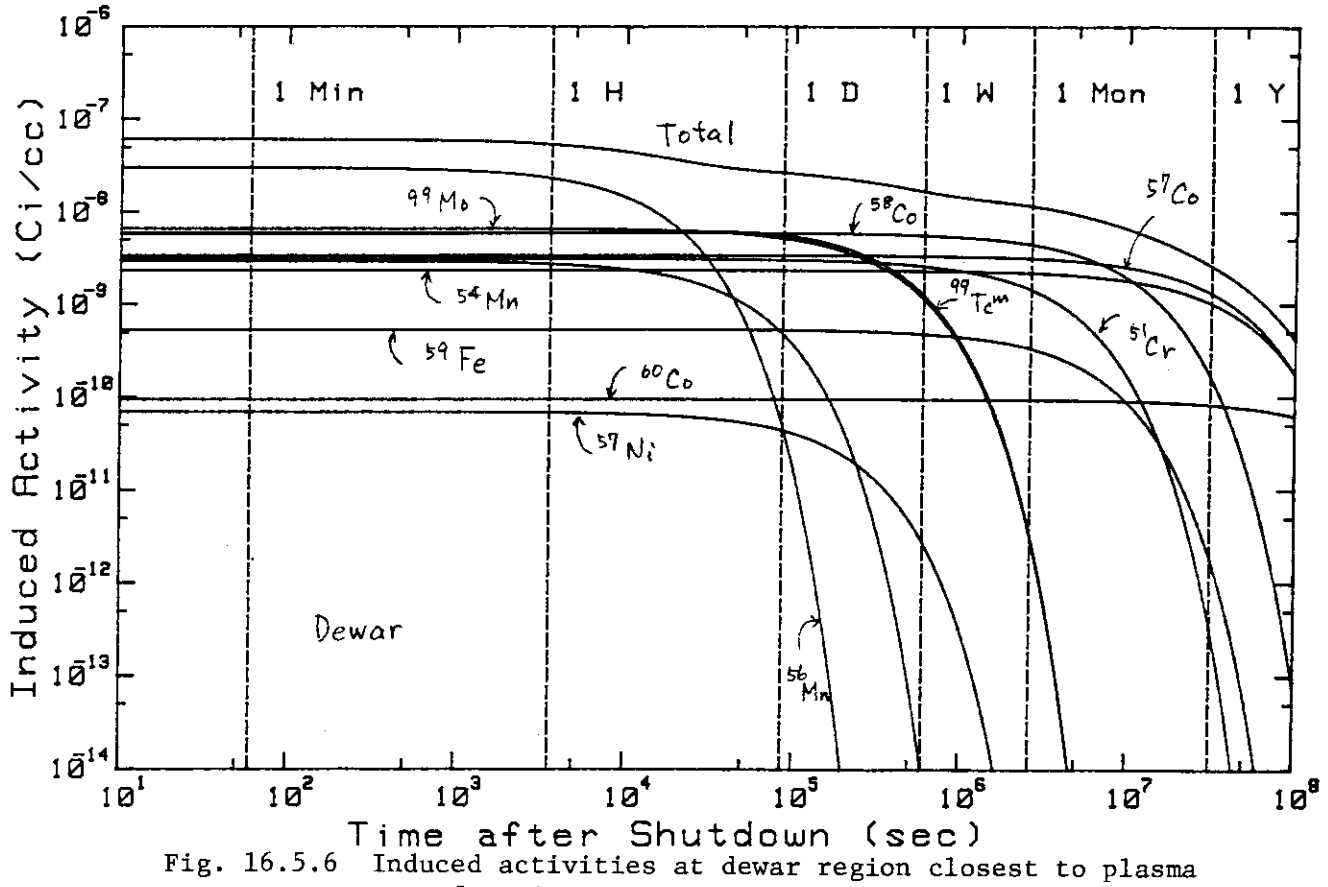


Fig. 16.5.6 Induced activities at dewar region closest to plasma as a function of time after shutdown

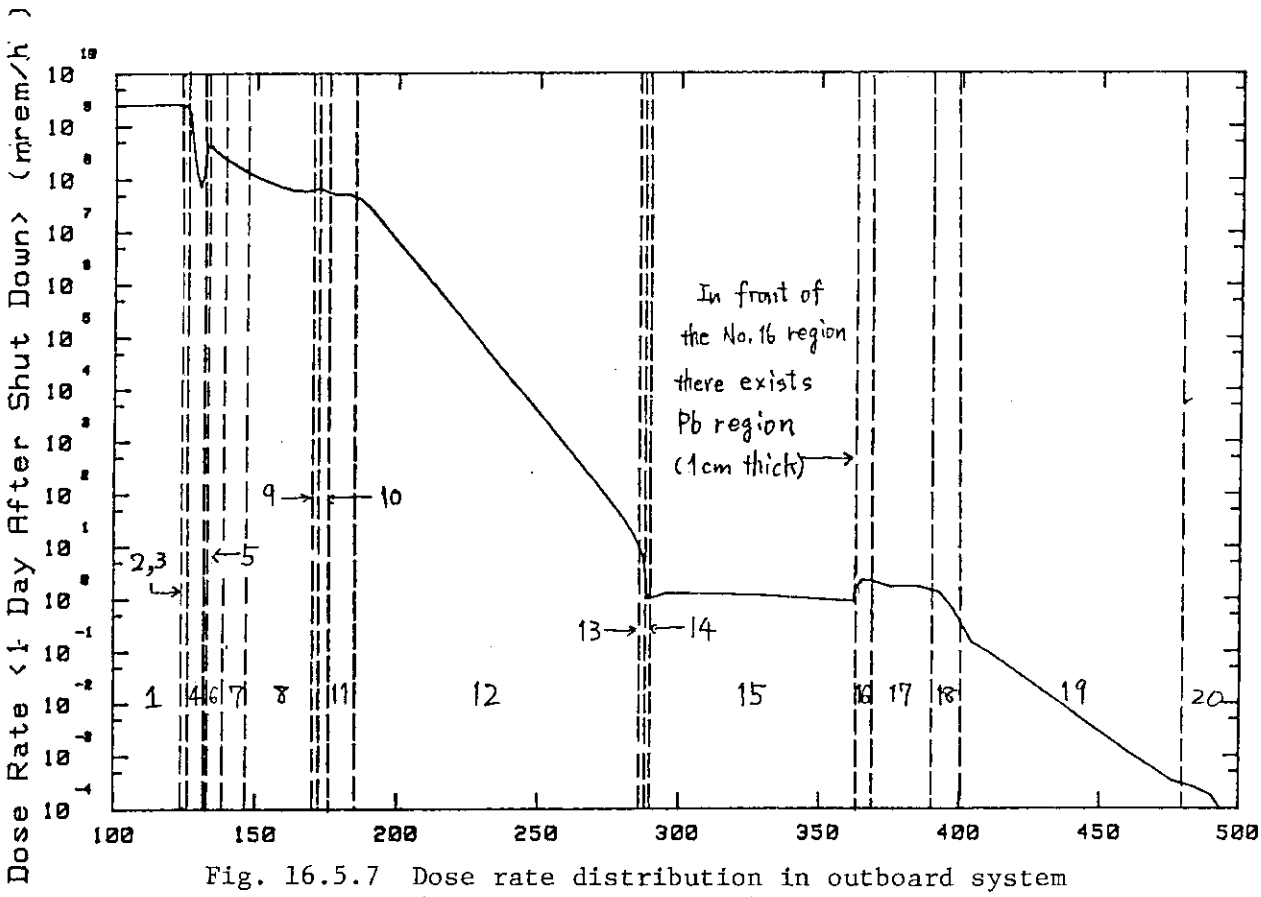


Fig. 16.5.7 Dose rate distribution in outboard system (1 day after shutdown)

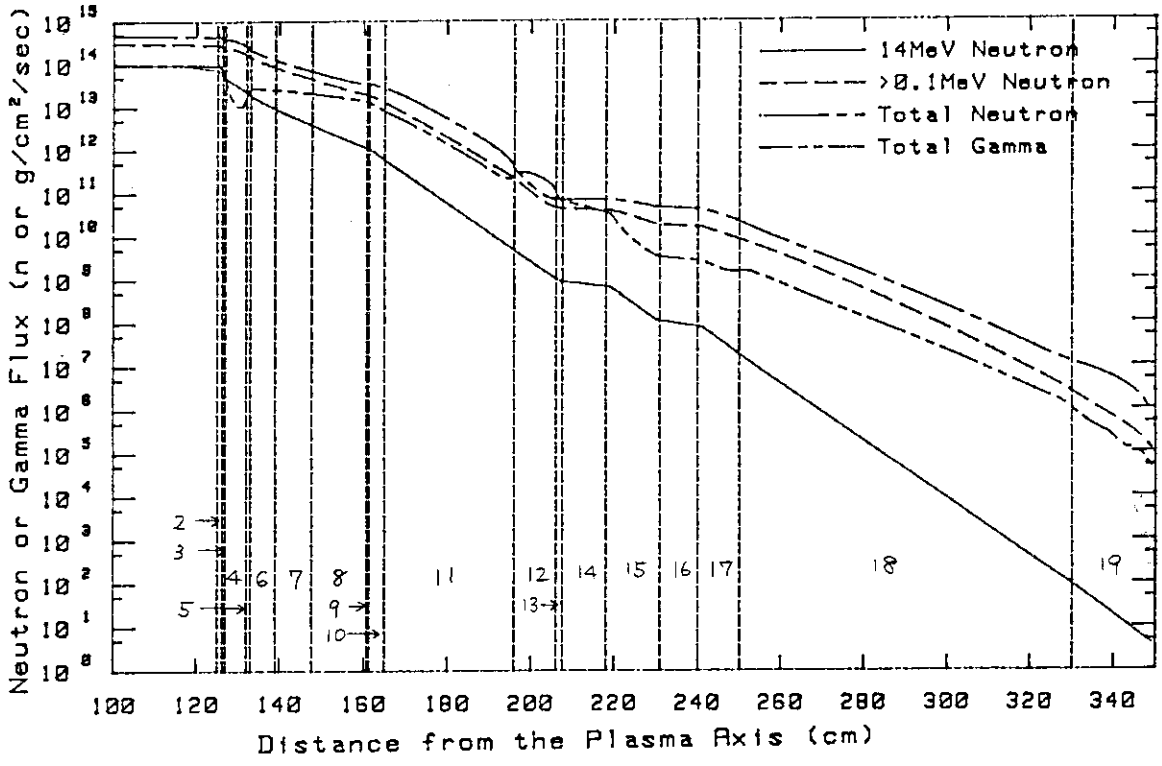


Fig. 16.5.8 Neutron and gamma flux distributions in inboard system

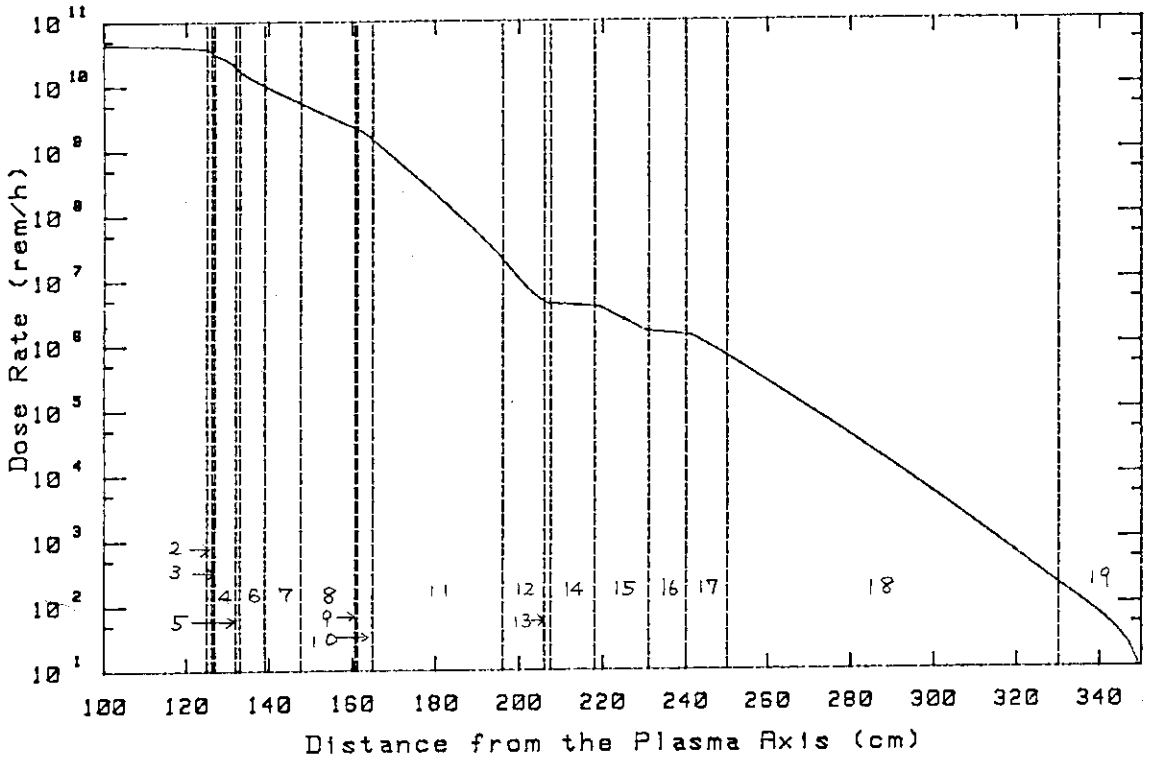


Fig. 16.5.9 Dose rate distribution in inboard system (under operation)

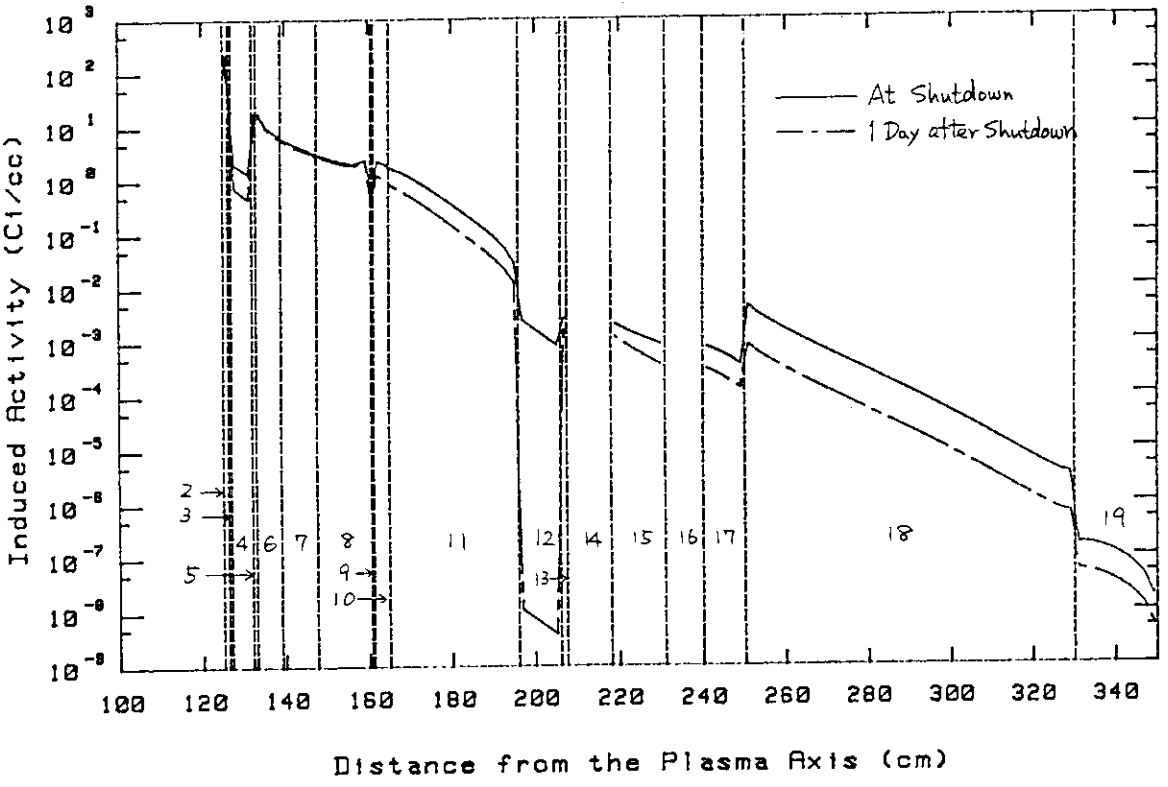


Fig. 16.5.10 Induced activity distributions in inboard system

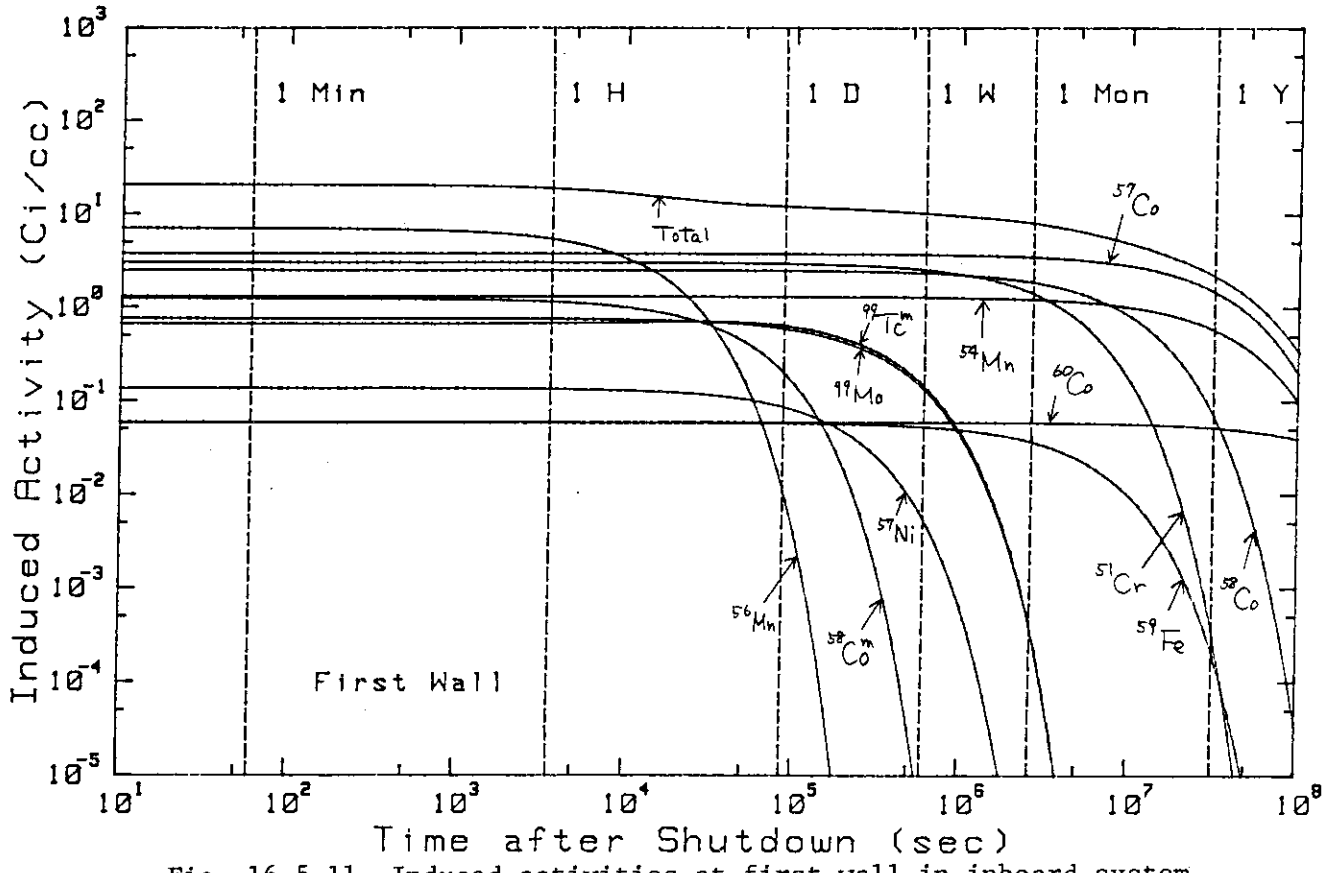


Fig. 16.5.11 Induced activities at first wall in inboard system as a function of time after shutdown

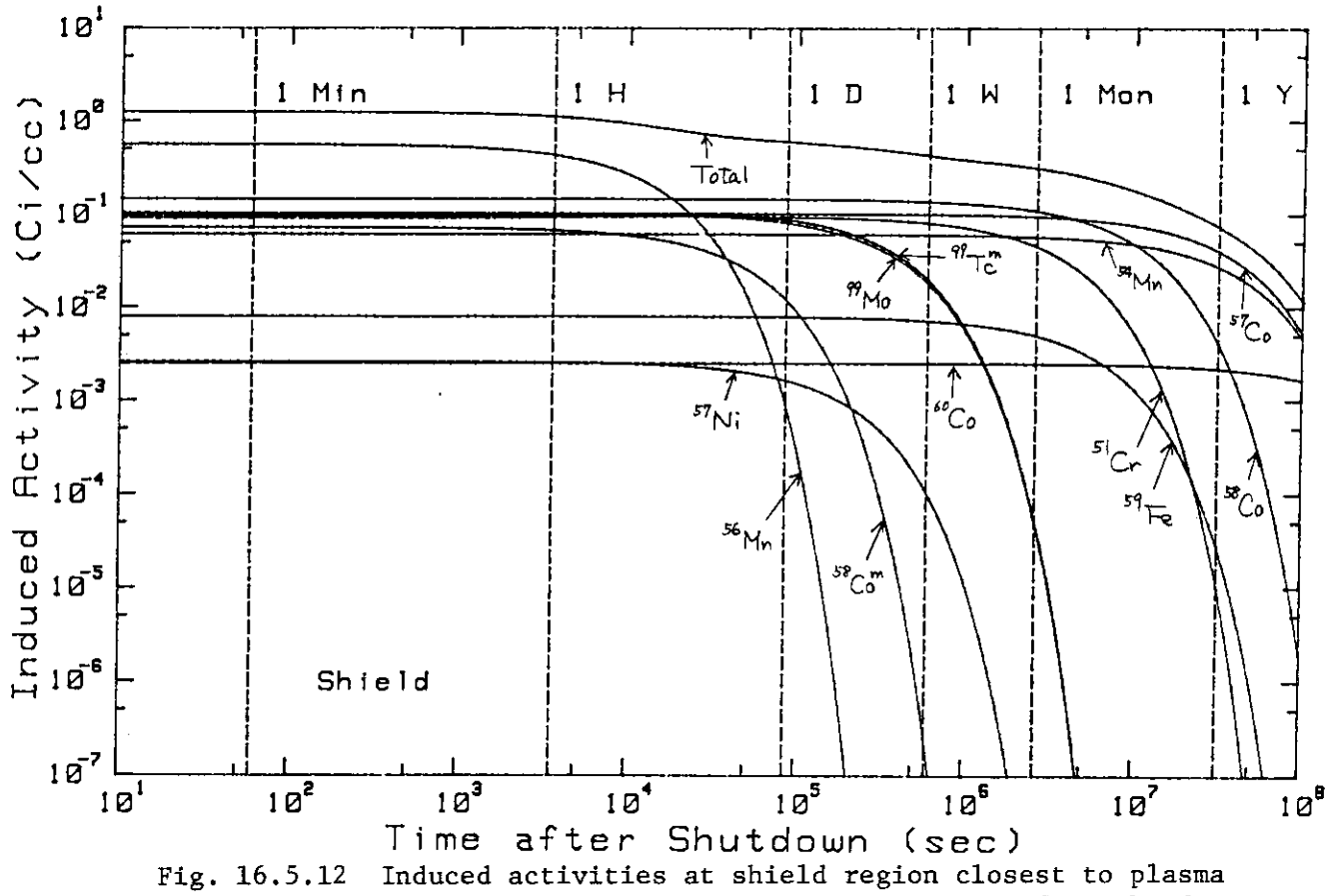


Fig. 16.5.12 Induced activities at shield region closest to plasma in inboard system as a function of time after shutdown

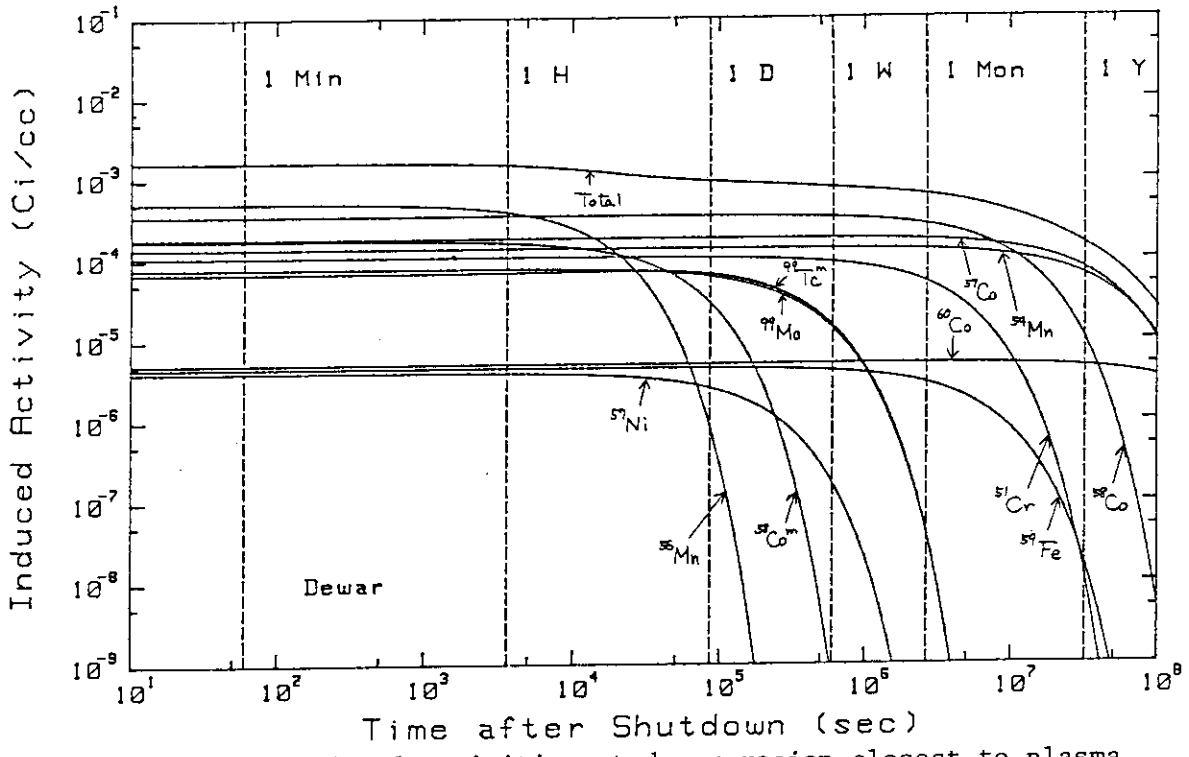


Fig. 16.5.13 Induced activities at dewar region closest to plasma in inboard system as a function of time after shutdown

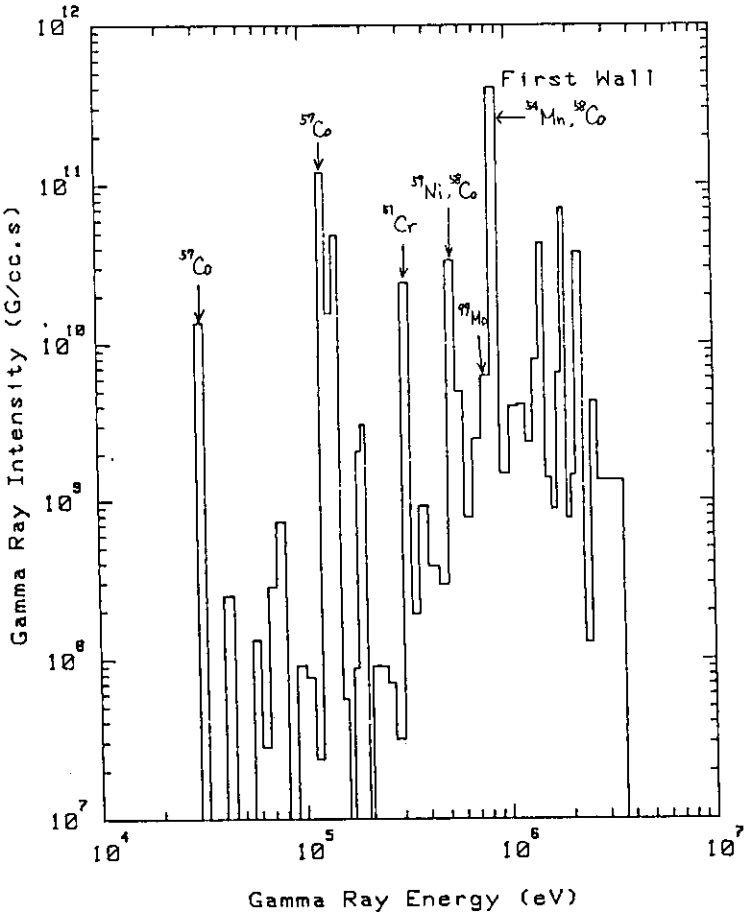


Fig. 16.5.14 γ-ray energy spectrum at first wall in inboard system (at shutdown)

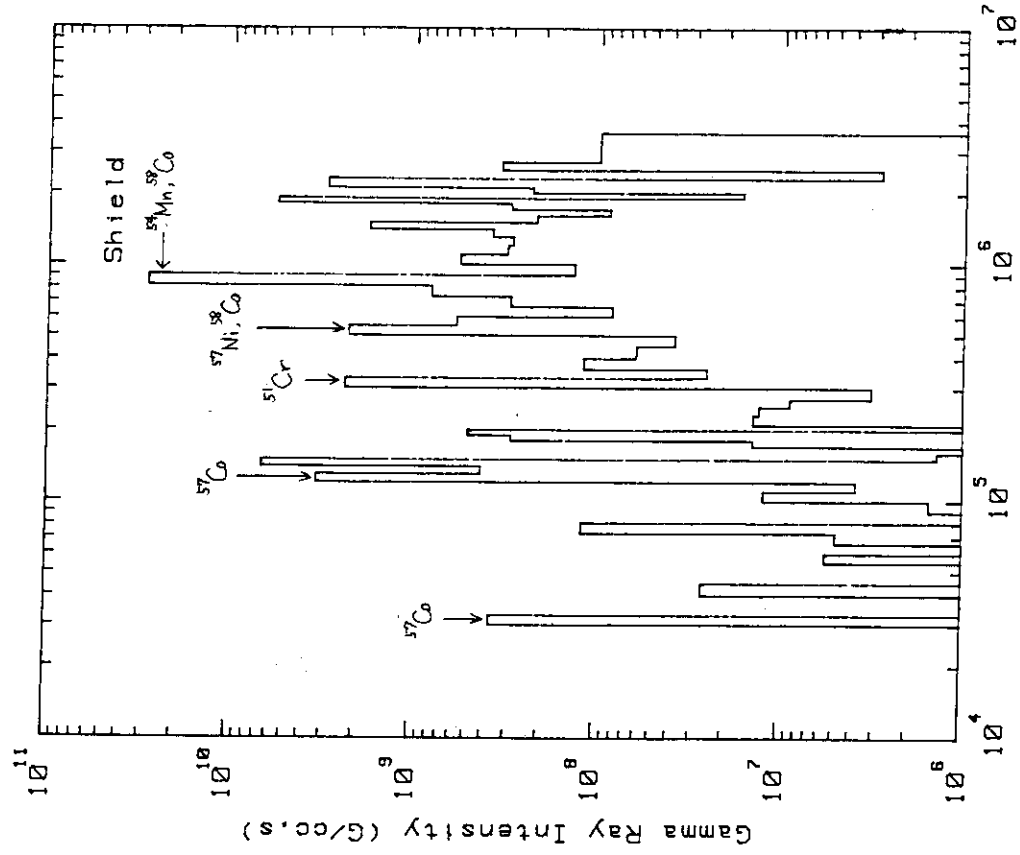


Fig. 16.5.16 γ-ray energy spectrum at shield region closest to plasma in inboard system (at shutdown)

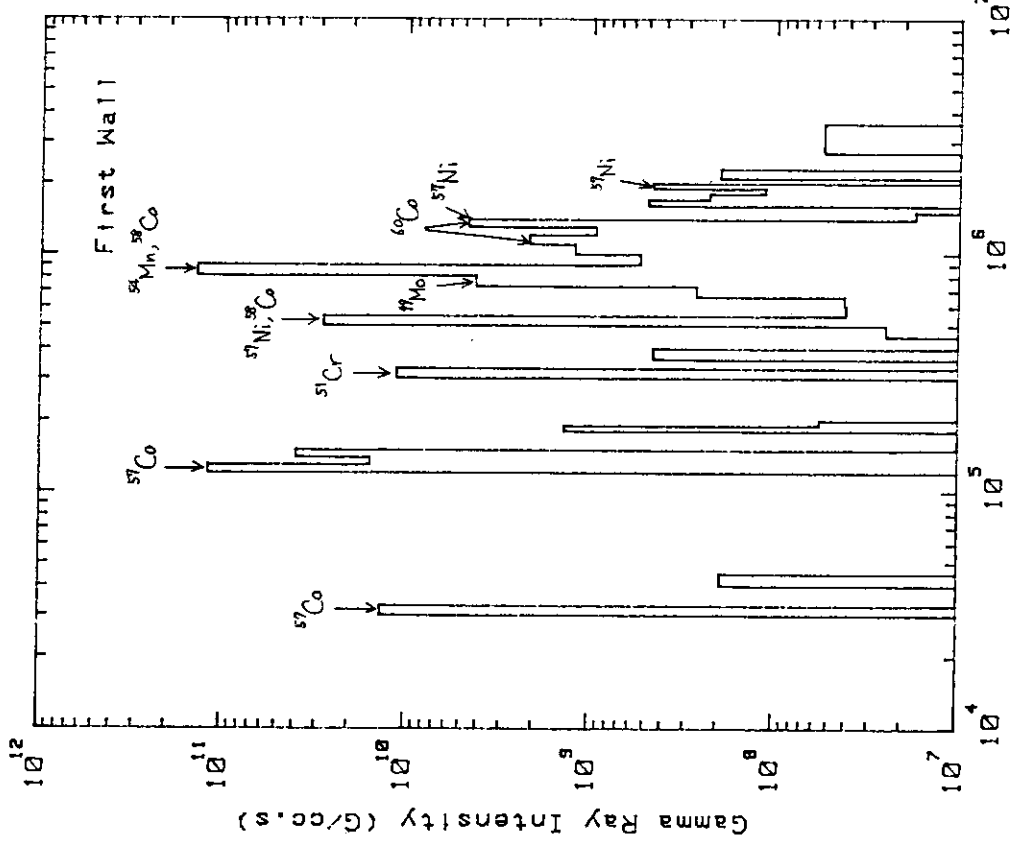


Fig. 16.5.15 γ-ray energy spectrum at first wall in inboard system (1 day after shutdown)

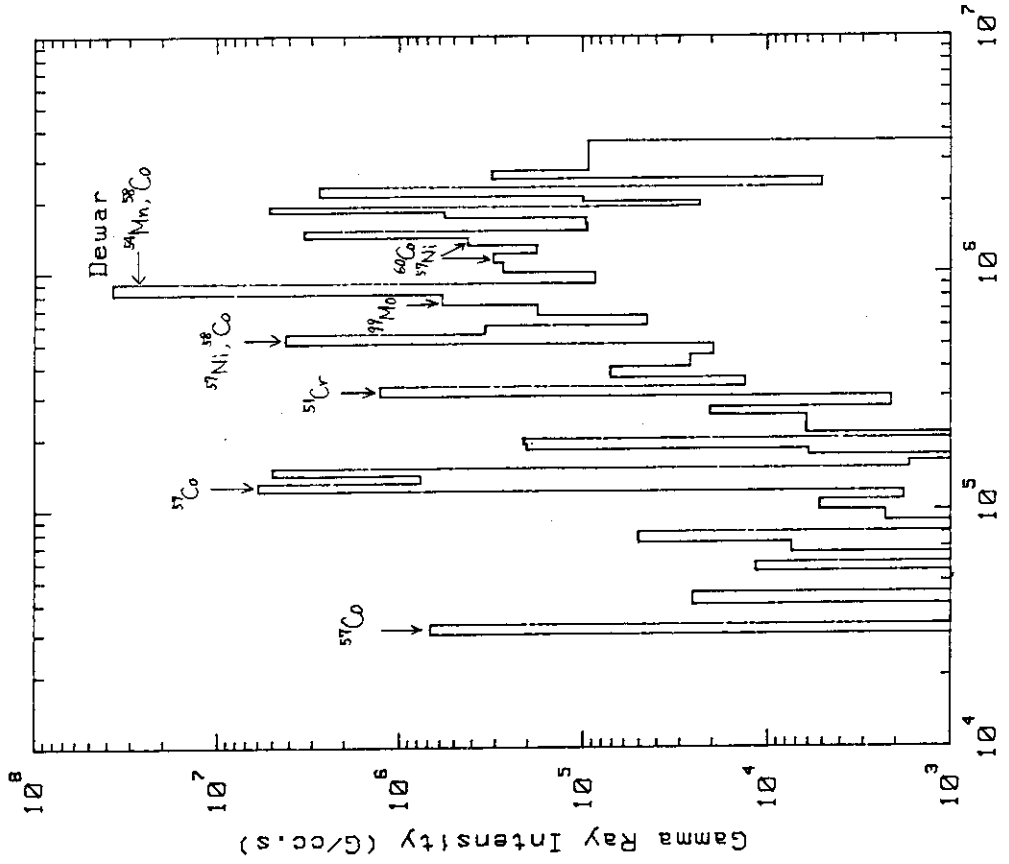


Fig. 16.5.18 γ-ray energy spectrum at dewar region closest to plasma in inboard system (at shutdown)

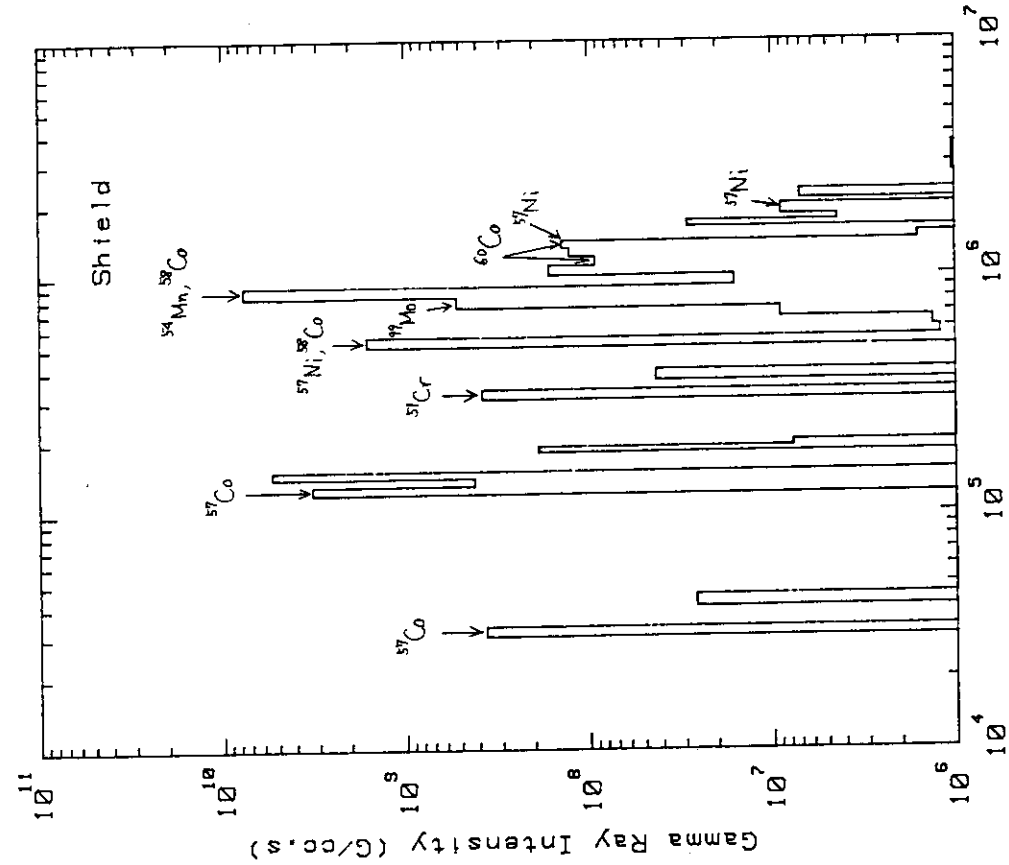
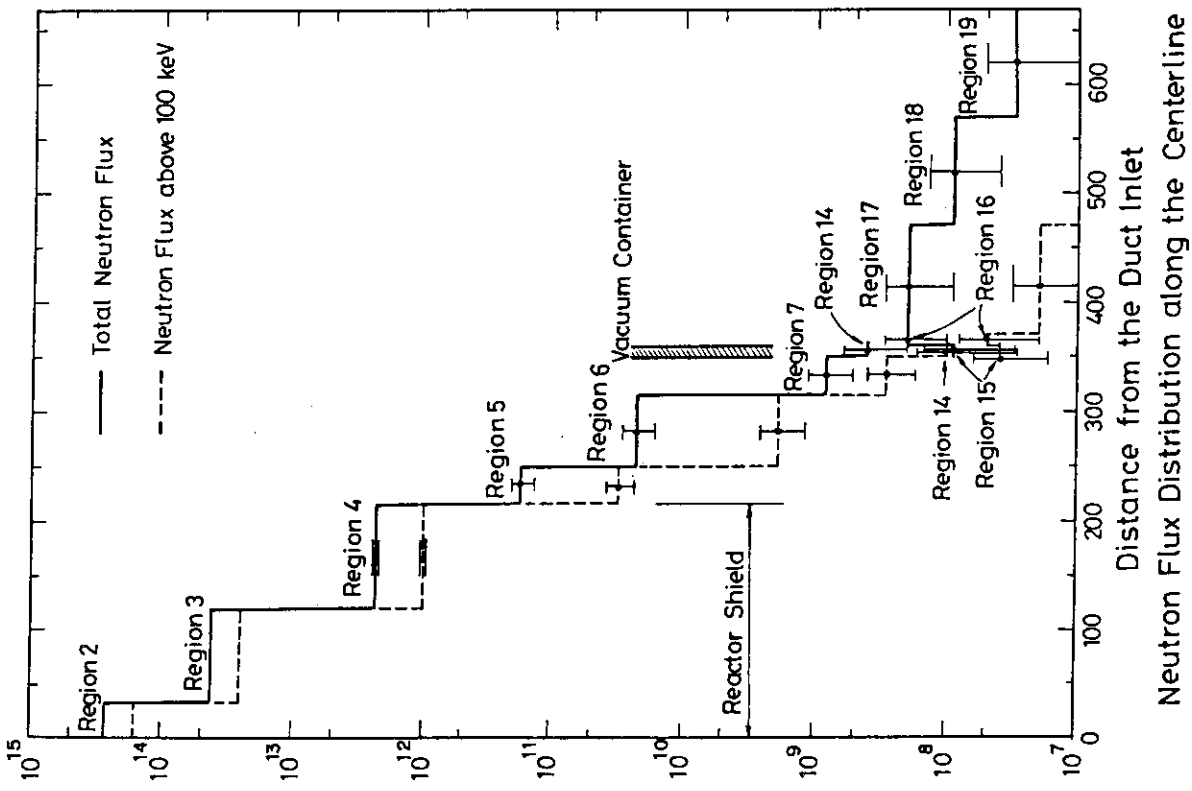


Fig. 16.5.17 γ-ray energy spectrum at shield region closest to plasma in inboard system (1 day after shutdown)



Neutron Flux Distribution along the Centerline of the RF Duct

Fig. 16.5.20

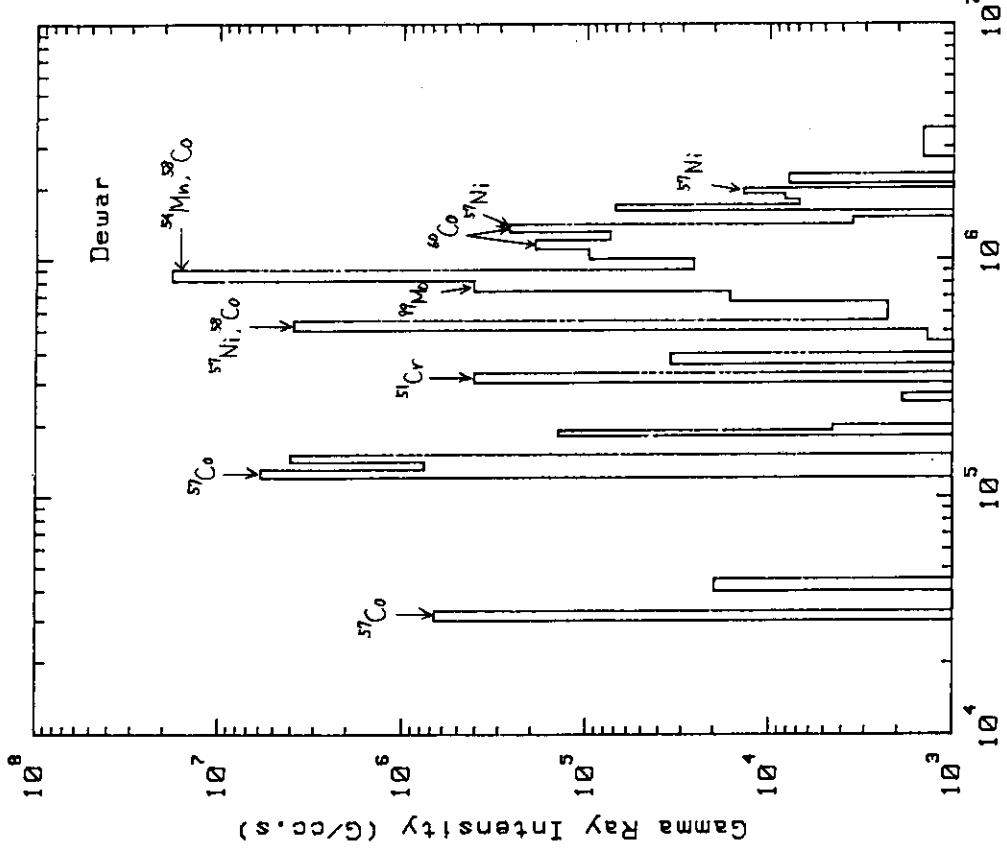
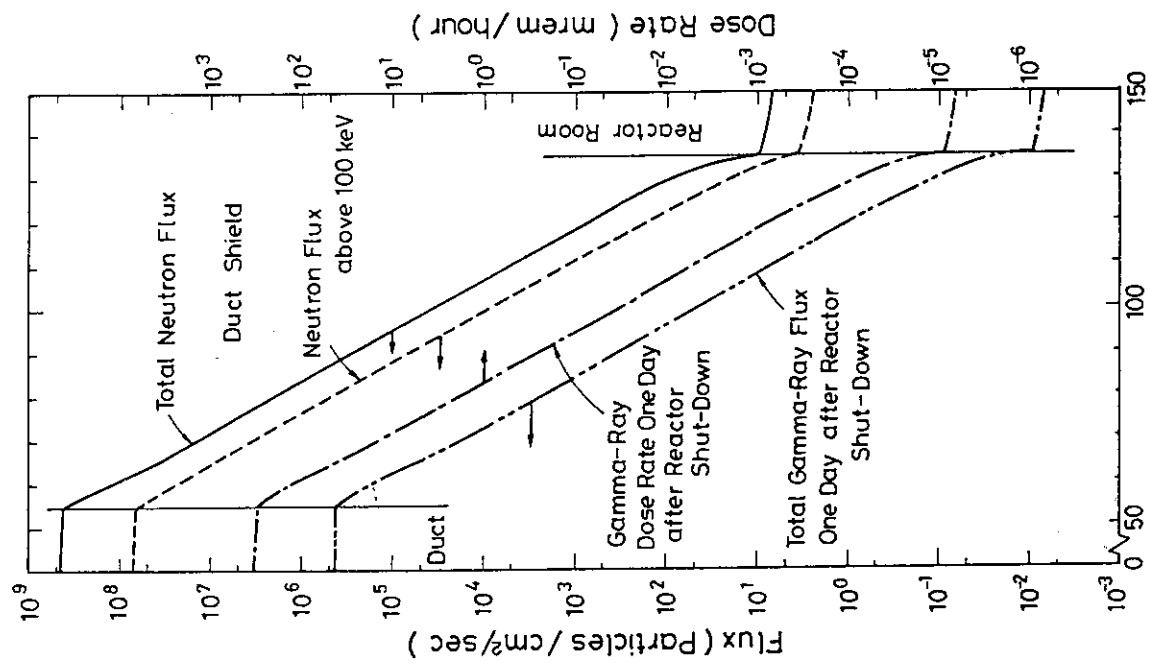
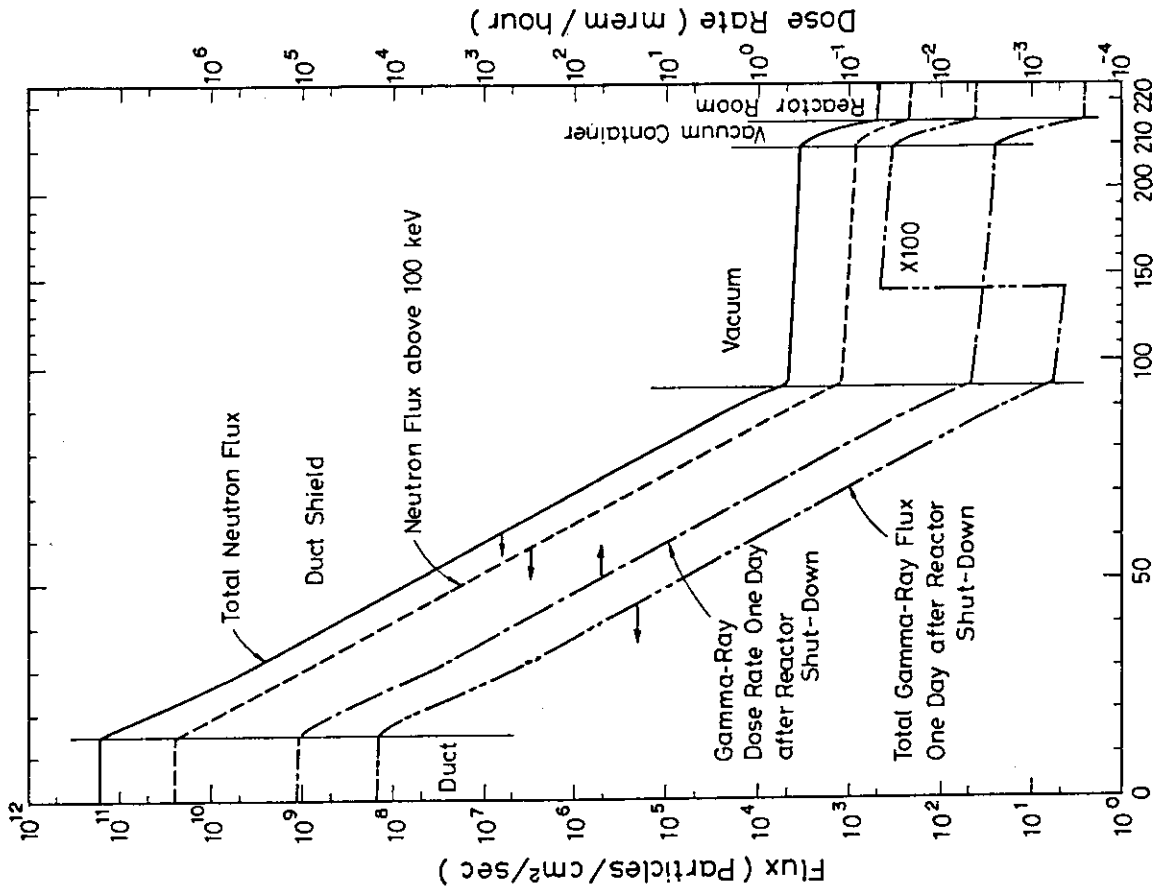


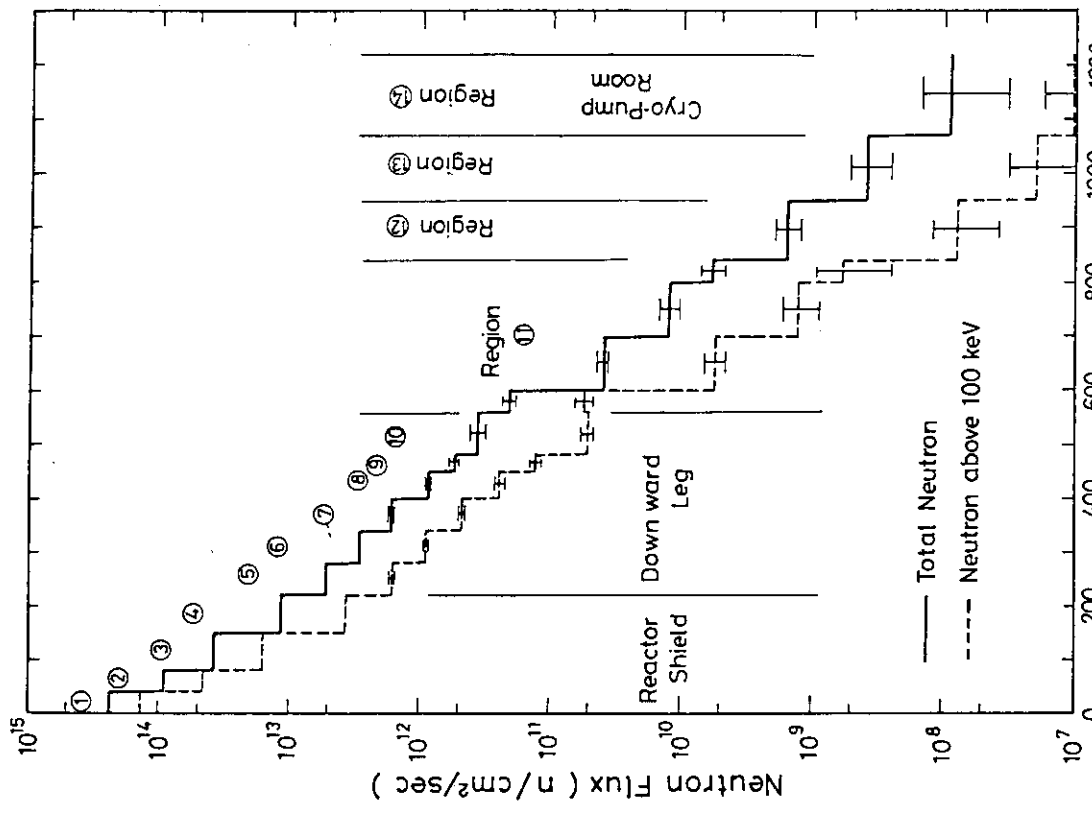
Fig. 16.5.19 γ-ray energy spectrum at dewar region closest to plasma in inboard system (1 day after shutdown)



Radiation Distribution in the Shield Surrounding Region 14 of RF Duct
Fig. 16.5.22

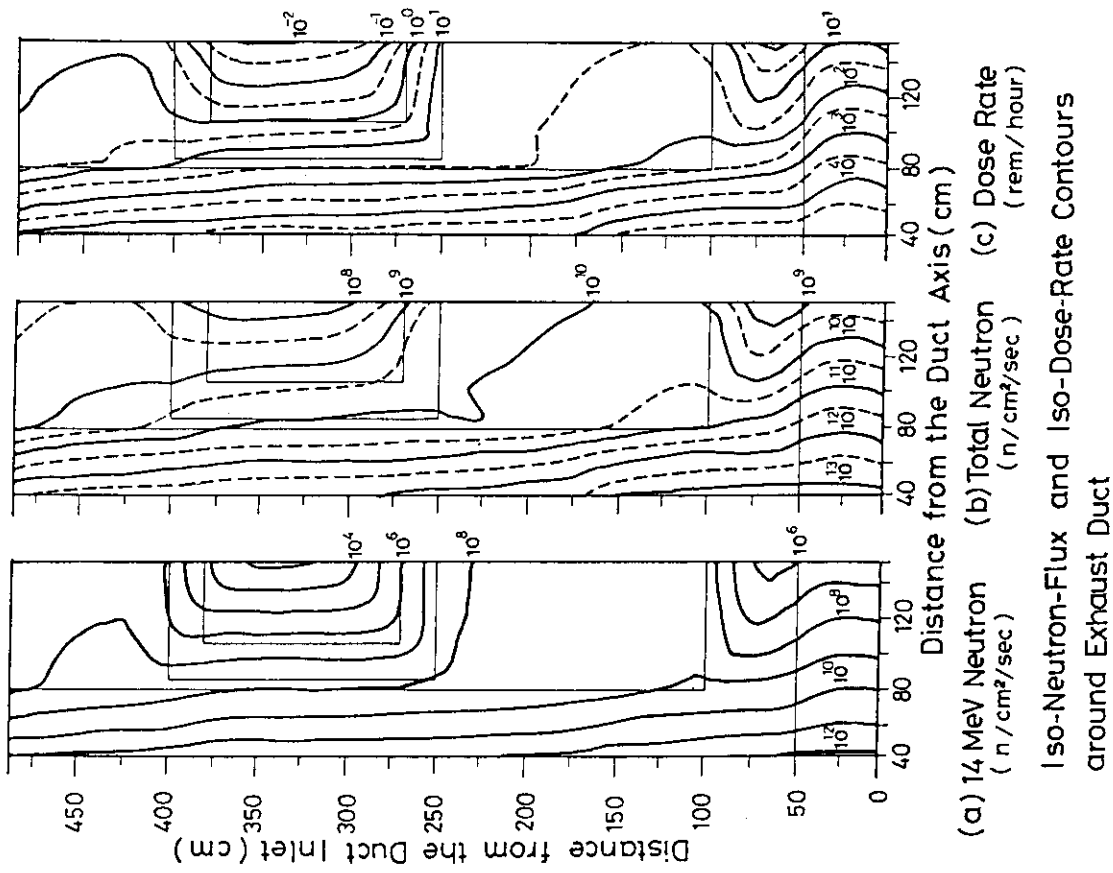


Radiation Distribution in the Shield Surrounding Region 5 of RF Duct.
Fig. 16.5.21



Neutron Flux Distribution along the Centerline of the RF Duct

Fig. 16.5.23



Iso-Neutron-Flux and Iso-Dose-Rate Contours around Exhaust Duct

Fig. 16.5.24

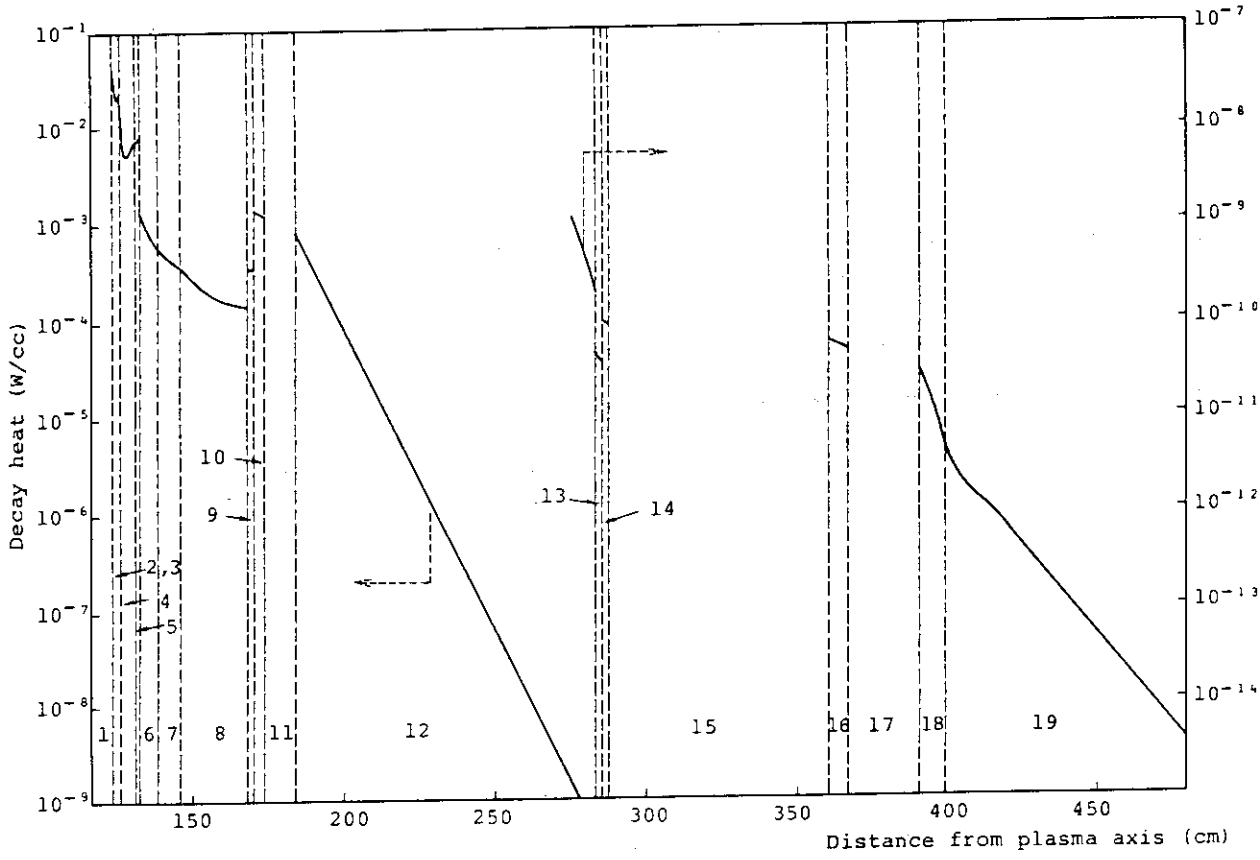


Fig. 16.6.1 Decay heat distribution in outboard system (1 day after shutdown)

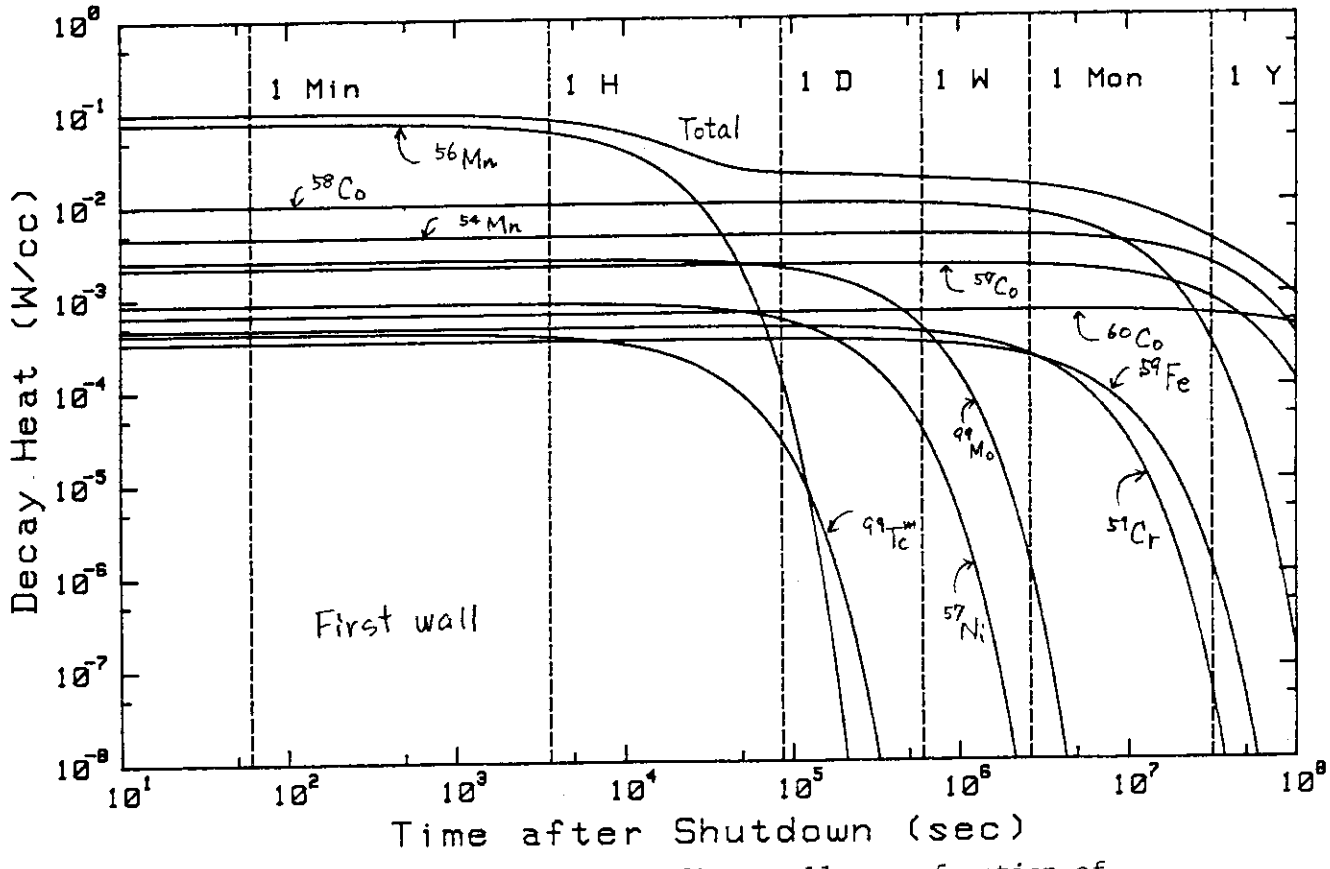


Fig. 16.6.2 Decay heat at first wall as a function of time after shutdown

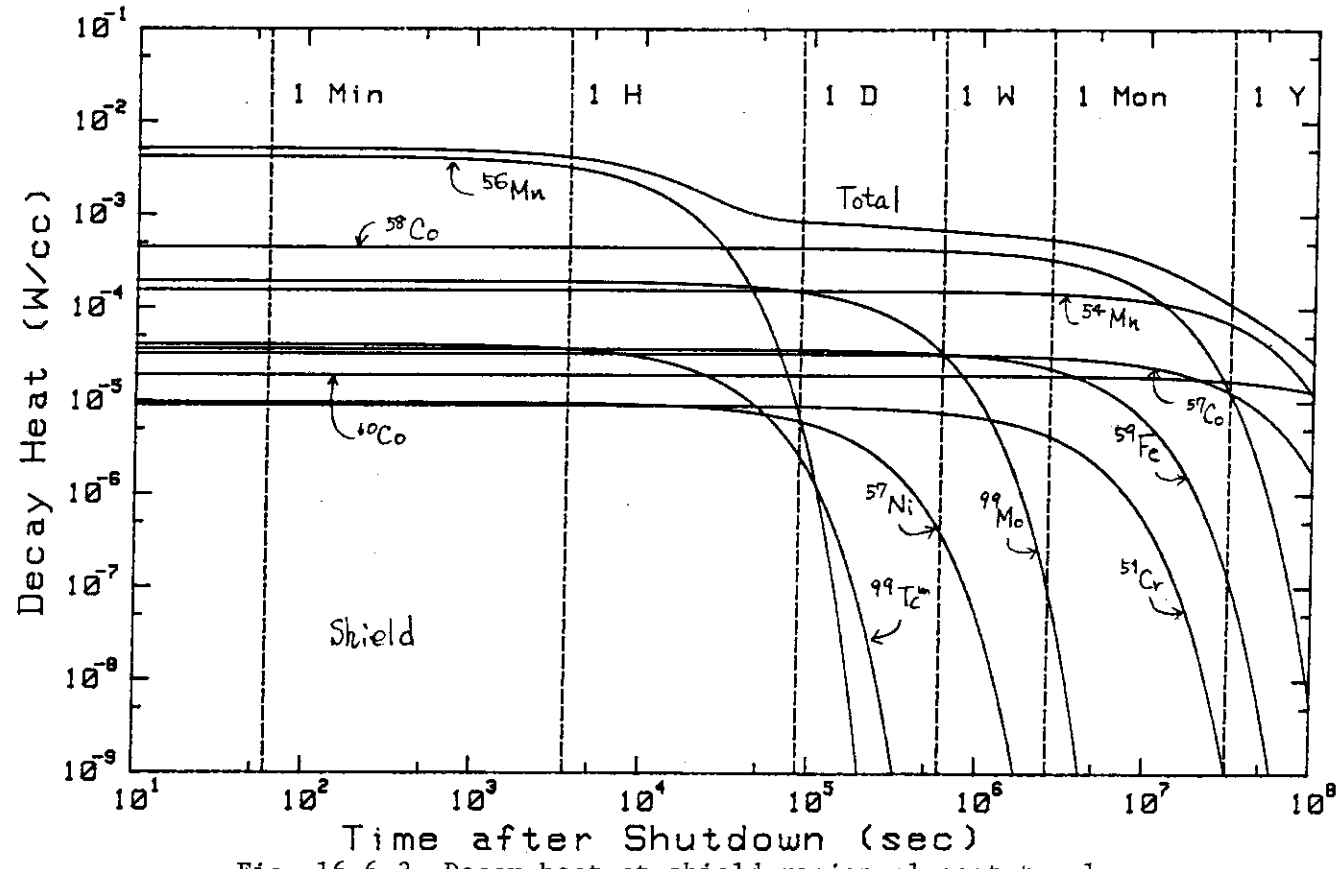


Fig. 16.6.3 Decay heat at shield region closest to plasma as a function of time after shutdown

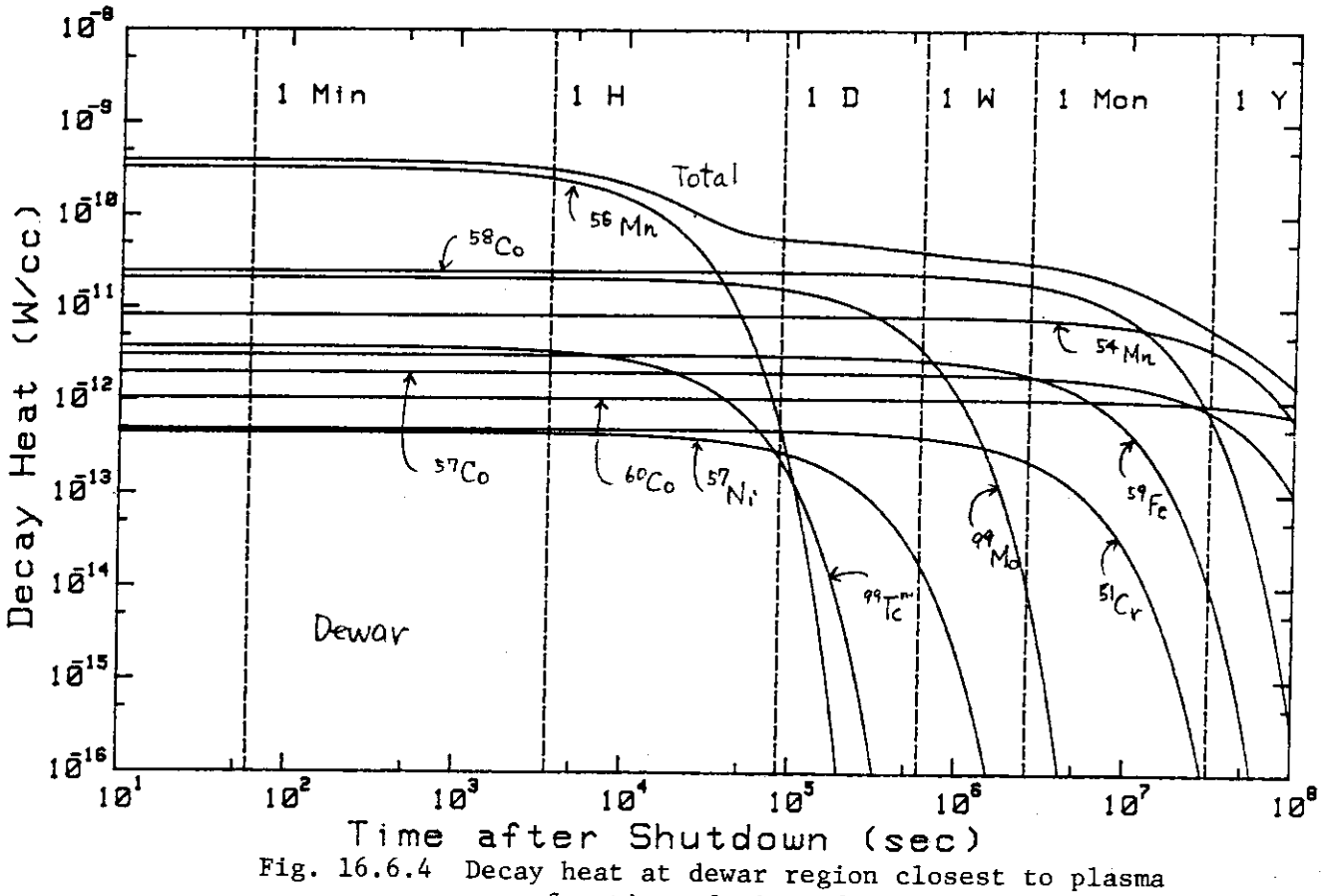


Fig. 16.6.4 Decay heat at dewar region closest to plasma as a function of time after shutdown

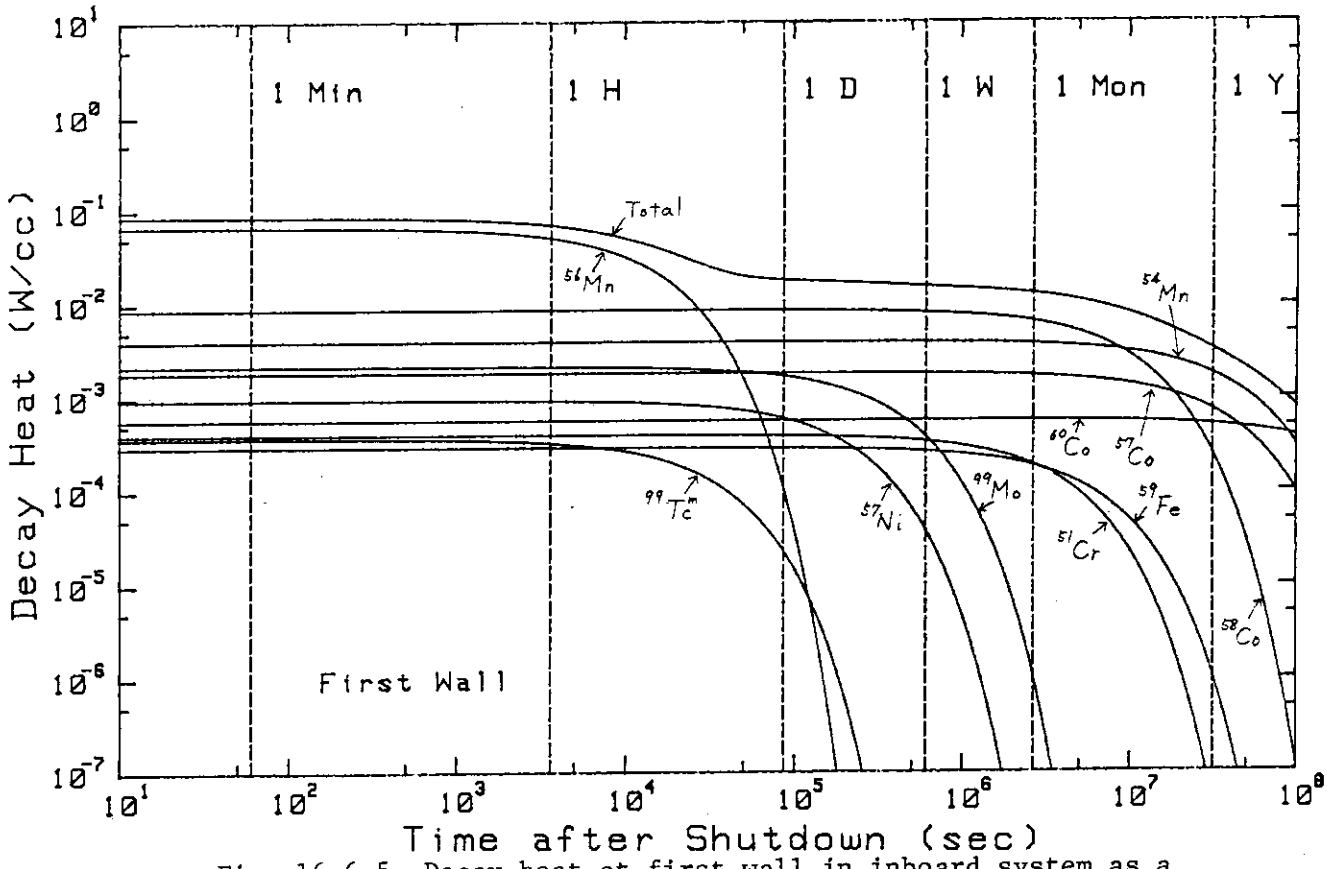


Fig. 16.6.5 Decay heat at first wall in inboard system as a function of time after shutdown

