

2001-078



超臨界水冷却固体増殖ブランケット システムの概念検討

2001年12月

榎枝 幹男・小原 祥裕・秋場 真人・佐藤 聰・秦野 歳久
古作 泰雄・黒田 敏公・菊池 茂人・柳 義彦・小西 哲之
飛田 健次・西尾 敏・柴沼 清・中村 博文・河村 繕範
河村 弘・石塚 悅男・土谷 邦彦・中道 勝・實川 資朗
多田 栄介・岡野 邦彦*・朝岡 善幸*

本レポートは、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、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 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。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 2001

編集兼発行 日本原子力研究所

超臨界水冷却固体増殖プランケットシステムの概念検討

日本原子力研究所那珂研究所核融合工学部

榎枝 幹男・小原 祥裕⁺¹・秋場 真人・佐藤 聰・秦野 歳久・古作 泰雄
黒田 敏公・菊池 茂人・柳 義彦・小西 哲之⁺²・飛田 健次⁺²・西尾 敏⁺²
柴沼 清・中村 博文・河村 繕範・河村 弘⁺³・石塚 悅男⁺³・土谷 邦彦⁺³
中道 勝⁺³・實川 資朗⁺⁴・多田 栄介⁺⁵・岡野 邦彦*・朝岡 善幸*

(2001年10月18日受理)

本報告書は、経済的競争力の強化と技術的な堅実さの維持を両立する原型炉プランケットの概念構築を目的として行われた平成12年度の原型炉プランケット設計会議での作業内容をとりまとめたものである。平成11年度の核融合会議戦略検討分科会の議論等から、原型炉の果たすべき使命に関して見直しがなされ、経済的な競合性を有する実用炉の原型であり、それと同じ材料と設計を使用して商業的に魅力ある動力炉の原型であるから、原型炉で、実用化に必要な技術はすべて開発し実証する、と結論付けられた。この見直しを受けて、過去数年にわたるプラズマ研究や炉工学技術開発の進展を勘案して、開発目標として再設定をし、原型炉としてA-SSTRで提案された超臨界水冷却方式の固体増殖プランケットを目標とし、その概念検討を行った。

今回検討を行った、固体増殖材を用いた超臨界圧水冷却方式のプランケットでは、モジュール箱構造体の内部にトリチウム増殖材、中性子増倍材の微小球が充填され、生成されたトリチウムは1気圧程度のヘリウムスイープガスによって回収される。発生する熱は箱構造体に配置された水冷却チャンネルを通して除熱される。ひとつのプランケット冷却ループでの冷却水入り口温度は約280°C、出口温度は約510°Cであり、火力発電と同じ方式の貫流直接サイクルにより43%以上の高い発電効率を得る。構造材としては、低放射化フェライト鋼及び低放射化フェライトODS鋼、増殖材は、Li₂OあるいはLi₂TiO₃、中性子増倍材はBeあるいはBe金属間化合物を使用することを検討した。プランケットの基本構造としては、遠隔保守機器との適合性に関する検討において、短期間の保守交換の観点から、炉内からの前面アクセスモジュール脱着方式に適合するような、モジュール構造を採用することとした。プランケット1モジュールの大きさは、許容されるポートの大きさから、2m×2m以下の第一壁面寸法とした。また、第一壁の構造材温度を低減するための工夫として、第一壁冷却を先行して行い、増殖域の冷却を第一壁冷却の後にする流通経路を採用した。設計において考慮するべき項目のうち、第一壁の熱構造検討に関しては、設計条件の表面熱負荷、発熱に対する熱構造解析を行い、健全性の予備的な評価をした。また、内部構造のTBR・温度分布の検討に関しては、増殖材、増倍材の層の厚さと量の比率を、TBR目標値と増殖・増倍材使用可能温度の観点から検討した。

今回の概念検討の結果、除熱、発電、燃料増殖、遮蔽などの基本的な性能に関して、超臨界水冷却固体増殖プランケットの実現可能性が示された。また、電磁力に関する検討、超臨界水による腐食防止に関する予備調査、トリチウム生成挙動と回収方式の検討、冷却発電システムの検討、モジュール製作性の検討、遠隔保守着脱機構、交換計画の検討などを行い、今後解決するべき検討課題を明らかにした。

那珂研究所：〒311-0193茨城県那珂郡那珂町向山801-1

+1 高崎研究所放射線高度利用センター

+2 炉心プラズマ研究部

+3 大洗研究所材料試験炉部

+4 東海研究所物質科学研究部

+5 ITER開発室

* 電力中央研究所

Conceptual Design of Solid Breeder Blanket System Cooled by Supercritical Water

Mikio ENOEDA, Yoshihiro OHARA⁺¹, Masato AKIBA, Satoshi SATO, Toshihisa HATANO,
Yasuo KOSAKU, Toshimasa KURODA, Shigeto KIKUCHI, Yoshihiko YANAGI,
Satoshi KONISHI⁺², Kenji TOBITA⁺², Satoshi NISHIO⁺², Kiyoshi SHIBANUMA,
Hirofumi NAKAMURA, Yoshinori KAWAMURA, Hiroshi KAWAMURA⁺³,
Etsuo ISHITUKA⁺³, Kunihiro TUCHIYA⁺³, Masaru NAKAMICHI⁺³, Shirou JITSUKAWA⁺⁴,
Eisuke TADA⁺⁵, Kunihiro OKANO^{*} and Yosiyuki ASAOKA^{*}

Department of Fusion Engineering Research
Naka Fusion Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 18, 2001)

This report is a summary of the design works, which was discussed in the design workshop held in 2000 for the demonstration (DEMO) blanket aimed to strengthen the commercial competitiveness and technical feasibility simultaneously. The discussion of the Fusion Council in 1999 updated the assessment of the mission of DEMO blanket. Updated mission of the DEMO blanket is to be the prototype of the commercially competitive power plant. The DEMO blanket must supply the feasibility and experience of the total design of the power plant and the materials. From such standing point, the conceptual design study was performed to determine the updated strategy and goal of the R&D of the DEMO blanket which applies the supercritical water cooling proposed in A-SSTR, taking into account the recent progress of the plasma research and reactor engineering technology.

The DEMO blanket applies the solid breeder materials and supercritical water cooling. The product tritium is purged out by helium gas stream in the breeder region. In the breeder region, the pebble bed concept was applied to withstand instable cracking of the breeder and multiplier materials in high neutron irradiation and high temperature operation. Inlet temperature of the coolant is planned to be 280 °C and final outlet temperature is 510 °C to obtain high energy conversion efficiency up to 43 %. Reduced activation ferritic steel, F82H and ODS ferritic steel were selected as the structural material. Lithium ceramics, Li₂TiO₃ or Li₂O were selected as the breeder materials. Beryllium or its inter-metallic compound Be12Ti was selected as the neutron multiplier materials. Basic module structure was selected as the box type structure which enables the remote handling replacement of the module from in-vessel access. Dimension of the box is limited to 2 m x 2 m, or smaller, due to the dimension of the replacement port. In the supercritical water cooling, the high coolant temperature is the merit for the energy conversion, on the other hand, it is the demerit to the structural limitation of the structural material of the FW which must remove the high surface heat flux from the plasma. To resolve this issue, the coolant path was selected to cool FWs of 4 modules first, and later the coolant was planned to cool the breeder region with higher temperature. From this flow path, the estimated highest temperature of the FW cooling is 360 °C. By using this value, the thermo-mechanical performance was estimated to show the feasibility to the thermal stress and the internal coolant pressure. Also, TBR and thermal analysis was performed to search the acceptable dimensioning of the breeder layer and multiplier layer.

+1 Advanced Radiation Technology Center, Takasaki Radiation Chemistry Research Establishment

+2 Department of Fusion Plasma Research

+3 Department of JMTR, Oarai Research Establishment

+4 Department of Materials Science, Tokai Research Establishment

+5 Department of ITER Project

* Central Research Institute of Electric Power Industry

As the result of the conceptual design, the basic feasibility was shown for such aspects as, heat removal, power generation, fuel production, neutron shielding and so on to the proposed DEMO blanket concept. Also, the other important issues such as, electro-magnetic performance and loads, corrosion of the supercritical water, tritium recovery system, power generation system, fabrication feasibility of the proposed blanket structure, remote handling system and so on., were preliminarily researched and identified as the issues to be clarified by R&D.

Keywords : Solid Breeder Blanket System, Supercritical Water, DEMO Blanket, A-SSTR, Conceptual Design, Tritium Breeding Ratio, Corrosion, Power Generation, Electro-magnetic Force, Tritium Permeation

This is a blank page.

目 次

1. はじめに	1
2. 原型炉概念の概要	2
2.1 炉システム概念	2
2.2 ブランケットシステム概念	3
2.2.1 原型炉ブランケットの要件	3
2.2.2 概念の選定	4
3. ブランケットシステム設計条件・負荷条件	6
3.1 炉全体システム	6
3.1.1 プラズマ運転条件	6
3.1.2 炉構造・遠隔保守	7
3.1.3 ダイバータ	7
3.1.4 冷却・発電系	7
3.1.5 安全性の観点からのブランケット設計条件	8
3.2 ブランケット材料	10
3.2.1 構造材	10
3.2.2 トリチウム増殖材	11
3.2.3 中性子増倍材	12
3.2.4 トリチウム透過防止皮膜	13
3.3 ブランケット運転条件及び基本性能	14
4. ブランケットシステム概念	15
4.1 ブランケットシステム全体構成	15
4.2 ブランケット概念	17
4.2.1 保守シナリオとブランケット構造	17
4.2.2 ブランケット構造	17
4.2.3 ブランケットの真空容器内表面占有率評価	18
4.2.4 核・熱設計	19
4.2.5 ブランケット構造体の熱構造設計	24
4.2.6 電磁力の検討	25
4.2.7 トリチウムインベントリと透過	27
4.2.8 超臨界圧水における腐食・防食	31
4.2.9 ブランケットの安全性検討	33
5. 他システムとのインターフェイス	36
5.1 ダイバータの除熱と熱利用	36
5.2 トリチウム回収システム	37
5.2.1 パージガスからのトリチウム回収	37
5.2.2 冷却水からのトリチウム回収	38
5.3 冷却系・発電プラント	39
5.3.1 プラント構成と発電効率	39
5.3.2 タービン室の遮蔽及びトリチウム漏洩対策	40
6. これまでに得られている R&D の成果	41
6.1 R&D 進捗状況の概要	41
6.2 容器製作技術とモックアップ熱負荷試験	41
6.2.1 HIP 条件の選定	41
6.2.2 F82H による第一壁パネル試験体の試作	42
6.2.3 第一壁パネルモックアップの高熱負荷試験	44
6.2.4 冷却管内蔵壁箱構造モックアップの製作	44

6.2.5 低放射化フェライト鋼構造の脱ガス特性-----	45
6.3 増殖領域開発-----	45
7.まとめ-----	47
謝辞-----	48

Contents

1. Introduction -----	1
2. General Description of the Concept of Fusion Demonstration Reactor -----	2
2.1 Concept of Reactor System -----	2
2.2 Concept of Blanket System -----	3
2.2.1 Requirement to DEMO Blanket -----	3
2.2.2 Selection of the Concept -----	4
3. Design and Loading Conditions -----	6
3.1 Rector System -----	6
3.1.1 Plasma Operation Condition-----	6
3.1.2 Reactor Structure and Remote Handling -----	7
3.1.3 Divertor -----	7
3.1.4 Cooling and Power Generation System -----	7
3.1.5 Safety Design -----	8
3.2 Blanket Materials -----	10
3.2.1 Structural Materials -----	10
3.2.2 Tritium Breeder Materials -----	11
3.2.3 Neutron Multiplier Materials -----	12
3.2.4 Tritium Permeation Barrier -----	13
3.3 Blanket Operational Condition and Fundamental Function -----	14
4. Concept of Blanket System -----	15
4.1 Overall Concept of Total Blanket System -----	15
4.2 Concept of Blanket -----	17
4.2.1 Maintenance Scenario and Blanket Structure -----	17
4.2.2 Concept of Blanket Structure -----	17
4.2.3 Coverage of Blanket -----	18
4.2.4 Thermal Nuclear Design -----	19
4.2.5 Thermal Structural Analysis -----	24
4.2.6 Electro-magnetic Analysis -----	25
4.2.7 Tritium Inventory and Permeation -----	27
4.2.8 Corrosion by Supercritical Water -----	31
4.2.9 Safety Consideration -----	33
5. Interfaces with Other -----	36
5.1 Diverter and Heat Utilization -----	36
5.2 Tritium Recovery System -----	37
5.2.1 Tritium Recovery from Purge Gas -----	37
5.2.2 Tritium Recovery from Coolant Water -----	38
5.3 Power Generation Plant-----	39
5.3.1 Plant Configuration and Conversion Efficiency -----	39
5.3.2 Shield of Turbine Room and Treatment of Tritium Leakage -----	40
6. Updated Essential R&D Results -----	41
6.1 General Summary of the R&D -----	41
6.2 Fabrication Development and High Heat Flux Tests -----	41
6.2.1 Selection of HIP Conditions -----	41
6.2.2 Fabrication of First Wall Panel Mockup with F82H -----	42
6.2.3 High Heat Flux Tests of First Wall Panel Mockup -----	44
6.2.4 Fabrication of Box Structure Mockup -----	44
6.2.5 De-gassing Characteristics of F82H -----	45
6.3 Breeder Region Development -----	45
7. Conclusions -----	47
Acknowledgment -----	48

This is a blank page.

1. はじめに

ITER の主要目的の 1 つに原型炉用増殖ブランケットのテストブランケットモジュールの試験がある。ITER は実際の核融合炉環境下で原型炉用増殖ブランケットシステムの総合性能試験ができる唯一の装置であり、ITER を用いたテストブランケットモジュール試験は原型炉用増殖ブランケット実現への重要な中間ステップと位置付けられる。テストブランケットモジュール試験を有意義なものとするために、ITER 計画と整合をとりつつ、遅滞なく原型炉ブランケットと基本的に同じ設計概念のテストモジュールを開発することが必要である。

平成 11 年度中頃まで、原型炉として SSTR を想定し、そのためのブランケット設計と R&D を進めてきた。その成果をふまえて、最近の核融合会議戦略検討分科会での議論や核融合会議で承認された報告書において原型炉の果たすべき使命についての考え方方が以下の通り見直された。

- ・ 原型炉は経済的競合性を有する実用炉の原型であり、基本的に同じ設計、同じ材料を用いた炉であるべきである。
- ・ 原型炉の次は実用炉であり、原型炉で実用化に必要な技術を開発して実証できること。
- ・ 国が主導的に開発を行うのは原型炉までであり、それ以降の実用化は民間に委ねられるべきこと。

これらの点を考慮し、かつ過去数年にわたるプラズマ研究や炉工学技術開発の進展を勘案して、原型炉ブランケットとして SSTR のブランケット設計に最新の R&D 成果を考慮しつつ、より強い魅力を持つブランケットを、開発目標として再設定する時期に至った。このため、平成 11 年度後半に原研におけるブランケット・材料開発の進め方について那珂研所長の諮問のもとに検討委員会を発足させ、上記核融合会議での議論もふまえて審議を行った。その結果以下の趣旨の答申を得た。

- ・ 原型炉として SSTR ではなく A-SSTR で提案された超臨界圧水冷却方式の固体増殖ブランケットを装備するという目標は、核融合炉の経済性と現在のブランケット開発の技術レベルと将来の見通し等を総合的に判断して、妥当であると結論できる。
- ・ ブランケット・材料開発の進め方については原型炉で超臨界圧水冷却ブランケットの性能が実証されるであろうことを想定して見直すことが必要である。

以上のレビューの結果を受けて、従来の原型炉設計 (SSTR) に替わる主オプションとしての原型炉概念及びブランケットシステム概念を構築することを目的に、平成 12 年度に超臨界圧水冷却方式のブランケットシステム概念を全所的に関連課室と協力して検討を進めた。検討結果は、ブランケット・材料開発計画の見直しに資するとともに、ブランケット設計の観点からのプラズマ制御上の課題を明確化することにも資するものである。本報告書は、平成 12 年度に行った検討作業を中間報告としてまとめたものである。

2. 原型炉概念の概要

2.1 炉システム概念

本報告書にまとめたプランケット概念設計は、原型炉の設計と平行して進められたものである。プランケットは核融合炉に置ける非常に重要な炉内機器であり、核融合炉本体の設計の一部である。

(1) 背景

今回、核融合原型炉の設計を開始した背景は以下のように列挙される。

- ・ITER 計画を中心とする第3段階のこれまでの進展に即した「原型炉」概念の更新が必要となった。その時重要なことは ITER は実験炉であり、その次期装置は「原型炉」であること、「原型炉」は日本国が国として出資して製作する核融合炉の最終段階であるべきこと、である。
- ・最新の核融合研究開発の進展、とくに ITER 工学 R&D の成果、負磁気シア、ITER 定常シナリオなど最新のプラズマ物理研究の成果、強力中性子源を中心とする材料開発計画の策定結果を反映して、将来のエネルギー源として、現実的かつ魅力ある設計を追求する必要がある。
- ・エネルギー問題に関する最新の理解が深まり、化石燃料資源、地球環境問題に関する情勢が見直され、再生可能エネルギーとその利用技術の位置付けが向上したことから、核融合エネルギー開発意義の変化が生じている。

以上の背景を設計への要求として具体的な項目に列挙すると、以下のようになる。

- ・核融合炉開発として国により建設される最後の段階であり、産業界が、その成果をもとに「実証炉」を建設できるような主要な技術をすべて実証する必要がある。
- ・発電所としての性能、プラント特性の検証を、安定な核融合燃焼の実現、発電プランケット機能（エネルギー取り出し トリチウム自己供給）の実証をする必要がある。そのとき、原型炉の運転実績として最小連続運転サイクル期間中、基本的なプラント運転：高稼働率、メンテナンスシナリオを、実証する必要がある。
- ・安全性の確保の考え方については、ITER の安全性に関する考え方との整合を考慮して、商業炉として最適な考え方を示す必要がある。
- ・ITER の成功を踏まえ、2020 製作設計を想定する。その際に、Q>30、定常、ITER 期のプラズマ物理の進展を想定する。同時に約 20 年の R&D を想定し、その間に達成可能な技術を用いる。しかし、陳腐化しない必要がある。結果的には、エネルギー利用として可能な限りの市場性を目標とする。

(2) 核融合原型炉システムの概要

本報告書でまとめたプランケットの使用される核融合原型炉システムの主要な特徴を列挙すると以下のようになる。

- ・大半径 5.8m、熱出力 2.3GW
- ・自発電流 80%、定常、年間稼働率 75%
- ・水冷却フェライト第 1 壁、熱負荷 1 MW/m^2
- ・中性子壁負荷 $3 \sim 5 \text{ MW/m}^2$
- ・固体増殖プランケット、超臨界水冷却 500°C 以上
- ・モジュール型、ピークル方式による交換
- ・トロイダル磁場 9.5T、高温超伝導材 20K 冷却 20T
- ・トリチウムインベントリ $\sim 1 \text{ kg}$
- ・超臨界水直接サイクル発電

- ・RFQ3MeV 負イオン加速ビーム
- ・300GHz 定常チューナブルジャイロトロン

第一壁表面熱負荷及び中性子壁負荷に関しては、A-SSTR の検討結果から、高い経済性を得るためにそれぞれ $\sim 1.6 \text{ MW/m}^2$ 、 $\sim 7 \text{ MW/m}^2$ が必要との評価もあるが、材料の想定使用温度範囲や除熱構造を考慮してそれぞれ 1 MW/m^2 、 5 MW/m^2 で熱構造設計を始めたこととした。本結果に基づいて可能であればさらに負荷を上げ、高い経済性を追求していくこととした。

(3) 核融合原型炉実現の主要な検討課題

安全性の確保と経済性および実現性は密接な関係にある。そのため、概念検討の初期の段階から、それらの検討を行うことは、現実性の高い設計の構築のための重要な条件である。以下に重要な視点を列挙する。

- ・ディスラプションは $0.5/\text{y}$ 以下の頻度とする必要がある。完全にはなくならないが、検知、制御は可能と考えられる。さらに、99.999%以上のディスラプションは約1秒の時定数で制御して消滅することが可能となるものと考えられる。また、中立点消滅のため、逃走電子は発生しない。また、熱は分散放出が可能である。
- ・安全上ブランケット匡体での漏えいは、真空容器内への放出であり、安全装置を考慮することでトリチウムバウンダリを損なわないような安全設計とする。そのため、そのような荷重については設計上の要求値とはしない。このことにより、ブランケット設計の合理化を可能とする。
- ・ブランケットでの細管リークは完全には防止できないことが予想される。
- ・ブランケット冷却水のタービン建屋内での放出は閉じ込めと除去で対応する必要がある。
- ・電磁力は、真空容器外の制御コイル等で回避してブランケットへの負荷を減らす。
- ・表面熱負荷をダイバータと第1壁で機器設計が可能なように分配する必要がある。

以上の原型炉本体の条件を、原型炉ブランケット概念検討の初期検討条件として、検討作業を行った。

2.2 ブランケットシステム概念

2.2.1 原型炉ブランケットの要件

原型炉の中核機器となるブランケットシステムには、良好なトリチウム生成・回収特性、発電に適する高温除熱特性及び十分な遮蔽特性が要求される他、使用環境下で健全性を保持すると共に、高い安全性や信頼性を有し、かつ環境適合性や経済性にも優れていることが必要である。即ち、

- 1)トリチウム生成・回収特性：増殖ブランケットは、核融合反応の燃料となるトリチウムの自己供給が可能となるよう十分高いトリチウム増殖特性を有すると共に、生成・放出されるトリチウムが合理的な規模の系統で回収可能である必要がある。
- 2)発電に適する高温除熱特性：核融合反応で生成される中性子の運動エネルギーを熱エネルギーに変換し、信頼性高く、かつ効率良く系外に取り出す必要がある。特に、高い発電効率を達成するためには、高い冷却材の出口温度を達成する必要がある。
- 3)十分な遮蔽特性：増殖ブランケットは、真空容器等と共に、超伝導コイルを始めとする周辺機器や生体に対する放射線防護の役割を担うため、十分な遮蔽性能を有することが必要である。
- 4)健全性の保持：増殖ブランケットには、高い熱負荷や中性子負荷、電磁力等の機械荷

重が作用するため、それらに対して十分に耐え得ると共に、運転中に想定される高い中性子照射量や運転サイクル、及び化学的環境効果に対しても健全性を保持する必要がある。従って、増殖プランケットは、信頼性が高く、かつ豊富なデータに基づいて設計がなされると共に、その製造に関しては、一般工業技術レベルに基く産業基盤が存在することが不可欠である。

- 5)高い安全性、信頼性及び環境適合性：増殖プランケットは、非正常時においても事故の起因事象とならないように高い信頼性と設計裕度を持つと共に、内包する化学的エネルギーや放射性物質保持量を可能な限り低減することが望ましい。また、安全性や廃棄物の処理処分を軽減するために、誘導放射能を軽減することが望ましい。
- 6)高い経済性：より経済的に魅力ある核融合炉を実現するため、高温の増殖プランケットを使用することにより発電効率を高めると共に、製作コストの低減や増殖材料等の再利用に関する見通しを得る必要がある。

原型炉の目標設定の基礎となる本原型炉設計では、今後30年間の研究開発期間を考慮して、経済性における魅力を追求しつつ、実現性、環境適応性、安全性を損なわないプランケット設計を目標とした。

2.2.2 概念の選定

概念を選定する上で、考慮可能なオプションは以下の通りである。

増殖材：固体、液体

増倍材：Be 使用、不使用

構造材：低誘導放射化フェライト鋼、低誘導放射化フェライトODS鋼、SiC、V合金

冷却材：水、ヘリウム、液体金属自己冷却、固体ペブル自己冷却

現在、多数の候補概念が各国、各研究グループから提案されているのは、これらの異なる組み合わせと構造によっている。表2.2-1に今まで検討されてきた代表的なプランケット方式を示す。開発目標とする候補形式は、その時点での実現可能性と構造材料の開発段階によって最適な形式が決まる。これらのオプションの中で、最も重要な因子は冷却材と冷却温度の選定である。なぜならば、冷却材の温度は構造材の要求性能と炉の経済価値といつてもよい発電効率に最も密接に関係付けられるからである。

図2.2-1に冷却材温度と発電効率の関係を示す。概略的には冷却材の使用温度を高くするほど高い発電効率が見込める。ただし、温度750°C以上で50%近い発電効率は水冷却でなくヘリウム直接発電に限られる。しかしながら、このような冷却材温度は、構造材として現在最も実現性が高い低放射化フェライト鋼では不可能と思われ、SiCなどいまだ開発が充分でない先進材料が必要であり、原型炉としての開発目標設定には工学的な段階となっていない。工学的な段階として選定できるのは、発電冷媒として最も経験豊富な水冷却と思われる。また、水冷却で、高発電効率を求める場合、火力発電で経験豊富な超臨界圧水は第一候補と思われる。以上のことを勘案して、主要な概念を以下に整理する。

(候補1) 固体微小球充填 + フェライト鋼 (+ODS鋼) + 層状 + 水冷却

- ・原型炉としてはSSTRやA-SSTR相当を想定する。

- ・原子力の加圧水冷却条件であれば発電効率は~33%だが、火力発電の超臨界圧水貫流直接サイクルであれば~45%の高い発電効率が期待できる。

(候補2) 固体微小球充填 + SiC/SiC構造材 + ヘリウム冷却

- ・原型炉としてはProto-DREAMやDREAMを想定する。

- ・SiC/SiC 複合材料の開発が進展して、構造体製作性実証の段階に到った場合現実性が増す。
- ・ヘリウムによる直接発電で 50%超を目指す。
- ・冷却材はトリチウム回収を兼ねる

(候補 3) LiPb 液体 + ヘリウム冷却 + SiC、V + 液体 LiPb 自己冷却の組み合わせ

- ・ベリリウム無しで構造簡単、液体で増殖材温度制限から開放されて、高温ブランケット可能。
- ・LiPb はトリチウム回収のために循環するが、発電のためには主たる循環系はヘリウムとする。
- ・高温ヘリウムの直接発電で 50%以上を目指す。
- ・ヘリウムでの冷却が厳しいバッフル、ダイバータ FW は LiPb の循環で冷却する。
したがって部分的な LiPb 冷却ということになる。
- ・構造材に SiC を使い MHD 壓損を解決する。また、発電をするわけでないので循環流速もそれほど大きくない。ということで MHD 壓損問題は軽減される。
- ・SiC 構造体としてトリチウム透過防止策が必要。

候補 1 は現時点で最も製作性・実現性が高く、したがって原研における原型炉ブランケットの主オプションと考える。候補 2 はより先進的であるが、材料開発の段階でもあり副オプションと考えるべき候補である。また、候補 3 は、より高い出力密度の核融合動力炉を目指す場合の案であり、基礎的な可能性の追求は必要であろう。結局、早期実用化を考慮するならば、候補 3 や候補 3 と遜色がない高い発電効率を期待できる候補 1 の超臨界圧水冷却の固体増殖方式を目標とするのが妥当と考えられる。

3. ブランケットシステム設計条件・負荷条件

3.1 炉全体システム

本章では、原型炉ブランケットの概念検討を進めるための出発点として、各種条件を設定する。原型炉本体の設計の進展や、ブランケットの設計進展及び特性解析の実施結果等に応じて、適宜見直すものとする。条件のまとめを表 3.1-1 に示す。

3.1.1 プラズマ運転条件

(1) 全熱出力

- ・パワーフロー（図 2.1-3 参照）より、核融合出力 2300 MW（中性子エネルギー 1840 MW + α 粒子エネルギー 460 MW）
- ・中性子エネルギーに対しエネルギー増倍率 1.3 を想定し（詳細は核計算により評価）、核発熱量として 2390 MW
- ・外部加熱エネルギー 58 MW を加え、全体として、 $2390 + 460 + 58 = \underline{2910 \text{ MW}}$

○ブランケットでの除熱量

- ・パワーフローより第一壁への表面熱負荷として、
シンクロトロン輻射・制動放射 110 MW + SOL からの放射 148 MW + リップル損失 10 MW = 268 MW
- ・ブランケット・カバレッジを 90 % と想定（詳細は炉内構造物配置設計により評価）し、核発熱量として $2390 \times 0.9 = \sim 2150 \text{ MW}$
- ・表面熱負荷と核発熱量を加え、ブランケットでの除熱量として $\sim 2420 \text{ MW}$

○第一壁表面熱流束

- ・プラズマ対向表面積 : $\sim 520 \text{ m}^2$ (第一壁表面積 + ダイバータ入口部)
- ・シンクロトロン輻射・制動放射 110 MW + SOL からの放射 148 MW = 258 MW は
プラズマ対向表面に均一に放散
- ・以上より、第一壁への平均表面熱流束 : $258 / 520 = \sim 0.5 \text{ MW/m}^2$
- ・リップル損失 (10 MW) 受熱部分では $\sim 0.5 \text{ MW/m}^2$ が追加されるとし、最大表面熱流束を 1.0 MW/m^2 と想定

○中性子壁負荷

- ・中性子エネルギー 1840 MW / プラズマ対向表面積 520 m^2 = 平均中性子壁負荷 $\sim 3.5 \text{ MW/m}^2$
- ・SSTR 等からの類推により、最大 5 MW/m^2 (アウトボード赤道面) を想定。（詳細は核計算により評価）

○中性子フルーエンス（とくにブランケット交換の要因として）

- ・構造材 (F82H、F82H-ODS) の想定（目標）寿命 : $\underline{10 \sim 20 \text{ MWa/m}^2}$
- ・増殖材/増倍材の想定（目標）寿命 : $\underline{10 \text{ MWa/m}^2 \text{ 以上}}$

○プラズマ対向材

- ・第一壁を構造材 (F82H-ODS あるいは F82H) ベア構造（プラズマ対向アーマーなし）とし、ダイバータにタンクステン・アーマー材を用いてプラズマ運転が可能と想定
- ・とくに第一壁は、粒子負荷条件及びディスラプション条件（回数、消滅時定数、入射エネルギー等）の緩和により、表面の損耗・損傷が第一壁の寿命に支配的な影響を与えない程度に軽減されると想定

○プラズマの垂直安定性制御（ディスラプション条件緩和）

- ・低放射化フェライト鋼製のブランケットモジュール自体のシェル効果に期待（詳細は解析により評価）

- ・不足分をアクティブコイルを真空容器外に設置して補う。

○ディスラプション条件

- ・ディスラプションの発生頻度を0.5回/年以下に抑えられるものと期待
- ・ソフトランディング等のディスラプション緩和制御により、熱・粒子負荷及び電磁力荷重が軽減されると期待
- ・とくに電磁力は、冷却枝管のみによるプランケット・モジュールの支持を可能とするほどに軽減されることを想定

3.1.2 炉構造・遠隔保守

○プランケット交換方式とモジュール構造

- ・保守・交換期間の短期化（炉の稼働率向上）の観点から、炉内アクセスによる in-situでのプランケット交換

- ・プランケットをモジュールに分割（1個当たり：1~2 m × 1~2 m）

○プランケット・モジュール間ギャップ

- ・可能な限り大きな増殖領域の確保及び放射線ストリーミング低減、またモジュール据付/取外し時の隣接モジュールとの接触防止等の観点から、ギャップ幅を 10 mm と想定

○プランケット支持体

- ・プランケット・モジュールは真空容器より張り出した支持構造体に冷却枝管を介して接合し、支持される
- ・本支持構造体は、プランケット・モジュール間に設置が必要となる遮蔽プラグを兼ねる

○ダイバータ交換方式との整合性

- ・ダイバータは受熱板部分を炉内アクセスにより in-situ で交換

3.1.3 ダイバータ

○除熱量

- ・パワーフローより表面熱負荷として、
ダイバータ室（シンクロトロン輻射・制動放射 10 MW + 放射 215 MW）+ ダイバータ板 25 MW = 250 MW
- ・核発熱量は、全核発熱量の～10%（プランケット以外での核発熱がダイバータで生じる）と仮定して～240 MW（詳細は核計算により評価）
- ・全除熱量として～490 MW
- ・熱の有効利用を図るため、できるだけ高温の加圧軽水で冷却し、発電系（プランケット冷却系）での給水加熱等に利用する
- ・表面熱流束としては、パワーフロー（図 2.1-3）より最大 10 MW/m² を想定

3.1.4 冷却・発電系

○プランケット冷却・発電条件

- ・冷却材として軽水を用い、発電効率向上を目指す条件として、圧力 25 MPa (超臨界圧)、プランケット出口温度～500 °C以上を想定
- ・プランケット出口の過熱蒸気を直接タービンに導入して発電（中間ループ無し）

○炉寿命及び稼働率

- ・炉運転期間を20年と想定
- ・20年間の平均稼働率は 25 %以上
- ・ただし、経済性実証のため、稼働率～75%で～2年間以上連続して運転する期間

を含む

- 定期的な交換を行わない機器は、稼働率 75 %で 20 年間運転することを想定した設計とする

3.1.5 安全性の観点からのブランケット設計条件

1) 原型炉での安全性の考え方

- 原型炉でも核融合反応の受動的な終息性は期待できる。但し、酸化発熱反応等のため温度上限がある場合には、緊急停止系は、安全規制の対象となる。また、ブランケットの損傷・破損は、エネルギーの安定供給を目的とする原型炉では、事故という位置づけとなる。
- 崩壊熱密度は、ITER-FDR より大きくなるので、輻射のみでの除熱は不可能。また、冷却系中に、相当量の ACP 或いはトリチウム浸透が予想されるので、冷却水中に内包する放射性物質の量の観点からも、冷却系は安全規制の対象となる。
- 原型炉では、デイスラップションは無い、或いは、極まれにおこる異常。耐デイスラップション（耐電磁力）は、ITER 等での経験を踏まえて、設計条件として、確実に破損無く耐える設計が要求される。また、ブランケットは、試験を目的としたものではなく、むしろ、増殖したトリチウムも内包する機器（トリチウム障壁）であり、真空容器と同じレベルでの設計、製作、検査等のプロセスが課される。
- 耐震性は、ITER と同様に、設計条件。環境に対する放射線の影響に応じて、耐震クラスが定められる。

2) 原型炉でのブランケットに要求される安全上の要件

以上のように、原型炉でのブランケットは、試験機器ではなく、電力の安定供給からも、放射性物質の閉じ込めからも重要な機器として位置づけられる。このため、真空容器、トリチウム系と同様に、以下の思想にそった設計・対策が必要と考えられる。

- 平常時の放射線防護：漏えいの防止、遮へいの確保、保守・交換の配慮
- 異常の発生の防止：設計段階においては、適切な規格・基準等の適用、使用条件及び使用環境（照射を含む）を考慮した材料の選定、想定されるあらゆる荷重（地震を含む）に対して余裕のある強度設計や構造設計、建設段階においては、品質保証活動、完成後の試験検査、運転段階においては、日常的・定期的な点検及び保守等が可能であること。
- 事故の拡大防止：仮に異常（通常状態からの逸脱）が発生したとしてもその波及や拡大が防止できること。例えば、異常検知系及び警報系、異常（例えば熱源、冷却機能の異常）に対処するために必要な制御系（例えば、温度の制限、水素発生の制限）、過圧を緩和するための手段（例えば、安全弁等）、必要に応じ放射性物質を内包する機器等に対する第 2 次障壁、放射性物質の漏えい箇所を他から隔離するための隔離弁、等。

- ・ 影響の緩和：さらに、異常が波及・拡大してもその影響が緩和できるようすること。例えば、放射性物質の放散に対する最終的な閉じ込め障壁（例えば、負圧制御若しくは不活性化された区画）、放射性物質が環境に放出される前にこれを除去・低減するための除去設備、放射性物質の管理放出等のために停電時にも電源を必要とする系統に給電するための非常用電源設備、等。

3) 閉込め障壁

- ・ トリチウムの閉込め障壁は、クライオスタット/真空容器とし、ブランケット及びその支持構造体には、閉込め障壁としての機能を要求しないものとする。

3.2 プランケット材料

3.2.1 構造材

原型炉や実証炉のプランケットの構造材料として提案されている代表的な材料には、低放射化フェライト鋼、バナジウム合金、SiC/SiC 複合材料がある。これらの材料のうち、高温、重照射下での使用に対し、低誘導放射能の要求をも満たしつつ、最も早期に実現可能な材料として低放射化フェライト鋼及びその酸化物分散強化材（ODS 鋼）を候補材とする。

(1) 開発の現状

- ・ 照射効果に関しては一例として、破壊靱性(この場合には DBTT)の照射による変化に注目すれば、照射温度が 350-400°C以上であれば、照射による脆化の進み方は比較的遅くなる (高速炉の場合よりも、ヘリウムが多く生じる核融合炉条件の方が劣化が大きい可能性がある)。高速炉で 160dpa($32 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$)まで照射したフェライト鋼(HT-9 鋼)の破壊靱性値の照射量依存性から、この温度では照射による破壊靱性値の低下はほとんど見られない*。また、それ以下の温度であっても、コンポーネントの温度を(200-300°C以下にまで)下げなければ脆性を示さない(保守点検時には温度が下がると考えられる)**。なお、最も強く照射損傷を受ける第一壁パネルでの交換時の中性子フルエンスは 10MWa/m^2 (弾き出し損傷量で 100dpa、核変換生成ヘリウム量 1000appm; 初期のプランケット) 程度かそれ以上とされている。
- ・ 耐食性については、照射効果を含めた評価は不十分な状況に有る。しかし、水質の管理が適当であれば大きな問題を生じないと期待される (類似の材料が熱交換器に使われており、照射の効果を除けば利用可能; また、大きな照射効果は考えにくい)。冷却水から(及び核変換で)導入される水素の影響の評価、耐食性の向上が今後の方向である。
- ・ 製造性については、接合(溶接)性や成形性(切削、塑性加工等)に関する技術基盤は既存と言える。プランケット等が複雑な形状を持つことへの対応が重要である。
- ・ 低放射化特性に関しては、現有の技術の延長で不純物の低減を図ることは概ね可能と考えられ、工程の効率化等のための改良が今後の方向と考えられる。浅地埋設(300 年後)に適合するためには、例えば、ニオブを数 wtppm 以下にする必要が有るが、既に試作溶解(5 トン)で 0.7wtppm が達成されている。また、他の方法としての化学的な処理等による有害成分の分離や再利用等について方法の検討を行う必要がある。

結局、現在の開発状況では、(i)に関する耐照射性を含めた特性の向上、特に破壊靱性の向上(確保)が重要と考えられる。

* 照射による機械的特性の変化は、引張特性の強度や伸びの変化で推定できることが多く、やはり 400-500°Cの範囲では、照射の影響は極小になる。HT-9 鋼の破壊靱性値は比較的小さく、照射なしで F82H 鋼の半分程度である。高速炉の場合は、核融合炉とは異なりヘリウムの発生が少ないため、脆化の進展は少なくなるが、この温度では硬化量が小さいためにヘリウムの影響も目立たなくなるようである。この温度領域で耐久性を決める挙動はスウェーリングとクリープであろう。

** コンポーネントの温度を下げなければ、材料は著しい脆性を示さない(延性脆性遷移温度がある)。このため、高速炉のように休止中も高温で保持されるような場合には、重要な課題とは考えられていない。その場合には、スウェーリングやクリープが課題となる。高速炉では 150dpa 程度まではスウェーリングは小さく使用実績がある。核融合炉中性子では核変換生成ヘリウムが多いためスウェーリングが増加する。これによる使用限界は、現状の材料で $5\sim 10 \text{MWa/m}^2$ と推定される(弾き出し損傷は 50~100dpa、ヘリウム量は 500~1000 appm)。

(2) 開発の見通し

照射による破壊非性低下は、強磁性の影響等とともに最も克服が難しい課題の一つであり、また材料の成分等との関わりが強いため(材料を決める)、最も早期に対応を始める必要がある事柄である(材料が定まらないと次段階に進みにくい)。説明が細かくなるが、これへの対策についての考え方を例として示す。

照射による破壊非性の低下については、添加元素の工夫や組織の微細化を図ることで、ある程度の対応が期待できよう。核融合炉条件で特に問題と考えられる事柄は、核変換(n, α 反応)で材料中に導入されるヘリウムによる DBTT 上昇の助長等である(現在の低放射化フェライト鋼は改良の結果、弾き出し損傷の影響のみであれば、利用可能な範囲に収まるような性能に達している)。ヘリウムの作用の強さや機構については議論があるところではあるが、例えば、結晶の境界への集積による界面破壊強度の低下が重要な機構であるとすれば、ヘリウムキャビティーの分布を微細にすることで、脆化の進行を妨げることができ得るであろう。同時に、組織の微細化等による低温域での照射前の非性の向上も効果的と考えられ、これらの手法の組み合わせが、材料の改良の方向と考えられる。なお、400-500°C の範囲では、スウェーリング(やクリープ)が耐久性を制限する可能性があるが、この抑制も同様な方法による対策が効果的と考えている。

但し、このような材料の工夫のみでは不足が生じる可能性は高い。対策の一つとして、コンポーネントに使用した場合の破壊挙動を解析し、材料の使い方(構造設計手法等)の工夫を促し、結果として設計マージンを合理的な範囲で削減するといった対応が考えられる(亀裂の発生を許容するが瞬時破壊は防止する等; 材料への要求が低減することになる)。例えば、照射後の破壊非性値の第一壁厚さ方向における分布を考えてみると、冷却水側から 1mm 程度深い領域では、照射中での温度が比較的高くなるために脆化の進み方が比較的遅い。このとき脆化のために冷却水側から亀裂が生じても、亀裂の長さが小さいため、亀裂を成長させようとする力はあまり大きくならないのである(応力拡大係数は $< 10 \text{MPam}^{1/2}$ との評価結果を得た)。このような事柄を考慮して、材料への要求を低減させることも課題の解決への重要な方向である(第一壁パネルの構造強度問題としてモデル等による検証が必要となる)。

3.2.2 トリチウム増殖材

リチウム含有率が高くトリチウム増殖特性に優れると期待される Li_2O 及び化学的安定性と比較的低温でのトリチウム放出特性に優れる Li_2TiO_3 を候補材とする。

(1) 材料設定

- ・材料素材としては、 Li_2O 、 Li_2TiO_3 ($\text{Li}_2\text{TiO}_3 + \text{TiO}_2$ 添加材も含む) を候補材とする。
- ・形状は、トリチウム増殖率 (TBR) の向上、実効熱伝導率向上の観点から、2種類の異なった直径を有する微小球の充填 (大球直径 1~2mm 及び小球直径 0.1~

0.3mm) を選定する。

- Li-6 濃縮度としては経済性を考慮し、最大 90% いどで、設計によって適切な値を選定する。

(2) 開発の現状と展望

1) 製造技術開発

<現 状>

- 微小球の製造技術に関しては、湿式造粒法が大量製造性、製造コスト、リチウムリサイクル等の観点から選定されている。
- 大球製造として脱水型ゲル化法及び小球製造法として置換型ゲル化法が、湿式造粒法として考案されている。
- 結晶粒径制御によるトリチウム放出性能の向上及び高中性子照射下における化学的安定性の向上を目的として、酸化物を添加した改良材料が有望。例として $\text{Li}_2\text{TiO}_3 + \text{TiO}_2$ 添加材等が注目されており、微小球製造可能（図 3.2-3 参照）。

<展 望>

- 大球と小球を同じ方法で製造可能とする。
- 改良材料の微小球開発の見通しは明るい。
- Li イオン伝導体を用いた ${}^6\text{Li}$ 濃縮技術開発が必要。
- 使用済トリチウム増殖材からのリチウムリサイクル技術開発が必要。

2) 特性評価

<現 状>

- 热的特性（热伝導率、热膨胀率等）、機械的特性（圧潰強度、クリープ、破壊強度等）及び照射特性（トリチウム放出特性、スエリング等）に関する材料データはほとんどない。
- 実験炉用材料データとして最もデータ取得が進んでいる日米国際研究協力（BEATRIX-II 計画）においても、～5%Li 燃焼度までのディスク状 Li_2O 及び微小球形状 Li_2ZrO_3 （日本と異なる製造法により製造されたカナダ製のもの）のみの基礎的材料データは取得されているが、一定温度で所定の Li 燃焼度まで照射された時に得られるような工学データは取得されていない。

<展 望>

- 材質及び材料仕様の決定を行うために、国内の研究炉等を利用し、低 Li 燃焼度での特性評価を計画中。
- 海外の研究炉、試験炉等を利用して、～20%Li 燃焼度までの特性評価を計画中。最終的には IFMIF で寿命評価を実施予定。

3.2.3 中性子増倍材

$(n, 2n)$ 反応に対する中性子エネルギーの閾値が比較的低く最も大きな増倍効果を期待できるベリリウム、及び化学的安定性に優れることからより高温での使用が期待されるベリリウム金属間化合物を候補材とする。

(1) 材料設定

- 材料
 - Be、Be 金属間化合物（例として Be_{12}Ti 等）
- 形状
 - TBR 向上、有効熱伝導率向上を目的とし、2 次球充填（大球直径 1～2mm 及び小球直径 0.1～0.2mm）を選定

(2)開発の現状と展望

1) 製造技術開発

<現 状>

- ・ベリリウムに関しては、回転電極法による製造技術が確立。

<展 望>

- ・Be 金属間化合物の製造技術開発。
- ・リサイクル技術の確立

2) 特性評価

<現 状>

- ・プランケットの詳細設計を行えるほどのデータは揃っていない。
- ・実験炉 (ITER) レベルの中性子照射挙動評価に関しては、EBR-II を用いた照射試験において～400°C、～3000 appmHe、～30 dpa の条件におけるトリチウム拡散係数及びスエリングが測定されている。
- ・600°C以上の高温と実験炉の 10 倍の高中性子照射環境での使用が課せられているため、既存のベリリウムは使用できない可能性が高く、高融点材料である Be 金属間化合物（図 3.2-5 参照）等の先進材料を開発する必要がある。
- ・ベリリウム金属間化合物は、水との反応性が少ないと等が明らかになっているが、基礎的な物理特性は明らかになっていない。
- ・金属間化合物の利点は、融点が高く高温での使用が可能で、スウェリングが小さい可能性があり、構造材との両立性が良い可能性がある。また、水との反応性が低く水漏洩の場合の反応が抑制される可能性がある点である。
- ・金属間化合物の欠点としては、ベリリウムより熱伝導度が多少小さい点、ベリリウム原子密度の低下と他元素の存在で、中性子増倍率が低下する点、他元素の特性によっては、トリチウムインベントリが大きくなる点である。

<展 望>

- ・材料の仕様及び選定を実施するために、国内炉を利用し、低 He 生成時の特性評価を計画中。
- ・海外炉を利用し、～20000appmHe までの特性評価を計画中。最終的には IFMIF で寿命を実施予定。

3.2.4 トリチウム透過防止皮膜

トリチウム透過防止皮膜は増殖材・増倍材充填層内面に施工し、冷却水へのトリチウム透過を抑制する。また、冷却チャンネル内面に施工し、トリチウム透過と腐食防止の役割も果たす。

(1) 材料選定

- ・水素透過低減の観点から、酸化物皮膜を選定する。さらに、水分吸着低減の観点から、皮膜表面を Cr_2O_3 とした複合酸化物皮膜を選定する。
- ・皮膜施工法として、配管内外面に緻密な皮膜施工が可能でかつ、廉価な「化学緻密化法」を選定し、次の 2 種類について候補とする。

皮膜 1 : $\text{Cr}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$

皮膜 2 : $\text{Cr}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2-\text{P}_2\text{O}_5$

- ・皮膜厚さは 50 μm とする。皮膜施工法を図 3.2-6 及び 3.2-7 に示す。

(2) 開発の現状と展望

1) 皮膜施工技術開発

<現状>

- ・基本的な施工技術開発はほぼ完了。

<展望>

- ・大型構造物への施工法検討
- ・皮膜健全性評価のための非破壊検査技術開発
- ・溶接部上への皮膜施工技術開発

2) 特性評価

<現状>

- ・皮膜内貫通欠陥確認試験(メッキの耐食性試験方法: JIS H 8502)
皮膜2には、貫通欠陥が無いことが明らかになった。
- ・熱衝撃試験(セラミック溶射試験方法: JIS H 8666)
600°Cに加熱保持後、室温水中へ投下する熱衝撃試験を30回繰り返しても皮膜1及び2の剥離及びクラックは認められず、健全であった。
- ・密着力試験(セラミック溶射試験方法: JIS H 8666)
皮膜1及び2の室温における密着力は、各々39.6MPa及び35.8MPaであった。
- ・両立性試験
皮膜施工により中性子増倍材(Be)と構造材(SUS316)との両立性を改善。トリチウム増殖材(Li_2TiO_3)と皮膜とは反応層認められず、皮膜は健全。
- ・重水素透過試験
皮膜2を用いた試験の結果、600°Cまでは重水素透過低減率が約1/1000以下になることが明らかになった(図3.2-9及び3.2-10参照)。

<展望>

- ・炉外重水素透過試験(追加試験の実施)
- ・炉内トリチウム透過試験
- ・冷却管内面への施工に関しては、その必要性の検討及び必要な場合は超臨界圧水に耐えるトリチウム透過防止被膜の改良研究が必要である。

3.3 ブランケット運転条件及び基本性能

○トリチウム増殖比

- ・燃料自給に加え、崩壊等による損失及び透過・漏洩に伴う非回収、次期炉初期装荷用の供給等を考え、正味増殖比の目標値を1.05~1.1と設定

○冷却材温度

- ・ブランケット出口温度は~500°C以上の超臨界条件
- ・ただし、構造材が過度に高温とならないよう、液相(高密度)状態で第一壁/容器壁を冷却、遷移及び気相(低密度)状態で増殖領域を冷却
- ・第一壁/容器壁出口温度は~380°C

○遮蔽性能

- ・超伝導コイルに対してはSSTR及びProto-DREAMと同様の遮蔽基準[3.3-1]を想定
- ・枝管再溶接及び生体遮蔽の基準等について検討が必要

参考文献

- [3.3-1] S. Nishio et al., Prototype tokamak fusion reactor based on SiC/SiC composite material focusing on easy maintenance, Fusion Engineering and Design 48 (2000) 271-279

