

自然科学研究機構 核融合科学研究所
平成 29 年度外部評価報告書
NIFS Peer Review Reports in FY2017

2018 年 3 月

March, 2018



核融合科学研究所 運営会議外部評価委員会

NIFS Advisory Committee External Peer Review Committee

目 次

第1章	これまでの経緯	1
第2章	項目別の評価	4
[1]	ヘリカル型核融合炉の設計研究	4
[2]	工学基盤構築に向けた研究	14
第3章	評価のまとめと提言	37
[1]	評価のまとめ	37
[2]	提言	42
第4章	おわりに	44

資料編

- 1 平成29年度 核融合工学研究プロジェクト報告書

参考資料

- 1 平成29年度 外部評価「核融合工学研究プロジェクト」の評価結果一覧
- 2 平成29年度 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会及び専門部会構成名簿
- 3 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会規則
- 4 平成29年度 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会日程

第1章 これまでの経緯

核融合科学研究所（以下、「核融合研」とする。）は、大学共同利用機関として大学における核融合研究を推進するため、大型ヘリカル装置（Large Helical Device、以下、「LHD」とする。）を主装置として平成元年に設立された。核融合コミュニティの総意と期待を背負って計画された LHD は、我が国独自のアイデアであるヘリオトロン型磁場を超伝導で発生することを特長とし、高出力の加熱によりヘリカル方式による高性能プラズマを生成させるとともに、環状型磁場閉じ込め核融合炉の実現を見据えた物理的・工学的課題を解明することを目指して実験研究を進めている。一方、これと並行して、本質的に複雑性を持つ核融合プラズマの解析には、大規模シミュレーションを用いた理論的研究が必須である。そのため、核融合研では専用のスーパーコンピュータを導入し、これを全国の核融合理論研究者に対して共同利用を通じて提供することで、先導的な研究を進めてきた。そして、平成22年度からは、プラズマ・核融合研究分野での COE（Center Of Excellence、以下、「COE」とする。）としての求心力を一層強化するため、LHD、理論シミュレーション、核融合工学の3分野で研究プロジェクトを構成し、核融合炉実現に向けてこれらの成果を統合していく研究計画をスタートさせた。核融合研の研究組織を改編し、全研究教育職員を一つの研究部にまとめた上で、研究プロジェクトへ自由に参画する体制とすることで、LHD・理論シミュレーション・核融合工学の3つのプロジェクト間の連携がこれまで以上に容易となり、新しい課題に対して臨機応変に対応できるようになっている。

この間において、国内学術研究体制の変化があり、核融合研は、平成16年度より大学共同利用機関法人自然科学研究機構（以下、「機構」とする。）の一機関として全国共同利用・共同研究をより一層推進することになった。法人化にあたっては、6年間の中期目標・中期計画を掲げ、その進捗状況について毎年度評価を受けるという制度が導入された。この毎年度の評価は主として管理運営面のものであるが、核融合研においては研究成果についても外部の有識者による評価を受けることが重要と判断し、核融合研の運営会議の下に外部評価委員会を組織して研究面の評価を毎年度実施している。評価項目は運営会議で決定し、評価は運営会議所外委員及び評価項目に対応した専門家で構成された外部評価委員会で行っている。外部評価委員会は評価結果を運営会議に報告し、核融合研は、その結果を Web ページ等で公開するとともに、次年度以降の研究活動の改善に役立てている。

外部評価委員会の評価項目は運営会議で審議・決定され、年度毎に異なる。直近では、平成26年度に LHD での重水素実験実施計画、平成27年度に数値実験炉研究プロジェクト、平成28年度に共同研究の外部評価を実施した。そして、本年度においては「核融合工学研究プロジェクト」を対象として、外部評価を実施することとした。そこで、外部評価委員として運営会議の所外委員10名と外国人委員3名、さらに所外の専門部会国内委員3名と専門部会外国人委員1名を加えて外部評価委員会を構成し、評価を行った。

まず、平成29年10月20日に第1回外部評価委員会及び専門部会を開催し、本年度の外部評価の進め方について審議の上、評価の観点を決定した。平成29年12月2日に第2回外部評価委員会及び専門部会を開催し、核融合研から、評価の観点を踏まえたビューグラフや活動報告書等の資料（資料編参照）を用いた詳しい説明を受け、質疑応答を行った。その後、平成30年2月2日に第3回外部評価委員会及び専門部会を開催し、核融合研と更なる質疑応答を行うとともに、評価の観点に沿った評価作業とその取りまとめ等を行った。ここでの議論を踏まえて外部評価報告書（案）を作成し、メールによる持ち回り審議により外部評価委員会及び専門部会で確認・検討の上、最終報告書を取りまとめた。本年度の外部評価委員会及び専門部会の日程を参考資料4に示す。

なお、本年度の評価項目である「核融合工学研究プロジェクト」の評価の観点は、機構の定める中期計画において、核融合研が推進する「核融合工学研究プロジェクト」の評価に必要なものから成っており、達成度評価及び研究水準の評価を基本とする。

また、平成25年度に実施された「核融合工学研究プロジェクト」の外部評価報告書における「提言」に基づき、次の点も今回の評価の参考とした。

1. 核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たし、そこで開発された最先端技術を工学として学術的な体系化へ深化させているか。
2. 世界をリードする若手研究者の育成に向けて、人的基盤の拡充と質的向上を実現する新しい人材育成の枠組みを、大学や研究機関と連携して構築しているか。
3. 大型機器や試験設備の導入と、そのための人的配置や増員をも踏まえた研究環境の整備、維持・管理体制の構築をはかり、効率的な運用を進めているか。
4. 成果や知見の集積化・データベース化により核融合の規格・基準構築に寄与しているか。

本年度実施した「核融合工学研究プロジェクト」の評価の観点は、以下のとおりである。

1. ヘリカル型核融合炉の設計研究
 - (1) ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。（第二期中期計画より）
 - (2) ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。（第三期中期計画より）
 - (3) ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか。（第三期中期計画より）
2. 工学基盤構築に向けた研究
 - (1) 核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしているか。

- (2) 工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (3) 工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。(第二期、第三期中期計画より)
- (4) 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (5) 国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか。(第二期中期計画より)
- (6) 大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。(第二期中期計画より)
- (7) 国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めているか。(第二期中期計画より)
- (8) 大学からの研究成果創出に資しているか。(第三期中期計画より)

第2章 項目別の評価

本章では核融合工学研究プロジェクトの活動実績について、第1章に示した評価の観点に従って、各委員から示された評価を項目別に集約して記述する。括弧内の数字は意見がほぼ同じであった国内委員の人数である。外国人委員からの意見については、原文のまま英文で記している。

[1] ヘリカル型核融合炉の設計研究

Design Study on the Helical Fusion Reactor

(1) ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。

Whether or not the FERP has shown continued progress on upgrading and refinement of the helical reactor design study

- メンテナンスやコスト評価、並びにシミュレーションを用いた解析が継続的に行われ、ヘリカル型核融合炉の設計の高度化と精密化が図られており、高く評価できる。
(8名)
 - 3次元形状を考慮したメンテナンスやコスト評価、並びにシミュレーションを用いた解析が継続的に行われており、ヘリカル型核融合炉の設計の高度化と精密化が図られており、高く評価することができる。
 - コアプラズマ並びにスタートアップの詳細なシミュレーションをはじめ、イノベティブなアイデアを含む検討、コスト分析等、第二期中期計画より引き続き、高度化・精密化に向けた活動は、着実に進捗していると考えられる。
 - 2010年度からの第1段階、第2段階を経て、2014年度から第3段階として順次炉設計が進められおり、その意味においては評価できる。
 - 超伝導コイルの検討、特に高温超伝導導体のラップ接続による巻き線の検討については、試験計画と合わせて、高度化が図られており、高く評価する。遠隔保守性を念頭に置いたブランケットのセグメント概念について検討が進められており、評価する。
 - ダイバータについても、中性子負荷の低い領域へ移動してその有効性を示すなど検討が進んでいる。また、液体錫シャワーによる熱除去の可能性について検討が進められていることも評価できる。
 - ヘリカル型核融合炉 FFHR の設計は、基本概念の設計から、3次元構造体を含めた基本設計、さらに保守交換を考慮したブランケット構造設計など、高度化・精密化に向けて継続的に進められている点は十分評価できる。

- Basic と Challenging に研究目標を区分して分け、両者とも着実に成果を上げており、第三期中期計画が進められている。2017年3月から始まったD実験の成功に伴い、プラズマ閉じ込めの同位体効果が明確に観察され、新たな研究段階に入り、更に研究が進展している。
- 基本的な構造条件や使用条件を提示して、いくつかの設計に集約しているという点では評価はできる。(1名)
- 総じて挑戦的な課題設定がなされており、十分な設計高度化が期待される。(1名)
- Basic と Challenging なアイデアを提唱し、ヘリカル炉設計を進めている点は大変ユニークであり高く評価できる。(1名)
- Basic での実現性、Challenge のリスクなど明確でない。実現性をより明確にするとともに必要な試験計画の「全体像」をより明確にして、優先度を評価して試験と連携させて進めることが望ましい。(7名)
 - Basic と Challenging の概念をどう組み合わせるとどうなるかも検討すると良い。例えば、すべて Basic な保守的設計、全て Challenging な革新的(魅力的)な設計。また、組み合わせたことによる問題点なども出てくるのでは。ARIES では物理と工学とで保守的と革新的と分けて、4つの組み合わせ案の設計を行った。
 - Basic と Challenge という仕分けで全てを網羅したようであるが、Basic での実現性、Challenge のリスクなど明確でない。また、これらをどのように進めようとしているのか、戦略性を示した方が分かりやすいと思われる。
 - ヘリカル炉の設計が具体的に進んでおり、問題点をコミュニティの共通認識化しておくことが必要な段階に入っていると思われる。その際に、現在トカマク型で進められている原型炉設計との検討レベルの差異、共通の問題点や異なる点などを今後明示化していく必要があると思われる。Basic と Challenging の違い、必要性、必須性を整理する必要がある。特に Basic 案をつなぐことによる炉実現の可能性については言及しておく必要がある。実現性のない案は炉設計の案とすべきではない。
 - 「Multi-path Strategy」と称して、各項目で Basic と Challenging が並列で示されたが、それでは全体として一体どれくらいの組み合わせとなるのか、どれが本命なのか等、路線が不明確になっていないだろうか、あるいは、考え方の共有がなされているのかどうか気になるところである。
 - プラズマへの影響評価試験も含めて、この概念を現実のものとしていくために必要な試験計画の「全体像」をより明確にして、優先度を評価して試験と連携させて進めることが望ましい。
 - 炉心プラズマ設計に用いたプラズマ中心 β 値($> 8\%$)を実際に達成するには、MHD 解析や新古典輸送解析の観点からは垂直磁場導入の必要性などを含めた検討が指摘されている。これとともに、熱・粒子・不純物輸送に関するより詳細な考

察とその影響評価が必要ではないか。特にジャイロボーム則に係る係数は、 β 値、密度・温度勾配、磁場配位などの物理パラメータに依存するのが一般的であり、設計に用いられている直接分布外挿法では考慮されていない要素が、密度や β 値などの物理パラメータの実現可能性に影響することが想定される。今後、設計された物理及び工学パラメータの達成可能性や設定パラメータの成立性に関して、より定量的な検証が重要と考えられる。

- FFHR 設計研究においても、核融合炉設計条件達成に関する裕度と Basic と Challenging に分けた研究項目との関連が明確になれば、現在の研究の立ち位置と将来の方向性が更に際立つと考えられます。
- Basic と Challenge に分けた活動が行われていることは奇異に感じる。むしろ問題が見えにくくなっているようにも思われる。(2名)
 - 設計活動において、基礎的な設計と挑戦的な設計と分けて活動が行われていることは奇異に感じる。
 - 現有技術の延長を Basic、新たな技術開発が必要な手法を Challenging としているように見受けられるが、その区分けでむしろ問題が見えにくくなっているようにも思われる。
- これまでの学術的・工学的な知見をベースに基礎的な設計の工学的な成立性を明確に示し、その上で、Challenge な課題を明示することが求められる。(2名)
 - 設計活動においては、これまでの学術的・工学的な知見をベースに設計が行われるべきである。この基礎的な設計の工学的な成立性を明確に示し、その上で、挑戦的な課題を明示することが求められる。
 - 十分に既存技術の延長で設計ができそうなら、決められる部分の仕様は決めてしまい、より高度な研究開発が要求される部分に資源を割いても良いかもしれない。このためには達成度評価を始めることも一案であろう。総じて挑戦的な課題設定がなされており、十分な設計高度化が期待される。
- 現在トカマク型で進められている原型炉設計との検討レベルの差異、共通の問題点や異なる点などを今後明示化していく必要があると思われる。(1名)
- 最近の研究成果の取り込みなど、設計の柔軟性の確保が心配である。(1名)
- 「設計の高度化、精密化」とは何であるかを自ら明示して、それに対して達成度を示すことが必要ではないか。「開発課題の数値目標の具体化」は「開発項目の目標の明確化」ではあっても、「高度化・精密化」には当たらないと思う。(1名)
- In this regard, the most important step the FERF has taken is to begin incorporating into the FFHR-d1 design innovative ideas that can address feasibility and attractiveness issues for fusion. Examples are 1) the use of HTS to allow a joint that can expedite the helical coil winding process; 2) a segmented molten salt blanket with improved efficiency at lower temperature; and 3) a liquid

metal “shower” divertor. At this time, the reference Japanese DEMO design is not based on the stellarator, though the stellarator offers advantages that could make it the best long-term solution. In the meantime, the FERP is addressing a general need for fusion to evaluate the potential of innovative solutions, such as HTS and liquid metals, that can improve the prospects for any concept. This is best done in the framework of an integrated machine design study, as the FERP team is doing. It is suggested that the FERP team include plans to make a comparative evaluation of benefits and risks for the “Basic” and “Challenging” (\approx “Innovative”) approaches. It is important both to pursue innovations that offer potential advantage, but also to come to conclusions as to whether the advantages are actually realized.

- The reactor study FFRH-d1 is in the focus of the FERP and the key questions of fusion power station engineering are posed in this context. These are namely high Tc superconducting coils based on ReBCO, liquid metal divertor, molten salt blanket modules (all considering helical geometry). In addition cost analysis is performed and structural materials are investigated. The challenges of a coil segmentation with about 4000 SC joints to be installed have been clearly identified. The main issues of helical liquid blanket modules are installation/maintenance as well as high neutron flux combined with thermal flux, whilst the former is more critical in helical symmetry. These issues are appropriately addressed by the FERP. An interesting idea is also the liquid tin shower divertor (REVOLVER-D) which might well be the best solution for a FFRH-type reactor. Reactor plasma core and startup simulations complete the package. In my opinion, there is considerable progress in the refinement of reactor design studies based on the FFRH-concept. All relevant topics are carefully addressed.

It is recommended to include remote handling of in-vessel components in the list of relevant engineering topics to be addressed for a fusion power plant.

- Very good and continued progress has been made, especially on integrated modeling.
- The FERP has demonstrated good progress in improving and enhancing the helical reactor design. It has performed simulations of the plasma operation and startup and it has produced innovative engineering ideas for the design of systems for handling the heat and particle fluxes in a reactor. In particular, it has generated new solutions for joint winding for Helium gas-cooled HTS based on the lap joint technique, ideas for implementing chain-guided liquid metal shower

divertors in helical configurations, and designs for molten salt blankets with good maintainability. The leading candidate for the blanket is FLiNaBe, with Ti powders to increase Hydrogen solubility. Designs have been developed for both horizontally and toroidally segmented blanket modules. Advances in computational capabilities enabled by recent upgrades were put to good use through neutronics and thermofluid analyses, as well as real-time simulations of plasma operation control. In particular, the “Helioscope” systems code has led to the development of a Q~10 scenario for FFHR-d1.

以上、評価項目「ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか」に対して、極めて高く評価するが6名、高く評価するが9名、評価するが2名であった。

(2) ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。

Whether or not the FERF has summarized the conceptual design study of the helical fusion reactor and embodied the numerical targets for each development issue

- コンポーネントごとに開発目標をできるだけ数値化させてまとめている点を高く評価する。研究開発の進捗状況を把握する上で有用である。(12名)
 - ヘリカル型核融合装置の設計活動の成果が詳細な報告書としてまとめられていることは高く評価することができる。
 - コンポーネントごとに開発目標をできるだけ数値化させてまとめている点を高く評価する。
 - 各課題項目を上げそれぞれに数値目標を設定していることは高く評価できる。
 - ヘリカル型核融合炉の概念設計は、450頁からなる2010年から2015年にわたる全体報告書で発表されており、マグネットをはじめ、炉内機器、ブランケットなどにおいて適切に数値目標が設定されていることは、高く評価できる。
 - 概念設計に基づき、各項目で、要求性能、設計仕様、開発項目、課題、数値目標等整理されていることは評価できる。
 - 数値目標の具体化については、着手されていることを評価する。
 - 各開発課題の数値目標は、これまでの核融合工学研究プロジェクトにより具体化されている。一方で、ブランケット、ダイバータ、超伝導ヘリカルコイルなどの基幹機器については、Basic と Challenging の仕分けがなされ、複数の課題が並行して研究されている。

- 核融合工学研究プロジェクト全体報告書に数値目標をまとめてこれを指標とし、具体化する努力が払われている。
- 平成29年報告書及び発表資料にFFHR-d1の概念設計研究が整然とまとめられ、新規技術課題が明確になっている。炉設計の精密化推進、基幹機器の高性能化と高信頼性、規格基準の確立が図られている。
- 概念設計と数値目標の具体化は進められていると思う。多岐にわたる項目の評価で大変な作業であったと推察される。
- ヘリカル型核融合炉の実現には、コアプラズマの実現だけでなくそれを支える装置構成部の詳細な設計と実現に向けた各開発目標の設定、さらにはそれを実現していくスケジュールの策定が必要である。核融合研では炉実現に向けた概念設計をまとめながら、各開発課題の洗い出しを行っていること、各項目ごとに数値目標を設定し、現時点での技術達成度との比較を行っている点は評価できる。
- 数値目標の意味、課題の重要度、研究課題間の相補的関連性、優先度や位置づけが明確でなく、今後より戦略的な取り組みが期待される。概念設計とリンクして、各項目の更なる精緻化を図るべきである。(8名)
 - 各開発課題の数値目標は、ヘリカル型核融合炉の概念設計と不可分であり、概念設計において基礎的、挑戦的設計と分けられている現状において、設定されている数値目標がヘリカル型核融合炉の成立性に対して、どの程度重要性を持っているかが不明である。例えば、炉内機器の真空排気でクライオパネル排気容量の数値目標があるが、定常を目指すヘリカル型核融合装置においてクライオポンプが排気装置の候補となり得るかなど、概念設計とリンクして、各項目の更なる精緻化を図るべきである。
 - 課題の重要度や優先度が明確でなく、今後より戦略的な取り組みが期待される。
 - 数値目標の意味と、上記「Multi-path Strategy」の中での位置付け、更にはプロジェクトが実施しているR&Dとの関係が見え難いように思うし、研究者間で共有されているのかも気になる場所である。
 - 数値目標具体化の戦略や今後の計画、各数値の優先度等、より丁寧な説明がないと、単に数値化していることのみへの評価とならざるを得ない。現時点で、取り組み中の活動との説明であったと理解しており、今後の精査を期待する。
 - 目標に対する各課題の達成状況に鑑みて、ヘリカル型核融合炉に向けて進める技術開発課題については、研究計画や優先度の検討が必要と思われる。例えば、局所的に75MW/m²に達するとされているダイバータ熱負荷への対策方針(上記数値目標では20MW/m²)、超伝導コイルの製法などについては、基幹機器として重要な検討項目となろう。
 - 設定された数値目標の軽重あるいはその項目の重要性について、どのようになっているのか、その妥当性については検討が必要ではないか。

- 各数値目標を達成するための戦略的な指標が曖昧な印象があり、開発過程において律速プロセスとなる可能性のある項目の洗い出しや、優先開発課題の設定についても今後検討いただきたい。
- 目標値に対する達成可能性の度合いや全体的なバランスなどについて、準定量的な評価軸も必要であろう。“全体設計として最適なインテグレーションにいかにつなげていくか”という課題への取り組みが見えない。(3名)
 - 目標値に対する達成可能性の度合いや全体的なバランスなどについて、準定量的な評価軸も必要であろう。
 - “数値目標を達成したらシステム全体の構築が可能なのか”との疑問が払拭できない。追加資料でも触れているが、“全体設計として最適なインテグレーションにいかにつなげていくかが極めて重要な課題”としているが、この点についての課題としての取り組みが見えない。
 - 何が最重要の課題かどうか分かるようにすることで、予算・人員の配置が適正かどうかを計画・判断できるものになると思う。
- プロジェクトが実施している R&D との関係が見え難いように思う。設計報告書の国際的なピアレビューを検討するべきである。(2名)
 - この数値目標の意味と、上記「Multi-path Strategy」の中での位置付け、更にはプロジェクトが実施している R&D との関係が見え難いように思うし、研究者間で共有されているのかも気になるところである。
- 概念設計の中の Basic と Challenging の認識と数値目標とを整理する必要がある。(2名)
 - 概念設計の中の Basic と Challenging の認識と数値目標とを整理する必要がある。
 - 概念設計では Basic と Challenging の2つの Option が示されているが、それならばその数値目標がどちらを対象としているのかも示すことが必要と思われる。
- 基本的に数値目標を立てるのは Basic 案のみであり、Challenging 案が採用された段階で数値目標は変更される可能性がある。(1名)
- As reported at the review meeting, the FERP has issued a voluminous conceptual design report in which quantitative targets are documented. At an appropriate time, NIFS should consider holding an international peer review of the design report as a way to disseminate findings and to obtain feedback on the innovative technology concepts being investigated.
- A comprehensive report on the FFRH-d1 has been published (in Japanese). It is recommended to prepare a translation in order to make the document available to the international community.
- The present conceptual design of helical fusion reactor is fine. More detail reactor

plasma performance targets can be further evaluated and improved.

- The conceptual design study listing concrete numerical target for principal systems has been published. This report describes the progress achieved by the FERF during the period 2010-2015, including both helical reactor design and Research and development activities. The report lists in its appendices the numerically specified design parameters describing the magnet system, the in-vessel components, and the blanket system.

以上、評価項目「ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか」に対して、極めて高く評価するが2名、高く評価するが11名、評価するが4名であった。

(3) ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか。

Whether or not the design study of the helical fusion reactor and the R&D activities of the major components are closely related with each other

- 高温超伝導コイルやブランケット、ダイバータ開発を中心に設計と開発研究とが連動している点は評価できる。全体としては良いバランスで進められていると考えられる。(9名)
 - 高温超伝導コイルや液体ブランケット開発を中心に設計と開発研究とが連動している点は評価できる。
 - ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動していることは評価できる。
 - 高温超伝導マグネットや溶融塩ブランケット、液体金属ダイバータなどの基幹機器の開発研究が、ヘリカル型核融合炉設計と密接に連動して進められていることは、高く評価できる。
 - 炉設計と基幹機器の開発研究は概ね連動していると評価する。
 - ヘリカル型核融合炉設計のパラメータを考慮して、ブランケット、ダイバータ、超伝導ヘリカルコイルなどの開発が進められている点は高く評価できる。
 - 必ずしも十分に「連動」していない場合もあるかもしれないが、全体としては良いバランスで進められていると考えられる。
 - 基幹機器の研究開発が着実に進展しており、ヘリカル型核融合炉設計との関連性が十分に説明されている。
 - 設計において目標として性能を出すための基幹機器を洗い出して、開発研究を進めている点は評価できる。

- 挑戦的な設計に関する開発研究課題が実施され、成果が出ていることは評価できる。
(1名)
- 連動性については評価することができない。炉設計で示した目標とR&D項目との関係や炉設計へのフィードバックが見え難く「連動が見え難い」。(4名)
 - 現在行われている研究開発項目が、ヘリカル型核融合炉設計において、数値目標も含めどの程度重要であるかについては明確でなく、連動性については評価することができない。
 - この連動が見え難い。特に「Multi-path Strategy」の中での力点をどこに置いて機器開発を行っているのか、戦略が分かり難く、「八方美人」的な印象を受ける。また炉設計で示した目標とR&D項目との関係が見え難いことも「連動が見え難い」原因となっているのではないかと思われる。
 - 基幹機器の開発研究結果から炉設計パラメータの変更などへのフィードバックも含めて、ヘリカル型核融合炉設計との連動を考慮する必要があるのではないか。
 - 炉設計と基幹機器の開発が連動しているとは言いがたい。研究が進むにつれて連動性は明らかになってくると思われる。
- ヘリカル型核融合炉設計において、数値目標も含めどの程度重要であるかについては明確でなく戦略性が見えない。基幹機器の開発研究の優先度などを示す方が分かりやすい。(3名)
 - 現在行われている研究開発項目が、ヘリカル型核融合炉設計において、数値目標も含めどの程度重要であるかについては明確でない。
 - ヘリカル型核融合炉設計の戦略性にも関わるが、基幹機器の開発研究の優先度などを示す方が分かりやすいと思われる。
 - 「Multi-path Strategy」の中での力点をどこに置いて機器開発を行っているのか、戦略が分かり難く、「八方美人」的な印象を受ける。
- 現在の基幹機器を用いた研究で、ヘリカル炉まで見通せるのか判断がまだできる段階ではない。数値目標に対する達成度や整備された機器の性能が炉設計で必要とされるレベルにどのように行き着くのか、どのような機器開発が今後必要かの「時間軸」も含めた戦略的なロードマップを掲げていく必要がある。(3名)
 - Challenging 案については、まだ基礎研究段階の段階で開発スケジュール設定までは困難だと思うが、炉設計側から掲げられた数値目標に対する達成度や整備された機器の性能が炉設計で必要とされるレベルにどのように行き着くのか、どのような機器開発が今後必要かのロードマップを掲げていく必要がある。
 - 「大学共同利用機関としての核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割」として、「時間軸」も含めた戦略が必要ではないか。
 - 各機器の研究開発は鋭意進んでいると判断できるが、それぞれとのインテグレーションが可能かどうかの判断がまだできる段階ではないように思える。

- Challenging な課題だけでなく、トカマクとの共通性も高く、アクションプランにも強くリンクしブレークスルーすべき開発項目が残されており Basic な課題の開発研究にも傾注した方が良い。(2名)
 - Basic な課題だからといって、既に見通しが立っているという訳ではなく、今後も更なる開発研究が必要であるのと、トカマクとの共通性も高く、アクションプランにも強くリンクするので、Basic な課題への開発研究にも傾注した方が良いと考える。
 - 基礎的開発にカテゴライズされている従来の研究についても、ブレークスルーすべき開発項目が残されているので、単純な切り分けで課題解決に繋がるとは考え難いと思われる。
- 炉設計活動に組み込む以前に、機器性能や炉心プラズマへの影響などを実験的に検証する必要がある課題も含まれている。(1名)
- 核融合炉実現に向けた基幹機器として、その他の装置設計や加熱機器開発、定常化などへの対応についても設計数値目標と連動した開発研究の進展を期待する。(1名)
- Clear evidence was presented, both in the reactor design and in the R&D sections of the presentation, that design and R&D activities are well integrated.
Examples include: 1) the short-sample test of HTS at 20K completed, and coil test planned; and 2) tests of metal powder to reduce the hydrogen permeation in molten salt breeders.
- Adequate research on HT superconductors, molten salt with added metal powder, and liquid metal jets is conducted in different test stands. These studies are targeting directly to the challenges related with a helical fusion reactor.
It is recommended to consider building a large-size HT superconducting test coil (not necessarily a helical one) to investigate systematically the impact of stresses and strains on the superconductor.
- The activities for R&D are excellent.
- The R&D activities for the major components are progressing at a good pace. These activities consist of the development of HTS magnet, the molten-salt blanket, and the liquid-metal divertor. The priorities of the component R&D are responsive to the needs highlighted by the design study for the helical fusion reactor, particularly as concerns the challenges caused by heat and particle handling as well as the need to minimize recirculated power. The research into adding Ti powder into molten salts to improve hydrogen retention is a significant breakthrough. The experiments on liquid metal jets are very interesting and likely to attract international interest.
While the relations between the design study and the R&D activities are apparent,

they were not explicitly identified in the presentations, as this question seems to request. It would strengthen the program, particularly as regards long term planning, to have the links set forth more explicitly and examined.

以上、評価項目「ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか」に対して、極めて高く評価するが4名、高く評価するが7名、評価するが5名、妥当（適切）であるが1名であった。

[2] 工学基盤構築に向けた研究

R&D Study on the Fusion Technology Basis

(1) 核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしているか。

Whether or not the FERP has served as a COE dedicated for the fusion technology development

- 核融合工学分野で重要な基盤技術に関する研究が、大学との有機的な連携により行われており、当該分野のCOEとして十分な役割を果たしている。(13名)
 - 核融合工学分野で重要な基盤技術である超伝導コイル、ブランケット、低放射化材料、トリチウム制御、ダイバータに関する研究が、大学との有機的な連携により行われており、当該分野のCOEとして十分な役割を果たしていると非常に高く評価することができる。
 - 核融合研は、大規模高磁場超伝導マグネット開発研究をはじめ、高熱流束プラズマ対向壁開発研究、長寿命液体ブランケット開発、低放射化構造材料開発、トリチウム制御など、広範囲な基盤技術開発において、全国の大学との強い連携の下に、当該研究を牽引しており、まさにCOEとして十分な役割を果たしていることは非常に高く評価できる。
 - 整備された機器を中心とした大学の関連設備との連携により研究開発が行われていることは理解できた。
 - 「大学共同利用機関としての(一般的な)核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割」という観点では、高く評価できる。
 - 大学等とのネットワークを含め、核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を概ね果たしていると評価する。
 - 国内外の関連研究機関とも幅広い共同研究を進めるとともに、多岐にわたる基盤技術開発研究を着実に進めている。これらを基軸として国内外の大学・研究機関と共同研究を幅広く展開しており、核融合工学分野におけるCOEとしての役割

を果たしている点は極めて高く評価できる。

- 多くの新しい技術開発が進んでおり、共同研究も多く、COE としての役割を十分果たしていると思われる。
- いくつかの課題については、COE としての役割は果たしていると考える。
- FERP をターゲットにした開発項目ごとに共同研究ネットワークを構築し、その中心的研究機関としての機器整備や研究者ネットワークの構築を進めている点は高く評価する。
- 基盤技術開発の基礎となるハードを核融合コミュニティ内の共通の財産として積極的に活用している点は極めて高く評価できる。(1名)
- 国内外学会報告、国際原子力機関 (IAEA) のホストなど、情報の収集・発信センターとして国内研究機関と海外研究機関の情報交換ハブとして優れた実績を上げつつある。(1名)
- ヘリカル炉における技術のみならず、原型炉開発に関する文部科学省のアクションプランの視点から、大学も含めた核融合工学分野における基盤技術開発の COE としての役割を期待する。(2名)
 - 炉工学技術に関してはトカマクとヘリカルでは同じ環状磁場閉じ込め装置として、かなり共通性があり、コンポーネントごとの要素技術はほぼ同じと言っても過言ではない。従って、文部科学省が推進しているアクションプランに核融合研の工学分野もかなり寄与できると言えるが、現時点ではそのような視点が弱いので、大学も含めた核融合工学分野における基盤技術開発の COE としての役割を期待する。
 - 得られた成果について、ヘリカル炉における技術のみならず、原型炉開発に関するアクションプランとの関係についても示しながら成果をアピールされることを希望する。技術目標の数値化及び原型炉開発に関するアクションプランとも関係するが、主要な工学技術領域あるいは開発機器毎にその開発戦略全体像を示し、その中で進捗度をアピールできることが望ましい。
- 核融合工学分野における基盤技術開発の COE として、ヘリカル方式以外の固有の課題、共通基盤課題の所掌範囲が明らかでない。核融合炉に対する俯瞰的な見地でヘリカルに限定されるもの、他の方式共通の課題なども示されても良い。現状では課題をヘリカル方式核融合工学分野に限定にした方が良いのかもしれない。(2名)
 - 核融合工学分野における基盤技術開発の COE という設定であれば、各種核融合炉に対する俯瞰的な見地の中でヘリカルに限定されるもの、他の方式共通の課題などが示されても良いと思われる。その中で戦略的にあるいは比較してヘリカル方式を中心にした核融合工学を推進することが示されることが期待される。
 - 「核融合工学」とすると、トカマクやレーザーも含まれるが、現状の「3つのタイプの核融合炉における基盤技術開発」と「共通した核融合についての基盤技術」

をどのように切り分け、量子科学技術研究開発機構（QST）やレーザー科学研究所と分担しているのか、重複していないかを確認し進めているのか。それぞれの機関が COE としての役目を果たしていると認識しているが、お互いの固有の課題と、核融合工学の共通基盤課題のそれぞれの所掌範囲を明確にしているのか。限られた予算を効率的に活かすには、それらをお互いに情報交換し、整理し調整していくことが必要だと思うが、それを核融合研としてどのように認識し、進めているのかが説明資料でははっきりしていない。

- 各機器の利用状況や研究者一人当たりの公開論文数を含めた学術論文の製作状況等の数値データを示すことも検討してほしい。（2名）
 - 各機器の利用状況や学術論文の製作状況等の数値データを示していただければ、highlight 的な話題にはまだ至っていない基盤的活動を把握する上でなお良かったと思う。
 - 成果としての創出論文数の絶対評価をする上で、研究者一人当たりの公開論文数などの整理の有効性について検討いただけると良い。
- 土岐サイト以外を含め、核融合工学技術の発展のためにニュークリア研究の発展の方策を模索して欲しい。（1名）
- 主要な工学技術領域あるいは開発機器毎にその開発戦略全体像を示し、その中での進捗度をアピールできることが望ましい。（1名）
- 全国の研究者と、開発すべき基盤技術に関する情報の共有が不可欠であるが、共有を図る仕組みとその有効性に問題はないだろうか。（1名）
- 大学共同利用機関として COE ネットワークを活かした長期的システムの構築を進めるのが良いように思う。（1名）
- The FERP is serving an extensive academic community in Japan by constructing and operating a large set of user facilities for basic research at the forefront of fusion technology development. One example is their investigation of mechanical alloying methods to improve the strength and radiation resistance of copper heat sinks for solid high heat flux targets. Another is their investigation of tritium permeation barriers by metal-organic chemical vapor deposition. These activities are exploring solutions to critical fusion problems. The presentation identified by name over ten universities that are collaborating with FERP and using FERP facilities for fusion divertor or blanket research.

A key to FERP success as a COE is maintaining high availability of its user facilities. These facilities offer, as a centralized resource, advanced capabilities that to a large extent can only be sited in a laboratory like NIFS that can provide the scientific and technical staff necessary to ensure both high scientific rigor and high availability.

- FERP has a clear road map to attack the most pressing engineering issues on the path towards a (helical) fusion power reactor. In this frame, FERP is making use of the broad expertise that exists in Japanese universities, thereby acting as a COE. The coordinating role of FERP is of utmost importance and is highly commended. In addition to the engineering subjects discussed above, the key topic of tritium handling is investigated in collaboration with four different universities. This as well is of great value for the international fusion community.
- Yes.
- The FERP has benefited from a broad collaboration system that organizes a number of universities around five research topics vital to fusion energy: low activation structural materials, large-scale high field superconducting magnets, high heat-flux plasma-facing wall research, long-life liquid blanket research, and trace tritium control technology. Highlights of the research include the study of thermal creep of high purity V-4Cr-4Ti alloys; the development of high-strength Nb₃Sn strand and indirect-cooling large-current Nb₃Sn conductor; the development of high-strength Cu alloys by mechanical alloying and hot isostatic pressure (HIP) methods; the study of degradation by thermal cycling in coatings by metal-organic CVD for tritium permeation barriers and electrical insulation; and the development of Tritium control technologies such as surface control and exhaust gas processing techniques including isotope separation.

The distributed nature of this research effort and the role of Universities seems especially effective in sourcing talent through a wide root system and nurturing a base of expertise that can benefit the fusion program as well as export fusion know-how to the broader economy.

以上、評価項目「核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしているか」に対して、極めて高く評価するが10名、高く評価するが6名、評価するが1名であった。

(2) 工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。

Whether or not the FERP is enhancing the interdisciplinary researches to strengthen the basis of the fusion engineering study

- 学際領域に水平展開し幾つかの重要な成果が上がっており、高く評価できる。(9名)
 - 高熱負荷試験装置 ACT2 がホウ素中性粒子捕獲療法 BNCT 用のターゲット開発

に利用されるなど、幾つかの重要な成果が上がっており、高く評価することができる。

- 核融合工学研究プロジェクトにおいて、工学研究の基礎となる学際領域では、BNCTにおけるターゲット開発やプロトン導電体を用いた水素モニタリングなど積極的に進められている。
- 十分に学際領域研究の拡充に貢献している。核融合学という「統合科学・工学」としての側面から、核融合以外の研究領域の成果を導入しつつ工学研究を推進していると考えられる。
- 学際領域の研究拡充が着実に進んでいると見受けられる。
- 核融合研ならではの核融合関連の分野の多くの研究者や、それぞれが持っている大学とのネットワークを通して、設計、材料、機器測定、シミュレーション、中性子工学等の分野にまたがった学際領域の研究拡充のポテンシャルも十分あり、それを活かしていると思う。
- BNCT 用ターゲット開発やマイクロ波化学など核融合研究分野以外の研究領域への展開を図っている点は評価できる。
- 「革新的エネルギー循環工学」の考え方の下、民間との共同研究を展開しようと進めていることも評価できる。(1名)
- 大学共同利用機関として獲得・整備してきた優れた施設・設備を、幅広い工学研究のプラットフォームとして供していることは評価する。(1名)
- 学際領域の研究拡充という観点からは限定的であり、今後、技術開発に基づく工学基礎への一般化、学術的な体系化への貢献を目指していただきたい。(6名)
 - 学際領域の研究拡大には寄与しているが、工学研究の基礎・基盤への貢献は弱い。超伝導コイルなどの大型機器を目指した技術開発は高く評価するが、それに基づく工学基礎への一般化、学術的な体系化への貢献を目指していただきたい。
 - 現段階では異分野の連携であり multidisciplinary な取り組み以上には見えない。Interdisciplinary な取り組みになるには、どのような discipline が生まれるのかを明確にする必要があり、今後に期待される。
 - 核融合炉研究から派生した最先端の技術をどのように工学研究の基礎となる学術にまで普遍化するのかについて明確には示されていなかった。
 - 「工学の基礎となる学際(学術?)」としての成果創出や拡がりについて意識した説明が、追加資料においても分かりづらく、評価しづらい。
 - 学際領域の研究拡充という観点からは限定的であり、委員会での報告や外部評価報告書(案)からは学際領域への展開の様子が十分に読み取れなかった。
 - 現状の研究分野を俯瞰し、「革新的エネルギー循環工学」の観点から核融合研で構築する学問分野(工学研究の基礎)の深掘りが必要と思われる。
- 学際領域の研究拡充を更に進めるために、研究者個人の繋がりだけではなく、組織的

な分野外への情報発信や URA 制度を活用した取り組みを行う必要がある。(1名)

- 社会的要請を明確にして、社会との共創を生み出す transdisciplinary な学際領域開拓のアプローチの方が適していないか検討しても良いと思われる。(1名)
- 他分野を牽引する研究レベルでの展開を期待する。(1名)
- The presentation included examples demonstrating activity in this area.
- There is a significant amount of interdisciplinary engineering research, reaching from chemistry to automotive to medicine. Both scope and breadth of the work looks reasonable to me.
- Progress has been made and more solid base has been established.
- Many of the core activities are inherently interdisciplinary, but the FERP is additionally participating in collaborative projects such as investigations of micro-arc in the context of automobile transmissions, the application of metal casting techniques to proton-conductors for H monitoring and the application of microwave heating techniques to chemical processes. In a separate project, scientists also carried out target development for boron neutron capture therapy. The level of interdisciplinary activities is commendable and successful in its goal of strengthening the basis of the fusion program and generating spinoff benefits along the way.

The FERP interdisciplinary research leans strongly towards finding applications for the science and technology developed within the fusion program. High temperature superconductivity is a good example of an external technological development that the FERP is importing into fusion. Examples where advances in other areas of science, by contrast (e.g. materials science for the alloy development), were imported into the FERP to advance the fusion program may have been implicit, but they would benefit from being highlighted more explicitly.

以上、評価項目「工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか」に対して、極めて高く評価するが2名、高く評価するが7名、評価するが8名であった。

(3) 工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。

Whether or not the FERP is improving the facilities for the fusion engineering study and enhancing the joint-use and collaboration

- 工学実験設備 (FIB 装置を備えた透過型電子顕微鏡、電子ビーム照射高熱負荷試験装置 ACT2、超伝導コイル実験装置や、Oroshi-2 装置など) の整備が進んでいる点は高

く評価できる。(12名)

- JT-60SA の中心ソレノイド超伝導コイルの試験が核融合研で実施され、また、整備された FIB 装置を備えた透過型電子顕微鏡や電子ビーム照射高熱負荷試験装置 ACT2 が幅広い共同研究に利用されており、非常に高く評価することができる。
- 超伝導や液体ブランケットなどの大型機器を導入し、工学実験設備の拡充を図っている点、TEM 及び FIB の共同利用をはじめとして、高度な共同利用・共同研究を推進している点は極めて高く評価できる。
- 熱・物質流動ループ装置 Oroshhi-2、超高熱負荷試験装置 ACT2、透過型電子顕微鏡、イオンビーム装置などの工学実験設備が整備・拡充され、共同利用・共同研究に活用されている点は高く評価される。
- 超伝導コイル技術や強磁場中の流体輸送など研究実験設備を充実させるとともに、国際的な協力体制を構築し、国内共同研究機関との充実した協働体制で研究開発を推進している。
- 超伝導マグネット、熔融塩ループ、電子ビーム、透過型電顕、熱クリープ試験装置等、高度な共同研究利用が進められており着実に成果が得られている。
- 最近の工学実験設備の拡充は大いに進んでいると思う。
- Oroshhi-2 や ACT2、超伝導コイル開発など工学実験設備の拡充に努めている状況は高く評価できる。高熱負荷材の試験、評価機器類の整備も進めており、今後の核融合炉実現に向けた工学機器開発の拠点として多くの共同利用、共同研究に活用されることを期待する。
- 整備された高度な工学実験設備は共同利用・共同研究に利用され、一定の成果を上げている。(9名)
 - 国際共同研究のための超伝導コイル実験装置や、Oroshhi-2 装置など、数多くの工学実験設備が拡充されており、高度な共同利用・共同研究に活用され、成果を出していることは、高く評価できる。
 - 設備の拡充とそれぞれの機器が担っている役割については説明があり、様々な共同研究に供されていることが理解できた。
 - 工学実験設備の大幅拡充を行って共同利用・共同研究を進めていること、成果も上がっていることを高く評価する。
 - 「革新的エネルギー循環工学設備」の観点から設備・施設の拡張に努めてこられたことは評価に値する。また、それらを共同利用・共同研究にも提供し、多くの成果が得られている。
 - 各種実験設備が充実しており、また、これを用いた共同研究あるいは共同利用が進んでいる。
- JT-60SA の中心ソレノイド超伝導コイルの試験が核融合研で実施されたことは極めて

て高く評価できる。(1名)

- 設備の拡充とそれぞれの機器が担っている役割については説明があり、様々な共同研究に供されていることが理解できた。(1名)
- 共同利用・共同研究を支える先進機器運用のために、専門的なスタッフなどが必須ではあるが、現状では研究者自身が維持・管理していると言っても過言ではない。現場の研究者に負担をかけず、支援要員や技術スタッフの確保・充実が望まれる。(7名)
 - 透過型電子顕微鏡における幅広い共同研究への利用を可能としているのは、専従の優れた技術者の存在であり、他の工学実験設備を更に共同利用・共同研究で活用するためには、支援要員の充実が不可欠であると考えられる。
 - 先進機器の運用には専門的なスタッフなどが必須ではあるが、現状では研究者自身が維持・管理しているといっても過言ではない。
 - 拡充されている実験装置の維持管理ばかりでなく、実験研究を推進し、相応しい研究環境をサポートする技術職員の支援も必要であると思われる。
 - 共同利用・共同研究を支えるのは機器だけではなく、その活動を支援する人材であり、共同研究を支援する人材の確保をぜひ進めるべきである。
 - サポート人員の配置も含め、利便性の一層の向上がなされると良いのではないか。
 - 装置・設備を有効に活かすためには装置・設備を熟知した技術職員や保守補修のための予算的なサポートが欠かせない。限られた経常経費の中で、長期に渡って継続的にこれらを有効に活用していくためには、現場の研究者に負担をかけるまいよう、専門の技術職員の配備など組織的なサポート態勢の整備を合わせて行っていくことが肝要である。技術職員の配置については今後も組織として配慮していかないと、研究者に対する負担が大きくなって本来の研究活動に支障がでてしまうことが懸念される。
- 単一大学では所有できないレベルの設備が整いつつあり、今後はより積極的に対応する研究者コミュニティにアピールし、今後の核融合炉実現に向けた工学機器開発の拠点として、共同利用・共同研究の更なる活用に期待する。(2名)
- 工学実験設備の各機器の利用状況や共同利用実績、学术论文の製作状況等の数値データが示されれば、活動の量的な把握が容易であった。(2名)
- 外部資金などを積極的に投入して技術スタッフの拡充を図られたい。(1名)
- 工学実験設備の更なる拡充について、目標を明確にした方が良い。(1名)
- 支援にあたる技術者不足の認識の上で、研究者と技術者の人員比率の見直しに取り組む方針なのか、現状が制約条件の中で最適との経営判断なのか説明がほしい。(1名)
- This is an important question and is closely related to Question (1), given the importance of maintaining state-of-the art facilities for NIFS to fulfill its COE role.

Examples of reported improvements include: 1) preparation of a large-bore high-field magnet test facility; 2) dual loop for testing both LiPb and molten salt breeders, including magnetic field effects; 3) super-clean facility for mechanical alloying (MA) and hot isostatic pressing (HIP) development; and 4) several thermal creep test facilities. These investments show that NIFS is performing well in providing capable, up-to-date facilities for its user community.

A key to FERP success in enhancing joint use and collaboration is to ensure that the resources to maintain high availability of these user facilities is provided.

- Quite a number of engineering test facilities is available, namely
 - High field magnet test facility,
 - Liquid metal loops combined with 3T magnet,
 - HIP capsule manufacturing device in clean environment,
 - EB facility,
 - TEM combined with a FIB,
 - Thermal creep test facilities.

This is an impressive range of facilities and they are used by both the FERP and jointly with prestigious collaborators, in particular Universities of Osaka and Kyoto, QST, MIT and PPPL. The facilities are permanently improved and seem to be the state of the art.

- Yes.
- Improvement of the facilities: The control system and the cooling system in the ACT-2 electron beam device has been improved (this system serves to test the W-Cu divertor target). This is a successful program in a priority area with international visibility. Eight thermal creep test facilities were also installed for testing advanced materials at high temperature and high vacuum.

Joint-use and collaboration: The superconducting magnet facility is a versatile tool that the FERP utilizes for international collaborations. In particular, preparations are under way to test the MIT twisted stacked tape cable in February 2018 using the 13T large-bore high magnetic field test facility.

The FERP also operates the Oroshhi-2 (Operational Recovery Of Separated Hydrogen and Heat Inquiry-2) that is used in several investigations of liquid metal systems.

以上、評価項目「工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか」に対して、極めて高く評価するが7名、高く評価するが8名、評価するが2名であった。

- (4) 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。

Whether or not the FERP is enhancing the collaboration research by utilizing the frameworks of “Bilateral Collaboration Research” and “LHD Project Collaboration Research”

- 双方向型共同研究において、大学との連携により炉工学に関する共同研究が拡充され（富山大学、筑波大学、九州大学など）、制度を有効に利用した多くの取り組みがなされており、高く評価できる。（10名）
 - 富山大学におけるトリチウム研究など双方向型共同研究を活用した炉工学に関する共同研究が拡充しており、極めて高く評価することができる。
 - 双方向型共同研究や LHD 計画共同研究を、大学の炉工分野の研究室と連携して推進しており、共同研究の拡充に努めている点は高く評価できる。
 - 多数の双方向型共同研究、LHD 計画共同研究が並列して走っており、制度を有効に利用した共同研究が拡充されている。
 - 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究において、大学主導で研究成果が得られている。
 - 筑波大学や九州大学等での双方向型共同研究をはじめ、核融合研に整備された工学実験機器を活用した LHD 計画共同研究なども実施されており、広く共同研究を進めている点は評価できる。ダイバータやブランケットを含め多彩な工学研究を進めており、核融合研での共同研究を通じた幅広い研究推進に寄与している。
- LHD 計画共同研究において、核融合工学の様々な課題が共同研究として実施され成果が上がっており（昇温脱離スペクトル計測装置、プラズマ照射装置開発、先進材料試験研究、トリチウムの生体への影響評価、ブランケット、ダイバータなど）、高く評価できる。（8名）
 - LHD 計画共同研究においても、ユニークな昇温脱離スペクトル（TDS）計測装置、プラズマ照射装置の開発や、様々な先進材料の試験研究、さらには、トリチウムの生体への影響評価など、核融合工学に必須の様々な課題が共同研究として実施され、成果が上がっており、極めて高く評価することができる。
 - 数多くの共同研究が、双方向型共同研究、LHD 計画共同研究の枠組みを活用して進められており、成果を上げていることは高く評価できる。
 - 核融合研の共同研究体制を活用し、双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などを通じて共同研究が実施されており、評価する。

- LHD 計画共同研究及び双方向型共同研究を通じ、プラズマ-壁相互作用、ダイバータにおける熱負荷低減、ブランケット、水素同位体の取扱い等の共同研究が幅広く進められており、大学発の研究成果に結実している。
 - それぞれの拠点大学研究機関の特色ある装置・施設の利用や、LHD 計画共同研究の資金的バックアップなどにより、共同研究が拡充していつている。
- 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究において、拠点大学研究機関の特色ある装置・施設の利用など、核融合研究の重点化・効率化や共同研究の拡充に寄与するとともに、大学の機能強化にも着実に貢献している。(2名)
- 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究など、共同研究推進体制を利用することにより、工学基盤構築は着実に進歩している。(1名)
- 「基盤」の充実のためには様々な独創的なアイデアを元にした基礎試験が必要であり、特徴を有する他研究機関との有機的な共同研究は、今後大きな成果を上げていくものと期待される。(1名)
- 多くの分野で幅広く多くの共同研究が行われていることが理解できた。(1名)
- 大学の研究環境の悪化の状況において、一層重要性が増している。基盤となる大学附属センターの再加入も含め、双方向型共同研究の更なる拡充が期待される。(2名)
- これらの共同研究の枠組みが成果達成にどのように特長を発揮できたか、についての視点も必要と考えられる。(1名)
- 双方向型共同研究では、機器の利用にとどまらない大型装置間ならではの研究も行われており、いくつかの典型例が挙げられるとより理解しやすかった。(1名)
- 共同利用・共同研究を支えるのは機器だけではなく、その活動を支援する人材であり、共同研究を支援する人材の確保をぜひ進めるべき。(1名)
- プロジェクトの中での共同利用・共同研究という観点に立つと、もっとテーマを絞った共同利用・共同研究課題を、核融合研側から提案していくスタイルも必要ではないか。例えば、LHD 計画共同研究ではヘリカル型核融合炉へ向けた視点が重視されるなど、それぞれ特色が出されるべきだと思われる。(1名)
- The presentation included examples demonstrating satisfactory performance in this area, although it appears that collaboration with the LHD project is limited to trace tritium research.

With the end of the LHD project foreseen in about eight years, it is important for FERP to have a strong role in discussions regarding possible successors to LHD. Technology issues now have increasing prominence in international fusion R&D, due to ITER and the plans for DEMO-type devices in several countries including Japan. With its strong innovative technology program, NIFS is poised to make important contributions to fusion solutions, not limited to its focus on helical device research. In deciding on its future after LHD, NIFS should consider how to

maximize its impact on fusion technology.

- There is a broad range of collaborative actions under both schemes. They are conducted in all those areas where significant expertise is available at the respective collaboration partners. In that sense FERP is a key element in fostering the national collaboration in fusion engineering research.
- Yes. Very productive cooperated work between NIFS and university has been done.
- The FERP animates a broad collaboration network of universities (Tsukuba, Kyoto, Kyushu, Osaka, Toyama, Tohoku) that perform complementary and mutually-supporting research activities. The research topics (e.g. for bilateral topics: divertors, edge plasma, co-deposition, liquid metal, Tritium behavior, and PWI) are very strategically chosen, offering Japan a great deal of leverage in the international fusion program. Similar observations apply to the extensive list of LHD collaboration projects.

以上、評価項目「双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか」に対して、極めて高く評価するが6名、高く評価するが11名であった。

(5) 国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか。

Whether or not the FERP has served as a COE to contribute to the international activities including ITER and BA, jointly with universities

- 国際熱核融合実験炉 (ITER) 及び JT-60SA での超伝導コイル試験に対する貢献、ITER との低温システムや中性粒子入射装置等の共同研究、「幅広いアプローチ」(BA) での JT-60SA、国際核融合エネルギー研究センター (IFERC) での DEMO 開発研究、国際核融合材料照射施設工学実証設計活動 (IFMIF-EVEDA) での共同研究、加熱機器開発、プラズマ対向壁材や原子分子データベース整備等、連携協力体制の下、研究拠点として多くの知見を提供し、国際事業へ果たしている貢献は高く評価できる。(11名)
 - ITER、JT-60SA の超伝導コイル試験に対する貢献は非常に高く評価することができる。
 - 超伝導コイル開発では、ITER や JT-60SA のコイルの試験に供するなど、大変積極的に関与しており、高く評価できる。
 - ITER との共同研究では、超伝導マグネットや低温システム、中性粒子入射装置等の研究が進められており、BA においても JT-60SA、IFERC における DEMO の

開発研究、IFMIF-EVEDA での共同研究等、国際事業へ大きく貢献していることは、非常に高く評価できる。

- ITER 及び BA 等の国際事業に対して、研究拠点として多くの知見を提供し、当該国際事業への貢献が大きい。
- ITER 機構とのタスク受注、欧州研究機関との研究協力、BA 実施機関である QST との共同研究や協力研究を通して連携協力を図っていることを評価する。
- ITER の冷却プロセスの検証についての受託事業を実施するとともに、BA の下で進められている JT-60SA の中心ソレノイド (CS) の安定性評価のために、CS モデルコイルを用いた特性試験を行っている。これらに加え、BA 活動の下での DEMO の R&D や IFMIF-EVEDA への貢献もあり、卓越した研究拠点として、ITER 及び BA 活動との連携強化を大学とともに進めている点は極めて高く評価できる。
- ITER、BA 等において「国内研究者コミュニティ」のハブとしての機能を果たしており、連携協力体制をもって国際協力に貢献している。
- ITER 及び BA とも実際に協働しており、COE としての大学連携協力も行っている。
- ITER では、超伝導磁石やクライオシステム、中性ビーム加熱等の分野で、BA では、JT-60SA 関連や IFMIF-EVEDA 関連の共同研究に進展が見られ、人的運営面でも核融合研が COE として大学と協力する関係が見受けられる。
- 超伝導コイルや加熱機器開発、プラズマ対向壁材や原子分子データベース整備など、核融合研究の中心的研究機関として ITER や BA 活動に寄与している点は評価できる。
- 合同コアチームによる原型炉設計に関するアクションプラン策定においても、核融合研が当該分野の卓越した研究拠点として参画し、大学とともに連携強化を図り、大きな貢献を果たしていることは高く評価できる。(2名)
- 国内研究者にとっては核融合研からの国際共同研究事業の発信が有用で、事業に対する理解に不可欠であり、研究拠点として大学との連携協力の機能を果たしている。(2名)
- トカマク型核融合炉設計でも、共通の課題に対して多くの貢献を期待され、かつ、それに応えようとしている点が評価できる。(1名)
- ITER や BA 活動はもとより、トカマク DEMO 炉へ向けたアクションプラン作成などにおいて、卓越した研究拠点として大学とどのような方向で連携協力を図ろうとしているのかより明確にし、期待される成果を含め、我が国における大学の核融合研究をどのような方向に先導しようとしているのか、俯瞰的に戦略性を示すことが期待される。(2名)
- 一方通行の連携協力ではなく、「連携協力により得るもの」を意識してもらいたいし、その結果をもっと「見える」ような工夫が必要ではないか。(1名)

- アクションプラン内の各項目に関し、予算に関する議論も含め核融合研が大学及びQSTと協力して主体的に貢献していくことが必要。(1名)
- 工学に関する核融合研の持てる力、トカマクとヘリカルヘリカルの工学課題に共通性が多いことを考慮すれば、より一層の連携協力を期待したい。(1名)
- 中性ビーム入射に関する協力では、RFX研究所での協力の成果をどのように有効活用しているのか、より具体的記述があった方が評価しやすかった。(1名)
- 有償、あるいは双方の資金を合わせて進めている共同研究やITERタスクについては、外部資金獲得の観点から、その金額を整理したものがある方が良い。(1名)
- 「卓越した研究拠点として大学とともに連携協力」との観点からの評価のためには、核融合研の研究代表者の記載のみではなく、協力研究大学の有無とその名称の記載も欲しい。(1名)
- これらの事業はQSTが国内実施機関として動いている点と、核融合研の主なミッションであるヘリカル型炉とは直接結びつかない部分もあるためか、一定の貢献は認められるが、「大学」に比べて「卓越した研究拠点」としての寄与となっているかという点については、もう少し組織的な寄与があっても良い。(1名)
- 研究者間での貢献にとどまらず、これらの連携研究を通じた核融合研全体の寄与が国際的にもより明示化されるよう、今後も広報活動に更に力を入れてはどうか。(1名)
- The presentation included examples demonstrating important FERF contributions to both ITER and Broader Approach (BA) activities. The FERF tested ITER toroidal field (TF) conductor joint samples in their magnet facilities to confirm compliance with resistance requirements. With respect to the BA, one of the JT-60SA central solenoid coils was tested in FERF facilities and several material-related studies supporting Japanese DEMO R&D have been performed. The Japanese DEMO team has issued an action plan for contributions to their R&D needs, many of which match well with NIFS interests and capabilities. Examples of possible FERF contributions were shown. NIFS should seek to make its unique resources and intellectual capabilities, as well as those of its university partners, available to Japan's DEMO R&D activities. Strong NIFS participation in DEMO R&D will be mutually beneficial.
- FERF makes notable contributions to the ITER and BA programs. In particular the know-how in superconductivity, divertor and blanket materials is made available via different collaborative schemes. Remarkable is the strong contribution of atomic and molecular data to the international GENIE data base. The role of universities is here not obvious to me, but one can assume that via the various university collaborations their specific know-how flows in.

- Very good cooperation between Asia and US. Need more efforts between NIFS-EU and NIFS-ITER.
- ITER: The FERP collaboration has contributed to the development of two systems for ITER: the SC magnet and cryo system, and the NBI system. For the latter, it tested the joint samples and developed a code, C-PREST, to simulate the cryo-system including, for example, the flow of LHe from the reservoir to the compressor section.
- BA: FERP also participated in the broader approach, including JT-60SA (magnet testing), IFERC (Tritium control, creep rupture for RAFM, PWI experiment) and IFMIF-EVDA (H monitoring in Liquid Li). An action plan for a tokamak DEMO has been issued by the joint core team listing 15 major items including five that are closely related to the activities of the FERP. Examples include electron-beam welding, HIP, reinforcement of ferritic steel by oxide-dispersion strengthened joining. NIFS will also continue its contributions of atomic and molecular data to the GENIE worldwide search engine.

以上、評価項目「国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか」に対して、極めて高く評価するが5名、高く評価するが10名、評価するが2名であった。

(6) 大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。

Whether or not the FERP is providing distinctive education in the field of fusion engineering research, taking advantage of the function as an inter-university research institute

- 核融合研の施設を利用して多くの大学院生が多数の論文を公表し、また、学位を取得していること、大学の修士課程の学生は核融合研との連携で研究を発展させていることなどは高く評価することができる。(5名)
 - 核融合研の施設を利用して、多くの大学院生が論文を公表し、学位を取得していることは高く評価することができる。
 - 大学の修士課程の学生は核融合研との連携で研究を発展させており、高く評価できる。
 - 総合研究大学院大学（総研大）、京都大学など核融合工学分野での博士課程院生による様々な研究が進められていることは、高く評価できる。

- 一定の割合の大学の学生及び総研大の学生の教育を実施しており評価できる。
 - 総研大での博士課程学生の育成を着実に進めると同時に、共同研究を通じた各大学での教育に貢献しており、核融合工学分野での教育に継続的な寄与を行っている。
- 総研大での博士課程学生の育成を着実に進めると同時に、大学共同利用機関として受託学生の受け入れ、共同研究を通じた各大学での教育に貢献している。プラズマ及び核融合分野の特色ある教育実施の成果が見られ、連携大学院の整備とともに、核融合工学分野での教育に継続的な寄与を行っている。(3名)
- 2013年以降98件の論文(39件が核融合研の院生、59件が他大学の院生)が出版され、論文数が増加していることは注目に値し、評価できる。(2名)
- 研究を通しての教育、実践的教育を中心とした取り組みは評価でき、成果も上がっている。(2名)
- 核融合研究の長期的な発展を支え、国際的に活躍できる人材の育成という概念での取り組みは理解できる。(1名)
- 核融合研の優れた施設・設備の共同利用等を通じ、大学等に対し優れた教育機会を提供している。(1名)
- 総研大・夏の体験入学やSSH活動などによる教育・啓蒙にも力を入れている。(1名)
- 核融合工学分野のみならず、「最先端科学分野」を目指す研究者養成のための教育活動が展開されている。核融合研の一般公開等に訪れる中学生や高校生は核融合に限らず、科学の面白さに触れる機会となっており、学部生レベルが核融合研に共同研究に訪れる際には、日本のもの作りのレベルの高さを学ぶ。大学院生レベルでは教科書で学ぶ超伝導や分光学などの内容が実験装置として現実感を持った形で認識されることになり、次世代の自然科学・工学研究者を育成する「特色ある教育の場」となっている。(1名)
- 核融合工学分野での特色を活かした教育(総合工学的視座)が組織的に行われている状況にはない。今後大学などと連携した取り組みとともに、核融合研ならではの特色をより明確にし、その役割を主導的に果たすことが期待される。(3名)
- 核融合研が有する最先端の大型機器を大学の学生にもより広く活用してもらうなど、核融合コミュニティとして学生の育成に取り組む必要がある。(1名)
- 最新の様々な機器の共同利用化を更に進めるとともに、得られた研究成果を幅広く提供し、多くの学生に対し、核融合炉実現に向けた研究活動の支援を推進して欲しい。(1名)
- 多くの研究から生み出された成果を、幅広く提供し、核融合炉実現に向けた研究活動に多くの学生が参加できるように更なる努力を期待したい。(1名)
- 卓越大学院プログラム等が議論されている中、総研大と他の大学との関係・連携を一度きちんと議論しても良いのではないかと。(1名)

- あまり教育イベントを開催することは所員の負担増にも繋がるので、バランスを考える必要がある。(1名)
- 共同研究に参加する大学と共同で「共同研究教育プログラム」などを申請し、人的資源を確保することも効果があるかも知れない。(1名)
- 博士の数が若干少ないように思われる。特色ある教育の目に見える成果の一つは、学位(博士)の数と思われるが、5年間では少ないように思われる。(1名)
- 博士の学位は、特色があり、オリジナリティがないと授与できないので、学位が出せるようなテーマ設定あるいは大学との共同研究も指標として考慮すべき。一方、この観点ばかりの研究であると装置開発が滞るので、両者のバランスをどう取るのかも重要な判断となる。(1名)
- 国内の優秀な学生を核融合分野に集められているか、外国人学生にとって魅力ある就学先として核融合研が位置づけられているかについては、さらに検討が必要。(1名)
- 総研大やポストクなどで多くの外国人研究者を育成しているが、世界的に見て優秀な人材を集められているか、その後の活躍や就職先などを含めた追跡調査が今後求められるところである。特に核融合工学分野は、他の研究分野でも活躍できる基盤知識や技術を取得できる領域でもあり、修了した学生らへの追跡アンケートや同窓会組織なども検討してはどうか。(1名)
- The presentation provided clear evidence that NIFS is supporting important research by Ph.D. students.
- The close collaboration of the FERP with Japanese universities is a pivotal element in attracting talented young researchers to work in fusion engineering. The number of awarded academic titles based on FERP research has further grown and the Ph.D. program starts to develop. A good number of FERP publications have been (co-) authored by students. This looks all reasonable and promising.
- Yes, Excellent for training young scientists.
- Thanks to the central role played by universities in NIFS, and with the help of SOKENDAI, the FERP is playing an important role in educating graduate students and providing them with unique opportunities to participate in world-leading research. The educational role of FERP is best demonstrated by the nearly 100 student-published papers and by the breadth of science revealed by these papers.

以上、評価項目「大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか」に対して、極めて高く評価するが3名、高く評価するが12

名、評価するが2名であった。

(7) 国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めているか。

Whether or not the FERP has been closely cooperating with foreign institutions by enhancing researcher exchange and collaboration, based on the international agreements

- TITAN、PHENIX の日米協力プログラム事業、Post-CUP や A3 Foresight プログラムなどの日中、日韓プログラムが実施され、また、国際エネルギー機関（IEA）主催のステラレータ／ヘリオトロン協定、PWI 協定、IAEA が調整する研究プロジェクトやワークショップなど数多くの国際連携の下で共同研究のコア機関として機能し、海外の研究者との緊密な交流と共同研究での連携が進められており、核融合工学研究プロジェクトについてもその活動を高く評価できる。（10名）
 - TITAN、PHENIX の日米協力プログラム事業、Post-CUP や A3 Foresight プログラムなどの日中、日韓プログラムが実施され、海外の研究者との緊密な研究者交流と共同研究による連携が行われており、極めて高く評価することができる。
 - 核融合研も炉心プラズマ・炉工学分野において幅広く連携・交流をしており、高く評価できる。
 - TITAN、PHENIX に代表される日米共同プロジェクトや数々のワークショップ、人材交流が日米間で行われ、日中・日韓の共同研究、並びに IEA 主催のステラレータ／ヘリオトロン協定、PWI 協定、IAEA が調整する研究プロジェクトやワークショップなど数多くの国際連携の下で、研究が進められていることは高く評価できる。
 - 核融合研として、多くの国際協定の下で実施される共同研究のコア機関として機能しており、今回の評価対象である「核融合工学研究プロジェクト」についても、その活動を評価できる。
 - 海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めていることを高く評価する。
 - TITAN、PHENIX 計画をはじめとした長年にわたる日米協力事業、日中・日韓協力事業、ITER 及び BA 活動への貢献、中性ビーム入射装置関する RFX との連携協力など、海外の研究拠点との共同研究、研究者交流を活発に実施している。
 - PHENIX 日米科学技術協力事業、日中協力事業、日韓協力事業、IEA のステラレータ／ヘリオトロン実施協定事業などにより、研究者交流、共同研究が継続して実施されている。

- ・ 日米、日中、日韓をはじめ国際的な交流協定を継続的に実施し、海外の研究拠点との研究者交流や共同研究を進めるなど、国際的な連携を積極的に進めている点は評価できる。
- 中国の若手研究者が核融合研に留学して、高度な先進技術を身に付け、帰国して更に発展させている点は注目に値する。(1名)
- 日米・日中の協力活動を通じた研究者交流、共同研究により国際連携が強固になっていることを評価する。(1名)
- 既に海外の研究拠点が、核融合研の研究拠点としての機能を十分認識しており、主だった研究機関との交流協定は締結されている。十分な質・量の国際共同研究がなされており、国内の所外共同研究者の参加も認めていることから、基盤研究の国際化が更に進展するものと期待する。(1名)
- 米国、中国とのジョイントプロジェクトが動いており、新しいテーマの息吹が感じられる。(1名)
- 核融合研内に連携研究プロジェクトが設置され、研究者交流、共同研究が継続して実施されている。これらの成果は、国際共同研究の成果として核融合コミュニティ内で広く認知されている。(1名)
- 炉工学分野で見ると、日米協力などの国際交流の予算が限られている中で、運営など上手くコーディネートしている。(1名)
- 原型炉に向けた研究開発を着実に進めている欧州との共同研究の強化、Post-CUP や A3 Foresight プログラム以降の対アジアの連携構築について、具体的な方策を考える必要がある。(2名)
- オールジャパンでの取り組みをもう少し明確にした方が良い。(1名)
- 今後は国外協力機関研究者からの共同研究提案を公募するなど、ユニークな形での国際連携推進に期待したい。(1名)
- 核融合研以外の大学や研究者・学生への配慮もあると思うが、炉工学分野の国際交流に対し、核融合研の研究者の関与がもっと大きくても良いのではないか。(1名)
- 共同研究から国際共著論文を数多く出すこと、特に第一著者として高い貢献を行うことは重要であろう。(1名)
- NIFS is an important center for international collaboration in fusion. The TITAN and PHENIX collaborations in materials-related research are considered to be among the most successful in the long history of the U.S.-Japan fusion collaboration agreement. The collaboration provides NIFS scientists with access to important U.S. facilities for thermofluid (MTOR at UCLA), tritium (TPE at Idaho National Laboratory), and irradiation (HFIR at Oak Ridge National Laboratory) studies and provides a strong justification for continued U.S. support of those facilities. Likewise, U.S. scientists benefit from access to FERP facilities,

such as their large-bore magnet facility and the Orishhi-2 liquid breeder test loop, which are unmatched in the U.S. Also FERP scientists play leading roles in planning and hosting workshops in the U.S.-Japan Reactor Studies series and are among the leaders in technical program planning for the IAEA DEMO Programme Workshop series.