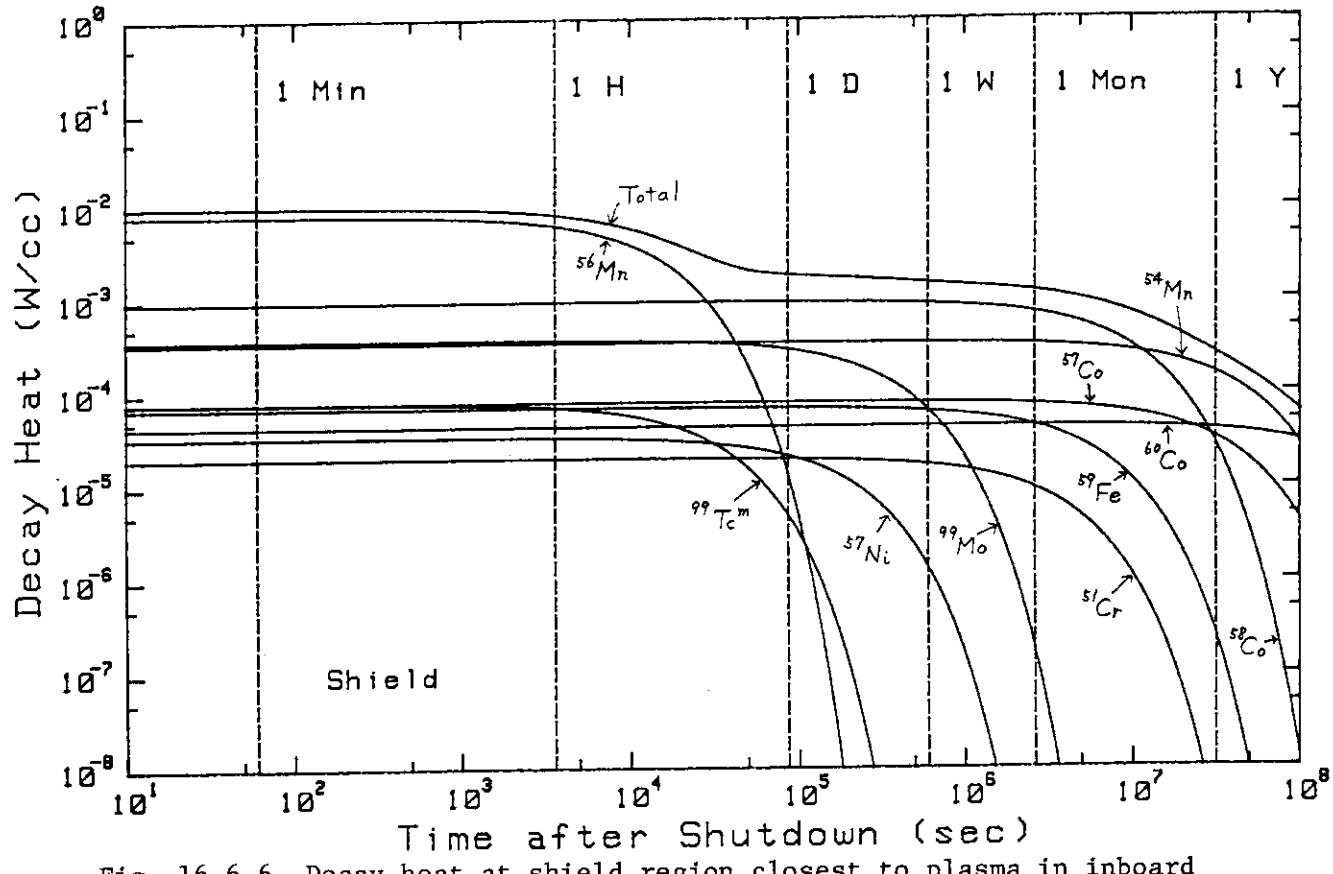


Fig. 16.6.6 Decay heat at shield region closest to plasma in inboard system as a function of time after shutdown

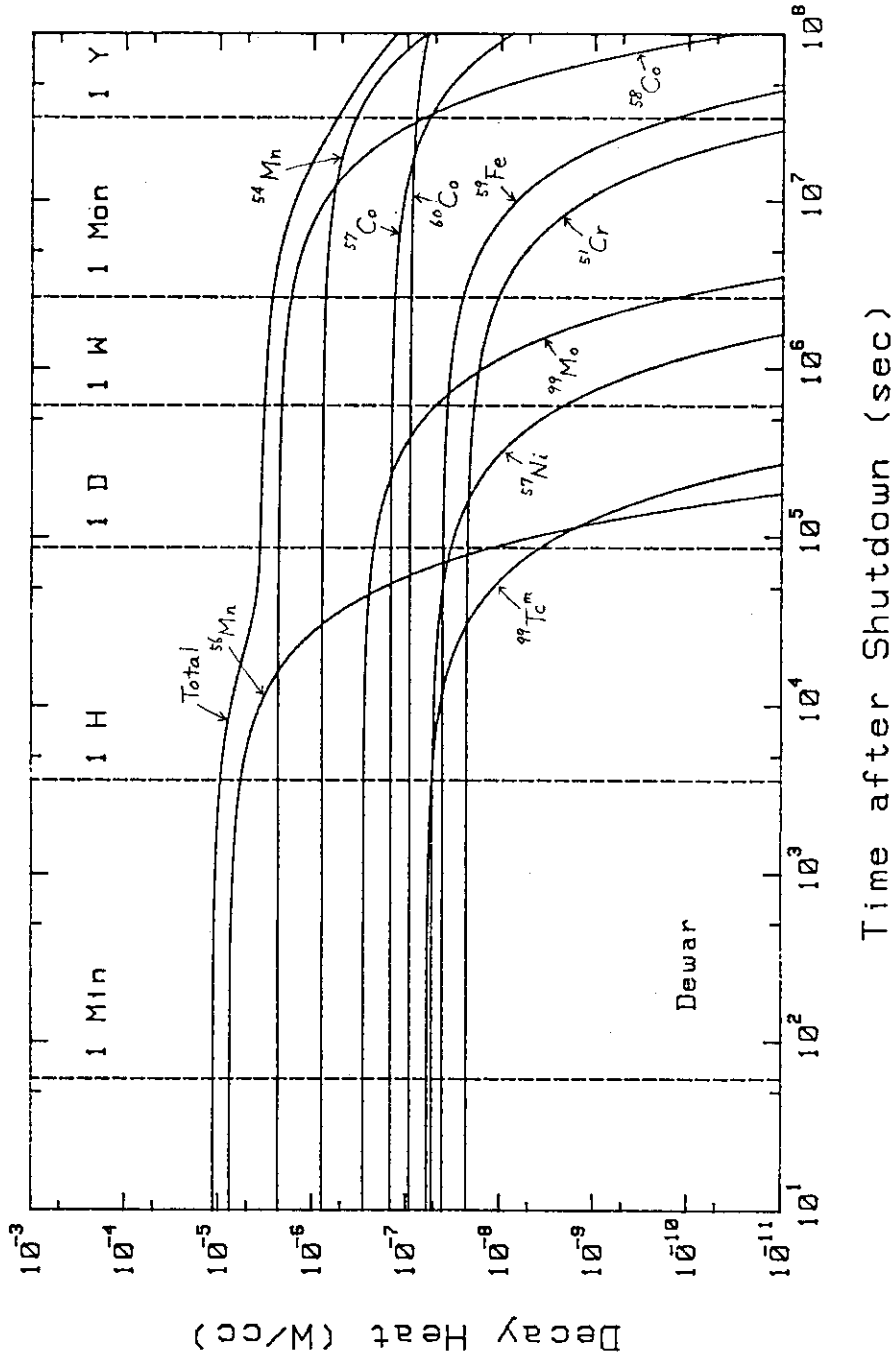


Fig. 16.6.7 Decay heat at dewar region closest to plasma in inboard system as a function of time after shutdown

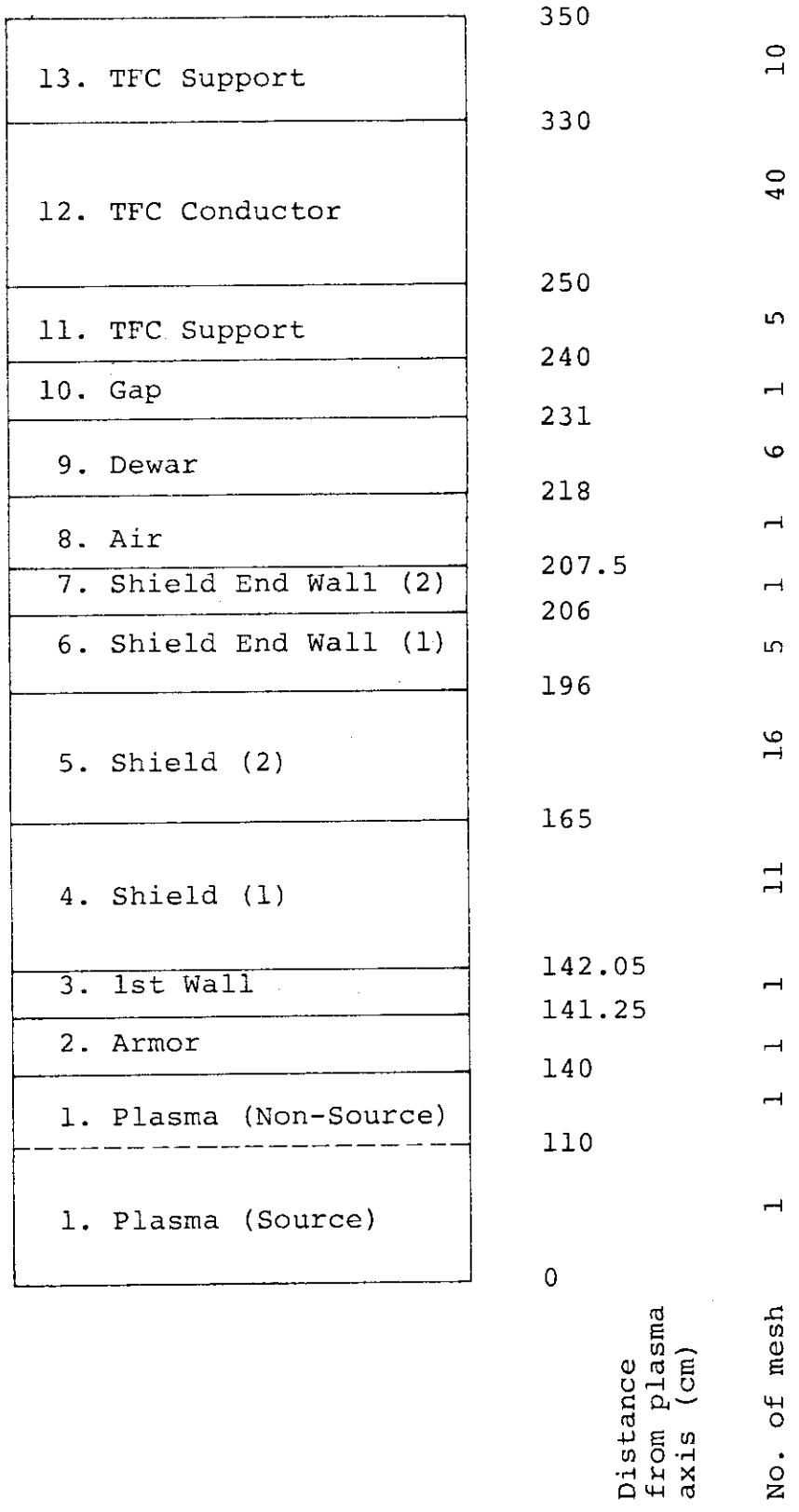


Fig. 16.7.1 Cylindrical model for FER alternative inboard bulk shielding calculation

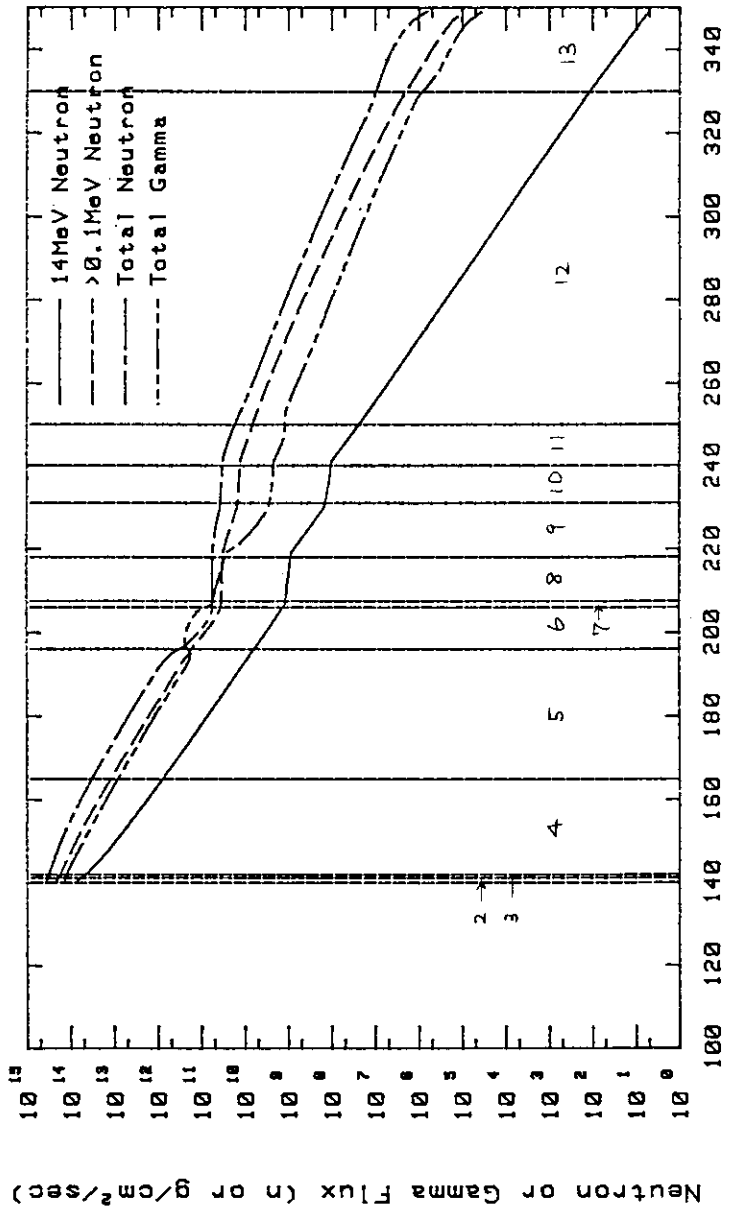


Fig. 16.7.2 Neutron and gamma flux distributions in FER alternative inboard system

17. 炉本体分解修理

17.1 序

ダイバータおよび第一壁のプラズマによるエロージョンの今回の評価によれば，炉の寿命期間内にはこれらダイバータ，第一壁は十分に耐えるとの結果が出ている。従って，ここではこれらコンポーネントの分解修理は，故障・事故時ならびに定期的な点検において修理・交換の必要が認められた場合に行うものとする。

本章では，17.2予想される故障の摘出，17.3日常点検，17.4定期点検，17.5分解修理，17.6分解修理室について検討を行っている。

17.2 予想される故障の摘出

第19章の付録(1)に予想される故障が摘出されている。表における機器名は，各コンポーネントを更に小分類したもので，遠隔操作に関係の深い炉本体構造を中心にそれらの機能，故障原因，検出方法等が示されている。

17.3 日常点検

炉の運転中は人間の接近はおろか，強力な電磁力の影響によりマニピュレータも接近不能と考えられるので炉の運転中の日常点検は第19章の付録(1)に示されている電圧計，温度計，流量計のような計器類のモニタリングに頼らざるを得ない。しかし，電磁力の影響を受けないファイバースコープなどの測定機器を利用する直接監視装置も有効な手段となる。

17.4 定期点検

点検は大別して炉内と炉外に分類できる。

炉内点検は主にダイバータや第一壁の表面のエロージョンの進行具合や，クラック，クレータ等の検出を直接的に行ない，それらのコンポーネントの分解再組立を必要とする時期にきているのか，あるいは今後どの時期に分解再組立が必要となるかを判断する有効な情報を得ることにある。点検方法は，ＩＴＶ カメラや光ファイバースコープによる目視検査が中心で，必要によっては詳細なエロージョンの量を計測するために，例えば非接触型の距離センサも用いられる。Fig. 17.4.1 は多関節自在点検システム（Multi-joint inspection system）を示す概略図である。図のように多関節アームの自由端にＩＴＶカメラを装着したものをＮＢＩ 開口部などから挿入して内部点検を行なう。アームは８つの単位アームがそれぞれユニバーサル・ジョイント型関節で連結されており，トーラス半周をカバーできるように各単位アームの長さは平均

で約 1.5 mである。このシステムの制御は，炉内構造か予め設計図面でわかっている事を利用して点検場所をＩＴＶ カメラがスキャンするように各関節角を動かせば良い。即ち，teaching／playback 的な自動制御を行ない，オペレータはモニタテレビ画面で監視し，異常を認めた場合にズームアップしたり，距離センサで計測すればよい。また，事故後も，その状況をまず把握し必要措置を講ずるために有効と考えられる。なお，この点検方法は今回はＮＢＩ 開口部を利用するので点検時に重量物のＮＢＩ を引抜き，さらに炉内を大気圧にするので点検後ベーキング排気を必要とし，余分な down time を余儀なくされてしまう。それゆえ，ＮＢＩ開口部ではなく専用ポートを設けたり，あるいは炉を開口しないで点検できるシステムを今後考える必要がある。

炉外点検は炉内点検と同様に必要な場合には多関節自在点検システムを自走車に搭載し，冷却配管のクラックや漏れ，ローカルな温度，放射能の計測を行なう。また，多関節自在点検システムでは対応できない場所があれば，天井走行マニピュレータでカバーさせる。

その他定期点検においては，クライオポンプの直前にある隔離弁のように，通常は使用しないが異常時に使い，それが故障しているとシステム全体に影響を及ぼすようなコンポーネントの動作試験や，真空リークテストも重要項目となる。

17.5　分解修理

炉本体の分解修理の基本的な考え方として，外部よりアクセスでき，修理が容易に行える場合を除いては，すべて炉本体より取り出して炉室外にある分解修理室で修理交換を行うものとする。しかし，作業時間を考慮に入れると分解修理室においては，損傷コンポーネントは取りあえず崩解熱除去のためプールに入れられ，スペアを即座に搬入して再組立を行うのが現実的である。

分解修理室における作業については後節で述べることにして，以下に示す検討結果は炉の分解再組立，およびコンポーネントの搬送に限定している。

設計にあたって以下の項目を設定している。

(1)　炉停止から24時間後は，遮蔽体の外での人間のアクセスは可能とする。従って，炉外の給電ケーブルや冷却配管の分解再組立等の作業は人間が行うものとする。

(2)　分解・引抜きに先立つ各コンポーネント間の機械的締結部，および真空シール部の解除も人間が行うものとする。それゆえ，特に真空シール部の解除にあたっては，真空容器を十分にベーキング排気し，トリチウムを許容値以下に抑え，人間の作業が可能であるようにする。

(3)　コンポーネントの引抜等により，遮蔽体を開口した後の作業は完全遠隔操作に頼らざるを得ないので遠隔操作による作業手段（マニピュレータ，専用機等）と搬送手段（クレーン，台車等）には，なるべく汎用性をもたせて炉室内の全域をカバーできるように配置する。

上記の人手による操作範囲(1)，(2)についても被曝低減や，万が一，人が接近できなくなる異常状態をも考慮して作業の自動化，遠隔操作化は，いずれは必要となるはずであり検討する必

要がある。

17.5.1　分解修理すべき項目

ＴＦコイルやＰＦコイルは，信頼性の向上により大規模修理を行わない方針で設計が進められているので，今回はＮＢＩ イオン源，ダイバータ，ブランケットのようなこれらコンポーネントの分解修理である中小規模修理について検討を行った。

(1)　小規模修理

これはＮＢＩ のホローカソード，イオン源の加速電極，コンバータを対象とし，これらは寿命がある程度推定されているため定期的に行なう。主な作業は，その場で遮蔽壁を取り外しモジュール化されたイオン源等を交換するので作業時間もそれほどかからない。

(2)　中規模修理

これは，ダイバーダ，ブランケット，ＲＦ アンテナを対象とし，作業はかなり複雑な作業を伴うので，比較的作業時間を要するものと考えられる。主な作業はアクセスドアの開放，コンポーネントの引抜き，ホットセルへの搬送である。

17.5.2　小規模分解修理の手順

ＮＢＩ のホローカソード，イオン源の加速電極，コンバータの交換作業をその所要概略時間を含め Table 17.5.1～ Table 17.5.3 に示す。Fig. 17.5.1 は，交換作業の概念図である。ここで，カソード等を最終的にワンタッチ式着脱にすることは技術的にそれ程難しいことではなく，またその検討も行なわれているので，ワンタッチ式にすればこれらの作業に必要な装置は，後述の中規模修理用をそのまま利用できるものと考えられるので，ここでは省略する。また，カソード，イオン源電源の交換にあたってはその都度，放射線遮蔽壁を取り外さなければならないので遮蔽壁を取り外すことなく交換できる方法を検討しなければならない。

17.5.3　中規模分解修理の手順

Fig.17.5.2 に炉の全体図を示し，Fig.17.5.3 にＮＢＩ，ＲＦの配置図を示す。中規模分解修理の対象はダイバータ，ブランケット，ＲＦ アンテナであるが，これらの寿命はいまだ明確化されていない。ここでは，定期点検時においてコンポーネントはいまだ健全であるが，間もなく寿命に達するのでプリメンテナンスのために実施する場合と故障・事故によって実施する場合の２通りが考えられる。今回は，以下，前者について述べる。

(1)　ダイバータ分解修理手順

Fig.17.5.4 は，ダイバータの基本的な引抜き方法を示している。

- ダイバータセクタ分割数：３セクタ／２ＴＦコイル（全体で21セクタ）
- 引抜動作：センタセクタ……径方向に直線１動作
  サイドセクタ……直線２動作

図から明らかなようにまずセンタセクタを引抜き，次にセンタセクタのあった空間を利用して左右のサイドセクタを順次引抜く。Table 17.5.4 に上側ダイバータの分解手順を示している。下側ダイバータの分解手順は，大筋で上側ダイバータと同じなので省略する。Fig. 17.5.5

(a), (b)は下側ダイバータの，Fig. 17.5.5(c), (d)は上側ダイバータの分解手順の概念をそれぞれ示している。

再組立手順については，原則的に分解手順の逆の手順で行なわれるが，表における分解手順の②④の代わりに真空シール部および配管の接合部の溶接作業が加わり，溶接作業後には非破壊検査の項目が追加される。

(2) ブランケット分解修理手順

Fig. 17.5.6は，ブランケットの基本的な引抜き方法を示している。

- ブランケット分割数：2セクタ／TFコイル（全体で28セクタ）
- 引抜動作：大セクタ，小セクタとも直線1動作

図のように，まず大セクタを，次に小セクタを順次直線1動作で引抜く。ここで，この作業に先立ってFig. 17.5.2より明らかなように上下のダイバータを引抜いておく必要がある。もちろんこれは，NBIあるいはRFがあるセクタにおいては，ブランケット引抜きに先立って両隣の上下ダイバータ（センタセクタ4個，サイドセクタ4個）とNBIあるいはRFを引抜いておく必要がある。それゆえ，作業手順は前者と後者とでは大幅に異るのでそれぞれについて検討している。

(a) NBIのないセクタのブランケット分解

Table 17.5.5にNBIのないセクタのブランケットの分解手順を，Fig. 17.5.7にその概念図を示している。再組立手順については原則的に分解手順の逆の手順で行なわれる。ただし，分解手順の②④の代わりに真空シール部および配管の接合部の溶接作業が加わり，溶接作業後には非破壊検査の項目が追加される。

(b) NBIのあるセクタのブランケット分解

Table 17.5.6にNBIのあるセクタのブランケット分解手順を示している。また，NBIの引抜方法の概略図をFig. 17.5.8に示している。

17.5.4 分解修理用機器

これまでの検討から明らかとなった分解修理用機器の名称をリストアップすると以下のようになる。

a. 天井走行クレーン（重量物用）
b. 天井走行クレーン（中軽量物用）
c. ダイバータ引抜台車
d. ブランケット引抜台車
e. 真空シール部溶接／切断装置
f. 配管シール部溶接装置
g. 配管シール部切断装置
h. 配管溶接／切断装置
i. ボルト締結／解除装置
j. 床上走行マニピュレータ
k. 天井走行サーボマニピュレータ

l. 天井走行パワーマニピュレータ

m. 炉内外点検システム

n. 作業監視システム

o. 非破壊検査システム

p. 切粉処理装置

q. その他治工具類

これらの機器を分解修理対象のコンポーネントごとに分類すると，

(i) ダイバータ

b, c, e, f, g, h, i, j, k, n, o, p, q

(ii) ブランケット

a, b, c, d, e, f, g, h, i, j, k, l, n, o, p, q

である。

以下にこれらのうちの主なものの概要を説明する。

(1) 天井走行クレーン

吊り上げ荷重300tonと600tonの2種類を設置し場合によってはTFコイルのような重量物にも対処できるように炉室内全域をカバーさせる。

(2) ダイバータ引抜台車（Fig. 17.5.5）

上側ダイバータ用のものと，下側ダイバータ用のものとがあり，それらは，それぞれセンタセクタおよびサイドセクタの両方を引抜くことが可能である。それゆえ，サイドセクタの直線2動作にも対応できるようになっている。

(3) ブランケット引抜台車

引抜台車は前方に荷重伝達機構がありブランケットは，この荷重伝達機構に搭載して引き抜く。台車本体と荷重伝達機構は容易に切り離すことが可能で，切り離した場合は台車上の両側の壁に設けられたスクリューにより直進する引抜機構を設置し，その引抜機構先端にダイバータ・アクセスドア用あるいはブランケット・アクセスドア用の把持機構を用意すればそれらも引抜く事ができる。また台車上には後述の床上走行マニピュレータを搭載し作業の補助を行う。

- ○搭載可能重量　約 20 トン
- ○台車自重　約 20 トン
- ○牽引力　最大 10 トン
- ○走行速度　2 m/min

(4) 真空シール部溶接／切断装置（Fig. 17.5.9 参照）

アクセスドア外周等の真空シール部の溶接／切断を行う装置で，あらかじめアクセスドアに高剛性の軌道を設置固定しておき，必要な時にこの装置をマニピュレータあるいは人間が軌道上にのせて走行させる。

- ○溶接方法　TIG
- ○溶接速度　50 ～ 1500 mm/min
- ○切断速度　100 ～ 500 mm/min （SUS t2.5）
- ○制御方法　teaching/playback

○重　　量　　10 kg

(5) 配管シール部溶接装置（Fig. 17.5.10 参照）

アクセスドアを貫通した冷却配管の真空シール部を溶接する装置である。溶接手順は，図のようにまずベローの先端を配管に溶接し，次に seal ring を挿入し，リングの外周部を溶接する。

○溶接方法　　ＴＩＧ

○溶接速度　　20 mm/sec

(6) 配管シール部切断装置（Fig. 17.5.11 参照）

アクセスドアを貫通した冷却配管の真空シール部を切断する装置である。特徴は図のようにマニピュレータ先端のコレットを配管内に捜入することにより切断装置の位置決めを容易にさせることである。

○切削回転数　　100 r.p.m

○送り量　　0.1 mm/rev

○重　量　　30 kg

(7) 配管溶接／切断装置（Fig. 17.5.12 参照）

ダイバータやブランケットの冷却配管の溶接切断を行うための装置である。この装置は図のように一部が開閉し配管を抱き込む円環状の固定枠と，固定枠の片面に設けられた溝の内壁の案内レール上を周方向に自走する移動台とからなる。固定枠には，配管に設けられたフランジの面に，固定枠の基準面を押しつけて位置決めをする位置決め機構があり，正確な位置決めが可能である。移動台にはプラズマトーチおよび小型ＩＴＶカメラが搭載され，プラズマトーチは管径方向，管軸方向の２方向の自由度を持つトーチホルダに支持されている。また，プラズマトーチをＴＩＧトーチあるいは非破壊検査用プローブと交換して，溶接用あるいは非破壊検査用としても使用される。この装置を使用するためすべての冷却配管の管径は等しくし，切断箇所には切断線を狭む形で幅 20 mm ×高さ 20 mm の位置決め用フランジが設けられている。

○駆動方式　　開閉および位置決め機構は油圧駆動，他の３自由度は小型直流モータを採用している。

○重　　量　　20 kg

(8) 床上走行マニピュレータ

このマニピュレータは通常，ブランケット引抜台車上に搭載されている旋回，屈曲，伸縮自在なジブの先端に取り付けられている。主に，天井クレーンやジブ先端のホイストの玉掛けのような作業を行い，必要によっては自動溶接／切断機のような専用機の設置・位置決めや，アーム自由端の把持機構を自動着脱し，専用冶工具類と交換することによって，各種軽作業を行えるようにされている。

制御方式は，大まかな動作やルーチンワーク的な動作は自動運転（playback）で，細かい作業は力感覚を備えたバイラテラル方式で，それぞれ使い分ける。また，ジブの先端にはホイストが設けられている。これは，通常は使用されないかも知れないが，必要によってアクセス・トンネル内での重量物搬送に用いられる。

○自由度　　7（担し，把持機構を含む）

- ○可搬重量　　25 kg
- ○動作速度　　100 ～ 1000 mm/sec

(9) 天井走行サーボマニピュレータ，パワーマニピュレータ

これらのマニピュレータは，ＮＢＩのような大型構造物のあるところでは作業しきれない床上走行マニピュレータに代わって，炉本体の上部からアクセスして作業を行わせる。自由度，制御方式は，それぞれ床上走行マニピュレータと余り変わらない。サーボマニピュレータは，可搬重量はたかだか 25 kg であるが，細かい作業が可能であり，パワーマニピュレータは，細かい作業はあまりできないが，可搬重量が 100 kg であるため比較的重い物も取扱うことができる。また，これらマニピュレータは建屋天井から，テレスコープ状の昇降機構で吊り下げられているので，アーム先端にＩＴＶカメラを装着して日常の検査にも応用できる。

	可搬重量
○サーボマニピュレータ	25 kg
○パワーマニピュレータ	100 kg

(10) 多関節自在点検システム（Fig. 17.5.13 参照）

このシステムは，炉内外を日常および定期的に点検するためのもので，図に示されるロボットはこのシステムの基本構成を成すものである。このロボットの主な特徴は，自由度が17あり，従来に比べて非常に大きいこと，および各関節部分がユニバーサル・ジョイントで構成されていることである。したがって，三次元空間においてかなり複雑な姿勢をとることが可能で，従来成し得なかった狭隘な場所での障害物回避も容易に行うことができる。また，必要に応じてアーム先端に治工具を自動装着し，簡単な作業を行わせることもできる。

- ○自由度　　17（基本構成）
- ○制御方式　　日常点検時は，プログラム制御で，事故時における点検では適応制御を一部行う。
- ○移動機構　　専用台車や天井走行クレーンなどに容易に設置できるようにされている。

(11) 作業監視システム

分解再組立全般にかかわる作業をオペレーションコンソールにいる人間に遠隔で情報を送るためのシステムである。これらの主な構成要素は，

(a) ＩＴＶカメラ……必要によっては３Ｄで行い，カメラの姿勢を遠隔で自動操作可能である。

(b) 照明装置

(c) マイクロフォン

(d) 温度・湿度計

(e) 放射線計

(f) その他適宜必要なもの

17.5.5 分解修理時間の評価

以下にダイバータおよびブランケットの分解修理所要時間の推定を行なう。なお，作業時間

は1日24時間フルに作業するものとして算定している。

(1) ダイバータ分解修理時間

Table 17.5.7 にダイバータ分解修理時間の推定値を示す。この表に示すように最低26日は必要であるが，これは1つのセクタにおける上側あるいは下側のダイバータについてのみ評価している。これらの作業は一部を除き併行して行なえないので上側および下側の両方の作業を連続して行なう場合には，およそ35日必要となる。なお，セクタ毎において作業は併行して行なうものとする。

(2) ブランケット分解修理時間（NBIのない場合）

Table 17.5.8 にNBIのないセクタにおけるブランケット分解修理時間の推定値を示している。この表に示すように最低37日は必要である。

(3) ブランケット分解修理時間（NBIのある場合）

Table 17.5.9 にNBIのあるセクタにおけるブランケット分解修理時間の推定値を示している。この表に示すように最低62日は必要でありNBIのないセクタの場合に比べて非常に長くなってしまう。

17.6 分解修理室

分解修理室は，照射を受けたブランケット等の保修を取り扱う放射化構造物処理室と照射を受けていない構造物の保修を取り扱う非放射化構造物処理室の2つに大きく分けられる。非放射化構造物処理室は，人間の接近が可能なため，ここでは人間の接近が困難な放射化構造物処理室について述べる。

分解引抜きされ放射化構造物処理室に搬送されてきた損傷コンポーネントは，ひとまず一時貯蔵庫に運ばれ必要によってはプールにつけて崩解熱除去を行ない，除染セルで除染する。次に，総合試験検査室においてコンポーネントを再使用可能か，解体廃棄するかを試験検査によって決定する。再使用可能なら修理室に搬送され分解修理を行った後，再度，総合試験検査室において最終的な検査に合格すればスペア倉庫に格納され，不合格であれば修理室に返却される。一方，解体廃棄をすることが決定されたコンポーネントは解体処理室で解体の上，スクラップとする。解体処理室，修理室において生じた廃棄物は廃棄物貯蔵室において長期にわたって貯蔵される。なお，当然の事ではあるが炉停止時間の短縮のため損傷コンポーネントが一時貯蔵庫に搬送されると直ちにスペア倉庫からスペアを取り出し炉室内に搬送し再組立を行なう。以下に各々の機能について説明する。

(1) 一時貯蔵庫

これは炉本体から引抜かれた損傷コンポーネントが分解修理室に搬送される際，ひとまず運び込まれるところで除染と崩壊熱の除去を行ない，さらに分解修理作業が混雑してくるような場合は作業を円滑に行なうために一時的にコンポーネントの貯蔵を行なう。

(2) 総合試験検査室

総合試験検査室は大きく分けて3つのセルを有する。第1は，損傷コンポーネントの損傷部分が1ケ所であるとは限らないので，それらの損傷個所の特定と損傷の程度の検査を行ない，

修理後にスペアとして再度使用できるか否かを最終的に検査するための検査セル。次にスペアとして基本的に再度使用できるだけの寿命，強度等があるかを機械的，物理的，化学的な試験を行なって判断するための試験セル。そして前述の検査セル，試験セルにおいて増殖材の取り出しや，試験片を作るため切断等を行なう解体セルの3つより成っている。

(3) 修理室

損傷コンポーネントを文字通り修理し，スペア部品として再使用可能とするためのものなので，分解・修理・組立の作業を容易円滑に行なうためにダイバーダ，ブランケット等のようにコンポーネント別に専用セルがある。それゆえ，遠隔操作機器類も非常に多くなる。

(4) 解体処理室

再使用不可能となったコンポーネントを種類，大きさ別に減容固化等の処理を行なう。

(5) 廃棄物貯蔵室

高レベル・低レベル別，固体・液体別，大きさ別に長期貯蔵を行なう。

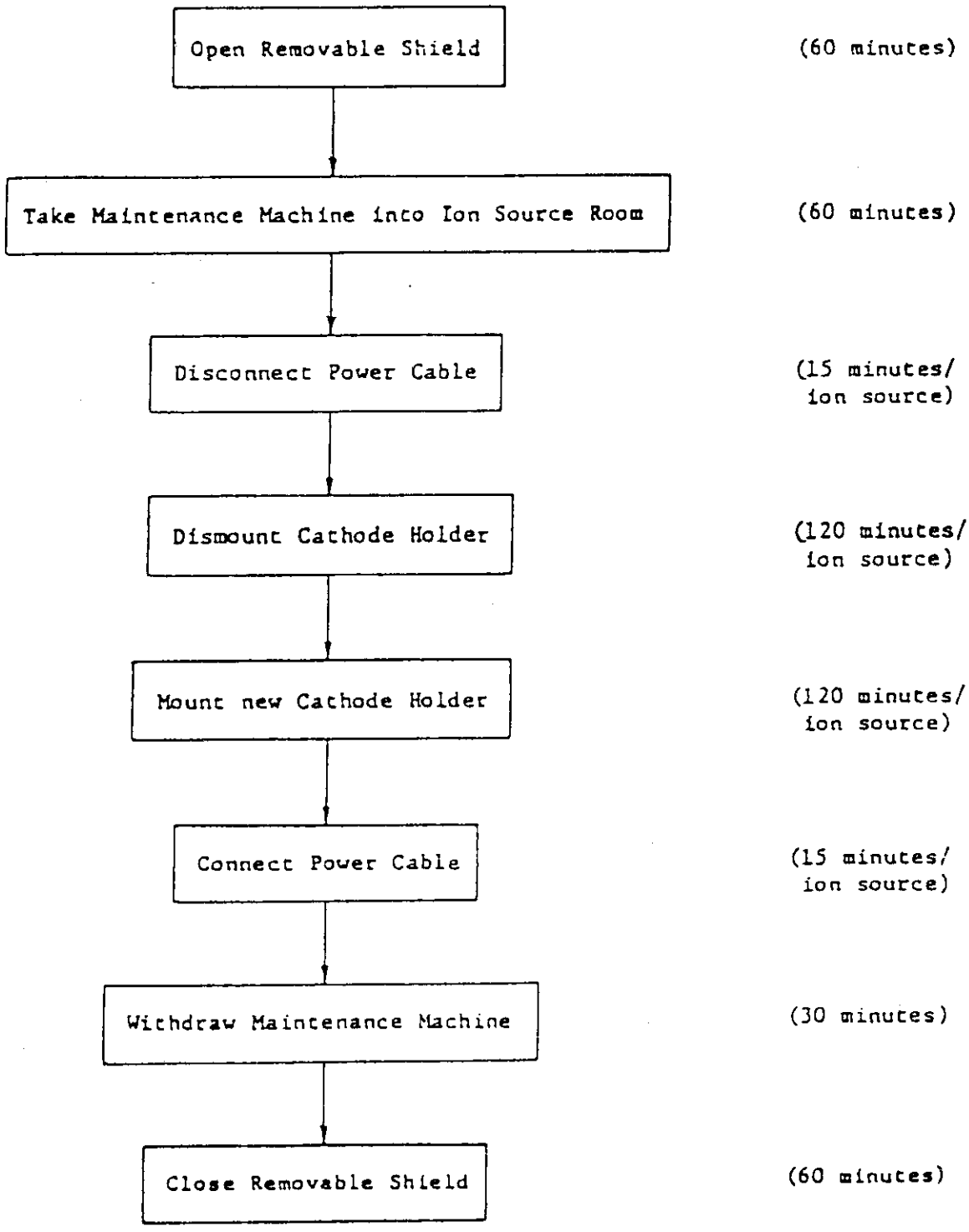


Table 17.5.1 Replacement procedure of cathodes

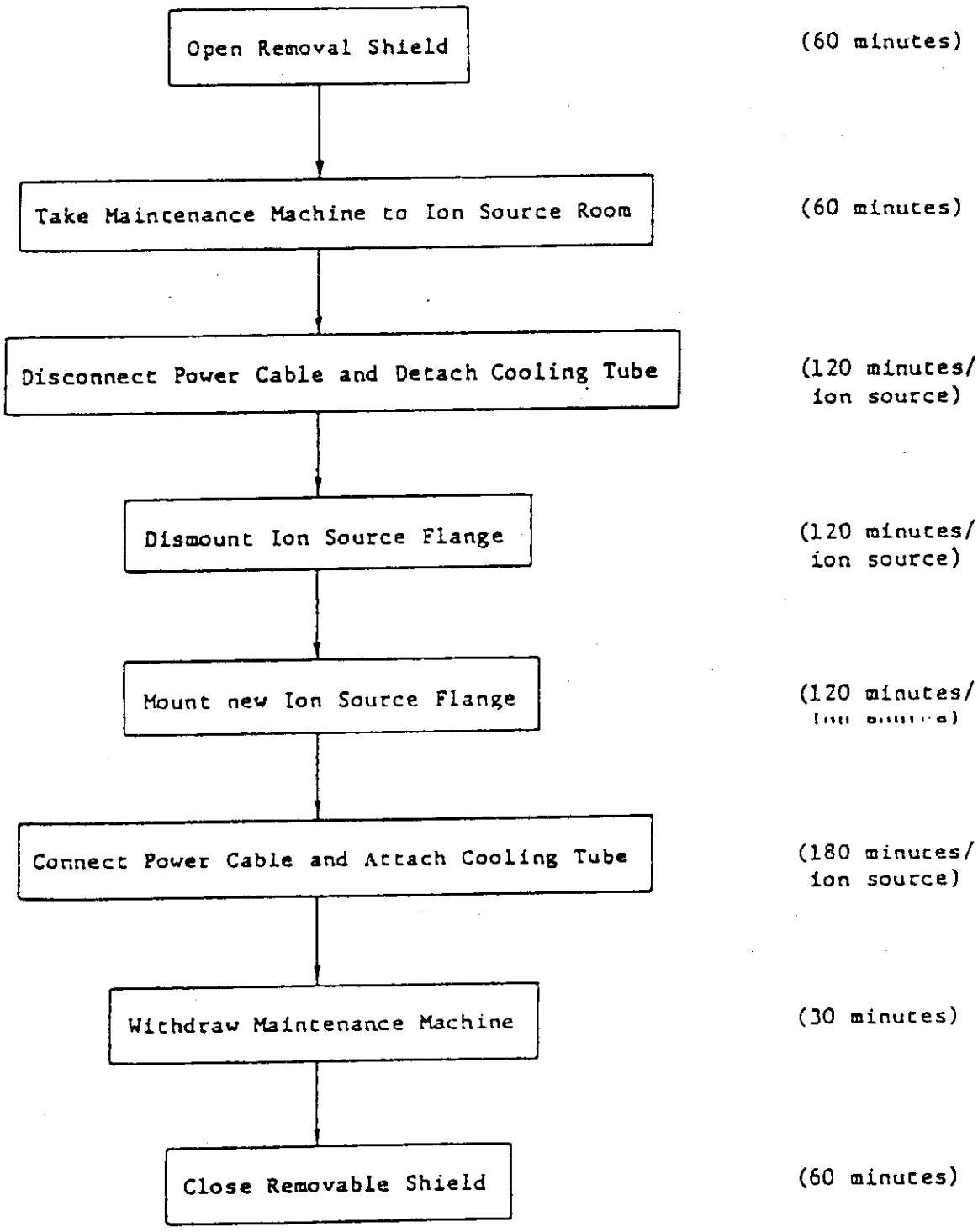


Table 17.5.2 Replacement procedure of extraction grids

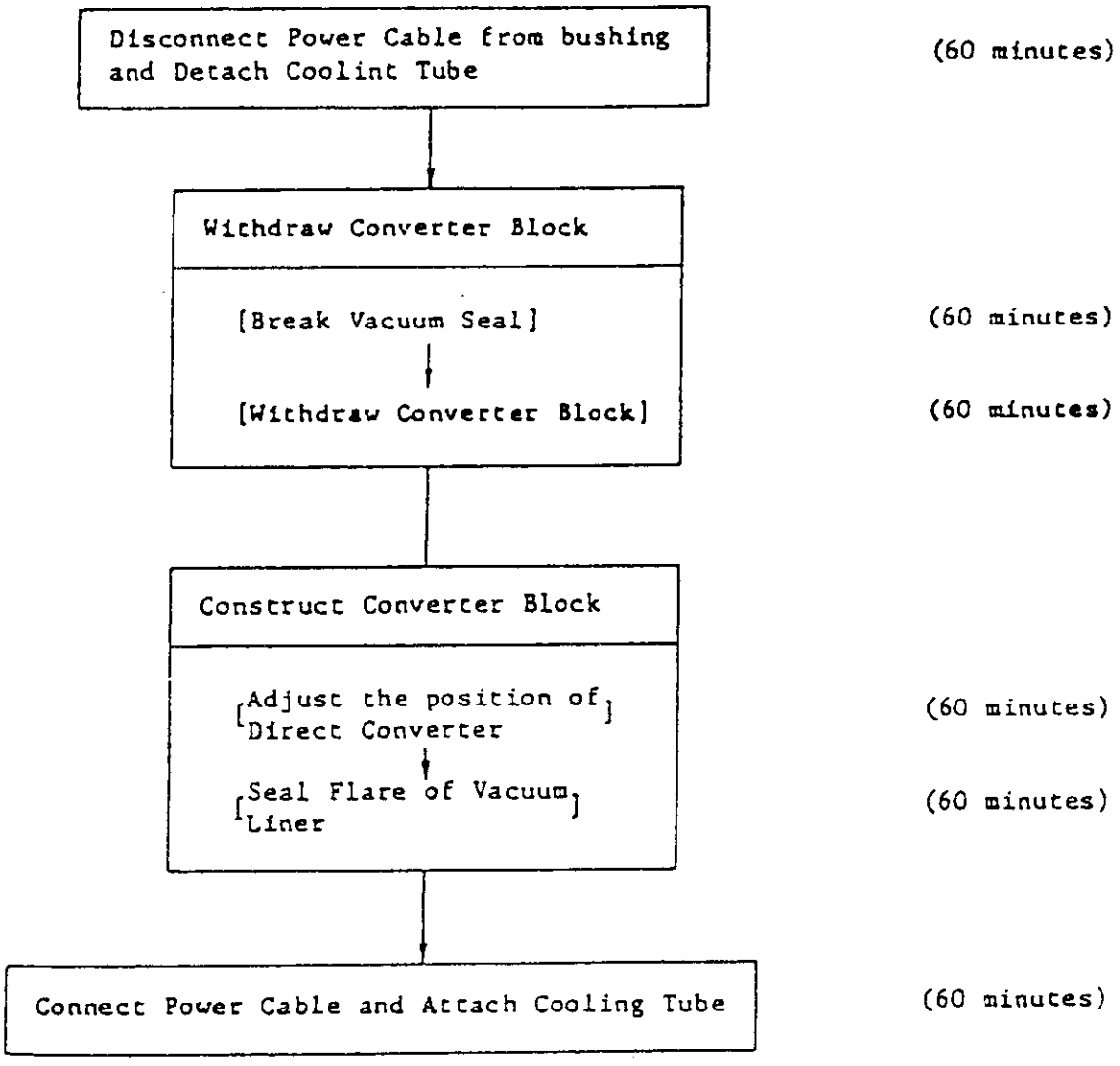


Table 17.5.3 Replacement procedure of direct converter

Table 17.5.4　ダイバータ分解手順

① 前処理（ベーキングと冷却）
② 分解すべきダイバータの冷却配管切断
③ ダイバータ・アクセスドアの機械的締結解除
④ ダイバータ・アクセスドアおよび冷却配管の真空シール部を切断
⑤ ダイバータ・アクセスドア撤去
⑥ ダイバータ間のフランジ部の機械的締結解除
⑦ ダイバータ引抜台車を接近させる。
⑧ ダイバータ引抜台車の前方にある把持機構でダイバータのセンタセクタを把持し，引抜く。
⑨ 引抜かれたセクタは搬送架台上まで引抜台車で運び，そこで搬送架台ごと吊り上げ，キャスクに入れてホットセルまで運ぶ（場合によってはキャスクに入れず，クレーンでそのまま運ぶかもしれない。）

左右のセクタ2回
⑩ 新しい搬送架台を設置し，ダイバータ引抜台車を接近させる。
⑪ ダイバータ引抜台車の前方にある把持機構でダイバータのサイドセクタを把持し，センタセクタのあった空間まで引き出した後，ダイバータ引抜台車を後退させて引抜く。
⑫ ⑨と同じ動作

⑬ ブランケット引抜台車撤去

Table 17.5.5　ブランケット分解手順
（NBIのないセクタの場合）

① 前処理（ベーキングと冷却）
② 分解すべきブランケットおよびダイバータの冷却配管切断
③ ブランケット・アクセスドアの機械的締結解除
④ ブランケット・アクセスドアの真空シール部とブランケットおよびダイバータの冷却配管の真空シール部をそれぞれ切断
⑤ ブランケット・アクセスドア撤去（ダイバータ・アクセスドアも同時に撤去される）
⑥ ブランケットおよびダイバータのフランジ部の機械的締結解除
⑦ ダイバータ分解・撤去（Table 17.5.4の⑦から⑬の作業）
大小セクタそれぞれについて行う
⑧ ブランケット引抜台車を接近させ，引抜台車の先端の荷重伝達機構をブランケット下部のガイド穴に挿入
⑨ 荷重伝達機構をジャッキアップさせてブランケットを持ち上げブランケット引抜台車を後退させることによってブランケットを引抜く。
⑩ 引抜かれたブランケットは，ガイドローラを経由してガイドレールまで誘導した後，クレーンでそのまま撤去
⑪ ブランケット引抜台車撤去

Table 17.5.6　ブランケット分解手順
（NBIの撤去を伴う場合）

① 前処理（ベーキングと冷却）
② 分解すべきブランケットおよびその両隣の上下ダイバータの冷却配管切断
③ NBIとブランケット・アクセスドアとの間，ブランケット・アクセスドアおよび両隣の上下ダイバータ・アクセスドアの機械的締結をそれぞれ解除
④ ③の項目の真空シール部，ブランケットおよびダイバータの冷却配管の真空シール部をそれぞれ切断
⑤ NBI後部に引抜用ワイヤ・ロープを設置し，ウィンチでNBIをNBI引抜空間まで引抜き退避させる。（必要によって，相方の開口部にshield plugを設置）
⑥ ブランケット・アクセスドアおよび両隣のダイバータ・アクセスドアをそれぞれ撤去
⑦ ブランケットおよび両隣のダイバータのフランジ部の機械的締結解除
⑧ 両隣上下のダイバータ撤去（Table 17.5.4の⑦から⑬の作業）
⑨ ブランケット撤去（Table 17.5.5の⑧から⑪の作業）

Table 17.5.7　ダイバータ分解修理時間

Disassembly	TIME hours	TOTAL days
1 Pretreatment (Baking, etc.)	168	7.0
2 Cut and remove the cooling pipes outside the divertor access door	12	7.5
3 Disengage and remove the bolts on the divertor access door	8	7.8
4 Cut the seals of the divertor access door and cooling pipes	8	8.2
5 Remove the divertor access door	20	9.0
6 Disengage and remove the bolts on the divertor flange	15	9.6
7 Withdraw and transfer the divertor center sector	8	10.0
8 Withdraw and transfer the divertor side sectors	20	10.8
Assembly		
1 Install the divertor side sectors	24	11.8
2 Install the divertor center sector	12	12.3
3 Engage the bolts on the divertor flange	24	13.3
4 Install the divertor access door	40	15.0
5 Connect the cooling pipes	24	16.0
6 NDT, bake, and evacuate	240	26.0

TOTAL　26 days

（注）26日には上側あるいは下側のダイバータのみについて評価したものであり，両方を考慮に入れると一部を除いてパラレルに作業が行えず約35daysになる。

Table 17.5.8　ブランケット分解修理時間
（ＮＢＩのないセクタの場合）

Disassembly	TIME hours	TOTAL days
1 Pretreatment (Baking, etc.)	168	7.0
2 Cut and remove the cooling pipes outside the blanket access door and both divertor access doors (Upper and Lower)	24	8.0
3 Disengage and remove the bolts on the blanket access door	16	8.7
4 Cut the seals of the blanket access door and cooling pipes	16	9.3
5 Remove the blanket access door	24	10.3
6 Disengage and remove the bolts on the blanket and the divertor flange	40	12.0
7 Withdraw and transfer the divertors	56	14.3
8 Withdraw and transfer the large blanket sector	15	15.0
9 Withdraw and transfer the small blanket sector	15	15.6
Assembly		
1 Install the small blanket sector	30	16.8
2 Install the large blanket sector	30	18.1
3 Install the divertors	70	21.0
4 Engage the bolts on the blanket and divertor flange	50	23.1
5 Install the blanket access door	50	25.2
6 Connect the cooling pipes	45	27.0
7 NDT, bake, and evacuate	240	37.0

TOTAL　37 days

Table 17.5.9 ブランケット分解修理時間
（ＮＢＩのあるセクタの場合）

Disassembly		TIME hours	TOTAL days
1	Pretreatment (Baking, etc.)	168	7.0
2	Cut and remove the cooling pipes outside the blanket access door and four divertor access doors (both side upper and lower)	36	8.5
3	Disengage and remove the bolts on the NBI, blanket access door, and divertor access doors	56	10.8
4	Cut the seals of the NBI blanket access door, divertor access door, and cooling pipes	56	13.2
5	Remove the NBI	24	14.2
6	Remove the blanket access door and divertor access doors	104	18.5
7	Disengage and remove the bolts on the blanket and the divertor flanges	80	21.8
8	Withdraw and transfer the divertors	70	24.8
9	Withdraw and transfer the blankets	30	26.0
Assembly			
1	Install the blankets	60	28.5
2	Install the divertors	100	32.7
3	Engage the bolts on the blanket and divertor flanges	120	37.7
4	Install the blanket access door and divertor access door	156	44.2
5	Install the NBI	60	46.7
6	Connect the cooling pipes	120	51.7
7	NDT, bake, evacuate	240	62

TOTAL 62 days

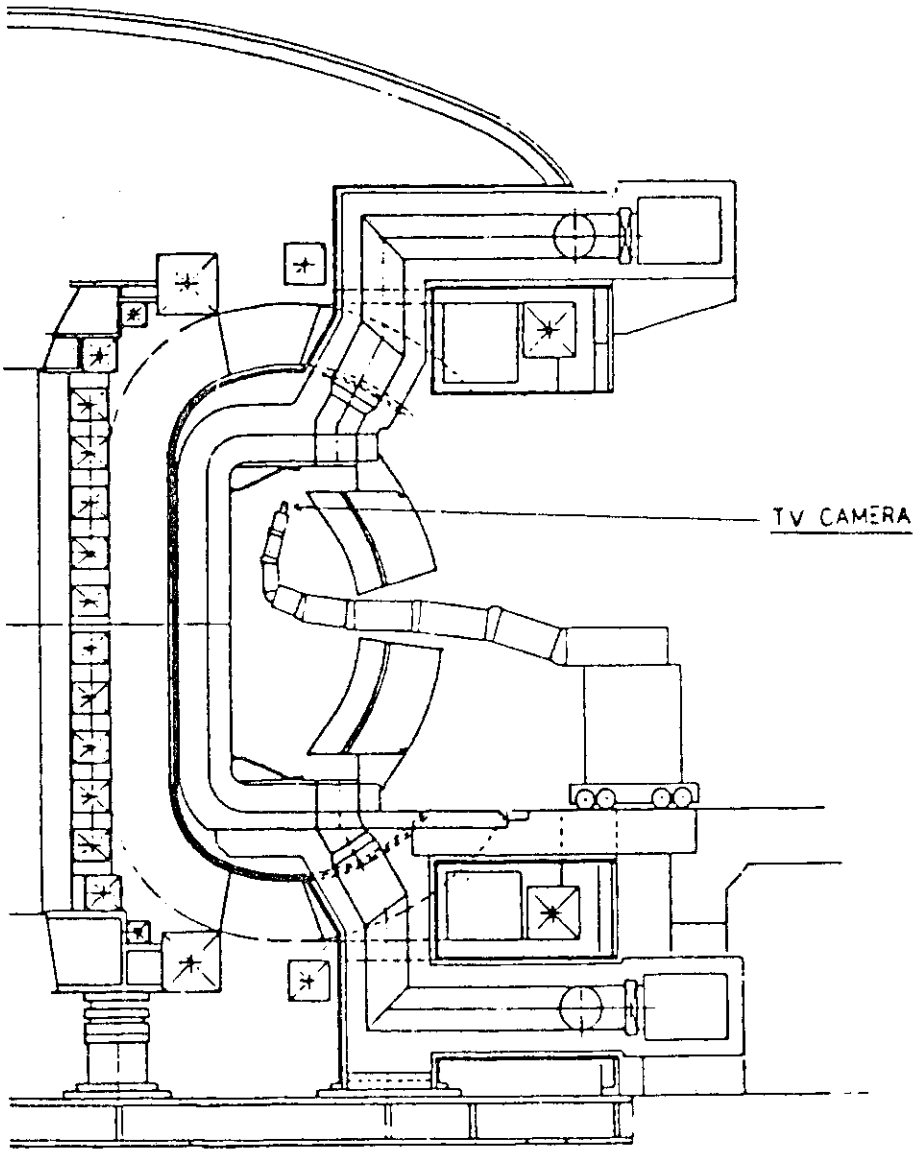


Fig. 17.4.1 Multi-joint inspection system

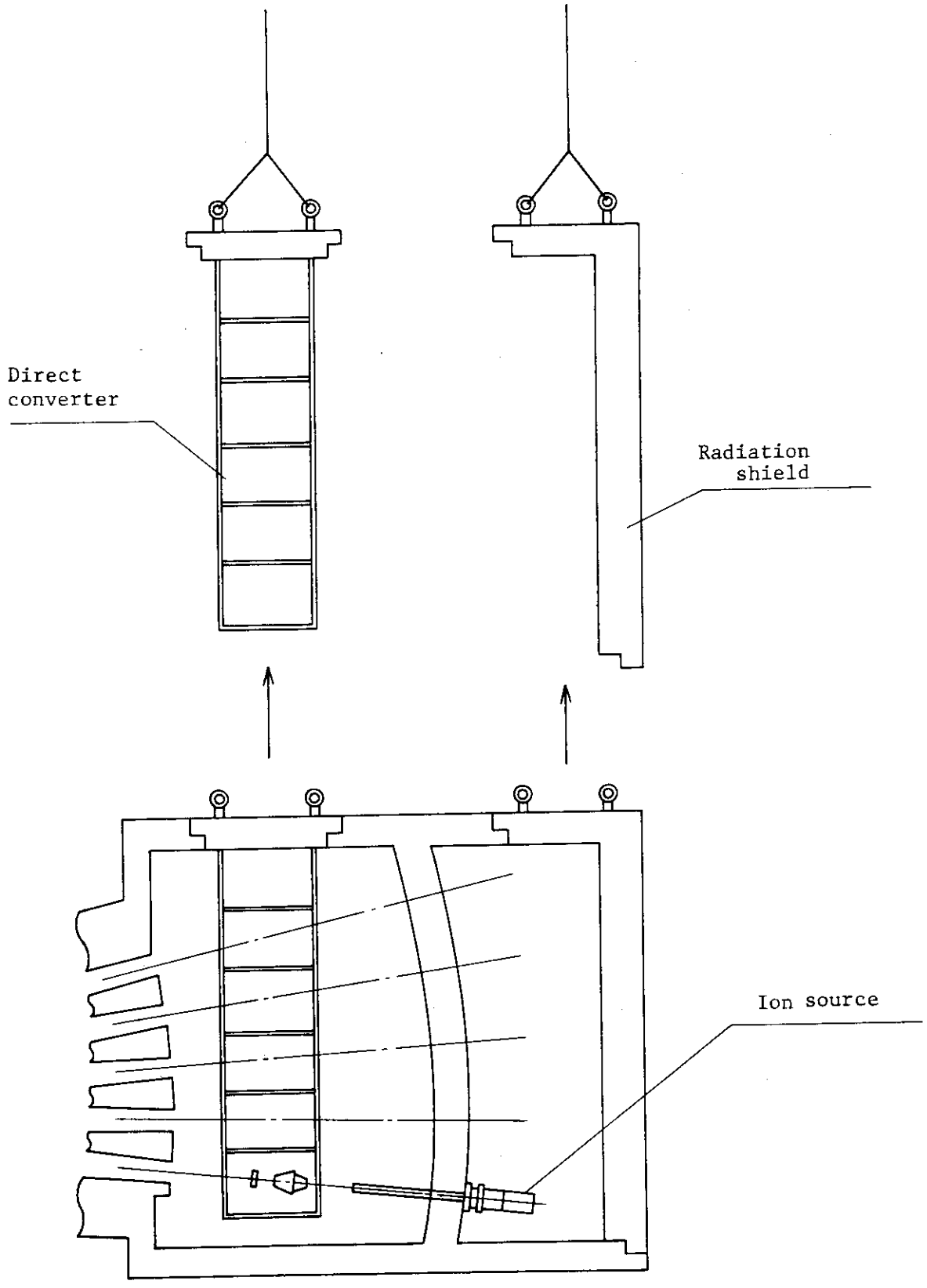


Fig. 17.5.1 General scheme of maintenance of the source, extraction grids, and direct converter

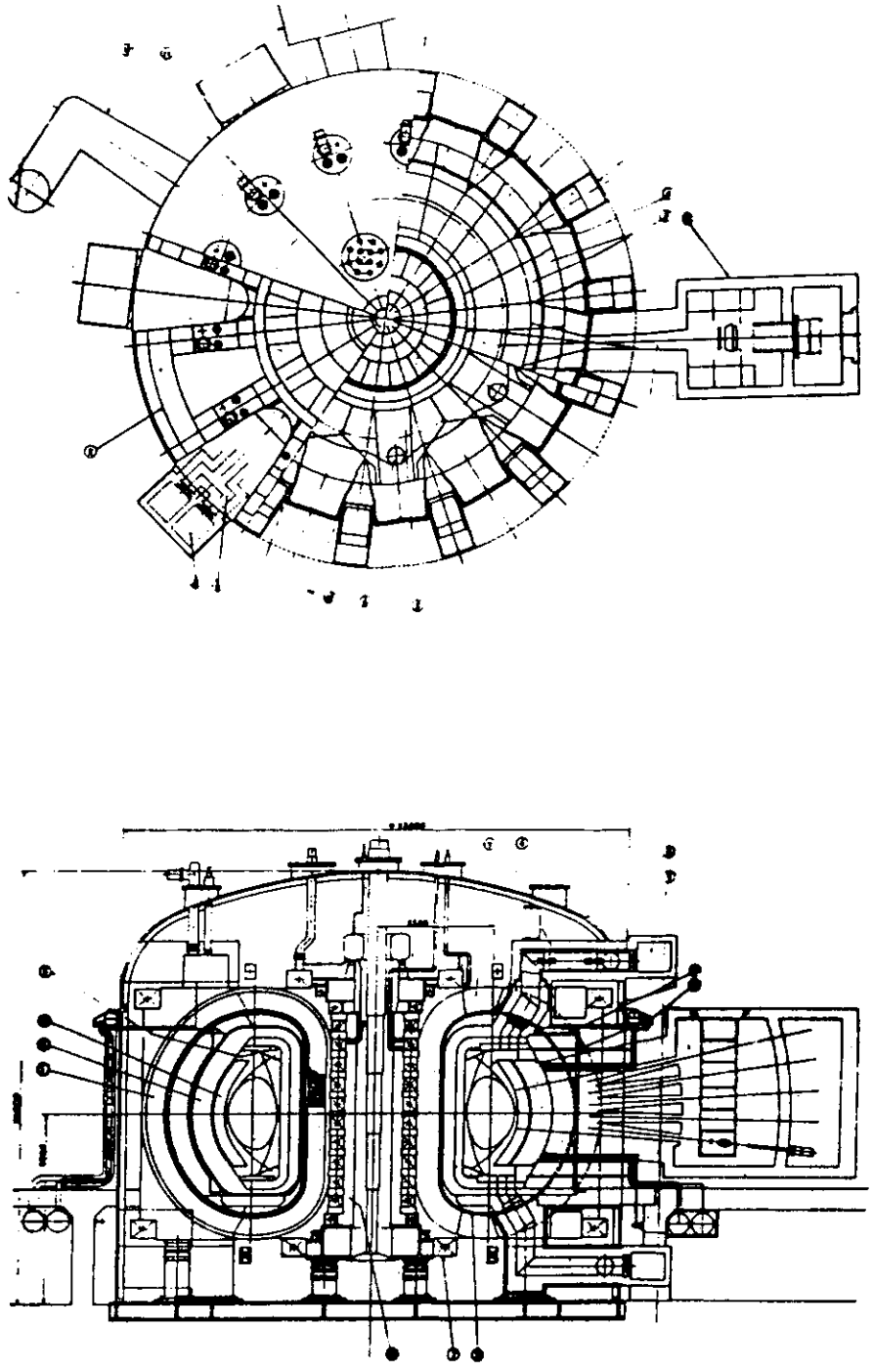


Fig. 17.5.2 Overview of FER

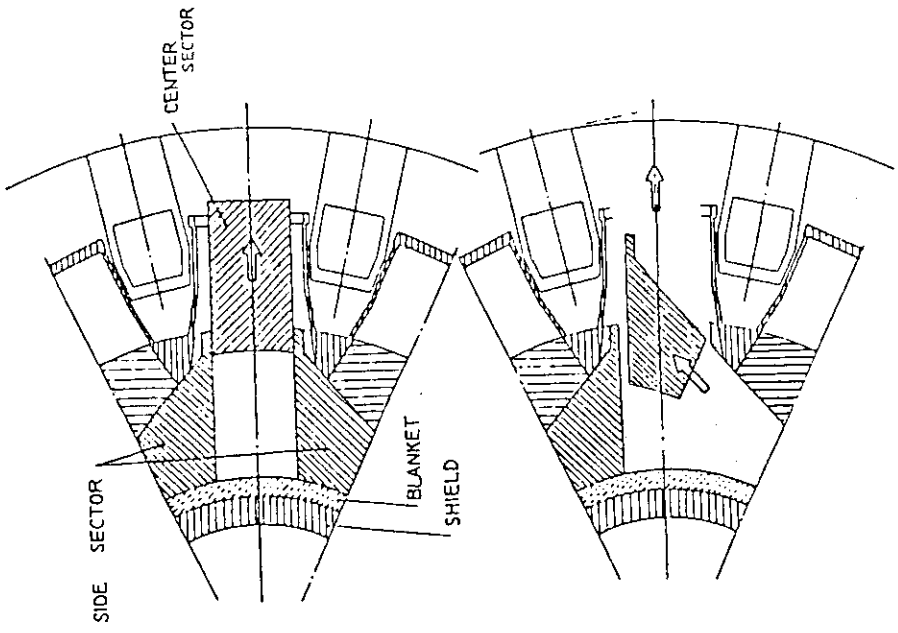


Fig. 17.5.4 Divertor replacement concept

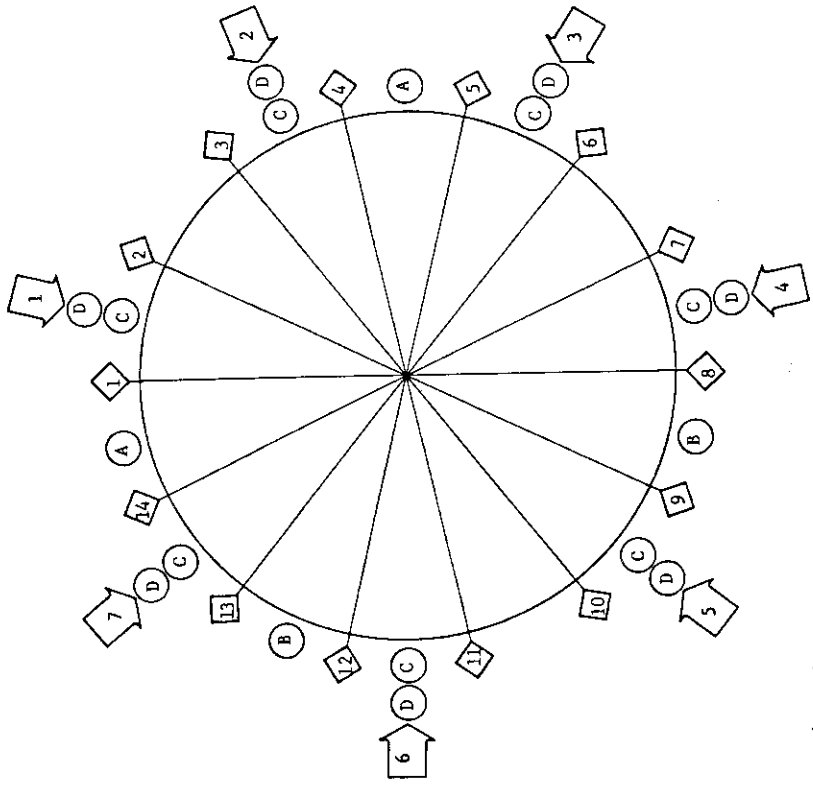


Fig. 17.5.3 Location of equipment

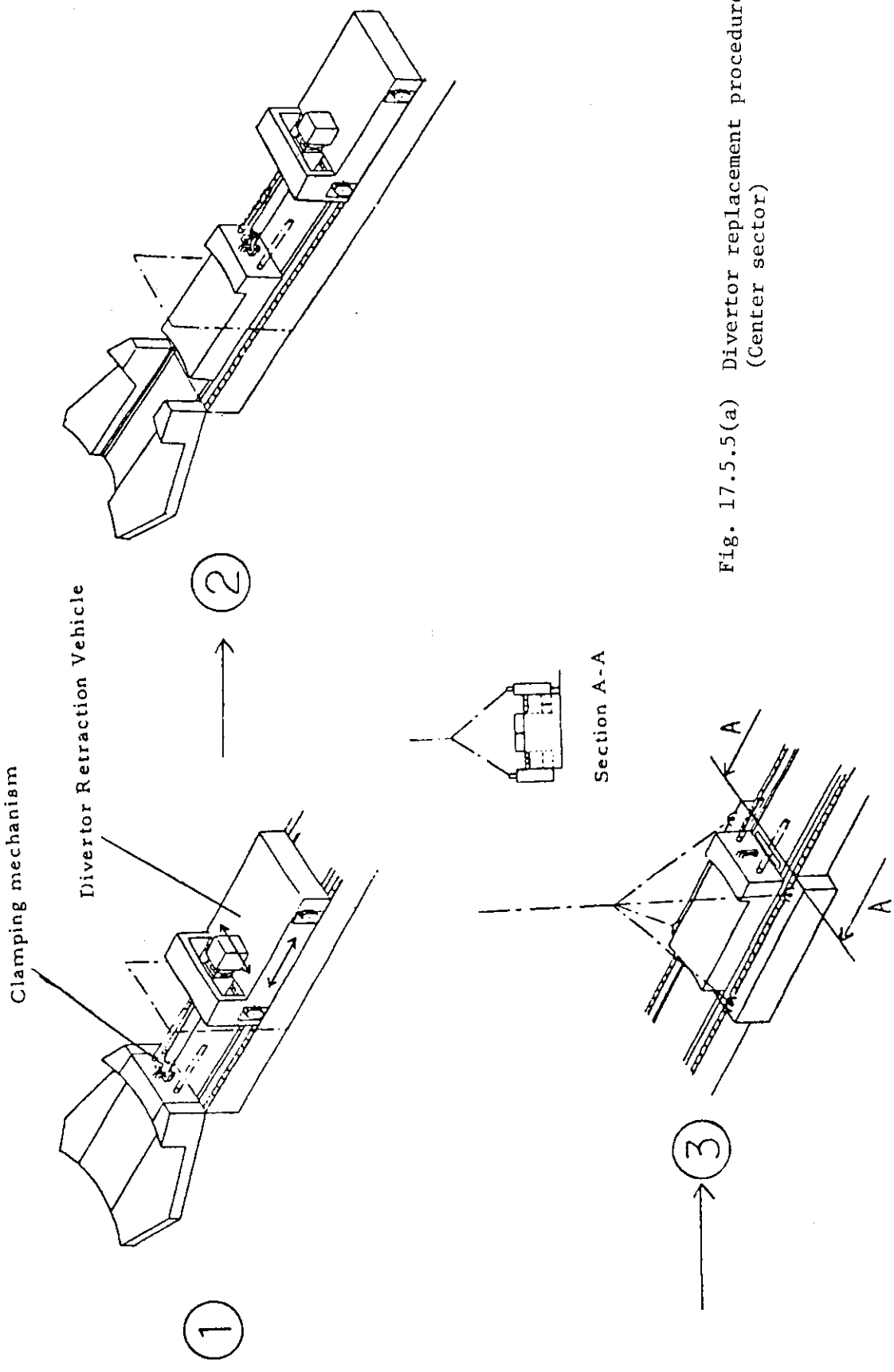


Fig. 17.5.5(a) Divertor replacement procedure (Center sector)

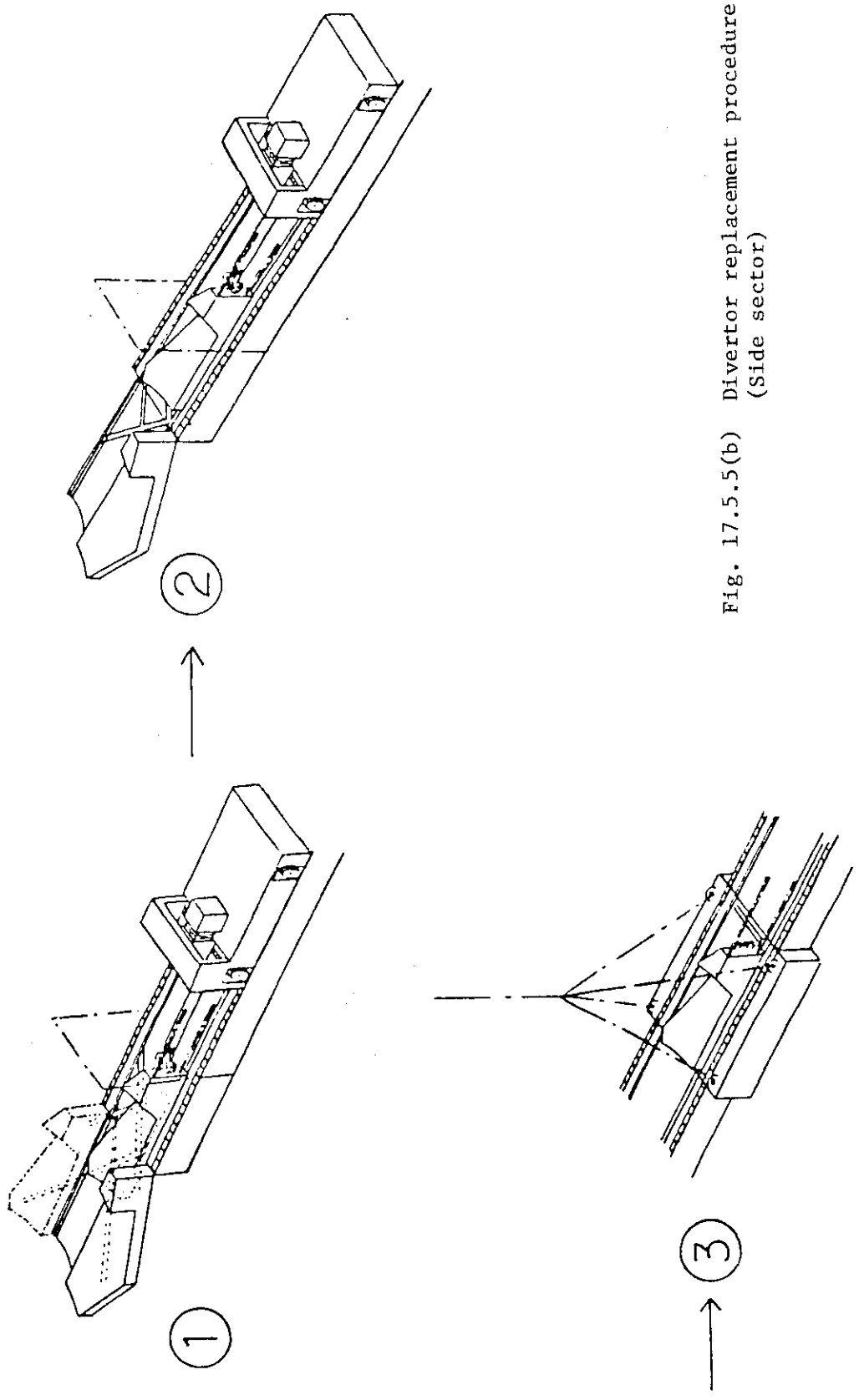


Fig. 17.5.5(b) Divertor replacement procedure (Side sector)