4. ブランケットシステム概念

4.1 ブランケットシステム全体構成

固体増殖方式のブランケットの構造概念及びシステム構成概念を図 4.1-1 及び 4.1-2 に示す。ブランケット構造は、基本的に箱形容器の中に小球のペブル形状とした固体増殖材及び中性子増倍材を充填するものである。高エネルギー中性子との反応による増倍効果を高めるため中性子増倍材を容器内のプラズマに近い部分に配し、その後ろに増殖材を充填する構成であるが、増倍材による中性子の反射効果が大きいことから反射された中性子の有効利用を図るため増倍材層の前に薄い増殖材層を設けている。生成されたトリチウムは、ブランケット内をページするヘリウムガスによってトリチウム回収系に運ばれる。増殖材及び増倍材、構造材と中性子との反応により生じた熱は、ブランケット内の発熱率分布に応じて適正に配置した冷却管あるいは冷却パネルにより除熱するとともに各材料を所定の温度範囲に保持する。また、中性子増倍材としてベリリウムを用いる場合はベリリウムと固体増殖材は高温における共存性が問題になることから、これらの接触を避けるため増殖材層と増倍材層の間に仕切壁を設けている。

プラズマに面する第一壁は高い熱負荷を受けるため、内部に冷却流路を埋め込んで効率的な除熱を行う。第一壁はトリチウム増殖比向上のため可能な限り薄い肉厚とすることから、電磁力及び容器内圧に対する強度確保を考慮した補強リブをブランケット内部に設置している。

ブランケット容器としては、製作性、遠隔保守性及び電磁力低減を考慮した小型モジュール方式を採用している。ブランケットの補修・交換にあたっては、炉内のアクセスにより各モジュール個々の取外し・再取付けを行う。

ブランケットシステムは、炉内に設置されるブランケット構造体及び冷却・発電系、トリチウム回収系、工学安全系で構成される。ブランケット構造体概念は上述の通りである。冷却・発電系は基本的に加圧水冷却型核分裂原子炉と同様の構成であるが、超臨界圧水を用いる場合、高温・高圧(約 290-540°C、約 25MPa) の一次冷却水を用いてブランケットを冷却し、直接タービンを回して発電するか、又は蒸気発生器で一次冷却水との熱交換により発生させた蒸気でタービンを回して発電する。蒸気発生器を介さずに直接タービンを回して発電できれば、約 4.5% という高い熱効率を期待できる。トリチウム回収系では、低温吸着塔を用いてヘリウムページガス中の水素同位体を吸着・回収する。吸着塔の再生処理時にパラジウム透過膜を通してにより、吸着塔内の残留ヘリウムを分離して純度を高めた水素同位体を燃料循環系へ移送する。工学安全系は、主としてブランケット内への冷却水漏洩が生じた場合に備えるもので、冷却水蒸発に伴う過度の内圧上昇によるブランケット容器破損を避けるため、圧力開放系としてのラプチャーディスクとサージタンクを装備する。

本方式は以下の特徴を有している。

- 1) 固体増殖方式の選択：基本的に使用される構成材料の化学的活性度が低く、系統内部のトリチウム保持量も低く抑えることが可能である。また、トリチウムの生成・放出特性や照射特性に関するデータベースが比較的豊富であると共に、トリチウム回収技術の開発が最も進んでおり、基盤技術はほぼ確立されている。
- 2) ペブル形状での増殖材・増倍材の使用：固体増殖方式で懸念される中性子照射損

傷の緩和や耐熱応力性も良好であることが期待でき、世界の開発概念の主流となっている（EU も数年前にブロック方式からペブル方式に変更）。

- 3) 冷却材として加圧軽水が主案：軽水炉・火力で豊富な実績があり、高い信頼性を有する基盤技術が確立している。
- 4) 構造材として低誘導放射化フェライト鋼の使用：フェライト鋼は、良好な耐照射特性と高温特性を有すると共に、広範な産業基盤を有する材料である。また、添加元素の調整により低誘導放射化特性を具備させることにより、廃棄物処理処分のシナリオを軽減できる可能性が示されている。さらに、ODS 化により高温特性の改善が期待できる。
- 5) 高性能化の可能性：冷却材としてヘリウム・ガスを使用し、構造材料としても先進材料（SiC/SiC 複合材等）を用いることにより、より高い発電効率の達成が可能となると共に、固有の安全性をより高めることが可能となる。また、これらの先進構造材料を使用することにより、より魅力ある低誘導放射化特性を実現することが可能である。

プランケット設計上の基本的な考え方を以下に列挙する。

- 1) 容器構造体
炉内アクセスによる遠隔保守・交換を行う観点から、1~2 m x 1~2 m のモジュール構造とする。トリチウム増殖比向上の観点から、第一壁をできるだけ薄くし、容器内圧（バージガス圧力）に耐えるため補強リブを設置する。第一壁等の容器壁及び補強リブには冷却チャンネルを内蔵させる。モジュール背面に電磁カトルク支持用のキー（左右各 1 カ所）を設ける。また、プラズマ側からの遠隔保守による冷却及びバージガス枝管の溶接/切断のため、各枝管に対応したフロントアクセス孔を設ける。
- 2) プランケットの分割
プランケットを永久プランケットと交換プランケットに分割することは当面考えない。理由は以下の通り。
 - ・超臨界圧水冷却方式では 1 モジュールあたりの配管本数はスイープガス配管も含めて 6 本となる。2 分割にすると配管は 12 本となり設計は非常に難しい（図 4.1-1 参照）。
 - ・構造材の量が増えるため TBR を確保することが難しくなる可能性がある。
 - ・廃棄物量が大幅に減るとは考えられない。精々 30 ~ 40 % 程度であり、他の大量の廃棄物量も考慮すると大きな利点があるとは思えない。
 - ・構造が複雑になりコストアップ要因となる。
 - ・永久プランケットといえども本当に 20 ~ 30 年間機能できるのか疑問である。

当面は非分割で設計を進め、設計案が固まった段階で分割方式の可能性について検討することとする。

- 3) 増殖領域
耐熱応力、耐照射割れ、耐スエリング健全性及び充填時製作性等の観点から増殖材及び増倍材共に小球ペブル状として充填する。中性子増倍材としてベリリウムを用いる場合は、共存性の観点から増殖材と分離して充填し（仕切壁を設け

る)、ベリリウム金属間化合物を使用する場合には、増殖材と混合して充填する概念についても検討する。トリチウム増殖比向上のための構造材量低減と耐冷却水圧の観点から、増殖領域内の冷却チャンネルには円形管を用いるものとする。

4) トリチウム回収方式

モジュール内で生成されたトリチウムをヘリウムページガスで外部に取り出すことにより、連続的に回収する。

4.2 ブランケット概念

4.2.1 保守シナリオとブランケット構造

(1) ブランケット構造の分類とその比較

- ・ 表 4.2.1-1 にブランケット構造の分類を示す。
- ・ 表 4.2.1-2 に各方式の比較を示す。
- ・ 炉外交換方式は重量物の搬送設備、大規模のホットセル設備が必要。ここではブランケット交換に要する期間が 2~3 ヶ月と計画されている炉内交換方式モジュール型で検討する。

(2) ブランケット構造例

炉内交換方式モジュール型の代表的な構造例として下記を検討する。

- ・ 一体型（溶接サポート）
- ・ 一体型（機械式サポート）
- ・ ホットセル分離型
- ・ 炉内分離型

各方式の特徴を、表 4.2.1-3 に示す。構造図を図 4.2.1-1~図 4.2.1-4 に示す。

(3) 廃棄物量の検討

図 4.2.1-1~図 4.2.1-4 の構造図をもとに廃棄物量の比較を実施した。比較は増殖部の体積が等しくなる条件の下、構造材の重量で行った。結果を表 4.2.1-4 に示す。分離型の一体型に対する低減量は 30%程度でそれほど大きくない。これは分離型になると T 脚部の構造材が増えるためである。

(4) 結論

原型炉ブランケット構造として、ブランケット交換のために必要な設備および交換期間の観点から ITER で検討され現実的である炉内交換方式モジュール型にしづり、また炉内交換方式モジュール型において、廃棄物量低減を目指す分離型の利点を具体的に検討した。その結果、下記理由により一体型にて検討を進めることとした。

- ・ 分離型の廃棄物量低減効果は、一体型に比べ 30%減程度でそれほど大きくない。また、分離型では分割部の取付構造が必要になり、しかも冷却水配管が各分離部独立に必要になるなど構造が複雑になる。
- ・ 分離型は一体型に比べ構造材の割合が増加し TBR が減少する。同一体積のブランケットモジュールで比較すると約 15%程度、増殖領域の占める体積が減少する。

4.2.2 ブランケット構造

1) 配管引き回し、系統数

- ・ 図 4.2.2-1 に冷却配管のポロイダル断面引き回し概念を示す。

- 冷却材は第一壁部の温度上昇を抑制するために第一壁部を先に冷却し、次の増殖領域を冷却する。

(各系統の熱除去量と必要流量)

- ① 中性子壁負荷分布：図 (S S T R より抜粋)
- ② 体積発熱量はエネルギー増倍率 1.3 として計算。
- ③ 入口温度 (280°C)、出口温度 (504°C) として熱除去に必要な流量と各系統の第一壁部出口温度を計算。 表 4.2.2-1。

(系統数の検討)

前提条件として

- ①伝熱劣化を生じる限界流量（山県らの式より）は、 $1\text{MW}/\text{m}^2$ の熱流速のとき 7k g/s でこれ以上であること。
 - ②流速は水部で 5m/s 以下であること。
- この条件から、図 4.2.2-1 の 3 系統を選定した。

(構造材温度上昇と圧損の概略評価)

- ①第一壁部の温度上昇計算結果を表 4.2.2-2 (a) および図 4.2.2-2 (a) に示す。
第一壁部の摩擦圧損計算結果を図 4.2.2-3 (a) に示す。
 - ・流量 12k g/s 以上であれば第一壁前面の温度上昇は 500°C 以下に抑制できそう。
 - ・流量 12k g/s の時圧損 (10m あたりの摩擦圧損) は 1k g/cm^2 程度で問題なさそう。
- ②増殖部の冷却管の温度上昇計算結果を表 4.2.2-2 (b) および図 4.2.2-2 (b) に示す。
増殖部の摩擦圧損計算結果を図 4.2.2-3 (b) に示す。
 - ・流量 12k g/s 以上であれば増殖部の温度上昇は 600°C 以下に抑制できそう。
 - ・流量 12k g/s の時圧損 (10m あたりの摩擦圧損) は 1k g/cm^2 程度で問題なさそう。

2) ブランケットモジュール構造概念

図 4.2.2-4、-5 にブランケットモジュール構造概念図を示す。

- ・第一壁および増殖部用に各ヘッダーをもうける。
背面の枝管によりモジュール内ヘッダーとバックプレート内の配管とを連結。
この枝管はモジュールの支持機能をも有する。
- ・冷却水枝管の溶接はフロントアクセスで行う。
溶接時の位置合わせのため、背面にガイドキーを有する。
ガイドキーにはディスラプション時の電磁力に耐える強度を持たせる。
図に示す枝管肉厚 t_{12} と t_{16} は内圧に耐える最小肉厚であり、溶接時の芯ずれ量は本寸法に加算する必要あり。

4.2.3 ブランケットの真空容器内表面占有率評価

○目的：ブランケットの増殖領域が占めるカバレッジの概略評価及び目標とする正味トリチウム増殖比を得るために必要となるローカル増殖比の評価を行うことを目的として本章の検討を行った。

○仮定：

- ・ダイバータ、ポート等によるカバレッジ損失 : 10 %
- ・プランケット・モジュール間ギャップ : 10 mm
- ・プランケット・モジュール容器の側壁・上下壁厚さ : 各 30 mm
- ・フロントアクセス孔(Φ30 mm)周囲の非増殖領域 : Φ60 mm x 6 個
- ・プランケット・モジュール上下部の非増殖領域 : 各 50 mm
- ・補強リブ設置間隔 : 500 mm
- ・補強リブ厚さ : 20 mm
- ・プランケット・モジュール高さ : 1 m

○検討ケース及び検討方法：

- ・プランケット・モジュール幅を 1 m、1.5 m、2 m とした 3 ケース
- ・カバレッジ評価用モデル：図 4.2.3-1
- ・「必要ローカル増殖比=目標正味増殖比 / 増殖領域カバレッジ」として評価

○検討結果

- ・表 4.2.3-1 参照
- ・増殖領域カバレッジ : 66~69 %
- ・正味増殖比 1.0 以上のために、ローカル増殖比として 1.44~1.50 以上が必要
- ・正味増殖比 1.05 を達成するためには、ローカル増殖比として 1.5~1.6 が必要
- ・正味増殖比 1.1 の場合には、必要となるローカル増殖比は 1.6~1.65
- ・上記で仮定したダイバータ、ポート等のカバレッジ及び各部寸法等については、設計結果を反映した見直しが必要
- ・中性子壁負荷が分布（とくにボロイダル方向）することにより各モジュールで達成されるローカル増殖比が異なることを考慮した見直しが必要
- ・「正味増殖比=ローカル増殖比 x 増殖領域カバレッジ」の成立性に関する 2 D、3 D 核計算による評価及びそれを反映した正味増殖比の再評価が必要

4.2.4 核・熱設計（柳、佐藤）

4.2.4.1 核・熱設計の解析条件

(設計検討条件)

①モジュール当たりの流量は、12 kg/s とする。

これは、配管系統Ⅲで必要な最小流量で、流量がこれより多い場合は、熱伝達率が増加するので安全サイドの評価である。

②冷却材のモジュール入口/出口は、典型的な下記 2 ケースで検討した。

- ・冷却水の温度が最も高くなるケース
- ・冷却蒸気の温度、すなわち増殖部が高くなるケース

(1) 増殖部の冷却水（蒸気）フローパターン設定

(検討条件)

流路面積として、流速増加抑制の観点から、第一壁部の流路面積の 2~3 倍を確保する。

蒸気 (500°C) は、水 (360°C) の密度の約 1/6 程度になる。

流量 15 kg/s (系統 I の流量) のとき、第一壁部で約 4.5 m/s。

増殖部はこのとき、9 m/s ~ 15 m/s 程度となる。

(フローパターン)

S S T R :

ヘッダーから並列に流れる冷却群として 4 系統を考慮。
流路面積は、 0.0167m^2 で、第一壁 (0.0058m^2) 部の約 2.9 倍。

前方の発熱が大きいので流路パターンとしてまず前方に流し温度上昇した蒸気を後方に流し、全体的に均一化した。

体系 : $B_e/L_{i_2O}=4$

ヘッダーから並列に流れる冷却群として 3 系統を考慮。

本体系では、発熱分布が比較的平坦になる。

各系統の流れは、(第一壁側からより) 前方、中央、後方とした。

(フローパターンと温度上昇)

・基準体系では冷却群を 3 系統にしたとき、各系統の温度上昇のばらつけは 5% 以内で可。

ただし、高温蒸気体系では、後方の温度上昇が大きくなり、系統の見直しが必要。

(2) 冷却層間のピッチ

冷却層と冷却層間のピッチの決定は下記の手順により行った。(図 4.2.4.1-1 核熱設計フロー参照。)

- ①各層の核発熱量を算出。
- ②流路パターンから各冷却層の温度上昇を算出。
- ③冷却管の熱伝達率を算出。
- ④一次元核計算実施
- ⑤一次元熱計算実施
- ⑥増殖材、増倍材の温度制限値と比較

(3) モジュール断面図を図 4.2.4.1-2 に示す。最終的に決定したピッチを併せて示す。また、この断面図を元に、本解析で用いた 1 次元体系計算へ適用するための変換モデルを図 4.2.4.1-3 に示す。

(結果)

①増殖層 $< 1000^\circ\text{C}$ 、増倍層 $< 600^\circ\text{C}$ を満足するように冷却層間ピッチを決めた結果を図 4.2.4.1-4 および図 4.2.4.1-5 に示す。体系 ($B_e/L_{i_2O}=4$) では B_e 層の温度上昇 ($< 600^\circ\text{C}$) が増殖層の温度上昇より厳しい。高温蒸気の体系でも B_e 層の温度を 600°C に制限できる。

②各冷却層の除熱量と中性子エネルギー増倍率

最終的に決定した冷却層間ピッチにおける体系での核発熱分布を図 4.2.4.1-6 に示す。各冷却層での除熱量を図 4.2.4.1-7 に示す。第一壁部で 2.4MW、増殖層合計で 5.6MW でほぼ 1 対 2 の割合となる。中性子エネルギー増倍率は、表 4.2.4.1-4 に示すように 1.42 となる。

(4) 冷却層内の冷却管ピッチ (トロイダル方向)

体系 ($Be/Li_2O=4$) では、フローパターンとして 3 系統を考慮。

各系統の冷却管のピッチは下記を考慮して決めた。

①系統 1 (前方 3 列) のピッチ (15mm) :

第一番目の増殖層 (第一壁と第一列の冷却層で囲まれた領域) の冷却で冷却不充分な領域 (温度が高くなる領域) が 2 次元的に見て生じないように 15mm を選択。

②系統 2 (中央 3 列) のピッチ 20mm、系統 3 (後方) のピッチ 22mm :

各系統の流量が各系統の管内流路面積の総和に比例する（各管を流れる流速が等しい）として各系統の体積発熱除去量から決まる各系統の冷却材温度上昇が等しくなるようにピッチを選択。ただし上記フローパターンと温度上昇の項で述べたように、低温蒸気、中性子壁負荷 $5\text{MW}/\text{m}^2$ の条件で決めており他の条件では冷却材出口温度のばらつきが生じる。

4.2.4.2 TBR の評価

(1) $\text{Li}_2\text{O}/\text{Be}$ 比の最適化

(解析条件)

- 1 体系厚みは 120cm で漏れは無視できる。
- 2 $\text{Be}/\text{Li}_2\text{O}$ の体積比をパラメータに下記の場合についてTBRを計算。
 - ①第一壁、冷却管がない場合：架空の容器に Be と Li_2O が混合している状態。
 - ②上記①の状態に冷却管 (F82H と H_2O) を混ぜ合わせた状態。
 混合割合は、 $(\text{Be} + \text{Li}_2\text{O})/\text{F82H}/\text{H}_2\text{O}/\text{Vod} = 0.8/0.1/0.02/0.08$ 。
- ③上記①の状態に第一壁 (F82H と H_2O ：全厚み 18mm) を取付けた状態。

(解析結果)

図 4.2.4.2-1 に天然 Li の場合を、図 4.2.4.2-2 に $30\%\text{Li-6}$ 濃縮度の場合を示す。

- 1 理想的な条件では、TBR は約 2.5 程度になる。
- 2 体積比 ($\text{Be}/\text{Li}_2\text{O}$) を増すと TBR は増加する。
構造材がはいると、天然では体積比 4 でほぼ上限に達する。
- 3 体積比が大きいところでは、濃縮度の効果が顕著。
体積比が小さいところでは、濃縮度を上げるとむしろ TBR は減少する。

(2) 超臨界圧水冷却体系での TBR の評価

(解析方法)

1 解析体系

- ・基準体系は核熱設計で評価した体系 ($\text{Be}/\text{Li}_2\text{O} = 4$)。
- 冷却材温度と中性子壁負荷の大きさで冷却層のピッチを最適化した下記 3 体系で計算。
中性子壁負荷として、アウトボード側の最大値 $5.0\text{MW}/\text{m}^2$ のとき
- ①第一壁の温度は高いが、増殖部の温度は低くなるケース（低温蒸気のケースと呼ぶ）
 - ②第一壁の温度は低いが、増殖部の温度は高くなるケース（高温蒸気のケースと呼ぶ）
- 中性子壁負荷として、インボード側の最大値 $3.5\text{MW}/\text{m}^2$ のとき
- ③第一壁の温度は高いが、増殖部の温度は低くなるケース（低温蒸気のケースと呼ぶ）
- ・比較のため、SSTR 体系で、中性子壁負荷 $5.0\text{MW}/\text{m}^2$ 、低温蒸気のケースを評価。

2 Be と Li_2O の配置について

- ・ Be と Li_2O の体積比が 4 程度がほぼ最適。（予備評価から）
- ・ Be と Li_2O 層の配置

第一層を Be とするか Li_2O とするかに関しては、第一壁がなければ第一層を Be とし、
($n, 2n$) 反応を有効に利用するほうが TBR は増加する。

第一壁がある場合、第一層を Li_2O としたほうが熱中性子の有効利用の観点から有利である。

3 増殖層、増倍層の充填率：表 4.2.4.2-1 に示す。

(解析結果)

1 中性子フラックス分布

図 4.2.4.2-3 に低温蒸気のケースを図 4.2.4.2-4 に高温蒸気のケースを示す。

- ・今回の体系 ($B_e/L_{i_2}O = 4$) は SSTR 体系にくらべ、熱中性子が空間的に平坦化した。

2 TBR 分布

図 4.2.4.2-5 に低温蒸気のケースを図 4.2.4.2-6 に高温蒸気のケースを示す。

- ・ SSTR 体系 (天然 L_i) の 1.25 にくらべ、今回の体系では、天然 L_i 1.35、30% 濃縮 1.47 まで増加。

- ・ TBR の分布も中性子フラックス分布と同様、空間的に平坦化した。

3 高温蒸気の影響

図 4.2.4.2-6 に示す。

- ・ 低温蒸気のケース (30% 濃縮) 1.47 と比べ 1.40 に減少 (約 5% 減)。

4 L_{i-6} 濃縮度

図 4.2.4.2-7 に一例を示す。

- ・ 30% L_i 濃縮は、天然に比べ約 9% 増加。それ以上の濃縮の効果は小さい。

5 中性子壁負荷の効果

図 4.2.4.2-7 にあわせて示す。

- ・ 5MW/m² と 3.5MW/m² でそれぞれ最適化した効果は、1% 程度で小さい。

6 TBR の厚み分布

図 4.2.4.2-8 に一例を示す。

- ・ 30% L_i 濃縮では、厚み 400 で、TBR 1.4 を超え、400 から 650 までの寄与は 0.1 以下で小さい。

(3) タングステンアーマの影響

(目的)

タングステンをアーマー材として第一壁表面に貼り付けたときの TBR への影響を評価する。

(内容)

典型的な計算体系 (30% Li-6、低温蒸気、中性子壁負荷 5MW/m²、熱負荷 1MW/m²) の表面に 1、5、10mm のタングステンを貼り付ける。

(結果)

結果を図 4.2.4.2-9 に示す。1mm のタングステンでも TBR の影響は大きい (1.47 から 1.42 へ減少)。

これはタングステンによる熱中性子の吸収によると考えられる。タングステン 5mm で 1.37 まで減少する

4.2.4.3 L_{i-6} 燃焼度と燃焼末期の TBR

(評価方法) 図 4.2.4.3-1 に評価方法を示す。

- 1 L_{i-6} の燃焼度と L_{i-6} による T 生成反応率 (または TBR) の間には、寿命にわたって中性子フラックスの空間的分布およびエネルギースペクトルが不变と考え

- られるならば、次ページに示す関係式が成立。
- 2 中性子壁負荷は 5.0MW/m^2 とし、初期濃縮度が天然および $30\% \text{Li-6}$ の場合でそれぞれ燃焼度を検討。
 - 3 中性子壁負荷が 5.0MW/m^2 で、2年間燃焼した後での TBR 値を計算する。

(検討結果)

- 1 Li-2O の各層（第一壁側から第一、第二、等）について天然 Li と 30% 濃縮のケースで燃焼度を計算。
 - ・中性子壁負荷 5.0MW/m^2 、2年間の燃焼で、天然 Li の場合、第一層で 68% 、 30% 濃縮で 33% に達する。
- 2 TBR の変化
 - ・ $30\% \text{Li-6}$ の場合、初期 TBR は 1.47 。2年燃焼後、 1.46 で、約 1% 減少するのみとの結論が得られた。

4.2.4.4 遮蔽性能とラジアルビルド

増殖ブランケット及び遮蔽体厚さをパラメータに、1次元遮蔽計算によりラジアルビルドを確立した。計算モデル（平板モデル）を図 4.2.4.4-1 に示す。増殖ブランケットは第一壁と増殖部に分割し、第一壁、増殖部、遮蔽体は均質化している。1次元 S N コード A N I S N 及び群定数ライブラリー F U S I O N - 4 0 を用いた。P 5 - S 8 の条件で計算した。増殖ブランケット及び遮蔽体厚さが各々、 60cm 、 70cm の場合の計算結果を表 4.2.4.4-1 に示す。中性子壁負荷は 5MW/m^2 、中性子フルエンスは 75MWa/m^2 で規格化している。

1次元遮蔽計算の場合安全率を $3 \sim 5$ 倍考慮する必要があり、安全率を考慮すると、絶縁材の吸収線量は基準値を上回る。増殖ブランケット及び遮蔽体厚さが各々、 $40 \sim 60 \text{cm}$ 、 $30 \sim 90 \text{cm}$ の場合の絶縁材の吸収線量を図 4.2.4.4-2 及び図 4.2.4.4-3 に示す。本結果から増殖ブランケットあるいは遮蔽体厚さを関数とした以下に示す絶縁材の吸収線量の近似式が導出できる。

1) ブランケット厚さ : 60cm

$$Y(\text{rad}) = F / 75 \times 1.3694 \times 10^{13} \times e^{-0.14164 \times T(\text{cm})}$$

2) ブランケット厚さ : 50cm

$$Y(\text{rad}) = F / 75 \times 3.1458 \times 10^{13} \times e^{-0.14162 \times T(\text{cm})}$$

3) ブランケット厚さ : 40cm

$$Y(\text{rad}) = F / 75 \times 7.0621 \times 10^{13} \times e^{-0.1413 \times T(\text{cm})}$$

4) 遮蔽体厚さ : 40cm

$$Y(\text{rad}) = F / 75 \times 6.416 \times 10^{12} \times e^{-0.081717 \times T(\text{cm})}$$

ここで、 F はフルエンス (MWa/m^2)、 T はブランケットあるいは遮蔽体厚さ、 S は安全率である。近似式より、基準値 ($3 \times 10^9 \text{ rad}$) を満足する為の必要ブランケットあるいは遮蔽体厚さ (cm) は以下の式より求められる。

1) ブランケット厚さ : 60cm

$$T \geq -\ln(3 \times 10^9 / (S * F / 75 * 1.3694 \times 10^{13})) / 0.14164$$

2) ブランケット厚さ : 50 cm

$$T \geq -\ln(3 \times 10^9 / (S * F / 75 * 3.1458 \times 10^{13})) / 0.14162$$

3) ブランケット厚さ : 40 cm

$$T \geq -\ln(3 \times 10^9 / (S * F / 75 * 7.0621 \times 10^{13})) / 0.1413$$

4) 遮蔽体厚さ : 40 cm

$$T \geq -\ln(3 \times 10^9 / (S * F / 75 * 6.416 \times 10^{12})) / 0.081717$$

中性フルエンスが、25, 50, 75 MWa/m²、安全率が1, 3, 5の場合の最小必要ブランケットあるいは遮蔽体厚さを表4.2.4.4-2～5に示す。TBRの観点からブランケット厚さは60 cm必要であり、安全率5を考慮した場合、遮蔽体厚さは71 cm以上必要である。

4.2.5 ブランケット構造体の熱構造設計

1) 目的

二次元及び三次元によるブランケット(BL)／第一壁(FW)の熱・構造強度の観点から設計を進める。

2) 検討内容

① BL構造体の応力解析

バージガス圧による一次応力からFWの最適な厚さを推定する。

解析条件

解析モデル：BLのトロイダル断面、後壁40 mm、側壁30 mm、コーナーR40 mm

パラメータ：壁厚、内圧、リブ有無

材料：全てF82H

解析コード：ABAQUS ver. 5.8を使用

解析結果

考察及び設計検討

応力／変形からBL幅1 mに対してリブは必要である。

内圧(バージガス圧)に対しては設計0.1 MPaとなっているが、ペブル充填層を採用した場合大きな圧損が予想されるため応力結果から0.5 MPa以下程度にすることが必要である。また変形量に対してはBL内機能材への影響を考慮することが必要であるが、仮に変形量を0.5 mmまで許容するとしても第一壁の厚みは20 mm以上が望まれる。

構造強度及びTBR等の核特性の観点から第一壁の厚さは18 mmと20 mmで検討を進める。

② FWの熱構造解析

FWの熱構造解析から冷却管厚さを推定する。

解析条件

・ 解析モデル

FW トロイダル断面一流路、矩形管内蔵（断面 8x8、10x10、R1mm）、FW 厚さ 18 mm or 20 mm として構造材の占める厚さはともに 10 mm とした。したがってプラズマ側／増殖側 = 3/7、4/6、5/5mm を対象とした。

b) 熱条件

表面熱流束 : 1.0 MW/m²、中性子壁負荷 : 5.0 MW/m²

核発熱及び増殖材からの熱流束 : 一次元核熱解析結果を参照

c) 冷却条件

温度 : 370 °C、流量 : 12 kg/s、圧力 : 25 MPa

d) 材料物性値

全て F82H、IEA ラウンドロビンの値を使用

e) 解析 : ABAQUS ver. 5.8

解析結果

a) 热解析

F82H の使用温度を 600 °C 以下とすると FW におけるプラズマからの冷却面までの壁厚さは 4 mm 以下、また 550 °C 以下とすると同じく壁厚さは 3 mm 以下となる。

b) 応力解析

冷却水圧力による一次応力と熱応力の解析結果から、冷却管の断面は 8 x 8 mm² が妥当であり、また壁の厚みはプラズマ側 3 mm、増殖側 7 mm が妥当と判断する。F82H 及び ODS/F82H 鋼の開発状況により 4/6 と 5/5 の組み合わせも考えられる。

現状の F82H の強度データをもとに設計すると第一壁の厚さは 18 mm、プラズマ側及び増殖側厚さをそれぞれ 3 mm、7 mm となる。

3) 課題及び今後の検討事項

今後の課題としては、

- ・ BL 構造体内部の冷却管の熱構造設計
- ・ FW コーナー部の熱構造設計
- ・ BL 2 次元／3 次元解析

があげられる。

4.2.6 電磁力の検討

プラズマディスラプションが発生すると、炉内機器に膨大な電流が流れ、それらの機器に巨大な電磁力を生じさせる。このようなプラズマディスラプションは、プラズマ閉じ込めにプラズマ自身の電流を利用するトカマク型核融合炉において不可避な事象であり、高経済性を志向する原型炉のブランケット設計にとって、電磁力設計が非常に大きな制約条件になるものと考えられている。一方、近年のプラズマ制御技術の進展や核融合実験炉 ITER により今後蓄積されるであろう経験を考慮すると、核融合発電が実用化される原型炉においては、ディスラプションの発生確立を限りなく低減し、例え発生したとしても、ソフトランディングにより事象を大幅に緩和できるものとの予測もなされている。そこで、本検討では、このようなディスラプションの制御に期待して、合理的な電磁力設計を行うこととした。

本節では、その予備検討として、ソフトランディングに対する制限条件を概略設定することを目的とし、ブランケットの電磁力をキー構造で支持することと仮定した場合について、プラズマディスラプションの時定数とブランケットの支持に必要なキーの寸法の関係を、簡略化したモデルにより手計算で評価した。

1) 評価方法

プラズマ電流により、図 4.2.6-1 に示すようにブランケットに磁場 (B_z) が生じている。ディスラプションによりプラズマ電流が時間 T でゼロになると、 B_z が変化して起電力が生じ、図 4.2.6-2 に示すような渦電流がブランケットに発生する。これらの起電力と渦電流は、下式で計算される。なお、ペブル充填層に流れる渦電流は小さいので無視する。また、フェライト鋼である F82H は、13T のトロイダル磁場で飽和しているので、非磁性体として扱う。

$$V = -\frac{d\Phi}{dt} \quad I_E = \frac{V}{R_T}$$

この渦電流により生じる電磁力は、図 4.2.6-3 のようにポロイダル方向の偶力となり、モーメント M_R を生じる。これらは、時定数 T が 10msec の場合には、下式で計算される。

$$F_P = I_E \times B_T \times 0.7(m) = 0.75(MA) \times 13(T) \times 0.7(m) = 6.8MN$$

$$M_R = F_P \times 1.2(m) = 8.2MNm$$

この電磁力をキーで支持すると仮定すると、キーの荷重 F とキーの許容断面積が下式で計算される。

$$F = \frac{M_R}{L}$$

$$S_{Lim} = \frac{F}{\tau_{Lim}} = 0.17 m^2 = 0.41m \times 0.41m$$

2) 評価結果

プラズマディスラプションの時定数とキーの一辺の長さとの関係を図 4.2.6-5 に示す。これより以下のことが分かる。

- ①崩壊時間 (T) 10msec では、キーの一辺の長さ (L_K) は、約 40cm となるが、これは非現実的な大きさであり、10msec 程度より短い場合には、支持構造の設計は困難である。
- ② T が 1 秒の場合には、 L_K は約 4cm であり、近似評価に対する余裕を考慮しても、支持構造の設計は可能と考えられる。

また、以上より、以下のことが結論される。

- ①崩壊時間が 10msec 程度より短い場合には、支持構造の設計は困難であるが、数秒の場合には、近似評価に対する余裕を考慮しても、小型の支持構造での設計は可能と考えられる。

今後は、詳細な電磁力と応力の数値解析を基に、具体的な支持構造の成立性を検討する必要がある。

4.2.7 トリチウムインベントリーと透過

4.2.7.1 トリチウムインベントリーの評価

プランケットにおけるトリチウムインベントリーの評価は、増殖トリチウムの放出挙動を精度よくシミュレートできていない現状では難しい。概略値の計算については、九州大学の西川らによって提案されている方法[4.2.7-1]が、汎用性があり現在使用可能な唯一の方法である。従ってこの方法を用いてインベントリー評価を行う。

a)拡散インベントリー

定常状態における結晶内のトリチウム滞留量を拡散インベントリーと称し、次式で定義する。

$$I_D = sd^2/60D \quad (4.2.7-1)$$

D : 結晶内トリチウム拡散係数[m²/s]

s : 結晶単位体積あたりのトリチウム生成速度[mol-T₂/s]

d : 結晶粒径[m]

トリチウム生成速度 s はトリチウム増殖比から算出する。局所的なトリチウム生成速度を代入すれば局所的なインベントリーが、全体的な生成速度を代入すれば全体的な拡散インベントリーが求められる。

b)吸収インベントリー

増殖トリチウム放出時の化学形は全て水蒸気(T₂O)であると仮定する。吸収インベントリーは水蒸気の形のトリチウムが増殖材に吸収される量を指すが、Li₂O 以外は水分吸収が確認されていない。スイープガス中の水蒸気には、水素添加の結果 HTO と H₂O が存在する。水蒸気吸収に同位体効果は存在せず、単に気相中の存在比に左右されるとすると、吸収インベントリーは次式であらわされる。

$$I_{ab} = Q_{ab}MP_{T_2O}/P_w \quad (4.2.7-2)$$

Q_{ab} : 水分吸収量[mol/mol]

M : 増殖材総量[mol]

P_{T₂O} : T₂O の分圧[Pa]

P_w : 全水分の分圧[Pa]

ガス分子状の水素同位体の吸収量を定量する試みは行われているが、脱吸収させた時の化学形が水であるため、リチウムセラミックスを還元して発生した水分が吸収された場合と区別ができない。インベントリー評価においてはガス分子状トリチウムの吸収と水分発生の影響は考慮しないこととする。

c)吸着インベントリー

水蒸気の化学形で放出されるトリチウムは増殖材との吸脱着を繰り返しながらスイープガスとともにプランケットから排出される。吸着インベントリーは、定常時に

において増殖材表面に吸着されているトリチウム量である。スイープガスには、表面反応抵抗の軽減をはかり、トリチウムをガス分子状にして取り出すために水素が添加される。吸着は増殖材表面の現象であるため、気相中の水分分圧だけでなく水素濃度にも影響される。推算式は次式となる。

$$I_{ad} = Q_{ad} M P_{T_2 O} / (P_{H_2} / \alpha + P_w / \alpha') \quad (4.2.7-3)$$

Q_{ad} : 水分吸着量[mol/mol]

P_{H_2} : 添加する水素分圧[Pa]

d)交換インベントリー

製造後に高温での乾燥処理をしていない、あるいは処理を行っていても水分含有雰囲気下にある程度放置された増殖材は、構造水という形で水分を保持している。この水分は 400°C 程度まで昇温しなければ、全量が分解放出されることはない。構造水と置換したトリチウムは加熱分解以外では交換反応でしか取り出すことができない。構造水量を交換容量、構造水と置換したトリチウム量を交換インベントリーと称し、次式で表す。

$$I_{ex} = Q_{ex} M P_{T_2 O} / (P_{H_2} / \alpha + P_w / \alpha') \quad (4.2.7-4)$$

Q_{ex} : 交換容量[mol/mol]

式(4.2.9-3)、(4.2.9-4)中の α 及び α' は交換反応に基づく補正係数であり、次のように定義される。

$$\begin{cases} K_{F,ex2} \geq K_{F,ex1} \Rightarrow \alpha = K_{F,ex2} / K_{F,ex1}, \alpha' = 1.0 \\ K_{F,ex2} \leq K_{F,ex1} \Rightarrow \alpha = 1.0, \alpha' = K_{F,ex2} / K_{F,ex1} \end{cases} \quad (4.2.7-5)$$

$K_{F,ex1}$ 及び $K_{F,ex2}$ は各々同位体交換反応の反応速度定数を物質移動係数に置き換えたもので、 $ex1$ は気相中の水素同位体と増殖材表面の水、 $ex2$ は気相中の水蒸気と増殖材表面の水との交換反応を意味する。交換容量は化学吸着している水分や吸収された水分と明確に区別できない場合があることに注意が必要である。評価上は吸着吸収インベントリーと区別する。

e)評価

評価に際しては、酸化リチウム(Li₂O)を用い、図 4.2.7-1 に示すブランケットモジュールにおけるトリチウム増殖比の分布と温度分布を考慮した。また、スイープは冷却水配管と平行に行われるが、安全側に働くことから、ページ方向の水分分圧の分布を考慮せず、出口水分分圧で代表させて計算することとした。また冷却系への透過は無いものとする。計算に用いた諸条件を表 4.2.7-1 に示す。

代表させた水分分圧 1Pa に対し、水酸化リチウムを生成する温度は約 300°C であるので、温度分布から判断して LiOH 相の形成はない。インベントリー分布を図 4.2.7-2 に示す。ブランケットの温度が相対的に低い部分では拡散が、高い部分では吸着が支配的である。吸着の内訳としては、図 4.2.7-3 に示すように吸収の寄与が大きい。ただし、吸着インベントリーは過大評価になっていることに留意する必要がある。それでもインベントリー合計は約 0.197mol(1.182g)であった。ブランケットの増殖領域に保持されるトリチウムの、サイトインベントリーへの寄与は大きくない。計算結果の内訳

を表 4.2.7-2 に示す。

インベントリーをトリチウム生成速度で除すると平均滞留時間が求められる。これはトリチウム放出が定常になるまでに要する時間とみなして良い。トリチウム増殖比 1.1 を生成速度に変換して平均滞留時間を求めると 264 秒であり、約 5 分弱で定常になると推定できる。

Li_2TiO_3 については、ブランケットの温度を図 4.2.7-1 に示した分布の単純平均である 598°C 均一として、 Li_2O との比較を行った。 Li_2O で $8.03 \times 10^{-2} \text{ mol}(0.4818\text{g})$ 、 Li_2TiO_3 で $1.36 \times 10^{-3} \text{ mol}(8.16 \times 10^{-3}\text{g})$ であった。温度分布を考慮した場合の Li_2O とそうで無い場合の Li_2O のインベントリーが大きく異なるが、これは均一とした温度が Li_2O の収着インベントリーの最も少なくなる温度に近いからである。

f) 結言

ブランケットのトリチウムインベントリーの概略値を計算した。ブランケットのインベントリーがサイトインベントリーに与える影響は小さいと判断できる。詳細な評価のためには、増殖トリチウムの放出挙動をシミュレートできなければならず、それはさらにトリチウム回収系の設計にも影響を与える重要な課題である。シミュレーションコードの早急な整備が必要である。

引用文献

- [4.2.7-1]Masabumi NISHIKAWA, Atsushi BABA, "Tritium inventory in Li_2ZrO_3 blanket", J. Nucl. Mater., 257 (1998) 162-171.
- [4.2.7-2]H. KUDO et al., "Tritium release behavior of ceramic breeder candidates for fusion reactors.", J. Nucl. Mater., 155-157 (1988) 524-528.
- [4.2.7-3]Kenzo Munakata et al., "EFFECT OF WATER IN AN Li_2O BED ON TRITIUM INVENTORY", Fusion Technol., 15(1989) 1451-1457.
- [4.2.7-4]Masabumi NISHIKAWA, private communication.
- [4.2.7-5]Takaaki TANIFUJI et al., " Tritium release behavior from neutron-irradiated Li_2TiO_3 single crystal", J. Nucl. Mater., 258-263 (1998) 543.

4.2.7.2 冷却水へのトリチウム透過量の評価と対策

冷却水へのトリチウムの透過においては、冷却水漏れ等によって環境中へのトリチウム放出が懸念され、冷却水中トリチウム濃度の抑制が必要である。そのためのトリチウム回収機器の設置等における設計ではトリチウム透過量の評価が必要であり、ブランケットにおける冷却水へのトリチウム透過量をプラズマからの透過と増殖域からの透過に分けて評価した。

(1) プラズマからの透過量評価

Doyle と Brice の導入した Transport Parameter W による評価式を用いた。

評価条件は以下の通り。

第一壁表面温度	490°C(低温条件)	520°C(高温条件)
第一壁水側温度	390°C(低温条件)	420°C(高温条件)
低温条件は冷却水 290°C の場合、高温条件は冷却水 360°C の場合		
第一壁肉厚	3 mm	
第一壁表面積	500 m ²	

拡散係数(D)	$8.74E-4 * \exp(-0.1446eV/k_B T) \text{ cm}^2\text{s}^{-1}$
再結合係数(k)	$9.4E-18 * (500/T) * \exp(-0.1184eV/k_B T) \text{ cm}^4\text{s}^{-1}$
輸送熱(Q)	-0.065 eV
飛程(R)	5 nm
粒子束(F)	$1E16 \text{ cm}^{-2}\text{s}^{-1}$
(k,Q : DIN1.4914 の値、R,F : SSTR 条件)	

評価結果

低温条件	53.3 g/day
高温条件	58.3 g/day
各条件が混在した実体系	56 g/day

(2) 増殖域からの透過量評価

透過量評価式として以下の式を用いた。

$$Q = KP^{0.5}S/x$$

ここで Q は透過量、 K は透過係数、 P はトリチウム分圧、 S は冷却管面積、 x は冷却管肉厚。

評価条件は以下の通り。

冷却管温度 400°C(低温条件)、520°C(高温条件)

低温条件 (冷却水入り口温度 360°C、出口温度 380°Cの場合)

高温条件 (冷却水入り口温度 420°C、出口温度 510°Cの場合)

冷却管肉厚(x) 1.5 mm

冷却管面積(S) $8E7 \text{ cm}^2$ (第一壁表面積の 16 倍と仮定)

透過係数(D) $3.94E-3 * \exp(-9739\text{cal}/RT) \text{ STPcm}^3\text{s}^{-1}\text{cm}^{-1}\text{atm}^{-0.5}$

なおトリチウム分圧(P)については、生成したトリチウムが透過せずに全量回収された場合にページガスのブランケット入り口で分圧 0 Pa、ブランケット出口で 1 Pa もしくは 5 Pa になるようにヘリウムがページされるものとして、ページガスの流れ方向でトリチウム分圧が徐々に増加する仮定のもと評価を行った。

評価結果のまとめを表 4.2.7-3 に示す。

透過しないときに出口でトリチウム分圧が 5 Pa になるようにヘリウムページした場合

低温条件	83 g/day
高温条件	206 g/day
各条件が混在した実体系	145 g/day (トリチウム生産量の 38%)

透過しないときに出口でトリチウム分圧が 1 Pa になるようにヘリウムページした場合

低温条件	53.3 g/day
高温条件	58.3 g/day
各条件が混在した実体系	74 g/day (トリチウム生産量の 19%)

(核融合出力 2.3 GW, TBR 1.1 でトリチウム生成は 386 g-T/day)

(3) トリチウム透過の対策

SSTR では冷却水中トリチウム濃度 1 Ci/l を上限としており、透過防止策を講じない場合、同程度に抑えるためは冷却水のトリチウム除去設備を SSTR の 100 倍にする必要があり、冷却水のバイパス率は 2.6% となる。さらに生産したトリチウムの回収・利用設備も複雑になる。トリチウム処理設備を簡素化するためにはなんらかの透過防止策を講ずる必要があり、以下に各問題点および課題とともに列記する。

透過防止策

- (a) 第一壁表面にベリリウム、シリコン等の再結合定数の大きな物質をコーティングする。
- (b) 冷却水側表面にトリチウムの拡散抵抗となる酸化物被膜を生成させる。
- (c) 冷却管増殖域側にセラミックス等の透過防止能(RPF)が高い(100 以上の)材料を被覆する。

(透過防止能 100 の被膜を施した場合の透過量評価を表 4.2.9-3 に示す)

(4) 各問題点および課題

- (a) プラズマからの入射粒子によるスパッタリング損耗があり、その修復作業等多方面へ問題が波及するものと考えられる。
- (b) 酸化物被膜の健全性が問題。さらに腐食割れの誘発も考えられる。
- (c) 酸化物被膜である場合、増殖域はページガスへの添加水素によって還元性雰囲気であり被膜の健全性が問題。さらに増殖材との共存性も重要である。

4.2.8 超臨界圧水における腐食・防食

腐食に関する障害としては、伝熱面へのスケール生成に起因する伝熱阻害によっておこる冷却管の過熱噴破や、腐食による減肉、材料変化に起因した強度劣化等が挙げられ、発電プラントにおいては冷却水の水管管理によってスケールの原因物質となる不純物(Ca,Mg,Si,...)の除去および腐食性環境の改善が図られている。以下、在来の各発電プラントにおける腐食・防食事例を整理することにより、超臨界圧水冷却直接発電における腐食形態および対応した防食方法を考察した。

(1) 在来の各発電プラントにおける腐食・防食事例

各発電プラントにおいては上記の目的のために冷却水の pH 調整と溶存酸素調整が行われており、表 4.2.8-1 に各調整用薬剤と調節域を示し、それぞれの特徴を記す。

- ・火力およびPWR 2 次系においては材料の鉄が溶解せずマグネタイトとして安定に存在する pH8.5 以上に pH 調節をしている。
- ・超臨界圧火力プラントでは溶解した鉄が凝縮点前でマグネタイトとして析出するためより厳しい水管管理を行っている。
- ・BWR では添加薬品の放射化および燃料棒表面への固着が懸念されるため pH 調節剤を用いずに純水を使用している。
- ・BWR において、給水系の温度(250°C 以下) ではマグネタイトの溶解度が高いため、給水に酸素を添加して表面を安定なヘマタイトとし給水加熱器における腐食を防いでいる。

- ・BWRではさらに運転開始時に脱気運転を行って溶存酸素の除去を図っている。

以上、在来の発電プラントにおける腐食・防食事例から考えられる核融合炉における超臨界圧水直接発電での腐食による障害と対策を以下に挙げる。

(2)第一壁冷却管のスケール堆積による第一壁温度上昇

材料の主成分である鉄の酸化物であるマグネタイトは 250°C以下で溶解度が高く、300°Cを越えると著しく溶解度が低下し析出する。超臨界圧火力プラントで疑臨界点以前の冷却管壁においてマグネタイトが析出していることからも、超臨界圧水冷却ブランケットの設計で該当する第一壁冷却管においてマグネタイト析出によるスケール堆積が十分考えられる。一方で第一壁は特に熱負荷が厳しいところでもあり、スケール生成による伝熱阻害によって第一壁温度が上昇し、第一壁の強度低下をきたすことも考えられる。

対策

第一壁温度上昇の原因となるスケールの堆積を最小限にするため、ブランケット内に持ち込まれる金属イオンを削減する必要がある。しかし、超臨界圧といえども擬臨界点をまたぐためリン酸塩等濃縮・析出の可能性がある薬品は使用できず、揮発性物質処理（アンモニア、ヒドラジン添加）も放射線場での使用例はない。BWR同様、酸素注入法による腐食防止が有効と考えられる。

(2)増殖領域冷却管の減肉による強度劣化

増殖領域における冷却水は疑臨界点を越えておりスケール堆積の危険性は低い。しかし高温水蒸気の性質をもつことから水蒸気酸化の危険性が高く、酸化物の剥離によって減肉し、設計肉厚を下回ることによって冷却水圧に耐えるだけの強度を逸することが考えられる。

対策

第一壁での記述同様冷却水への薬品投与は考えづらく、増殖領域冷却管の減肉量を低減、すなわち酸化物生成量を低減のためにはPWR 1次系で行われている水素添加を行うことが考えられる。しかしながらPWRと同様の添加方法がとれないこと、低放射化フェライト鋼の水素脆化が問題となることから、揮発性物質処理の適用や表面改質による減肉量の低減も視野に入れる必要がある。基本的な対応としては、冷却性能を高めるために冷却管の肉厚は薄いほうが良いものの、減肉による強度劣化を考慮し、減肉の見積もり量を必要耐圧肉厚に上乗せし、さらにはスケールによる伝熱阻害も考慮を入れた設計が重要である。