- There are intense collaborations with the US, China and Japan under the roof of either IEA or IAEA. This includes exchange of researchers.

It is recommended to look for more collaborative projects with European research institutions and universities. There are numerous bilateral funding schemes available and the FERP is a highly potential partner.

- Very good but need enhance activities between EU-JP.
- The FERP is involved in two IEA, one IAEA and three bilateral collaboration programs. Some of the contributions to these programs were described in the responses to previous questions in this report. Joint projects in the US-Japan collaboration, for example, include an investigation of the thermo-fluids of liquid breeders in magnetic fields and a study of plasma exposure of neutron-irradiated materials. The collaboration program with China involves the HL-2A experiment at SWIP and the EAST device at ASIPP on the Chinese side and both JT-60SA and LHD on the Japanese side. The topics of interest include reactor design and magnets.

以上、評価項目「国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めているか」に対して、極めて高く評価するが6名、高く評価するが9名、評価するが2名であった。

(8) 大学からの研究成果創出に資しているか。

Whether or not the FERP has contributed to creating the research results from universities

- 共同研究を通じて大学研究者による多くの論文が公表され（2013年から2017年において440件の研究成果発表がなされ、その約半分が核融合研外からの成果）、プラズマ理工学・核融合炉工学等の国際論文発表と受賞、また、関連する予算の獲得もなされており、大学からの研究成果創出に貢献していると高く評価できる。（6名）
 - 共同研究を通じて大学研究者による多くの論文が公表され、また関連する予算

の獲得もなされており、大学からの研究成果創出に貢献していると高く評価することができる。

- 大学から関係する成果がどれくらいあったかということは重要なファクトデータであり一定の成果が得られているようであり、高く評価できる。
- 2013年から2017年において440件の研究成果発表がなされ、その約半分が核融合研外からのものであることから、同研究所が大学からの研究成果の創出に大きく寄与している。
- プラズマ工学、核融合炉工学等の国際論文発表、各賞授与、核融合研からの科研費授与創出等、大学からの研究成果創出に貢献しており、高く評価できる。特に、2013年度から2017年度において、全体440件の論文のうち、226件が、核融合研以外の大学研究者論文で、この点からも研究成果創出に資している。
- 双方向型共同研究とともに、一般共同研究や、核融合工学設備の共同利用、日米をはじめとした海外との協力事業などを通じ、大きな支援を得ることができ、大学からの成果創出に貢献している。(3名)
- 成果発表98件(成果の約20%)が学生による第一著者論文となっており、大学からの研究成果の創出に大きく寄与しているのみならず、教育にも貢献していることを示している。(2名)
- 大学からの多くの研究者が、核融合研の工学機器の活用により科学研究費を獲得して研究を行っていることなどは評価できる。(1名)
- 個別には装置や研究の予算の限られている大学での研究活動が、核融合研との共同研究によって質・量的にも大きな支援を得ることができている。(1名)
- 核融合工学分野での大学研究者にとって、核融合研との共同研究は研究進展や人材教育の両面で有用である。(1名)
- 全国共同利用共同研究機関の大学の機能強化への貢献が今後益々重要となるので、その評価、並びに今後の方針や進め方に関する議論に供するため、客観的に検証可能な質の高いデータの収集を組織的に行う必要がある。(2名)
- 共同研究等を通して核融合研のみならず大学が出した「学位の件数」が重要。この観点からすると、学位(博士)の数が若干少ない。大学との共同研究成果の創出を図るとともに、人材育成にも更に一層の寄与を期待する。(2名)
- 大学共同利用機関として、他の研究所との比較や、大学における核融合分野をどのような方向に、また大学をどのように活用し我が国の核融合分野を先導しようとしているのか、といった戦略、及びその中での各成果の位置づけが明確でない。大学共同利用機関としての重要なミッションの1つに関係するものであり、ファクトデータとしてだけでなく戦略と位置づけを今後明確にすることを期待したい。(1名)
- 「核融合工学研究プロジェクト」に限らず、この観点でのデータ収集は未だ十分では

なく、評価は難しい。継続したデータ収集・解析が望まれる。(1名)

- 十分に貢献していると考えられるが、さらに改善できる可能性はある。現時点では大学側が研究成果を創出する上で核融合研を利用するポイントは、大学から核融合研を利用しに来る共同研究者の資質とマインドセット（どれだけ自分の業績にプラスになるよう基盤研究プロジェクトを利用するか）にかかっている。当然、核融合研側が大学にアプローチして可能な共同研究、成果創出に繋がる研究課題をPRしていけば更に貢献度は大きくなるだろうが、所員に対するロードが大きくなりすぎるので、やはりバランスを適切に取る必要がある。(1名)
- ここ数年間の国際会議発表件数や関係論文数などはほぼ一定となっており、近年整備を進めてきた工学研究関係機器を活用した研究成果がうまく出ていないことも懸念される。(1名)
- The presentation provided data on publications, awards, and projects by university researchers demonstrating excellent performance in this area.
- The FERP has considerable impact on fusion engineering research conducted by Japanese universities. About 50% of the publications in the period 2013-2017 have been authored by university collaborators. This is a very convincing figure. In addition, there are numerous grants, awards, talks awarded to university researchers based on the FERP collaborative program.
- Yes.
- The strong interaction between Universities and the FERP has already been described in answers to questions 2 (1), (4) and (6). One measure of the productivity of the program is offered by the publications and presentations at international conferences that number between 40 and 50 from year to year. The grants that the program has helped University researchers secure provides another measure of the program's success: these typically number between 5 and 10 but reached nearly 20 in 2016. Looking at the program publication output as a whole, one finds that a little more than 10% of the 440 publications from 2013-2017 concerned themselves specifically with Reactor design, the rest addressing other R&D topics such as magnet and cryogenics, low activation materials, blanket and first wall, divertors, tritium safety etc. Approximately half were written by non-NIFS staff and a quarter by students.

In conclusion, the FERP is a well-balanced and productive program with a broad network of roots distributed across the university system. It has carved a strategic place for Japan in the international fusion program and will give it a head start in the eventual commercialization of fusion.

以上、評価項目「大学からの研究成果創出に資しているか」に対して、極めて高く評価するが4名、高く評価するが9名、評価するが3名、妥当（適切）であるが1名、であった。

第3章 評価のまとめと提言

第2章に示した意見及び外部評価委員会での論議を基に、評価の要点をまとめ、今後の核融合工学研究プロジェクトの推進に関する提言を記述する。

[1] 評価のまとめ

1. ヘリカル型核融合炉の設計研究

Design Study on the Helical Fusion Reactor

(1) ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。

Whether or not the FERP has shown continued progress on upgrading and refinement of the helical reactor design study

メンテナンスやコスト評価、並びにシミュレーションを用いた解析が継続的に行われ、ヘリカル型核融合炉の設計の高度化と精密化が図られているだけでなく、挑戦的な課題設定もなされており、高く評価できる。また、基本的な構造条件や使用条件を提示していくつかの設計に集約しているという点も評価できる。

一方で、Basic と Challenging に分ける手法に関しては一定の評価は期待できるところであるが、実現性や優先度などを考慮し全体像を明確にする必要がある。これまでの学術的・工学的知見をベースに基礎設計の工学的成立性を明確に示し、その上で、Challenge な課題を明示することが求められる。また、現在トカマク型で進められている原型炉設計との検討レベルの差異、共通の問題点や異なる点などを今後明示化していく必要があると思われる。

(2) ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。

Whether or not the FERP has summarized the conceptual design study of the helical fusion reactor and embodied the numerical targets for each development issue

コンポーネントごとに開発目標をできるだけ数値化させてまとめている点は、研究開発の進捗状況を把握する上で有用であり高く評価できる。

一方で、数値目標の意味、課題の重要度、研究課題間の相補的関連性、優先度や位置

づけが明確でなく、今後より戦略的な取り組みが期待される。概念設計とリンクして、各項目の更なる精緻化を図るべきである。その意味からも、概念設計の中の Basic と Challenging の認識と数値目標とを整理する必要がある。併せて、“全体設計として最適なインテグレーションにいかに関係を築いていくか”という課題への取り組みを明らかにすることが期待される。目標値に対する達成可能性の度合いや全体的なバランスなどについて、準定量的な評価軸も必要と思われる。

(3) ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか。

Whether or not the design study of the helical fusion reactor and the R&D activities of the major components are closely related with each other

高温超伝導コイルやブランケット、ダイバータ開発を中心に設計と開発研究とがバランス良く連動している点は評価できる。また、挑戦的な設計に関する開発研究課題も実施され、成果が出ていることは評価できる。

一方で、ヘリカル型核融合炉設計において、Challenging な課題だけでなく、トカマクとの共通性も高く、アクションプランにも強くリンクしブレイクスルーすべき開発項目が残されている。そのため、Basic な課題の開発研究にも傾注しつつ、数値目標を含めて、どの程度重要であるかについて明確にする、基幹機器の開発研究の優先度を示す、などの戦略性を示すことが重要である。また、炉設計で示した目標と R&D 項目との関係や炉設計へのフィードバックを示すことも重要である。さらに、「時間軸」や機器開発項目も含めた戦略的なロードマップを掲げていく必要がある。

2. 工学基盤構築に向けた研究

R&D Study on the Fusion Technology Basis

(1) 核融合工学分野における基盤技術開発の COE としての役割を果たしているか。

Whether or not the FERP has served as a COE dedicated for the fusion technology development

核融合工学分野で重要な基盤技術に関する研究が、大学との有機的な連携により行われており、当該分野の COE として十分な役割を果たしている。また、基盤技術開発の基礎となるハードを核融合コミュニティ内の共通の財産として積極的に活用している点は極めて高く評価できる。さらに、国内外学会報告、IAEA のホストなど、情報の収集・発信センターとして国内研究機関と海外研究機関の情報交換ハブとして優れた実績を

上げつつある。

一方で、ヘリカル炉における技術のみならず、原型炉開発に関する文部科学省のアクションプランの視点から、他の方式を含め核融合工学分野全体における基盤技術開発のCOEとしての役割を期待する。また、主要な工学技術領域あるいは開発機器毎にその開発戦略全体像を示し、その中での進捗度をアピールできることが望ましい。さらに、各機器の利用状況や研究者一人当たりの公開論文数を含めた学术论文の製作状況等の数値データを示すことも検討して欲しい。

(2) 工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。

Whether or not the FERP is enhancing the interdisciplinary researches to strengthen the basis of the fusion engineering study

学際領域に水平展開し、いくつかの重要な成果が上がっており、高く評価できる。また、大学共同利用機関として獲得・整備してきた優れた施設・設備を、幅広い工学研究のプラットフォームとして供しつつ、「革新的エネルギー循環工学」の考え方の下、民間との共同研究も展開しようと進めていることも評価できる。

一方で、学際領域の研究拡充という観点からは限定的であり、今後、他分野を牽引する研究レベルで技術開発に基づく工学基礎への一般化、学術的な体系化への貢献を目指していただきたい。また、学際領域の研究拡充を更に進めるために、今後、組織的な分野外への情報発信やURA制度を活用した取り組み期待したい。さらに、学際研究の在り方に関しては、必ずしも学術創成という方向だけではなく、社会的要請を受けた transdisciplinary な学際領域開拓のアプローチを検討しても良いと思われる。

(3) 工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。

Whether or not the FERP is improving the facilities for the fusion engineering study and enhancing the joint-use and collaboration

工学実験設備の整備・拡充として、透過型電子顕微鏡、電子ビーム照射高熱負荷試験装置 ACT2、超伝導コイル実験装置などの導入が進められ、これらを共同利用・共同研究に活用し、着実に研究成果が得られている点は高く評価される。核融合研で実施された JT-60SA の中心ソレノイド超伝導コイルの試験もその一例である。

一方、現場の研究者の負担を増やさずに、こうした設備を維持・運営し、共同研究者への利便性を一層向上させるには、機器の運用を支える技術スタッフの確保が不可欠である。また、今後、関連設備の拡充や長期的な設備の運営を図るのであれば、達成目

標を設定した上で、人員配置を含めた整備計画の検討が望まれる。そのためには、各機器の利用状況や研究成果のデータに基づいた議論が必要となる。併せて、今後の核融合炉実現に向けた工学機器開発の拠点として、こうした先進的設備を用いた共同利用・共同研究のより効率的な運用のため、研究者コミュニティへの更なる周知を期待する。

- (4) 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。

Whether or not the FERP is enhancing the collaboration research by utilizing the frameworks of “Bilateral Collaboration Research” and “LHD Project Collaboration Research”

双方向型共同研究を通じて、富山大学、筑波大学、九州大学等の大学との連携により、炉工学に関する共同研究基盤が拡充され、成果の創出につながるとともに、拠点大学研究機関の特色ある装置・施設の利用など、大学の機能強化にも着実に貢献している点は高く評価される。また、LHD 計画共同研究においても、昇温脱離スペクトル計測装置、プラズマ照射装置開発、先進材料試験研究、トリチウムの生体への影響評価、ブランケット、ダイバータなど、核融合工学の様々な課題が共同研究として実施され、成果が上がっている。双方向型共同研究、LHD 計画共同研究ともに、大学の炉工分野の研究室と連携して推進されており、共同研究の拡充に努めている点は高く評価できる。今後、基盤となる大学附置センターの再加入など、双方向型共同研究の更なる拡充が期待されるとともに、各センター及び核融合工学研究プロジェクトの特徴を反映した共同研究テーマの設定方針や、共同研究の制度が研究成果へどのように結実したか、についても併せて検討されたい。

- (5) 国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか。

Whether or not the FERP has served as a COE to contribute to the international activities including ITER and BA, jointly with universities

大学との連携協力体制の下、国際事業へ果たしている貢献としては、ITER 及び JT-60SA での超伝導コイル試験、ITER との低温システムや中性粒子入射装置等の共同研究、BA での JT-60SA、IFERC での DEMO 開発研究、IFMIF-EVEDA での共同研究、加熱機器開発、プラズマ対向壁材や原子分子データベース整備等、多岐にわたっており、高く評価できる。また、合同コアチームによる原型炉設計に関するアクションプラン策定におい

ても、当該分野の卓越した研究拠点として参画し、大学との連携の下に大きな貢献を果たしていることも高く評価できる。

また、ITER や BA 活動はもとより、トカマク DEMO 炉へ向けたアクションプラン作成などにあたっては、卓越した研究拠点として、我が国における大学の核融合研究をどのような方向に先導しようとしているのか、核融合研からの組織的な貢献も含め、その戦略性を俯瞰的に示すことが期待される。

- (6) 大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。

Whether or not the FERP is providing distinctive education in the field of fusion engineering research, taking advantage of the function as an inter-university research institute

大学との共同利用・共同研究の下で核融合研の施設を利用し、共同研究を通じた教育・実践的教育を各大学において進めるための優れた教育機会を提供していること、これにより多くの大学院生の論文発表や学位取得につながり、成果を上げている点は高く評価できる。また、総研大において博士課程学生の育成を進めると同時に、大学共同利用機関としての受託学生受け入れ、連携大学院の整備、サマースクールなどを通じ、プラズマ及び核融合分野の特色ある教育に貢献している。

一方で、学位（博士）の取得数は必ずしも多くはなく、また、核融合工学分野での特色を活かした教育が組織的に行われているとは言えない。今後大学などと連携した取り組みとともに、核融合研ならではの役割を主導的に果たすことが期待される。そのためには、最先端機器を用いた研究への学生の参加や、総研大と他の大学との関係・連携、優れた人材の確保などについて検討を進める必要がある。

- (7) 国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めているか。

Whether or not the FERP has been closely cooperating with foreign institutions by enhancing researcher exchange and collaboration, based on the international agreements

国際交流協定などに基づき、TITAN、PHENIX の日米協力プログラム事業、Post-CUP や A3 Foresight プログラムなどの日中、日韓プログラムが実施され、また、IEA 主催のステラレータ／ヘリオトロン協定、PWI 協定、IAEA が調整する研究プロジェクトやワー

クショップなど数多くの国際連携の下で共同研究の中心機関として機能し、海外の研究者との緊密な交流と共同研究での連携が進められている点は高く評価できる。また、卓越した研究拠点としての機能を果たし、国際共同研究の運営や実施にあたっている。今後は、後継プログラムの検討、オールジャパンでの取り組みの明確化、国際共同研究の更なる推進に期待する。

(8) 大学からの研究成果創出に資しているか。

Whether or not the FERP has contributed to creating the research results from universities

双方向型共同研究、LHD 計画共同研究、一般共同研究、核融合工学設備の共同利用、日米をはじめとした海外との協力事業などを通じ、大学研究者による多くの論文が公表され、プラズマ理工学・核融合炉工学等の国際論文発表や受賞、また、関連する予算の獲得など、大学からの研究成果の創出に大きく寄与しているのみならず、教育にも貢献していることは高く評価される。

一方で、工学実験設備の整備後においても関係論文数がほぼ一定であること、また、大学からの学位（博士）の数が若干少ないことなどの懸念がある。加えて、大学共同利用機関による大学機能強化への貢献は、今後、益々重要となるため、この点に関する客観的に検証可能な質の高いデータの収集を継続的、かつ、組織的に行う必要がある。その際には、ファクトデータとしてだけでなく、大学共同利用機関としての戦略と位置づけをより明確にされることを期待する。

[2] 提言

今回の評価において、核融合研における核融合工学研究プロジェクトについて議論した。その内容を踏まえて、核融合工学研究プロジェクトの今後の進め方に関する提言を、以下に記述する。

- (1) ヘリカル型核融合炉の設計の高度化と精密化に関して、手法の実現性や優先度などを考慮し全体像を明確にし、トカマク型で進められている原型炉設計との比較などを明示化することを望む。
- (2) 概念設計と基幹機器の開発研究とを強くリンクさせつつ、数値目標の意味、課題の重要性、研究課題間の相補的関連性、優先度や位置づけを明確にし、より戦略的な取り組みが期待される。
- (3) 核融合工学実験設備の整備・拡充にあたっては、核融合工学研究プロジェクト及び共

同研究の発展、並びに大学院生を含む利用者の利便性向上のために、人員配置を含めた整備計画・目標を具体化すべきである。

- (4) 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究をはじめとした共同利用・共同研究を通じ、引き続き大学からの研究成果創出に資するとともに、核融合炉開発研究の将来を見据えた人材育成を目指して、大学や研究機関との横断的かつ学際的な連携に基づく大学院教育やキャリアパスの創成につながるような教育システムの構築を期待する。
- (5) 大学共同利用機関として、我が国の大学における核融合研究についての方向性・戦略性を俯瞰的に示しつつ、ITER や BA 活動、原型炉に向けた文部科学省のアクションプランなど、他の方式を含め核融合工学分野全体における基盤技術開発の COE としての役割を期待する。

第4章 おわりに

プラズマ・核融合分野でのCOEとしての求心力を一層強化するため、核融合研では、平成22年度からLHD・理論シミュレーション・核融合工学の3つの研究プロジェクトを構成し、核融合炉実現に向けて、これらの成果を統合していく研究計画を開始した。併せて、核融合研の研究組織を改編し、全研究教育職員が一つの研究部にまとめられ、3つの研究プロジェクトへ自由に参画する体制とした。これにより、LHD・理論シミュレーション・核融合工学の連携が推進され、課題に対して臨機応変に対応できることが期待される。

核融合研の外部評価委員会では、平成26年度にLHDでの重水素実験実施計画、平成27年度に数値実験炉研究プロジェクト、平成28年度に共同研究の評価を実施した。そして、本年度は運営会議において「核融合工学研究プロジェクト」を対象として外部評価を実施することとした。外部評価委員会は運営会議の所外委員10名と外国人委員3名、さらに、所外の専門部会国内委員3名と専門部会外国人委員1名を加えて構成され、以下の観点で評価を行った。

1. ヘリカル型核融合炉の設計研究

- (1) ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。(第二期中期計画より)
- (2) ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。(第三期中期計画より)
- (3) ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか。(第三期中期計画より)

2. 工学基盤構築に向けた研究

- (1) 核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしているか。
- (2) 工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (3) 工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。(第二期、第三期中期計画より)
- (4) 双方向型共同研究、LHD計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (5) 国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか。(第二期中期計画より)
- (6) 大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。(第二期中期計画より)
- (7) 国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連

携を進めているか。(第二期中期計画より)

(8) 大学からの研究成果創出に資しているか。(第三期中期計画より)

外部評価委員会は、平成29年10月から平成30年2月にかけてメール審議も含め4回開催され、核融合研からの評価項目に沿った詳しい説明及び質疑応答等が行われた。外部評価委員の評価結果を取りまとめ、本報告書を作成した。

本年度実施した「核融合工学研究プロジェクト」に対する外部評価の結果としては、概ね高く評価するとの結論となった。なお、上記の評価項目に対して、核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしている点、双方向型共同研究、LHD計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っている点、及び海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めている点は、高く評価されており、今後も更なる発展が期待される。ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化や核融合工学基盤研究に対しても概ね高く評価されているが、開発課題の数値目標化や炉設計研究と核融合工学基盤研究との連動に関しては、更なる努力が求められよう。また、ITERやBA活動、原型炉に向けた文部科学省のアクションプランなどとの有機的な連携が期待されている。ITERをはじめとした開発研究との連携強化は、核融合工学基盤の学術的体系化や工学分野の裾野拡大への貢献が大いに期待できると言えよう。一方、平成24年に大幅な拡充が図られた工学実験設備を利用して高度な共同利用・共同研究が推進されているなど、ハード面の強化は高く評価できるが、それらを活用した技術開発を学際的な工学研究へと普遍化・体系化を図る、高度な専門教育に活用する、さらには大学と連携した研究成果の創出を目指すなどのソフト面に関しては、今後の更なる活性化が求められよう。ただし、このような研究・教育は、核融合研のみならず、大学も含めた核融合工学コミュニティが一体となって推進することが肝要である。

最後に、核融合研の核融合工学研究プロジェクトの今後の進め方に関する提言を下記のようにまとめた。

- (1) ヘリカル型核融合炉の設計の高度化と精密化に関して手法の実現性や優先度などを考慮し全体像を明確にし、トカマク型で進められている原型炉設計との比較などを明示化することを望む。
- (2) 概念設計と基幹機器の開発研究とを強くリンクさせつつ、数値目標の意味、課題の重要性、研究課題間の相補的関連性、優先度や位置づけを明確にし、より戦略的な取り組みが期待される。
- (3) 核融合工学実験設備の整備・拡充にあたっては、核融合工学研究プロジェクト及び共

同研究の発展、並びに大学院生を含む利用者の利便性向上のために、人員配置を含めた整備計画・目標を具体化すべきである。

- (4) 双方向型共同研究、LHD 計画共同研究をはじめとした共同利用・共同研究を通じ、引き続き大学からの研究成果創出に資するとともに、核融合炉開発研究の将来を見据えた人材育成を目指して、大学や研究機関との横断的かつ学際的な連携に基づく大学院教育やキャリアパスの創成につながるような教育システムの構築を期待する。
- (5) 大学共同利用機関として、我が国の大学における核融合研究についての方向性・戦略性を俯瞰的に示しつつ、ITER や BA 活動、原型炉に向けた文部科学省のアクションプランなど、他の方式を含め核融合工学分野全体における基盤技術開発の COE としての役割を期待する。

資料編 1

平成29年度 核融合工学研究プロジェクト報告書

平成 29 年度

核融合工学研究プロジェクト 報告書

平成 29 年 12 月

自然科学研究機構 核融合科学研究所

目次

1. はじめに	1
1.1 核融合科学研究所における核融合工学研究の経緯	1
1.2 前回の核融合工学研究に関する外部評価	2
1.3 自然科学研究機構の第2期、第3期中期目標・中期計画への対応	3
2. 研究体制・環境	6
2.1 核融合工学研究プロジェクト推進体制	6
2.2 他のプロジェクトとの連携	8
2.3 研究環境の整備	8
3. 核融合工学研究プロジェクトの研究成果	10
3.1 プロジェクトの概要	10
3.2 ヘリカル型核融合炉の設計	12
3.2.1 設計概要	12
3.2.2 基本方針とプラント全体方針	18
3.2.3 炉心プラズマ	24
3.2.4 超伝導マグネット	102
3.2.5 低温システム	139
3.2.6 ブランケット	162
3.2.7 炉内機器	170
3.2.8 加熱装置	205
3.2.9 燃料供給	217
3.2.10 計測	221
3.2.11 発電システム	240
3.2.12 建屋	243
3.2.13 コスト評価	247
3.3 工学基盤構築に向けた開発研究	250
3.3.1 超伝導マグネット	250
3.3.2 低温システム	288
3.3.3 低放射化材料	301
3.3.4 ブランケット	318
3.3.5 ダイバータ	345
3.3.6 水素同位体	385

4. 共同研究・共同利用の推進	392
4.1 国内共同研究	392
4.1.1 一般共同研究	392
4.1.2 LHD 計画共同研究	398
4.1.3 双方向型共同研究	400
4.1.4 民間、独立行政法人等との共同研究	400
4.2 大学の研究発展への寄与	401
4.3 国際共同研究	403
4.3.1 日米協力事業との連携	403
4.3.2 日中韓協力事業	406
4.3.3 IEA PWI 技術協力プログラム	408
4.3.4 IAEA 関連活動への寄与	409
4.3.5 海外研究機関との共同研究	413
4.4 ITER 計画・BA 計画との連携及び貢献	419
4.4.1 ITER・超伝導コイルに関する共同研究	419
4.4.2 ITER・冷凍プラントプロセス共同研究	420
4.4.3 NBI:NIFS-イタリア共和国RFXコンソーシアム間における学術及び科学協力に 関する協定	425
4.4.4 JT-60SA 用超伝導導体・コイル試験	428
4.4.5 BA 計画との連携及び貢献	433
5. 人材育成	439
5.1 大学院生、博士研究員等の教育・指導	439
5.2 学生勧誘活動	442
6. 今後の計画	445
6.1 第3期中期計画の完遂	445
6.2 原型炉アクションプラン、チェックアンドレビューへの貢献	446
6.3 研究の新しい展開	446
7. まとめ	448

1. はじめに

1.1 核融合科学研究所における核融合工学研究の経緯

核融合科学研究所における炉工学研究の推移は、平成25年度外部評価報告書[1-1]に詳述したので、ここでは平成25年度以前については概略のみに留め、平成25年度以降を中心に報告する。

平成元年の発足以来、研究所においては大型ヘリカル装置(LHD)の設計建設に重点を置きつつも、併せて工学に関する研究を進めてきた。特に超伝導、ダイバータなど、LHDの主要機器と関連の深い分野については特徴ある研究を進めてきている。

その後、LHDの建設が完了し、実験が開始されたことにより、工学研究も新しい展開を図り、1999年に「炉工学研究センター」を発足させ、炉材料、ブランケット、強力中性子源要素技術を重点テーマとした活動が始まった。その後、平成22年度に研究組織の大幅改組が行われ、プロジェクト制を基本とする研究体制が構築された。この中で、核融合工学研究プロジェクトは、研究所の4プロジェクト(のちに3プロジェクトに統合)の一つとして、ヘリカル型核融合炉の設計と、工学基盤構築のR&Dを柱とする体制が作られ、現在に至っている。

これらの期間の活動で特筆されるのは、平成6年度から共同研究として進めているヘリカル型核融合炉 (FFHR) 設計活動であり、現在まで発展が続いている。また、研究基盤とし



Fig. 1-1. The celemony for start of operation of research facilities on “Innovative Energy Circulation Technology on May 25, 2015.

ては、平成19年度に「加熱実験棟」から「総合工学実験棟」への名称変更と炉工学研究設備の移設集約、平成24年度に補正予算による主要5課題（「大型高磁場超伝導マグネット研究」、「長寿命液体ブランケット研究」、「低放射化材料研究」、「高熱流プラズマ対向壁研究」、「微量トリチウム管理技術研究」）に関する大型研究設備の設置などが行われた。

平成25年度からの工学研究の展開を要約すると、ヘリカル型核融合炉設計活動については、概念設計から基本設計への移行、すなわち基本仕様の策定段階から、3次元構造の設計推進、さらに建設及び交換保守を考慮した設計見直し、と進展してきた。R&Dに関しては、平成24年度補正予算による機器の設置、基本性能の確認、共同研究への供与が活動の柱となった。特に後者については、「革新的エネルギー循環工学研究設備」として平成27年5月に記念式典を挙行了。（図1-1）

この間、共同研究については、LHD計画共同研究、一般共同研究に加え、平成22年度から双方向型共同研究に富山大学と東北大学が新たに加わり（東北大学とはその後センターとの直接契約により共同研究を継続）、核融合工学研究プロジェクトとの連携の下、トリチウム研究、材料照射研究を進めている。また、幅広いアプローチ(BA)計画の下、数々のテーマの共同研究がQST(量子科学技術研究開発機構)と進められている。さらにITER、JT-60SAの超伝導、冷凍システムに関する共同研究、日米協力TITAN/PHENIX計画、日中、日韓、A3協力、テキサス州/PWI協定の下での協力、IAEA傘下の協力などが、核融合工学プロジェクトとの連携の下進められている。

1.2 前回の核融合工学研究に関する外部評価

第2期中期の後半に入った平成25年度後半に、研究所の核融合工学研究に関する外部評価が、下記の評価の観点について運営会議によって実施された[1-1]。

「評価の観点」

[1]研究体制・環境の整備

(1)平成22年度にプロジェクトとして位置付けられた核融合工学研究プロジェクトの目標設定は適切か。

(2)推進体制は目標に合致したものであるか。また適切に機能しているか。

(3)工学基盤の構築を可能とする研究環境の整備は適切に進められているか。

[2]研究成果

ヘリカル型核融合炉の研究を進めることにより、国際的に高いレベルの成果を上げているか。

(1)ヘリカル型核融合炉の設計

(2)工学基盤構築に向けた研究

[3]共同利用・共同研究の推進

(1)大学等が有する高い研究能力を結集して、COEとして共同研究を適切に進めているか。

(2) 大学の研究発展に寄与しているか。

(3) ITER計画・BA活動及び国際的な活動との連携、貢献を図っているか。

[4] 人材育成

核融合研究の長期的な発展を支える国際的に活躍できる人材の育成に貢献しているか。

[5] 将来計画

目標に向けた今後の研究計画は適切か。特に、中長期的な展望を見据えたものとなっているか。

評価の結果、以下が「提言」として示された。

「提言」

(1) LHD計画プロジェクトや数値実験研究プロジェクトとの連携をより一層強化し、ヘリカル型核融合炉設計の精密化を図るとともに、超伝導コイル、ダイバータ、ブランケットなどの共同研究を強力に推進して、核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たし、そこで開発された最先端技術を工学として学術的な体系化へと深化させることを期待する。

(2) ITER計画やBA活動も含め、核融合工学分野において世界をリードする若手研究者の育成は急務であり、人的基盤の拡充と質的向上を実現する新しい人材育成の枠組みを、大学や研究機関と連携して構築することを期待する。

(3) 大学では困難な核融合工学分野の大型実験機器や試験設備の導入と、そのための人的配置や増員をも踏まえた研究環境を整備し、その維持・管理体制の構築を図り、大学や研究機関との共同利用・共同研究を通して効率的な活用を強力に推進することを期待する。

(4) 核融合科学研究所で培われた技術成果や工学的知見を生かして、ITER計画・BA活動への積極的な参画や、成果や知見の集積化・データベース化による核融合炉の規格・基準構築などへの寄与を期待する。

核融合工学研究プロジェクトでは、この提言を受けて、プロジェクト間の連携強化、共同研究の強化、基盤技術開発、人材育成の枠組み構築、試験設備の導入と共同利用・共同研究の推進、ITER・BA活動への積極的な寄与などを進めている。

1.3 自然科学研究機構の第2期、第3期中期目標・中期計画への対応

平成22年度－27年度が第2期中期目標・中期計画期間、平成28年度－33年度が第3期中期目標・中期計画期間である。

第2期中期計画の中で、核融合工学に関しては、

I 研究機構の教育研究等の質の向上に関する目標を達成するためにとるべき措置

1 研究に関する目標を達成するための措置

(1) 研究水準及び研究の成果等に関する目標を達成するための措置

において、

「③ 核融合炉を目指した大学の核融合工学研究の中核として、ブランケット及び超伝導コイルシステムの開発をはじめとした炉設計の高度化研究を進めるとともに、基礎となる学際領域の研究拡充を図る。」

としている。

また、

2 共同利用・共同研究に関する目標を達成するための措置

(1) 共同利用・共同研究の内容・水準に関する目標を達成するための措置

において、

「LHDによる高性能プラズマ実験、大型計算機システムによる大規模シミュレーション及び炉工学研究の高度な共同利用・共同研究を推進する。双方向型共同研究を、東北大学や富山大学の参画を得て拡充し、推進する。国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業や、慣性核融合等の国内事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図る。」

としている。

また、

3 教育に関する目標を達成するための措置

(1) 大学院への教育協力に関する目標を達成するための措置

において、

「① 大学共同利用機関としての機能を生かした特色ある教育を実施する。」

とある。

さらに、

4 その他の目標を達成するための措置

(2) 国際化に関する目標を達成するための措置

において、

「② 各機関においては、各機関が締結した国際交流協定などに基づき、海外の主要研究拠点との研究者交流、共同研究、国際シンポジウム及び国際研究集会の開催により連携を推進するとともに、外国人研究者の採用を促進し、国際的な研究機関として広い視点を取り込む」

とある。

核融合工学研究プロジェクトでは、この期間、上記第2期中期計画に基づいて、炉設計の高度化、学際領域の拡充、双方向型共同研究を含む共同利用、共同研究の拡充、ITER及び「幅広いアプローチ」等との連携協力、海外主要研究拠点との連携を推進し、第2期中期計画期間における成果としてまとめた。

また、第3期中期計画の中で、核融合工学に関しては、

I 研究機構の教育研究等の質の向上に関する目標を達成するためにとるべき措置

1 研究に関する目標を達成するための措置

(1) 研究水準及び研究の成果等に関する目標を達成するための措置

において、

「③ 核融合炉の早期実現を目指し、平成 28 年度でヘリカル炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化する。炉設計の精密化の推進、それと連動した基幹機器の高性能化と高信頼性、規格基準の確立に向けた開発研究を推進することにより、第3期中期目標期間終了時までには、大型高磁場超伝導マグネットと先進ブランケットシステムの実規模試作の工学設計をまとめるとともに、ヘリカル炉に向けた学術研究ロードマップを報告書にまとめる。並行して、第2期で立ち上げた大型設備である「熱・物質流動ループ」や「大口径強磁場導体試験装置」等の拡充と拠点化による国内外との共同研究の機能強化、及び規格・基準構築に向けての知見の集積化による核融合工学の体系化と学際研究への寄与を図るとともに、関連技術の産業界への展開・促進を図る。」

とある。

また、

2 共同利用・共同研究に関する目標を達成するための措置

(1) 共同利用・共同研究の内容・水準に関する目標を達成するための措置

において、

「LHDによる重水素プラズマ実験、プラズマシミュレータによる大規模シミュレーション及び大型試験設備を活用した炉工学研究を高度な共同利用・共同研究として国内外に展開する。国内においては、その質を上げること、国外については、その機会を増やすことを目標とする。自然科学大学間連携推進機構(仮称)の一環としての双方向型共同研究を始めとする大学間ネットワークを整備・活用した共同研究を先導することにより、大学からの研究成果創出に資する」

とある。

核融合工学研究プロジェクトでは、平成28年度より、上記第3期中期計画に基づいて研究を進めており、平成28年度でヘリカル炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化し、ヘリカル炉に向けた学術研究ロードマップを報告書にまとめた。また、「熱・物質流動ループ」や「大口径強磁場導体試験装置」等の拡充と拠点化による国内外との共同研究を進めつつある。また、大学間ネットワークを整備・活用した共同研究を先導することにより、大学からの研究成果創出に資するよう努めている。現在、第3期中期計画の2年目であり、中期計画終了時に計画が完遂できるよう、計画を進めつつある。

次章以降、これらの研究活動と成果を紹介する。

参考文献

[1-1] NIFS Peer Review Reports in FY2013.

2. 研究体制・環境

2.1 核融合工学研究プロジェクト推進体制

核融合工学研究プロジェクト(FERP: Fusion Engineering Research Project)は、平成22年(2010年)度に発足した。これは、第2期中期計画期間の開始に合わせて研究所の研究組織の改組が行われ、2研究部4センター体制から1研究部1センターへ移行するとともに、プロジェクト制度が導入されたことによる。他には、大型ヘリカル装置(LHD)計画プロジェクト、及び数値実験炉研究プロジェクトがあり、各プロジェクト間で連携して研究を推進している。上記の改組によって研究部の構成は固定されたのに対して、課題に対応したプロジェクトが研究系を横断する形で活動することとなった。これにより、組織改編やポストの移動をすることなく、より機動的にプロジェクト研究体制が構築できるようになった。各研究者は所属する研究系に関わらず、個々の専門性を活かしてプロジェクトに参加することが可能となった。研究の実行予算については、各プロジェクトで運用されている。現在は、第3期中期計画期間に入り、プロジェクト間の連携を一層活発に進めつつ、プロジェクト研究活動を推進している。核融合工学研究プロジェクトの現在の実施体制について、図 2.1.1 に示す。

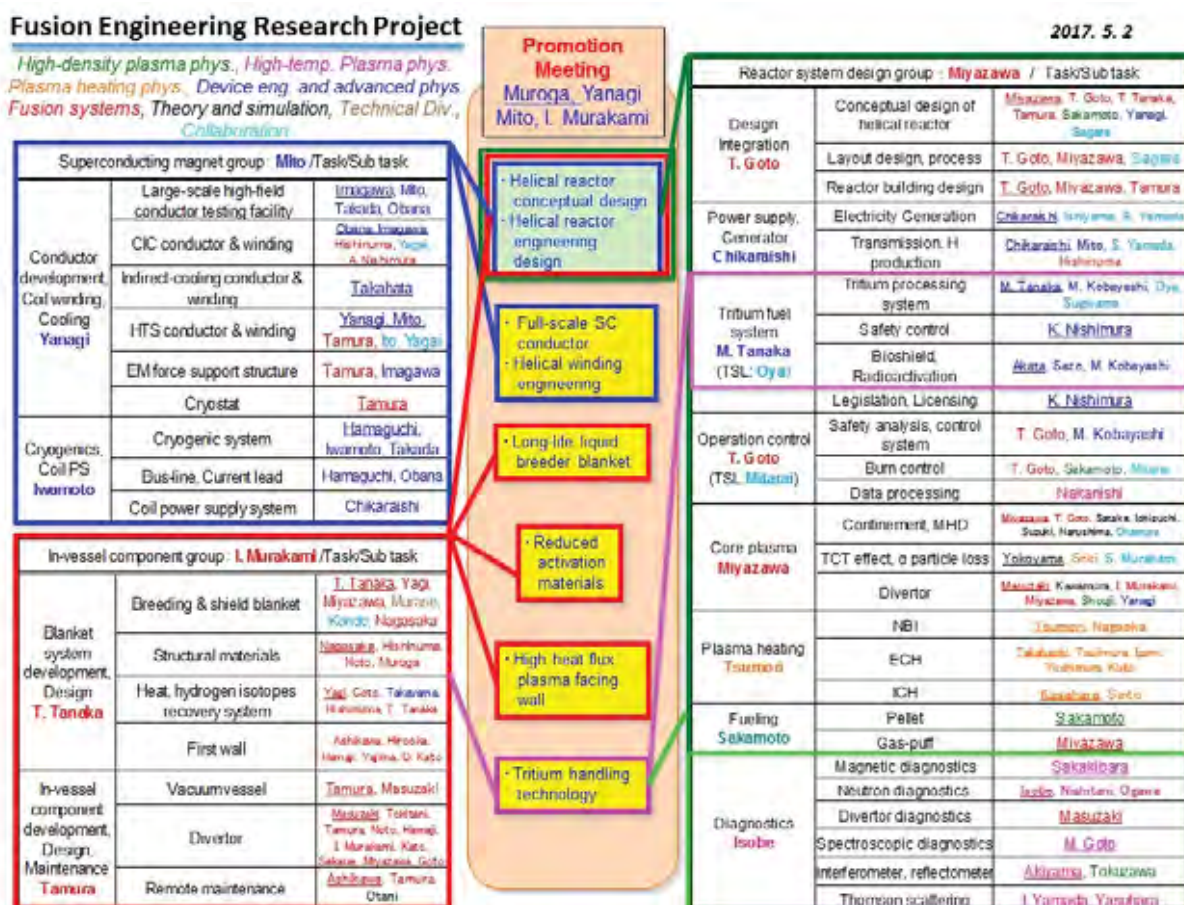


Figure 2.1.1 Structure of tasks in the Fusion Engineering Research Project.

上記の体制表に示すように、超伝導マグネット、炉内機器、炉システム設計の3グループ、計13のタスク、及び、44のサブタスクによって主要研究5課題をカバーすることとし、それぞれ、タスクグループリーダー(TGL)とサブ・タスクリーダー(STGL)が中心となって推進している。

メンバーについては、所内の6つの研究系から横断的に参画しているとともに、所外からもTGL、または、STGLとして参画頂いている。特に、ヘリカル型核融合炉の概念設計及び関連する工学 R&D 研究を両輪として、両方に同じ研究者が従事することによって、活動の効率化を図っている。

プロジェクトの運用にあたっては、図 2.1.2 に示すように、TGL を中心とする「推進会議」によって情報の共有や計画の企画調整を図っている。特に、新規提案や方針の修正などに関しては、推進会議での合意によって決定している。これに対して、個々の研究内容については、「プロジェクト会議」によって全所的に開かれた議論の場を設けている。この2つの会合を隔週交互に実施することによって、各タスクの進捗を広く議論するとともに、メンバーの提案や意見交換が活発に行われるよう工夫している。並行して、各タスク個別の活動も、グループ会合やNIFS研究会などを交えながら積極的に進めることとしている。特に、炉設計に関しては、各タスクを超えて、さらに効率的な議論を行うため、炉設計合同会合を実施している。

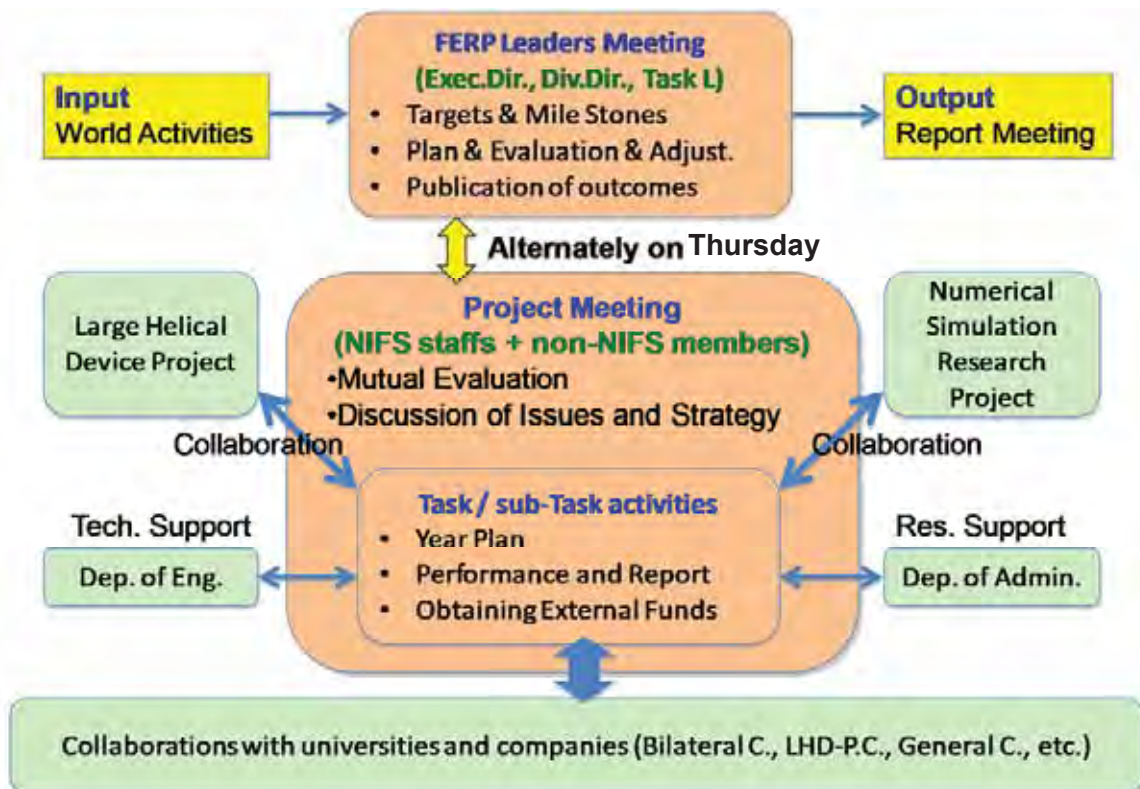


Figure 2.1.2 Management of the Fusion Engineering Research Project with “Leaders Meeting” and “Project Meeting”.

2.2 他のプロジェクトとの連携

核融合科学研究所のプロジェクト体制は組織横断的になっており、それぞれの研究者が任意のプロジェクトに参画することが可能である。このことも利用して、核融合工学研究プロジェクトでは、LHD計画プロジェクト、及び、数値実験炉研究プロジェクトとのプロジェクト間連携研究を行っている。核融合工学研究プロジェクトで概念設計を進めているヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 は 1 対の連続巻線ヘリカルコイルを用いるヘリオトロンタイプの装置であり、基本的に現在の LHD と相似で大きさを 4 倍にした設計である。よって、設計にあたっては、LHD 計画プロジェクトとの連携が必須である。特に、その炉心プラズマ性能については、LHD 実験データからの外挿によって求めている。炉工学の観点でも、材料へのプラズマ照射実験や加熱機器の開発、燃料供給装置の開発などのプラットフォームとして LHD を活用している。核融合工学研究プロジェクトのメンバーが FFHR の炉設計を念頭に LHD で主体的に取り組んできた実験としては、(1) FFHR-d1 と相似の磁場配位において炉条件への外挿に適した温度・密度の分布データを取得することを目指した実験、(2) 核融合炉で必須となるダイバータデタッチメントに関する実験、(3) 高密度での電子サイクロトロン共鳴加熱 (Electron Cyclotron Heating: ECH) を可能とするための電子バーンシュタイン波 (Electron Bernstein Wave: EBW) 加熱実験、(4) ダイバータプラズマを用いて各種材料へのプラズマ照射を行い、核融合炉と類似した環境における特性を調べる実験、及び、(5) FFHR-d1 でもメインの燃料供給手法として想定されている固体水素ペレット入射の実験などが挙げられる。その他にも、LHD における多くのプラズマ実験が、将来の核融合炉実現に向けた研究内容となっている。

一方、数値実験炉研究プロジェクトとの連携もヘリカル炉の炉心設計に必要不可欠であり、特に、新古典輸送や電磁流体力学的安定性解析などを中心に各種のシミュレーション・コードを用いた炉心プラズマの特性予測が基本となっている。併せて、周辺プラズマの輸送研究にも数値計算が行われており、核融合炉に向けた材料開発や、プラズマ・壁相互作用、等の研究についても、数値実験炉研究プロジェクトと多角的な連携を進めている。

2.3 研究環境の整備

平成24年(2012年)度の補正予算によって、新たな大型試験設備の導入が行われた。これ以前より稼働してきた既存設備と合わせて整備を行うことによって、研究の大きな進展を図ることが可能となった。個々の設備の詳細については、各研究内容と合わせて以降に説明するため、ここでは割愛し、各研究項目に対応した主な設備名のみ挙げておく。

超伝導マグネット研究環境の設備

- ・温度可変低温設備
- ・大口径高磁場マグネット試験設備
- ・大型導体試験装置
- ・強制冷却導体試験装置
- ・中型導体試験装置

- ・小型導体試験装置
- ・剛性試験装置
- ・大型加圧超流動ヘリウム試験装置
- ・75 kA 直流電源
- ・伝導冷却型超伝導コイル、機械試験装置、電気炉、イメージ炉

低放射化材料研究環境の設備

- ・超高真空クリープ試験装置
- ・遊星型ボールミリング装置
- ・高純度試料調整グローブボックス
- ・超薄膜ナノスクラッチ試験機
- ・高純度金属アーク溶解装置
- ・材料微細構造組成分析装置
- ・高温静水圧焼結接合システム
- ・高速衝撃試験装置
- ・電解研磨装置
- ・電気炉、イメージ炉

ブランケット研究環境の設備

- ・熱・物質流動ループ装置 Oroshhi-2

ダイバータ研究環境の設備

- ・超高熱負荷試験装置 ACT2
- ・表面改質試験装置 SUT

材料研究環境の共通設備

- ・超高分解能電界放出型走査電子顕微鏡
- ・エネルギー分散型X線分光器
- ・X線光電子分光分析装置
- ・X線回折装置
- ・気体熱脱離装置(TDS)
- ・デジタル顕微鏡
- ・タンデム加速器
- ・高分解能透過型電子顕微鏡(TEM/STEM)
- ・走査型電子顕微鏡
- ・集束イオンビーム/電子ビーム加工観察装置(FIB-SEM)
- ・グロー放電発光分析装置(GE-ODS)

3. 核融合工学研究プロジェクトの研究成果

3.1 プロジェクトの概要

核融合工学研究プロジェクトの主たる研究目的は、次の二つにまとめられる。

- (1) ヘリカル型核融合炉の設計研究
- (2) 工学基盤構築に向けた研究

これは、ヘリカル型核融合炉FFHRの設計研究を軸足として、FFHRの各主要機器の実現のために必要となる核融合工学研究の主要5課題について、R&D研究を推進することを意味している。ここで、主要5課題とは、以下である。

- ① 大型高磁場超伝導マグネット
- ② 長寿命液体ブランケット
- ③ 低放射化構造材料
- ④ 高熱流プラズマ対向壁
- ⑤ 水素同位体管理技術

また、核融合工学研究プロジェクトに対する第3期中期計画・中期目標として、次が求められている。

「核融合炉の早期実現を目指し、平成28年度でヘリカル炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化する。炉設計の精密化の推進、それと連動した基幹機器の高性能化と高信頼性、規格基準の確立に向けた開発研究を推進することにより、第3期中期目標期間終了時までには、大型高磁場超伝導マグネットと先進ブランケットシステムの実規模試作の工学設計をまとめるとともに、ヘリカル炉に向けた学術研究ロードマップを報告書にまとめる。並行して、第2期で立ち上げた大型設備である「熱・物質流動ループ」や「大口径強磁場導体試験装置」等の拡充と拠点化による国内外との共同研究の機能強化、及び規格・基準構築に向けての知見の集積化による核融合工学の体系化と学際研究への寄与を図るとともに、関連技術の産業界への展開・促進を図る。」

炉設計については、ヘリカル方式はプラズマ電流を必要としないため、定常炉としての特性を生かした設計が重要である。設計活動の区切りを明確化する目的で、ラウンド制を採用し、第1ラウンドとしてヘリカル炉の基本スペックの決定、第2ラウンドとして3次元構造の基本設計を推進し、建設行程を考慮した第3ラウンドまで到達した。

R&D 研究では、超伝導コイルシステムの最適な構造を探るための研究や、長寿命で効率

の良いブランケットや第一壁とそのための冷却方式の検討などを、炉心設計との高度な整合性を図りながら、経済性も評価しつつ進めている。以下に、これらの要点を示す。

核融合炉の大規模超伝導マグネットシステムには、100 kA 級の大電流高性能超伝導導体が要求される。そこで、金属系低温超伝導材料や酸化物系高温超伝導材料などで作られた線材を最適に組み合わせた大電流導体の開発研究を行っている。一方、核融合装置の大型超伝導コイルでは、巻線導体やコイル容器に巨大な電磁力が印加される。電磁力によって材料にかかる応力を正確に評価し、安全に支持する構造の研究を進めている。併せて、超伝導マグネットシステムの巻線と製作方法についての工学研究を進めている。

ブランケット構造材には、誘導放射能の減衰が早い材料(低放射化材料)を用いる必要がある。代表的な候補材である低放射化バナジウム合金の共通試験材やフェライト鋼の耐熱被覆材などを製作し、大学と協力してその特性評価とコンポーネント開発に向けた試作研究、高温下強度特性の更なる改良に向けた基礎研究などを進めている。

核融合炉では、中性子遮蔽と発電のためのエネルギー取り出し、及び、燃料増殖の3つの主機能を担うブランケットが必須である。溶融塩や液体金属を用いる先進的な液体増殖ブランケットでは、長寿命化による炉の稼働率向上や保守交換を考慮した材料の高温強度や腐食の制御が最重要課題である。エネルギー輸送や増殖燃料回収など、伝熱流動下での物質輸送制御に関する要素研究、さらにはこれらの複合した循環ループ実験研究などが必要であり、そのための技術研究や設計研究を進めている。

ヘリカル型核融合炉のダイバータでは 10 MW/m^2 を超える定常熱負荷が想定されており、超高熱負荷仕様のヘリカルダイバータが必要である。重要な要素研究として、特に、「材料の選定」、アーマータイルと冷却系間の「接合技術開発」、「3次元形状の設計検討」の3項目が挙げられる。ダイバータ試作材への熱負荷試験と数値計算による熱解析を相補的に実施することで、これら3項目の最適化に向けた研究を進めている。

核融合炉では、重水素とトリチウムが燃料として使用される。トリチウムは放射性物質であり、安全に管理する必要がある。トリチウム管理技術として、トリチウム除染や、漏洩トリチウムの回収除去などの研究を進める。また、放射線管理の観点から、微量トリチウム検出器の研究も進めている。

これらの研究成果について、次節以降で詳しく説明する。

3.2 ヘリカル型核融合炉の設計

3.2.1 設計概要

- ヘリカル型核融合炉の魅力は、プラズマ電流を必要としないことに帰着する。即ち、
- 1) 原理的に定常運転が容易である (外部導体系)、
 - 2) 電流ディスラプションがなく、安全性が高い (無電流プラズマ)、
 - 3) プラズマ電流駆動のための還流エネルギーが不要である (大きいQ値)、
 - 4) プラズマ電流駆動によるプラズマ密度の制限が無い (広い運転領域)、
 - 5) ダイバータが自然に備わっている (造り付けダイバータ)、

等である。これらの魅力を生かした概念設計が、1970年代から1980年代初めにかけて精力的に実施された。

一方、トカマク型と比較して、ヘリカル型の課題として、

- a) ヘリカルコイルの設計製作が工学的に複雑、
- b) 非軸対称性のためプラズマ閉じ込めの理論予測が難しい、
- c) ヘリカルコイルとプラズマの間隔が狭い、

等が指摘されてきた。しかし、これらに対する改善や提案を伴うかたちで、近年新たにヘリカル型炉の魅力が見直され始めている(図 3.2.1-1) [3.2.1-1]。

オークリッジ国立研究所 (米) のトルサトロン型炉の CT (Compact Torsatron) シリーズ、マックスプランク研究所 (独) のヘリアス型炉 HSR (Helias reactor) 等の概念設計がある。前者は、コンパクト化により発電コスト評価がトカマク型炉に勝る可能性を示した。後者は、閉じ込め磁場配位を最適化したモジュラーコイルにより、自己点火への良好な見通しを提案している。日本では、LHD 建設と実験での物理工学成果



	Heliotron-H	T-1	UWTOR-M	MSR	CT6	HSR	FFHR 2m1	MHR-S	SPPS	ARIES-CS
Main field coils	2	3 (modular)	3 (modular)	2(modular)	2	50 (modular)	2	2(modular)	32(modular)	18(modular)
Toroidal field periods	15	20	6	6	6	5	10	10	4	3
Major radius (m)	21	29.2	24.1	20.2	6.57	20	14	16.5	13.95	7.75
Average plasma radius (m)	1.8	2.3	1.35	1.84	1.74	1.6	1.73	2.36	1.6	1.7
Toroidal field on axis (T)	4	5	5.5	6.4	6	5	6.2	5	4.95	5.7
Maximum field (T)	9	8.7	9.5	13	16	10.6	13.3	14.9	14.5	15.1
Magnet current density (A/mm ²)	22	30	12.5	19	55	25	26.6	30		100
Stored magnetic energy (GJ)		460	190	200		74	133	221	80	
Plasma volume (m ³)	1343	3240	1408	1340	394	1000	827		735	444
Average beta (%)	6%	3.54%	5%	4%	4.70%	4-5%	3%	5%	5%	6%
Fusion output (GW)	3.4	4.3	5.5	4	1.8	~3	1.9	3.8	2.29	2.44
Plasma-magnet space (m)		1.5		1.5	0.9	1.1	1.1	1.14		1.21
T-breeder	Li2O	Li	Li17Pb83		6Li17Pb83	HCPB / LiPb	Flibe		Li	LiPb
Structure material	SUS		HT-9		HT-9	SS, FS	FS		V	FS
Neutron wall loading (MW/m ²)	1.3	1		1.5	2.8	1.2	1.5-1.8	1.9	1.18-2.11	2.6-5.4
COE (mill/kWh)					67	97.8	106		74.6	78
	1974 ~ 1982	1978	1981	1981	1989 ~	1992 ~	1995 ~	1996 ~	1997	2002~
	Kyoto-U	MIT	Wisconsin-U	Los Alamos Princeton	ORNL	IPP-Garching	NIFS	NIFS	ARIES	ARIES
references	5, 6	7	8	9	10	14	11, 12	13	15	16

Figure 3.2.1-1 Stellarator reactor designs and current typical designs [3.2.1-1].

[3.2.1-2]を基盤にしたFFHR (Force Free Helical Reactor) シリーズ [3.2.1-3, 3.2.1-4, 3.2.1-5]、及び、モジュラーヘリオトロン炉 MHR [3.2.1-6]が進められた。これらに呼応して、トカマク中心のARIESチーム (米) でも SPPS (Stellarator Power Plant Study) 及び ARIES-CS(Compact Stellarator) 炉設計が行われ、経済的に成立しうることが示された [3.2.1-7]。

FFHR シリーズは、図 3.2.1-2 に示すように、電磁力低減を主にした $l=3$ の FFHR-1 を起点に、LHD 型のコンパクト化を図った FFHR2、ブランケット空間確保のために炉サイズを増やしつつ磁場を下げた FFHR2m1 (図 3.2.1-3)、LHD 実験成果に依る修正を入れた FFHR2m2 へと変遷してきた[3.2.1-1]。この間、高速中性子のスペクトル調整による増殖ブランケットの長寿命化の提案[3.2.1-4]、超伝導ヘリカルコイルの連続巻き工法の提案[3.2.1-8]、非軸対称系での中性子工学設計の迅速化[3.2.1-9]、高温超伝導を利用した分割型ヘリカルコイル提案[3.2.1-10]、低温・高密度燃焼領域での安定化法の提案[3.2.1-11]、コスト評価に基づく設計最適化 [3.2.1-12]、等の設計研究を推進した。図 3.2.1-4 に見るように、この継続かつ発展的な一貫した設計活動は世界的にも高く評価されている[3.2.1-13]。

2010 年度より核融合研では第2期中期計画の開始に併せて、これまでの FFHR 設計研究及び NIFS 工学研究を集約し、原型炉に向けた工学実証研究を可能にするための工学基盤構築を目的として、核融合工学研究プロジェクト (FERP: Fusion Engineering Research Project) を開始した。当該プロジェクトは、超伝導マグネット・炉内機器・炉システム設計の3グループ、計13のタスク及び44のサブタスクから成る。LHD計画プロジェクト、数値実験炉研究プロジェクト及び所外共同研究と連携し、ヘリカル炉 FFHR-d1 (demo, type1)の概念設計及び関連する工学 R&D 研究を両輪として、工学基盤の構築を進めている。

最初の2年間で第1ラウンドとし、目標とするヘリカル型核融合炉の装置サイズ・磁場強度等の主要緒元をほぼ固めた。

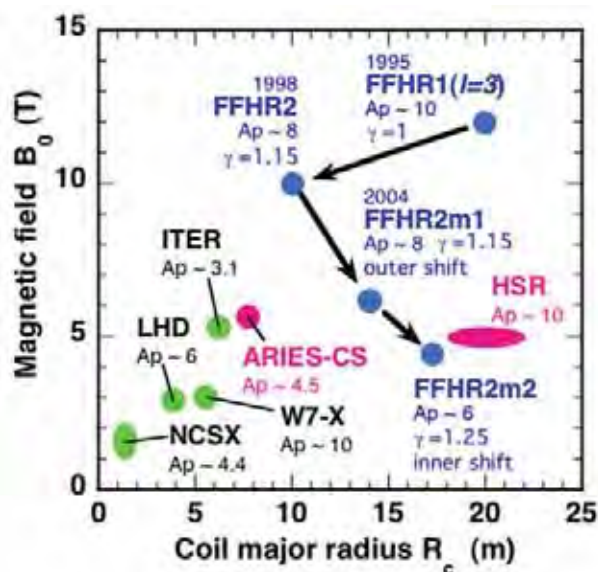


Figure 3.2.1-2 Design history of FFHR [3.2.1-1].



Figure 3.2.1-3 Schematic view of FFHR2m-1.

これらに基づいて第2ラウンドとして3次元構造の基本設計を開始し、それに基づいて建設と保守交換を考慮した第3ラウンドを進めている。これら推進の経緯を図3.2.1-5 に示す[3.2.1-14]。

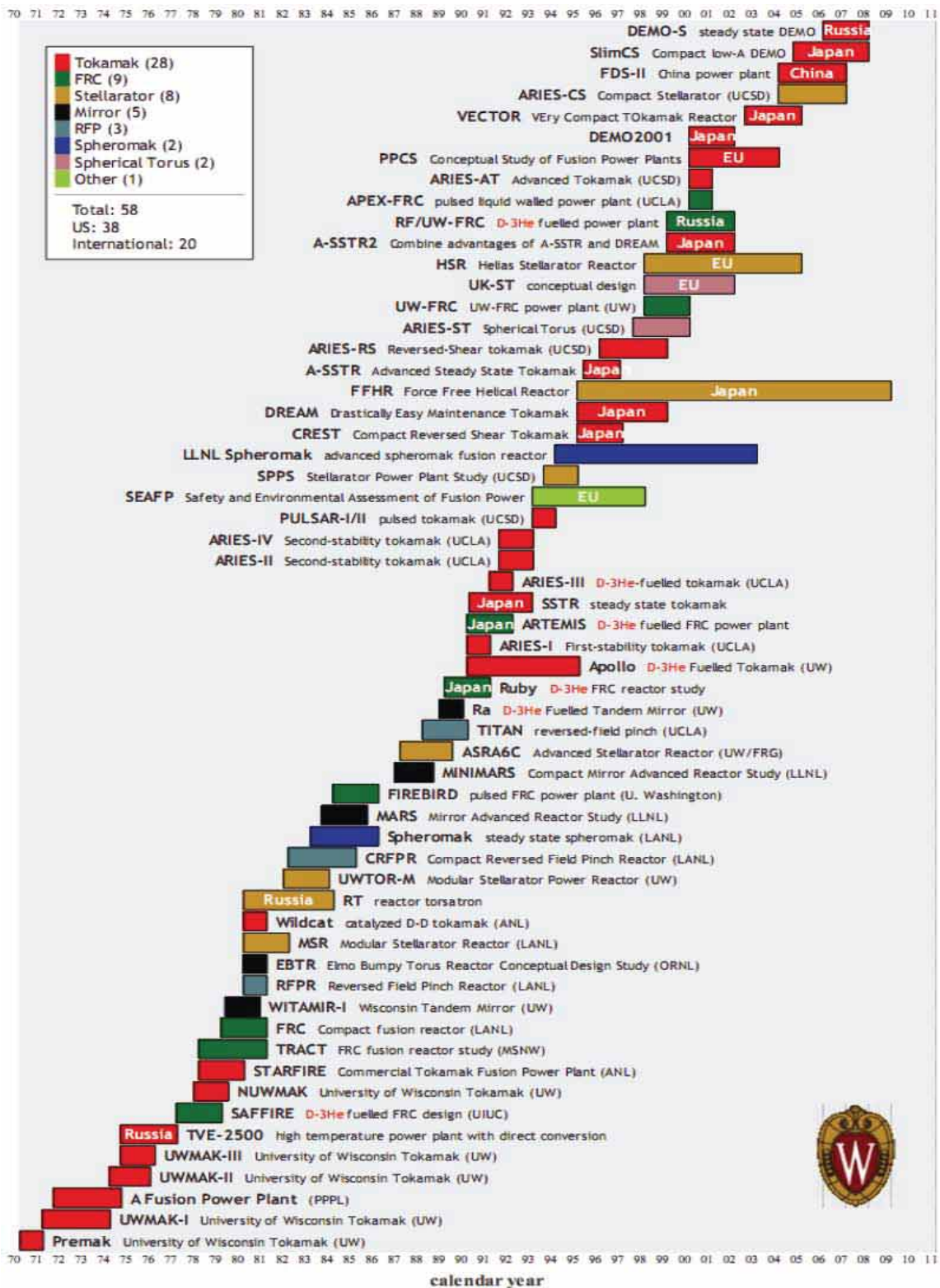


Figure 3.2.1-4 History of fusion reactor designs in the world (by courtesy of Laila A. El-Guebaly [3.2.1-13])

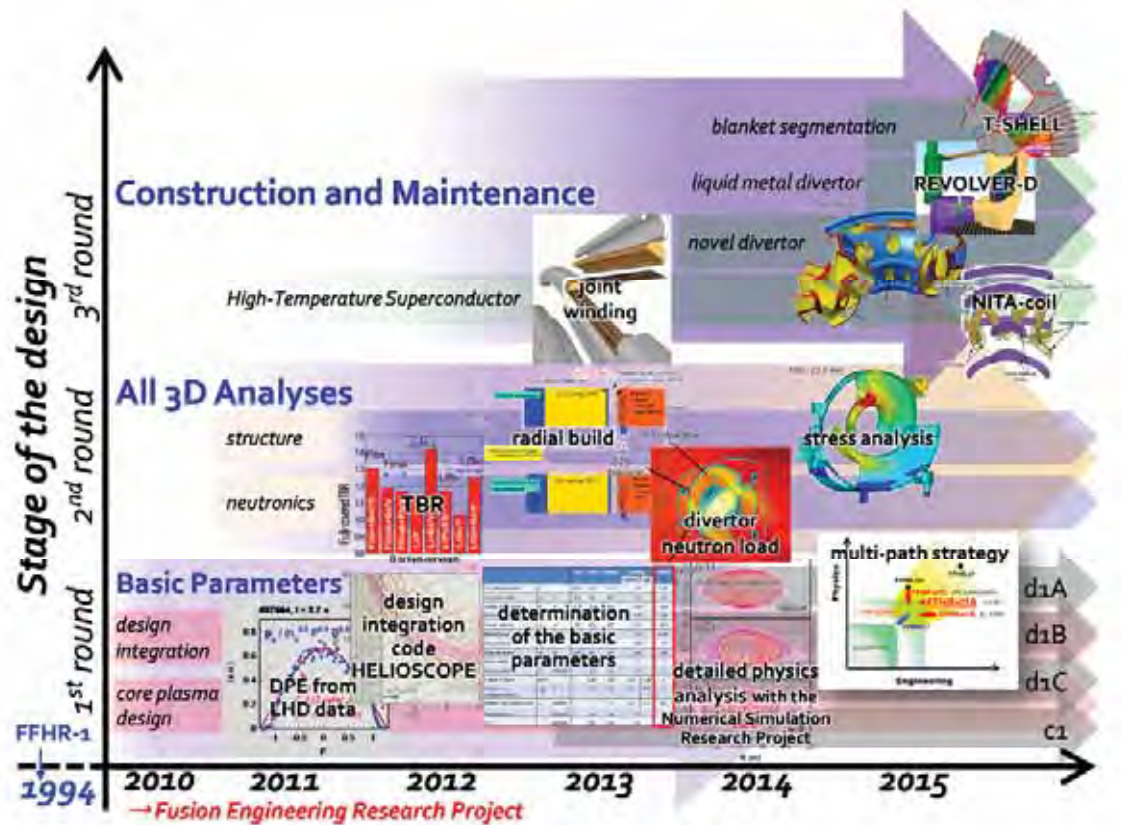


Figure 3.2.1-5 Staged progress in designing FFHR-d1 in NIFS collaborative activities.