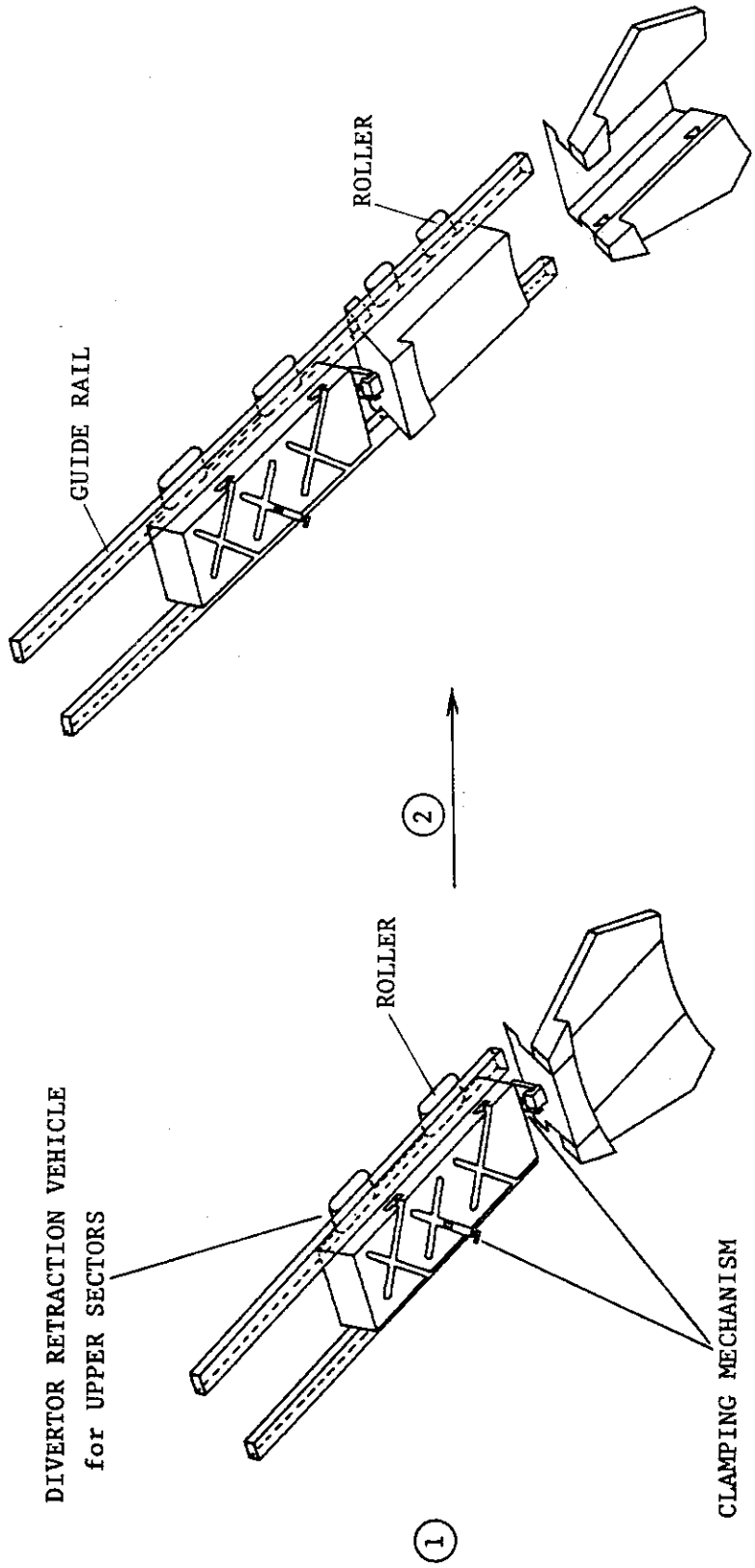


Fig. 17.5.5(c) Divertor replacement procedure (Upper center sector)

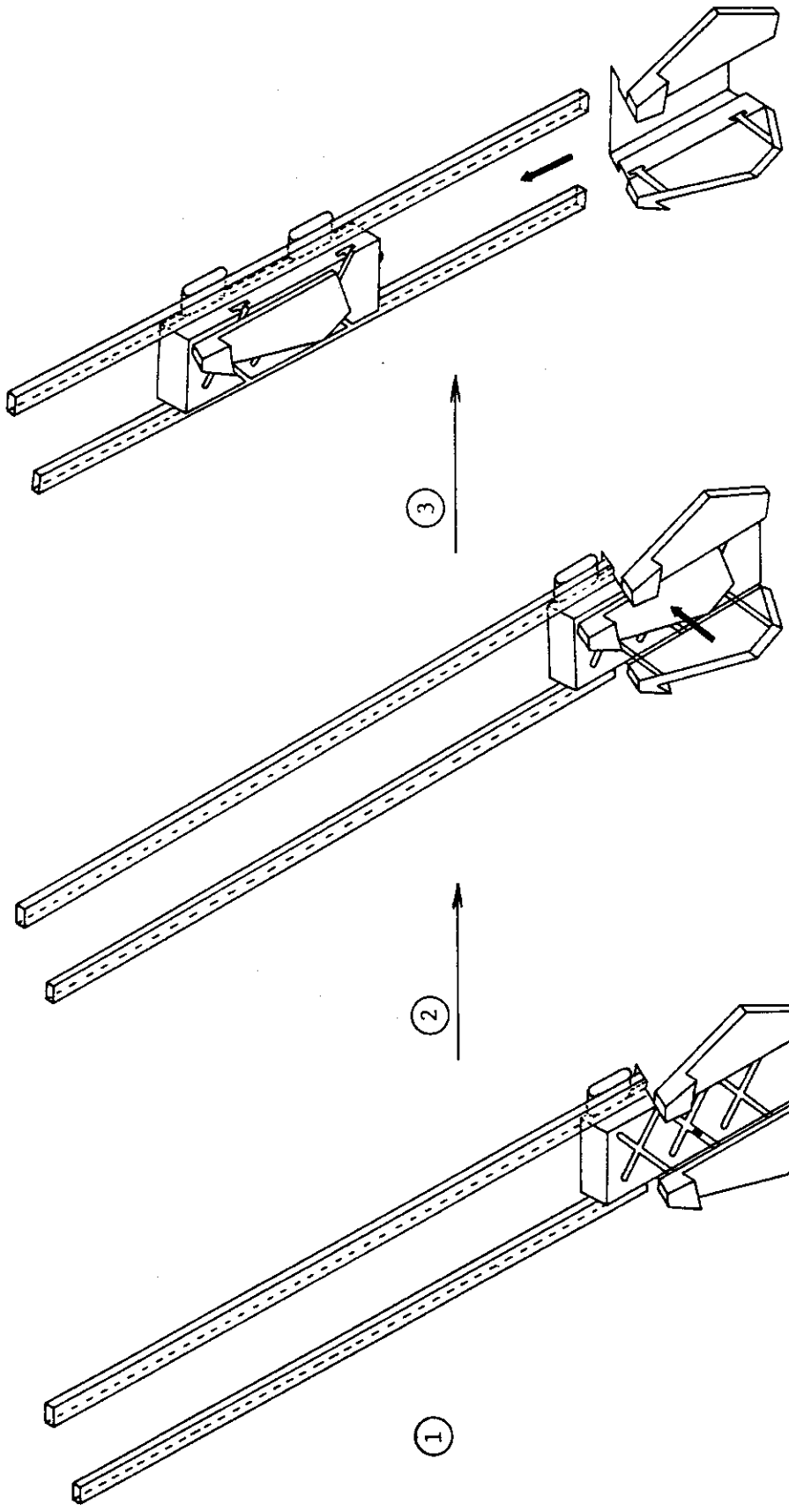
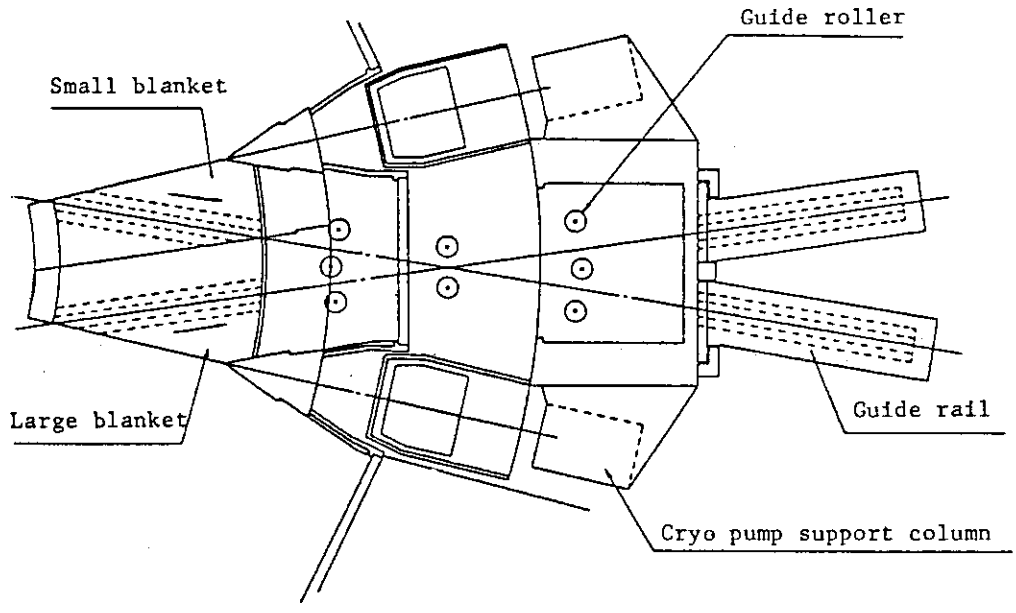


Fig. 17.5.5(d) Divertor replacement procedure (Upper side sector)



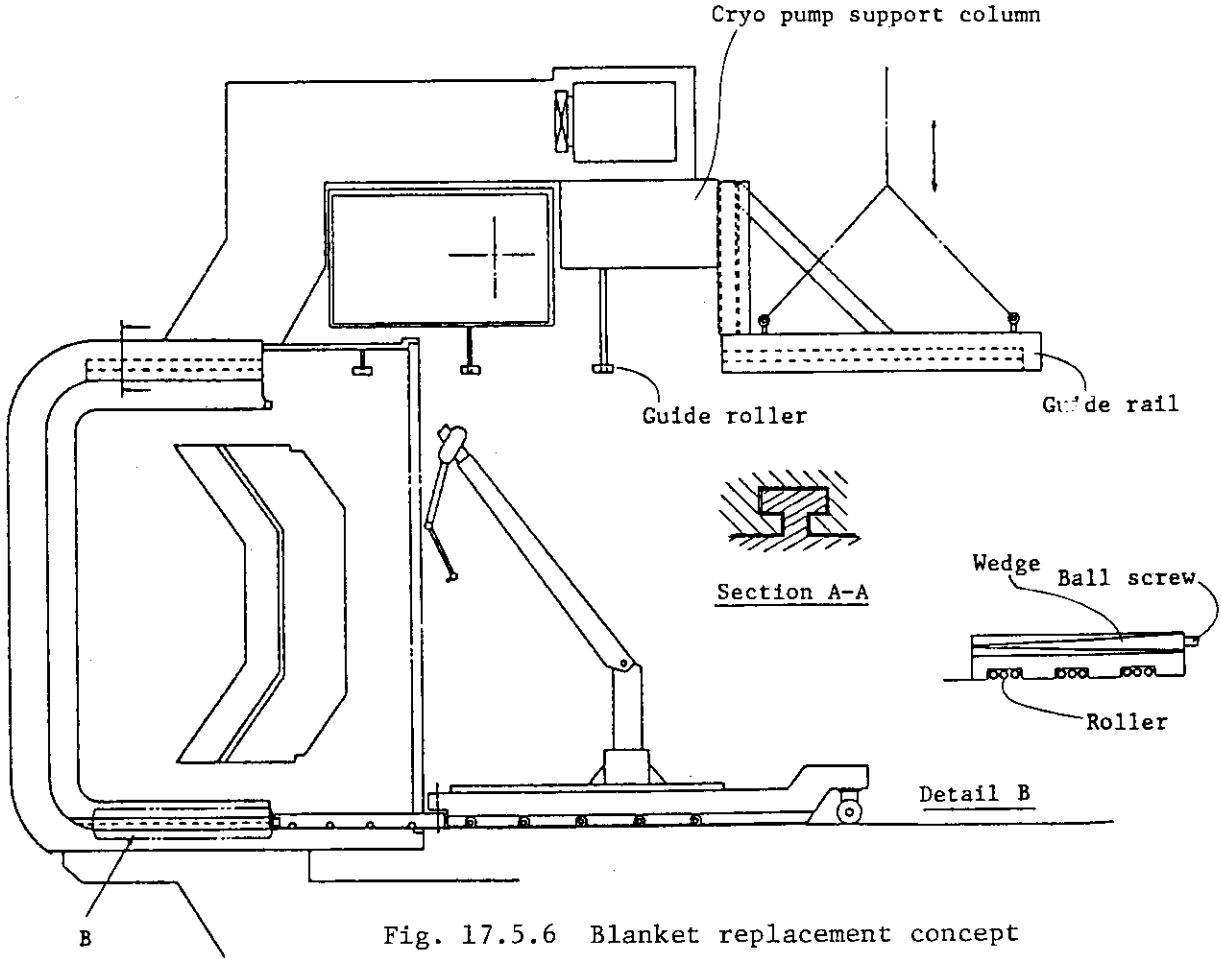


Fig. 17.5.6 Blanket replacement concept

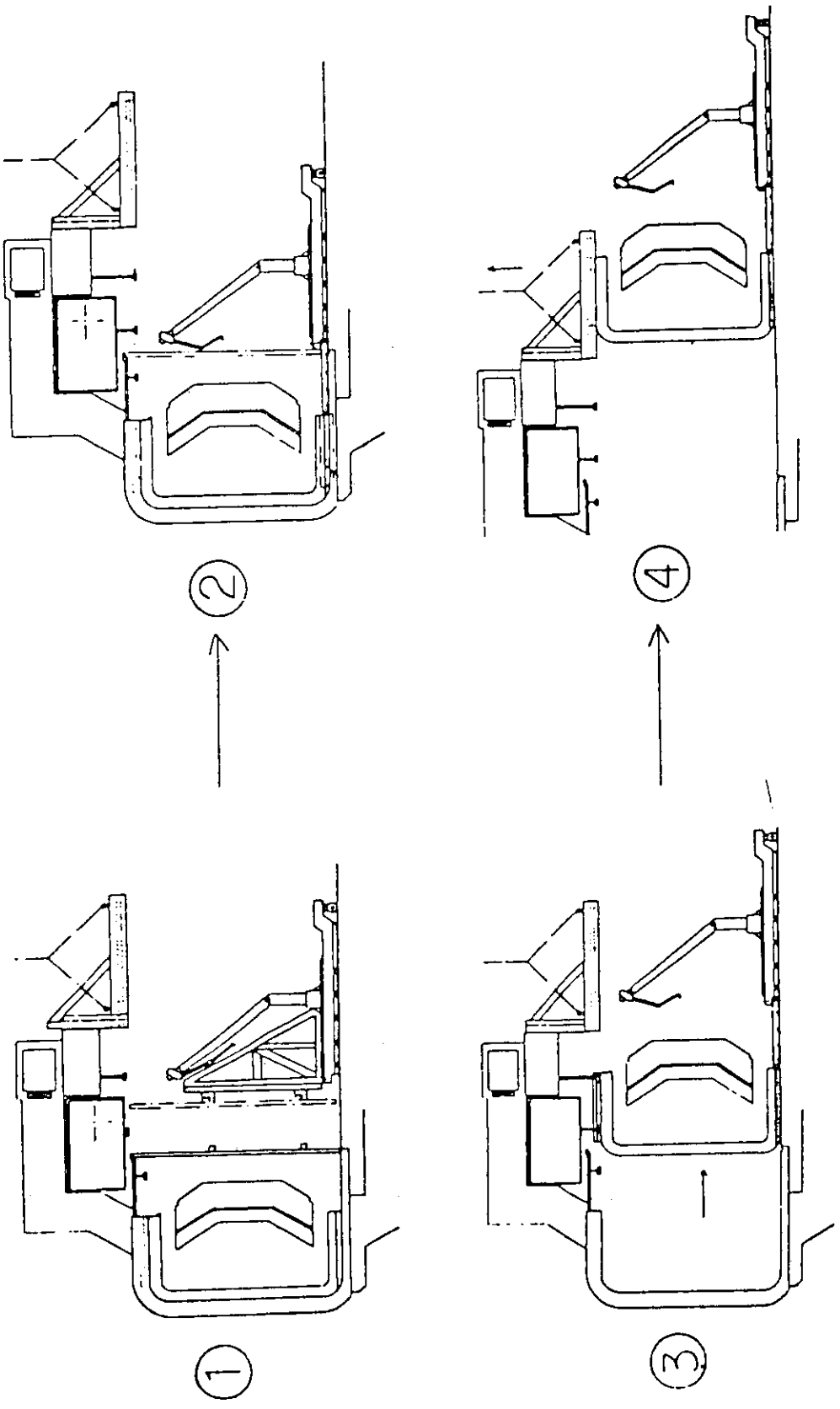
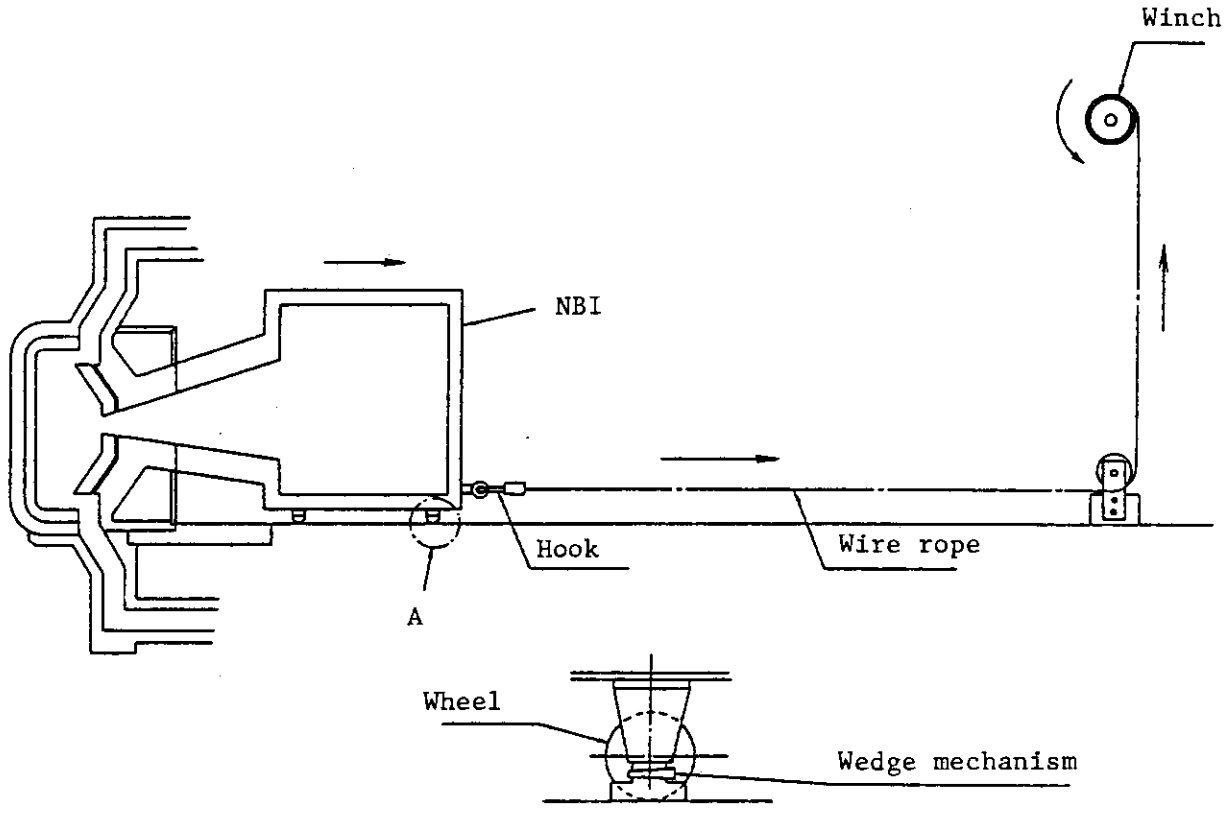


Fig. 17.5.7 Blanket replacement procedure



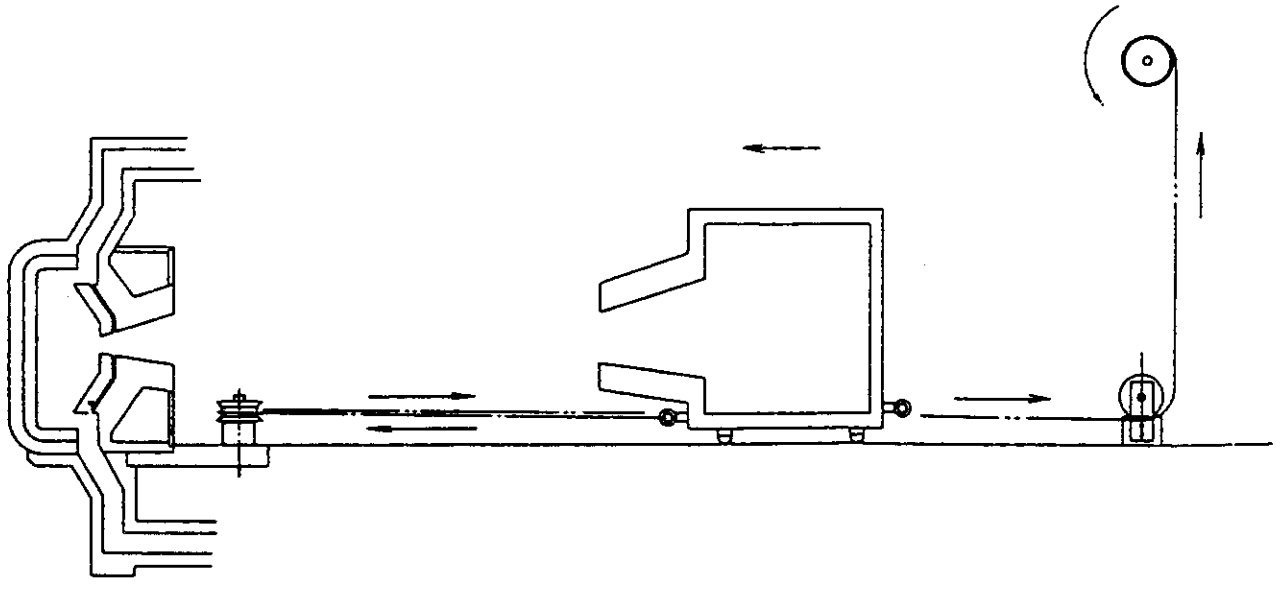


Fig. 17.5.8 NBI removal concept

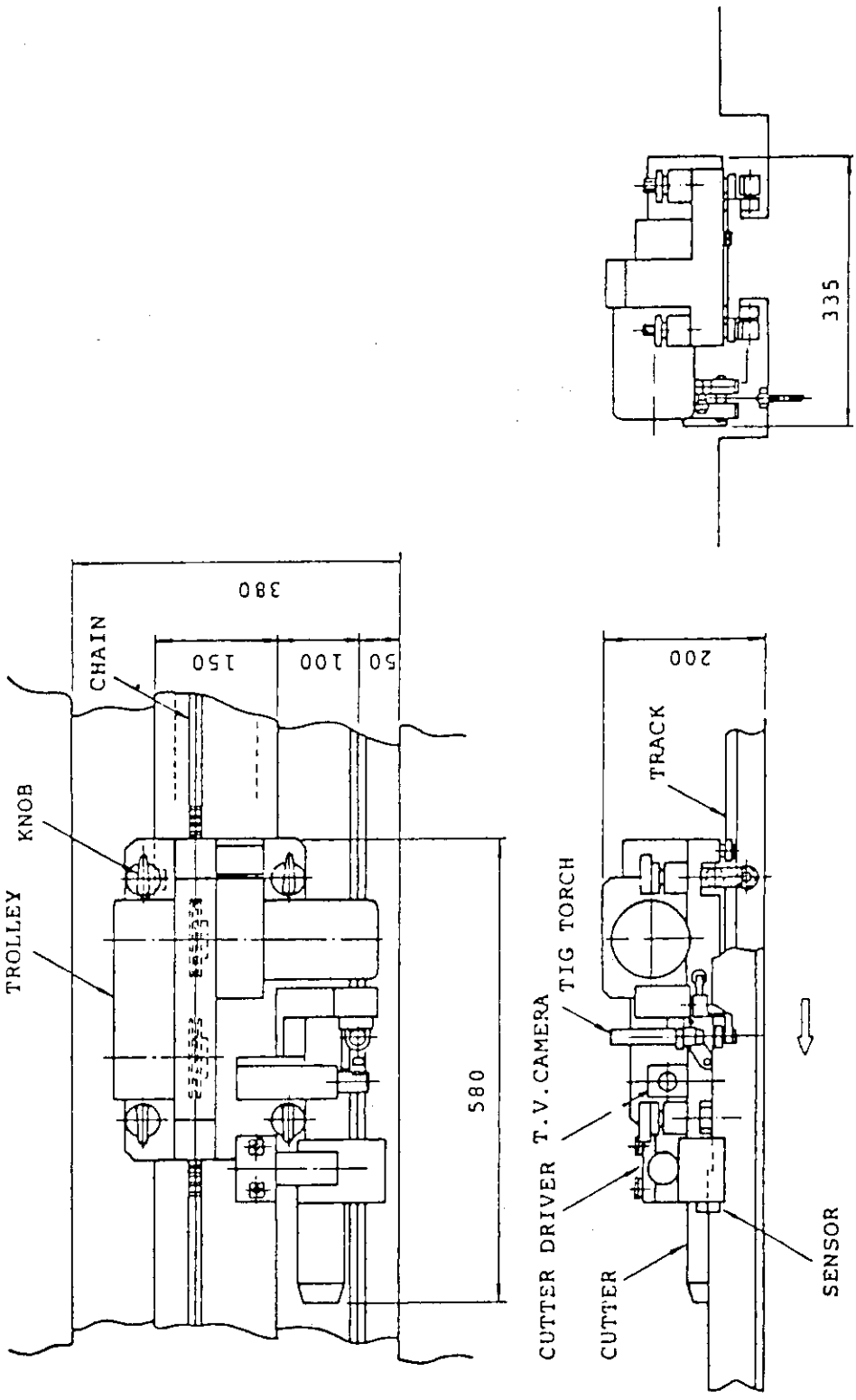


Fig. 17.5.9 Seal cutting and welding machine

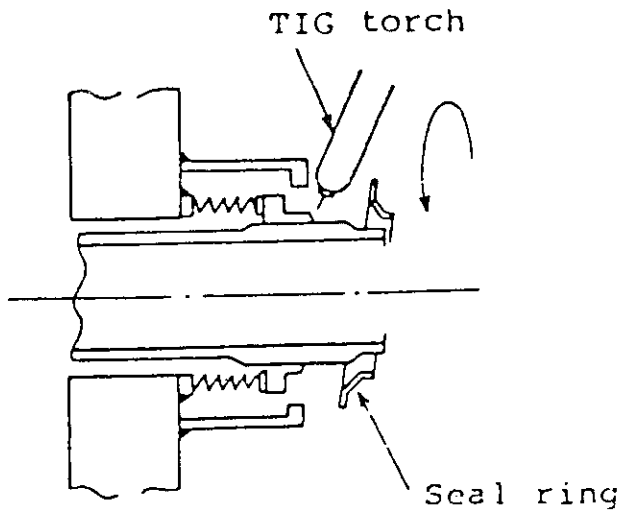


Fig 17.5.10 Welding tool

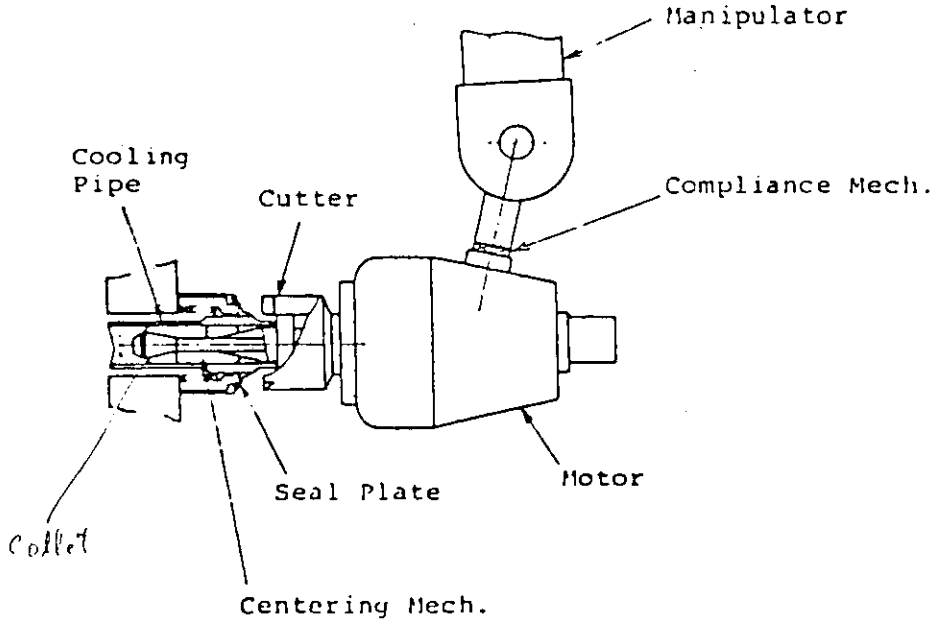
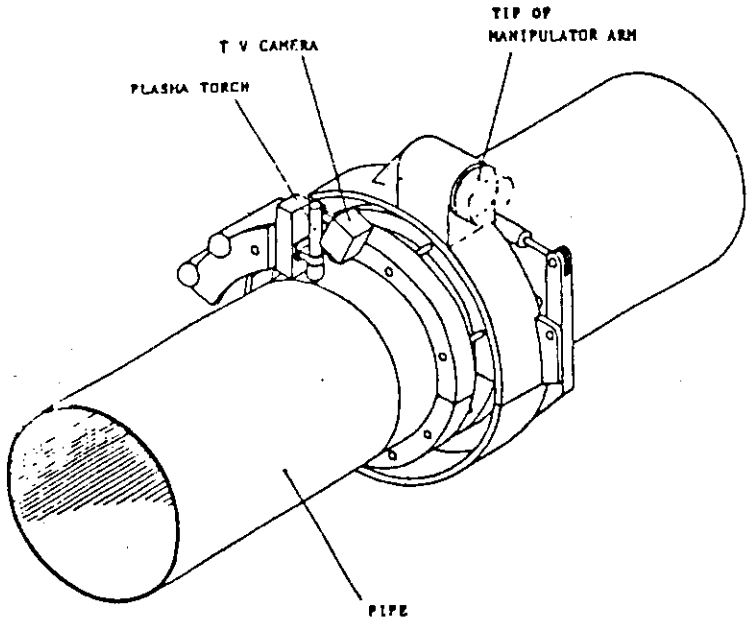


Fig. 17.5.11 Cutting tool



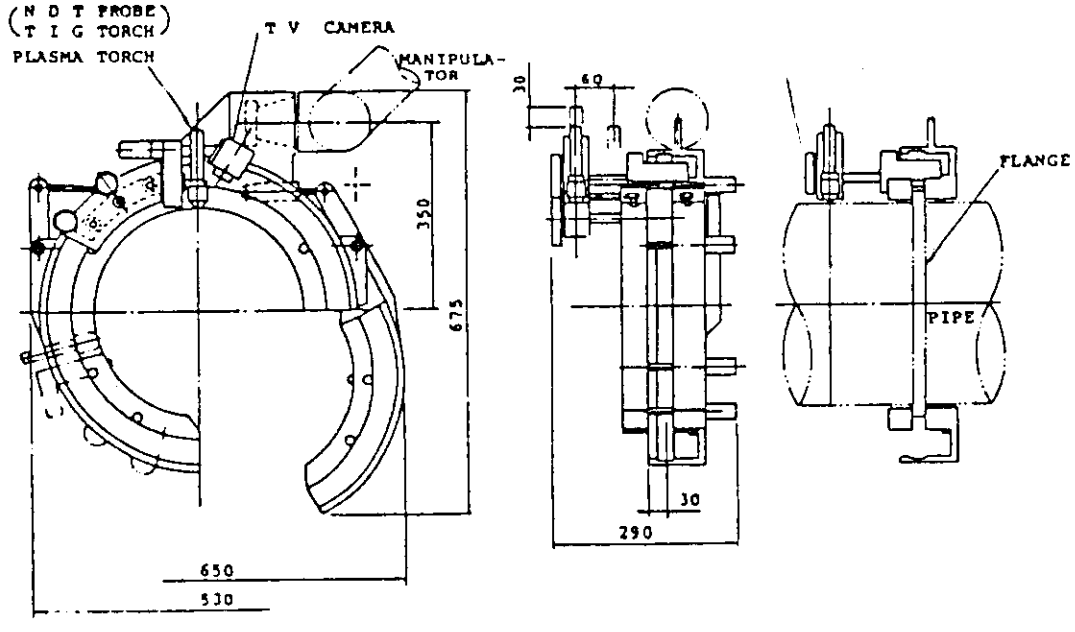


Fig. 17.5.12 Cutting/welding tool for pipe

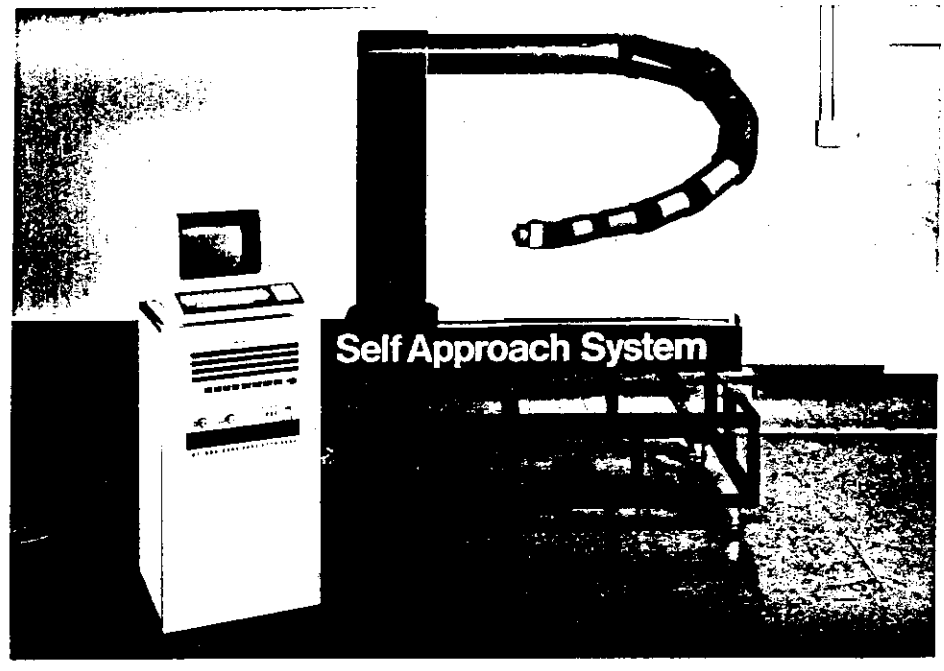


Fig. 17.5.13 Prototype of multi-joint inspection system

18. 主 冷 却 系

18.1 概　　要

ＦＥＲでは電力を生産しないシステムとなっているが，核融合炉熱発生部で発生した熱を除去するために冷却系が必要である。冷却システムは１次系／放熱系から構成され，冷却材は軽水である。

発熱部としてはダイバータ部，ブランケット部，しゃへい体等があり，冷却システムのマスバランス，主要機器仕様等について概略検討を行なった。Fig. 18. 1. 1 に発熱部のコンポーネント，Table 18. 1. 1 にそれぞれのコンポーネントにおける設計条件を示す。冷却塔については湿式と乾式について検討を行なったが，湿式に対して，放熱系の湿球温度，補給水温度等はＪＴ－60 の２次冷却設備各部仕様書の条件に従っている。

18.2 システム検討

冷却系は１ループで構成され，冷却水は軽水である。

ＦＥＲは周期的に炉の運転，停止が繰返されるため，炉入口近傍に温度変動を抑制するために流量調整バルブを施けている。また，一次冷却水ポンプの吐出流量を平均流量に設定し一定流量とし，熱交換器の一次冷却材の温度変動や二次冷却材の出口温度の変動を抑制している。Fig. 18. 2. 1 と Fig. 18. 2. 2 に乾式と湿式の場合の系統，マスバランスを示す。

18.3 主要機器の概要

冷却系主要機器としての１次冷却水ポンプ，中間熱交換器，二次冷却水ポンプ，冷却塔等の設計概要を示す。

(1)　中間熱交換器

Table 18. 3. 1 に主要仕様を示す。横置き，Shell & Tube 式である。

(2)　乾式冷却塔

Table 18. 3. 2 に主要仕様を示す。Fig. 18. 3. 1 に概略図を示す。

(3)　湿式冷却塔

Table 18. 3. 2 に主要仕様を示す。Fig. 18. 3. 2 に概略図を示す。

(4)　１次冷却水ポンプ

Table 18. 3. 1 に主要仕様を示す。Fig. 18. 3. 3 に概略図を示す。

(5)　２次冷却水ポンプ

Table 18. 3. 1 に主要仕様を示す。Fig. 18. 3. 5 に概略図を示す。

Fig. 18. 3. 6 に断面図を示す。

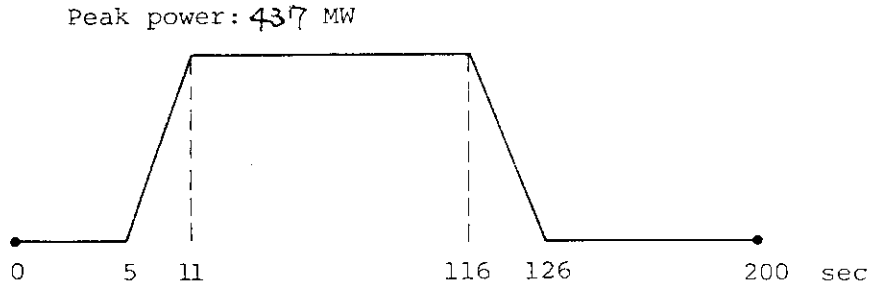
(6) ヘッドタンク

Table 18.3.1 に主要仕様を示す。

Table 18.1.1 Heat load

Components	Heat load (MW)	Inlet-Temperature (°C)	Outlet Temperature (°C)	Flow rate (ton/sec)	Pressure (kg/cm^2)
Inner first wall	47	50	75	0.449	5
Inner second wall	20	50	75	0.191	5
Inner blanket	46 (mean 26)	50	70	0.310 (mean)	5
Inner shield	5	50	70	0.060	5
Outer first wall	107	50	75	1.022	5
Outer second wall	47	50	75	0.450	5
Outer blanket	115 (mean 65)	50	70	0.776 (mean)	5
Outer shield	5	50	70	0.060	5
Divertor	45	50	70	0.538	5
Total	437	50	70		
Mean	247	50	70	3.856	5

*( ): Mean value



$$\text{Mean power} = \frac{437^{MW} \times \left(105 + \frac{16}{2}\right)}{200} = 247 \text{ MW}$$

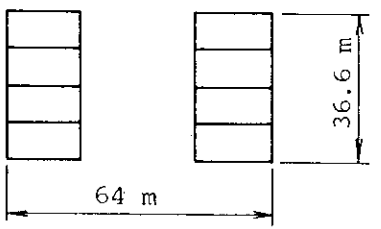
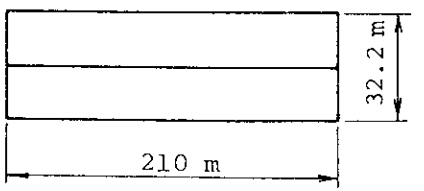
Table 18.3.1 Specification of the components

	Specification	Remarks
(1) Heat exchanger		
Number of unit	50% capacity × 2	
Type	Lateral, shell & tube	
Cooling area	3500 m^2/unit	
Total length	∿ 11700 mm	
Diameter of body	∿ 2700 mm	
Size of tube		
Diameter	19.05 mm	
Thickness	1.0 mm	
Number	6890/unit	
Effective length	8488 mm	
Tube material	S.S 304	
(2) Cooling tower	See Table 12.3.2 and Fig.12.3.1 and Fig. 12.3.2	
(3) Primary coolant pump		
Number of unit	3 (one redundant)	
Type	Lateral, double suction volute	
Capacity/unit	8900 ton/hour	
Head	105 m	
R.P.M	990 rpm	
Motor/unit	3200 kW	
Diameter of inlet	900 mm	
Diameter of outlet	600 mm	

(to continue)

	Specifications		Remarks
(4) Secondary coolant pump	Dry type cooling Tower	Wet type cooling tower	
Number of unit	3 (one redudant)	"	
Type	Lateral, double suction volute	"	
Capacity/unit	11340 ton/h	"	
Head	60 m	50 m	
R.P.M	740 rpm	"	
Motor/unit	2300 kW	1950 kW	
Diameter of inlet	1100 mm	"	
Diameter of outlet	800 mm	"	
(5) Head tank			
Number of unit	1		
Type	Lateral cylinder		
Capacity	40 m^3		
Total length	10500 mm		
Diameter of body	2500 mm		

Table 18.3.2 Specification of the components

Type			Wet-type cooling tower	Dry-type cooling tower
Design condition	Flow rate of coolant	m^3/h	21600	21600
	Inlet temperature	°C	45	45
	Outlet temperature	°C	35	35
	Wet temperature	°C	27.1 (wet)	24 (wet)
Water drop loss		m^3/h(%)	10.8 } 378	–
Evaporation loss		m^3/h	367.2 }	–
Cooling tower specification	Tower length	m	36.6 } × 2 lines	16.12 } × 2 lines
	Tower width	m	17.39 }	16.1 }
	Tower height	m	10.1 }	15 }
	Diameter of fan	ft	24	32
	Head	m	8 (from upper edge of pool)	25 (from GL)
	Materials		Tower body: Douglas fir Outer wall: Asbestos wavy plate Partition wall: Wood Looper: Asbestos wavy plate Filling material: Wood Water coolant pipe: Steel pipe Fan: RFP Fan stack: FRP Metallic: Zn plated steel	Tower body: Steel Header, heat transfer pipe: Steel Filet : Aluminium Fan : FRP Fan stack : Steel
	Motor for fan driving		75kW × 8 units	230kW × 25 units
Plot plan (m)				
Surface required		m^2	2342.4	6762

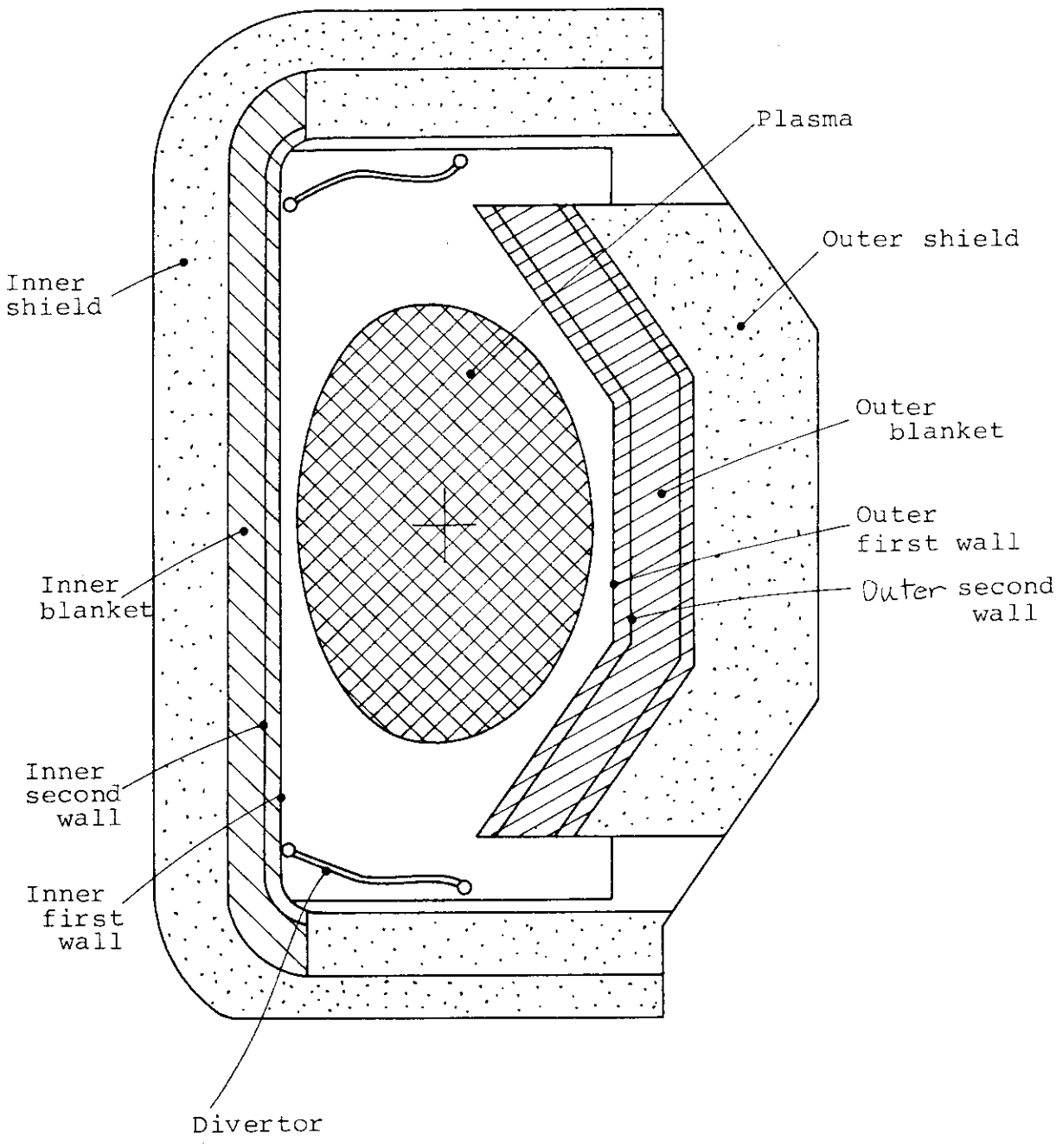


Fig. 18.1.1 Heat load components

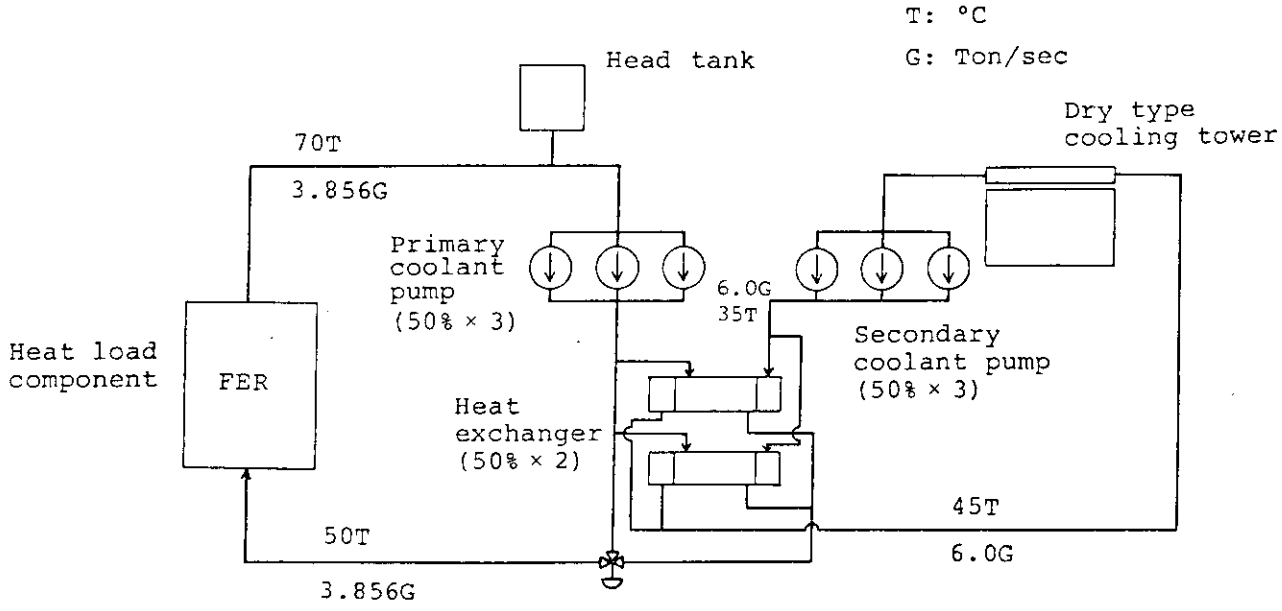


Fig. 18.2.1 Dry type

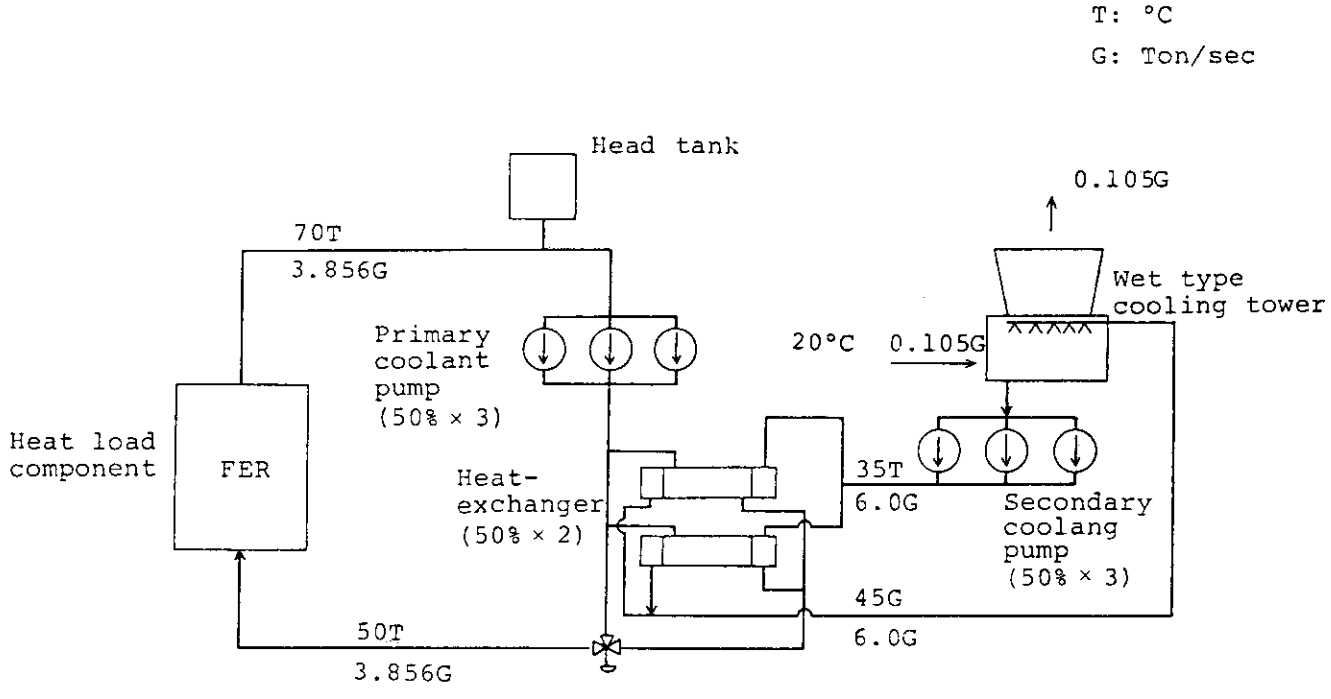


Fig. 18.2.2 Wet type

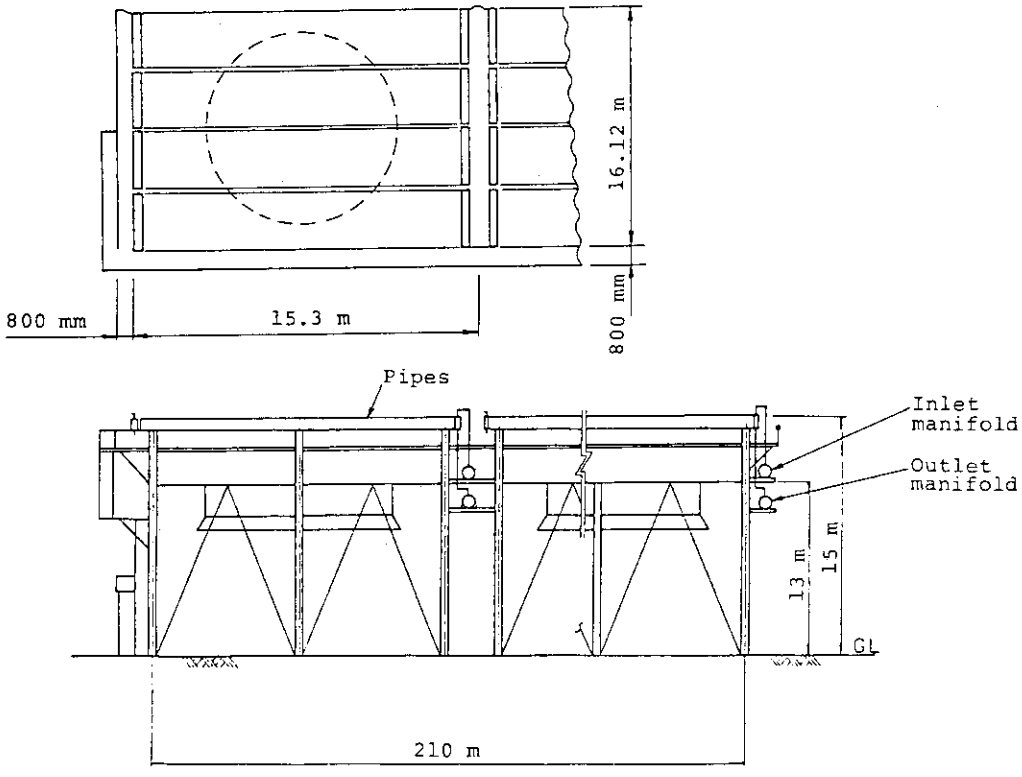
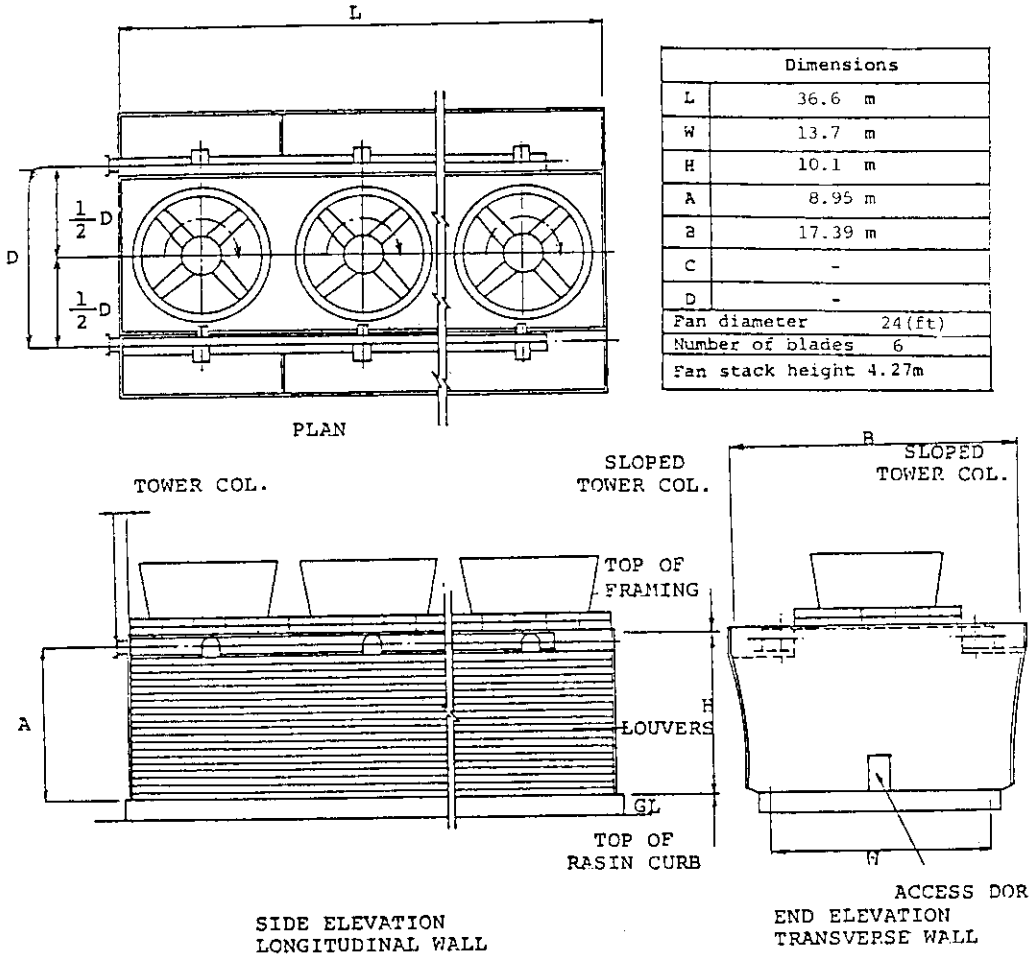


Fig. 18.3.1 Schematic view of dry-type cooling tower



	Dimensions
L	36.6 m
W	13.7 m
H	10.1 m
A	8.95 m
B	17.39 m
C	-
D	-
Fan diameter	24(ft)
Number of blades	6
Fan stack height	4.27m

Fig. 18.3.2 Schematic of cooling tower (Wet)

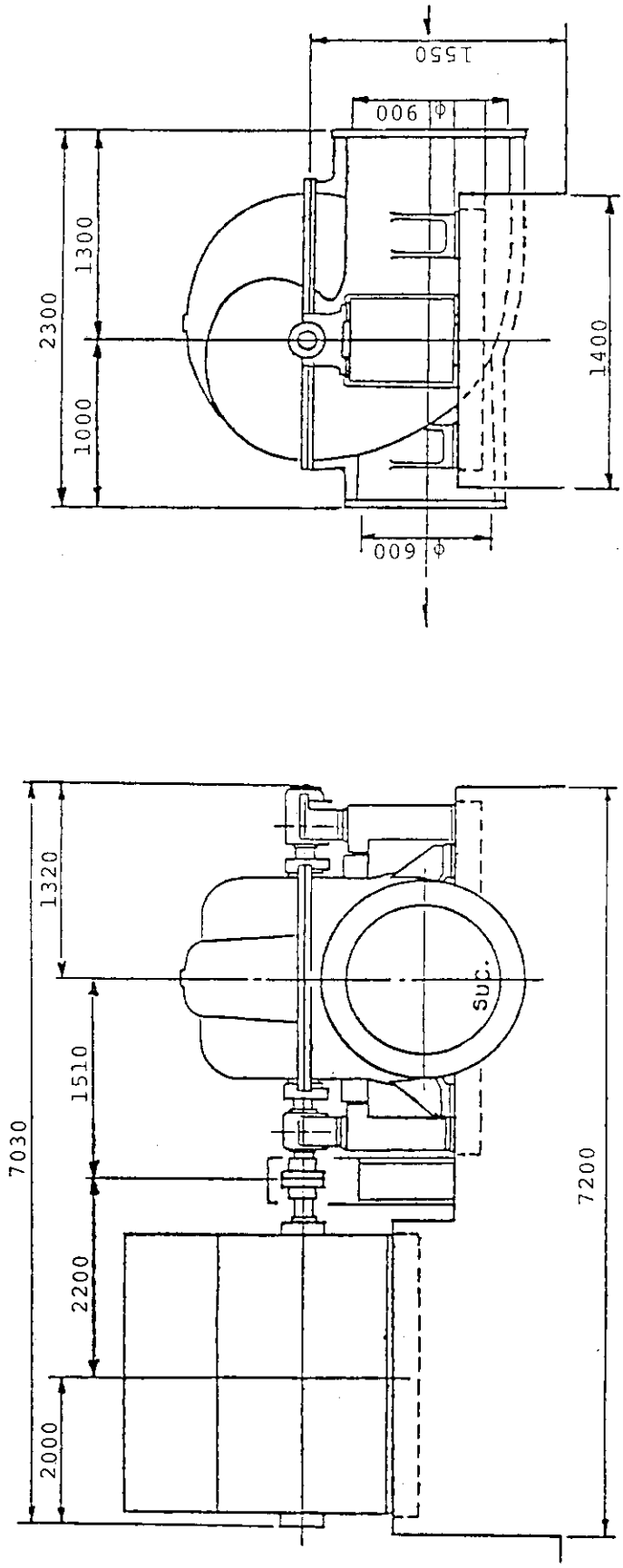


Fig. 18.3.3 Pump of primary coolant
Head; 105m, R.P.M: 990rpm,
Power; 3200kW, Pumping rate; 8900m^3/H

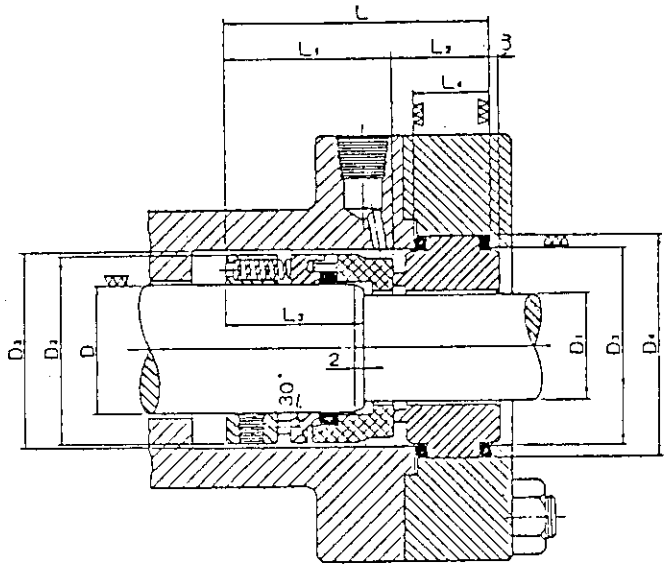


Fig. 18.3.4 Mechanical seal of primary coolant pump

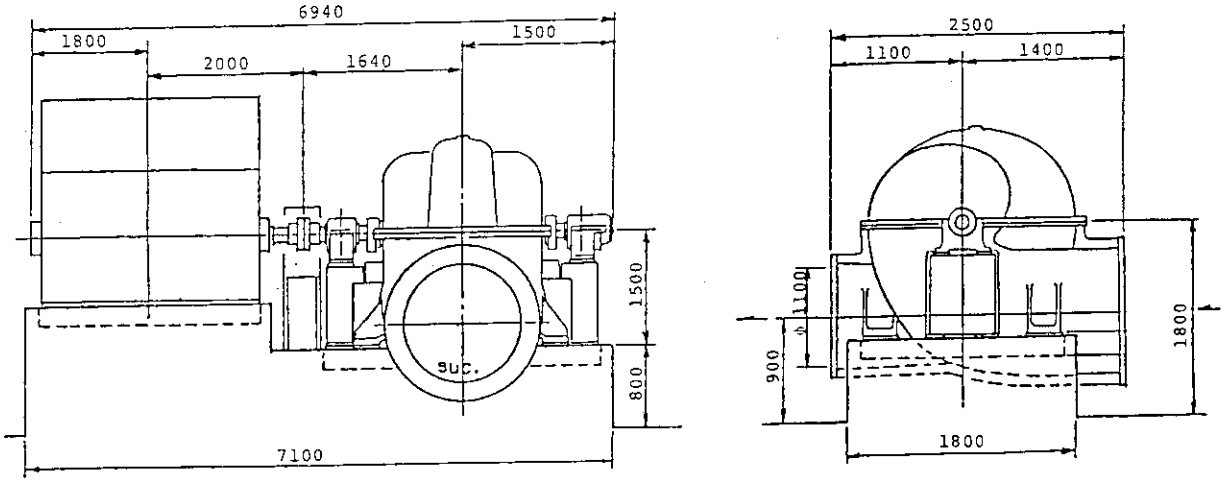


Fig. 18.3.5 Pump of secondary coolant
Head; 60m, R.P.M: 740rpm
Power; 2300kW, Pumping rate; 11340m^3/H

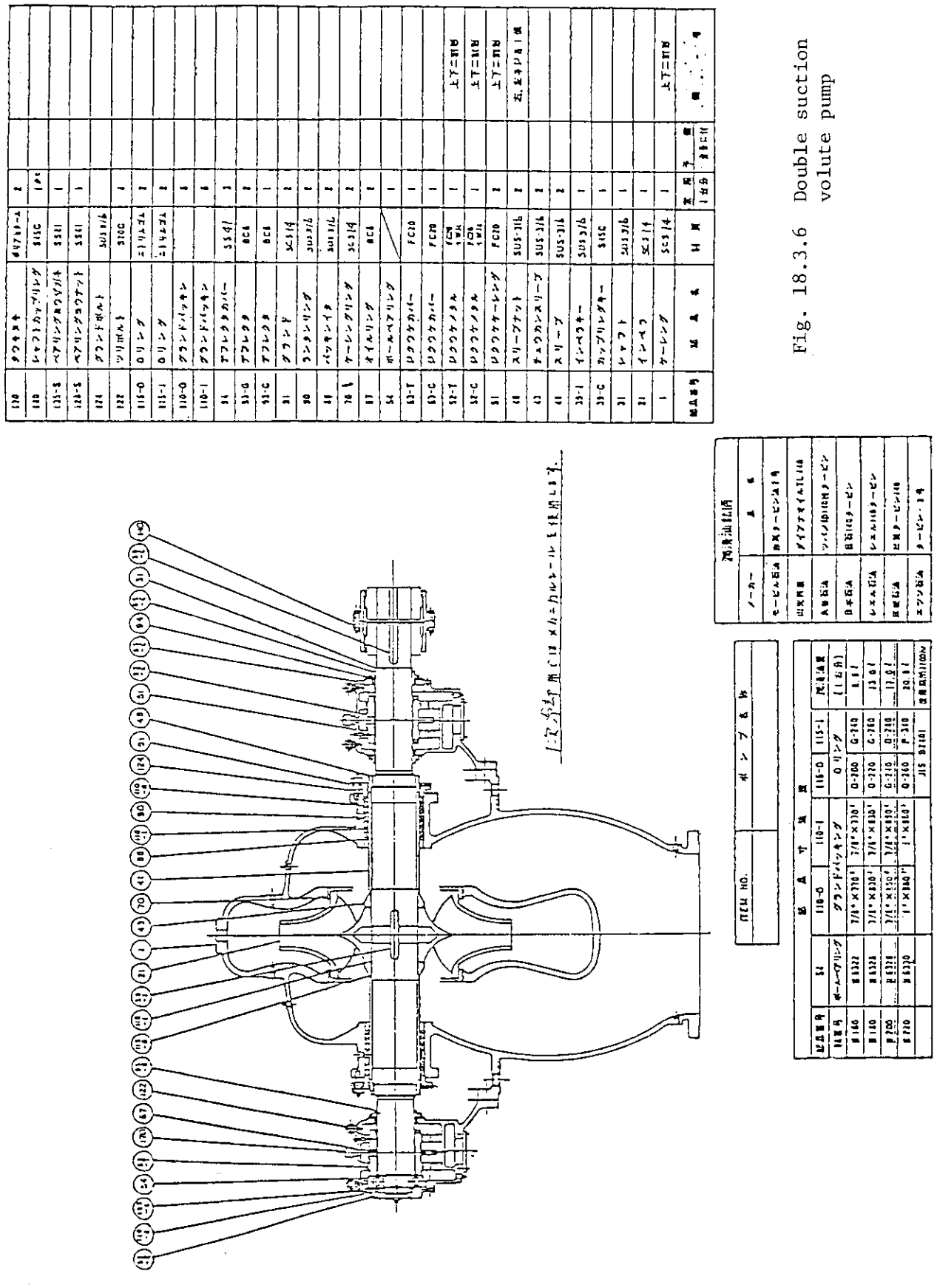


Fig. 18.3.6 Double suction volute pump

19. 安　全　性

19.1　安全検討項目の摘出

核融合実験炉の安全性の概念と技術的課題を明らかにするために，まず環境に影響を及ぼす因子の摘出を行う必要があり，第1節では，それについて述べる。

次に，各種条件下でそれらの因子が影響を与える過程を考察し，影響の程度を評価してみる。すなわち第2節では平常時の作業環境を求めるためにトリチウムの漏洩経路について検討する。第3節では異常事象として，過出力及びブランケット冷却材喪失を取り上げその波及を調べる。環境への影響まで定量的な検討を進めることは現時点では困難なので，別に想定事故を設定し工学的安全施設の感度解析を行う。第4節では分解修理時に重要なベーキング，崩壊熱について検討する。

本体格納室とは分離しているトリチウム処理系統についてもインベントリーの把握は安全評価の出発点であり，これを第5節で述べる。

19.1.1　潜在的災害能力

実験炉本体格納室内の放射性物質の量と形態，エネルギー源と量についてまとめたものが，Table 19.1.1 である。核分裂炉と比較した特徴は次のようになる。

	核融合炉	核分裂炉
揮発性放射性物質	トリチウム 10^7 Ci	希ガス 10^9 Ci ヨウ素 10^8 Ci
固体放射性物質	真空容器 10^9 Ci	核分裂生成物 10^9 Ci 燃料 10^6 Ci
冷却材中の放射性物質	トリチウム水 10^4 Ci 腐食生成物 10^2 Ci	希ガス ヨウ素 腐食生成物
炉心エネルギー	プラズマに有限量	燃料にほぼ無限
崩壊熱	直後1％	直後10％
閉じ込め形態	広範囲 3重（1部2重）	集中 4重（1部3重）

主要なインベントリーは以下のモデルで評価した。

(1)　ブランケット中のトリチウム

酸化リチウム結晶中の拡散過程によるものと，吸着・溶解によるものがあるが，前者は高々2～3gであり，後者に比べて2桁以下小さい値になるので詳細は省く。

吸着・溶解インベントリーに関し，吉田[1]はヘリウム気流中の水蒸気分圧と吸着水量との関係から次のような式を得た。

$$I_A = 56.3 \times 10^{-2}\, e^{\frac{13\,800}{RT}}\, P_{H_2O}^{0.64}$$

ここで　I_A ： 吸着量，mol－H_2O/ton－Li_2O

T ： Li_2Oの温度，　°K

P ： 水蒸気分圧，　atm

ブランケットの核発熱分布より，酸化リチウムを550°Cのもの38トン，690°Cのもの82トン，800°Cのもの17トンと大きく3つのグループに分けた。トリチウム水分圧は増殖比1.1，ヘリウム流量200 N m³/hのとき出口で最大54ppmvとなるからブランケット内での平均圧力は，入口での分圧ゼロとの平均及び燃焼時間平均をとって13 ppmv（1.3×10^{-5} atm）とした。従って全インベントリーは，

$$56.3\times10^{-2}\left\{\exp\left(\frac{13\,800}{1.99\times823}\right)\times38+\exp\left(\frac{13\,800}{1.99\times963}\right)\times82+\exp\left(\frac{13\,800}{1.99\times1070}\right)\times17\right\}$$

$$\times\,(1.3\times10^{-5})^{0.64}$$

$$= 124\ \text{mol} - T_2O$$

すなわち，トリチウム換算で約 **740 g** となる。

(2)　クライオポンプ中のトリチウム

プラズマ燃焼中，毎秒1.55×10^{21}個のトリチウム原子を排気する必要がある。2時間運転，2時間再生のクライオポンプに蓄積するトリチウムは稼動率50%を考慮すると28 gとなる。すなわち，

$$\frac{1.55\times10^{21}}{6.02\times10^{23}}\times\frac{100}{200}\times3\,600 = 4.63\ \text{モル} = \mathbf{28\ g}$$

(3)　一次冷却水中のトリチウム

一次冷却水中のトリチウム濃度が20 Ci/m³となるように，トリチウム回収系を設計した。従って，冷却水全量700 m³に含まれるトリチウムは1.4×10^{4}Ci ＝1.4 g である。

(4)　構造材の放射能

核計算により，2年連続運転直後の誘導放射能は，第一壁近傍で30 Ci/cm³－SUS，しゃへい体内では1.2から2×10^{-3} Ci/cm³－SUSの値となる。第1壁およびブランケットの構造材体積をブランケット体積の6.5%として8.6 m³とする。しゃへい体（400 m³，1 m巾）の誘導放射能は指数関数的に減少するものとして平均1.9×10^{-1} Ci/cm³－SUSを得る。よって全放射能は，

$$30\times8.6\times10^{6} + 1.9\times10^{-1}\times400\times10^{6} = 3.3\times10^{8}\ \text{Ci}$$

となる。その主要放射性元素は $^{56}M_n$，^{57}Co，^{51}Cr，^{58}Co などである。

(5)　一次冷却水中の放射性腐食生成物

冷却材の銅，SUSの溶出，付着の評価は実験や経験によるので，現在それらを精度よく求めることは困難である。銅とSUSの溶解度を5.2×10^{-11} g/cm²・sec，46×10^{-12} g/cm²・sec と設定し，付着と除去を無視して冷却材中の放射能を計算すると8時間後には，3.4×10^{-7} Ci/cm³

となる。その後除々に増加するが，付着や除去がわずかでもあるとほぼ一定となる。

よって，この値を平均値と考え，冷却水中の総量は，

$$3.4 \times 10^{-7} \times 700 \times 10^{6} = 240\ \mathrm{Ci}$$

となる。

(6) ブランケット中の熱エネルギー

ブランケットは分解修理が容易になるよう分割されており，更にプラズマディスラプション時の電磁力を考慮して0.5mもしくは0.6mの巾のモジュールに分割されている。モジュール平均の酸化リチウムは0.91トンとなり，熱容量は2.9×10^{6} Joul/°Kである。酸化リチウム温度の平均は600°Cあるので，100°Cまで低下する間に1.5×10^{9} Joulの熱エネルギーを放出する。ブランケット全体では150個の等価モジュールがあるものとする。

(7) 超電導コイルの蓄積エネルギー

トロイダル磁場コイルの全インダクタンスLは154H，電流Iは19.9KAであるから蓄積エネルギー$\frac{1}{2}LI^{2}$は30GJとなる。

19.1.2 安全性に係る事象のリストアップ

前項で挙げた潜在的災害項目の安全性を評価する手順のはじめに

- 本体及び主要周辺システムの概念設計とモデルの設定
- イベント・ツリーの作成とコンポネント機能の明確化
- 各イベント・ツリーからFMEAをもとにフォールトツリの作成

が実施される。現段階の実験炉概念設計の段階では詳細なフォールト・ツリーによる計量評価は困難であるが，安全性に関連する技術的課題を各システムの概念設計に早期から反映させるためにFailure Mode Effective Analysis（FMEA）の予備検討を行った。本体周辺システム及びトリチウム系のFMEAチャートを本章の附録1としてまとめた。

19.1.3 異常事象

事故へ発展し，災害を引き起しうる異常事象，過渡変化について，燃焼異常，制御異常，冷却異常を中心に摘出した。また想定事故についても項目を摘出し，異常事象とともにBWRの場合と比較した。次頁に示す。