また、上記の対策において低放射化フェライト鋼を超臨界圧ブランケットに適用するために課題となる事項を以下に列記しておく。

腐食の観点から見た使用上限温度見積もり（使用環境による水蒸気酸化挙動の研究）

応力存在下での熱サイクル試験（使用環境における応力腐食割れの研究）

防食に最適な冷却水環境調査（酸素濃度、pH等）

表面改質適用の可能性調査

揮発性物質処理の適用可能性調査

4.2.9 ブランケットの安全性検討

ブランケットの安全設計に関しては、原型炉全体としての安全設計方針が大きな影響を与える。たとえば、真空容器内の冷却水漏洩を許容する設計か否か、によってブランケット内の冷却水漏洩に対して、圧力解放機構を持つ必要があるかあるかが決定される。現時点では、原型炉全体としての安全設計方針を固定することは、いまだ非現実的であると思われるため、より安全な考え方として、ブランケット自らで、圧力開放を安全に収束する機能を持つとした場合、いかなる方策が必要となり装置規模はいかなる物となるかについて、検討を開始するための、最初の取り掛かりをここで与える。高温高圧水冷却-固体増殖ブランケットに関する上記のような観点からの検討は、定量的なものとしては、榎枝らによる ITER での試験用の原型炉ブランケットテストモジュールの安全解析が最新である[4.2.9-1]。ここではその内容をまとめ、原型炉ブランケットの安全設計についての検討に資する。

(1) テストモジュール安全解析の着目点

テストモジュールは ITER 全体としての安全解析の一環として考えられたものである。テストモジュールは 1 モジュールのみであるが、その異常事象は一般ブランケットモジュールの冷却能力喪失と合わせて考慮されている。そのような状況で、テストモジュールの冷却配管破断事故が起こったときに、Be-水蒸気反応による水素発生、漏洩冷却水による圧力上昇、テストモジュール各部の温度上昇、の 3 点について推移を推定し、安全性が確保されるかどうかを保守的にチェックすることを目的とする。

(2) テストモジュール安全解析の事象の推移

- ・真空容器内でのテストモジュール第一壁冷却管破断、テストモジュール内冷却管破断、テストモジュール冷却系主配管の循環ポンプ入り口での破断する場合の 3 ケースについて、圧力上昇を追跡。
- ・プラズマ停止システム作動する場合、作動せず、ベリリウムアーマ蒸発でプラズマが消えるまで、の 2 ケースの温度変化を考慮。

(3) 解析方法

事象は複雑であり、「安全解析の第一歩としての保守的なチェック」という観点から、温度の推移と水素発生量の推定、冷却水挙動の二つに分けてそれぞれ別途解析をしている。

- ・温度の推移は 2 次元部分モデル（第一壁以外の 3 辺は断熱条件）で、テストモジュール冷却水完全喪失、他の冷却水ループ停止の場合について 1 週間後まで追跡する。
- ・水素発生量の推定は、温度の推移の解析結果をもとに、ITER 設計で規定されている発生量推定式により求める。
- ・テストモジュール冷却水挙動は、テストモジュール第一壁冷却管の真空容器内破断、テストモジュール内冷却管破断、テストモジュール冷却系主配管の真空容器外（ピット内）破断について、各部 1 点代表温度で計算する。

(4) 温度応答

- ・初期状態の記述
 - 2 次元部分モデル（3 辺断熱）でプラズマ運転中の定常状態のテストモジュール温度分布を計算した。これが、計算の初期条件になる。
- ・採用した解析モデルの妥当性

2次元部分モデル（3辺断熱）で、事故後の7日後定常状態を計算した。また、別途、2次元全体1／2モデルで、テストモジュール外周の熱伝達を考慮した事故後の7日後定常状態を計算して、部分モデルとの比較をし、部分モデル（3辺断熱）の妥当性を確認した。（第一壁Be温度について2次元部分モデルが全体1／2モデルより12°C高い370°Cの結果になった。）このことから、真空容器中の漏洩水蒸気による熱伝達の影響が小さく、断熱条件で2D部分モデルによって評価することで安全側の解析と考えられる。

・解析結果

プラズマが瞬時に停止する場合の温度分布経時変化を図4.2.9-1に、テストモジュール第一壁温度が1150°Cになるまでプラズマが停止しない場合の温度分布経時変化を図4.2.9-2に示す。第一壁表面温度のピーク出現時間や、温度推移に応じた水素発生量の時間推移と1週間トータルでの水素発生量積算値を算出した。ベリリウム-水反応の自己促進反応が発生しないならば、ITERでの水素発生量制限値(5kg)より下であるとの結論に達した。

(5) 冷却水流動挙動

・採用した解析モデルの妥当性

ITERのすでに出版済みの真空容器内冷却水漏洩事象について、同じ計算を行い、結果が良く一致することを確認した。これで、今回のCOMPARE-MOD1による計算が妥当であることを確認した。

・決定的な事象の判定

真空容器内破断、ピット内破断、テストモジュール筐体内破断について計算をし、真空容器内破断、ピット内破断は、危機的ではないことを確認した。また、テストモジュール筐体内破断では、サプレッションタンクが水を前もって溜めておく等の凝縮機能を持たない場合や逃がし口が小さすぎる場合、その必要体積が巨大となることがわかった。逃がし配管径1インチタンク体積20m³水無しで、最高圧力は20秒後に6MPaとなる。

・圧力解放システムの最適化サーベイ

上記の検討結果から、サプレッションタンク寸法、配管寸法についてパラメータサーベイを行った結果を図4.2.9-3に示す。図は、1／2体積の水をもつサプレッションタンクの種々の体積に対する圧力変化を示している。逃がし口径依存性から、適切な口径を選んだ。また、サプレッションタンクに凝縮用の水を持つとして、タンク体積をどこまで小さくできるかを検討し好ましい大きさを決定した。

・圧力解放システムによる事象の収束挙動

決定した条件についての冷却水流出流量、残流水量を明らかにした。

(6) まとめ

テストモジュールの安全解析では、40cm×60cm×200cmの加圧水冷却テストモジュール1個の安全性は、テストモジュール内配管破断+プラズマ運転続行を仮定した場合（カテゴリV）、5m³の常温水を有する10m³のサプレッションタンクに配管口径10cmの破裂板を介して接続しておき、その破裂板が瞬時に作動するならば、ピーク内圧上昇は0.46MPa以下になり、安全性は確保されると思われる。また、水素発生量は5kg以下である。ただし、トリチウムや放射化物の易動化については、特に真空容器外破断では冷却ループ設置室の放射能閉じ込め性能を確保する必要があろう。

原型炉においては、プラズマ停止システムの関して、何らかの機構を検討する必要がある。また、真空容器内の冷却水漏洩についても安全機構を設ける必要があ

る。

引用文献

- [4.2.9-1] M. Enoeda, et al., "Safety Analysis of Test Module for Water Cooled Pebble Bed Blanket in ITER", to be published in Journ. Nucl. Sci. Technol., Vol.38, No.11 (2001)

5. 他システムとのインターフェイス

5.1 ダイバータの除熱と熱利用

(1) 概要

原型炉用ダイバータの構造について2次元弾塑性解析を行ったので、その結果を報告する。冷却条件には、圧力10 MPa、温度200°C、流速10 m/sを仮定した。ダイバータの1流路の幅を20 mmとし、冷却管に厚さ1 mmのF82H(内径10、外径12 mm)を用いた場合、10 MW/m²の熱負荷に対し、冷却管最大温度は590°C、Mises応力の最大値は470 MPaであった。今後、応力値について詳細な検討が必要であるが、温度的には成立すると考えられる。

(2) 解析の目的

前回の原型炉検討会のコメントに基づき、ダイバータ受熱部の構造概念を詰めるために、冷却水圧力・温度を考慮した2次元定常弾性解析および2次元定常弾塑性解析を実施した。特に、ダイバータ要素の幅にを決めることを主眼として数値解析を行った。

(3) 解析モデルと計算条件

解析モデルを図5.1-1に示す。アーマ材にはとりあえず厚さ5 mmのタンクステンを想定した。また、冷却管の形状はITERと同じ円管のスワール冷却管を想定している。冷却管の大きさは、ITERダイバータと同じ外径12 mm、内径10 mm、テープツイスト比3を採用した。また、熱シンク材にはアルミニナ分散強化銅(DSCu)を採用した。支持構造については、今回、特に検討を行っていない。アーマの幅は、20、25、30 mmの3ケースについて解析を行い、F82Hの使用可能温度におさまるものを探用することとした。

冷却材には軽水を採用し、冷却条件には以下の値を採用した。

温度 200°C

圧力 10 MPa

流速 10 m/s

また、熱負荷条件には、アーマ表面熱流束として10 MW/m²を採用した。

(4) 数値計算

数値計算には汎用有限要素コードであるABAQUSを使用した。計算は、すでに示したように2次元モデルを採用し、定常計算を実施した。

(5) 热計算結果

冷却管の最高温度は冷却管中央の最上部に発生し、タンクステンアーマ表面の最高温度は冷却管から最も遠い部分に発生する。アーマタイルの幅と、冷却管、アーマタイルの最高温度の関係を表1に示す。

このようにF82Hの使用上限温度を600°Cと仮定すると、アーマ幅20 mmで設計するのが妥当であることがわかる。

ちなみに分散強化銅熱シンクとタンクステンアーマ接合部の最高温度は、アーマ幅20 mmの場合、698°Cであり、また、冷却管の冷却界面の最高温度は282°Cであった。

(6) 応力計算結果

アーマ幅20 mmの場合について、2次元弾塑性解析を行った。但し、F82H

については室温（25°C）のときの弾塑性データを使用しているため、ここで示す応力は参考値として見る必要がある。計算によると冷却管の中央最上部（282°C）には398 MPaのMises相当応力が生じている。最大Mises応力は冷却管頂上から約135度下方（斜め下45度）の約220°Cの所あたりに生じており、その値は470 MPaである。また、135度下方の部分の塑性ひずみは0.25%であった。F82Hのクリープデータ（JAERI-Tech 97-038）から評価すると、冷却管頂上部のクリープ破壊時間は約 10^{11} 時間（温度：282°Cで評価）、135度下方の部分では約 10^{13} 時間（温度：220°Cで評価）であった。ただし、冷却管頂上部は、冷却管の外側で590°C、内側で282°Cと大きな温度勾配をもっているため、実際はもっと時間が短くなる。一方、冷却管に生じる塑性ひずみから疲労寿命（JAERI-Tech 97-038）を見積もってみると 10^4 回以上あると考えられるが、JAERI-Tech 97-038のデータは室温での疲労データであるので、本ケースのように約200°Cの場合はより短くなると理解すべきである。

（7）まとめ

原型炉用ダイバータの概念設計の一環として、ダイバータアーマの幅と冷却管温度の関係について数値計算を行った。この結果、ダイバータアーマの幅を20 mmとすれば、冷却管最高温度を600°C以下に抑えられることが明かとなった。したがって、当面、アーマ幅20 mmで設計を進めるのが妥当と考える。

参考として2次元弾塑性計算を行った結果、クリープ破壊時間として $10^{11} \sim 10^{13}$ 時間を得たが、冷却管内の温度勾配およびF82Hのより詳細な物性値を用いた検討がさらに必要である。

5.2 トリチウム回収システム

5.2.1 パージガスからのトリチウム回収

a) トリチウム回収系設計条件

増殖トリチウム回収系の設計には、ブランケット出口におけるスイープガスの流量と組成が必要とされる。増殖トリチウム放出挙動を予測するシミュレーションコードの整備は急務である。実際の設計にあたっては定常状態でのスイープガス組成を仮定すればよい。表5.2-1にブランケット出口のスイープガス組成を示す。

b) プロセスの選定

ガス分離プロセスとして工業分野で一般的に用いられているのは、平衡分離である吸着・吸収分離プロセスと速度差分離である膜分離プロセスである。原型炉においてはトリチウムインベントリーの低減という観点から膜分離プロセスを選択する。膜分離プロセスとしては、プラズマ排ガス処理にパラジウム拡散器が用いられているが、駆動力が分圧差であるため、増殖トリチウム回収系のように水素同位体濃度が低い場合には適していない。そこで、分圧差以外の駆動力で有効に分離できる膜分離プロセスの開発が求められる。

c) 固体電解質膜分離プロセス

固体電解質膜分離システムを用いた回収システムの構成例を図5.2-1に示す。固体電解質のうち水素イオンの移動により電気伝導を示す物質をプロトン導電体と呼ぶ。燃料電池は、プロトン導電体膜が接する水素の分圧に差をつけると水素の透過に伴い起電力を生じるものである。逆に膜の両側に電位差を設けると水素が透過する。駆動

力は電位差で、低水素分圧側から高水素分圧側へ水素を移送することも可能であることから水素ポンプと呼ばれる。酸素ポンプは酸素イオン導電性を持つ固体電解質を用いたものである。

トリチウムを含む水素同位体は水素ポンプによりスイープガスから抜き取られる。水蒸気成分はプロトン導電体電極表面で分解され、水素同位体のみが抜き取られる。その結果発生する余剰酸素は、酸素イオン導電性をもつ固体電解質膜を用いた酸素ポンプにより抜き取られる。プロトン導電体の水蒸気分解性能が不十分な場合は酸素セルとの位置を逆にすることで対応する。

トリチウム回収系へ適用される固体電解質に求められる条件は、

- 1) プロトン(あるいは酸素イオン)による電荷の輸率が高く混合電導を起こしにくい。
- 2) 材料劣化が少ない。
- 3) 高温で動作する(スイープガスが高温になるため)

であり、現時点では有力と思われる材料はセラミック系固体電解質である。ペロブスカイト型と呼ばれるものはプロトンの輸率が高く混合電導を起こしにくいうことが知られている。図 5.2-2 にペロブスカイト型セラミックプロトン導電体の水素雰囲気での電気伝導度を示す[5.2-1]。現在、SrCeO₃ 系を材料(SrCe_{0.95}Yb_{0.05}O_{3-δ})として選択し、原理実証が行われている。酸素ポンプではイットリア安定化ジルコニア(YSZ)が既に実用化されている。

流れの効果を無視した概略設計値を表 5.2-2 に示す。初期乾燥や水素添加に伴う増殖材の還元による水分発生は現状考慮していない。燃料電池に関する分野は今後の研究開発の進展が期待できるため、今後 30 年で実用化される可能性はある。

5.2.2 冷却水からのトリチウム回収

水処理システム(WDS)は、プランケット系の冷却水だけでなく、核融合炉の様々な場所で発生するトリチウムを含む水から、トリチウムを濃縮し、ガス分子状にして同位体分離システムへ送るシステムである。ITERにおける冷却水からのトリチウム回収システムの構成例を図 5.2-3 に示す。

ITER-FEAT の WDS は液相化学交換(LPCE) - 固体高分子膜電解(SPE)を採用している。トリチウム水は、プラチナを担持させたスチレン・ジビニル・ベンゼン共重合体(Pt-SDB)を触媒として充填した化学交換塔に供給され、交換塔の頭頂部から導入される自然水とともに塔を流下し、上昇してくる水素と向流接触しながらトリチウムを液相へ取り込む。塔底には、固体高分子膜をイオン交換膜として用いた電解セルが配置され、水電解とともに水素がイオン交換膜中を透過し酸素と水素に分離される。水素の一部はパラジウム拡散器を介して同位体分離系へ送られ、残りは交換塔底部に戻されて流下液と向流接触しながら塔頂部へ抜ける。塔頂部から抜き出される水素にはトリチウムが若干含まれる。原型炉で考えられる方法も触媒化学交換-電気分解法(CECE)である。ただし、化学交換塔には気相化学交換(VPCE)、電解には気相電気分解が選択肢として加わる。更に環境への放出トリチウム量を低減するために ISS からの排ガス(H)を水処理システムで処理する。入出力条件は以下のとおり。

<WDS 入力条件>

冷却水：(冷却水総量 120m³、トリチウム透過量 74g/day、透過防止能 100 を想定)

ADS・VDS 再生水 : TBD

ISS 軽水素(H) : TBD

<WDS の出力条件>

ISS : H/T=TBD

排気塔：ITER の国内設計基準における目標値を超えない

不明な点が多く、システム構成の詳細な検討は今後の仕様確定後に具体的に行われる。

<開発課題>

電解反応器における気相電気分解を想定した固体電解質膜の開発

固体高分子膜電解(SPE)の欠点は、トリチウム濃度が高いもしくは不純物イオン濃度が高い場合に機能しなくなること。電解後の酸素側トリチウム濃度低減システムが必要となることである。したがってトリチウム耐性の高い材料を用いた固体電解質による気相電気分解に置き換わる可能性が高い。

化学交換塔における 2 重温度交換法の適用

環境への放出トリチウム量を低減するために ISS からの排ガス(H)を水処理システムで処理することが望ましい。この場合、触媒化学交換塔の運転形式を 2 重温度交換法とすることも検討する。技術自体は既存のものである。

引用文献

[5.2-1] Hiroyasu IWAHARA et al., "Protonic Conduction in Oxides at Elevated Temperatures and Their Possible Applications", Electrochemistry, 68 (2000) 154-160.

5.3 冷却系・発電プラント

5.3.1 プラント構成と発電効率

○超臨界圧火力発電所のヒートバランス例を図 5.3-1 に示す [5.3-1]。超臨界水発電システムは一般的に以下の特徴をもつ。

- ・ 高圧タービン入口の蒸気圧力 246 atm (24.1 MPa)、温度 538°C
- ・ 高圧タービン出口の蒸気をボイラーに戻して 566°C に再熱
- ・ 高/中/低圧タービンからの抽気蒸気によりボイラー入口の給水を 276°C に加熱
- ・ 発電端効率 : 40.7%
- ・ ボイラーでの煙突等からの大気への熱損失 : 約 12%

○超臨界圧軽水炉のヒートバランス例を図 5.3-2 [5.3-2] に示す。最近、超臨界圧軽水炉の設計研究が進められている。その特徴を列挙すると以下のようになる。

- ・ 高圧タービン入口の蒸気圧力 236 bar (23.6 MPa)、温度 397°C
(炉心出口で蒸気圧力 250 bar (25 MPa)、温度 404°C)
- ・ 中圧タービンを出た蒸気を主蒸気 (炉心出口蒸気) の一部を用いて 380°C に再熱
(蒸気を炉心に戻して再熱することは、かなりの系統複雑化を招くとして不採用)
- ・ 高/中/低圧タービンからの抽気蒸気により炉心入口の給水を 324°C に加熱
- ・ 発電端効率 : 41.3%
- ・ 超臨界圧火力発電所に比べ、
 - ボイラーでの熱損失が無い (炉心放熱損失はボイラー損失より非常に少ない)
 - 再熱に主蒸気を使うため、高/中圧タービンへの蒸気量減少と再熱温度の制限
(火力発電所で行っているような主蒸気と同等あるいはそれ以上に温度を上げることはできない) を生じる

○超臨界圧核融合炉における冷却・発電条件に関して、特徴や制限条件を以下に挙げる。

- ・ ボイラーが無いこと、再熱用に炉内へ蒸気を戻すことが困難なことから、超臨

界圧軽水炉と同様の系統構成を採用

- ・構造材(F82H)の制限温度が550~600°Cであることから、主蒸気温度として約500°Cを想定
- ・超臨界圧軽水炉の検討例での、主蒸気圧力25 MPa、温度502°C、炉心入口温度280°C(表5.3-1のSCLWR-H[5.3-2])が適用可能
- ・このとき、発電端効率43.8%
- ・今後、構造材最高温度との整合性、ダイバータ除熱量の利用方式等を考慮した詳細評価が必要

5.3.2 タービン室の遮蔽及びトリチウム漏洩対策

直接サイクルで、発電効率の向上を図る場合は、冷却水中の放射化物、透過トリチウムに対する対策が必要である。その特徴を以下にまとめる。

○冷却水中の¹⁶N

- ・炉内で¹⁶O(n, p)¹⁶N反応により放射性物質である¹⁶Nを生成
- ・半減期7.13秒、高エネルギーガンマ線(7.12 MeV、6.13 MeV)を放出
- ・冷却系機器、配管周囲への遮蔽体設置が必要
- ・CRESTでの評価例[5.3-3]
 - ¹⁶N生成率: $7.0 \times 10^7 / \text{s}$ (中性子壁負荷4.5 MW/m³、流量1060 kg/s)
 - ¹⁶N放射能濃度: $2.5 \times 10^9 \text{ Bq/cm}^3$ (ブランケット出口蒸気: 15.5 MPa、480°C)
 - (BWRタービンでの放射能濃度の約50000倍)
 - 線量率を1 mSv/hに低下させるために必要な遮蔽(コンクリート)厚さ: 2.25 m
- ・今後、超臨界圧原型炉に対する¹⁶N生成率、放射能濃度、必要遮蔽厚さの評価(遮蔽基準の設定を含む)とその配管引回し計画、建家設計等への反映が必要

○タービン軸シール

- ・基本的にBWRタービンでの軸シール方式が適用可能
- 4S(Separated Steam Seal System)構造(図5.3-3)[5.3-4]
- 別置きの蒸化器で発生させた蒸気(非放射性)を軸端部に圧入することにより1次系蒸気の漏出を防止

○トリチウム透過

- ・ブランケット出口からの配管及びタービンでは高温であることから、管材及びタービンケーシング等からの蒸気中トリチウムの透過は避けられない
- ・対策:
 - とくにブランケットでの透過防止バリア施工等による冷却水(蒸気)中への透過トリチウム量の低減
 - 配管及びタービン等の外周へのジャケット設置による透過トリチウムの回収・処理

参考文献

- [5.3-1] 日本機械学会編、機械工学便覧応用編B6 動力プラント、昭和61年
- [5.3-2] 岡芳明、超臨界圧軽水炉の概念
- [5.3-3] Y. Asaoka et al., Maintenance of the CREST Reactor and the Safety Issues, ISFNT-5, Rome, Sept. 1999
- [5.3-4] 火力原子力発電技術協会編、原子力発電所講座(全体計画と付属設備)、昭和57年

6. これまでに得られている R&D の成果

6.1 R&D 進捗状況の概要

セラミック増殖ブランケットの開発は日本においては、基礎研究からプロジェクトによる工学的規模の開発まで多岐にわたって行われてきた。系統的な開発プロジェクトとしては、原研においては 1996 年から DEMO ブランケット開発のための長期工学 R&D プログラムがたちあげられてきた。このプログラムの目的は、ITER 運転初日から試験が実施される予定のテストモジュールを短期的なマイルストンとした DEMO ブランケットの工学的なデータベースと製作技術を供給することにある。

原型炉ブランケットでは、微小球ペブル充填層の形で、Li₂O を増殖材に、Be を増倍材に使用し、高温に使用可能な先進的な構造材（低誘導放射化フェライト鋼 F82H）を使用する。核融合環境での総合機能試験として、ITER においてテストモジュールとして試験が行われる。トリチウム増殖性能を最大にするため、両設計ともペブル充填層の層状構造が採用されている。増殖材領域の温度は照射下トリチウム放出特性と材料の強度を考慮して、450～750°C の間に維持される設計となっている。また、増倍材領域は過度のスウェーリングを防止するため、600°C 以下とする設計になっている。両設計の局所トリチウム増殖比はそれぞれ 1.2、1.3 となっている。

長期工学 R&D プログラムは、a) 製作技術開発と要素試験、b) インパイル試験と支援用の計測技術開発、c) アウトパイルの熱機械試験からなっており、材料照射試験を含むものである。重要なマイルストンであるテストモジュール試験実施に向けて a) 製作技術開発と要素試験が開始され、特に重要な F82H を用いたブランケット構造体製作技術開発ではブランケット第一壁パネルのモックアップ製作と高熱負荷試験に成功し、箱構造体製作に見通しを得る成果をあげた。また、これまで明らかにされておらず、設計を不確かな予測値で行っていた増殖増倍材充填層有効熱伝導度に関しても、再現性が高いデータが得られ、それをもとに精度のよい評価式が提案された。本章では、このブランケット構造体製作技術開発を中心として、製作技術開発と要素試験でこれまで得られている成果をまとめる。

6.2 容器製作技術とモックアップ熱負荷試験

6.2.1 HIP 条件の選定[6-1],[6-2]

(1) HIP 条件選定

HIP 处理では約千°C、約 150MPa に及ぶ高温、高圧で部品を保持して部品同士の拡散接合を行う。このような高温保持は F82H の金属組織をマルテンサイト組織にし、F82H の本来の機械的強度を劣化する。このような劣化を最小限に低減するためには、最適な HIP 处理条件（温度、時間）、後処理条件（温度、時間）を選定する必要がある。このための研究として、種々の条件での熱処理による F82H の金属組織変化観察と最適条件スクリーニング、HIP 接合を模擬したホットプレス（一軸拡散）による小試験片の接合と機械強度測定、その結果から接合条件、接合面表面あらさ等より具体的な接合手法の選定、選定された最適 HIP 接合条件による小試験片接合体の機械的強度特性データの取得を行った。

種々の条件での熱処理による F82H の金属組織変化観察と最適条件スクリーニング、HIP 接合を模擬したホットプレス（一軸拡散）による小試験片の接合と機械強度測定、その結果から接合条件、接合面表面あらさ等より具体的な接合手法の選定を行った結果、以下の結論が得られた。

1) 接合部強度を優先する場合、HIP 条件として、圧力 150MPa、温度 1040°C、保持時間 2 時間、後処理条件として、温度 740°C、焼戻し時間 2 時間が最適である。

2) 韌性を優先する場合、HIP 条件として、圧力 150MPa、温度 970°C、保持時間 2 時間、後処理条件として、温度 740°C、焼戻し時間 2 時間が最適である。

以上の条件に従って F82H の HIP 接合を行い、接合部の機械特性試験を実施して、HIP 接合材と未処理母材の比較と HIP 処理温度の種々の機械強度に及ぼす影響の比較を行った。その結果以下の結論が得られている。

1) 表面あらさ $< 3 \mu\text{m R}_{\max}$ の F82H を 1040°C、150MPa の HIP 処理後に焼戻し熱処理をした結果、未処理母材と同等の焼戻しマルテンサイト組織となった。図 6.2-1 に示す通り、韌性も母材と同等であり十分な接合が得られた。引張強さは母材よりやや低下した。疲労特性は高歪域で母材より短寿命であるが、低歪域では母材と同等の性能を有していた。

2) 同様に行つた 970°Cでの HIP 接合材は未処理母材と同様のマルテンサイト組織となっており、硬さ、引張強さは未処理母材と同等であり、疲労寿命もやや低い程度であったが、接合部の金属組織には接合線の痕跡が認められ、韌性も低い場合があり、破壊面の一部に脆性破面が認められた。

3) 以上から、十分に接合した HIP 接合材の接合強度は、未処理母材の機械的特性より若干劣るかもしくは同レベルであることが明らかとなった。また、HIP 温度としては 970°Cよりも 1040°Cのほうが十分な接合が行えることが明らかとなった。

4) HIP 接合部の機械特性のうち、ミクロ組織、ビックース硬さ、引張特性、疲労特性は HIP 温度に強い依存性をもたず、接合率、シャルピー衝撃値は HIP 温度に強い依存性をもつことが明らかとなった。

5) 970°Cでの HIP 接合材の衝撃試験の破面には、接合前の表面加工時の研削痕と思われる個所が一部認められた。これは温度が低いことによる拡散不十分のためと、高温真空脱ガス工程あるいは HIP 工程での材料自体からの放出ガスで接合面に拡散接合に有害な酸化物が形成されたことによるものと思われる。F82H はフェライト鋼であり、参加に敏感であるため、脱ガスを十分に行った後に HIP 処理用のキャンニングを施す必要があることを示唆する。

6) HIP 接合面の前処理の表面粗さの影響を HIP 温度 1040°Cで調べた結果、表面粗さ粗いほど接合率が低いことが明らかとなった。十分な接合強度を得るためにには、できるだけ表面粗さを細かくする必要がある。

6.2.2 F82H による第一壁パネル試験体の試作[6-3]

(1) F82H により試作された第一壁パネル試験体の構造

以上のように明らかにされた HIP 最適条件を適用し、第一壁部を模擬した小型の試験体を試作し、模擬端部の破壊観察により接合面の金層観察を行った。破壊試験体は 10 本の内寸 8mm 角の矩形冷却管と、それらを挟む厚さ 2.5mm の前面板、厚さ 4.5mm の后面板からなり、最終的なパネル厚さとして 18mm となるものである。これらの部品はすべて F82H であり、上述した最適条件で HIP 接合が行われた。高熱負荷試験体も、第一壁パネル部分は破壊試験体と同様の形状、寸法で、このパネルに冷却管ヘッダーが設けられており、高熱負荷試験時に冷却を行う構造となっている。また 13 本の熱電対が内蔵されており、高熱負荷試験時に温度分布を測定できる構造である。なお高熱負荷試験体の第一壁パネルはすべて F82H 製であるが、冷却管ヘッダーと付属の冷却水配管は SS304 製である。

(2) 製作前準備

厚さ 15mm、7mm の圧延 F82H 板が、製作にあたって母材として使用された。これらの母材板は高純度用 5 トン真空溶解炉で製造されたものであり、圧延の後 1040°Cで 30

分、750°Cで2時間保持し、適正なマルテンサイト組織と均一な結晶サイズとなるように後処理を行ったものである。4.5mmの厚さの前面板と6.5mmの後面板はそれぞれ7mmと15mm厚さの母材板から切削加工したものである。10本の矩形冷却管は15mm厚さの母材板から切削した。十分なHIP接合を得るために、すべてのHIP接合面は機械研磨によって2μm以下の表面粗さとした。その後、すべてのF82H部品は真空加熱炉で1000°Cに6時間か熱し、脱ガスを行った。

(3) HIP処理

前、後面板と10本の矩形冷却管を組み立てた後、すべてのHIP接合部は、全周をTIGにより表面シール溶接し、TIG溶接による韌化をのぞくため720°Cで1時間後処理をした。その後、シールしたHIP接合部を500°Cで5時間保持し、圧力 1.3×10^{-3} Paまで真空排気し脱ガスを行った。以上の前処理の後、温度1040°C、圧力150MPaで2時間HIP処理をし、さらに温度740°Cで2時間後処理を行った。図6.2-2にHIP処理温度、後処理温度の経時変化を示す。処理温度は±10°Cの範囲で制御された。すべての加熱処理の後、パネルのシール溶接切削し、所定の外形寸法に加工した。高熱負荷試験体用の第一壁パネルには冷却管ヘッダーと付属冷却配管を溶接した。最終的な出来上がり状態写真を図6.2-3に示す。

(4) 外形寸法検査とHIP接合面組織観察

破壊試験体をHIP面を横断するように切断し、断面を観察した。Aの断面写真を図6.2-4に示す。化学エッチング後の金相写真からわかるように接合面は良好であり、変形もなく寸法も設計に沿うものであった。特に矩形冷却管の4角は適度な丸みをもち、接合不十分な酸化状態はなかった。寸法検査の結果、第一壁パネル前部（前面板+矩形冷却管厚さ）は目標寸法4mmにたいして4~4.2mmの範囲内の測定結果が得られ、第一壁パネル後部（後面板+矩形冷却管厚さ）は目標寸法6mmにたいして6~6.2mmの範囲内の測定結果が得られた。また、矩形冷却管内寸は8.0mm正方形が目標値であるのに對して、8.1mm~8.2mmの測定結果が得られた。これらの測定結果から、各部品のHIP処理前寸法の調整によって、HIP処理後寸法の精度を向上可能であることが示唆される。

(5) 光学顕微鏡、SEM観察による微細組織観察

HIP接合面を横断する線にそった光学顕微鏡による典型的な観察例を図6.2-5(a), (b), (c)に示す。またFig. 6.2-5中に観察個所を模式的に示す。化学エッチングを行うことによって、図に表れているようなHIP面と思われる接合線が観察されるが、認識可能な空孔や変形などではなく、良好な接合が得られていることがわかる。またF82H材部の微細組織は結晶の成長は認められない。

同一の部分のSEM観察の結果を図6.2-6に示す。SEM観察からも良好な接合が得られていることがわかるが、1μm以下の空孔が接合線にそって観察された。この微少な空孔の接合線長さに対する割合は10点のSEM観察部から積算すると、96%であった。

(6) EPMA分析

EPMA線分析を10mm幅でHIP接合面を挟んで3mm±1.5mmの長さで3点行った。その典型的な結果を図6.2-7に示す。測定対象とした元素は鉄、クロム、タンクステン、炭素、酸素であり、測定の結果これら元素の分布は認められず、F82H材部と変化がないことがわかる。このことから、HIP処理に起因する元素再分布や接合面の酸化、脱炭現象が防止されていることが分かる。

(7) 硬さ試験

ビックアース硬さ試験を10kgfの荷重で各切断面について6点ずつ行った。測定値は200~210HVであり、F82Hの未処理材の硬さ試験結果値210~220HVより若干低い程度

の値であった。

HIP 最適条件としては、種々の小試験片の接合試験と接合部機械強度測定結果から以下の結論が得られた。

- 1) 接合部強度を優先する場合、HIP 条件として、圧力 150MPa、温度 1040°C、保持時間 2 時間、後処理条件として、温度 740°C、焼戻し時間 2 時間が最適である。
- 2) 韌性を優先する場合、HIP 条件として、圧力 150MPa、温度 970°C、保持時間 2 時間、後処理条件として、温度 740°C、焼戻し時間 2 時間が最適である。

このように得られた条件のうち接合部強度を優先する HIP 条件を適用して、増殖ブランケット第一壁パネルの小試験体を試作し、良好な接合で小試験体を製作することができた。また、製作寸法精度はこの試作段階で、5%程度でありこの精度は HIP 前の部品寸法の調整により向上可能との見通しを得た。

6.2.3 第一壁パネルモックアップの高熱負荷試験[6-4]

(1) 試験条件

製作した第一壁パネルをもついて、電子ビーム加熱試験装置（JEBIS）で高熱負荷試験を行い、高熱負荷所熱性と熱疲労耐久性について、性能確認試験を行った。表 6.2-1 に試験条件を示す。加えた表面熱負荷は、原型炉で想定される $1\text{MW}/\text{m}^2$ を大きく上回るもので、テストモジュール試験で想定されるサイクル数に対する加速試験として位置付けた。試験 1 で $2.7\text{MW}/\text{m}^2$ に対する耐久性が確認できたため、試験 2 ではさらに熱負荷を高くして、疲労試験を加速した。

(2) 試験結果

加熱試験開始前に、カロリメータで、熱負荷の校正と分布の測定を行った。その結果平均で、 $2.7\text{MW}/\text{m}^2$ の熱負荷が与えられていることが確認できた。その後、試験を開始した。図 6.2-8 に、表面熱負荷 $2.7\text{MW}/\text{m}^2$ で加熱中の第一壁モックアップの表面赤外温度観測イメージを示す。表面は溶融等の異常は発生せず、除熱性能が所定の能力を確保していることが明らかになった。試験体には熱電対を埋め込んでおき、温度変化を測定した。前もって測定した表面熱負荷分布を元に熱応力解析を行い、予測される温度変化と温度測定結果を比較した。比較した図を図 6.2-9 に示す。図から予測値と測定値は、よい一致を示していることが確認された。このことから、今回の試験で発生している熱応力によるひずみは 0.4%と推定された。表面熱負荷 $2.7\text{MW}/\text{m}^2$ で 5000 サイクルまでの熱疲労耐久性を確認した後、試験 2 として、 $3.5\text{MW}/\text{m}^2$ に熱負荷を上げ、加速試験を行った。図 6.2-10 に赤外線温度分布イメージを、図 6.2-11 に温度予測値と測定値の比較を示す。サイクル数 1000 回で、熱電対埋め込み部分から亀裂が生じ、試験を終了した。これらの試験結果から、最高表面熱流速として、原型炉の条件を上回る性能が確認された。

(3) 試験結果の考察

熱応力の発生に伴うひずみ値の予測値から、F82H の母材の設計疲労曲線と今回の試験で達成した疲労耐久性データを比較した図を図 6.2-12 に示す。原型炉で想定されるひずみ値は 0.2%程度であり、設計疲労曲線からは非常に多数のサイクル数に耐えることが予測されている。これにたいして、今回加速試験を行った結果は、母材の設計疲労曲線と同等の結果が得られたことが図からわかる。このことから、HIP 接合による冷却管内蔵構造壁の製作手法を使用可能であることが明らかになった。

6.2.4 冷却管内蔵壁箱構造モックアップの製作

第一壁パネルモックアップの製作と熱負荷試験の成果をうけ、コーナー部分を含む

箱構造モックアップの試作を行った。図 6.2-13 にモックアップの製作を行うための部品組み立て概念図を示す。矩形冷却管を曲げ加工し、第一壁前板、後壁、側板前壁、後壁後部壁、ヘッダふた等から構成される。モックアップの試作を行うにあたり、知見が得られていない技術課題は、

- (1) 矩形冷却管の製作手法
- (2) 曲げ加工を施した矩形冷却管の HIP 接合性
- (3) 箱構造の中間部分のそりなどの変形防止

などがあげられる。

これらについて、(1) は矩形管の引き抜き手法に関する R&D を別途行った。また、(2)、(3) および、製作後の冷却管の寸法の確認については、モックアップ製作後の破壊観察によって、良好な結果が得られていることを確認した。図 6.2-14 に完成した箱構造モックアップの外観写真を示す。

今後、箱構造試験体に増殖増倍材充填層を組み込んで、表面熱負荷、体積発熱模擬ヒータによる同時加熱試験を行う段階にいたつたものと考えられる。

6.2.5 低放射化フェライト鋼構造の脱ガス特性

F82H を第一壁構造材に使用する場合真空容器の真空性能に影響を及ぼす要因となる脱ガス特性データが、」られていなかった。この点に関しては、流通方式によってデータ取得を行い、300°C のベーキングを 4 サイクル繰り返した場合、最大脱ガス量は $3 \times 10^{-9} \text{ Pam}^3/\text{s/m}^2$ であることが明らかになった[6-5]。この値は、プラズマ運転に必要な真空度を十分に満足するものであり、オーステナイト鋼 (SS316) に比べたかだか 1 衍大きい程度である。F82H による水素吸収に関しても熱天秤を用いて研究され、SS316 に比べて一桁大きい程度の吸収量であることが確認された[6-6]。

6.3 増殖領域開発

ブランケット構造材選定を行う上で増殖材・増倍材との材料共存性は緊急に取得すべき重要データであり、F82H とベリリウムの反応性に起因する、増殖材・増倍材との材料共存性についても研究が行われた[6-7]。共存性試験の結果、Be と F82H の材料共存性の最新のデータによると Be と SS316 の共存性試験による腐食速度より一桁低い良好な材料共存性が確認され、Be の使用温度を規定する現象としては共存性よりもスウェーリングが重要な因子であることが明らかになった。また増殖材との共存性も増倍材との共存性と同程度であることが確認された。ペブル充填層の熱機械特性が設計のための重要なデータであるが、充填層有功熱伝導度データ[6-8]、ペブル充填特性とページガス圧損に関するデータ[6-9]が取得された。特に、充填層有効熱伝導度に関しては、熱線法によるより精度の高い有功熱伝導度測定が行われて、Be と Li₂O ペブル充填層についてデータが得られた[6-10]。また、IEA 協力の下に、FZK から Li₄SiO₄、CEA から Li₂ZrO₃、Li₂TiO₃ の微小球充填層のデータが得られ、各国の原型炉ブランケット及び ITER 増殖ブランケットの主要な候補増殖材料の充填層有効熱伝導度データが明らかになった[6-11]。これらの有効熱伝導度の評価には、Schulunder らの提案した計算モデル[6-12]が使用可能である。その計算方法を整理すると、式(6.3-1)のようになる。

$$\lambda = \left[(1 - \sqrt{\gamma}) \times \left\{ \frac{1 - \gamma}{f_{smol} - \gamma} + (1 - \gamma) \times f_{rad} \right\} + \sqrt{\gamma} \times \{ \phi \times f_{peb} + (1 - \phi) \times f_{pgp} \} \right] \times \lambda_{gas} \quad \text{----- (6.3-1)}$$

ここで、 λ_{gas} は充填層雰囲気ガスの熱伝導度、 γ は充填層の充填率、 f_{smol} は気体分子運動による熱伝達の効果、 f_{rad} は輻射の効果、 ϕ は微小球同士の接触面積比、 f_{peb} は微小球の固体熱伝導度の効果、 f_{pgp} は微小球同士の間の気体を介した熱伝達の効果である。式

(6.3-1)の右辺第1項は巨視的な充填層内部の空隙での熱伝達の寄与を表す。また第2項は微小球粒子を介する熱伝達の寄与を表し、微小球同士の接触による固体のみを通じた熱伝導及び、微小球の非接触面を通じた熱伝達の寄与である。式(6.3-1)において、 ϕ 以外の値は微小球の材料、形状、充填率、充填層雰囲気が決まると確定できる。接触面積比 ϕ は充填する微小球の表面状態に依存し、実験によって決定するパラメータであり、増殖材・増倍材について取得した実験結果を基に決定した。表6.3-1に各種増殖材、増倍材微小球充填層に対して得られたパラメータ ϕ の値を示す。この値を用いることによって、異なる微小球直径を混合した充填層についても正確な有効熱伝導度の推定が可能である[6-10]。

増殖材の製造技術開発に関しては、転動造粒法が大量生産の可能性を持つ方法として開発された[6-13]。一方、大量生産と使用済み増殖材際処理方法として、ゾルゲル法が開発され、Li₂OとLi₂TiO₃のペブルの試行製造に成功した[6-14, 6-15]。増殖材(Li₂O、Li₂ZrO₃)の材料照射試験がIEAのBEATRIX-IIプログラムで行われ、リチウム燃焼度5%までのトリチウム放出性能と総合性能が確認された[6-16, 6-17]。熱サイクル試験が種々のリチウムセラミックペブルについて行われ、転動造粒法により製造されたLi₂Oペブルの総合性能が実証された一方で、Li₂ZrO₃、Li₄SiO₄ペブルは高い確率で破壊が生じた[6-18]。Beペブル製造方法に関しては、回転電極法[6-19]がより高純度、高真球度を与える方法として確認された。

参考文献

- [6-1] T. Kurasawa et al., Journ. Nucl. Mater., 313 233-237(1996).
- [6-2] 小田将広他、JAERI-Tech 97-013(1997年3月)
- [6-3] K. Furuya et al., Journ. Nucl. Mater., 258-263(1998)2023.
- [6-4] T. Hatano, et al., J. Nucl. Mater., 283-287(2000) 685-688.
- [6-5] K. Odaka et al., submitted to J. Plasma and Fusion Research.
- [6-6] S. Hara et al., submitted to 8th Internat. Conf. on Fusion Reactor Mater., Sendai (1997).
- [6-7] H. Yoshida et al., Fusion Technol. (1992) 1547-1551.
- [6-8] M. Enoeda et al., Proc. 15th Symp. on Fusion Eng., Cape Cod (1993) 282-285.
- [6-9] E. Ishitsuka et al., J. Nucl. Mater., 212-215 (1994) 881-884.
- [6-10] M. Enoeda, et al., Fusion Technology, 34, 877-881 (1998).
- [6-11] M. Enoeda, et al., Fusion Technol. 39, 612-616(2001)
- [6-12] E. U. Schlunder et al., Int. Chem. Eng., 18, 189(1978)
- [6-13] T. Suzuki et al., Ceramic Transactions, 27 (1991) 37-56.
- [6-14] K. Tsuchiya et al., Proc. 16th Symp. on Fusion Eng., Champaign (1995) 1123-1126.
- [6-15] K. Tsuchiya et al., to appear in Proc. 19th Symp. on Fusion Technol., Lisbon (1996).
- [6-16] T. Kurasawa et al., Fusion Technol. (1992) 1404-1408.
- [6-17] T. Takahashi et al., J. Nucl. Mater., 233-237 (1996) 1457-1461.
- [6-18] T. Kurasawa et al., Fusion Eng. Des., 27 (1995) 449-456.
- [6-19] H. Yoshida et al., JAERI-M 92-116 (1992).