FFHR-d1 の設計においては、1995 年から実用発電炉を想定して進めてきた従来の FFHR シリーズを踏まえ、工学設計制約として、コイルシステムの全蓄積磁気エネルギーを 160GJ 以下、平均中性子壁負荷を 1.5MW/m^2 以下に抑えることを特長としている。

活動の進め方は次の通りである。設計統合タスクグループでは、ヘリオトロン型核融合炉設計システムコード HELIOSCOPE を用いて、別途炉心プラズマタスクグループが提案している直接分布外挿法(DPE)による炉心プラズマ設計手法を反映した設計領域の解析を行い、FFHR-d1 の設計点としてヘリカルコイル主半径 $R_c = 15.6\text{m}$ 、コイル巻線中心磁場 $B_c = 4.7\text{T}$ 、核融合出力 $P_{\text{fus}} = 3\text{GW}$ を選択した。この設計点については、炉内機器グループによる特にブランケット空間確保に関するラジアルビルド検討、ブランケットタスクグループによるトリチウム増殖性能及び中性子遮蔽性能計算、超伝導コイルタスクグループによるヘリカルコイル冷却計算を通じてその成立性を確認した。

なお、その後の炉心プラズマ物理解析の進展等に伴い、図 3.2.1-6 に示すように、工学と物理のレベルによって FFHR-d1 について 3 つのバージョン (A, B, C) と、小型化した c1 を定義することによって、設計に柔軟性を確保する多岐路線を採用することとしたが、3次元の構造設計に関しては、作業を全てについて進めることは、時間的

にも労力的にも効率的ではなく、コンポーネントや交換保守などの主要な課題は共通であるため、第2ラウンド及び第3ラウンドはFFHR-d1Aについて進めることとした [3.2.1-15]。

FFHR-d1A: FFHR-d1を高アスペクト ($\gamma_c = 1.20$) に変更して Shafranov shift を抑制する。

FFHR-d1B: FFHR-d1Aを20%高磁場化して物理要求を軽減するが、工学要求は上がる。

FFHR-d1C: 垂直磁場コイル VFC の位置を最適化することで、蓄積磁気エネルギーを抑制でき、結果として磁場強度増大も選択し得る。以前の商用炉設計 FFHR-2m で定式化した資産が利用できる。しかし、LHD 装置仕様でのデータの範囲を超えるので物理要求は上がる。3 オプションとも原型炉として目指す役割は同じ。

FFHR-c1: "before demo & compact" の意味で、サブ・イグニッションを主とするが、可能であれば自己点火も狙える設計とする。

FFHR-z1: 近未来での建設の制約を外せば、理想的な様々な案が可能であるため、新しい提案の受け皿とする。

主要パラメータの決定を受け、炉心プラズマタスクグループが炉心プラズマの詳細検討を数値実験炉研究プロジェクトとの連携により進めている。ここでは高ベータ平衡、新古典輸送、アルファ粒子損失等の計算を進めており、LHD 実験提案へのフィードバックも行っている。一方、工学設計としては、大型ポートの特長を生かして、炉内機器交換保守及びダイバータ排気ダクトを考慮した3次元CAD図作成に向けた詳細検討を進めている。設計統合タスクグループにおいて磁力線追跡計算結果を用いて真空容器及びブランケット、ダイバータの基本形状が決定され、それを用いてブランケットタスクグループは MCNP モンテカルロ計算コードによる 3次元体系での中性子輸送計算を進めている。正味トリチウム増殖比 TBR と放射線遮蔽性能を各種の液体ブランケットについて比較した結果、熔融塩フライベ (FLiBe) またはフライナーベ (FLiNaBe) が最適であり、これを主候補にした核設計結果をまとめた。また、ヘリオトロン型の長所として、ダイバータ機器を高速中性子から充分遮蔽でき、銅合金等の材料選定の尤度拡大とともに長寿命化の可能性を示した。さらに、挑戦的オプションとして、スズ (Sn) の液体金属シャワーを横長断面の内側 X 点付近に 10 箇所置き、排気も可能とする検討も始めている [3.2.1-16]。炉内機器タスクグループはダイバータ及び排気ポートの形状検討を進めている。超伝導コイルタスクグループは、低温超伝導線材 (Nb_3Al) の強制冷却導体 (CICC) のリアクト・アンド・ワインド (R&W) 連続巻きを基本とし、並行して間接冷却方式、高温超伝導線材による分割型の導体等の 3 種類の 100 kA 級超伝導導体及び

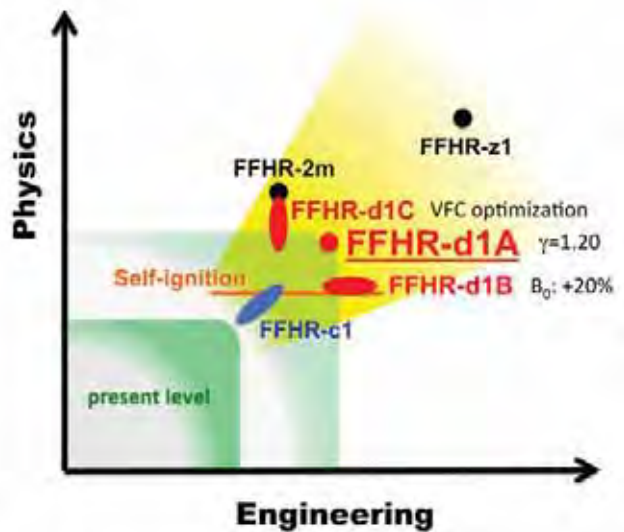


Figure 3.2.1-6 A multi-path strategy for FFHR-d1

コイル方式に関する設計検討を推進している。加熱及び燃料供給タスクグループは、加熱ポート形状の検討とともに、燃料供給シナリオの策定、計測タスクグループは核燃焼制御に向けた計測機器の検討を、トリチウム燃料システムタスクグループは、燃料回収分離の技術検討、電源・発電設備や建屋配置設計を、設計統合タスクグループは、炉の起動シナリオや建屋機能の整理及びコスト評価ツールの整備等を進めるなど、原型炉に向けた開発研究課題のより詳細な検討を展開している。これらの設計研究に関して、2016年度までに査読付き論文総計97編を発表した。

参考文献

- [3.2.1-1] A. Sagara et al., *Fusion Engineering and Design* 85 (2010) 1336-1341.
- [3.2.1-2] O. Motojima et al., *Fusion Engineering and Design* 81 (2006) 2277-2286.
- [3.2.1-3] A. Sagara et al., *Fusion Engineering and Design* 29 (1995) 51-56.
- [3.2.1-4] A. Sagara et al., *Nuclear Fusion*, 45 (2005) 258-263.
- [3.2.1-5] A. Sagara et al., *Fusion Engineering and Design* 83 (2008) 1690-1695.
- [3.2.1-6] K. Yamazaki et al., 16th IAEA/FEC, Montreal, 1996, IAEA-CN-64/G1-5.
- [3.2.1-7] F. Najmabadi et al., *Fusion Science and Technology*, 54 (2008) 655-672.
- [3.2.1-8] S. Imagawa et al., *Nucl. Fusion* 49 (2009) 075017 (7pp).
- [3.2.1-9] T. Tanaka et al., *Nucl. Fusion* 48 (2008) 035005 (7pp).
- [3.2.1-10] H. Hashizume et al., *J. of Plasma and Fusion Research SERIES* 5 (2002) 532-536.
- [3.2.1-11] O. Mitarai et al., *Fusion Science & Technology*, 56 (2009) pp.1495-1511.
- [3.2.1-12] Y. Kozaki et al., *Nucl. Fusion* 49 (2009) 115011
- [3.2.1-13] Laila A. El-Guebaly, *Energies* 2010, 3, 1067-1086; doi:10.3390/en30601067.
- [3.2.1-14] A. Sagara et al., 26th IAEA/FEC, Kyoto, 2016, FIP/3-4Ra.
- [3.2.1-15] A. Sagara et al., *Fusion Engineering and Design* 89 (2014) 2114
- [3.2.1-16] J. Miyazawa et al., 26th IAEA/FEC, Kyoto, 2016, FIP/P7-2.

3.2.2 基本方針とプラント全体方針

3.2.2.1 ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の位置付け

3.2.1 節で述べたように、従来の FFHR シリーズの設計は実用発電炉を念頭に進められ、FFHR-1 の設計ではその名称の由来のとおり、3本のヘリカルコイルを用いて、小半径方向の電磁力を低減することで支持構造の簡素化が可能な設計を採用し、その当時の予測されていた炉心プラズマパラメータでも十分な核融合出力の達成が可能と考えられる装置サイズ 20m、磁場強度 10 T という大型、高磁場の設計点が選択された。FFHR-2 以降の設計では LHD 実験の着実な成果を受け、LHD と同形状の 2 本の連続巻きヘリカルコイルによる設計検討を進め、主に工学設計を中心に設計概念の提案及び改良が継続されてきた。この中で一貫して主張されてきたことは、中性子壁負荷を 1.5 MW/m^2 以下に抑えて構造物の長寿命化を図ることと、ヘリカルコイルの巻線則及び装置サイズの最適化によって 1m 程度のブランケット設置スペースを確保することである。また、FFHR-2 以降の設計においては、現在フランスで建設が進む国際熱核融合実験炉 (ITER) で採用された超伝導コイル技術の延長線上での設計を可能にするため、コイルシステムの全蓄積磁気エネルギーを 160 GJ 程度以下にする設計となっている。FFHR-d1 は、これらに加えて早期の発電、トリチウム自己充足、メンテナンス性の実証に焦点を当て、設計のロバスト性、建設等の合理性、さらに安全性も考慮した設計の更なる改良として位置付けられ、設計パラメータの選定においてもより定量性を重視した検討が行われた。

3.2.2.2 主要設計パラメータの決定

各システムの具体的な検討に着手し、概念設計を進めるためには、出発点となる設計点の主要パラメータを決定する必要がある。核融合炉の設計に関わるパラメータは多数あるが、磁場閉じ込め方式の核融合炉においては、炉心プラズマ及び周辺機器全てのサイズ及び設置スペースと関係する装置サイズ、炉心プラズマ性能に強く影響し、超伝導コイル及び電磁力支持構造物の設計、さらには共鳴磁場を利用した加熱機器の設計に直結する磁場強度の設定は必須である。また、同じく炉心プラズマ性能と関係し、プラズマ対向機器の設計、燃料システム設計と直結する炉心核融合出力も検討に不可欠なパラメータである。そこで、まず設計の第 1 ラウンドとして、これらの主要パラメータを決定するための作業を行った。

核融合炉では多数のシステムがお互いに関連し合うため、ここで挙げた主要設計パラメータもそれぞれを独立して選ぶことはできない。これらの主要設計パラメータを定量性、整合性を持って決定するには、炉心プラズマから周辺工学機器までを含む炉システム全体を包括的に取り扱うことのできるシステム設計コードを用いた設計ウインドウ解析が有効である。実際に多くのトカマク型核融合炉の概念設計においても、このようなシステム設計コードが開発され、運用されている[3.2.2.2-1, 3.2.2.2-2, 3.2.2.2-3]。FFHR-d1 の概念設計においても、まずはシステム設計コードを開発し、設計ウインドウの解析と候補設計点の選定を行った。システム設計コードの詳細については次節で述べるが、今回の FFHR-d1 の設計ウインドウ解析においては、炉心プラズマ設計の定量性の確度を高めるため、炉心プラズマタスクによって提案された、LHD の実験結果を直接炉条件に外挿する直接分布外挿法(詳細は 2.3.2.1 節を参照)を採用した点が大きな特徴である。また、システムコードによって選定され

た設計点については、主要設計パラメータに強く関連する炉内機器、ブランケット、超伝導コイル、低温システムの各タスクが精査を行い、基本的に 0 次元の簡易モデルの組み合わせであるシステムコードのみでは評価が難しい設計要件の評価の定量性を確保した。

参考文献

[3.2.2.2-1] Z. Dragojlovic et al., Fusion Eng. Des. **85** (2010) 243-265.

[3.2.2.2-2] T.C. Hender et al., UKAEA Fusion 333 (1996).

[3.2.2.2-3] H. Fujieda et al., JAERI-M 92-178 (1992) [in Japanese].

3.2.2.3 システム設計コードの開発

FFHR-d1 設計のために開発したヘリオトロン型核融合炉設計システムコード HELIOSCOPE [3.2.2.3-1, 3.2.2.3-2]の概要について述べる。

トカマク型核融合炉設計用システムコードは、その多くが装置サイズ、磁場強度及び炉心プラズマの形状、密度・温度分布をインプットパラメータとして与え、トラス大半径に沿った1次元方向の機器配置の整合性を確保しつつ、炉心プラズマの性能（出力、閉じ込め性能等）をパワーバランス及び経験的な閉じ込めスケールリング則を用いて評価する、という流れに沿っている。その基本的な考え方はヘリカル型装置においても共通しているが、ヘリカル型装置特有の考慮が必要な点として、

- プラズマ形状がヘリカルコイル及びポロイダルコイルの形状によって一意に決定され、これらを独立にインプットとして与えることができない。
- コイル、プラズマともに複雑な三次元形状を有するため、体積などの計算を解析式や単純な近似式で与えることができない。

が挙げられる。プラズマ形状等のパラメータの正確な評価のためには、体積電流コードを用いた3次元の平衡磁場計算、磁場強度分布計算を行う必要があるが、これらの3次元計算は高性能計算機を用いても数分から数十分のオーダーの計算時間を要し、膨大なパラメータスキャンを行って設計ウインドウ解析を行うシステムコードの性格と相容れない。本概念設計においては基本的に LHD に相似な形状を想定していることから、これらの3次元効果については予めある基準サイズにおいて別途詳細計算を行ってデータベースを作成しておき、システムコード側ではこれらのデータベースのテーブル参照とその補間、または近似式によって値を求め、実際の形状に相似変形して反映させる、という手法を取ることによって計算の高速化を図った。具体的には LHD 実験で蓄積された平衡磁場データベースや、ヘリカルコイル上最大磁場強度の近似式 [3.2.2.3-3]を活用している。設計上重要な指標となるコイルシステムの蓄積磁気エネルギーについては、線電流近似による簡易計算ではあるが、実際のコイル配置及び形状を反映させた計算を行っている。これにより3次元効果を反映しつつも、炉システム全体の整合性を確保した高速計算が可能となった。

また、一般的なシステムコードにおける炉心プラズマ設計においては、その密度・温度分布について、実際の分布形状を良い近似で与え、かつ積分計算が解析的に行えることから、規格化小半径に対する放物分布が用いられることが多い。しかしながら前節で述べたとおり、FFHR-d1の概念設計では、炉心プラズマ設計における定量性確保の観点から、LHD実験データを直接炉条件に外挿する手法を採用した。このため、HELIOSCOPE でもこの直接分布外挿法を反映させた計算を行えるよう改良を行った。具体的には、プラズマの密度・温度分布形状とプラズマ閉じ込め領域の形状を、外挿の対象としたLHD実験データから取得し、これらに対し、密度・ベータ値の増倍度を仮定して炉心プラズマパラメータを評価している。

参考文献

[3.2.2.3-1] T. Goto et al., Nucl. Fusion **51** (2011) 083045 (6pp).

[3.2.2.3-2] T. Goto et al., Plasma and Fusion Res. **7** (2012) 2405084 (5pp).

[3.2.2.3-3] T. Goto et al., Fusion Sci. Technol. **56** (2009) 925-929.

3.2.2.4 設計ウインドウ解析と候補設計点の選定

システム設計コード HELIOSCOPE を用いて行った FFHR-d1 の設計ウインドウ解析の結果を以下に示す。ここでは 3.2.3.2.2 節で参照分布 A として与えられるプラズマ分布を前提とし、装置形状は LHD の相似拡大として計算を行った。ただし、ブランケット設置スペースを広げるため、ヘリカルコイルの縦横比は過去の FFHR 設計でも採用された 2.0、ヘリカルコイルの電流密度は 25 A/mm^2 を仮定している[3.2.2.4-1, 3.2.2.4-2]。また、メンテナンス用スペース確保のため、LHDでは上下3対あるポロイダルコイルのうち、中間部の1対を省略した配置を想定しており、これらは蓄積磁気エネルギーの計算に反映されている (図 3.2.2.4-1)。

設計ウインドウを絞り込むにあたっては、工学設計条件及び物理制約条件を考慮する必要がある。工学設計条件としては、

- プラズマ-コイル間最小距離 Δ_{c-p}
- 蓄積磁気エネルギー W_{mag}
- 平均中性子壁負荷 $\langle \Gamma_{\text{nw}} \rangle$

を考慮した。このうち、プラズマ-コイル間最小距離 Δ_{c-p} はプラズマ断面形状が縦長となるトーラス断面において、トーラス内側赤道面上でヘリカルコイルの巻線部の最もプラズマ寄りの点と、磁力線追跡計算で求められたプラズマ閉じ込め領域の最もトーラス内側の点との距離として定義した

(図 3.2.2.4-2)。LHD 型ヘリオトロン装置においては、この位置でヘリカルコイルとプラズマが最も接近するため、この値はブランケット設置スペースに関する指標となる。この値は装置サイズに比例し、またヘリカルコイルの電流密度を固定しているため、磁場強度が増し、ヘリカルコイル電流値が増すほど小さくなる。蓄積磁気エネルギーはおおよそ装置サイズの3乗と磁場強度の2乗に比例する ($W_{\text{mag}} \propto R^3 B^2$)。これらの制約条件は炉

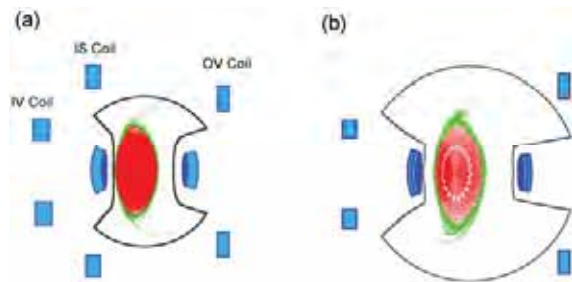


Figure 3.2.2.4-1 Poloidal cross-sectional view of (a) LHD and (b) FFHR-d1 at vertically- elongated cross section. FFHR-d1 has a coil system similar to that of LHD but no IS coils in order to keep large spaces for the maintenance. (from Fig. 1 of Ref. [3.2.2.4-3]).

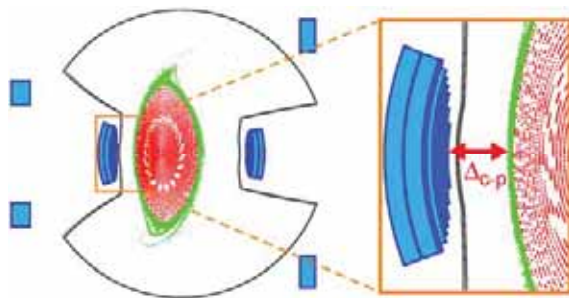


Figure 3.2.2.4-2 Definition of minimum distance between the plasma and the helical coil Δ_{c-p} . (From Fig. 3 of Ref.[3.2.2.4-3]).

心プラズマに関係なくコイルの幾何学形状のみで決まるものである。3つ目の平均中性子壁負荷は、装置サイズと核融合中性子出力 P_n の関数 ($\langle \Gamma_{\text{nw}} \rangle \propto P_n / R^2$) である。3.2.3.2-1 節に詳述されているように、LHD 実験分布の直接外挿においては、Gyro-Bohm 型のパラメータ依存性を仮定するため、結果的に装置サイズ R と磁場強度 B との間には

$$R \propto \gamma_{\text{DPE}}^{-5/6} f_{\beta}^{-1/3} B^{-4/3}$$

の関係が成り立ち、実験データからの閉じ込め改善度 γ_{DPE^*} を仮定すれば炉心プラズマの密度、温度は装置サイズと磁場強度の関数として定まる。このためこれらの関数である核融合出力も装置サイズと磁場強度によって一意に決定される。

次に先述した3つの工学設計条件として、具体的にどのような値を仮定するかが重要である。具体的な制約条件はもちろん詳細設計によるが、設計ウインドウを考える上で、大まかな見積もりを与えておくことは重要である。まず、ブランケットスペースについては一般的に1 m程度あれば十分なトリチウム増殖・中性子遮蔽性能を有したブランケットの余裕を持った設計が可能となる。蓄積磁気エネルギーについては、過去にFFHR-2m1の設計において、120–140 GJ程度であればITER技術の延長線上での設計が可能であるとの解析が行われ[3.2.2.4-2]、大幅なブレークスルーなしに設計が可能範囲として最大160 GJ程度がひとつの指標として考えられてきた。平均中性子壁負荷については、構造材寿命の観点からこれまでの設計で一貫して1.5 MW/m²という値が採用されてきており[3.2.2.4-1, 3.2.2.4-3, 3.2.2.4-4]、今回の設計でもそれを採用した。一方、物理制約条件としては、ベータ値と密度限界が考えられる。このうちベータ値についてはまだヘリカル系プラズマの限界がどのように決まるか明確でないが、密度限界については3.2.3.4節で述べられる通り、プラズマ周辺部の密度が須藤密度限界に達すると維持が困難であることが分かっている。これらのパラメータの等高線を横軸がヘリカルコイル巻線中心での磁場強度、縦軸がヘリカルコイルの主半径（巻線中心の径方向位置）の空間にプロットしたものを図3.2.2.4-3に示す。ここで白く示した領域は工学制約のうち蓄積磁気エネルギー160 GJ以下及び平均中性子壁負荷1.5 MW/m²以下の双方を満たし、かつ密度についても全て限界値以下となっている。この領域ではプラズマ-コイル間最小距離が1 mを超える点は存在しないが、最小点で90 cm程度が確保できている

ことから装置の大部分では1 mを超えていること、またブランケットスペースについてはブランケット材料の選択や径方向設計の最適化によりある程度設計の柔軟性が確保できることから、この領域をFFHR-d1の設計ウインドウとして選択した。

設計ウインドウ内においては、より左上に位置する設計点ほどブランケットスペースが大きく、より左に位置する設計点ほど出力及びベータ値が増大する。ブランケット設計の観点からブランケットスペースは大きければ大きいほど望ましく、出力及びベータ値もこの設計ウインドウの範囲では過大ではない

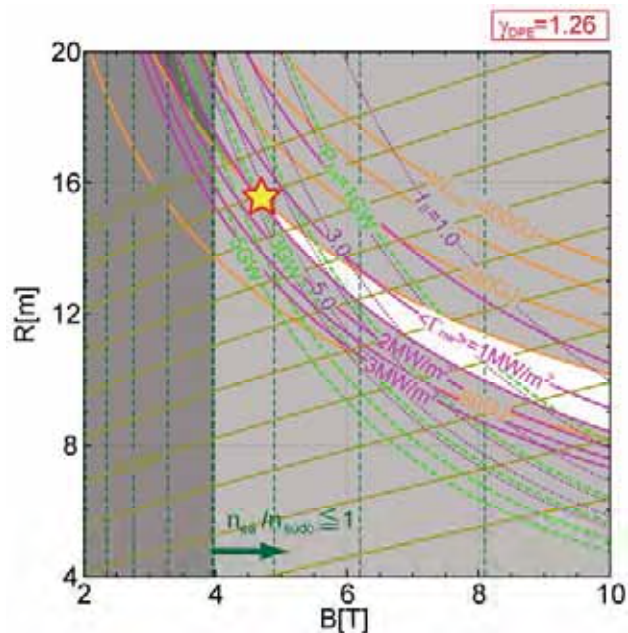


Figure 3.2.2.4-3 Result of design the window analysis of helical fusion reactor FFHR-d1 by systems code HELIOSCOPE.

ため、設計ウインドウの最も左上に当たる、図 3.2.2.4-3 中に星印で示した点、すなわちヘリカルコイル主半径 $R_c = 15.6 \text{ m}$ 、ヘリカルコイル巻線中心磁場強度 $B_c = 4.7 \text{ T}$ をヘリカル核融合炉 FFHR-d1 の候補設計点として採用した[3.2.2.4-5]。この装置サイズは LHD のちょうど 4 倍となっている。また核融合出力、中性子壁負荷、蓄積磁気エネルギー FFHR-2m2 で想定されたものとはほぼ同じであり、これまでの工学設計の知見を最大限生かしつつ、直接外挿法により炉心プラズマ設計の確度を高めた設計となっている。FFHR-d1 のプラズマ体積は、外挿に用いられた LHD の実験データの解析結果に基づき、有限ベータ効果を含めたものとなっている。

この候補設計点のパラメータについては、炉内機器タスクによる径方向設計（ラジアルビルド）成立性の確認、ブランケットタスクによるトリチウム増殖・中性子遮蔽性能の確認、超伝導コイル及び低温タスクによる超伝導コイル内の核発熱の冷却設計の成立性の確認を経て、正式に FFHR-d1 の主要設計パラメータとして採用され、各タスクでの詳細検討が開始された、3.2.1 節で述べられ、その後の炉心プラズマ詳細物理解析の進展を受け、高アスペクト比の磁場配位であるヘリカルピッチパラメータ $\gamma_c = 1.2$ を選択することが炉心プラズマタスクより提案され、結果的に主案として採択された（FFHR-d1A）。なお、高アスペクト比の設計はブランケットスペースをより増大させる方向であり、工学設計条件の観点からは問題はない（正確には蓄積磁気エネルギーを数%増大させるが、この影響は小さいとした）。表 3.2.2.4-1 に FFHR-d1 及び FFHR-d1A の主要設計パラメータと、LHD 及び FFHR-2m2 との比較を示す。

Table 3.2.2.4-1 Comparison of the primary design parameters of the candidate design point of helical fusion reactor FFHR-d1 with LHD and FFHR-2m2.

			FFHR-d1	FFHR-d1A	FFHR-2m2	LHD
Coil pitch parameter	γ_c		1.25	1.2	1.2	1.25
Helical coil major radius	R_c	m	15.6	←	17.3	3.9
Plasma major radius	R_p	m	14.4	←	16	3.75
Average toroidal field at the winding center	B_t	T	4.7	←	4.84	3
Plasma volume	V_p	m ³	1878	1710	1744	30
Fusion output	P_{fus}	GW	3	2.6	3	—
Helical coil current density	j_c	A/mm ²	25	←	25	53
Stored magnetic energy	W_{mag}	GJ	160	←	160	1.64
Average neutron wall load	Γ_{nw}	MW/m ²	1.5	1.3	1.5	—

参考文献

- [3.2.2.4-1] A. Sagara et al., Proc. of 17th Fusion Energy Conference, 19-24 Oct. 1998, Yokohama, Japan, FTP/03.
- [3.2.2.4-2] S. Imagawa et al., Nucl. Fusion **49** (2009) 075017.
- [3.2.2.4-3] T. Goto et al., Plasma and Fusion Res. **7** (2012) 2405084.
- [3.2.2.4-4] A. Sagara et al., Fusion Technol. **34** (1998) 1167.
- [3.2.2.4-5] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. **83** (2008) 1690.

3.2.3 炉心プラズマ

3.2.3.1 概要

FFHR-d1における炉心プラズマの詳細物理解析を行った。FFHR-d1はLHDとの相似性に重点を置いて設計されており、炉心プラズマ性能を実験データから外挿する際の信頼性を向上している。炉心プラズマにおける各種径方向分布はLHD実験で得られた径方向分布データを炉条件に外挿することで推定した。外挿にはジャイロボームモデルに基づく直接分布外挿法を用いた。MHD平衡解析を行った結果、高アスペクト比配位にプラズマ断面形状の縦長変形を施すことでシャフラノフシフトを緩和可能であり、高ベータ条件でもLHDにおける内寄せ配位の真空磁気面と同様のMHD平衡が得られることが分かった。このような最適化を行った場合には、新古典輸送を α 加熱と同程度以下のレベルにまで低減でき、 α 粒子の熱損失も10~20%程度に抑えられる。直接損失する α 粒子は、ほぼ全てダイバータ領域に流入する。

従来のFFHRシリーズ[3.2.3.1-1]と比較した場合のFFHR-d1[3.2.3.1-2, 3.2.3.1-3]の特徴の一つに、超伝導コイルの配置をLHDと相似にしたこと[3.2.3.1-1, 3.2.3.1-4]が挙げられる。これにより、LHDのMHD平衡データベースを活用できるようになると同時に、実験データの外挿もより確実になると考えられる。核融合炉相当のプラズマが実現していない現状では、実験データからの外挿という作業が不可欠になる。通常は温度・密度分布形状を仮定し、ISS95[3.2.3.1-5]やISS04[3.2.3.1-6]などのエネルギー閉じ込めスケールリングによって絶対値を決定することで外挿を行うのが一般的である。ただし、このような手法では分布形状やスケールリングからの閉じ込め改善度など多くの仮定を置く必要があるが、外挿の結果はこれらの仮定に強く依存し、また仮定の自由度も大きいため、外挿の信頼性に問題があった。FFHR-d1の炉心プラズマ設計では、以下の3.2.3.2.1節で述べる直接分布外挿(Direct Profile Extrapolation、DPE)法[3.2.3.1-7,8]を用いた。これにより仮定の自由度を可能な限り減らし、外挿信頼性を高めている。

FFHR-d1の超伝導コイル配置は基本的にLHDと相似であるが、LHDで3対用いられているポロイダルコイルのうち、LHDにおけるISコイルに相当する1対は、大きなメンテナンスポートを確保するため、省くこととした(図3.2.3.1-1参照)[3.2.3.1-4]。このため、トロイダル平均したプラズマ断面形状は縦長変形を受けることになる。新古典輸送の観点からは平均プラズマ断面を円形とするのが最適であるが[3.2.3.1-9]、高密度プラズマでは多くの場合、新古典輸送よりも異常輸送が支配的になると考えられている[3.2.3.1-10]。実際に、LHDでは高密度条件における巨視的

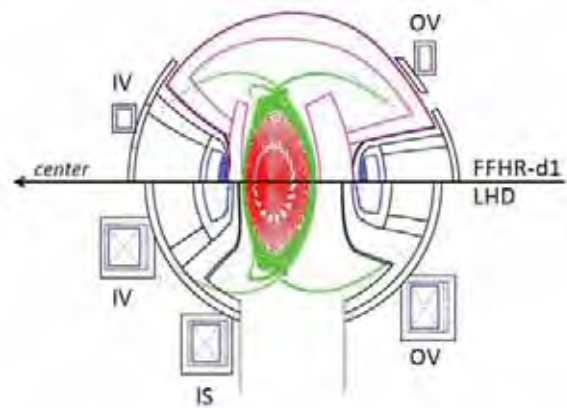


Figure 3.2.3.1-1 Comparison of the superconducting magnet coil arrangement in FFHR-d1 (upper half) and LHD (lower half). Because FFHR-d1 has no IS coils, large aperture of maintenance ports can be obtained, whereas vertical elongation of the plasma cross-section of FFHR-d1 is slightly larger than that of LHD.

エネルギー閉じ込め特性は縦長断面変形によって大きくは影響されず、むしろ向上する場合もあることが実験で示されている[3.2.3.1-4]。縦長断面変形には高ベータ条件でのシャフラノフシフトを抑制する効果があることが理論的に予想されているが、これは LHD 実験でも確認されている[3.2.3.1-4, 3.2.3.1-11]。以下で議論するように、核融合炉条件では高ベータになることが不可避であり、かつシャフラノフシフトによる新古典輸送や α 粒子閉じ込め特性の劣化は甚大な悪影響をもたらすため、シャフラノフシフトは極力抑えるのが望ましい。これらの理由により、FFHR-d1ではLHDにおけるIV及びOVコイルに相当する2対のポロイダルコイルのみを用いることとした。

以下では、3.2.3.2節で外挿手法を説明し、3通りの参照分布を導入した後、これらに対して、密度限界に関する考察(3.2.3.3節)、MHD平衡推定とMHD安定性評価(3.2.3.4節)、周辺プラズマ制御によるデタッチメントに関する検討(3.2.3.5節)、新古典輸送の定量評価(3.2.3.6節)、高エネルギー粒子閉じ込めに関する定量評価(3.2.3.7節)、異常輸送と熱収支の検討(3.2.3.8節)を行い、3.2.3.9節ではプラズマ運転制御について検討した結果を示す。また、3.2.3.10節では炉心プラズマにおける物理課題解決の別角度からのアプローチとして、強磁場化やサブイグニション運転について検討した結果を、3.2.3.11節では主に工学課題解決の観点からコイル配置を含む磁場配位の改善について検討した結果を示す。3.2.3.12節でこれらをまとめる。

参考文献

- [3.2.3.1-1] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. **85** (2010) 1336.
- [3.2.3.1-2] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. **87** (2012) 594.
- [3.2.3.1-3] T. Goto et al., Plasma Fusion Res. **7** (2012) 2405084.
- [3.2.3.1-4] J. Miyazawa et al., Plasma Fusion Res. **7** (2012) 2402072.
- [3.2.3.1-5] U. Stroth et al., Nucl. Fusion **36** (1996) 1063.
- [3.2.3.1-6] H. Yamada et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 1684.
- [3.2.3.1-7] J. Miyazawa et al., Fusion Eng. Des. **86** (2011) 2879.
- [3.2.3.1-8] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **52** (2012) 123007.
- [3.2.3.1-9] H. Yamada et al., Plasma Fusion Res. **3** (2008) S1032.
- [3.2.3.1-10] J. Miyazawa et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 29.
- [3.2.3.1-11] J. Miyazawa et al., Plasma Fusion Res. **3** (2008) S1047.

3.2.3.2 径方向分布

3.2.3.2-1 直接分布外挿 (DPE) 法

核融合炉心プラズマの性能を推定するため、実験で得られた温度や密度の小半径方向分布を直接炉条件に外挿するDPE法を開発した[3.2.3.2-1,2]。DPEは分布形状を実験で得られたものに固定し、それらの絶対値をジャイロボームモデルに基づき、自己点火条件を満たすように決定するという手法である。従来のFFHRシリーズ[3.2.3.2-3]における炉心プラズマ設計では、温度・密度の分布形状を仮定し、それらの絶対値をISS95[3.2.3.2-4]やISS04[3.2.3.2-5]といった経験的なエネルギー閉じ込めスケールリングに仮定した閉じ込め改善度を適用することで決定していたが、分布形状や閉じ込め改善度の自由度が大きく、かつこれらが結果に与える影響も大きいため、外挿の信頼性には問題があった。DPEでは分布形状選択の自由度を減らすことで、これに起因する曖昧さを排除している。閉じ込め改善度についても、これを加熱分布形状の関数として定量化できるというLHD実験の結果に基づいてモデル化し、DPEに導入した[3.2.3.2-2]。その結果、未知の閉じ込め改善を仮定することなく炉心プラズマの推定が行えるようになった。

まずジャイロボームモデルについて説明する[3.2.3.2-6,7,8]。エネルギー閉じ込め時間 τ_E で分布形状を保ちつつ減衰する無限円柱プラズマ中のエネルギー分布 $\varepsilon(\rho, t) = \varepsilon(\rho) \exp(-t/\tau_E)$ (但し、 $\rho = r/a$ は円柱半径 a で規格化した半径)における径方向のエネルギーフラックス Γ は、拡散係数 χ が円柱内部で一様であるとすれば $\Gamma = -\chi \nabla \varepsilon$ で表される。連続の式 $(\partial \varepsilon / \partial t) = -\nabla \cdot \Gamma$ より、 $(-1/\tau_E) \varepsilon(\rho) = \chi \nabla^2 \varepsilon$ となる。この方程式の解はゼロ

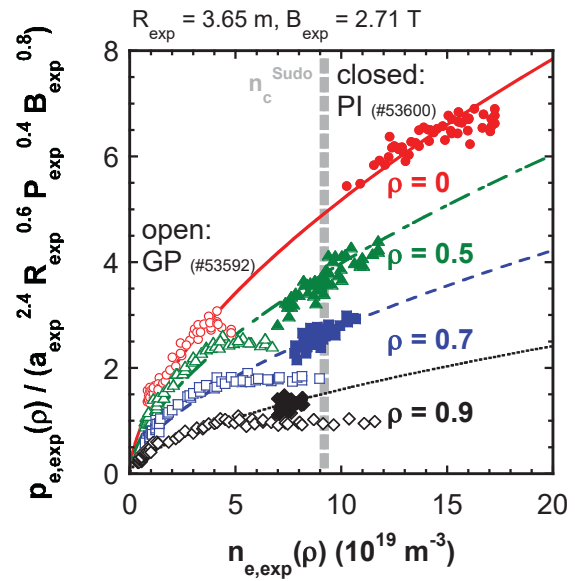


Figure 3.2.3.2-1 Relation between electron density and normalized electron pressure at various normalized minor radii in LHD experiment. Open and closed symbols correspond to the data from gas-puff (GP) and pellet injection (PI) discharges, respectively. Electron pressure is almost proportional to the 0.6 power of the electron density. Vertical broken line denotes Sudo density limit (common for GP and PI). (From Ref. [3.2.3.2-2])

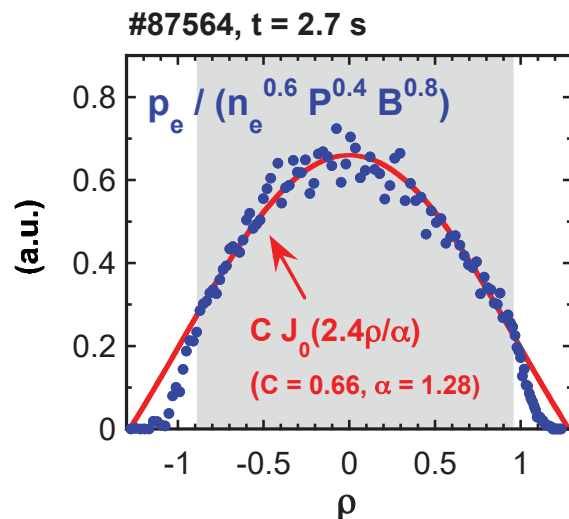


Figure 3.2.3.2-2 Example of gyro-Bohm normalized pressure profile. (From Ref. [3.2.3.2-9])

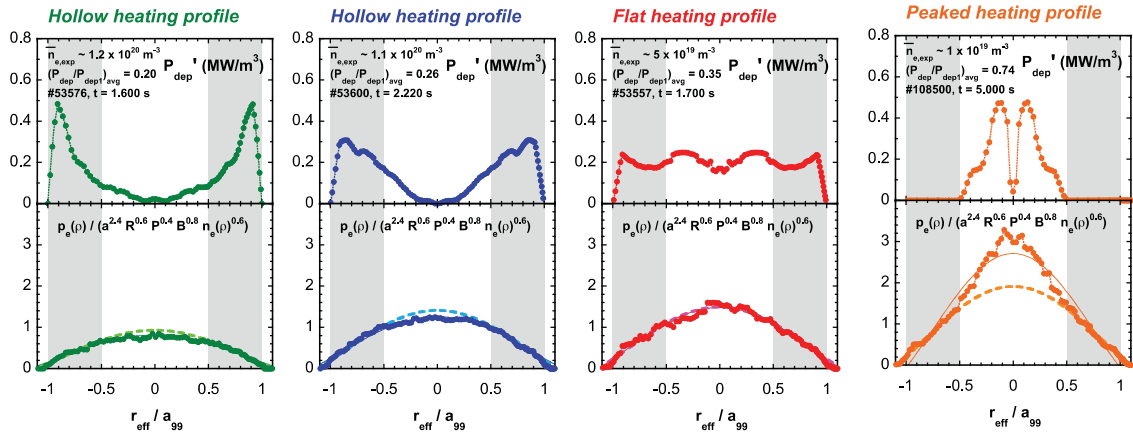


Figure 3.2.3.2-3 Relation between heating profiles (above) and gyro-Bohm normalized pressure profiles (below) in LHD. As the heating profile changes from peaked one (rightmost) to flat (second right) and hollow ones (leftmost and second left), the peak value of the gyro-Bohm normalized pressure profile decreases. The rightmost figure is the data from electron cyclotron wave heating (ECH) and the formation of electron internal transport barrier (e-ITB) is observed. In such case, fitting by zeroth order Bessel function underestimates the peak value of the normalized profile. The leftmost figure is the data from full-detachment discharge (Serpens mode) with the electron density at peripheral region which exceeds the Sudo density limit. In such case, penetration length of neutral beam (NB) is very short and the heating profile becomes extremely hollow.

次のベッセル関数を用いて表され、 $\varepsilon(\rho) = \varepsilon_0 J_0(2.4\rho) \exp(-t/\tau_E)$ となる。このとき、エネルギー閉じ込め時間 τ_E と拡散係数 χ の間には、 $\tau_E \propto a^2/\chi$ という関係がある。高温の環状磁場閉じ込めプラズマでは、粒子や熱の拡散が乱流に起因する異常輸送に支配される場合の多いことが知られている。乱流の空間スケール λ がイオンラーマー半径 ρ_* 程度、時間スケール τ がイオン反磁性ドリフト周波数 ω_* の逆数程度であるとする。それぞれ温度 T 及び磁場強度 B と次の関係がある。即ち、 $\rho_* \propto T^{0.5}/B$ であり、一方 ω_* はイオンラーマー半径と勾配の空間スケール長 a の比 (ρ_*/a)、波数 $k \sim 1/\rho_*$ 、及び熱速度 ($\propto T^{0.5}$) の積に比例することから、 $\omega_* \propto T^{0.5}/a$ となる。この時の拡散係数 D_{GB} は、 $D_{GB} \propto \lambda^2/\tau \propto \rho_*^2 \omega_* \propto T^{1.5}/aB^2$ で与えられる。 D_{GB} はボーム拡散係数 $D_B \propto T/B$ に規格化イオンラーマー半径 $\rho_* = \rho/a \propto T^{0.5}/(aB)$ を乗じた形になっており、ジャイロボーム拡散係数と呼ばれる。このようなジャイロボームモデルに基づくエネルギー閉じ込め時間 τ_{GB} は a^2/D_{GB} に比例することから、 $\tau_{GB} \propto a^{12/5} R^{3/5} P^{-3/5} n^{3/5} B^{4/5}$ となる。尚、この式はエネルギー閉じ込め時間と加熱パワー P の積がプラズマ蓄積エネルギー $W_p \propto n T a^2 R$ (但し n 、 T 、 a 、 R はそれぞれプラズマの密度、温度、小半径、大半径) に等しいことから求められる。ジャイロボームモデルと同様のパラメータ依存性は、ヘリカルプラズマのエネルギー閉じ込め時間を経験的にまとめた ISS95 及び ISS04、あるいはトカマクの H-mode スケーリングで認められている[3.2.3.2-7]。

LHD でもジャイロボーム型パラメータ依存性が観測されている[3.2.3.2-2]。例えば図 3.2.3.2-1 に示したように、ある小半径位置 ρ におけるプラズマの圧力 $p(\rho)$ は同位置における密度 $n(\rho)$ の 0.6 乗と加熱パワー P の 0.4 乗、及び磁場強度 B の 0.8 乗にほぼ比例して増加する ($p(\rho) \propto n(\rho) T(\rho) \propto P \tau_E$ の関係に注意)。この関係から局所

的な圧力がジャイロボームモデルに従うと仮定し、 $p(\rho)$ を $n(\rho)^{0.6} a^{2.4} R^{0.6} P^{0.4} B^{0.8}$ で規格化したものを「ジャイロボーム規格化圧力分布」と定義する。LHD ではジャイロボーム規格化圧力分布がパラボリック形状となり、ゼロ次のベッセル関数で近似できることが示されている (図3.2.3.2-2 参照) [3.2.3.2-9]。ジャイロボームモデルに基づいて、実験で得られた密度及び温度の分布を核融合炉条件に外挿することができる。DPE 法では、ジャイロボーム規格化圧力分布が保存されると仮定し、装置サイズや磁場強度が何倍かされた炉条件でその分布を得るために必要な加熱パワー (ジャイロボームモデルから導出) が核融合反応による α 加熱のみで得られる自己点火条件を満たすようベータと密度の増倍度を決定する。

LHD では加熱分布が中心にピークした場合の方が周辺加熱の場合よりもエネルギー閉じ込め性能が良い[3.2.3.2-10]。円柱におけるエネルギーの拡散を考えれば、閉じ込め境界からより遠い中心領域を加熱した方がエネルギー閉じ込めが良いことは容易に想像がつくが、LHD の結果はこの単純な描像と定性的に矛盾しない。図 3.2.3.2-1 に示されているガスパフ (GP) のデータでは、電子密度が $4 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ 以上の領域で密度の 0.6 乗に比例するというジャイロボームの関係が失われている。この閉じ込め劣化はプラズマ周辺部の密度増加によって加熱ビームの侵入長が減少し、中心加熱から周辺加熱へと変化することによる。図 3.2.3.2-3 に例を示したように、加熱分布形状が中心ピークからフラット及びホローになるに従い、ジャイロボーム規格化圧力分布の高さは減少する。ここで、体積積分した加熱分布 $P_{\text{dep}}(\rho)$ を、そのプラズマ表面における値 P_{dep1} (= 全加熱入力) で規格化した分布の線平均値 $(P_{\text{dep}}/P_{\text{dep1}})_{\text{avg}}$ を加熱分布ピーキングファクターとして定義する。図 3.2.3.2-4 にジャイロボーム規格化圧力分布の中心値 α_{0^*} あるいは α_0 を $(P_{\text{dep}}/P_{\text{dep1}})_{\text{avg}}$ の関数として示す。ただし、 α_{0^*} は $0.5 < \rho < 1.0$ 、 α_0 は $0.0 < \rho < 1.0$ のジャイロボーム規格化圧力分布データをそれぞれフィッティングして得られた値である。実験条件によってはコア部の圧力分布が平坦化する場合があるが、 α_{0^*} を用いることでその影響を排除できる。平坦化の原因については現在のところよく分かっていないが、候補としてはコア領域磁気面がストキャステックになる現象[3.2.3.2-11]や、新古典輸送あるいは異常輸送の増大がある。いずれにせよ平坦化発生の有無はコア領域の回転変換やプラズマパラメータに依存すると考えられる。以下では、FFHR-d1 においては圧力の平坦化が発生しないものと仮定して議論を進めることにする。図より、 α_{0^*} は $(P_{\text{dep}}/P_{\text{dep1}})_{\text{avg}}$ のほぼ 0.6 乗に比例して増

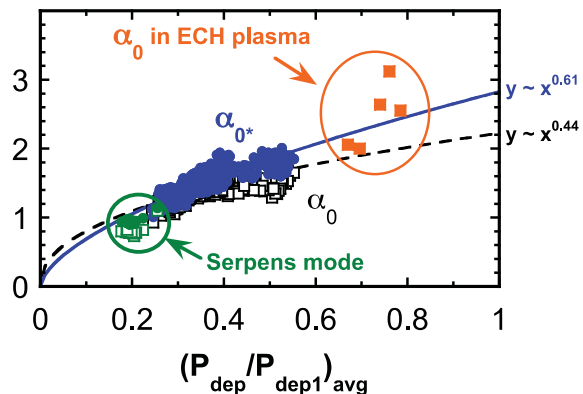


Figure 3.2.3.2-4 Dependence of central value of gyro-Bohm normalized profile α_{0^*} and α_0 on the peaking factor of heat deposition profile in LHD. In addition to the data with neutral beam (NB) heating, the data from electron cyclotron heating (ECH) with extremely peak deposition profile and the data from full-detachment discharge (Serpens mode) with extremely hollow deposition profile are also plotted.

加することが分かる。一方、実験での中性粒子ビーム (NB) による加熱分布と比べ、核融合炉における α 粒子による加熱分布はより高温の中心領域に集中する。従って、エネルギー閉じ込めはNB加熱の高密度実験プラズマよりも核融合炉プラズマの方が良くなると予想できる。このような加熱分布効果を取り入れるため、閉じ込め改善度 γ_{DPE} を $\gamma_{DPE} = ((P_{dep}/P_{dep1})_{avg,reactor} / (P_{dep}/P_{dep1})_{avg,exp})^{0.6} = (0.65 / (P_{dep}/P_{dep1})_{avg,exp})^{0.6}$ で定義し、DPE 法に導入した[3.2.3.2-6]。

ただし、 $(P_{dep}/P_{dep1})_{avg,reactor}$ 及び $(P_{dep}/P_{dep1})_{avg,exp}$ はそれぞれ FFHR-d1 及び LHD にお

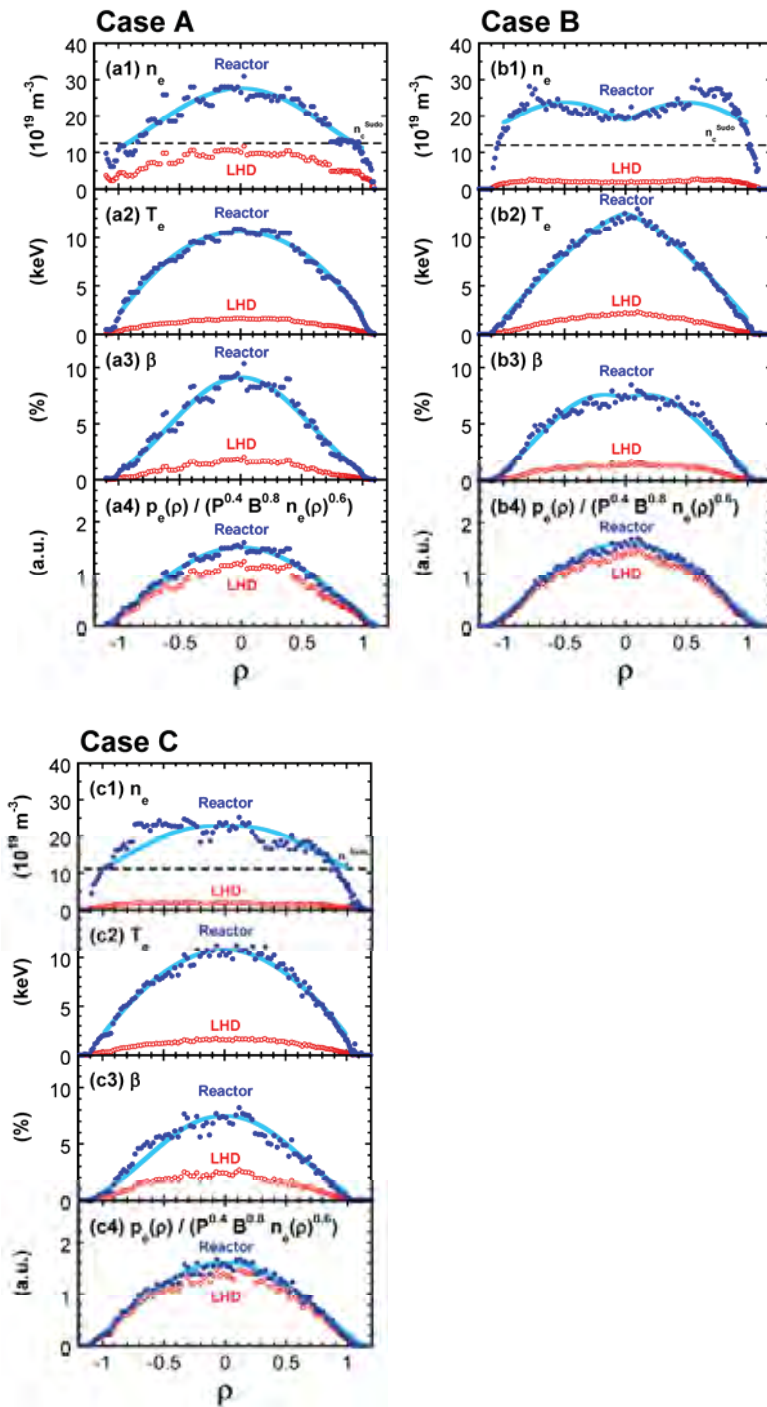


Figure 3.2.3.2-5 Three reference radial profiles, reference A (left), reference B (center) and reference C (right), used in the detailed physics analysis of the core plasma of the FFHR-d1,

ける加熱分布ピーキングファクターであり、定数 0.65 は炉心プラズマにおける加熱分布ピーキングファクターとして仮定したものである。実際、次節で示すように、DPE によって得られる FFHR-d1 炉心プラズマでは、加熱分布が α 粒子の発生分布と同様であると仮定して得られる加熱分布ピーキングファクターはほぼ 0.65 になる。

3.2.3.2-2 参照分布

以下の節に述べる詳細解析を行うため、DPE法によって典型的な参照分布を求めた (図 3.2.3.2-5) [3.2.3.2-12]。参照分布は A、B、C の 3 種類を用意した。参照分布 A は LHD における通常の実験配位である磁気軸 $R_{ax} = 3.60$ m、磁気軸上磁場強度 $B_0 = 2.75$ T、ヘリカルコイルピッチ $\gamma_c = 1.254$ の条件において得られた分布データを外挿したものである。ここで γ_c は $(m a_c)/(l R_c)$ で定義され、 m はトロイダルピッチ数、 l はポロイダルピッチ数、 a_c はヘリカルコイル小半径、 R_c はヘリカルコイル大半径で、LHD においては $m = 10$ 、 $l = 2$ 、 $a_c \sim 0.9 - 1.0$ m、 $R_c = 3.9$ m である。固体水素ペレット入射を行っており、密度分布は中心にピークしている。参照分布 B は高アスペクト比配位である $R_{ax} = 3.60$ m、 $B_0 = 1.5$ T、 $\gamma_c = 1.20$ の条件で行ったガスパフ放電で得られた分布データを外挿したものであり、密度分布はホローになっている。参照分布 C は参照分布 B と同じ高アスペクト比配位で磁気軸をより内側にシフトさせた $R_{ax} = 3.60$ m、 $B_0 = 1.5$ T、 $\gamma_c = 1.20$ の条件で行ったガスパフ放電で得られた分布データを外挿したものであり、密度分布はややピークしている。密度分布の違いを反映し、プラズマ圧力分布は参照分布 B、C、A の順で中心ピークの度合いが強くなっている。DPE により予想される FFHR-d1 条件での α 加熱は参照分布 A が約 450 MW、B が約 400 MW、C が約 330 MW であり、加熱分布ピーキングファクターはいずれも約 0.66 と同様である。これらの値は DPE において γ_{DPE} を定義する際に用いた $(P_{dep}/P_{depl})_{avg,reactor} = 0.65$ の仮定 (3.2.3.2.1 節参照) を支持するものである。ただし、ここでは α 加熱分布を α 粒子の発生分布と同じであると仮定しているため注意が必要である。後で述べるように、 α 粒子の減速過程を計算して求めたエネルギー吸収分布と発生分布は必ずしも一致しない。

参考文献

- [3.2.3.2-1] J. Miyazawa et al., Fusion Eng. Des. **86** (2011) 2879.
- [3.2.3.2-2] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **52** (2012) 123007.
- [3.2.3.2-3] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. **85** (2010) 1336.
- [3.2.3.2-4] U. Stroth et al., Nucl. Fusion **36** (1996) 1063.
- [3.2.3.2-5] H. Yamada et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 1684.
- [3.2.3.2-6] H. Yamada, J. Plasma Fusion Res. **79** (2003) 592.
- [3.2.3.2-7] U. Stroth, Plasma Phys. Control. Fusion **40** (1998) 9.
- [3.2.3.2-8] J.G. Corday, Nucl. Fusion **39** (1999) 301.
- [3.2.3.2-9] J. Miyazawa et al., Plasma Fusion Res. Ser. **9** (2010) 94.
- [3.2.3.2-10] H. Yamada et al., Nucl. Fusion **43** (2003) 749.
- [3.2.3.2-11] K. Ida et al., 23rd Fusion Energy Conf. (Daejeon, Korea, 2010) (Vienna: IAEA) EXS/5-2.
- [3.2.3.2-12] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **54** (2014)

3.2.3.3 密度限界

3.2.3.3-1 LHD における密度限界

ジャイロボームモデルでは密度が高いほどエネルギー閉じ込めが良くなるが、実際なく密度を増加することはできない。例えば LHD で密度を増加していくと、ある密度から輻射損失が急激に増大すると同時に温度が低下し、最終的にプラズマが消失する[3.2.3.3-1,2]。これを輻射崩壊と呼んでいる。これまでの研究で、LHD では周辺部密度が「須藤密度限界 n_c^{Sudo} 」[3.2.3.3-3]と呼ばれる半経験的スケーリング則で予見される値になるとプラズマが小半径方向にシュリンクし始め、更に周辺部密度を増大すると輻射崩壊に至ることがわかっている。 n_c^{Sudo} (10^{19} m^{-3}) は、加熱パワー P (MW)、磁場強度 B (T)、プラズマ小半径 a (m)、及び大半径 R (m) を用いて、 $n_c^{\text{Sudo}} = 2.5 (P B / (a^2 R))^{0.5}$ で与えられる。

一方トカマクの場合、密度が「グリーンワールド密度限界 n_G 」[3.2.3.3-4]に近づくとつれてプラズマ電流が突然消失するディスラプションの頻度が増大する。 n_G (10^{19} m^{-3}) は密度限界がプラズマ電流密度に比例するというもので、プラズマ電流 I_p (MA) とプラズマ小半径 a (m) を用いて、 $n_G = 10 I_p / (\pi a^2)$ で表される。これをプラズマ電流のないヘリカルプラズマに適用するならば、 I_p の代わりにプラズマ表面における安全係数 q_a (回転変換の逆数) を用いて、 $n_G = (50 B) / (\pi q_a R)$ とするのが妥当であろう。LHD のようなヘリオトロン配位では基本的に q_a は磁場配位によって決定され、ベータによって若干変動するものの、ほぼ一定となる。LHD 実験では加熱パワーを増大すると達成可能密度も増大することが明らかたため、加熱パワーに対する依存性を持たないグリーンワールド密度限界で LHD の密度限界を記述することはできない。他のヘリカル装置、例えばドイツの W7-AS 装置等でも密度限界は須藤スケーリングと同様の加熱パワー依存性を示す[3.2.3.3-5]。

周辺部密度が n_c^{Sudo} よりも低いならば中心領域の密度は n_c^{Sudo} を超えることが可能であり、固体水素ペレット入射で中心領域へと直接粒子を供給することによって高い中心密度を得ることができる。LHD ではこのような特性を活かし、超高密度プラズマコア (SDC: Super Dense Core) と呼ばれる $1 \times 10^{21} \text{ m}^{-3}$ に達する超高中心密度を達成している[3.2.3.3-6,7,8]。図 4.2-1 に示されている PI のデータでも、プラズマ中心領域では n_c^{Sudo} より高い密度が得られている。但し、不純物が多い、あるいは中心加熱が弱いなどの条件では、ペレット入射によって中心密度を増加した後に中心温度が低下し、ホローな温度分布、即ち「温度ホール」を形成する場合がある[3.2.3.3-1]。温度ホールは中心領域のパワーバランスが崩れる (加熱パワー < 輻射損失) ことで発生すると考えられる。このような場合でも周辺部密度が n_c^{Sudo} より低ければ全体的な輻射崩壊には至らず、放電は継続する。

3.2.3.3-2 参照分布の成立性

3つの参照分布いずれの場合でも周辺部密度は須藤密度限界に近い。もし FFHR-d1 でも LHD と同様の密度限界シナリオが適用できるのであれば、3.2.3.5 節で述べられるような完全デタッチメントの実現は容易と考えられる。しかしながら、LHD における主たる radiator が炭素である一方で、FFHR-d1 は基本的にカーボンフリーのオールメタル環境となることが想定されている。このため、周辺部密度限界が LHD と FFHR-

d1 で異なる可能性は残っている。図 3.2.3-4 及び図 3.2.3-5 にはサーパンスモードと名付けた完全デタッチメントのデータも示されている。サーパンスモードとは、周辺部密度を須藤密度限界まで増加し、完全デタッチメントとなった状態が外部からの粒子供給なしに保持される現象である[3.2.3.3-9]。LHD ではサーパンスモードも含めて密度限界近傍で巨視的エネルギー閉じ込めの劣化が観測されるが、これは図 3.2.3.2-3 及び図 3.2.3.2-4 に示されるように、外部加熱（主に NBI）の侵入長が減少し、中心加熱成分が低下したためと考えられる[3.2.3.3-10,11]。FFHR-d1 では周辺部が密度限界に達しても中心領域のパラメータに変化がなければ α 粒子による中心加熱は保持されるため、巨視的エネルギー閉じ込めの劣化はないと予想している。

参考文献

- [3.2.3.3-1] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **48** (2008) 015003.
- [3.2.3.3-2] J. Miyazawa et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 200.
- [3.2.3.3-3] S. Sudo et al., Nucl. Fusion **30** (1990) 11.
- [3.2.3.3-4] M. Greenwald et al., Nucl. Fusion **28** (1988) 2199.
- [3.2.3.3-5] L. Giannone et al., Plasma Phys. Control. Fusion **44** (2002) 2149.
- [3.2.3.3-6] N. Ohyabu et al., Phys. Rev. Lett. **97** (2006) 055002.
- [3.2.3.3-7] H. Yamada et al., Plasma Phys. Control. Fusion **49** (2007) B487.
- [3.2.3.3-8] R. Sakamoto et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 53.
- [3.2.3.3-9] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **46** (2006) 532.
- [3.2.3.3-10] J. Miyazawa et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 29.
- [3.2.3.3-11] H. Yamada et al., Nucl. Fusion **43** (2003) 749.

3.2.3.4 MHD 平衡・安定性

3.2.3.4-1 ヘリオトロンの MHD 特性

ヘリオトロン配位の磁場構造は、磁気軸位置 R_{ax} 、プラズマアスペクト比 A_p 、楕円度 κ の3つのパラメータにより特徴付けられる。LHD 装置の場合、磁気軸位置は IV コイルによる双極磁場、プラズマアスペクト比は三層ヘリカルコイルの電流中心、楕円度は IS コイルによる四重極磁場により制御される。この3つのパラメータのうち、磁気軸位置が MHD 特性に最も重要なパラメータである。それは、ヘリオトロン配位の磁気面構造は、 $L=2$ のセパトリックス構造で決まる最外殻磁気面形状と磁気軸位置でほぼ決まるからである。そこで、磁気軸位置と MHD 特性がどのように関係するかを次で述べる。

ヘリオトロン配位は電流駆動を必要としないため、その MHD 特性は圧力駆動型の MHD 不安定性によって特徴付けられる。この場合、最も警戒すべきは低次の理想交換型 MHD 不安定性である。交換型 MHD モードは磁気井戸の形成（平均最小磁場の形成）により安定化される。磁気井戸は、縦磁場によって磁気軸位置を最外殻磁気面に対し偏心させることで形成できる。磁気軸位置が最外殻磁気面の幾何中心よりも外側に位置すれば、実効的な平均最小磁場が形成される。ここで述べた磁気井戸は真空中で磁力線構造を制御することで形成されたものであり、表現を変えると磁力線の平均曲率を圧力勾配と逆向きに制御したと考えることもできる。一方、シャフラノフシフトにより磁気井戸を形成することもできる。ベータ値の上昇とともに磁気軸がトラス外側へシフトすれば、プラズマ比体積 V' の径方向分布が変化し磁気井戸を形成する。この時、磁気井戸はプラズマ比体積の径方向微分 V'' として表現される。理想交換型モードの安定性指標の一つにメルシェ条件があるが、メルシェ条件の中で磁気井戸により安定化効果は、シャフラノフシフトによる磁気井戸形成 V'' の形で入り、磁力線構造の制御による磁気井戸形成の効果は磁力線の平均曲率の形で入る。以上のことから、ヘリオトロン配位の MHD 特性を考える上では、真空だけでなく有限ベータ平衡時の磁気軸も考慮することが重要である。もちろん、メルシェ条件には他に安定化項として磁気シア、不安定化項として磁力線の平均曲率、電流駆動項が存在する。しかし、LHD 実験の結果から、交換型モードの発現領域は磁気軸位置により決まる理想 MHD 不安定性境界と良い相関を持つことが分かっており、交換型モードを制御するためには有限ベータ時の磁気軸位置を最も考慮すべきである。

良好な MHD 特性を得るために磁気軸位置に注目すべき理由を述べたが、これは有限ベータ時の MHD 平衡をどう制御するかという問題と直結する。そこで、磁気軸位置と MHD 平衡との関わりについて述べる。MHD 平衡の立場からヘリオトロン配位の磁気軸依存性を考えた場合、磁気軸位置とセパトリックス構造の幾何中心が近い場合にプラズマ体積が一番大きく、それよりも内側、あるいは外側へ磁気軸がシフトするとプラズマ体積が小さくなる傾向にある。これは、磁気軸シフトによりプラズマ体積がセパトリックス構造に削られるためと考えられる。注意すべき点は、この幾何中心と磁気軸位置の関係は真空磁場だけで決まるものではなく、有限ベータ平衡時でも関係が成り立つことである。従って、真空中で十分大きなプラズマ体積を確保したとしても、有限ベータ平衡時に磁気軸がトラス外側へ大きくシフトすればプラズマ体

積が縮小する。同様に、真空中で磁気軸が内側にシフトしているためにプラズマ体積が小さいとしても、有限ベータ時にはプラズマ体積が拡大する。炉心プラズマを考えた場合、ターゲットとするベータ値での磁気軸位置を十分考慮して MHD 平衡配位を考える必要がある。ここではプラズマ体積の変化をセパトリックス構造により決まると仮定したが、数値シミュレーションによる 3次元 MHD 平衡解析の結果から、有限ベータ時に周辺磁力線構造がストカスティックに変化し、プラズマ体積が変化する可能性も指摘されている。これは、トロイダルドリフトによる荷電分離をキャンセルすべくプラズマ中に誘起される Pfirsch-Shlüter (P-S) 電流に起因するものである。ヘリオトロン配位は複雑な 3次元形状の磁力線構造を有するので、それらの磁力線に流れる P-S 電流の流れは真空中で形成された入れ子の磁気面形状を崩す方向へ作用する。P-S 電流は圧力勾配に比例するので、シャフラノフシフトが大きい場合はトーラス外側の磁場が弱められ、実座標系上では磁気面間の間隔が狭まって圧力勾配が急峻化する。その様な場所では強い P-S 電流が駆動されるので、磁力線構造への影響が強いと思われる。ただし、P-S 電流が磁力線構造へ与える効果は巨視的な効果で、P-S 電流駆動の摂動磁場がプラズマ全体積に渡り積分されたものである。従って、圧力プロファイルを選択することで P-S 電流が周辺磁力線構造をストカスティックに変化させる効果を低減することが可能である。一般に、ピークした圧力分布の方が周辺磁力線構造へ P-S 電流が与える効果は小さい。一方、ピークした分布は磁気軸シフトを大きくするので、交換型モード抑制の立場からは有効な面もある。以上のことから、MHD平衡特性から見た場合、磁気軸位置は磁気面構造、特にプラズマ体積に強く影響する。また、有限ベータ平衡時には磁気軸位置が外寄せの場合に周辺磁力線構造がストカスティックになる傾向が強い。

ここまで述べたヘリオトロン配位の MHD 特性については既に優れたレビュー論文があるので、詳しくはそちらを参考にされたい[3.2.3.4-1,2]。最後に、FFHR-d1 の MHD 特性を考慮する上で特に重要な点を述べる。FFHR-d1 の磁場配位は LHD 装置を相似拡大したものであるが、メンテナンスポートを確保するために IS コイルが取り除かれる。LHD 装置で IS コイルはヘリカルコイルが作る四重極磁場を制御するためのコイルであり、プラズマの楕円度を制御する。LHD における標準配位はヘリカルコイルが作る四重極磁場を打ち消したもので、トロイダル方向に平均化された磁気面形状の楕円度は 1 である。一方、IS コイルの電流がない FFHR-d1 の場合、ヘリカルコイルが作る四重極磁場を完全に打ち消すことができず、楕円度は 1 より大きくなって縦長に磁気面形状が変化する。縦長に磁気面形状が変化した場合、トーラスの外側と内側の実効的な磁場強度の差が小さくなるので P-S 電流を抑制できる。一方で、P-S 電流を抑制してシャフラノフシフトを抑えると、有限ベータ平衡時に磁気井戸を深くすることができない。このことは磁気軸内寄せ配位にとって不利に働くことに注意する必要がある。

3.2.3.4-2 参照分布の MHD 平衡

ここでは、DPE 法によって定義された圧力プロファイルを用いて 3次元 MHD 平衡解析を行った結果について述べる。3.2.3.4-1 節で述べたように、有限ベータ平衡時には、周辺磁力線構造を調べるのが重要であるので、3次元 MHD 平衡解析は入れ子

上の磁気面を仮定しないMHD平衡計算コードHINT2[3.2.3.4-3]を用いた。また、HINT2で計算した3次元MHD平衡磁場は、磁気座標系を仮定した3次元MHD平衡計算コードであるVMECでマッピングし、メルシェ条件とその後のMHD安定性解析、新古典輸送解析に必要なメトリックを計算した。

図3.2.3.4-1にDPE法により得られた参照圧力分布を示す。3種類の圧力分布が示してあり、それぞれケースA、B、Cと呼ぶ。グラフの横軸は規格化小半径 $\rho = \sqrt{\phi}$ であり、この時 ϕ はトロイダル磁束である。縦軸はプラズマ圧を表し、単位はMPaである。図から分かるように、ケースAはピークした分布で、ケースB、Cは幾分ブロードな分布（特にケースBは中心部分が若干ホロー）であるが、いずれもパラボラ分布 $(\sim(1-\rho^2))$ の1.5乗から2乗に比例した分布で大部分を近似できるため、全体としてはピークした分布のMHD平衡解析を行うと考えて良い。

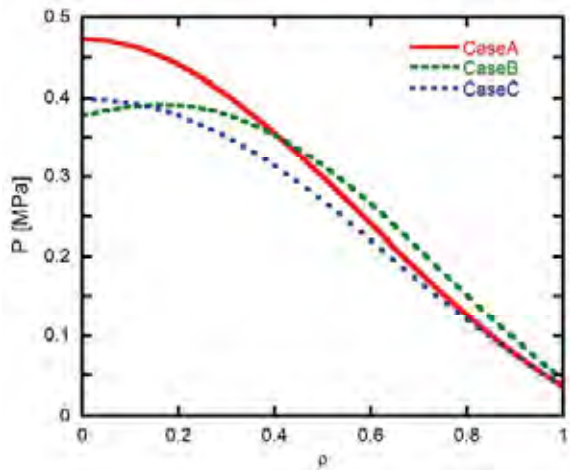


Figure 3.2.3.4-1 Reference profile used for MHD equilibrium analysis. Case A has higher peakedness compared with Case B and Case C.