参考文献

(1) 吉田，ほか　　JAERI－M 82-194（1982）

原子力関連プラントにおける運転時の異常な過渡変化，事故，重大事故，仮想事故の比較

核 融 合 プ ラ ン ト	沸 騰 水 形 原 子 力 発 電 設 備	ウ ラ ン 濃 縮 施 設	一般放射線取扱施設
Ⅰ 運転時の異常な過渡変化 (1) 炉心プラズマの異常変化 (i) 加熱時の局所反応 (ii) 逃走電子衝撃 (iii) ディスラプション (iv) 過出力 (2) プラズマ制御異常 (i) 燃焼制御(リップルコイル等)誤動作 (ii) 制御コイルクエンチ (iii) ＴＦコイルクエンチ (iv) 加熱入力制御誤動作(NBI追き抜け)等 (v) 排気弁閉鎖 (vi) 緊急燃焼停止系故障 (3) 第一壁，ブランケット冷却材圧力・流量の異常変化 (i) 冷却水圧力制御装置故障 第一壁，ダイバータ(リミタ)，ブランケット (ii) 冷却系隔離弁閉鎖 (iii) 冷却負荷の喪失 Ⅱ 事故 (1) ブランケット冷却材喪失（LOCA） (2) 第一壁，ダイバータ(リミタ)冷却材喪失 (3) ブランケット冷却材流量低下（LOFA） (4) 第一壁，ダイバータ(リミタ)冷却材流量喪失 (5) 第一壁，ダイバータ(リミタ)破損 (6) 真空容器ベローズ破断 (7) ＴＦ・ＰＦコイルクエンチ (8) 液体ヘリウム槽破損 (9) 真容断熱槽破損	Ⅰ 運転時の異常な過渡変化 (1) 炉心内の反応度又は出力分布の異常な過渡変化 (i) 起動時における制御棒引抜き (ii) 出力運転中の制御棒引抜き (2) 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化 (i) 外部電源喪失 (ii) 給水加熱喪失 (iii) 再循環停止ループ誤起動 (iv) 再循環流量制御系の誤動作 (v) 再循環ポンプの故障 (3) 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化 (i) 負荷の喪失 (ii) 主蒸気隔離弁の閉鎖 (iii) 給水制御系の故障 (iv) 圧力制御装置の故障 (v) 全給水流量の喪失 Ⅱ 事故 (1) 炉心冷却能力の低下～再循環ポンプ軸固着事故 (2) 冷却材喪失～冷却材喪失事故 (3) 廃棄物処理設備の破損～放射性気体廃棄物処理施設の破損事故 (4) 主蒸気管又は蒸気発生器伝熱管の破損～主蒸気管破断事故 (5) 燃料取扱いに伴う事故～燃料取扱事故 (6) 制御棒の抜け出し等による事故～制御棒落下事故 Ⅲ 重大事故及び仮想事故 (1) 冷却材喪失事故 (2) 主蒸気管破断事故	（事故） (1) 有機溶媒，水素ガス等の火災・爆発 (2) ６ふっ化ウラン，２酸化ウラン粉末等の飛散，漏洩 (3) 自然災害	(1) 火災事故 (2) 爆発事故 (3) 臨界事故 (4) 地震等の自然力が原因となる事故 (5) 誤操作による事故 (6) 停電事故 (7) 最大想定事故

19.2 平常時の安全性

19.2.1 平常時の作業条件

定常運転中の格納室内の諸条件を検討し，次のような値を得た。

	運転中	停止後
アクセスドア外側線量率（mrem/hr）	10^5	1日後 2.5
漏洩トリチウムガス（Ci/day）	10^{-2}	0
漏洩トリチウム水（Ci/day）	1	1
トリチウム濃度（Ci/m^3）	8×10^{-5} 但し10%/day 換気率	1日後 2×10^{-6}（MPC） 但し500%/day 換気率
^{41}Ar 濃度（Ci/m^3）	1×10^{-8}（<MPC）	0
もれ磁場（Gauss）	～500	0

(1) 線量率

運転中に本体の周辺に接近することは不可能であり，本体格納室内のどの場所も許容値を上廻る線量率を与えるものと予想される。スカイシャインについては，天井を50～80cmコンクリート厚さとすることで十分線量率を低下できるものと考えられるが，詳細な計算は今後行うものとした。

(2) 漏洩トリチウム

真空境界を形成するベローズからの透過量は，19.2.2項で評価した。また真空容器の微小リークによる漏洩量は，19.2.3で評価した。その結果，ベローズを透過するものが主な漏洩トリチウムであると考える。

(3) 漏洩トリチウム水

一次冷却水の漏洩は冷却水の規模，バルブ数から約500ℓ/day と推定した。しかし，その大部分は適切な手段，例えばFig.19.2.1に示すようなコントロールリーケージ式2段メカニカルシール付バルブなどを用いて回収できるものと考えられる。従ってここでは漏洩量の10%が直接回収不能な水蒸気として格納室とポンプ室へ蒸発するものとした。冷却水に透過するトリチウムについては19.2.4で評価した結果，約100Ci/day である。一次冷却水中トリチウムの処理システムを設けて，その濃度を20Ci/m^{3}とした。従って漏洩トリチウム水中に含まれるトリチウム量は，$20\times0.05=1$Ci/day となる。

(4) トリチウム濃度

格納室は気密であることが望ましいが，BWR 建屋と同様に大型建屋である格納室の換気率は10%/day と設定した。そのため運転中のトリチウム濃度は許容値2×10^{-6}Ci/m^{3}を上廻る値となる。

停止後早急に立入り可納とするには大容量の換気空調系（HVAC）が必要となる。500%/

day の換気率を持つHVACでは許容値まで2日を要する。但し，トリチウム水は格納室内壁と吸着・脱着反応を起すので，実際は長びくものと予想される。19.3.4 にその効果について別な例で検討をしてある。

(5) 空気の放射化

^{41}Ar の生成について 19.2.5 で検討した。

(6) もれ磁場

ポロイダル磁場コイルのもれ磁場を 19.2.6 で評価した。

19.2.2 真空境界の構成とトリチウム放出

既に第4章で述べたように，トーラス1ターン抵抗 0.2 mΩ を確保するために，プラズマ真空容器（遮蔽体）のトロイダルコイルの影の部分にベローズを設けている。プラズマ真空壁の構成方法には次の三通りが考えられるので，各々について燃料トリチウムの放出先と量について比較検討する。

(1) 分離型二重ベローズ真空壁

プラズマ真空容器とトロイダルコイル真空容器の真空壁は分離しており，その空間は格納建屋空気で充満されている。プラズマと建屋空気は二重ベローズで隔離されており，ベローズ間は定期的に主排気系に接続して排気するものとする。

Fig. 19.2.2 にトロイダルコイルと遮蔽体間の諸境界を模式的に示す。

(a) ベローズの温度

- ベローズ諸元　巾　ℓ：14.3 cm × 5 析 × 28 ケ所
  厚　み t：2.0 mm
  全　周 L：21.5 m （14 m が有効）
  材　質：インコネル 625
  熱伝達率 λ：13 kcal/mh°C
  核 発 熱 q：3×10^{-3} W/cm^3 $= 2.6 \times 10^3$ kcal/m^3・h
- 雰囲気温度　真空壁肉厚部 T_0：70 °C
  遮 蔽 体 T_0：70 °C
  真空壁間空気 T_0：70 °C
- 内側ベローズ(2)が熱伝導で冷却される場合
  ベローズ中央部での温度Tは次の式で与えられる。

$$T = T_0 + \frac{q}{\lambda}\frac{\ell^2}{2}$$

$$= 70 + \frac{2.6 \times 10^3}{13} \times \frac{(0.72)^2}{2} = 122\,°C$$

- 内側ベローズ(2)の両面から輻射で冷却される場合
  有効輻射面は 7 m × 0.3 m とし，両側の固体温度 70° に対する輻射率 ε_2 を 0.08 とする。

$$\frac{Q}{A} = 2\,\varepsilon_{12}\,\sigma\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4 - \left(\frac{343}{100}\right)^4\right]$$

$$\varepsilon_{12} = \frac{1}{1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_1 - 1} = 0.042$$

$$\sigma = 4.88$$

$$\frac{Q}{A} = \frac{2.6\times10^3 \times 14 \times 0.143 \times 5 \times 0.002}{14 \times 0.04 \times 5} = 1.8 \times 10^1$$

これから，T = 95℃ を得る。

○ 外側ベローズ(1)が接触空気の自然対流で冷却される場合

核発熱による一様伝熱面熱流束と一様周囲温度を持つ垂直面の下端からxにおける温度分布を与える局所ヌセルト数と修正グラスホフ数は次の式で与えられる。

$$N_{ux} = K_2 (G_{rx}{}^* P_r)^{1/5}$$

$$G_{rx}{}^* = x^4 g\beta q^* / \lambda_\infty \nu_\infty{}^2$$

$$K_2 = \{P_r / (4 + 9P_r{}^{1/2} + 10P_r)\}^{1/5}$$

T_∞ = 70℃ における空気の物性値を代入すると

$$N_{ux} = 5.0 \times 10^1 x^{4/5}$$

$$G_{rx}{}^* = 8.5 \times 10^9 x^4$$

また，$N_{ux} = q^* x / \lambda_\infty (T - T_\infty)$ であるから，垂直方向最大 7 m に於ける温度差は，

$$T - T_\infty = \frac{q^* x}{N_{ux}\lambda_\infty} = \frac{3.0\times10^3 \times 1.5\times10^3 \times 7}{5.0\times10^1 \times 7^{4/5} \times 0.0296}$$

$$= 5.4\,℃$$

(b) トリチウム放出量

内側ベローズ(2)の温度は～76℃で外側ベローズより高くなるので，よりトリチウムが透過し易く，プラズマ容器中の圧力とベローズ(1)を透過するトリチウム分圧は等しくなると考えられる。外側ベローズ(1)を透過するトリチウムは格納建屋内空気と混入する。

ベローズ(2)付近のトリチウム分圧を 5×10^{-3} Torr とし，Sievert の法則を適用すると透過量Fは

$$F = \frac{A}{t}\sqrt{P}\,K_p \exp(-Q_p/RT)$$

ここで，$K_p = 3.2\times10^{-2}$ STP－cc/cm・s・$(barr)^{\frac{1}{2}}$

Q_p = 15.3 Kcal/mol (Nucl. Eng. Design 34 (1975) 157)

よって，T = 76℃ のとき，$F = 2.7\times10^{-7}$ STP－cc/s

すなわち，6×10^{-2} Ci/day である。この量は廃棄物としては許容以下である。スタック出口での許容濃度 2×10^{-7} Ci/m³ まで稀釈するには 3×10^5 m³/day の空気が必要であるが，これは格納室体積のほぼ2倍に当り，稀釈可能な量と考えられる。格納室換気率が 10%/day のとき，格納室内濃度は 5×10^{-6} Ci/m³ まで上昇する。

(c) 漏 洩 対 策

ベローズ(1)と(2)の空間を主排気系とは別な排気系で排気するとベローズ(1)から格納室へ漏洩するトリチウムを低減することができる。しかしこの空間はコイル毎2個あり，これ等をつなぐ排気系を設けることは容易でない。排気系はトリチウム処理系と連結してなければならず，系統が複雑になる欠点がある。他の方法として，ベローズ間に冷却

ガスを流し，ベローズ温度を下げる方法が考えられるが，真空壁肉厚部の熱容量が大きいので構造材温度 50～70℃より低くすることは困難と思われる。

(2) 分離型一重ベローズ真空壁

プラズマ真空容器とトロイダルコイル真空容器の真空壁は分離しているが，プラズマと格納室空気は単層のベローズで隔離されてるだけである。この構成は第4章で述べた如く，ベローズ単層厚みだけ遮蔽体を厚くすることができ，トロイダルコイルの放射損傷防止上有利である。

(a) トリチウム透過量

ベローズは前項の外側ベローズ(1)と同様な熱的条件にあると考えられる。すなわち自然対流による冷却で 76℃ となる。格納室へ放出するトリチウムの量も一重ベローズの時と同様，6×10^{-2} Ci/day である。

(b) 問 題 点

ベローズが一重であるため，リークに対して，検出が困難である。事故時にベローズの破断する確率は二重の場合よりも高いと考えられる。

(3) 共用型真空壁

プラズマ真空容器とトロイダルコイル真空容器の真空壁が共用されていて，肉厚部又はベローズ部の両側は真空である。

(a) ベローズの温度

熱伝導と輻射のみでベローズは冷却される。熱伝導については(1)で述べた。輻射は，トロイダルコイル側に 770°K の断熱数が配置されており，プラズマ側の遮蔽体は 70℃ に保たれているとすると

$$\frac{Q}{A}=\varepsilon_{12}\sigma\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4-\left(\frac{77}{100}\right)^4\right]+\varepsilon_{13}\sigma\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4-\left(\frac{343}{100}\right)^4\right]$$

$$\varepsilon_{12}=\frac{1}{1/\varepsilon_1+1/\varepsilon_2-1}=0.031$$

$$\varepsilon_{13}=\frac{1}{1/\varepsilon_1+1/\varepsilon_3-1}=0.042$$

これから，T = 64℃ を得る。

(b) トリチウム透過量

ベローズ温度 64℃，トリチウム分圧 5×10^{-3} Torr のとき透過量は，

$F = 1.3\times10^{-7}$ STP −cc/s

$= 2.6\times10^{-2}$ Ci/day

(c) 問題点

透過トリチウムはトロイダルコイルの導体表面（～4°K）に凝縮し，3MW・y/m² の中性子フルエンスに相当する寿命の間 46Ci 蓄積する。もしトロイダルコイルを修理する為に昇温する場合，この蓄積トリチウムが気化するので，コイルの断熱用排気系にもトリチウム除去系を配置する必要がある。

以上の検討をまとめたものが，Table 19.2.1 であり，これにはトリチウム放出のほか，遮蔽，ベーキングの観点からも比較してある。いずれも問題点が残されており，今後の詳細な検討の

ほか，安全基準の設定，事故解析法の確率上待つ部分もある。

19.2.3　真空容器からのリーク

真空容器に何らかの理由でリークが生じても，それによる圧力変化が極めて小さいときは検出が困難であり，放置されるであろう。このリークをもたらした間隙から漏れるトリチウムの量を評価してみる。

リークを生じた間隙は非常に小さいので，そこでは分子流領域であると仮定する。このときの流入空気流量Q_Aと，流出トリチウム流量Q_Tとの比は次の式で表わせるものとする。(USA FED－INTOR/82－1)

$$\frac{Q_T}{Q_A}=\frac{\triangle P_T}{\triangle P_A}\sqrt{\frac{M_A}{M_T}}$$

$\triangle P_T$：トリチウム差圧　　5×10^{-3} Torr

$\triangle P_A$：空気差圧　　760 Torr

M_T　：トリチウム質量　　6

M_A　：空気質量　　28

ところで

$$\frac{\text{漏れによる圧力上昇}}{\text{基準圧力}}=\frac{\delta P}{P}<10^{-3}$$

$$Q_A=\delta P\times S$$

S　：実効排気速度　　$1\times10^5\ \ell/s$

(1)　運転中

運転中にリークが生じても，次の放電前の到達圧力 1×10^{-5} Torr に変化がないときは

$$Q_A<10^{-3}\times1\times10^{-5}\text{ Torr}\times1\times10^5\ \ell/s=1\times10^{-3}\text{ Torr}-\ell/s$$

$$\therefore Q_T<10^{-3}\times\frac{5\times10^{-3}}{760}\times\sqrt{\frac{28}{6}}=1.4\times10^{-8}\text{ Torr}-\ell/s$$
$$=4.3\times10^{-3}\text{ Ci/day}$$

(2)　停止中

ベーキング等による到達最高真空度は 1×10^{-8} Torr である。この場合の限界リーク量は

$$Q_A<1\times10^{-6}\text{ Torr}-\ell/s$$

$$\therefore Q_T<4.3\times10^{-6}\text{ Ci/day}$$

以上の考察から，比較的高い真空容器圧圧力で運転を続けている場合は，トリチウム漏洩量は～4×10^{-3} Ci/day の程度である。

19.2.4　一次冷却水へのトリチウム透過

(1)　概　要

中性子・γ線による照射の影響や，冷却管表面状態の影響を別にすれば，ブランケット冷却管のトリチウム透過の過程は比較的単純である。即ち，掃気ガス中のT_2分圧にしたがってT粒子が冷却管表面に溶解し，内部を拡散して冷却水側表面に移動する。表面に到達したT粒子

は，おそらく，別のT粒子と再結合し分子として冷却水中へ移行すると思われるが，この場合，冷却管内部の拡散抵抗に較べ表面過程の抵抗は無視できる。従って，ブランケット冷却管の透過は，通常のT_2の溶解と拡散とで評価する。生じうる別の過程は，掃気ガス中のT_2Oが冷却管表面で分解し溶解する過程である。この過程は，放射線の影響で増大する可能性があり，今後の研究が必要であるが，冷却管表面温度が低いこと，T_2O分圧がT_2分圧の高々10倍であることから，今回の評価では無視できると仮定した。

他方，第一壁およびダイバータ板でのトリチウム透過は，プラズマ側表面から材料内部に直接注入されるT粒子によるものが主である。この場合，表面へのT粒子の流れは，プラズマ側表面と冷却水側表面とへの二方向に生ずる。注入粒子の侵入深さは10Aの程度であるため，冷却水側への流れは，ブランケット冷却管の場合と同様に拡散律速と考えられるが，プラズマ側への流れについては，拡散抵抗はそれ程大きくなく，表面再結合の抵抗も影響する可能性がある。実際，最近の多くの研究は，注入粒子の再放出には表面再結合速度の影響が生じうる事を示している[1),2),3),4),5)]。ただし，再結合速度定数は表面状態に強く影響されるため，現在の実測値は大きな不確定性を示している[6)]。また，実測値があるのは，ほとんどStainless Steelに対するものだけである。従って，今回の評価では，内部拡散過程とプラズマ側表面での再結合過程を含む評価モデルを主とし，合わせて，拡散律速モデルおよび（拡散＋両側表面再結合）モデルの比較評価も行なった。その他考慮した点は，以下の通りである（付録2参照）。

① 注入粒子束は，照射粒子の表面反射率を考慮して算出した事
② 注入粒子束は，T－D全粒子束を用い，両粒子を同一粒子と仮定して評価（T透過量は全透過量の1/2）することにより，T－D粒子間再結合を考慮した事
③ 物性パラメータの不確定性に関してパラメータサーベイし，その中心値をもって，もっとも確からしい透過量とした事

更に，最近の研究によれば，表面に到達したT粒子の脱着過程には，再結合のほかに，照射粒子・電子・光子などによる ハジキ出し があることが見出されている[6)]。しかし，現在，これらの過程は定量的に評価できるには到っていない。また，照射損傷へのトラッピングについては，定常透過量への影響は小さいと思われる。しかし，定常到達時間や，材料内トリチウムインベントリには大いに影響する可能性がある。また，第一壁，ダイバータなどは，スパッタリング・ディスラプションによる厚み減少があるが，現状でこの影響を正確に評価することは困難である。今回の評価では，第一壁の寿命末期の最小厚み条件での透過量を参考値として示すにとどめた。

なお，上記の評価は，プラズマ燃焼条件での定常透過量であり，この値を基に，定常到達時間の考慮，運転の負荷率・稼動率に対する補正，を行なった上で，全運転期間中の平均透過量を推定した。

(2) 物性パラメータ

(i) 拡散係数，溶解度（Table 19.2.2）

オーステナイトステンレス鋼の拡散係数・溶解度は数多くの研究で調べられているが，最近のデータによっても，なお，かなりの違いがある（特に拡散係数の前指数項D_0）。今回は，最近のデータから，二組の代表的なデータ・セットを用いた。ステンレス鋼を除く

材料については，データも少なく，測定温度領域も，今回，問題とする領域からかなり離れている。従って，データの信頼度は，ステンレスに較べかなり低いかも知れない。なお，拡散係数の測定値が，H,D に関するものである場合には，Graham 則に従って，T の拡散係数へ補正した。

(ii) 表面再結合速度定数

今回の評価には，Baskes[4] の導いた現象論的再結合速度定数式をトリチウム（質量M＝3〔A.M.U.〕）に適用し，次式を用いた。

$$K = \frac{4.30\times10^{25}\alpha_r \exp\{(2E_s - E_x)/T\}}{S_o^2\sqrt{T}}, \quad [cm^4/s]$$

但し，E_s はトリチウムの溶解熱〔K〕，S_o は Sievert 定数〔atoms/cm^3・atm$^{1/2}$〕，T は表面温度〔K〕，α_r は分子スティッキング係数〔−〕，E_x は拡散の活性化エネルギ E_D〔K〕と溶解熱 E_s とから次の様に決まる量である。

$$E_x = \begin{cases} E_s + E_D, & E_s + E_D > 0 \\ 0, & \text{その他の場合} \end{cases}$$

再結合速度定数Kは，表面荒さ，その他の表面状態に大きく影響されるが，それは全てスティッキング係数 α_r の中に繰込まれる。現在，実験的にKの値が調べられているのは，ステンレス鋼の場合だけであるが，そのスティッキング係数は，$\alpha = 5\times10^{-3}$ を中心として，0.5 ～ 5×10^{-5} の範囲で大きくバラついている。今回の評価では，5×10^{-3} を中心として，0.5 と 5×10^{-5} も比較する。なお拡散律速モデルは $K\to\infty$ すなわち $\alpha\to\infty$ とする事に対応する。この比較も行なう。

(iii) 表面反射率

Haggmark と Biersack[7] が，Be，Fe，Mo，W の各材料に対するD,T の表面反射率を種々の条件で計算している。ステンレスについてはFe の結果を使い，安全側に以下の値を用いる。

① ステンレスに対する反射率

Rn = 0.4 （$E_{D,T}$ = 200eV ： 第一壁）

② タングステンに対する反射率

Rn = 0.6 （$E_{D,T}$ = 135eV ： ダイバータ）

(iv) 注入深さ

ステンレス鋼に対する 200eV−D（Maxwell 型エネルギ分布，cosine 角分布）の深さ方向分布のモンテカルロ計算結果[8] は，平均深さ 20 ～ 30A を示す。タングステンの計算はないが，ダイバータ部の粒子エネルギは，第一壁に較べ低く，材料のZ,Aも大きい事から，注入深さは，第一壁（S.S.）を越える事はないと思われる。また，T の注入深さはD に較べ小さいと思われるが，ここでは安全側に次の値を用いる。

ステンレス鋼に対する 200eV−D,T ： $R = 3\times10^{-7}$ cm

タングステンに対する 135eV−D,T ： $R = 3\times10^{-7}$ cm

(3) 透過量の評価

(i) 第一壁

(a) 検討条件[注1)]

照射粒子束（50％D，50％T）		4.6×10^{16}	atoms/cm²・S
粒子エネルギ		200	eV
表面反射率		0.4	
注入深さ		3×10^{-7}	cm
プラズマ側 T_2 分圧		5×10^{-6}	torr
第一壁構造			
材　料		ステンレス鋼	
表面積	Inboard	Outboard	Total
	105	245	350 m²
厚　さ	1.4	1.3	cm
（寿命末期）	0.44	0.34	cm
温度分布		Fig. 19. 2. 3	
運転条件		定格出力・負荷率1（連続）	

(b) 検討結果

Table 19. 2. 3 は，第一壁の主表面と，それに平行な冷却水表面の間の透過を，附録2に示した一次元透過モデルで計算した結果である。[注2)] プラズマ側および冷却水側表面での分子スティッキング係数，α_r，即ち，表面再結合速度定数，K と拡散係数・溶解度データとが，透過量にどの様に影響するかを調べた。表中の（$\alpha_{r,0}$，$\alpha_{r,1}$）＝∞ の場合は，完全な拡散律速モデル（附録2－(20)式）に対応し，$\alpha_{r,1}=\infty$ の場合は，冷却水側への透過のみ拡散律速とするモデル（附録2－(18)式）に対応する。

表の結果から，①プラズマ側表面での再結合過程の抵抗は，透過量に大きく影響し，拡散律速モデルは過少評価の危険がある事，②透過量はプラズマ側再結合速度定数，K_0 の平方根にほぼ逆比例する事，③冷却水側表面の再結合過程の抵抗は，透過量にほとんど影響しない。即ち，冷却水側への透過は，拡散律速が成立すると考えられる事，④データベースの違いは，プラズマ側表面の再結合過程が問題になる場合に，透過量にかなりの影響を示し，これは主に拡散係数の前指数項の違いによると考えられる事，が結論される。

表面再結合速度定数は，実測値に大きなバラツキがあり，また，スパッタリングやディスラプションの影響で更に変化する可能性があるが，上記の結果によれば，表面再結合過程を無視する事は危険であると思われる。従って，今回の評価では，$\alpha_{r,0}=5\times10^{-3}$ に対する透過量を，現在のデータの範囲で最も確からしい値として採用する。この値には，$\alpha_{r,0}$ の不確定性による±1オーダの不確定性がある。拡散係数・溶解度の違いについても同様にデータベース①，②の結果の平均値を最確値として採用する。

注1） 第6章第一壁の検討結果に基づく。

注2） 第一壁に切られた深いミゾ（巾1mm，深さ9－11mm，間隔20mm）内深部へのD－T 粒子の照射はないと仮定し，ミゾは無視した。また，ミゾ部の T_2 分圧による透過量は非常に小さく無視できる。

従って，今回の評価では，第一壁の透過量として次の値を採用する。

840（Ci/day）（連続運転時の定常透過量として）

但し，この値は，± 1オーダ程度の不確定さを有する。

次に，スパッタリングによる壁厚減少の影響を，寿命末期の条件で評価した結果について，Table 19.2.4 に示す。全体の傾向は，初期の条件の場合と類似しているが，$\alpha_{r,0} = 5 \times 10^{-3}$ の場合の透過量は，約4倍増大する。しかし，この末期条件は，スパッタされた構造材粒子が，第一壁面に再沈着する可能性を無視した最悪条件であり，実際には，スパッタされた構造材粒子の大部分は，第一壁面に再沈着すると思われる。この可能性に加えて，以下に示す，定常到達時間の検討から，末期の定常透過量には，現実には到達しないと結論した。

プラズマ側へもどる流れの定常到達時間（定常値の 1/2 に達する時間）τreturn は，Doyle[9] の導いた式を，温度分布がある場合に拡張して，

$$\tau\text{return} \approx (R^2/\bar{D}_0)(1 + 1/W^2)$$

で表わされる（右辺の記号の意味は Appendix を参照のこと）。

一方，冷却水側への透過の流れの定常到達時間，τpermeate は，こちら側への流れが拡散律速であることから，

$$\tau\text{permeate} \approx x_0^2/\bar{D}_1$$

で表わされる。

$\alpha_{r,0} = 5 \times 10^{-3}$ の場合について両式を評価する。二つのデータ・ベースによる評価の平均時間を示すと以下の様になる。

（初期条件）

τreturn $\approx$ 0.3 sec

τpermeate $\approx$ 3×10^8 sec

（末期条件）

τreturn $\approx$ 0.1 sec

τpermeate $\approx$ 1.3×10^8 sec

即ち，プラズマ側へのもどり流は，1ショット燃焼時間（100 s）に較べても十分速く定常に達する。一方，冷却水側への透過流が定常に達するには非常に長い時間が必要である。炉の積分燃焼時間は，14 MeV 中性子の壁負荷 1 MW/m^2 および積分壁負荷 3 MW・y/m^2 とから，

積分燃焼時間 = 3 year

$= 9.5 \times 10^7$ sec

であり，従って，τpermeate は，積分燃焼時間と同程度以上である。

透過の定常到達時間は，照射損傷部へのトラッピングにより更に長くなる可能性もあり，初期条件で評価された定常透過量をもって，全燃焼期間（連続条件での）の平均透過量としても，十分安全側の評価であろう。

(ii) ダイバータ板

(a) 検討条件

第5章のダイバータの検討結果によれば，ダイバータ板に入射する粒子束は，Fig. 19. 2. 4 に示す鋭い分布をもち，且つ，ダイバータ板は，セパラトリックスに対して傾いている。この角度は，Outer plate で28°，Inner plate で53°である。ダイバータ板単位面積当りの粒子束の極大値は，

Outer plate

$$\left(15\times10^{22}\ \frac{1}{m^2\cdot s}\right)\left(\frac{1}{10^4}\ \frac{m^2}{cm^2}\right)\times\sin 28^\circ = 7.0\times10^{18}\ \frac{1}{cm^2\cdot s}$$

Inner plate

$$\left(6.2\times10^{22}\ \frac{1}{m^2\cdot s}\right)\left(\frac{1}{10^4}\ \frac{m^2}{cm^2}\right)\times\sin 58^\circ = 4.9\times10^{18}\ \frac{1}{cm^2\cdot s}$$

となる。今回の検討では，両者の最大値を採り，粒子構成（47.5％D，47.5％T，5％He）について補正し，照射（D, T）粒子束，ϕ_{D-T} は，

$$\phi_{D-T} = \left(7.0\times10^{18}\ \frac{1}{cm^2\cdot s}\right)\times 0.95 = 6.7\times10^{18}\ \frac{1}{cm^2\cdot s}$$

とする。

上記の様に最大粒子束を用いる場合，照射領域をダイバータ板全表面積（43 m^2）とするのは，著しく過大評価である。ここでは，次の様に照射領域を定める。

Fig. 19. 2. 3 の粒子束分布の半値幅は，

Outer plate　　12 cm

Inner plate　　8 cm

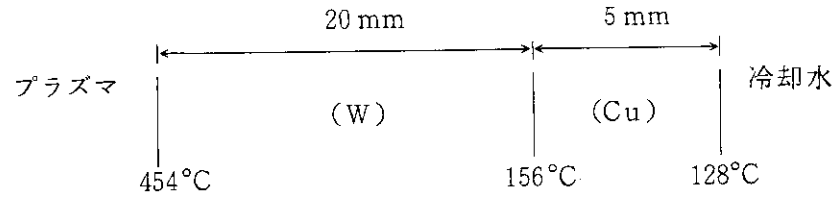
である。傾きを考慮して 36 cm を照射領域とする。この方向のダイバータ板総長さは，約 150 cm だから，実効照射面積，A は，

$$A = (43\ m^2)\times\left(\frac{36\ cm}{150\ cm}\right) = 10\ m^2$$

とする。

以上の検討を踏まえて，以下の様に条件を設定する。

照射粒子束（50％D，50％T）		6.7×10^{-18} atoms/$cm^2\cdot s$
粒子エネルギ		135　eV
表面反射率		0.6 （タングステンに対し）
注入深さ		3×10^{-7} cm
周辺 T_2 分圧		5×10^{-4} Torr
照射面積（実効値）		10　m^2
ダイバータ構造		
材　料	ダイバータ板	タングステン
	冷却板	銅
	補強板	316 ステンレス鋼
厚さと温度分布（一次元モデル）		



(b) 検討結果

ダイバータ板と冷却板の間の境界は金相学的に接合されていると仮定し，附録2－(ii)の境界条件を採用する。透過量評価は，附録2－(i)の，拡散律速モデル（附録2－(20)式）と，〔拡散＋プラズマ側表面再結合〕モデル（附録2－(18)式）とを比較した。結果をTable 19.2.5 に示す。

この結果は，第一壁の場合と異なり，ダイバータのトリチウム透過に対しては，プラズマ側表面の再結合過程の影響は小さく，ほとんど拡散律速である事を示す。ここでは，安全側に，$\alpha_{r,0} = 5 \times 10^{-5}$ の場合の値を採る。

ダイバータは，第一壁と同様に，スパッタリングおよびプラズマ・ディスラプションによる厚み減少の影響をうける可能性があるが，今回は定量評価のためのデータがなく，この影響は無視した。

(iii) ブランケット冷却管

第6章ブランケット，第15章ブランケットトリチウム回収系の検討結果に基づき，以下の様に評価する。

(a) 検討条件

冷却管	内径	10 mm
	外径	13 mm
	配管数	1450 本
	長さ	7 m/本
	材質	ステンレス鋼
	表面温度	95 °C
掃気ガス	物質	ヘリウム
	圧力	1 ata
	流量	200 Nm^3/hr
トリチウム	増殖比	1.1
	T_2 濃度	6.0 vppm
	T_2O:T_2 比	90 : 1

(b) 検討結果

T_2O の分解・透過は無視し，T_2 の溶解・透過のみを評価する。ステンレス鋼に対するデータベースとしては，Table 19.2.3 の2種のデータセットの内，安全側評価を与える②を用いる。冷却水側 T_2 分圧はゼロとし，He 中 T_2 の解離・溶解と拡散とから，以下の値をえる。

透過量 ＝ 0.5 Ci/day

(4) 結　論

前項に示した，連続燃焼条件での各部トリチウム透過量をまとめると，以下の通りである。

第　一　壁	840 （Ci/day）
ダイバータ	4.0
ブランケット	0.5

この結果によれば，冷却系へのトリチウム透過量は，第一壁からの寄与が圧倒的であり，他の部分からの寄与は，それに較べて無視できる程度の量である。第一壁からの透過量は，(3)(i)項に示した様に，物性データ・ベース，特に，プラズマ側表面の再結合速度定数の不確定性により，±1オーダ程度の不確定をもち，且つ，スパッタリングなどによる壁厚減少の影響を単純な仮定で評価している。これらの点について今後，更に検討を深める必要がある。

上記の値は，連続燃焼条件での透過量であり，実際の透過量は，運転の負荷率，利用率を考慮する必要がある。FERの運転計画から，負荷率0.5，利用率0.25とすると，

$$\text{積分燃焼時間} \approx 3 \text{ year}$$
$$\approx 9.5 \times 10^{7} \text{ sec}$$
$$\text{全利用期間} \approx (9.5 \times 10^{7} \text{ sec}) \times \left(\frac{1}{0.5}\right) \times \left(\frac{1}{0.25}\right)$$
$$\approx 7.6 \times 10^{8} \text{ sec}$$
$$\approx 24 \text{ year}$$

となる。

全利用期間（約24年）の平均透過量を，単純に，次の様に評価する。

全利用期間平均透過量

$$= (\text{連続燃焼条件平均透過量}) \times \left(\frac{\text{積分燃焼時間}}{\text{全利用時間}}\right)$$

すなわち，

全利用期間平均透過量 ≈ 100 Ci/day

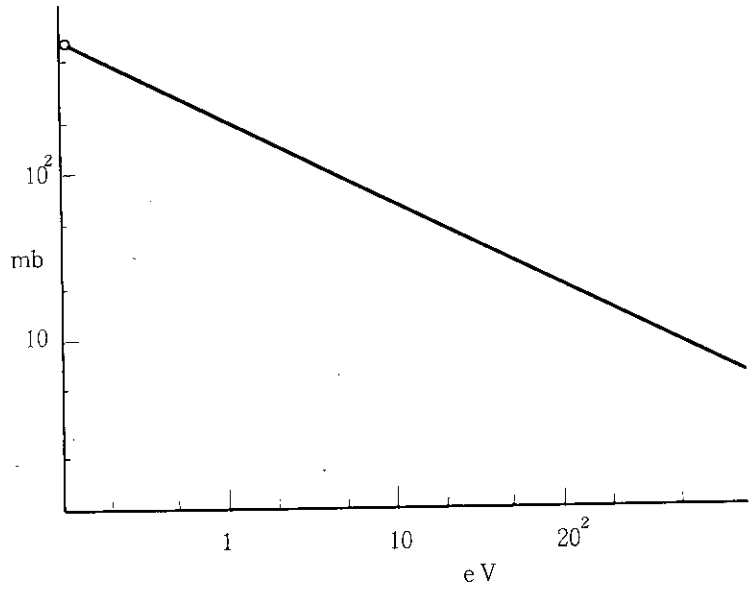
となる。

この値は，現在，最も可能性の高そうな値であり，±1オーダ程度の不確定を有するが，15.6節の冷却系評価では，この値を使用して行うものとする。

19.2.5　炉本体周辺雰囲気の放射化

ニュートロニクスの章で検討されているように，炉心プラズマからの中性子は遮蔽体で十分減衰されているので，本体周辺で雰囲気（空気）を放射化する率は非常に低い。しかし炉構造の設計上，中性子が減衰する前に空気と反応を起す個所が存在する。すなわち内側遮蔽体と超電導コイル用クライオスタットとの間の空気層である。ここで生成される放射性核種のうち，半減期の比較的長い ^{41}Ar の生成量について評価する。

反応断面積は次図に示すように，熱中性子に対し660 mb，1.2 kev まで 1/v に比例して減少するものとした。[15]



中性子束は第16章ニュートロニクスで内側ブランケット・遮蔽体体系をANISONコードで求めたものをここで用いる。また，内側遮蔽体とクライオスタット間の体積，^{40}Ar の密度はそれぞれ

$$v = 2\pi r \cdot \triangle r \cdot h = 2\pi \times 3.4\,m \times 0.03\,m \times 12\,m = 7.6\,m^3$$

$$N = 2.5 \times 10^{23}\,atoms/m^3$$

これ等より単位時間当りの ^{41}Ar の生成率は次の値となる。

$$S = \sum_i \sigma(Ei)\phi(Ei)vN = 6.3 \times 10^7\,atoms/S$$

換気率 f%/day の格納室の到達濃度 Cm は

$$Cm = \frac{S}{\frac{0.01fv}{8.64\times10^4} + \lambda v}$$

v ： 格納室体積　　$1.3 \times 10^5\,m^3$

λ ： ^{41}Ar 減衰係数　　$1.05 \times 10^{-4}\,s^{-1}$

換気率 10%のとき $Cm = 4.5\times10^6\,atoms/m^3$ すなわち線量にして

$$C = \frac{\lambda Cm}{3.7\times10^{10}} = 1.3 \times 10^{-8}\,Ci/m^3$$

となる。これは最大許容濃度（MPC）$a = 4 \times 10^{-7}\,Ci/m^3$ に比べて十分低い値である。

19.2.6　漏れ磁場の影響

磁場が人体に及ぼす影響については文献16.17に報告されており，生物に対しての効果はさほど強いものではないが，磁場への長時間の曝露では生物学的な諸プロセスに対して抑制的に作用することが報告されている。磁場に対しての安全基準としては，Table 19.2.6，19.2.7（16－18）に示すものがある。

核融合炉用マグネットの場合，TF コイルからの漏れ磁場は非常に少なくPF コイルからの漏れ磁場が主である。Fig.19.2.5 に漏れ磁場分布を示す。Fig.19.2.6 にINTOR site plan 上

の最高漏れ磁場分布を示す。炉建家以外の他の建家は50G以下であり，通常8時間労働をする場所では50G以下である。極低温装置用建家では20G以下，制御棟は10G以下，敷地境界で2G以下である。Starfireでは以上に示した漏れ磁場より多少高い磁場でも安全上の大きな問題にはならないと考えている。

参　考　文　献

1) Hotson E.S. and McCracken G.M.：J. Nucl. Mater., 68, 277 (1977).
2) Perkins H.K. and Noda T.：J. Nucl. Mater., 71, 349 (1978).
3) Ali-Khan I., Dietz K.J., Waelbroeck F.G. and Weinhold P.：J. Nucl. Mater., 74, 132 (1978), ibid., 76 & 77, 337 (1978).
4) Baskes M.I.：J. Nucl. Mater., 92, 318 (1980).
5) Waelbroeck F.G., Winter J. and Weinhold P.：J. Nucl., 103 & 104, 471 (1981).
6) Wilson K.L.：J. Nucl. Mater., 103 & 104, 453 (1981).
7) Haggmark L.G. and Biersack J.P.：J. Nucl. Mater., 85 & 86, 1031 (1979).
8) Look G.W. and Baskes M.I.：J. Nucl. Mater., 85 & 86, 995 (1979).
9) Doyle B.L.：J. Nucl. Mater., 111 & 112, 628 (1982).
10) JAERI group："Tritium group Report-3, Tritium Permeation into the Coolant", Report for INTOR Workshop, Phase ⅡA, Session Ⅲ, (1981) P 9
11) Chaney K.F. and Powell G.W：Metall. Trans., 1, 2356 (1970).
12) Baskes M.I., Bauer W. and Wilson K.L.：J. Nucl. Mater., 111 & 112, 663 (1982).
13) Frauenfelder, R.：J. Vac. Sci. Technol., 6, 388 (1969).
14) Belyakov Y.I. and Zveydin Y.I.：Uch. Zap. Leningrad Gos. Univ. Serv. Fiz. Nauk., 345, 44 (1968).
15) B.R. Leonard, Jr. and R.T. Perry, Activation of Building Air in a Tokamak Engineering Test Facility, PNL-3124 (1980).
16) 中川正祥：「磁場が人体に及ぼす作用をどう考えるか」科学，VOL. 50, No. 3 March. 1980
17) S.J. St Lovant："Biomagnetism：A Review", MT-6, Bratislava, Czechosloyakia, August. 29-Sept 2. 1977
18) L.R. Turner："Safety. of Superconducting Fusion Magnets Twelve Problem Areas," 8th Symposium on Engineering Problems of Fusion Research, San Francisco, California, Nov, 13-16, 1979.

19.3 事故時の安全性

事故時における安全性の検討のためには，想定される種々の事故を列挙し，その事故に至る過程及び波及効果について解析すること及びそれらの危険度，重要度に対する評価が必要である。

現在，BWR 等軽水炉における事故時の安全性の評価に対しては，19.1.3 に示したように，安全評価用事故として Ⅰ. 運転時の異常な過渡変化，Ⅱ. 事故，Ⅲ. 重大事故・仮想事故がある一定の考え方に従って具体的に設定されており確立した評価基準が存在しているものと考えられる。

一方，核融合炉の場合，上記 BWR のような基準を明確に設定することは，現時点では困難と考えられ，むしろ，その選定の基礎となるデータ・ベースが必要となる。

ここでは，

1) 放射性物質とくにトリチウムの環境への放出

2) システムに蓄積されたエネルギの短時間での放出

につながる可能性のある事象として

- 炉心プラズマ過出力
- ブランケット内冷却材喪失
- コイル系クエンチ事故

をとりあげ，FER の炉システム概念を念頭に置きつつ，これらの事象の波及効果について主に検討を行なった。また，

- 非常用トリチウムガス処理システム

に関しても，その特性及び規模について検討を行なう。

19.3.1 炉心過出力

FER で現在設定されている炉心運転パラメータ（平均イオン温度 Ti = 10 keV，平均密度 $\bar{n} = 1.36 \times 10^{20}\,m^3$）は，$n\tau$-T 平面上で熱的に不安定な領域に存在すると考えられる。従って，炉心の出力制御に異常が生じた場合，結果として炉心出力の上昇または低下が発生する。核融合炉の場合，分裂炉の超臨界点に相当するものは存在せず，従って，いわゆる核的暴走事故に至る可能性はないと考えられる。しかし，出力上昇時，炉心プラズマに直接面する第一壁，ダイバータ板等に関しては，かなり厳しい熱負荷条件が課せられることが予想される。

過出力時の核融合炉の安全性については，現在までのところ UWMAK－Ⅰの概念設計[(1)(2)]でとりあげられ，また最近になって，第一壁溶融による LOCA の原因としてその検討がなされている[(3)]。

ここでは，本節の最初に述べたように，今後の安全性の評価のデータ・ベースを得ることを主な目的として過出力時のシステムの安全性につき予備的な検討を行うことにする。

(1) 炉心出力変化時のシステムへの波及効果

まず，出力変化時に想定されるシステムへの波及効果についてここでは定性的な考察を行う。Fig. 19.3.1 から 19.3.4 に出力変動時に想定される事象をイベントツリーとしてまとめた。

i) 熱的不安定による出力変動：Fig. 19. 3. 1

FERで設定されている炉心運転パラメータは，はじめに述べたようにnτ-T 平面上で熱的に不安定な領域に存在している。従って，①炉心プラズマの温度，密度，α 粒子加熱分布等のゆらぎ，②温度制御系の異常，③燃料供給系の異常等が原因となり出力変化が生じた場合，その検出・制御に失敗すれば，出力は引続き上昇・低下または振動する。

Fig. 19. 3. 1 に示したように出力が低下する場合には低温側に存在する熱的平衡点（ジュール平衡）[4] に達して出力低下が止まるか，あるいは，プラズマのクエンチに至る。システムへの影響としては，プラズマ電流が減少する場合，トーラス構造体での過電流・電磁力の発生が考えられる。

一方，Fig. 19. 3. 1 の左側のブランチ，即ち，"過出力" が生じた場合には，種々，システムへの波及効果が発生する。出力上昇時の炉心プラズマパラメータの変動に着目すれば，

① ベータ値の上昇

② 熱・粒子負荷の増大

③ 中性子壁負荷の増大

の3点が，以下システムへの波及効果を考えて行く上で重要となる。

ii) ベータ値の上昇：Fig. 19. 3. 2

ベータ値の上昇時に想定される波及効果をFig. 19. 3. 2 に示した。過出力時のシステムへの波及効果をある程度定量的に評価するためには，炉の出力上昇が最大どの程度になるかについて検討する必要がある。その意味でFig. 19. 3. 2 に示したシークエンスは重要となる。即ち，過出力時の最大出力を考える場合，

① 高温側（$\bar{T}i$ = 10数keV～数10 keV）に存在する熱的平衡点

② MHD 不安定性によって決まるベータ値限界

③ MHD 平衡・位置・形状制御の要求に対する工学的制限

の三つの制限が重要となる。

Fig. 19. 3. 2 に示したように，ベータ値が上昇した場合，システムに対する影響として，まず，考えられるのは，平衡コイルの電流値の増大である。しかし，この場合，コイル起磁力電源容量，コイルクエンチ等の工学的な要求から当然MHD 平衡を保ち得るようなベータ値には上限が存在する。

一方，このような工学的制限を考えない場合，あるいは，許容範囲が大きい場合を考える。この場合には，②のMHD 不安定性によって決まるベータ値限界まで出力は上昇し，その後，ディスラプションに至ると考えられる。

②あるいは③で決まるベータ値の上限と定格運転時におけるベータ値の間にかなりの余裕がある場合には，①の高温側の熱的平衡点に達して炉心の出力上昇は止まる。現在のところ，後に示すように，②③の制限から過出力時の最大出力が決まると考えるのが現実的である。

iii) 第一壁・ダイバータ板への熱負荷の増大：Fig. 19. 3. 3

熱及び粒子負荷増大によるシステムへの波及効果としては，Fig. 19. 3. 3 に示したように

① 第一壁・ダイバータ板の溶融の可能性

② 第一壁・ダイバータ板の熱応力による破損の可能性

の二つを主に考えた。①②が生じた場合には引き続き，高温冷却水の真空容器への流入，蒸発及びそれに伴う真空容器の圧力上昇が考えられる。もし，真空容器の破断が生ずるとすれば，最悪の場合として建家へのトリチウムの放出の可能性が生ずる。真空容器の圧力上昇については，19.3.2(2)で検討する。

一方，Fig.19.3.3の最も左側のブランチに示したように熱・粒子負荷増大による炉心プラズマへの影響としては第一壁・ダイバータ材のスパッタリング・蒸発等による。

③ 炉心プラズマへの不純物混入量の増大

が考えられる。過出力時に，不純物による炉心の自己冷却効果が十分に期待できれば，出力上昇はii)で述べたレベル以下になるか，プラズマクエンチ又はディスラプションに至るものと考えられ，安全性の観点からは好ましい。この点については，今後，炉心物理の面からの十分な検討が必要と考えられる。

iv) ブランケット領域での核発熱量の増大

中性子壁負荷増大によるシステムへの影響として，ブランケットでの核発熱量の増大が考えられる。これにより，ブランケット中の①鉛中性子増倍材の溶融，② Li_2O ペブルの溶融等の可能性がある。Pb中性子増倍層については，鉛の融点が低く，かつ，定格運転時においても比較的温度が高いため，溶融の可能性が十分に考えられる。鉛が溶融した場合には電磁力・熱応力対策のために設けられた各々のPb層間のギャップ（第6章第一壁／ブランケット／シールドを参照）の閉塞が生ずる。この場合，過出力後のディスラプションによって過大な電磁力が発生し，ブランケット容器の破断あるいは19.3.2で述べるブランケットでのLOCAの原因となる可能性がある。一方，Li_2O ペブルについては，熱容量が大きく，融点も高いため，過出力時の最大出力レベルにもよるが，その温度上昇についてはさほど問題とは考えられない。

v) 過出力後のディスラプション：Fig.19.3.4

ii)で述べた高温側の熱的平衡点に達して出力上昇が止まる場合を除いて，最大出力に達した後，炉心プラズマはディスラプションに至るものと考えられる。ディスラプションが生じた場合，Fig.19.3.4に示したように，

① 炉心熱エネルギの放出による第一壁・ダイバータ板の溶融・蒸発

② 電磁エネルギ放出によるトーラス構造体，コイル系での過電流の発生

等がシステムへの波及効果として考えられる。従って，波及効果自体定格運転時におけるディスラプションと変わらない。しかし，その厳しさを考えると定格運転時に比較して出力が上昇している分だけシステムへの影響が厳しいものとなる。

Fig.19.3.1から19.3.4までに示した個々の事象に対して，次節以降可能な限り定量的な解析を行なうことにする。また，Fig.19.3.2のコイルクエンチについては19.3.5で詳しく検討する。

(2) 過出力時の炉心プラズマシミュレーション

過出力時のシステムへの波及効果を考える場合，まず第一に，出力制御機能を喪失したときの出力上昇パターン，出力上昇の時定数，全放出エネルギ等に対する検討が必要となる。ここ

では，一次元炉心プラズマ輸送コードにより，出力制御喪失時の炉心プラズマシミュレーションを行なった。

想定したモデルは，

① 温度制御系：機能喪失。

② 密度制御系：過出力時も健全とし，過出力時も燃料供給系が停止されることなく，炉心平均密度＝一定の制御がなされる。

③ ベータ上昇時，プラズマ電流 I_p＝一定としプラズマ位置・断面形状は一定に保たれる。

④ 不純物混入量増大による炉心・プラズマ周辺冷却作用は考慮しない。

②については，炉心出力の密度・温度依存性（炉心出力 $P_T \propto n^2 < \sigma v(T_i) >_{DT}$，n：イオン密度，$< \sigma v >_{DT}$：D－T 核融合反応率）を考慮すると，温度上昇による出力上昇に比較して，密度上昇による出力上昇の方が安全性の観点から厳しい条件となる可能性がある。しかし，第一に輸送係数のスケーリング則が現在の na^2－スケーリング則に従う限り，熱的不安定性の固有モードは，温度上昇主体のモードと考えられること[5]。即ち，密度変化を考慮した場合としない場合とを比較すると不安定性の成長率は密度を考慮した場合の方が減少すること。第二に，過出力時に燃料供給を停止することは，温度制御に比較して容易と考えられること（出力上昇の時定数が問題となるが，後に示すように1～数秒程度になる)。さらに，出力上昇時の急激な燃料供給は，炉心冷却につながることが考えられても，温度上昇につながらない。以上，主として，三つの理由から，ここでは②のモデルを設定した。ただし，燃料供給量が微量づつ長時間にわたって増大し続ける場合等，今後，具体的な燃焼制御方式等を考慮した検討が必要である。

シミュレーションにおいて用いたＦＥＲ 諸元及び輸送係数のスケーリング則を各々Table 19.3.1 及び 19.3.2 に示す。また，熱的平衡状態については，上のモデルで示したように，温度・密度について個々にフィードバック制御（ＰＤ制御）を行うことによって得ている[5]。

温度制御喪失後の炉心出力 P_T（MW），平均イオン温度 $\bar{T}_i$（keV），平均トロイダルベータ値 β（%），平均ポロイダルベータ値 β_p の時間変化を Fig.19.3.5 に示した。温度制御喪失と同時に炉心出力は上昇し始める。その時間変化は，ほぼ次式によって表わすことができる。

$$P_T(t_d) = P_0 \exp(t_d/\tau_s), \quad \tau_s \sim 3.2\text{s} \qquad (19.3.1)$$

ただし，t_d，τ_s は各々温度制御機能喪失後の経過時間及び熱的不安定性の成長時間（出力上昇の時定数）を表わし，P_0 は定格運転時の出力を示す。

一方，イオン温度については，$t_d \sim 4$s で若干飽和の傾向が表われている。しかし，(1) ii) で述べた高温側の平衡点には達していない。従って，$\beta < 10\%$ の範囲では，Fig.19.3.2 の右側のブランチの高温側の熱的平衡点に達することはない。

(3) 過出力時の最大出力に対する制限

上の炉心プラズマシミュレーションの結果から，(1)で述べた最大出力に対する制限のうち，

① MHD 不安定性による物理的な上限（β 値限界）

② MHD 平衡に対する工学的制限

のいずれかが支配的になる。

まず，①について考察する。ベータ値限界については，今後鋭意検討が進められると考えられるが，現在のところ，例えばバルーニングモードによるベータ値の上限として，$\beta_{max} = 7.8$

$\times 10^{-2}\, q_\varphi^{-0.54}\,(A-1)^{-0.76}\,\kappa^{1+0.14(q\varphi-1)}$（$q_\varphi$：安全係数，A：アスペクト比，$\kappa$：楕円度）という結果が，数値的シミュレーションによって得られている[6][7][8]。この結果をＦＥＲに適用した場合，β_{max}～３％程度となる。また，最近のダブレットⅢのＮＢＩ加熱実験では，q_φ～1.7，K～1.39，B_T～0.62Ｔ，ＮＢＩ加熱パワー2.2ＭＷで$<\beta>$～4.6％という好結果が得られている。ここでは，β_{max}＝７％をベータ値の上限に設定するとFig.19.3.5のシミュレーション結果から，$t_d = t_d^m$＝2.6秒の間に，出力は定格運転時の2.3倍に達する。また，この間のシステムへの全放出エネルギは（19.3.1）を用いて

$$Q_T = \int_0^{t_d^m} P_T(t')dt' \sim 1.6\,GJ \qquad (19.3.2)$$

に達することになる。

次にMHD平衡に対する工学的制限，即ち，Fig.19.3.2の左側のブランチについて考察する。ただし，現時点で，工学的制限から決まるベータ値の上限を明確に示すことは困難であり，むしろ，ベータ値をパラメータとして出力上昇時にＰＦコイル等に対してどの程度の条件が課せられるかを検討する。

第一に，出力上昇時に要求される平衡コイルの起磁力について考察する。ベータ値上昇に伴って，プラズマ断面位置・形状制御の要求から平衡コイルの電流値が変化する。特に，ＦＥＲで設定されている非円形プラズマでは，形状を一定に維持し，ヌル点位置を概略不動に保つためには，垂直磁場・４重極磁場成分の増大に加えて，６重極磁場成分を減少する必要がある。従って，ベータ上昇時のコイル起磁力の変化，必要とされる電源容量等については，厳密には位置形状制御を考慮に入れたダイナミックな解析が必要となる。

ここでは，β_p値をパラメータとしてプラズマ電流I_p＝一定とした場合に要求される各コイルの起磁力について検討した。第３章炉心解析で示したコイル配置に対して，平衡コイル（コイルNo.1，2，3，8，9及び10）の供給磁束を－40v•sに固定する。Fig.19.3.6に(I_2, I_3)平面でβ_p及びI_4をパラメータとしたEQUCIRコード[9][10]による平衡計算結果を示す。ただし，I_2, I_3, I_4は各々のコイルNo.8，9，10のアンペアターンを表わし，また，コイルNo.1，2，3のアンペアターンをI_1とする。供給磁束を固定した場合，I_1の変化は小さく（I_4＝－9～－11 MATに対して$|\triangle I_1| \lesssim 1.5$MAT）かつベータ値上昇時には，$|I_1|$は減少するためベータ値に対する上限を起磁力の面から考える際にはI_1は問題にはならない。一方，I_2, I_3, I_4について考えると，$I_2>0$が一つの制限条件となる。即ち，$I_2<0$あるいは，$I_2>0$でも$|I_2|$が小さい領域ではプラズマ断面形状の変化が大きく（特に$|I_4|$が大きい場合），三角度δが負となる。従って，形状制御の面からI_3の値が大きくなることは考えにくく，I_3の起磁力からの制限は比較的小さい。以上から，起磁力の面から考えて，ベータ値の上限に対して支配的になるのはコイルNo.8及び10のアンペアターンI_2, I_4と考えられる。Fig.19.3.5に示したようβ＝７％に対してβ_p～5となる。このβ_p値に対して要求されるコイル起磁力の一例としてFig.19.3.6のＡ点を考える。この場合，Table 19.3.3に示したように，定格運転時（β_p＝2.3）に比較すると，No.8，9，10各コイルのアンペアターンは20％～30％増大する。また，平衡コイル全体のアンペアターン$\sum|I_{EF}|$＝78.5（MAT）となり，定格運転時に比較して７％の増大となる。

次に，Fig.19.3.6のＡ点までコイル起磁力が増大した場合の各コイルの電流値及び発生電圧

について検討する。各コイルのOH磁束供給分は定格運転時と同じとする。さらに$\beta_p=5$まで上昇する時間は，Fig.19.3.5のシミュレーション結果から$t_d^m=2.6$秒とする。ただし，コイル巻数については当然定格運転時と同様とし，温度制御を失う時間としては，燃焼フェイズ（$11\leq t\leq 111$ s）中 t＝11s（CASE(I)）及び t＝108.4 s（CASE(II)）の二つの場合について検討した。Table 19.3.4にOH・EF両磁束供給分を加えた各コイルの全起磁力を，またTable 19.3.5に電流値・発生電圧を示す。同時に定格運転時燃焼フェイズでのコイル電流・電圧を比較のために示した。

最後にコイル・クエンチの面からのベータ値に対する制限について検討を行う。コイル電流の増大によるクエンチに対する裕度として解析上の一応の目安として第8章で示した最小伝播電流I_{mp}を考える。Fig.19.3.7に各平衡コイルの定格運転点(•)，運転パターン及び最小伝播電流I_{mp}を示した。第8章で述べたように，定格運転電流とI_{mp}との差は，コイルNo.1が最も小さい。しかし，Table 19.3.5に示した$\beta_p=5$（Fig.19.3.6 A点）としたときの各コイル電流値とFig.19.3.7の最小伝播電流を比較した場合，むしろ，No.8コイルに対する裕度が最も小さいものと考えられる。

(4) 過出力シナリオの設定

過出力時の出力変動のシナリオとして(1)の定性的な考察及び(2)の炉心プラズマシミュレーションの結果をもとに，以下のようなモデルを設定する（Fig.19.3.8）。

(I) 燃焼フェイズ（11 s＜t＜111 s）の間で，炉心温度制御機能喪失（$t_d=0$）

→(II) 熱的不安定性による出力上昇それに伴うベータ値，熱粒子負荷，中性子壁負荷増大（$0<t_d<t_d^m$）

→(III) MHD不安定性ベータ値限界（$\beta_{max}=7\%$を仮定）到達（$t_d=t_d^m=2.6$ s）

→(IV) ディスラプションによるプラズマ消滅（2.6 s＜t_d）

ただし，ベータ値限界β_{max}は$\beta_{max}=7\%$に設定し，

① 期間(II)において，エネルギ放出の空間分布は定格運転時と同じとする。

② 過出力時の最大出力は，定格最大出力の2.3倍とし，制御喪失からディスラプションに至るまでの時間t_d^mは2.6 sとする。

③ 期間(IV)において，ディスラプションの時定数，エネルギ放出の空間分布については定格運転時のディスラプションと同じとする。

以上のシナリオのもとで，(1) iii) iv) v)で述べたシステムの各コンポーネントについての波及効果を検討する。具体的な検討条件については，各コンポーネントの検討の際に示す（Table 19.3.6，19.3.9及び19.3.10）。

一応上記のような出力上昇シナリオを設定したが，現時点では ベータ値の上限，熱負荷分布等多くの不確さが存在する。従って，以下の検討では上記シナリオのもとでの検討と同時に，熱負荷条件，入熱時間等について可能な限りパラメトリックな検討を行なうことにする。

(5) 第一壁／ダイバータ過出力時熱検討

過出力時の熱負荷増大による波及効果としては，Fig.19.3.3に示したように

① 第一壁／ダイバータ板の溶融

② 熱応力による第一壁／ダイバータ板の変形，破損

及び①②に伴う真空容器への高温冷却水の流入が考えられる。ここでは，実際に①②の可能性に対する定量的検討を行う。

i) 検討条件

過出力時の第一壁及びダイバータ板に対する熱負荷条件をTable 19.3.6 に示す。熱負荷は，(4)の事故シナリオに従い，出力上昇に伴って定常運転時の最大 2.3 倍，入熱時間は，2.6 秒とする。ただし，熱負荷分布については，定常運転時と同じであると仮定する。

ii) 第一壁温度上昇

ここでは，第一壁を厚さ d の平板と考え一次元モデル（x＝o：冷却面，x＝d：第一壁表面）を用いて解析を進める。このとき，一次元熱伝導方程式を解くことにより，第一壁の温度上昇は，

$$\triangle T = T - T_o = \frac{F_o d}{\lambda}\theta(\xi, \tau) \qquad (19.3.3)$$

で表わされる。ただし，

$$\xi = x/d, \quad \tau = \kappa t/d^2 \qquad (19.3.4)$$

F_o：表面熱負荷（W/m^2），λ：熱伝導率（$W/m°C$），κ：熱拡散率（m^2/s）である。また，$\theta(\xi, \tau)$ は無次元化された温度であり，$T_{(x=o)} = T_o$ ＝ 一定（冷却面の温度＝一定）の境界条件のもとでは，$\theta(\xi, \tau)$ は

$$\theta_1(\xi, \tau) = \xi - \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=o}^{\infty}\frac{(-1)^n}{(n+1/2)^2}\exp\left[-(n+\frac{1}{2})^2\pi^2\tau\right]\sin(n+\frac{1}{2})\pi\xi, \qquad (19.3.5)$$

で与えられる。FER の第一壁厚さ d＝12.5mm(冷却面までの距離)，SUS 物性値として，$\kappa = 5.0\times10^{-6} m^2/s$，$\lambda = 18\ W/m°C$，を用いると第一壁表面（$\xi = 1$）での温度上昇$\triangle T_{nse}$は，

$$\triangle T_{rise} = 65°C$$

となる。ただし，(19.3.5) は，$F_o(t)$＝一定の場合の解であり，ここでは，安全側での評価から，過出力時最大熱負荷 $F_o = 2.8\times10^{-1}\ MW/m^2$ が $t_d = 2.6$ 秒入熱するとした。

さらに，厳しい条件として，ξ ＝O で断熱条件（$\kappa\partial T/\partial x$＝O）を課した場合，式（19.3.3）の $\theta(\xi, \tau)$ は，

$$\theta_2(\xi, \tau) = \tau - \frac{1}{6} + \frac{1}{2}\xi^2$$

$$-\frac{2}{\pi^2}\sum_{n=1}^{\infty}\frac{(-1)^n}{n^2}\exp(-n^2\pi^2\tau)\cos n\pi\xi \qquad (19.3.6)$$

この場合でも，$t_d = 2.6\ s$ と短かいため，(19.3.5) の結果と一致し，

$$\triangle T_{rise} = 65°C$$

となる。

従って，いずれの場合も，定常運転時の最高温度 $T_o = 242°C$ を考慮しても，SUS の融点 $T_m = 1420°C$ に比べて，十分小さい。

ここで，第一壁溶融に関する安全性の裕度の目安として，

① $\triangle T_{rise}$ ：表面温度上昇

② $SM_m = \frac{\triangle T_{rise}}{\triangle T_m}$, $\triangle T_m = T_m - T_o$ （19.3.7）

③ t_d^{max} ：過出力時熱負荷 F_o に対する許容入熱時間

を考え，結果を Table 19.3.7 にまとめた。SM_m は，1より充分に小さく，第一壁溶融に対してはかなりの裕度がある。

さらに，式（19.3.5）あるいは（19.3.6）で，$\triangle T = \triangle T_m$ とし，過出力時の熱負荷が与えられたときの許容入熱時間の関係（あるいは，逆に，入熱時間＝一定としたときの許容熱負荷の関係）を求めると Fig.19.3.9 のようになる。Fig.19.3.9 で，◇及び◆は各々の定常運転時及び過出力時の熱負荷条件に対応する。Fig.19.3.9 に示したように NBI 貫き抜け時の熱負荷条件と比較しても，それほど厳しいものとはならないことがわかる。

以上の解析では，過出力時の核発熱については，考慮しなかった。核発熱を考慮に入れた場合，（19.3.5）は

$$\theta(\xi,\tau) = \xi(1+\alpha) - \frac{1}{2}\alpha\xi^2 - \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(-1)^n}{(n+1/2)^2}\exp\left[-(n+\frac{1}{2})^2\pi^2\tau\right]\sin(n+\frac{1}{2})\pi\xi - \frac{2\alpha}{\pi^3}\sum_{n=0}^{\infty}\frac{1}{(n+1/2)^3}\exp\left[-(n+\frac{1}{2})^2\pi^2\tau\right]\sin(n+\frac{1}{2})\pi\xi \quad (19.3.8)$$

となる。ただし，$\alpha = Q_N \cdot d/F_o$，Q_N：核発熱量（W/m^3）である。過出力時の核発熱量 $Q_N = 19.1\,MW/m^3$ は，表面熱負荷に比べて充分小さく（$\alpha = 0.06$），Table 19.3.7 に示した裕度からみて，考慮する必要がないことがわかる。

iii) ダイバータ板温度上昇

検討条件は，Table 19.3.6 に示したとおりである。第一壁の場合，簡単な1次元平板モデルを用いて，熱負荷，入熱時間等についてパラメトリックな検討を行った。ダイバータの場合，第一に，形状が複雑であること，第二に，第5章に示したように，タングステン，タングステン合金，銅冷却管と異種材料が接合されているため，第一壁のような簡単なモデルによる解析では，十分とはいえない。従って，ここでは FEM によるダイバータ板温度分布に対する過渡解析を行なった。ただし，ここでは解析の第一段階としてダイバータ板の構造については，5mm 厚タングステンアーマ材，20mm 銅冷却管，10mm 厚 SUS 補強板構造の場合（第5章参照）につき検討した。物性値を Table 19.3.8 に示す。

Fig.19.3.10 に，ダイバータ表面の温度上昇の時間変化を示す。図から，過出力発生後5～6秒で表面温度は定常に達する。定常状態での温度分布，さらに，各時刻での温度分布の変化を，各々の Fig.19.3.11 及び Fig.19.3.12 に示した。ただし，安全側での評価の観点から，熱負荷 F_o は，$F_o = 4.6\,MW/m^2 = const$ （$t_d > 0$）とした。

Fig.19.3.11 から，入熱時間が検討条件に従い 2.6 秒の場合，表面温度は $T_s = 430°C$ 程度となる。従って，定常運転時（燃焼フェイズ）での平衡温度 $T_s = 247°C$ を考慮すると ii)で定義した $\triangle T_{rise}$ 及び SM_m は，各々の

$$\triangle T_{rise} = 183°C,\ SM_m = 0.06$$

となる（$\triangle T_m = 3163°C$）。従って，タングステン表面溶融については問題にはならない。

定常分布に達した後でも表面温度 T_s = 465℃程度であり，さらに入熱時間（過出力継続時間）が長くなった場合でも，表面熱負荷が 5MW/m² 程度であれば，ダイバータの溶融は問題とはならないと考えられる。

iv) 第一壁熱応力検討

ここでは，ii)の温度解析と同様，簡単な1次元平板モデルによって検討を行う。第一壁の拘束のない部分（グルーブ部）に対する熱応力は，

$$\sigma = \frac{F_0 d \alpha E}{\lambda(1-\nu)} \hat{\sigma}_{1,2}(\tau, \xi) \qquad (19.3.9)$$

によって，与えることができる。ここで，E はヤング率，α は熱膨張係数，ν はポアソン比，$\hat{\sigma}_{1,2}$ は正規化された熱応力を表わし，他の記号については，ii)と全く同様である。ここで，$\hat{\sigma}_{1,2}(\tau,\xi)$ は，ii)で述べた境界条件の差による温度分布の相異に応じて，即ち，式（19.3.5）及び式（19.3.6）に対応して，各々の

$$\hat{\sigma}_1(\tau,\xi) = \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(n+1/2)^2} \exp\left[-(n+\frac{1}{2})^2 \pi^2 \tau\right]$$

$$\times\left[\sin\left((n+\frac{1}{2})\pi\xi\right) - \frac{6\xi+2}{(n+1/2)\pi} - \frac{(-1)^n(12\xi-6)}{(n+1/2)^2\pi^2}\right], \qquad (19.3.10)$$

及び

$$\hat{\sigma}_2(\tau,\xi) = \frac{\xi}{2}(1-\xi) - \frac{1}{12} + \frac{2}{\pi^2}\sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^2} \exp\left[-(n^2\pi^2\tau)\right]$$

$$\times\left[\cos(n\pi\xi) - \frac{12(\xi-1/2)((-1)^n-1)}{n^2\pi^2}\right], \qquad (19.3.11)$$

によって与えられる[11]。

Fig.19.3.13 に，$\hat{\sigma}_2(\tau,\xi)$ を入熱時間 t_d の関数として示した。ただし，d = 12.5mm，E = 1.97×10^4 kgf/mm²，$\alpha = 16.2\times10^{-6}$ 1/℃，$\nu = 0.3$，$\lambda = 18\times10^{-3}$ W/mm℃ とする。図から，第一壁表面（$\xi = 1$）における熱応力が最も大きくなることがわかる。一方，入熱時間 t_d（過出力継続時間）に関しては，t_d が増加するに従い，熱応力も増大し，t_d～2s で最大に達する。その後，温度分布が定常分布に達するのに伴い，熱応力も定常値に落ち着く。従って，(4)で設定した t_d～2.6s は熱応力の観点からは最も厳しい条件に対応し，t_d がさらに長くなった場合でも，厳しさは t_d～2−3s 程度と変わらない。

式（19.3.9）の σ に対して，ここではSUSの最大応力強さ，$3S_m$ = 42 kgf/mm²（SUS 316 S_m 値 14.1 kgf/mm²）を一つの目安として代入した場合の許容熱負荷及び入熱時間の関係を Fig.19.3.14 に示した。さらに，Table 19.3.6 に示した定常運転時▲及び過出力時◇の運転条件を図に示す。

v) ダイバータ板熱応力検討

iii)のダイバータ板について熱検討の際に求めた温度分布をもとに，熱応力分布を計算した。検射条件はiii)の場合と同様であり，また，用いる物性値についてはすでに Table 19.3.8 に示したとおりである。さらに，ダイバータ板の構造については，今回の検討では5mm厚タングステンアーマー材，20mm Cu 銅冷却管，10mm SUS 補強板の構造について検討を

行った。

第一壁の熱応力解析で述べたように，熱負荷増大に従って熱応力も増大し，ある時刻でピークに到達した後，定常状態に落ち着くものと考えられる。全ての時刻について，応力計算を行なうことは，困難なので，今回の予備検討では，$t_d = 0$ s から $t_d = 2.0$ s までについて，0.5 秒ごとに応力解析を行なった。Fig.19.3.15 に，各時刻における応力分布（W,Cu についての最大応力とその位置）を示す。タングステン，銅ともに t_d～2 s で応力は飽和の傾向が現われているが，ピークには達していない。

応力的に厳しいのは定格運転時（第 5 章参照）同様，Cu 冷却管に対する熱応力であり，いずれの時刻でも ASME Code Sec.Ⅲに従う $3S_m$ 値（ダイバータ使用銅材：0.2%Ag 入り OF Cu に対して，$2/3 \cdot \sigma_{0.2}$ から決めた S_m 値は $S_m = 4$ kgf/mm^2）よりもかなり大きい値となっている。

(6) 過出力後のディスラプションに対する熱検討

Fig.19.3.4 に示したように，ディスラプションによるシステムへの波及効果としては，主に

① 熱エネルギ放出による第一壁／ダイバータ板への熱負荷

② 電磁エネルギ放出によるトーラス構造体及びコイル系への電磁力

等が考えられる。波及効果自体は，定常運転時におけるディスラプションと変らないが，過出力後のディスラプションの場合，出力が上昇した分だけシステムへの影響が厳しいものとなることが予想される。

i) 検討条件

Table 19.3.9 に，過出力後のディスラプション時の検討条件を示す。今後，エネルギーの放出形態，時間については，物理の側からの詳しい検討が必要と考えられる。ここでは，(2)で述べたプラズマ電流 I_p ＝一定の場合を考えることにし，出力上昇に伴う熱エネルギの増大のみを考慮することにする。また，エネルギの消失時間については，定常運転時と同じとする。

ii) ダイバータ板／第一壁表面温度上昇

ディスラプションの場合，熱負荷の入熱時間は ms のオーダであり，ダイバータ板の板厚 $d = 5.0 \times 10^{-3}$ m（W－アーマー材）に比較して，熱の侵透距離 $\ell = \sqrt{\kappa t}$ は充分に小さい（$\ell/d = 0.07 \ll 1$，ただし，$\kappa = 2.8 \times 10^{-5}$ m^2/s，$t = 5.0 \times 10^{-3}$ s）。従って，表面温度上昇は，半無限平板近似を用い，次式によって評価する。

$$\Delta T = \frac{2F_0}{\lambda}\sqrt{\frac{\kappa t}{\pi}} \qquad (19.3.12)$$

ただし，F_0：ディスラプション時表面熱負荷（W/m^2），t：入熱時間（s）κ：熱拡散率（m^2/s），λ：熱伝導率（W/m°C）である。式（19.3.2）で，温度上昇△T として，ΔT_m（$=T_m - T_0$，T_m：材料融点，T_0：初期温度）を考えた場合の入熱時間 t と熱流束 F_0 の関係を，Fig.19.3.16 に示す。図で，実線がダイバータ板（タングステン：$T_m = 3410$°C, $T_0 = 500$°C 及び $\kappa = 2.8 \times 10^{-5}$ m^2/s，$\lambda = 100$ W/m°C とした），破線が第一壁（SUS：$T_m = 1420$°C, $T_0 = 250$°C 及び $\kappa = 4.5 \times 10^{-6}$ m^2/s，$\lambda = 18$ W/m°C とした）の場合の結果である。同時に，Table 19.3.9 に示した定格運転及び過出力時におけるディスラプション条件に対応する熱

流束及び入熱時間の関係を図中に示した（ダイバータ板について△：定格運転時，▲：過出力時，第一壁について◇：定格運転時，◆：過出力時）。Fig.19.3.16 から，過出力時のディスラプションの場合には，少なくともダイバータ板及び第一壁表面の溶融は避け得ないと考えられる。

しかし，式（19.3.12）は，表面の溶融・蒸発現象を考慮しない場合の通常の熱伝導方程式の解である。従って，溶融厚，蒸発厚等の正確な解析にあたっては，融解熱，溶融表面の内部への浸透，材料蒸発によって生ずる材料表面への熱流束のシールド効果等を考慮に入れることが必要である。[12][13] 実際の解析は今後の課題として，ここでは，上記の効果を考慮に入れたINTOR Phase ⅡAの結果[14]を参考にすることにする（Fig.19.3.17 に，SUS について熱負荷条件に対する溶融厚；蒸発厚の関係をディスラプション時間をパラメータとして示した[14]）。Fig.19.3.17 からSUS の場合について，熱負荷 500 J/cm² 程度，入熱時間 20 ms 程度で溶融厚・蒸発厚ともに非常に小さいことがわかる。従って，Table 19.3.9 に示した条件のもとでも溶融層が冷却管近くまで到達する可能性はほとんどないものと推定される。ダイバータ板（タングステン）の場合についても，同様に溶融厚・蒸発厚ともに非常に小さいことが報告されている[14]。

(7) ブランケット領域熱検討

出力上昇による核発熱量増大の波及効果として，ここでは(1)のV)で述べたブランケット領域における

① Pb 中性子増倍層の溶融　　② Li_2O ペブルの溶融

の可能性について，主に検討する。

とくに，①の場合には，電磁力対策のためにPb 層の間に設けられたギャップの閉塞につながる。従って，(1)V)で述べた過出力に引き続くディスラプションによって，過大な電磁力が発生し，ブランケット容器の破断に至る可能性も考えられる。

i) 検討条件

定常運転時のブランケット領域（外側）における核発熱分布をFig.19.3.18 に示す。過出力時には，(4)の事故シナリオに従うものとし，最大，定常運転時における核発熱量の 2.3 倍になるものとする。空間分布については，安全側で評価することにして，各領域での最大核発熱量で，一様に分布するものとする。

検討条件及び以下の計算で用いる各物性値をTable 19.3.10 にまとめておく。

ii). Pb 中性子増倍層

計算モデルは安全側で評価するため，熱伝導は無視し，核発熱によるPb 層への入熱は，すべて温度上昇に費いやされるものとする。このとき，鉛の温度上昇を次式を用いて計算する。

$$C_p \rho \frac{dT}{dt} = Q_N \qquad (19.3.13)$$

ここで，

Q_N：核発熱量（W/cc），C_p：比熱（J/g ℃）

ρ：比重（g/cm³）

ただし，Q_N の時間変化については，出力の時間変化と同様

$$Q_N(t) = Q_o \exp(t/\tau_s), \quad 0 \leq t \leq t_d \qquad (19.3.14)$$

Q_o： 定常運転時核発熱量，τ_s：過出力時定数

t_d： 過出力継続時間（$t_d = 2.6$ s）

を仮定する。

Table 19.3.10 の値を用いて，（19.3.13）を解くと，Pb の温度上昇 $\triangle T_{rise}$ は

$$\triangle T_{rise} \doteqdot 16.5\,^{\circ}C$$

となる。Pb 層での最大初期温度 $T_o = 290\,^{\circ}C$ を考慮しても，鉛の温度は，$T = 307\,^{\circ}C$ となり融点 $T_m = 327\,^{\circ}C$ を越えることはない。