7. まとめ

2030年代に技術的に建設着手を想定することができ、かつ経済的競合性を有すべき実用炉と基本的に同じ設計概念の原型炉について、そのプランケットシステムの概念検討を行った。検討に際して以下の設計条件を設定した。

- ・プランケットの冷却方式としては高い熱効率を期待できる貫流直接サイクルの超臨界圧水冷却方式とする。増殖材としては固体増殖材で検討を進める。
- ・第一壁表面熱負荷は最大 1 MW/m^2 、第一壁中性子壁負荷は最大 5 MW/m^2 とする。
- ・プラズマディスラプションは今後のプラズマ制御技術研究により、無害化され、制御不能な事象は頻度が相当減少できるものとし、通常運転でプラズマ停止する場合の停止時定数を1秒程度と仮定する。そのため増殖プランケットはITERのプランケットのような電磁力低減のためのスリットを設ける必要がないものとする。また通常運転の停止時定数が1秒以下の短時間となる場合、セラミック-フェライト鋼の機能傾斜材料によるモジュール構造絶縁が必要とされるが、熱履歴と熱応力に晒され、真空境界でもあるプランケット箱構造体に脆性材料を適用するには相当な困難が予想される。
- ・プランケット設置領域に安定化シェル導体を配置しないこととする。フェライト鋼製プランケット自体が持つシェル効果と真空容器外の制御コイルで安定化を図れるものとする。

主な検討の結果を以下に示す。

- ・プランケットは製作性と遠隔保守性を考慮してモジュール方式とし、廃棄物量とTBR及び設計の容易さの観点から各モジュールは永久プランケットと交換プランケットに分割しない方式とした。
- ・超臨界圧水冷却・固体増殖方式のプランケットシステムでトリチウムの自給が可能な正味TBR >1.0 を確保できる可能性は十分あることが示された。しかし、後続炉へのトリチウム供給やDD放電からDT定常燃焼に移行できる可能性があるTBR >1.1 の条件を確保することは更なる工夫を要する。
- ・TBRの観点からやはり Li₂O/Be の組み合わせが有利である。水との反応性が小さく安全上有利な Li₂TiO₃/Be₁₂Ti では正味TBR ~ 0.9 であり、何らかの工夫が必要である。
- ・第一壁及び増殖領域の冷却はそれぞれ液相と気相で行うことにより、構造材の最高使用温度を 550~600°C に抑えることが可能である。従って、超臨界圧水冷却方式でも、低放射化フェライト鋼で十分対応できると考えられるが、耐照射性を向上させるという点でODS鋼の部分的な採用が想定される。
- ・各モジュールの第一壁は伝熱劣化が起こりにくい下降流とする流配設計とした。
- ・ディスラプションの無害化を想定することにより、プランケットの電磁力支持と耐震支持は2対の冷却配管と遠隔保守時のガイドも兼ねた1対のキーよりなる比較的単純な支持構造とすることが可能となった。
- ・プランケット、ダイバータ板ともに炉内アクセス保守が可能な方式とし、全数交換に必要な日数は約30日程度と見積もられた。モジュール方式炉内保守でも80%以上?のアベイラビリティを確保できることが示された。
- ・ダイバータの熱はプランケット冷却水の給水加熱に利用することにより、熱効率を改善することとした。
- ・プラズマや増殖域から冷却水中へのトリチウム透過はフェライト鋼を高温で使用

するため過大なものとなる。このため透過防止能 100 以上のコーティング膜を用いることが不可欠である。

- ・超臨界圧水冷却におけるフェライト鋼の防食に対しては、液相の第一壁と気相の増殖域でそれぞれ酸水素濃度制御することによって対応できる可能性がある。

本設計概念を実現するために必要なプラズマ制御上の課題は以下の通りである。

- ・プラズマディスラプションは、停止措置により崩壊時定数 1 秒程度とできる必要がある。
- ・低放射化フェライト鋼製のブランケット自身のシェル効果の実証。
- ・第一壁表面熱負荷は 1 MW/m^2 、ダイバータ表面熱負荷は 10 MW/m^2 以下となるよう ダイバータ・第一壁の熱粒子制御がされること。
- ・第一壁全面がフェライト鋼やタンクステンでもプラズマ制御上問題がないこと。
- ・2 ~ 3 年以上の運転で第一壁損耗が十分小さいこと(< 約 0.1mm)

以上の通り、超臨界圧水冷却・固体増殖方式のブランケットシステム概念を提示するとともに、本設計概念を実現していく上で必要なプラズマ制御上の課題を示した。また、本報告書でまとめた設計の技術的な基盤となる R&D の最新の成果について概観し、本設計の実現性を示した。今後、設計の進展が、R&D の必要性を明らかにし、R&D の進展は設計の可能性をさらに広げるよう、原型炉開発を進展させる必要がある。

謝辞

本報告書は、平成 12 年度に開催した設計会合において、各課題担当者の報告を議論し、その結果をとりまとめたものである。設計会合の開催を主導的に支持し、会合において有益な技術的議論をいただいた、関昌弘核融合工学部長、高津次長、関省吾研究主幹、に感謝の意を表します。また、設計会合に参加し貴重な意見をいただいた方々に感謝の意を表します。下記に設計会合参加者の氏名を記す。

(那珂研)

- ・核融合工学部：関 昌弘、菱沼章道
- ・計画室：菊池 满
- ・炉システム研：小西哲之、飛田健次、西尾敏、栗原良一、岡田英俊
- ・ITER 開発室：多田栄介、大平茂
- ・ブランケット研：榎枝幹男、佐藤聰、秦野歳久、古作泰雄、黒田敏公、菊池茂人、柳義彦
- ・炉構造研：小泉興一、柴沼清、角館聰、武田信和
- ・トリチウム研：西正孝、林 巧、中村博文、河村繕範
- ・核融合炉材料開発推進：竹内浩、中村博雄
- ・NBI 加熱ダイバータ：秋場真人
- ・中性子：竹内浩、西谷健夫、落合謙太郎

(大洗研) 材料試験炉部 ブランケット照射開発：

- ・河村弘、石塚悦男、土谷邦彦、中道勝、山田弘一、内田宗範

(東海研) 物質科学研究部 材料照射解析研究G：

- ・實川資朗、芝清之、沢井友次、若井栄一、谷川博康

(高崎研) 放射線高度利用センター： 小原祥裕

(電力中央研究所)：岡野邦彦、朝岡善幸

表 2.1-1 各種核融合炉設計のパラメータ

名称	ITER(1998)	ARIES-la	ARIES-RS	CREST-1	DREAM商用炉	IDLT DEMO	IDLT 商用炉	SEAPP	SSTR	A-SSTR
主半径 R [m]	8.14	6.75	5.52	5.4	16	10	10	9.4	7	6
Aspect ratio A	2.9	4.5	4	3.4	8	3.5	5.4	4.5	4.1	4
I _p [MA]	21	9.7	11.3	12	9.2	20	12	10.4	12	12
Safety factor q(95%)	3	4.5	3.5	4.3	3	3	3	3.9	5	4.8
Elongation k	1.6	1.8	1.7	2	1.3	1.5	1.7	1.66	1.85	1.8
Bootstrap current fraction :l _b /I [%]		68	88	85	87	13	37	84	75	80
H factor (ITER89P)	2.6	3.7	2.4	2.9	2	2	1.8	(2.7)	2	2.7
Beta-N	2.2	3.2	5	5.5	3	1.2	2.7	3.5	3.5	4.2
H* beta-N	5.7	11.8	12	16	6	2.4	4.9	9.5	7	11.3
B _{max} [T]	12.5	21	15.8	12.5	20	12.5	13	12.8	16.5	(20)
f _n [MW/m ²]	1	2.5	4	4.5	3	0.4	2.3	2.1	3	6
構造材	オーステナイト	SiC	V合金	フェライト	SiC	オーステナイト	マルテンサイト	フェライト		

井上信幸、小川雄一、「特集 核融合エネルギーの社会的受容性と科学的見通し III 19.まとめ」、プラズマ核融合学会誌、第 74 卷第 9 号 P.957-966, 1998 年 9 月

表 2.2-1 各種核融合炉設計例

名称	SSTR	A-SSTR	CREST-1	DREAM原型	DREAM商用炉	FFHR-1
設計国	日本	日本	日本	日本	日本	日本
核融合出力[GW]	3	4.5		2.97	1.8	6.4
表面熱負荷[MW/m ²]	1	1		1.2	0.5	0.5
中性子壁負荷[MW/m ²]	3	6		4.5	1.2	3
構造材	フェライト鋼	フェライト鋼	フェライト鋼	SiC	SiC	フェライト鋼
増殖材	Li ₂ O	Li ₂ O, Li ₂ Ti	Li ₂ O, Li ₂ TiO ₃ , etc	Li ₂ O	Li ₂ O, Li ₂ TiO ₃	Flibe
増倍材	Be	Be	Be	Be	Be	Be, Flibe
冷却材	水	水	水(過熱蒸気)	He	He	Flibe
冷却材入口/出口温度[°C]	285/325	285/325	100/480	400/800	600/900	450/550
冷却材圧力[MPa]	15	15		13	10	10
発電効率[%]	35	35		41	40	45

名称	ITER-FEA	SEAPP	SEAPP	ARIES-I	ARIES-RS
設計国	日欧露	EU	EU	米国	米国
核融合出力[GW]	0.5	3	3	1.991	2.17
表面熱負荷[MW/m ²]	0.5	0.4	0.4	0.48	
中性子壁負荷[MW/m ²]	0.78	2.1	2.1	2.8	4
構造材	オーステナイト鋼	マルテンサイト鋼	マルテンサイト鋼	SiC	V合金
増殖材	Li ₂ ZrO ₃	Li ₄ SiO ₄	LiPb	Li ₄ SiO ₄	Li
増倍材	Be	Be	LiPb	Be	なし
冷却材	水	He	高温高圧水	He	Li
冷却材入口/出口温度[°C]	100/150	250/450	280/320	350/650	300/700
冷却材圧力[MPa]	3	8		15	10
発電効率[%]	0			47.9	46

表 3.1-1 原型炉プランケットシステム基本設計条件 (1/4)

項目		設計条件	備考
炉全体システム 開発計画	製作開始時期	2030 年代後半を想定	第 135 回核融合会議での審議に基づく
プラズマ運転条件	主半径	5.8 m	
	小半径	1.45 m	
	プラズマ電流	12 MA	
	最大/軸上トロイダル磁場	20/9.5 T	
	プラズマ形状	シングルル・ダイバータ配位	
	核融合出力	2300 MW	
	外部加熱入力	58 MW	N-NBI: 3.0 MeV
	全熱出力	2910 MW	I 初ギー増倍率 1.3 を想定
	プランケット除熱量	2420 MW	
	ダイバータ除熱量	490 MW	
	最大/平均中性子壁負荷	5/3.5 MW/m ²	
	中性子フルーエンス	10 - 20 MWa/m ²	プランケット交換に対する最大値
	最大/平均第一壁表面熱流束	1.0/0.5 MW/m ²	最大はリップル損失領域
	最大ダイバータ板表面熱流束	10 MW/m ²	
御 プラズマ制御	第一壁表面粒子負荷		
	入射粒子種類・割合	D, T, He, 他 (TBD)	
	粒子エネルギー	TBD	
	粒子束	TBD	
	プラズマ立上げ/立下げシナリオ	TBD	
	立上げ/立下げ時高熱負荷領域	TBD	
	熱流束及び熱負荷時間	TBD	
	第一壁アーマー	不要	プランケット構造材の F82H(-ODS) を対向材としたプラズマ運転を期待。また粒子負荷及びディスクレーション条件の緩和による第一壁の損耗・損傷の軽減を期待
	垂直安定性制御方式	プランケットモジュール自体の シェル効果 + 真空容器外アケティングコイル	
	許容リップル磁場	TBD	
ディスラプション	許容誤差磁場	TBD	
	プラズマ移動条件	TBD	
	熱/電流クエンチ時定数	TBD	
	入射熱エネルギー	TBD	
	ハロー電流	TBD	
	頻度	0.5 回/年	(将来的には運転成熟により 0.2 回/年を期待)
	場所	TBD	

TBD: To Be Determined

表 3.1-1 原型炉プランケットシステム基本設計条件 (2/4)

項目		設計条件	備考
炉本体システム 炉構造・遠隔保守	プランケット設置領域・ プラズマ対向表面積 (カバレッジ)	~90 %	プランケットモジュール + モジュール間ギャップ
	モジュール間ギャップ幅	10 mm	
	セクター分割数 (TF コイル本数)	16	
	遠隔保守用ポート位置	アウトボード赤道面	
	寸法	幅 2 m x 高さ 3 m	
	個数	8	運転時には可動プランケット設置
	NBI ポート位置	アウトボード赤道面	
	寸法	幅 2 m x 高さ 3 m	
	個数	1	
	ECH ポート位置	アウトボード赤道面	
	寸法	幅 1 m x 高さ 1 m	
	個数	1	
	排気ポート位置	アウトボード下側	ダイバータ背後
	寸法	TBD	
	個数	TBD	
	プランケット支持構造体	真空容器より張り出 し	モジュール間遮蔽フラグを兼用
	モジュール支持	冷却枝管を兼用	
ダイバータ	プランケット交換方式	炉内アクセス in-situ 交換	フロントアクセスによる枝管の溶接/切 断 (アクセス孔径 30 mm) 第一壁冷却枝管、増殖領域冷却 枝管、パージガス枝管 (各 2 本、 計 6 本) モジュール背面に据付時の位置決 め用キの設置を考慮
	プランケット交換時移動ユニット	モジュール	
	移動ユニット重量制限	4 トン以下	
	移動ユニット寸法制限	TBD	
	プランケット保守・交換時雰囲気	TBD	
	プランケット交換頻度	2~3 年に 1 回	
	プランケット交換所要時間	~30 日/全モジュール	交換前後の炉内観察、クリーニング、 真空引き、ベーキング等を含む炉 停止期間: ~65 日
ダイバータ	除熱量	~490 MW	表面熱負荷 250 MW + 核発熱量 240 MW (TBD)
	ダイバータ板最大/平均表面熱流束	10/4.5 MW/m ²	
	ダイバータ室平均表面熱流束	1.5 MW/m ²	
	冷却材	加圧軽水	
	压力	10 MPa (TBD)	
	入口/出口温度	TBD/200 °C (TBD)	
	アーマー材料	タンゲステン	厚さ 5 mm (TBD)

TBD: To Be Determined

表 3.1-1 原型炉プランケットシステム基本設計条件 (3/4)

項目		設計条件	備考
炉全体システム	冷却・発電系	プランケット冷却材	超臨界圧軽水
		圧力	25 MPa
		入口/出口温度	280 °C / 510 °C
		発電方式	直接蒸気タービンサイクル
		ダイバータ除熱量の利用方式	給水加熱
		炉寿命	20 年
		平均稼働率	25 %
安全設計	トリチウム閉じ込め第一障壁	TBD	プランケットは閉じ込め障壁とはしない
	安全評価用想定事象	TBD	
	許容トリチウムインベントリー	TBD	
	許容トリチウム透過・漏洩量	TBD	
	廃棄物処理・取り扱い基準	TBD	
プランケット材料設定	構造材	材料	F82H, F82H-ODS
		許容最高使用温度	550 °C
			600 °C
		冷却材接触部許容最高温度	TBD
		増殖材接触部許容最高温度	TBD
		増倍材接触部許容最高温度	TBD
		許容応力・歪み制限等 (構造設計基準)	TBD
		許容中性子フルーエンス	10 - 20 MWa/m ²
	増殖材	材料	Li ₂ O, Li ₂ TiO ₃
		充填形状	ペブルベッド
		許容使用温度範囲	400 - 1000 °C (TBD)
		許容リチウム燃焼度	TBD
		許容中性子フルーエンス	10 MWa/m ² 以上
	増倍材	材料	Be, Be ₁₂ Ti
		充填形状	ペブルベッド
		許容使用温度	Be: 600 °C 以下
		許容中性子フルーエンス	TBD
	他	トリチウム透過防止コーティング	Cr ₂ O ₃ , Al ₂ O ₃

TBD: To Be Determined

表 3.1-1 原型炉プランケットシステム基本設計条件 (4/4)

項目		設計条件	備考
プランケット基本概念	寸法	1~2 m × 1~2 m × 0.6 m	
	個数	TBD	
	容器壁冷却構造	矩形管内蔵	
	容器壁厚さ	18 mm (第一壁)	側壁及び後壁は TBD
	容器補強構造	容器内リブ	容器幅～500 mm 毎に設置
	容器支持	冷却枝管の支持構造体への接合による	
	電磁力低減構造	不要	ディスチャージ条件の緩和による電磁力負荷の低減を期待
増殖領域	増殖材/増倍材充填形式	分離型ペブルベッド	混合充填型ペブルベッドについても後日考慮
	増殖材温度制御方式	冷却管配列	
	増殖領域内冷却チャンネル構造	円断面冷却管	
トリチウム回収	スイープガス	ヘリウム	
	圧力	0.5 MPa 以下 (TBD)	
	流量	TBD	
	水素添加量	TBD	
	流れ順序	増倍材→増殖材 (TBD)	
プランケット基本性能	トリチウム増殖	正味トリチウム増殖比	1.05~1.10
	冷却材温度	冷却材流れ順序	第一壁→増殖領域
		第一壁入口/出口温度	~280 °C/~380 °C
		増殖領域入口/出口温度	~380 °C/~500 °C
	遮蔽	許容中性子フルーレンス	10~20 MWa/m ²
		超伝導コイル遮蔽基準	SSTR, Proto-DREAM と同様
		巻線部核発熱率	$1.0 \times 10^{-3} \text{ MW/m}^3$
		全核発熱量	TBD
		絶縁材吸収線量	$3.0 \times 10^7 \text{ Gy}$
		高速中性子フルーレンス	$5.0 \times 10^{18} \text{ n/cm}^2$
		安定化銅弾き出し損傷	$4.0 \times 10^{-4} \text{ dpa}$
		構造体再溶接部ヘリウム生成量	TBD
		生体遮蔽基準	
		運転時作業員	TBD
		保守・交換時作業員	TBD
		周辺環境	TBD

TBD: To Be Determined

表 3.2-1 トリチウム増殖材の使用環境

項目	原型炉 SSTR[2]	超臨界圧水冷却方式で想定
Li 燃焼度 (%)	5~20 (2 年毎に交換)	5~20 (2 年毎に交換)
照射損傷量 (dpa)	~80	~80
核発熱 (MW/m ³)	~150	~150
使用温度範囲 (°C)	400~1000*	400~1000*
雰囲気	ヘリウムガス (~0.1Mpa)	ヘリウムガス (~0.1Mpa)

*Li₂O の例であり、増殖材料の種類により多少異なる。

表 3.2-2 中性子増倍材の使用環境

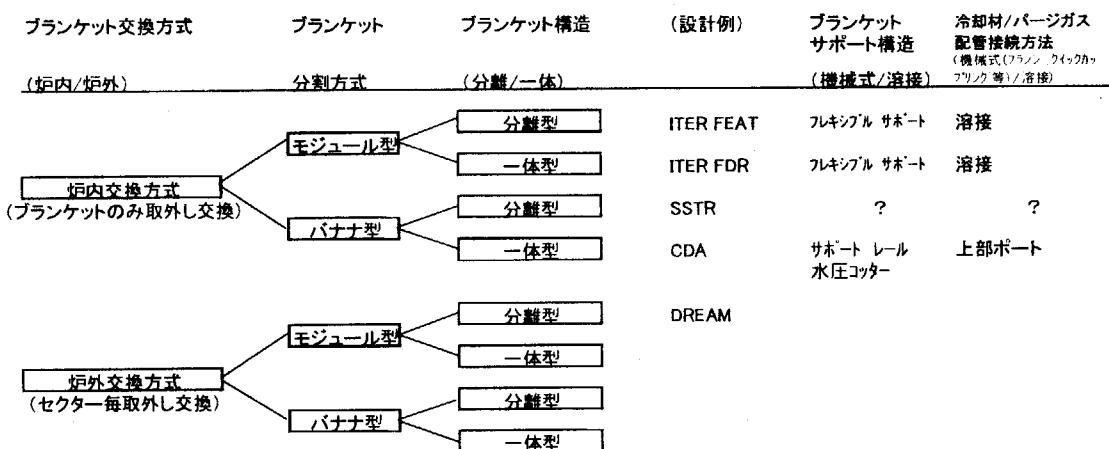
項目	原型炉 SSTR[2]	超臨界圧水冷却方式で想定
He 生成量(appmHe)	~20,000 (2 年毎に交換)	~20,000 (2 年毎に交換)
照射損傷量 (dpa)	~20	~20
核発熱 (MW/m ³)	~30	~30
使用温度範囲 (°C)	400~700	400~700
雰囲気	ヘリウムガス (~0.1MPa)	ヘリウムガス (~0.1MPa)

表 3.2-3 トリチウム透過防止皮膜の使用環境

項目	原型炉 SSTR[1]		原型炉 A-SSTR を想定	
照射損傷量 (dpa)	未定		未定	
雰囲気	ヘリウムガス	水	ヘリウムガス	水
使用温度範囲 (°C)	300~450	250~350	300~600	290~540

皮膜施工領域：図 3.2-8 参照

表 4.2.1-1 メンテナンス方式からみたブランケット構造の分類



(炉内/炉外)交換方式 : ブランケットを(炉内または炉外)どこで交換するかで分類

モジュール型 : 水平ポートからのアクセス等により取付け/取外しが可能のように、ブランケット1体の重量を軽減した分割タイプのブラン

バナナ型 : ポロイダル方向に一体とした大型ブランケット。

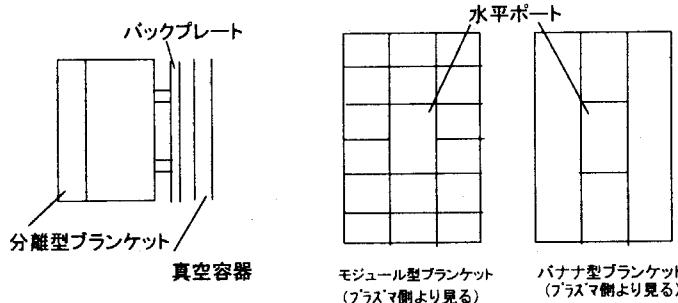
分離/一体 : γ 線照射量の高い部位を分離交換できる構造

表 4.2.1-2 ブランケット構造優劣比較表

検討項目	ブランケット交換方法		ブランケット分割方式		ブランケット分離方式		ブランケット取り付け		支持構造		配管接続方法		
	炉内交換	炉外交換	モジュール	バナナ	一體	炉外分離	炉内分離	VV直接	間接	機械式	溶接式	機械式	溶接式
メンテナンス性 大きさ、重量 支持構造 配管接続 再溶接性 交換時間			小、軽 短時間	大、重 困難			構造複雑 多			交換容易			位置制限 短期間
建屋、搬送設備要求 搬送設備 ホットセル設備			大規模 大規模		巨大 巨大		必要						
製作性 技術要求 コスト			可能	巨大、困難 高									
TBR カバレッジ 局所TBR 全TBR			減少 減少 減少			減少	減少						
構造強度 電磁力 搬送時の重量 箱耐圧性 熱除去性			低	高 困難						可能性高			
廃棄物量													
プラズマ安定性				サドルコイル									
安全上の裕度 漏れの発生 遮蔽性能						減少 より減少	VVの信頼性低下				確率大	確率小	

表 4.2.1-3 ブランケット構造例の特徴

	一体型		ホットセル分離型	炉内分離型
構造概念図	図 4.2.1-1	図 4.2.1-2	図 4.2.1-3	図 4.2.1-4
サポート方式	溶接	機械式	機械式	溶接
冷却水配管接続方式	溶接	溶接	溶接	溶接
バージガス配管接続方式	機械式	機械式	機械式	機 械
構造上の主な問題点	<ul style="list-style-type: none"> ・冷却水枝管のフレキシность確保 ・バージガス用クイックカップリングの芯だし機構と機密性保持性能 ・RH用穴形状と位置の検討必要 	<ul style="list-style-type: none"> ・ロッキング方式の信頼性 ・ボルトの焼き付き ・ロッキング機構の冷却機構？ 	<ul style="list-style-type: none"> ・体積の減少部の増殖材の占める ・T部の挿入、冷却水配管部 ・分割構造、T脚部で構造部材増加 ・T部の電磁力に対する強度 ・モジュール背面の冷却水配管複雑 	<ul style="list-style-type: none"> ・ボルトの熱伸び吸収機構 ・ボルトの温度上昇 ・ボルトの電気絶縁処理 ・冷却水の接続配管が複雑 ・配管数が多 ・増殖材の占める体積の減 ・分割構造、T脚部で構造部材増加 ・T部の電磁力に対する強度

表 4.2.1-4 各ブランケット構造体の廃棄物量比較

	1 モジュー ル当りの 重量(kg)	交換回数	廃棄物重 量(トン)	比率
一体型(溶接)	1580	10	9480	1.00
一体型(機械式)	1568	10	9408	0.99
ホットセル分離型				
交換ブランケット	986	10	5916	
永久ブランケット	1082	1	649	
合計	2068		6565	0.69
炉内分離型				
交換ブランケット	999	10	5994	
永久ブランケット	1193	1	716	
合計	2192		6710	0.71

(評価方法)

- モジュール数は 600 個とした。

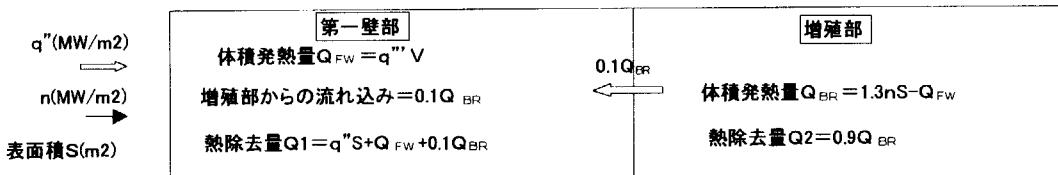
$$(\text{全表面積 } 720\text{m}^2) / (\text{1 モジュール表面積 } 1.2\text{m}^2) = 600$$
- 一体型および交換ブランケットは 2 年毎交換し、20 年で 10 回交換
 永久ブランケットは 20 年で 1 回交換する。
- 比率は一体型(溶接)を基準にしたときの廃棄物重量比を示す。

表 4.2.2-1 各配管系等における必要流量

配管系統	モジュール No.	中性子壁負荷 (MW/m ²)	熱負荷 (MW/m ²)	面積 (m ²)	第一壁部 体積発熱量 (MW)	熱除去量 (MW)	増殖部 体積発熱量 (MW)	除去量 (MW)	必要流量 m kg/s	第一壁部 出口温度 (°C)
I	1	1.3	0.5	1.0	0.3	0.92	1.41	1.27		
	2	1.6	0.5	1.0	0.3	1.01	1.74	1.57		
	3	2.5	0.5	1.0	0.5	1.30	2.72	2.45		
	4	3.4	0.5	1.0	0.7	1.59	3.70	3.33		
	5	2.8	0.5	1.0	0.6	1.40	3.05	2.74		
	6	2.6	0.5	1.0	0.6	1.33	2.83	2.55		
	7	2.6	0.5	1.0	0.6	1.33	2.83	2.55		
	8	2.7	0.5	1.0	0.6	1.37	2.94	2.64		
					10.25		19.10		15.09	378
II	9	2.7	0.5	1.2	0.7	1.64	3.53	3.17		
	10	2.8	0.5	1.2	0.7	1.68	3.66	3.29		
	11	3.7	0.5	1.2	0.9	2.02	4.83	4.35		
	12	4.5	0.5	1.2	1.1	2.33	5.88	5.29		
					7.67		16.10		12.22	376
III	13	4.9	0.5	1.2	1.2	2.49	6.40	5.76		
	14	4.4	0.5	1.2	1.1	2.29	5.75	5.17		
	15	3.4	0.5	1.2	0.9	1.91	4.44	4.00		
	16	2.2	0.5	1.2	0.6	1.45	2.87	2.59		
					8.13		17.51		13.18	375

(注記) 各モジュールの第一壁表面積は①～⑧は1.0m²、⑨～⑯は1.2m²とした。第一壁部での体積発熱率は(N.W. L=3.4MW/m²にて、40MW/m³)とした。第一壁部は厚み18mmとし、1m²当たり体積は18×10⁻³m³とした。

エネルギー増倍率は1.3とした。また、増殖部での発熱量の内1割が第一壁へ流れ込むとした。



必要流量は、圧力25MPaにおける入口温度(280°C:エンタルピ(1230kJ/kg))および出口温度(504°C:エンタルピ(3175kJ/kg))より算出した。

表 4.2.2-2 (a) 第一壁部の最高壁面温度と圧損(冷却水温度 360°Cの場合)

$$\rho=589 \text{ kg/m}^3, . = 445 \text{ mW/mK}, \text{Pr}=1.24, . = 0.116$$

m	A	v	de	Re	Nu	h	q''	Δ Th	Δ Tw	Tmax	λ f	h/10m	Δ p
kg/s	m ²	m/s	mm			kW/m ² ·K	kW/m ²	°C	°C	°C		m	kgf/cm ²
5	5.80E-03	1.5	8.0	1.01E+05	2.53E+02	14	1000	71	91	522	1.78E-02	2	0.1
10	5.80E-03	2.9	8.0	2.02E+05	4.40E+02	24	1000	41	91	492	1.49E-02	8	0.5
15	5.80E-03	4.4	8.0	3.03E+05	6.08E+02	34	1000	30	91	480	1.35E-02	17	1.0
20	5.80E-03	5.9	8.0	4.04E+05	7.66E+02	43	1000	23	91	474	1.26E-02	27	1.6
25	5.80E-03	7.3	8.0	5.05E+05	9.15E+02	51	1000	20	91	471	1.19E-02	41	2.4
30	5.80E-03	8.8	8.0	6.06E+05	1.06E+03	59	1000	17	91	468	1.13E-02	56	3.3

表 4.2.2-2(b) 増殖部の冷却管温度と圧損(φ9のケース)

平均熱流束; 411kW/m², 最大熱流束; 493kW/m², 冷却水温度; 500°C

$$\rho=89 \text{ kg/m}^3, . = 99 \text{ mW/mK}, \text{Pr}=1.17, . = 0.34$$

m	A	v	de	Re	Nu	h	q''	Δ Th	Δ Tw	Tmax	λ f	h/10m	Δ p
kg/s	m ²	m/s	mm			kW/m ² ·K	kW/m ²	°C	°C	°C		m	kgf/cm ²
5	1.06E-02	5.3	9.0	1.40E+05	3.21E+02	4	493	140	28	668	1.63E-02	26	0.2
10	1.06E-02	10.6	9.0	2.81E+05	5.59E+02	6	493	80	28	608	1.37E-02	88	0.8
15	1.06E-02	15.9	9.0	4.21E+05	7.73E+02	9	493	58	28	586	1.24E-02	178	1.6
20	1.06E-02	21.2	9.0	5.61E+05	9.73E+02	11	493	46	28	574	1.16E-02	295	2.6
25	1.06E-02	26.5	9.0	7.01E+05	1.16E+03	13	493	39	28	567	1.09E-02	435	3.9
30	1.06E-02	31.8	9.0	8.42E+05	1.35E+03	15	493	33	28	561	1.04E-02	599	5.3

表 4.2.3-1 増殖領域被覆率(カバレッジ)と必要ローカル TBR

		1 m		モジュール幅 1.5m		モジュール幅 2 m	
		断面積* [mm ²]	カバレッジ [%]	断面積* [mm ²]	カバレッジ [%]	断面積* [mm ²]	カバレッジ [%]
ブ ラ ン ケ 設 ツ 置 ト 領 域	モジュール周囲ギャップ	20100	1.8	25100	1.5	30100	1.3
	モジュール側壁・上下壁	116400	10.3	146400	8.6	176400	7.8
	モジュール内・上下非増殖領域	92000	8.1	140000	8.3	188000	8.3
	補強リブ	18800	1.7	37600	2.2	56400	2.5
	フロントアクセス孔周囲非増殖領域	16965	1.5	16965	1.0	16965	0.8
	増殖領域	755835	66.7	1159035	68.4	1562235	69.3
	小計	1020100	90	1525100	90	2030100	90
	ダイバータ、ポート等 計		10		10		10
	必要ローカル増殖比 (目標正味増殖比 1.05)		1.50		1.46		1.44
	必要ローカル増殖比 (目標正味増殖比 1.05)		1.57		1.54		1.52
	必要ローカル増殖比 (目標正味増殖比 1.1)		1.65		1.61		1.59

表 4.2.4.1-1 各冷却層における冷却水(水蒸気)温度と熱伝達率
(第一壁の冷却水温度が高い場合)

体系: Be/Li₂O=4、第一壁: 入口温度=360°C、増殖部: 入口温度=380°C

中性子壁負荷 5MW/m² 表面熱負荷 1MW/m²

		第一壁	増殖1		増倍1		増殖2		増倍2		増殖3		増倍3	
			Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水	Be	水
体積発熱率	MW/m ³	63	80	31	24	24	59	20	14	14	47	12	8.2	8.8
厚み(mm)		18	7.0	7.8	27.0	6.7	10.0	6.7	38.0	6.3	12.0	6.3	50	6.3
体積発熱量	MW	1.1	0.56	0.24	0.65	0.16	0.59	0.13	0.53	0.09	0.56	0.08	0.41	0.06
必要熱除去量	(MW)	2.4		0.85		0.78		0.70		0.64		0.56		0.51
流量(kg/s)	(kg/s)	12		4.94		4.94		4.94		3.72		3.72		3.72
エンタルピ増加 Δh	(kJ/kg)	201		171		158		141		171		151		137
入口エンタルピ	(kJ/kg)	1700		1932		2103		2261		1932		2103		2254
入口温度	(°C)	360		380		384		387		380		384		387
出口エンタルピ	(kJ/kg)	1901		2103		2261		2402		2103		2254		2391
出口温度	(°C)	379		384		387		390		384		387		390
平均温度	(°C)	370		382		386		389		382		386		389
熱伝達率	kW/m ² K	31.0		24.0		24.0		24.0		24.0		24.0		24.0
伝熱面積	m ²	1.45		2.18		2.18		2.18		1.64		1.64		1.64
heff	kW/m ² K	22.5		26.2		26.2		26.2		19.7		19.7		19.7

増殖4 Li ₂ O	水	増倍4 Be	水	増殖5		増倍5 Be	水	増殖6		増倍6 Be	水
				Li ₂ O	水			Li ₂ O	水		
33	8	4	5	17	4	2	3	9	2	1	1
15.0	6.3	70.0	6.3	20.0	5.6	80.0	5.6	20.0	5.6	80.0	5.6
0.50	0.05	0.30	0.03	0.34	0.02	0.16	0.01	0.17	0.01	0.07	0.01
0.45		0.35		0.27		0.18		0.13		0.08	
3.34		3.34		3.34		3.34		3.34		3.34	
133		105		82		54		40		24	
1932		2065		2171		2252		2306		2346	
380		383		385		387		388		389	
2065		2171		2252		2306		2346		2370	
383		385		387		388		389		389	
382		384		386		388		389		389	
24.0		24.0		24.0		24.0		24.0		24.0	
1.47		1.47		1.47		1.47		1.47		1.47	
17.6		17.6		17.6		17.6		17.6		17.6	

増殖7 Li ₂ O	水	増倍7 Be	水	増殖8		増倍8 Be	水
				Li ₂ O	水		
4	1	1	1	2	1	0	1
20.0	5.6	80.0	5.6	20.0	5.6	36.0	55.6
0.07	0.01	0.04	0.00	0.03	0.00	0.01	0.04
0.06		0.04		0.02		0.04	
3.34		3.34		3.34		3.34	
19		12		7		13	
2370		2389		2401		2408	
389		390		390		390	
2389		2401		2408		2421	
390		390		390		391	
390		390		390		391	
23.0		23.0		23.0		23.0	
1.47		1.47		1.47		1.47	
16.9		16.9		16.9		16.9	

表 4.2.4.1-1(続き) 各冷却層における冷却水(水蒸気)温度と熱伝達率
(伝熱面積と冷却水流量の算出)

第一壁と冷却プレートの有効除熱面積は半径方向軸に垂直な面のみ考慮した。

$$8 \times 2 \times 1000 \times 1000 / 11 \times 1E-6 = 1.45m^2$$

$$\text{伝熱面積/本} = 0.0283m^2$$

タイプ	径	ピッチ	本	伝熱面積
1	9	15	77	2.18
2	9	20	58	1.64
3	9	22	52	1.47

$$\text{流路面積/本} = 6.36E-05 m^2 \quad \text{:流量配分は面積比で配分。}$$

列	内径	ピッチ	本数	流路面積	面積比	流量
1	9	15	77	0.0049	0.412	4.94
2	9	20	58	0.0037	0.31	3.72
3	9	22	52	0.0033	0.278	3.34
		187	0.0119		12.0	

表 4.2.4.1-2 各冷却層における冷却水(水蒸気)温度と熱伝達率
(増殖領域の水蒸気温度が高い場合)

体系 : Be/Li₂O=4、第一壁 : 入口温度 = 280°C、増殖部 : 入口温度 = 430°C

中性子壁負荷 5MW/m² 表面熱負荷 1 MW/m²

		第一壁	増殖1		増倍1		増殖2		増倍2		増殖3		増倍3	
			Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水	Be	水
体積発熱率	MW/m ³	63	80	31	24	24	59	20	14	14	47	12	8.2	8.8
厚み(mm)		18	7.0	7.8	17.0	6.7	8.0	6.7	24.0	6.3	10.0	6.3	20	6.3
体積発熱量	MW	1.1	0.56	0.24	0.41	0.16	0.47	0.13	0.34	0.09	0.47	0.08	0.16	0.06
必要熱除去量	(MW)	2.4		0.73		0.60		0.54		0.49		0.39		0.34
流量(kg/s)	(kg/s)	12		4.94		4.94		4.94		3.72		3.72		3.72
エンタルピ増加Δi	(kJ/kg)	201		147		122		109		132		106		90
入口エンタルピ	(kJ/kg)	1230		2840		2987		3109		2840		2972		3078
入口温度	(°C)	280		430		458		485		430		454		478
出口エンタルピ	(kJ/kg)	1431		2987		3109		3217		2972		3078		3168
出口温度	(°C)	320		458		485		514		454		478		500
平均温度	(°C)	300		444		472		500		442		466		489
熱伝達率	kW/m ² K	24.5		9.0		7.0		6.0		9.0		7.0		6.0
伝熱面積	m ²	1.45		2.18		2.18		2.18		1.64		1.64		1.64
heff	kW/m ² K	17.8		9.8		7.6		6.5		7.4		5.7		4.9

増殖4 Li ₂ O	水	増倍4 Be	水	増殖5		増倍5		増殖6		増倍6		水	
				Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水	Be	水	Li ₂ O	水
33	8	4	5	17	4	2	3	9	2	1	1		
12.0	6.3	28.0	6.3	15.0	5.6	40.0	5.6	20.0	5.6	80.0	5.6		
0.40	0.05	0.12	0.03	0.26	0.02	0.08	0.01	0.17	0.01	0.07	0.01		
0.31		0.22		0.19		0.14		0.12		0.07			
3.34		3.34		3.34		3.34		3.34		3.34			
92		65		57		42		36		21			
2840		2932		2997		3054		3096		3132			
430		446		460		472		482		492			
2932		2997		3054		3096		3132		3153			
446		460		472		482		492		497			
438		453		466		477		487		495			
9.0		7.0		7.0		6.0		6.0		6.0			
1.47		1.47		1.47		1.47		1.47		1.47			
6.6		5.1		5.1		4.4		4.4		4.4			

増殖7 Li ₂ O	水	増倍7 Be	水	増殖8		増倍8		水
				Li ₂ O	水	Be	水	
4	1	1	1	2	1	0	1	
20.0	5.6	80.0	5.6	20.0	5.6	80.0	55.6	
0.07	0.01	0.04	0.00	0.03	0.00	0.02	0.04	
0.06		0.04		0.03		0.05		
3.34		3.34		3.34		3.34		
19		12		9		15		
3153		3172		3184		3193		
497		501		505		507		
3172		3184		3193		3208		
501		505		507		510		
499		503		506		509		
6.0		6.0		6.0		6.0		
1.47		1.47		1.47		1.47		
4.4		4.4		4.4		4.4		

表 4.2.4.1-3 核熱設計の解析条件

		タイプI（第一壁の温度が高いケース）	タイプII（増殖層の温度が高いケース）
冷却材			
	第一壁冷却水	370°C	300°C
	増殖層蒸気	380~390°C	430~500°C
	熱伝達率	$m=12 \text{ kg/s}$ のときの計算値 (Dittus-Boelterの式)	
増殖層 Li2Oバイナリーペブル			
	密度	85% TD	
	充填率	2mm : 60%	
		0.2mm : 15%	
	Li-6濃縮度	7.5%、30%、50%、90%	
	熱伝導率	1.6~1.9 (W/(m·K)) (SZBの式)	
	温度	1000°C以下	
増倍層 Beバイナリーペブル			
	密度	100% TD	
	充填率	2mm : 60%	
		0.2mm : 20%	
	熱伝導率	12.6~12.7 (W/(m·K)) (FZKの実験式: $\varepsilon = 0.1\%$)	
	温度	600°C以下	
一次元寸法			
	第一壁	18mm	
	増殖層	682mm	
	冷却水/管の厚み	面積等価な厚み	
	中性子壁負荷	3.5,5MW/m ²	
	熱負荷	1MW/m ²	

表 4.2.4.1-4 各層における核発熱量と各冷却層での熱除去量

	厚み (m)	中性子 (N_{γ})	線 (M)	トータル	核発熱 / 熱除去
第一壁	18	0.38	0.75	1.13	1.41
Li ₂ O	7	0.52	0.05	0.56	
第 1 冷却層	7.8	0.07	0.17	0.24	0.85
Be	27	0.50	0.15	0.65	
第 2 冷却層	6.7	0.04	0.12	0.16	0.78
Li ₂ O	10	0.54	0.04	0.59	
第 3 冷却層	6.7	0.03	0.10	0.14	0.70
Be	38	0.40	0.14	0.53	
第 4 冷却層	6.3	0.02	0.07	0.09	0.64
Li ₂ O	12	0.53	0.03	0.56	
第 5 冷却層	6.3	0.02	0.06	0.08	0.57
Be	50	0.30	0.12	0.41	
第 6 冷却層	6.3	0.01	0.04	0.06	0.51
Li ₂ O	15	0.47	0.03	0.50	
第 7 冷却層	6.3	0.01	0.04	0.05	0.45
Be	70	0.20	0.10	0.30	
第 8 冷却層	6.3	0.00	0.03	0.03	0.36
Li ₂ O	20	0.33	0.02	0.35	
第 9 冷却層	5.6	0.00	0.02	0.02	0.28
Be	80	0.10	0.06	0.16	
第 10 冷却層	5.6	0.00	0.01	0.01	0.18
Li ₂ O	20	0.16	0.01	0.17	
第 11 冷却層	5.6	0.00	0.01	0.01	0.13
Be	80	0.04	0.04	0.07	
第 12 冷却層	5.6	0.00	0.01	0.01	0.08
Li ₂ O	20	0.07	0.01	0.07	
第 13 冷却層	5.6	0.00	0.01	0.01	0.06
Be	80	0.02	0.02	0.04	
第 14 冷却層	5.6	0.00	0.00	0.00	0.04
Li ₂ O	20	0.03	0.00	0.03	
第 15 冷却層	5.6	0.00	0.00	0.00	0.02
Be	36	0.00	0.01	0.01	
第 16 冷却層	55.6	0.00	0.04	0.04	0.04
		4.79	2.30	7.09	7.09

(計算条件) 体系: Be/Li₂O=4 基準体系(低温蒸気、中性子壁負荷 5MW/m²、熱負荷 1MW/m²)

エネルギー増倍率 = 7.09/5
= 1.42

表 4.2.4.2-1 解析条件

解析体系	基準体系:(Be/Li ₂ O=4) 参考体系:(SSTR体系)	図 体系図
一次元寸法 第一壁 増殖層 冷却水/管の厚み	18mm 682mm 面積等価な厚み	図 一次元への変換寸法 図 一次元寸法
解析コード	ANISN	
増殖層 密度 充填率 Li-6濃縮度	Li ₂ Oバイナリーペブル 85%TD 2mm:60% 0.2mm:15% 7.5%、30%、50%、90%	
増倍層 密度 充填率	Beバイナリーペブル 100%TD 2mm:60% 0.2mm:20%	
中性子壁負荷	3.5,5MW/m ²	

表 4.2.4.2-2 第一壁冷却水温度が高い場合の最適化寸法

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
構造	水	構造	Li2O	構造	水	構造	Be	構造	水	構造	Li2O
0	3	11	18	25	26.8	31	32.8	59.8	61.6	65.8	67.6
3	8	7	7	1.8	4.2	1.8	27	1.8	4.2	1.8	10

(1)

(2)

13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24
構造	水	構造	Be	構造	水	構造	Li2O	構造	水	構造	Be
77.6	79.4	83.6	85.4	123.4	124.9	128.1	129.6	141.6	143.1	146.3	147.8
1.8	4.2	1.8	38	1.5	3.2	1.5	12	1.5	3.2	1.5	50

(3)

25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36
構造	水	構造	Li2O	構造	水	構造	Be	構造	水	構造	Li2O
197.8	199.3	202.5	204	219	220.5	223.4	224.9	294.9	296.4	299.3	300.8
1.5	3.2	1.5	15	1.5	2.9	1.5	70	1.5	2.9	1.5	20

(4)

(5)

37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48
構造	水	構造	Be	構造	水	構造	Li2O	構造	水	構造	Be
320.8	322.3	325.2	326.7	406.7	408.2	411.1	412.6	432.6	434.1	437	438.5
1.5	2.9	1.5	80	1.5	2.9	1.5	20	1.5	2.9	1.5	80

(6)

49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60
構造	水	構造	Li2O	構造	水	構造	Be	構造	水	構造	Li2O
518.5	520	522.9	524.4	544.4	545.9	548.8	550.3	630.3	631.8	634.7	636.2
1.5	2.9	1.5	20	1.5	2.9	1.5	80	1.5	2.9	1.5	20

(7)

(8)

61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72
構造	水	構造	Be	構造	水	構造	構造	ポイ ド	構造	水	構造
656.2	657.7	660.6	662.1	698.1	699.6	702.5	704	754	764	814	934
1.5	2.9	1.5	36	1.5	2.9	1.5	50	10	50	120	70

表 4.2.4.3-2 Li-6 の燃焼度変化と数密度変化天然濃縮度と 30% 6-Li 濃縮の場合

$$\Phi \text{ (n/cm}^2/\text{s}) = 2.20\text{E+14}$$

$N_0(\text{/cm}^3)$: 全 Li = 5.20E+22

(ポロシティ : 0.15、充填率 : 0.75、理論密度 : 2.02 g/cm^3 、分子量 : 29.88)

1 年(s)間のフルエンス = 3.15E+07

初期原子数密度	Li-6	Li-7
天然	3.90E+21	4.81E+22
30%	1.56E+22	3.64E+22

(a) Li-6 の燃焼度と核密度変化(初期濃縮: 天然 Li の場合)

層	1	2	3	4	5	6	7	8
厚み(mm)	7	10	12	15	20	20	20	20
TBR(Li-6)	0.227	0.263	0.265	0.24	0.17	0.083	0.035	0.013
TBRi(/cm)	0.324	0.263	0.221	0.160	0.085	0.042	0.018	0.007
燃焼度:	25.0	20.8	17.8	13.3	7.3	3.6	1.5	0.6
0.5年								
1年	43.8	37.3	32.5	24.7	14.0	7.1	3.1	1.1
1.5年	57.9	50.4	44.5	34.7	20.3	10.5	4.6	1.7
2年	68.4	60.7	54.4	43.4	26.1	13.7	6.0	2.3
2年後の Li-6 核密度	1.23E+21	1.53E+21	1.78E+21	2.21E+21	2.88E+21	3.37E+21	3.66E+21	3.81E+21

(b) Li-6 の燃焼度と核密度変化(初期濃縮: 30% Li-6 の場合)

層	1	2	3	4	5	6	7	8
厚み(mm)	7	10	12	15	20	20	20	20
TBR(Li-6)	0.322	0.342	0.328	0.249	0.128	0.055	0.023	0.009
TBRi(/cm)	0.460	0.342	0.273	0.166	0.064	0.028	0.012	0.005
燃焼度:	9.7	7.3	5.9	3.6	1.4	0.6	0.3	0.1
0.5年								
1年	18.5	14.1	11.4	7.1	2.8	1.2	0.5	0.2
1.5年	26.4	20.4	16.7	10.5	4.2	1.8	0.8	0.3
2年	33.5	26.2	21.6	13.7	5.5	2.4	1.0	0.4
2年後の Li-6 核密度	1.04E+22	1.15E+22	1.22E+22	1.35E+22	1.47E+22	1.52E+22	1.54E+22	1.55E+22

表 4.2.4.4-1 超伝導コイルに対する遮蔽効果の計算結果及び基準値

	基準値	計算値 (安全率 1)
巻線発熱率	$1 \times 10^{-3} \text{ W/cm}^3$	$5.61 \times 10^{-5} \text{ W/cm}^3$
巻線フルエンス	$2 \times 10^{18} / \text{cm}^2$	$4.13 \times 10^{17} / \text{cm}^2$
絶縁材吸収線量	$3 \times 10^9 \text{ rad}$	$6.72 \times 10^8 \text{ rad}$

表 4.2.4.4-2 ブランケット厚さが 60 cm の場合の最小必要遮蔽体厚さ

	フルエンス (MWa/m ²)		
安全率	25	50	75
1	52	57	60
3	60	65	68
5	63	68	71

表 4.2.4.4-3 ブランケット厚さが 50 cm の場合の最小必要遮蔽体厚さ

	フルエンス (MWa/m ²)		
安全率	25	50	75
1	58	63	66
3	66	71	73
5	69	74	77

表 4.2.4.4-4 ブランケット厚さが 40 cm の場合の最小必要遮蔽体厚さ

	フルエンス (MWa/m ²)		
安全率	25	50	75
1	64	69	72
3	72	77	79
5	75	80	83

表 4.2.4.4-5 遮蔽体厚さが 40 cm の場合の最小必要ブランケット厚さ

	フルエンス (MWa/m ²)		
安全率	25	50	75
1	80	89	94
3	94	103	107
5	100	109	113

表 4.2.6-1 電磁力評価条件

ディスラプションのモード	定位置消滅
ディスラプションの時定数	パラメータ
プラズマ半径	5.8 m
プラズマ電流	12 MA
ブランケット位置における磁場	
B _T	13 T
B _Z	2.28 T (at R=4.15, プラズマ電流のみにより生成)
構造材	F82H (フェライト鋼)
構造材の抵抗	6.7 × 10 ⁻⁷ Ω-m (F82H at 300 °C)
許容せん断応力	48 MPa (SS316L 425°C)

表 4.2.7-1 増殖材トリチウムインベントリ解析条件
プランケット構成

VV内表面積 表面占有率	666 68.2	m ² %	
第1層厚さ	7.00E-03	m	
第2層厚さ	1.00E-02	m	
第3層厚さ	1.20E-02	m	
第4層厚さ	1.50E-02	m	
第5層厚さ	2.00E-02	m	
第6層厚さ	2.00E-02	m	
第7層厚さ	2.00E-02	m	
第8層厚さ	2.00E-02	m	
充填率	80	%	(バイナリ充填)
トリチウム増殖比	1.1		(2.3GWf)

ページガス条件

プランケット内圧	1.00E+05	Pa	
生成トリチウム量	64.4	mol/day	
交換反応平衡定数	1		
H/T比	100		
出口分圧	HTO	0.02	Pa
	H ₂ O	0.98	Pa
	HT	1.98	Pa
	H ₂	98.02	Pa

増殖材

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃		
6Li濃縮	30	%		-	
分子量	30	g/mol		109.762	g/mol
密度	2.02	g/cm ³		3.43	g/cm ³
焼結密度	1.717	g/cm ³	(85%T.D.)	2.9155	g/cm ³
グレインサイズ	1.00E-05	m		1.00E-05	m
ペレットサイズ	2.00E-03	m		2.00E-03	m
	3.00E-04	m		3.00E-04	m
比表面積	3.49E-01	m ² /g	A	0.205796604	m ² /g
					A

増殖材中トリチウム拡散係数

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃	
D=a0exp(E/RT)		m ² /s	出典	
a0	7.94E-09		奥野ら	1.00E-05
E	-77400	J	[4.2.7-2]	-104000 J [4.2.7-5]

増殖材の水分吸着

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃		
Qad=a0AP^xEXP(E/RT)		mol/mol	出典	物理	化学 出典
a0	8.30E-08		宗像	1.50E-07	3.20E-07 西川
x	0.75		[4.2.9-3]	0.5	0.5 [4.2.9-4]
E	23400	J		13400	10600 J

増殖材の水分吸収

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃
Q _{ab} =a ₀ P ^x EXP(E/RT)	mol/mol	出典	mol/mol
a ₀	9.10E-03	宗像	-
x	0.666667	[4.2.9-3]	-
E	-58600 J		-

増殖材の交換容量

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃
Q _{ex} =a ₀ AEXP(E/RT)/(1+b ₀ EXP(E/RT))	mol/mol		mol/mol
a ₀	-	西川	3.70E-21 西川
b ₀	-		1.10E-16 [4.2.9-4]
E	-	J	174600 J

交換反応移動係数

	Li ₂ O		Li ₂ TiO ₃
K _{ex1} =a ₀ EXP(E/RT)	m/s		
a ₀	8.55E+03	西川	1.60E+02 西川
E	-143000 J	[4.2.9-4]	-1.21E+05 [4.2.9-4]
K _{ex2}	2.20E-04 m/s		2.20E-04 m/s

表 4.2.7-2 増殖材のトリチウムインベントリ計算結果

		拡散インベントリー	吸着インベントリー		吸収インベントリー	交換インベントリー	合計	平均滞留時間
			物理吸着	化学吸着				
		[mol-T2]	[mol-T2]	[mol-T2]	[mol-T2]	[mol-T2]	[mol-T2]	[s]
Li ₂ O	温度分布有り	5.57E-02	2.31E-03		1.39E-01	-	1.97E-01	2.64E+02
	598°C均一	9.19E-03	1.67E-03		7.18E-02	-	8.03E-02	1.08E+02
Li ₂ TiO ₃	598°C均一	2.87E-04	4.68E-04	6.78E-04	-		5.37E-08	1.36E-03
								1.82E+00

表 4.2.7-3 トリチウム透過量の推定値

		RPF=1	RPF=100
パージガス出口トリチウム分圧5Pa設定	透過量(g/day)	145	1.8
	透過量/生産量(%)	37	0.47
パージガス出口トリチウム分圧1Pa設定	透過量(g/day)	74	0.81
	透過量/生産量(%)	19	0.21

表 4.2.8-1 従来の高温高圧水の構造材に対する腐食防止方法

	pH調節		溶存酸素調節	
	使用薬剤	調節域	使用薬剤	調節域
火力(循環ボイラ)	りん酸塩	8.5-9.5(25°C)	亜硫酸ナトリウム	7ppb以下
火力(貫流ボイラ)	アンモニア	9.0-9.5(25°C)	ヒドラジン	7ppb以下
BWR	---	---	酸素	20-50ppb
PWR1次系	水酸化リチウム	5.6-8.6(25°C)	水素	5ppb以下
PWR2次系	アンモニア	8.5-9.2(25°C)	ヒドラジン	5ppb以下

表 5.1-1 アーマ幅と冷却管・アーマ表面最高温度の関係

アーマ幅	冷却管最高温度	アーマ表面最高温度
20 mm	590 °C	1121 °C
25 mm	632 °C	1193 °C
30 mm	677 °C	1283 °C

表 5.2-1 ブランケット出口のスイープガス組成

核融合出力	2.3 GW
TBR	1.1
トリチウム生成速度	6.44E+01 mol-T2/day
スイープガス全圧	1.00E+05 Pa
トリチウム水分圧	1 Pa
HT/(HT+HTO)	0.99
H/T	99.99
添加水素量	6.44E+03 mol-H2/day
ヘリウム量	6.43E+06 mol-He/day
スイープガス流量	1.67E+00 Sm3/s
HTO	0.02 Pa
H2O	0.98 Pa
HT	1.98 Pa
H2	98.01 Pa

表 5.2-2 概略設計値

スイープガス	水素同位体量 水分量 (定常時初期)	7.52E-02 mol-Q2/s 7.45E-04 mol-Q2/s
水素ポンプ	温度 印可電圧 電流密度 除染係数 (DF)	700 °C 800 mV 8 mA/cm2 10
	最大処理量 必要電流値 必要膜面積	7.52E-02 mol-Q2/s 1.45E+04 A 181.463839 m2
酸素ポンプ	温度 印可電圧 電流密度 カット	700 °C 2 V 100 mA/cm2 0.9
	最大処理量 必要電流値 必要膜面積	7.45E-04 mol-Q2/s 143.747966 A 0.14374797 m2