図3.2.3.4-2にHINT2コードの解析により得られた平衡解析結果を示す。図

3.2.3.4-2 (aはLHD装置で磁気軸3.6 m、プラズマアスペクト比5.8、楕円度1.08相当の磁場配位についてケースAの圧力分布で解析したもの、図3.2.3.4-2 (b, cはLHD装置で磁気軸3.6 m、プラズマアスペクト比6.6、楕円度1.06の場合について平衡解析を行った結果である。図3.2.3.4-2 (a中のポワンカレ図は、上段が真空磁場配位、中段は軸上ベータが6.8%、下段は軸上ベータが8.0%であるが、垂直磁場を制御することによりシャフラノフシフトを抑制した配位である。下段の垂直磁場制御は、LHD装置の場合に真空でプリセットされた磁気軸位置が3.5 mになるように制御した。プラズマアスペクト比が5.8の場合、楕円度1の標準配位で最高到達ベータ値は準定常で2.8%となっている。これは3次元MHD平衡解析の結果、体積平均ベータ値が3%を超えたあたりから急激に周辺磁気面構造が劣化し、MHD平衡限界に達するという理論予測と矛盾しない。図3.2.3.4-2 (a)のポワンカレ図も、磁気面が縦長変形しP-S電流が抑制されているにもかかわらず、周辺磁力線構造は大きく崩れている。垂直磁場を制御しない場合、目標到達ベータ値が9.1%であるにもかかわらず計算では9.1%での収束解が得られなかった。磁気軸位置はトーラス外側へ大きくシフトしており、MHD特性は良好と考えられるものの、新古典輸送解析の議論で後述するように、輸送特性は大きく劣化しているものと考えられる。一方、垂直磁場制御を行った場合も同様に目標到達ベータ値に達する収束解が得られなかった。周辺磁力線構造は乱れたままであり、実効的なプラズマ閉じ込め領域は小さい。この問題点を克服するために、LHD高ベータ実験で標準とされる高プラズマアスペクト比配位($A_p=6.6$)でISコイル電流を0にした場合と相似な配位について平衡解析を行った。図3.2.3.4-

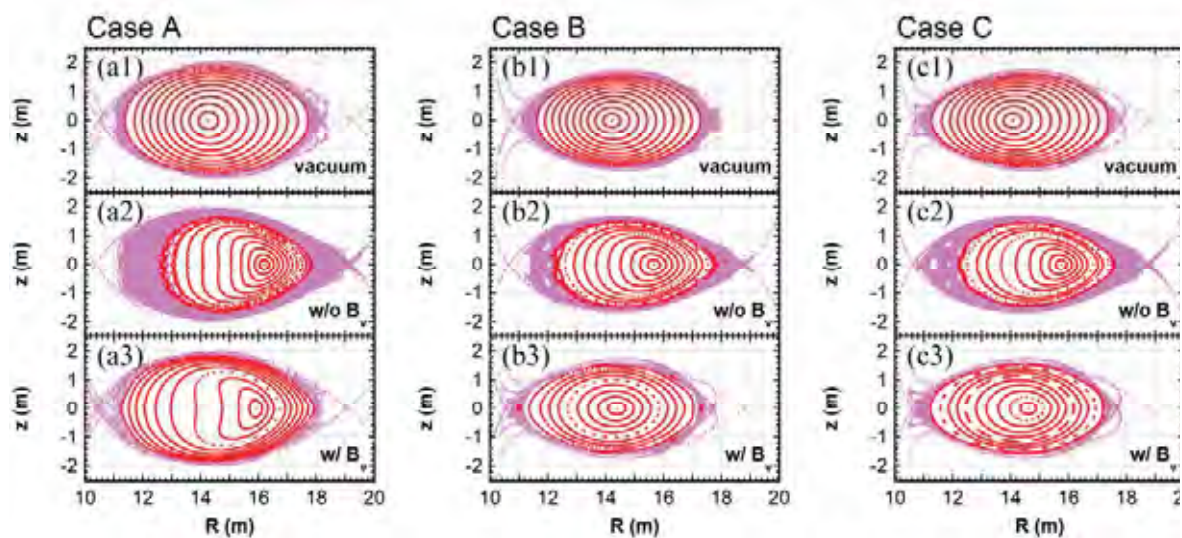


Figure 3.2.3.4-2 The result of MHD equilibrium analysis by HINT2 code for (a) Case A ($A_p = 5.8$), (b) Case B ($A_p = 6.6$) and (c) Case C ($A_p = 6.6$).

2 (b, (c も (a と同様に、上段が真空磁場、中段が軸上ベータ値 7.5 %、下段は軸上ベータ値が 8.2 %であるが垂直磁場制御により磁気軸位置を制御した結果である。この場合も、垂直磁場制御は LHD 装置の場合に真空の磁気軸位置が 3.5 m になるように制御した。高プラズマアスペクト比配位が LHD における高ベータ実験で採用された理由は、シャフラノフシフトがプラズマアスペクト比に反比例するので、平衡限界ベータ値がより高いと考えられるためである。実際、プラズマアスペクト比を標準配位の 5.8 から 6.6 と大きくするにつれて、LHD 実験での最高到達ベータ値を更新することができた。一方、プラズマアスペクト比を大きくすると輸送特性が劣化することが分かっており、LHD 高ベータ実験ではプラズマアスペクト比 6.6 が最適化配位である。図 3.2.3.4-2 上段の真空磁場配位を見ると、プラズマアスペクト比 6.6 の配位は 5.8 の配位に比べてプラズマ体積が小さく、周辺のスチック層の厚みは薄くなっていることが分かる。垂直磁場制御無しの場合、目標到達ベータ値に達する収束解が得られたが、大きなシャフラノフシフトと周辺磁気面構造の乱れが現れた。一方、垂直磁場制御ありの場合はシャフラノフシフトが小さく、高ベータ平衡にも関わらず周辺磁力線構造のスチック化は小さかった。ケース B、C の垂直磁場制御ありの場合は、磁気軸位置と磁気面構造の強靱性の観点からは良好と考えられるが、MHD 特性を考えた場合には必ずしもそう言えない点に注意する必要がある。図 3.2.3.4-3 (a と (b) にケース A、B の場合について回転変換分布と磁気井戸・磁気丘分布をそれぞれ示す。回転変換と磁気井戸・磁気丘分布は最外殻磁気面内のプラズマ領域で計算し、平均小半径の分布として示した。図 3.2.3.4-3 (a の回転変換分布を見ると、シャフラノフシフトに伴い軸上の回転変換が増加するが周辺部で大きな違いは見られない。このことは、MHD 特性に対する磁気シアの安定化効果が大きく働かないことを意味する。一方、磁気井戸・磁気丘分布を見ると、プラズマアスペクト比 5.8 の配位ではシャフラノフシフトによる磁気井戸形成が見られるが、プラズマアスペクト比 6.6 の配位ではほぼプラズマ全領域に渡って磁気丘である。このことは理想 MHD 交換型モー

ドに対して不安定であることに注意を要する。

3.2.3.4-3 参照分布の MHD 安定性

FFHR-d1 の炉設計において炉心プラズマの MHD 安定性は重要な課題である。ここでは、低 n 線形 3 次元理想 MHD 解析コード TERPSICHORE [3.2.3.4-4]を用いた安定性解析結果について報告する。解析対象の平衡は垂直磁場制御された $R_{ax}^{vac} = 14.0$ m、 $\gamma_c = 1.20$ の真空磁場配位で、中心ベータ値は $\beta_0 = 8.5\%$ である。平衡とメルシェ安定性は VMEC で計算され、図 3.2.3.4-4 (a) に示すような回転変換分布及びメルシェインデックス (D_I) 分布を有する (図 3.2.3.4-4 (b))。磁気軸近傍で $\iota / (2\pi) = 0.5$ 、 $\rho = 0.8$ の位置に $\iota / (2\pi) = 1$ の共鳴面が存在する。シャフラノフシフトを抑制したため磁気丘による安定化が寄与せず、プラズマ全域にわたりメルシェ不安定 ($D_I > 0$) となっている。低 n 線形 3 次元理想 MHD 解析を行い、固定境界条件で

$n = 1, 2, 3, 4$ モードファミリーについて調べた。安定性解析における精度の観点から、メッシュ数が十分でない $\rho < 0.2$ の領域での安定性はここでは議論せず、 $\iota / (2\pi) = 1$ に共鳴するモードについて着目する。計算の結果、低 m/n モード (1/1、2/2、3/3、4/4) は不安定化されず、以下のような高次のモードが不安定化されるという結果を得た。

- ($n = 1$ モードファミリー)
 - $n = 11, m = 10, 11, 12, 13, 14$
- ($n = 2$ モードファミリー)
 - $n = 12, m = 11, 12, 13, 14, 15$
- ($n = 3$ モードファミリー)
 - $n = 13, m = 12, 13, 14, 15, 16$
- ($n = 4$ モードファミリー)
 - $n = 14, m = 13, 14, 15, 16, 17$

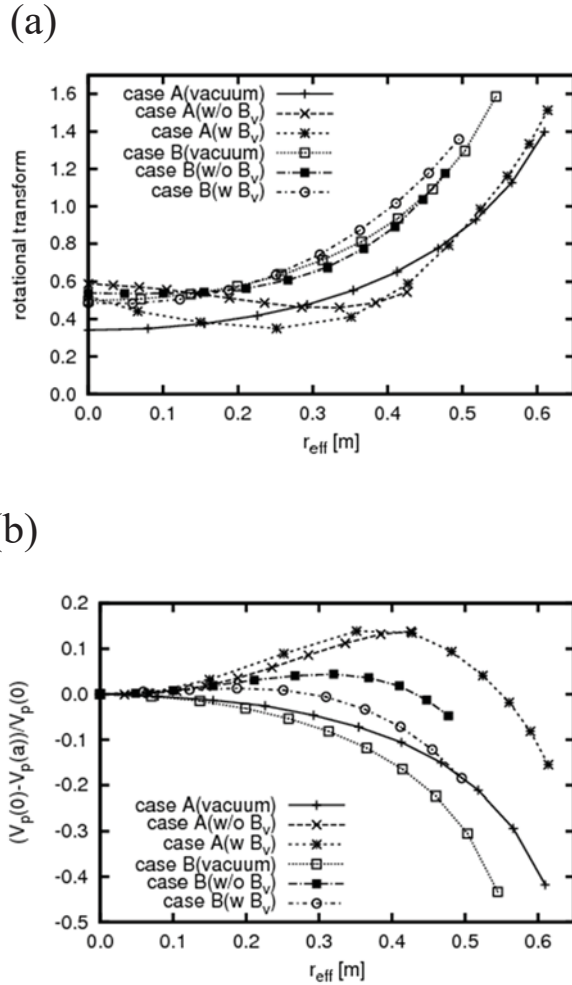


Figure 3.2.3.4-3 Radial profiles of (a) the rotational transform and (b) the magnetic well/hill.

図 3.2.3.4-4 (c) – (f) に示すように、それぞれのモード構造には ξ^s が全て同じ極性の連続したポロイダルモードが現れる。これはバルーニングモードの構造を連想させる。これまでの LHD 実験では、高次のモードが深刻な閉じ込め劣化を与えるといった結果は得られていないが、今後とも磁場配位（回転変換分布）、圧力分布などのスキャンを行い、幅広いパラメータ領域における FFHR-d1 プラズマの MHD 不安定性の特性を明らかにする必要がある。

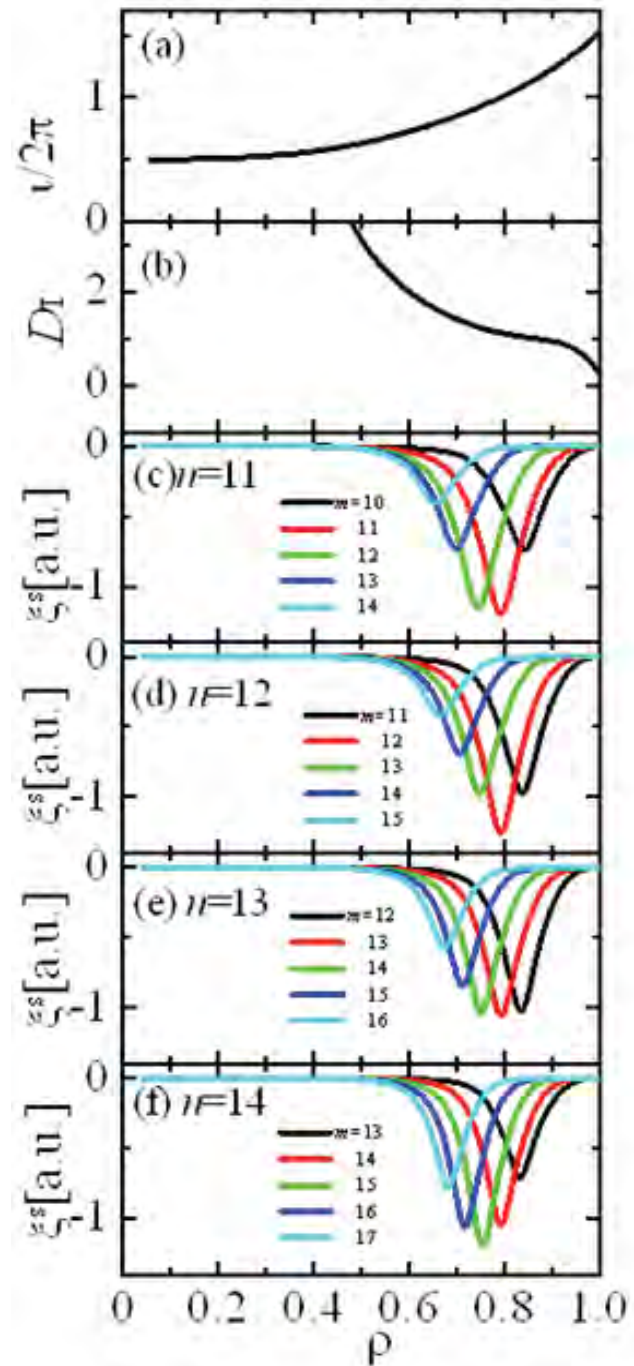


図3.2.3.4-4 Radial profiles of (a) the rotational transform $v/2\pi$, (b) the Mercier parameter DI , and the mode structure of the mode families of (c) $n = 1$, (d) $n = 2$, (e) $n = 3$, and (f) $n = 4$.

参考文献

- [3.2.3.4-1] K.Y. Watanabe et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 160.
- [3.2.3.4-2] K.Y. Watanabe et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 1247.
- [3.2.3.4-3] Y. Suzuki et al., Nucl. Fusion **46** (2006) L19.
- [3.2.3.4-4] W.A. Cooper, Plasma Phys. Control. Fusion **34** (1992) 1011.

3.2.3.5 周辺プラズマ制御

3.2.3.5-1 ダイバータ熱・粒子束分布

トカマク型装置ではダイバータ配位を形成するため特別にポロイダルコイル（ダイバータコイル）が必要であるのに対して、ヘリオトロン型装置では外部磁場コイルにより形成される磁場構造に「備え付けの」ダイバータ磁力線構造が存在しており、ダイバータコイルは不要である。「備え付けの」ダイバータ磁力線構造を生かした配位を特に、ヘリカルダイバータ配位と呼ぶ。ヘリカルダイバータ配位では、トーラス効果によって生じる非対称性により最外殻磁気面の外側に磁気島領域が形成されている。その小半径方向外側ではポロイダルモード数が減少して磁気島の幅が広がり、磁気島同士が重なり合うことによってエルゴディック領域が形成されている。更にエルゴディック領域の外側には、磁力線が真空容器で終端されることにより生じる磁力線の折りたたみ構造を有するヒゲ領域が形成されている。エルゴディック領域の磁力線はトーラスを周回する間に径方向にも移動するため、トカマク型装置のようなきれいな層構造を形成するのではなく、エルゴディック「領域」を形成する。エルゴディック領域の磁力線はヒゲ領域を通り、残留X点（residual X-point）を経て、最後はダイバータ板に接続する。

このように複雑な磁力線構造を持つヘリカルダイバータ配位におけるダイバータ熱・粒子束分布は、磁力線接続長分布と強い相関を持つことがLHDでの研究により分かっている[3.2.3.5-1]。図3.2.3.5-1の下図に、2箇所の異なるダイバータ板上における磁気軸内寄せ運転時の磁力線接続長分布と粒子束分布を示す。最外殻磁気

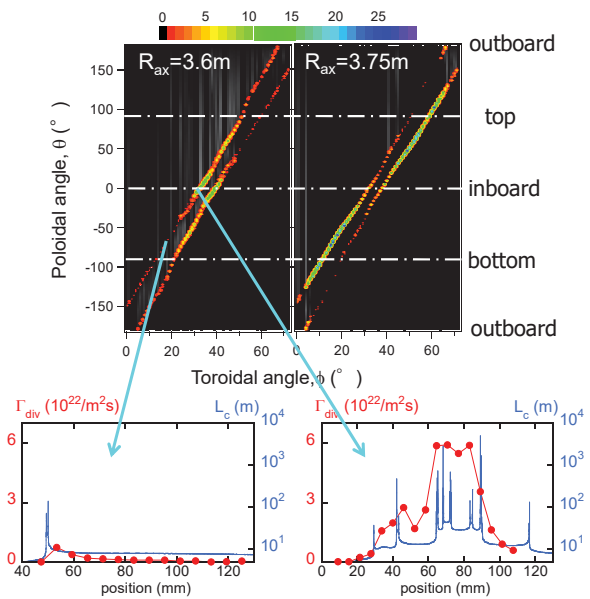


Figure 3.2.3.5-1 (above) toroidal and poloidal profiles of the particle flux on helical divertor estimated by magnetic field line tracing calculation for inward-shifted ($R_{ax} = 3.6\text{ m}$) and outward-shifted ($R_{ax} = 3.75\text{ m}$) magnetic configuration. (below) Profiles of the connection length of the magnetic field line and the particle flux along the divertor plate located at two different positions.

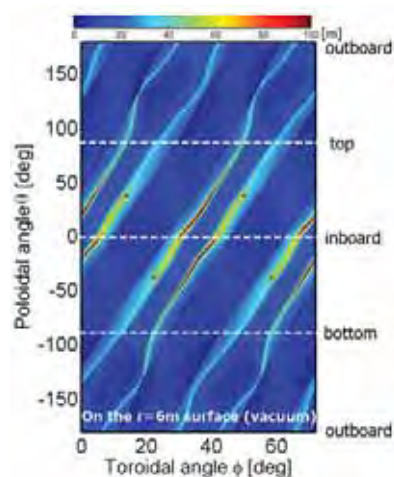


Figure 3.2.3.5-2 Profile of the connection length of the magnetic field line at the divertor of the FFHR-d1.

面近傍の磁力線は数百 m 以上の比較的長い接続長をもち、主プラズマからダイバータ板への熱・粒子輸送の主たるチャンネルとなっている。一方、比較的短い接続長を持つ間ヒゲ領域の磁力線は最外殻磁気面には近づかず、熱・粒子は磁力線を横切る輸送により供給される。そのためダイバータ板上の熱・粒子束分布はピークを複数持つなどトカマクのそれに比べて複雑な分布になっていることが分かる。更にこれらの分布はダイバータトレースに沿って一様ではなく、また磁場配位によっても変化する。図 3.2.3.5-1 上図に、磁力線追跡計算を用いて得られた LHD のダイバータ部における粒子負荷分布を示す。典型的な内寄せ磁場配位である $R_{ax} = 3.6$ m 配位と、外寄せ配位である $R_{ax} = 3.75$ m 配位について示している。ヘリカルダイバータのダイバータトレースはヘリカルコイルと同様にねじれている。この図では、LHD の水平外側から水平内側を経て、また水平外側に至るまでの間(トロイダル角 72° 、ポロイダル角 360°) の粒子束分布を示している。粒子束分布には強い非均一性があり、またその分布は磁場配位によっても変わる。特に大きな変化は磁気軸の位置により起きる。磁気軸内寄せ配位ではトーラス内側の、外寄せ配位ではトーラス上下の粒子負荷が大きいことが分かる。これらの計算結果は LHD 実験でも静電プローブアレイや熱電対による計測によって確かめられている。

プラズマ圧力が高くなり、 β 値が 1 % を超えるようになると、シャフラノフシフトによって磁気軸及び磁気面がトーラス外側へ動く。その結果、例えば放電初期の磁場配位が磁気軸内寄せ配位でも、高ベータではダイバータ部の熱・粒子負荷分布が外寄せ配位の特徴を示すようになる。

FFHR-d1 の参照分布 A における $\beta = 0$ でのダイバータでの磁力線接続長分布を図 3.2.3.5-2 に示す。磁気軸内寄せ配位であるため、トーラス内側に負荷の大きい領域ができています。FFHR-d1 の運転中は β 値が高くなるため、基本的にダイバータ負荷分布は LHD と同様に外寄せ配位相当の分布になるが、垂直磁場制御を加えてシャフラノフシフトを抑えることができればダイバータ負荷分布は図 3.2.3.5-2 と同様になると考えられる。

3.2.3.5-2 デタッチメントシナリオ

ダイバータでは、流入する数百 MW の熱流を処理する必要がある。ダイバータ板構造の健全性を保つため、ダイバータ板への熱負荷は極力低いことが望ましく、ダイバータ板への熱流束は機械的・熱的制約から 10 MW/m^2 以下に抑える必要がある。FFHR-d1 のダイバータトレース長は約 900 m である。これはトカマク型炉、例えば Slim-CS の約 70 m に比べて非常に長く、ダイバータ板の熱負荷の観点からは有利である。例えばダイバータへの熱流が 500 MW である場合、ダイバータ熱流束の幅がダイバータトレース全体にわたって 6 cm であると仮定すると、平均的な熱流束は 10 MW/m^2 よりも小さくなる。しかし前節で記述したように、ヘリカルダイバータのダイバータトレース幅、熱流束分布はヘリカル方向に非均一であり、熱流束が 10 MW/m^2 よりも十分に小さくなる領域がある一方で、大きな場所では数十 MW/m^2 の熱流束が予測される領域もある。そのためヘリカルダイバータでも、放射損失によるダイバータへの熱負荷軽減、そしてダイバータデタッチメントが必要となる。

LHD やこれまでの大・中型トカマク装置は、高熱負荷部のプラズマ対向材料に炭素

を使用してきた。そのため、放射損失の多くは炭素の発光によるものである。一方、将来の炉においては、損耗やトリチウム蓄積の問題からプラズマ対向材料はタングステンなどの高Z金属が候補になっている。そのため、周辺プラズマ領域で十分な放射損失を得るためには不純物ガスを入射する必要がある。そこでLHDでは、不純物ガスを入射し放射損失を増大する実験を行っている。窒素、ネオン、アルゴンの3種類のガス種をそれぞれ入射して、プラズマ挙動などを調べた。いずれのガスを用いても、加熱パワーの30%程度の放射損失とダイバータへの熱・粒子束の軽減を安定して得ることができている。

LHDに備わる擾乱磁場コイルを用いて $n/m=1/1$ の磁気島を周辺領域に生成することで、大きな放射損失を安定に保持できることがEMC3-EIREENコードを用いた計算機シミュレーションにより示され、実験でも確かめられた[3.2.3.5-2]。磁場配位を、 $n/m=1/1$ の共鳴面が最外殻磁気面近傍にある外寄せ配位として磁気島を生成し、ガスパフにより電子密度を上げていくと、磁気島のX点近傍に強い放射損失領域が安定に形成される。ダイバータ負荷を静電プローブや干渉計を用いて観測すると、多くの場所でダイバータへの負荷が軽減されることが確かめられた。一方、逆に負荷が増える場所もあることが観測されており、ダイバータ負荷軽減にはトロイダル異方性があることも分かっている。

プラズマの運転密度が高くなり周辺の電子密度が須藤密度限界[3.2.3.5-3,4]に達した時に、プラズマがシュリンクするものの放射崩壊せず、安定に放電が継続される場合がある。これを完全デタッチメントあるいはサーパンスモードと呼んでいる[3.2.3.5-5]。どのような条件によって放射崩壊と完全デタッチメントに分かれるのかについて、研究を進めている。

これらのLHDにおけるダイバータ熱負荷軽減実験と計算機シミュレーションにより、核融合炉条件でのダイバータ熱負荷軽減手法の開発を進めつつある。

参考文献

- [3.2.3.5-1] M. Shoji et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 1336.
- [3.2.3.5-2] M. Kobayashi et al., Phys. Plasmas **17** (2010) 056111.
- [3.2.3.5-3] S. Sudo et al., Nucl. Fusion **30** (1990) 11.
- [3.2.3.5-4] J. Miyazawa et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 200.
- [3.2.3.5-5] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **46** (2006) 532.

3.2.3.6 新古典輸送

3.2.3.6-1 ヘリオトロンにおける新古典拡散

トカマクのような軸対称磁場における新古典現象の粒子軌道描像からの理解は文献[3.2.3.6-1, 3.2.3.6-2, 3.2.3.6-3]に譲ることとし、本節では、LHDのような非軸対称磁場配位での捕捉粒子軌道を理解することで、ヘリオトロン配位での新古典拡散の特性について概説する[3.2.3.6-4]。

LHDのある磁気面を取り出し、磁場強度の等高線を表すと図 3.2.3.6-1 のようになる。トロイダル周期数 $M = 10$ であるので、トロイダル(ϕ)方向は、 $2\pi/M$ で 1 周期である。図 3.2.3.6-1 には、縦長 ($\phi = 0$)、横長 ($\phi / (2\pi/M) = 0.5$) の磁気面のポロイダル断面概略図と、2本のヘリカルコイルとの位置関係も示してある。縦長断面の内側 (A 点) では、トーラス性 (ドーナツ形状の内外に起因)、ヘリカル性 (ヘリカルコイルとの遠近に起因) とともに磁場強度を大きく

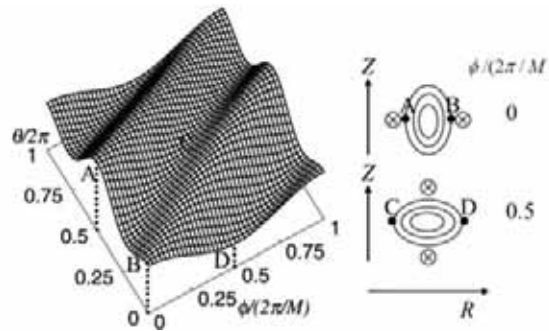


Figure 3.2.3.6-1 Magnetic field strength on a certain magnetic surface of LHD.

する寄与をしている。B 点では、トーラス性によって磁場強度は小さくなるが、ヘリカル性によっては大きくなる。横長断面の内側 (C 点) では、トーラス性によって磁場強度は大きくなるが、ヘリカル性によっては小さくなる。さらに、D 点では、トーラス性によって磁場強度が小さくなる上に、ヘリカル性によってさらに小さくなっている。このように、磁場強度は縦長断面の内側 ($\phi / (2\pi/M), \theta / (2\pi)) = (0, 0.5)$ で最大となり、横長断面の外側 ($\phi / (2\pi/M), \theta / (2\pi)) = (0.5, 0)$ で最小となる。また、ヘリカル性によって磁場強度がトロイダル方向に極小になる領域が横長断面のトーラス内側 ($\phi / (2\pi/M), \theta / (2\pi)) = (0.5, 0.5)$ に現れる。この磁場構造によって、トカマクにおけるバナナ粒子とは異なった特徴を持つ、非軸対称トーラス特有の捕捉粒子 (以下、ヘリカル捕捉粒子と呼ぶ) が存在することとなる。

ヘリカル捕捉粒子の反射運動の特徴的時間スケールと衝突周波数との大小関係で、拡散への寄与を見積もることができるが、ヘリオトロン磁場配位と新古典拡散を考える上で最も重要かつ頻繁に議論される、いわゆる「リップル輸送」あるいは「 $1/\nu$ 拡散」と呼ばれる特性について以下で概説する。ここで、 ν は衝突周波数である。

ヘリカル性による磁場強度の変化に起因する ∇B -曲率ドリフト (以下、ヘリカルドリフトと呼ぶ) について考える。磁気面上での磁場強度変化によるドリフトは、 $\mathbf{B} \times \nabla B$ によって径方向を向いているが、その符号は、ヘリカル性による磁場極小の位置 ($(\phi / 2\pi/M), (\theta / 2\pi)) = (0.5, 0.5)$ を中心として対称的に変化しており、ヘリカル性のミラー磁場を一往復する間に、正味打ち消される。この様子は、図 3.2.3.6-2 の軌道拡大図からも分かる。 ∇B は径方向成分も有しており、これによってポロイダル方向のドリフトが生じる。その角周波数を ω_h とする。角周波数の観点から考えると、トロイダルドリフトのポロイダル方向成分による角周波数との和が 0 にならない場合、ヘリ

カル捕捉粒子の案内中心はポロイダル方向に（同時にトロイダル方向にも）周回することができる。このような軌道を描く粒子の割合は、ヘリカル性の磁場ミラーに捕捉されていることから、ヘリカル性の磁場変動振幅の大きさを ϵ_h と表すと $f_h \sim \epsilon_h^{1/2}$ となる。この案内中心自身がヘリカル性の磁場ミラーを往復するのに要する時間 ω_1^{-1} は、この磁場ミラーの連結距離として qR/M を用いると、 $(qR/M)/v_{||} \sim (qR/M)/(\epsilon_h^{1/2} v_T)$ となる。ここで、 q 、 R 、 $v_{||}$ 、 v_T は、それぞれ、安全係数、大半径、粒子の磁場方向速度、熱速度である。従って、ヘリカル捕捉粒子の案内中心は、角周波数 ω_1 でヘリカル性の磁場ミラーを往復運動するとともに、周波数 ω_h 程度でポロイダル方向の周回を完結する。このようなヘリカル捕捉粒子は、トロイダルドリフト v_{dr} （より正確にはその小半径方向成分）を受けながら運動するため、磁気面からの逸脱は ω_1^{-1} 、 ω_h^{-1} の間にそれぞれおよそ v_{dr}/ω_1 、 v_{dr}/ω_h となる。磁気面からのずれとしてはこのように幅があり、特に前者は図3.2.3.6-2 を見ても分かるように非常に小さいが、ヘリカル捕捉粒子の軌道中心がポロイダル方向に周回する前に実効的衝突を受ける（実効衝突周波数 $\nu_{eff} > \omega_h$ 、例えば図3.2.3.6-2 の X 点で衝突を受ける）と、磁気面からのずれ Δ_h は、 $\Delta_h \sim v_{dr}/\nu_{eff}$ と見積もることが出来る。

従って、 $\omega_h < \nu_{eff} < \omega_1$ の衝突周波数領域では、図3.2.3.6-2 のようなヘリカル捕捉粒子が拡散に寄与することになる。 $\nu_{eff} = \nu/\epsilon_h$ より、 $\epsilon_h^2 \omega < \nu < \epsilon_h^{3/2} v_T / (qR/M)$ と書ける。文献[3.2.3.6-5]などで、ヘリカル性が拡散係数に影響を及ぼし始める衝突周波数 ν_{eq} が記されているが、これはこの範囲の上限（M の因子の相違はあるものの）に対応している。ヘリカル性この衝突周波数の範囲は、その拡散係数 D は、 $D \sim$ （関連する粒子の割合） \times （実効衝突周波数） \times （ステップサイズ） 2 から、 $D_h \sim \epsilon_h^{1/2} \nu_{eff} \Delta_h^2 \sim \epsilon_h^{1/2} (v_{dr}/\nu_{eff})^2 \nu_{eff} = \epsilon_h^{3/2} \epsilon^2 \omega (T/(eB))/\nu$ となる。ここで、 $\omega = (v_{dr}/r)/\epsilon$ 、 T は温度、 ϵ はトーラス性の磁場変動振幅の大きさである（文献[3.2.3.6-4]付録（3）式参照）。図3.2.3.6-3 にこの拡散係数の衝突周波数依存性を示す。この領域より高衝突周波数側では、基本的にはトカマクにおける拡散特性（プラトー ~ Pfirsch-Schlüter 拡散）と同様

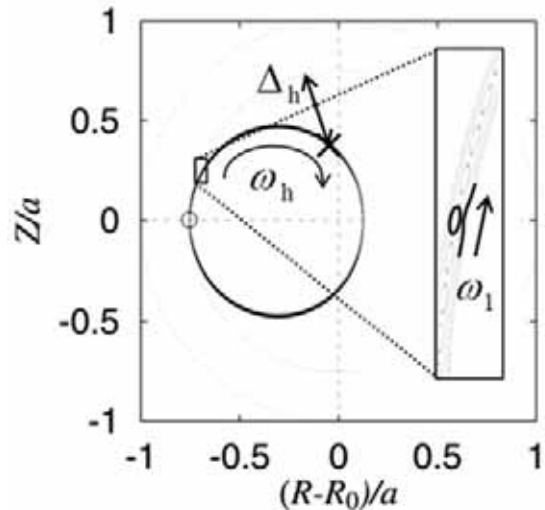


Figure 3.2.3.6-2 Example of drift orbit of helically trapped particle (projection of the result of particle orbit tracing in Boozer coordinate to the poloidal cross-section).

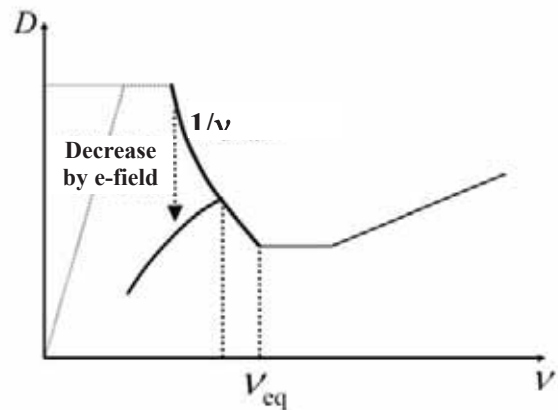


Figure 3.2.3.6-3 Schematic of the dependence of neoclassical diffusion coefficient on collision frequency.

[vacuum magnetic field configuration]



[deeply trapped particle orbit]

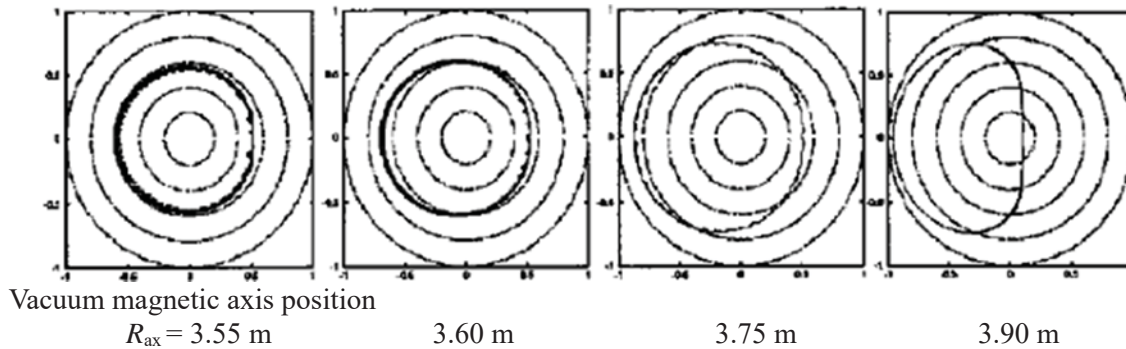


Figure 3.2.3.6-4 Dependence of deeply trapped particle orbit and magnetic hill/well as an index of MHD stability on vacuum magnetic axis position in LHD (reprinted and partly revised from the Fig. 1 of Ref. [3.2.3.6-8]).

である。この拡散係数は衝突周波数に反比例しているのが特徴で、この領域が $1/\nu$ 領域と呼ばれる所以である。衝突周波数は温度の $3/2$ 乗に反比例するので、温度が高くなると衝突周波数が小さくなり、それに従って拡散係数が増大していくこととなる。そこで、この衝突周波数領域での新古典拡散の低減は、ヘリオトロン磁場配位を考える上で重要な課題の一つである。

LHD における磁気軸の内側シフト（例えば[3.2.3.6-6, 3.2.3.6-7]）は、このための方策の一つである。図 3.2.3.6-4 に、LHD における最深捕捉粒子（deeply trapped particle）の軌道特性と、MHD 安定性の指標としての磁気丘/磁気井戸の磁気軸位置依存性が示されている。軌道図は、同心円が磁気面、太い実線が軌道のポロイダル射影を表しており、磁気軸内寄せによって、磁気面からの捕捉粒子の逸脱度合が低減していることがわかる。拡散係数そのものは、様々な粒子からの寄与の総体であるので、この一粒子の軌道図だけでは定量的な理解はできないが、内寄せ配位で磁気面からの逸脱度合が低下することで拡散係数が減少する傾向を示している。一方、内寄せ配位にするにつれて磁気丘が増加してしまうため、MHD 安定性の確保が困難になる傾向がある。良好な粒子閉じ込めと MHD 安定性の両立は、ヘリオトロン配位設計を考える上で重要な視点である。

磁気軸シフトなど磁場構造の変化を正確に反映した定量的な新古典拡散係数の評価は、数値解析コードを用いて行われる。例えば、文献[3.2.3.6-6]ではドリフト運動論的方程式を解く DKES コードが、[3.2.3.6-7]ではモンテカルロ法に基づく DCOM コードが用いられている。もちろん、これら数値解析コード間のベンチマーク作業も行われており、LHDをはじめとした各種ヘリカル系磁場配位におけるベンチマーク成果報告が文献[3.2.3.6-9]にまとめられている。文献[3.2.3.6-6]には、LHD 設計段階におい

て、磁気軸シフト、四重極磁場 (B_q)、ヘリカルコイルのピッチモジュレーションなど、広いパラメータ空間において新古典拡散係数評価を行った結果がまとめられている。さらに文献[3.2.3.6-7]では、LHD 磁場配位におけるリップル拡散最小配位の探求が行われた。その結果、図 3.2.3.6-5 に示すように真空磁気軸位置 $R_{ax} = 3.53$ m で最小の値をとることが分かった。この予測に基づいて、LHD において真空磁場配位の条件に近い低密度 ($1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ 以下) ECH 中心加熱実験を行ったところ、 $R_{ax} = 3.53$ m において熱拡散係数が最小となる結果を得た [3.2.3.6-10]。実験的なパワーバランスに基づく評価であるため、異常輸送の寄与も含まれている結果ではあるが、低衝突周波数領域での新古典拡散の寄与の大きさとその磁場配位依存性を反映した結果であると解釈されている。

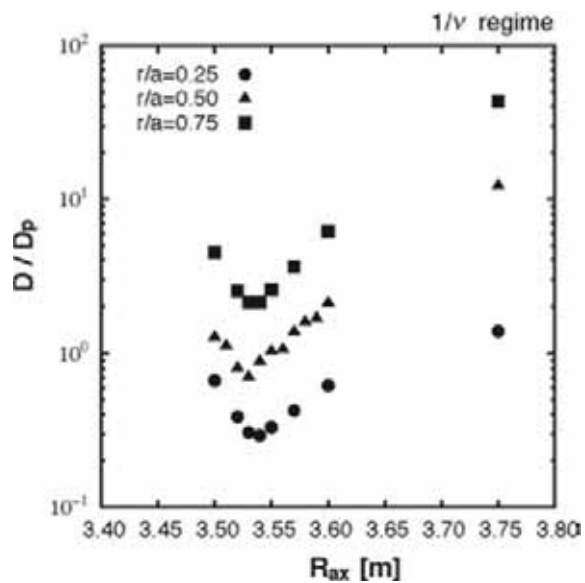


Figure 3.2.3.6-5 Dependence of ripple diffusion coefficient (normalized by plateau diffusion coefficient) on the vacuum magnetic axis position in LHD.

ここまでは、径電場の存在を考慮に入れてこなかったが、実際には、ヘリオトロン配位では、「新古典拡散の両極性を満たす」径電場が自発的に形成されることが、理論的にも実験的にも確かめられてきている[3.2.3.6-11]。径電場を E_r と表すと、 $E_r \times B$ ドリフトによって、粒子は軌道に沿って常に同じ方向を向く主にポロイダル方向の角周波数を得る。磁気面上をドリフトしようとするこの運動の促進によって磁気面からのずれが減少し、図 3.2.3.6-3 に概念的に示したように、ヘリカル捕捉粒子が引き起こす新古典拡散が抑制される。図にも示したが、低衝突周波数領域での新古典拡散は、径電場に大きく依存する。従って、ヘリオトロン配位での新古典拡散を評価する上で、両極性径電場の評価と矛盾なく取り扱う必要がある。この径電場の存在による新古典拡散の低減効果は、加熱の結果生じる高エネルギー粒子など、より早い径方向ドリフト速度を有する高温の粒子群に対しては弱くなる。従って、磁場構造の観点からこの低衝突周波数領域における新古典拡散の増大を防ぐための検討が非常に有効になる。

3.2.3.6-2 参照分布における新古典輸送

FFHR-d1 におけるバルクプラズマの新古典輸送は FORTEC-3D コード[3.2.3.6-12] (イオン) 及び GSRAKE コード[3.2.3.6-13] (電子) を用いて計算された。ここで、前者は荷電粒子の径方向ドリフトの有限軌道幅効果や、高 β プラズマでシャフラーノフシフトが大きくなった場合の磁場フーリエスペクトルに高ポロイダル、トロイダル成分が増えた場合にも正しいガイディングセンター軌道を追跡して新古典輸送を評価できる。後者はバウンス平均化ドリフト運動論方程式を用いた簡約化計算法であり、電子の有限軌道幅効果については無視できるが、高 β 配位における電子軌道の取り扱いにはある

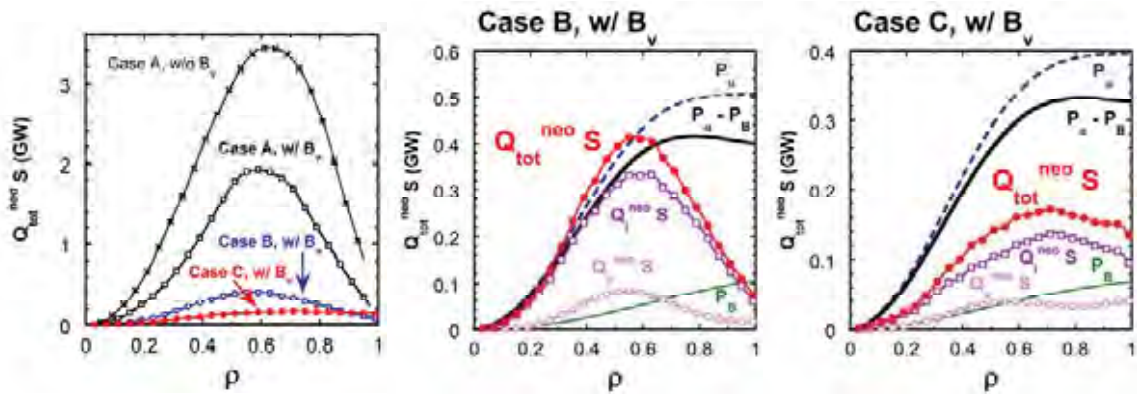


Figure 3.2.3.6-6 (left) Radial profiles of the integrated total neoclassical heat loss for Case A with vertical field, Case A without vertical field, Case B with vertical field, and Case C with vertical field. (center) Comparison of the radial profiles of neoclassical heat loss, alpha heating and bremsstrahlung loss for Case B. (right) Comparison of the radial profiles of neoclassical heat loss, alpha heating and bremsstrahlung loss for Case C.

程度の誤差があると想定される。また、FORTEC-3D は現状単一イオン種しか扱えないため、ここに示された計算はDDプラズマを仮定して行われたことを指摘しておく。新古典輸送シミュレーションではイオンと電子の径方向粒子フラックスから径電場の時間発展を解き、定常的な両極性径電場が形成された段階で熱輸送を評価しており、ヘリカルプラズマにおいて重要な径電場の $E \times B$ 回転による新古典輸送の低減効果はコード中で自己無撞着に考慮されている。

図 3.2.3.6-6 に新古典熱損失の径方向分布を示す。参照分布 A では新古典熱損失が最大約 3.4 GW と非常に大きくなる。垂直磁場制御によってこれを低減できるが、それでも最大約 2 GW 程度と大きい。仮に垂直磁場の最適化によって真空配位と同じ平衡が得られたとしても最大 1 GW であり、参照分布 A で期待される α 加熱およそ 0.5 GW が無損失で全て吸収されるとしても、これを補うことはできない。

参照分布 B で垂直磁場制御を行って、LHD における磁気軸 3.60 m 配位相当の平衡磁気面が得られたとした場合、新古典熱損失は最大約 0.4 GW 程度に抑えられる。新古典熱損失と α 加熱分布（ただし、 α 粒子エネルギーの吸収分布は α 粒子発生分布と同じと仮定した）の径方向分布を比較すると、規格化小半径 ρ が 0.5 よりも小さい中心領域における新古典熱損失は α 加熱と同程度となるが、 α 加熱による自己保持のためには(1) $\rho < 0.5$ における異常輸送が無視でき、(2) α 粒子の損失がなく、(3) α 粒子エネルギー吸収分布が発生分布と同じであるという理想的な条件が必要となる。

一方、参照分布 C で垂直磁場制御を行って、LHD における磁気軸 3.60 m 配位相当の平衡磁気面が得られたとした場合は、新古典熱損失は最大 0.18 GW 程度に抑えられる。新古典熱損失は径方向全域にわたって α 加熱の半分程度以下であり、異常輸送や α 粒子の損失等を考慮しても自己保持が可能となる可能性が高い。

参照分布 C では α 加熱による自己保持の可能性が示されたが、設計の裕度を高めるため、より新古典輸送を低減することが求められる。例えば、LHD における磁気軸 3.53 m 配位相当の平衡磁気面を垂直磁場制御で実現するなどの方策が考えられる。

3.2.3.6-3 両極性電場分布の特徴と閉じ込めへの影響

前節で説明したように、FFHR-d1 の新古典輸送評価に際しては、イオンと電子の粒子フラックスが釣り合う両極性径電場をシミュレーションで同時に求めた。図 3.2.3.6-7 に参照分布 A 及び B における径電場分布の計算結果を示す。なお、熱輸送の評価においてはイオン輸送を FORTEC-3D、電子輸送を GSRAKE で計算した両極性径電場を用いたが、ここでは比較のために両方とも GSRAKE で計算した場合の結果も示す。

FFHR-d1 で想定されているプラズマは $T_i = T_e$ で比較的高密度、高衝突周波数領域（規格化衝突周波数 $\nu \sim 1$ ）であるため、両極性径電場はイオンルート（負電場）となることは想定されていたとおりである。LHD では $T_i < T_e$ の場合に電子ルート（正電場）となり、径電場による新古典輸送の抑制効果がイオンルートに比べ強くなることが知られているが、ここで用いられている FFHR-d1 のパラメータでは電子ルートによる閉じ込め改善は期待できない。参照分布 A と B では径方向熱輸送に大きな差が見られたが、径電場に関しては B の方が若干負に大きい程度で似たような径電場分布となった。従って分布 B における熱輸送の低減は $E \times B$ 回転によるリップル捕捉粒子の小半径方向ドリフトの抑制によるものより、シャフラノフシフトを抑えた磁場配位にすることでガイディングセンター軌道がより磁気面に沿う形になったことが主な原因であると言える。

GSRAKE と FORTEC-3D の計算結果を比べると、 $\rho > 0.7$ の周辺部での差が目立つ。これは前節で述べたようにシャフラノフシフトが大きい場合、磁場フーリエスペクトルの高ポロイダル、トロイダルサイドバンド成分が特に周辺部で大きくなるが、GSRAKE で用いられているバウンス平均化理論ではその効果を正しく輸送計算に反映できないことによる誤差が原因である。高 β プラズマの新古典輸送を評価するには FORTEC-3D のようにシャフラノフシフトの効果を正しく軌道計算に反映できるドリフト運動論の数値解法が必須となる。

FORTEC-3D でイオン輸送を計算することで、周辺部に GSRAKE に比べ大きな負電場が形成されることが予測されたことは、バルクプラズマの熱輸送の低減の観点からは望ましい傾向である。しかし、現在の計算手法はまだ不十分な点がある。今後の課題として、(1) DD から DT プラズマを扱えるように FORTEC-3D を改良、(2) 電子輸送も FORTEC-3D で解く、(3) 更に高速 α 粒子の直接損失や不純物イオンの混入も想定し、多イオン種プラズマの両極性条件 $\sum_a Z_a \Gamma_a = \Gamma_e$ を解けるようにする、といった段階を踏んだコードの拡張が熱核融合炉心プラズマの両極性電場とその影響下での新古典熱輸送の定量的な評価のために必要となる。

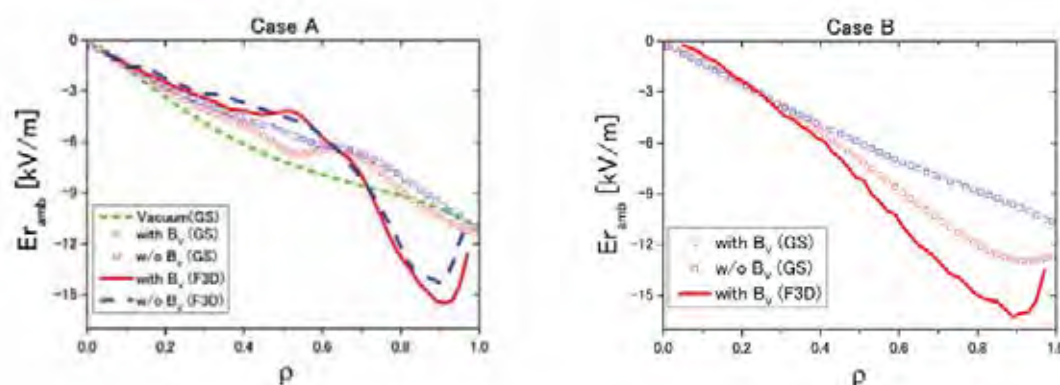


Figure 3.2.3.6-7 Radial profiles of bipolar radial electric field of Case A (left) and Case B (right). Open circles are the calculation result using GSRAKE only. Lines are the calculation result using FORTEC-3D for ion transport [3.2.3.6-14].

参考文献

- [3.2.3.6-1] 内田岱二郎, プラズマ物理入門 (丸善) .
- [3.2.3.6-2] 宮本健郎, プラズマ物理入門 (岩波書店) .
- [3.2.3.6-3] 岡本正雄, 新古典輸送概論 (総合研究大学院大学講義録) , NIFS-PROC-25, 1995.
- [3.2.3.6-4] 横山雅之, “講座 誰にでもわかるトラスプラズマの輸送現象 2. 新古典輸送 -粒子軌道からの理解-”, プラズマ・核融合学会誌 **76** (2000) 1176.
- [3.2.3.6-5] M. Wakatani, Stellarator and Heliotron Devices (Oxford University Press, New York, 1998).
- [3.2.3.6-6] Y. Ogawa et al., Nucl. Fusion **32** (1992) 119.
- [3.2.3.6-7] M. Yokoyama and K.Y. Watanabe, Nucl. Fusion **45** (2005) 1600.
- [3.2.3.6-8] O. Kaneko et al., Plasma Phys. **9** (2002) 2020.
- [3.2.3.6-9] C.D. Beidler et al., Nucl. Fusion **51** (2011) 076001.
- [3.2.3.6-10] S. Murakami et al., Fusion Sci. Technol. **51** (2007) 112.
- [3.2.3.6-11] K. Ida et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 391.
- [3.2.3.6-12] S. Satake et al., Plasma and Fusion Res. **3** (2008) S1062.
- [3.2.3.6-13] C.D. Beidler et al., Plasma Phys. Control. Fusion **43** (2001) 1131.
- [3.2.3.6-14] S. Satake et al., “Neoclassical heat transport analysis in helical DEMO reactor concept FFHR-d1”, Dec. 19-22 (2012), 22nd International Toki Conference, P3-38.

3.2.3.7 高エネルギー粒子閉じ込め

3.2.3.7-1 典型的な磁場配位での α 粒子閉じ込め特性

この節では LHD 型ヘリオトロンでの代表的な真空磁場配位、磁気軸内寄せ配位 (NC: LHD での磁気軸 $R_{ax}=3.5$ m 相当)、標準磁場配位 (IS: $R_{ax}=3.6$ m 相当)、外寄せ磁場配位 (OS: $R_{ax}=3.75$ m 相当) において、高エネルギー粒子の閉じ込め性能が良好な磁場配位を調べる。この解析では LHD の相似形の核融合炉を仮定し、 α 粒子の損失率の比較を行う。

図 3.2.3.7-1 では、GNET コード[3.2.3.7-1]で計算された緩和過程における α 粒子の損失率とエネルギー損失の割合を示している。ここで損失とは、最外殻磁気面外側に出た粒子のことである。損失境界をブランケットとした解析との比較は 3.2.3.7.2 節にて行う。図 3.2.3.7-1 から、内寄せ配位では外寄せに比べて損失率が小さくなっていることが分かる。特に α 粒子発生初期 (< 10 ms) において、外寄せでは損失が数%あるが、内寄せ配位ではほとんど損失がなく、加えて時間経過による損失率の増加割合も外寄せに比べて内寄せ配位は小さい。これはヘリカルリップルに捕捉された粒子の軌道に起因する。このような粒子は内寄せ配位では比較的同一磁気面上に軌道を描きやすく、外寄せ配位では磁気面から軌道が大きくずれ、プラズマの周辺部にたどり着きやすい[3.2.3.7-2]。そのため LHD 型ヘリオトロンにおける高エネルギー粒子の閉じ込め特性は、新古典輸送の特性と類似して、内寄せ配位の方が外寄せ配位に比べ高エネルギー粒子の閉じ込め性能が良くなる。

また、内寄せ配位においても時間経過によって損失率が増加していることが分かる。これは LHD 型ヘリオトロンに存在する遷移粒子の影響である。遷移粒子とはヘリカル捕捉状態とトロイダル捕捉状態を繰り返し、閉じた軌道を描かない粒子のことである。そのため、無衝突（低衝突領域）においても長時間軌道を追跡した場合は損失する可能性がある。このような粒子による損失を抑制するには、密度などを増加させ、損失する時間に比べて緩和時間を短くする必要がある。また、外寄せ配位ではヘリカル捕捉状態の軌道が磁気面とずれているため、損失するまでの時間が短くなる傾向がある。

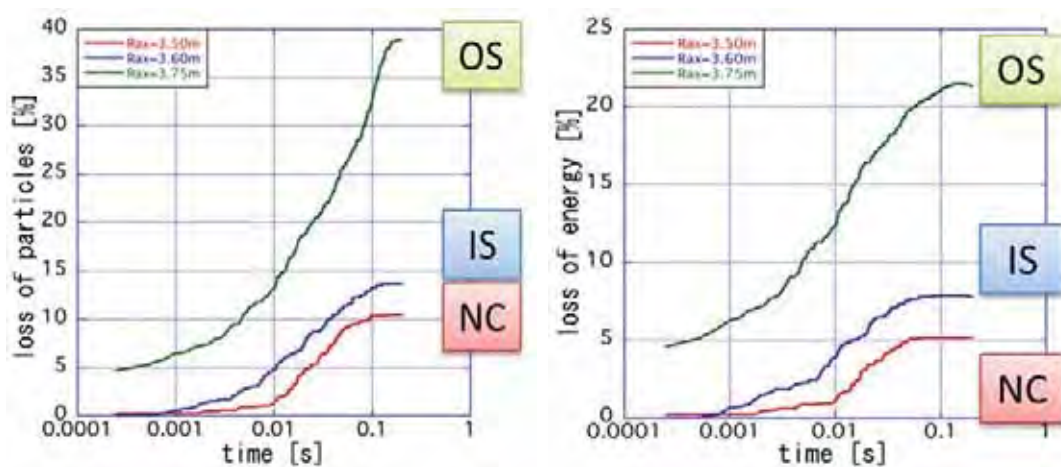


Figure 3.2.3.7-1 Particle (left) and energy (right) loss fraction of alpha particles calculated by GNET code.

3.2.3.7-2 FFHR-d1 として想定されるプラズマにおける α 加熱効率

この節では FFHR-d1 として想定されるプラズマにおける α 粒子の閉じ込め性能を評価する。有限のベータ値（プラズマ圧力）の下では磁気軸がトーラス外側にシフトし、外寄せ磁場に近い磁場配位になることが知られており、 α 粒子の閉じ込め性能の劣化が予想される。この節では、通常の磁場配位での平衡（参照分布 A、垂直磁場制御あり）の他に、磁気軸のシフトが少ない磁場配位での平衡（参照分布 B、垂直磁場制御あり）を用いて α 粒子の閉じ込め特性を評価する。

図 3.2.3.7-2 は GNET コード[3.2.3.7-1]により評価された α 粒子の加熱分布である。図 3.2.3.7-2 では α 粒子の発生分布（birth）が青い破線で書かれており、参照分布 A と参照分布 B では birth 分布も異なることに注意が必要である。図 3.2.3.7-2 左図から、参照分布 A では α 粒子の加熱分布が birth 分布に比べて著しく小さくなっていることが分かる。この時、 α 粒子のエネルギー損失は 41 %、粒子損失は 69 %となっており、 α 粒子の閉じ込め性能が非常に悪い。これはシャフラノフシフトによって平衡磁場の磁気軸が外寄せ配位と同程度シフトしたため（3.2.3.4 節、図 3.2.3.4-2 参照）、外寄せ配位に近い α 粒子閉じ込め性能となったためである。一方、参照分布 B、C では α 粒子の加熱分布はほぼ birth 分布と遜色ないことが分かる（図 3.2.3.7-2 中央図及び右図）。参照分布 B では、 α 粒子のエネルギー損失は 11 %、粒子損失は 20 %と、参照分布 A に比べ大きく改善されている。参照分布 C では、参照分布 B には劣るものの、 α 粒子のエネルギー損失は 20 %、粒子損失は 31 %と、こちらも参照分布 A に比べ改善されている。このことから、有限 β による磁気軸シフトを抑えることが α 粒子の閉じ込め性能を大きく左右することが分かる。

この解析では、NBI 加熱を用いた LHD の実験から外挿したプラズマを FFHR-d1 のプラズマとして、 α 粒子の発生分布評価、緩和計算を行っている。一方、参照分布 B、C では α 粒子の加熱分布がプラズマ中心部で非常に急峻であり、外側ではなだらかになっている。このような加熱分布でどのような温度、密度が維持できるのかについては、実際の α 粒子発生分布評価も含めた輸送シミュレーションが必要であり、そのため3次元輸送シミュレーションコード TASK3D [3.2.3.7-3]の開発が行われている。

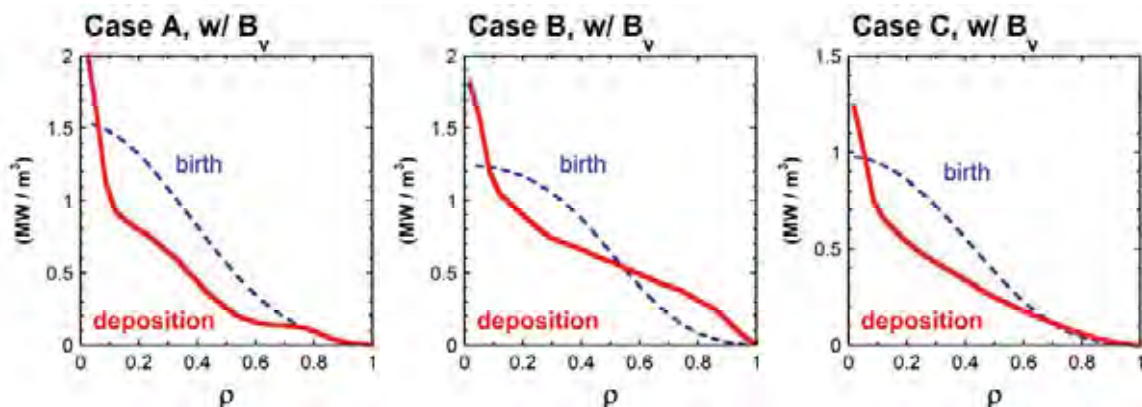


Figure 3.2.3.7-2 Birth profile (dotted line) and deposition profile (solid line) of alpha particles for Case A (left), Case B (center) and Case C (right).

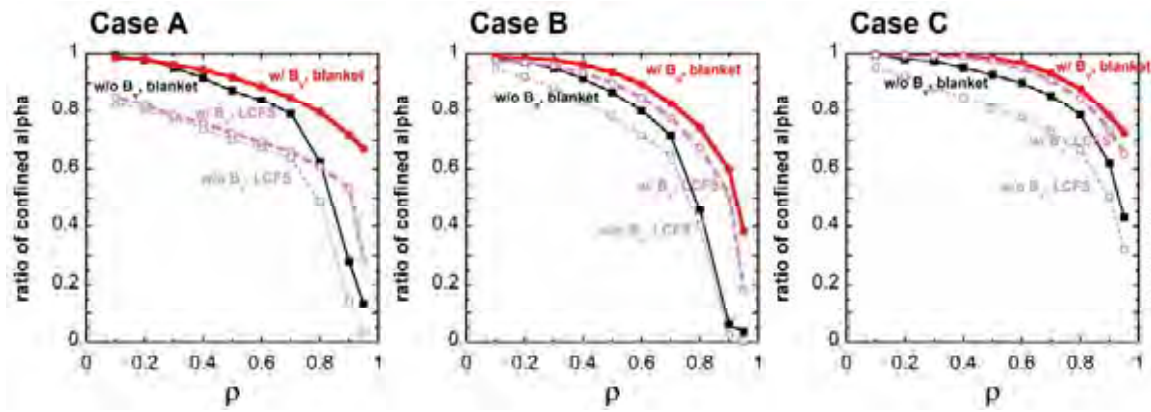


Figure 3.2.3.7-3 Ratio of confined alpha particles for Case A (left), Case B (center) and Case C (right).