第一壁の場合と同様，Pb の溶融に対する安全性の裕度の目安として

$$SM_m = \triangle T/\triangle T_m \qquad \triangle T_m = T_m - T_o$$

を考えると，$SM_m = 0.825$ にとなる。これは，第一壁の場合に比較して，大きい値であり1に近くなっている。さらに，過出力継続時間が長くなった場合の許容核発熱量に対する目安を得るために，（19.3.13）で，$dT = \triangle T_m$，$dt = t_d$ とすると $Q_N = 54.6/t_d$ となる。結果を Fig.19.3.19 と Table 19.3.11 に示す。

以上の解析は，熱伝導の効果を無視している点でかなり厳しい条件での評価と考えられる。従って，Pb 層の溶融に対する余裕はここでの結果よりもさらに大きいと考えられる。

iii) Li_2O ペブル

Pb 層と同様にして，$\triangle T_{rise}$ 及び SM_m を求めると

$$\triangle T_{rise} = 2.3\,^{\circ}C, \quad SM_m = 2.09 \times 10^{-3}$$

となる。一方，許容核発熱量と過出力継続時間の関係を Fig.19.3.19 に示す。以上の結果から Li_2O の溶融は全く問題とならない。

以上，(4) ii) で設定した過出力時の出力上昇のシナリオに従い，Fig.19.3.1～19.3.4 に示したシステムへの波及効果について概略検討を行った。その結果，図に示したシークエンスの中でダイバータ板（銅冷却管部）に対する熱応力の観点から，過出力時の熱負荷条件は，かなり厳しい条件となり得ることが予想される。従って，この点に関して，今後，構造設計の面からの詳細な検討が必要と考えられるとともに，信頼できる燃焼制御手段の検討及び開発が重要と考えられる。

いずれにせよ核融合炉の場合，核分裂における超臨界点に相当するものは存在せず，核暴走事故に至る可能性はない。また，出力上昇の時定数も核融合反応率の温度依存性がゆるやかなため，比較的長い（数秒程度となる）。従って，問題となるのは，出力上昇時の最大出力が定格運転時に比較してどの程度になり得るかという点である。今後，ベータ値の上限等，炉心設計の側から出力上昇に対するシナリオが鋭意検討されるものと考えられ，十分に出力変動の挙動が固まった時点でのさらに詳細な検討が必要と考えられる。

19.3.2 冷却材喪失事故の検討

ブランケット内の冷却管破断事故による内部圧力の応答性と，ブランケットで発生した水蒸気による真空容器圧力の応答性を検討する。

(1) ブランケット内部圧力の過渡解析

(a) 検討条件

内側ブランケットは28分割されており，約40本の冷却管が配管されている。この中の1本が破断した場合を考える。冷却水は表面積の大きな Li_2O ペブルと接触して熱の授受を行い，瞬時に熱的平衡に達するものとする。また冷却水の一部は化学反応を起すものとし，反応速度は流出速度に比べ十分速いものとする。Table 19.3.12 に検討条件の数値を示す。

(b) 検討モデル

ブランケット内部圧力は，ブランケット温度と水蒸気の状態方程式から導くものとする。ブランケット温度変化は次の式で与えられる。

$$M_B C_B \frac{dT}{dt} = Q_F + Q_C - Q_E - \alpha_B S_B (T - T_o) \qquad (19.3.15)$$

$M_B C_B$ ：ブランケット熱容量 （kcal/°C）

Q_F ：核発熱量 （kcal/s）

$Q_C = G\beta U_C(T)$ ：化学反応熱量 （kcal/s）

$Q_E = G(1-\beta)\triangle U$ ：冷却水への授受熱 （kcal/s）

$\alpha_B S_B (T - T_o)$ ：周囲冷却面への熱伝達量 （kcal/s）

ここで G ：流出する冷却水流量（kg/s）

β ：化学反応を起す割合

$\triangle U$ ：冷却水の内部エネルギーの差（kcal/kg）

α_B ：Li_2O と冷却管との間の熱伝達率（kcal/m²·°C·s）

S_B ：伝熱面積 （m²）

T_o ：冷却水温度（°C）

冷却水は一次冷却系圧力とブランケット内部圧力との差の平方根に比例して流出するものとする。すなわち，

$$G = A\sqrt{\frac{2g\gamma_0(P_w - P)}{\zeta}} \qquad (19.3.16)$$

A ：破断面積 （m²）

P_w ：冷却水圧力で一定とする。 （kgf/m²）

P ：ブランケット内圧力 （kgf/m²）

但しパージガス圧力を含む

γ_0 ：比重量 （= 978 kg/m³）

ζ ：損失係数

過熱水蒸気の状態方程式は

$$(P - P_{He}) = \gamma ZRT \qquad (19.3.17)$$

Z ：圧縮係数（= 1）

R ：ガス定数（= 47 m/°K）

P_{He} ：パージガス（ヘリウム）圧力（$= 1 \times 10^4$ kgf/m²）

以上の諸関係式から圧力Pを数値解析で求めたものがFig.19.3.20である。ここでは破断面積Aと，化学反応の割合βをパラメータとした。

(c) 結　果

Fig.19.3.21のパラメータ$A=2\times10^{-4}\,m^2$に対する過渡特性は冷却管16mmϕがギロチン破断を起した場合に相当する。この場合ブランケット内部圧力は100msのオーダーで数kgf/cm^2の圧力に達するのでブランケット容器の耐圧を越えて容器の破損が生ずることが十分考えられる。本モデルでは圧力は均一と仮定してあるが，局所的に高圧が発生し，その衝撃波が固体粒子中を伝播して壁面を破損する可能性もあるが，そのような過程は今後の研究に待つものとする。

化学反応の割合が多いと圧力上昇がやや遅くなるのは，反応によって水蒸気がより多く消費されるためである。流出水量が少ない（短時間）ので化学反応熱も多くなく，圧力上昇に寄与する程ではない。

冷却管の破断面積が，ギロチン破断の1/100の場合の圧力応答を$A=2\times10^{-6}\,m^2$の過渡特性によって示す。応答時間はギロチン破断に比べ約100倍であり，1～10秒で耐圧限界を越える。この間に安全弁が作動しないとブランケット容器の破損に到る。化学反応の割合についてはギロチン破断の場合と同様の傾向を示す。

なおブランケット内部の空隙を多くして，圧力上昇速度を遅くすることができる。自由空間の増倍率に反比例して遅くなるが，ギロチン破断の場合の応答時間を緩和して安全弁等の作動時間以上とするためには，かなりの体積が必要となり，炉構造上容易ではない。

(2) 真空容器内部圧力の過渡解析

ブランケット内冷却管のギロチン破断により発生した水蒸気がブランケット容器から真空容器へ流出した場合の真空容器の圧力応答を検討する。流出経路は，急激な圧力上昇による破損き裂口，あるいは真空容器へ解放する安全弁とする。

(a) 検討条件

真空容器へ流出する水蒸気流量は，ブランケット破損時が最大で，真空容器圧力の上昇とともに（19.3.16）式と同様に減少する。ここでは流量は冷却管破断時と同じ最大値のままとし，ブランケット内で化学反応によって消費される量（10%）を除いた残り全てとする。このとき水蒸気温度は（19.3.15）式に従って低下してゆく。すなわち流出水蒸気は約120秒で冷却水温度の70℃になり，飽和水蒸気となる。この時刻以降は化学反応は無視する。

(b) 検討モデル

真空容器圧部圧力は，蒸気と水の質量，エネルギーバランスから導く。質量とエネルギー変化はそれぞれ，

$$\frac{d}{dt}Mg = mg_1 - mg_2 \qquad (19.3.18)$$

$$\frac{d}{dt}Mf = mf_1 - mf_2 \qquad (19.3.19)$$

mg_1（mg_2）：水蒸気流入（流出）量

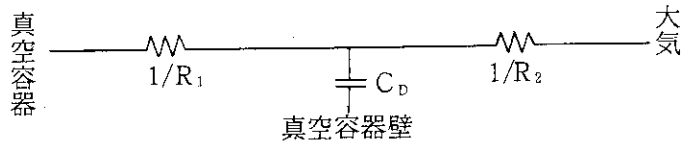
m_{f1} (m_{f1})：液体流入（流出）量

$$\frac{d}{dt}E_D = m_{g1}h_{g1} + m_{f1}h_{f1} - m_{g2}h_{g2} - m_{f2}h_{f2} - Q \qquad (19.3.20)$$

h_{g1} (h_{g2})：流入（流出）水蒸気エンタルピー

h_{f1} (h_{f2})：流入（流出）液体エンタルピー

Q：真空容器を経て外部に流出する熱量で下記のような熱的ネットワークから求める。



各時刻における質量とエネルギーのバランスを満たす温度Tは次の式から求まる。

$$E_D = M_g U_g(T, V_g) + M_f U_f(T, V_f) \qquad (19.3.21)$$

$U_g(T,V_g)$：温度Tと比体積V_fに依存する水蒸気内部エネルギー

$U_f(T,V_f)$：水の内部エネルギー

この温度と比容積とから水蒸気表を用いて圧力を決める。

解析手法は，BWRプラントで一次系配管破断事故の場合にドライウエル内圧の過渡解析を行うDRYW4コードを適用した。ここでは水蒸気，水の流出がないものとし，真空容器との熱伝達係数をパラメータにした。すなわち解析条件は次頁の表のようになる。この条件による結果をまとめたのが下の表であり，図示したものがFig. 19.3.21である。

(c) 結　果

真空容器内圧力は約120秒まで急速に上昇し，その後は熱伝達の大きさにより除々に降下する。その到達最高圧はゲージ圧で1.03 kg/cm²g である。入力条件からわかるように120秒までは過熱・水蒸気であり，その間理想気体とみなして得た値と同等である。

解　析　条　件

項　　目	数　　値
真空容器体積 *	800 m³
〃　圧力 *	5 × 10⁻³ psi
〃　温度	150°F (70°C)
破断流量／エンタルピー *	
時　間　(秒)	0, 1, 5, 10, 50, 100, 120, 200, 400, 1000
蒸気流量 (lb/sec)	10.9 〃 〃 〃 〃 10.9, 0.684 〃 〃 0.684
液体流量 (lb/sec)	0 〃 〃 〃 〃 0, 11.40 〃 〃 11.40
蒸気エンタルピー (Btu/lb)	1510, 1510, 1490, 1470, 1310, 1150, 1130 〃 〃 1130
液体エンタルピー (Btu/lb)	0 〃 〃 〃 〃 0, 126 〃 〃 126
真空容器熱伝達係数	10.5 Btu/F•sec, 21.0, 52.5
〃　熱容量	1 × 10⁴ Btu/F
〃　外温度	15°C

解　析　結　果

ケ　ー　ス	熱伝達係数	熱　容　量	最高圧力	最高圧力時間
	Btu/°F•sec	Btu/°F	kg/cm²g	
1	10.5 (5W/m² °C)	10^4	1.03	117 sec
2	10.5	10^4	1.05	約 200 sec
3	21.0 (10W/m² °C)	10^4	0.91	122 sec
4	52.5 (25W/m² °C)	10^4	0.57	121 sec

熱伝達係数によって到達圧力は下がる。高温希薄水蒸気と真空壁との熱伝達を推定することは困難なので，500°C 1気圧の自然対流熱伝達～10W/m² °C の値をもとにパラメータサーベイした。但し表面積 4000 m²，質量 3000 ton を用いた。平均熱伝達率 5W/m²°C の場合，断熱よりも約5％圧力が低下するにすぎない。

水蒸気の壁面への凝縮による膜状凝縮熱伝達量を試算した結果は，壁面温度が70°Cと高いのに対し水蒸気圧は高々数 kg/cm² なのでその量は非常に少なく，重要ではないと考えられる。

熱伝達が小さい限り，最高到達圧力は到達時間によってあまり変化がないと考えられる。これは流入するエネルギーが破損ブランケットの当初のエネルギーによってほぼ決まるためである。従って，ブランケット冷却管の破断面積がギロチン破断の 1/10の場合，真空容器の圧力は～10^3 秒かかって～1 kg/cm²g ゲージ圧に到達するという，ゆっくりしたものとなる。この限りで真空容器はバッファータンクの役目を持つ。しかし急激なブランケット内圧上昇によりミサイルが生じ，隣接のブランケットまで破損すると，流出エネルギーは倍増するので，到達圧力も倍増する。

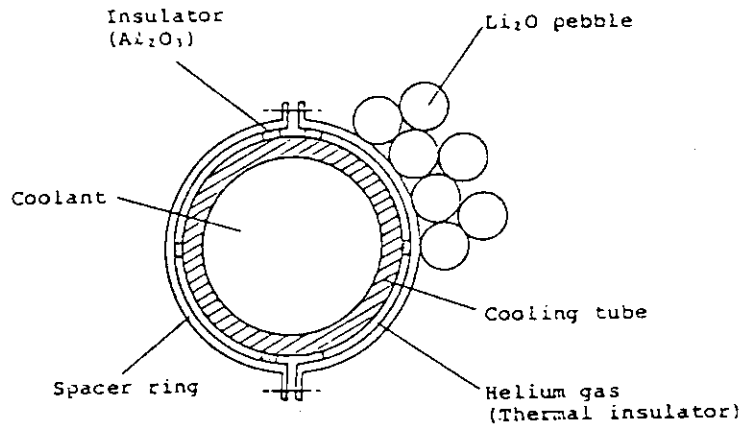
今回の検討では，1ブランケットモジュールの破損事故による最高圧力はあまり高くないことがわかった。今後は入力条件の改善，他の発熱源や伝達機構も考慮してLOCA規模の許容限界を検討する必要がある。

(3) 高温金属と水蒸気との反応

(a) 実験炉における高温個所と反応時間

実験炉の中で最も高温な部分はブランケット中の増殖材であるが，冷却管とはヘリウムガスで隔てられておりその表面温度は～150°C にすぎない。スペーサーリングは高温酸化リチウムと接していて高温（～500°C）だが，その体積は冷却管に比べ十分小さい。

ダイバータ及び第1壁の温度については，他の章で詳細に検討されているように，高いものではない。タングステン 5 mm をアーマー材とするダイバータの最高温度は250°C，またSUS 1.4 cm をアーマー材とする第1壁の最高温度も250°C である。しかもこの温度は水蒸気の侵入などでプラズマ燃焼が中断され熱負荷がなくなると，急速に低下する。そ



の時間は次の式によって概略与えられる。

$$F = \frac{kt}{L^2} \qquad (19.3.22)$$

F ： フーリエ数，温度差が30％まで減少するときの値は0.4

K ： 温度伝導率（$4.47 \times 10^{-6}\ m^2/s$）

L ： 第1壁厚さ（$1.4 \times 10^{-2}\ m$）

これよりt～18秒となり，短時間である。

(b) 高温水（水蒸気）と金属等の反応によるH_2O発生率の推定

SUS，タングステンと350℃の高温水

ステンレス鋼便覧より，SUSと高温水の反応による腐食速度は温度が300～370℃で5～10 mg/dm²/monである。すなわち最大値を用いるとH_2発生機構を以下の反応式で代表できるとする。

$$3Fe + 4H_2O \rightarrow Fe_3O_4 + 4H_2$$

H_2発生率χ（Nℓ/cm²・hr）は

$$\chi = \frac{4 \times 22.4 \times 1.4 \times 10^{-7}}{232} = 5.4 \times 10^{-8}\ N\ell/cm^2 \cdot hr$$

と非常に小さい。

スペンサーリングとの反応

スペンサーリングの面積は冷却管面積（10 m²/モジュール）の20％とし，その厚さは2 mmとする。単位時間当り発生量qは

$$q = \chi \cdot A = 1.3 \times 10^{-6} \times 1 \times 10^{4} = 1.3 \times 10^{-2}\ cc/hr = 3.6 \times 10^{-6}\ cc/s$$

スペーサーリングが高温を持続する時間は前項の（19.3.22）式を用いると，～1秒である。従って化学的反応による水素発生は少ないものと考えられる。

(c) グラファイトを用いたリミター

実験炉の標準設計ではないが，グラファイトもリミタ材として候補に挙げられている。この場合表面温度は700℃を越えることがある。一般にコークスは500℃ぐらいで$C+2H_2O \rightleftarrows CO_2 + 2H_2$のように反応し，1000℃になれば水性ガスを生ずる。定量的な数値は不明だが，グラファイトリミターのLOCAを検討する場合にはこの反応に注意する必要がある。

19.3.3　冷却材喪失事故のイベント・ツリー

ブランケット内冷却水及び第1壁・ダイバータ冷却水喪失事故のイベント・ツリーをFig.19.3.22～25及びFig.3.26に示す。

(1)　ブランケット，冷却水喪失

トリチウム放出を起す事象は次の二つがある。

- 真空容器の内圧過大による破損
- トリチウム回収ループ二重格納壁の破損

またこの図には示されていない（移行番号2－11）が，次の事象も重要と考えられる。

- 真空排気系クライオポンプ室破損と二重格納壁の破損

工学的安全装置に係るものとして次のものが含まれている。

- ブランケット内過圧ガスを逃がす安全弁
- ブランケットトリチウム回収系との隔離弁
- 真空容器内過圧ガスを逃がす安全弁
- クライオポンプへの流入を制限する高速シャッター

(2)　第1壁・ダイバータ冷却水喪失

トリチウムを放出する事故は，ブランケット内LOCAと同じ事象である。

工学的安全装置に係るものは(1)で挙げたほか，次のものがある。

- 隣接冷却系の除熱・能力検出系と能力アップ機構

19.3.4　格納室トリチウム放出事故

トリチウム封入機構で環境に対し最後の隔壁となる第3次封入壁，すなわち格納室へ大量のトリチウムが放出された事故を想定し，トリチウム封入機構の重要構成要素である非常用ガス処理システムの概念検討を行う。但し具体的な機器構成と設計検討例はトリチウムの章で述べるものとする。

想定事故としては，ブランケット・第1壁・ダイバータの冷却材喪失（LOCA），冷却流量低下（LOFA），真空排気系クライオパネル冷却材喪失，燃料注入系破損などが考えられる。

(1)　検討条件

格納室非常用ガス処理システムの設計条件として，次の事故条件を設定する。

- トリチウム放出量：28gクライオポンプ1時間分在庫相当
- 他の放出物質：水，水蒸気，Li_2O，活性炭
- 格納室体積：$1.3\times10^5 m^3$
- 格納室ふん囲気：空気，温度25℃，相対湿度50%，圧力 －6mmHg
- 格納室換気率：10%/day
- 敷地境界までの距離：500m

(2)　系統説明

系統の構成はFig.19.3.27に示す。その機能を概略述べる。

放出されたトリチウムガスは短時間のうちに格納室に拡散し，トリチウムモニターに検知されて非常用ガス処理系（ECS）を起動させる。トリチウムモニターからの警告以前でも，事故

の原因となった機器のモニターからの信号により，安全側に立った論理判断に基づいてECSを作動させることができるものとする。作動以後は格納室空気はECSで処理され，負圧を維持する為に必要な排気量以外は格納室に戻される。空気中のトリチウムはトリチウム水に酸化されるが，ECSの機能はガス形態とトリチウム水形態のいずれに対しても十分な処理機能を持つものとした。

格納室空気は隣接する非常用ガス処理室に導びかれて凝縮により除湿される。これは平常時においても大容量の体積を有する格納室中に多量の湿分を含み，事故時には更に水分が加わる可能性があるので，直接脱湿塔で除去すると極めて短時間で破過してしまい脱湿塔を多く用意しなければならない不利が生ずるからである。脱湿塔の負荷を軽減するために凝縮器の作動圧力を圧縮器で高め，出口湿分を低くする。未だ酸化されないトリチウムガスは凝縮器で除去できないので，触媒塔でトリチウム水とし，次に続く脱湿塔で除去する。脱湿塔で除去する水分の大部分は軽水であり，格納室の初期の湿分及び負圧維持のための流入空気湿分である。脱湿塔は2段直列とし4本1組を交互に脱湿・加熱脱水・冷却サイクルをくり返して連続脱湿を行う。

トリチウム含有率の極めて少なくなった乾燥空気は再び格納室へ還元するが，格納室内圧力を若干負圧に維持するために，乾燥空気の一部は排気スタックから外部へ放出する。この時放出されるトリチウムの総量をもとに，想定事故時の公衆の被曝線量を評価する。

本システムでは，格納室湿分が十分に低下して凝縮器の露点以下になった場合は，格納室空気は直接触媒塔に供給できるダクト構成をとる。また凝縮器出口の空気の大部分を，触媒塔と脱湿塔を経ることなく格納室に還元できるものとする。

ECSは格納室のトリチウム濃度が許容値以下になるまで連続運転を続けるものとし，補機を含めてシステム構成機器の電源は非常用自家発電とも結ばれた冗長性の高いものとする。ECSの設置された処理室は非常時にも立入り可能な環境でなければならないが，この為に必要な別系統の除去装置，格納室との隔離，気密性については本検討では省略した。

(3) 非常用ガス処理システム，処理流量の検討

システムの機能は除去操作中の屋外放出トリチウム量と，許容濃度までの回復時間によって計ることができる。

前者は酸化触媒量，後者は処理流量に依存することが次のモデルより導びかれる。

Fig.19.3.28に処理モデルの概略を示す。ここで，

V ＝格納室体積（m^3）

Q ＝処理流量（m^3/s）

R ＝リサイクルの割合

C ＝格納室トリチウム濃度（Ci/m^3）

C_{in}, C_{out} ＝除去システム入口，出口でのトリチウム濃度（Ci/m^3）

DF ＝除去係数

λ ＝トリチウム崩壊定数

S ＝定常的な格納室トリチウム放出率（Ci/s）

M_0 ＝初期の格納室トリチウム放出量（Ci）

時刻 t におけるトリチウム濃度 C と，その時刻までに屋外に放出されたトリチウム量 M_L は次の式から求める。

$$V\frac{dCin}{dt} = S + RQCout - QCin - \lambda VCin \qquad (19.3.22)$$

$$\frac{d\,M_L}{dt} = (1-R)QCout \qquad (19.3.23)$$

これより

$$C = \left[\frac{M_o}{V} + \frac{S}{\alpha Q}\right]\exp\left(\frac{\alpha Qt}{V}\right) \qquad (19.3.24)$$

$$M_L = \frac{(1-R)Q}{DF}\left[\left(\frac{M_o}{V} + \frac{S}{\alpha Q}\right)\frac{\exp\left(\frac{\alpha Qt}{V}\right)}{\frac{\alpha Q}{V}} - \frac{S}{\alpha Q}\right]_o^t \qquad (19.3.25)$$

$$\alpha \equiv \frac{R}{DF} - \frac{\lambda V}{Q} - 1 \qquad (19.3.26)$$

システムの除去係数 DF は触媒塔の酸化効率および脱湿塔の脱湿効率によって決まるが，DF ≫ 1 とすることは容易である。このとき $\alpha \simeq -1$，(19.3.24) 式は近似的に

$$C \simeq C_o \exp\left(\frac{Qt}{V}\right) \qquad (DF \gg 1) \qquad (19.3.27)$$

と表わせ，トリチウム濃度は処理流量のみの関数となる。ここで

$$C_o = \frac{M_o}{V} = 2.04\ Ci/m^3 \quad 初期濃度$$

また，想定事故では格納室トリチウム放出は初期のみであるから (S = 0)，全放出量 $M_L(t\to\infty)$ は次の式で近似できる。

$$M_L \simeq M_o\left(\frac{1-R}{DF + DF\frac{\lambda V}{Q} - R}\right) \qquad (19.3.28)$$

さて，作業許容濃度 $C = 2\times10^{-6}\ Ci/m^2$ に到達する所要時間をパラメーターとして必要な処理流量，放出トリチウム総量を比較したものが Table 19.3.13 である。本システムでは圧縮空気を 3 kg/cm²a とし，凝縮器の出口温度を 4℃ とした。

その主な特徴は次のようになる。

- 24時間処理には 21 m³/s が必要。TSTA の 0.5 m³/s に比べ極めて大流量で開発要素が多い。
- 放出トリチウム量は高々数 10 Ci である。
- 凝縮器は 12 ～ 24% しか運転しない。
- 脱湿塔で 50% 以上の湿分を吸収する。
- 再生時間の制限から，短時間処理には多数の脱湿塔が必要。

(4) トリチウム水と壁面との吸・脱着の影響

前項で述べたモデルでは，壁面に吸・脱着する水もしくはトリチウム水の現象を無視してい

る。ここではこの効果を概略検討する。

いわゆるトリチウム容器面のソーキング効果についてはR.H.Land等がトリチウムガス－水反応・吸着・離脱モデルを計算コードで数値解析して小規模実験と比較検討している[15]ほか，INTOR J－Ⅱにおいてもパラメータ検討がなされている。[16]しかしパラメーターの巾が広く，長時間処理に対する影響も明確ではない。ここでは簡単なA.E.Sherwoodのダイミックモデル[17]を用いて処理時間を検討した。

Sherwoodによれば，軽水と平衡にある容器にトリチウム水が一時に放出された場合の濃度Cは次の式で近似できる。

$$C = C_0(\delta/\pi)^{1/2}\beta^{-2}t^{-3/2}\left[1+3(1-2\delta/\beta)(\beta t)^{-1}+\cdots\cdots\right] \qquad (19.3.29)$$

但し $\beta t \gtrsim 30$

$$\beta = \frac{Q}{V}$$

$$\delta = \frac{1}{4DS^2}\left(\frac{A}{V}\right)$$

DS^2：拡散係数D×(溶解度S)^2　(cm^2/s)

A　：壁面積($5\times10^4\,m^2$)

また初期にトリチウム水と平衡にある場合は次の式で近似される。

$$C = 2C_0(\delta/\pi)^{1/2}\beta^{-1}t^{-1/2}\left[1+(1-2\delta/\beta)(\beta t)^{-1}+\cdots\cdots\right] \qquad (19.3.30)$$

但し $\beta t \gtrsim 10$

拡散－溶解係数DS^2としてステンレス鋼－水，ルサイト－水の値を入れて両方の場合について図示したものがFig.19.3.29である。この図から以下のような傾向を得ることができる。

- 初期に壁が汚染している格納室の浄化時間は非常に長くなる。
- ルサイトのような壁材はステンレス鋼材より浄化時間を長びかせる。
- ステンレス鋼内張りの格納室にトリチウム水放出の場合影響はより少ない。

最後の項目について具体的な値を評価すると，

$C/C_0 = 10^{-6}$であるから $\beta T \sim 80$．$Q = 1.5\,m^3/s$

に対して$t = 7\times10^6\,s = 80\,days$となる。これは理想的処理時間の約6倍である。もし防護服を着用して格納室内へ入れる許容濃度が$10^{-5}\,Ci/m^2$であれば，理想的処理時間とのずれは，～2倍程度であろう。

処理流量を現実的な値に制限すると，処理時間が長くなるので，吸・脱着による影響は重要である。近似限界でのより詳細な検討と実験によるモデルの確認，信頼性の高いデータの集積が今後の課題である。

19.3.5　超電導コイル系事故

FERのコイルシステムでは，高磁界で作動する巨大なコイルが必要とされ，コイルに蓄積される電磁エネルギーは莫大な値となっている。FERではトロイダル磁場コイルの蓄積エネルギーは30GJであり，マグネットの安全性および保護の検討においては，この巨大なエネルギーの安全な放出に留意する必要がある。

ここでは最も重要な以下の項目について述べる。

- マグネットのクエンチ
- マグネット事故
- マグネットの絶縁破壊
- クライオスタットの事故

(1) マグネットのクエンチ

核融合炉用超電導マグネットでは極低温安全性に基づいて設計されており，局所的な外乱で超電導導体中に発生した熱は冷媒に伝達させることができる。したがって，外乱により一時的に超電導導体が常電導転移しても，外乱がなくなれば超電導状態に復帰するため通常の状態ではクエンチ，すなわち超電導状態に復帰しない超電導破壊は生じない。

マグネットのクエンチは，それ故以下のような異常が生じ安定化の条件が乱された場合に起きる。

- 液体ヘリウムの供給不足（LHe供給ラインのつまりや，クライオスタットの真空破壊によるLHeの蒸発等）。
- 設計条件以上の急激な局所発熱（急激な巻線の移動，AC ロスが原因）

Fig.19.3.30～31にFault Tree および Event Tree を示す。マグネットは真空度，LHeの送液量，またLHe 貯液量の検出装置，コイルの異常電圧検出その他のクエンチ検出装置を設ける必要がある。異常状態によりマグネットがクエンチした場合には，速やかにコイル電磁エネルギーを外部に放出しなければならない。

電磁エネルギーの外部放出には，外部の保護抵抗に放電させるか，外部の電源系にエネルギーを回収する方法がある。エネルギーの放出にあたっては，それに伴なって生じる以下のような事態を考慮した上で安全に放電を行う必要がある。

- コイルの温度上昇，それに伴なう熱応力の発生
- コイルの電圧発生
- LHe 蒸発による内圧上昇
- 電磁力の不平衡
- 隣接コイルの電流上昇

クエンチによる温度上昇と電圧

断熱条件とした場合のコイル温度上昇は次式で求められる。

$$\frac{1}{S^2}\int_0^Q i^2(t)\cdot dt = \int_0^{Tm} \gamma\cdot\frac{C(T)}{\rho(T)}dT \qquad (1)$$

上式で　S ：導体の断面積

γ ：導体の比重

C ：導体の比熱

T_m：導体の最大温度上昇

i は流電電流で，次式で与えられる。

$$i(t) = Ie^{-\frac{t}{\tau}} \qquad (2)$$

上式で，τは放電時定数，Ｉは放電前のコイル電流である。放電時定数τは，次式で示される値となる。

$$\tau = \frac{L}{R} \tag{3}$$

ただし，Ｌはコイルのインダクタンス，Ｒは放電抵抗である。(1)式の右辺の積分値をFig.19.3.32に示す。同図面には参考のためアルミニウムが安定以材の場合の温度上昇も示されている。

Ｌ＝155Ｈとする。コイルの温度上昇と対地電圧の両者を考慮した上で定められる。次表に計算例を示す。Fig.19.3.33に放電回路を示す。

放電時定数	導体温度上昇	コイル対地電圧
137 sec	80	22.6 kV
271 sec	200	11.4 kV
291 sec	300	10.7 kV

コイル温度上昇を低く押えるには，放電抵抗を大きくとればよいがそれにはコイルの絶縁耐圧の上から制限がある。ガスヘリウムの絶縁破壊電圧，沿面放電電圧は非常に低く，特に電流リードの絶縁設計には注意する必要がある。

LHeへの急激な入熱はLHeの蒸発，内圧上昇を生じる。外部抵抗へエネルギーを放電させる場合でも，コイルの常電導転移部で発熱しエネルギーの一部がコイル内で消費される。内圧上昇を制限内に押さえるには，十分な管断面積のガス放出系を設け，さらに安全のための破裂板を設ける必要がある。

クエンチのため，数個のＴＦコイルのみが電流を減少すれば，不平衡電流により大きな面外電磁力が生じる。また，クエンチしたコイルのみを放電させた場合，コイル間の電磁結合のためにその放電時定数に応じて隣接したコイル電流が増加する。隣接したコイル電流の増加は，隣接したコイルもクエンチさせる可能性も考えられ，あるコイルにクエンチが生じたら，全コイルの放電を行う必要がある。

マグネットのクエンチは適当な設計が行ってあれば重大な事故につながることはなく，異常状態と考えることができる。

(2)　マグネットの事故

Fig.19.3.34～Fig.19.3.35にマグネットの事故におけるFault TreeとEvent Treeを示す。電流リードの短絡，破損およびコイル導体の破損からアークが生じ，ひどい場合はアークまたは破損部のミサイル化により周辺炉構造の損傷が生じることが示されている。

アーク事故リードの不良によって生ずることが多い。電流リードの高温部は，室温のヘリウムガスの絶縁破壊電圧が低いためにアーク事故のクリティカル部である。

(3)　コイルの電気絶縁

トロイダルコイルは，励減磁を除く定常運転状態では，それに印加される電圧は殆んど零である。しかし，前節で述べたようにコイルクエンチ時には，数kV程度の電圧が発生するので，これに対処する電気絶縁設計を行う必要がある。電気絶縁を構造および絶縁破壊などの点から留意すべき事項を区分すると下記の通りになる。

(i) ターン間絶縁
(ii) パイ間絶縁
(iii) 対地絶縁
(iv) 電流リードの電気絶縁
(v) ガスヘリウムの絶縁破壊
(vi) 液体ヘリウムの絶縁破壊
(vii) 沿面放電

物質の絶縁破壊強度は固相，液相，気相かにより左右される処が大である。しかるに超電導マグネットでは4.4 Kから常温の300 Kに及ぶので，この温度範囲に対する電気絶縁設計が要求される。

使用する電気絶縁材料としては，極低温中での使用，耐放射性，機械的強度などの点からガラスエポキシ，カプトンテープなどが好ましい。

絶縁構造を設計する上で，上記の諸条件の中でも沿面放電距離を取ることは極めて重要である。

◦液体ヘリウム中の沿面放電

液体ヘリウム中のガラスの沿面放電電圧をFig.19.3.36に示す。

ガスヘリウムの場合Fig.19.3.37と同様に沿面距離の増加に比例して放電電圧は増加していない。液体ヘリウム中の沿面放電電圧はガスヘリウム中の沿面放電電圧よりも高いので，ガスヘリウムの場合に対して電気絶縁設計すれば液体ヘリウムの場合には，十分に耐圧が確保される。

(4) Cryogenic Systemの安全性

超電導マグネットは極低温に冷却して保持されなければならないため，高真空でかつ熱的にも断熱された容器の中に収められている。この容器はボロイダルマグネットによるくり返し機械力にさらされる一方，トロイダルマグネットの発生する磁場から受ける電磁力および気圧からの外圧を受ける。また，冷却と昇温がくり返し行われる場合には，熱応力も受けることになりあらゆる種類の力が作用することになる。また容器は電気的にも絶縁されていなければならないため，非常に複雑な構造をとっている。容器には非常に数多い冷却配管，測定素子の取り出し口，電流の導入口が接続されているために，これらの接続個所各々について気密が保持されなければならない。万一少しでも気密漏れが生じた場合には，これが直ちに容器の断熱特性の劣化につながり，ひいては貯蔵されていた液体ヘリウムの急激な蒸発，容器内の圧力上昇，容器の破壊に至ることになる。

ここでは，このような容器の真空劣化に伴なって生じる液体ヘリウムの蒸発，圧力上昇等について波及効果を検討する。異常状態として次の項目が挙げられる。

① ベルジャー（真空槽）の破壊による空気の急激な侵入
② シールド板の破壊による窒素の急激な侵入
③ ヘリウムガスの漏れによる真空度劣化（クライオ作用が期待できない）
④ ベルジャー（真空槽）からの空気の漏れによる真空度の劣化
⑤ 冷却系の停止

⑥ ヘリウム槽の圧力上昇

⑦ その他の事故（ヘリウム槽の破壊，炉室内へのLHe漏れ，急冷による熱応力，パワーリードの焼損）

以上の項目について，Fault tree と Event tree を Fig.19.3.38～39に示す。

参 考 文 献

(1) D.Okrent, et al：Nucl. Engineering and Design 39(1976) 215.

(2) W.E.Kastenberg, et al：Ann. Rep. to Electric Power Res. Inst. 4176(1976)

(3) 井上 晃：核融合研究 48，別冊5 (1982) 22.

(4) H.P.Furth, et al：Phys. Fluids 13(1970) 3020.

(5) A.Hatayama, et al：JAERI－M 82－147 (1982).

(6) M.Azumi, et al：Proc. 8th Int. Conf. Plasma Phys. Contr. Nucl. Fusion Res. Vol. 1, p.293(1981), IAEA.

(7) T.Takizuka, et al.：JAERI－M 9354(1981).

(8) M.Sugihara, et al：J. Nucl. Sci. Technol 19(1982) 608.

(9) 二宮博正他：JAERI－M 9127(1980).

(10) 新谷吉郎他：JAERI－M 9278(1981).

(11) H.Vernickel：J. Nucl. Mater. 111 & 112 (1982) 531

(12) A.M.Hassanein et al：J. Nucl Mater. 103 & 104 (1981) 321

(13) R.Behrish：J. Nucl Mater. 93 & 94 (1980) 498.

(14) T.Hiraoka, et al：JAERI－M 82－174 (1982).

(15) R.H.Rand, V.A.Maroni, and M.Minkoff, ANL－79－82

(16) Y.Naruse, et al, JAERI－M 82－175 (1982)

(17) A.E.Sherwood, CONF－780508－32 (1978)

19.4 分解修理時の安全性

定期定検として分解を行う場合に比べ，故障が発生した場合に行う分解修理の作業条件は厳しく，安全性と関連するものがある。その中でも崩壊熱とトリチウムアウトガスが重要なので，これ等について検討する。

19.4.1 崩壊熱の影響

核計算で求めた第1種の崩壊熱はFig.19.4.1に示すように炉停止直後で0.1W/cm³，1週間後でも0.02W/cm²発熱する。主に寄与する核種は半減期2.6時間の54Mnのほかは70.8日の^{58}Co，271日の^{57}Co，312日の^{54}Mnなど比較的寿命が長いので，分解修理に際して崩壊を待つことは現実的でない。この崩壊熱による温度上昇の程度により分野の為冷却を停止できる時間が制限されるので，これを評価する。冷却流量喪失事故に相当するものである。

仮定1. 対象となるモジュールは断熱されているとする。第1壁の背後はLi_2Oとヘリウ

ム空間で占められ，また隣接モジュールとも絶縁材を介しているので伝熱が期待できない。

結　果　Fig.19.4.3の実線で示すように，構造材のSUSは1日後に900℃の温度上昇があり，その後も上昇を続けるので溶融も起る。

仮定2.　対象とならないモジュールは冷却材の温度近くまで冷却されているものとすれば，これらのモジュールへ高温モジュールから輻射が起る。このため温度上昇は800℃程度で止まることが予想される。但し上昇速度は断熱の場合と大差なく，1日後700℃に達する。

従って，次のような安全上の問題を考慮する必要が生じる。

- 運搬中も冷却可能とするか，又はキャスクに収納し，トリチウム・アウトガスの増大を防ぐ。
- 分解中も冷却を続けて，機械的損傷が生じないようにする。破損モジュールも冷却可能とし，排水処理を考える。

今後，具体的な第1壁・ダイバータの構造に沿った詳細な熱計算を行う必要があり，その結果によって分解修理時の工学的安全系の検討を進める必要がある。

19.4.2　トリチウム・アウトガス

分解修理時には，真空容器の内壁から離脱したトリチウムが開口部を経て格納室に放出される可能性がある。真空を破る前に容器内壁をベーキングして，トリチウムをあらかじめ追い出すことが一般的である。しかし実験炉のベーキング温度は150℃と低い為効果的でない。ベーキング温度と時間，アウトガス量についてモデル計算を行い，分解修理時のトリチウム放出量を検討する。

ここでは，アウトガスは拡散モデル[(1)]に従い，しかも第1壁中のトリチウム濃度はインプランテーションで非常に高く，ほぼ均一であるとする。アウトガス・フラックスJは次の式で与えられる。

$$j(t) = -D\frac{2n_0}{d}\sum\left[1-(-)^m\right]\exp\left[-m^2(\alpha t+\alpha' t')\right]$$

$\alpha = \pi^2 D/d^2$　（α'はベーキング中の値）

D：拡散係数

d：厚さ

D, dは19.2.4冷却水中へのトリチウム透過評価で用いた値を使用し，温度分布からn_0を求めた。炉停止後のベーキング温度と，ベーキング時間t'をパラメータとしてj(t)を図示したものがFig.19.4.4である。150℃ 24時間のベーキング後では全第1壁面（380 m²）からのトリチウム放出量は20 Ci/dayとなり処理装置が必要となる。150°ベーキングを1週間続けても放出速度は1/3に減少するだけであり，250° 24時間ベーキングでも3 Ci/day放出する。分解修理に先立つベーキング時間をより正確に設定する為に，今後はモデルの有効性の検討と物性値のデータベースが必要となる。

ベーキング中の作業条件を援和する工学的安全装置の1つは，トリチウム処理システム入口

を排気ダクトに接続するものである。分解修理中の開口部があまり大きくなく，またシステムの処理流が十分であれば，アウトガストリチウムは格納室に放出されずに処理できる可能性がある。システムの途中に排液処理系への配管を設けることにより，真空容器内の水・蒸気混合放出事故に対しても有効と考えられる。Fig.19.4.5にその概念を示す。

参 考 文 献

(1) J.L.Cecchi, Tritium Permeation and Wall loading in the TFTR Vacuum Vessel, PPPL－1422(1978)

19.5 トリチウム処理系統の安全性

ここでは，トリチウム処理系統全体にかかわる安全性の問題について検討する。

19.5.1 系統安全設計

安全設計の考え方としては，今後の設計の詳細化，技術開発の進捗によって，各系統，各機器毎に個々に検討すべきであるが，ここでは現時点における原則的な考え方を列挙する。

(1) 系統全体はほぼ大気圧に設計し，極力内圧を抑える。
(2) 機器の運転温度は極力低く抑える。
(3) 可動部を有する動的機器は，極力リークやオイルとの接触のない構造とする。
(4) 材料の選定，加工，及び配管等の製作過程において十分な品質管理を行なう。
(5) 三重水素単体ガスの漏洩を極力防止するため，高温機器・配管については内壁にコーティング施工をする等対策を実施する。
(6) ドレン排出ラインについては，三重水素をはじめとする放射性ガスの外部流出防止上，必ずトラップ又はUシールを介するものとする。
(7) 耐震条件等，系統の重要性を考慮して対処する。
(8) 故障時のメインテナンスを考慮し，適宜系統の2重化，系統分離を実施する。

今後継続される設計の過程で，これらの考え方は適宜見直していくものとする。

19.5.2 放射性廃棄物とその処理

補助プロセス系統のうち，放射性廃棄物処理系は通常運転時に使われ，環境安全工学上重要な系統である。この系統で処理する対象となる廃棄物には諸種のものがあるが，主なものをTable 19.5.1に列挙する。各廃棄物は適宜区分けされ各々に適した方式により処理するものとするが，例としてFig.19.5.1に素案を示す。これらは，沸騰水形原子力発電設備の放射性廃棄物処理系にもとづいたものであるが，核融合プラントでは三重水素が混入してくると思われ，その扱いについては更に検討を要する。

いずれにせよ詳細は，上流側系統の設計が更に進み，発生量や放射能レベル，及び低減目標等がより具体化された段階にて検討するものとする。

19.5.3　三重水素の系外リーク評価

三重水素の系外リークで特に問題となるは単体分子の機器・配管壁からの透過漏洩であり，その他の形態の漏洩については一般のガスと同じと考える。ここでは，トリチウム処理系統のうちガス状にて取扱われる系について，各々推定計算を実施することにて安全対策を検討するためのデータに資するものとする。

機器，配管からの三重水素の透過量は，下記の式で推算される。[1)]

$$X = \frac{\pi \cdot D \cdot L}{\delta} \cdot \phi \cdot \sqrt{C_0 R' T}$$

$$\phi = 2.085 \times 10^{7} \cdot \exp\left(-\frac{15900}{RT}\right)$$

X：透過量（Ci/hr）

D：機器・配管の等価直径（m）

L：機器・配管の長さ（m）

δ：機器・配管の壁厚さ（mm）

C_0：三重水素単体濃度（Ci/m^3）

R：気体定数（1.9872 cal/mol・°K）

R′：気体定数（$1.37 \times 10^{-9}\ m^3 \cdot atm/Ci \cdot °K$）

T：絶対温度（°K）

ϕ：（$Ci \cdot mm/m^2 \cdot hr \cdot atm^{1/2}$）～コーティングなしのステンレス鋼として。

この式により，主要機器からの透過量を計算してFig.19.5.2に比較して示す。この図では，燃料ガス精製系再生設備の予熱器からの透過量に対する単位長さ当りの相対値で示している。これより，単位長さ当りの透過量の大きな機器に対して詳細なデータを示したものがTable 19.5.2である。

透過量が大きくなる箇所は，ほとんど運転温度により支配され，濃度依存性はそれほどでもないことがわかる。Table 19.5.2より全系統の透過量の大半は，燃料ガス精製系の再生装置における予熱器及び触媒塔であり，他の機器の寄与は無視小と言えよう。

19.5.4　三重水素インベントリの分布

インベントリは，主プロセス系統のうちガス処理系統にほとんど分布している。インベントリの大きいところをTable 19.5.3にまとめる。

機器破損を考慮した場合最も危険性の高いのは，室温で流動・拡散しやすい状態になっている個所であり，単体分子として存在している深冷蒸留塔，真空ポンプ，サージタンクで合計102 g，これに電解装置の46 gが次ぐ。炭素，窒素，酸素等の化合物として吸着剤や冷却面にトラップされている箇所では比較的安定しており，流動拡散には時間的に余裕があり，対策は比較的やりやすいと考える。

19.5.5　三重水素放出管理の考え方

ここまでに検討してきた内容は各々，通常運転時及び事故時における三重水素の系外放出に

関するものである。ここでは，各々のケースにつき三重水素の放出管理に対する考え方を検討する。

(1) 通常運転時における放出管理

プラント外へ放出される許容量を，INTOR J-I の設計にもとづき1000 Ci/yr・プラントとする。プラント外への放出経路はいくつか考えられるが，各経路の許容量につき沸騰水形原子力発電設備（BWRプラント）における希ガス等の放出割合にもとづき設定する。これより，核融合実験炉（FER）における放出経路別の許容量をBWRプラントの場合と比較してTable 19. 5. 4 のように区分してみた。

なお，BWRプラントでは放出放射能量はほとんど希ガスだけで支配されており，液体廃棄物としての放出量は無視小と見なせる。但し，三重水素については液体廃棄物としての放出量のみが設定され 100 Ci/yr・プラントとなっており，気体廃棄物としては無視小と見なされている。そこで，Table 19. 5. 4 ではBWRプラント並を目標として 1 次冷却水処理系，液体廃棄物処理系の各々につき 1 Ci/day（FERの稼動率を 25％とすれば，100 Ci/yr にほぼ匹敵する）とした。

Table 19. 5. 2 より，機器・配管壁からのトリチウムガスの透過量は合計 30. 4 Ci/day にもなるので，Table 19. 5. 4 の許容量配分からみて，これも少なくとも 1 Ci/day 以下に低減対策する必要がある。

対策としては，高温機器に重点を置いて，コンパクト化，内壁コーティング施工，構造上の工夫等で 2 ケタ以下には低減可能と考える。これは，グロブボックス等の第 2 次封入を設置するにしても，設備の簡素化という観点からも不可欠であろう。

通常運転時の放出管理については，機器類，配管からの漏洩後建屋内で減衰する余地のあるBWRプラントの希ガスと，ほとんど減衰しない三重水素とでは，特につなぎ目などからのリーク等に対する評価も異なってくると思われるので，更に検討を加える必要もあり，今後の設計の進捗，および放射線安全管理の考え方の動向を見守り適宜見直すものとする。

(2) 事故時における放出管理

機器・配管の破損事故についてはほとんど可能性のないものであるが，仮に発生したとしてTable 19. 5. 3 に示したインベントリの大きな機器について対応を検討してみる。

なお，ここで仮定する破損事故とは機器全体ではなく，三重水素を直接封入している器壁の破損のみとし，多重の事故は考えない。

(i) クライオポンプ，サージタンク

リークガスは機器収納室内に拡がる。機器収納室は系統分離隔離させグロブボックス的役割を果たさせる。気体廃棄物処理系ないしは緊急時ガス浄化系に接続しておけば室内の浄化ができる。仮に，収納室から更に格納室まで拡散しても，緊急時ガス処理系で処理できる。

(ii) 深冷蒸留塔

リークガスは保冷槽内にとどまる。保冷槽用真空ポンプの排気を気体廃棄物処理系に接続して処理。

(iii) 電解装置パッケージ

パッケージとして収容させるものとし，電解槽や供給タンクが破損しても全体の収納容器

内には溜まるので，機器ドレンとして液体廃棄物処理系へ移送して処理。

(iv) 燃料ガス不純物吸着塔

リークガスは保冷ジャケット内にとどまる。ジャケット用真空ポンプの排気を気体廃棄物処理系に接続して処理。

(v) 再生ガス乾燥器，燃料再生ガス乾燥器

冷媒ジャケットに囲まれているので，冷媒ループ内にリークする。冷媒ループを液体廃棄物処理系へ接続して処理。

(vi) 掃気ガス脱湿塔

リークガスは室内に拡散するが，脱湿剤からの脱着速度が極めて遅いので換気を適宜働かせることにより低濃度に抑えられる。従って，必要があれば防護服を着るなどして作業員が対策をすることも可能。

(vii) 1次冷却水ループ

建屋内にリーク。ループ内の随所に隔離弁があるので漏洩は一部にとどめられる。リーク液は床ドレンとして液体廃棄物処理系へ接続して処理。

以上から，事故時の対応としては分裂炉並のもので済むと考える。

参 考 文 献

(1) M. Kinoshita, et al：JAERI－M 8612(1979)

Table 19.1.1 Sources of hazards

(1) Tritium Inventory and Form		
o Plasma	0.08g [1]	Gas
o Blanket	740g	Oxide dissolved in Li_2O
o Cryogenic Pump	28g	Condensed
o Primary Coolant	1.4g	Oxide
o Fueling and Storage		Not determined
(2) Activation Product Inventories		
o Structural Materials (The first wall, blanket, shield)		3.3×10^{8} Ci
o Primary Coolant		240Ci (Corrosion Products)
o Reactor Building Atmosphere		$^{41}Ar : 10^{-8}$ Ci/m^3
(3) Energy Sources		
o Plasma Thermal Energy		0.23 GJ [3]
o Blanket Thermal Energy		1.5 GJ/module (150 eq. modules)
o Energy Due to Fuel Combustion		0.3 GJ [2]
o Magnetic Field Energy		30 GJ
o Cryogens	Liq. He :	140 m^3
	Liq. N_2 :	2 m^3
o Chemical Energy Due to Li_2O Reaction with H_2O		2.9 KJ/g (140 ton)

1) JAERI-M 82-175 (1982)
2) INTOR Phase One, IAEA (1982)
3) JAERI-M 82-174 (1982)

Table 19.2.1 Assesment of tritium permeation and thermal characteristics

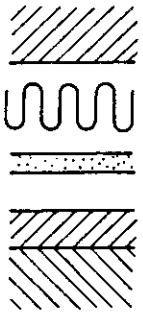
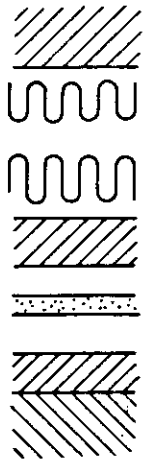
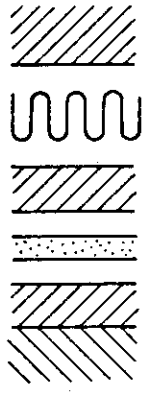
Type	Common vacuum boundary	Separate vacuum boundary (Double bellows)	Simplified separate vacuum boundary
Schematic cross section between the inboard shield and TF coil			
Specification	Coolant temperature 50/70°C Baking temperature 150°C Tritium pressure 5×10^{-3} Torr Bellows 1.43m (10 fold) × 14m per port 1.5mm thick INCONEL 625 Nuclear heating at bellows 3 mW/cm³		

Table 19.2.1 (continue)

	Common vacuum boundary	Separate vacuum boundary	Simplified separate vacuum boundary
Bellows temperature	.Bellows stay 64°C. Only radiant cooling is possible.	.Bellows (2) reach 95°C by radiant cooling. .Bellows (1) can be cooled down by circulation of coolant gas between bellows (1) and (2), or by natural convection.	.Bellows reach 95°C by radiant cooling. .Bellows can be cooled down to 76°C by natural convection of the air, and further more by forced cooling.
Tritium permeation	.Tritium permeates into TF coil chamber by 2.6×10^{-2} Ci/day.	.Tritium permeates into air less than 6×10^{-2} Ci/day if bellows are cooled below 76°C.	.Tritium permeates into air by 6×10^{-2} Ci/day at 76°C.
Tritium inventry	46 Ci during the life time, on the 4°K He-can.	.Tritiated water may be recovered by a condenser.	.Tritiated water may be recovered by a condenser.
Tritium release	.Few curies of tritium evapolate when a coil is anealed. Need tritium processing system for the bell jar exhaust pump.	.Possible. 0.1 MPC is obtained by dilution with air of 3×10^5 m^3/day.	.Possible. 0.1 MPC is obtained by dilution with air of 3×10^5 m^3/day.

Table 19.2.2 Tritium solubility and diffusion coefficient

Stainless Steel		References
①	$S = 1.01 \times 10^{20} \exp(-1095/T)$:	10)
	$D = 1.24 \times 10^{-2} \exp(-6870/T)$:	11)
②	$S = 7.65 \times 10^{19} \exp(-1056/T)$:	12)
	$D = 8.5 \times 10^{-2} \exp(-7079/T)$:	12)
Tungsten		
	$S = 5.66 \times 10^{20} \exp(-12080/T)$:	13)
	$D = 2.37 \times 10^{-3} \exp(-4529/T)$:	13)(a)
Copper		
	$S = 2.79 \times 10^{20} \exp(-4380/T)$:	14)
	$D = 1.32 \times 10^{-2} \exp(-5690/T)$:	14)(a)

S : Solubility ($atoms/cm^3 \cdot atm^{1/2}$)

D : Diffusion coefficient (cm^2/s)

(a) Graham's Law is used to convert data given for hydrogen for application to tritium.

Table 19.2.3 First wall tritium permeation rate(a)

Molecular sticking coefficient		Material data base(d)	Tritium permeation rate (Ci/d)		
$\alpha_{r,o}$ (b)	$\alpha_{r,1}$ (c)		Inboard	Outboard	Total
∞	∞	①	0.18	0.56	0.74
		②	0.19	0.58	0.77
0.5	∞	①	9.7	26	36
		②	37	97	134
5×10^{-3}	∞	①	95	250	345
		②	370	960	1330
5×10^{-5}	∞	①	950	2500	3450
		②	3700	9600	13300
5×10^{-3}	5×10^{-3}	①	95	250	345
		②	370	960	1330
5×10^{-3}	5×10^{-5}	①	92	242	334
		②	300	830	1130

(a) Stationary-state permeation rate at continuous operation (duty=1).
(b) Plasma-side surface
(c) Coolant-side surface
(d) See Table 19.2.2

Table 19.2.4 First wall tritium permeation rate(a)
(End-of-Life condition — worst case —)

Molecular sticking coefficient		Material data base(d)	Tritium permeation rate (Ci/d)		
$\alpha_{r,o}$ (b)	$\alpha_{r,1}$ (c)		Inboard	Outboard	Total
∞	∞	①	8.8	37	46
		②	8.4	36	44
0.5	∞	①	44	146	190
		②	150	480	630
5×10^{-3}	∞	①	360	1120	1480
		②	1400	4500	5900
5×10^{-5}	∞	①	3500	10900	14400
		②	14000	44000	58000
5×10^{-3}	5×10^{-3}	①	360	1120	1480
		②	1400	4500	5900
5×10^{-3}	5×10^{-5}	①	360	1120	1480
		②	1400	4400	5800

(a) Stationary-state permeation rate at continuous operation (duty=1)

(b) Plasma-side surface

(c) Coolant-side surface

(d) See Table 19.2.3

Table 19.2.5 Diverter plate tritium permeation rate

Plasma-side-surface molecular sticking coefficient(a)	Tritium permeation rate (Ci/day)
∞	0.92
0.5	0.94
5×10^{-3}	1.2
5×10^{-5}	4.0

(a) Infinite molecular sticking coefficient at coolant-side-surface, that is, diffusion limited, is assumed.

Table 19.2.6

Table a

Safety Standards for Magnetic Fields
Recommended by The
Stanford Linear Accelerator Center

	Extended Periods (Hours)	Short Periods (Minutes)
Whole Body or Head	20 mT	200 mT
Arms and Hands	200 mT	2 T

Table b

Safety Standards for Magnetic Fields
Recommended by A.M. Vyalov

	Field	Gradient
Whole Body	30 mT	50-200 mT/m
Hands	70 mT	100-200 mT/m

Table 19.2.7

An advisory committee to DOE has recommended Interim Standards for Occupational Exposure to Constant Magnetic Fields.

Interim Safety Standards for Constant Magnetic Fields

	For an 8 hr. Work-Day	For Exposures of 1 hr. or less	For Exposures of 10 min. or less
Whole Body or Head Exposure	0.01 Tesla	0.1 Tesla	0.5 Tesla
Exposure of Extremities	0.1 Tesla	1 Tesla	2 Tesla

Table 19.3.1 Device and Plasma Parameters

a (Minor radius)	1.1 m
R (Major radius)	5.5 m
Bt (Toroidal field on axis)	5.7 T
I_p (Plasma current)	5.3 MA
K (Ellpticity)	1.5
$\bar{T}_i$ (Average ion temperature)	9.8 keV
$\bar{n}_i$ (Average ion density)	1.4×10^{20} m^{-3}

Table 19.3.2 Transport Coefficient

Electron thermal diffusivity	$\chi_e = 5.0\times10^{19}/n_e \cdot f(\kappa)$ *1
Ion thermal diffusivity	$\chi_i = 3\cdot\chi_{neo}\cdot f(\kappa)$ *2
Particle diffusion coefficient	$D = \chi_e/5$

*1 $f(\kappa) = \sqrt{(1+\kappa^2)/2}/\kappa$, κ ; ellpticity of plasma cross section

*2 χ_{neo} ; neoclassical thermal diffusivity

Table 19.3.3 Ampere Turns of EF coils

Coil No.	I^{o}_{EF} (MAT) (Normal Operation)	I_{EF} (MAT) (Transient Over Power)	I_{EF}/I^{o}_{EF}
1	-3.511	-2.29	0.65
2	-3.511	-2.29	0.65
3	-3.511	-2.29	0.65
8	11.650	15.00	1.29
9	5.396	6.40	1.19
10	-9.200	-11.00	1.20

Table 19.3.4 Total Ampere Turns ($I_{OH} + I_{EF}$)

Coil No.	CASE (I)		CASE (II)	
	t = 11S (MAT)	t = 13.6S (MAT)	t = 108.6S (MAT)	t = 111S (MAT)
1	-4.336	-3.152	-5.137	-3.938
2	-4.336	-3.152	-5.137	-3.938
3	-4.336	-3.152	-5.137	-3.938
4	-0.817	-0.838	-1.614	-1.635
5	-0.892	-0.915	-1.760	-1.783
6	-0.843	-0.865	-1.664	-1.686
7	-0.356	-0.365	-0.703	-0.712
8	11.354	14.697	11.066	14.408
9	5.246	6.246	5.100	5.808
10	-9.304	-11.107	-9.05	-10.792

Table 19.3.5 Comparisons of coil current and voltage between normal operation and transient over power

Coil No.	Number of Turns	Normal Operation (burn phase)		Transient Over Power			
				Case (I)		Case (II)	
		Coil current*1 (kA)	Coil voltage (kA)	Coil current*2 (kA)	Coil voltage (kV)	Coil current*3 (kA)	Coil voltage (kV)
1	240	-21.5	-2.16×10^{-2}	-13.1	1.07	-16.4	1.08
2	240	-21.5	-2.16×10^{-2}	-13.1	1.02	-16.4	1.02
3	240	-21.5	-2.16×10^{-2}	-13.1	8.78×10^{-1}	-16.4	8.76×10^{-1}
4	240	- 6.81	-2.16×10^{-2}	- 3.49	4.98×10^{-1}	- 6.81	4.87×10^{-1}
5	240	- 7.43	-2.16×10^{-2}	- 3.81	4.14×10^{-1}	- 7.43	3.98×10^{-1}
6	240	- 7.03	-2.16×10^{-2}	- 3.60	5.84×10^{-1}	- 7.03	5.58×10^{-1}
7	240	- 3.06	-2.16×10^{-2}	- 1.52	1.35	- 2.97	1.30
8	232	47.7	-2.17×10^{-2}	63.3	2.87	62.1	2.75
9	210	24.3	-2.16×10^{-2}	29.7	2.07	27.7	1.61
10	192	-49.0	-2.17×10^{-2}	-57.8	-4.66	-56.2	-4.62

*1 values at t=111S

*2 values at t=13.6S

*3 values at t=111S

Table 19.3.6 Comparisons of the heat load condition between normal operation and transient over power

Component		Normal Operation	Transient Over Power
first wall (SUS. 316) T_m = 1420°C	total power to the first wall	20 MW	46 MW
	distribution	uniform	uniform
	heat flux	1.2×10^{-1} MW/m^2	2.8×10^{-1} MW/m^2
	time duration	100 S	2.6 S
diverter plate (Tungsten) T_m = 3410°C	total power to the divertor	45 MW	105 MW
	distribution	$F = F_o \exp(-X^2/\Delta^2)$ MW/m^2	$F = F_o \exp(-X^2/\Delta^2)$ MW/m^2
		out board $\begin{cases} F_o = 4.2 \text{ MW/m}^2 \\ \Delta = 8.2 \text{ cm} \end{cases}$	out board $\begin{cases} F_o = 9.8 \text{ MW/m}^2 \\ \Delta = 8.2 \text{ cm} \end{cases}$
		in board $\begin{cases} F_o = 1.7 \text{ MW/m}^2 \\ \Delta = 5.8 \text{ cm} \end{cases}$	in board $\begin{cases} F_o = 4.1 \text{ MW/m}^2 \\ \Delta = 5.8 \text{ cm} \end{cases}$
	muximum heat flux	2 MW/m^2	4.6 MW/m^2
	time duration	100 S	2.6 S

Table 19.3.7 Safety Margin of First Wall against Melting

Model		Eq. (19.3.3)
Meling Point	ΔT_m	1420°C
Temperature Rise	T_{rise}	65°C
Safety Margin	SM_m	0.06
Maximum Time Duration	t_d^{max} *	170S

* Heat flux $F_o = 2.8\times10^{-1}$ MW/m^2

Table 19.3.8 Thermophysical properties of divertor plate materials

	W	Cu	SUS
Density (g/cm^3)	19.3	8.96	7.9
Thermal conductivity (W/m°C)	156 at 290K 110 at 1000K	366	17.5
Specific heat (Kcal/kgf°C)	0.032	0.0915	0.11
Young's modulas (kgf/mm^2)	3.9×10^4	1.06×10^4	1.97×10^4
Poisson's ratio	0.31	0.3	0.3
Thermal expansion (°C^{-1})	5.5×10^{-6}	1.65×10^{-6}	17×10^{-6}
Tensile strength (kgf/mm^2)	80	20	60

Table 19.3.9 Comparisons of disruption condition

during Normal Operation	after Transient Over Power
Total energy 180 MJ Thermal energy 150 MJ Magnetic energy 30 MJ	Total energy 375 MJ Thermal energy 345 MJ Magnetic energy 30 MJ
Energy dissipation distribution Phase I No energy dissipation Phase II energy: 60 MJ; time duration: 5 mS; location: divertor Phase III energy: 60 MJ; time duration: 15 mS; location: uniformly on the first wall (radiation) energy: 60 MJ; time duration: 15 mS; location: inboard first wall (peaking factor 2)	Energy dissipation distribution Phase I No energy dissipation Phase II energy: 138 MJ; time duration: 5 mS; location: divertor Phase III energy: 120 MJ; time duration: 15 mS; location: uniformly on the first wall (radiation) energy: 120 MJ; time duration: 15 mS; location: inboard first wall (peaking factor 2)
Current dissipation $I_p(t) = I_{po} \exp(-t/\tau_d)$, $I_{po} = 5.3$ MA, $\tau_d = 15$ ms	Current dissipation $I_p(t) = I_{po} \exp(-t/\tau_d)$, $I_{po} = 5.3$ MA, $\tau_d = 15$ ms

Table 19.3.10

Material	Pb	Li_2O
Nuclear heating	14 W/CC	9 W/CC
Time duration	2.6 S	2.6 S
Melting point	327°C	$\geq$1700°C
Specific heat	0.13 J/g°C *1	2.47 J/g°C *1
Density	11.37 g/cm^3	2.01 g/cm^3

*1 Temperature dependence of specific heat is not taken into account the analysis. The values used for Pb and Li_2O are at 127°C and 327°C, respectively.

Table 19.3.11 Safety Margin of Pb-multiplier against Melting*

Temperature rise	ΔT_{rise}	16.5°C
Safety Margin	SM_m	0.83
Maximum time duration to avoid melting	t_d^{max}	4 S

* These results are obtained for the adiabatic condition and the effect of heat conduction are neglected.