表 5.3-1 超臨界圧軽水炉およびABWR の主要書現 [5.4.2]

	SCLWR	SCLWR-H	SCFBR-H	ABWR
Thermal/el. power (MW)	2490/1028	3517/1540	3519/1510	3926/1536
Thermal efficiency (%)	41.3	43.8	42.9	34.5
neutron spectrum	thermal	thermal	fast	thermal
fuel/cladding	UO ₂ /SS	UO ₂ /Ni alloy	MOX/Ni alloy	UO ₂ /Zr2
fissile enrichment (%)	6.41/5.22/4.66	5.75/4.81/4.33	10.25/11.25	3.2
discharge burnup (GW d/t)	45	45	39	33.3
fuel diameter/pitch (mm)	8.0/9.5	8.0/9.5	8.8/10.1	~12/16
inlet/outlet temp. (C)	324/404	280/502	330/456	269/287
feed water flow rate (kg/s)	2335	1811	2200	2122
pressure (MPa)	25	25	25	7.3
core height/diameter (m)	3.7/2.84	4.2/3.22	3.42/3.16	3.76
ave. power density (W/cc)	116	96.7	142	50.6
RPV:ID/thickness (m)	4.0/0.32	4.5/0.36	4.1/0.33	7.1/0.17

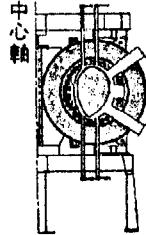
表 6.2-1 第一壁パネル高熱負荷試験条件

試験番号	表面熱負荷 [MW/m ²]	達成サイクル数 [回]	最高温度 [°C]
1	2.7	5000	450
2	3.5	1000	600

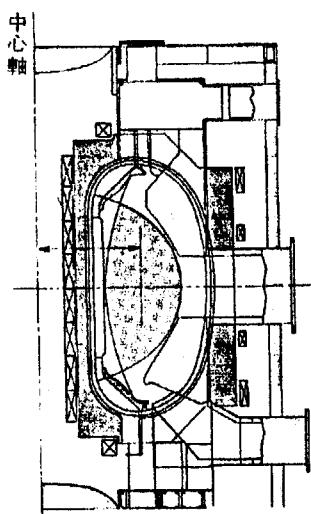
表 6.3-1 実験で決定した増殖材・増倍材微小球充填層の有効熱伝導度評価式のパラメータ

Material	Contact area fraction, ϕ [-]
Al ₂ O ₃ (reference)	5x10 ⁻⁵
Li ₂ O	4.9x10 ⁻³
Li ₂ TiO ₃	4.9x10 ⁻³
Li ₂ ZrO ₃	4.9x10 ⁻³
Li ₄ SiO ₄	1x10 ⁻⁶
Be	1x10 ⁻⁴

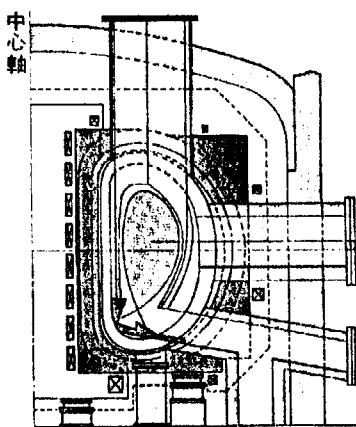
JT-60U
 $R = 3.4 \text{ m}$
 $I_p = 6 \text{ MA}$
 $V_p = 100 \text{ m}^3$



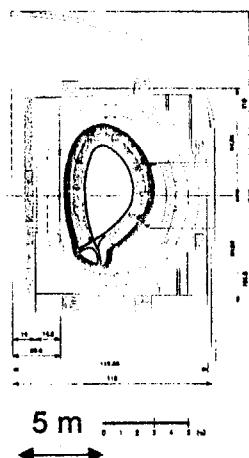
ITER(1998)
 $R = 6.0 \text{ m}$
 $I_p = 22\sim25 \text{ MA}$
 $V_p = 1000 \text{ m}^3$



SSTR(1990)
 $R = 7.0 \text{ m}$
 $I_p = 12 \text{ MA}$
 $V_p = 760 \text{ m}^3$

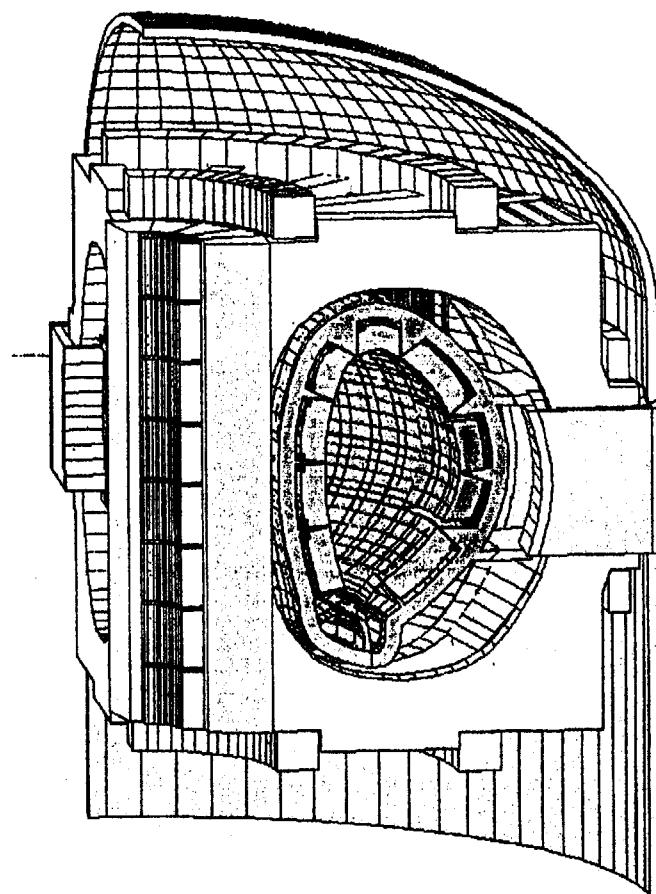


今回の原型炉
(2000)
 $R = 5.8 \text{ m}$
 $I_p = 12 \text{ MA}$
 $V_p = 386 \text{ m}^3$

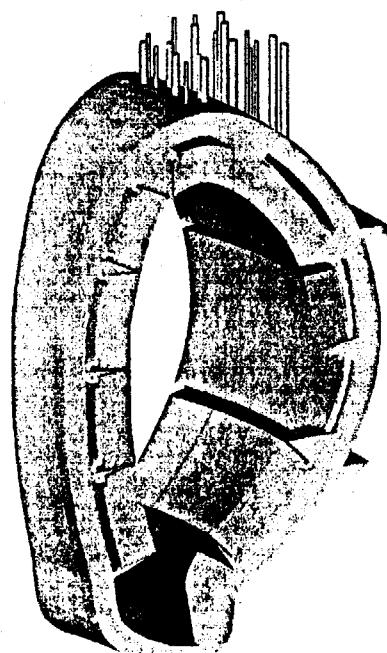


5 m

図 2.1-1 今回の原型炉設計と代表的な核融合炉断面の比較



(1) クライオスタット内構造配置概念図



(2) 真空容器とブランケットモジュール配置概念図

図 2.1-2 原型炉本体基本構造図

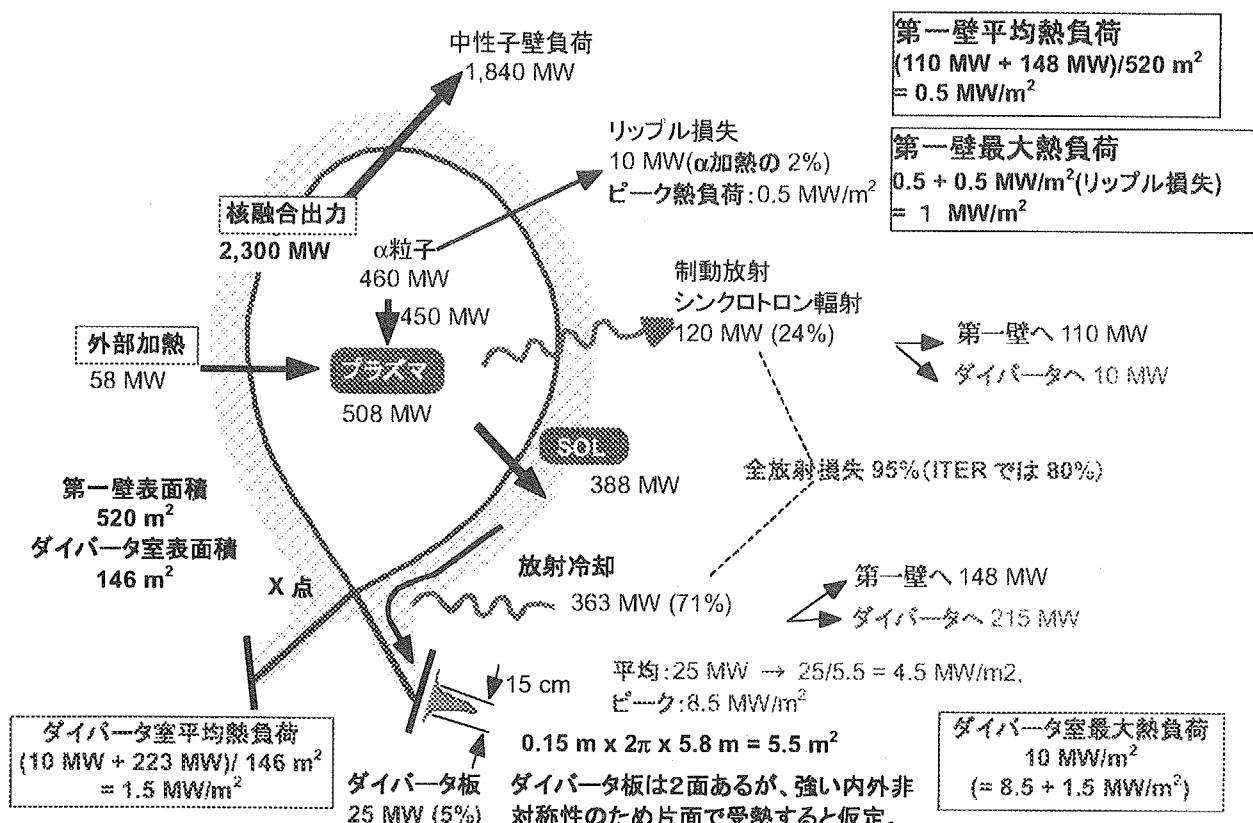


図 2.1-3 原型炉のパワーフロー

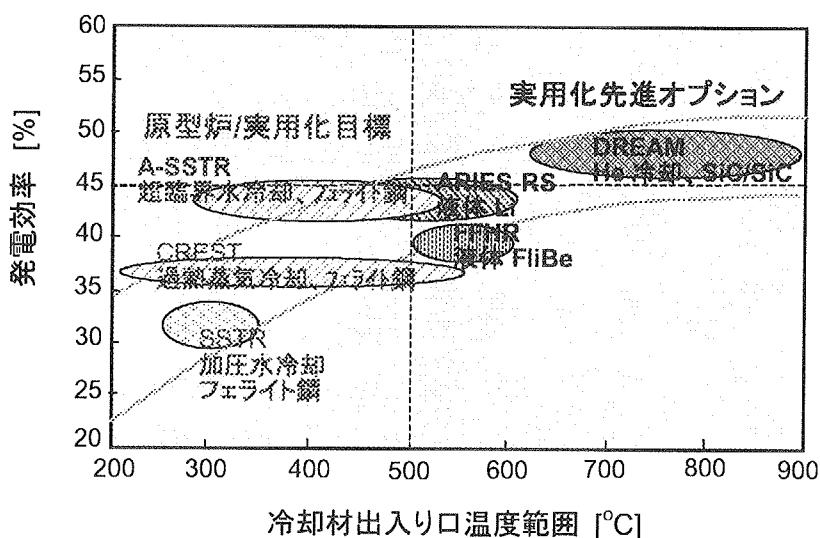


図 2.2-1 ブランケット冷却方式と発電効率の関係

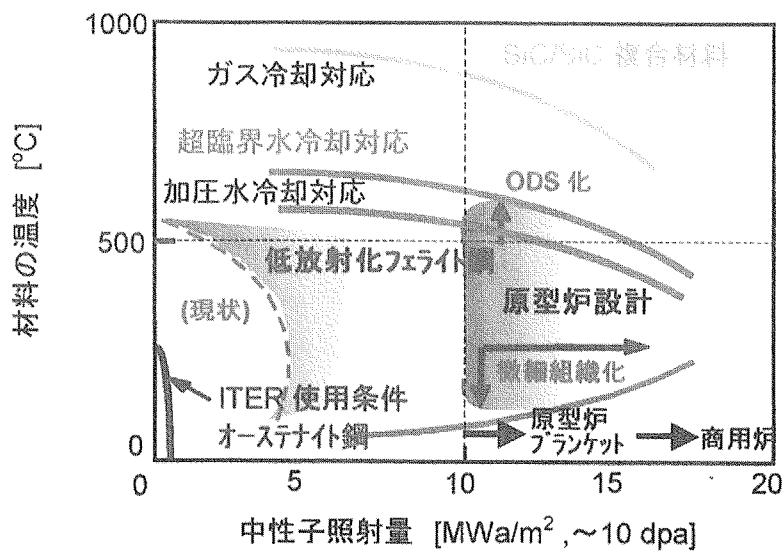


図 3.2-1 構造材量の開発の現状と原型炉目標

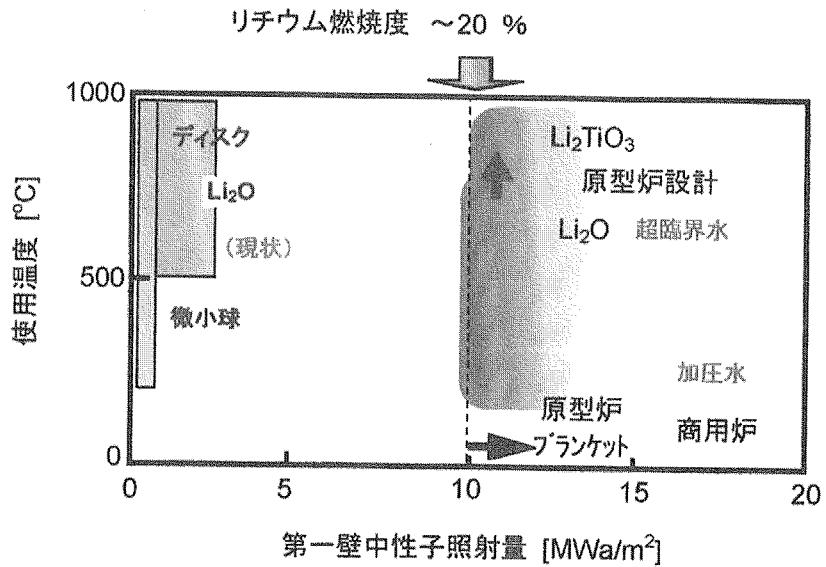


図 3.2-2 トリチウム増殖材の開発の現状と原型炉目標

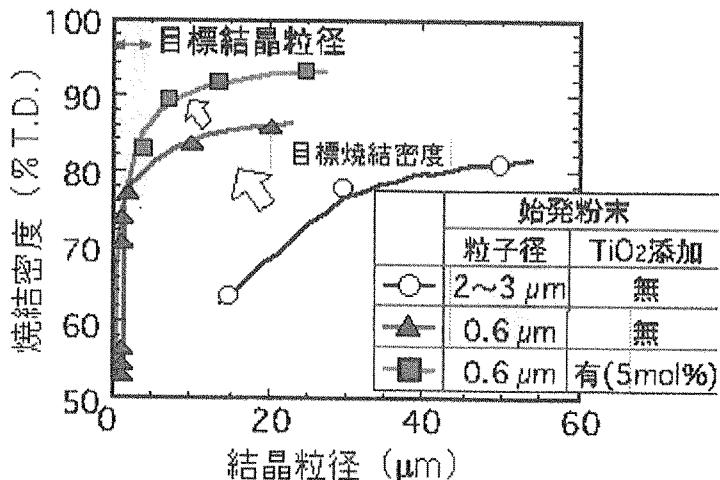


図 3.2-3 トリチウム増殖材改良材料の開発（結晶粒径の制御）

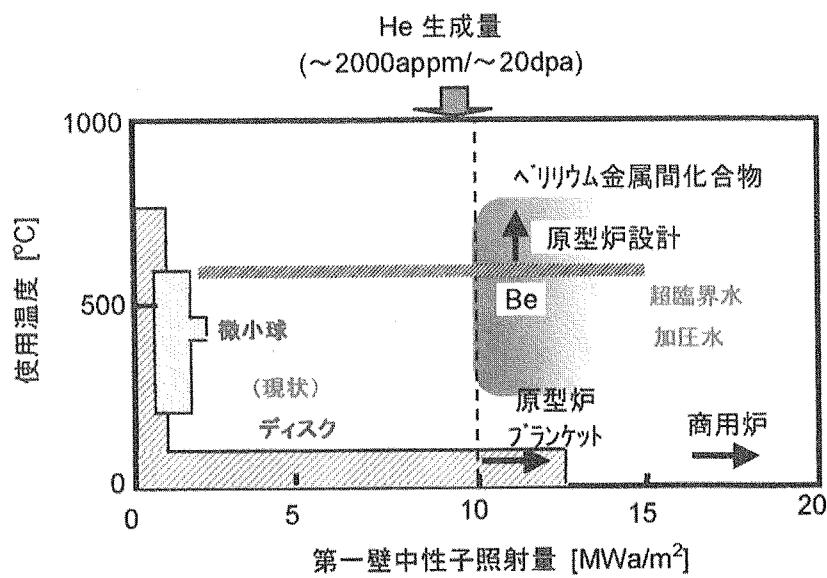


図 3.2-4 中性子増倍材の開発の現状と原型炉目標

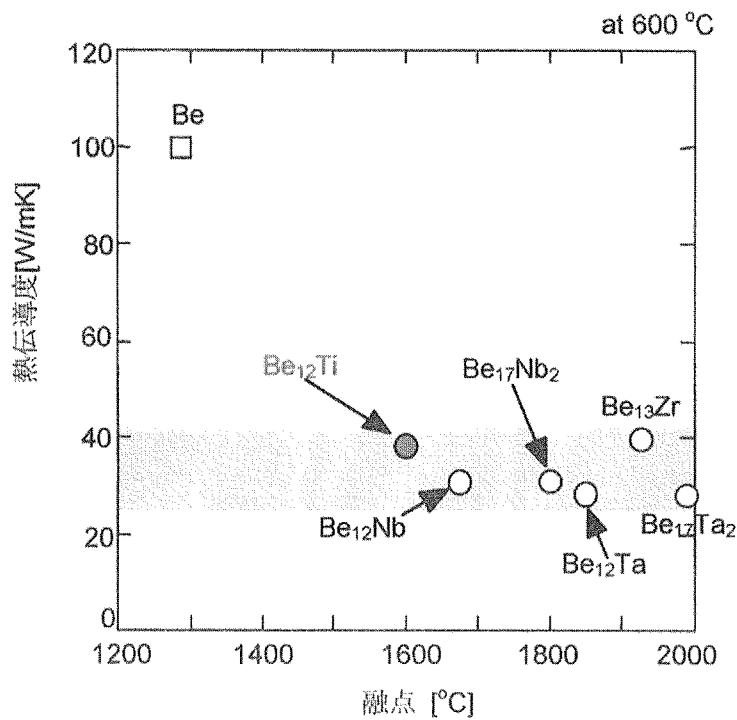


図 3.2-5 中性子増倍材先進材料の概念図

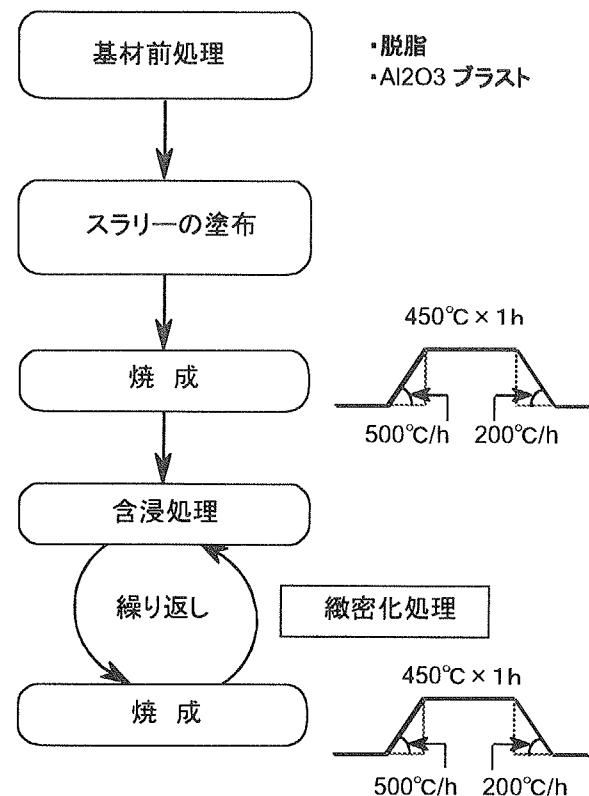


図 3.2-6 化学緻密化法による皮膜施工流れ

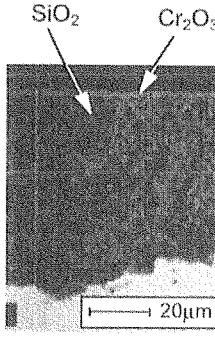
皮膜種類	Cr ₂ O ₃ -SiO ₂ 複合皮膜(皮膜1)	Cr ₂ O ₃ -SiO ₂ -P ₂ O ₅ 複合皮膜(皮膜2)
スラリー	SiO ₂ 粒子* +CrO ₃ 水溶液	SiO ₂ 粒子* +CrO ₃ 水溶液 +H ₃ PO ₄ 水溶液
含浸材	CrO ₃ 水溶液	CrO ₃ 水溶液 +H ₃ PO ₄ 水溶液
緻密化 処理回数	15回	6回
皮膜断面	 皮膜1 基材	 皮膜2 基材

図 3.2-7 皮膜施工条件

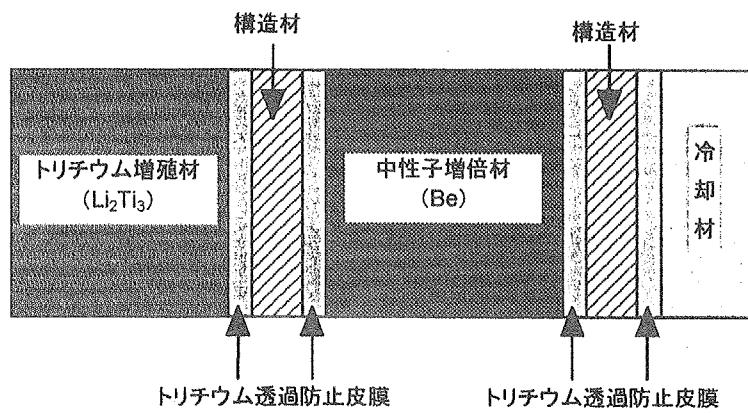


図 3.2-8 トリチウム透過防止皮膜施工領域

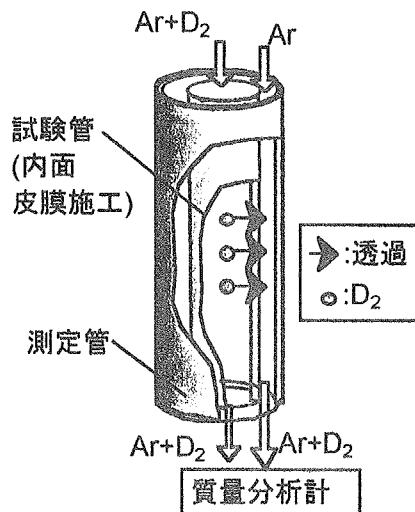


図 3.2-9 重水素透过試験概要

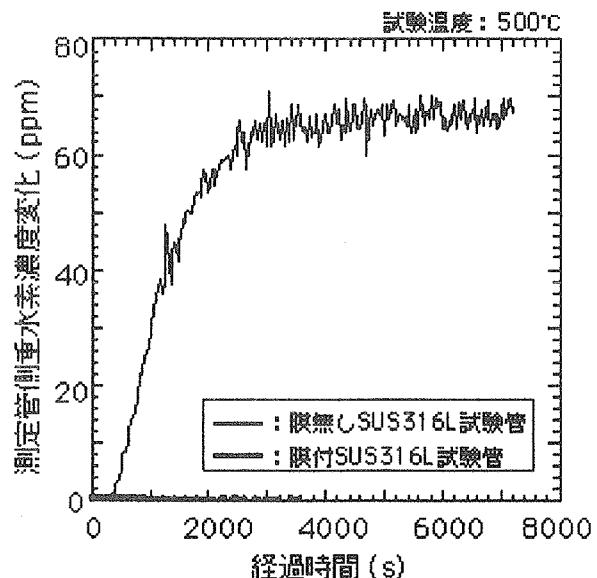


図 3.2-10 重水素透過試験

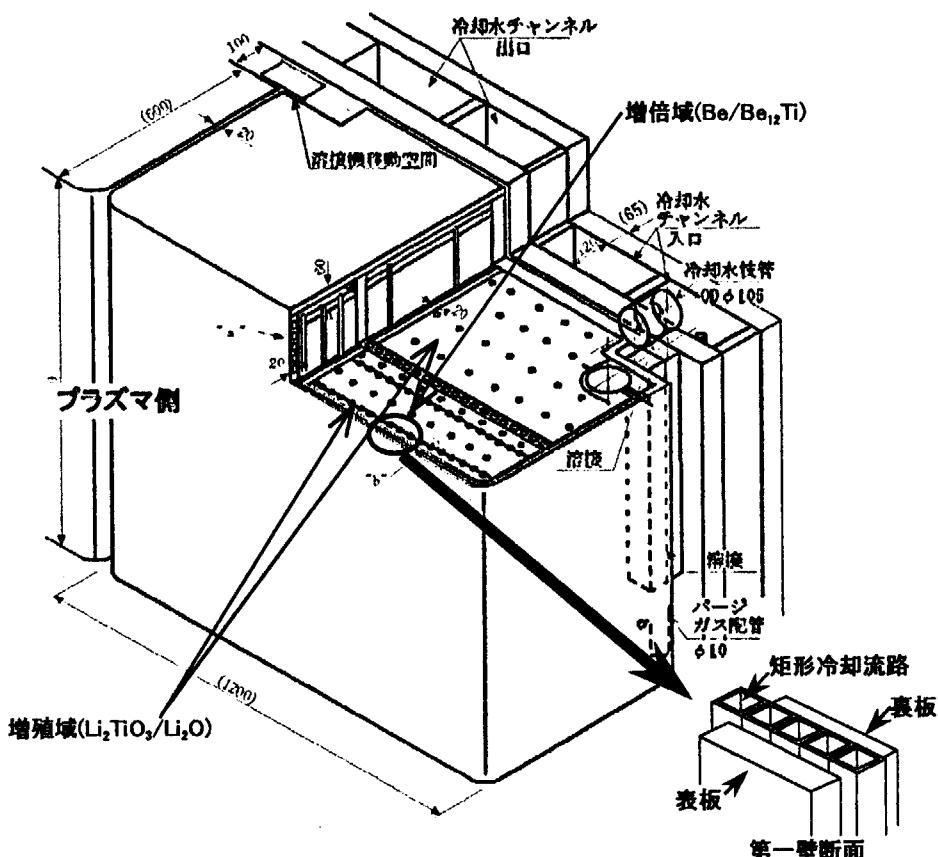


図 4.1-1 ブランケットモジュールの構造例

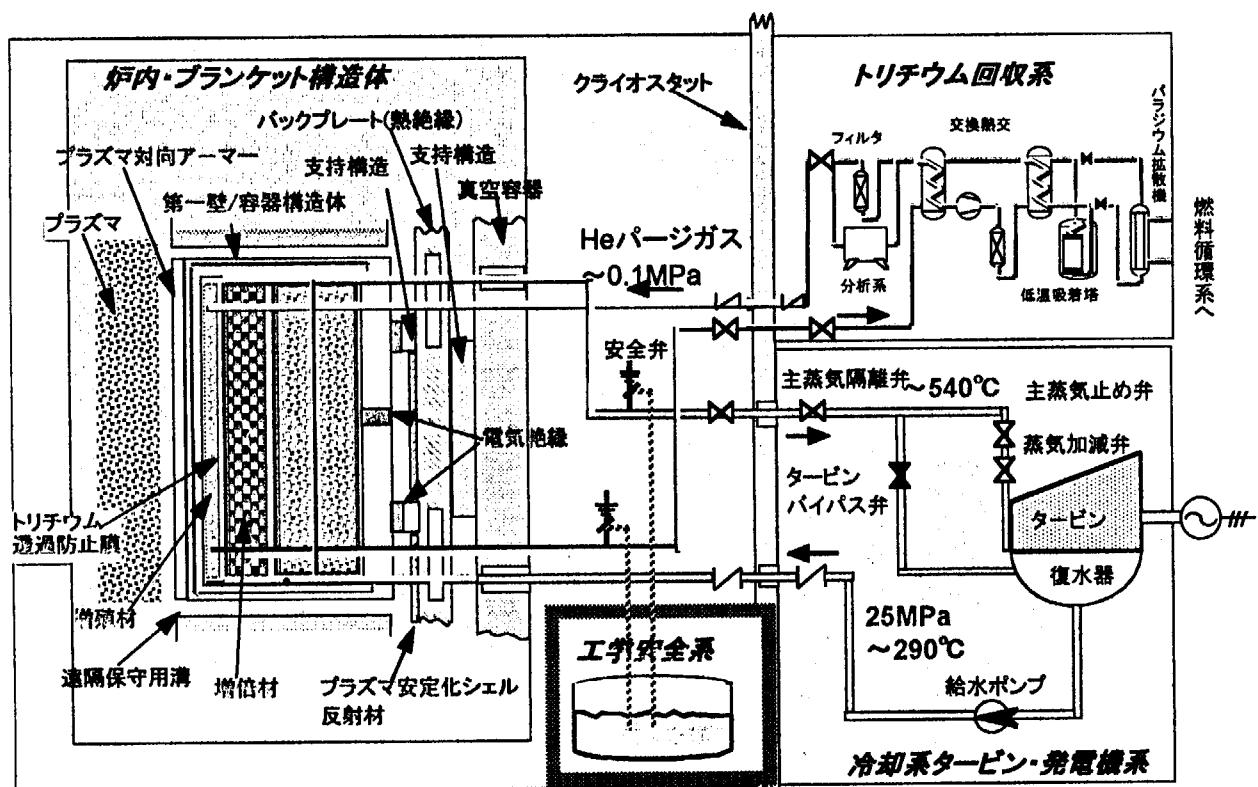


図 4.1-2 固体増殖材-超臨界圧水冷却方式ブランケットのシステム構成例

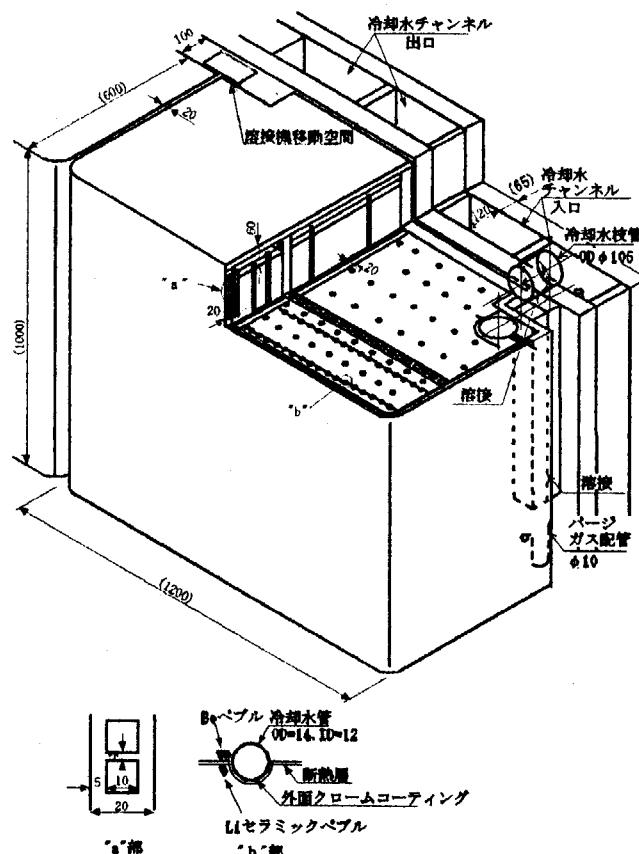


図 4.2.1-1 一体型（溶接サポート）

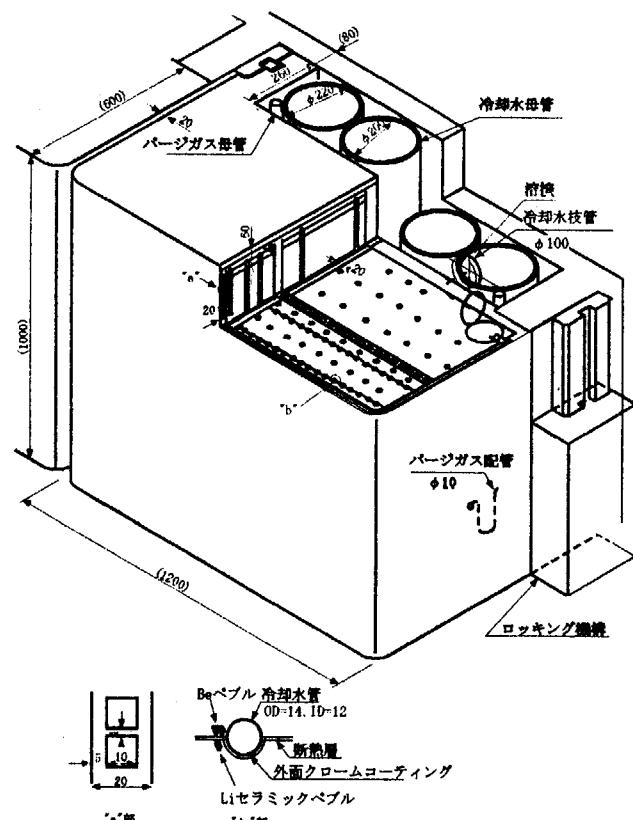


図 4.2.1-2 一体型（機械式サポート）

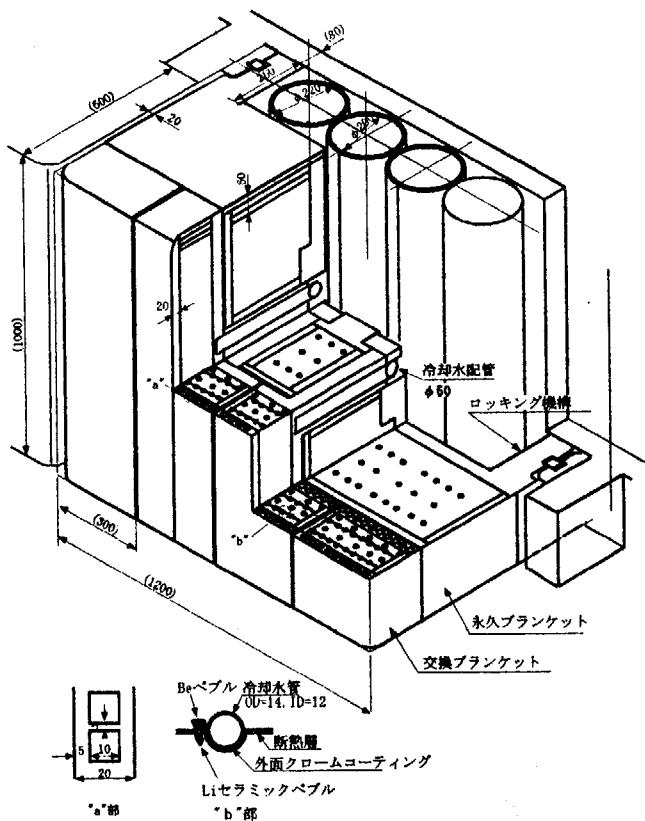


図 4.2.1-3 ホットセル分離型

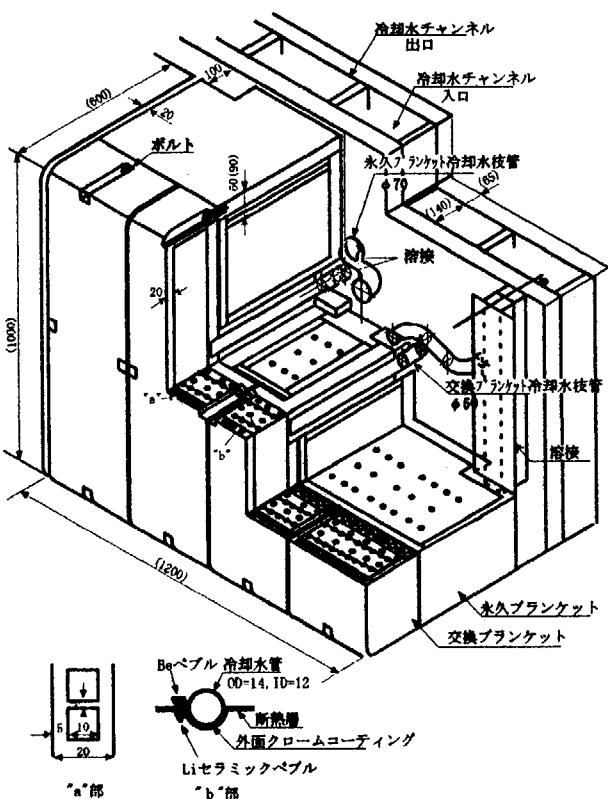


図 4.2.1-4 炉内分離型

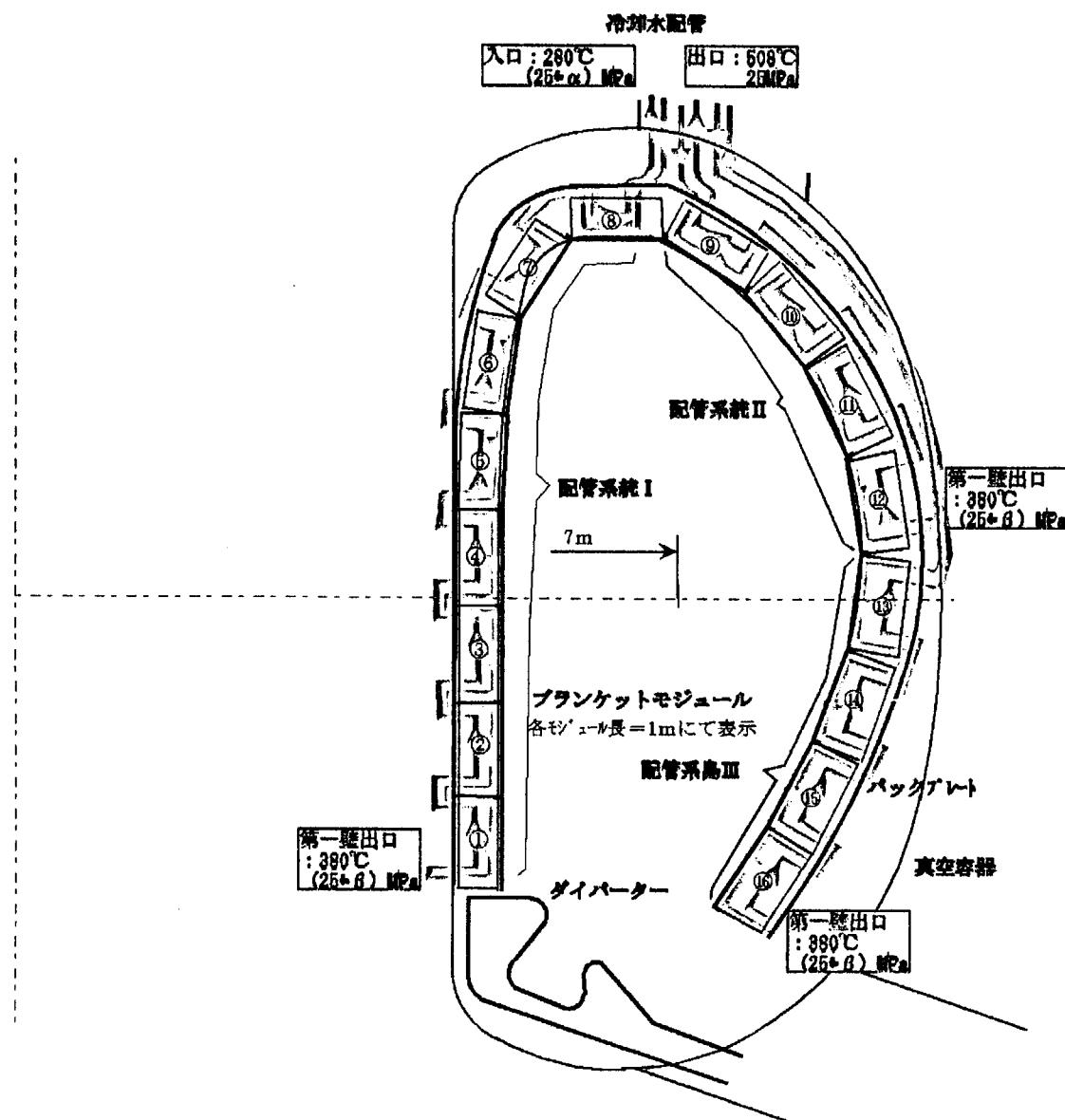


図 4.2.2-1 ブランケットモジュールプロイダル分割と冷却水配管配置概念図
(真空容器、ブランケット第一壁表面の寸法は JAERI-memo 03-057, “定常ト力
マク型動力炉(SSTR)の概念検討“より引用)