LHD においては最外殻磁気面 (LCFS) 外側にも十分に長い磁力線の領域が存在し、再突入粒子と呼ばれる最外殻磁気面外側に出て再び最外殻磁気面内側に戻ってくる粒子が多数存在し、特に、磁気軸外寄せ配位に近づくとヘリカルリップルに捕捉された粒子が再突入するようになることが知られている[3.2.3.7-2]。このような再突入粒子は、LHD との相似性を持つ FFHR-d1 においても多数存在することが想定される。一方で、上記の GNET コードを使用した解析では、閉じた磁気面を仮定した磁気座標を使用しており、最外殻磁気面内部のみを解析対象とした。そのため、再突入する α 粒子は損失したものと仮定されており、加熱効率が過小評価されている可能性がある。そこで、実空間を使用した軌道解析・加熱パワー評価コード (MORH [3.2.3.7-4]) を用いて、ブランケットを損失境界とした無衝突軌道における α 粒子閉じ込め性能を調べる。このとき、最外殻磁気面を損失境界とした解析と比較することで、加熱効率の過小評価している割合を調べた。

図 3.2.3.7-3 に無衝突軌道解析におけるプラズマ内に閉じ込められた α 粒子の割合を、GNET コードと同様に最外殻磁気面を損失境界とした場合の解析結果 (破線) と合わせて示した。無衝突軌道解析は近似的に α 粒子発生初期の閉じ込め性能 (prompt loss) の評価になる。図 3.2.3.7-3 から、最外殻磁気面を損失境界とした場合 (破線) は、参照分布 C で垂直磁場制御を行った場合が最も閉じ込めが良いことが分かる。一方で、ブランケットを損失境界とした場合 (実線) は参照分布による差がほとんどない。これは、参照分布 A で損失とみなされていた粒子の多くがヘリカルリップルに捕捉された粒子であり、磁気軸が外寄せの配位では再突入する粒子であったためである。加熱効率の差は、参照分布 A では約 20 % 程度あり、参照分布 B、C では数 % 程度であった。磁気軸が内側にシフトしている配位では過小評価の割合が小さく、再突入する α 粒子を考慮した場合でも GNET コードのように考慮しない場合でも大差がないことが分かる。

3.2.3.7-3 第一壁の α 粒子熱負荷分布

前節の MORH による α 粒子追跡計算での α 粒子損失箇所をブランケットポロイダル断面上に表示させたものを図 3.2.3.7-4 に示す。ブランケット形状の詳細については 3.3.4 節を参照されたい。ここで、 \times 印が参照分布 A の場合、 $+$ 印が参照分布 B の場合である。また磁気面形状は代表的に参照分布 A の磁場配位での真空磁気面を表示しているが、ダイバータレグの形状は垂直磁場、ベータ値ではほとんど変わらないので、図に示されたダイバータレグがブランケットに当たっている箇所がダイバータ部と考えて問題ない。図から分かるとおおり、ほとんどの α 粒子はダイバータ部へ流入していることが分かる。両参照分布とも縦長断面 (a) 内側、参照分布 A では斜め断面 (d) でもトーラス内側ブランケットへの衝突が見受けられるが、これらの α 粒子はプラズマ外縁部が出発点のものであり、実際にはエネルギーが減衰しているためラーマー半径が縮まりブランケットには衝突しない可能性、または衝突したとしても熱負荷が十分小さくなることが考えられるほか、ブランケットの形状の微修正で衝突自体の回避も可能と考えている。

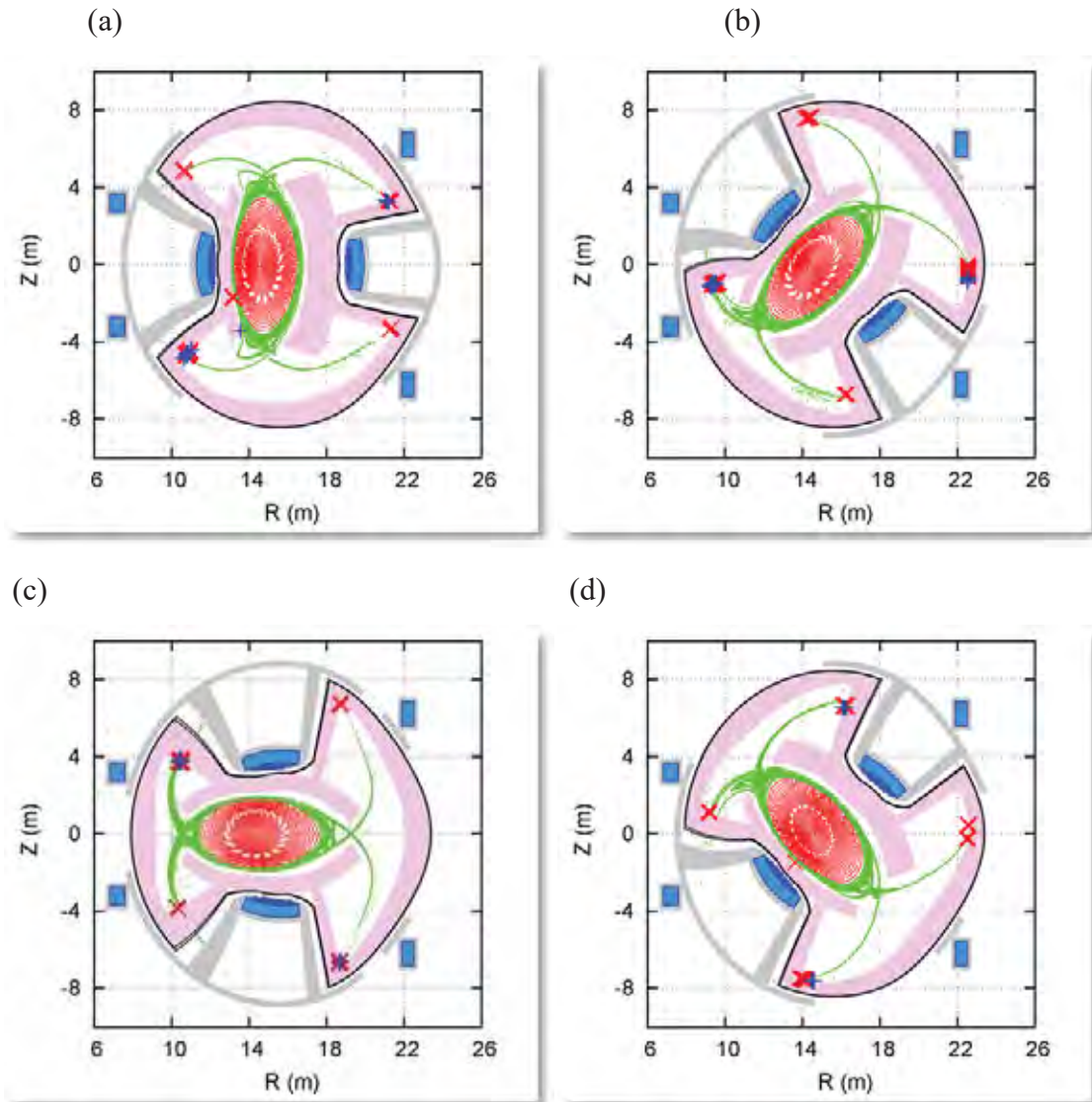


Figure 3.2.3.7-4 Result of the alpha particle orbit tracing calculation by MORH.

参考文献

- [3.2.3.7-1] S. Murakami et al., Nucl. Fusion **40** (2000) 693.
[3.2.3.7-2] R. Seki et al., Plasma Fusion Res. **3** (2008) 016.
[3.2.3.7-3] A. Wakasa et al., 23rd IAEA Fusion Energy Conf., Daejeon, Korea, Oct. 2010, THC/P4-29.
[3.2.3.7-4] R. Seki et al., Plasma Fusion Res. **5** (2010) 027.

3.2.3.8 異常輸送

3.2.3.8-1 LHD における異常輸送

LHD における異常輸送、特にドリフト波乱流による乱流輸送は、磁場配位形状に強く依存する。ゾーナルフローと呼ばれるポロイダル方向のシア流は、乱流輸送レベルを低減させるように働くが、このゾーナルフロー生成が磁場配位によって大きく変化するためである。従って、それぞれの配位において非線形乱流シミュレーションを行い、輸送レベルを直接評価する必要がある。残念ながら、これまでの乱流シミュレーションは、計算機コストの問題から軸対称系配位等の解析に限られ、非軸対称系での定量的な解析はほぼなかった。しかし、現在の計算機性能向上に即して少しずつ、その改善が図られた結果、LHD 実験配位を正確に模擬した配位でのシミュレーションが可能になってきた。図 3.2.3.8-1 は、初めてヘリカル型実験配位の下で行われたジャイロ運動論に基づくイオン温度勾配 (ITG) 乱流の輸送シミュレーションの結果である[3.2.3.8-1]。解析対象である LHD 高イオン温度放電は、PCI 計測による乱流揺動スペクトルの詳細なデータを有している。ローカルコードである GKV-X [3.2.3.8-2]による、磁気面毎に行われたシミュレーションでは、各磁気面でゾーナルフローが生成され、イオン熱輸送係数が決定されていく。図 3.2.3.8-2 は、イオン熱輸送流束の径方向プロファイルのシミュレーションと実験との比較である。双方とも、広い領域でよく一致している。乱流揺動スペクトルについても、実験・シミュレーションとも一致することが確かめられている。この GKV-X による解析では、新古典輸送低減のための最適化配位である磁気軸内寄せ配位でのゾーナルフローの増長が確認されており、最終的な乱流輸送を低減させることが示されている。FFHR-d1 でも、内寄せ配位における乱流輸送は増長したゾーナルフローにより低減される可能性がある。しかし、現状の GKV-X コードは制電近似を仮定したものになっており、高ベータ・プラズマでの電磁効果を取り入れた解析を早急に進めていくことが課題である。

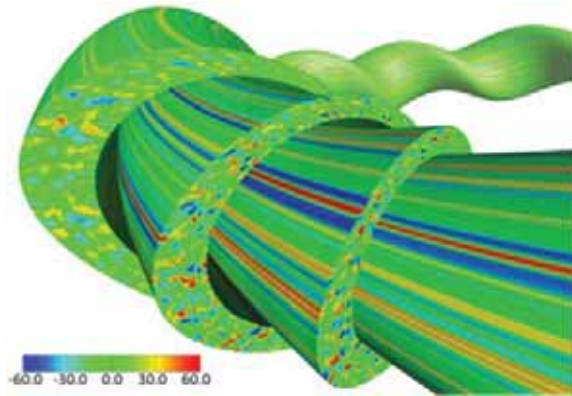


Figure 3.2.3.8-1 Electrostatic potential fluctuation of LHD simulated by GKV-X.

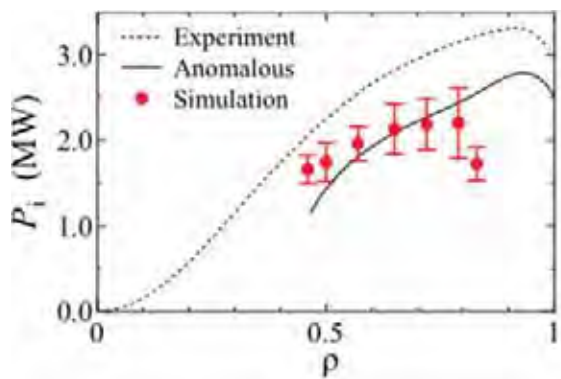


Figure 3.2.3.8-2 Radial profiles of ion heat flux in high ion temperature plasma of LHD obtained from the experiment (solid curve) and the nonlinear simulations by GKV-X (red symbols).

3.2.3.8-2 参照分布の熱輸送解析

参照分布を基本とした到達温度予測シミュレーションを、統合輸送コード TASK3D

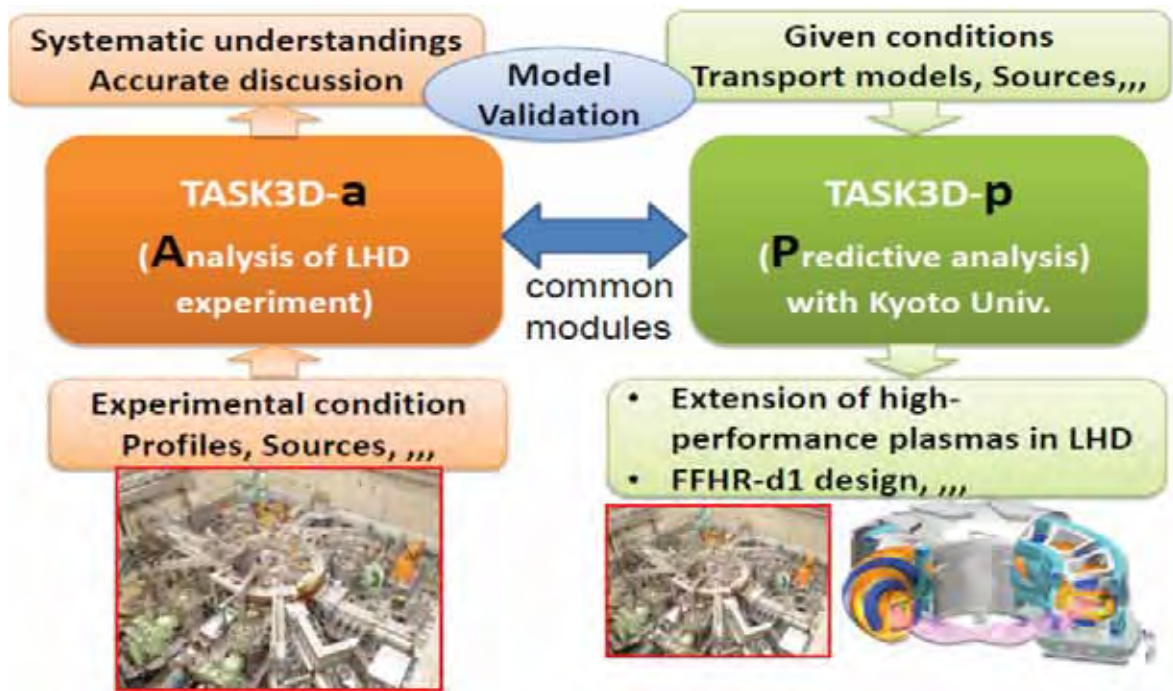


Figure 3.2.3.8-3 Developmental strategy of the integrated transport analysis suite TASK3D.

の予測型 (Predictive) バージョン (TASK3D-p) を活用して行う準備を進めている。TASK3D-pと同様の物理解析コード(モジュール)群を用いた、LHD 実験解析 (Analysis) 適用型である TASK3D-aについては、既に LHD の NBI 加熱プラズマのエネルギーバランス解析に供されている[3.2.3.8-3]。

TASK3D-a と TASK3D-p の位置づけと開発戦略を、図 3.2.3.8-3 に示す。LHD 実験の計測データに基づいて、TASK3D-a シリーズ開発を進め、これによって輸送現象に関する系統的な知見の獲得や精密な議論を可能とする研究を展開する。実験適用によって、各種モジュールの妥当性検証 (Model Validation)、また、理論モデルやデータベースの高精度化などを行う。一方、TASK3D-p シリーズは、プラズマへの入力 (加熱、粒子ソースなど) の情報を初期条件として与え、仮定した輸送モデルに従って、到達パラメータ (温度など) を予測するものである。両統合ともに、基本的な解析モジュールとしては同様のものを使用しているため、TASK3D-a シリーズの実験適用によって検証作業を進めることで、p シリーズによる予測の高精度化を図ることができる。p シリーズは、種々の輸送モデルの適用など理論・シミュレーションベースでの統合を進めており、TASK 開発環境を有する京都大学との共同研究を基盤として進めている。

p シリーズの現状としては、NBI 加熱パワーを仮定し、熱輸送係数 (既に整備が行われた新古典拡散係数データベースからの新古典熱輸送係数 + 各種異常輸送モデルに基づく異常熱輸送係数) を与えて、温度の時間発展方程式を解くことで、到達可能温度分布を予測することが可能となっている。輸送モデルの差異による到達温度の変化と、予測に用いた密度や NBI 条件に対応した検証実験やこれまでの実験データとの比較を行い、LHD プラズマを記述するに適した輸送モデルを模索する研究が展

開されている[3.2.3.8-4]。これまでのところ、予測 - 検証実験のケースは少数にとどまっているが、今後のデータベース蓄積によって、LHD プラズマの熱輸送特性に関して実験検証を経たモデルの創出、予測性能の向上がもたらされることが期待できる。

FFHR-d1 炉心プラズマの輸送特性予測を行うにあたって必要となる主な作業課題としては、プラズマ燃焼状態での核融合反応率評価、核融合生成 α 粒子の発生分布及びその減速過程での背景プラズマ加熱分布の評価（過去に京都大学大学院生（当時）政岡義唯氏による GNET 計算で参照分布に対する評価がなされているが、非常に長時間を要するため、簡易モデルあるいはデータベース化などで対応することも検討）などが挙げられる。また、TASK3D-p によって時間発展を解いていく過程で、本報告書に盛り込まれている各種計算コードでの物理特性評価を逐次行う必要があるため、直接あるいは間接的にこれらコード群との連携を確立しなくてはならない。また、FFHR-d1 に適用すべき妥当な異常輸送モデルなど不明確な点も多い。

図 3.2.3.8-3 に示したように、LHD での検証や高性能化シナリオ策定を通じた輸送モデルの妥当化、高精度化研究と連携を図りながら、より精度の高い予測を可能とすることで、FFHR-d1 の輸送特性評価における“数値試験炉”の役割を果たしていけるものと考えている。

参考文献

[3.2.3.8-1] M. Nunami et al., Phys. Plasmas **19** (212) 4254.

[3.2.3.8-2] M. Nunami et al., Plasma Fusion Res. **5** (21) 16.

[3.2.3.8-3] M. Yokoyama for task3d users-developers, “TASK3D-a (TASK3D Analysis Suite) documentation”, NIFS-MEMO-61 (212).

[3.2.3.8-4] A. Wakasa et al., 23rd IAEA Fusion Energy Conf., Daejeon, Korea, Oct. 21, THC/P4-29.

3.2.3.9 運転制御

3.2.3.9-1 立ち上げ／定常維持／停止／緊急時対応

前節までで定常運転時の炉心プラズマの詳しい解析が行われてきたが、この定常状態に到達するまでの立ち上げ、さらには定常維持、立ち下げ、出力異常時などの緊急停止についても検討が必要である。このような運転制御の解析を目的として、0次元の粒子・パワーバランスモデルが構築されている[3.2.3.9-1]。この0次元モデルでは、炉心プラズマのパワーバランスを仮定した温度・密度分布形状に基づく各パワー項の体積積分値と ISS 閉じ込めスケーリング則[3.2.3.9-2]で予想されるエネルギー閉じ込め時間 τ_E^{ISS} を用いて

$$\frac{dW}{dt} = -\frac{W}{\gamma_{ISS}\tau_E^{ISS}} + P_\alpha - P_{brem} - P_{sync} + P_{aux}$$

のように表現し（ここで W 、 γ_{ISS} 、 P_α 、 P_{brem} 、 P_{sync} 、 P_{aux} はそれぞれプラズマ蓄積エネルギー、スケーリング則に対する閉じ込め改善度、 α 粒子加熱、制動輻射損失、シンクロトロン輻射損失、外部加熱パワー）、粒子バランスについては各粒子の実効的閉じ込め時間とエネルギー閉じ込め時間の比 τ_p^*/τ_E を仮定することで計算を行っている。この0次元モデルによる検討の結果、核融合出力 P_f の目標値 P_{fo} からのずれ

$$e_{DT}(P_f) = 1 - P_f(t) / P_{fo}(t)$$

に対して燃料供給量 S_{DT} を PID 制御

$$S_{DT}(t) = S_{DT0} \left\{ e_{DT}(P_f) + \frac{1}{T_{int}} \int_0^t e_{DT}(P_f) dt + T_d \frac{de_{DT}(P_f)}{dt} \right\} G_{fo}(t)$$

によってフィードバックすることで、広範なプラズマパラメータ領域において安定に核融合出力を目標値に沿って変動させられることが示されている。またこの燃料供給としてペレットを想定した固定供給量でかつ時間的に離散的な入力を仮定しても、供給量即ちペレットのサイズが適切に選択されれば安定した制御が可能なこと、さらには、この PID 制御で用いられている制御パラメータ e_{DT} の符号を反転させることで、高密度、低温の熱的不安定領域での制御も可能なことも判明している[3.2.3.9-3,4]。熱的不安定領域で大きな擾乱が生じた際には核融合出力が急激に増大し周辺機器の健全性に影響を与えるおそれがあるが、これについても、キラーペレットのような大質量の燃料供給によりプラズマ温度を下げることで、出力の増大を抑えることが原理的に可能であることも示されている[3.2.3.9-5]。また、立ち上げに必要な加熱パワーについては、須藤密度限界[3.2.3.9-6]をもとに

$$P_{aux}(t) = \left(\frac{\bar{n}}{0.25\gamma_{SUDO}} \right)^2 \frac{a^2 R}{B_{ax}} - (P_\alpha - P_{brem} - P_{sync})$$

として与えることでその最適化が可能なが見出され、立ち上げ時間を長くするほ

ど最大の加熱パワー容量を低減できる結果が得られている[3.2.3.9-7]。これらの解析結果は、基本的に核融合出力と線平均密度の観測値があれば原理的には立ち上げ、定常維持、立ち下げの安定制御が可能なこと、またブランケットやタービン系などの周辺工学機器にとって負荷変動が小さく望ましい長時間の立ち上げ、立ち下げが可能であることを意味しており、プラズマ電流制御が不要なヘリカル系の特徴が大きく生かされていると言える。

3.2.3.9-2 運転制御シナリオ解析のための1次元モデル

前節で得られた結果に対し、分布形状の変化の効果、特に供給燃料及び加熱パワーのデポジション分布の変化の影響を解析するため、1次元モデルの構築を行った。ここでは簡便ながら大枠を外さずにプラズマの動的応答特性を予測するために、LHDにおける実験結果を基にペレット粒子のデポジションと密度分布の時間変化を求め、直接分布外挿法[3.2.3.9-9]を用いて温度分布の時間変化を求める、という手法を採用した。ペレット入射による燃料供給分布に関して、トカマク装置では高磁場側入射によるペレット溶発プラズモイドの $\mathbf{E} \times \mathbf{B}$ ドリフトによる非拡散的輸送が、浅いペレットデポジション分布を補償して深い燃料供給分布を実現するシナリオが検討されているが、ヘリカル装置では磁場構造の3次元性に起因して、溶発プラズモイドの非拡散的輸送の効果が限定的であることが実験的[3.2.3.9-10]、理論的[3.2.3.9-11]に分かっている。そこで、燃料供給分布はペレットが溶発する位置によって決まると仮定し、単純な中性ガス遮蔽(NGS)モデル[3.2.3.9-12]によるペレット半径の減少率(式(3.2.3.9-1))から燃料供給分布を推定した。

$$\frac{dr_p}{dt} = T_e^{1.64} n_e^{\frac{1}{3}} r_p^{-\frac{2}{3}} \quad (3.2.3.9-1)$$

ここで r_p 、 T_e 、 n_e はそれぞれ固体水素ペレット半径、背景プラズマ電子温度、背景プラズマ電子密度である。粒子輸送特性に関しては、LHD の高密度長時間放電の密度分布解析結果によると、高密度放電では拡散に比べて対流のフラックスが十分小さく、単純な拡散的輸送で密度分布変化を近似できることから、式(3.2.3.9-2)によって密度分布の動的挙動を記述した[3.2.3.9-13]。

$$\frac{\partial n(r,t)}{\partial t} = D(r,t) \frac{\partial^2 n(r,t)}{\partial r^2} + \left(\frac{D(r,t)}{r} + \frac{\partial D(r,t)}{\partial r} \right) \frac{\partial n(r,t)}{\partial r} + S(r,t) \quad (3.2.3.9-2)$$

ここで n 、 r 、 D 、 S はそれぞれプラズマ密度分布、プラズマ小半径位置、拡散係数、粒子源分布である。なお、ここでペレットはプラズマ横長断面のトーラス外側から入射されるものとし、拡散係数については、LHD実験結果に基づき、以下の空間的には一様な値を用いた。

$$D(r,t) = D(t) \propto \left(\frac{P_{abs}(t)}{\bar{n}_e(t)} \right)^{0.6} B^{-0.8} \quad (3.2.3.9-3)$$

ここで \bar{n}_e は線平均電子密度である。

一方、熱輸送については、LHD 実験で得られた規格化圧力分布を gyro-Bohm 型の閉じ込め特性を仮定して直接外挿する手法[3.2.3.9-9]を用いて、上で求めた密度分布に対応する圧力分布を推定し、エネルギー閉じ込め時間のタイムスケールでその圧力分布へと変化させることで圧力分布の動的挙動を記述している（式 (3.2.3.9-4)）。温度分布は圧力分布を密度分布で除して求めた。

$$\frac{\partial p(r,t)}{\partial t} = \frac{1}{\tau_E(t)} \left\{ \gamma_{\text{DPE}^*} (P_{\text{aux}}(t) + P_{\alpha}(t))^{0.4} n(r,t)^{0.6} B^{0.8} p_{\text{norm.}}(r) - p(r,t) \right\} \quad (3.2.3.9-4)$$

ここで p 、 τ_E 、 P_{aux} 、 P_{α} 、 B はそれぞれ圧力分布、エネルギー閉じ込め時間、外部加熱パワー、 α 加熱パワー、磁場強度であり、 $p_{\text{norm.}}$ は参照した LHD 実験データの gyro-Bohm 規格化圧力

$$p_{\text{norm.}}(r) = \frac{p_{e,\text{exp}}(r)}{n_{e,\text{exp}}(r)^{0.6} p_{\text{exp}}^{0.4} B_{\text{exp}}^{0.4}} \quad (3.2.3.9-5)$$

である。また γ_{DPE^*} は加熱分布の尖塔化に応じた閉じ込め改善度[3.2.3.9-14]である。

3.2.3.9-3 1次元モデルによるプラズマ運転制御解析

3.2.3.9-2 節に示した方程式により求めた温度密度分布の時間変化と DT 核融合反応断面積から核融合出力の時間変化を求め、プラズマの運転制御シミュレーション計算を行った。ここでは参照分布として、3.2.3.2.2 節で与えられている参照分布 C を採用した。図 3.2.3.9-1 に採用した LHD 実験データの電子密度、電子温度及び gyro-Bohm 規格化圧力分布とそのフィッティングカーブを示す。ペレットのサイズは燃料供給に伴う核融合出力の変動が十分小さくなるように、プラズマに含まれる粒子数（およそ 4×10^{23} 個）の 5% となる 2×10^{22} 個とした。またペレットの入射速度については、現状の技術から特別の開発なしに達成が可能と見込まれる 1.5 km/s を採用した。一方、ペレットの侵入長はペレットのサイズや入射速度に依存し、上述の条件では規格化ペレット侵入長 (λ/a) は 0.2 程度にとどまる。このため最終的に達成される密度分布は規格化小半径 $\rho = 0.8$ 付近に肩を持つ、参照分布と比較して非常に平坦な分布

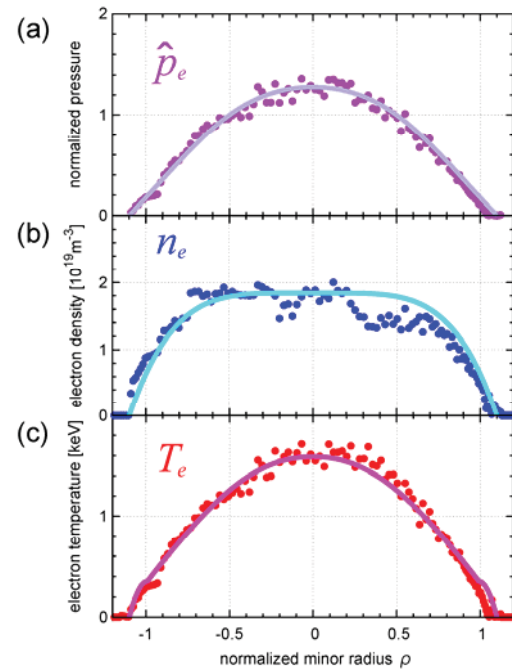


Figure 3.2.3.9-1 Radial profile of (a) the gyro-Bohm normalized electron pressure, (b) the electron density, and (c) the electron temperature of the LHD experimental data used as the reference. Closed circles are data measured by Thomson scattering. The solid lines are the fitting results (from Fig. 2 of Ref. [3.2.3.9-15]).

となり、自己燃焼状態の定常維持が可能な線平均密度・核融合出力が共に増大する。計算の結果、FFHR-d1 の設計パラメータである装置中心磁場強度 4.7 T では、自己燃焼の定常維持が可能な最低の核融合出力は 5 GW を超えることが判明した。このような高い出力は炉内機器の健全性維持や交換頻度の観点から許容し難い。自己燃焼の定常維持が可能な核融合出力はプラズマの閉じ込め性能によって決まるため、閉じ込め改善または磁場強度の増大によってこれを下げることが可能である。参照分布 B に対する計算かつペレットサイズが若干異なる例ではあるが、図 3.2.3.9-2 にペレット自己燃焼の定常維持が可能な最低の核融合出力及び線平均密度の磁場強度に対する依存性を示す[3.2.3.9-16]。ここでは未知の閉じ込め改善を前提とせずに核融合出力 3 GW の自己燃焼定常維持が可能な装置中心での磁場強度 5.6 T (図 3.2.3.9-2 では軸上磁場強度 6.0 T に対応) を選択した。

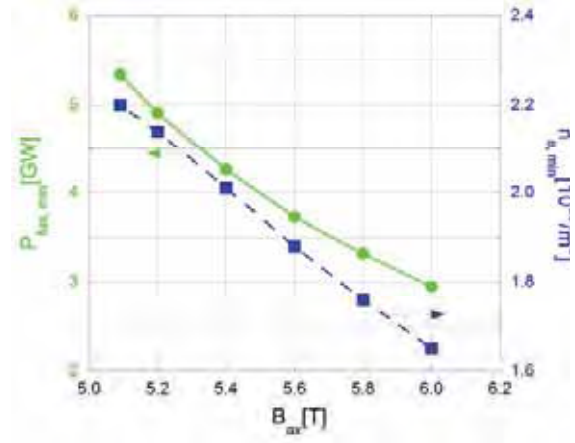


Figure 3.2.3.9-2 Dependence of the achievable minimum fusion power and line-averaged electron density on the magnetic field strength in the case of injecting a pellet containing 10^{23} particles with an injection velocity of 1.5 km/s (from Fig. 3 of Ref. [3.2.3.9-16]).

炉心プラズマの制御手法としては、ペレット燃料供給量と外部加熱入力の2つがインプットとなる。3.2.3.9-1節で述べられている通り、0次元モデルにおいては、前者は核融合出力、後者は密度限界をモニターしてフィードバック制御することで安定な制御が可能なが示されている。しかし、1次元モデルによる計算の結果、ペレット侵入長が浅いために燃料供給後に中心密度が増大し核融合出力が増大するまでの時間差が大きく、核融合出力計測による燃料供給のフィードバック制御では広い核融合出力の領域で安定した制御を行うことが困難であることが判明した。このため、平坦な密度分布であり中心密度と線平均密度がほぼ一対一に対応するという特性を利用し、ペレット入射後の時間応答が速く、また確立された計測手法が複数存在する線平均電子密度の計測を基にペレットの入射頻度をフィードバック制御する方法を適用した。具体的には、必要となる燃料供給量 S_{DT} を、線平均電子密度 \bar{n}_e の目標値 \bar{n}_e^* からのずれ

$$\Delta_n(t) = 1 - \frac{\bar{n}_e(t)}{\bar{n}_e^*} \quad (3.2.3.9-6)$$

を用いて

$$S_{DT}(t) = S_{DT0} \left(\Delta_n(t) + \frac{1}{T_{int}} \int_0^t \Delta_n(t') dt' + T_d \frac{d\Delta_n(t)}{dt} \right) \quad (3.2.3.9-7)$$

により求め、これに応じて燃料供給量を制御する。実際には固定サイズのペレットの

入射を行っているため、 S_{DT} がペレット 1 個による燃料供給量を上回った場合にはペレットを入射、それ以外はペレットを入射しない、という ON-OFF 制御となる。また線平均密度の計測時間精度及びペレットの最小入射間隔は 5 ms とした。一方外部加熱入力については、0次元モデル同様密度限界を指標とした。できるだけ単純かつ最小の計測のみでの制御を可能とするため、0次元モデルで採用されているパワーバランスの計測 (α 加熱、輻射損失の個別計測) は採用せず、周辺 ($\rho = 1$) における密度と須藤密度限界との比を取り、これが設定された値を上回った場合に外部加熱入力をステップ状に増大させ、核融合出力が設定された目標値を上回った場合に外部加熱入力をステップ状に減少させる、という単純な制御手法を適用した。また、このときの外部加熱入力は 1 秒ごと、また 1 MW ごとの切り替えを想定した。また外部加熱としては ECH を想定し、規格化小半径 $\rho = 0.05$ に相当する分散を持った正規分布として与えた。

なお、直接分布外挿法による熱拡散の計算は、あくまでアブダクション (仮説的推論) によるものであり、その整合性に関する検証が必要である。ここでは 3.2.3.6 節でも述べられた GSRAKE コードによる新古典輸送計算を行い、新古典輸送損失とプラズマに吸収されたパワー (α 加熱と外部加熱の和から輻射損失を差し引いたもの) の比の径方向分布の最大値が設定値を上回った場合、これが一致するまでその場所における規格化圧力分布の勾配を減じる、という手法を組み込んだ。この新古典輸送計算を行うため、また実空間におけるペレット溶発分布を計算するためには平衡磁気面の計算が必要である。これに関しては 3次元MHD平衡計算コード VMEC[3.2.3.9-17]を用いて計算を行った。なお、VMEC による平衡計算結果は、3.2.3.4 節で平衡計算に用いられた HINT2 による計算に比べて磁気軸のシフト量を過大評価する傾向にあることが LHD 実験との比較によって知られている[3.2.3.9-18]。一方で、HINT2 で求められた最外殻磁気面形状を境界条件として与えた場合には、VMEC と HINT2 の計算結果が良く一致することも確かめられている。3.2.3.4 節で述べられているように、適切な垂直磁場を印加することで高ベータにおいても最外殻磁気面形状を真空同様に保持できることが分かっているため、今回は最外殻磁気面形状を真空平衡における形状のまま維持した条件で VMEC による計算を行った。また、VMEC 計算結果を利用して、3.2.3.4.3 節でも述べられた、MHD 不安定性の指標となるメルシェインデックス D_I の計算も行っている。また、時間発展計算には組み込んでいないが、運動量補正手法を組み込んだ PENTA コード [3.2.3.9-19] によるブーツトラップ電流の計算も可能である。図 3.2.3.9-3 に全体の計算フローのイメージ図を示す。

図 3.2.3.9-4 に新古典輸送損失とプラズマ総吸収パワーの比を最大で 1 とした場合の計算結果を示す。ここから分かるよ

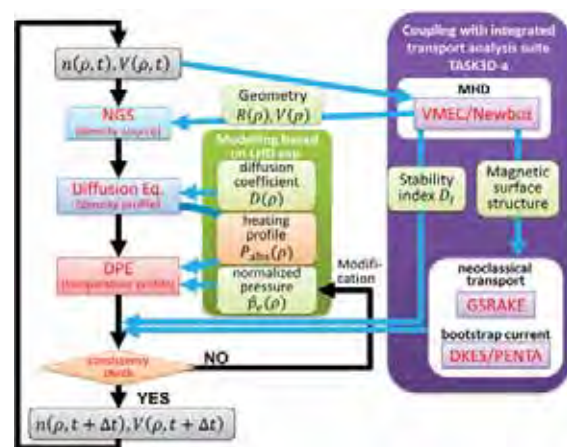


Figure 3.2.3.9-3 Schematic of the calculations in the 1D code.

うに、線平均電子密度は目標値に対し十分な精度で制御できており、また外部加熱の制御も問題なく機能している。その結果核融合出力は滑らかに変化し、最終的に外部加熱はゼロとなって核融合出力約 3 GW での自己燃焼状態に到達し、その定常維持ができています。定常状態における核融合出力の擾乱は数%であり、ブランケット等の炉内機器の運転やその健全性の観点からも十分に許容可能な範囲であると考えられる。

一方、より保守的な仮定として、不純物による燃料希釈や輻射損失の増大の影響、 α 加熱の吸収効率、MHD 不安定性を考慮した計算も行った。ここでは過去の LHD 実験の実績を基に、新古典輸送損失とプラズマ総吸収パワーの比を最大で 0.5 (新古典輸送損失と同程度の異常輸送損失を仮定していることに相当)、回転変換 $t/2\pi = 1$ の有理面におけるメルシェインデックス D_I を 0.3 以下とし、3.2.3.7-2 節の議論を受け α 粒子のエネルギー損失を 15%、また不純物としてヘリウム灰が 5%蓄積した条件で計算を行った。この結果、図 3.2.3.9-5 に示したように、FFHR-d1B の条件では、少なくとも核融合利得 10 のサブイグニッション運転が見通せることが判明した。またこの条件の

下、PENTA コードによるブートストラップ電流の評価を行ったところ、電流密度は最大 100 kA/m^2 程度、総電流値は 0.55 MA 程度となることが判明した。このブートストラップ電流を加味して再度平衡計算を行い、再びブートストラップ電流を評価する、という繰り返し計算を行ったところ、計算は 3 回目ではほぼ収束し、ブートストラップ電流が平衡に与える影響は限定的であることも明らかとなった[3.2.3.9-20]。異常輸送損失や不純物輸送の定量的評価、電子・イオン間のエネルギー等分配によるイオン温度と電子温度の乖離など、さらに考慮すべき項目はあるが、LHD 実験で達成された範

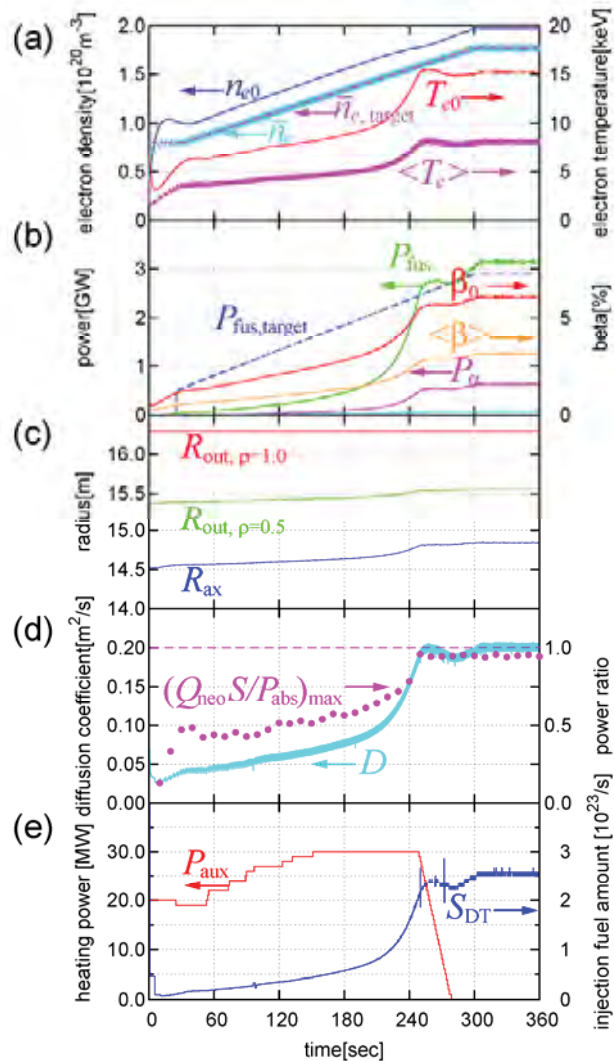


Figure 3.2.3.9-4 Time evolution of (a) the electron density and temperature, (b) the fusion power and beta value, (c) the magnetic axis position, (d) diffusion coefficient and the power balance (maximum value of the ratio of the neo-classical energy loss to the total absorbed power), and (e) the external heating power and the injected fuel for self-ignition operation of FFHR-d1 (from Fig. 9 of Ref. [3.2.3.9-15]).

囲での自己無撞着なプラズマ運転領域の同定が大きく進展したと言える。

今後は残された課題の解決も含め、設計裕度の更なる増大に向け、磁場配位の選択の最適化などを進める必要がある。一方で、今後のLHD実験を通じ、より閉じ込めの良い参照分布が得られる可能性もある。このため最終的に達成可能な運転パラメータの絶対値については、今後のLHD実験及び理論・シミュレーション研究の進展を待って判断することが必要と考えられるが、ここで提案した運転制御手法は、線平均電子密度及び核融合出力の目標値が適切に設定されれば、外部加熱を伴うサブイグニッション運転を含め、LHD実験で達成されている領域から核融合炉炉心級プラズマまで、幅広い密度・温度領域への適用が原理的に可能なもので

あり、無電流プラズマであるヘリカル系のメリットが、少数の単純な計測のみで運転制御が可能である、という点にも表れていることを強調しておきたい。

3.2.3.9-4 FFHRにおけるイグニッションの0次元解析

トカマクやヘリカル核融合炉では、(a)高温・低密度領域、(b)低温・高密度領域でのイグニッション運転が考えられる。この低温・高密度のイグニッション領域での制御法は、温度が低いためにペレット入射が比較的簡単と考えられるために、核融合研究の黎明期より研究が行われていた[3.2.3.9-21–3.2.3.9-34]。しかしながら現実に適用できそうな制御法はなく、観念的であったために長い間その実現可能性については疑問であった。一方、LHD装置においてペレット入射によって $1.1 \times 10^{21} \text{ m}^{-3}$ の超高密度が実験的に得られたことにより[3.2.3.9-35, 36]、FFHR核融合炉において低温・高密度領域でのイグニッション運転についての研究が真剣に行われ、ついにFFHR設計活動において、現実に使用できる制御法が見つかった[3.2.3.9-37–3.2.3.9-43]。本報告書では0次元解析法を用いたこれらの2つの領域でのFFHR核融合炉におけるイグニッション運転の制御法について述べる。

電子密度の時間変化は、重水素、トリチウム等の燃料粒子、さらにアルファ粒子を足し合わせて、それに電荷中性条件を用いた作る合成粒子バランス方程式を用いて解いている。もちろんこれらを別々に解いても同じ結果になる。

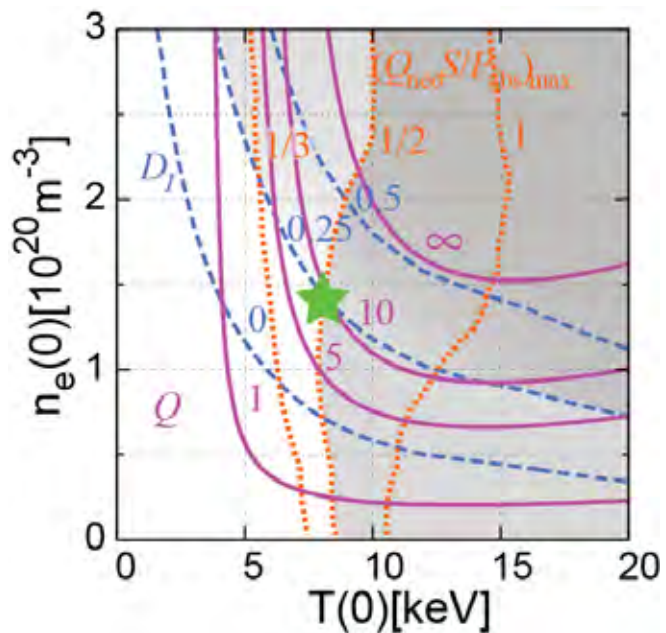


Figure 3.2.3.9-5 Contours of the Mercier index D_I , the maximum value of the ratio of the neo-classical energy loss to the total absorbed power $(Q_{\text{neo}}S/P_{\text{abs}})_{\text{max}}$ and the fusion gain Q of FFHR-d1B. The shaded region corresponds to the operation regime that has not been achieved in the LHD experiment.

$$\frac{dn_e(0)}{dt} = \frac{1}{1-8f_o} \left[(1+\alpha_n)S_{DT}(t) - \left\{ \frac{f_D + f_T}{\tau_p^*} + \frac{2f_\alpha}{\tau_\alpha^*} \right\} n_e(0) \right] \quad (1)$$

ただし f_o は酸素不純物割合、 α_n は密度分布係数、 S_{DT} は D-T 燃料供給率、 f_D は重水素割合、 f_T はトリチウム割合、 f_α はアルファ灰割合、 τ_p^* は有効 D-T 燃料粒子閉じ込め時間、 τ_α^* はアルファ灰粒子閉じ込め時間である。

アルファ灰粒子密度割合 f_α の時間変化は、

$$\frac{df_\alpha}{dt} = (1+\alpha_n)n_e(0)f_D f_T \overline{\langle \sigma V \rangle}_{DT}(x) - \frac{f_\alpha}{\tau_\alpha^*} - \frac{f_\alpha}{n_e(0)} \left[\frac{dn_e(0)}{dt} \right] \quad (2)$$

燃料比を D:T=50:50 を仮定すると $f_D = f_T$ なので、電荷中性条件から $f_D = (1-2f_\alpha - 8f_o)/2$ 、等価電荷数は $Z_{eff} = 2f_D + 4f_\alpha + 64f_o$ となる。アルファ灰粒子閉じ込め時間とエネルギー閉じ込め時間の比を $\tau_\alpha^*/\tau_E = 4$ とし、燃料粒子閉じ込め時間の比を $\tau_p^*/\tau_E = 3$ とする。

プラズマのパワーバランス方程式は

$$\frac{d\bar{W}}{dt} = P_{EXT} / V_o - (\bar{P}_L + \bar{P}_B + \bar{P}_S - \bar{P}_\alpha) = P_{NET} - \bar{P}_L \quad (3)$$

ただし、 P_{EXT} は全外部加熱パワー、 V_o はプラズマ体積、 \bar{P}_L は単位体積あたりのプラズマ伝導損失パワー、 \bar{P}_B は単位体積あたりの制動輻射損失パワー、 \bar{P}_S は単位体積あたりのシンクロトロン輻射損失パワー、 \bar{P}_α はアルファ粒子加熱パワーである。ここで、

$$P_{ht} = (\bar{P}_L + \bar{P}_B + \bar{P}_S - \bar{P}_\alpha) \quad (4)$$

とおくと、

$$\frac{d\bar{W}}{dt} = P_{EXT} / V_o - P_{ht} \quad (5)$$

と表すこともできる。ここで P_{ht} はイグニション領域に到達するのに必要なパワーの等高線で表されるので、 $P_{ht} = 0$ はイグニション境界を与える。これを POPCON 図と呼ぶ。これよりイグニションに到達するときにはプラズマエネルギーの時間変化 (dW/dt) を小さくすれば、外部加熱パワー P_{EXT} を小さくすることができる。また、プラズマへの正味の加熱パワー密度は

$$P_{NET} = P_{EXT} / V_o + \bar{P}_\alpha - \bar{P}_B - \bar{P}_S \quad (6)$$

である。プラズマ伝導損失パワー((8)式) の計算や、密度限界((11)式)を計算するにはこの正味の加熱パワー密度を用いる。

イオン温度の時間変化は、このパワーバランス方程式より

$$\begin{aligned} \frac{dT_i(0)}{dt} = & \frac{1 + \alpha_n + \alpha_T}{1.5e(f_D + f_T + 1/\gamma_i + f_\alpha)n_e(0)} \times \left[\{P_{EXT}/V_o + \bar{P}_\alpha\} - \{\bar{P}_L + \bar{P}_b + \bar{P}_s\} \right] \\ & - \frac{T_i(0)}{(f_D + f_T + 1/\gamma_i + f_\alpha)} \times \left[\left\{ 1 - 8f_o + \frac{1}{\gamma_i} - f_\alpha \right\} \frac{1}{n_e(0)} \left[\frac{dn_e(0)}{dt} \right] - \left[\frac{df_\alpha(0)}{dt} \right] \right] \end{aligned} \quad (7)$$

ここで、イオン温度と電子温度の比 $\gamma_i = T_i(0)/T_e(0) = 1$ を用いておく。ここでは分布を仮定して各パワー項を計算し、上述の密度、アルファ粒子割合、イオン温度の3つの時間発展方程式を連立して解く。

プラズマ伝導損失を計算するためにここでは ISS95 閉じ込め則を用いる[3.2.3.9-44]。

$$\begin{cases} \tau_E[s] = \gamma_{ISS} \tau_{ISS}[s] \\ \tau_{ISS}[s] = 0.079 \tau_{2/3}^{0.4} \bar{n}_{19}^{-0.51} [10^{19} m^{-3}] B_o^{0.83} [T] \bar{a}^{2.21} [m] R^{0.65} [m] / P_{HT}^{0.59} [MW] \end{cases} \quad (8)$$

ただし γ_{ISS} は ISS95 閉じ込め則に対する閉じ込め増倍度であり、 $\tau_{2/3}$ は正規化半径の2/3位置での正規化回転変換、 \bar{n}_{19} は線平均密度、 B_o は磁場強度、 \bar{a} は有効小半径、 R は主半径、 P_{HT} は加熱パワーである。なお熱的安定領域では $\gamma_{ISS} = 1.6$ 、熱的不安定領域では $\gamma_{ISS} = 1.43$ を用いた。

イグニッション運転においては、燃料供給と加熱パワーによる制御が2つの主要な制御である。電力を生産する核融合炉においては電気出力の制御が最終目標であるが、通常その前のプラズマパラメータとしての核融合出力を制御する。この核融合出力の制御は燃料供給を通じた密度制御によって行われるが、以下で述べる熱的安定点と不安定点でのイグニッション運転ではその制御法が異なる。

イグニッション制御の研究でまず重要なのが核融合出力の制御で、一方、加熱パワーはプレプログラムでもある程度可能なので、通常、核融合出力の制御アルゴリズムをまず開発する。その後加熱パワーの制御アルゴリズムを開発するという手順で進む方が良い。

3.2.3.9-4.1 熱的安定点でのイグニッション運転

熱的安定点での核融合出力の制御は次のような PID 制御で行うことができる[3.2.3.9-45]。第1項は比例項で、第2項が積分項、第3項が微分項である。

$$S_{DT}(t) = S_{DT0} \left\{ e_{DT}(P_f) + \frac{1}{T_{int}} \int_0^t e_{DT}(P_f) dt + T_d \frac{de_{DT}(P_f)}{dt} \right\} G_{fo}(t) \quad (9)$$

ただし $S_{DT}(t)$ は負にはなれないので、最低でも0である。また、 $S_{DT0} = 4 \times 10^{19} m^{-3}/s$ 、

T_{int} は積分時間、 T_d は微分時間であり、ゲイン $G_{fo}(t)$ は 2 から 50 まで増大する関数である。核融合出力の測定値 $P_f(t)$ と核融合出力の設定値 $P_{fo}(t)$ との誤差は

$$e_{DT}(P_f) = + (1 - P_f(t) / P_{fo}(t)) \quad (10)$$

であり、これを小さくするように燃料制御を行う。即ち、核融合出力が設定値よりも大きくなると、その誤差は負になるので燃料供給は減少する。核融合出力が設定値よりも小さいと、燃料が供給され核融合出力は増大する。ここで符号”+”が重要で、熱的に安定な領域での制御では”+”、不安定な領域での制御ではこの符号を”-”にすればよい。

熱的に安定なイグニッション領域に到達するためには、次の式で与えられる須藤密度制限則[3.2.3.9-46]を用いれば良い。即ち、加熱パワーを印加することで、運転密度 $n(0)$ よりも常に密度制限値 $n(0)_{lim}$ が大きくなるように制御するものである。

$$n(0) \leq n(0)_{lim} [m^{-3}] = \gamma_{SUDO} \frac{0.25 \times 10^{20}}{\gamma_{pr}} \sqrt{\frac{\{P_{NET} [W / m^3] \times 10^{-6} V_o\} B_o [T]}{\bar{a}^2 R [m]}} \quad (11)$$

ここで分布係数は $\gamma_{pr} = \bar{n} / n(0)$ 、プラズマ体積は $V_o = 2\pi R \bar{a}^2$ である。これを正味の加熱パワーの式 (6) を代入して書き直すと、フィードバック用の外部加熱パワーの式が得られる[3.2.3.9-47]。

$$P_{EXT} [W] \geq \left\{ \gamma_{pr} \frac{[\gamma_{DLM} n(0) [m^{-3}]]}{\gamma_{SUDO} 0.25 \times 10^{20}} \right\}^2 \frac{\bar{a}^2 R [m]}{B_o [T]} \times 10^6 - (P_\alpha - P_B - P_S) \quad (12)$$

これを用いると図 2.3.9.5 に示すように、熱的安定領域に到達することができる。

図 2.3.9.5 (a) に示すように運転密度は密度限界よりも常に小さくなっていることが分かる。また図 2.3.9.5 (b) に示すように核融合出力を 400 秒で 3 GW になるように設定しているので、実際の核融合出力もそのようにフィードバック制御される。そのときの燃料供給率を図 2.3.9.5 (d) の SDT で示す。(12) 式で計算しながら印加した加熱パワーも同時に示す。ここで、加熱パワーを入射する装置としては 1.5 MeV の NBI を想定している。そのとき図 2.3.9.5 (c) には NBI の入射粒子がプラズマ半径のどこまで侵入するかの侵入割合を示す。 $2 \times 10^{20} m^{-3}$ 程度の密度では十分に侵入できる。図 2.3.9.5 (e) には POPCON 図に運転点 (青線) と密度制限値 (紫) の時間変化図を示しているように、50 MW 程度の等高線上を安定点に向かって進行する様子が分かる。

また、すでに説明したように、図 3.2.3.9-6 には核融合出力の立ち上げ時間を長くし、プラズマエネルギーの時間変化を極力小さくした計算結果を示している。その結果、外部加熱パワーが 50 MW と小さく、POPCON の等高線を乗り越えてイグニッション領域に到達することが理解できる。

この加熱パワー制御則は閉じ込め増倍度の変化や、不純物流入などのパラメータの擾乱があっても核融合出力を一定の値に保つように制御できる。閉じ込め増倍度が減

少すると、加熱パワーが印加され、サブイグニッション運転となり、核融合出力は一定に維持される。また、閉じ込め増倍度が改善されると、すぐに加熱パワーは減少しゼロとなり、核融合出力が一定に維持されるイグニッション運転になる。このようにパラメータの擾乱に対して十分に対応が可能である。

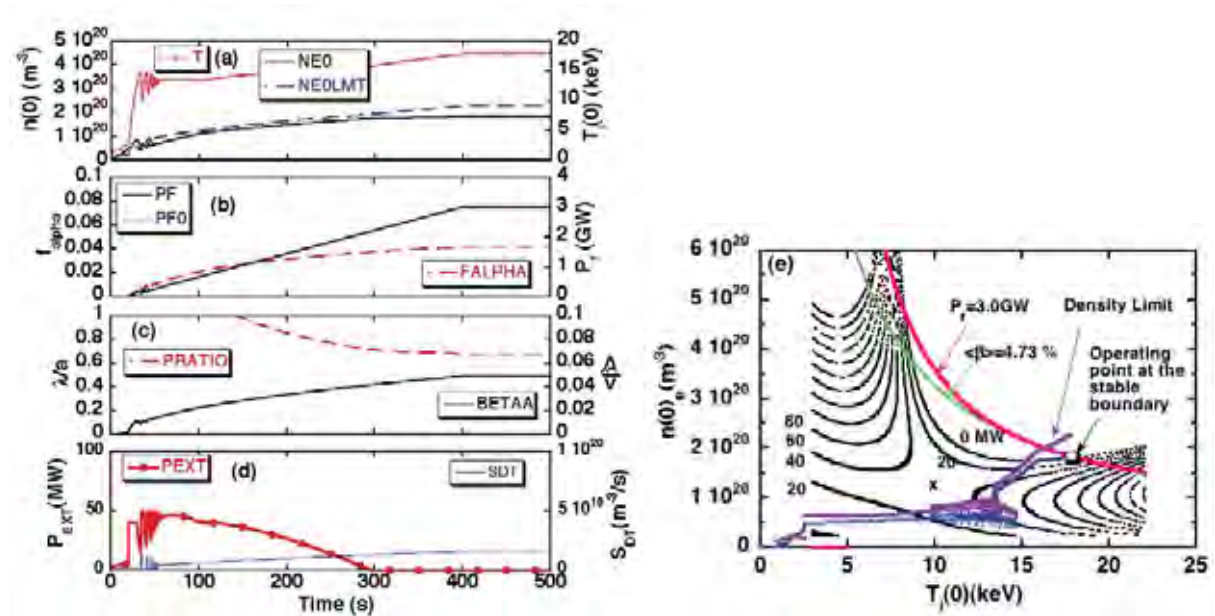


Figure 3.2.3.9-6 Ignition access to the stable operating point using the feedback control of the external heating power in FFHR2m2. (a) Peak temperature $T(0)$, peak density $NE0$, density limit $NE0LMT$, (b) alpha ash fraction $FALPHA$, fusion power PF and its set value $PF0$, (c) NBI penetration ratio $PRATIO$, beta value $BETAA$, and (d) D-T continuous fueling rate SDT , and the external heating power P_{EXT} , and (e) the operation path on POPCON. The external heating power is limited to 50 MW. Control parameters are $T_d = 0$ s and $T_{int} = 10$ s.

3.2.3.9-4.2 熱的不安定点でのイグニッション運転

熱的不安定点で安定的に運転を行うには、熱的安定点の燃料制御において用いた制御誤差の符号を”+”から”-”にするだけで良い。即ち、DTプラズマに燃料を供給すれば温度は下がり、停止すれば上昇するという物理的メカニズムを使用する。核融合出力の測定値 $P_f(t)$ と核融合出力の設定値 $P_{f0}(t)$ との誤差を

$$e_{DT}(P_f) = -\left(1 - P_f(t)/P_{f0}(t)\right) \quad (13)$$

として、これを小さくするように燃料制御を行う。この安定化のメカニズムは、イグニッション境界を赤線で示し、設定値である核融合出力一定の線を青線で示している図 3.2.3.9-7 で理解できる。即ち、核融合出力が設定値よりも大きくなると、その誤差 $e_{DT}(P_f)$ は正になり燃料供給は増大する (A 点)。その結果密度が増大し、温度は下がる (B 点)。さらに温度が下がり核融合出力が設定値よりも小さくなると (C 点)、今度はその誤差 $e_{DT}(P_f)$ は負になり、燃料供給が減少し、あるいは停止され、その結果温

度が上昇し (D 点)、核融合出力は増大する。後はこれを繰り返し、安定点に収束する。この制御も同じ (9) 式の PID 制御の式で行う。

このように核融合出力を PID 燃料制御するだけで熱的に不安定点な点で運転できることが明らかとなった。熱的不安定性を安定化する方法は核融合研究の黎明期からいろいろな方法が提案されてきたが、この制御アルゴリズムは其中でも最も現実的な方法である。

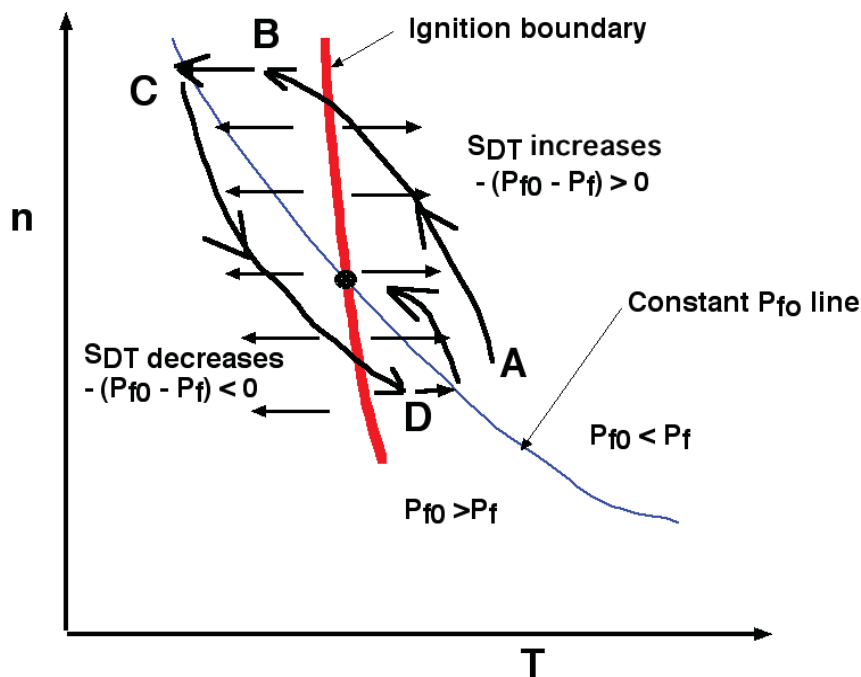


Figure 3.2.3.9-7 Fueling control in the thermally unstable ignition boundary.

このように熱的不安定性を燃料供給で安定化できることが明らかになったが、加熱パワーについてはプレプログラムを用いて制御していた。現実には制御するためには加熱パワーについてもフィードバック制御法が必要になる。そのためには熱的安定領域で用いていた加熱パワーの制御法をアナロジ的に用いれば良い[3.2.3.9-42]。

今まで熱的に安定なイグニッション領域に到達するために密度制限則[3.2.3.9-46]を用いてきたが、それは運転密度が密度制限値を超えそうになると加熱パワーを印加して、密度制限値以内で運転できるようにするためである。即ち、密度を低く抑え、高温・低密度運転にしているのである。

一方、一般に POPCON 図は、図 3.2.3.9-8 の $n-T$ 図に示すように $n=T$ の関数に対してほぼ対称で、高温・低密度運転領域と低温・高密度運転領域は対称な領域にある。運転点もこの 2 つの領域では回転方向が逆になる[3.2.3.9-45]。即ち高温・低密度運転領域では右回り (時計方向) に回転して安定するが、低温・高密度運転領域では左回り (反時計方向) に回転して安定する。これらの性質をアナロジ的に利用すれば、低温・高密度領域で加熱パワーの制御が可能となる。即ち、熱的不安定領域のイグニッション領域に到達するためには、次の式で与えられるような人為的な温度制限則を

用いれば制御ができるということである。

$$\gamma_{TLM} T(0) \leq T(0)_{lim} = T_c \left[\frac{\{P_{NET} [W] \times 10^{-6}\} B_o [T]}{\bar{a}^2 R [m]} \right]^{\alpha_{TC}} \quad (14)$$

ただし、 α_{TC} と T_c は計算結果より決定した。温度制限値が運転温度よりも 1.2 倍高いように $\gamma_{TLM} = 1.2$ と設定した。この式を書き直すとフィードバック用の加熱パワーの式が得られる。

$$P_{EXT}(T_{LIM}) \geq \left\{ \frac{\gamma_{TLM} T(0)}{T_c} \right\}^{\frac{1}{\alpha_{TC}}} \frac{\bar{a}^2 R [m]}{B_o [T]} \times 10^6 - (P_\alpha - P_B - P_S) \quad (15)$$

この制御を行うためには各パワー項の評価のほか温度測定 $T(0)$ が必要になる。ここでは、 $T_c = 7.4 \text{ keV}$ と $\alpha_{TC} = 0.2$ を用いた。運転点がイグニッション領域の外側、即ち等高線側にあり、そこで温度が上昇すると加熱パワーが印加され、運転点は等高線の高い側に動いていくために温度はむしろ低下する。

以上の熱的不安定点の安定化フィードバックと、加熱パワーのフィードバック制御の両方を同時に行った場合の熱的不安定点に到達する様子を示した計算結果を図 3.2.3.9-9 に示す。20 秒後に加熱パワーのフィードバックを開始する。このシナリオでは 1.5 MeV の NBI を低密度フェーズで使用し、一旦イグニッションに入り、加熱パワーを 0 にした後は、アルファ粒子加熱によって核融合出力を増大させる。即ち、加熱パワーのフィードバックにより核融合出力が 1 GW 程度で加熱パワーは 0 となり、その後、外部加熱パワーなしで 3 GW の最終運転点まで到達することができる。

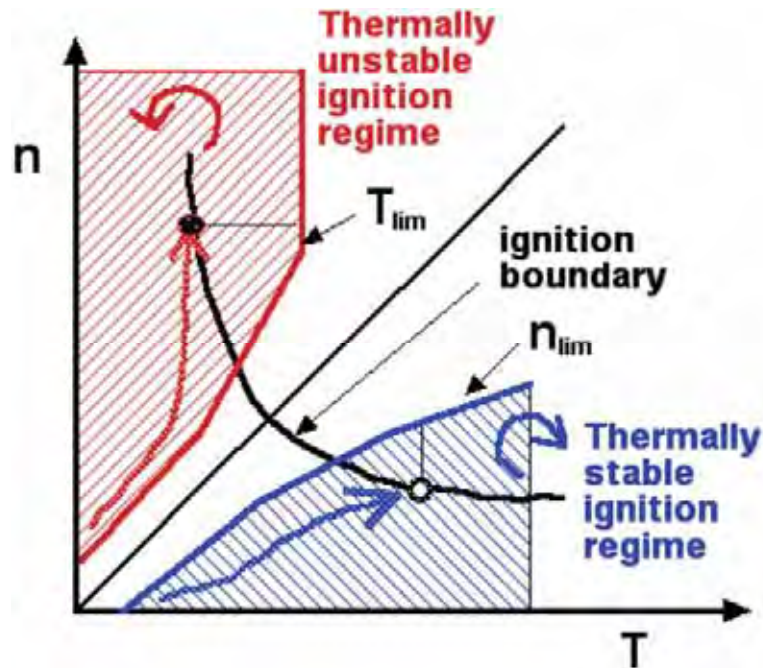


Figure 3.2.3.9-8 General characteristics of POPCON.

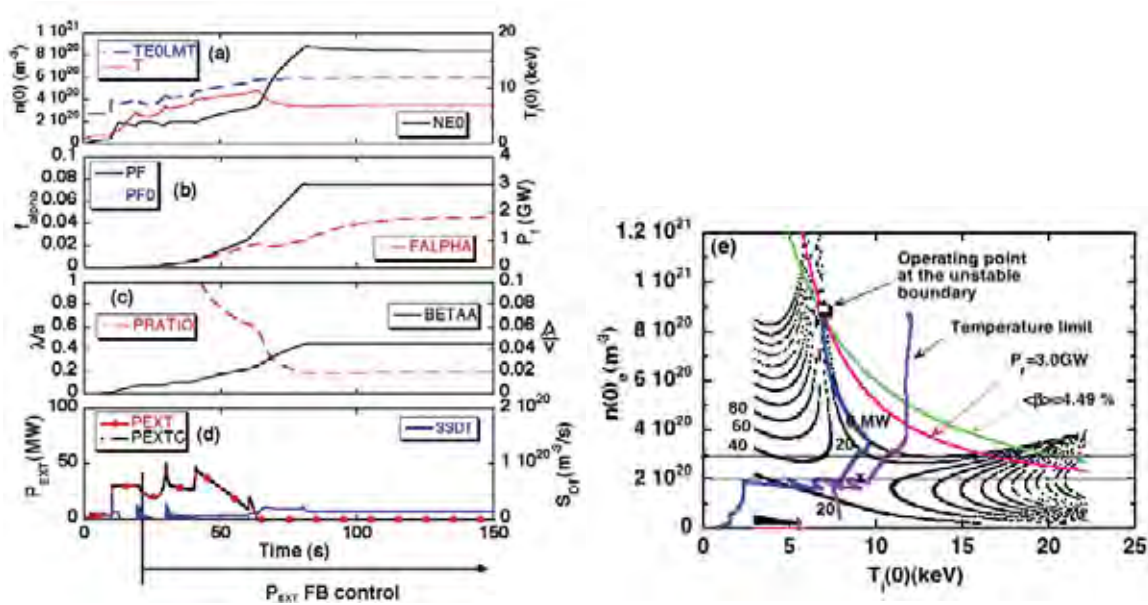


Figure 3.2.3.9-9 Ignition access to the unstable operating point using the feedback control of the external heating power for continuous fueling in FFHR2m2. (a) Peak temperature T , temperature limit $T(0)_{lim}$ given by Eq.(4-5) TEOLMT and peak density NE0, (b) alpha ash fraction FALPHA, fusion power PF and its set value PF0, (c) NBI penetration ratio PRATIO, beta value BETAA, and (d) D-T continuous fueling rate SDT, and the heating power PEXT, which is limited to 50MW. (e) The operation path on POPCON. Control parameters are $T_d = 0$ s, $T_{int} = 10$ s. We note that "PEXT FB control" below box (d) is describing the feedback control action of the external heating power after 20 s.