Table 19.3.12 Analytical conditions

Thermal capacity of a blanket module	690 Kcal°C
Thermal power in a blanket module	195 Kcal/s
Reaction heat of $Li_2O(c) + H_2O$ -- 2LiOH	30.6 Kcal/mol
Surface heat transfer constant	167 Kcal/m^2hr °C
Surface area of cooling pipes	9.8 m^2
Free volume in a blanket module	0.3 m^2
Initial temperature of a blanket module	500°C
Temperature of coolant	70°C
Pressure of coolant	5 Kgf/cm^2 a
Loss coefficient	1.0

Table 19.3.13 Emergency Gas Cleaning System

Cleanup time (day)	Flow rate (m^3/s)	Released tritium (Ci)		Water absorbed in condensor (ton)	Condensor operating period (day)	Water absorbed in M.S. (ton)	Process water/day in M.S. (ton/day)
		DF=10^6	DF=10^3				
1	21.0	1.95×10^{-3}	1.95	0.77	3.0 hrs	0.88	0.88
2	10.5	3.90×10^{-3}	3.90	0.78	6.1 hrs	0.98	0.49
4	5.3	7.72×10^{-3}	7.72	0.80	13 hrs	1.26	0.32
7	3.0	1.36×10^{-2}	13.6	0.83	1.0 day	1.65	0.24
14	1.5	2.72×10^{-2}	27.3	0.93	1.5 days	2.52	0.18
21	1.0	4.09×10^{-2}	40.9	1.07	4.9 days	3.34	0.16
30	0.7	5.85×10^{-2}	58.5	1.82	—	3.83	0.13

C_o = 2.04 Ci/m^3, C = 2×10^{-6}Ci/m^3, M.S. = molecular sieve dryer

Table 19.5.1 Various radioactive waste

Gas	1. Off gas regeneration unit in purificasion system 2. Off gas of isotope separation system 3. Off gas of regeneration unit in blanket tritium recovery system 4. Off gas of containment system 5. Off gas of regeneration unit in energency gas cleaning system 6. Release gas from reflief valve, etc.	Other	1. Filter (glass, SS, Al) 2. Filter element (SS) 3. Packing, Spent catalyst, Spent adsorbent 4. Waste steel, etc (SS, CS) 5. Insulation (glass, asbestos) 6. Wastepaper, Rags
Solid	1. First wall (SS) 2. Blanket material (Li_2O, Pb) 3. Diverter (Cu, SS, W) 4. RF antenna (SS) 5. etc.		
Liquid	1. Floor drain 2. Equipment drain 3. Chemical waste liquid 4. Spent resin 5. Laundry waste liquid		

- Gas — Gaseous Radwaste Management System
- Liquid
  - High Conductivity Waste Liquid System
  - Low Conductivity Waste Liquid System
  - Waste Sludge System
  - Laundry Waste Liquid System
  - Volume Reduction and Solidification System
- Solid
  - Combustible Miscellaneous Solid System
  - Incombustible Miscellaneous Solid System

Table 19.5.2 Comparison of tritium permeation from main equipments

Building	System	Equipment	Temperature (°K)	Tritium fraction (---)	Equivalent diameter (m)	Wall thickness (mm)	Length (m)	Permeation (Ci/hr)	Total (Ci/day)
Tritium Building	Fuel Gas Purification System	Pre-heater (main process)	423	0.45	4.12×10^{-2}	3.7	1.62	4.87×10^{-3}	0.13
		Catalytic Reactor (main process)	423	0.45	4.12×10^{-2}	3.7	0.12	3.59×10^{-4}	
		Pre-heater (regeneration)	723	2.21×10^{-3}	4.12×10^{-2}	3.7	2.11	1.132	30.2*
		Catalytic Reactor (regeneration)	723	2.21×10^{-3}	4.12×10^{-2}	3.7	0.23	0.124	
	Breeding Blanket Tritium Recovery System	Pre-heater (main process)	423	7.9×10^{-3}	1.51×10^{-1}	7.1	7.0	1.68×10^{-4}	4.36×10^{-3}
		Catalytic Reactor	423	7.9×10^{-3}	1.51×10^{-1}	7.1	0.57	1.37×10^{-5}	
Reactor Building	Emergency Gas Cleaning System	Pre-heater	423	1.25×10^{-6}	2.2	12	10	8.2×10^{-4}	0.024
		Catalytic Reactor	423	1.25×10^{-6}	2.2	12	1.85	1.5×10^{-4}	
								Total (Ci/day)	30.4

Table 19.5.3 Tritium Inventory

Building	System	Equipment	Chemical Form	Condition	Inventory (g)	Total (g)
Tritium Building	Fuel Gas Purification System	Cryogenic Adsorber	NT_3, CT_4 T_2, T_2O	adsorbed phase	4	55
		Cold Trap	T_2O	solid phase	4	
		Electrolysis Package	T_2O	Liquid phase	47	
	Fuel Gas Isotope Separation System	Cryogenic Distillation Tower	T_2	liquid phase	46	46
	Breeding Blanket Tritium Recovery System	Dry	T_2O	adsorbed phase	37	74
		Cold Trap	T_2O	solid phase	37	
Reactor Building	Vacuum Pumping System	Cryogenic Pump	T_2	solid phase	27	54
		Surge Tank	T_2	gas phase	27	
Tritium Building	Primary Coolant Processing System	System	T_2O	liquid phase	2	2
					Total (g)	231

Table 19.5.4 Comparison of tritium release profile between BWR plant and FER plant

Building Water Reactor			Fusion Experimental Reactor (for trial)				
Release Route		Noble Gas Release (Ci/yr)	Release Route		Release Fraction (—)	Tritium Release (Ci/day)	Remark
S.J.A.E.		2.8×10^{4} (54%)	Gaseous Waste Management System		66 %	6.0	Out put from process line
M.V.P.		5.0×10^{3} (10%)					
H.V.A.C.	Turbine Building	1.0×10^{4} (20%)	H.V.A.C.	Reactor Building	17 %	1.5	Leak from equipments, pipes, etc.
	Reactor Building	3.5×10^{3} (7 %)					
	Radwaste Building	3.5×10^{3} (7 %)		Tritium Building	17 %	1.5	
Total		5.0×10^{4} (100%)	Total		100 %	9.0	Gas
Liquid Waste Management System		1.0×10^{2}	Primary Coolant System		—	1.0	Leak from equipments, pipes, etc
			Liquid Waste Management System		—	1.0	Out put from process line
			Total			11.0	Availability 25% ⟶ 11.0 Ci/day × 365 day/yr × 0.25 = 1000 Ci/hr

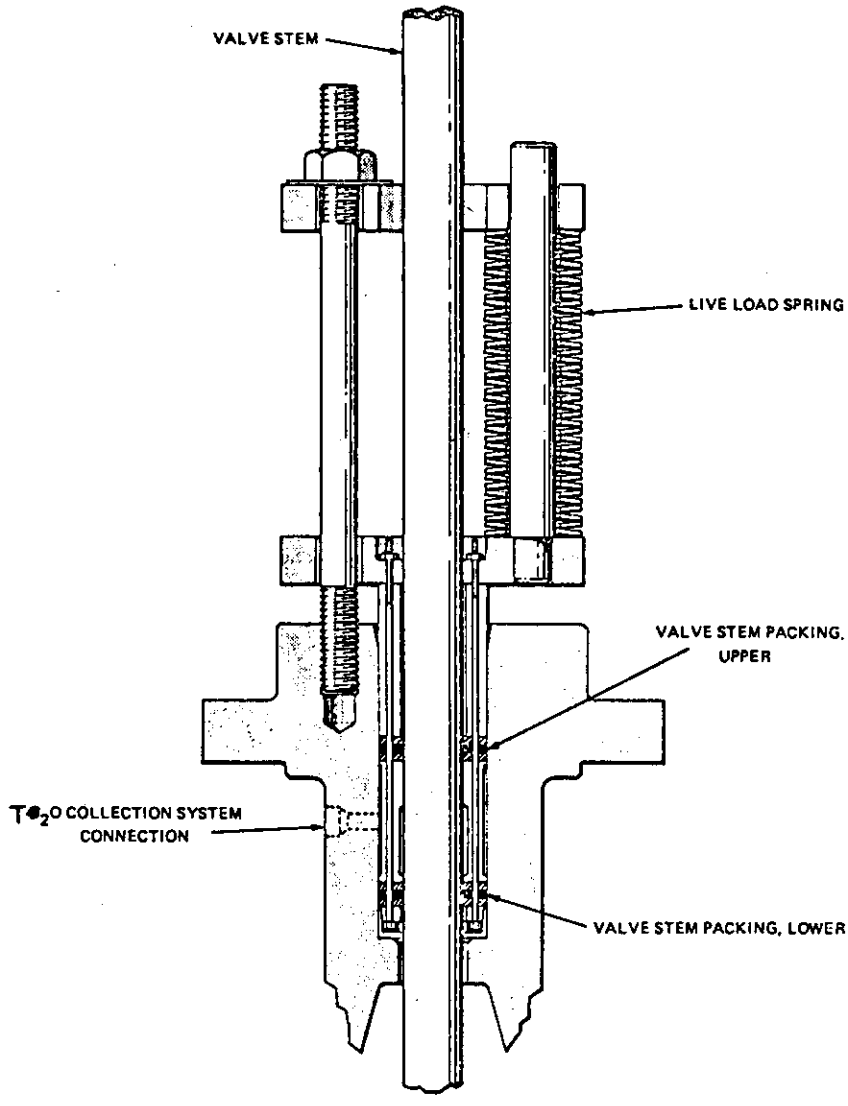


Fig. 19.2.1 Typical live loaded double packed stem seal

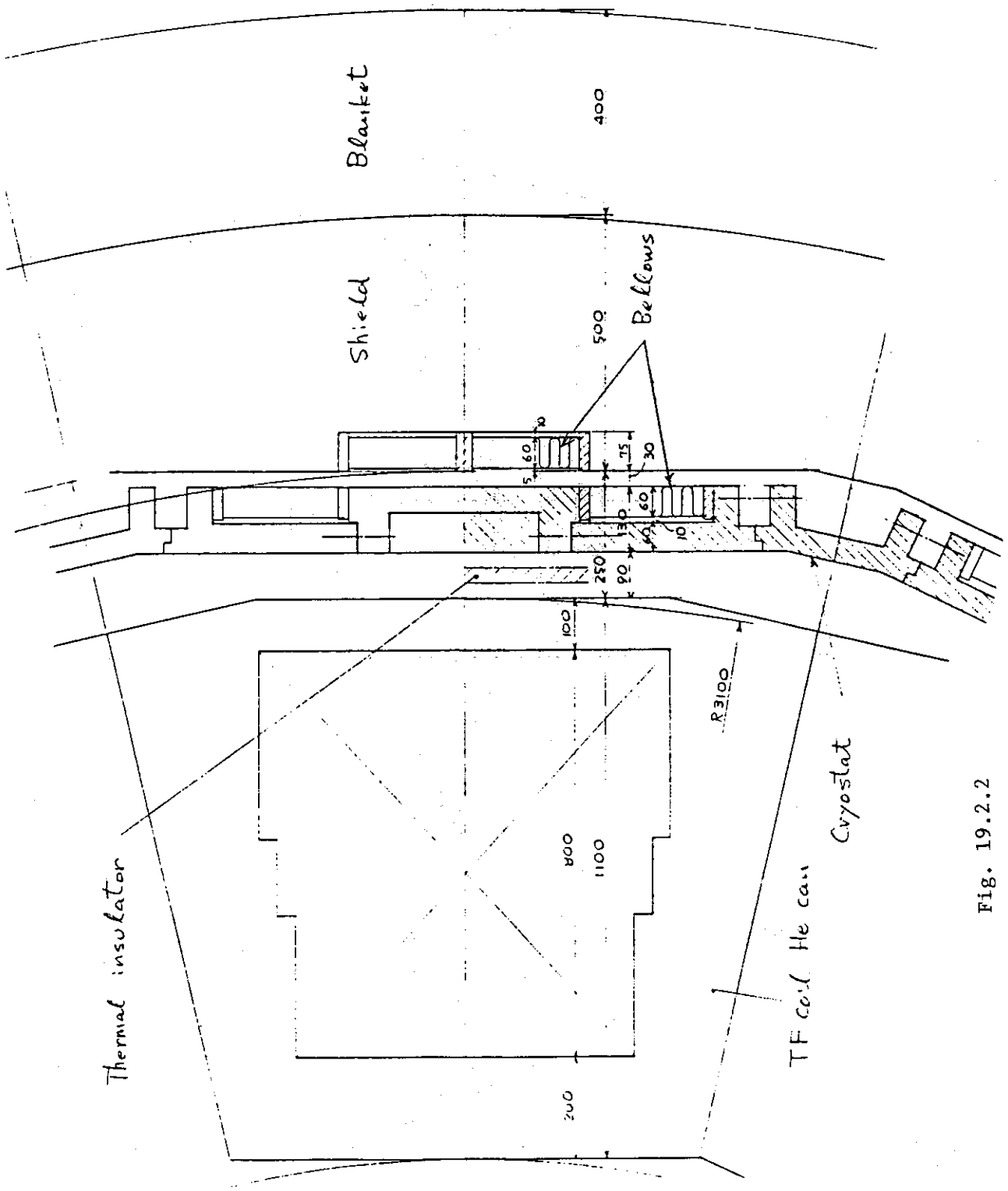

Blanket
Shield
Bellows
Thermal insulator
TF coil
He can
Cryostat
400
500
60
5
10
75
30
60
130
10
250
90
100
R3100
800
1100
200

Fig. 19.2.2

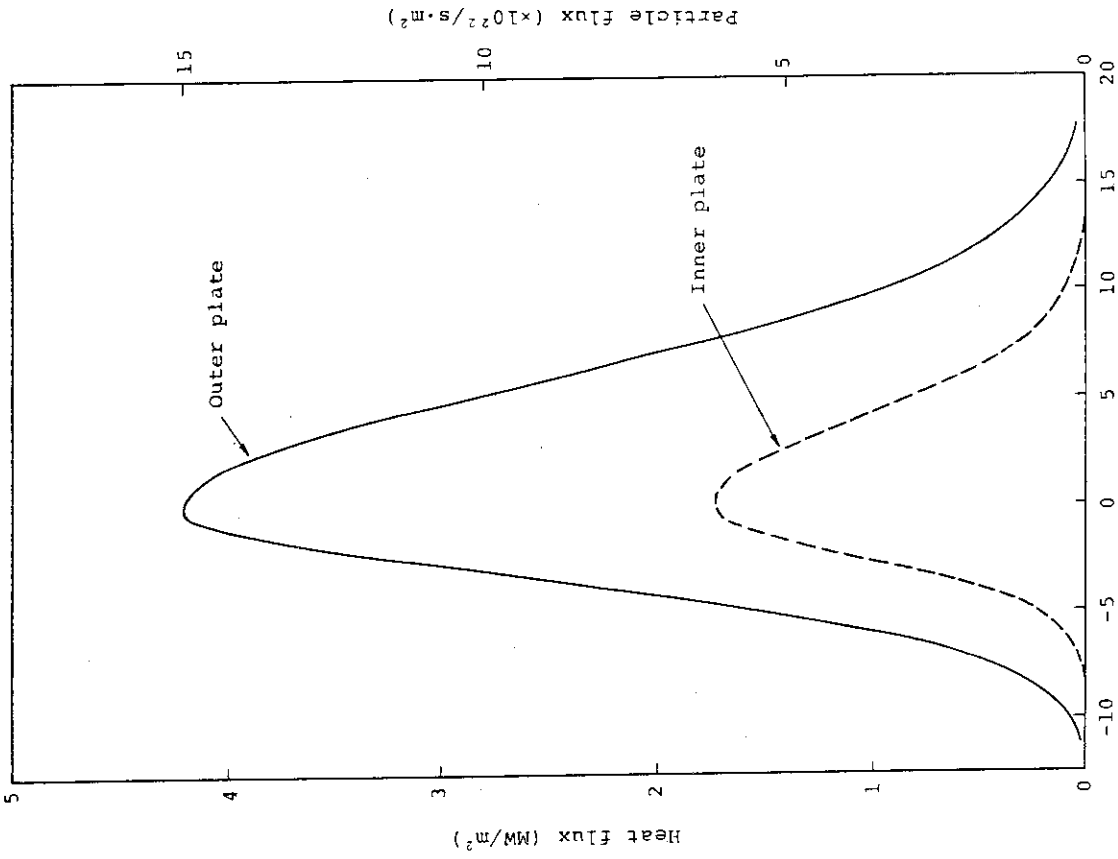


Fig. 19.2.4 Heat and particle flux distribution perpendicular to the separatrix at the location of the inner and outer collector plates

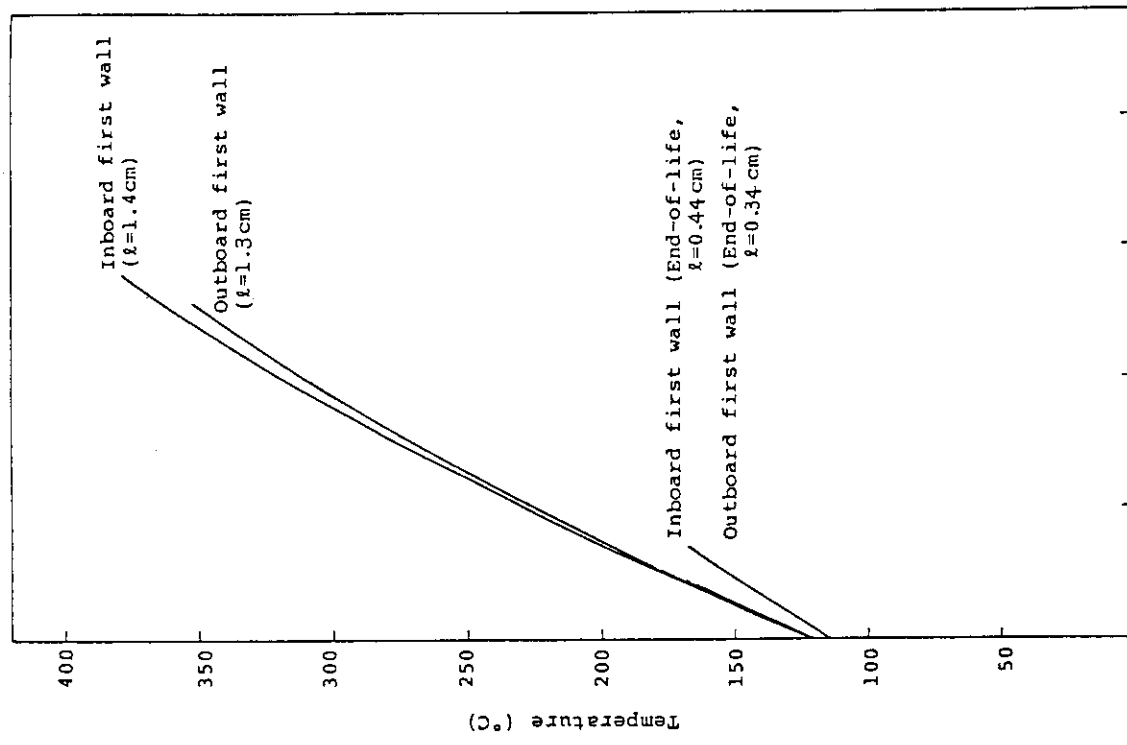


Fig. 19.2.3 Temperature distribution in first wall

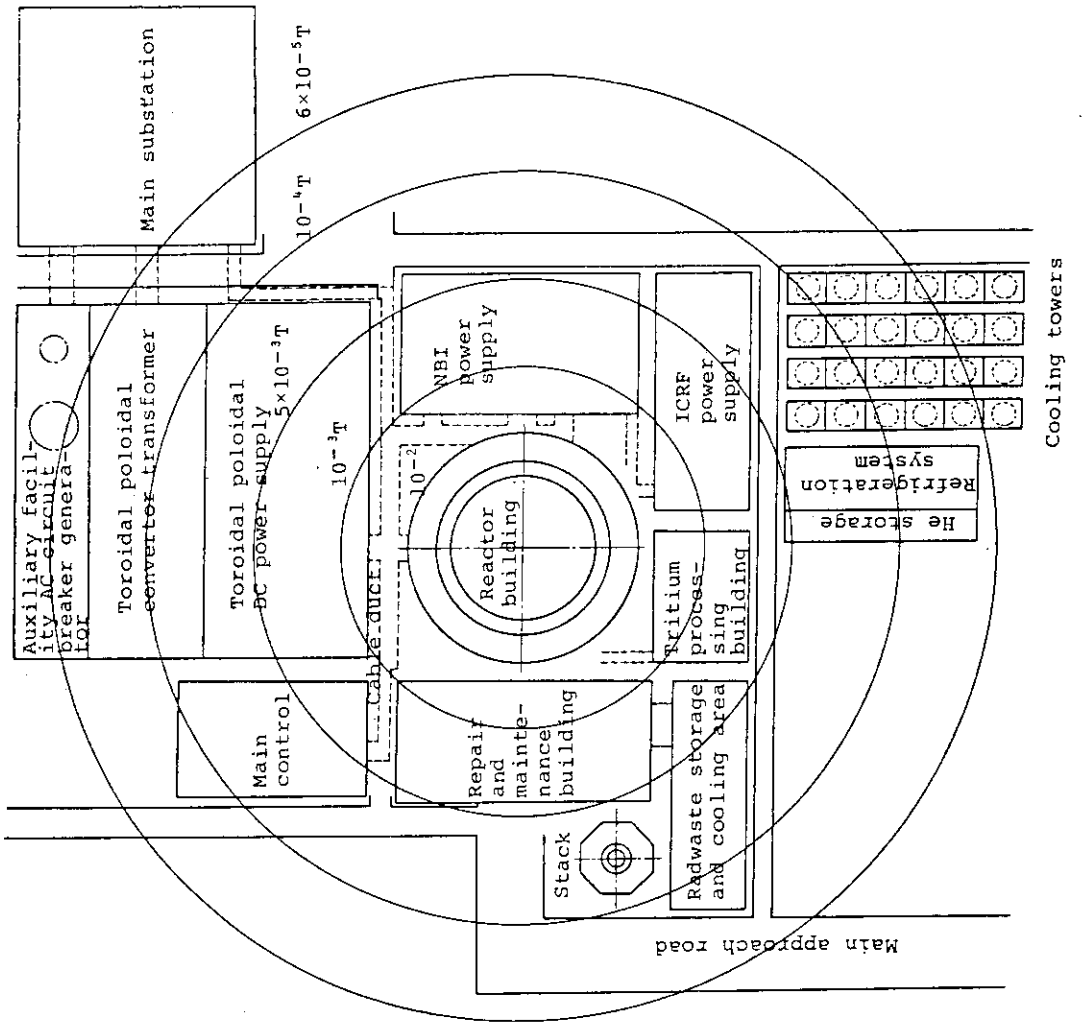


Fig. 19.2.6 Maximum fringe field

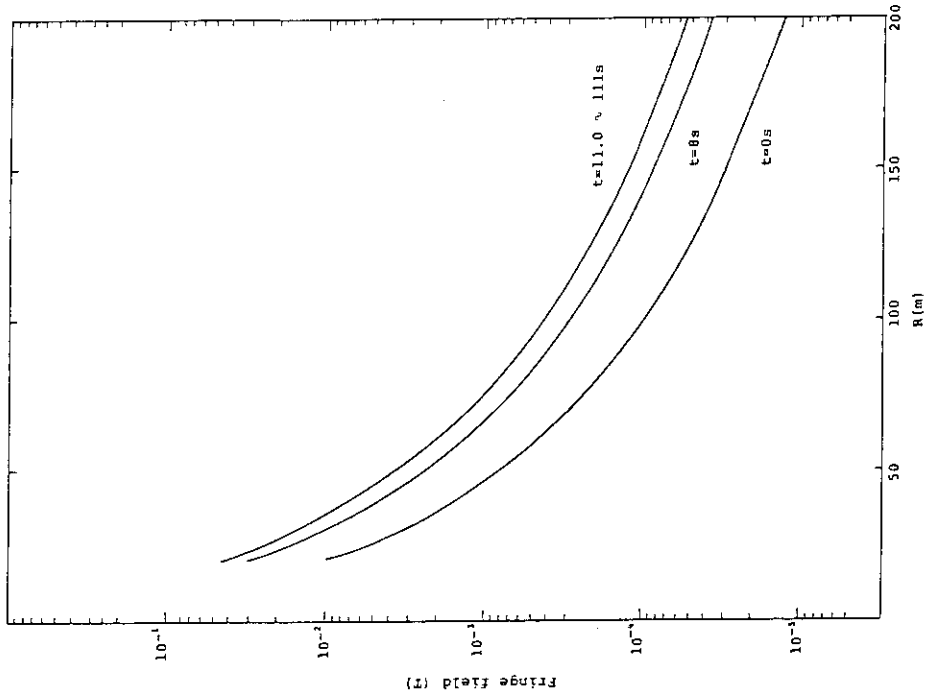


Fig. 19.2.5 Fringe field

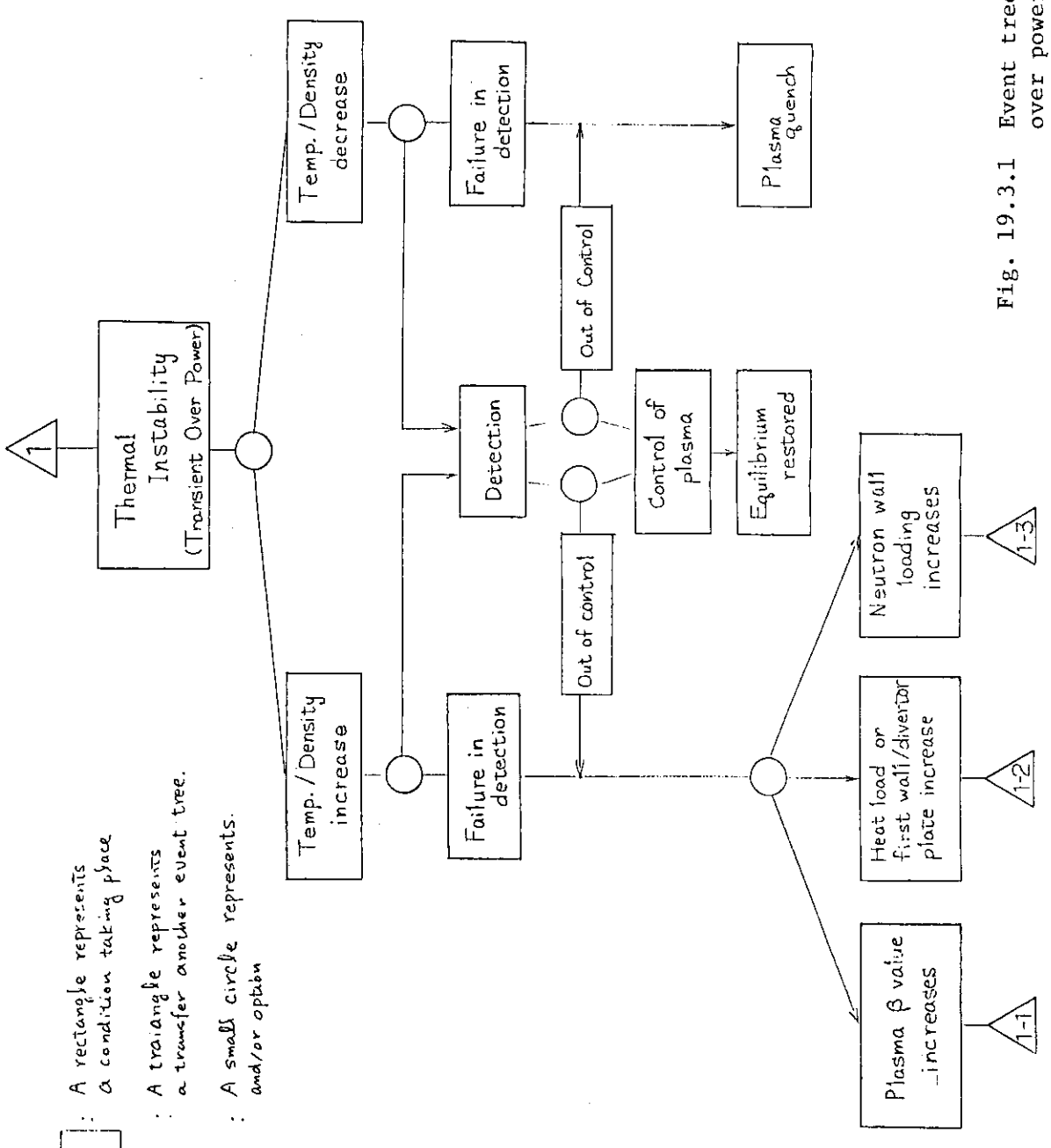


Fig. 19.3.1 Event tree for transient over power (1)

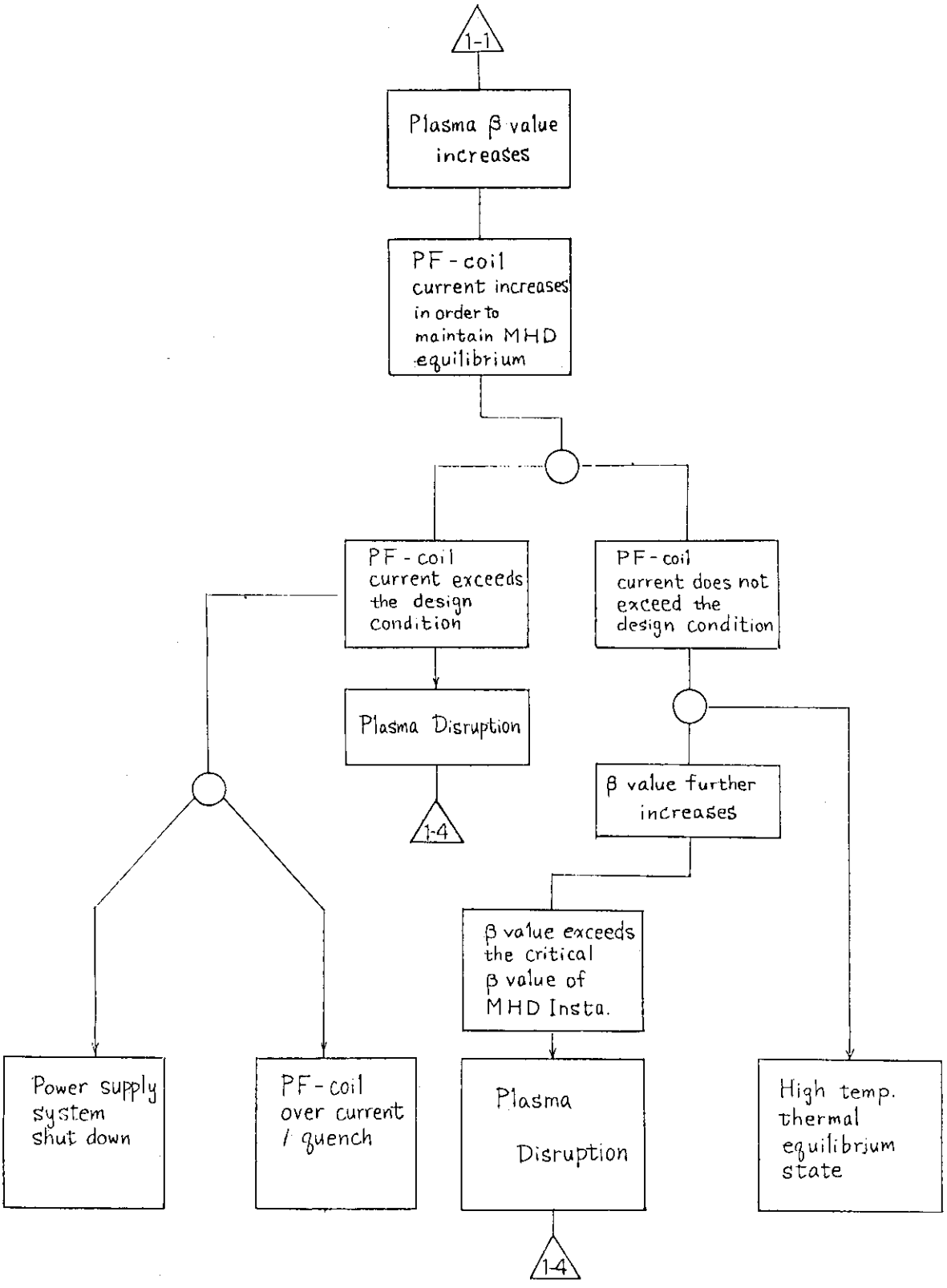


Fig. 19.3.2 Event tree for transient over power (2)

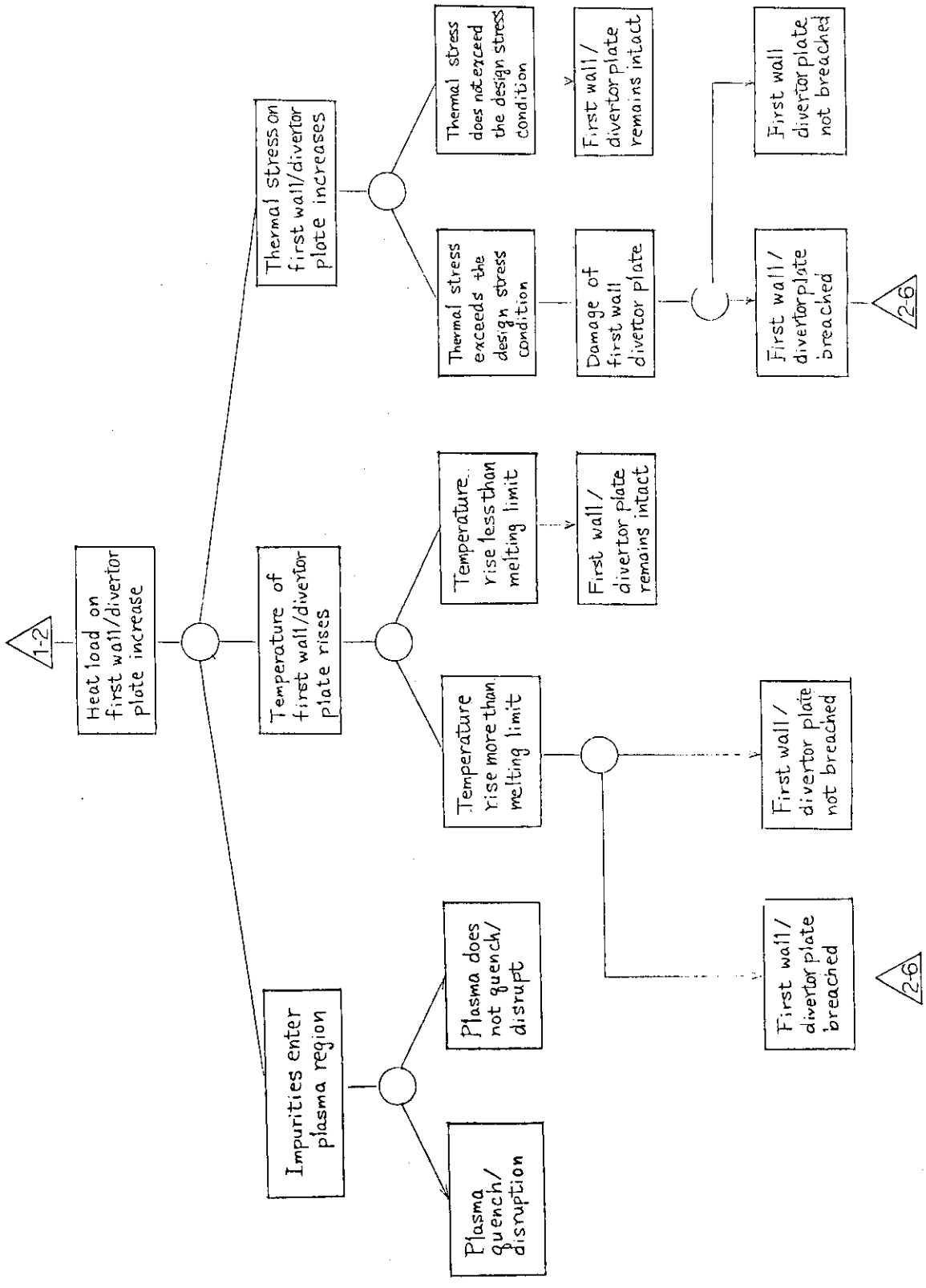


Fig. 19.3.3 Event tree for transient over power (3)

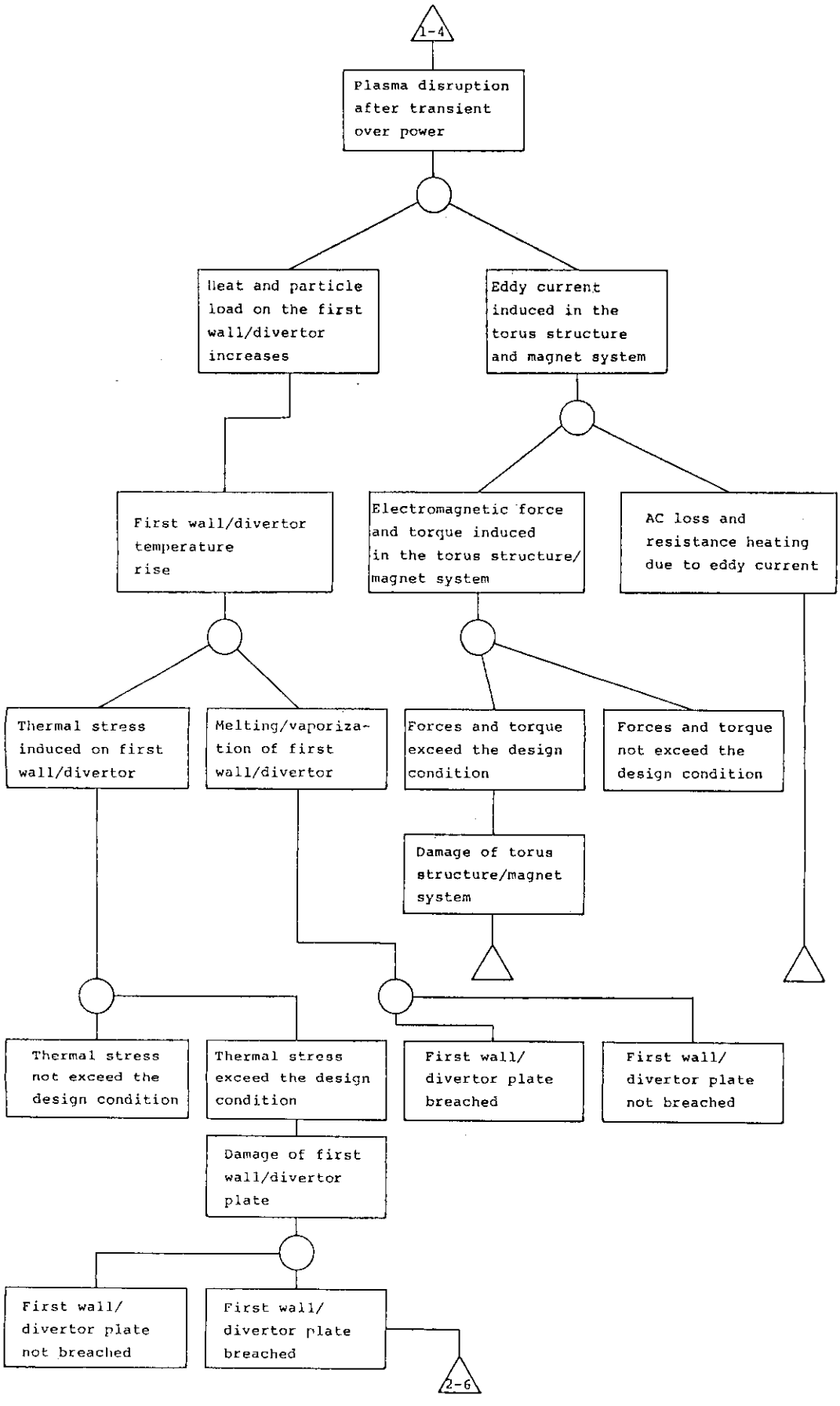


Fig. 19.3.4 Event tree for transient over power (4)

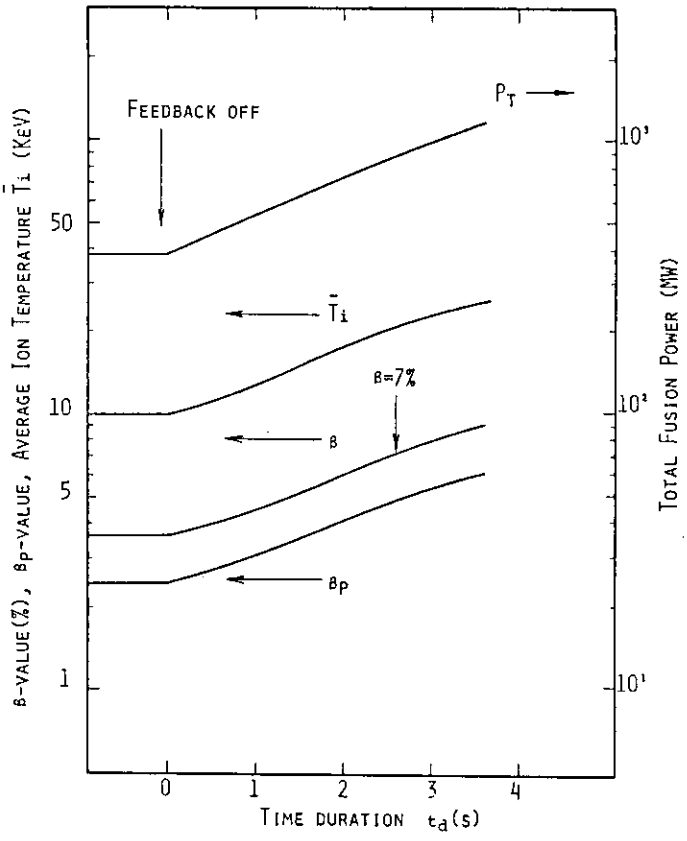


Fig. 19.3.5 Time evolution of plasma parameters during transient over power

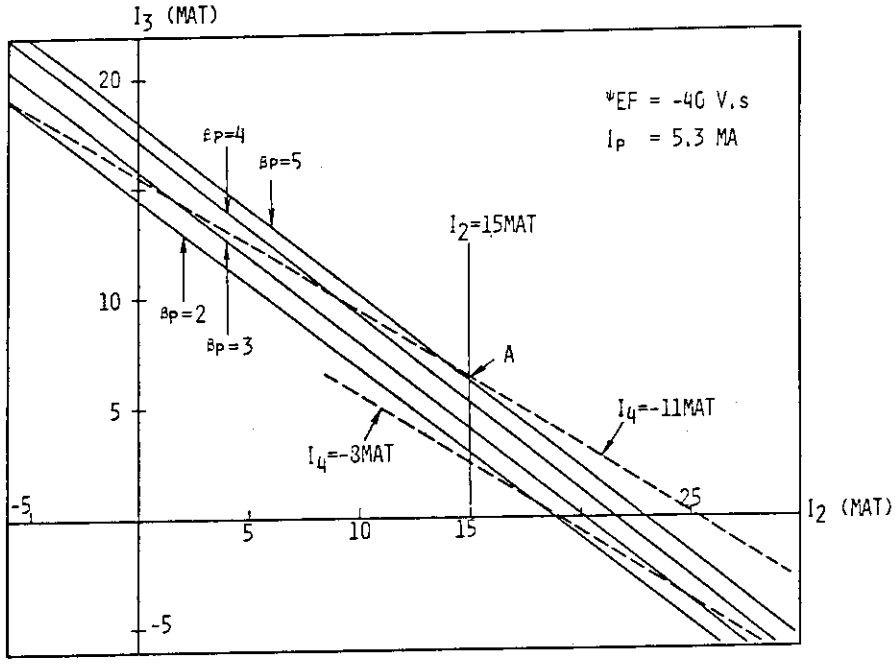


Fig. 19.3.6 Dependence of coil ampere turns on β_p value

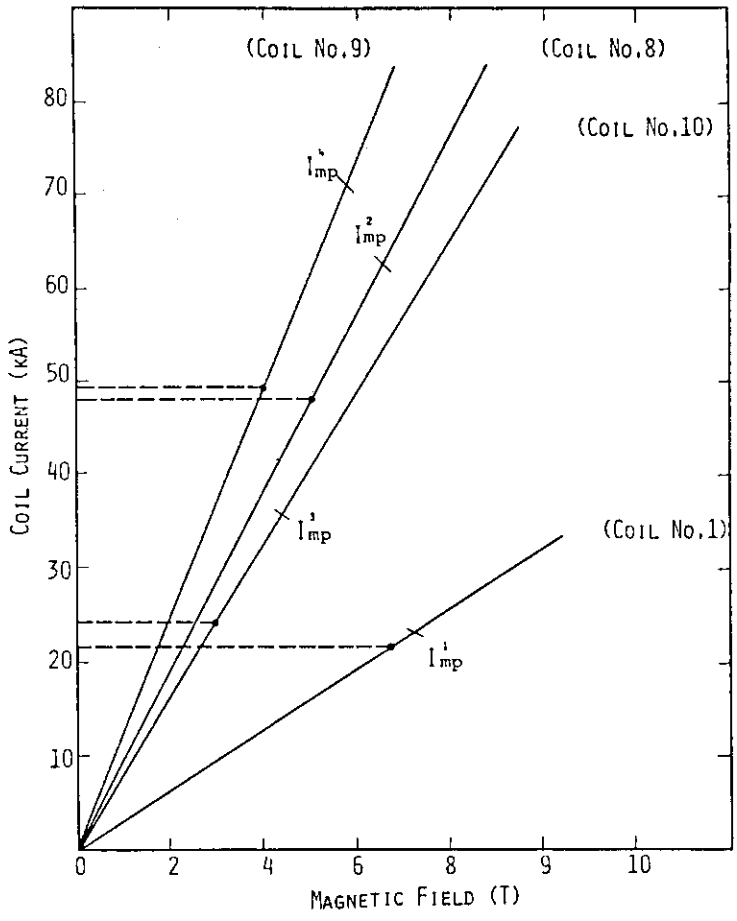


Fig. 19.3.7 Stability map and operating point of PF-coils (Coil No.1, 8, 9, 10)

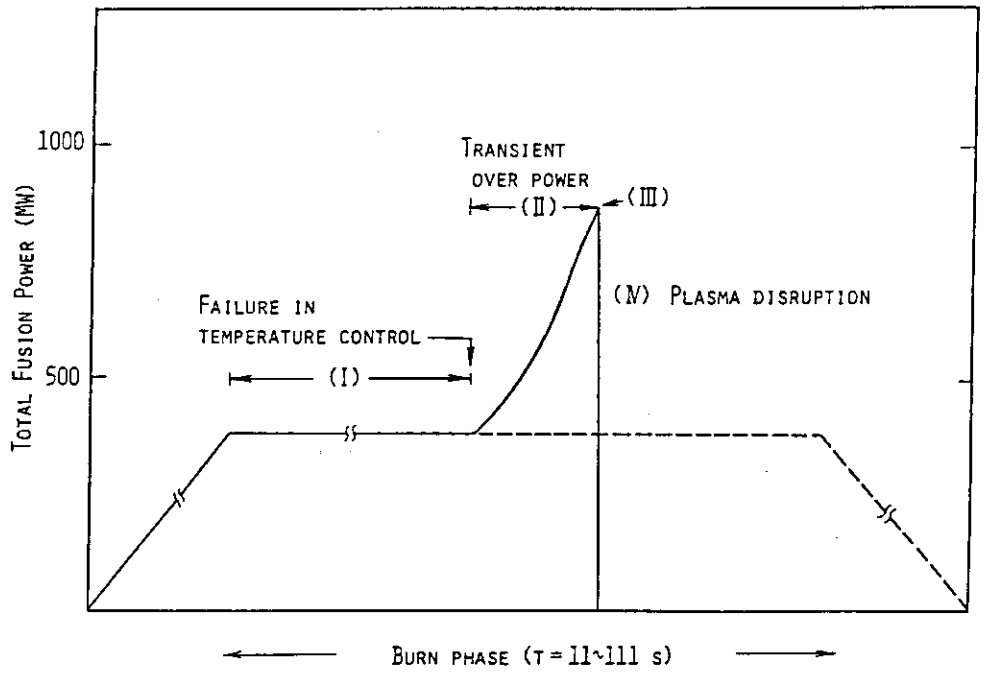


Fig. 19.3.8 Schematic drawing of sceranio for transient over power

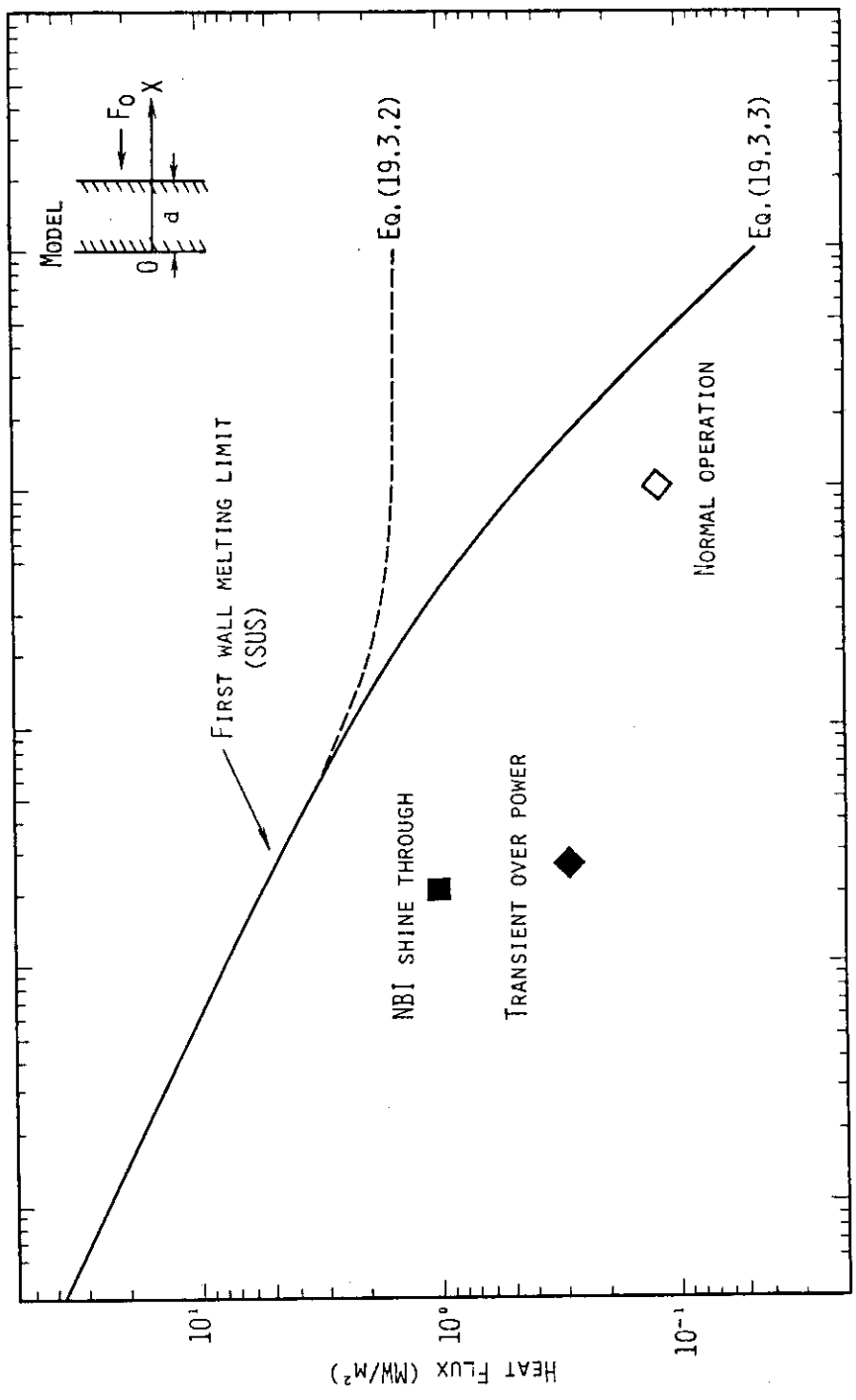


Fig. 19.3.9 Allowable heat flux and time duration for transient over power

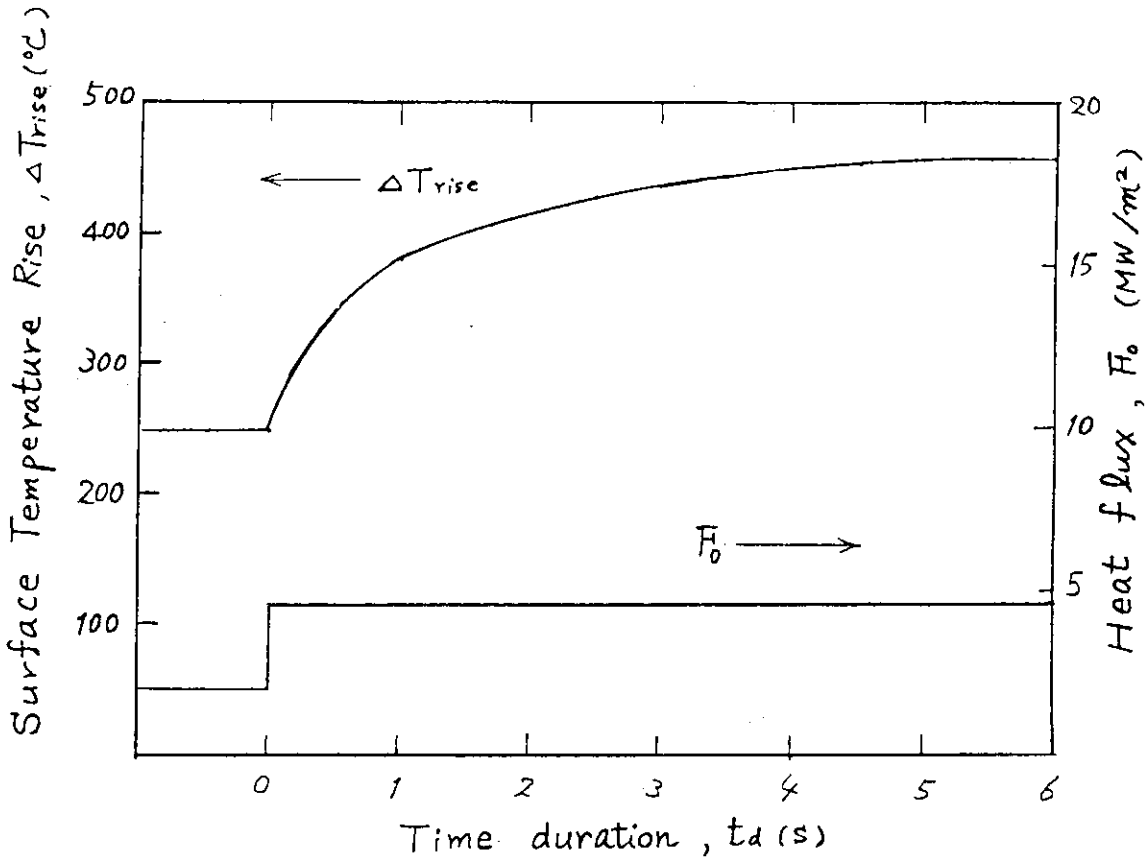


Fig. 19.3.10 Surface temperature rise of divertor plate

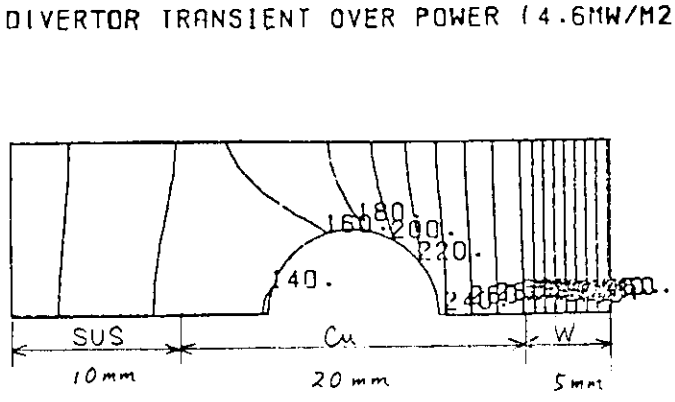


Fig. 19.3.11 Temperature profile at steady state (t_d = 10s)

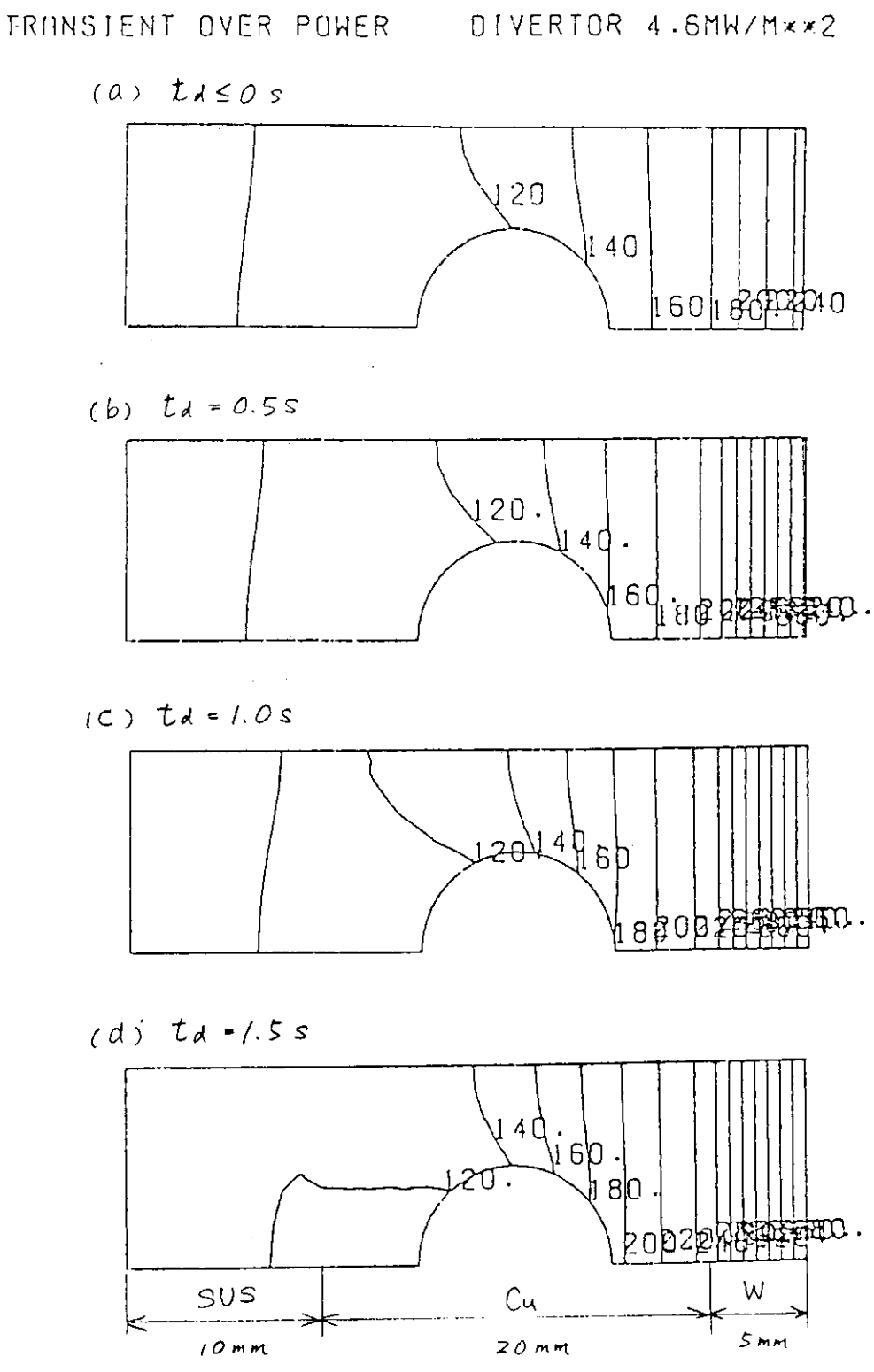


Fig. 19.3.12 Time dependence of temperature profile

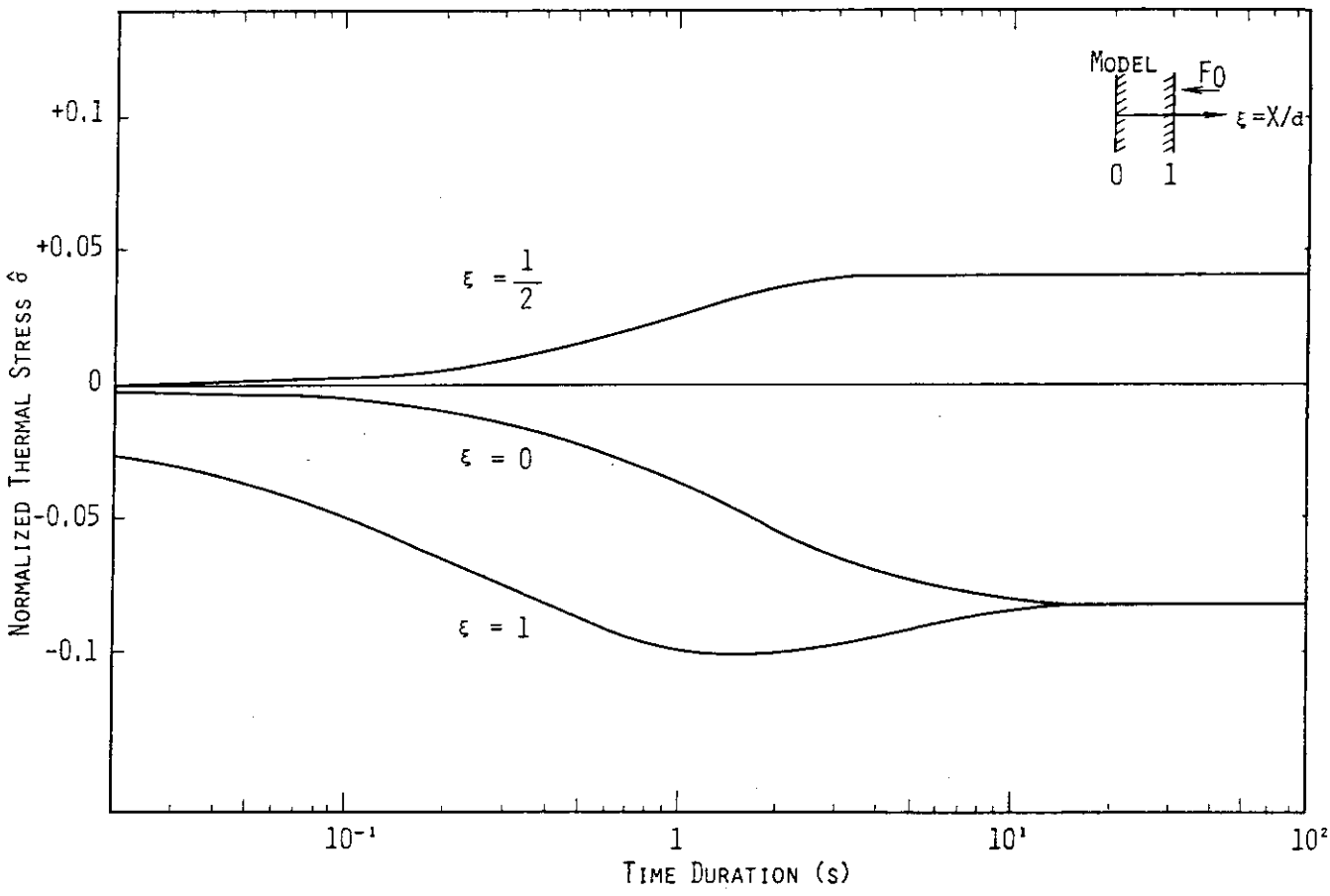


Fig. 19.3.13 Time evolution of normalized thermal stress

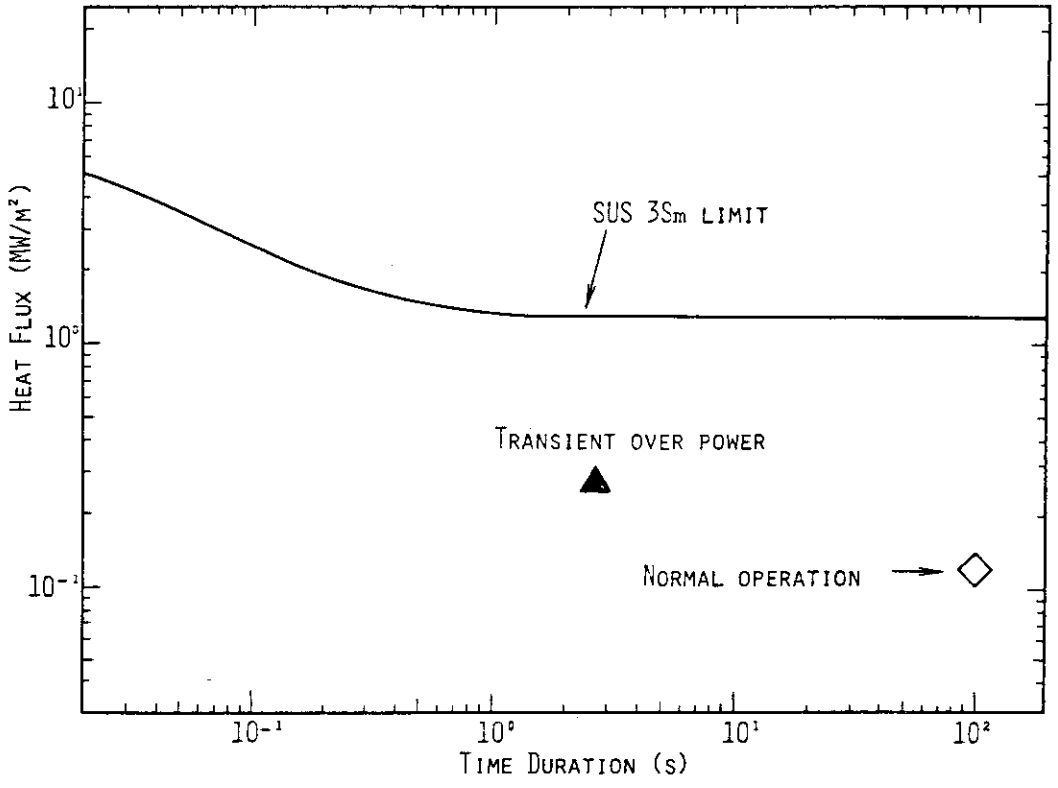


Fig. 19.3.14 SUS 3Sm limit for thermal stress

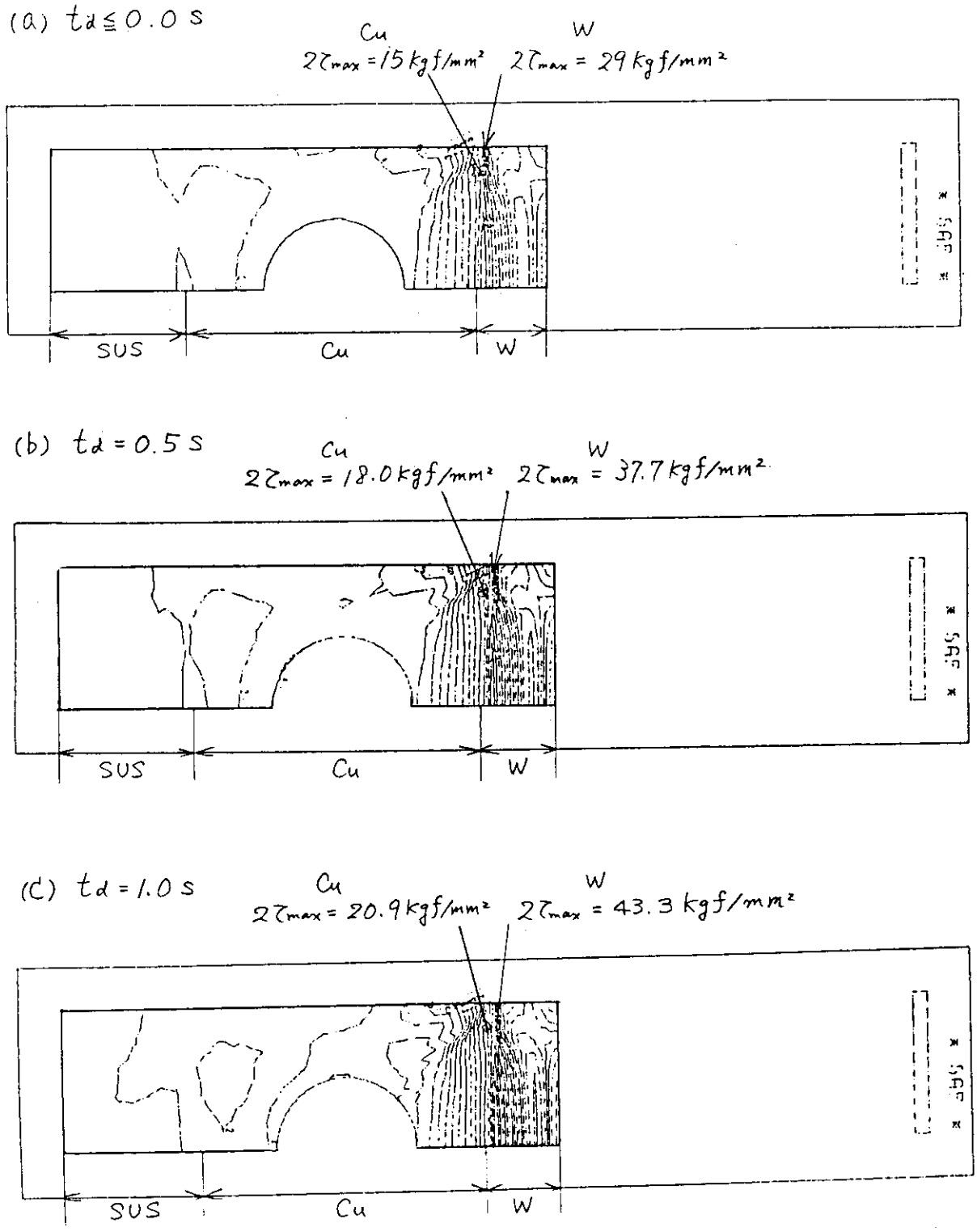


Fig. 19.3.15 Stress distribution of divertor plate

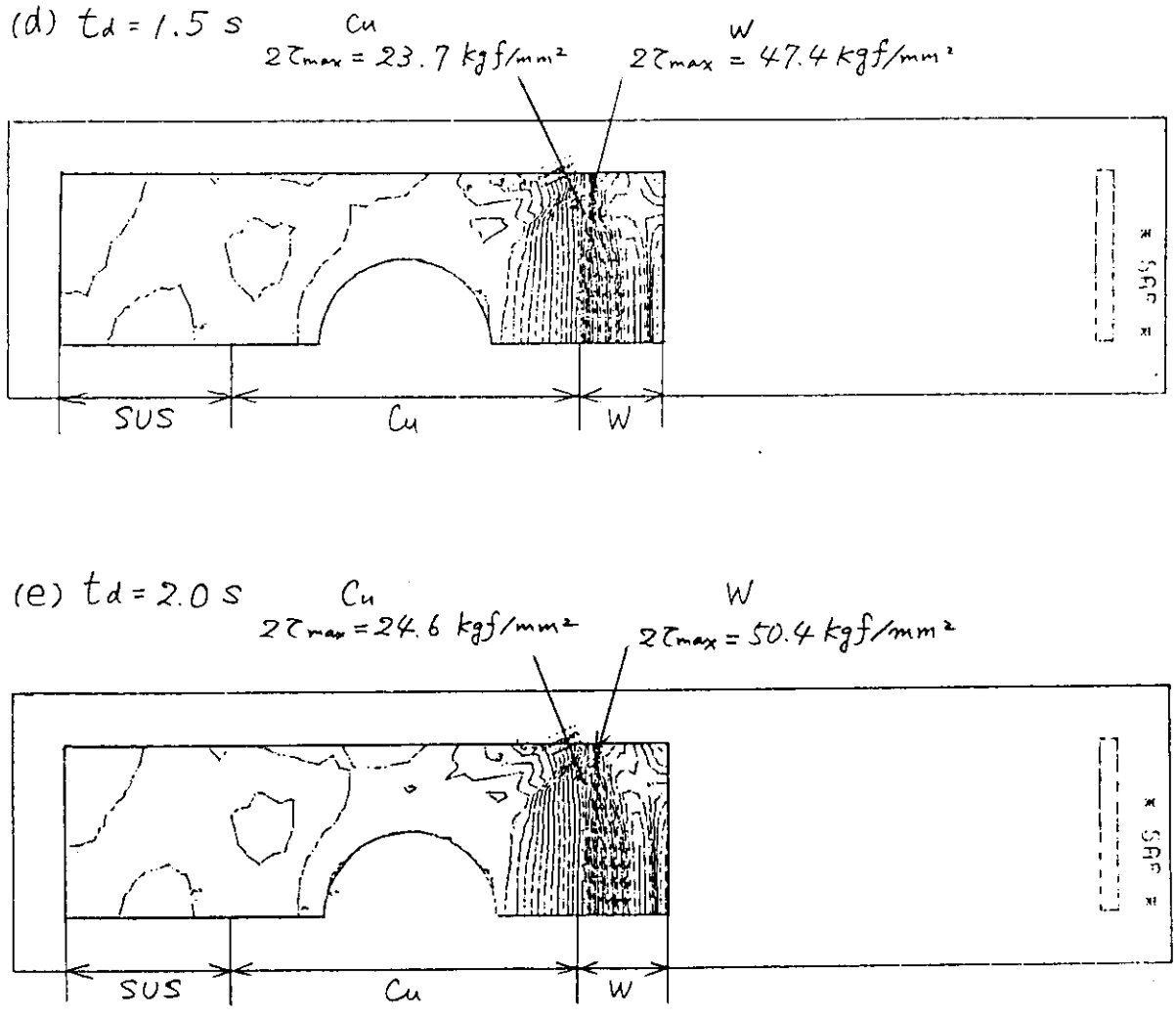


Fig. 19.3.15 Stress distribution of divertor plate (continued)

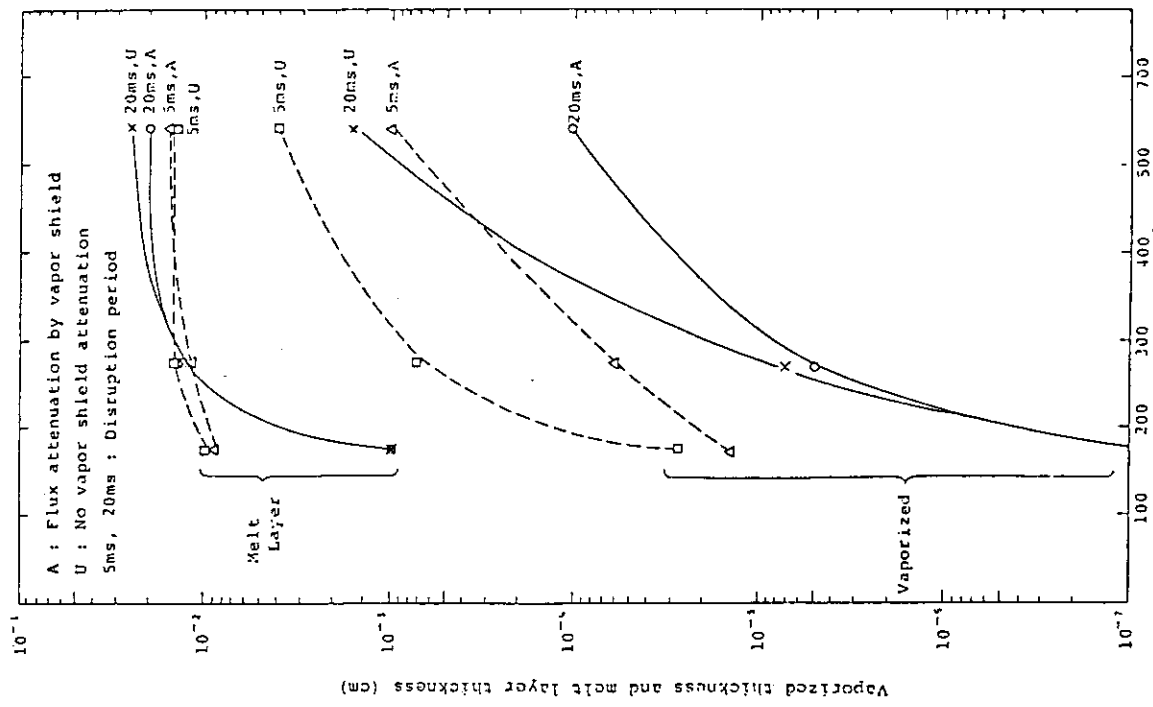


Fig. 19.3.17 Vaporized thickness and melt layer thickness of stainless steel (Ref. 14)

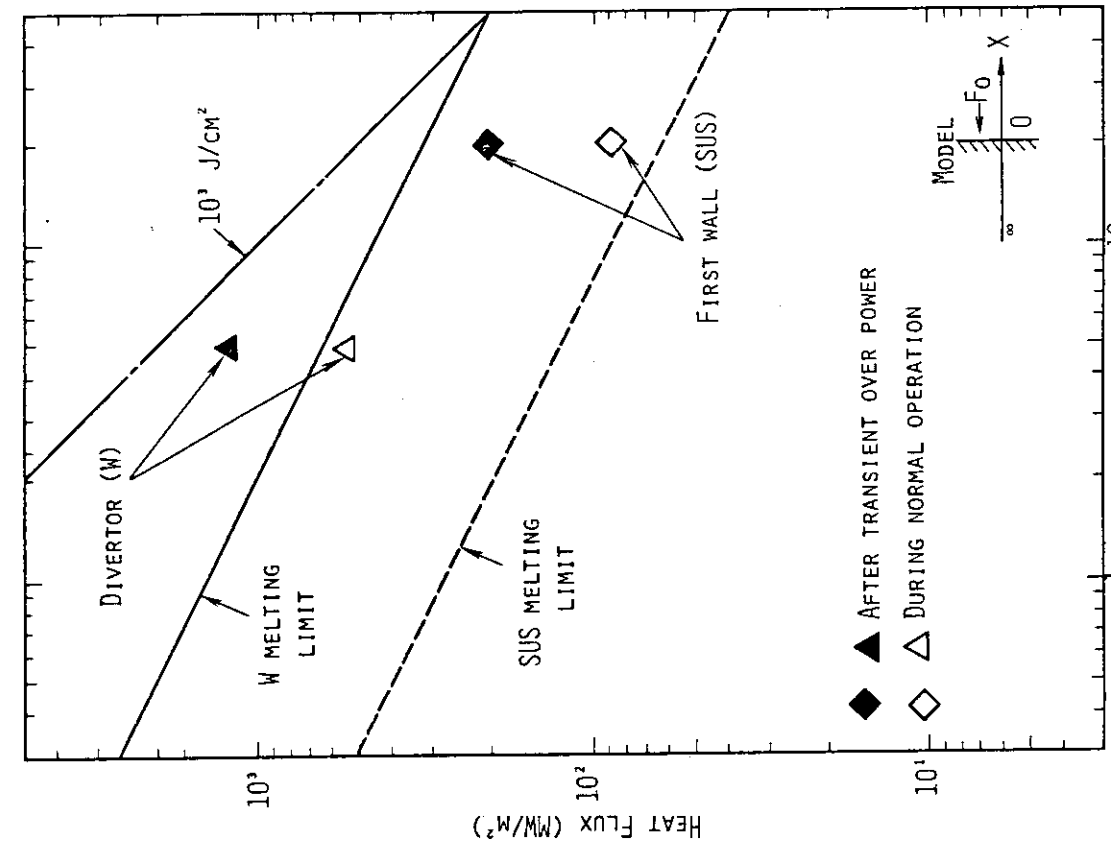


Fig. 19.3.16 Relation between heat flux and disruption time for surface melting

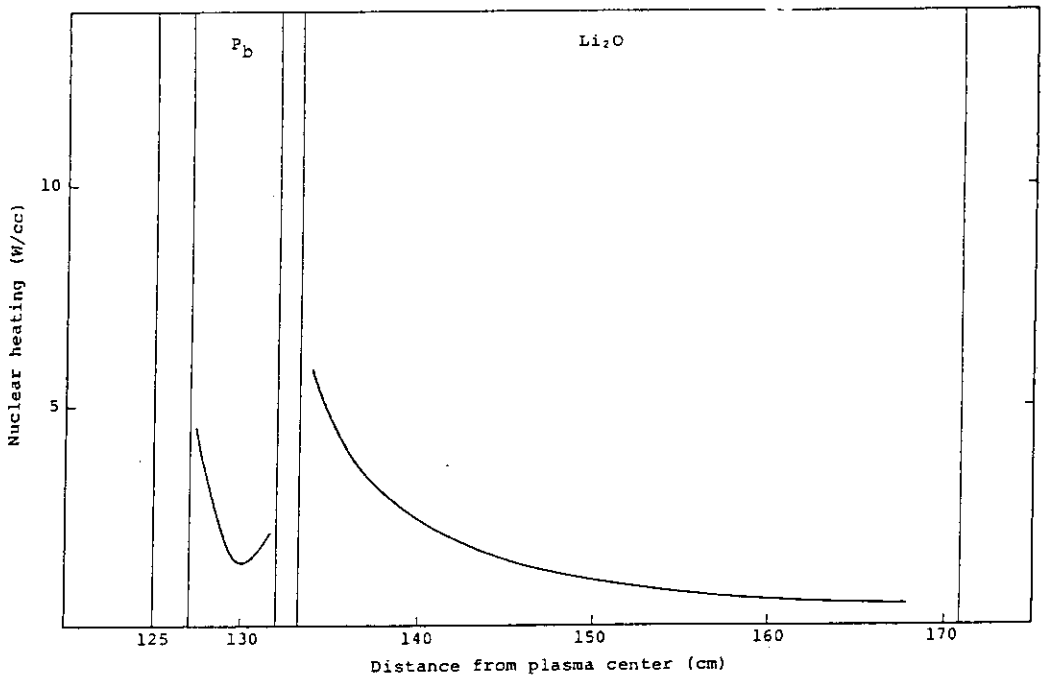


Fig. 19.3.18 Nuclear heating in blanket region

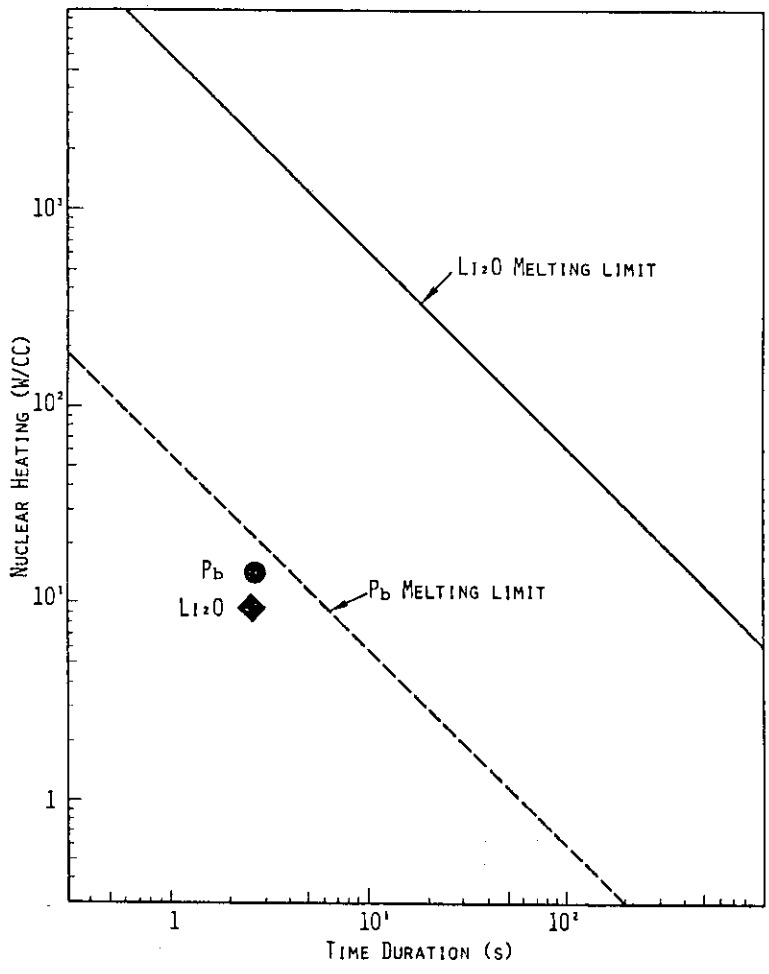


Fig. 19.3.19 P_b neutron multiplier melting limit

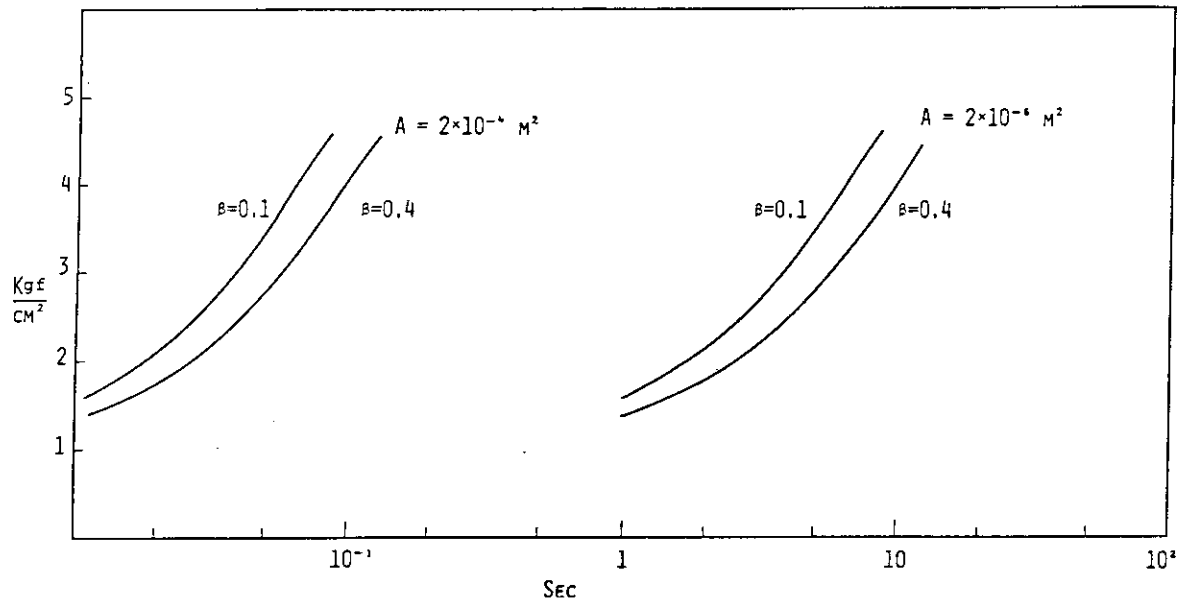


Fig. 19.3.20 Pressure response in a blanket module. A is the break area (M^2), β is a fraction of chemical reaction