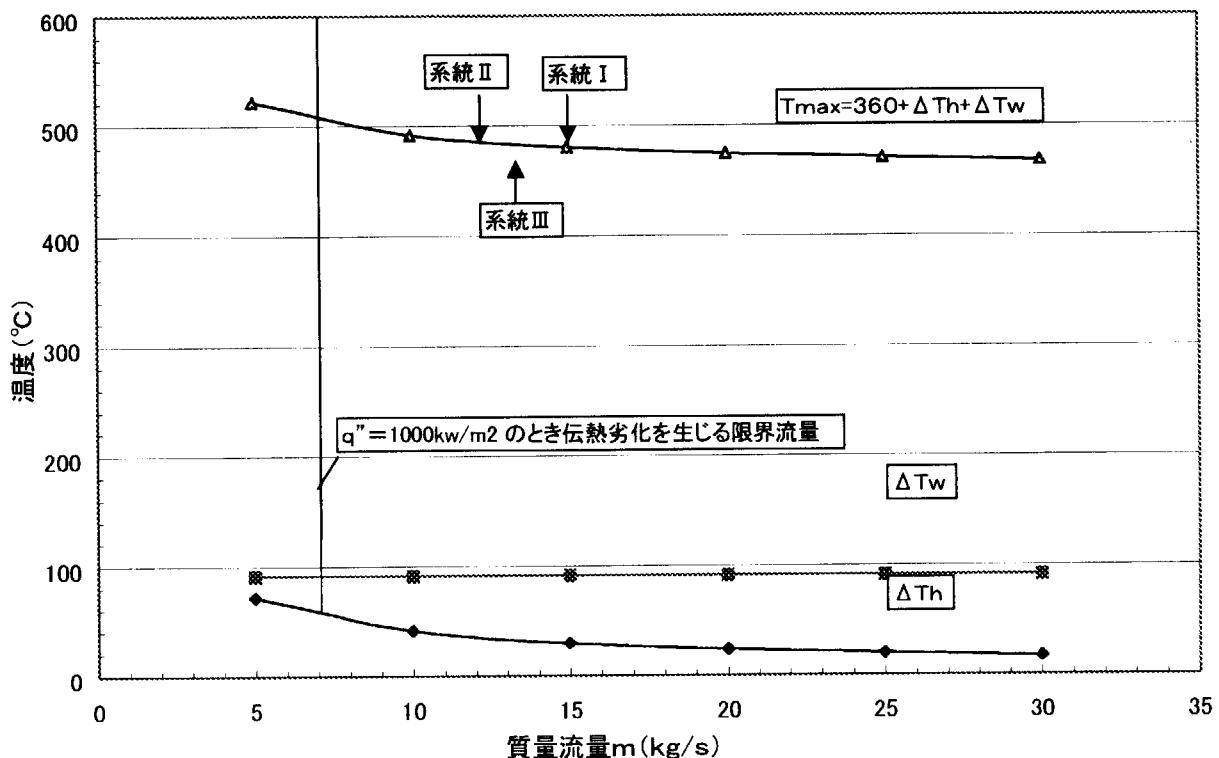


図 4.2.2-2(a)第一壁温度上昇概算計算結果

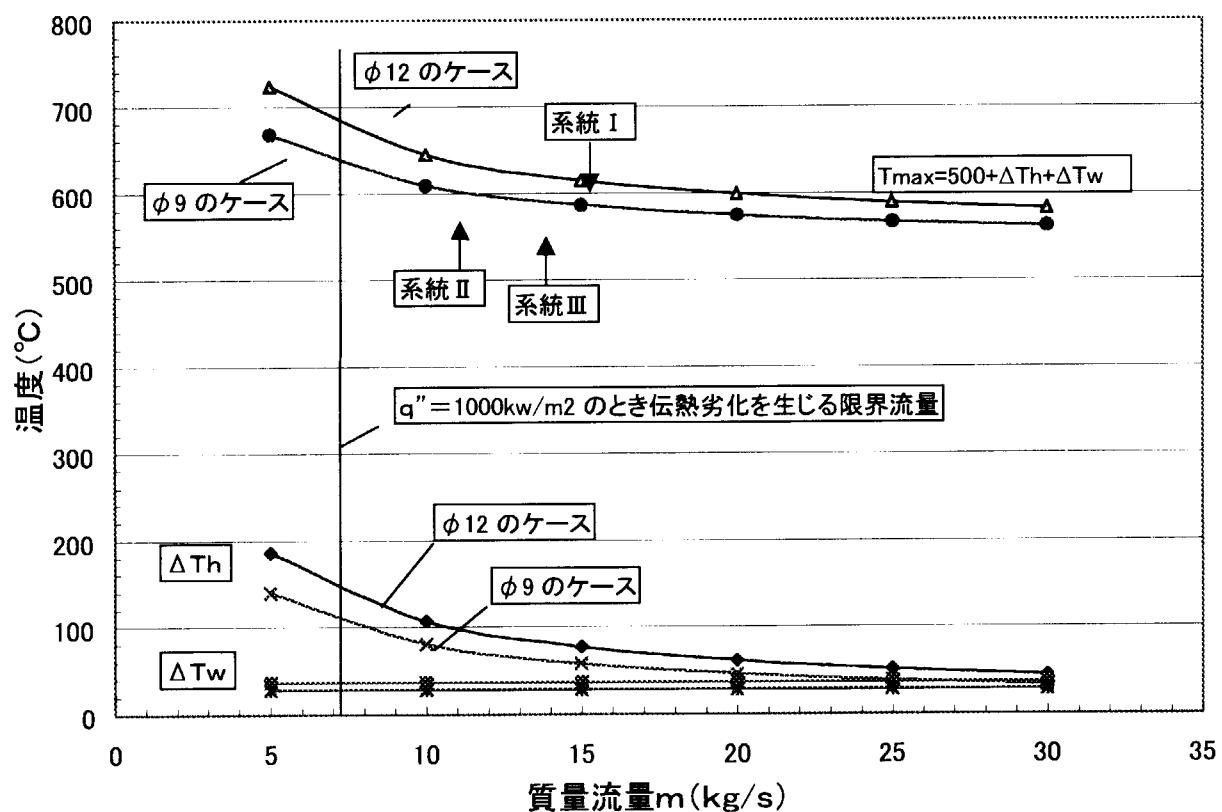


図 4.2.2-2(b)増殖部冷却管温度概算計算結果

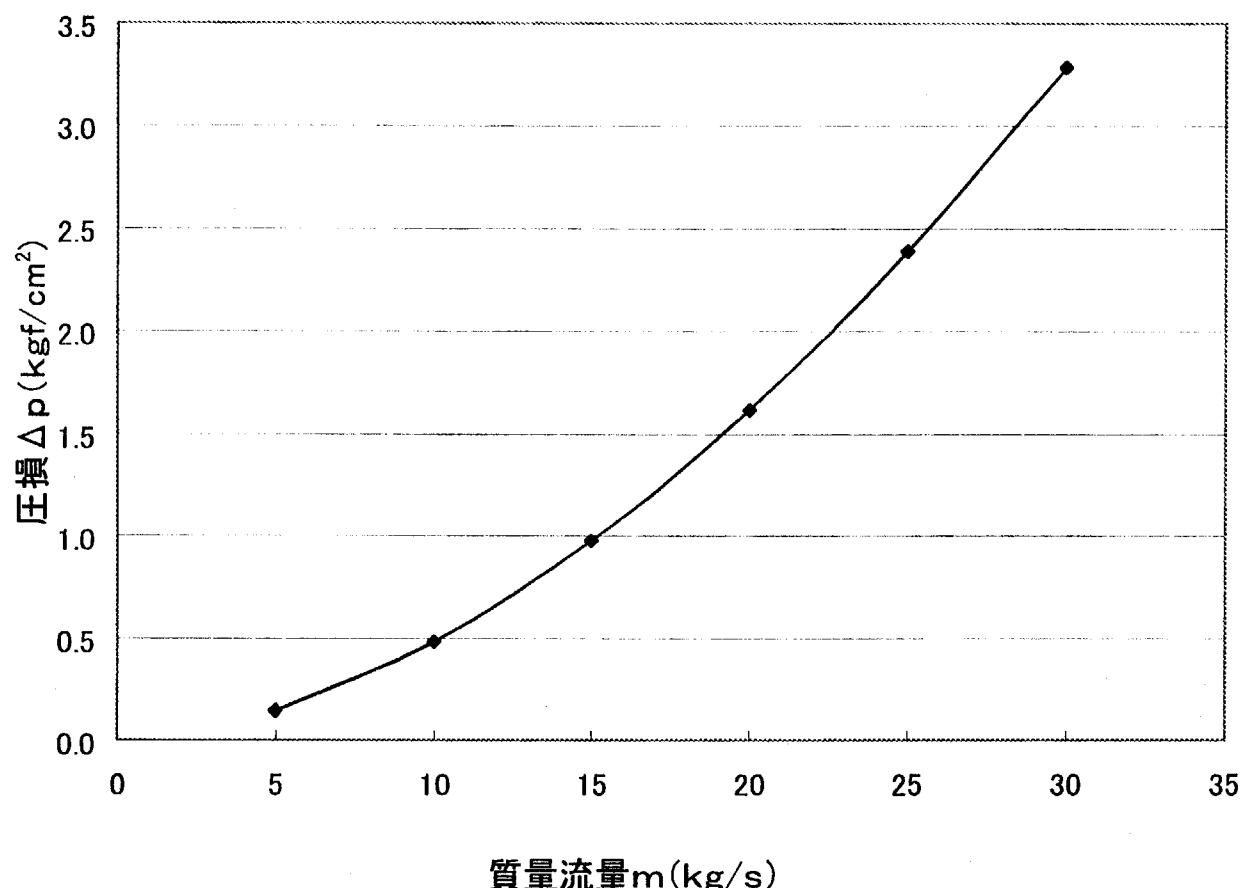


図 4.2.2-3(a) 第一壁部管路 10mあたりの摩擦圧損

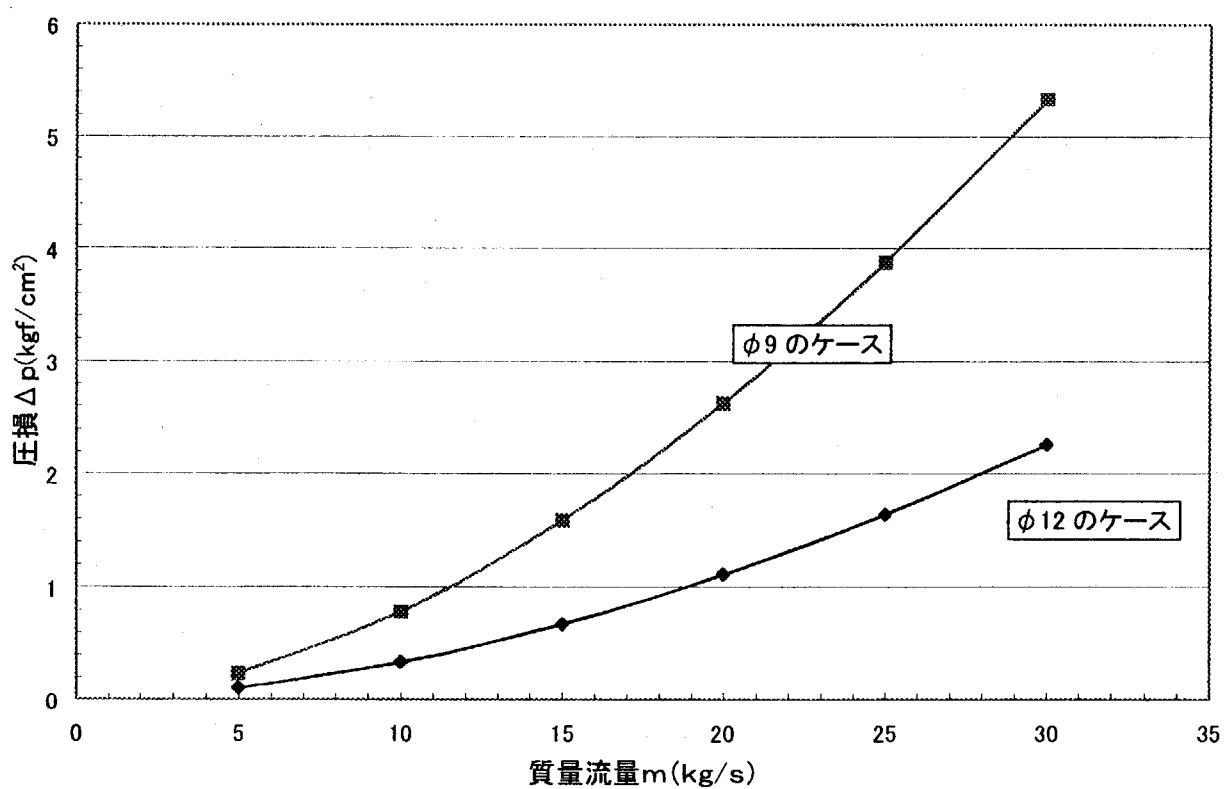


図 4.2.2-3(b) 増殖部管路 10mあたりの摩擦圧損

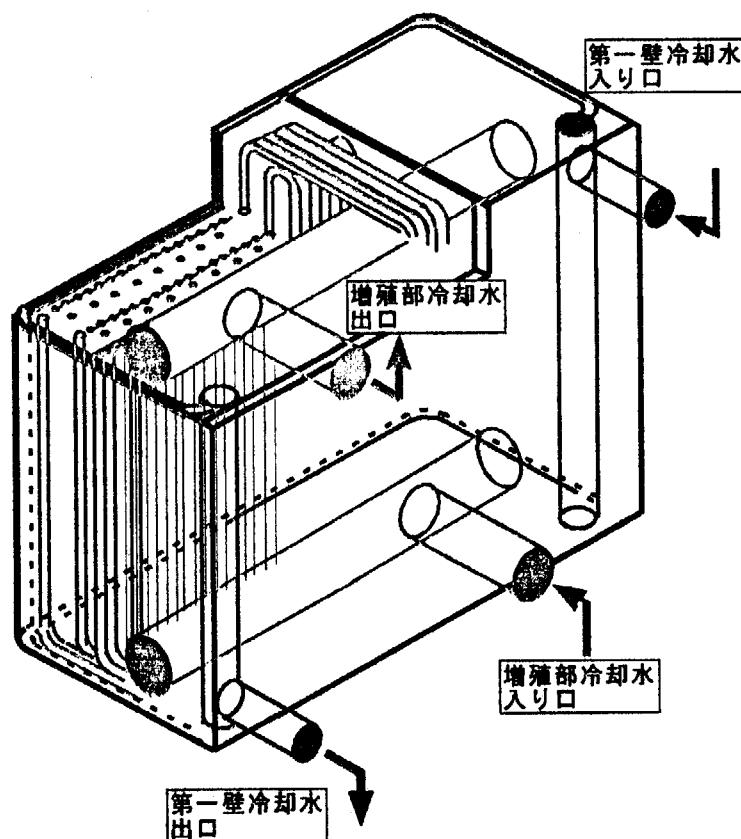


図 4.2.2-4 ブランケットモジュール概念構造

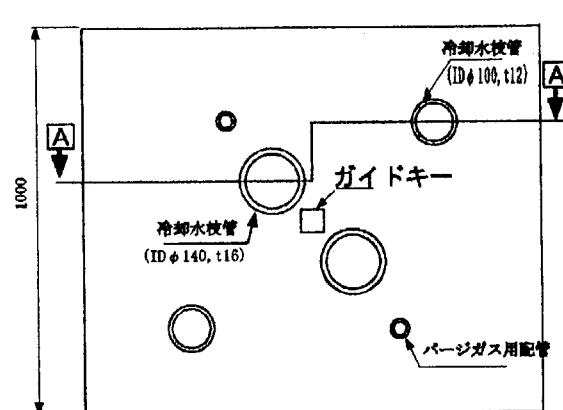
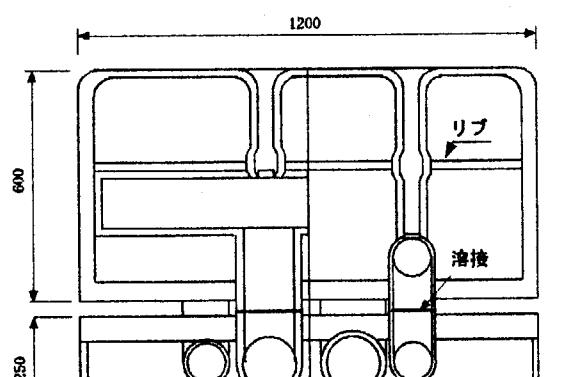
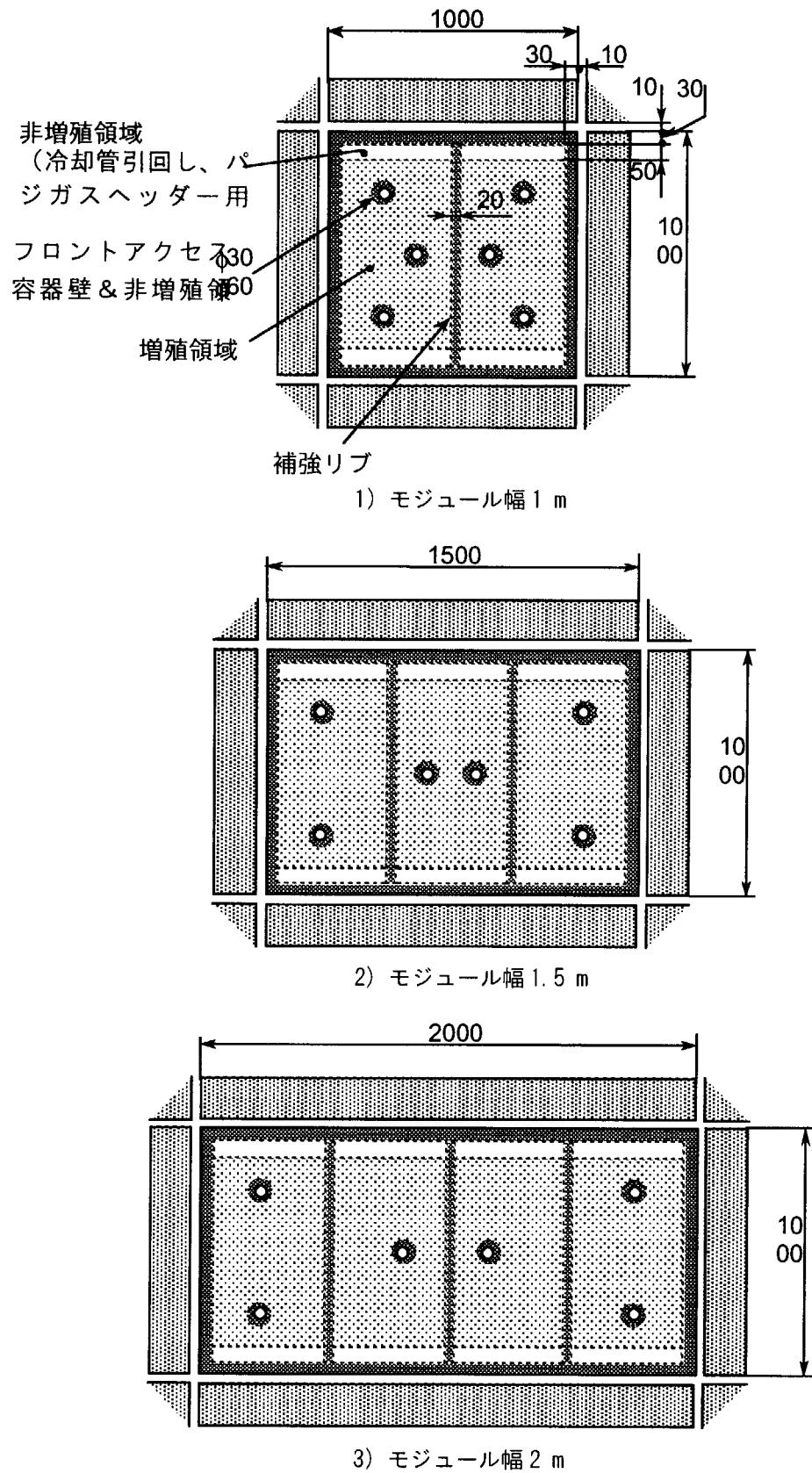


図 4.2.2-5 ブランケットモジュール冷却管前面アクセス着脱構造と背面構造



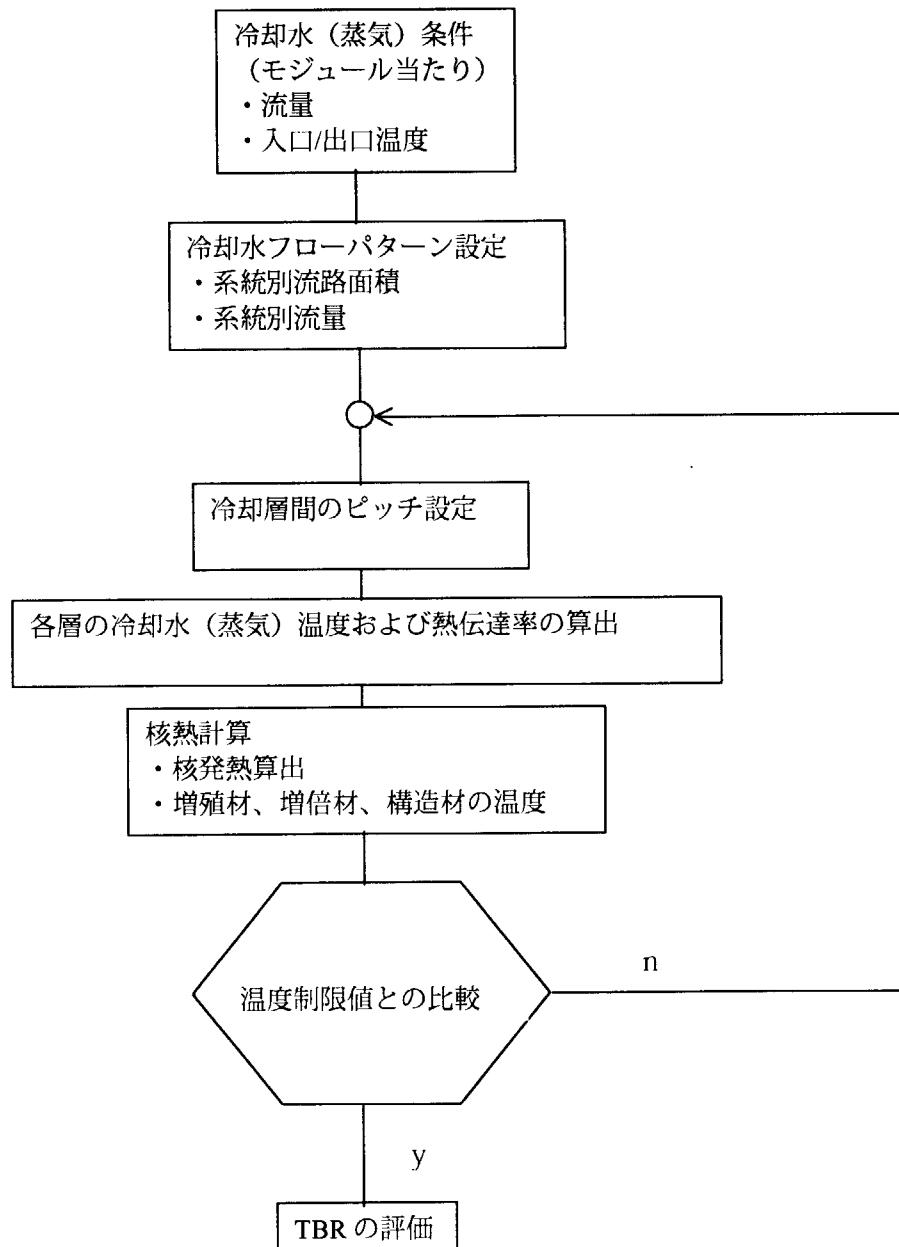


図 4.2.4.1-1 核熱設計の手順

標準体系 : Be/Li20=4

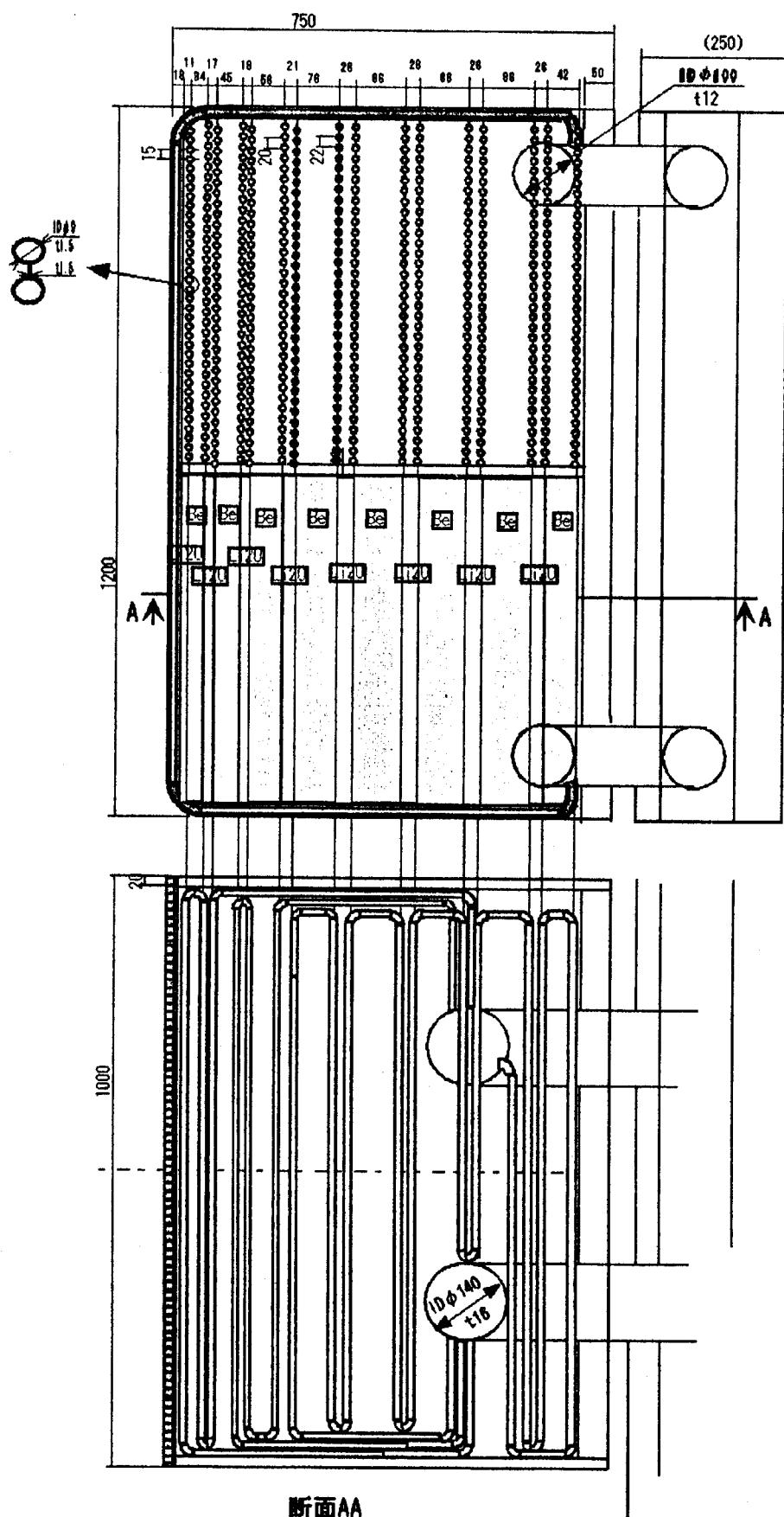


図 4.2.4.1-2 原型炉ブランケット構造 断面図

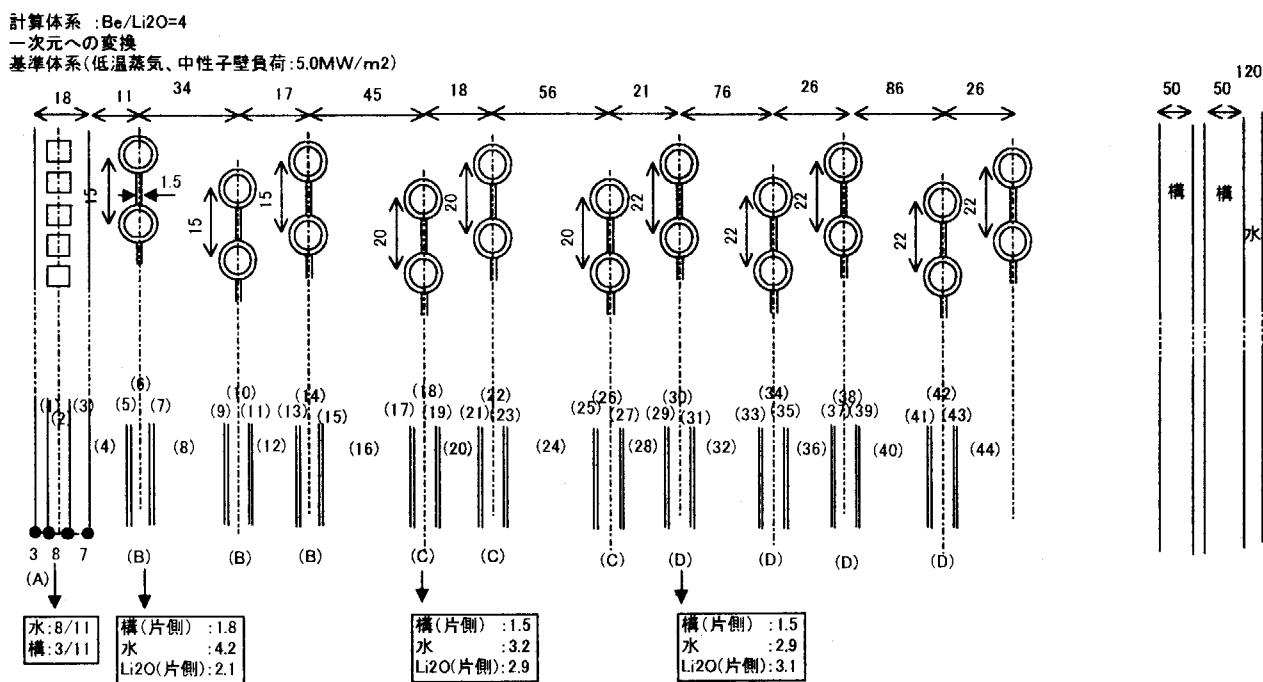
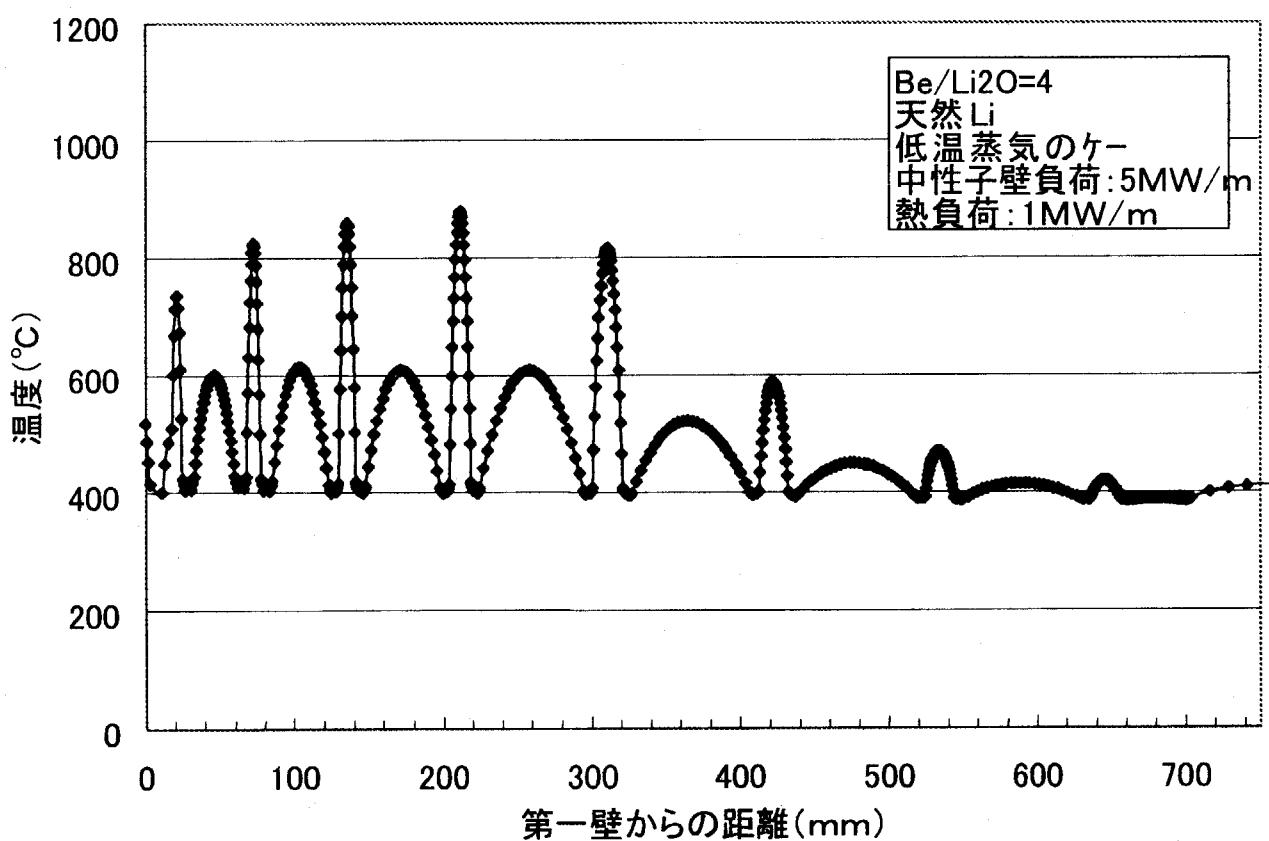


図 4.2.4.1-3 TBR、温度解析のための 1 次元体系への変換モデル

図 4.2.4.1-4 第一壁冷却水温度が高い場合($\text{Be}/\text{Li}_2\text{O}=4$, 天然 Li のケース)

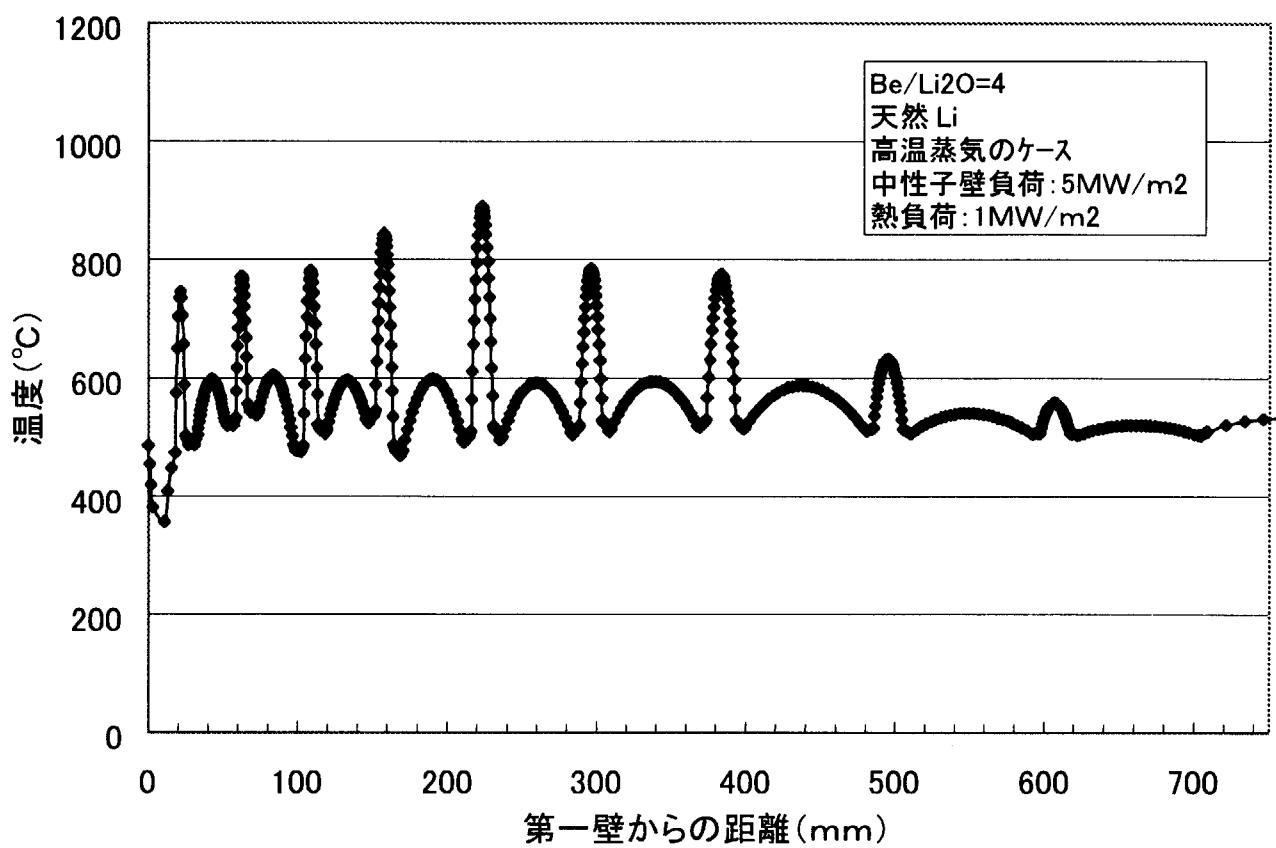


図 4.2.4.1-5 増殖領域冷却水温度が高い場合(高温蒸気,天然Liのケース)

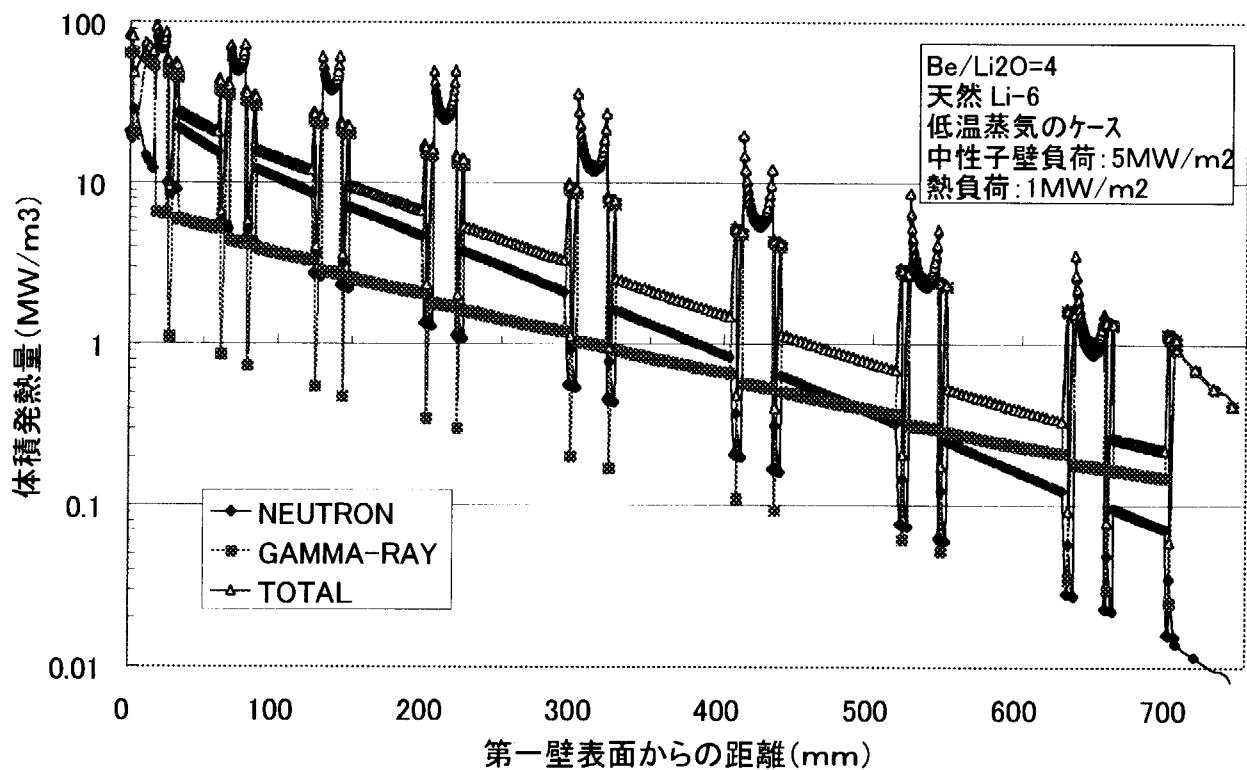


図 4.2.4.1-6 核発熱分布(天然 Li)

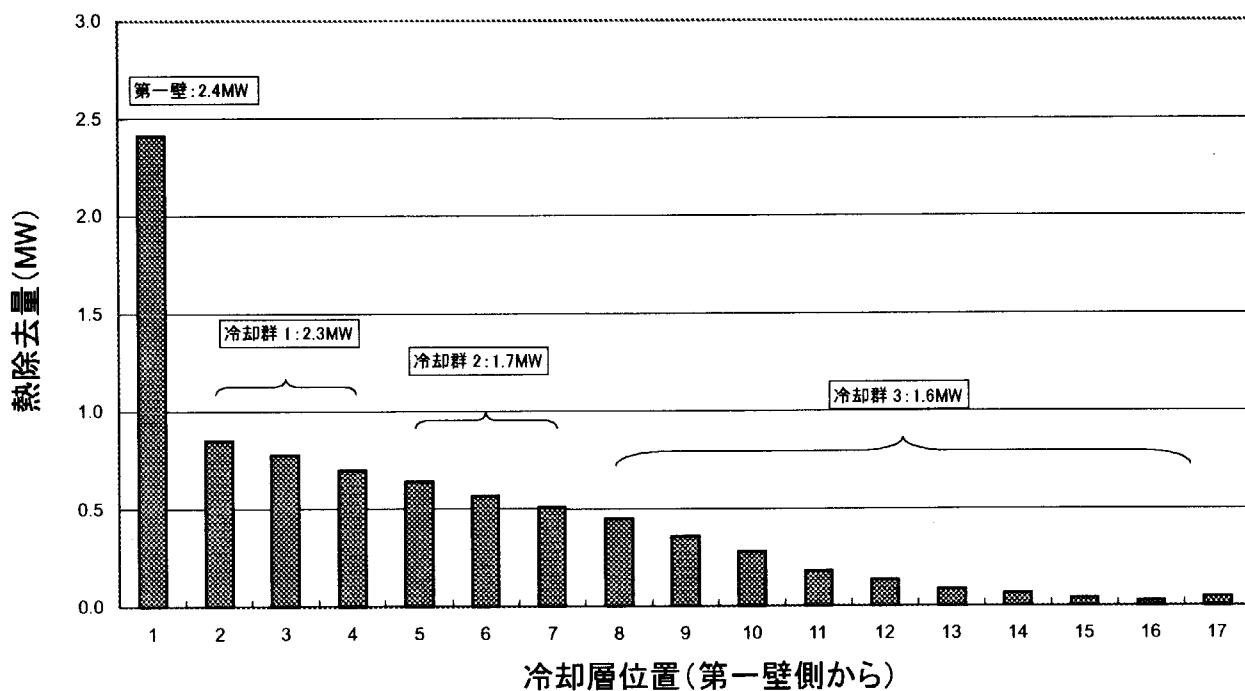
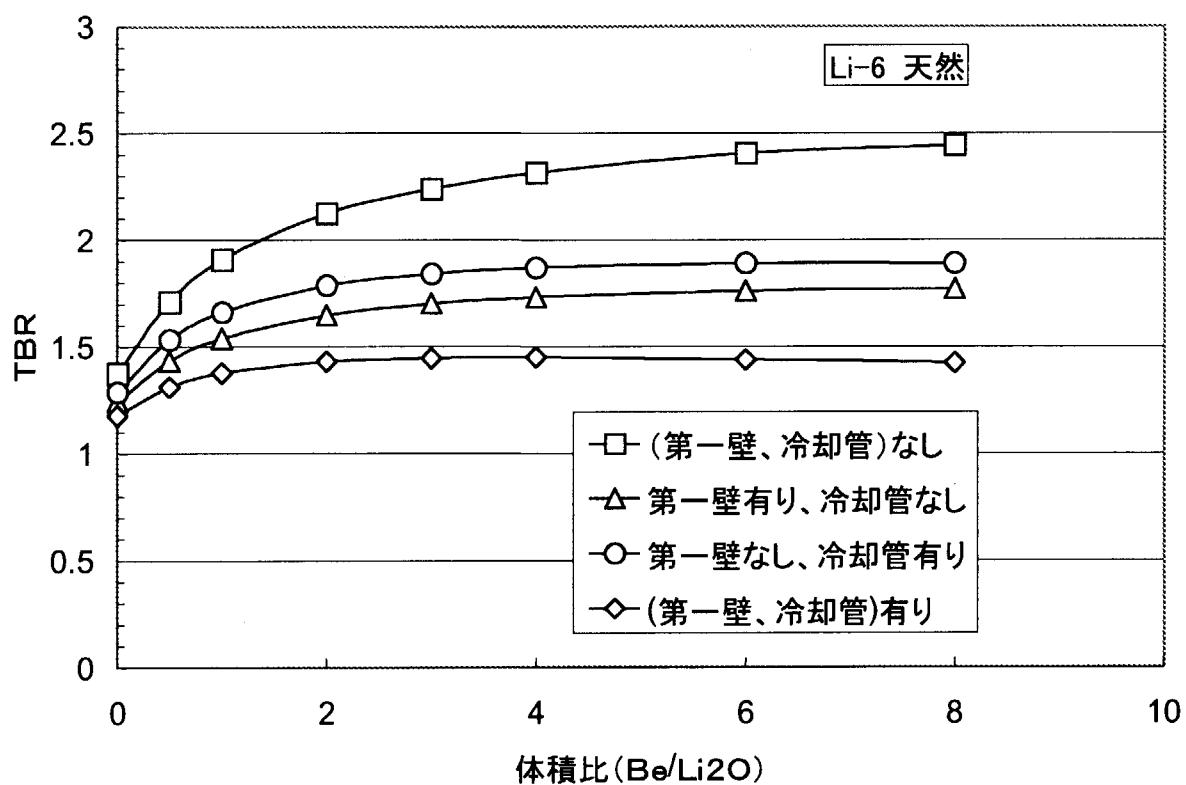


図 4.2.4.1-7 モジュール内の各冷却パネルからの除熱量

図4.2.4.2-1 均質体系における増殖材/増倍材の体積比(Be/Li₂O)とTBRの関係

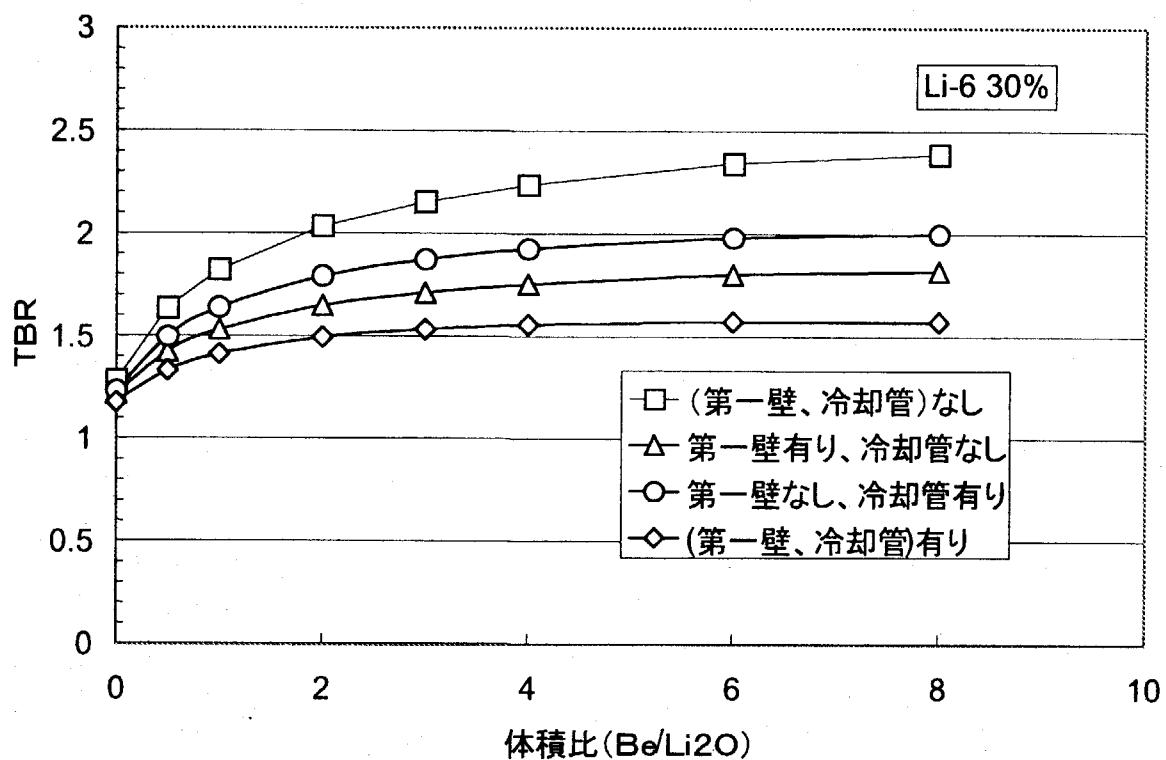
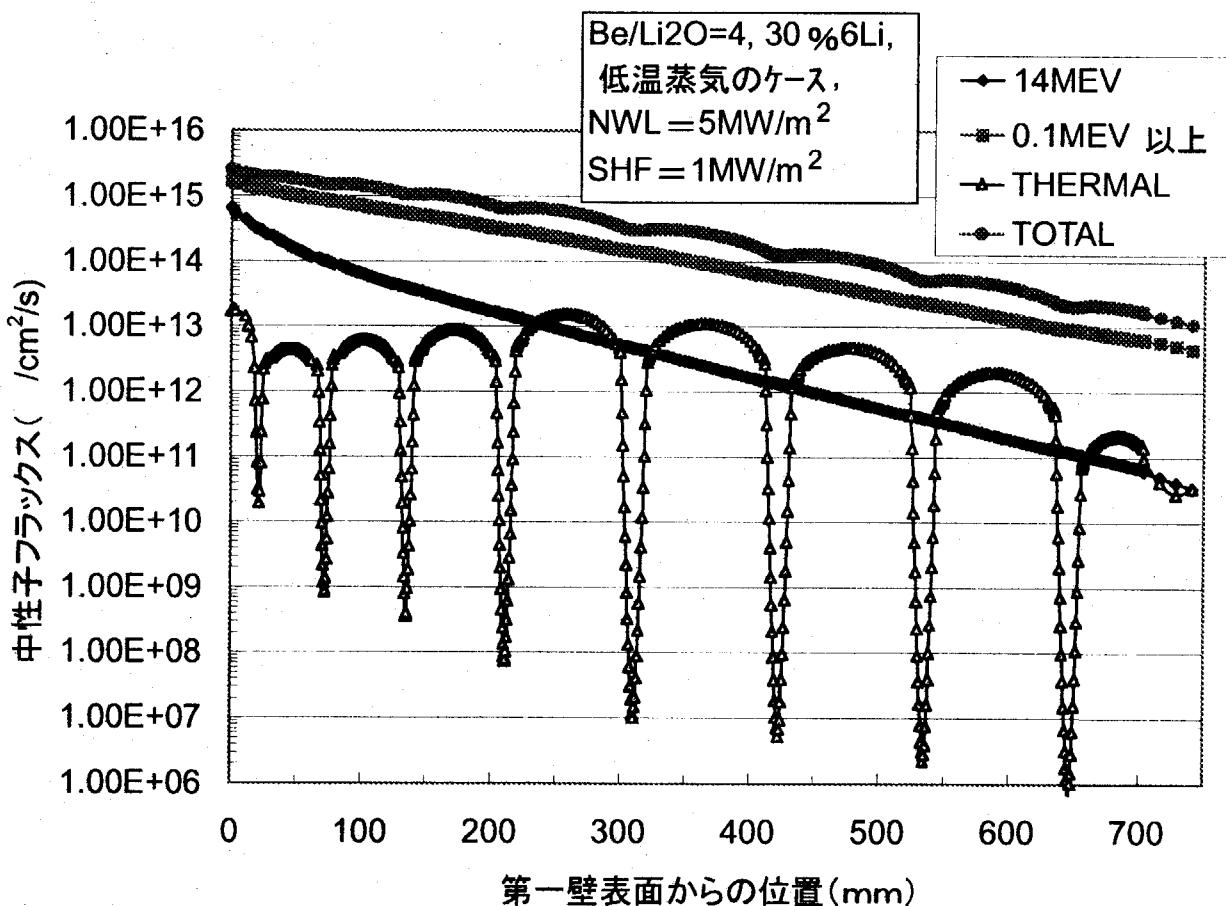
図4.2.4.2-2 均質体系における増殖材・増倍材の体積比(Be/Li₂O)とTBRの関係