この計算例はガスパフ等の燃料の連続入射の場合であるが、実際にはペレット入射を行う必要がある。FFHR では 7 keV 程度のプラズマへのペレット入射の可能性の検討、革新的なペレット入射装置の開発など更なる研究が必要であるが、ここではペレットが完全入射した場合を仮定して、不連続燃料入射の場合の制御性を調べておく。図 3.2.3.9-109 (d) に示すように、2 種類のサイズのペレットを使用して低密度領域での核融合出力を調整している。より高密度にするためには更に燃料供給率の大きいペレットに交換して入射し、核融合出力をできるだけなめらかに変化させる。

なお、この制御アルゴリズムはシャットダウン時にも問題なく使えるし、また、パラメータの擾乱に対しても問題なく制御が可能である。

残された課題としては、発生が想定される制御失敗時に炉がどのように振る舞うかを詳しく調べることである。制御失敗時には温度が上昇し核融合出力が増加するが、垂直磁場は一定なのでプラズマ位置が外側に変位しプラズマ小半径が小さくなる結果、閉じ込めが劣化する。そのために核融合出力がそれほど大きく増大しないという暫定的な結果は得られつつある。また、プラズマベータも増大し、コラプスが起きる可能性もある。

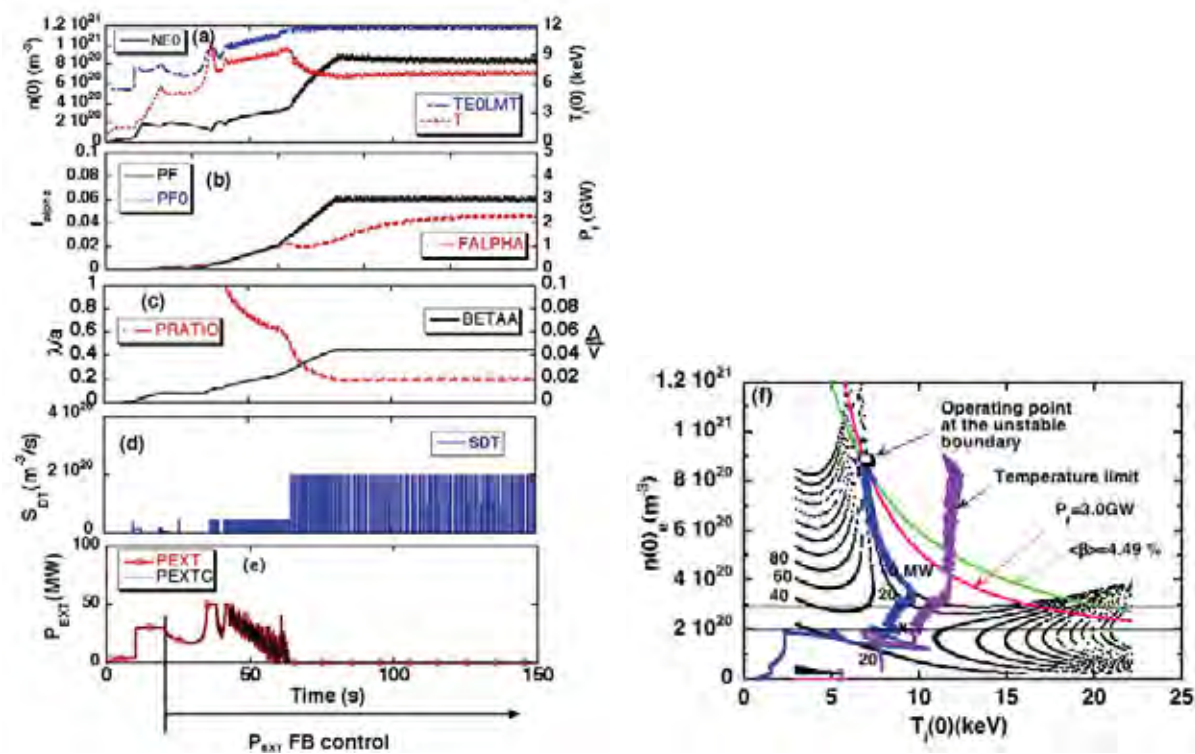


Figure 3.2.3.9-10 Ignition access to the unstable operating point using the feedback control of the external heating power for discrete fueling with the time step of $\Delta t=20$ ms. (a)-(c) are the same as in Fig. 3.2.3.9-9 except for (d) D-T discrete fueling rate SDT corresponding to 12 and 20 mm pellets. Second discrete fueling using 20 mm pellet was switched on at 65 s. (e) The external heating power PEXT, which is limited to 50 MW. (f) The operation path on POPCON

FFHR 炉[3.2.3.9-47]の 2 つの運転領域での詳細なパラメータを Table 3.2.3.9-1 に示す。このヘリカル炉における低温・高密度運転の利点として、密度が高いためにアルファ粒子のスローダウンが速く[3.2.3.9-48]、すぐに低エネルギーになるのでアルファ粒子が励起するような不安定性が起きにくい。従って、高温・低密度運転よりもアルファ粒子のプロンプト損失が少なくなる。また、高密度のために閉じ込め時間も長くなるため、ダイバータ熱負荷も減少する等、ヘリカル炉における低温・高密度運転の可能性は極めて高いので継続的な研究が望まれる。

Table 3.2.3.9-1 Plasma parameters at the unstable and stable operating points in FFHR2m2.

		Stable operating point	Unstable operating point
Major radius	R (m)	15.7	
Effective minor radius	\bar{a} (m)	2.5	
Plasma Volume	V_0 (m ³)	1936	
Polarity/Field period	ℓ /m	2/10	
Coil pitch parameter	γ	1.2	
Magnetic field	B_0 (T)	4.5	
Maximum magnetic field	B_{0max} (T)	12.1	
Coil magnetic energy	W_c (GJ)	160	

Blanket thickness	$\Delta B(m)$	1.2	
Rotational transform	$\tau_{2/3}$	0.92	
Maximum external heating power	$P_{EXT} (MW)$	100	
Confinement factor over ISS95 scaling	γ_{ISS}	1.92	1.43
Confinement time	$\tau_E (s)$	2.3	4.3
Alpha ash fraction	f_α	0.041	
Oxygen impurity fraction	f_o	0.0075	
Effective ion charge	Z_{eff}	1.50	
He ash confinement time ratio	τ_α^*/τ_E	4	
Fuel particle confinement time ratio	τ_p^*/τ_E	3	
Fusion alpha heating efficiency	η_α	0.98	
Operation density	$n_e(0) (10^{20} m^{-3})$	1.8	8.4
Density limit factor over Sudo scaling	γ_{SUDO}	1.5	6.5
Density limit margin in the steady state	$n(0)_{limit}/n(0)$	1.24	1.41
Ion temperature	$T_i(0) (keV)$	17.8	7.1
Ion to electron temperature ratio	T_i/T_e	1.0	
Density profile	α_n	0.5	3.0
Temperature profile	α_T	1.0	
Beta value	$\langle\beta\rangle(\%)$	4.9	4.5
Total fusion power	$P_f (MW)$	3000	
Total neutron power	$P_n (MW)$	2400	
Total alpha heating power	$P_\alpha (MW)$	588	
Total Bremsstrahlung power	$P_B (MW)$	87	348
Total synchrotron radiation power	$P_S (MW)$	4.2	0
Total plasma conduction loss	$P_L (MW)$	497	240
Electric power output (thermal efficiency)	$P_e (MW)$	1000 (33%)	
Neutron wall loading	$\Gamma_n (MW/m^2)$	1.48	
Heat flux to first wall	$\Gamma_h (MW/m^2)$	0.056	0.22
Heat flux to divertor for 0.1 m wet width	$\Gamma_{div} (MW/m^2)$	25.0	12.2

参考文献

- [3.2.3.9-1] O. Mitarai et al., Fusion Eng. Des. **70** (2004) 247.
[3.2.3.9-2] U. Stroth et al., Nucl. Fusion **36** (1996) 1063.
[3.2.3.9-3] O. Mitarai et al., Plasma and Fusion Res. **2** (2007) 021.
[3.2.3.9-4] O. Mitarai et al., Fusion Sci. Technol. **56** (2009) 1495.
[3.2.3.9-5] O. Mitarai et al., 23rd IAEA Fusion Energy Conference, Daejeon, Korea, Oct. 11-16, 2010, FTP/P6-19.
[3.2.3.9-6] S. Sudo et al., Nucl. Fusion **30** (1990) 11.
[3.2.3.9-7] O. Mitarai et al., Nucl. Fusion **47** (2007) 1411.
[3.2.3.9-8] O. Mitarai et al., Fusion Eng. and Des. **70** (2004) 247.
[3.2.3.9-9] J. Miyazawa et al., Fusion Eng. and Des. **86** (2011) 2879.
[3.2.3.9-10] R. Sakamoto et al., "Ablation and Subsequent Density Redistribution of Fueling Pellets Injected into LHD Plasmas", Proc. 29th EPS Conf. on Plasma Phys. and Control. Fusion vol. **26B** (Montreux, Switzerland, 2002) P-1.074.
[3.2.3.9-11] A. Matsuyama et al., Nucl. Fusion **52** (2012) 123017.
[3.2.3.9-12] P. Parks and R. Turnbull, Phys. Fluids **21** (1978) 1735.

- [3.2.3.9-13] R. Sakamoto et al., Nucl. Fusion 52 (2012) 083006.
- [3.2.3.9-14] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion 52 (2012) 123007.
- [3.2.3.9-15] T. Goto et al., Nucl. Fusion 55 (2015) 063040.
- [3.2.3.9-16] T. Goto et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 2451.
- [3.2.3.9-17] Hirshman S.P. et al., Phys. Fluids 26 (1983) 3553.
- [3.2.3.9-18] K.Y. Watanabe et al., Fusion Sci. Technol. 46 (2004) 24
- [3.2.3.9-19] B. Huang et al., Plasma Fusion Res. 12 1203004.
- [3.2.3.9-20] T. Goto et al., Nucl. Fusion 57 (2017) 066011.
- [3.2.3.9-21] R. G. Mills, Proc. Symp. Engineering of Fusion Reactors, LA-4250, Los Alamos National Laboratory (1969) B1-1.
- [3.2.3.9-22] M. Ohta, H. Yamato, S. Mori, Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research 1971 (Proc. 4th Int. Conf. Madison, 1971), Vol. 3, IAEA, Vienna (1972) 423.
- [3.2.3.9-23] T. Fujisawa, Nuclear Fusion 14 (1978) 173.
- [3.2.3.9-24] L. Bromberg, J. L. Fisher D. R. Cohn, Nuclear Fusion 20 (1980) 203.
- [3.2.3.9-25] K. Borrass, Proc. 4th Topl. Mtg. Technology of Controlled Nuclear Fusion. King-of Prussia, Pennsylvania, Oct 14-17, American Nuclear Society (1980) 154.
- [3.2.3.9-26] M. Okamoto, M. Ohnishi, K. Hirano, Japanese J. of Applied Physics 21 (1982) L201.
- [3.2.3.9-27] Ya. I. Kolesnichenko, S. N. Reznik, Nuclear Fusion 18 (1978) 1535.
- [3.2.3.9-28] T. W. Petrie, J. M. Rawls, Nuclear Fusion 20 (1980) 1461.
- [3.2.3.9-29] K. Maki, Fusion Technology 10 (1986) 70.
- [3.2.3.9-30] J. Mandrekas, Jr. W. M. Stacy, Fusion Technology 19 (1991) 57.
- [3.2.3.9-31] E. Bebban, U. Vieth, Nuclear Fusion 37 (1996) 251.
- [3.2.3.9-32] W. Hui, B. Bamieth, G. H. Miley, Fusion Technology 25 (1994) 318.
- [3.2.3.9-33] E. Schuster, M. Krstic, G. Tynan, Fusion Science and Technology 43 (2003) 18.
- [3.2.3.9-34] J. E. Vitela, J. J. Martinell, Plasma Physics and Controlled Fusion 40 (1998) 295.
- [3.2.3.9-35] N. Ohyabu, T. Morisaki, S. Masuzaki, R. Sakamoto, et al., Physics Review Letters 97 (2006) 055002-1.
- [3.2.3.9-36] R. Sakamoto, et al., Nuclear Fusion 49 (2009) 1.
- [3.2.3.9-37] O. Mitarai, A. Sagara, N. Ohyabu, R. Sakamoto, A. Komori, O. Motojima, Plasma and Fusion Research, Rapid Communication 2 (2007) 021-1-3.
- [3.2.3.9-38] O. Mitarai, A. Sagara, N. Ohyabu, R. Sakamoto, A. Komori, O. Motojima, , Fusion Science and Technology 56 (2009) 1495.
- [3.2.3.9-39] O. Mitarai, A. Sagara, N. Ashikawa, R. Sakamoto, et al. 2008, 22nd IAEA Fusion Energy Conference, (13-8, Oct. 2008, Geneva, Switzerland) FT/P3-19.
- [3.2.3.9-40] O. Mitarai, A. Sagara, R. Sakamoto, N. Yanagi, T. Goto, S. Imagawa, O. Kaneko, A. Komori, IAEA-FEC-FTP/P6-19 (2010, Daejeon) (2010).
- [3.2.3.9-41] O. Mitarai, A. Sagara, R. Sakamoto, N. Ohyabu, A. Komori, O. Motojima, Plasma and Fusion Research 5 (2010) S1001.
- [3.2.3.9-42] O. Mitarai, A. Sagara, R. Sakamoto, N. Yanagi, T. Goto, Fusion Engineering and Design 88 (2013) 1046.
- [3.2.3.9-43] O. Mitarai, A. Sagara, R. Sakamoto, Fusion Energy and Power: Applications, Technologies and Challenges, Nova publication (2015).
- [3.2.3.9-44] U. Stroh, M. Murakami, R. A. Dory, H. Yamada, S. Okamura, F. Sano, T. Obiki, Nuclear Fusion 36 (1996) 1063.

- [3.2.3.9-45] O. Mitarai, A. Sagara, H. Chikaraishi, et al., Nuclear Fusion 47 (2007) 1411.
- [3.2.3.9-46] S. Sudo, Y. Takeiri, H. Zushi, et al., Nuclear Fusion 30 (1990) 11.
- [3.2.3.9-47] A. Sagara, S. Imagawa, O. Mitarai, T. Dolan, et al, Nuclear Fusion 45 (2005) 258.
- [3.2.3.9-48] H. Matsuura, O. Mitarai, A. Sagara, Y. Nakao, Plasma Fusion Res. 6 (2011) 2405086.

3.2.3.10 FFHR-d1 の強磁場化と FFHR-c1

ここまでに示した解析により、高ベータ時のシャフラノフシフトを抑制することが炉心プラズマの成立性を担保する上で必須であることが示された。シャフラノフシフトに起因する問題を解決する手段としては、これまでに示したような垂直磁場によるシャフラノフシフト抑制の他に、(1) 磁場を強くしてベータを下げる、(2) 低ベータでプラズマが保持できるよう追加熱するサブイグニション運転とする、の 2 つも考えられる。

(1) の強磁場化に対応して、ヘリカルコイル中心磁場強度を 4.7 T から 5.6 T に増加したバージョンである FFHR-d1B を炉設計検討に組み込むこととした。これに合わせ、これまでの 4.7 T バージョンは、本章で示した検討結果を受けて高アスペクト比配位を正式採用し、呼称を FFHR-d1 から FFHR-d1A に変更することとなった。これらのヘリカルコイル中心半径とヘリカルコイル中心磁場強度の関係を図 3.2.3.10-1 に示す。同図には蓄積磁気エネルギーの等高線も示してあるが、磁場強度の増大に伴い、超伝導コイルの蓄積磁気エネルギーは

~160 GJ から ~220 GJ に増大する。ヘリカルコイルのサイズを同じとした場合、ヘリカルコイル電流密度は ~25 A/mm² から ~30 A/mm² に増大する。これらを実現するためには、超伝導コイルに関する工学的研究の更なる進展が必要である。なお、これについては、単純な磁場強度増大に限らず磁場配位を改善することで閉じ込め改善を目指す、またはコイル配置等の工夫により工学技術の特別な進展がなくとも強磁場化を可能とする FFHR-d1C の提案もなされている (3.2.3.11 節に関連研究について記述)。

(2) のサブイグニション運転では、低ベータ化による核融合出力の低下を補うため、現行の核融合プラズマ実験で行っているような追加熱を行う。このような低核融合出力運転では中性子壁負荷等も低くなるため、装置を小型化することも可能となる。そ

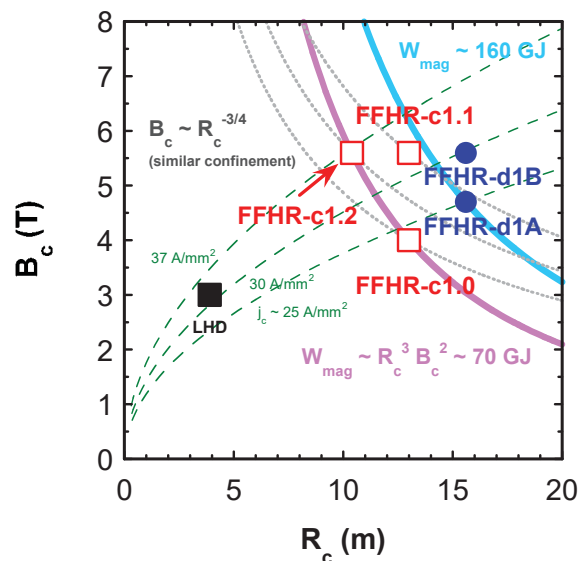


Figure 3.2.3.10-1 Design point of FFHR-d1A (high aspect ratio), FFHR-d1B (increased magnetic field strength), and FFHR-c1 (compact, sub-ignition). FFHR-c1 has three options (c1.0, c1.1, and c1.2). The solid and broken lines are contours of the stored magnetic energy W_{mag} and the current density of helical coils j_c , respectively. The design points locate on the same dotted line are expected to have an equivalent confinement property.

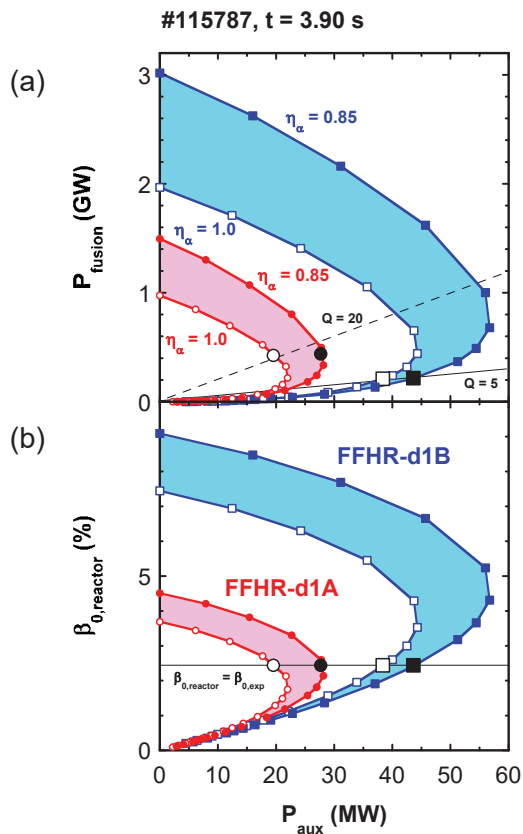


Figure 3.2.3.10-2 Dependence of (a) the fusion power P_{fusion} and (b) the peak beta value $\beta_{0, \text{reactor}}$ on the auxiliary heating power P_{aux} for FFHR-d1A and d1B. η_{α} denotes alpha heating efficiency. The horizontal line in (b) corresponds to the beta enhancement factor of unity, i.e., design points on this line have the same beta value as that in LHD experiment.

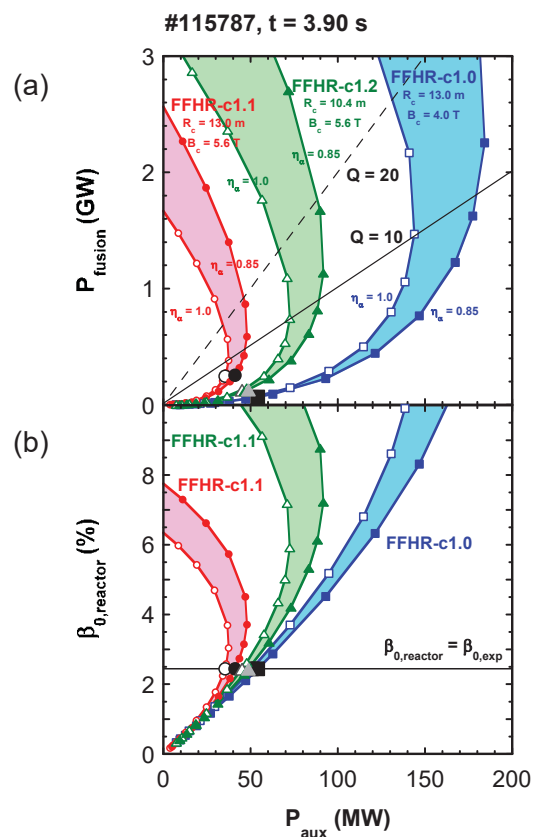


Figure 3.2.3.10-3 Dependence of (a) the fusion power P_{fusion} and (b) the peak beta value $\beta_{0, \text{reactor}}$ on the auxiliary heating power P_{aux} for FFHR-c1.0, c1.1, and c1.2. η_{α} and the horizontal line in (b) have the same meaning as those in Fig. 3.2.3.10-2.

ここで、新たに FFHR-c1 として、コンパクト化を狙うバージョンの検討も行うこととした[3.2.3.10-1]。FFHR-c1 には磁場強度と装置サイズが異なる 3 つのオプションを想定し、それぞれ c1.0、c1.1、及び c1.2 と呼ぶ。これらについても図 3.2.3.10-1 に示してある。

FFHR-d1A 及び d1B について、直接分布外挿法を用いて見積もった外部加熱パワーと核融合出力及び中心ベータの関係を図3.2.3.10-2に示した。同様の図を、FFHR-c1について示したのが図 3.2.3.10-3 である。これらを計算するにあたっては、前節で述べた α 粒子の閉じ込めに関する検討を反映し、 α 加熱効率を 100% と 85% の 2 通りとした。図 3.2.3.10-1 及び 3.2.3.10-2 には、直接分布外挿を行う際にベータ増倍度を 1 とした場合の結果を、強調したシンボルで示してある。ベータ増倍度 1 であれば、その分布は既に実験で実現されており、MHD 平衡も MHD 安定性もある程度担保されて

Table 3.2.3.10-1 Typical design parameters of FFHR-c1.0, FFHR-c1.1, FFHR-d1A, and FFHR-d1B calculated by DPE method with the same beta value as that in the LHD experiment.

Reactor	FFHR-c1.0	FFHR-c1.1	FFHR-d1A	FFHR-d1B
<i>Design parameters</i>				
R_c (m)	13.0	←	←	←
V_p (m ³)	~1000	←	←	←
B_c (T)	4.0	←	5.6	←
W_{mag} (GJ)	67.8	←	125.1	←
γ_c	1.20	←	←	←
$f_a (= f_R)$	10/3	←	←	←
C	82.5	←	129.3	←
η_α	0.85	1.0	0.85	1.0
<i>Extrapolated parameters</i>				
C_{exp}^*	212.0	198.4	212.0	198.4
f_β	1.0	←	←	←
f_T	6.74	6.57	6.74	6.57
f_n	2.86	2.94	5.62	5.76
C_{aux}	6.97	5.80	2.18	1.88
γ_{DPE}^*	1.43	1.42	1.33	1.30
P_{aux} (MW)	53.1	50.2	40.3	35.0
$P_{reactor}$ (MW)	62.0	60.7	74.6	75.4
P_{fusion} (GW)	65.3	63.8	251.0	245.2
Q	1.23	1.27	6.23	7.01
Φ_n (MW/m ²)	0.052	0.051	0.20	0.20
Φ_n (dpa/y)	0.52	0.51	2.0	2.0

いと考えることができる。即ち、これに相当する設計点は実現できる可能性が高い。様々なケースについて、ベータ増倍度1の設計点での数値を表3.2.3.10-1にまとめた。同表には、核融合出力の外部加熱パワーに対する比として定義される Q 値も記載してある。この Q 値は、直接分布外挿に用いた分布データと、仮定する装置サイズや磁場強度に依存するが、例えば FFHR-d1B では $Q \sim 20$ の実現が見込めるということになる。更に高いベータを許容するのであれば、追加熱ゼロの自己点火を見込める。図3.2.3.10-2及び図3.2.3.10-3で $P_{aux} = 0$ かつ有限の核融合出力及び中心ベータを与える点が自己点火に相当する。今後の詳細設計は FFHR-d1A を基本としつつ、複数の設計を含めた多岐路線のアプローチにより、設計のロバスト性を確保する考えである [3.2.3.10-2]。

参考文献

- [3.2.3.10-1] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion 54 (2014) 013014.
 [3.2.3.10-2] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 2114.

3.2.3.11 磁場配位の最適化検討（改善 LHD 磁場配位）

FFHR-d1 の概念設計において、現状の基本路線としては、LHD とほぼ同じ磁場配位を採用している。ただし、メンテナンス性の向上のため、IS コイルを省略している。しかしながら、現状の配位では、LHD のデータベースをもとに予測されるパフォーマンスでは自己点火条件の達成には厳しいものがあり、更なる改善が求められる。また、工学的な観点から難しい課題もたくさんある。前者については、以下の3点が考えられる。(1)プラズマの閉じ込め性能に改善度を入れる、(2)磁場強度を上げる、(3)磁場配位の最適化を図る。ここで、(1)については、現状の設計では根拠に乏しい仮定を入れることを行わないことを FFHR-d1 の基本設計としている。ただし、今後の LHD における重水素実験等において良い閉じ込め改善が確認された場合には、それを入れた新しい解析を行っていくものとする。(2)については、3.2.3.10 節に述べられているように、強磁場オプションも検討している。本節では、(3)に関する検討として、閉じ込めと MHD 安定性の両者を改善する提案について示す。

現在 LHD 実験の実績に基づいて、ヘリカル型閉じ込め方式による核融合炉の概念設計が進行中であり、いくつかの設計モデルが論文として発表されている。これらの論文においては、炉設計において重要なブランケットのスペースや、全体の建設コストなどを中心とした議論が展開されているが、炉心の磁場配位としては旧来の LHD 実験のプラズマ閉じ込め配位をそのままスケールアップしたものを採用している。新しいヘリカル閉じ込め概念という意味では、ここ 20 年ほどの間に先進ヘリカル磁場配位と称される多くの新しいヘリカル型閉じ込め装置の提案がなされた。これらの新しい磁場配位は、二本の螺旋型コイルを基本としたヘリオトロンタイプの磁場配位とは異なったもので、磁場コイルとしてはモジュラータイプが用いられる。磁場配位設計の手順はヘリオトロン型などで用いられてきたものとは違い、まずトーラス磁場配位の表面の断面形状を与えて、それを境界条件とする偏微分方程式に基づく 3次元の平衡配位計算を数値的に行い、その結果からトーラス全体の閉じ込め特性や安定性を議論する[3.2.3.10-1 – 3.2.3.10-5]。良い特性を持つ配位が見つかった段階で、その配位を実現する磁場コイル形状の設計を行う、というステップを取る。その結果としての磁場コイルは、一般的にはモジュラータイプとなっている。

現在の LHD 実験を取り巻く研究状況としては、新しい設計手法に基づく先進ヘリカル磁場配位の議論が世界的に盛んに行われている一方、その新しい設計手法を LHD タイプの磁場配位改善のためにはいまだ活用していないという結果となっている。本節では、世界的にも圧倒的な実験成果を生み出している LHD 装置に対して、その実験面での研究実績に基づいた上で、更に一歩進めた研究計画が可能となるような新しい磁場閉じ込め配位についての設計研究について報告する。そのための手法としては、上述した炉設計で行われている磁場コイル形状を少しずつ変化させるという古典的な方法ではなく、先進ヘリカル配位設計に用いられている新しい設計手法に基づいている。

設計研究の第一ステップとしては、LHD 実験で採用しているいくつかの代表的な配位の最外殻形状をフーリエ分解し、それぞれの磁場配位の持つ閉じ込め特性が最外

殻形状のフーリエ係数のどの要素と結びついているかについて解析した。代表的な配位としては、磁気軸位置が 3.6, 3.75, 3.9 m の配位を選び、閉じ込め特性として、捕捉粒子のドリフト軌道の性質と MHD 安定性をもたらす磁気井戸の深さについて検討した。実験で用いられる配位を表現する 100 以上のフーリエ係数の中から、係数の絶対値の大きなものを残すことにより、それぞれの配位の特徴を与えているフーリエ係数を導き出した。その結果から、配位の特徴の違いを決定付けているフーリエ係数は、トロイダルモード数 $n=1$ 、ポロイダルモード数 $m=0$ の成分であり、物理的には立体磁気軸配位を形成するために必要となる、ヘリカル軸構造のモードであることが明らかになった。このことは、平面磁気軸構造として知られているヘリオトロン型磁場配位においても、立体磁気軸配位の構造が重要な要素であることを示している。

さらに解析を進めた結果、 $n=1$ 、 $m=2$ のフーリエ係数も、LHD の磁場閉じ込め特性の違いを与える重要な要素であることが分かった。すなわち、LHD 装置の特長的な三種の磁場配位（内寄せ配位、標準配位、外寄せ配位）は、 $n=1$ 、 $m=0$ による、ヘリカル軸構造を示すモードと、 $n=1$ 、 $m=2$ による、トロイダル角に対して回転する三角度断面形状を示すモードとの、二つの基本モードによって特長付けられている。これらのモードの符号は内寄せ配位、外寄せ配位に対して正負が逆転するが、その正負の組み合わせが LHD 装置の磁場配位の特長となっている。図 3.2.3.11-1 に LHD 装置の三種の磁場配位に対する、基本モードのフーリエ係数の値を示す。

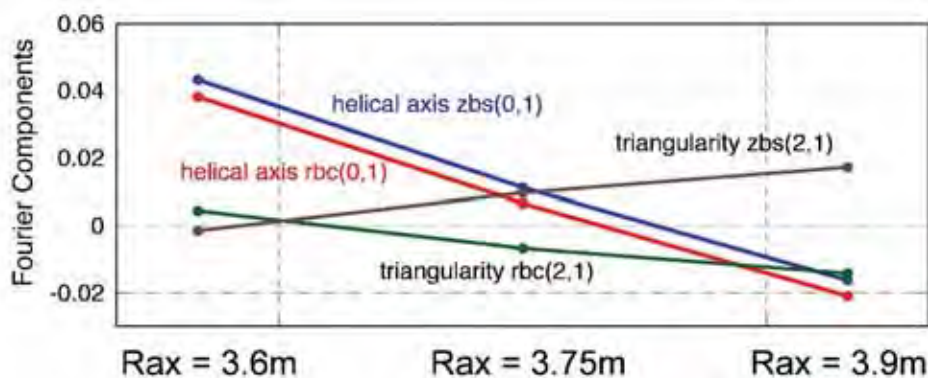


Figure 3.2.3.11-1 Fundamental Fourier modes for boundary shapes of the LHD magnetic configurations.

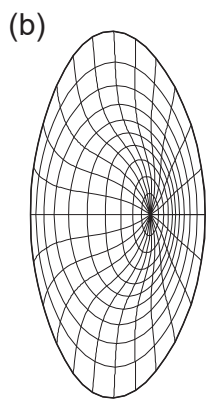
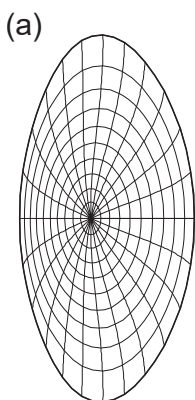


Figure 3.2.3.11-2 Vacuum and high-beta equilibria of LHD magnetic configuration.

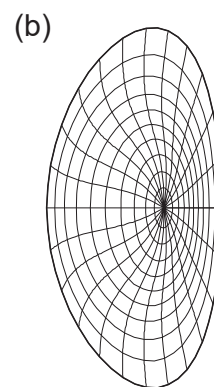
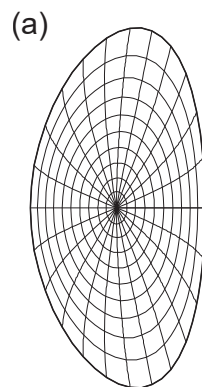


Figure 3.2.3.11-3 Vacuum and high-beta equilibria of LHD-SS1 configuration.

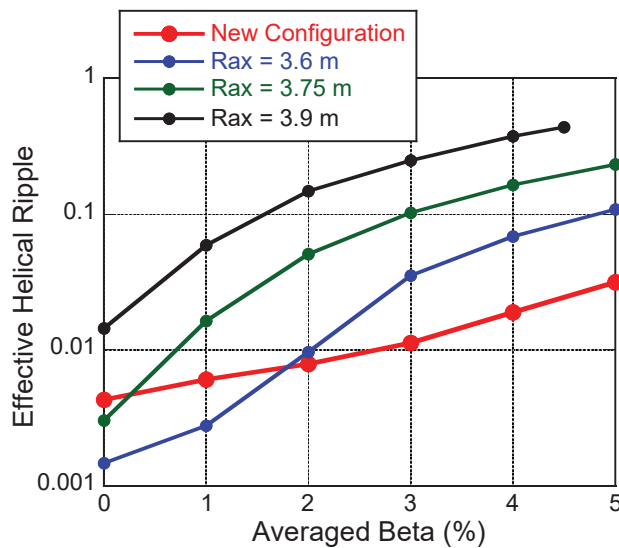


Figure 3.2.3.11-4 Effective ripple at $(r/a) = 1/3$ as a function of averaged beta.

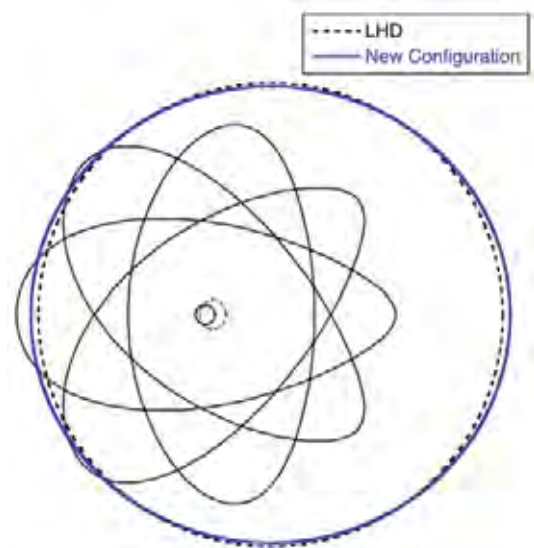


Figure 3.2.3.11-5 Poloidal cross-section of helical coil winding surfaces of LHD and LHD-SS1 together with cross-sections of the plasma boundary of LHD-SS1.

これらの符号関係を他の先進的ヘリカル配位と比較すると、その違いが明瞭となる。すなわち、先進的配位とされているヘリカル型実験装置の磁場配位は、これら二つの基本モードの符号関係は LHD 装置とは逆の関係となっている。LHD 装置の磁場配位に対して、それぞれのモードの振幅を変えながら磁場配位の特性を調べることにより、ヘリカル捕捉粒子のドリフト軌道の最適化に対しては $n=1$ 、 $m=0$ のヘリカル軸構造のモードがかなり有効であること、また磁気井戸による MHD 安定性には、 $n=1$ 、 $m=2$ の三角度断面形状のモードが寄与していることが分かった。これらの性質から導かれる直接的な発想として、 $n=1$ 、 $m=0$ のモードと $n=1$ 、 $m=2$ のモードとを、LHD 装置とは逆の符号関係になるように組み合わせることにより、新しい磁場配位を構成してみた。組み合わせる際のそれぞれのモードの振幅の大きさは、全体のバランスを考慮して決めている。その作業過程において、この磁場配位の優れた特長の一つとして、高ベータ平衡配位においてシャフラノフ・シフトが小さくなることを見いだされた。図 3.2.3.11-2 に LHD 磁場の真空磁場配位と平均ベータ値 2% の平衡配位、図 3.2.3.11-3 に新しい磁場配位(LHD-SS1)の真空配位と平均ベータ値 2% の平衡配位を示す。新しい配位では磁気軸の移動量が少なくなっていることが明瞭に見て取れる。

高ベータ平衡配位においてシャフラノフ・シフトが小さいということは、高温・高密度プラズマに対して良いプラズマの閉じ込め特性を保てるということの意味する。LHD 実験では内寄せ配位において優れたプラズマ閉じ込め特性を実現し、また平均ベータ値 5% の平衡を安定に達成することができたが、高ベータ配位において閉じ込め特性が劣化するという問題を抱えている。その主要な原因は大きなシャフラノフ・シフトであり、本研究において見いだされた新しい磁場配位は、その問題点に対する解決策を与える。ヘリカル型閉じ込め装置の閉じ込め特性は、新古典輸送と乱流輸送が合わ

さった効果で決定されるが、将来の核融合炉での輸送過程では新古典輸送が大きな部分を占める。その指標としては、実効的リップルの値の評価がよく用いられている。図 3.2.3.11-4 には、規格化小半径 1/3 での実効的リップルの値を、LHD 実験の三種の磁場配位と新しい磁場配位に対して、横軸に平均ベータ値を用いて示してある。LHD の磁場配位では、ベータ値の上昇に伴って実効的リップルが増大して閉じ込め特性が劣化しているのに対して、新しい配位ではその劣化が抑えられていることが分かる。

このような高ベータ配位においてすぐれた閉じ込め特性を持つ新しい磁場配位を、実際の磁場閉じ込め実験装置として実現することは、ここまでの磁場配位最適化の問題とは別の新しい研究課題である。高温プラズマの磁場閉じ込め装置の設計では、磁場コイルの形状から生成される磁場分布を計算し、そこでのプラズマの閉じ込め特性を計算するという古典的な方法に対して、磁場の 3 次元分布を数学モデルによって表現し、最後にその 3 次元磁場分布を与える磁場コイル形状を計算する、という方法論がある。核融合科学研究所の LHD 装置は、前者の方法によって設計された装置であるが、ここ 20 年程のヘリカル系磁場閉じ込め研究では、後者の方法論による装置設計が主流となっている。本研究課題では、新しい磁場配位の設計においては、最外殻形状のフリーモードを基礎とした設計法を用いており、磁場コイルの設計は後者の方法論によることになる。

プラズマ閉じ込め特性を最適化した結果の磁場配位を与えて、それを実現する磁場コイルを設計する際には、何種類かの異なる形状を持った変形したトロイダル・コイルを並べた構造が多く用いられている。ヘリカル装置設計においてはモジュラー・コイル型装置と呼ばれるものである。この一般的な磁場コイルの設計法を用いて、新しい磁場配位を実現するためのモジュラー・コイルを設計することは比較的容易であるので、本報告ではその結果は省略する。一方、ここで見いだした新しい磁場配位は、LHD の磁場配位を基にして改良したものである。LHD 装置と同様の連続ヘリカル・コイル形状の磁場コイル設計の可能性も考えられる。ヘリカル・コイル形状に与える新しい設計パラメータとして、コイルの巻き枠形状を円形から楕円形とすることにより、高ベータ配位で優れた閉じ込め特性を持つ磁場配位を、実際の実験装置として実現するための磁場コイル設計に成功した。図 3.2.3.11-5 にヘリカル・コイルの巻き枠形状のポロイダル断面を示す。LHD のヘリカル・コイルは断面形状が真円のトーラスの巻き枠の上に、周期的に変化するピッチ角を用いて (pitch modulation)、ヘリカル・コイルが巻かれている。その pitch modulation の値は +0.1 である。それに対して LHD-SS1 を実現するためのヘリカル・コイルの形状は、ヘリカル・コイルの巻き枠の断面形状が楕円 ($b/a = 0.95$) となり、また pitch modulation の値が -0.02 となっている。巻き枠の断面形状の比較が図 3.2.3.11-5 の青の実線(LHD-SS1)と黒の点線(LHD)で示されている。Pitch modulation の違いはこの図には示されていないが、このような微妙なコイル形状の違いによって、高ベータプラズマの閉じ込め特性が大きく変わることは、LHD 磁場配位の最適化の可能性が、現状でも大きく残っていることを示している。ほぼ円形で示されるヘリカル・コイルの断面形状の中に示された重なり合った黒の楕円は、LHD-SS1 のプラズマの異なるトロイダル角位置での最外殻の断面形状を示す。ま

たその更に内側に示された小さな円は、磁気軸位置のトーラスに沿った移動(実線)と最外殻の平均中心位置の移動(点線)を示す。

この新しい配位に対するモジュラー・コイルの設計研究の過程では、更に閉じ込め性能の改善された配位がいくつか見つかり、磁場コイル形状をモジュラー・コイルにまで広げたヘリカル装置の設計を進めれば、現在議論されているヘリカル装置概念から大きく改善された磁場配位も探し出せる可能性は大きい。

参考文献

- [3.2.3.11-1] S. Okamura, *Contribution to Plasma Physics* **50** (2010) 562.
- [3.2.3.11-2] S. Okamura and Y. Suzuki, *Plasma and Fusion Research* **6** (2011) 2403028.
- [3.2.3.11-3] S. Okamura, *Plasma Physics and Controlled Fusion* **55** (2013) 032002.
- [3.2.3.11-4] S. Okamura, *Plasma and Fusion Research* **8** (2013) 2402029.
- [3.2.3.11-5] S. Okamura, 41st EPS conference on Plasma Physics, Berlin; Germany (2014).

3.2.3.12 磁場配位の工学的最適化検討

上述のように、ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の設計において、磁場配位に関して工学的観点からの最適化の試みも行っている。本節では、特に、ヘリカル・ダイバータの磁場配位の検討、トーラス内側のブランケットスペースの増大方法に関する検討、ブランケットの磁性が磁場配位に与える影響に関する検討について述べる。

3.2.3.12-1 ヘリカル・ダイバータ磁場配位の検討

ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 で採用している LHD 型のヘリオトロン磁場配位では、自然に備わった（ビルトイン）ダイバータ配位が形成されており、エルゴディック層の外側に4本のダイバータレッグが伸びている。コアプラズマから流出する熱流束が平均的にダイバータ・タイルに到達するならば、熱流束は以下で評価される。

$$\text{Heat flux} \sim 600 \text{ (MW)} \times \frac{1}{900 \text{ (m)}} \times \frac{1}{0.08 \text{ (m)}} \sim 8 \text{ (MW/m}^2\text{)} \quad (1)$$

ここで、核融合出力 3 GW のうちの 20% が α 粒子の運動エネルギーとなり、これが最終的にプラズマを加熱した後外に出てくると仮定した。4本のダイバータレッグに沿う全長は 900 m である。また、後述のように、ダイバータレッグの幅は FFHR-d1 に対して 80 mm ほどと評価できる。現在、ITER 用に 20 MW/m² に耐えるタングステン・ダイバータが開発されているため、熱流束が上記の程度であれば、現在の技術をもって対応可能である。ただし、配管には銅合金の使用が前提となる。また、上記の評価では、輻射によるパワーの低減やデタッチメントを一切考慮していない。現状のトカマク原型炉の設計では、輻射による 90% の低減が前提であるため、上記が実現できれば、ヘリカル炉ではダイバータの熱処理は大幅に楽なものになると期待される。

しかしながら、実際には、ヘリオトロン配位の磁力線分布についてトロイダル方向に大きな非一様性を有することが知られており、熱流束についても上記よりはるかに高いピーク分布をもって到達すると考えられる。後述のように、ピーク値は平均値の 10 倍近くまで達する可能性がある。そこで、磁場配位の観点からこれを緩和する方策を探っており、ヘリオトロン磁場配位の工学的最適化のひとつとしている。本節では、これまでに検討を行った 3 つの方法についてまとめる。

3.2.3.12-1.1 ダイバータ・ストライクポイントの計算方法

ここでは、まず、ダイバータの磁場配位を検討するために必要となる磁力線のストライクポイントを計算する方法について示す。図 3.2.3.12-1 に示すように、4本のダイバータレッグはヘリカルコイルに巻き付くように出てくるが、これが到達する位置をどのように評価するかが重要である。最終的な工学設計を行うためには、ダイバータ・タイルの位置を決定する必要があるが、現在はまだその段階にはない。そこで、現状は、ヘリカルコイルと一緒に回転する 2 枚の平板（図 3.2.3.12-1 内の点線）を考え、これらの面を通過した位置を求めてストライクポイントとする。

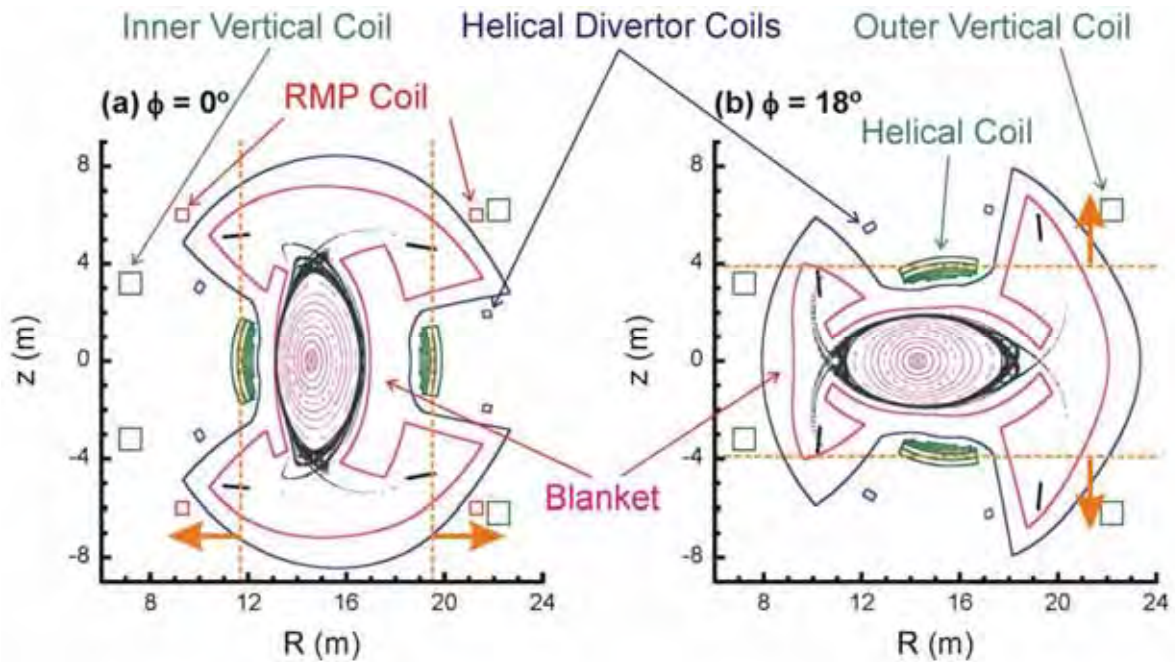


Figure 3.2.3.12-1 Vacuum magnetic surfaces and divertor legs of the FFHR-d1 magnetic configuration for two toroidal cross-sections at (a) $\phi = 0^\circ$ and (b) 18° . The dashed lines indicate the planes with the distance of the helical coil minor radius that rotate in the toroidal direction along with the rotation of the helical coils. When the magnetic field-line crosses the planes (as indicated by the arrows), the divertor footprints are collected. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-1].)

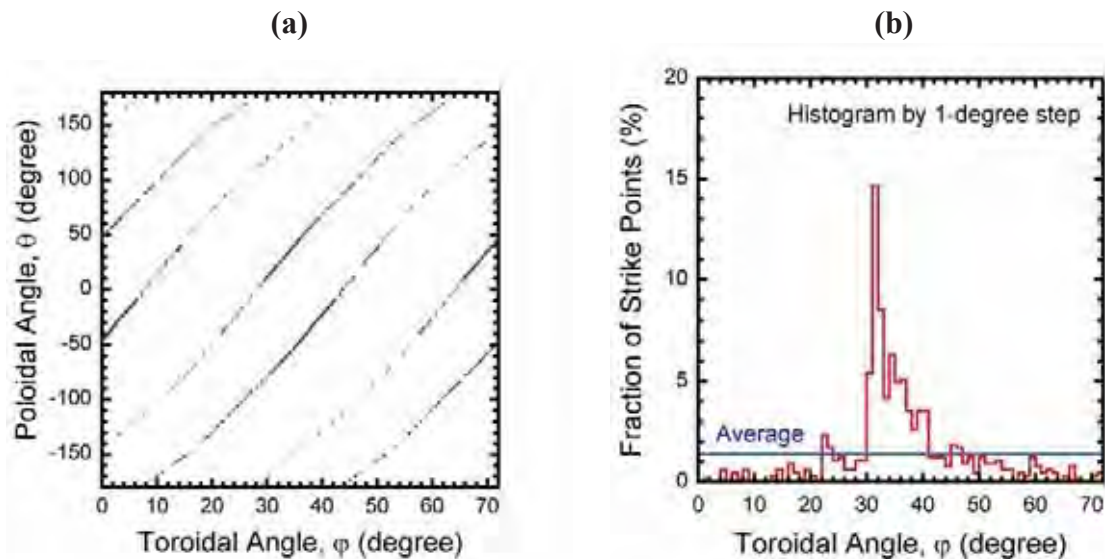


Figure 3.2.3.12-2 (a) Footprints of magnetic field-lines coming to the divertor regions of the FFHR-d1 configuration on the toroidal angle and poloidal angle plane and (b) a histogram for one of the footprints (in the positive direction of the toroidal angle) with a 1° pitch. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-1].)

この計算方法によって得られた FFHR-d1 の磁力線分布について、トロイダル角、及び、ポロイダル角で展開した面に対して示すと図 3.2.3.12-2 (a) となる。これをもとにトロイダル角 1° ごとにヒストグラムをとったものが図 3.2.3.12-2 (b) である。これより、トーラス内側にストライクポイントが集中していることが分かる。ただし、これ

は、FFHR-d1 の標準配位に対するものであり、LHD の標準配位である磁気軸位置 3.6 m に対応している。このピークは、平均値に対して 10 倍以上であり、平均値を上述のように 8 MW/m² として単純に比例倍すると 100 MW/m² を超える。ただし、この計算は真空磁場に対するストライクポイントを求めたのみであり、実際のプラズマにおける粒子衝突を考慮していない。3.5.3.1 節に述べられているように、衝突を考慮すると大幅にピークが緩和することが EMC3-EIRENE コードによる計算で得られている。よって、上記のピーク熱流束はかなりの過大評価になっている。今後、真空磁場配位に対する計算においては、磁力線追跡の際に適当なランダムウォークを入れることで粒子衝突を模擬することを今後の課題として考えている。

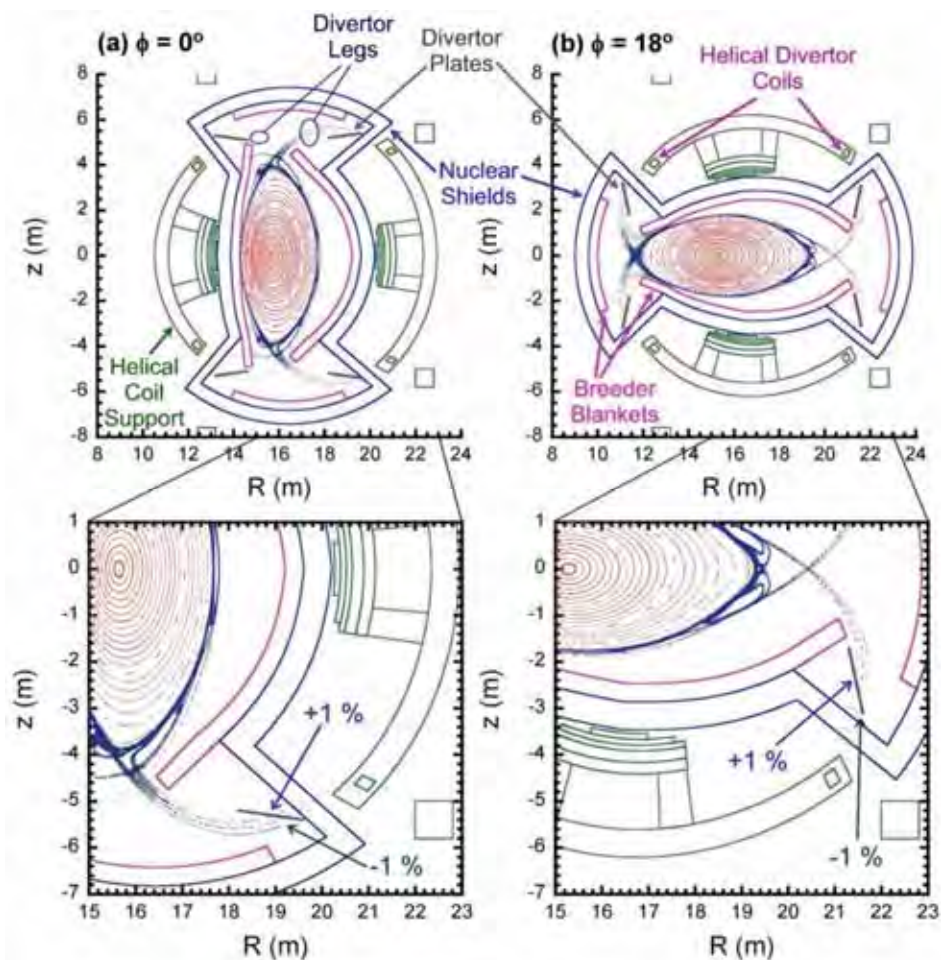


Figure 3.2.3.12-3 Vacuum magnetic surfaces and divertor legs of FFHR-2m2 for two toroidal cross-sections at (a) $\phi = 0^\circ$ and (b) 18° , including the field changes generated by the helical divertor coils. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-2].)

3.2.3.12-1.2 ヘリカル・ダイバータコイルを用いたダイバータ・ストライクポイントのスイングによる分散

上記に示した強大な熱流束を低減することを目的として、「ヘリカル・ダイバータコイル」を提案した。これは、時間平均として熱流束を低減する方策であり、ヘリカル・ダイバータのレッグ位置を時間的に変化させることによって行う。これは、従来から JET などのトカマク装置においても採用されてきたストライクポイント・スイー

ピングであり、ヘリカルでは、LHDにおいて、磁気軸スイーピングが実際に実験で採用されている。ヘリカル・ダイバータコイルは、主ヘリカルコイルの外側に設置する2対のサブヘリカルコイルであり、これに、主ヘリカルコイルの電流値の1-2%程度の電流を時間的に変化させて流すことにより、最外殻磁気面より内側の磁気面（主プラズマ）に変化を与えることなく、ダイバータレッグの構造だけを変化させることができる点に特色がある。すなわち、磁気軸スイーピングでもダイバータレッグの構造は時間的に変化させることができるが、同時に磁気軸の位置や磁気面構造自体を変化させることになるため、現在のLHDの定常実験では採用可能であっても、これをヘリカル炉で適用すると核融合出力に時間的な変動が生じてしまうことになる。

ダイバータレッグを時間的にスイープする方法では、ダイバータ・タイルに生じる温度変化によって、熱サイクルが加わることで、タイルと冷却配管の接合部に熱疲労に伴う割れ等が生じることが懸念材料となる。そこで、これについて評価することを目的として、タイル内部の温度変化について、1次元の熱伝導方程式をもとに検討する。ここで、支配法的式は、次の独立な2式で表される。

$$T(z,t) = \frac{q_0 L}{k} \left\{ \frac{L-z}{L} - 8 \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{L-z}{L} \frac{2n+1}{2} \pi}{(-1)^n (2n+1)^2 \pi^2} e^{-\frac{(2n+1)^2}{4\tau} \pi^2 t} \right\} - \frac{q_0 L}{k} \left\{ \frac{L-z}{L} - 8 \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{L-z}{L} \frac{2n+1}{2} \pi}{(-1)^n (2n+1)^2 \pi^2} e^{-\frac{(2n+1)^2}{4\tau} \pi^2 (t-t_0)} \right\} H(t-t_0) + T_0 \quad (1)$$

ここで、 L はタイルの厚み、 z はタイル内部の表面からの距離であり、表面($z=0$)において、 q_0 の熱流束が時刻 t から t_0 まで印加されていると仮定している。

$$T(z,t) = \frac{q_0}{k} \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=1}^4 (-1)^{m+1} \left\{ \left(z_{mn} \operatorname{erfc} \frac{z_{mn}}{2\sqrt{\kappa t}} - 2\sqrt{\frac{\kappa t}{\pi}} e^{-\frac{z_{mn}^2}{4\kappa t}} \right) - \left(z_{mn} \operatorname{erfc} \frac{z_{mn}}{2\sqrt{\kappa(t-t_0)}} - 2\sqrt{\frac{\kappa(t-t_0)}{\pi}} e^{-\frac{z_{mn}^2}{4\kappa(t-t_0)}} \right) H(t-t_0) \right\} + T_0 \quad (2)$$

ここで、 $z_{1n} = -z + 2L(1+2n)$ 、 $z_{2n} = -z + 4L(1+n)$ 、 $z_{3n} = z + 2L(1+2n)$ 、 $z_{4n} = z + 4Ln$ であり、 erfc は、誤算関数である。

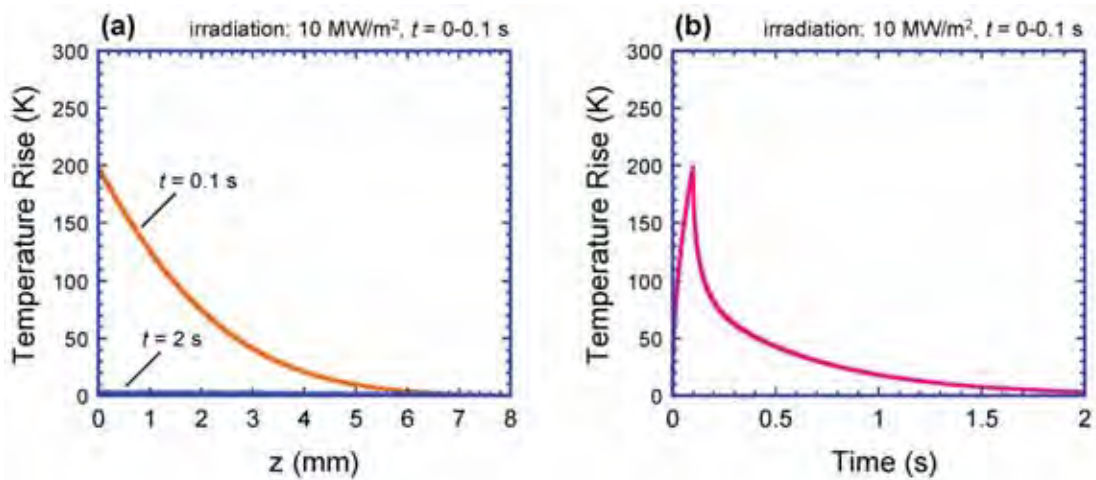


Figure 3.2.3.12-4 (a) Temperature distribution in a tungsten slab obtained by solving the one-dimensional heat diffusion equation at times of $t = 0.1$ and 2 s with a heat flux of 10 MW/m^2 applied to the $z = 0$ mm surface during $t = 0-0.1$ s. (b) Temperature rise as a function of time at the $z = 0$ mm surface. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-2].)

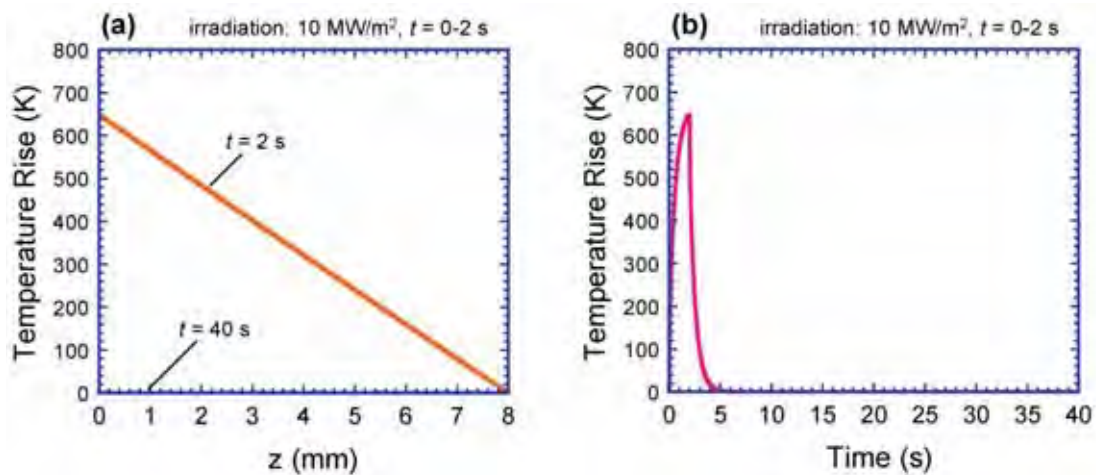


Figure 3.2.3.12-5 (a) Temperature distribution in a tungsten slab obtained by solving the one-dimensional heat diffusion equation at times of $t = 2$ and 40 s with a heat flux of 10 MW/m^2 applied to the $z = 0$ mm surface during $t = 0-2$ s. (b) Temperature rise as a function of time at the $z = 0$ mm surface. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-2].)

上記の1次元の解析解をもとにダイバータ・タイルの厚み方向の温度分布を計算した結果を図 3.2.3.12-4、及び、図 3.2.3.12-5 に示す。(2式とも同じ解を与える。)それぞれ、ストライクポイント・スウィーピングの周波数が模擬的に 0.5 Hz 、及び、 0.025 Hz に対応する場合である。これらより、 0.5 Hz の場合はタングステンの表面温度は 200 K の温度上昇と減衰を繰り返すものの冷却配管との接合面では温度差はつかず、熱疲労の問題は生じないと考えてよいと考えられるが、 0.025 Hz では大きな温度勾配があり、熱疲労が懸念される。

一方、ストライクポイント・スウィーピングを超長周期(例えば、数日～数ヶ月単位)で行うことによって、熱流速の時間平均的な低減ではなく、損耗低減に用いることに有効であると考えられる。

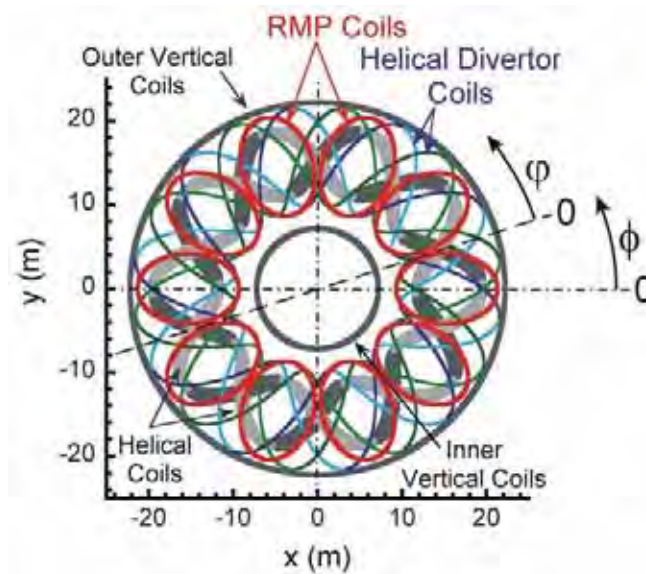


Figure 3.2.3.12-6 Plan view of the coil system of FFHR-d1 including the RMP coils and HD coils. The RMP coils are located above and below the vacuum vessel. The definitions of the two toroidal angles ϕ and $\bar{\phi}$ are indicated. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-1].)

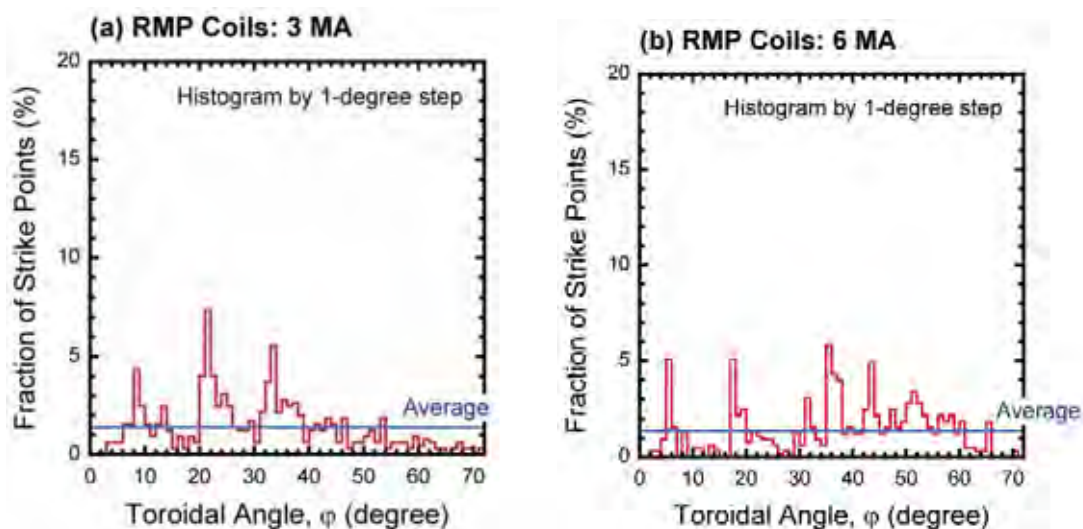


Figure 3.2.3.12-7 Fraction of the number of strike points of magnetic field-lines coming to the divertor regions along one of the divertor traces plotted as a function of the toroidal angle ϕ for (a) using the RMP coils at each 3 MA current and (b) at 6 MA. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-1].)

3.2.3.12-1.3 ローカルアイランド・ダイバータ (LID) コイルを用いた ダイバータ・ストライクポイントの分散

上述のように、ダイバータ・ストライクポイントを時間的にスイングする方法では、ダイバータ・タイルに熱疲労が生じる懸念が残る。そこで、時間的には一定で、空間的に分散させる方法があると望ましい。このためのひとつの方策として、装置の上下に 10 対の補正コイルを置いて、これに同時通電することを提案した。これらは、LHD の Local Island Divertor (LID) コイルと同様である。ただし、LID コイルは特定のものだけを励磁することで、磁気面に低有理数のアイランドを作っている。今の場合は、

同時に全て通電することで、 $m=2/n=10$ の共鳴を用いてプラズマ周辺領域のエルゴヒック層を分厚くすることで、ダイバータのストライクポイントの分散を図る。LID コイルの配置の様子を図 3.2.3.12-6 に示す。全部の LID コイルに各 3 MA、及び、6 MA の電流を流した場合に得られるストライクポイントのトロイダル角分布を図 3.2.3.12-7 に示す。これにより、ある程度の分散が得られたが、ところどころに大きなピークは残り、これでも十分とは言えない。

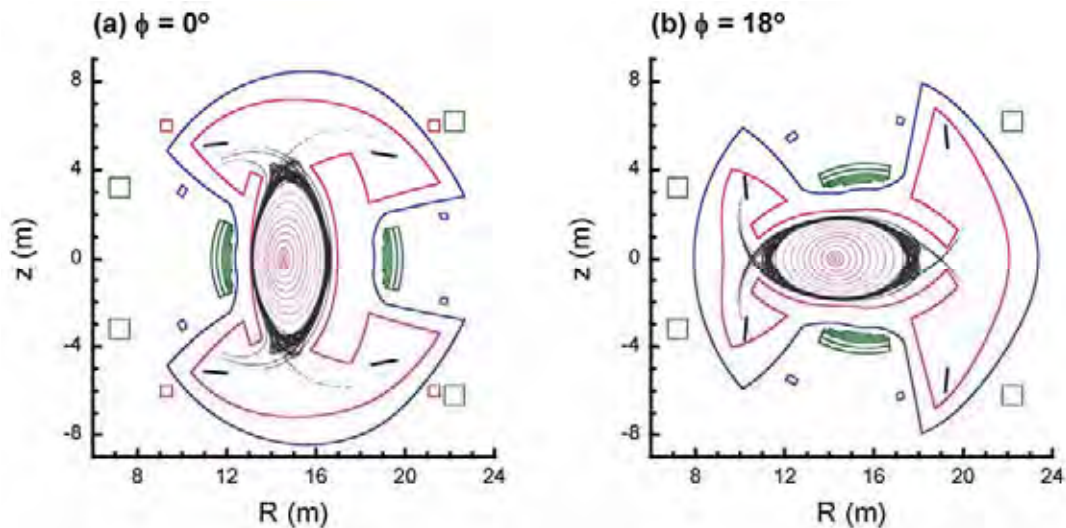


Figure 3.2.3.12-8 Vacuum magnetic surfaces and divertor legs of the FFHR-d1 magnetic configuration for two toroidal cross-sections at (a) $\phi = 0^\circ$ and (b) 18° with LID coils energized at each 6 MA current. (Reproduced from Ref. [3.2.3.12-1].)