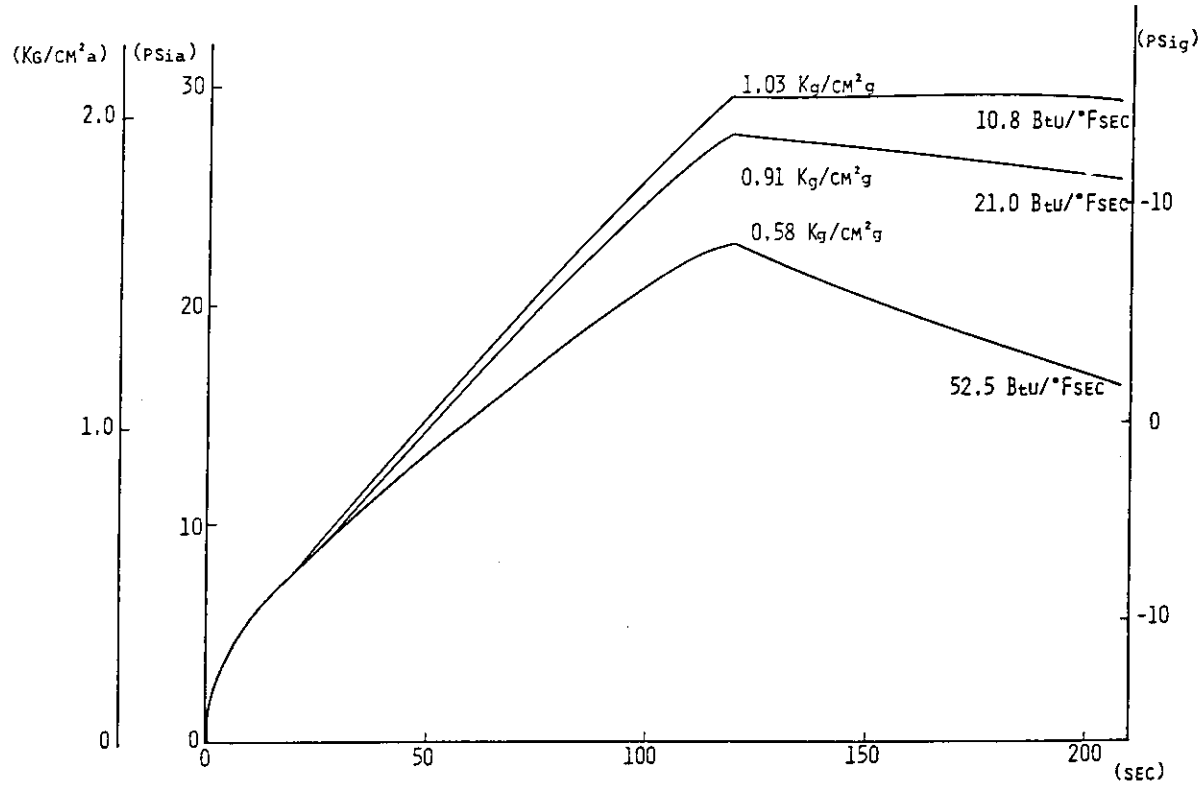


Fig. 19.3.21 Pressure response in the vacuum chamber after the accident

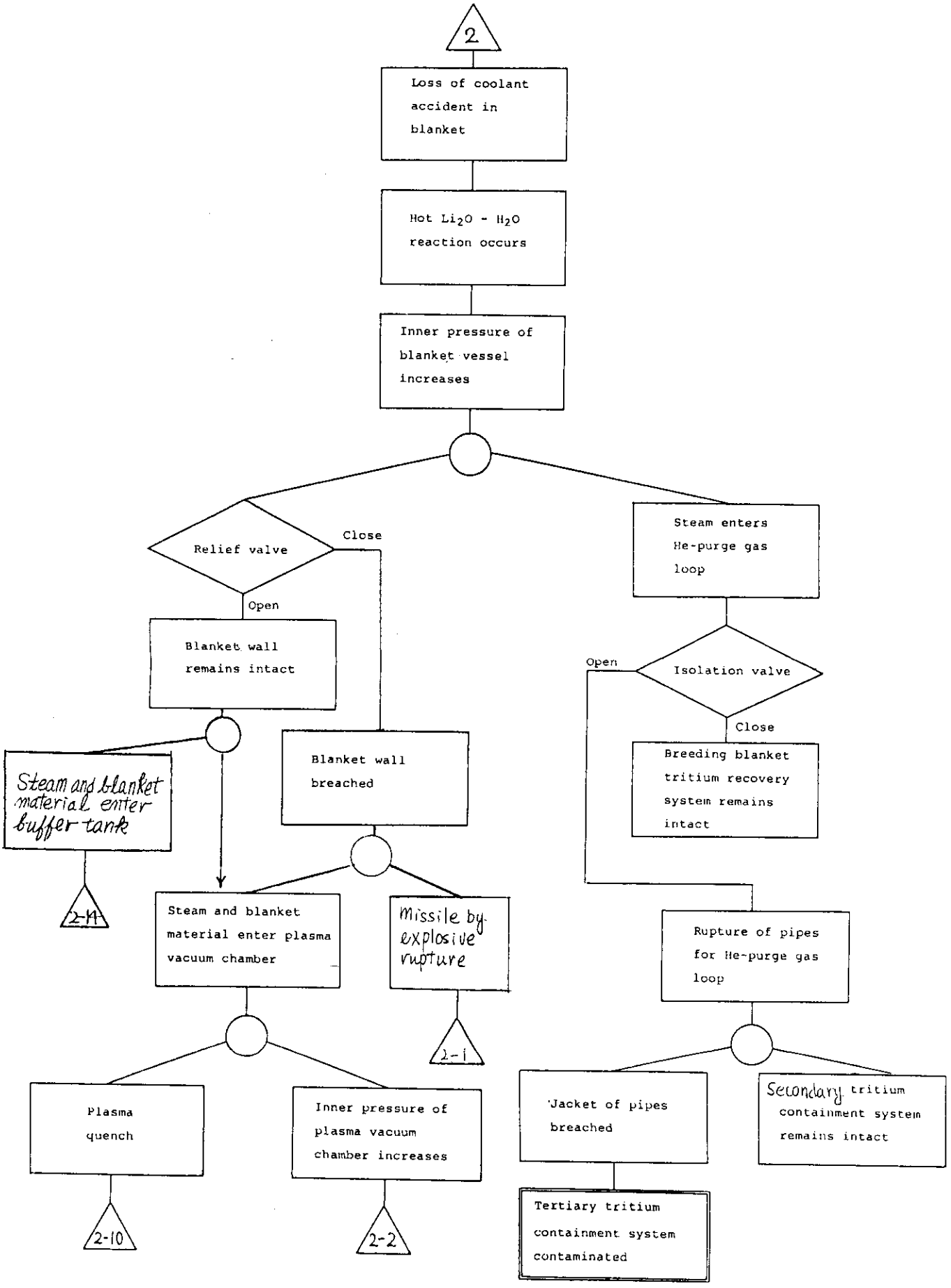


Fig. 19.3.22 Event tree of LOCA in a blanket module

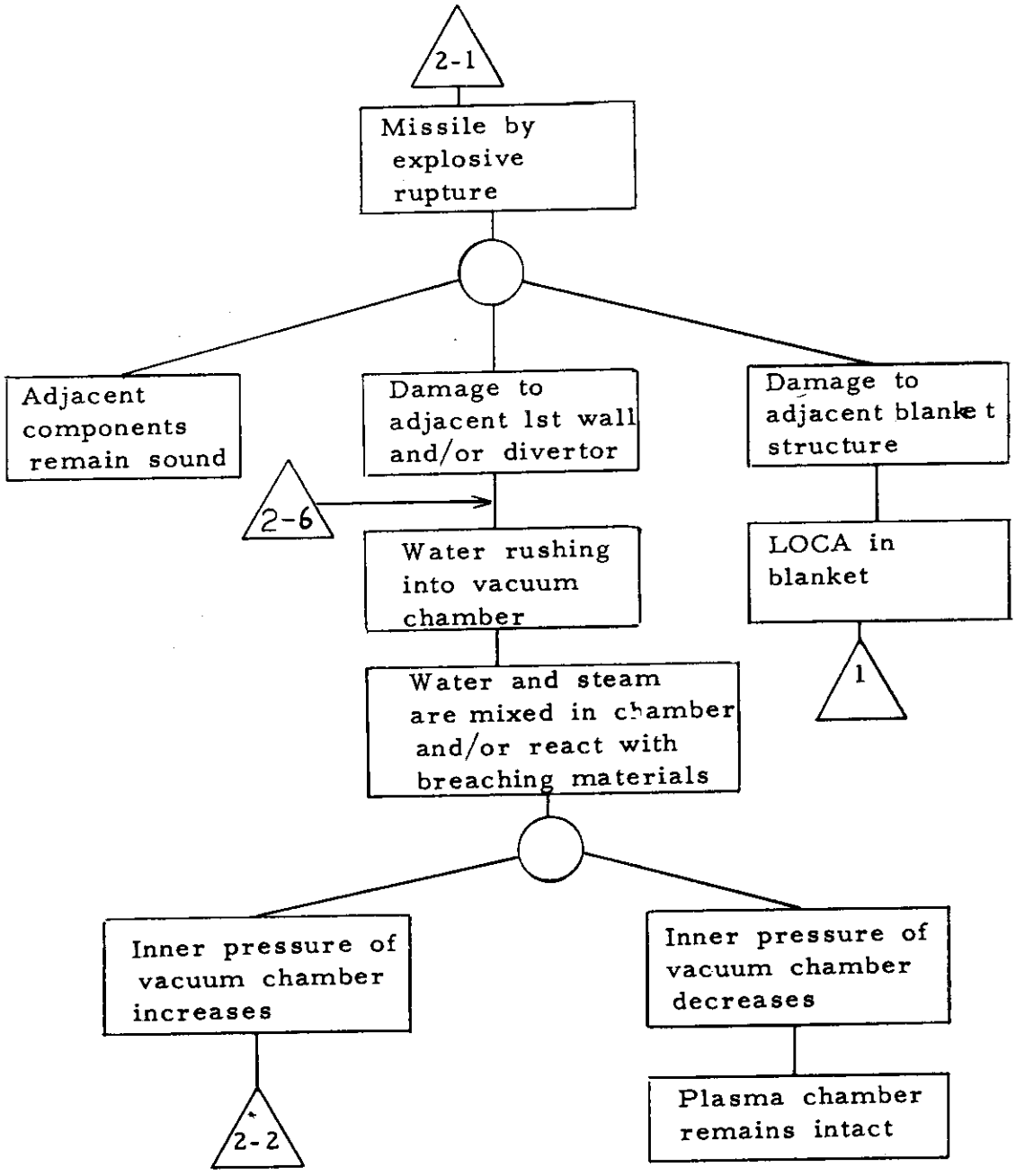
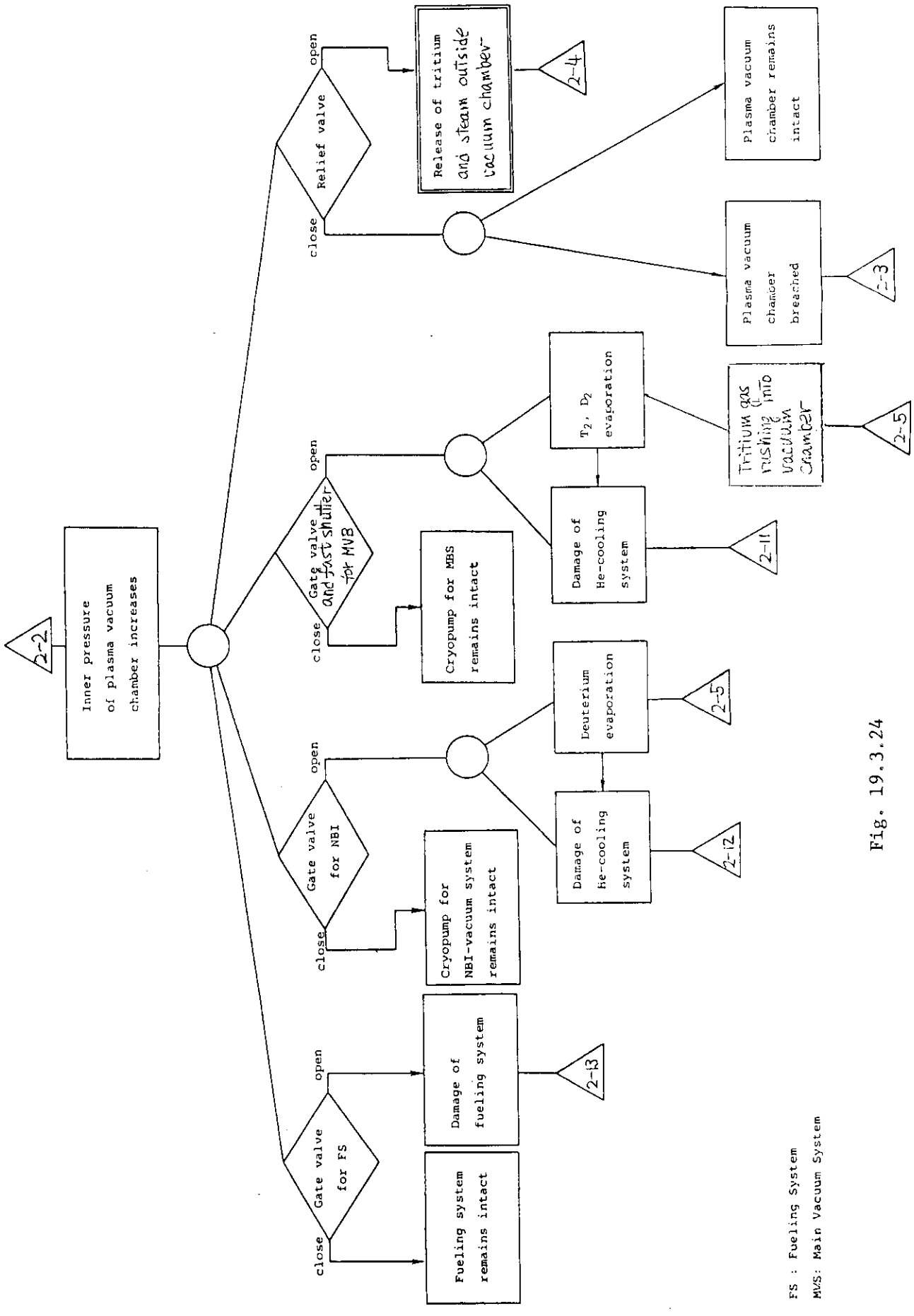

2-1
Missile by explosive rupture
Adjacent components remain sound
Damage to adjacent 1st wall and/or divertor
Damage to adjacent blanket structure
2-6
Water rushing into vacuum chamber
LOCA in blanket
1
Water and steam are mixed in chamber and/or react with breaching materials
Inner pressure of vacuum chamber increases
Inner pressure of vacuum chamber decreases
2-2
Plasma chamber remains intact

Fig. 19.3.23



FS : Fueling System
MVS: Main Vacuum System

Fig. 19.3.24

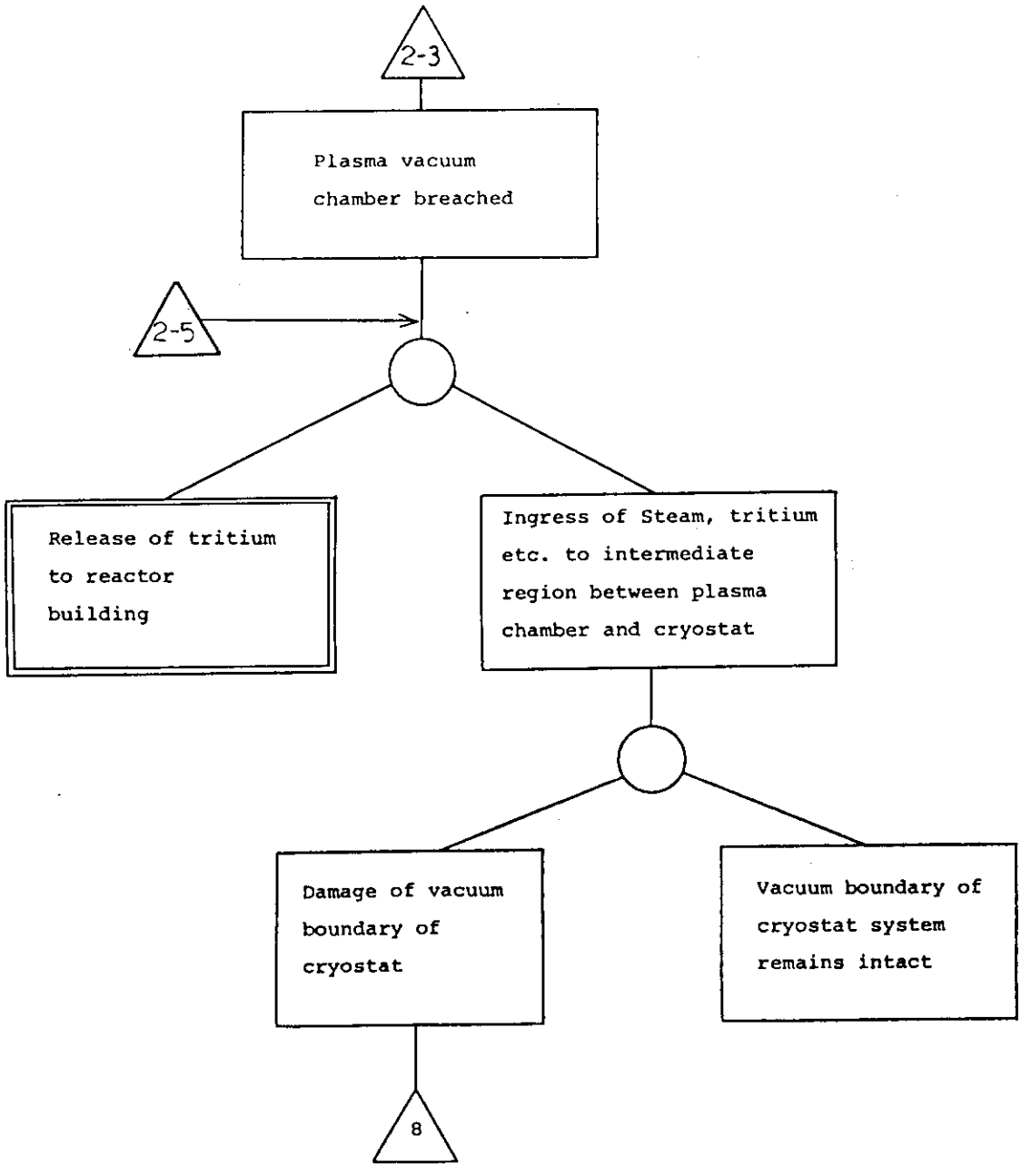

2-3
Plasma vacuum chamber breached
2-5
Release of tritium to reactor building
Ingress of Steam, tritium etc. to intermediate region between plasma chamber and cryostat
Damage of vacuum boundary of cryostat
Vacuum boundary of cryostat system remains intact
8

Fig. 19.3.25

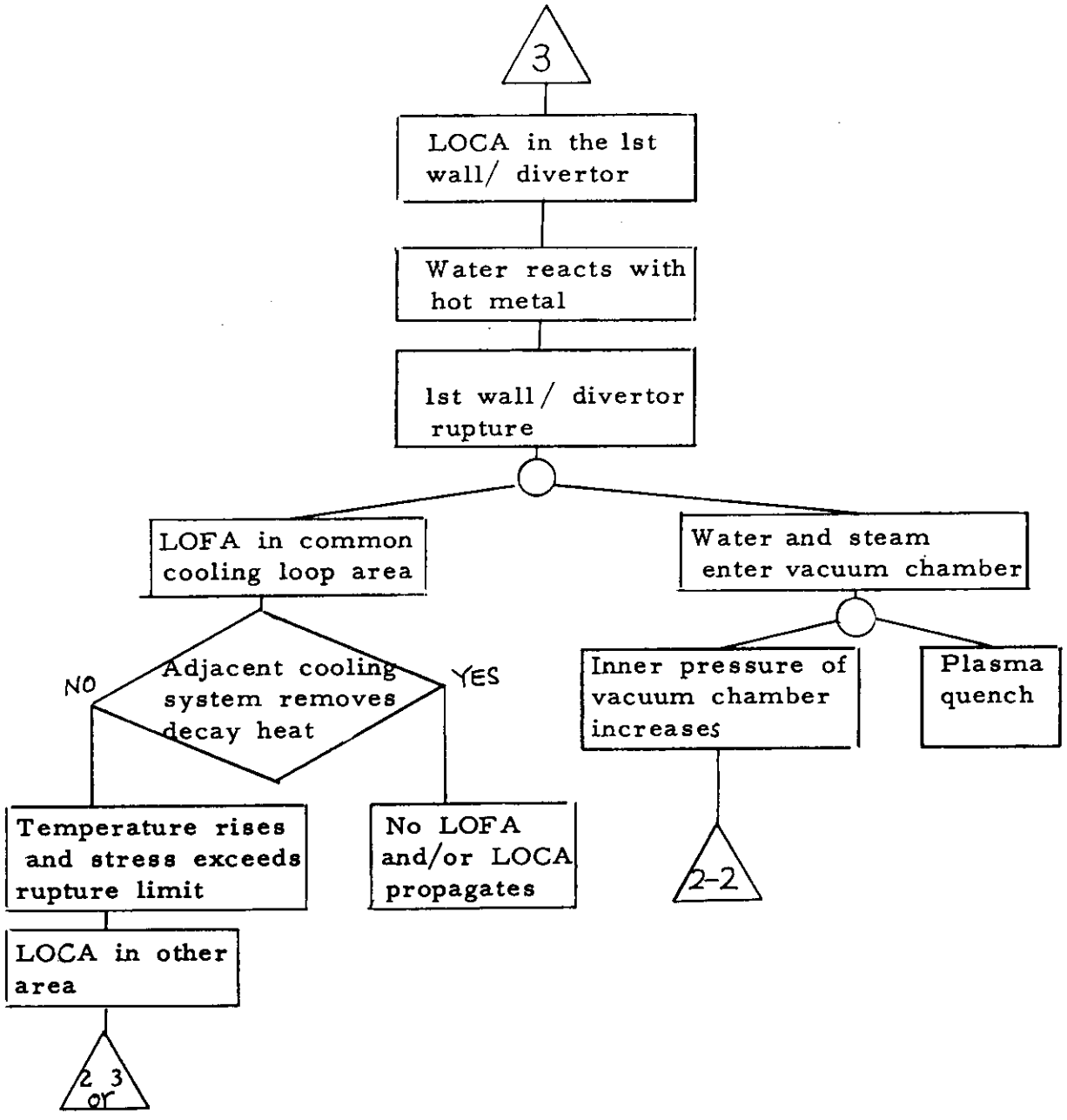


Fig. 19.3.26 Event tree of LOCA in the 1st wall/divertor

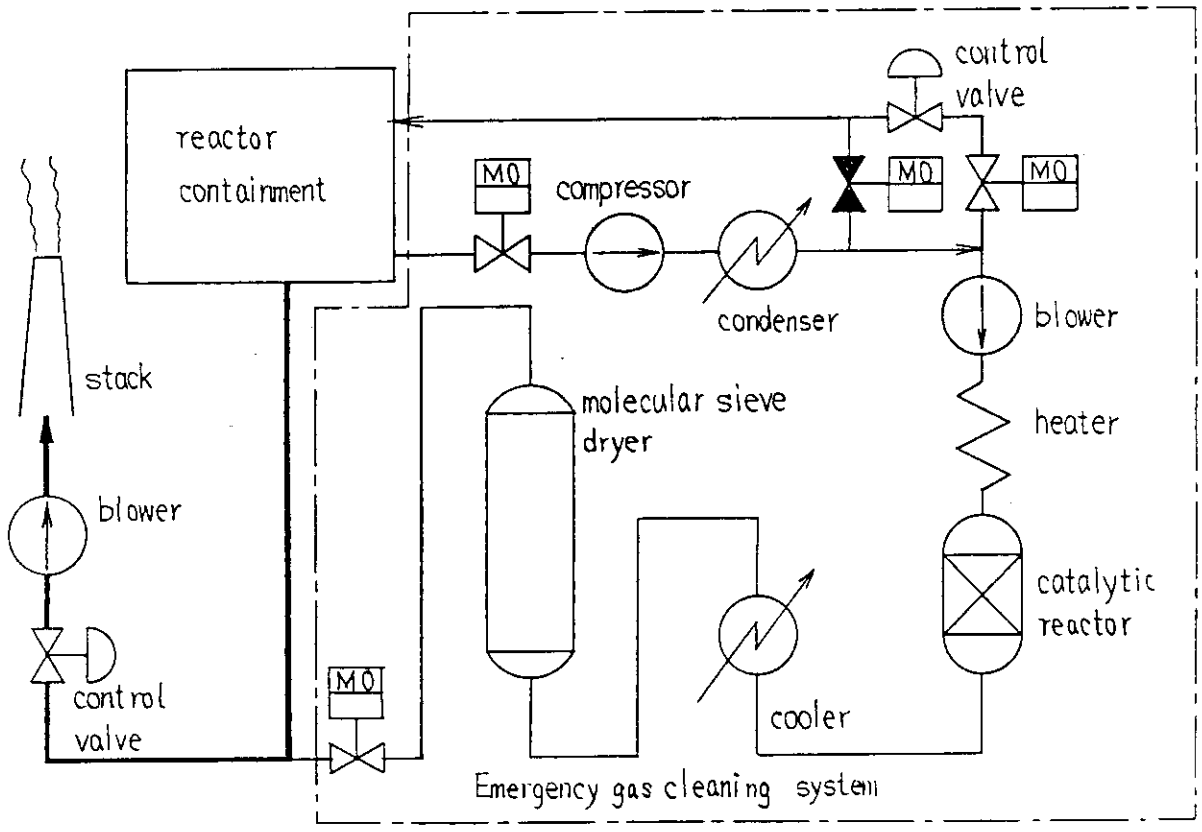


Fig. 19.3.27 Schematic diagram of emergency gas cleaning system

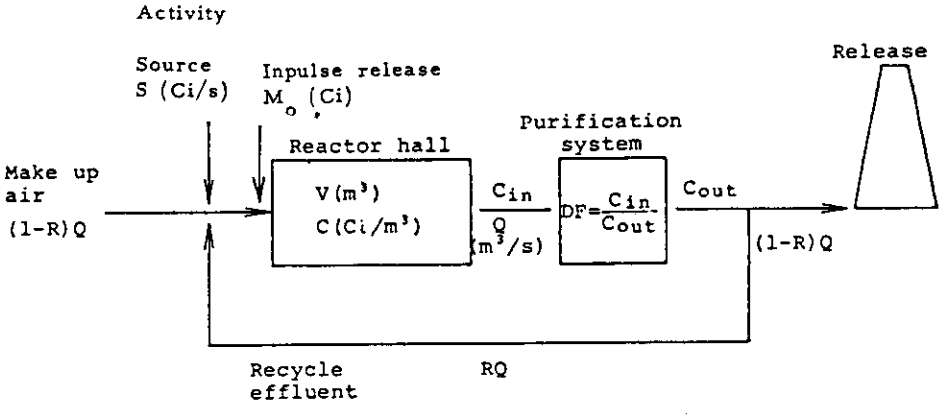


Fig. 19.3.28 Purification-system flow pattern

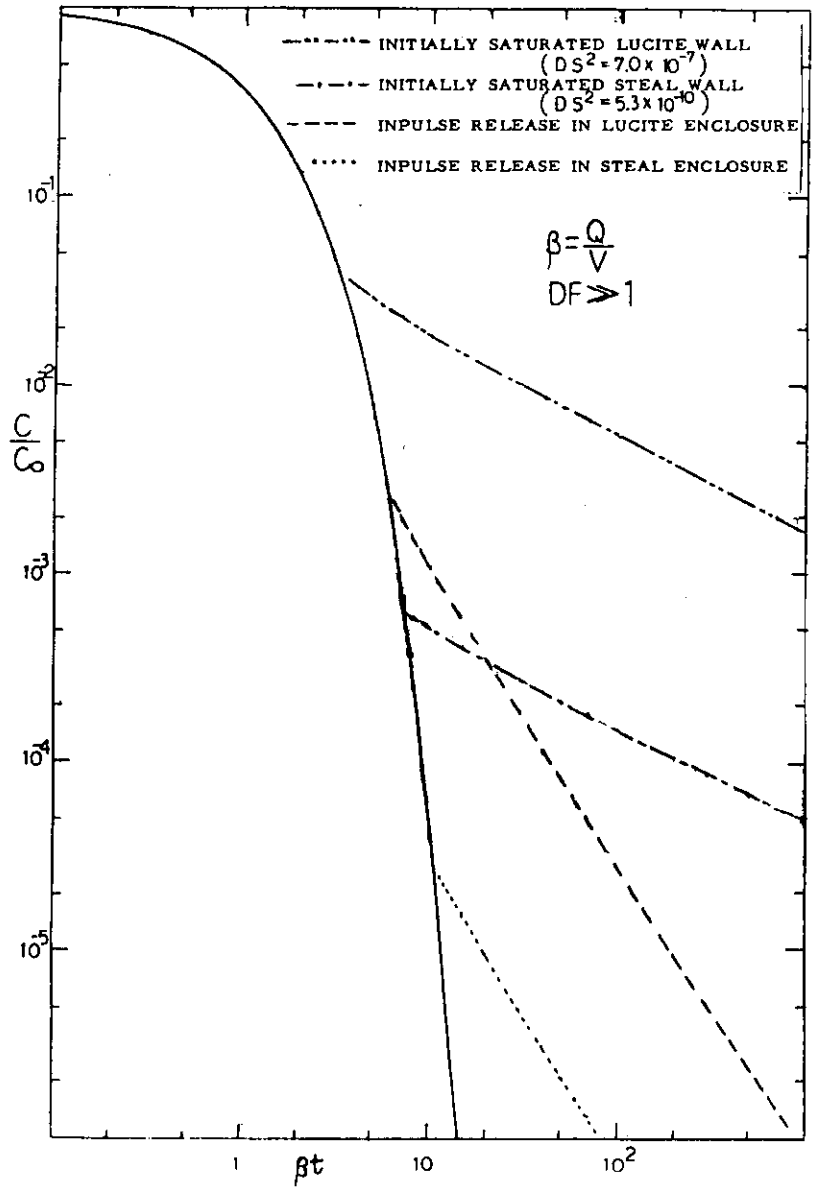


Fig. 19.3.29 Dynamics of tritium capture in a reactor hall

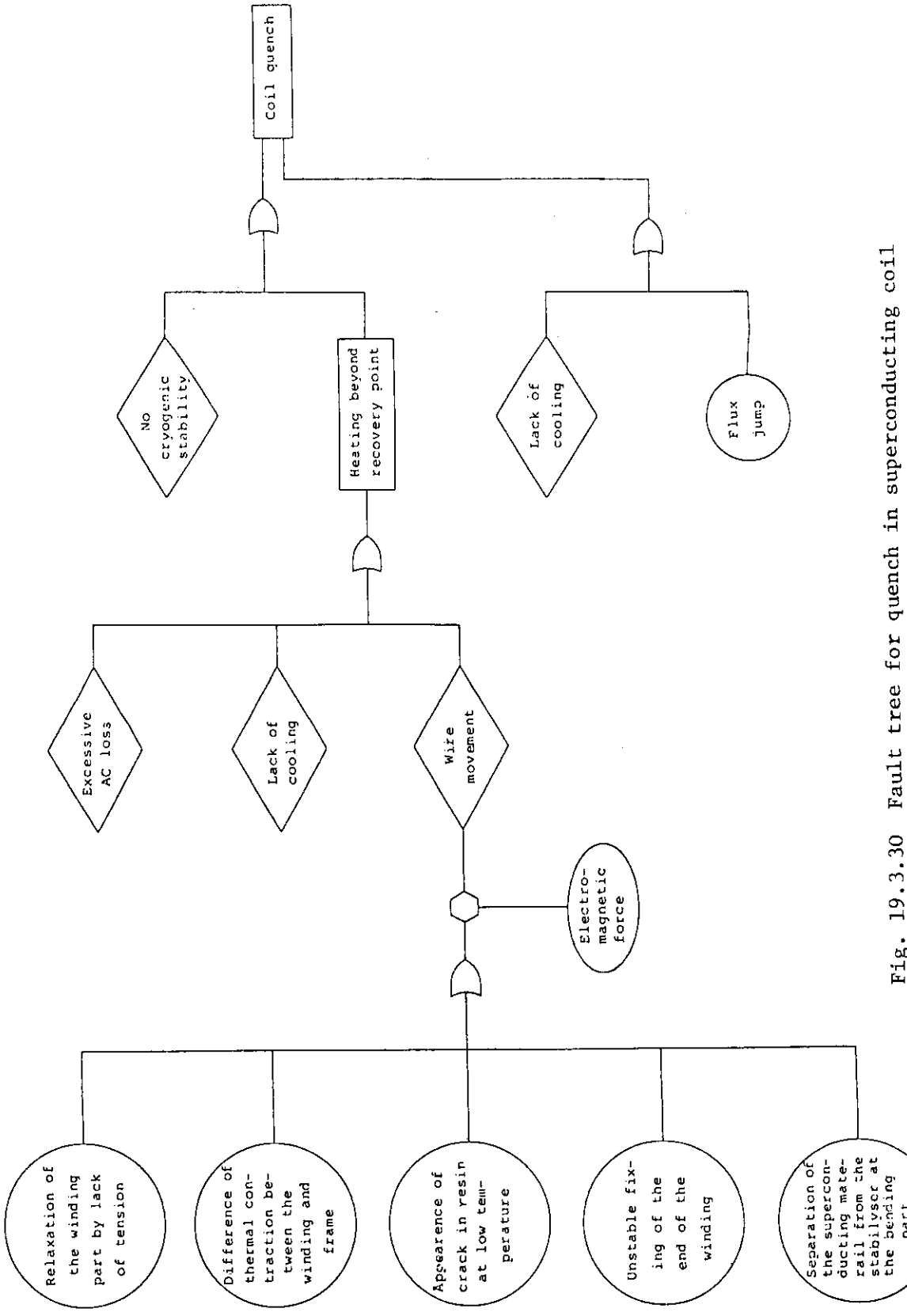


Fig. 19.3.30 Fault tree for quench in superconducting coil

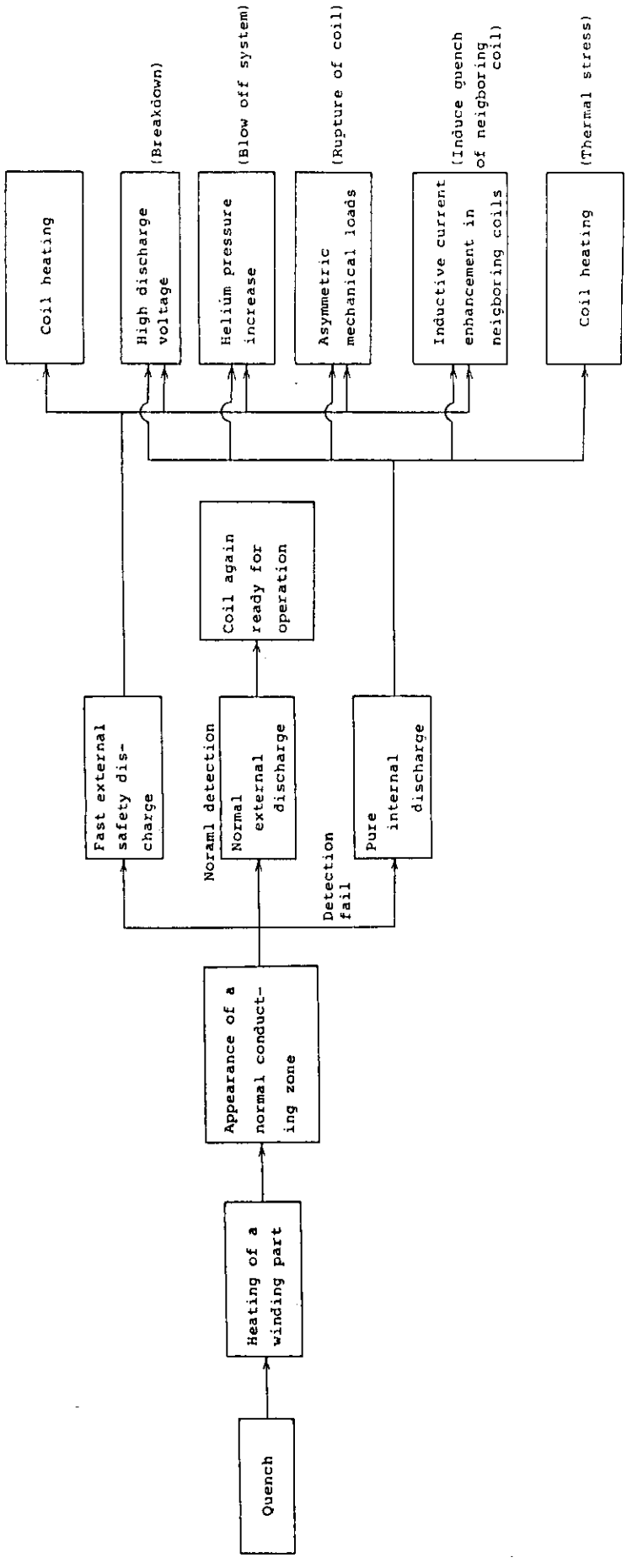


Fig. 19.3.31 Event tree for quench in superconducting coil

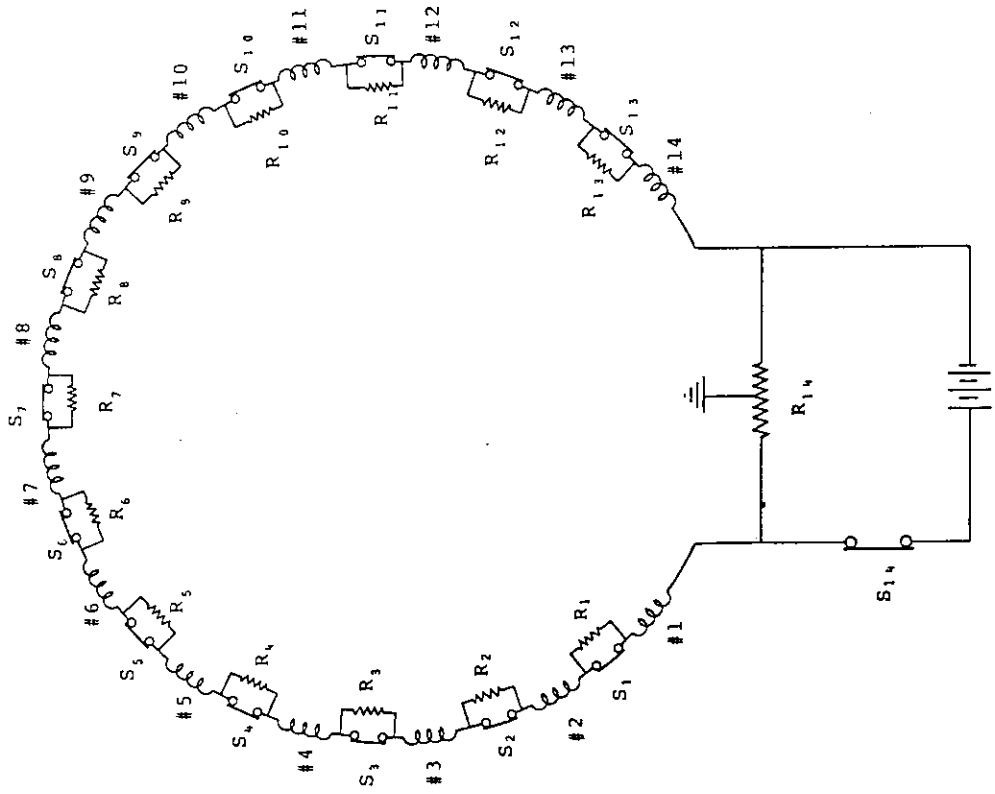


Fig. 19.3.33 Energy discharge circuit

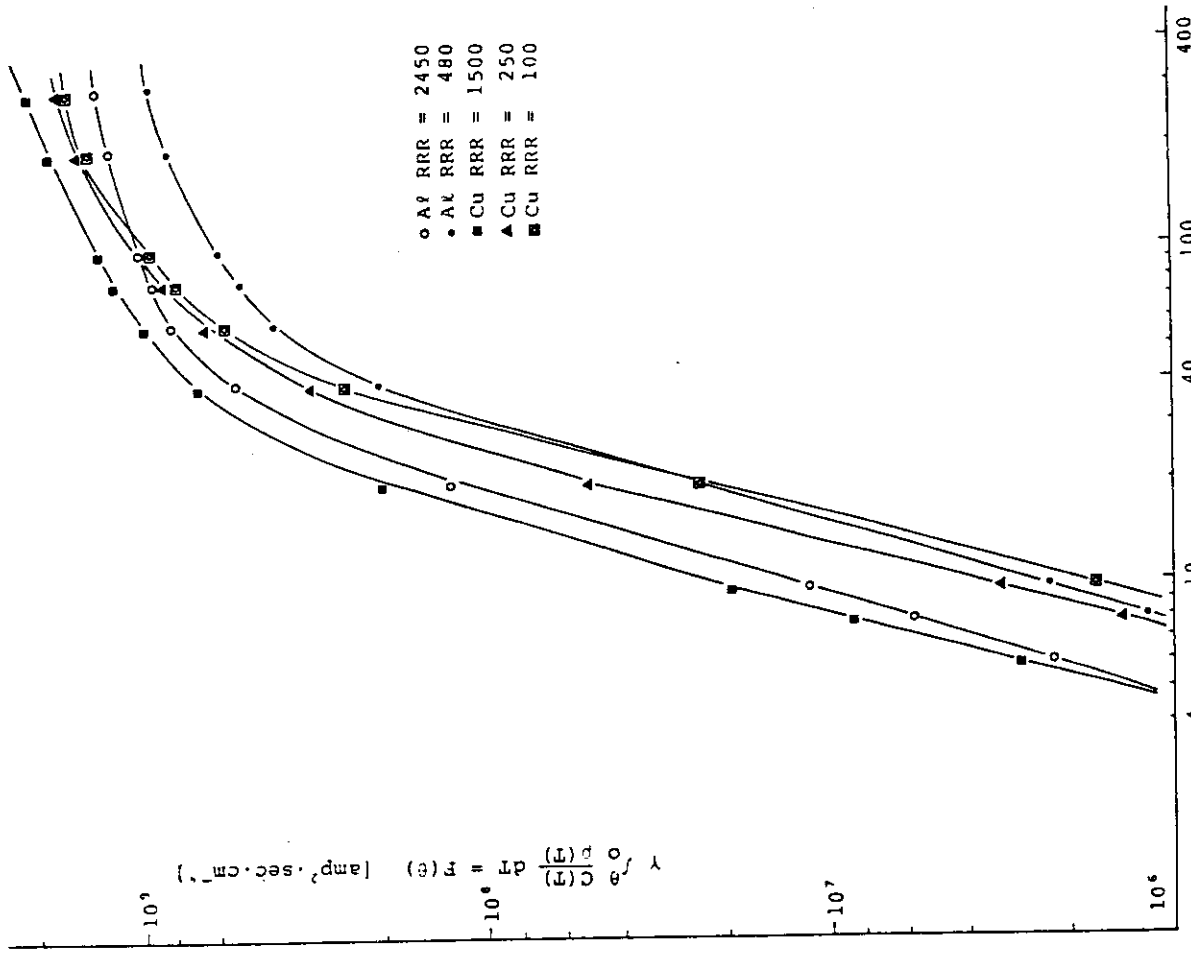


Fig. 19.3.32 Temperature rise of stabilizer during discharge

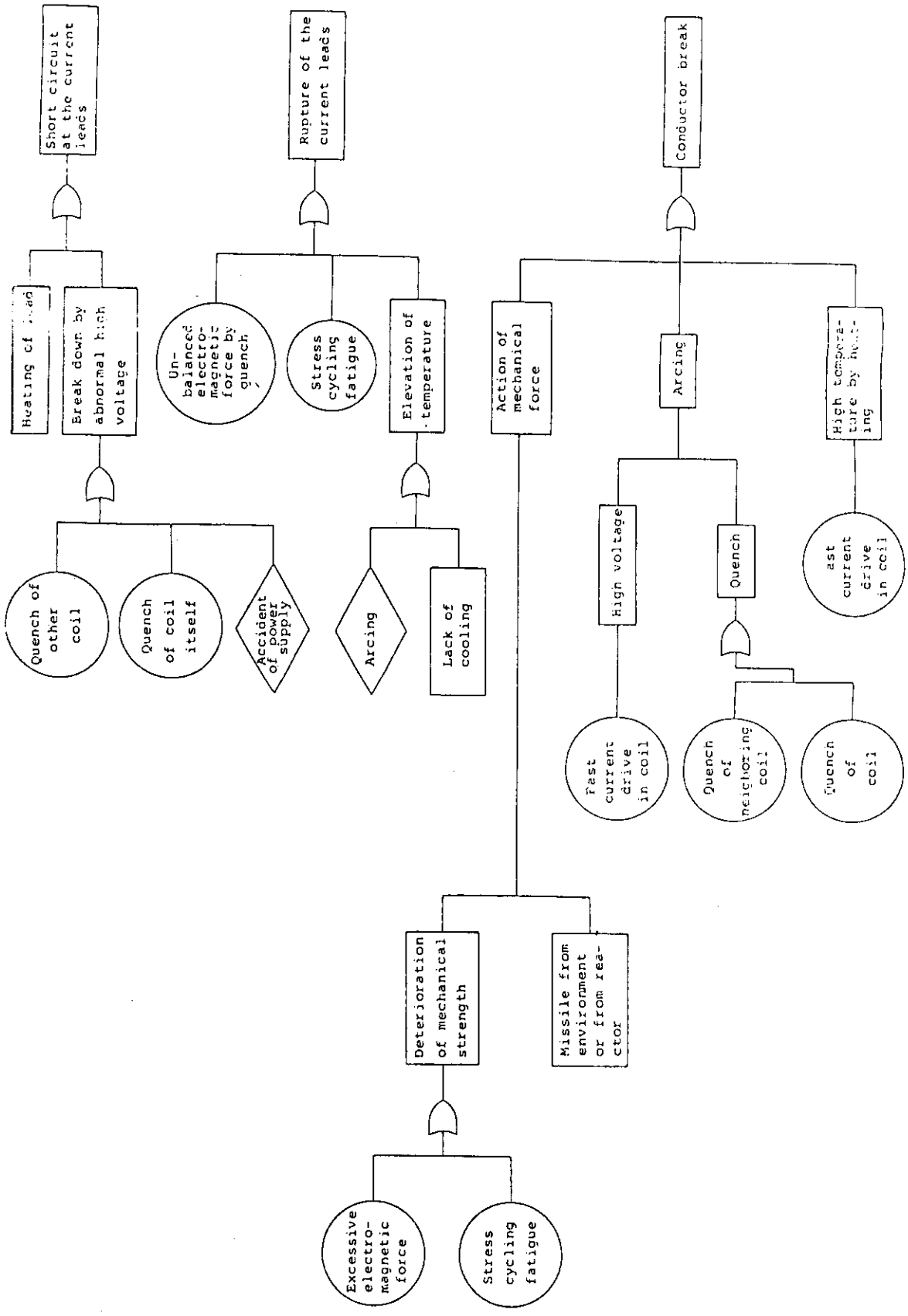


Fig. 19.3.34 Fault tree for accidents in superconducting coil

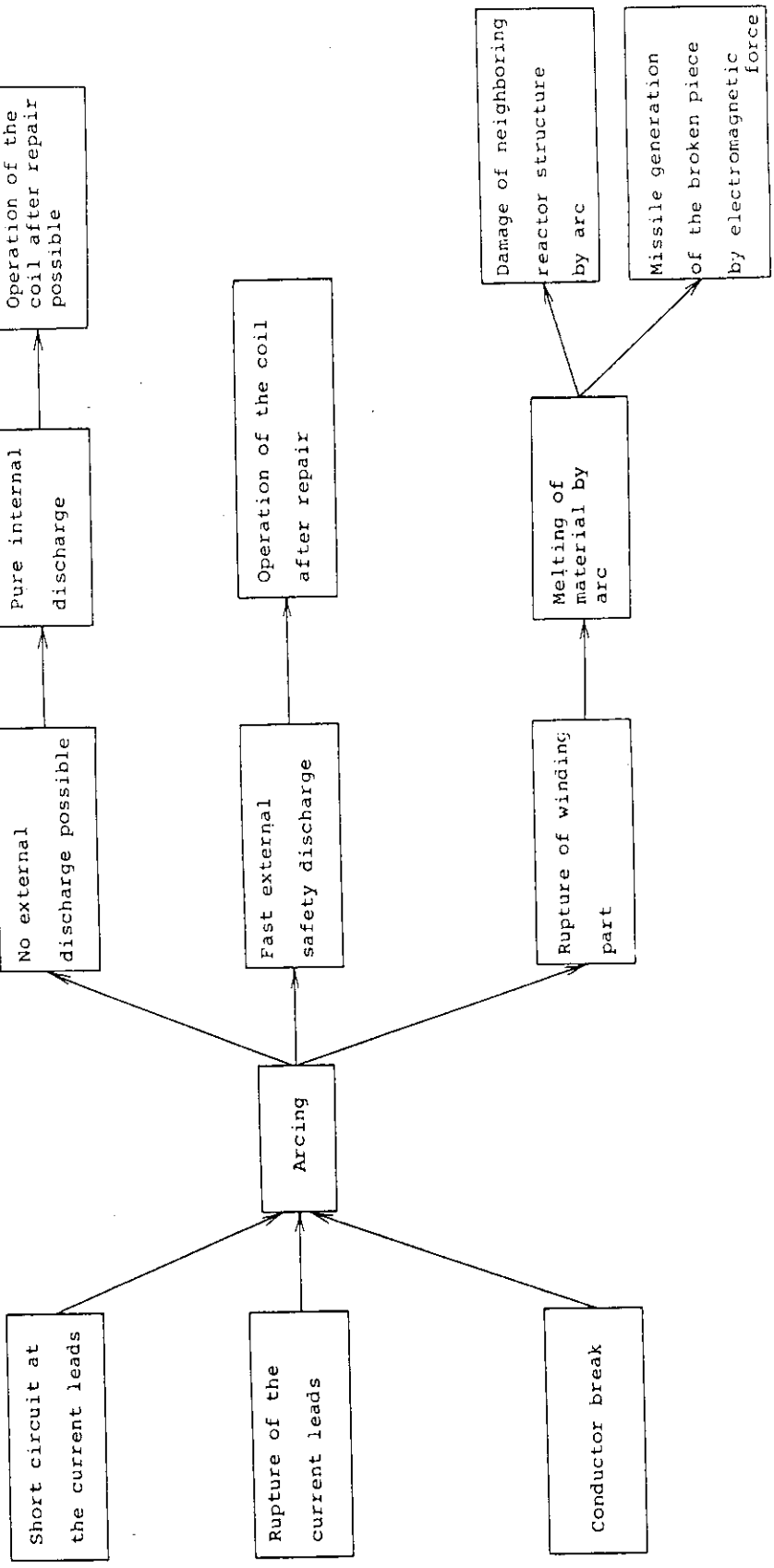


Fig. 19.3.35 Event tree for accidents in superconducting coil

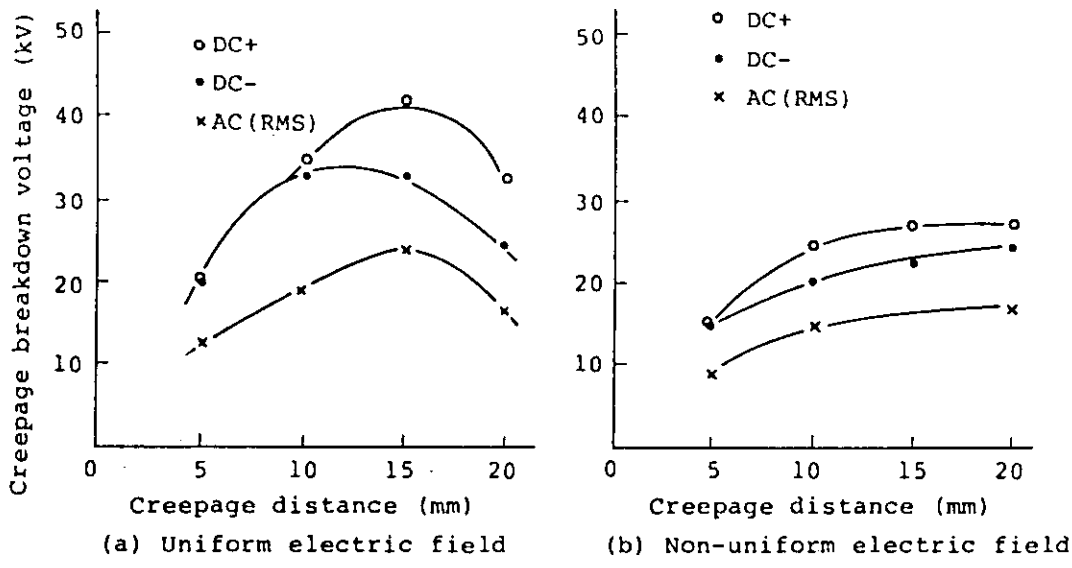


Fig. 19.3.36 Creepage breakdown voltage in liquid helium reference; Hirume, et al.: IEEE of JAPAN conference (1977)

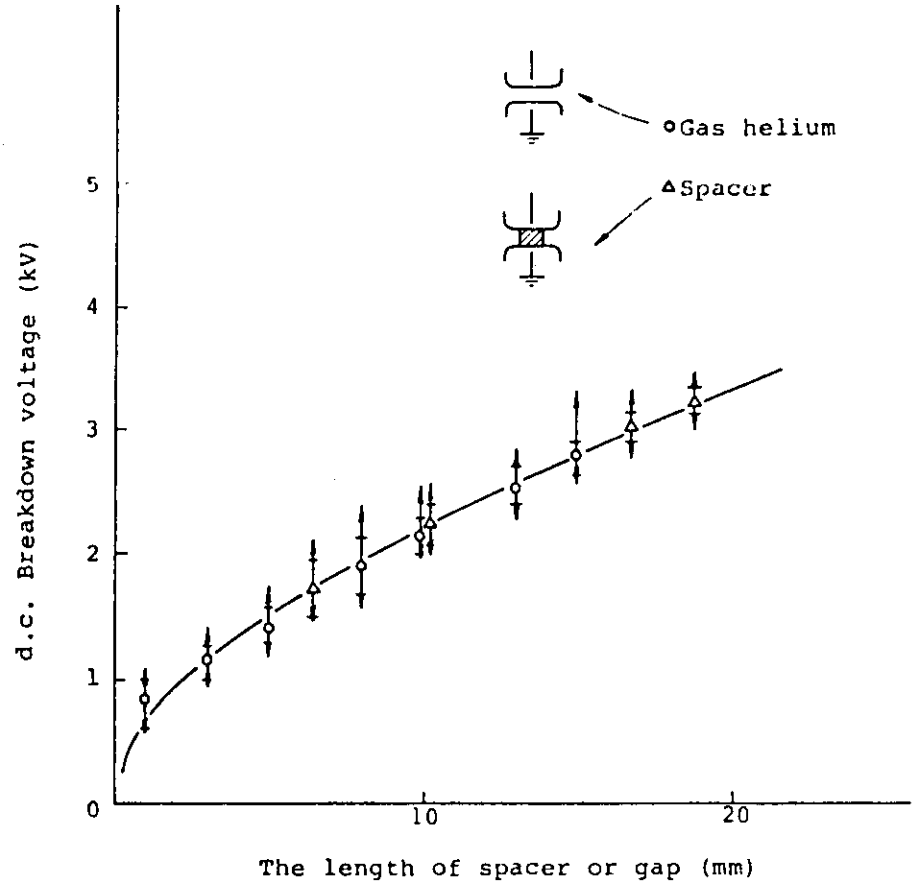


Fig. 19.3.37 Breakdown voltage at room temperature gas helium

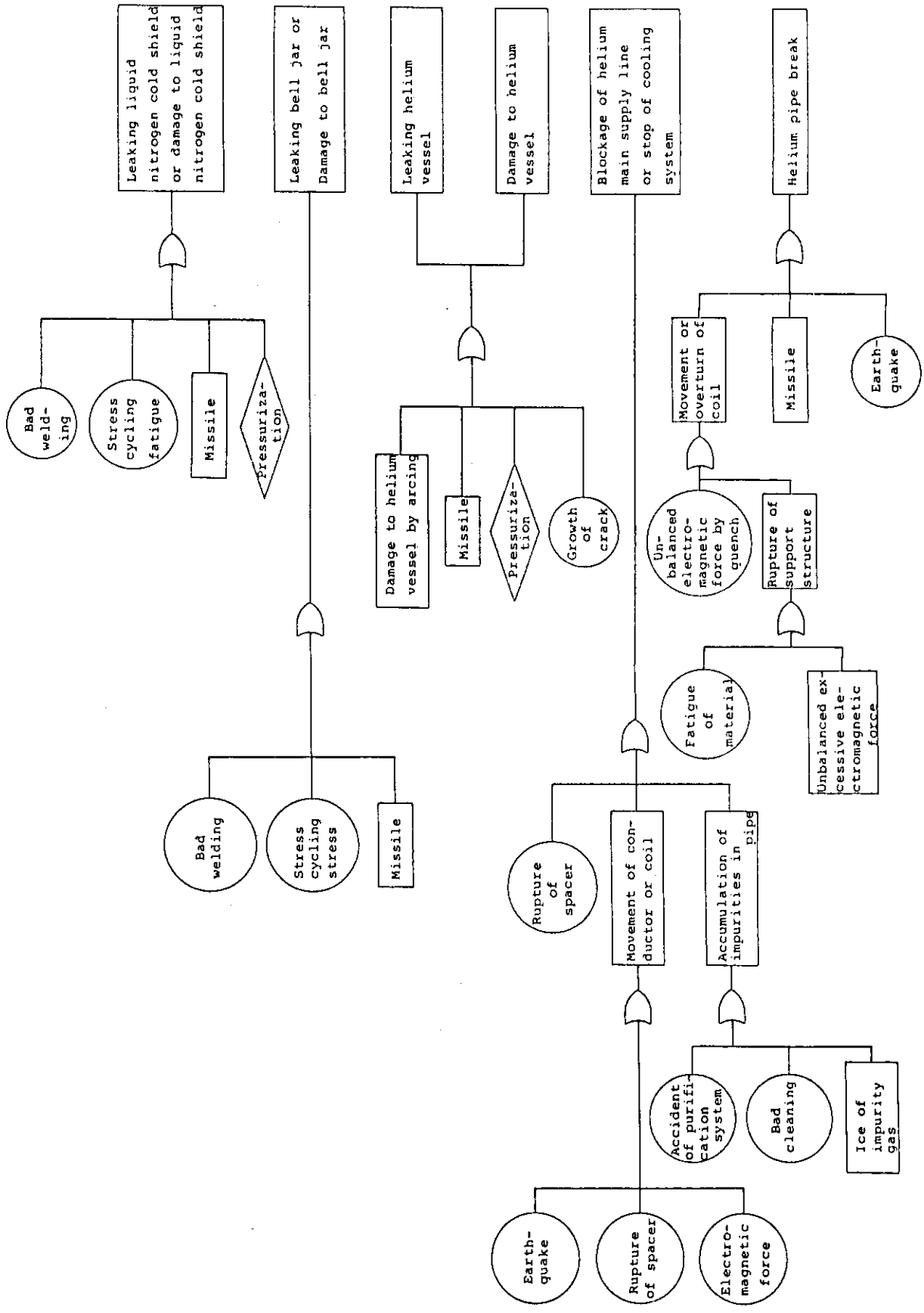


Fig. 19.3.38 Fault tree for accidents in cryogenic system

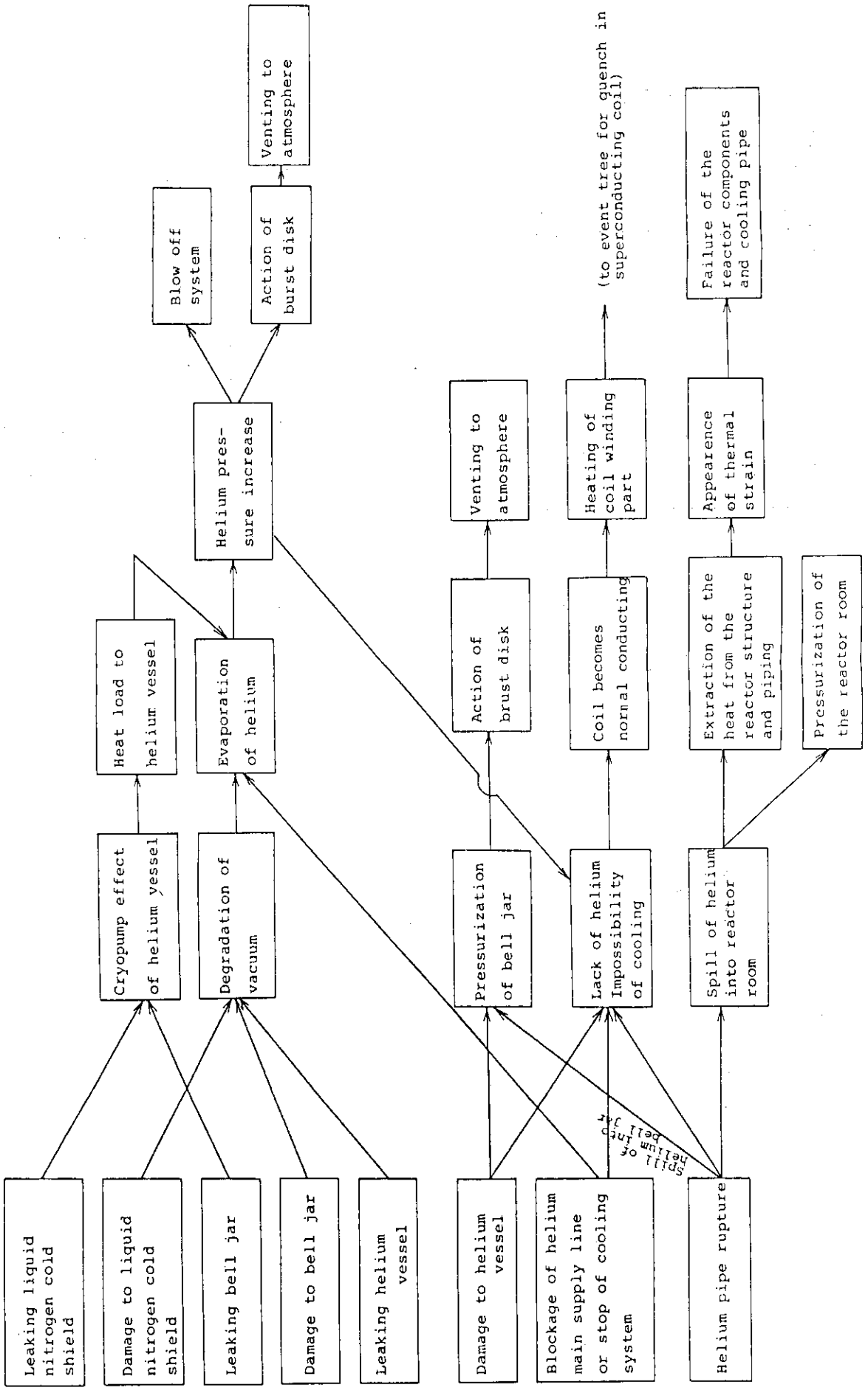


Fig. 19.3.39 Event tree for possible accident in cryogenic system

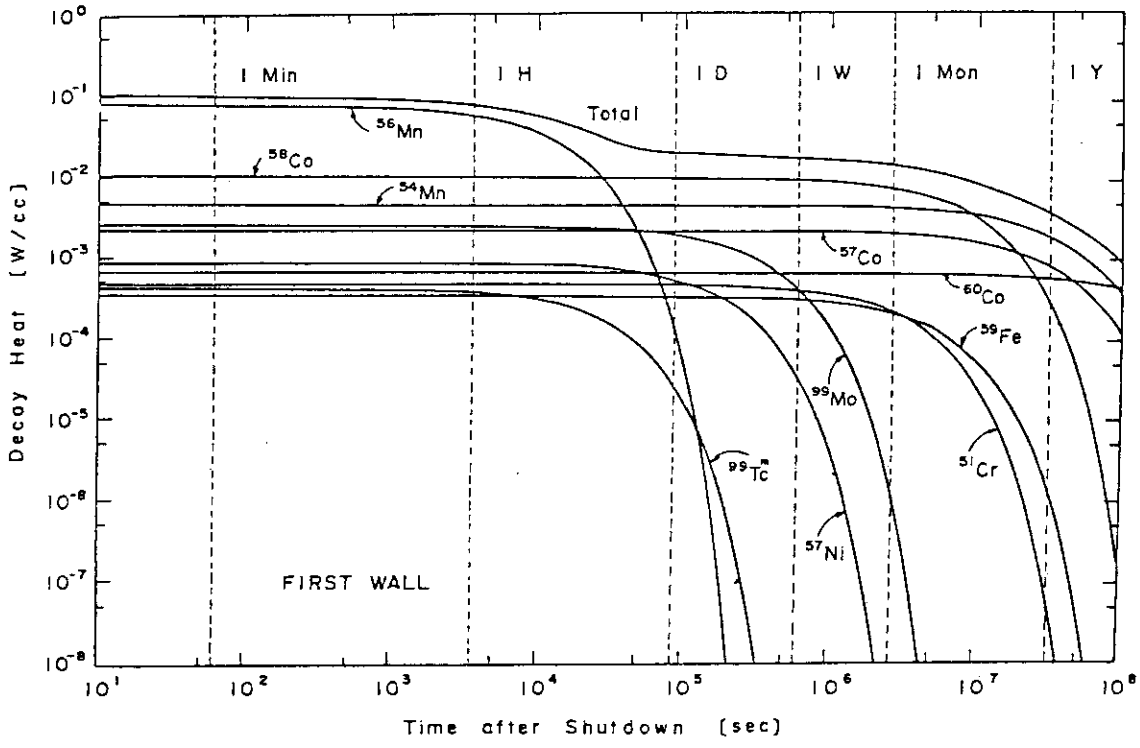


Fig. 19.4.1 Decay heat at first wall

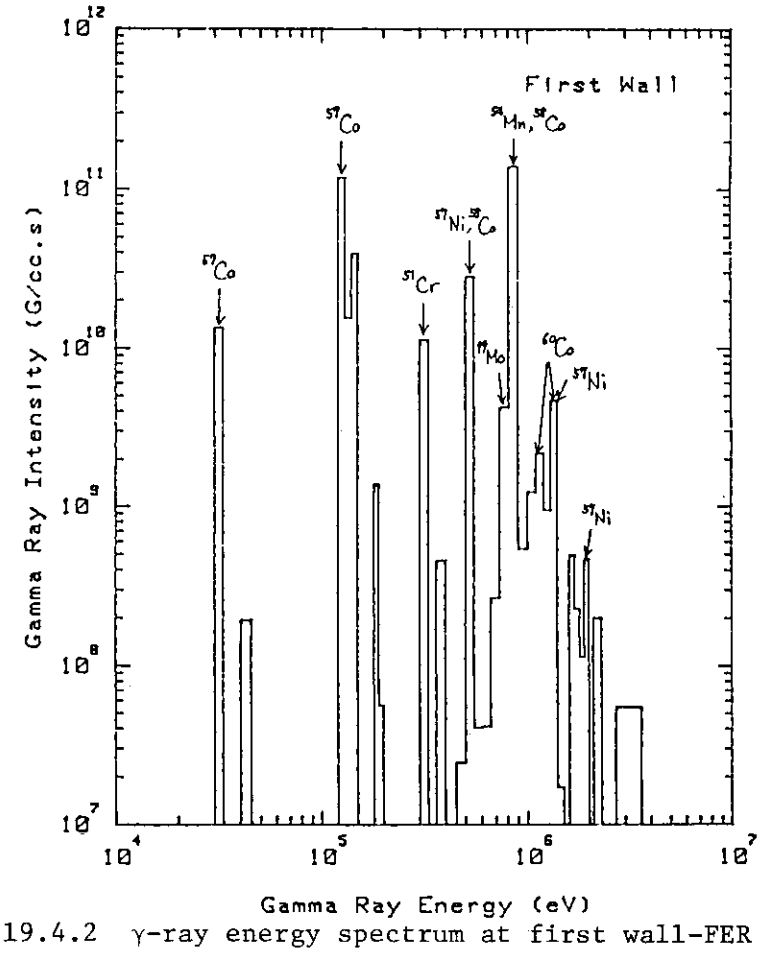


Fig. 19.4.2 γ-ray energy spectrum at first wall-FER inboard 1 day after shutdown

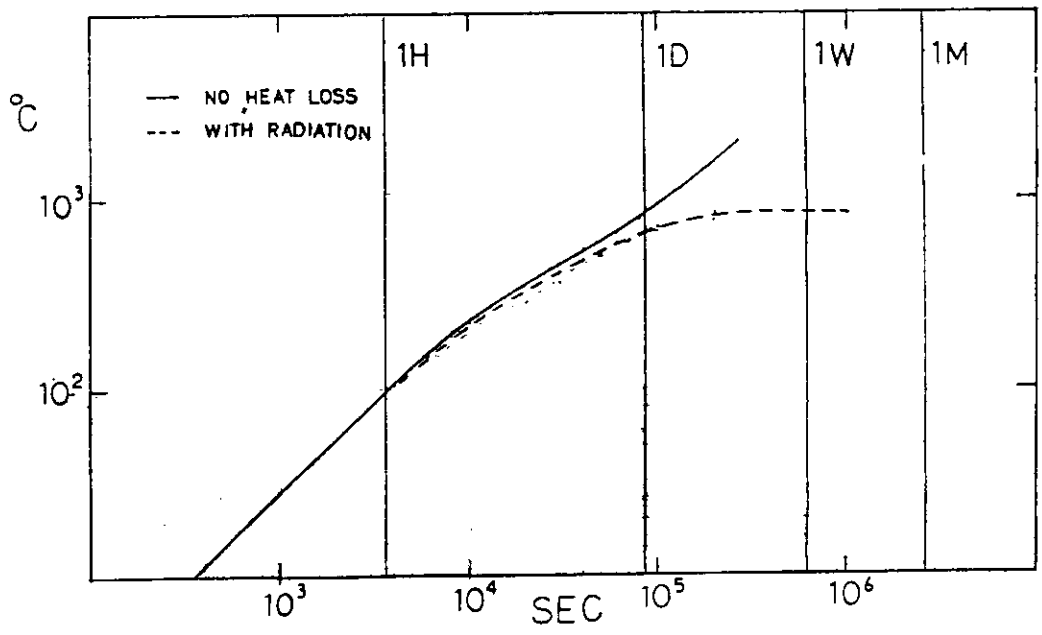


Fig. 19.4.3 Temperature increase due to decay heat

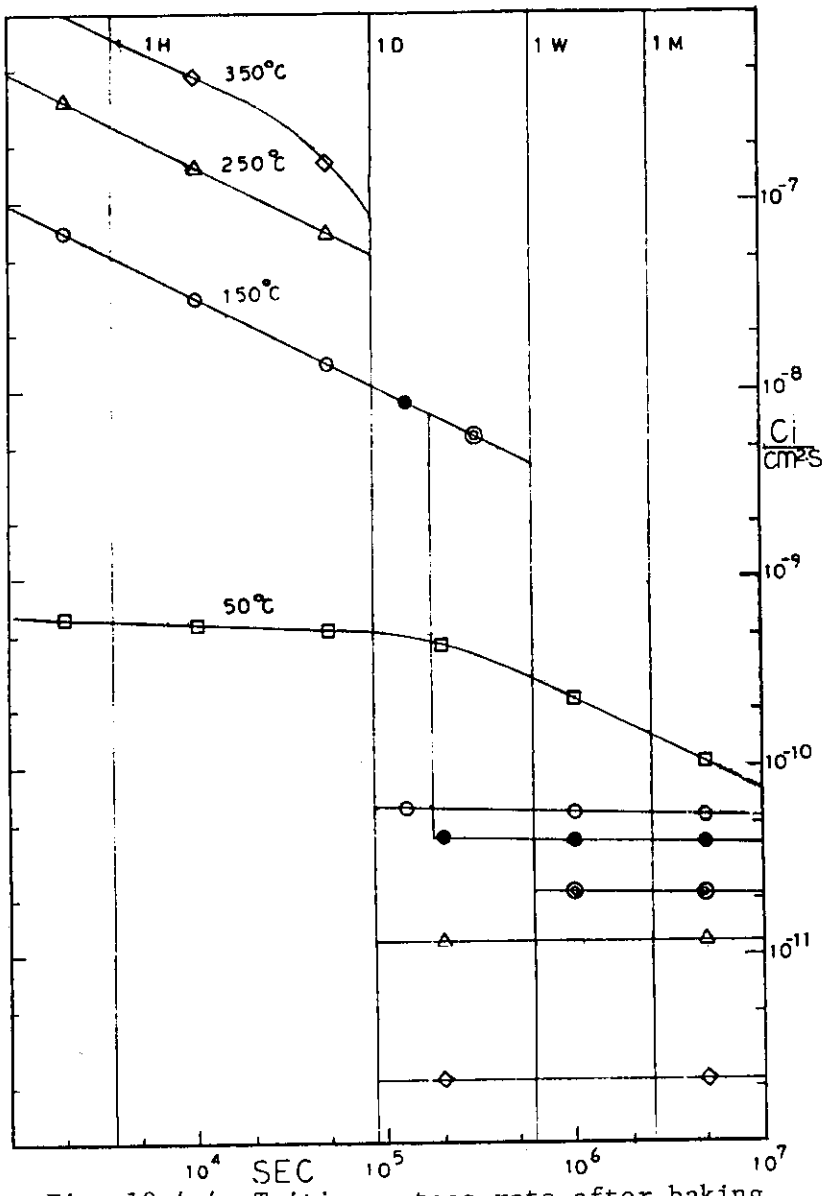


Fig. 19.4.4 Tritium outgas rate after baking

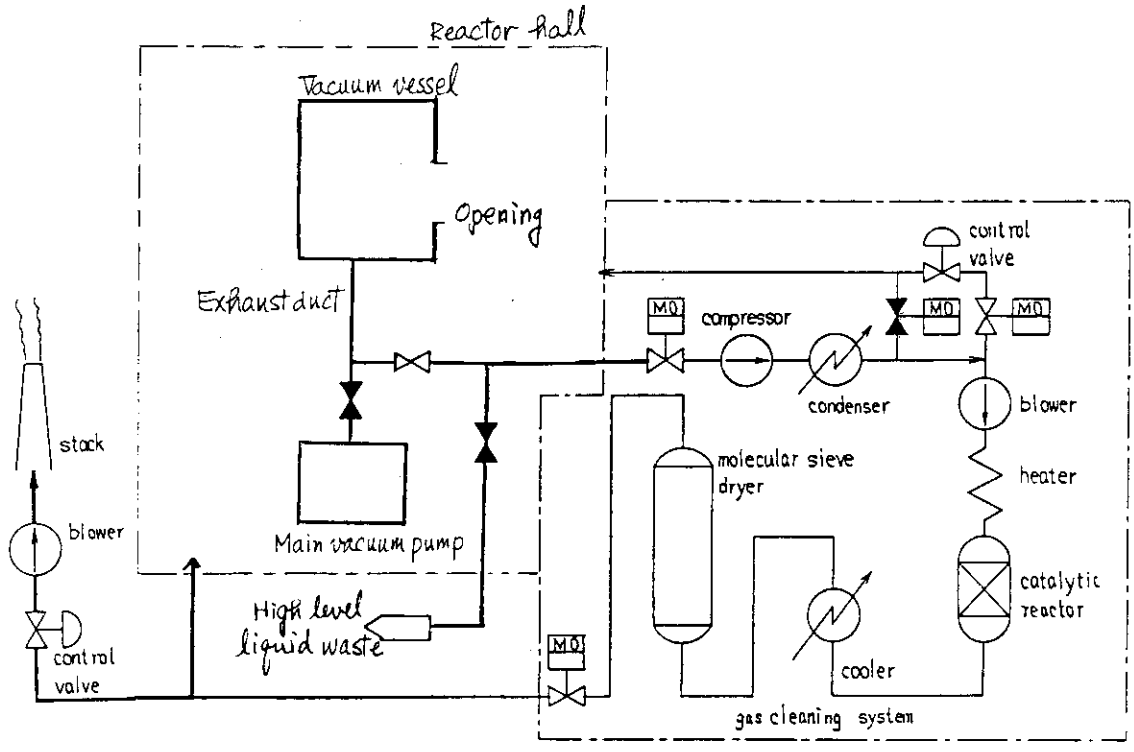


Fig. 19.4.5 Out gas cleaning system

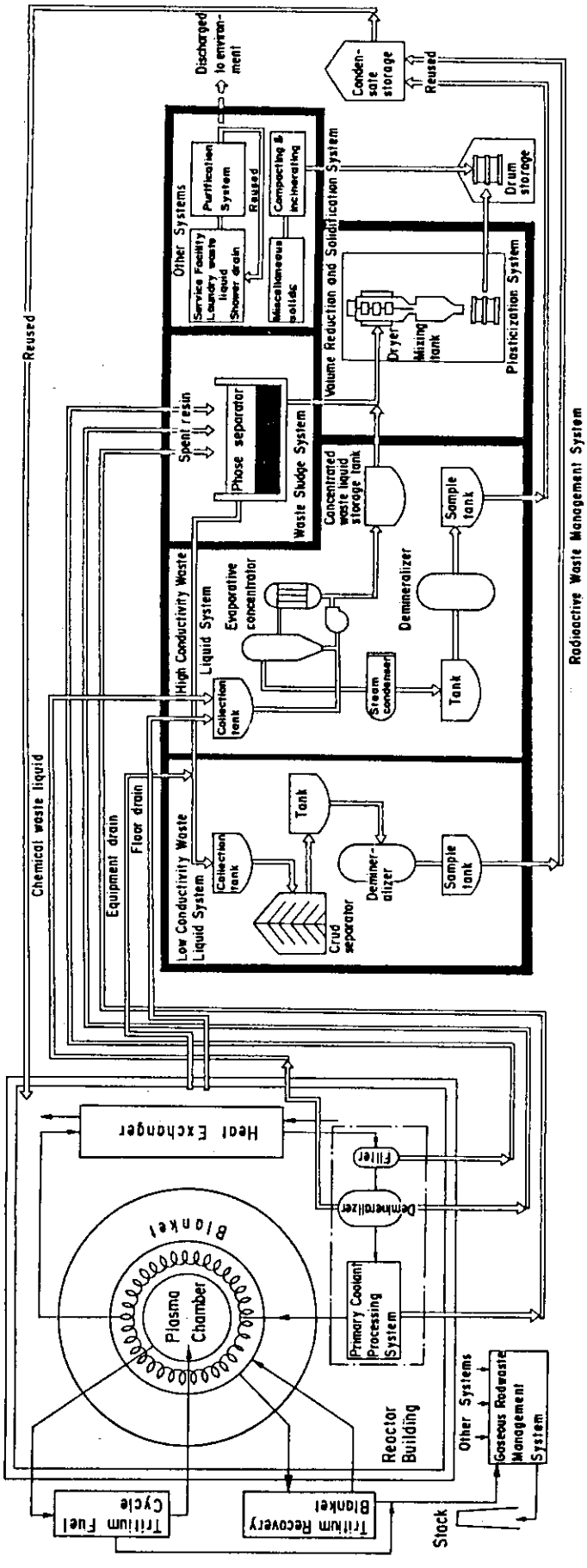


Fig. 19.5.1 System composition of FER radwaste management system

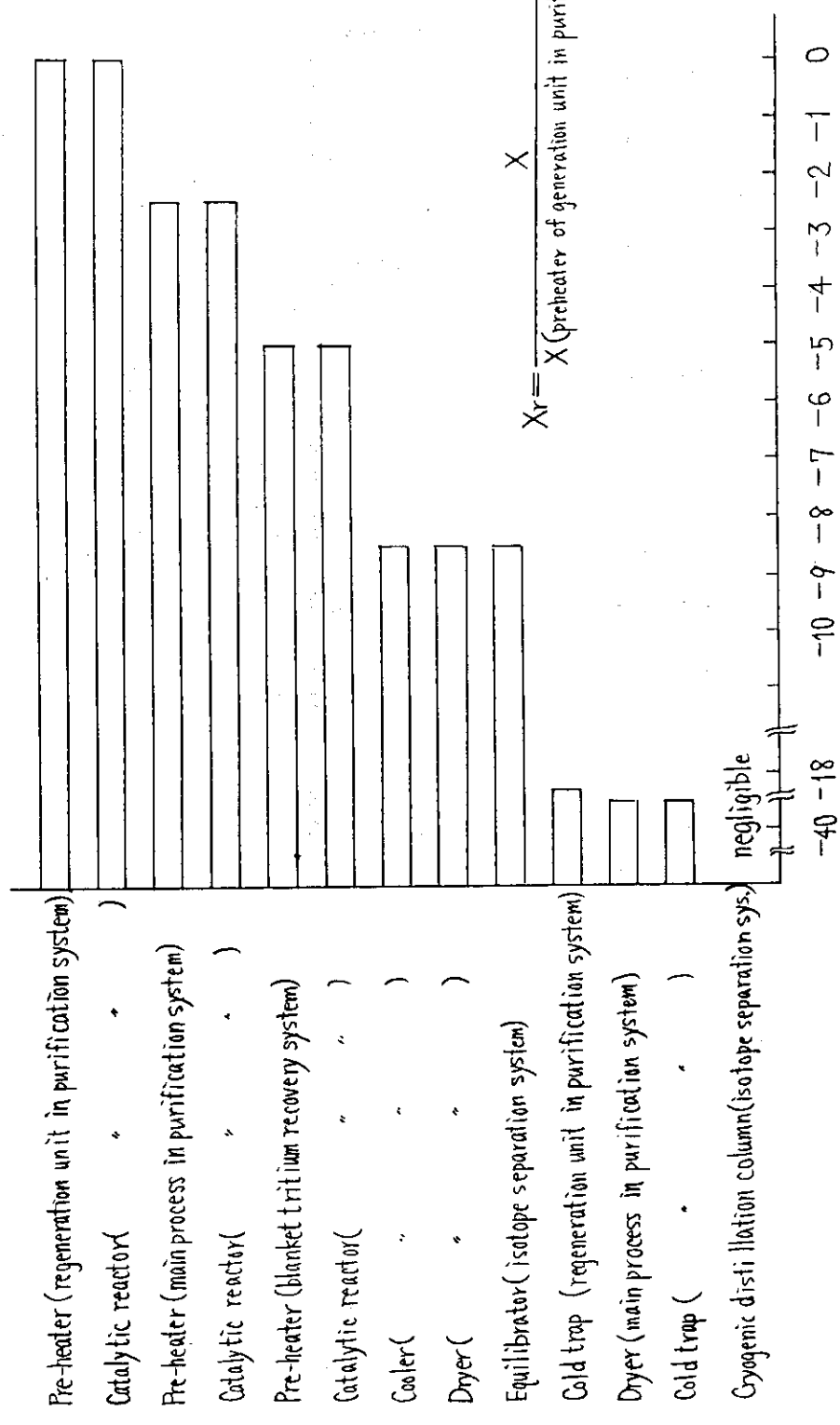


Fig. 19.5.2 Comparison of tritium permeation from main equipments

付録 1. ＦＭＥＡチャート

- ⊙ プラズマ真空容器
- ⊙ ブランケット
- ⊙ ダイバータ
- ⊙ 第　一　壁
- ⊙ クライオスタット／ベルジャー
- ⊙ 超電導トロイダル／ポロイダルコイル
- ⊙ 冷　凍　系
- ⊙ １次冷却系／２次冷却系
- ⊙ 中性粒子加熱装置
- ⊙ ＩＣＲＦ加熱装置
- ⊙ 真空排気系
- ⊙ トリチウム処理系