図4.2.4.2-3 第一壁冷却水が高温の場合の最適化寸法での中性子flux分布

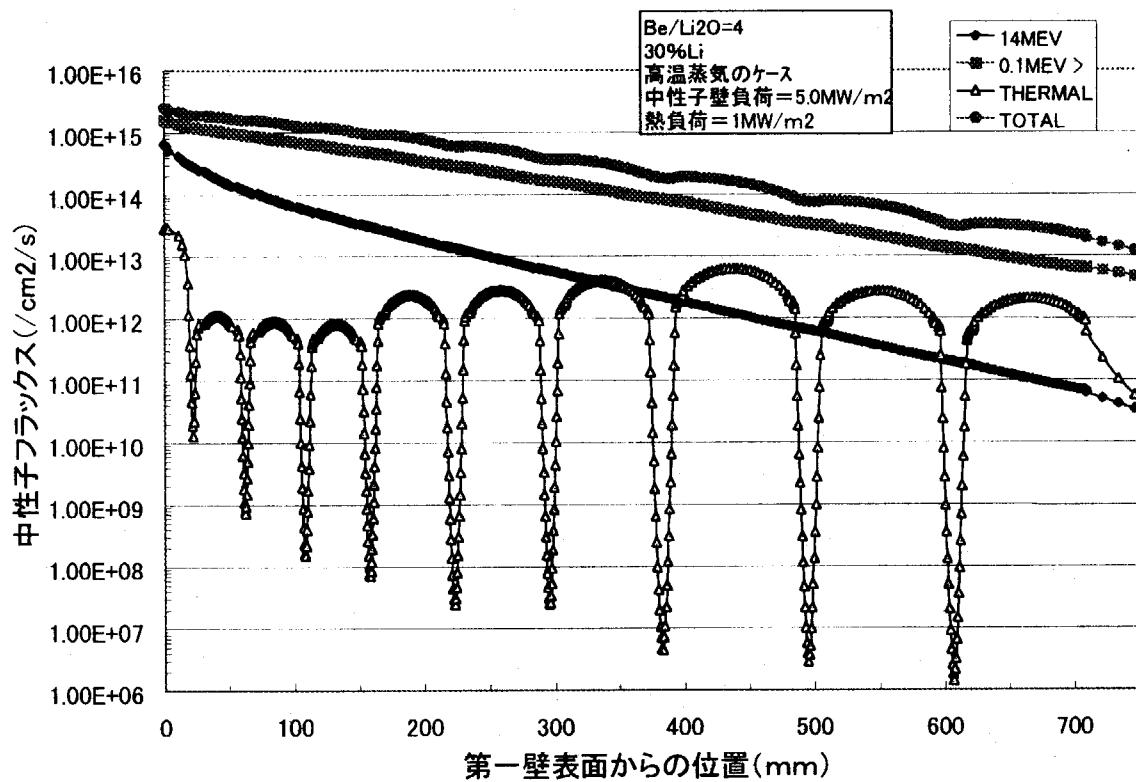


図 4.2.4.2-4 増殖領域冷却水が高温の場合の最適化寸法での中性子フラックス分布

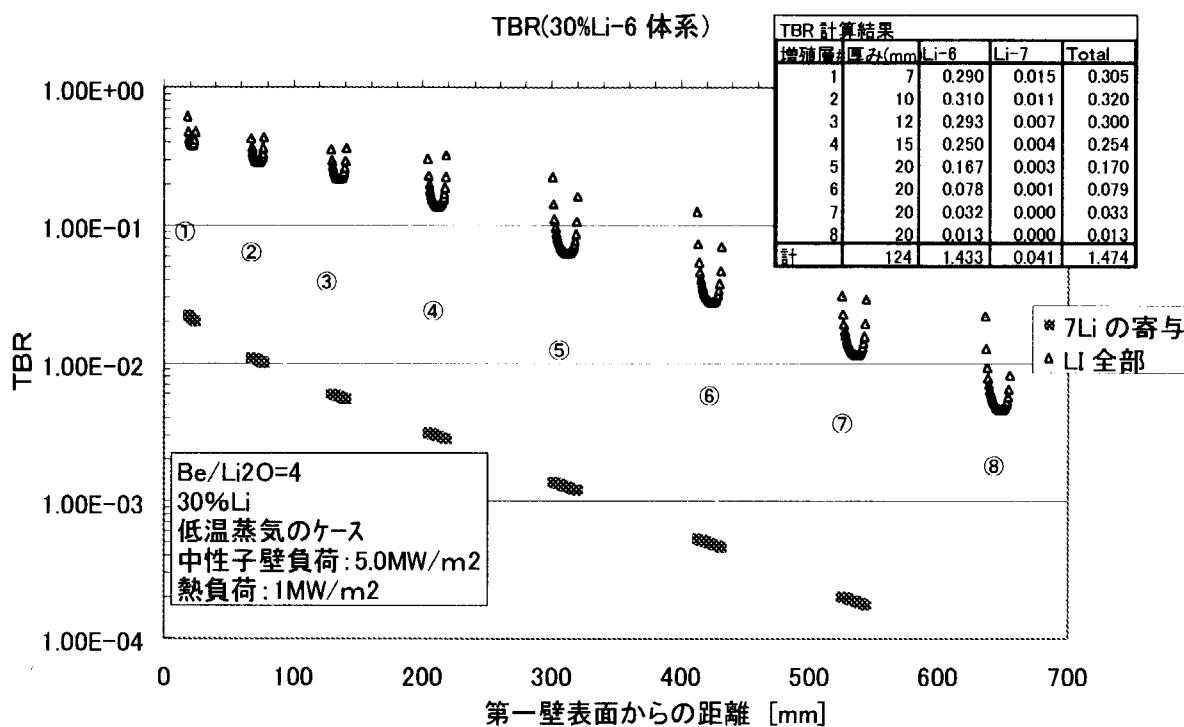


図 4.2.4.2-5 第一壁冷却水が高温の場合の最適化寸法でのトリチウム増殖比分布

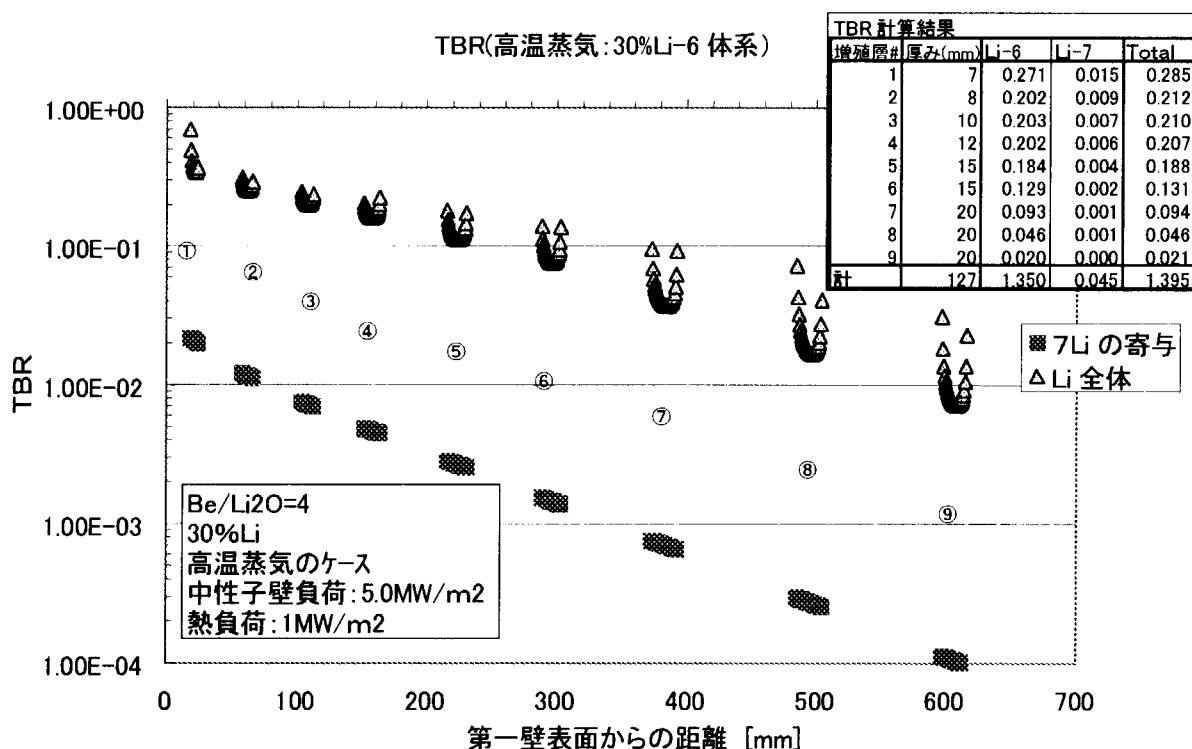


図 4.2.4.2-6 増殖領域冷却水が高温の場合の最適化寸法でのトリチウム増殖比分布

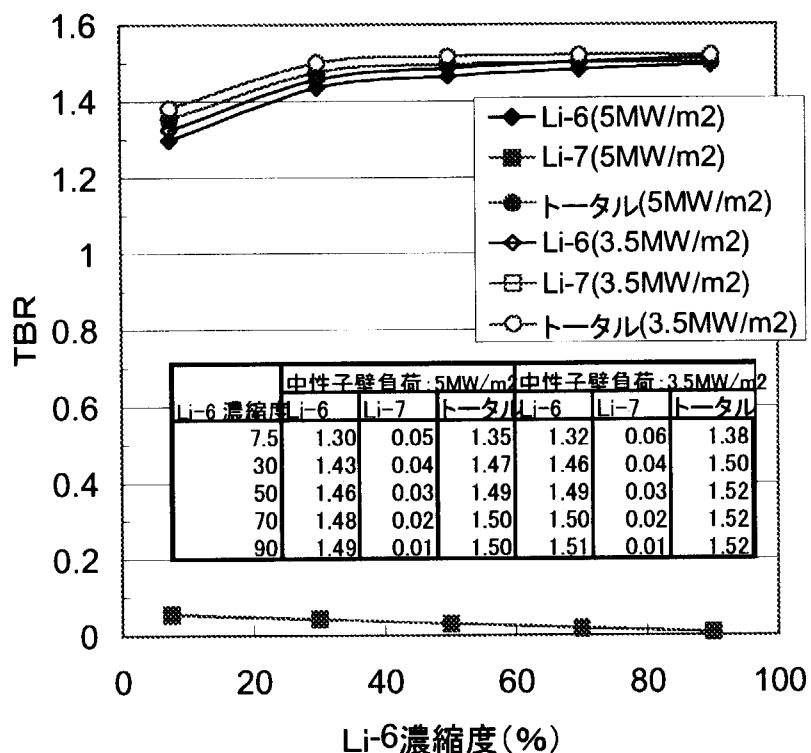


図 4.2.4.2-7 6 Li 濃縮度と TBR の関係

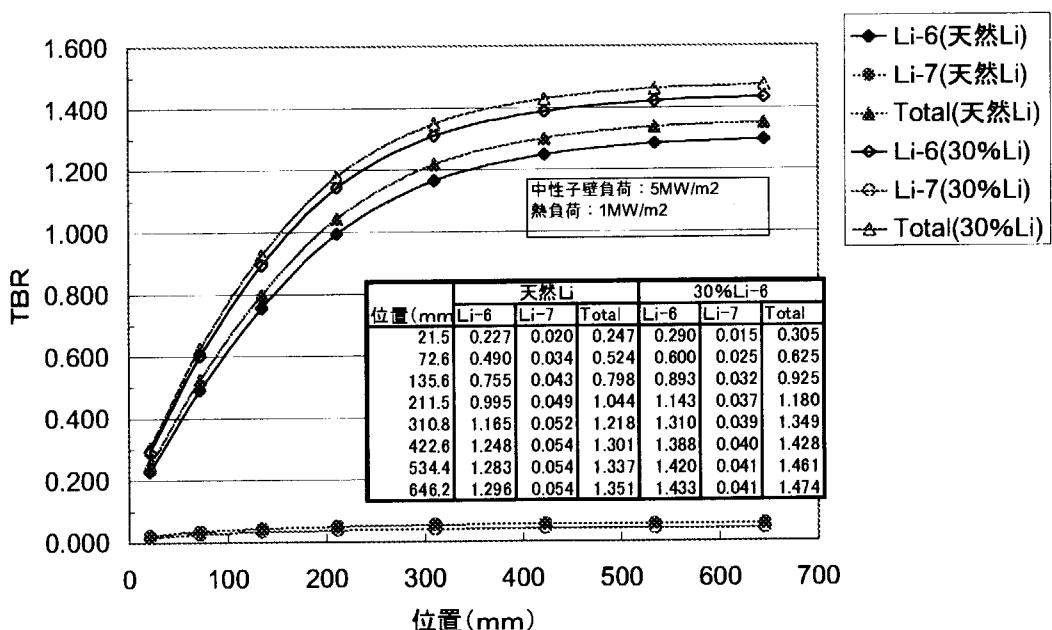


図 4.2.4.2-8 ブランケット厚さ方向の TBR の増加

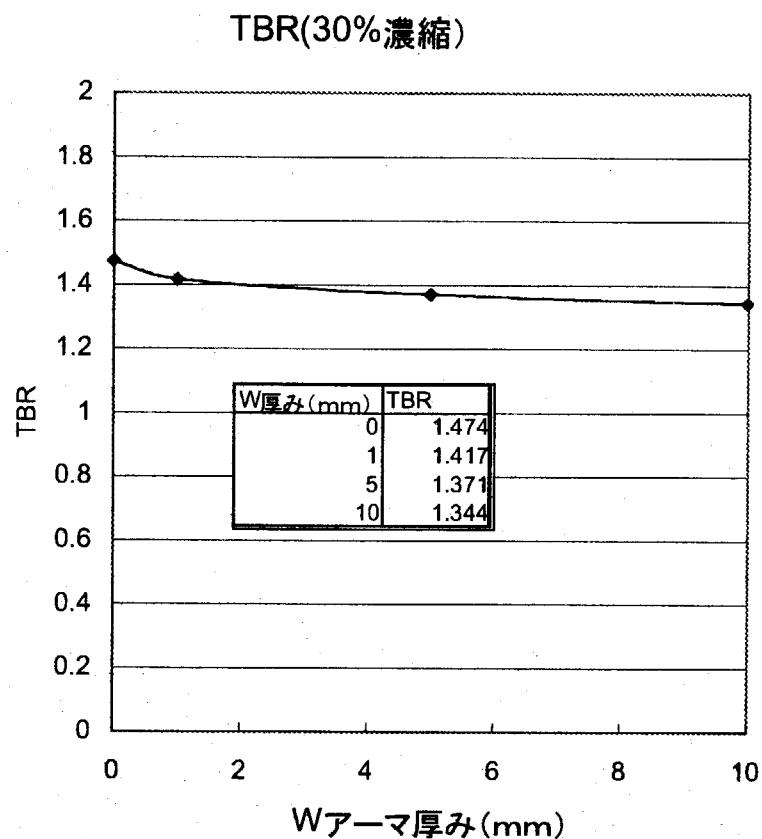


図 4.2.4.2-9 タングステンアーマーを使用する場合のアーマー厚さと TBR の関係

Li-6 燃焼度の計算

Li-6 燃焼度: Bu(%)

$$Bu = \frac{n0(r_i) - n(r_i)}{n0(r_i)} \times 100$$

 $n0(r_i)$ 位置 r_i における初期 Li-6 核密度 (1/cm³) $n(r_i)$ 位置 r_i における t 時間後の Li-6 核密度 (1/cm³)t 時間後の核密度: n(r)_i

$$\frac{dn(r_i)}{dt} = -\sigma\phi_i \cdot n(r_i)$$

σ Li-6 の T 生成断面積 (b)
 ϕ_i 位置 r_i における中性子フラックス

$$\sigma\phi_i = \int \sigma(E) \cdot \phi(E, r_i) dE$$

$$n(r_i) = n0(r_i) \cdot \exp(-\sigma\phi_i t)$$

一方、TBR の計算:

$$TBR_i = \frac{\sigma\phi_i \cdot n0(r_i)}{\Psi(E0)}$$

 $\Psi(E0)$ 14MeV 中性子発生量 (1/cm²/s)

$$\Psi(E0) = \frac{5 \times 10^6}{14.1 \times 10^6 \times 1.602 \times 10^{-19}} = 2.2 \times 10^{14}$$