3.2.3.12-1.4 ダイバータ・ストライクポイントの集中による液体ダイバータへの適用

上述のように、FFHR-d1 の標準配位では、磁力線がトーラス内側に集中する。これを分散するために、上記では 2 種類の方法を考えた。一方、逆に集中することを利用して、そこに高熱負荷に耐えられる液体ダイバータを導入して、粒子と熱を一網打尽にする方策も考えられる。この様子を図 3.2.3.12-9、及び、図 3.2.3.12-10 に示す。液体ダイバータの全体構想に関する詳細については、3.2.7.4 節で述べる。

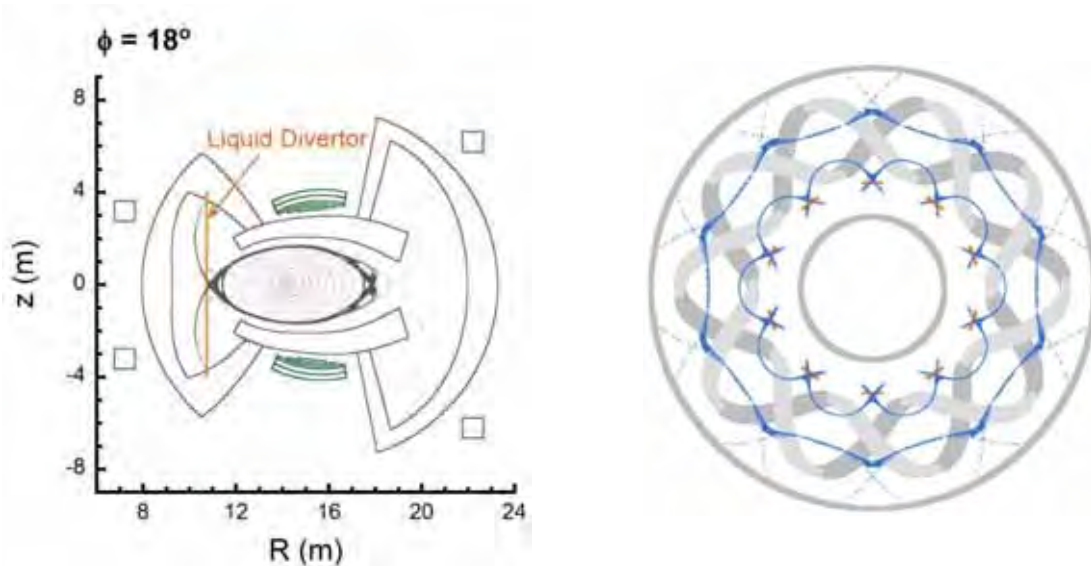


Figure 3.2.3.12-9 Proposal of a liquid divertor with vertical falls at ten sections on the inboard side of the torus.

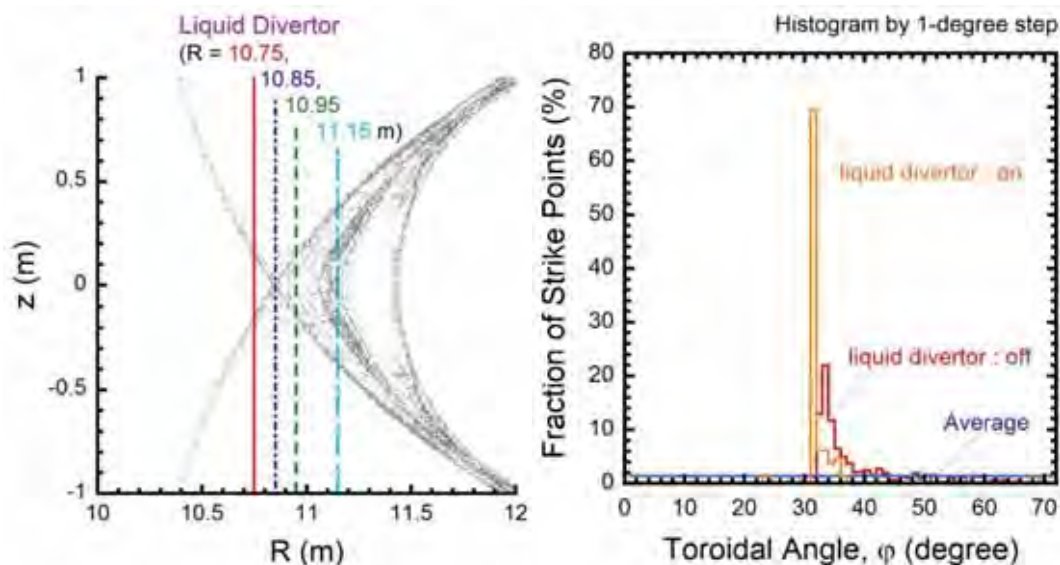


Figure 3.2.3.12-10 Fraction of strike points when the liquid divertor is employed at the major radius positions at $R = 10.75\text{--}11.15$ m.

3.2.3.12-2 NITA コイルを用いたブランケットスペース増大

ヘリカル型核融合炉 FFHR で採用している LHD 型のヘリオトロン磁場配位では、本質的にトーラス内側のブランケットスペース Δ_{cp} (エルゴディック層を含むプラズマ表面からヘリカルコイルの巻線導体最内層までの距離)が狭いという問題がある。以前の設計である FFHR-d1 では Δ_{cp} は 890 mm であり (図 3.2.3.12-11)、この間に、ヘリカルコイル容器の底板、80 K 輻射シールド、真空容器、放射線遮蔽ブランケット、増殖ブランケット、及び、真空断熱層を入れる必要があった[3.2.3.12-3]。このため、室温における製作時のギャップが 10 mm という極めて厳しい値となっていた。また、増殖層と遮蔽層を併せた厚みが 700 mm であり、ヘリカルコイル最内層における核発熱は 0.5 mW/cc に達していた。ヘリカルコイル巻線の捩れを表すヘリカルピッチパラ

メタ- γ_c は、次式で与えられる。

$$\gamma_c = \frac{10}{2} \times \frac{1}{R_c} \frac{\sum a_{ci} I_i}{\sum I_i} \quad (1)$$

(1)式において、 $m=10$ はトロイダルピッチ数、 $l=2$ はポロイダル極数、 $R_c = 15.6$ m は大半径である。 a_{ci} 、 I_i はヘリカルコイルを電流値の異なるブロックに分割した場合の各ブロックの小半径及び電流値であり、(1)式の最後の項では電流値を重みとして掛けることで、電流重心の小半径を求めている。電流値が全て等しい場合、従来のd1で $a_c = 3.9$ m、現状の d1A で $a_c = 3.744$ m であり、これらを入れると d1 で $\gamma_c = 1.25$ であるが、d1A では 1.2 であり、これによりプラズマ圧力による磁気軸のシャフラーノフシフトを低減できる。

従来から良く知られているように、 γ_c を小さくすると磁気面（プラズマ体積）は小さくなるが、エルゴディック層とダイバータ領域が更に小さくなるために、 Δ_{cp} は増大する[3.2.3.12-4]。これにより、d1A では d1 より 50 mm 大きい 940 mm となっている[3.2.3.12-5]。しかしながら、これでも十分とは言えず、更に増大させることが求められる。以前の検討において、 Δ_{cp} を増大させる方策として他に3つほどが検討された[2.3.12.6-8]。詳細は割愛するが、結論としてこれらについては採用が難しいと判断された。これに対して、2014年に新しい方法が渡邊二太（Tsuguhiko Watanabe）によって提案された [3.2.3.12-9]。これは、

(メイン) ヘリカルコイルの外側に逆向き電流を流すサブヘリカルコイルを設けるものである (図 3.2.3.12-12、図 3.2.3.12-13)。このサブヘリカルコイルを NITA (Newly Installed Twist Adjustment) コイルと名付けた。また、この磁場配位を FFHR-d1-TW (“Torus-gap Widened”) 配位と呼ぶ。

NITA コイルは小半径が大きいため、これに小さな逆方向電流を流すことで(1)式より実効的に γ_c を低減し、 Δ_{cp} を増大させることができる。一例として、サブヘリカルコイルとメインヘリカルコイルの小半径比、及び電流比をそれぞれ2倍、及び、-7.692%とした場合の磁気面を図 3.2.3.12-14 に示す。この場合、実効的に $\gamma_c \sim 1.15$ となり、これにより、トーラス内側のブランケットスペースは 1080 mm まで増大する。

NITA コイルによる実効的なヘリカルピッチパラメータとブランケットスペース、及び、最外殻磁気面の小半径の関

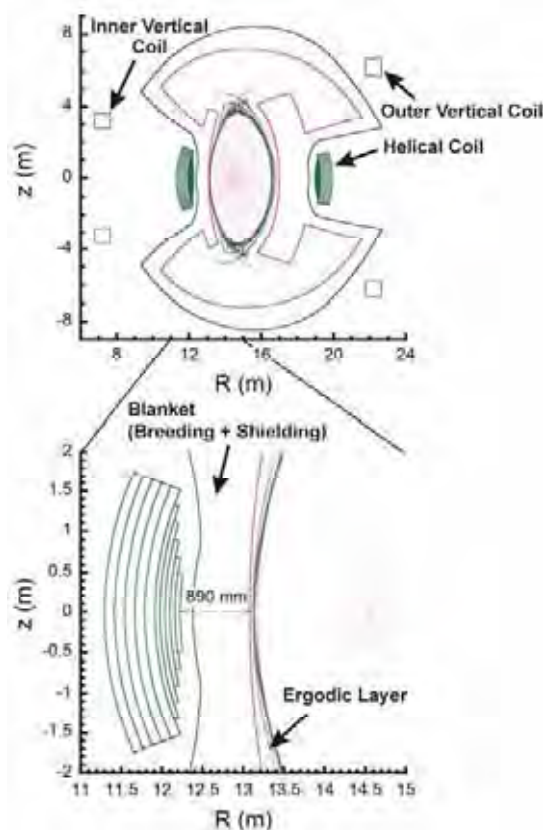


Figure 3.2.3.12-11 Cross-sectional image of the FFHR-d1 configuration ($\gamma_c = 1.25$) at the toroidal angle of $\phi = 0^\circ$ [2.3.12.10].

係を図 3.2.3.12-15 に示す。

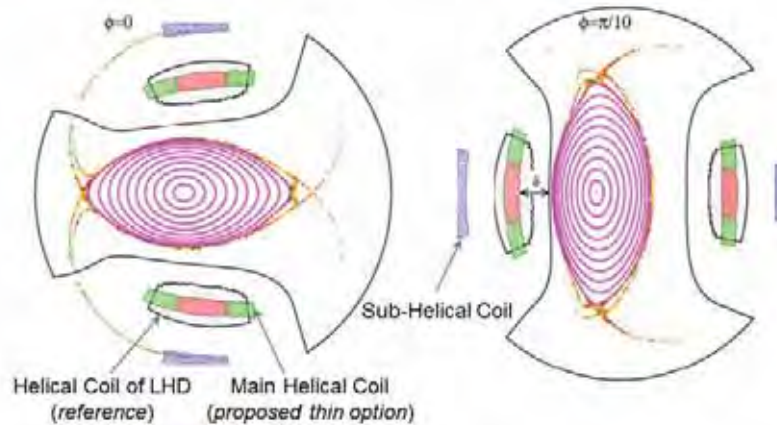


Figure 3.2.3.12-12 Original proposal for enlarging the blanket space on the inboard side of the torus by employing a pair of sub-helical coils (presently called NITA coils). In this drawing (by T. Watanabe; slightly modified and coil names added), the main helical coils are divided into three thin blocks. The helical pitch parameter is 1.25. The helical coils of LHD are also shown for comparison. The NITA coils are located at 1.492 times the minor radius of the main helical coils and have an opposite-directed current of -11.59% [3.2.3.12-10].

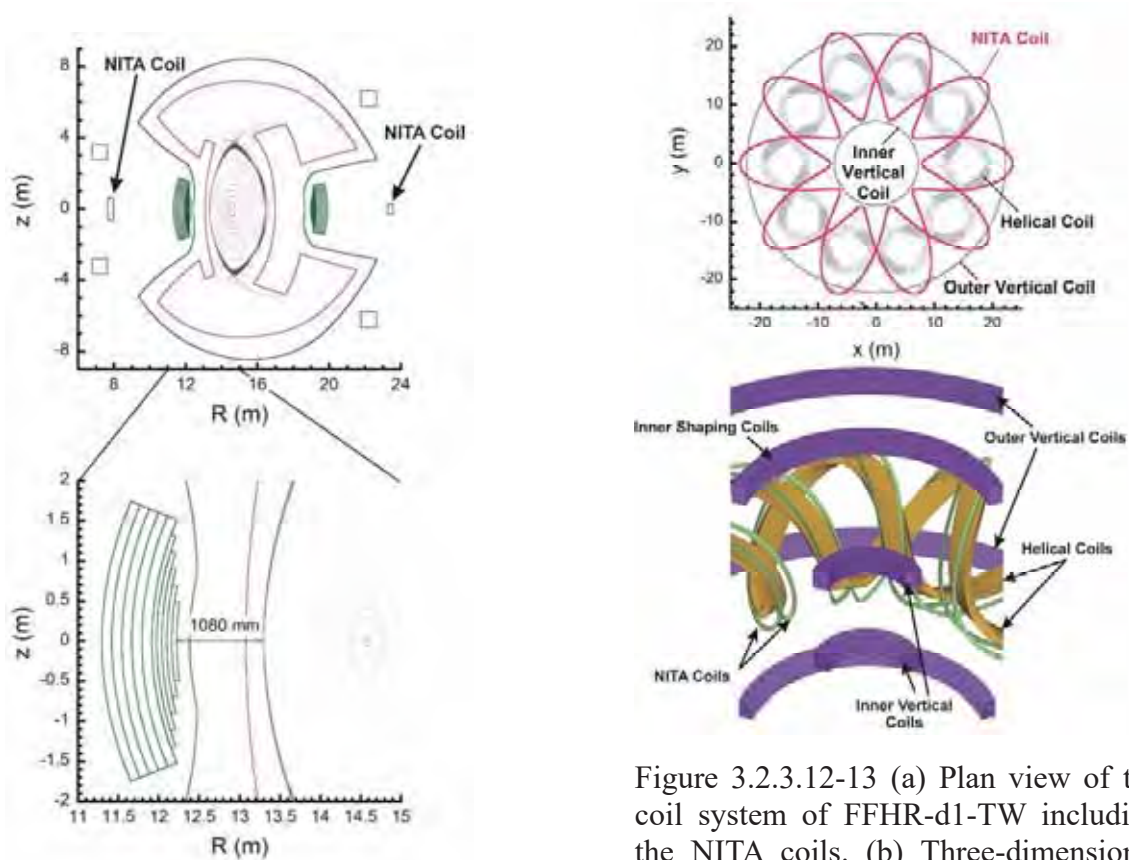


Figure 3.2.3.12-14 Cross-sectional image of the FFHR-d1-TW configuration at the toroidal angle of $\phi = 0^\circ$ [3.2.3.12-10].

Figure 3.2.3.12-13 (a) Plan view of the coil system of FFHR-d1-TW including the NITA coils. (b) Three-dimensional image of the coil system (drawn by T. Watanabe; coil names added). In this case, each NITA coil is divided into two separate coils [3.2.3.12-10].

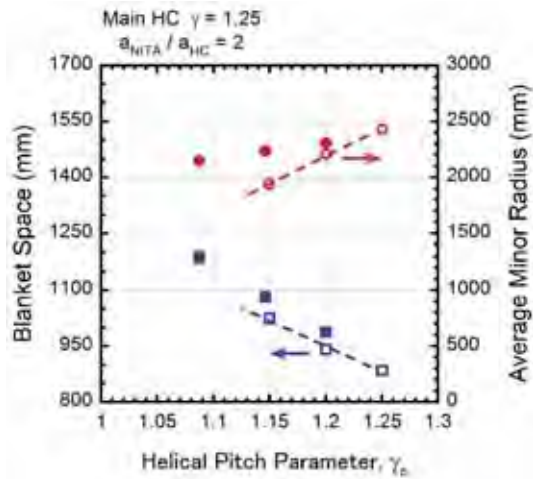


Figure 3.2.3.12-15 Dependence of the blanket space on the inboard side of the torus and average minor radius of LCFS on the helical pitch parameter. Open symbols correspond to the case without NITA coils. Closed symbols are with NITA coils [3.2.3.12-10].

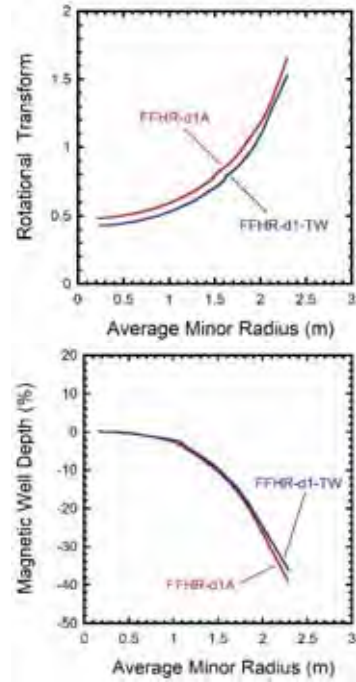


Figure 3.2.3.12-17 Comparison of FFHR-d1A and FFHR-d1-TW, with regard to the radial profiles of (a) the rotational transform and (b) magnetic well depth [3.2.3.12-10].

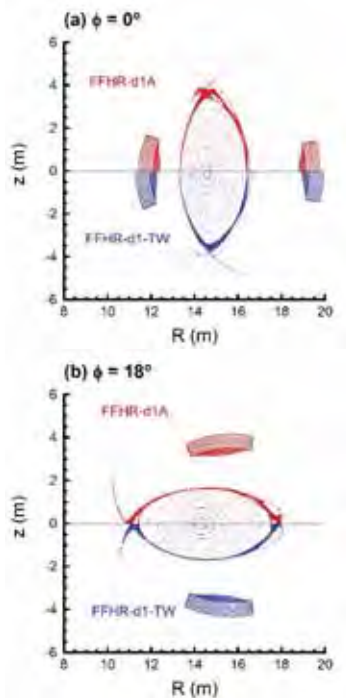


Figure 3.2.3.12-16 Comparison of FFHR-d1A (up) and FFHR-d1-TW (down) with regard to the magnetic surfaces at two toroidal cross-sections: (a) $\phi = 0^\circ$ and (b) 18° [3.2.3.12-10].

NITA コイルを用いずにメインヘリカルコイルだけで γ_c を小さくした場合には、ブランケットスペースが増大する一方で磁気面の小半径、すなわち、プラズマ体積が減少する。これに対して、NITAコイルを用いるとプラズマ体積をあまり減少させずにブランケットスペースを広げることが可能であり、図 3.2.3.12-14 の条件では、FFHR-d1A と同じプラズマ体積を保っている。 Δ_{cp} は、d1 と比べて 190 mm の増大となる。FFHR-d1-TW 配位について、FFHR-d1A 配位の磁気面との比較を図 3.2.3.12-16 に示す。また、回転変換及び磁気井戸の変化の様子を図 3.2.3.12-17 に示す。これらは全て d1A からの変化は小さいと考える。

NITA コイルの導入によって Δ_{cp} に得られる 190 mm の余裕をいかに使うかは慎重な議論が必要である。一例として、遮蔽ブランケットを 100 mm、増殖ブランケットを 50 mm 増大させることが可能である。これにより中性子フラックスを 5 分の 1 に下げることができ、ヘリカルコイルにおける核発熱も 5 分の 1 になるとともに、ヘリカルコイルの超伝導体及び絶縁物の寿命が 5 倍となり、極めて有効である。

今後の課題として、NITA コイルの工学的成立性の検討も重要である。特に、電磁応力について有限要素法を用いた詳細解析が行われる計画である。NITA コイルには外側垂直磁場コイルに近い部分があり、ここに比較的高い応力が発生する可能性がある。電磁力に関連して、現状、NITA コイルを入れた場合の磁気エネルギーの変化について検討を行った。FFHR-d1A 配位では、全マグネットシステムの磁気エネルギーは~169 GJ と評価される。これに対して、NITA コイルを入れた FFHR-d1-TW 配位では 5%ほど増大し~177 GJ となるが、NITA コイルの導入によって得られるメリットを考慮するとこれは許容範囲と考える。

一方、NITA コイルをどのように製作するかは、装置全体の組み立て方法と一緒に議論を進める必要がある。メインヘリカルコイルについては、高温超伝導 (HTS) 導体を用いた接続方式巻線が議論されており (3.2.4.4 節参照)、これと同様の技術で NITA コイルも製作できると考える。この方法の具体化についても今後の課題である。

3.2.3.12-3 ブランケットに強磁性体を用いる場合の磁場配位に対する影響

ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 のブランケットに低放射化フェライト鋼 F82H を用いる場合、材料の磁性が磁場配位に影響を及ぼすことが懸念される。従来からこの問題は認識され、例えば、ドイツのヘリアス炉に対して検討が行われた例もあるが [3.2.3.12-11]、これまでのところ、ヘリオトロン炉に対しては全く検討が行われていなかった。今回、この問題に対する数値解析を初めて行い、磁場配位に与える影響について一定の評価を得ることができた [3.2.3.12-12]。

手法として、汎用の有限要素法解析コード ANSYS を用いて磁性体を入れた場合の磁場分布を計算し、その結果をヘリオトロン磁場解析コード HSD に入力することにより磁力線追跡を行った。この際に、ブランケットをモデル化して入力し、比透磁率を入力とした。モデル化の様子を図 3.2.3.12-18 に示す。

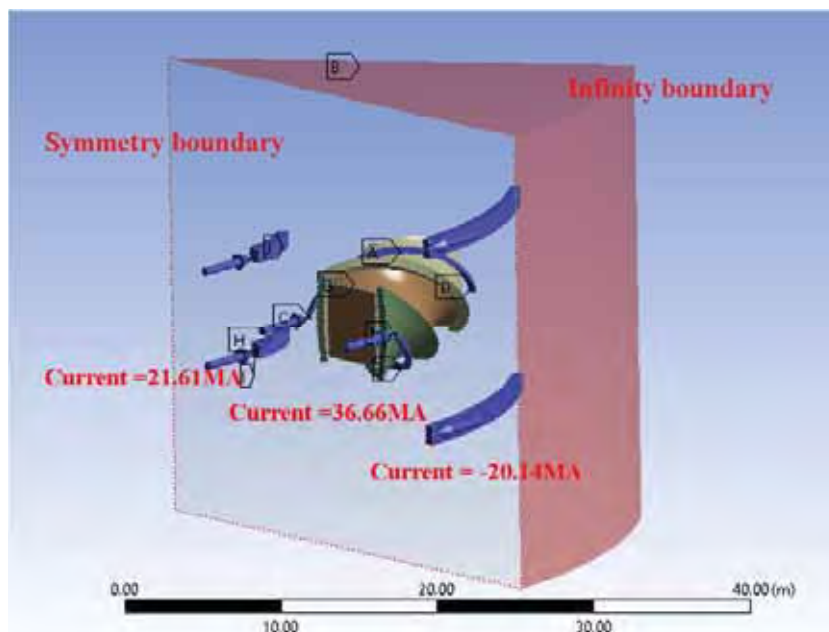


Figure 3.2.3.12-18 Simplified model of FFHR-d1A with magnet and blanket.

ANSYS を用いた磁場計算について、まず、計算方法が正しいことを確認するため、比透磁率を 1.0 とした場合（非磁性）について磁場強度の空間分布を求めた。結果を図 3.2.3.12-19 に示す。

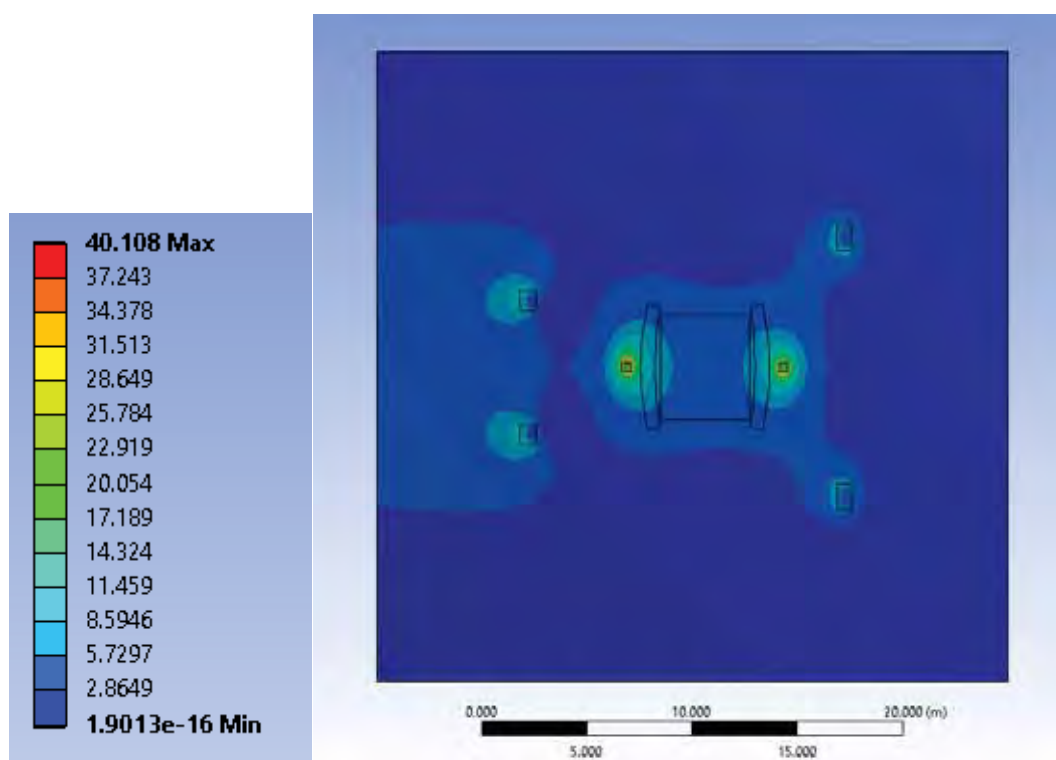


Figure 3.2.3.12-19 Magnetic field distribution with $\mu_r = 1.0$.

この結果について、HSD コードによる結果と比較した。これを図 3.2.3.12-20 に示

す。両者は良い一致を示している。ただし、この場合、HSD コードでは、ヘリカルコイル1条を18本のフィラメントで仮定しているのに対し、ANSYSでは、現状、1本のフィラメントであるため、ヘリカルコイルの近傍ではずれが見られる。

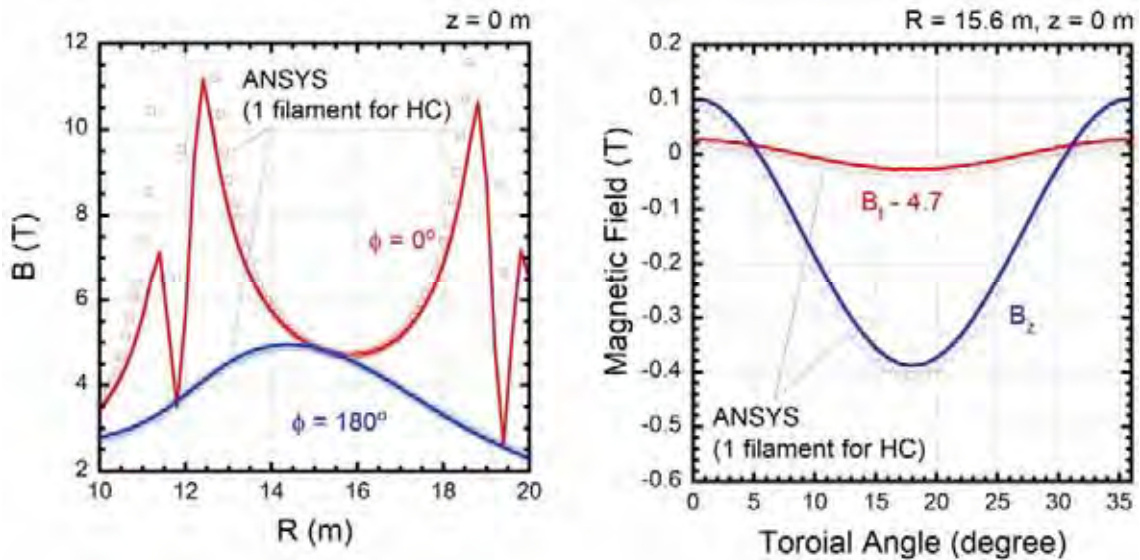


Figure 3.2.3.12-20 Magnetic field distribution with $\mu_r = 1.0$ by ANSYS in comparison with results obtained by HSD.

磁性体効果を考慮するとき、非透磁率が問題である。現状の計算では、 $\mu_r = 1.3$ を仮定した。この理由を図 3.2.3.12-21 に示す。磁場強度が、 ~ 5 T 以上においてこれは妥当な値と判断できる。

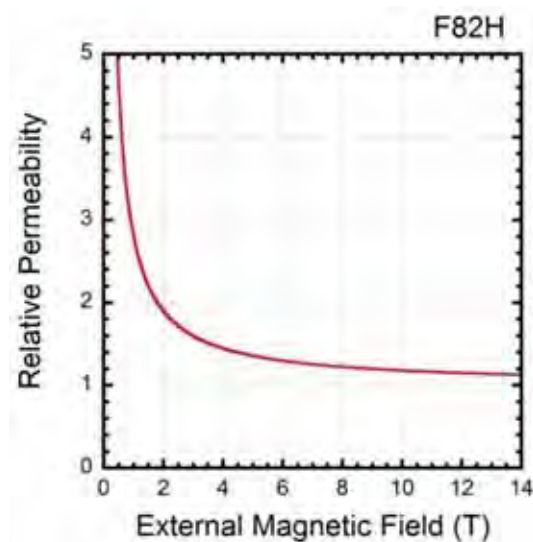


Figure 3.2.3.12-21 Relative permeability as a function of magnetic field for F82H.

ANSYS によって計算された磁場強度の空間分布について、比透磁率を 1.3 として磁性体効果を考えた場合の結果を図 3.2.3.12-22 に示す。

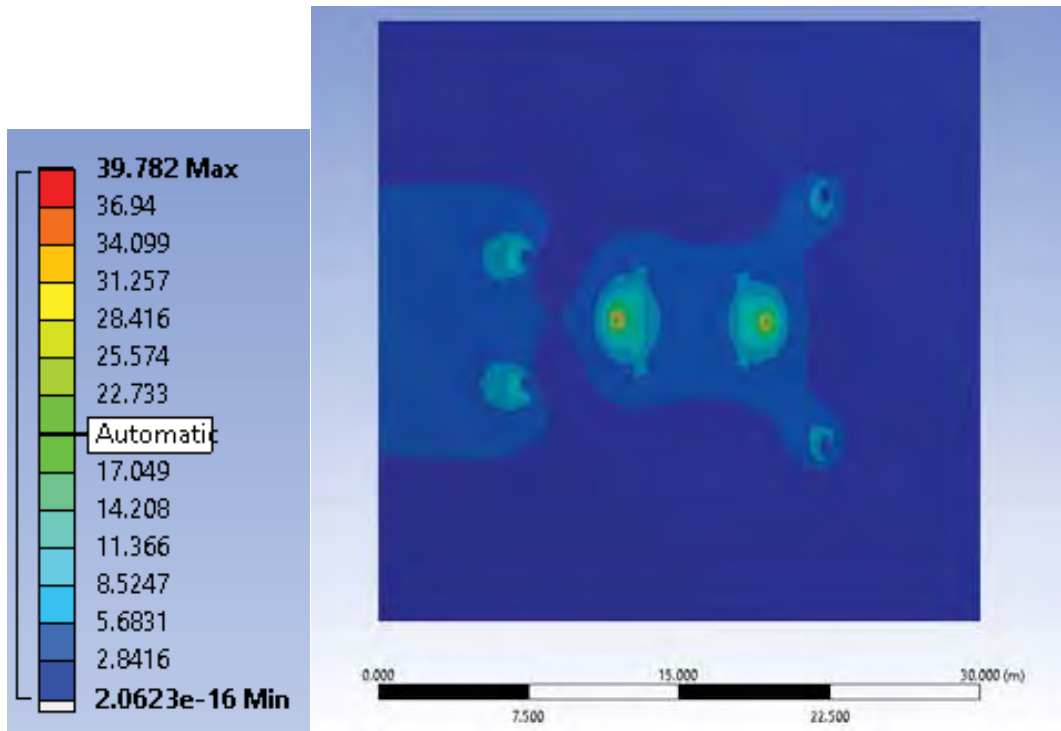


Figure 3.2.3.12-22 Magnetic field distribution with $\mu_r = 1.3$.

次に、ANSYS の計算で得られた磁場分布を HSD コードに入力し、磁力線を追跡し、磁気面を計算した。結果を図 3.2.3.12-23 に示す。計算結果として、磁性体を入れない場合と比べて磁気面が若干大きくなり、トーラス内側のブランケットに接触することが確認された。

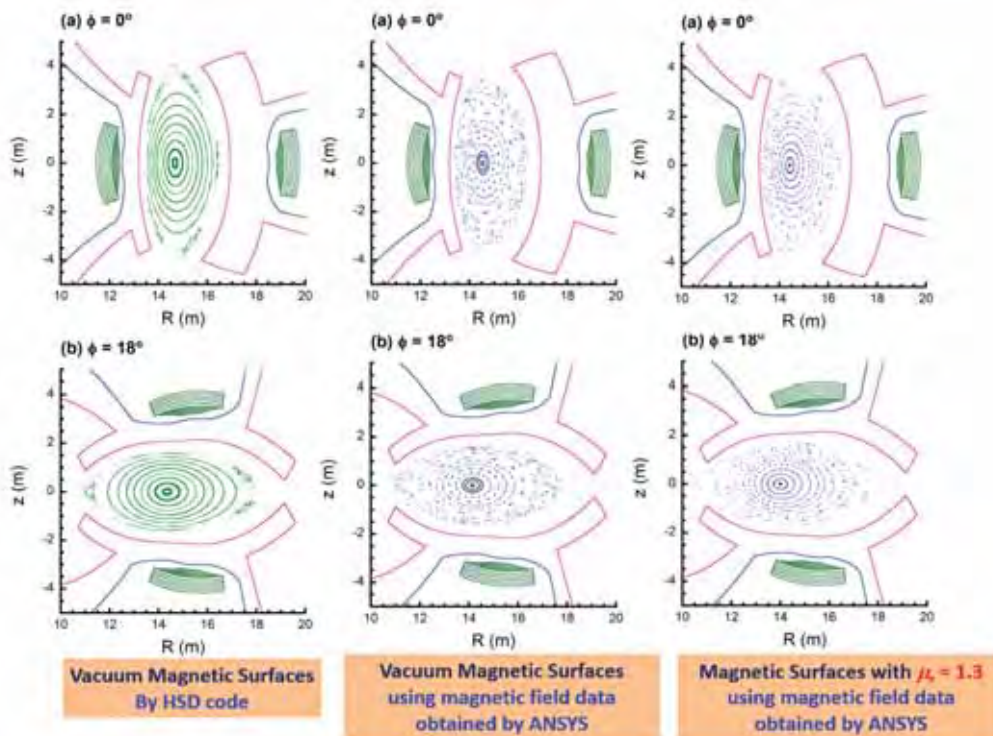


Figure 3.2.3.12-23 Magnetic surfaces obtained by HSD with magnetic field distributions obtained by ANSYS.

得られた磁気面の諸量についても調べた。その結果は、図 3.2.3.12-24(a) に示すように、回転変換が若干小さくなることが確認された。

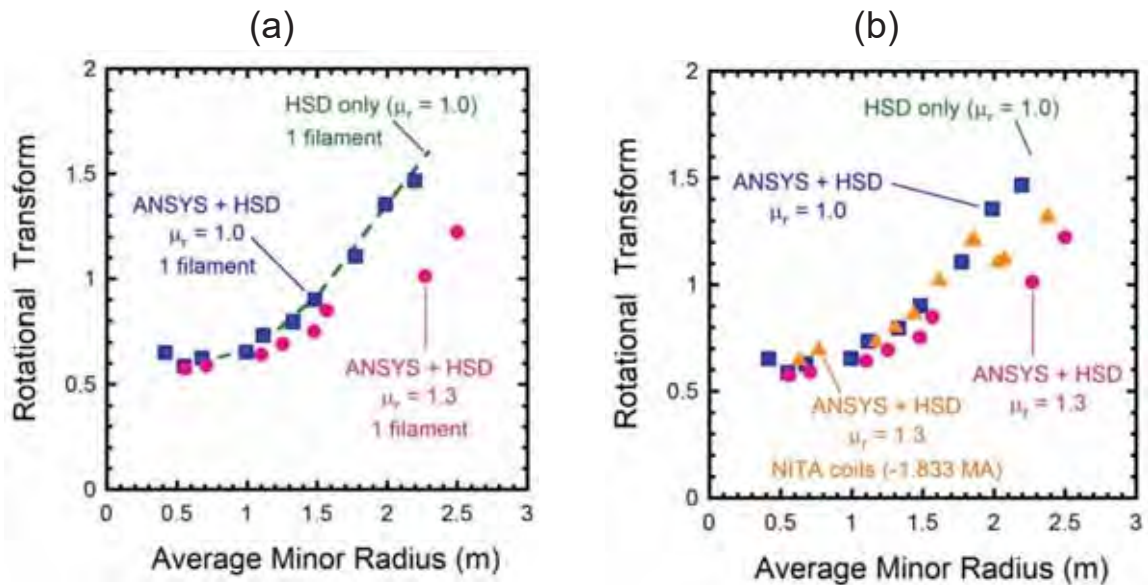


Figure 3.2.3.12-24 Changes of rotational transform by ferromagnetic effect.

よって、このまま放置すると、磁性体のブランケットがない場合と比べてプラズマの閉じ込め特性が変化してしまうことが懸念される。そこで、最外殻磁気面をブランケットから引き離すのに有効として別途提案された NITA コイル (メインヘリカルコイルの外側で逆向き小電流を流すサブヘリカルコイル、3.2.3.12-2 節に記述 [3.2.3.12-10]) を用いることによって、フェライト鋼が及ぼす磁気面の変化を抑制することも検討している。初期的な計算結果について、図 3.2.3.12-24(b) に示す。

ただし、現状の ANSYS に入力したモデルではブランケット全体を磁性体としているが、正しくは薄肉の構造体のみとして修正が必要である。厚みを 2 割程度と考えるならば、磁場配位の変化は相当に軽減されるものと考えられる。現在、モデルを修正し、さらに解析を進めている。

参考文献

- [3.2.3.12-1] N. Yanagi et al., Proceedings of 24th IAEA Fusion Energy Conference, FTP/P7-37, San Diego, USA, October 8-13, 2012.
- [3.2.3.12-2] N. Yanagi et al., Nuclear Fusion **51** (2011) 103017.
- [3.2.3.12-3] H. Tamura, T. Goto, T. Tanaka *et al.*, Fusion Eng. Des. **89** (2014) 2336.
- [3.2.3.12-4] A. Sagara, O. Mitarai, S. Imagawa *et al.*, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 2703.
- [3.2.3.12-5] H. Tamura, T. Goto, N. Yanagi *et al.*, Fusion Eng. Des. **88** (2013) 2033.
- [3.2.3.12-6] T. Morisaki, S. Imagawa, A. Sagara and O. Motojima, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 2749.
- [3.2.3.12-7] N. Yanagi, K. Nishimura, T. Goto *et al.*, Contrib. Plasma Phys. **50** (2010) 661.
- [3.2.3.12-8] T. Watanabe, N. Yanagi and A. Sagara, Plasma Fusion Res. **9** (2014) 3403089.

- [3,2.3.12-9] T. Watanabe, *private communication* (presentation at NIFS Fusion Engineering Research Project meeting, July 2014).
- [3,2.3.12-10] N. Yanagi, et al., Plasma and Fusion Research **11** (2016) 2405034.
- [3,2.3.12-11] E. Harmeyer, et al., IPP-Report: IPP III/241 (1999).
- [3,2.3.12-12] X. Ji, et al., *to be published in* Fusion Engineering and Design.

3.2.3.13 まとめ

本章で示してきた検討の結果、巷間よく言われる「ヘリカルは閉じ込めが悪い」というのは必ずしも真ではない、ということが明らかとなった。例えば、図 3.2.3.13-1 に示したような、いわゆる核融合三重積を示した図をもって、LHD のデータがトカマクの左下方にあるからヘリカルは閉じ込めが悪い、と短絡的には言えない。3.2.3.2 節で述べたように、LHD のエネルギー閉じ込めはジャイロボームモデル的なパラメータ依存性を有している。ジャイロボームモデルによれば、密度 n とエネルギー閉じ込め時間 τ_E の積は以下のように表される。

$$n\tau_E \propto \gamma_{DPE}^5 a^4 R^{-1} B^4 P T^{-4} \quad (3.2.3.13-1)$$

ここで、 γ_{DPE} 、 a 、 R 、 B 、 P 、及び T はそれぞれエネルギー閉じ込め改善度 [3.2.3.13-1, 2]、プラズマ小半径、プラズマ大半径、磁場強度、加熱パワー、及び温度である。図 3.2.3.13-1 には温度の「-4 乗」に比例する実線と破線も記載してある。LHD のデータは比較的高密度の実験で得られたものであるが、「-4 乗」の温度依存性が確かに認められる。LHD から FFHR-d1 へ外挿する場合を考えてみる。装置サイズは 4 倍、磁場強度は約 2 倍、加熱パワーは約 50 倍になるので、例えば閉じ込め改善度が 1.3 倍の場合、式 (3.2.3.13-1) における温度依存性以外の項は約 2×10^5 となる。図 3.2.3.13-1 の破線は実線に対しこのような係数を乗じてプロットしたものであり、FFHR-d1 では中心温度 10 keV でも自己点火 (Ignition) に達するパラメータが得られると予測される。このように、現行装置と核融合炉では装置サイズ、磁場強度、及び加熱パワーが大きく異なるので、図 3.2.3.13-1 にあるような現行装置のパラメータ比較のみで核融合炉の見通しを立てることはできない。

FFHR-d1 のようなヘリカル炉ではプラズマ電流を必要としないため、電流駆動の問題もディスラプションの問題も最初から存在しない。ヘリカルの密度限界は 3.2.3.3 節で述べたように加熱パワーの関数である須藤密度限界 [3.2.3.13-3, 4] に従うが、FFHR-d1 では須藤密度限界の範囲内で自己点火させることが十分可能である。ダイバータ熱負荷軽減のために必須のダイバータデタッチメントを如何にして実現するかはト

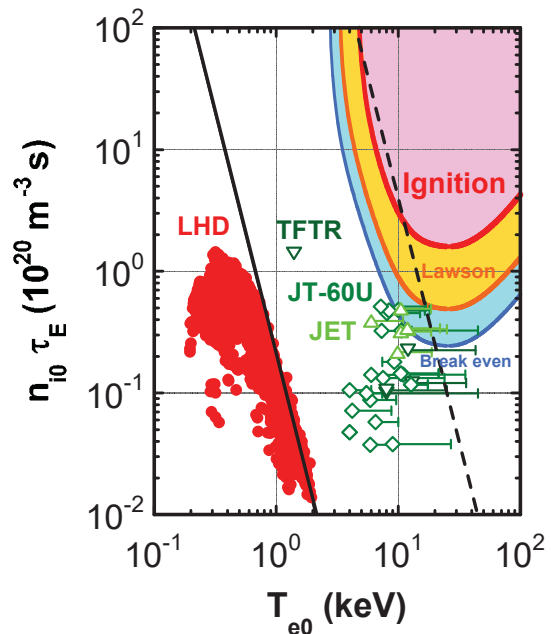


Figure 3.2.3.13-1 Dependence of the product of core ion density and energy confinement time on core electron temperature. For the data of LHD, density and temperature of electrons and ions are assumed to be the same. The rightmost value in the error bars for the data of tokamak devices (TFTR, JT-60U, JET) denote the ion temperature. The solid and broken lines correspond to the dependence obtained from gyro-Bohm model (eq. 3.2.3.13-1) for LHD and FFHR-d1, respectively.

カマクと共通の重要課題となっているが、FFHR-d1 では 3.2.3.5 節で議論したように様々なオプションを取り得る。トカマクでは H-mode と呼ばれる周辺輸送障壁 (Edge Transport Barrier、ETB) による閉じ込め改善モードで ELM (Edge Localized Mode) が発生し、ダイバータにパルス状の大熱負荷を与えるため、これへの対処も重要課題となっている[3.2.3.13-5]。FFHR-d1 では ELM を伴う ETB を想定せずとも自己点火可能な解が得られるため、ELM 対策は必要ないであろう。

ヘリカル方式は 3 次元構造に起因した磁場配位の多様性を備えているのだから、LHD よりも更に優れた最適化配位を検討すべきだという考え方がある。しかしながら、LHD 型ヘリオトロン配位にもまだ最適化の余地が残されている。本章で示してきたように、FFHR-d1 では適切な磁場配位を選択して垂直磁場の制御を行うことにより、炉条件で想定される高ベータでのシャフラノフシフトを抑制し (3.2.3.4 節)、新古典輸送 (3.2.3.6 節) 及びアルファ粒子損失 (3.2.3.7 節) を十分許容範囲内に留められる。また MHD 安定性及びブートストラップ電流を考慮した自己無撞着な運転領域の検証も行われた (3.2.3.9 節)。ただし、現状自己無撞着な条件でのプラズマ運転領域は核融合利得が 10 程度までに留まっており、さらに MHD 安定性や異常輸送の定量的評価の精度については、より詳細な検証が必要である。

今後の課題としては、(1) LHD 実験でより良い参照分布を得ること、(2) プラズマ運転制御シナリオ (3.2.3.9 節) において MHD 安定性、異常輸送の定量的な解析を進めるとともに、電子・イオン間のエネルギー等分配則 (equipartition) を考慮したイオン温度の評価を行うことが挙げられる。(1) については、可能な限り 1 に近いベータ増倍度での外挿を可能とする分布データを得ることが具体的な目標となる。(2) については、現在コード及びモデルの改良・整備が進んでおり、第 27 回 IAEA 核融合エネルギー会議での報告が予定されている。

参考文献

- [3.2.3.13-1] J. Miyazawa et al., Fusion Eng. Des. **86** (2011) 2879.
- [3.2.3.13-2] J. Miyazawa et al., Nucl. Fusion **52** (2012) 123007.
- [3.2.3.13-3] J. Miyazawa et al., Fusion Sci. Technol. **58** (2010) 200.
- [3.2.3.13-4] S. Sudo et al., Nucl. Fusion **30** (1990) 11.
- [3.2.3.13-5] E.J. Doyle et al., Nucl. Fusion **47** (2007) S18.

3.2.4 超伝導マグネット

3.2.4.1 超伝導マグネット設計概要

本節では FFHR-d1 の超伝導マグネットシステムについて、概念設計に関する現在の検討状況をまとめる。

ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の基本設計では、現在の LHD とほぼ相似の磁場配位を採用しつつ、装置の大きさはちょうど4倍となり、トーラスに5周ずつ巻き付いた2本の超伝導ヘリカルコイルの主半径は15.6 m である。ヘリカルコイルと垂直磁場コイルを合わせた超伝導マグネットシステム全体の蓄積磁気エネルギーは160 GJ に及ぶ。これは ITER の3倍以上となる。Table 3.2.4.1-1 に FFHR-d1 の超伝導マグネットシステムの主要諸元を LHD と対比して示す。

Table 3.2.4.1-1 Major specifications of the FFHR-d1 magnet system in comparison with those of LHD.

	FFHR-d1	LHD (Phase-II Design)
ヘリカルコイル主半径 (m)	15.6	3.9
ヘリカルコイル副半径 (m)	3.9	0.975
ヘリカルコイル起磁力 (MA)	36.66	5.85 (7.8)
垂直磁場コイル OV 半径 (m)	22.2	5.55
垂直磁場コイル OV 起磁力 (MA)	-19.88	-4.08 (??)
垂直磁場コイル IS 半径 (m)	-	2.82
垂直磁場コイル IS 起磁力 (MA)	-	-0.97 (??)
垂直磁場コイル IV 半径 (m)	7.2	1.8
垂直磁場コイル IV 起磁力 (MA)	18.5	4.26 (??)
トロイダル定格磁場 (磁気軸) (T)	5.1	3 (4)
導体最大経験磁場 (T)	11.8	6.9 (9.1)
ヘリカルコイル導体定格電流 (kA)	94	13 (17.33)
垂直磁場コイル導体定格電流 OV/IS/IV (kA)	94/-/94	31/?/? (31/?/?)
磁気エネルギー (GJ)	~160	0.9 (1.6)

FFHR-d1 のマグネット設計は極めて難しい工学課題であるが、LHD の製作実績と運転実績とともに、ITER の最新技術も取り入れて、まずは基本的な概念設計を進めている。特にヘリカルコイルは巨大かつ複雑な構造の一体ものであるとともに、電流密度が高く、現在の設計では 25 A/mm^2 で設定している。巻線導体には定格電流として100 kA 級のものが要求される。コイル巻線の最内層における最大経験磁場は12 T に至る。これにどのような超伝導線材と導体を適用し、どのようなコイル巻線と冷却方式を採用するかを選択することは極めて重要な課題である。現在の概念検討では、導体として以下の3種類を候補として挙げている。

- (1) 超臨界ヘリウム強制冷却方式 ケーブル・イン・コンジット 低温超伝導導体

SHE-Force-Cooled LTS CIC Conductor

(2) 液体ヘリウム間接冷却方式 低温超伝導導体

LHE-Indirectly-Cooled LTS Conductor

(3) ヘリウムガス直接冷却方式 高温超伝導導体

GHE-Direct-Cooled HTS Conductor

ここで、SHEは Supercritical Helium（超臨界ヘリウム）、CICは Cable-In-Conduit（ケーブル・イン・コンジット）、LTSは Low-Temperature Superconducting（低温超伝導）、HTSは High-Temperature Superconducting（高温超伝導）の略称である。

本章ではこれらの導体とそれを用いたコイル設計について詳細を述べる。マグネットの工学設計としては導体やコイル巻線方法とともに電磁力の支持方法が極めて重要な課題であるが、これについては炉内構造として3.2.7.2-3節に詳述しているので、そちらを参照されたい。

3.2.4.2 LTS 強制冷却マグネット設計

3.2.4.2-1 CIC 導体の特長と強制冷却コイル方式の現状

超臨界ヘリウムを導体内部に流すことによって超伝導素線を直接冷却するケーブル・イン・コンジット(Cable-in-conduit; CIC) 導体と、それを用いた強制冷却方式のコイルは、ITER に代表される近年の超伝導核融合装置のマグネットにおいて標準的に用いられるようになってきている[3.2.4.2-1]。CIC導体は 1970 年代に提案され、1980 年代に実施された Large Coil Task (LCT) プロジェクトや、Demo Poloidal Coil (DPC) プロジェクトで製作された大型モデルコイル実験においてその優れた特性が実証された[3.2.4.2-2]。その後、実際の核融合実験装置として、大型ヘリカル装置(LHD)の 3 対 6 個のポロイダルコイルに世界で最初に採用された[3.2.4.2-3]。LHD 以降の大型及び中型の超伝導核融合実験装置では、その全て (KSTAR, EAST, SST-1, W7-X, JT-60SA, ITER) において採用されている。CIC 導体は特に ITER のためのマグネット開発を通してその技術が大きく進展した。ITER ではコイル系のうち、磁場が強いトロイダル磁場 TF コイル (最大経験磁場 11.8 T) 及び中心ソレノイド CS コイル (13 T) では、導体に Nb₃Sn 超伝導線材が用いられる。線材は約千本が撚り合わされてバンドルを構成し、ステンレス製のコンジット (ジャケット) に収められる。電流値は TF 導体が最大 68 kA、CS 導体が 40 kA と大きい。一方、PF コイルは磁場が低い (6 T) ため、NbTi 線材を用いることが可能であり、電流値は 45 kA である。FFHR のコイル系では導体の定格電流を 100 kA と考えており、CIC 導体を採用することが基本案になるといって良いであろう。これはまさに、ITER で培われた超伝導工学技術の延長線上に位置付けられることになる。

CIC 導体が、近年の核融合実験装置用の大型超伝導マグネットにおいて 100 % 採用されてきている理由としては、以下が挙げられる。

- (1) 超伝導素線の 1 本 1 本が超臨界ヘリウムによって直接冷やされるため、高い冷却安定性が確保できる。
- (2) 素線間が電氣的に緩く結合しているため、交流損失を低く抑えられる。
- (3) 線材バンドルを強固なジャケットに収めるため、導体に働く電磁力をバンドル内に限定することで超伝導素線に生じる機械的擾乱 (ワイヤーモーシオン) を限定的なものにできる。
- (4) 導体のジャケット (コンジット) にステンレス等の強靱な材料を使い、さらに導体間はエポキシ系樹脂を用いて真空含浸で固めるため、機械的に強固なコイルにできる。
- (5) 導体は 1 本 1 本の周りを絶縁材で覆い、さらに巻線全体に真空含浸を施すため、電気絶縁性能が高い。
- (6) ソリッド型複合導体のように線材と独立した安定化材を含む複雑な導体構成ではないため、比較的安価に長尺導体を製造できる。

CIC 導体を用いた強制冷却方式の大型コイルの具体的なコイル巻線方法としては、“wind & react 方式”が用いられる。これは、まず導体コンジットに超伝導線の

バンドルを入れて“ジャケット化”を行った後、熱処理を行う前の状態で巻線を行い、巻線完了後に熱処理（約700°C）を行って導体内の線材に Nb₃Sn を生成するという製法である。これは、導体を完全にとってから巻線を行う“リアクト&ワインド方式”では、巻線に伴う曲げひずみによって臨界電流が低下してしまうためである。ITER に代表されるトカマクの TF コイルの場合、巻線はパンケーキ形状で行う。また、コイルの最終形状に近い寸法で巻かれた後、一度少し取り出して周囲に絶縁処理を施した後、最終形状の巻線構造に収められる。最後に、コイル全体を加熱（約 150°C）してエポキシ系樹脂の真空含浸を行う。

ここで、CIC 導体とこれを用いた強制冷却方式のコイルについては、いくつかの難しい技術課題も残っていることを指摘しておく。代表的には、以下の5つを挙げることができる。

(A) 導体の巻線後に熱処理を行って Nb₃Sn を生成した後、導体は熱処理温度から常温に戻り、さらに全装置が完成してから最終的に極低温の超臨界ヘリウム温度（~4 K）まで冷やされることになる。この過程において、導体のコンジットと超伝導線材の間で熱収縮率が異なるため、線材には圧縮ひずみがかかることになる。ITER 導体の例では、これは-0.76 % に及び、その結果、Nb₃Sn 線材の臨界電流はひずみがない場合の半分程度まで下がってしまう[3.2.4.2-3]。よって、線材に

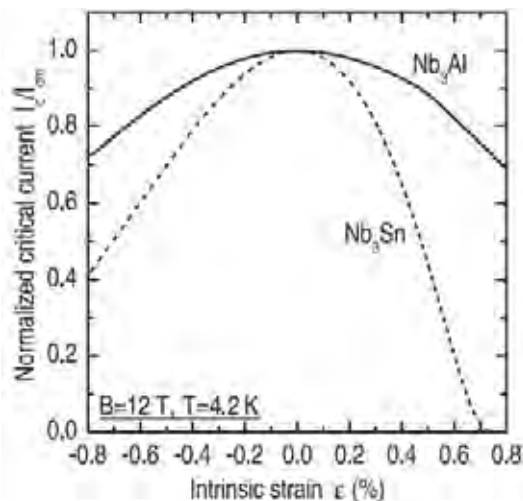


Figure 3.2.4.2-1 Critical current of Nb₃Al and Nb₃Sn wires (Ref. 3.2.4.2-4 (Fig. 1))

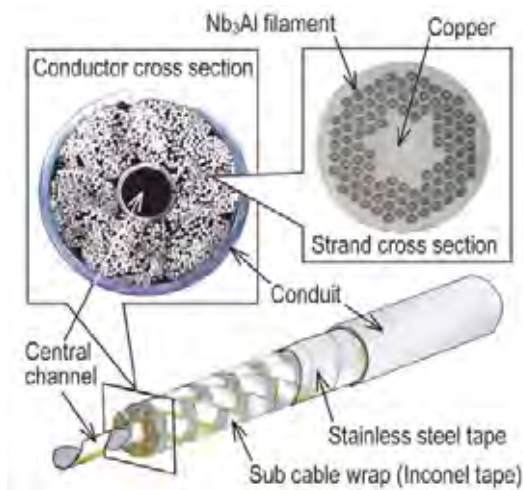


Figure 3.2.4.2-2 CS Insert coil conductor made of Nb₃Al wires (Ref. 3.2.4.2-4 (Fig. 2))

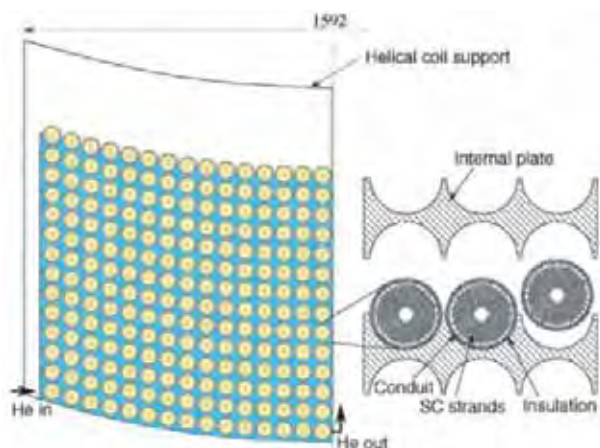


Figure 3.2.4.2-3 Cross-section of a helical coil made from CIC conductors (Ref. 3.2.4.2-5 (Fig. 5))

は、あらかじめこの低下分を見込んだ高い臨界電流が求められる。

(B) 冷却流路を確保するため線材バンドルはコンジット内で半分宙に浮いたような構造となっているため、高い電磁力の下で数千回に及ぶような繰り返し励磁を行うと、素線同士に働く圧縮応力によって素線に部分的な付加ひずみが生じ、 Nb_3Sn 線材の場合、次第に臨界電流特性が劣化してくる問題が指摘されている[3.2.4.2-4]。

(C) バンドルを構成する素線の撚線時に理想的な撚り具合から逸脱した乱れが生じることにより、本来は存在しないはずの長時定数の結合電流が生じ、余剰な交流損失が発生する。

(D) 導体が冷却配管を兼ねた構造となっているため、冷媒となる超臨界ヘリウムの供給のために、配管系が複雑になる。

(E) 超臨界ヘリウムの圧力損失が問題となるため、流路長として 500 m 程度に制限がある。

今後の核融合炉用マグネットにも CIC 導体を適用することを考えると、これらの課題を改善して更に完成度を高めることができるか、あるいは、他の方式を選択するかが議論となる。上記課題のうち、現状、(A)～(C)に対しては、以下のような改善策が考えられる。

まず、(A)の熱処理温度からの冷却に伴う圧縮ひずみの問題については、コンジットの材質や線材の種類を選択することで軽減することが可能である。例えば、コンジットにステンレスより熱収縮率が小さい Incoloy 908 を用いる方法があり、実際に ITER の R&D において CS モデルコイルに適用された[3.2.4.2-3, 6]。また、韓国の KSTAR トカマク装置の TF コイル及び CS コイルにも適用され[3.2.4.2-7]、実績を作っている。ただし、この材料については、熱処理工程において酸素濃度を厳しく管理しないと応力下誘起粒界酸化腐食 (SAGBO) と呼ばれる割れが生じる懸念があり、取り扱いが難しい。あるいは、コンジットにチタンを用いると Nb_3Sn の熱収縮率に近くなるため、やはり圧縮ひずみを軽減できるが、ステンレスより機械的強度が落ちるため二重コンジット等にする必要がある。

一方、線材としてひずみに強い Nb_3Al を用いることは有効である。 Nb_3Sn 線材及び Nb_3Al 線材の臨界電流密度のひずみ依存性を図 3.2.4.2-1 に示す。これより、 Nb_3Al の場合、 Nb_3Sn と同程度のひずみが生じても臨界電流の劣化を軽減できることが分かる。また、このことにより Nb_3Al 線材を用いると(B)の繰り返し励磁に伴う性能劣化の問題も軽減できることが ITER CS モデルコイルを用いたインサートコイル試験において示された[3.2.4.2-8]。これに使われた Nb_3Al CIC 導体を図 3.2.4.2-2 に示す。一方、 Nb_3Sn 線材の場合に劣化が生じる導体内の位置が中性子回折を用いたひずみの直接測定によって確認されている。さらに、最新の ITER 導体において、この問題に対する解決策が見いだされた。これは線材の撚りピッチを従来のものより短くすることであり、バンドルの機械的強度が上がることに起因する。これにより繰り返し励磁を行っても劣化が観測されなくなっている。ただし、この問題は試験条件等によって大きく左右されるとともに、今後、原型炉用の導体において線材に働く電磁力がさら

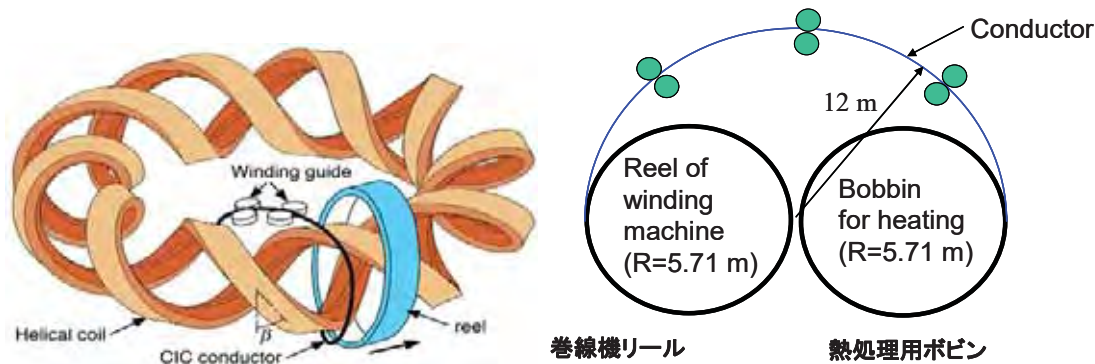


Fig. 3.2.4.2-4 Concept of helical winding from CIC conductors

に大きくなるとどうなるのか、解析と実験の両面から検討を続けていく必要がある。 Nb_3Al 線材については、CS インサートコイル導体の試験以降、物質材料研究機構を中心に急熱急冷法を採用した高臨界電流密度線材が開発された。これにより、臨界電流密度が大幅に向上したが、現在のところ長尺化の安定した線材製造技術の確立にはまだしばらくの時間を要するものと考えられる[3.2.4.2-9]。

(C)の線材の撚り乱れによる長時定数の結合電流を抑制するためには、例えば単純な層構造の撚線構造とすることが一つの解決策になると提案されている[3.2.4.2-10]。ここで、バンドルの撚り構造を根本的に変えることは素線同士にかかる圧縮ひずみの様相を変えることにもつながるため、この観点からの最適化により(B)の繰り返し励磁の問題を軽減できる可能性もある。

(D)と(E)の課題については、CIC導体を用いた強制冷却方式のコイルに関する本質的な問題であるため、巻線方法の工夫や品質管理の徹底で対処する他ない。これらについては、後述の間接冷却方式のコイルにおいて、再度議論を行うものとする。

3.2.4.2-2 CIC 導体を用いたヘリカルコイル巻線

CIC導体を用いたヘリカルコイルの巻線構造や巻線方法については、参考文献[3.2.4.2-1, 2]で議論されている。以下では、その抜粋を示す。まず導体は、外径 50 mm の円形とし、薄肉コンジットを採用する。この導体をヘリカル形状に巻線して円形溝を有するインターナルプレートに収めていく方式を採用するが、これは ITER-TF コイルに用いられるラジアルプレートと同様の発想である。巻線後のヘリカルコイルの断面構造を図 3.2.4.2-3 に示す。ヘリカルコイルはレイヤー巻きされている。ここで、各巻線導体はトロイダル方向に1周した後ですぐ隣に渡るのではなく、5つ先の位置につながるようになる。すなわち、5条持ちの巻線方法をとることを考えている。これは、超臨界ヘリウムを考えた場合に、導体の単位長さを 500 m 以下に抑える必要があることからの選択である。ヘリカルコイルの巻線部の電流密度は 25 A/mm^2 と設定しているが、これは ITER TF コイルより高い。このため、クエンチの発生時には速やかに電流を外部の遮断抵抗によって減衰させる必要がある。そのために、コイルは多数のブロックに分割し、遮断時に発生する端子電圧を低減する必要がある。

あるが、並列巻線のため各層毎に複数のコイルリードを有しており、遮断電圧が 10 kV 程度となるようなブロック化が可能である。

次に、FFHR-d1 の巨大なヘリカルコイルを巻線する方法を確立することは、極めて難しい技術課題である。基本的には、LHD のヘリカルコイルの製作と同様に専用の巻線機を用意して、これをポロイダル方向及びトロイダル方向に周回することでヘリカル巻線を行う方法を考える。ここで、導体は単長ごとに最初に巻線機の上に設置されたリールに巻き取っておき、そこから繰り出していく。LHD のヘリカルコイルの場合には、外側が銅ジャケットで構成された NbTi 導体を用いて導体に塑性ひずみを与えることでヘリカル形状の加工を行ったが、Nb₃Sn 線材あるいは Nb₃Al 線材を用いた CIC 導体の場合に撚線部に塑性変形を与えるわけにいかない。そこで、これに代わる方法として導体の外形を円形とし、リールに巻き取った導体をバネを引き伸ばすように繰り出し、最終的にインターナルプレートの円形溝に収めていくという巻線方式を考える。この巻線方法の概念図を図 3.2.4.2-4 の左図に示す。

ここで、CIC 導体を用いた ITER-TF コイルの巻線ではワインド&リアクト方式で巻線を行い、巻線完了後に熱処理を行って Nb₃Sn を生成するが、これを一体ものの巨大なヘリカルコイルで採用することは難しい。その代わりに、上述のリールには既に熱処理を施した完成導体が巻かれることになり、実質的にリアクト&ワインド方式の巻線となる。ただし、このリールに導体を供給するにあたってはリールとちょうど同じ直径を有した別のボビンから行うこととし、このボビンにおいてまず導体の熱処理を行った後、導体に過度のひずみを与えないようにリールに巻き取る。この様子を図 3.2.4.2-4 の右図に示す。巻き取りの際の曲率半径をボビン及びリールの 2 倍に留めておけばこの過程において導体に印加される最大曲げひずみは、0.15 %程度と評価でき、弾性範囲内に収まる。

一方、ヘリカル形状への巻線を行う場合には、捩りひずみが問題となる。捩りひずみ $r\theta$ は、

$$r\theta = \frac{r \cdot \tan^{-1} \eta}{2\pi a_c / 4}$$

で与えられる。これより、捩りひずみは平均で 0.3%、最大で 0.6%に及ぶことが分かる。ただし、現在の知見において捩りひずみが臨界電流に及ぼす影響は未解明であり、今後、素線レベルの実験や解析によって明らかにしていく必要がある。一般的な見解としては、通常の引張りひずみや圧縮ひずみに対して捩りひずみによる臨界電流の低下は小さいレベルに留まると考えられる。

巻線作業が完了した導体には、巻線による機械的ひずみに加えて、冷却時の熱収縮差に伴う熱ひずみ加わることになる。ITER 導体の場合、熱ひずみが-0.76%に及ぶと評価されており、それに巻線ひずみ加わると更なる臨界電流の低下が懸念される。このように大きな巻線ひずみ加わるヘリカルコイルには、耐ひずみ特性に優れた Nb₃Al 線材が適していると考えている。これが、Nb₃Al を選択する理由であるが、捩

りの効果によって逆に圧縮ひずみが一部開放される可能性もあるため、現状、Nb₃Snの使用も視野に入れておく。

最後に、CIC 導体を用いたコイルを製作する場合、通常、巻線完了後にエポキシ系樹脂を（ITERのコイルの場合には放射線に強いシアネートエステルが混合される）用いた真空含浸工程が行われる。このためにはコイル巻線全体を真空中で 150°C程度まで加熱して樹脂を巻線の隙間に均一に行き渡らせ、ゆっくりと硬化させる必要がある。ITERのコイルの場合も巨大な電気炉を用いてこの工程が行われる。しかしながら、これを一体もののヘリカルコイルに適用するためには開発研究が必要である。また、真空含浸を行わずにコイルの剛性を確保する方式の検討も重要と考えられる。従来、真空含浸は強制冷却コイルではデフォルトとして想定されてきたが、これを省略したコイルで同等の性能が出せるかどうか、今後詳細な議論や新たな開発を行う必要がある。

ヘリカルコイルの他にポロイダルコイルについても CIC導体を用いて巻線することを考える。ポロイダルコイルは経験磁場が低いため、NbTi線材を用いることが可能であり、実際、ITER や KSTAR 等でもそうした仕様となっている。NbTi 線材はひずみに強く、繰り返し励磁に伴う劣化等も観測されていない。また、リアクト&ワインド方式で巻線を行うことができる。ただし、FFHR-d1 では、巻線径が ITER のポロイダル磁場コイルよりも更になるため、一層の技術成熟が要求される。

3.2.4.2-3 CIC 導体を用いた巻線の冷却

CIC 導体を用いた超伝導コイルでは、CIC 導体内を流れる超臨界圧ヘリウム (SHe) によって超伝導線を冷却している。これを安定に運転するためには、冷却安定性の観点から 1 流路あたりの温度上昇を SHe 循環ポンプのヘッドの限界からその圧力損失を抑える必要がある。FFHR-d1ではトラス内側でブランケットを薄くする設計となっており、この部分でのコイル巻線部の核発熱が大きくなることを見込まれる。これに対して、ITER の検討では、CIC 導体で許容される核発熱として 1 mW/cc 程度が限界と考えられる[2.4.2.11]。ITER-TF コイルはダブルパンケーキ巻であるため、最内層 1 周分のみが高い核発熱にさらされるのに対して、FFHR-d1 のヘリカルコイルの場合、LHDと同様のレイヤー巻を採用すると最内層の導体は全長にわたって高い核発熱にさらされることになり、流路当たりの核発熱量はより厳しい条件であると言える（図 2.4.2.5 参照）。そこで、CIC 導体を用いた超伝導コイルの冷却特性を評価する 1 次元の計算コードを開発し、FFHR-d1 のヘリカルコイルの冷却を数値計算で評価した。計算対象とした CIC 導体は ITER や JT60SA で採用された中心チャンネル付きの CIC 導体である。本計算では、簡単のため中心チャンネルを 1 次元円管として超臨界圧ヘリウムはその中のみを流れると仮定し、導体長手方向の流体計算を行った。これは冷却条件として実際より厳しい仮定である。計算モデルの概略を図 2.4.2.5 に示す。右図は最内層の導体 1 セクタ分を表しており、核発熱量は FFHR-d1 を模擬してトラス内側部分（1 セクタの 15 %の長さ）で 0.5 mW/cc、それ以外で 0.1 mW/cc とした。FFHR-d1 のヘリカルコイルの導体 1 ターン（5 セクタ分）の長さは 157 m で、3 ターンで 1 流路とすることが考えられているので、流路全長は 471 m である。

流体計算に用いた基礎方程式を以下に示す。

連続の式

$$\frac{\partial \rho_{SHe}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_{SHe} \cdot \vec{u}) = 0 \quad (3.2.4.2.1)$$

運動量保存則

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_{SHe} \cdot \vec{u}) + \nabla \cdot (\rho_{SHe} \vec{u} \cdot \vec{u}) = -\nabla P + \tau_w \quad (3.2.4.2.2)$$

ただし、

$$\tau_w = -f \cdot \frac{\xi}{2A} \cdot \rho u^2 \quad \begin{cases} f_{HP} = 64 \text{Re}^{-1} & (\text{Re} < 3000) \\ f_B = 0.3164 \text{Re}^{-0.25} & (3000 < \text{Re} < 10^5) \\ f_N = 0.0032 + 0.221 \text{Re}^{-0.237} & (\text{Re} > 10^5) \end{cases}$$

エネルギー保存則

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_{SHe} \cdot h) + \nabla \cdot (\rho_{SHe} \vec{u} \cdot h) = \nabla \cdot (\lambda_{SHe} \cdot \nabla T_{SHe}) + Q \quad (3.2.4.2.3)$$

ここで、 ρ は密度、 u は流速、 P は圧力、 τ_w はせん断応力、 f は管摩擦係数、 ξ は濡れ周長、 A は導体の断面積、 Re はレイノルズ数、 h はエンタルピー、 λ は熱伝導率、 T は温度、 Q は核発熱である。また圧力損失は Darcy-Weisbach の式で求め、管摩擦係数にはレイノルズ数によって、Hagen-Poiseuille の式、Blasius の式、Nikuradse の式の 3 式を使用した。さらに、本計算では定常核発熱による超臨界圧ヘリウムの温度上昇を解くので、上述の基礎方程式について定常を仮定して離散化した以下の 2 式を用いて計算を簡略化した。

エンタルピーの式

$$h_i = h_{i-1} + \frac{Q \cdot \Delta x_i \cdot D_{cicc}^2}{\dot{m}} \quad (2.4.2.4)$$

圧力の式

$$P_i = P_{i-1} - f_{i-1} \cdot \frac{\Delta x_{i-1}}{D_h} \cdot \frac{\rho_{i-1} \cdot u_{i-1}^2}{2} \quad (2.4.2.5)$$

ここで、 h はエンタルピー、 Q は核発熱、 Δx は計算メッシュ長、 D_{CICC} は導体直径、 \dot{m} は超臨界圧ヘリウムの質量流量、 P は圧力、 f は摩擦係数、 D_h は水力直径、 ρ は密度、 u は流速である。超臨界圧ヘリウムの物性値には HEPAK (© Copyright Cryodata Inc.) の値を用いた。温度は、(3.2.4.2.4)、(3.2.4.2.5)式から得られたエンタルピー、圧力から HEPAK で得ることができる。

図 3.2.4.2-6 に FFHR-d1 のヘリカルコイル最内層導体における超臨界圧ヘリウムの温度上昇、圧力損失を示す。ここで FFHR-d1 のヘリカル導体、中心チャンネルの直径は、それぞれ 50 mm、15 mm とした。また、超臨界圧ヘリウムの入口温度、圧力は、それぞれ 4.5 K、0.6 MPa とした。超臨界圧ヘリウムの質量流量が増加するにつれ、温度上昇は下がり、圧力損失は増加した。ここで、許容される温度上昇、圧力損失は、それぞれ 1 K、0.1 MPa (図中に破線で示す) とすると、超臨界圧ヘリウムの質量流量が 41 g/s から 47 g/s までの範囲でともに許容値以下となることが分かった。よって、FFHR-d1 のヘリカルコイル用 CIC 導体として想定されるサイズ、冷却条件において、定常的な核発熱による温度上昇と圧力損失を評価した結果、許容可能となる見通しを得たと考える。

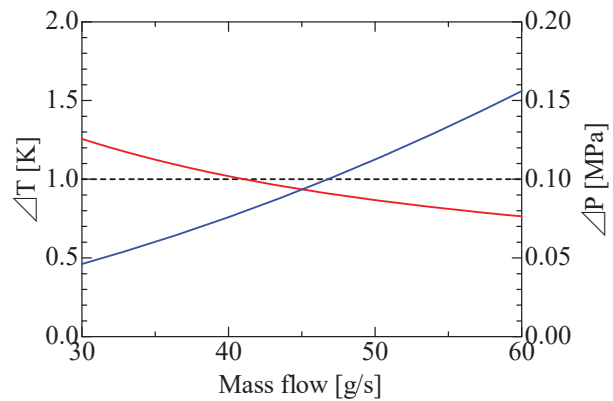


Figure 3.2.4.2-6 Temperature rise and pressure drop in the first layer of the FFHR helical coils made from CIC conductors.