（プラズマ真空容器）ＦＭＥＡチャート

分類→（真空容器セクション）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	真空セクション	構造的堅牢さを維持するための主要な真空容器部品	・溶接部，構造材の破損	・溶接部欠陥 応力	・リーク	真空計				・隔離弁を閉じる
			・過度のエネルギ粒子束		・ダイバータ，第一壁の異常エローション	ガス分析（クライオの前）				・リークに対してはHeをふきつけて検出
			・リーク検出系の過加圧		・リーク					・溶接部にヘリウムふきつけ用パイプ（4～5mm）を用いる
			・TF/PF コイルの故障によるミサイル発生	・TF/PF コイルの故障						
			・機械的締結部のボルトのゆるみ	・異常振動 ・ボルト破損	・リーク					
			・絶縁不良	・絶縁機能劣化	・ワンターン抵抗抵下 ・ディスラプション時異常応力					
2	ベロー	必要とされる真空容器の一周抵抗を供給とともに真空シール	・溶接部，構造材の破損	溶接部欠陥	・リーク					
			・ベロー部の電気的短絡		・異常な電磁力発生					

（ブランケット）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	ブランケット容器	増殖材（Li_2O）とトーラス構造体（第一壁，シールド等）との分離	ブランケット構成物質のプラズマ真空容器へのもれ，吐出	・破損 ・割れ ・クラック	・プラズマ真空容器圧力増大 ・プラズマ真空容器汚染	・温度計				・プラズマ停止 ・ブランケット交換
2	Li_2O ペブル	トリチウム増殖	・許容温度範囲逸脱	・核発熱 ・冷却過大 ・冷却過少 ・ペブル変形	・トリチウム回収量少（又は不能） ・冷却管，熱応力，破損，バーンアウト	・温度計				・プラズマ停止 ・ブランケット交換
3	Pb 中性子増培層	中性子増培	・許容温度範囲逸脱	・異常入熱	・ディスラプション時電磁力によるブランケット容器破断	・温度計				・プラズマ停止 ・ブランケット交換
4	He ガスギャップ	トリチウム回収冷却管熱絶縁	・閉塞（入口，出口付近）	・ペブル溶融	・ブランケット内圧上昇 ・Li_2O 温度分布不均一	・圧力計 ・流量計				・プラズマ停止 ・ブランケット交換
5	スペーサー	He ガス流路確保	・破損	・疲労 ・異常応力 ・異常発熱	・Li_2O 充てん部温度分布不均一 ・許容温度範囲逸脱 ・熱応力による冷却管破損	・温度計				・多数のスペーサーが破損した場合，炉心 shut down
6	冷却管	Li_2O 冷却	・流量喪失	・ポンプ軸固着 ・冷却管閉塞	・Li_2O 溶融 ・ブランケット容器破損 ・Pb 層溶融	・圧力計 ・温度計				・炉心 shut down
			・冷却材喪失	・破断 ・割れ ・クフック （異常発熱 異常応力）	・$Li_2O + H_2O$ 反応による ・高温水蒸気発生によるブランケット内圧上昇	・圧力計				・炉心 shut down ・ブランケット内圧力低減

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
7	絶縁材	トーラス一周電圧確保	・絶縁破壊		・ブランケット電磁力過大	・セクタ間の耐圧を計測				

（ダイバータ）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	受熱板	熱負荷・粒子負荷処理（不純物 He 灰排気）	・溶融	・熱負荷異常増大	・完全に溶融した場合には，冷却水の真空容器への漏れあるいは流入	・アーマ材底部にガス管設置し，損耗による破断により検出				・交換修理
			・変形・割れ・亀裂	・異常応力・電磁力・アーキング・応力集中（とくにグルーブ部）	・変形，割れが冷却管等に達する場合，冷却水の漏れ，流出につながる。 ・変形によって磁力線に対する傾斜角の変化により損耗量増大					
			・許容厚さを越えた損耗	・疲労・異常粒子負荷						
			・受熱板·Cu冷却管剥離（受熱板·Cu冷却管接合部）	・異常応力	・ダイバータ機能喪失					・交換・修理
2	Cu冷却管	受熱板冷却	・流量喪失	ポンプ軸固着冷却管閉塞	・受熱板溶融・蒸発					・炉心 shut down
			・冷却材喪失	・破断 ・割れ ・クラック（異常応力，受熱板に対する異常熱負荷）	・受熱板溶融・蒸発，真空容器への高温水流入。					・炉心 shut down ・真空排気系保護

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
3	SUS補強板	受熱板・冷却管支持	・破損・変形	・異常応力	・冷却管ヘッダ破損の可能性					・交換修理 ・炉心 shut down
4	冷却水ヘッダ	冷却管とりまとめ	・破損・変形・割れ	・異常応力	・冷却水の真空容器・排気ダクトへの漏れ	・排気系の水の検出				・交換修理 ・炉心 shut down

（第　一　壁）FMEA チャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	第一壁	荷電粒子・中性子，熱に対する防護，NBI 追抜けに対する防護リップル損失に対する防護	・溶融・蒸発等による損耗 ・クラック，割れ，破損，ミサイル	・ディスラプション時，異常応力 ・異常熱負荷（ディスラプション，過出力） ・アーキング ・応力集中とくにグルーブ底部 ・疲労	・真空容器への冷却水の漏洩 ・崩壊熱	・圧力計 ・温度計				・プラズマ停止 ・崩壊熱除去後，故障セクター引き抜き
2	冷却管	第一壁冷却	・冷却材喪失 ・冷却流量喪失	・破断，クラック ・冷却管閉塞	・プラズマ真空容器への冷却水の流入	・流量計				・プラズマ停止

（第　一　壁）FMEAチャート

分類→（冷却システム）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	配管類	冷媒供給，回収	・漏洩，閉塞	・シール部の破損，損傷 ・シール部溶接不良	・冷却機能の低下	・排気系の水 ・圧力計				
2	バルブ	冷媒流入・開閉	・漏洩，破損	・シール部の破損，損傷 ・異常な外力の作用による損傷	・冷却機能の低下	・定期点検（ドレン量）				
3	ポンプ	冷媒供給	・起動，操作不良	・電気的，機械的故障	・冷却機能の低下	・圧力計 ・流量計				・破損ポンプをバルブで隔離し，予備ポンプを自動的にスタート

（クライオスタット／ベルジャー）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	真空管	大気との遮断 耐圧構造	・空気もれ，破壊	・溶接部不良，応力，ミサイル	・コイル熱，負荷増大，コイルクェンチ	・圧力計 ・真空計				・プラズマ shut down ・コイル電流停止
2	断熱構造	270°K→80°K の温度差の保持	・N_2 もれ	・ミサイル，応力	〃	〃				〃
3	ベローズ	ワンターン枢抗の確保	・空気もれ，破壊	・ミサイル，応力	〃	・変形検出				〃
4	フランジ	薄板の固定		・応力		・変形検出				
5	薄板構造	ターン枢抗の保持	・空気もれ，破壊	・ミサイル，応力	〃	〃				〃
6	クライオスタント用排気装置	クライオスタット排気	・停止		〃					〃
7	コイル He 容器	コイル冷却・断熱	・He もれ		〃	〃				〃

（超電導トロイダルコイル）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	超電導コイル	トロイダル磁場発生	・超電導線断線 ・導体移動 ・安定化材異常応力，破損 ・冷却流路閉塞 ・絶縁材破損		・コイルとしての機能喪失 ・超電導状態の喪失 ・クェンチ ・導体の冷却不可，超電導状態の維持不可 ・異常電磁力，熱負荷発生	・電圧計 ・Aconstic emissiton ・電圧計 ・温度計 ・圧力計 ・歪計				
2	支持構造物	コイル支授	・外リング，内リング，溶接部よりのもれ，変形 ・支持シリンダーの破壊，変形 ・ターン抵抗用絶縁体破壊（ループ形成） ・架台の破損 ・キーの変形		・コイル支持のアンバランス ・He 漏洩 ・異常電磁力 ・熱負荷発生 ・コイル支持のアンバランス	・歪計 ・歪計 ・歪計				・交換又は修理
3	パワーリード	コイルへの電流供給	・リードの断線，破壊 ・冷却不足による温度上昇		・コイル励磁不能	・電流計 ・電圧計 ・温度計				・交換
4	冷凍システム	超電導コイル冷却	・冷凍機からの冷媒配管の破断 ・溶接不良微少リークとその拡大		・コイル冷凍不能	・液面計 ・圧力計 ・液面計 ・圧力計				・交換，修理

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
			・繰返し応力による洩れ口の発生拡大			・液面計 ・圧力計				
5	計測制御装置		・コントロール回路，電源の消滅 ・センサーの故障破損 ・計算機の誤動作		・コイルコントロール不能					・交換
6	保護回路	コイル保護	・保護回路動作によるクェンチ時の最大電圧発生		・He 温度上昇による絶縁不良 ・He 中の放射能誘導電離 ・放射線照射による絶縁劣化 ・繰返し応力による絶縁性低下	・電圧計 ・電流計				・交換

（超電導ポロイダルコイル）FMEA チャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	超電導コイル	プラズマ電流維持 プラズマ平衡・位置維持 ポロイダル磁場発生	・導体の破断 ・補強材の破砕 ・過度の導体運動（管浸材の破砕）		・コイルとしての機能喪失	・電圧計 ・アコースティク検出器				・超電導コイル交換
					・クェンチ	・電圧計 ・アコースティク検出器				
			・絶縁物のキ裂		・ターン間のショート ・スペーサ破断による冷却チャンネルの閉塞 ・導体またはコイルの移動による冷却チャンネルの閉塞 ・冷媒中の不純物の集積による冷却チャンネルの閉塞	・電圧計 ・He 圧力計				
2	支持構造物	コイル支持	・繰返し応力による機械的性質の劣化	・異常電磁力		・歪計				・支持　造物交換
			・架台の破損		・コイル支持のアンバランス					
3	パワーリード	コイルへの電流供給	・リードの断線，破壊 ・冷却不足による温度上昇		・コイル励磁不能	・電圧計 ・電流計 ・温度計				・パワーリード交換
5	冷凍システム関連	超電導コイル冷却	・冷却機からの冷媒配管の破断 ・熔接不良微小リークとその拡大		・コイル冷凍不能 ・コイルクェンチ ・冷凍負荷増大	・液面計 ・He 圧力計 ・真空計 ・液面計				・コイル，冷凍系停止 ・故障部交換

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
			・繰返し応力による洩れ口の発生，拡大							
6	計測，制御装置		・コントロール回路電源の消滅 ・センサーの故障，破壊 ・インターロックの故障 ・計算機の誤動作		・コントロール不能					・重要部分は2ケ所設置 ・交換
7	保護回路	コイル保護	・保護回路動作によるクェンチ時の最大電圧発生		・He 温度上昇による絶縁不良 ・He 中の放射線誘電電離 ・放射線照射による絶縁劣化 ・繰返し応力による絶縁性低下（表面の荒れ等）	・電圧計 ・電流計				・故障部の交換

（冷　却　系）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	He冷凍液化機	Heの液化冷凍	・冷凍液化機の停止	・区動源の停止等	・LHe貯槽への供給不足	・液面計 ・流量計				・プラズマ運転停止 ・コイル電流停止
2	LHe貯槽	LHeの貯蔵	・LHeのもれ	・破壊	・LHe不足	・液面計 ・He検出器				〃
3	He供給源（小タンク）	LHeを小タンクに分ける供給用ヘリウムボンベ	・He供給源の不足	・破壊，もれ	・GHe不足					〃
4	GHe回収系	気化したHeの回収	・回収不能	・破壊，もれ	・LHe不足					〃
5	LHeタンク	コイルごとの小タンク	・タンクのもれ，破壊	・外部ミサイル	・LHe不足	・液面計 ・圧力計				〃
6	配管	冷媒供給	・破断 ・閉塞	・ミサイル，疲れ ・不純物	・LHe不足 ・LHe不足	・流量計 ・液面計				〃
6	液送ポンプ	Heの輸送	・停止	・モーター故障 ・つまり	・冷媒不足	・流量計				・プラズマ運転停止 ・コイル電流停止
7	バルブ	冷媒流入間閉調節	・閉塞	・作動不足 ・つまり	〃	〃				〃

（一次冷却系）FMEAチャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	中間熱交換器配管部 中間熱交換器胴体部	一次冷却水と二次冷却水との熱交換	・一次冷却水のもれ（二次冷却系への） ・二次冷却水の建家内への漏洩	・配管部のキ裂，破壊 ・胴体部のキ裂，破壊（ミサイル）	・二次系の放射能汚染	・トリチウムモニター ・圧力計				・プラズマ停止 ・二次冷却系停止 ・補助冷却系作動 〃
2	一次冷却水ポンプ	渦巻式ポンプの駆動 一次冷却水の循環	・停止	・モーター不良 ・ポンプ不良	・一次系温度上昇（冷却水不足）	・流量計 ・温度計				・プラズマ停止 ・補助冷却系作動
3	ヘッドタンク	一次ループの加圧及びパルス温度の均一化	・容器の破断，もれ	・ミサイル ・キ裂	・冷却水不足	〃				〃
4	バルブ	冷却水の遮断及び調節	・バルブ閉塞	バルブ故障	・冷却水不足	・温度計 ・圧力計 ・流量計				〃
5	配管	一次冷却水の循環	・洩れ，破断	・ミサイルキ裂	・冷却水不足 ・室内放射能汚染	・圧力計 ・トリチウムモニター				〃

（二次冷却系）FMEA チャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	中間熱交換器	一次冷却水と二次冷却水との熱交換	・胴体からのもれ	・キ裂，破断（ミサイル）	・二次冷却水不足	・圧力計				・プラズマ shut down ・補助冷却系作動
2	二次冷却水ポンプ	渦巻ポンプの駆動と一次冷却水の循環	・停止	・モニター不良 ・ポンプ不良	・二次系，一次系温度上昇	・流量計 ・温度計				〃
3	冷却塔	大気との熱交換	・冷却不能	・ファンの故障 ・電動機の故障 ・配管もれ ・入口マニフォールドの洩れ	〃	・流量計 ・温度計				〃
4	バルブ	冷却水流量調節	・バルブ閉塞	・バルブ故障	・冷却水不足→一次系温度上昇	・温度計 ・圧力計 ・流量計				〃
5	配管	冷却水循環	・洩れ	・キ裂，破断	・冷却水不足	・圧力計				〃

（中性粒子入射加熱装置）FMEA チャート

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	イオン源	・イオンの発生，引出し	・引出し電極の損耗 ・配水管もれ ・カソードの損耗	絶縁破壊による熔融 ・寿命	・冷却水のもれ →クライオポンプへの吸着	真空計 水のモニター 冷却水圧力流量のモニター ・電圧，電流計 ・温度計				・電源の遮断 ・冷却水の停止 →交換 ・交換
2	エネルギー回収電極	・非中性化イオンの回収	・電極の損耗 ・配管水もれ	絶縁破壊による熔融	〃	〃				・交換
3	中性化セル	・イオンの中性化	・ビームリミター配管水もれ	・損耗，キ裂	〃	〃				〃
4	ドリフト管	・中性粒子注入口	・冷却水配管もれ	・キ裂	〃	・温度計 ・真空計 ・冷却水圧力，流量のモニター				・修理，交換
5	真空容器	・真空保持	・リーク	・溶接部不良	・真空劣化	・真空計				・修理
6	ゲートバルブ	・プラズマ真空容器との遮断	・開閉不可	・バルブ不良	・NBI の放射化					
8	磁気遮蔽	・磁場の稼動								

（ＩＣＲＦ加熱装置）ＦＭＥＡチャート

分類（大電力結合系）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	アンテナ導体	高周波電力の結合	・変形溶融，溶断，絶縁破壊	・冷却不能 ・高周波相結合	・ＲＦ給電不能 ・冷却水漏れ，真空容器内汚染	・方向性結合器，圧力計流量計，アーク検出器 ・真空計				・ＲＦ−Off
2	ファラデーシールド	不要電場短絡	・変形・溶融・溶断	・冷却不能	・プラズマ加熱効率低下（不純物流入増大） ・中心導体リターン導体の熱負荷増大→導体部分の溶融・溶断・冷却水漏れ，冷却水漏れ	・圧力計 ・流量計				・同　上
3	給電線	高周波伝送給電	・変形，溶融，溶断・絶縁・破壊	・冷却不能 ・絶縁不良	・ＲＦ給電不能	・方向性結合器，圧力計，流量計，アーク検出器 ・真空計 ・ノイズモニタ				・同　上
4	同軸給電線（アンテナスタブ間 スタブ発振器間）	高周波の伝送	・変形 ・絶縁破壊	・冷却不能 ・スペーサ不良	・ＲＦ給電不能	・方向性結合器，アーク結出器，圧力計，流量計				・同　上
5	遮蔽体	放射線の遮蔽	・溶融・変形	・冷却不能	・放射線リーク増加	・放射線検出器，圧力計，				・同　上

No	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
						流量計				
10	冷却水配管	冷却水の供給排出	・配管ひび割れ，破断 ・冷却水流量喪失 ・冷却管破断	・ポンプ停止 ・腐蝕 ・弁誤動作	・各機器変形，溶融，真空破壊，RF給電不能	・圧力計，流量計，真空計				・RF－Off
11	スタブ	インピーダンス整合	・短絡板溶着 ・同軸導体変形 ・絶縁破壊	・溶融不良，不均一接触，冷却不能 ・スペーサー不良	・RF給電不能	・方向性結合器，位置検出器 ・アーク検出器				・同　上 ・同　上
12	SF_6供給装置	SF_6供給	・供給不能 ・圧力低下	・ポンプ停止 ・リーク	・RF給電不能	・圧力計				・同　上

（ICRF 加熱装置）FMEA チャート

分類（大電力高周波発振系）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	原発振器	目的の周波数の微小電力の発生	・発振停止 ・周波数変動	・回路故障 ・電源故障	・停止	・進行波の減少				・電源 off
2	位相利得調整器	大電力増幅系の電流又は電圧の位相利得をそろえる。	・制御不能	・機能素子の破損 ・外部からの制御信号の不通	・停止	・進行波の減少 ・波形モニタの異常				・同　上
3	広帯域増幅器	高周波電力の増幅	・出力信号の停止	・機能素子の破損 ・電源故障	・停止	・同　上				・同　上
4	電力増幅部	同　上	・出力信号の減少停止	・電子管の破損 ・電源故障 ・冷却故障 ・反射電力過大	・停止	・同　上 ・直流電流過大 ・反射波の増加				・同　上
5	電力合成器	高周波電力の合成	・出力減少 ・絶縁破壊	・反射電力過大 ・アーク発生 ・吸収低抗破損	・停止	・進行波の減少 ・反射波の増加 ・アーク検出				・同　上

（真空排気系）FMEA チャート

大分類→（クライオポンプ）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	クライオソープションパネル	He 吸着	・冷却能力喪失	・冷却管閉塞	・吸着材昇温，ガス放出	・真空圧力計 ・温度計				
			・冷却材漏洩	・破損	・He 吸着能力低下，圧力上昇	・真空圧力計				
2	クライオコンデンセーションパネル	D_2, T_2 吸着	・冷却能力喪失	・冷却管閉塞	・パネル昇温，ガス放出	・真空圧力計 ・温度計				
			・冷却材漏洩	・破損	・圧力上昇	・真空圧力計				
3	液体ヘリウム配管	冷却材流路	・破断	・内圧上昇	・冷却能力低下	・ヘリウム留圧力計				
4	窒素シールド板	断熱	・冷却能力喪失	・冷却管閉塞	・パネル昇温，ガス放出	・真空圧力計 ・温度計				
5	液体窒素配管	パネル冷却	・冷却材漏洩	・破損	・冷却能力低下，圧力上昇	・圧力計				
6	真空容器	真空保持	・真空破壊	・破損	・トリチウム放出	・真空圧力計 ・トリチウムモニタ				
			・空気リーク	・破損	・冷却能力低下，圧力上昇	・真空圧力計				
7	真空圧力計	圧力表示	・誤指示	・断線	・クライオポンプ内圧力検出不能	・点検・監視				
8	温度計	パネル温度表示	・誤指示	・断線	・パネル温度検出不能	・点検・監視				
9	ゲートバルブ本体	真空容器と隔離	・閉鎖不能	・内部破損	・再生モード不能	・位置監視				

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
10	ゲートバルブ逐動装置	ゲートバルブ逐動	・逐動停止	・動力欠如	・再生モード不能	・動力源監視				
11	高速バルブ	高速隔離	・閉鎖不能	・内部破損	・異常時の安全性欠如	・位置監視				
12	排気ダクトベローズ	熱膨張吸収	・リーク	・破損	・真空劣化	・真空圧力計				
13	ターボ分子ポンプ	クライオポンプ室排気	・回転不能	・破損	・再生モード未完	・真空圧力計				
14	メカニカルブースターポンプ	クライオポンプ室排気	・回転不能	・油切れ	・再生モード未完	・真空圧力計				
15	再生系バルブ	再生モード排気路確保	・開閉せず	・破損	・再生モード未完	・位置監視				
16	格納壁	クライオポンプ格納	・リーク	・破損	・三重防御→二重	・湿度計				
17	格納室トリチウムモニター	トリチウムリーク検出	・誤指示	・断線	・異常時（リーク）検出不能	・定期点検				

（トリチウム処理系統）FMEAチャート

分類→（燃料ガス循環系統）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	中	軽	必要処置
1	燃料ガスフィルタ	微粉，ミスト，エアロゾル等の除去	・微粉類除去不能 ・流路閉塞・抵抗拡大	・炉材破損 ・炉材目づまり	・系統機器内沈着による機能低下 ・流量低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
2	燃料ガス予熱器	燃料ガスの予熱	・燃料ガスの予熱不能	・ヒータ断線	・燃料ガス酸化触媒塔反応機能低下	・温度計				
3	燃料ガス酸化触媒塔	燃料ガス中の酸素を水素同位体と反応	・反応能力低下・不能	・ヒータ断線 ・触媒性能劣化	・酸素除去不可能，燃料ガス同位体分離系流路閉塞又は不純物と爆発	・酸素濃度計 ・温度計				
4	燃料ガス乾燥器	燃料ガスの乾燥	・乾燥不能	・冷媒流量低下または喪失	・燃料ガス不純物吸着塔負荷過大により吸着性能低下	・温度計				
5	燃料ガス気水分離器	ミスト類の除去	・ミスト類の除去不能 ・流路閉塞・抵抗拡大	・沪材破損 ・沪材目づまり	・同　上 ・流量低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
6	燃料ガス不純物吸着塔	炭素・窒素化合物等不純物の除去	・爆発性不純物の除去不能	・冷媒流量低下または喪失，吸着剤性能劣化	・燃料ガス同位体分離系流路閉塞又は不純物が濃縮・爆発	・温度計 ・濃度計				
7	燃料ガスメッシュフィルタ	・微粉等の除去	・微粉等の除去不能 ・流路閉塞	・沪材破損 ・沪材目づまり	・燃料ガス同位体分離系内沈着，機能低下，燃料循環機能低下	・差圧計				

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
8	再生ガスメッシュフィルタ	微粉等の除去	・微粉等の除去不能，流路閉塞	・沪材破損 ・沪材目づまり	・燃料ガス同位体分離系内沈着，機能低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
9	再生真空ポンプ	燃料ガスを再生設備へ導入	・導入不可能	・駆動源故障	・燃料ガス不純物吸着塔再生不可能	・圧力計 ・流量計				
10	再生ガス予熱器	再生ガスの予熱	・再生ガスの予熱不能	・ヒータ断線	・再生ガス酸化触媒塔反応機能低下	・温度計				
11	再生ガス酸化触媒塔	再生ガス中の水素化合物をクラッキング	・反応能力低下・不能	・ヒータ断線 ・触媒性能劣化	・下流の廃棄物処理系におけるトリチウム濃度増加	・温度計 ・濃度計				
12	燃料再生ガス乾燥器	再生ガスの乾燥	・乾燥不可能	・冷媒流量低下または喪失	・トリチウム回収不可能，下流の廃棄物処理系トリチウム濃度増加	・温度計				
13	燃料再生ガス気水分離器	ミスト類の除去	・ミスト類の除去不能，流路閉塞抵抗拡大	・沪材破損 ・沪材目づまり	・下流廃棄物処理系トリチウム濃度増加	・差圧計				
14	再生ガスサージタンク	流量制御	・制御不可能	・機器破損	・トリチウムの系外放出	・放射線モニタ				
15	電解装置	水分分解	・電解不可能	・装置不作動	・燃料ガスの回収不可能	・流量計				
16	深冷蒸留塔	燃料ガス水素同位体分離	・燃料ガス分離不可能	・冷媒流量低下・喪失・調整不可能	・燃料ガス再使用不可能 ・系内圧力異常上昇	・流量計 ・温度計 ・濃度計				

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
				• ヒータ断線 温度制御不能						
17	同位体平衡器	燃料ガス水素同位体原子組合せ変換	• 平衡反応促進	• 触媒性能劣化 • 温度制御不可能	• 燃料ガス同位体分離系機能低下 • 廃棄物処理系トリチウム濃度増加	• 濃度計 • 温度計				
18	冷媒供給設備	深冷蒸留塔への冷媒供給	• 冷媒供給不良・不能	• 設備破損，駆動機器故障	• 燃料ガス同位体分離系機能低下	• 流量計 • 温度計				
19	燃料ガス貯蔵設備	精製・分離された燃料ガスの貯蔵	• 燃料ガスの貯蔵不能	• 設備不能	• 燃料ガス自給，回収不能	• 流量計 • 圧力計				
20	燃料ガス注入設備	燃料ガスのプラズマ容器への注入	• 燃料ガスのプラズマ容器への注入	• 設備不作動	• 運転不可能	• 流量計 • 圧力計				
21	弁類	流体流入開閉	• 開閉不作動	• 機器的故障 • 作動源故障	• 系統切換不可，流体流量制御不可	• 流量計 • 温度計 • 圧力計				
22	配管類	流体供給，回収	• 流体供給，回収不能	• 破損，流路閉塞	• 運転停止	• 流量計 • 圧力計				
23	計器類	機能チェック，制御	• 異常表示，制御不能	• 計器不作動	• システム制御不能	• 計器全般				

（トリチウム処理系統）FMEAチャート

分類→（増殖ブランケットトリチウム回収系）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	前置フィルタ	微粉，ミスト，エアロゾル等の除去	・微粉類除去不能 ・流路閉塞・抵抗拡大	・炉材破損 ・炉材目づまり	・系統機器内沈着による機能低下 ・流量低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
2	掃気ガスブロワ	掃気ガスの循環駆動	・掃気ガス運搬不能	・駆動源故障	・増殖トリチウム回収能低下	・流量計				
3	掃気ガスブロワ用消音器	掃気ガスブロワの発生音を弱める	・効果なし	・破損	・特になし	・なし				
4	掃気ガス予熱器	掃気ガスの予熱	・掃気ガスの予熱不能	・ヒータ断線	・掃気ガス酸化触媒塔反応機能低下	・温度計				
5	掃気ガス酸化触媒塔	掃気ガス中の水素同位体の酸化	・反応能力低下・不能	・ヒータ断線 ・触媒性能劣化	・燃料ガス同位体回収機能低下	・濃度計 ・温度計				
6	掃気ガス冷却器	掃気ガスの冷却	・掃気ガスの冷却不能	・冷却水流量低下または喪失	・下流の掃気ガス脱湿塔負荷増	・温度計 ・流量計				
7	掃気ガス脱湿塔	水素同位体・酸素化合物（水蒸気）の除去	・水蒸気除去機能低下	・脱湿剤性能劣化	・増殖トリチウム回収能力低下	・湿度計				
8	掃気ガスメッシュフィルタ	微粉等の除去	・微粉等の除去不能，流路閉塞	・沪材破損 ・沪材目づまり	・後置フィルタ負荷増	・差圧計				

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
9	後置フィルタ	微粉，ミスト，エアロゾル等の除去	・微粉類除去不能 ・流路閉塞・抵抗拡大	・沪材破損 ・沪材目づまり	・流量低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
10	再生ガスブロワ	再生ガスの循環駆動	・再生ガス循環量低下	・駆動源故障	・脱湿剤再生能低下	・流量計				
11	再生ガスブロワ用消音器	再生ガスブロワの発生音を弱める	・効果なし	・破損	・特になし	・なし				
12	再生ガス加熱器	再生ガスの加熱	・再生ガスの加熱不能	・ヒータ断線	・排気ガス脱湿塔再生不能	・温度計				
13	再生ガス熱交換器	再生ガスの冷却加熱	・熱交換性能低下	・チューブリーク	・他の熱交換器の負荷増加	・湿度計				
14	再生ガス冷却器	再生ガスの冷却	・再生ガスの冷却不能	・チューブリーク	・再生ガス乾燥器の負荷増加	・温度計				
15	再生ガス乾燥器	再生ガスの乾燥	・乾燥不能	・冷媒流量低下または喪失	・排気ガス脱湿塔再生不能	・温度計				
16	再生ガス気水分離器	ミスト等の除去	・ミスト等の除去不能	・沪材破損 ・沪材目づまり	・流量低下，燃料循環機能低下	・差圧計				
17	再生ガス供給タンク	再生ガスの貯蔵供給	・再生ガスの貯蔵供給不能	・破損	・排気ガス脱湿塔再生不能	・なし				

No.	機器名（部品）	機能 目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
18	弁類	流体流入開閉	・開閉不作動	・機器的故障 ・作動源故障	・系統切換不可，流体流量制御不可	・流量計 ・温度計 ・圧力計				
19	配管類	流体供給，回収	・流体供給，回収不能	・破損，流路閉塞	・運転停止	・流量計 ・圧力計				
20	計器類	機能チェック，制御	・異常表示，制御不能	・計器不作動	・システム制御不能	・計器全般				

（トリチウム処理系統）FMEAチャート

分類→（1次冷却水処理系）

No.	機器名（部品）	機能目的	故障モード	故障原因	システム（リブシステム）への影響	検出方法	故障分類 重	故障分類 中	故障分類 軽	必要処置
1	水素同位体接触交換器	冷却水中のトリチウムと軽水素の交換	・反応能力低下・不能	・ヒータ断線 ・触媒性能劣化	・冷却水浄化不能	・濃度計 ・温度計				
2	深冷蒸留塔	燃料ガス水素同位体分離	・燃料ガス分離不可能	・冷媒流量低下，喪失，調整不可能 ・ヒータ断線温度制御不能	・燃料ガス回収不能 ・下流廃棄物処理系負荷増 ・系内圧力異常上昇	・流量計 ・温度計 ・濃度計				
3	冷媒供給設備	深冷蒸留塔への冷媒供給	・冷媒供給不良不能	・設備破損，駆動機器故障	・燃料ガス同位体分離性能低下	・流量計 ・温度計				
4	その他付属機器	系統機能を補助	・系統機能不良	・設備破損	・系統機能不良	・諸計器				
5	弁類	流体流入開閉	・開閉不作動	・機器的故障 ・作動源故障	・系統切換不可，流体流量制御不可	・流量計 ・温度計 ・圧力計				
6	配管類	流体供給，回収	・流体供給，回収不能	・破損，流路閉塞	・運転停止	・流量計 ・圧力計				
7	計器類	機能チェック，制御	・異常表示，制御不能	・計器不作動	・システム制御不能	・計器全般				

附録2　D－T粒子照射下にある材料中のトリチウム透過モデル

(i) 均一材料の場合

T粒子の表面再結合の相手は，T粒子，D粒子の両方が可能であることを考慮するため，TとDを同一粒子（同一の物性パラメータに従う）として近似する。

厚さ x_1 の材料中の定常（T,D）濃度Cは，一次元拡散方程式，

$$\frac{d}{dx}\left[D(T(x))\frac{dC}{dx}\right]+G(x)=0,\quad 0<x<x_1 \tag{1}$$

に従うとする。但し，xは，プラズマ側表面からの深さ，Dは材料中のトリチウム拡散係数（デューテリウムはトリチウムと同一の拡散係数を有すると近似する）で，

$$D(T)=D_0\exp(-E_D/T) \tag{2}$$

T(x)は，深さxでの材料温度，G(x)は，注入された（T,D）粒子束分布で，この評価では，深さRの位置に δ 関数的に注入されると仮定し，次式であらわす。

$$G(x)=(1-Rn)\phi_{D-T}\,\delta(x-R) \tag{3}$$

但し，ϕ_{D-T} は，（T,D）粒子合計の照射粒子束，Rnは，照射（T,D）粒子の表面反射率である。

拡散方程式(1)は，両側表面で次の境界条件を仮定して解く。

$$J_0=K_0C_0^2 \tag{4}$$

および，

$$J_1=K_1C_1^2 \tag{5}$$

但し，Jは，表面から外部へ向う（T,D）粒子束，Kは，表面での再結合速度定数，Cは表面での（T,D）粒子濃度を，それぞれ表わし，添字0，1は，それぞれ，プラズマ側および冷却水側表面を示す。

境界条件(4)，(5)は，$K\to\infty$ とする特別な場合において $C\to 0$ という境界条件，即ち，拡散律速条件を含んでいる。即ち，特に，

$K_0\to\infty$ ならば，$C_0=0$　　(4a)

$K_1\to\infty$ ならば，$C_1=0$　　(5a)

条件(2)～(5)のもとで，拡散方程式は，解析的に厳密に解くことができる。この方程式の特別な場合，T(x)＝一定，即ちD〔T(x)〕＝一定の場合の解が，Doyleによって扱われている[9]。Doyleにならって次の様な無次元量を導入する。

$$\upsilon=(K_1/\phi)^{1/2}C_1=(J_1/\phi)^{1/2} \tag{6}$$

$$\alpha=R/x_1 \tag{7}$$

$$\gamma=(K_0/K_1)^{1/2} \tag{8}$$

$$W=R(\phi K_0)^{1/2}/\bar{D}_0 \tag{9}$$

但し，

$$\phi=(1-Rn)\phi_{D-T} \tag{10}$$

また，(9)式の右辺の $\bar{D}_0$ は，温度分布を有する場合に対し，DoyleのDの代りに導入された量で，次式で定義される。

$$\bar{D}_0 = R\left\{\int_0^R \left[D(T(\xi))\right]^{-1} d\xi\right\}^{-1} \tag{11}$$

これは，プラズマ側表面と注入位置Rの間の領域の平均拡散係数をあらわす。

更に，Doyleではあらわれない。次の無次元量を導入する。

$$\delta = \bar{D}_1/\bar{D}_0 \tag{12}$$

$$\alpha' = \alpha\delta = (R/\bar{D}_0)/(x_1/\bar{D}_1) \tag{13}$$

但し，$\bar{D}_1$は，注入位置Rと冷却水側表面の間の領域の平均拡散係数で，

$$\bar{D}_1 = (x_1 - R)\left\{\int_R^{X_1} \left[D(T(\xi))\right]^{-1} d\xi\right\}^{-1} \tag{14}$$

これらの無次元量を用いて，υに関する次の4次方程式を得る。

$$\upsilon^4 + (2\alpha'\gamma/W)\upsilon^3 + 2\alpha'\left[(\alpha'/2W^2)(1+\gamma^2) - 1\right]\upsilon^2 - (2\alpha'^2\gamma/W)\upsilon + \alpha'^2(1-1/W^2) = 0 \tag{15}$$

但し，この式を導くのに，$R \ll x_1$という条件を使っている。

(15)式は，α'の代りにαを使えば，一様温度の場合に対してDoyle[9]が導いた式と全く同じである。Doyle[9]が示した様に，次式は(15)式の良い近似解である。

$$\upsilon^2 \fallingdotseq \frac{\alpha'(1+1/W)}{1+(1+\gamma^2)\alpha'(1+1/W)} \tag{16}$$

特に，$\gamma^2\alpha' \ll W$の時は，更に簡単化され（$\alpha' \ll 1$であるから），

$$\upsilon^2 \approx \alpha'(1+1/W) \tag{16a}$$

更に，(15)式の特別な場合の解として，二つの場合を考察する。まず，冷却水側への透過が拡散律速とした場合で，これは(5a)式により，$K_1 \to \infty$とする事と等価である。この時，

$$\gamma = 0 \tag{17}$$

となり，(15)式は，厳密に解くことができ，次の解をえる。

$$\upsilon^2 = \alpha'\{1 - \alpha'/2W^2 + (1/W)(1+\alpha'^2/4W^2)^{1/2}\} \tag{18}$$

特に，$\alpha' \ll W^2$の時は，更に簡単化され（$\alpha' \ll 1$），(18)式は(16a)式と全く一致する事がわかる。

次に，更に，プラズマ側への透過も拡散律速とした場合には，(4a)式から，$K_0 \to \infty$とする事と等価である。この時，$W \to \infty$となり，(18)式から，

$$\upsilon^2 = \alpha' \tag{19}$$

これを，(16a)式と比較すれば，拡散律速モデルは，(16a)式の右辺の，1/Wの項が無視される事に対応している事がわかる。

更に，(19)式は，プラズマ側にT_2ガスが存在する場合の拡散律速モデル境界条件，

$$C_0 = S_0 P_{T2}^{1/2} \tag{4b}$$

のもとに(1)を直接解いた時，（この場合，T粒子単独で考える）

$$\upsilon_T^2 = \alpha'\left[1 + (\bar{D}_0/R\phi_T)S_0 P_{T_2}^{1/2}\right] \tag{20}$$

の特別な場合となる。但し，S_0は，プラズマ側表面におけるT_2の溶解度，P_{T_2}はプラズマ側におけるT_2分圧，ϕ_TはT単独の注入粒子束，υ_T^2はT単独の無次元透過量である。通常，溶解項の影響は小さい。

さて，(16)，(18)，(19)の各式のυ^2から，冷却水への(D, T)透過束J_1は，(6)式によって，

$$J_1 = \phi \upsilon^2 \tag{21}$$

注入粒子束は，50％T，50％Dであるから，トリチウムの透過束 $J_{1,T}$ は，

$$J_{1,T} = 0.5\, J_1 \tag{22}$$

となる。(20)式の υ_T^2 からは直接，

$$J_{1,T} = \phi_T \upsilon_T^2 \tag{23}$$

により，トリチウム透過束が求まる。拡散律速の場合，T透過に対してD粒子の存在は影響しないので，D粒子を考慮してもしなくても結果は同じ（考慮した場合に(22)式によりT透過束を求めれば）である。

(ii) 二種の材料が金相学的に接合されている場合

この場合，二つの材料の境界において，次の境界条件が成り立つと仮する。

濃度Cと粒子束Jが，共に連続である (24)

この時，透過量の評価は，(i)項で示した均一材料の場合と全く同様であり，単に，$\bar{D}_1$ を(14)式から求める代りに，

$$\bar{D}_1 = (x_1 - R)\left\{\int_R^{x_0} \left[D^{I}(T^{I}(\xi))\right]^{-1} d\xi + \int_{x_0}^{x_1} \left[D^{II}(T^{II}(\xi))\right]^{-1} d\xi \right\}^{-1} \tag{14a}$$

とすれば良い。但し，x_0 は，プラズマ側材料(I)と，冷却水側材料(II)の境界位置（$R < x_0 < x_1$），D^{I}, D^{II} は，材料(I),(II)の拡散係数，T^{I}, T^{II} は，材料(I),(II)内の温度分布である。

20. プラント・レイアウト

ＦＥＲのプラント・レイアウトについて概略の検討を行なった。レイアウトの検討を行なった建家あるいは設備は以下に列挙する。

本　体　関　係：① 炉本体を格納する炉室

分解修理関係：① 照射を受けたブランケット等の保修等を取り扱う放射化構造物処理室

② 照射を受けていない構造物の保修等を取り扱う非放射化構造物処理室

主冷却システム関係：① 熱交換器および温水貯蔵タンクを格納する冷却設備室。

② 主冷却系駆動用モニタおよびポンプを格納するポンプ室。

③ 炉本体から熱交に至る間で主冷却系の配管が集合する配管室。

超電等コイル冷凍系：① コイルを冷却する冷凍系システム格納建家。

② ガスバック建家。

トリチウム処理システム関係：① 燃料ガス循環系，増殖ブランケット・トリチウム回収系，トリチウム非常用処理系，および廃ガス処理設備が入るトリチウム処理棟。

廃棄物処理関係：① 放射化固体廃棄物を処理する廃棄物処理建家。

② 排気のためのスタック。

非常用設備：① 非常用発電機を格納する発電機室。

制御系関係：① 中央管理棟。

② プラント中央制御装置を格納する中央制御建家。

電源システム関係：① 電源系設備には発電機，開閉器，変圧器，制御機器，ＮＢＩ電源，ＲＦ電源，トロイダルコイル・ポロイダルコイル電源がある。

② 電源系機器の冷却設備格納建家。

③ 電源系，制御系のケーブルをまとめて炉建家に導くケーブル処理室およびケーブルダクト。

レイアウトに対する基本的な要求としては，

① 機器間の連絡配管，ケーブルダクト等の機能的配置

② 耐震上の考慮

③ 運転員のアクセス性

④ 機器の保守点検スペースの確保

⑤ 事故時の安全防護機能の確保

⑥ 経済性，建設性

等がある。以下に具体的内容について述べる。

機器間の機能的配置としては炉本体を中央に配し，そのまわりに各種サブシステムをもうけ

る。

耐震上の問題として，原子炉は一般に重要度に応じてA，B，Cの3クラスに分類されている。本レイアウトでは炉本体を格納する建家はAクラス，その他の分解修理建家，廃棄物処理建家はBクラスに分類した

Aクラスの炉本体建家とBクラスの分解修理建家はフレキシブルジョイントで接合されており，ジョイント部両サイドのドアで空間的には分離している。また重量の大きな建家が接近して建設されるとき，地震時の振動性状によっては単独の場合と違い，お互いに影響を及ぼす可能性があり，各建家間の距離を十分に離す必要もある。

アクセス性と保守点検性について，核融合炉システムでは多くの機器，弁，配管等が設置されており，これらの信頼性向上のため定期的に分解，点検する必要がある。一方，これらの機器，弁等は放射性流体を扱うため従業員の被爆量を低減する作業性のよい配置を行う必要がある。考慮すべき項目としては，

① プラント内を放射能的に清浄な区域に分離し，電気品や放射能を含まない機器は可能な限り清浄区域に配置する。

② 機器の保守点検，分解等のための建家搬出入ルートでは放射能汚染を拡大しないよう考慮する。

③ 汚染区域を高汚染区域と低汚染区域に分離し，低汚染区域は連続してアクセス可能なようにする。高汚染区域は可能な限り集中配置し，相互間に連絡可能とする。

経済性，建設性の要求に対しては，できるだけコンパクトな建家内に機器を効率よく配置すれば，建家容積の減少による経済性向上のみではなく，配管，ケーブル量の減少，空調容量の減少を招きコストダウンを図れる。しかし，あまりにもコンパクト化を行なうと保守点検性をさまたげ，逆に作業員の被爆量の増加を招く可能性があり，ある程度の融通性を考える必要がある。また，各建家間は多くの配管，ケーブル，ダクト等が連絡されている。このため，各建家はできるだけ接近して配置するのが経済性，建設性からも望ましい。

以上のほか，地形，敷地形状，先行プラントおよび将来プラントの建設，取排水設備，港湾設備等を考慮しながらプラントレイアウトを進める必要がある。

以上の基本的要求を出来る限り考慮しながら全体プラントレイアウトの検討を行なった結果をFig.20.1に示す。炉本体を中心に電源系建家，分解修理建家（非放射化構造物貯蔵室，放射化構造物貯蔵室），冷却系設備建家，冷凍系設備建家，制御系設備建家，トリチウム処理設備建家，およびスタックが配置されている。

Fig.20.2とFig.20.3に分解修理建家と炉建家の立面図，平面図，Fig.20.4に炉設家の地下平面図を示す。すでに述べたように，分解修理建家と炉建家はフレキシブルジョイントを介して連結されている。炉建家には炉室とそのまわりを囲むように主冷却システム，コイル冷凍システム，トリチウム処理システムの棟が配置される。Fig.20.3に示すように，一階の主冷却システム室には温水貯蔵タンク，および熱交換器が設置されており，パイプは地下のポンプ室と炉建家外の冷却塔につながる。冷却塔はFig.20.1に示すように5列ありファンの数は全体で65台用いている。

冷凍設備室には，窒素液化系乾燥器，液体窒素貯槽，窒素液化機用圧縮機，窒素液化機，ヘ

リウム回収系精製器，ヘリウム回収系乾燥器，ヘリウム回収用圧縮機，液体ヘリウム貯槽，ヘリウム冷凍液化機用圧縮機，ヘリウム冷凍液化機が設置される。なお，ヘリウムガス貯槽容器，ヘリウム回収用ガスバッグは Fig.20.1 に示すように He Storage 棟に配置するものとする。

トリチウム処理室には，燃料ガス循環系，増殖ブランケット・トリチウム回収系，廃ガス処理システムを含む。その横の室には非常用トリチウム処理設備室が設けられている。なお，スタックについてはトリチウム修理の近傍に設けてある。炉建家の高さが52mあるが，スタック高さはその影響をさけるために2～2.5倍の高さが必要である。

炉建家の地下は Fig.20.4 に示すように，炉室直下は主冷却用配管室，そのまわりに主冷却系ポンプ室，非常用発電機室，およびＲＦ電源用とトロイダルコイル・ポロイダルコイル用の電源ケーブル処理室から成る。

以上のレイアウト設備の中には含まれていないが，さらに検討すべき項目としては，カバーガスシステム，炉コンポーネント予熱システム，水処理システム，空調設備，建家内排水系，消化設備，クラッド除去装置，放射線監視装置，等の設備のレイアウトがある。以上の項目も含めて，すでに述べたレイアウトの基本条件にしたがってさらに詳細な整合性のある配置を今後検討する必要がある。

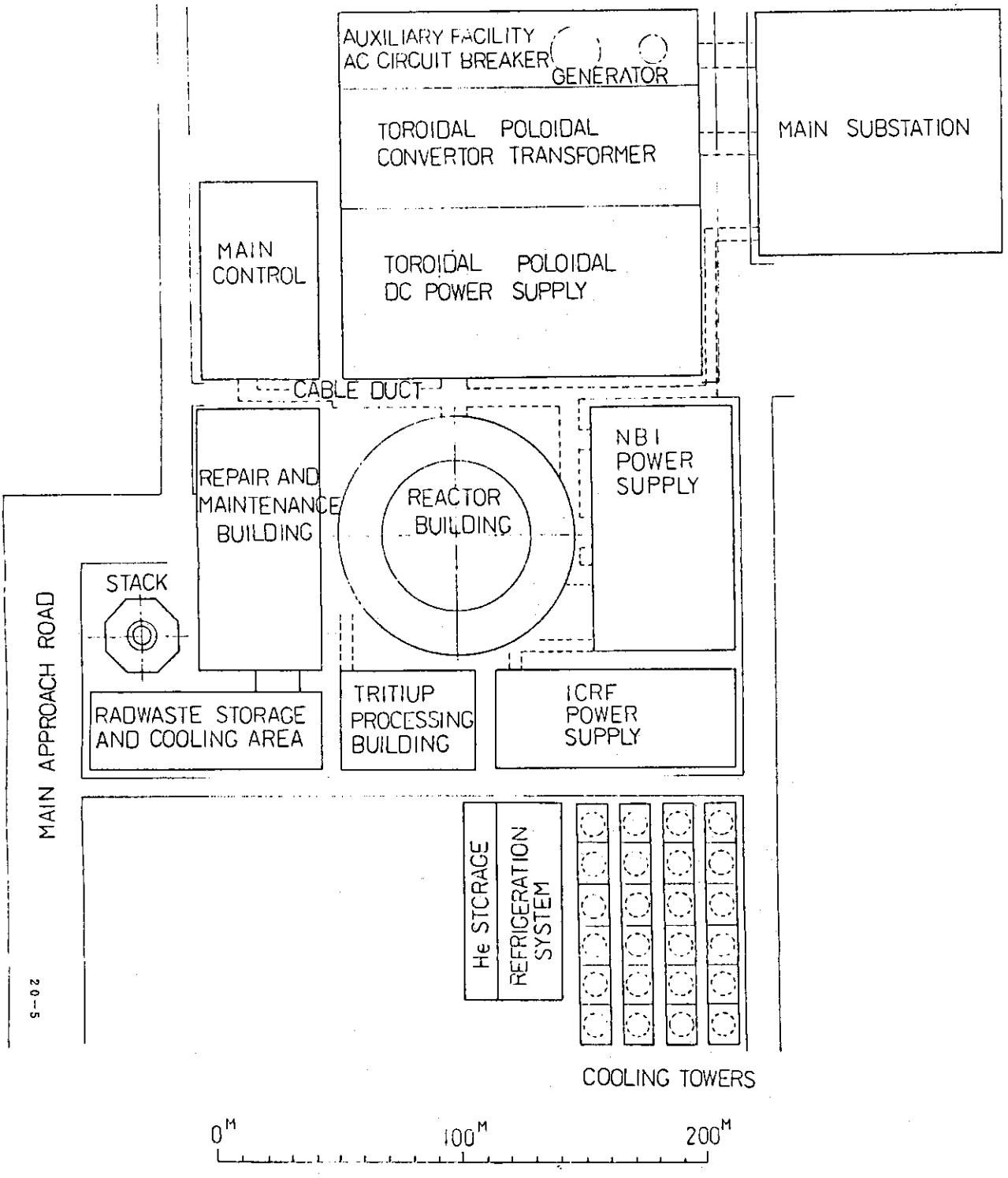


Fig. 20.1 Plant layout

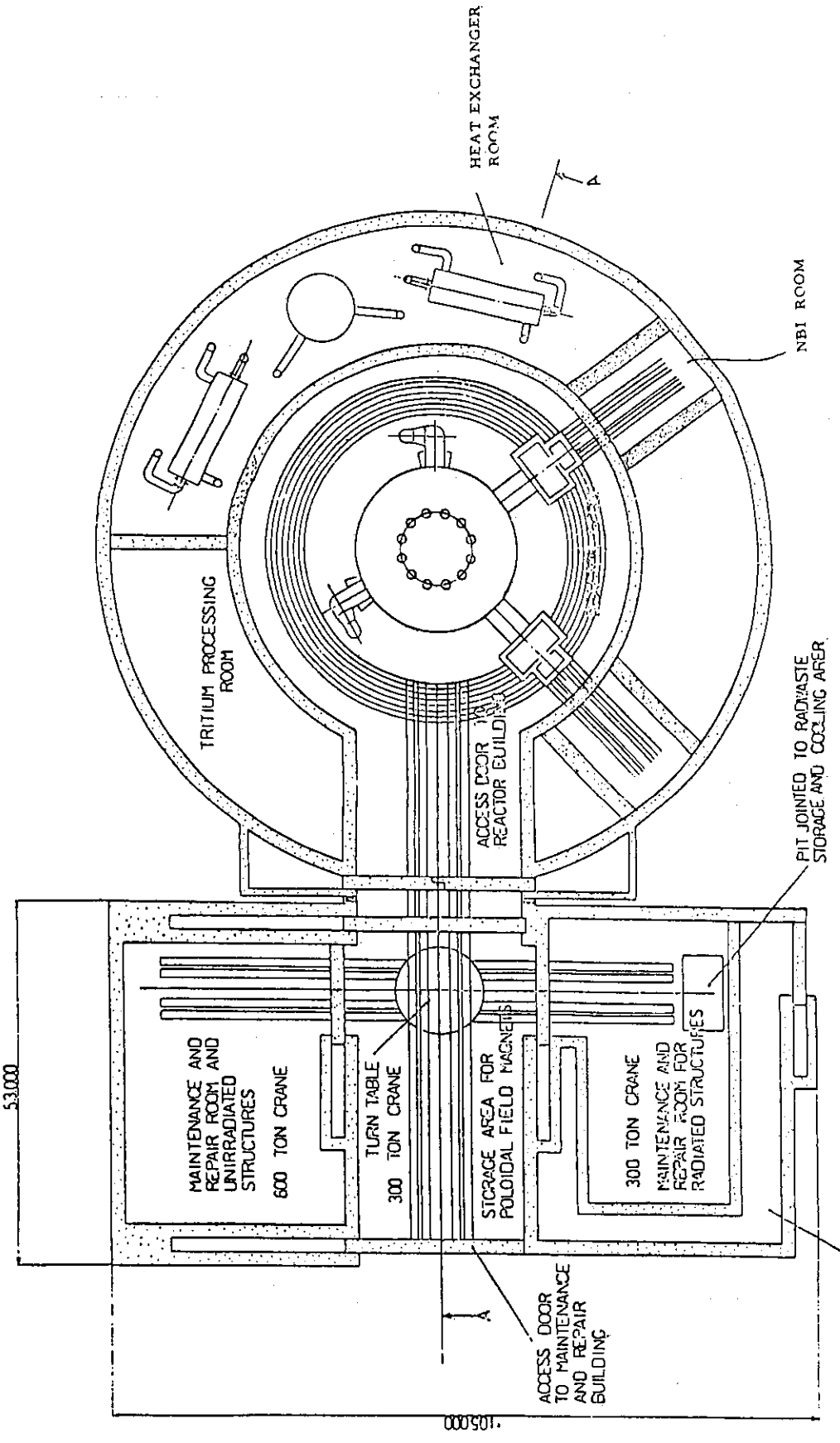


Fig. 20.2 Plane view of reactor building (Ground floor)

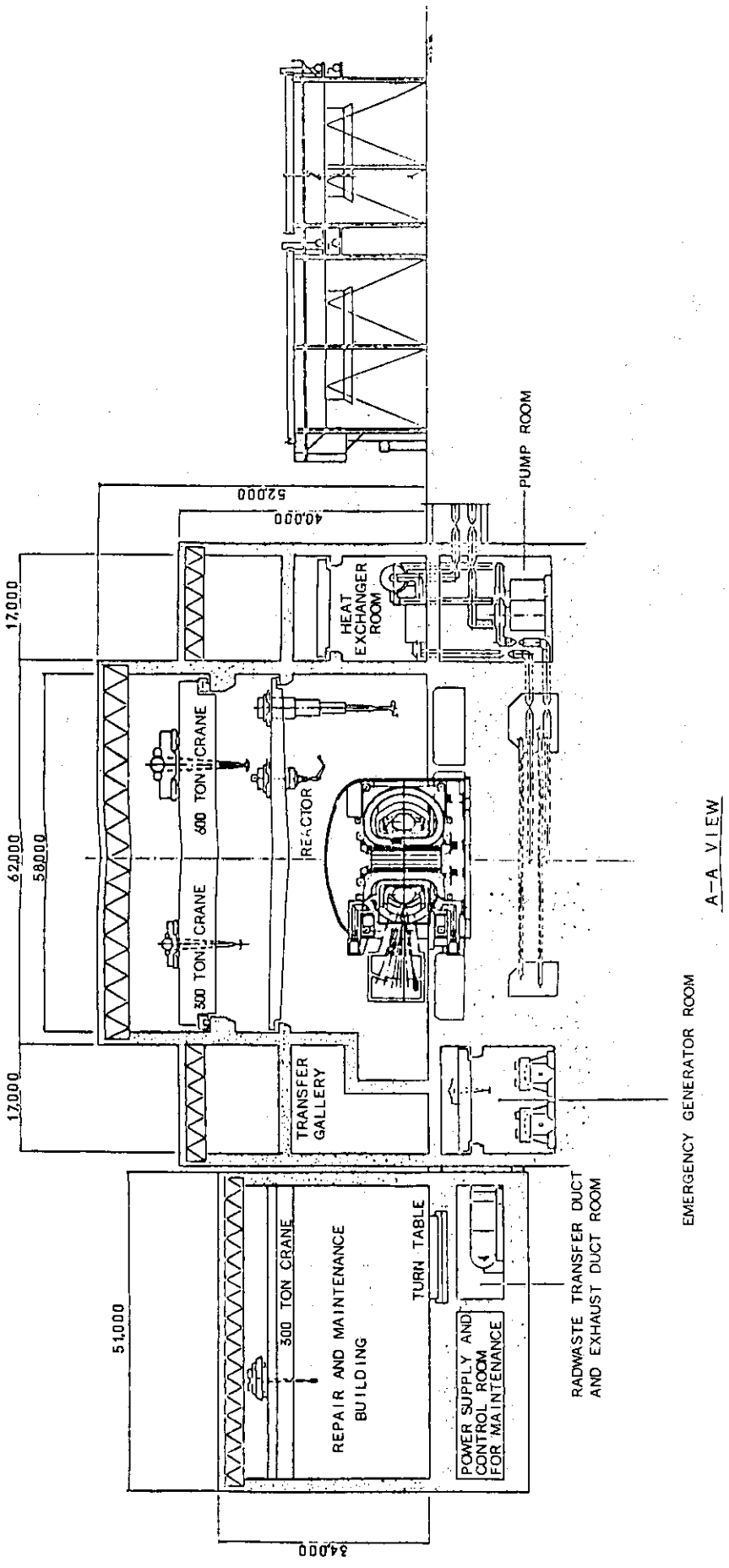


Fig. 20.3 Vertical view of the reactor building

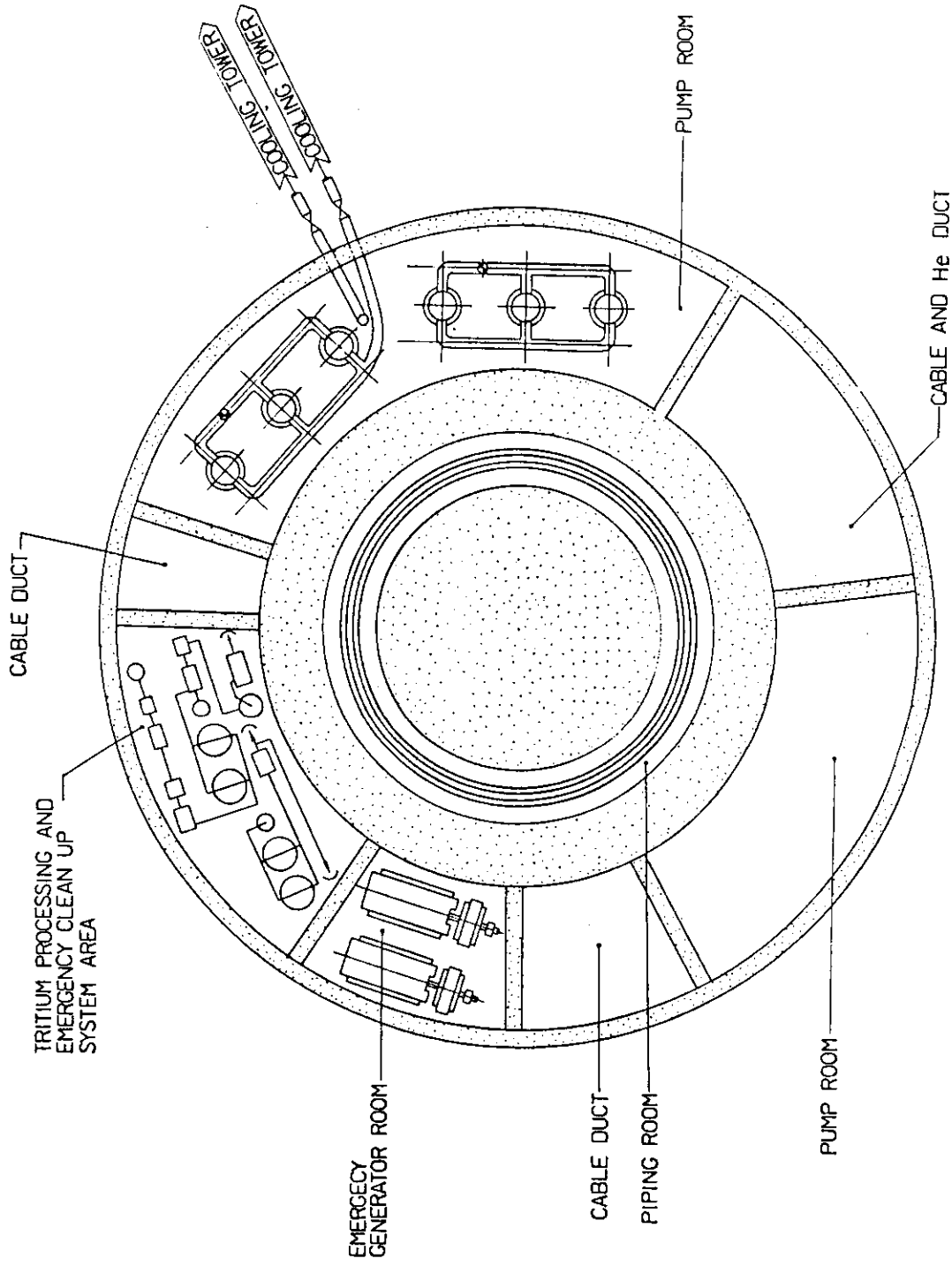


Fig. 20.4 Plane view of the reactor building (underground)

21. 建設スケジュール

21.1 まえがき

核融合実験炉（ＦＥＲ）の建設スケジュールについては，その概略スケジュール期間としては核融合炉開発に関する長期戦略レビューに示されているものを用いた。その範囲で本章では炉本体の建設スケジュールとプラント全体のスケジュールを作成した。

まず，炉本体組立てに必要な期間を概略検討し，その期間を原研殿仕様書に示された建設期間（64年着工，70年完成）に組みこんだ。

本検討では従来のＢＷＲの建設スケジュール，及びＪＴ－60の建設スケジュール，ＴＦＴＲの建設スケジュール，Starfire の建設スケジュールを参考にして検討を行なった。なお，核融合実験炉（ＦＥＲ）プラント構成については仕様書を基にしている。

21.2 ＦＥＲプラント

主要な設備のリストを下に示す。

(1) 炉本体設備
(2) 分解修理用設備
(3) 冷却設備
(4) 冷凍設備
(5) トリチウム処理設備
(6) 電源設備
(7) 廃棄物処理処分設備
(8) 真空排気設備
(9) 管理設備

次にそれぞれの主要設備の内容を記す。

(1) 炉本体設備
（ｉ）炉本体
（ii）炉本体建屋
（iii）ＨＶＡＣ設備
（iv）一次冷却系配管
（v）冷凍系配管
（vi）電気配線
（vii）トリチウム浄化システム
（viii）電気設備
（ix）天井クレーン，マニピュレータ

（X）炉しゃへいドア

(i)の炉本体の中には次のコンポーネントが含まれる。

(a) トロイダル磁場コイル，トロイダル磁場コイルサポートビーム，配線部，冷凍配管，トロイダルコイル支持構造。

(b) ポロイダル磁場コイル，ポロイダル磁場コイルサポート構造，配線部，冷凍配管，ＯＨコイル用中心支持。

(c) クライオスタット，ベルジャー構造，冷凍系配管，冷凍系 He タンク。

(d) 第１壁／ブランケット／しゃへい体，支持構造，He パージガス配管，一次冷却系配管。

(e) ＮＢＩ，ＲＦ アンテナ，同軸ケーブル，スタブ，冷却配管。

(f) ダイバータ，冷却配管。

(g) 排気ダクト，クライオポンプ，冷凍配管，排気ダクト冷却配管。

(h) 計測器機，電気配線，燃料注入装置。

(2) 分解組立用設備

（i）分解修理用建家

（ii）ターンテーブル

（iii）しゃへいドア

（iv）総合検査設備

（v）処理，解体設備

（vi）天井クレーン，マニピュレータ

（vii）分解修理設備

（viii）ＨＶＡＣ 設 備

（ix）除 染 設 備

（X）電 気 設 備

（xi）制 御 設 備

（xii）スペア貯蔵室

（xiii）ブランケットモジュール貯蔵室

（xvi）マニピュレータ格納室

(3) 冷 却 設 備

（i）一次冷却設備（温水タンク，モーター，ポンプ，バルブ，配管，熱交）

（ii）二次冷却設備（モーター，ポンプ，バルブ，配管，冷却塔）

（iii）給排水設備（補給水システム，排水システム）

（iv）冷却水浄化処理設備

（v）冷却系設備建家

（vi）ＨＶＡＣ 設 備

（vii）天井クレーン

（viii）配 管

（ix）電 気 設 備

（X）制　御　設　備

(4) 冷　凍　設　備

（i）冷凍設備建家

（ii）液体ヘリウム貯蔵タンク

（iii）液体窒素貯蔵タンク

（iv）圧　縮　機

（v）制　御　室

（vi）天井クレーン

（vii）HVAC　設　備

（viii）配　管　設　備

（ix）電　気　設　備

（X）制　御　設　器

（xi）ガ　ス　バ　ッ　グ

(5) トリチウム処理設備

（i）燃料注入装置

（ii）排　気　装　置

（iii）精　製　装　置

（iv）貯　蔵　設　備

（v）HVAC　設　備

（vi）配　　管

（vii）電　気　設　備

（viii）制　御　設　備

（ix）トリチウム廃棄物処理設備

（X）非常用トリチウム除染設備

(6) 電　源　設　備

（i）電源設備建家

（ii）NBI，RF電源設備

（iii）TF coil電源設備

（iv）PF coil電源設備（FW・MG設備含む）

（v）HVAC　設　備

（vi）配　　管

（vii）配線，ケーブルダクト

（viii）制御，配電盤設備

（ix）一般配電設備

（X）操作用配電設備

（xi）非常用電源

（xii）ベーキング用電源

（xiii）電源系冷却ポンプ及び冷却塔

（iv） トランスヤード
（v） 抵抗器室
（vi） 開閉器盤室
(xvii) 整流器棟
(xviii) 中央変電所
(xix) 予備電離装置
(xx) 中央制御設備
(xxi) 計測設備

(7) 廃棄物処理処分設備
（i） 廃棄物処理処分建家
（ii） HVAC 設備
（iii） 固体廃棄物処理設備
（iv） 液体廃棄物処理設備
（v） 気体廃棄物処理設備
（vi） 天井クレーン，マニピュレータ
(vii) 貯蔵設備
(viii) 配管設備
（ix） 電気設備
（x） 制御設備

(8) 真空排気システム
（i） プラズマ真空容器用排気設備
（ii） クライオスタット用排気設備
（iii） 排気系ポンプ，ダクト，冷却設備
（iv） 配管
（v） 電気設備
（vi） 制御設備

(9) 管理設備
（i） 電算機
（ii） コントロールパネル
（iii） HVAC 設備
（iv） 管理設備建家
（v） 電気設備
（vi） 制御設備
(vii) 天井クレーン
(viii) 事務室，会議室

21.3 炉本体の建設スケジュール

以下に炉本体の組立て手順の概略を示す。Fig.17.3.1 に組立てスケジュールを示す。ただしここには炉本体建家の設備スケジュールは含めていない。

(1) 中央支持支柱の設置
(2) しゃへい体支持支柱の設置
(3) トロイダルコイルの支持支柱
(4) 下部ＰＦコイルをフロア上に設置する
(5) 中央支柱の設置（中央配置ＯＨコイルの組み込み後）
(6) 天井クレーンでＴＦコイルを据付ける
(7) ＴＦコイル間の下部サポートビームを取り付け固定する。
(8) 下部ＰＦコイルを持ち上げ定位置に固定する
(9) 真空容器クライオスタットの下部を取りつける
(10) シールド支持基板をシールド支持支柱にとりつける
(11) シールドのサイド構造物を設置する
(12) シールドの中央構造物を設置する
(13) シールドセクターの固定
(14) ブランケットの挿入，配管の接続
(15) ダイバータの挿入，配管の接続
(16) ＲＦアンテナの挿入
(17) クライオスタット真空容器の上部を取りつける
(18) ＴＦコイル間の上部サポートビームを取付け，固定する
(19) 上部ＰＦコイルを取り付ける
(20) He タンクの据付け
(21) ベルジャードームの据付け
(22) クライオポンプの取付け
(23) ＮＢＩ，ＲＦダクト，冷却配管の取付け及び配線
(24) システムチックアウト

21.4 プラント建設スケジュール

17.3 で概略検討した炉本体組立スケジュールを基本として前部に建家建設を組みこんだスケジュール表を Fig.17.4.1 に示す。

Fig. 21.3.1 Reactor construction schedule

Unit : Month

	Items
①	Center post installation
②	Support of shield installation
③	Suppoet of toroidal coil installation
④	Lower PF coil placement
⑤	OH coil placement to center post
⑥	TF coil installation
⑦	Lower support beam between TF coils installation
⑧	Lower PF coil installation
⑨	Installation of the lower part of the vacuum boundary of cryostat
⑩	Installation of the supporting base plate for shield
⑪	Installation of the side sector of shield
⑫	Installation of the central sector of shield
⑬	Connection of the shield sectors
⑭	Installation of the blankets and connection of the cooling lines
⑮	Installation of the divertor and connection of the cooling lines
⑯	Installation of the RF antenna
⑰	Installation of the upper part of the inter coil support beam and fixing of the connecting structure of inter toroidal field coil
⑱	Installation of the upper part of the vacuum boundary of cryostat
⑲	Installation of the upper poloidal field coils
⑳	Placement of helium tank
㉑	Installation of the bell jar dome and fixing of the connecting structure of bell jar
㉒	Installation of cryopump
㉓	Connection of NBI, RF duct and cooling and electric lines
㉔	System check out

Fig. 21.4.1 FER plant construction schedule