以上より

$$Bu = 1 - \exp\left(-\frac{TBR_i \cdot \Psi(E0)}{n0(r_i)} \cdot t\right)$$

図 4.2.4.3-1 Li-6 燃焼度の TBR への影響評価方法

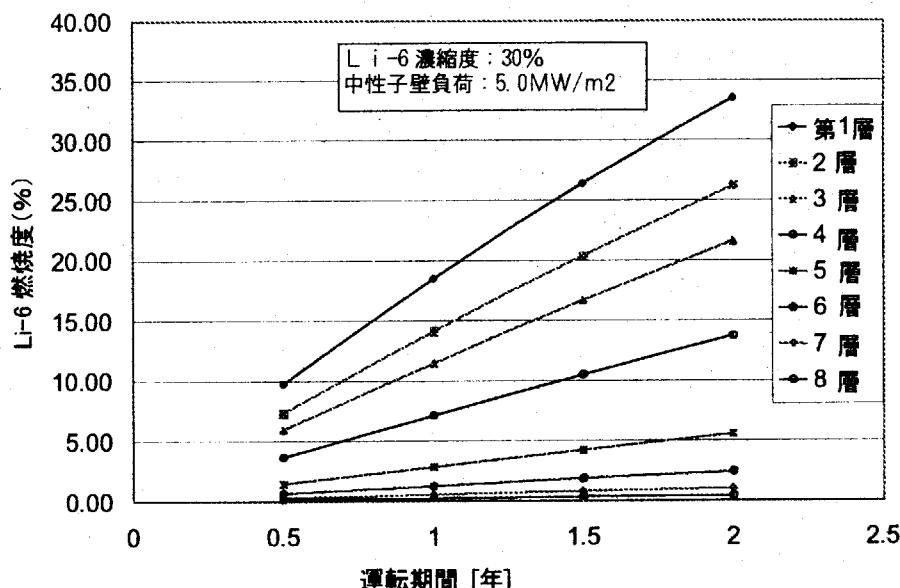


図 4.2.4.3-2 Li-6 の燃焼度の時間変化

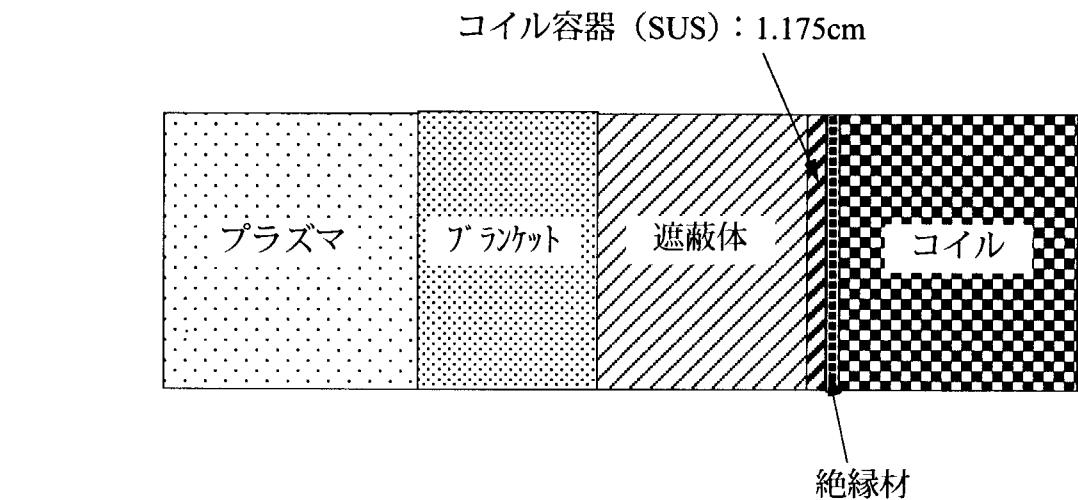


図 4.2.4.4-1 1 次元遮蔽計算によるラジアルビルド計算モデル（平板モデル）

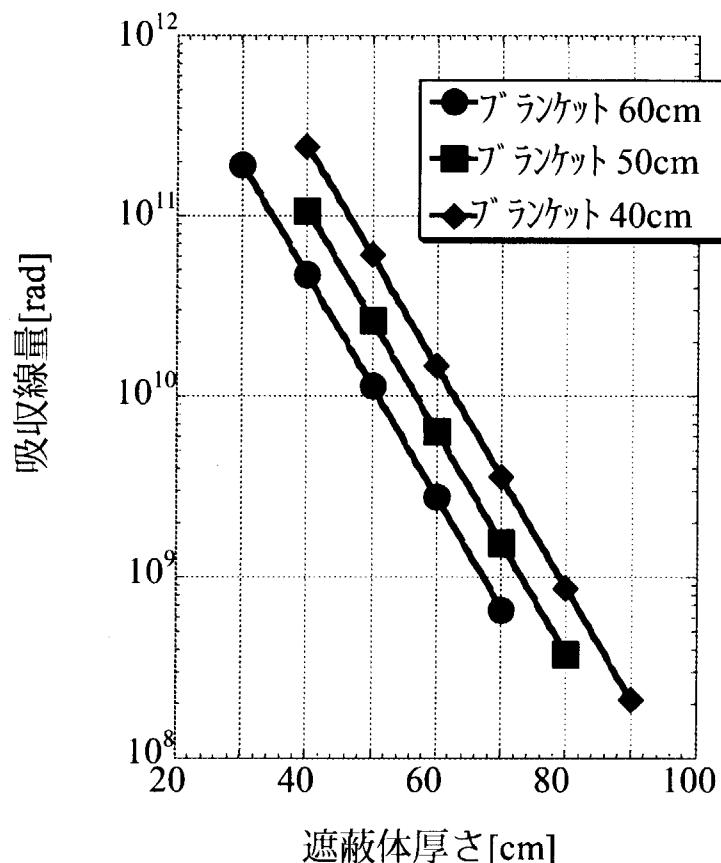


図 4.2.4.4-2 遮蔽体の厚さと吸収線量の関係

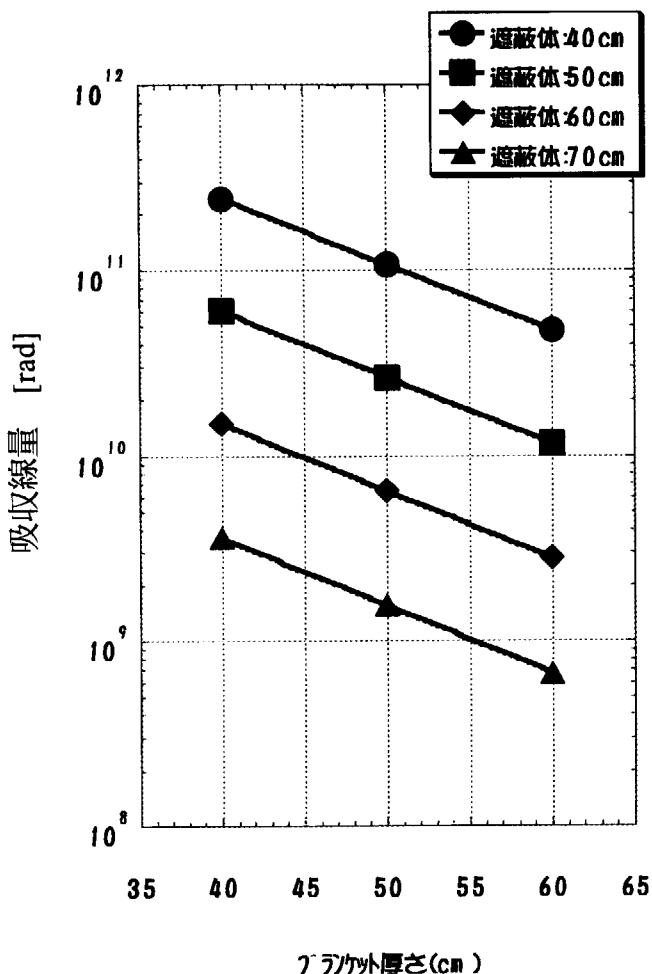


図 4.2.4.4-3 ブランケットの厚さと吸収線量の関係

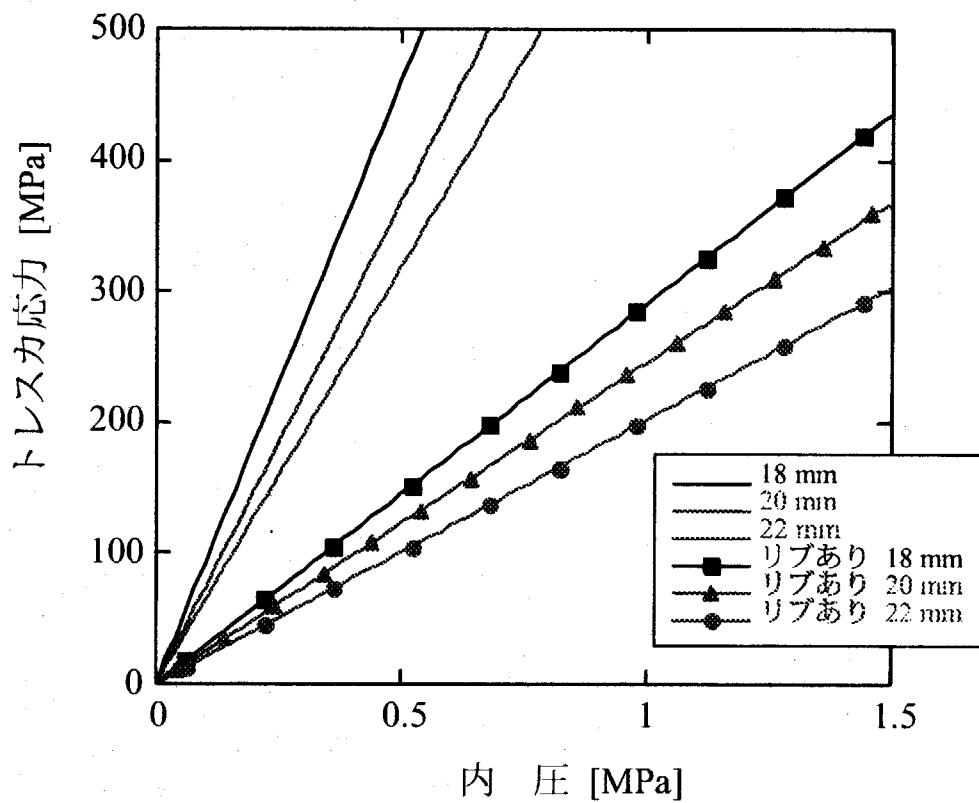


図 4.2.5-1 パージガス圧力による応力

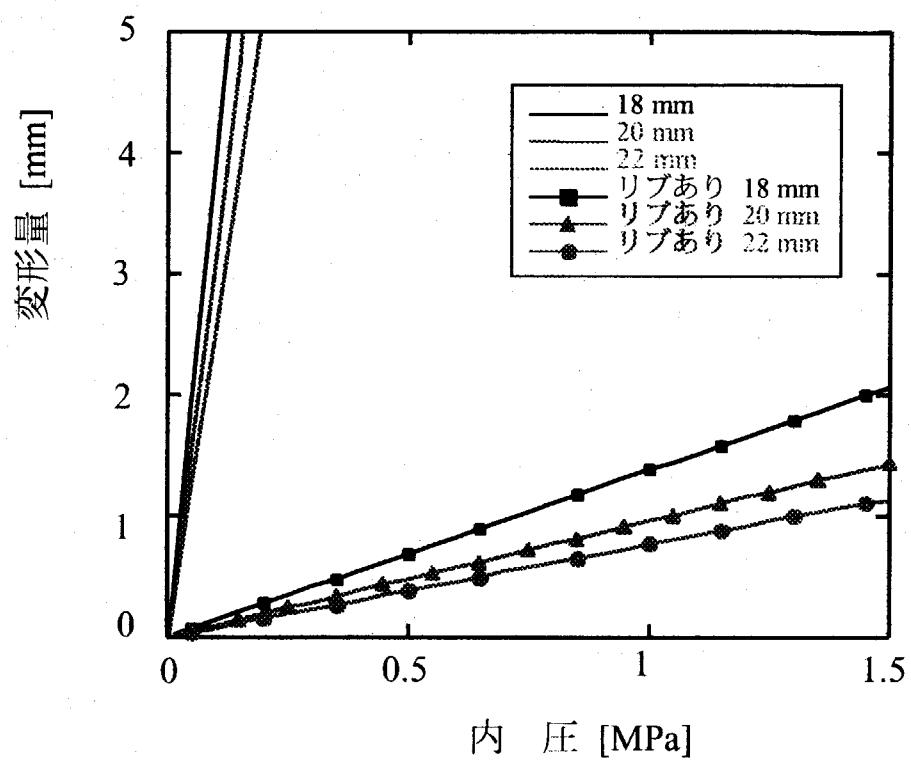


図 4.2.5-2 パージガス圧力による変形

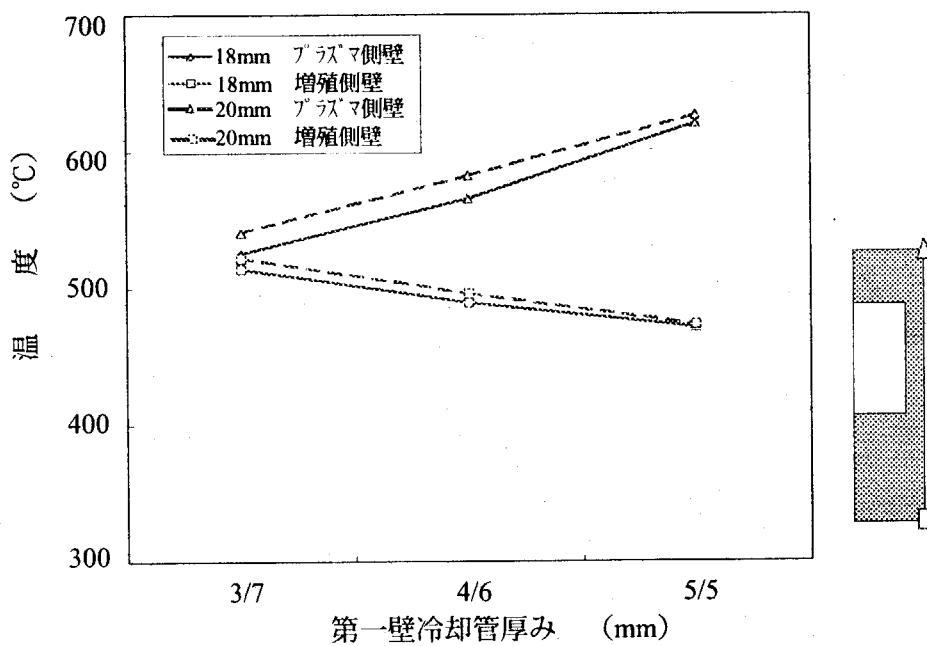


図 4.2.5-3 热解析の結果（第一壁前板/後板厚さ比と最高温度の関係）

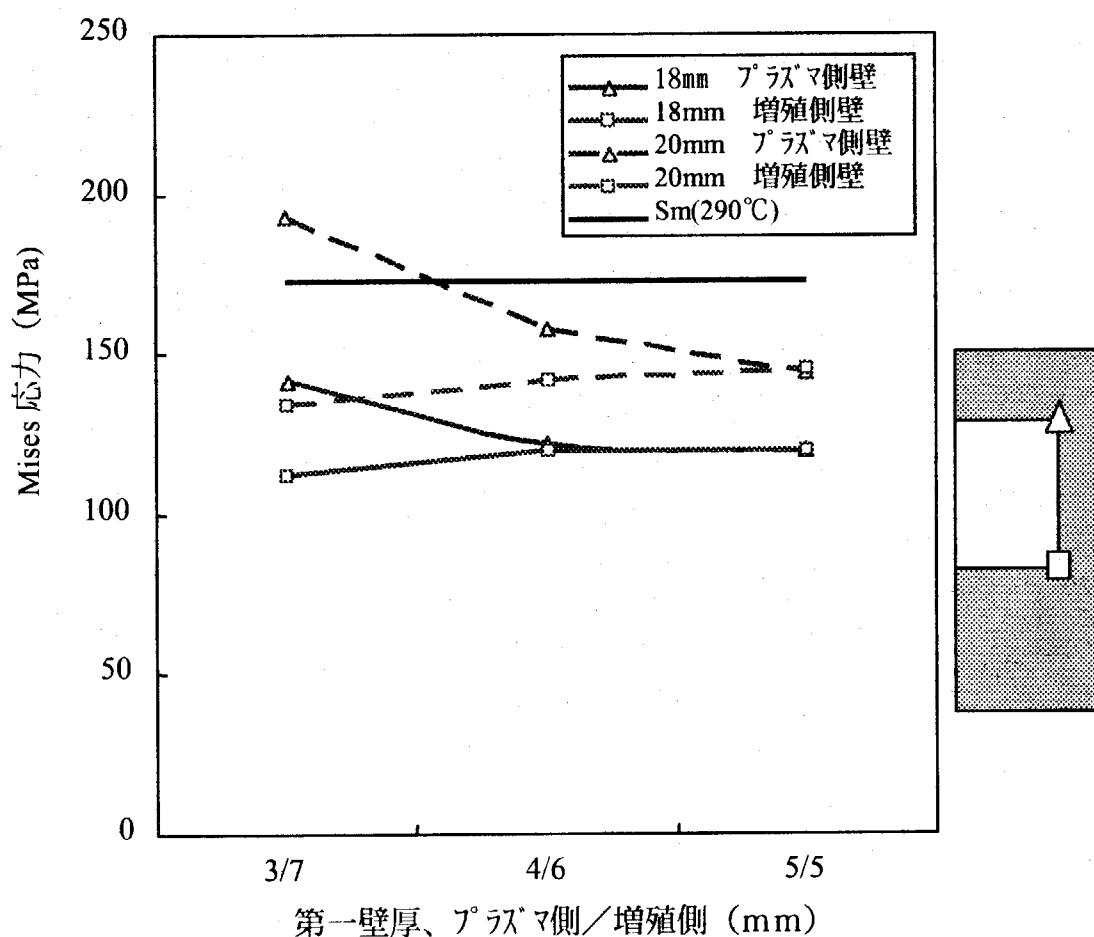


図 4.2.5-4 冷却水圧力による応力

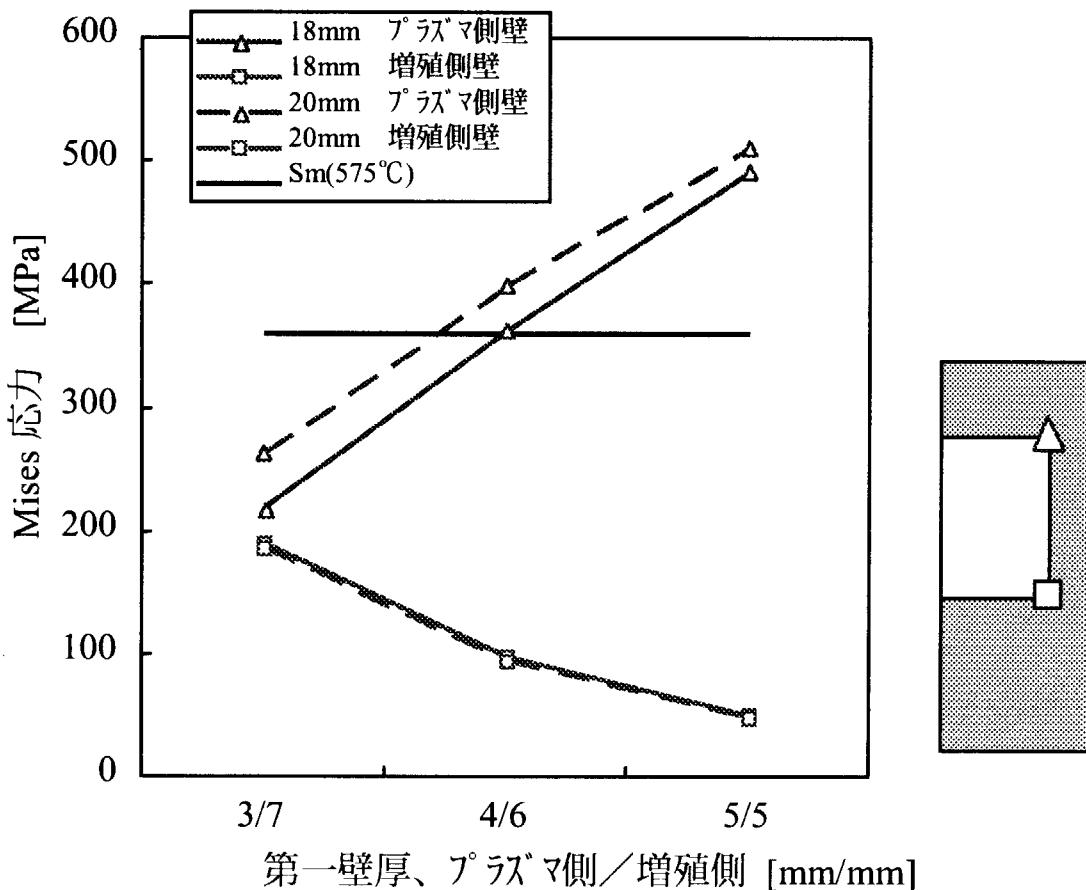


図 4.2.5-5 熱応力解析結果

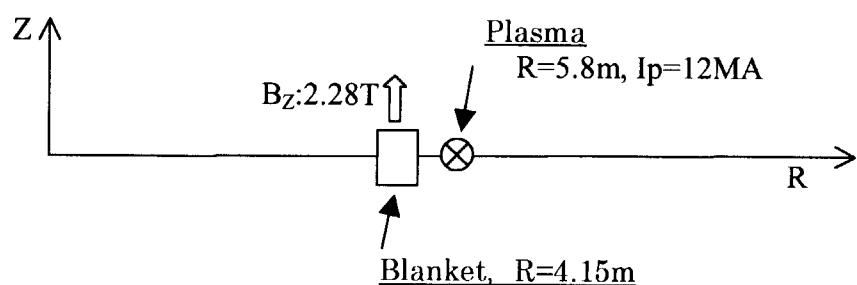


図 4.2.6-1 プラズマとプランケットの配置

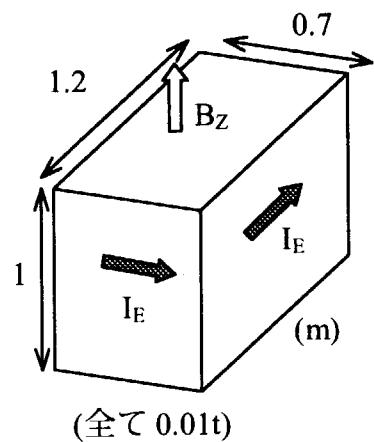


図 4.2.6-2 ブランケットの渦電流

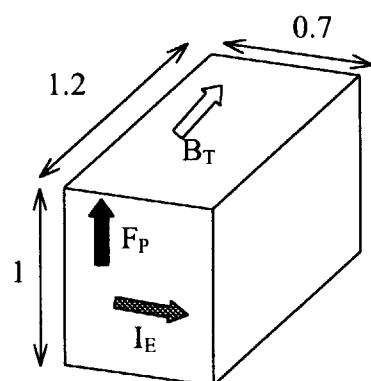


図 4.2.6-3 ブランケットの渦電流と電磁力の関係

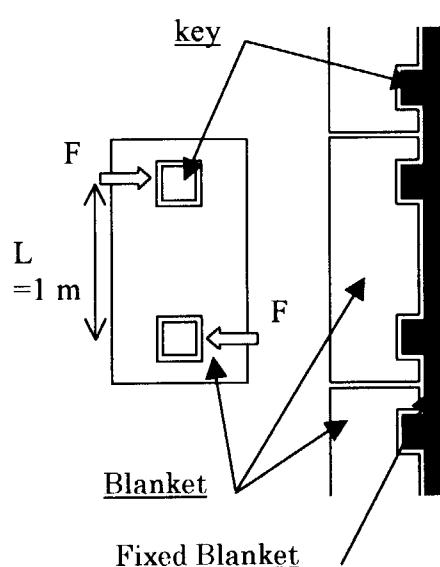


図 4.2.6-4 ブランケットの電磁力

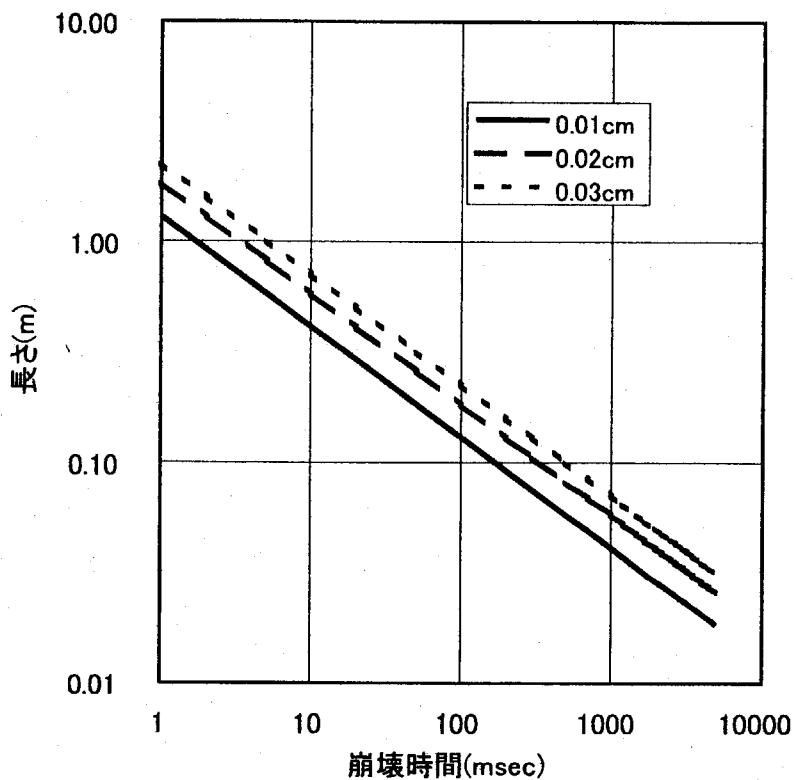


図 4.2.6-5 プラズマ崩壊時間とキーの一辺の長さの関係

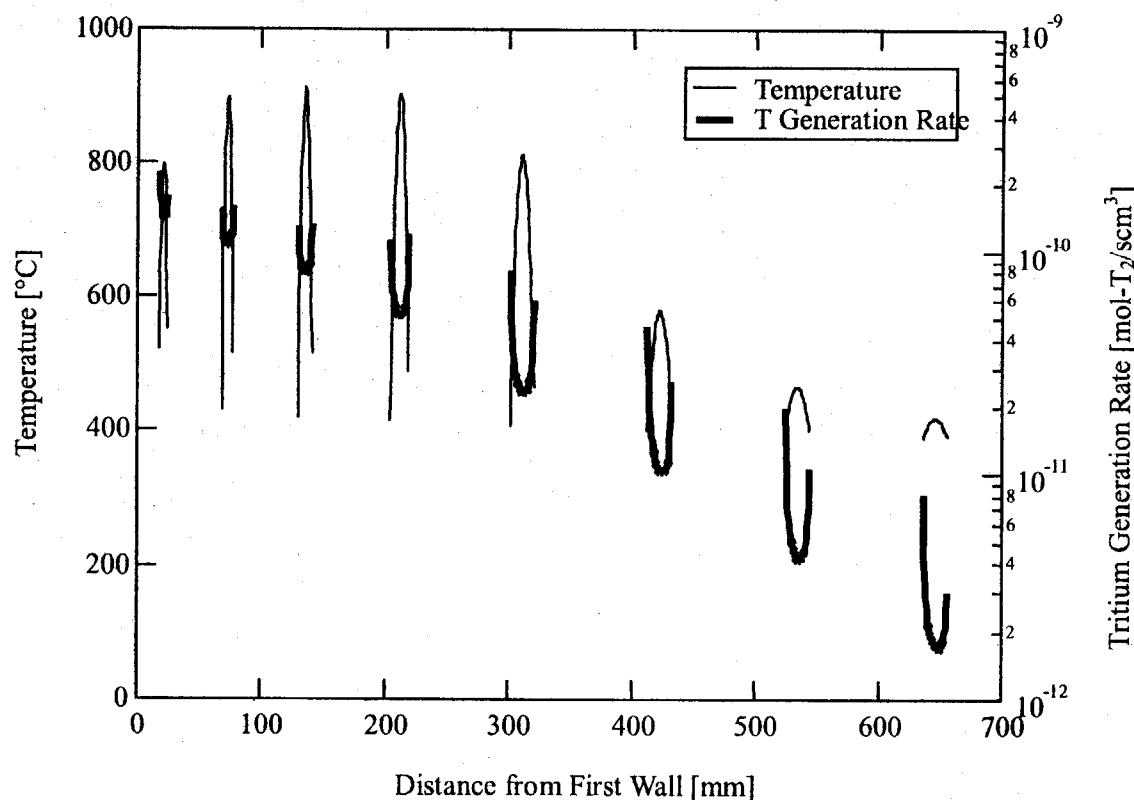


図 4.2.7-1 ブランケットモジュールにおけるトリチウム増殖比の分布と温度分布

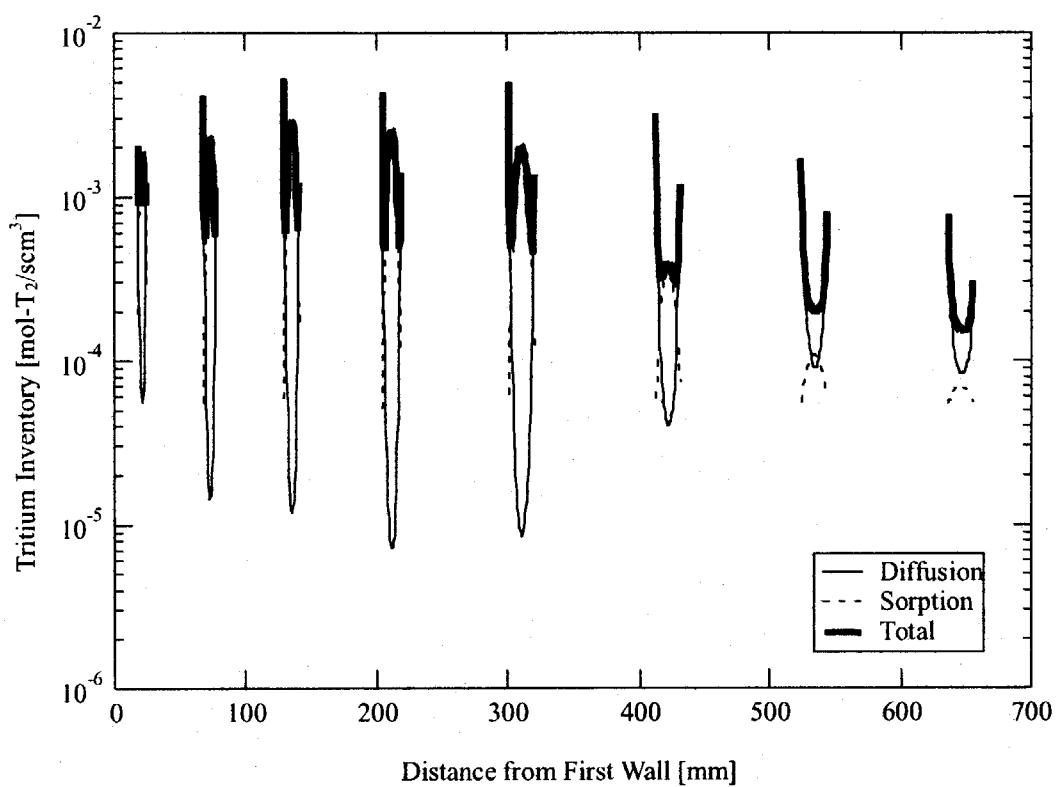


図 4.2.7-2 インベントリ分布

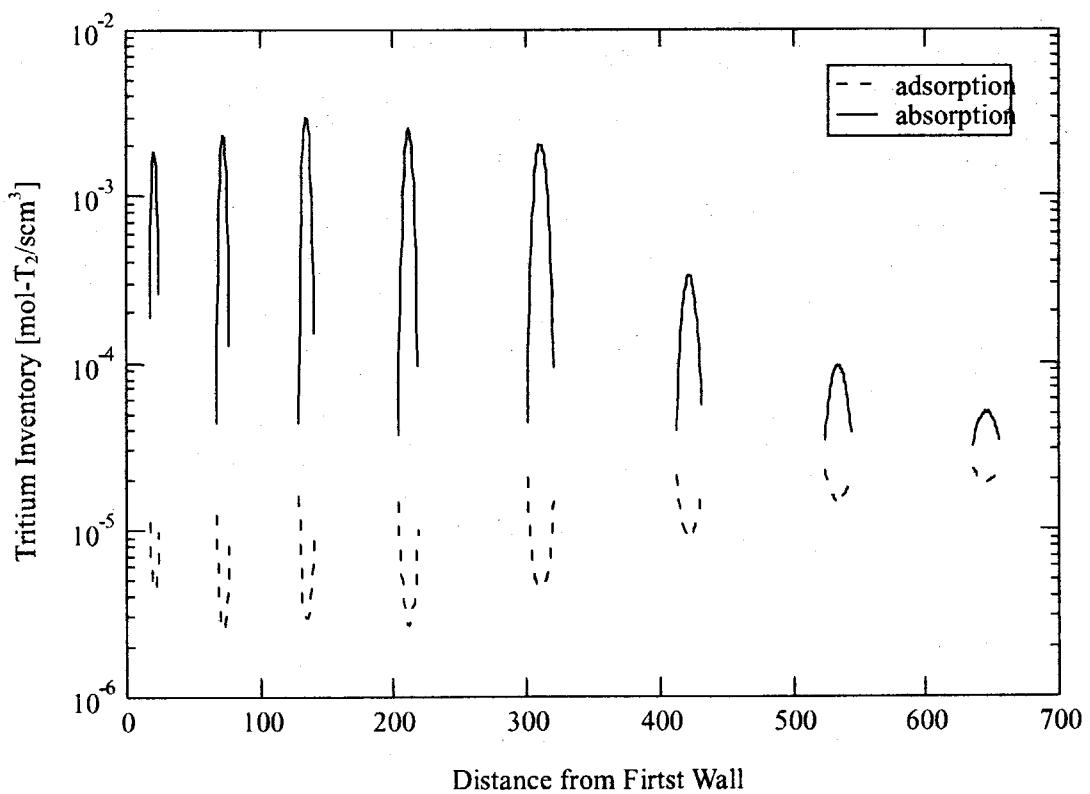


図 4.2.7-3 吸着と吸収のインベントリ分布の比較

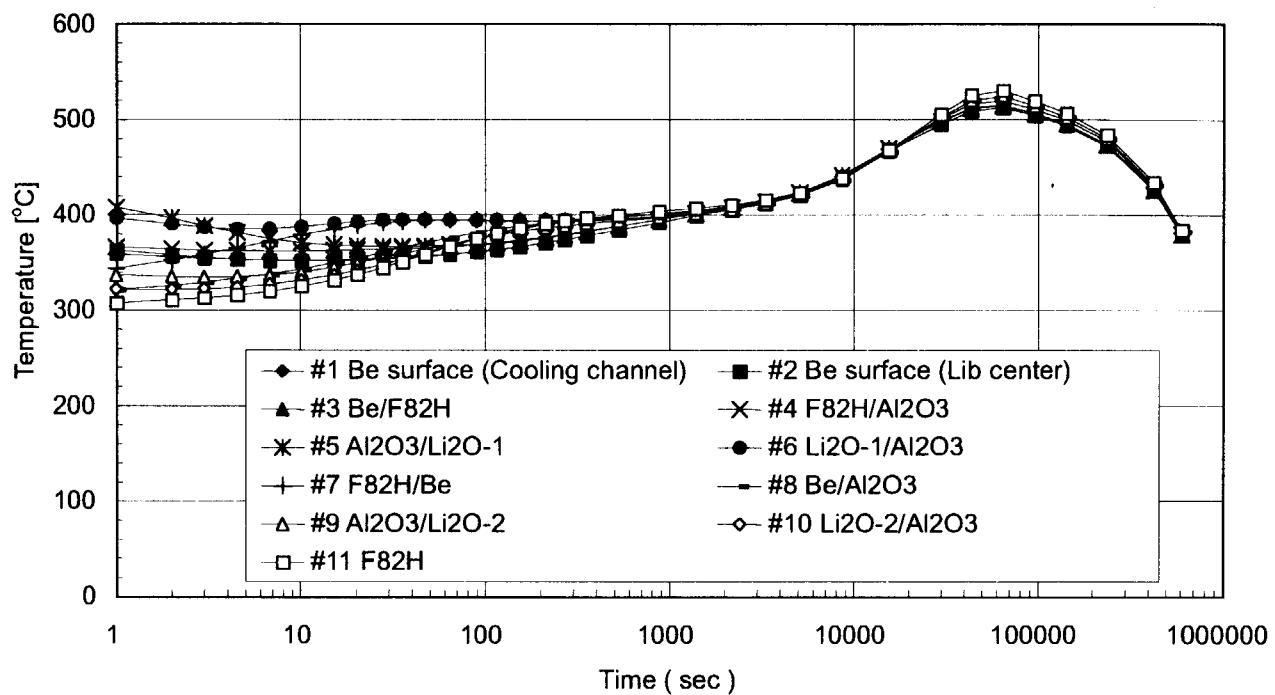


図 4.2.9-1 冷却能力喪失と同時にプラズマ運転が停止する場合の温度変化

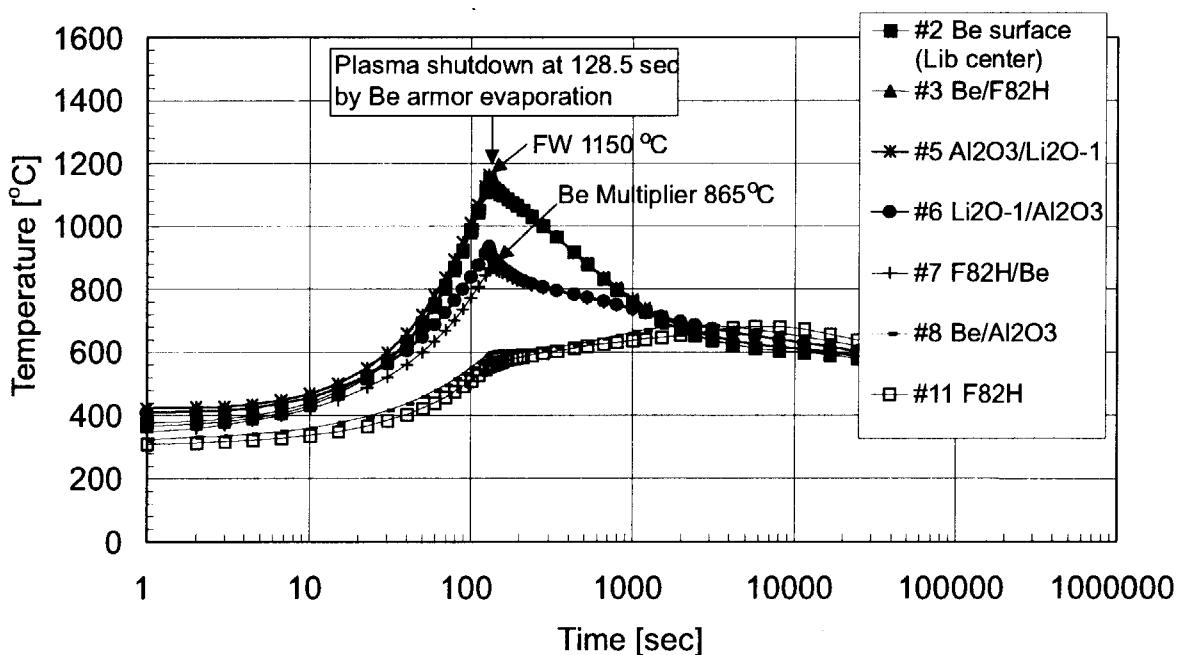


図 4.2.9-2 冷却能力喪失後もプラズマ運転が継続しアーマー表面温度が 1150°C 担った時点で停止する場合の温度変化

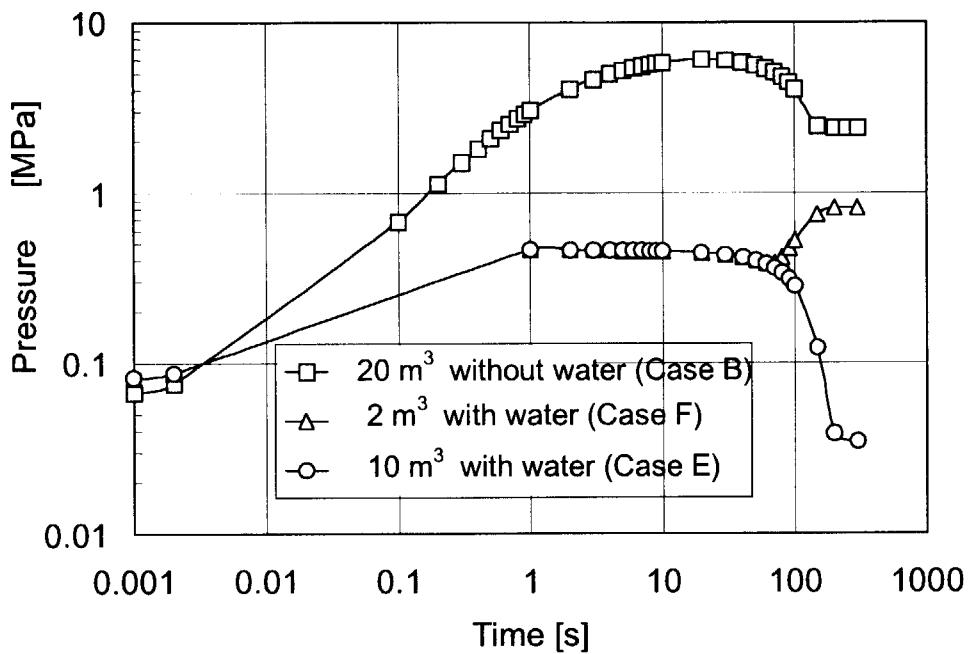


図 4.2.9-3 テストプランケットモジュール内に冷却水が漏洩した場合の
圧力開放用サプレッションタンクの体積と凝縮水の効果

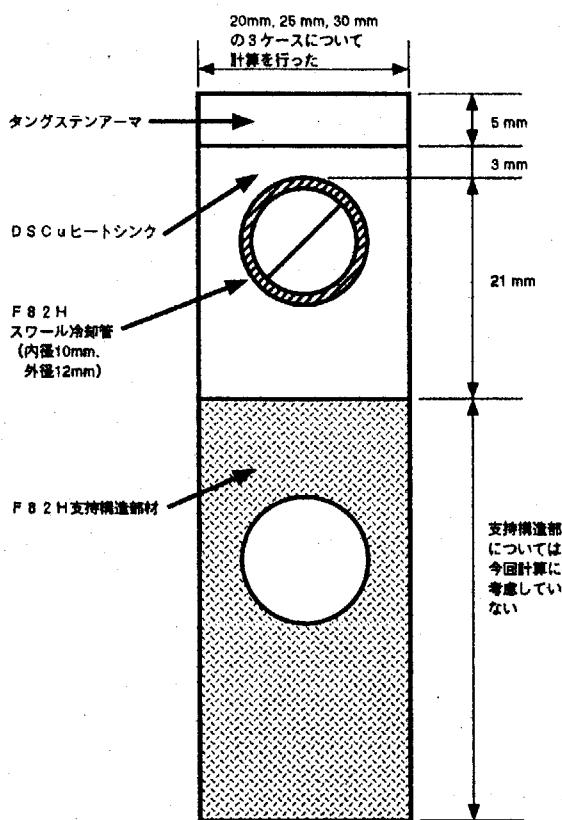


図 5.1-1 解析モデル

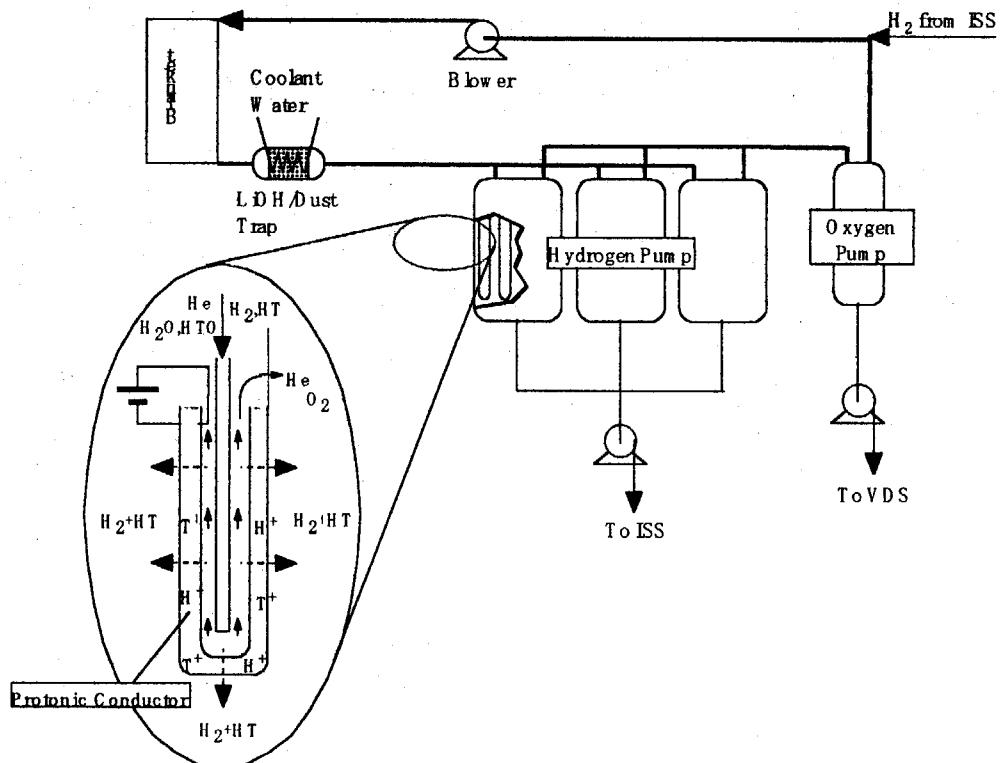


図 5.2-1 プロトン導電体による水素ポンプを用いたトリチウム回収システムの構成例

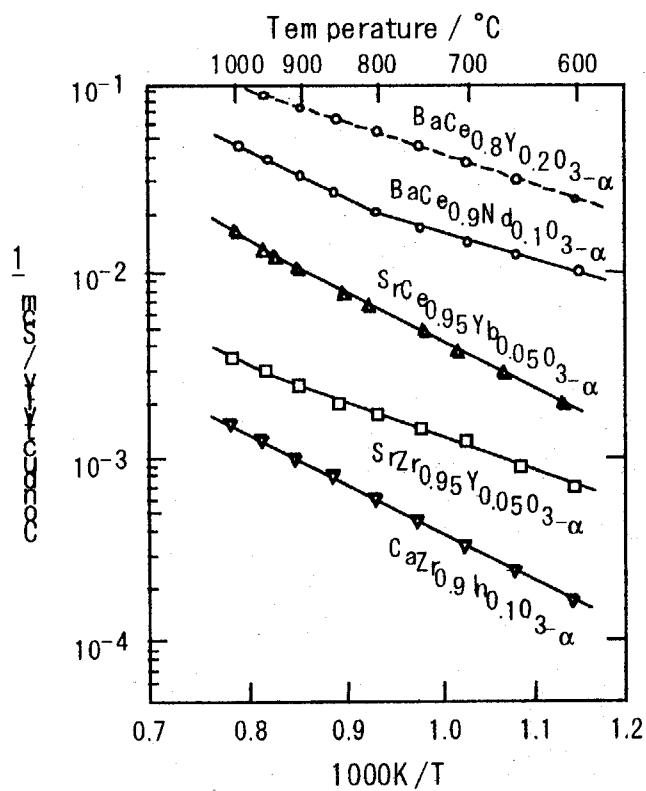


図 5.2-2 プロベスカイト型セラミックプロトン導電体の電気伝導度

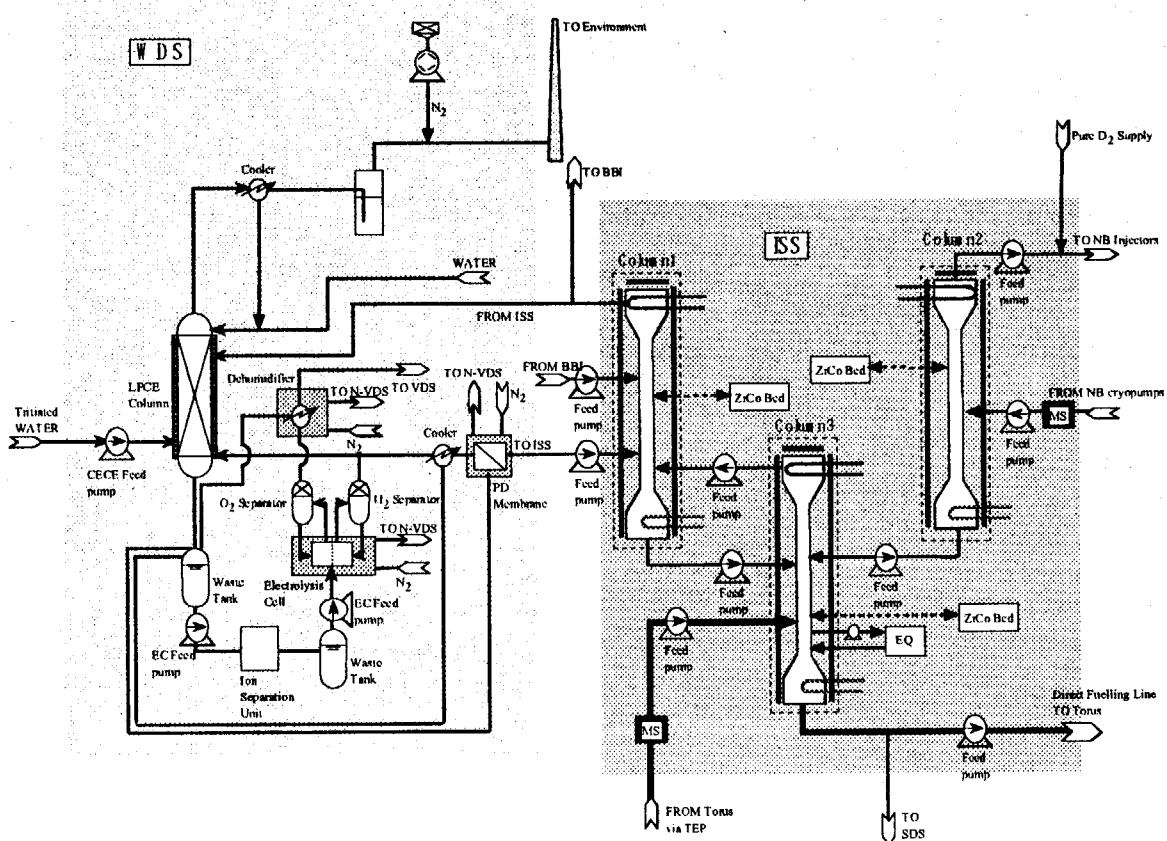


図 5.2-3 ITER 用 WDS のシステム構成

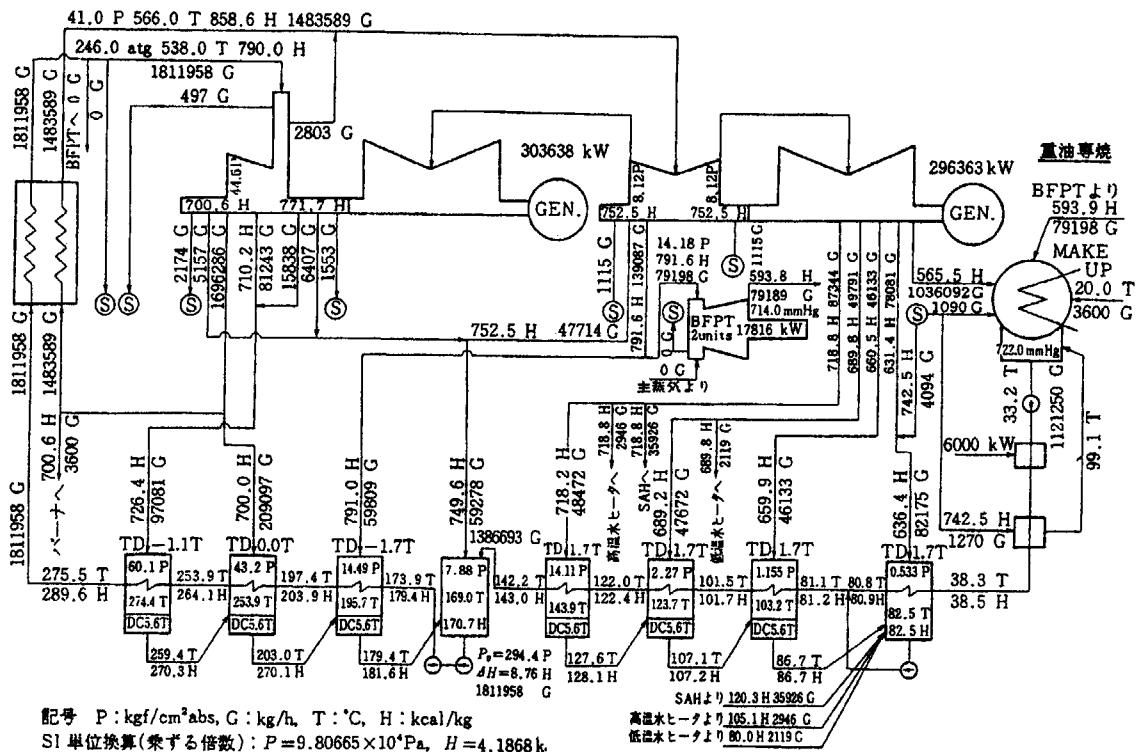


図 5.3-1 重油専焼原動所ヒートバランスの例(東京電力 広野火力発電所 1号機 600 MW)
[5.3-1]

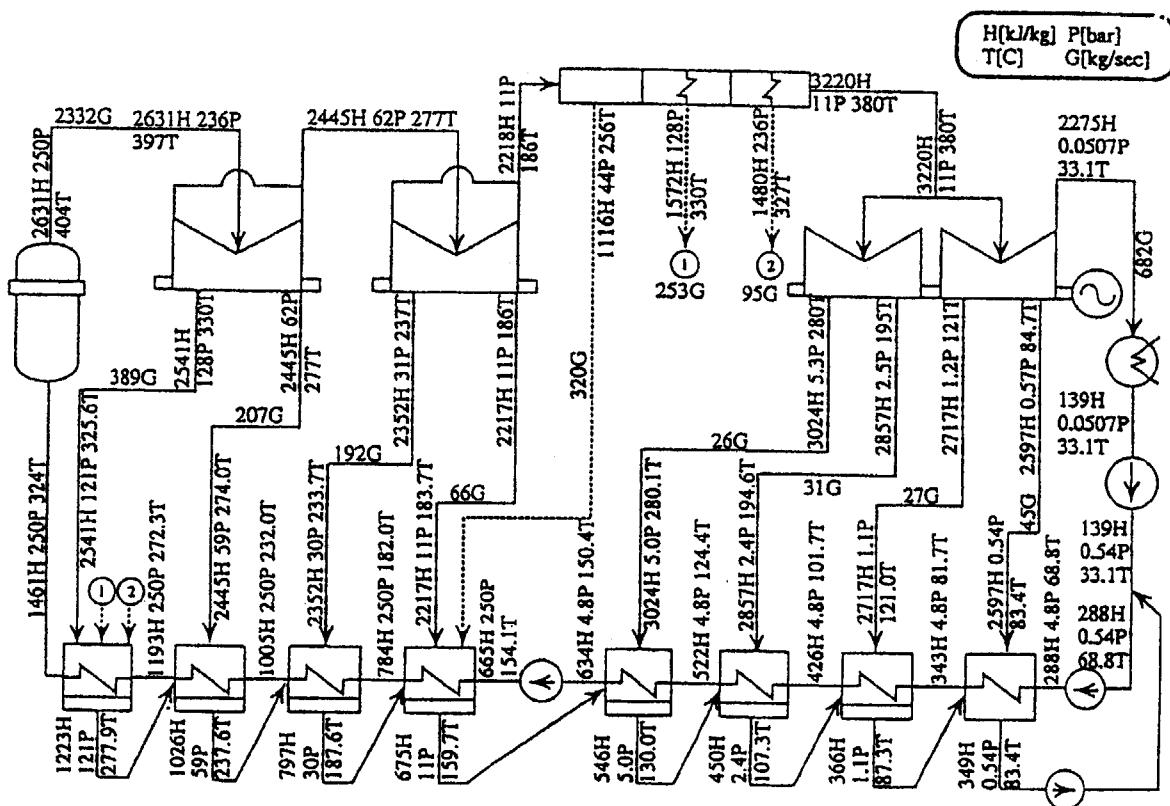


図 5.3-2 超臨界圧軽水炉のヒートバランス例[5.3-2]

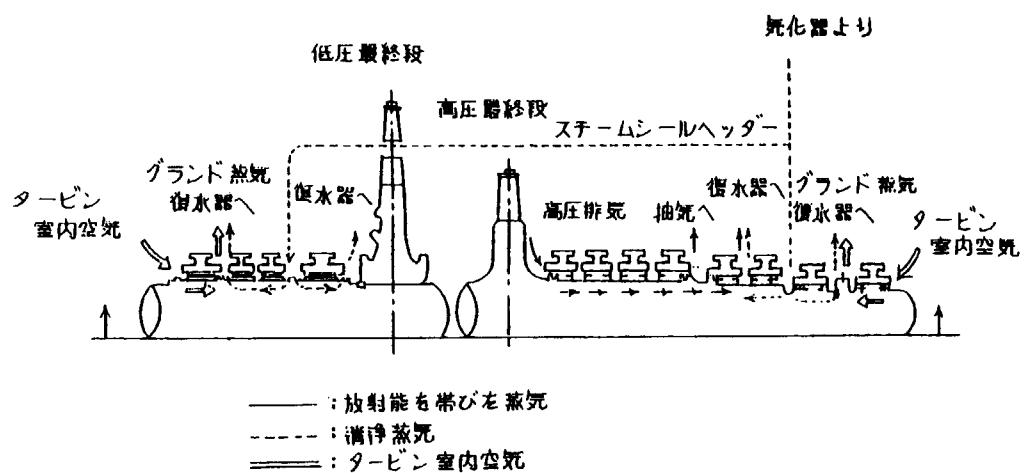


図 5.3-3 BWR タービンの軸シール概念 [5.3-3]

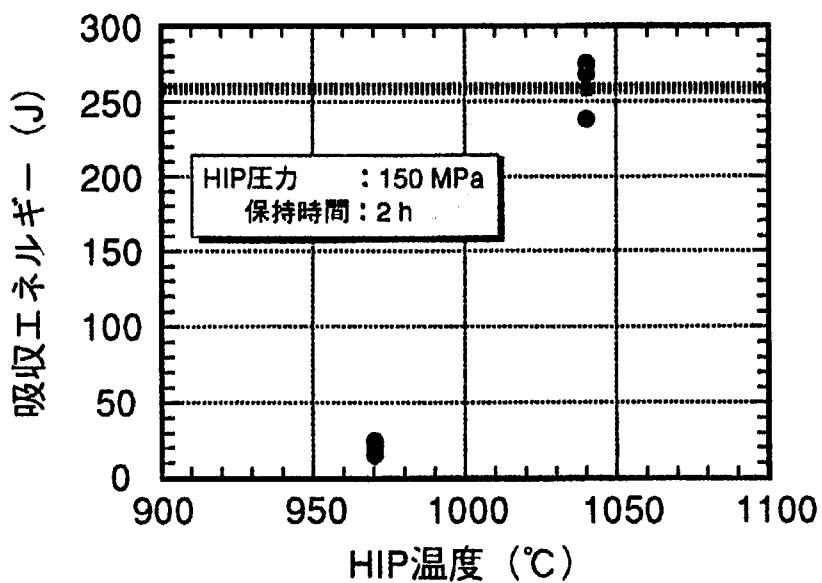


図 6.2-1 HIP 温度と接合部のシャルピー衝撃値および母材データとの比較

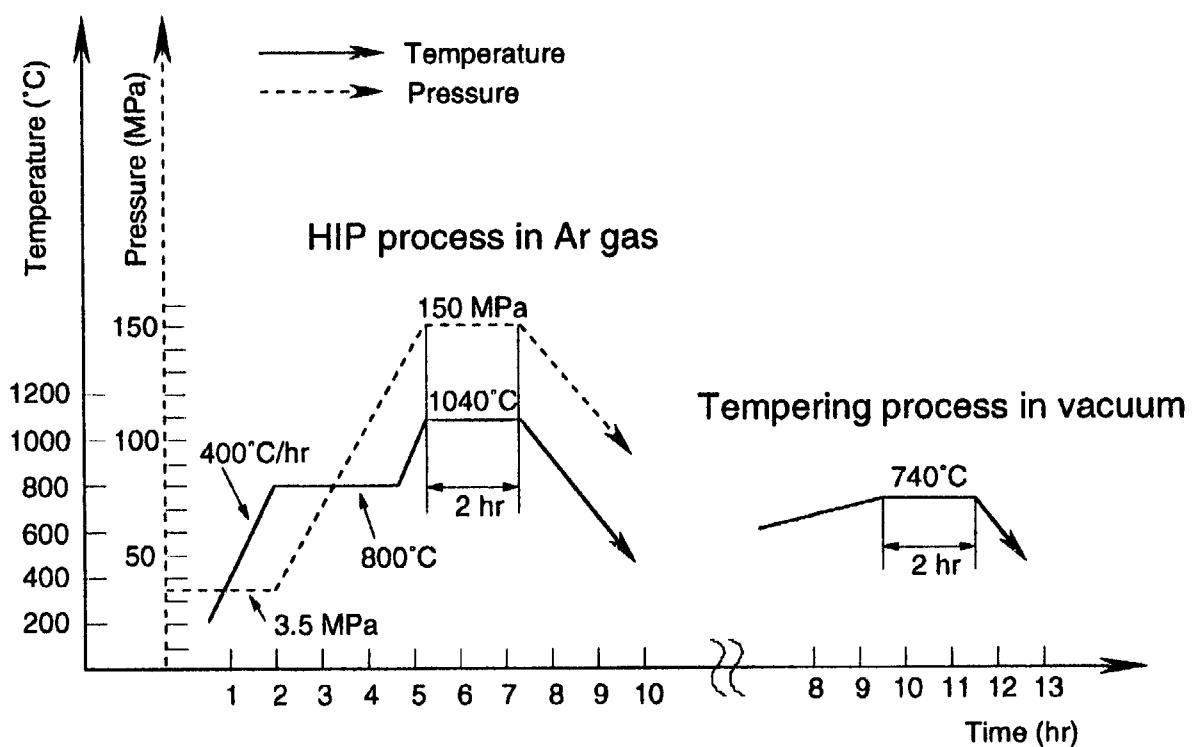


図 6.2-2 HIP 接合時の温度圧力管理

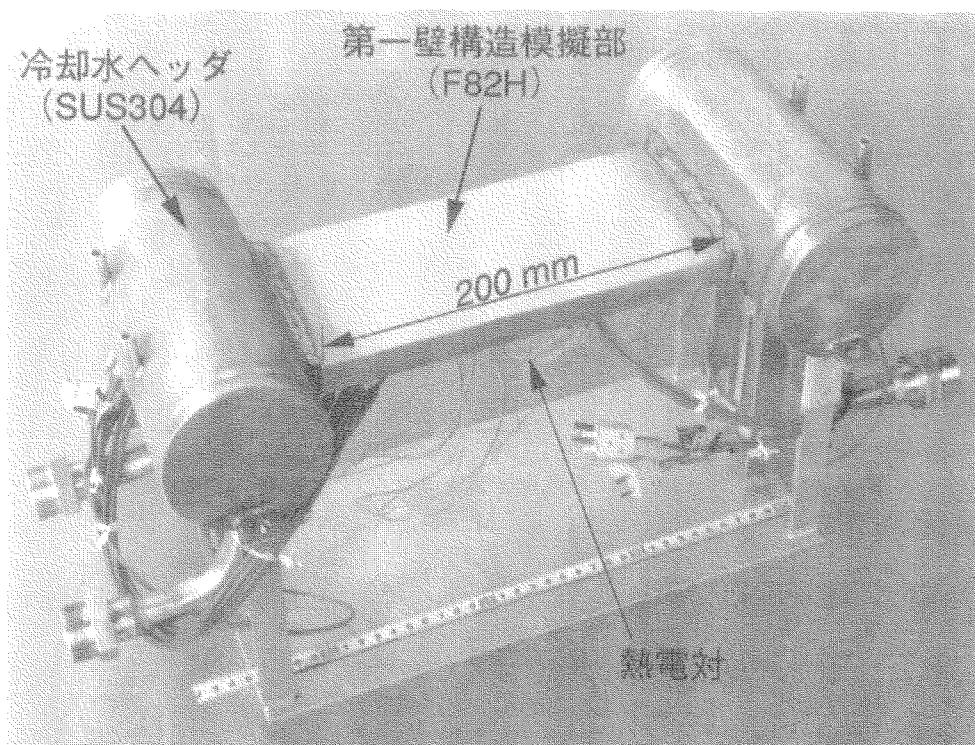


図 6.2-3 製作した熱負荷試験用第一壁パネルモックアップ

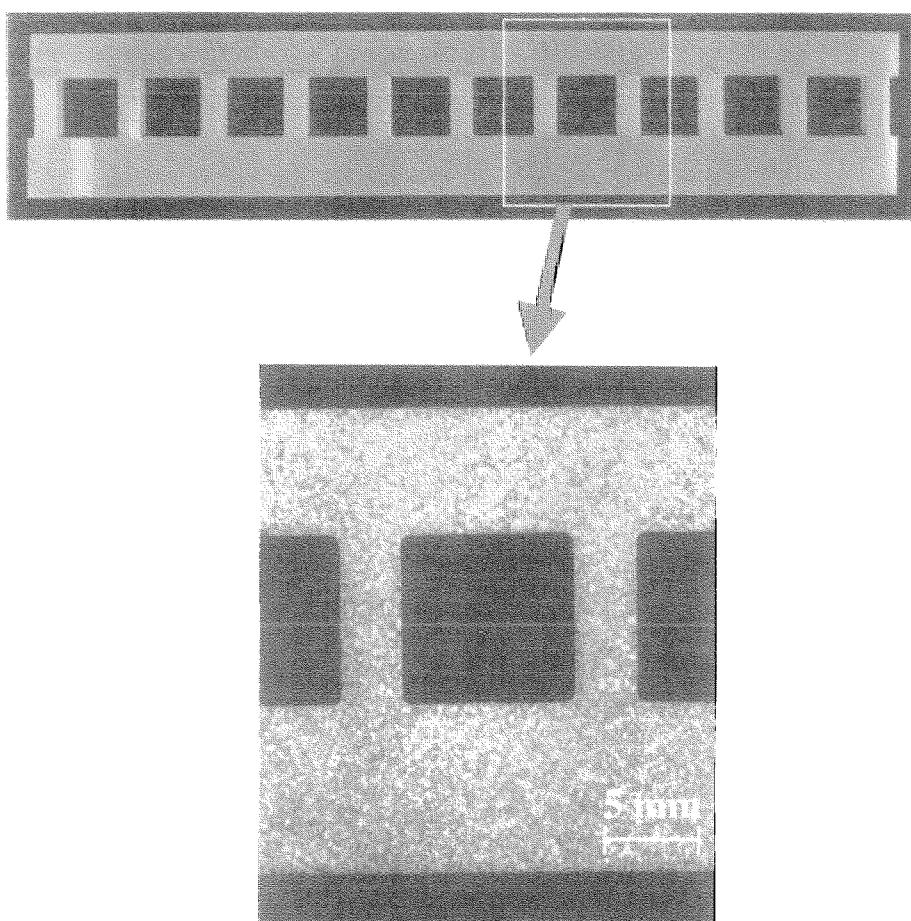


図 6.2-4 製作した第一壁パネル破壊試験体の断面写真

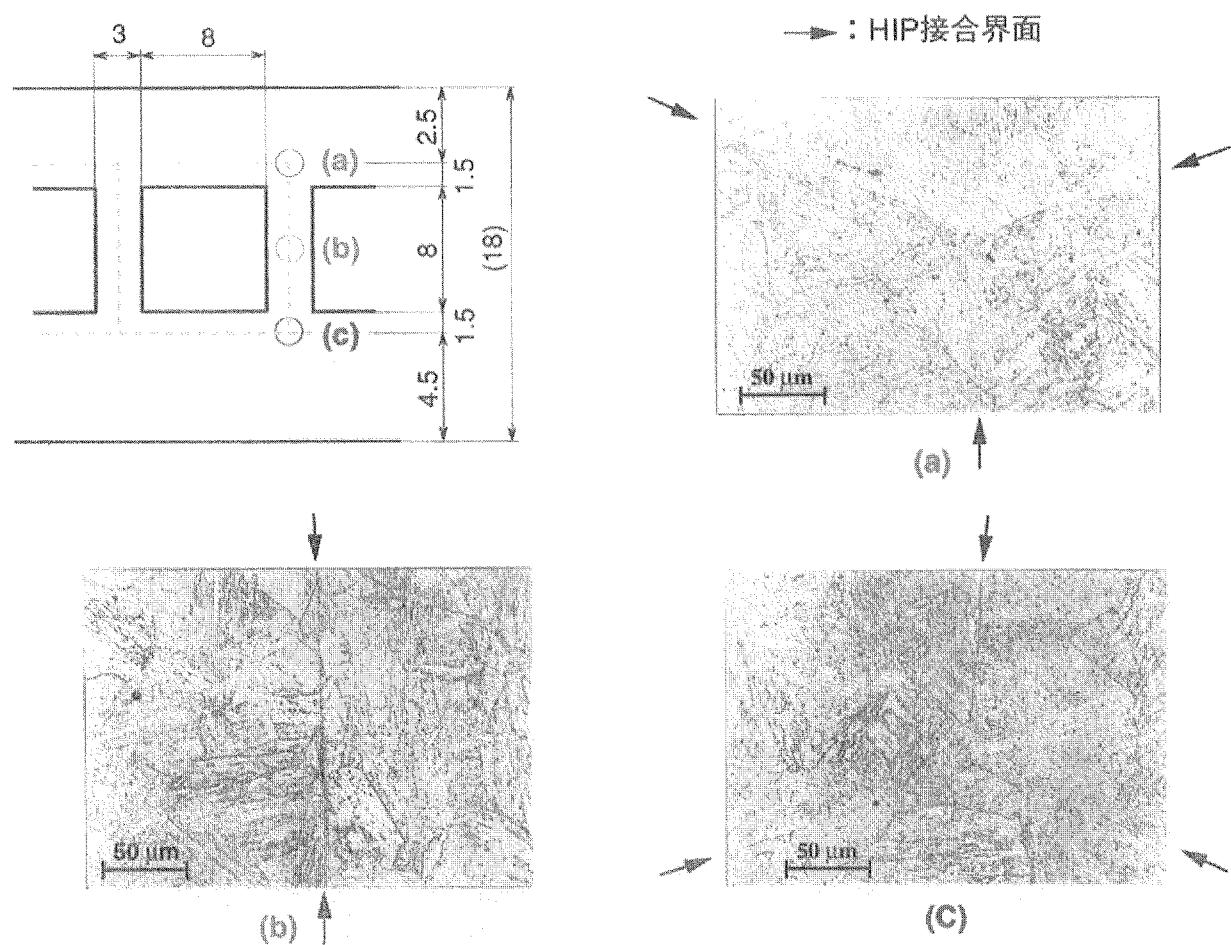


図 6.2-5 HIP 接合面の断面拡大写真

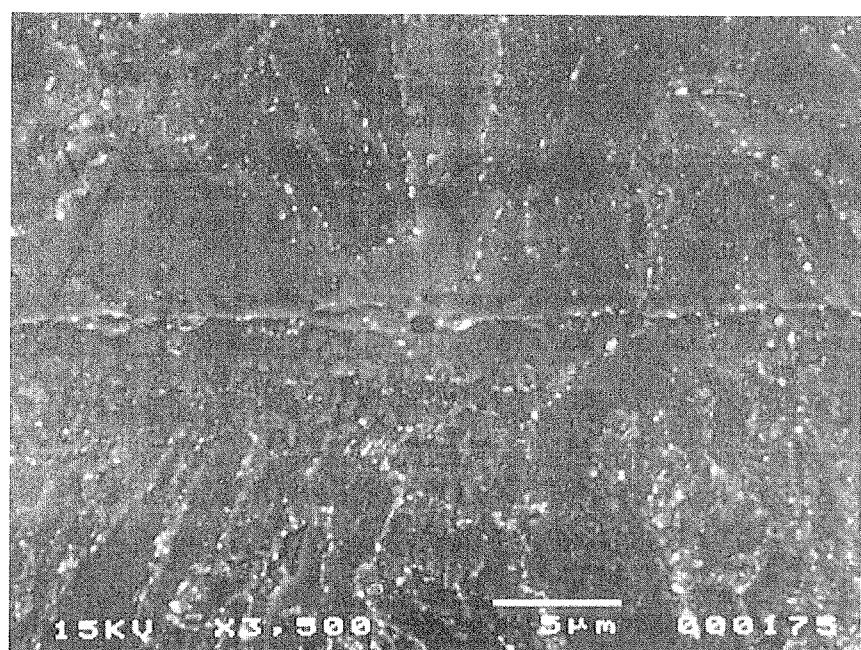


図 6.2-6 HIP 接合面の SEM 観察写真

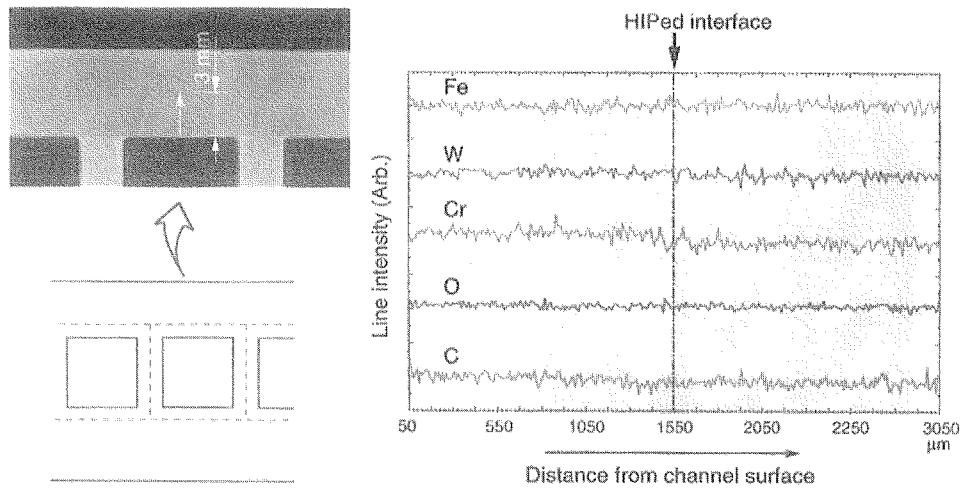


図 6.2-7 EPMA 分析の結果

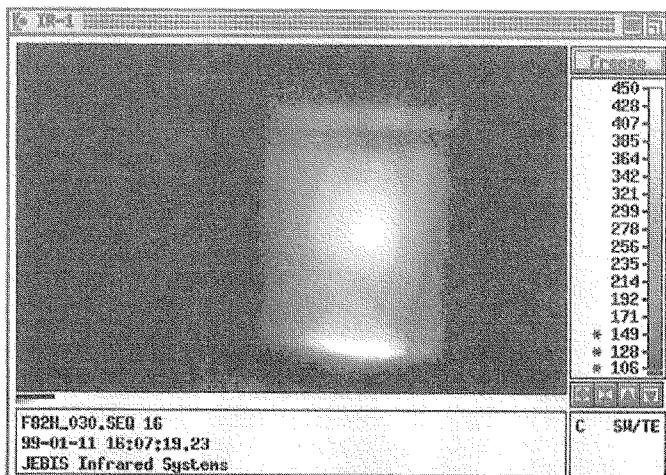
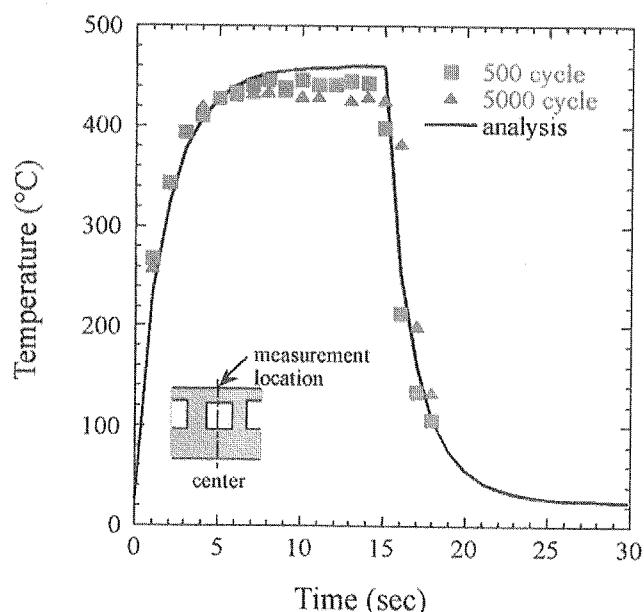
図 6.2-8 表面熱負荷 2.7 MW/m^2 で加熱中の第一壁モックアップの表面赤外温度観測イメージ

図 6.2-9 埋め込み熱電対の温度測定結果と、表面熱負荷から

2次元熱応力解析で推定した温度応答の比較(試験 1)

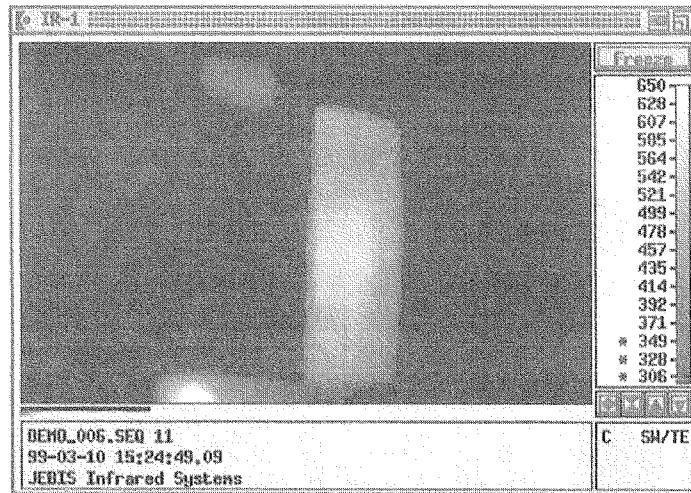


図 6.2-10 表面熱負荷 3.5 MW/m^2 で加熱中の第一壁モックアップの表面赤外温度観測イメージ

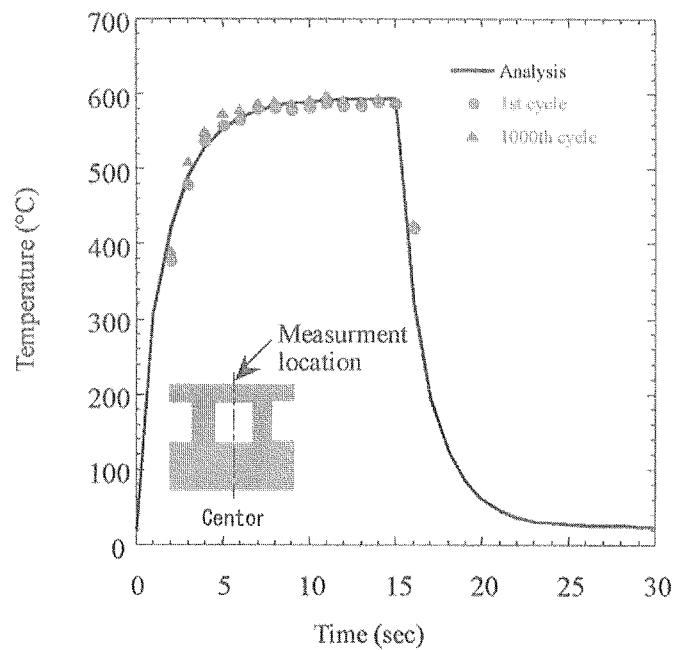


図 6.2-11 埋め込み熱電対の温度測定結果と、表面熱負荷から2次元熱応力解析で推定した温度応答の比較(試験 2)

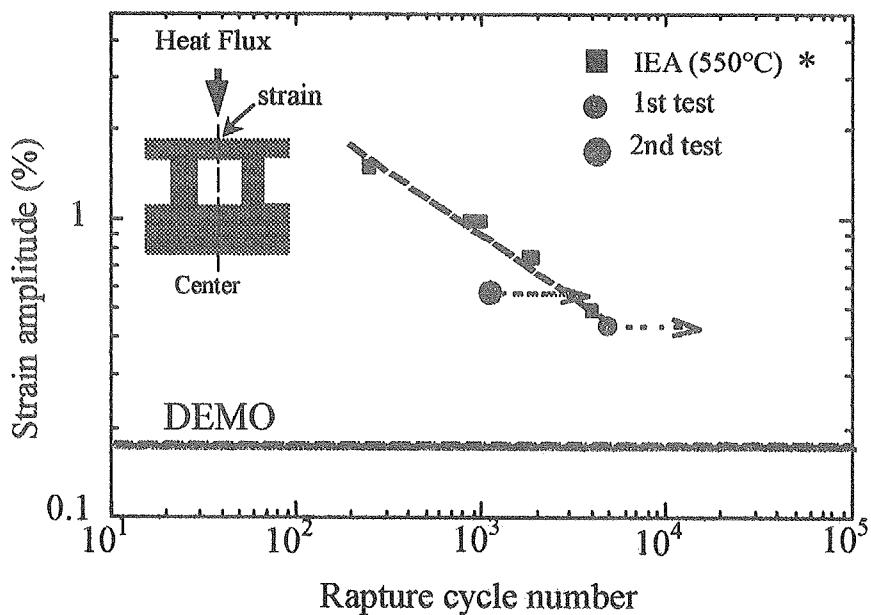


図 6.2-12 試験の結果得られた熱応力耐久性の実績値と、F82H 母材データの設計疲労曲線との比較

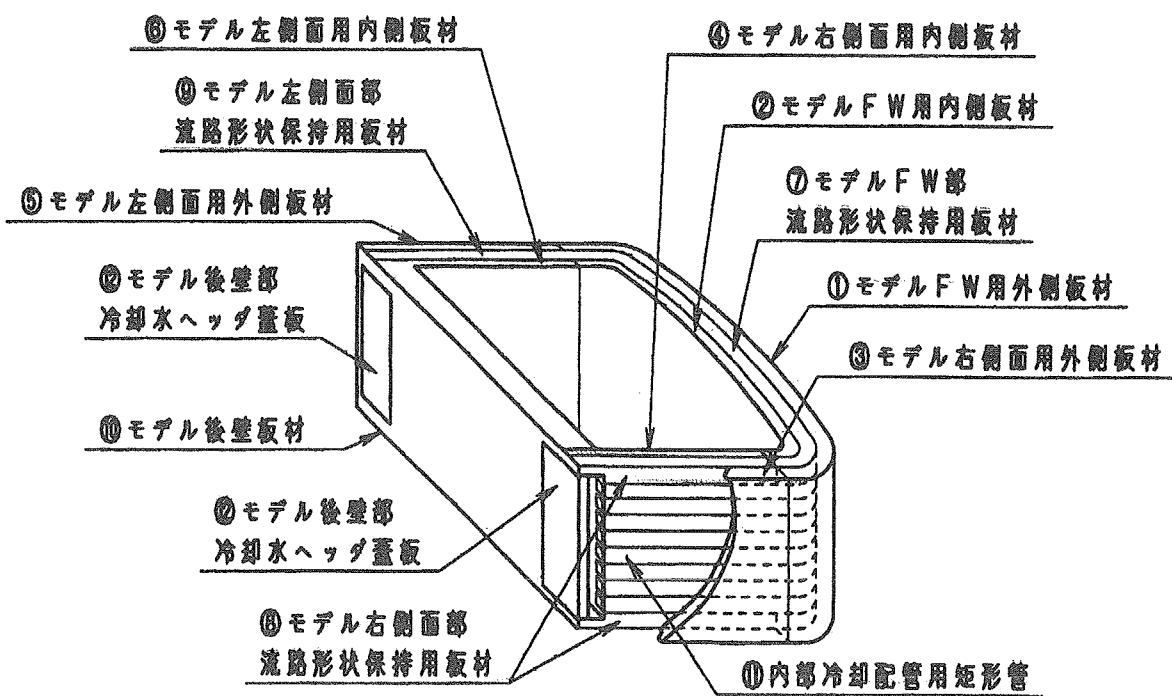


図 6.2-13 冷却管内蔵壁箱構造モックアップの組み立て概念

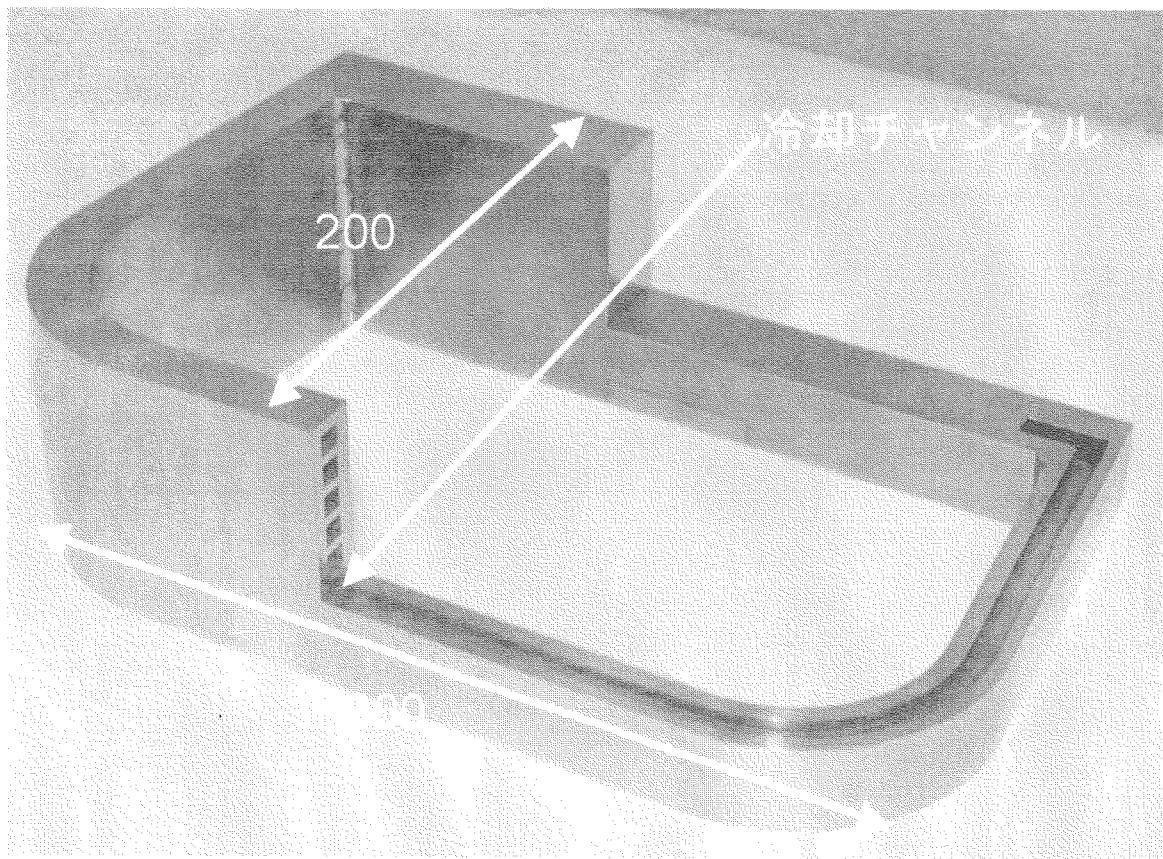


図 6.2-14 製作した冷却管内蔵箱構造モックアップの破壊試験片切り出し後の外観写真

超臨界水冷却固体増殖プランケットシステムの概念検討

R100

古紙配合率100%
白色度70%再生紙を使用しています。