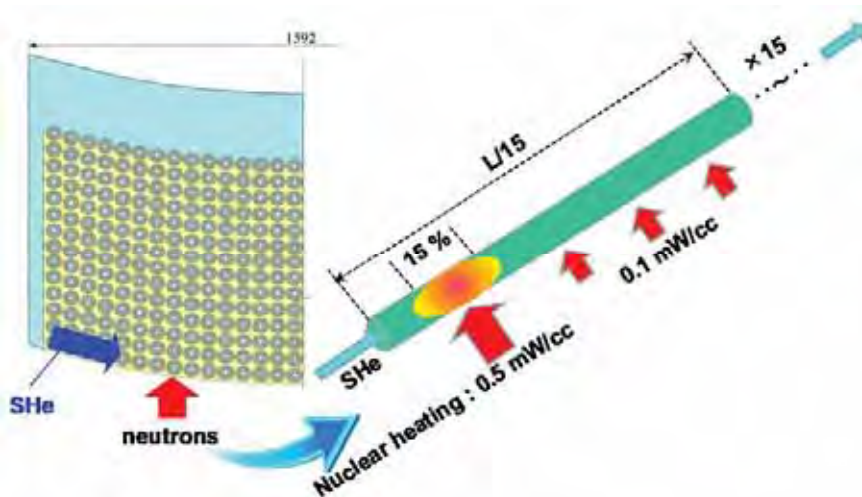


Figure 3.2.4.2-5 Nuclear heating and cooling flow for the first layer of the FFHR helical coils made from CIC conductors.

参考文献

- [3.2.4.2-1] 安藤俊就、低温工学 **39** (2004) 383.
- [3.2.4.2-2] T. Ando et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **9** (1999) 628.
- [3.2.4.2-3] K. Takahata et al., Fusion Eng. Des. **65** (2003) 39.
- [3.2.4.2-4] N. Koizumi, T. Takeuchi and K. Okuno, Nuclear Fusion **45** (2005) 431.
- [3.2.4.2-5] S. Imagawa, A. Sagara and Y. Kozaki, Plasma and Fusion Research **3** (2008) S1050.
- [3.2.4.2-6] S. Imagawa et al., Nuclear Fusion **49** (2009) 075017.
- [3.2.4.2-7] D. Bessette, IEEE Trans. Appl. Supercond. **13** (2003) 1433.
- [3.2.4.2-8] K. Kim et al., Plasma Sci. Tech. **6** (2004) 2445.
- [3.2.4.2-9] T. Takeuchi et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **15** (2005) 3372.
- [3.2.4.2-10] T. Hamajima et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **20** (2010) 560.
- [3.2.4.2-11] ITER, Plant Description Document, 2.14 Nuclear Assessment (2001)
http://www.naka.jaea.go.jp/ITER/FDR/PDD/PDD_2_14_Nuclear_Analysis.pdf

3.2.4.3 LTS 間接冷却方式マグネット設計

上述のようにCIC導体は多くの優れた特長を有する一方、いくつかの課題も抱えている。原型炉の次に多数の実用炉を建設することまで視野に入れるならば、より簡素なコイル構造とそのため導体方式を模索することも重要である。この意味で間接冷却方式のコイル構造を提案し、最適な導体開発を行っている[3.2.4.3-1 - 3.2.4.3-3]。間接冷却方式では、CIC導体のように導体内部に冷媒を流すことはせず、巻線の中に冷媒を通す冷却パネルを設け、そこからの熱伝導によってソリッド導体を冷却する。コイル巻線は電流パスと冷却パスを独立して設計することが可能であり、冷却配管構造を簡素化し、コイル構造の最適化を図ることができる。

FFHR-d1のヘリカルコイルに必要な電流容量100 kA級のLTS間接冷却導体として、Figure 3.2.4.3-1の製造法を考えている。ここで提案する新型導体ではCIC導体と比較して超伝導素線の Nb_3Sn に加わる熱ひずみを低減し、高い臨界電流密度を得ることが可能であり、 Nb_3Al 線材だけでなく実績の大きい Nb_3Sn 線材を選択することができる。例えば、大容量化のため Nb_3Sn 線材のラザフォード型ケーブルを製作する。この構造を採用することで素線の規則正しい転位を行うことができ、CIC導体のバンドル構造に

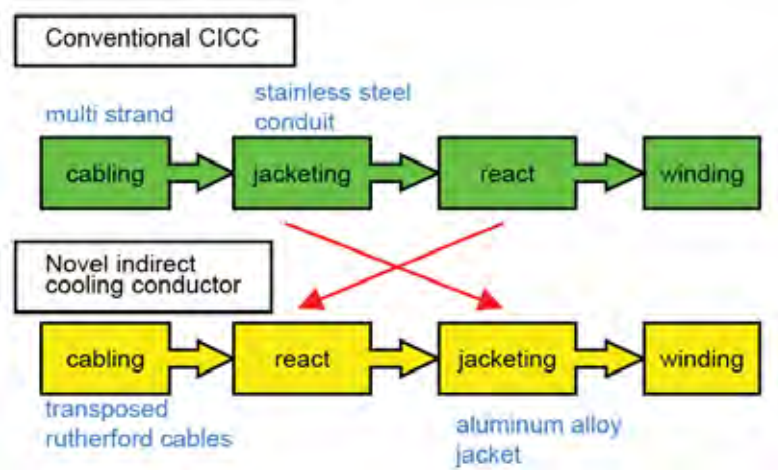


Figure 3.2.4.3-1 Comparison between LTS indirectly cooled superconductor and CIC conductor.

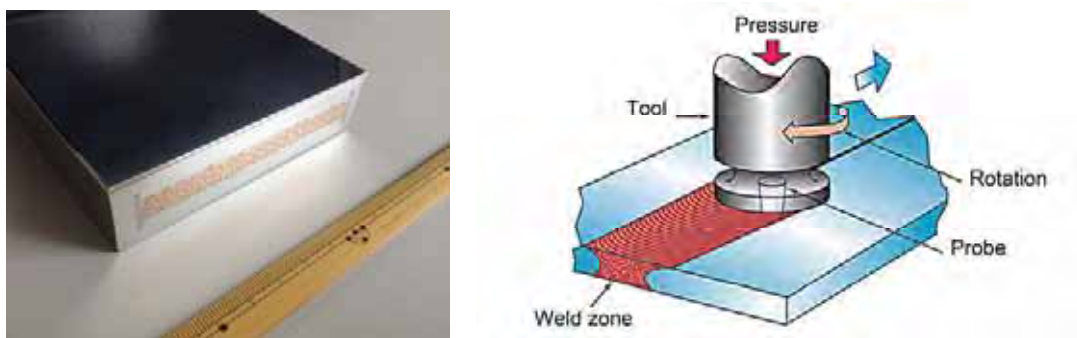


Figure 3.2.4.3-2 Photograph of the prototype indirectly cooled superconductor (left) and conceptual scheme of friction stir welding (FSW) (right).

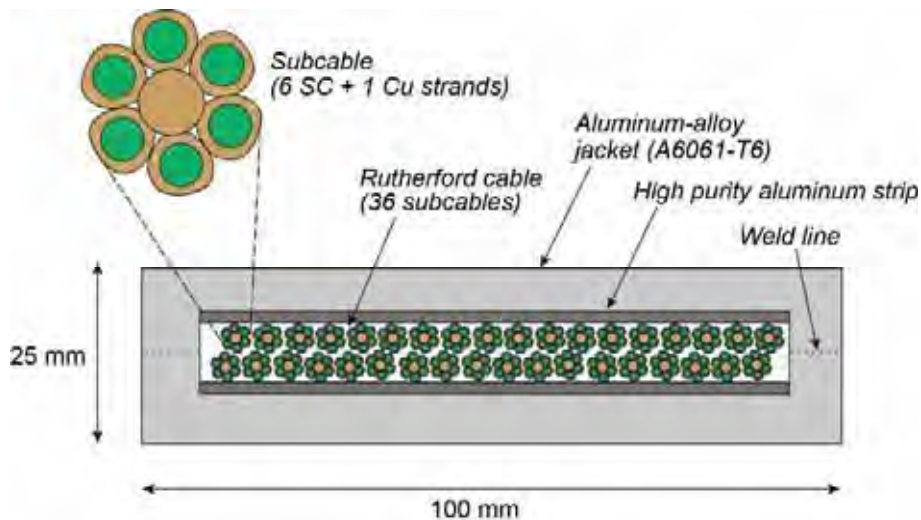


Figure 3.2.4.3-3 Schematic of the conductor for FFHR.

において観測されるような素線間の撚り乱れによる長時定数の結合損失や電流偏流を回避できる。さらに機械的強度を高めるため、熱処理した撚線をアルミニウム合金製のジャケットの中に収めるという新しい製造工程を提案する。これを『リアクト&ジャケット (R&J) 法』と呼ぶ。アルミニウム合金を用いるのは、核発熱を除去するためジャケットに高い熱伝導率が求められるためであり、4 Kレベルで熱伝導率の低いステンレスを用いることは難しい。ただし、アルミニウム合金の融点が Nb_3Sn の熱処理温度に近いので、ステンレスジャケットを用いるCIC導体のようにジャケット複合化を行った後に導体全体を熱処理することはできない。そこで、予め熱処理を施した撚線をジャケットに収めるという方法を採用する。その際、摩擦攪拌接合 (FSW) によってジャケット部材を接合することで、撚線にダメージを与えることなく複合化を行うことが可能となる。Figure 3.2.4.3-2に試作した導体の写真と、摩擦攪拌接合の概念図を示す。R&J法では、ジャケットを反応熱処理後、300 Kで複合化するため、熱収縮差によって Nb_3Sn に発生する圧縮ひずみを低減でき、この効果による臨界電流の向上を実際の導体開発において確認している [3.2.4.3-2, 3]。FFHR-d1のヘリカルコイル用導体として要求される定格電流は100 kAである。LTS間接冷却導体の場合、安定性を確保する観点から臨界電流としては定格電流の2倍程度が必要となる。そこで、導体の臨界電流を200 kAと設定する。導体サイズより電流密度として 80 A/mm^2 の高臨界電流密度 (導体平均) が必要であることを意味し、重要な開発課題である。現在進めている100 kA級LTS間接冷却導体の断面設計例をFigure 3.2.4.3-3に示す [3.2.4.3-4]。

LTS 間接冷却導体を用いる場

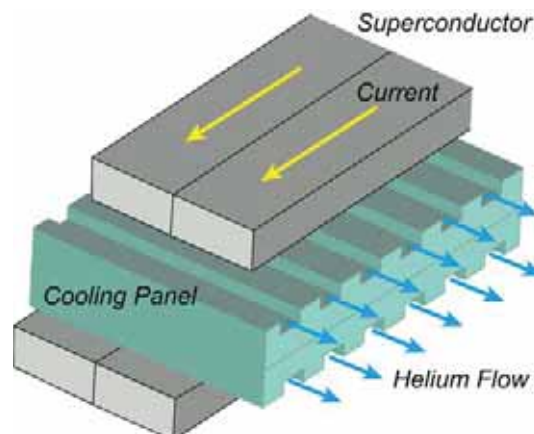


Figure 3.2.4.3-4 Method of cooling windings.

合の巻線の最適な冷却方法を検討する必要がある。Figure 3.2.4.3-4 に構造を示す。間接冷却では冷却パネルに二相流ヘリウム等の冷媒を流し、導体は冷却パネルからの熱伝導によって冷却する。巻線の2層ずつに冷却パネルを挿入すると、全ての導体の1辺が必ず冷却パネルに接することになる。FFHR-d1 の設計ではトラス内側で中性子遮蔽用スペースが限られるため、この部分のヘリカルコイル最内層における核発熱が 500 W/m^3 と厳しくなる。導体内部の核発熱は絶縁物を介して冷却パネルによって冷却される。絶縁物の熱伝導率はアルミニウム合金に対して2桁以上小さいため、ここでの温度勾配が導体の温度上昇を決定する。ステンレスと絶縁物では熱伝導率が1桁も違わないため、ジャケットにステンレスを使うとジャケットでの温度勾配が無視できない。絶縁物の温度勾配は1次元の熱伝導方程式から簡易的に計算できる。導体体積当たりの核発熱量を 500 W/m^3 、絶縁物の厚さを 1 mm 、絶縁物の熱伝導率を 0.05 W/m-K 、導体単位長さ当たりの冷却表面積を 0.1 m^2 とした場合、温度勾配は 0.25 K となる。これに対し導体内部の金属部の温度勾配は 0.02 K を超えることはない。 Nb_3Sn 線材にとって 0.3 K の温度マージンを与えることは実用的に可能である。しかし尤度が小さいことは確かであり、熱伝導率の高い絶縁物の開発や絶縁物を薄くする設計が必要である。その一例としてセラミックス絶縁被膜の可能性を検討している[3.2.4.3-5]。一方、冷却パネルと絶縁物との界面熱抵抗も重要な課題である。固体間接触では接触熱抵抗の推定が難しく、不慮の温度上昇をもたらす可能性がある。そこで、冷媒を直接絶縁物に接触させる冷却パネルを検討している。一方、3.2.3.11-2節で示されたように、ブランケット空間を増大させる工夫により、核発熱量を 100 W/m^3 にまで減少できる可能性が生まれている。ここまで核発熱を抑えることができれば、導体の温度上昇を 0.1 K 以下まで抑えることができるだろう。

上述のように、核発熱が存在する条件においてLTS導体を間接冷却で用いた巻線構造を成立させるためには、導体のジャケットにアルミニウム合金を用いることが必要である。この場合、ジャケットにステンレスを用いるCIC導体の場合と比べて導体の機械強度が下がる懸念があるが、実際には同程度である。これは、CIC導体の場合に撚線バンドルの機械強度が全く期待できないのに対して、LTS間接冷却導体の場合には撚線に長手方向の引張強度が期待できるためである。導体断面方向の圧縮に対しても、低融点金属を充填材として空隙を埋めることで一定の強度が期待できる。FFHR2m1に対する構造解析では、巻線部及び冷却パネル部の最大応力が 169 MPa 及び 269 MPa 、巻線部のフープ力による最大引張ひずみが 0.185% と計算された[3.2.4.3-6]。これらは全て許容できるレベルとなっている。

核融合炉用マグネットにLTS間接冷却導体を適用するにあたっては、冷却安定性の評価とこれを考慮した巻線構造の検討が極めて重要な課題として挙げられる。LTS間接冷却の場合、導体が電磁力によって数 μm 動くとも摩擦発熱によって常伝導部が発生し、コイル全体のクエンチに至ることが懸念される。このため、巻線が絶対に動かないような強固な固定が必須である。この問題に対する検討については今後の研究課題である。

参考文献

- [3.2.4.3-1] K. Takahata et al., Fusion Eng. Des. **82**, 1487 (2007).
- [3.2.4.3-2] K. Takahata et al., Cryogenics **51**, 397 (2011).
- [3.2.4.3-3] K. Takahata et al., Plasma and Fusion Res. **8**, 2405008 (2013).
- [3.2.4.3-4] K. Takahata et al., Plasma and Fusion Res. **9**, 3405034 (2014).
- [3.2.4.3-5] K. Takahata et al., Plasma and Fusion Res. **10**, 3405011 (2015).
- [3.2.4.3-6] H. Tamura et al., Plasma and Fusion Res. **5**, S1035 (2010).

3.2.4.4 HTS マグネット設計

FFHR-d1 のマグネットにおける超伝導導体の選択肢の一つとして、銅酸化物系の高温超伝導 (High-temperature superconductor; HTS) 導体を検討している[3.2.4.4-1]。HTS 導体は冷却安定性が高く、コイルがクエンチする心配を大幅に軽減できるとともに、巨大なヘリカルコイルを短尺導体の接続によって迅速に製作することができると期待される。さらに、高い温度領域における運転によって経済的に優れた核融合炉として成立させることが可能となるとともに、供給不足が懸念されるヘリウムの使用量を低減させることも期待できる。

現状、HTS 線材の大型マグネットへの応用についてはまだ本格化していないが、 Nb_3Sn 線材を大型マグネットに適用するまでに 30 年に及ぶ開発時間がかかったことを振り返ると、HTS 線材についても早急に開発を本格化すべきと考える[3.2.4.4-2]。現在は、欧米と日本において、大電流 HTS 導体の開発が始まったところである。

以下では、HTS 大型導体を用いた FFHR-d1 のマグネット設計について検討の現状を述べる。

3.2.4.4-1 HTS 線材

HTS 材料はペロブスカイト構造を持つ銅酸化物 (セラミック) であり、1986 年に超伝導特性を有することが発見された。従来の金属系低温超伝導材料が持っていた臨界温度の記録を大幅に塗り替え、いわゆる超伝導フィーバーを巻き起こした。金属系低温超伝導材料を用いるためには液体ヘリウムによる冷却が必要不可欠であり、特殊な大型研究用途やごく一部の民生応用以外には超伝導の実応用という観点から難しいものがあるが、HTS 材料はその高い臨界温度のために液体窒素を用いた冷却も可能であり、発見から 25 年を経た現在、電力応用を中心に線材の開発が進められている。最近では小型の GM 冷凍機の性能が格段に向上してきたこともあり、液体ヘリウムや液体窒素を用いない無冷媒冷凍方式の超伝導機器の開発も進められており、HTS 線材の本格的な適用の道が探られている。極低温での臨界磁場が金属系超伝導材料と比べて圧倒的に高いことや、併せて臨界電流密度も高く取れること (図 3.2.4.4-1) から、高磁場コイルへの適用にも期待がかかる。

HTS 線材には、主にビスマス (Bi) 系線材とイットリウム (Y) 系線材がある。前者は“第 1 世代 HTS 線材”と呼ばれ、Bi-2212 線材と Bi-2223 線材がある。このうち Bi-2223 線材はテープ形状であり、単線 (線材幅: 4.2 mm) の臨界電流は液体窒素温度 77 K、自己磁場において 200 A を超えている。現在既に大電力輸送用の超伝導ケーブルや変圧器、モータなどのプロトタイプ試験用に多くが使われている。核融合研究への応用では HTS 電流リードに実際に適用されており、ITER 用として既に 80 kA 級のものも開発されている。東京大学で建設された磁気浮上式の内部導体閉じ込め方式である Mini-RT 装置の磁気浮上コイルにも適用され、世界で初めてプラズマ核融合実験装置に HTS 線材が使われた例となった (核融合科学研究所との共同研究) [3.2.4.4-3]。Mini-RT に引き続き、より大型の RT-1 装置も製作され、6 時間以上の安定な磁気浮上を達成してプラズマ実験が遂行されている[3.2.4.4-4]。一方、核融合科学研究所では、後述のように Bi-2223 線材を用いて HTS 大電流導体の開発を 10 kA 級導体としてスタートした[3.2.4.4-5]。ビスマス系線材のもう一方の Bi-2212 線材は、HTS 線材として唯

一丸線の製造が可能であり、LTS線材と同様の使い方が可能である。そこで、加速器応用を対象として平角形状の成型撚線（ラザフォードケーブル）が検討・試作されたり、核融合応用を目指してケーブル・イン・コンジット（CIC）導体への適用が検討され、2000年代の初めには、10 kA級のCIC導体が試作開発されたりした[3.2.4.4-6]。これらBi系線材はいずれも母材に銀が使われるため、放射化の観点から核融合炉用マグネットへの適用は難しいと考えられてきた。最近、中国のCFETR炉の設計では、装置全体の小型化を目的として中心ソレノイドコイルの高磁場化を図り、その内層部にBi-2212線材をCIC導体として適用することが提案されている。この位置であれば、中性子フラックスが低くBi線材を使える可能性がある。

Y系線材は“第2世代HTS線材”とも呼ばれる。希土類元素としてYを用いる場合、 $YBa_2Cu_3O_y$ はYBCOあるいはY123と表記されるが、YをガドリニウムGd等の他の希土類（Rare Earth）元素に置き換えた線材等も開発されているため、総称してREBCOと称されることもある。ビスマス系線材より磁場中での臨界電流特性に優れていること、特に、高温（50 K以上）でそのことが顕著であることにより、各種の電力機器（変圧器、モーター、電力ケーブル等）や医療用機器（加速器、MRI等）をターゲットとして急ピッチで開発が進められている[3.2.4.4-7]。特に、小型で大出力の超伝導モータも可能となるため、船舶や航空機など、輸送機器への適用の期待も大きい。Y系線材では基材にニッケル合金が用いられるため、従来の超伝導線材と比べて機械的強度が圧倒的に高く（ハステロイは引張強度1 GPa以上）、強大な電磁力を受ける高磁場コイルへの適用にも有望と考えられる。核融合応用としては、前出のMini-RT装置において最初に適用したBi-2223線材を用いた磁気浮上コイルをアップグレードしてY系のGdBCO線材で巻き直したコイルとする計画が遂行された[3.2.4.4-8]。

ここで、Y系超伝導線材の特徴や製造方法について説明しておく。YBCOは1987年2月に米国で発見された酸化物で、90 Kの臨界電流を持つ。臨界電流特性が結晶方位によって大きく異なることから、結晶構造をできるだけ揃えるための配向制御が必要である。特に、ビスマス系と異なり、c軸配向のみならずa-b面内の配向（二軸配向）も実現する必要がある。このため、線材にするにはニッケルやハステロイ、銀などの金属テープの上に薄膜状の結晶を成長させることになり、“薄膜線材（Coated Conductor; CC）”とも呼ばれる。Y系線材の一般的な構成を図3.2.4.4-1に示す。REBCO層を面内配向させるためには、主に次の二つの方法がある。一つは基板である金属テープを配向させる方法であり、もう一つは無配向の金属テープ上に配向中間層を成膜する方法である。いずれもまずテンプレートとなる配向組織を作り、その上にREBCO層を成長させるという方式をとる。前者ではニッケルや銀などの金属テープに90%以上の強加工を施し、その後適切な再結晶化熱処理を与えることで面内配向した基材RABiTS（Rolling Assisted Biaxially Textured Substrate）が得られる。基材が銀の場合にはその上にREBCO層を成長させることも可能であるが、ニッケル等の金属の場合にはもう一つの方法と同様にセラミックスの中間層（バッファ層）が必要である。中間層を配向させる方法として、代表的なものにイオンビームアシスト蒸着法IBAD（Ion Beam Assisted Deposition）がある。この方法ではスパッタによって成膜する際に特定

の角度 (55°) からイオンビームを照射することにより、無配向基板の上に二軸配向した中間層を効率よく成膜することができる。中間層としては YSZ や GZO が用いられる。この方法によって成膜された中間層は非常に高い配向組織となり、結晶粒も細かく長尺化に適した特性を示す。中間層の上には、PLD (Pulse Laser Deposition) を用いて YBCO 層が成膜される。YBCO 層の厚みは、現在のところ $1\text{--}2\ \mu\text{m}$ となっている。既に、 $10\ \text{mm}$ 幅のテープとして、臨界電流 $1000\ \text{A}$ に至る線材も実験室レベルでは作製されている。PLD 法をより高速に行うためには、マルチターン・マルチプルームと呼ばれる方法も開発され、成膜の均一化や成膜領域の拡大により線材作製が効率的に行えるようになり、長尺の線材が製作できるようになっている。IBAD 中間層については製造速度が遅いことが課題である。そこで、中間層に対しても PLD を用い CeO_2 層 (キャップ層) を成膜することで、高速に高配向中間層を得る手法も開発されている。一方、PLD 法よりも高速に REBCO 層を形成する手法として化学液相法 (MOD; Metal Organic Deposition) や化学気相法 (MOCVD; Metal Organic Chemical Vapor Deposition) がある。MOD 法では有機金属塩を溶媒に溶解して基板上へ塗布して焼成することにより超伝導相を形成する。このため真空容器を必要とせず、高速化とともに低コスト化が期待される。原料にトリフルオロ酢酸塩を用いたプロセス (TFA-MOD 法) では、高い配向組織が得られる。マルチコート法と呼ばれる複数回塗布と仮焼を繰り返した後に YBCO 層形成のための熱処理を加える方法も考案されており、熱処理条件の適正化を行うことで臨界電流密度を低下させることなく厚膜化に成功している。最近の線材開発では、温度 $77\ \text{K}$ での磁場中特性を向上させる目的で BZO のナノロッド等の人工ピンを導入する研究が盛んである[3.2.4.4-9]。人工ピンの導入は、磁場方向の異方性を軽減することにも有効である。また、線材を細線化することで交流損失を抑えることが可能であり、このための開発も進展している。

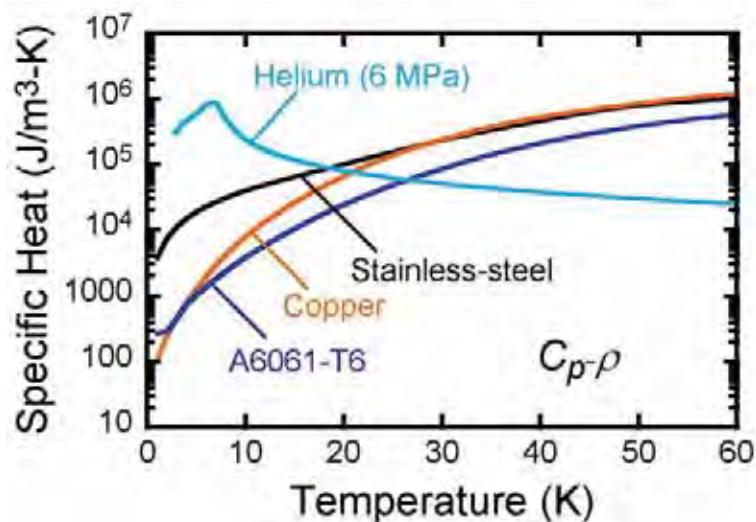


Figure 3.2.4.4-1 Volumetric specific heat for metals and helium (pressure: 0.6 MPa) as a function of temperature.

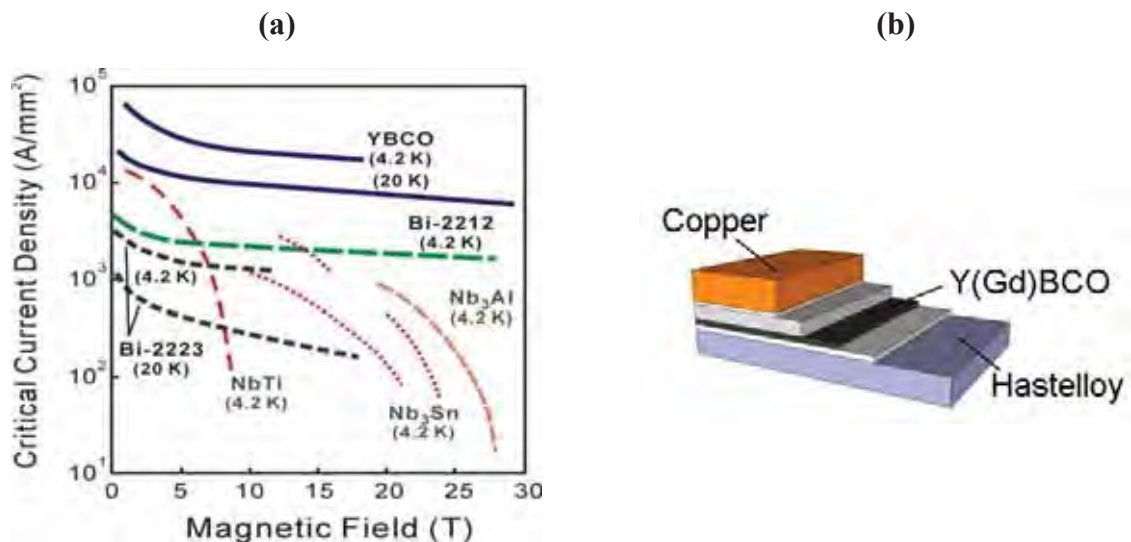


Figure 3.2.4.4-2 (a) Comparison of critical current density of various superconducting materials and (b) schematic illustration of compositions of a REBCO tape.

3.2.4.4-2 ヘリカル炉 FFHR-d1 用 100 kA 級大電流 HTS STARS 導体の設計

HTS 導体を用いると、高い温度領域における運転によって経済的に優れた炉として成立させることが可能と期待できる。そこで、ITER の次を想定したトカマク方式の原型炉の設計研究においても、HTS 導体を用いたコイル設計オプションが 10 年以上前より提示されている[3.2.4.4-10]。代表的には米国の ARIES-AT [3.2.4.4-11]と日本の VECTOR [3.2.4.4-12]である。いずれも幅広の大電流 YBCO 導体を用いた設計があり、ARIES-AT では 70 K という高温運転となっている。一方、VECTOR には Bi-2212 線材を用いる設計もあり、日本原子力研究開発機構（現量子科学技術研究開発機構）では実際に Bi-2212 線材で CIC 導体を構成した R&D も行われ、温度 20 K、磁場 12 T において 10 kA の電流を流すことに成功している[3.2.4.4-6]。これら先駆的な研究においても、コイル巻線を間接冷却とすることが考えられてきた。これは、HTS 導体の場合は導体自体の比熱が大きいことによって、導体がクエンチする可能性が低く、極めて安定なコイルを実現できると考えられるからである。このことは大型コイルでは特に重要であり、クエンチ確率が低いことは大きな魅力である。

ここで導体に入る入熱量 w と温度上昇 ΔT の関係は次式で与えられる。

$$w = C_p \rho \Delta T \quad (3.2.4.4-1)$$

上式において C_p は比熱、 ρ は密度である。 $C_p \rho$ の温度に対する依存性を示したものが図 3.2.4.4-3 であるが、液体ヘリウム温度 4 K では金属自体の比熱が小さく、導体の比熱はヘリウムで保証されることが分かる。これが、CIC 導体の内部が超臨界ヘリウムによって直接冷却される理由である。これに対して、温度が 20 K を超えると金属の比熱がヘリウムを上回るようになる。20 – 30 K において許容温度上昇として 10 K とすると、 $w \sim 2 \times 10^6$ J/m³ となる。これは、Nb₃Sn あるいは Nb₃Al 線材を用いた CIC 導体と同等以上である。

巻線導体がクエンチする原因として最も重要なのは導体が電磁力によって局所的

に動く機械擾乱であるため、ここで、許容される擾乱量も求めておく。擾乱による入熱は次式で表される。

$$w = B j \delta \quad (3.2.4.4-2)$$

ここで、 δ は移動距離である。例えば磁場を 10 T、電流密度を 40 A/mm²とすると、式(3.2.4.4-1)、及び、(3.2.4.4-2)が釣り合う条件より、許容される移動距離は 5 mm となる。これは通常のコイル巻線では全くあり得ないレベルである。これに対し、LTS導体の場合に同様の評価をすると、温度 4 K、許容温度上昇 1 K において許容擾乱は 5 μ m となるため、冷却が存在しない条件ではわずかな擾乱で常伝導転移が生じる。

Nb₃Sn や Nb₃Al 等の LTS 線材を用いて大電流大型導体を作るにあたっては、次に挙げる 3 つの基本がある。(1) 線材の素線に極細多芯線を用いること、(2) その素線を撚り合わせること、(3) 撚った素線が空間的に転位 (トランスポーズ) されていること。これらは LTS 線材において問題となる電磁氣的安定性と冷却安定性を保証するために必ず必要なことであるが、このために LTS 線材は多数のフィラメントから構成されるとともに、ツイストや撚りを入れるために外形が細い丸線形状となっている。HTS 線材を用いた導体を考案するにおいても、現在のところ一般にはこの基本を守ることが必要と認識されている。しかしながら、これはフィラメント構造を有し丸線形状を持つ Bi-2212 線材でのみ簡単に適用可能であり、Y 系線材の場合にはテープ形状でありフィラメント構造もないため極めて難しい課題となる。そこで、Y 系線材を用いた導体においても何とか擬似的にこの基本を踏襲するような構造の導体開発が欧米を中心に行われている。代表的なものとして次の 3 種類がある。一つはドイツのカーlsruエ工科大学 KIT を中心に開発が行われている Roebel 型導体である [3.2.4.4-13]。この導体ではテープ形状の Y 系線材をパンチングで切り欠くことでミアンダー形状に加工し、これを順次撚り合わせて大電流導体とする。KIT ではテープ線材を幅方向にできるだけ細かく分割して Roebel 導体を構成し、これを多数本組み合わせることでラザフォードケーブルとして温度 77 K で 20 kA 級の導体とする試作も行われている。一方、米国では、マサチューセッツ工科大学 MIT において積層した線材全体を捻っていく twisted-stack cable 型導体 (TSTC) が提案されており、これを 1 本の素線として多数の素線を集合することで、大容量の CIC 導体を構成することも提案されている [3.2.4.4-14]。TSTC のコンセプトを応用した大電流導体は、欧州における研究機関でも研究開発されており、RSCCCT 導体、SCHCC 導体、CROCO 導体等として派生している。米国では、他に、銅のフォーマの周りに Y 系線材を巻き付けることによって大電流導体を構成する Conductor on Round Core (CORC) 導体が開発されている [3.2.4.4-15]。これらの導体では、いずれもテープ線材が複雑な構造を持つため、製造が難しくコストも高くなる。導体の機械強度にも問題がある。HTS 導体は上述のように比熱によって高い冷却安定性が保証されるため、磁氣的不安定性や電流偏流がほとんど問題にならない。よって、これらに対する対処として考えられた LTS 導体と線材の構造とは別の発想も可能であると考えられる。そこで、テープ形状の線材に撚りや転位構造を設けず単純に積層して導体を作ることを提案した。NIFS ではこのタイプの HTS 導体の開発を 2005 年から開発を開始した。このタイプの導体を現

在 STARS (Stacked Tapes Assembled in Rigid Structure) 導体と呼んでいる。STARS 導体は、導体の製造が簡単でコストも低減でき、機械強度の高い導体の製造が可能である。後に述べるように接続が容易という利点もある。図 3.2.4.4-4 (左) にこの発想をもとに現在検討している大電流 HTS 導体の設計例を示す。この設計ではステンレス製ジャケットの中心に Y 系テープ線材を単純に積層して配置し、回りに安定化銅を入れた構造としている。線材間は機械的に接触するだけでも良いが、必要に応じて半田含浸することも可能である。いずれの場合も線材表面に剪断応力がかからない導体構成となっており、膜状の超伝導層が高強度の基材から剥がれやすいという問題を回避できる。一方、導体の外径を丸型とすることでヘリカル形状への加工を容易にすると同時に、線材の方向を磁場方向に合わせて調整することも可能となる。これによって、線材特性の磁場方向に対する異方性を解消し、高い臨界電流を確保するとともに交流損失の低減も図る。同様の発想は、LTS コイルにおいて実際に用いられた例がある [3.2.4.4-16]。

ただし、複雑な構造を採用すると、機械的に弱い懸念がある。また、導体の製作コストが増大する問題もある。図 3.2.4.4-3 の断面が現在の主候補である。この場合、現状の線材をそのまま用いると特にテープ面に垂直磁場が加わると臨界電流がまだ低い。そこで、現在、線材の厚膜化を図ることで低温において高い臨界電流が得られることが報告されており、有望である。また、人工ピンの導入によって磁場方向の異方性を軽減し、C 軸に並行方向の臨界電流を大幅に向上させる方策が開発されており、急ピッチで性能向上がなされている。こうした線材を用いることで現行の導体断面構造のまま臨界電流特性の向上を図ることが可能であると考えられる。

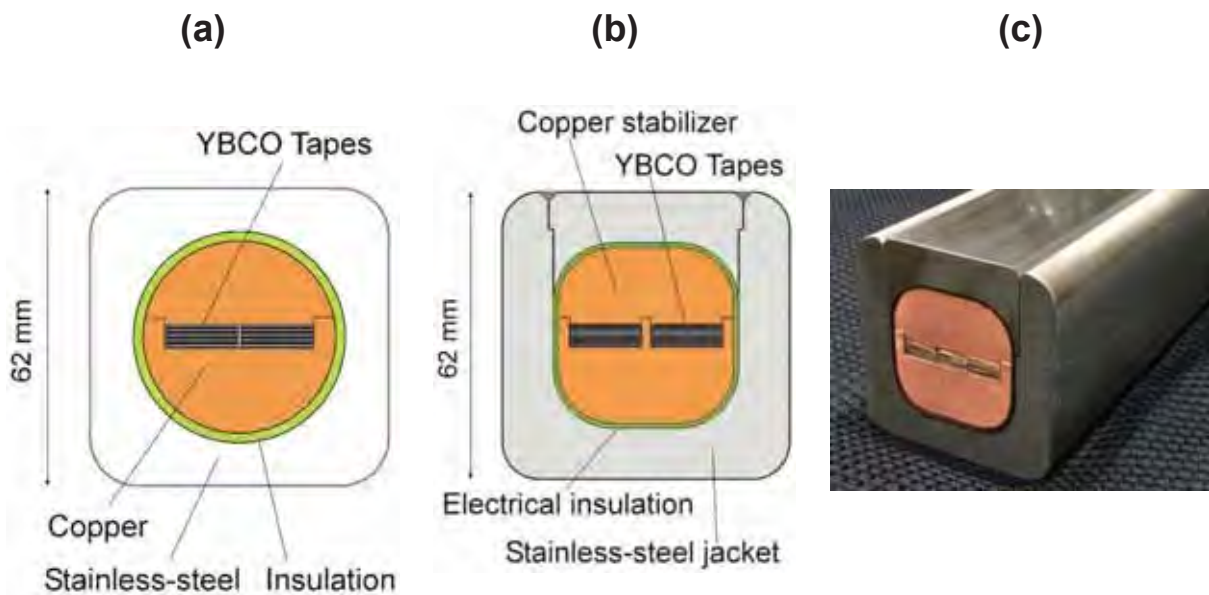


Figure 3.2.4.4-3 Schematic cross-sectional image of the 100 kA-class HTS STARS conductor designed for the helical fusion reactor FFHR-d1.

2.4.4.3 HTS 導体を用いたセグメント方式のヘリカルコイル巻線

FFHR-d1 のヘリカルコイルの巻線について、LTS 導体を使う場合、LHD のヘリカルコイルと同様に、ポロイダル方向及びトロイダル方向に回転する巻線機を用いて連続的に巻線作業を行う方針となる。装置サイズが4倍となるため、巻線機の外径は約50 m、高さは約30 mとなる。これは相当に大きいですが、技術的には製作可能であると判断され、前出のようにCIC 導体を対象として巻線方法の具体的な検討を進めている。しかしながら、特に工程の観点からは厳しいものがあると言わざるを得ない。すなわち、LHD ではヘリカルコイルの巻線作業に昼夜連続で1年半かかったが、これを単純に4倍したとしても6年を要することになる。LHD ではヘリカルコイルの巻線作業は本体とは別に設置したクリーンルームで行い、巻線完了後に全重量450 トンをクレーンで移動して、並行して製作しておいた下部電磁力支持構造物と下部ポロイダルコイルの上に設置したが、FFHR-d1 ではヘリカルコイルの重量が1万トンを超えるため、クレーンを用いて移動することができない。このため、当初から本体位置で全ての作業を行うことになり、巻線機の設置が難しいだけでなく、先に下部のコンポーネントを製作しておく必要があるなど工程が連続となり、装置全体の建設には相当の年数がかかることになってしまう。従って、ヘリカルコイルをより迅速に製作する方法を検討することは極めて重要な課題である。

その一つとして、ヘリカルコイルをセグメントに分けて製作し、現地で機械的に接続するという方法が考えられる(図3.2.4.4-4)。これは、1980年代半ばにおいてK. Uoによってヘリオトロン型核融合炉のヘリカルコイルに対して提案されたものであり[3.2.4.4-17]、万一、コイルの一部に不具合が生じたときに補修できるようコイルを着脱可能(demountable)とする発想に基づいている。当時は唯一の実用超伝導線材であったNbTi を対象として検討されたが、機械式の接続部における発熱が液体ヘリウムへの熱負荷として大きすぎて成立しないと結論された。その後、2000年代に入りH. Hashizumeらは、HTS 線材を用いた類似の提案を行い、運転温度を20 K以上とすることで熱負荷の問題を回避できることを示した[3.2.4.4-18]。これを受けて、FFHR の炉設計では、これに準じた方式が有望として検討を行った[3.2.4.4-1,3.2.4.4-19]。すなわち、demountable は難しいためまずはそれをやめて、once-through、すなわち、製作時の1回のみ接続にすれば現実的な解が見いだせるのではないかと考えた。しかしながら、1ヘリカルコイルの断面で400本を超える巻線導体を同時に接続する方法について現状の技術では解を見つけることができなかった。そこで、コイルセグメント同士の接続ではなく、1本ずつの導体セグメント同士を接続していく巻線方法を新たに提案した[3.2.4.4-20]。この場合に想定されるHTS 大電流導体の接続方法を図3.2.4.4-5に示す。テープ形状のYBCO線材を導体端部において階段状になるように配置することで低抵抗接続が可能であり(ブリッジタイプ接続)、導体をオリジナルの外径から太らせることなく接続が行える。テープ線材同士の接続には半田を用いる方法[3.2.4.4-21]と機械的に接続する方法の両方が考えられる。機械的接続方法については、東北大学・量子エネルギー専攻・橋爪研究室で開発されており、30 MPa を越える十分な応力がかかることで半田接続と同等の接続抵抗まで下げられることが分かっている[3.2.4.4-22-3.2.4.4-24]。ここで、100 kA 級導体の場合、10 mm 幅のYBCO線材として40枚を用いることを想定するが、各線材で50 mm ごとに接続することを考える。機械接続の場合、接続抵抗率として

$10^{-11} \Omega\text{m}^2$ が単線での測定で得られている。よって、導体の 1 接続箇所あたりの抵抗は $1 \text{ n}\Omega$ となる。

初期の提案では半ピッチごとの接続を想定していたが、その後、1 ピッチごとでも接続が可能なことを見出した。当初は直感をもとに針金を用いて検証したが、その後、3次元プリンターモデルを用いて検証した。この様子を図 2.4.4.6 に示す。現在の設計では、ヘリカルコイル全体について接続箇所は 3900 に及ぶため、一か所あたりの接続抵抗を $1 \text{ n}\Omega$ とすると、 100 kA の通電を行うコイル全体で約 40 kW の発熱となる。これを冷却するのに必要な電力は 2.5 MW ほどと概算される。LTS 導体オプションの場合に想定されるヘリウム液化冷凍機全体の必要電力は $20 - 30 \text{ MW}$ であるため、これは十分に小さく、許容範囲であると言える。3.1.3.3 節に述べるように、東北大学では、接続部の製作において熱処理を適用することで更に接続抵抗を下げる方法が開発されており、線材単線の接続では接続抵抗率が $1/5$ 程度まで低減している。この方法が大型導体にも適用できれば、必要な冷凍パワーは 0.5 MW ほどまで下がることになる。

導体のジャケット間の接続については、摩擦攪拌接合 (FSW) 等を用いて溶接することを検討している。これによって、本来の 1 本の導体と同等の機械剛性を確保できるものと期待される。

一方、単純に積層されたテープ線材には大きな磁気遮蔽電流が誘起され、プラズマの閉じ込め磁場に対して影響を与えることが懸念される。しかしながら、この問題については、装置にトロイダル方向の対称性がある限りは、トロイダル方向への積分として構成される閉じ込め磁気面に対して大きな影響を与えることはないものと判断され、それを数値計算によって確かめている[3.2.4.4-20]。詳細については、電流分流の問題とともに、依然、今後の重要課題である。

FFHR-d1 の運転においてヘリカルコイルは定常であるが、ポロイダルコイルについては核融合点火の立ち上げ時にプラズマ圧力の上昇に応じたフィードバック制御を行う必要があり、比較的長時間 (数分以上) ではあるものの電流変化を伴う。そこで、導体内の線材間の電流偏流と交流損失を抑える目的で転位構造を有した Roebel 型の転位構造を導体の一部に使用することも検討している。Roebel 構造を入れるための方法として、線材の一部を半田接続することによってミアンダーとする方式を考えている[3.2.4.4-25]。この方式では、接続部におけるジュール発熱を交流損失やその他の発熱要因に対して小さくすることができれば、準超伝導導体として成立させることができる。これを Roebel-MITO (Meandering for Inter-Transposition Optimization) 導体と名付けた。これは必要に応じてオンデマンドで適用可能である。

HTS STARS 導体、導体内部に電気絶縁材を設け、外部をステンレスジャケットの剥き出しとしている。ジャケット四隅の角を丸めて長手方向のチャンネルとし、ヘリウムガスを流して冷却する (図 3.2.4.4-7)。この方法では真空含浸が不必要となる。また、隣り合う導体のジャケット同士を溶接等で連結することで、機械的に強固な巻線が実現できる。

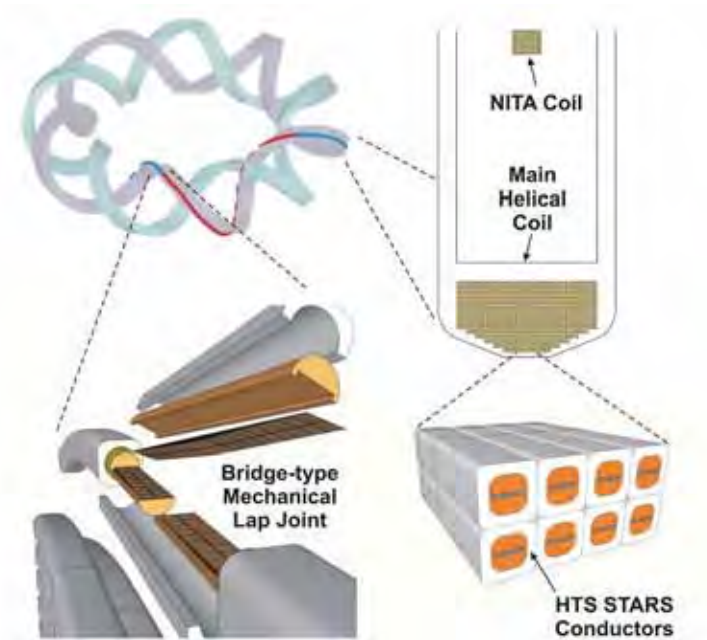


Figure 3.2.4.4-4 Schematic illustration of the FFHR-d1 helical coils with HTS STARS conductors. The “joint-winding” method is indicated with one-helical-pitch conductor segments. The cross-sectional view of the main helical coil (winding package) and a sub-helical coil (NITA coil) is also shown. (Reproduced from Ref. [3.2.4.4-26].)

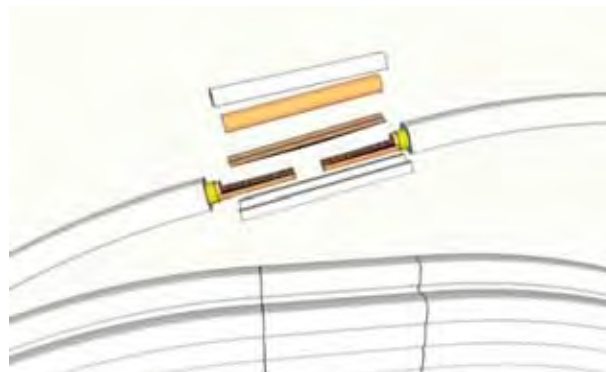


Figure 3.2.4.4-5 Close-up view of the joint section in the FFHR-d1 helical coils. The joint section is lifted at 500-1000 mm above the final position.



Figure 3.2.4.4-6 Confirmation of HTS joint-winding by 3-D printing models.

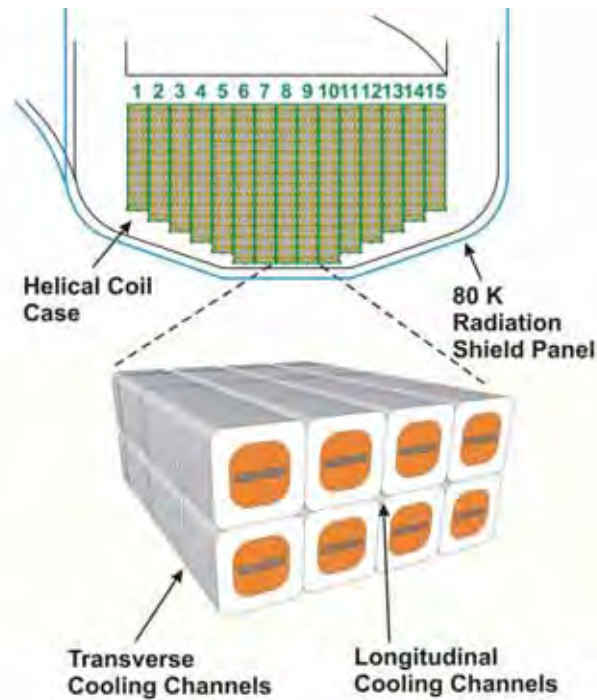


Figure 3.2.4.4-7 Close up image of the winding package of the FFHR-d1 helical coils consisting of HTS STARS conductors. The winding package in the helical coil is divided into 15 double pancakes. Cooling channels for helium gas in the longitudinal direction along the windings are formed by four corners of conductors. Transverse channels are provided by grooves on the conductor surfaces. (Reproduced from Ref. [3.2.4.4-26].)

3.2.4.4-4 HTS 導体を用いたヘリカルコイルに働く電磁力

HTS 導体を用いたマグネットオプションについて、電磁力によってヘリカルコイルに発生する応力に関する検討も行っている。従来、酸化物系の HTS 線材は超伝導物質自体がセラミックであるため機械強度が低く、高磁場マグネットや大型マグネットには適用できないのではないかと誤解があった。3.2.4.4-1 節で述べたように、Y 系線材では基材にニッケル合金が用いられるため、従来の超伝導線材と比べて機械的強度が高い（ハステロイ基材は引張強度 1 GPa 以上）。また、ガス冷却条件においてもジャケットにステンレスを用いることが可能である。これにより CIC 導体と同等、あるいは、それ以上の高い機械強度を保証することができる。3次元構造を持ったヘリカルコイル巻線に働く電磁力の評価は難しい課題であるが、まずは、参考文献 [3.2.4.4-27] で議論された LTS 間接冷却導体オプションに対する検討と同様に、等価的な巻線半径を仮定した円柱ソレノイドモデルとして解析計算、及び、2次元の有限要素法数値計算を行った。その結果、Von Mises 応力として巻線導体部分で最大 400 MPa、ステンレスコイル容器部分で最大 500 MPa と評価され、許容レベルであると判断できた [3.2.4.4-1]。さらに、3次元の有限要素法を用いた数値解析も行われた [3.2.4.4-28, 29]。結果は、図 3.2.4.4-8 に示すとおり、引張ひずみ 0.145% と求まった。また、HTS-STARS 導体の積層線材部に働くせん断応力の評価は、32 MPa であった。

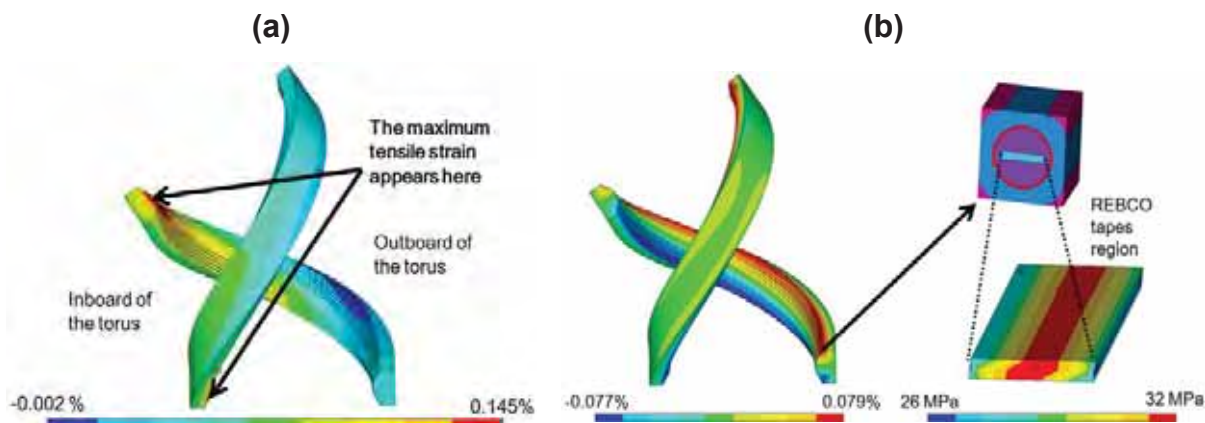


Figure 3.2.4.4-8 3D FEM analysis for the HTS helical coils: (a) normal strain distribution along the winding direction and (b) distributions of in-plane shear strain and its x - y component in the HTS tape region. (Both reproduced from Ref. [3.2.4.4-29].)

3.2.4.4-5 HTS 導体を用いたヘリカルコイルの保護と常伝導伝播解析

上述のように、HTS 導体は本質的に高い臨界温度を有するとともに、大電流導体設計においては十分な銅安定化材を用いているため、常伝導転移が生じたり、その後でクエンチに至ったりする確率は極めて低いと期待できる。しかしながら、このような状況においても、マグネットの保護システムはきちんと用意しておく必要がある。現状のマグネット設計では、外部抵抗を用いた保護システムを検討しており、3.2.5.4. 節「電源システム」に述べられている。ここでは、外部抵抗による電流減衰時定数を決めるため、導体のホットスポット温度を評価する。この評価のために、ここでは、ゼロ次元、及び、1次元の二つの解析を用いる。

ゼロ次元解析では、導体の温度上昇は時刻 t の関数として次式によって与えられる。

$$\gamma C_p(T) \frac{dT}{dt} = \rho_e(T) J(t)^2,$$

上式において、 γ は導体の密度、 C_p は比熱、 T は温度、 ρ_e は電気抵抗率、 J は電流密度である。ここで、問題を簡単化するため、導体の構成材として銅安定化材のみを考慮し、ステンレスジャケットは無視する。現状の STARS 導体の設計では、銅安定化材とステンレスジャケットの間に電気絶縁が入っている。これは熱絶縁としてもある程度働くため、外側のステンレスジャケットの熱容量は完璧には使えない。導体が臨界温度に達するまでの間、輸送電流のうちある程度は HTS 線材を流れるわけであるが、この解析では簡単のため HTS 線材は瞬間的に完全に常伝導状態に転移するものと仮定する。緊急遮断過程において導体の電流密度は初期値 J_0 から時定数 τ によって次式のように指数減衰する。

$$J(t) = J_0 e^{-t/\tau}.$$

電流の減衰に伴って導体が経験する磁場も減衰するが、銅の電気抵抗率については磁場を常に 12 T にフィックスして各温度において求める。銅の磁気抵抗効果は 20 K 以上の温度領域においては限定的である。例えば、導体温度が 60 K のとき、12 T に

ける抵抗率 (1.43 nΩ)と 6 Tにおける抵抗率 (1.23 nΩ)の差は 20 %にとどまる。これらの仮定のもと、上記の 2 式を結合し時刻に対して積分すると、時定数 τ とホットスポット温度 T_m の間に次の関係が求まる。

$$\tau = \frac{2}{J_0^2} \int_{T_0}^{T_m} \frac{\gamma C_p(T)}{\rho_e(T)} dT.$$

現在の導体設計について、初期温度 T_0 を 20 K、銅部の電流密度を 77 A/mm² とした場合の上記の関係をプロットすると図 3.2.4.4-9 となる。これより、時定数が 30 s という比較的長いものである場合もホットスポット温度は 190 K であり、これは許容範囲と言える。ただし、この解析はかなり粗いものであることは認識しておく必要がある。ここでは時刻ゼロから緊急遮断が開始されるとしているが、実際には、導体の一部に常伝導転移が出現してからこれを検出するまで、及び、検出後に緊急遮断回路を働かせるまでの間に有限の遅れ時間が存在するため、ホットスポット温度は更に上がることになる。従って、より正確で現実的な解析が求められる。そこで、常伝導伝播過程を扱う 1 次元解析を行った。これは、参考文献[3.2.4.4-30]に示す以前に行った解析を進展させたものである。1 次元解析では、次式の支配方程式を数値的に解く。

$$\frac{\partial}{\partial x} \lambda \frac{\partial T}{\partial x} + Q - \gamma C_p \frac{\partial T}{\partial t} = 0,$$

ここで、 λ は導体の長手方向の熱伝導率である。導体の発熱 Q は次式で表される。

$$Q = \frac{R_{sc} I_{sc}^2 + R_m I_m^2}{S}.$$

ここで、 R_{sc} は超伝導線材の実効的抵抗であり、パーコレーションモデルによって温度、電流密度、磁場強度と磁場の印加角度に応じて与えられる[3.2.4.4-31, 32]。金属の抵抗 R_m については、導体の断面積 S において銅安定化材とステンレスジャケットの並列回路として与える。現状の解析では、上記の 1 次元方程式について有限要素法 (FEM) を用いて数値的に解く。最初の常伝導転移を引き起こすために、導体の長手方向中心において熱擾乱を入力する。

計算結果を二つの条件について図 3.2.4.4-10 に示す。図 3.2.4.4-10 (a) では、ステンレスジャケットが寄与するとしている。これは、導体内部の電気絶縁材が熱絶縁として全く働かないと仮定したことに相当し、ステンレスジャケットの熱容量をフルに用いることが可能としている。この場合、遮断時定数 30 s に対してホットスポット温度は ~140 K と求まる。ここで、前述のゼロ次元解析と異なるのは、クエンチ検出が行われる閾値の電圧を 100 mV と設定し、これに達するまでに ~80 s の遅れ時間を許容していることである。すなわち、最初の擾乱による常伝導転移の発生後、HTS 線材に生じる遅い常伝導伝播により、常伝導部分が広がるのにこれだけの時間がかかるわけである。しかしながら、この条件においても、銅安定化材による優れた熱伝導とステンレスジャケットの熱量量によりホットスポット温度が急激に上昇することがないため、

これは許容できると言える。この結果は、例えば、EU におけるトカマク型デモ炉の HTS オプション設計において得られた結果と類似である[3.2.4.4-33]。

一方、導体の内部電気絶縁材が熱絶縁として完璧に働くと仮定すると、ステンレスジャケットの熱容量が使えないことになる。これは、ステンレスジャケットを計算から除外することに相当し、この場合には同じ遮断時定数を仮定するとホットスポット温度は~340 K まで到達する。これは、温度が高過ぎて許容できない。ただし、現実には、導体の内部電気絶縁材が完璧な熱絶縁として働くことはないため、実際のホットスポット温度は上記で得られた二つの温度の間になると予想される。最も悲観的にステンレスジャケットを完全に除外した場合、遮断時定数を 15 s まで短くするとホットスポット温度は~170 K となる。この計算を図 3.2.4.4-10 (b)に示す。後述のように、遮断時定数を短くすると遮断電圧が高くなる。よって、銅安定化材とステンレスジャケットの間の熱伝導を確保しておくことは重要である。このために、電気絶縁材として良い材料の選択が重要である。エポキシ系の有機絶縁材を用いる場合は、含浸過程における強力な接着が必要である。先進的なセラミック系の無機絶縁材を用いる場合は、クラックの発生を避けることが必須であり、銅安定化材とステンレスジャケットの接合を完璧に保証することが必要である。

緊急遮断の開始時において、コイルの両端には $V_0 = R_{ext} I_0$ で表される最大電圧が発生する。 R_{ext} は保護抵抗の抵抗値であり、遮断時定数とコイルの自己インダクタンス L によって、 $\tau = L_{coil} / R_{ext}$ として決められる。ホットスポット温度を低く抑えるためには R_{ext} は十分に高い必要があるが、そうすると、最大電圧が高くなる。最大電圧を抑える方策ため、コイルを複数のブロックに分割してそれぞれに保護抵抗を入れる方策がある。FFHR-d1 のヘリカルコイルの場合、図 3.2.4.4-7 に示すように巻線部を分割することが可能である。具体的には、ひとつのヘリカルコイルについて 15 のダブルパンケーキに分割し、2 条のコイルで全 30 分割となる。励磁時には全てのダブルパンケーキ、及び、垂直磁場コイル群について直列接続とする。各コイルブロックは保護抵抗とバイパス回路を有し、これらは並列に接続されている。緊急遮断の際には、断路器によって全てのバイパス回路が開かれ、保護抵抗がコイルに対して直列に接続され、これにより、緊急遮断が開始される[3.2.4.4-34]。コイルブロックの分割により、各ブロックの自己インダクタンスは~1 H に抑えられ、保護抵抗値 ~0.03 Ω とすると、遮断時定数は 30 s となる。この場合、コイル電流~ 100 kA により最大発生電圧は ~3 kV となる。時定数を 15 s とした場合は、最大発生電圧は ~6 kV となる。

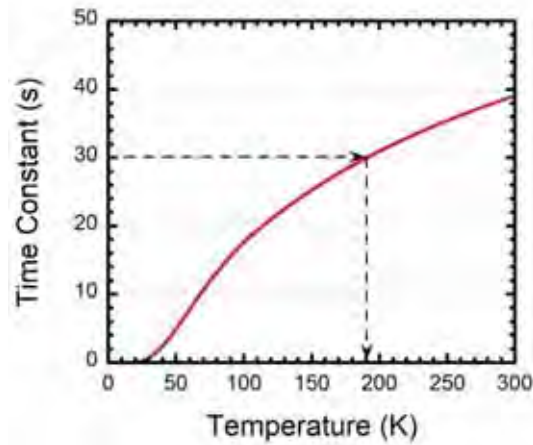


Figure 3.2.4.4-9 Relationship between the time constant and hot-spot temperature during an emergency discharging process for the FFHR-d1 HTS STARS conductor with a zero-dimensional analysis. Only the copper stabilizer is included. When the time constant is 30 s, the hot-spot temperature becomes ~ 190 K. (Reproduced from Ref. [3.2.4.4-26].)

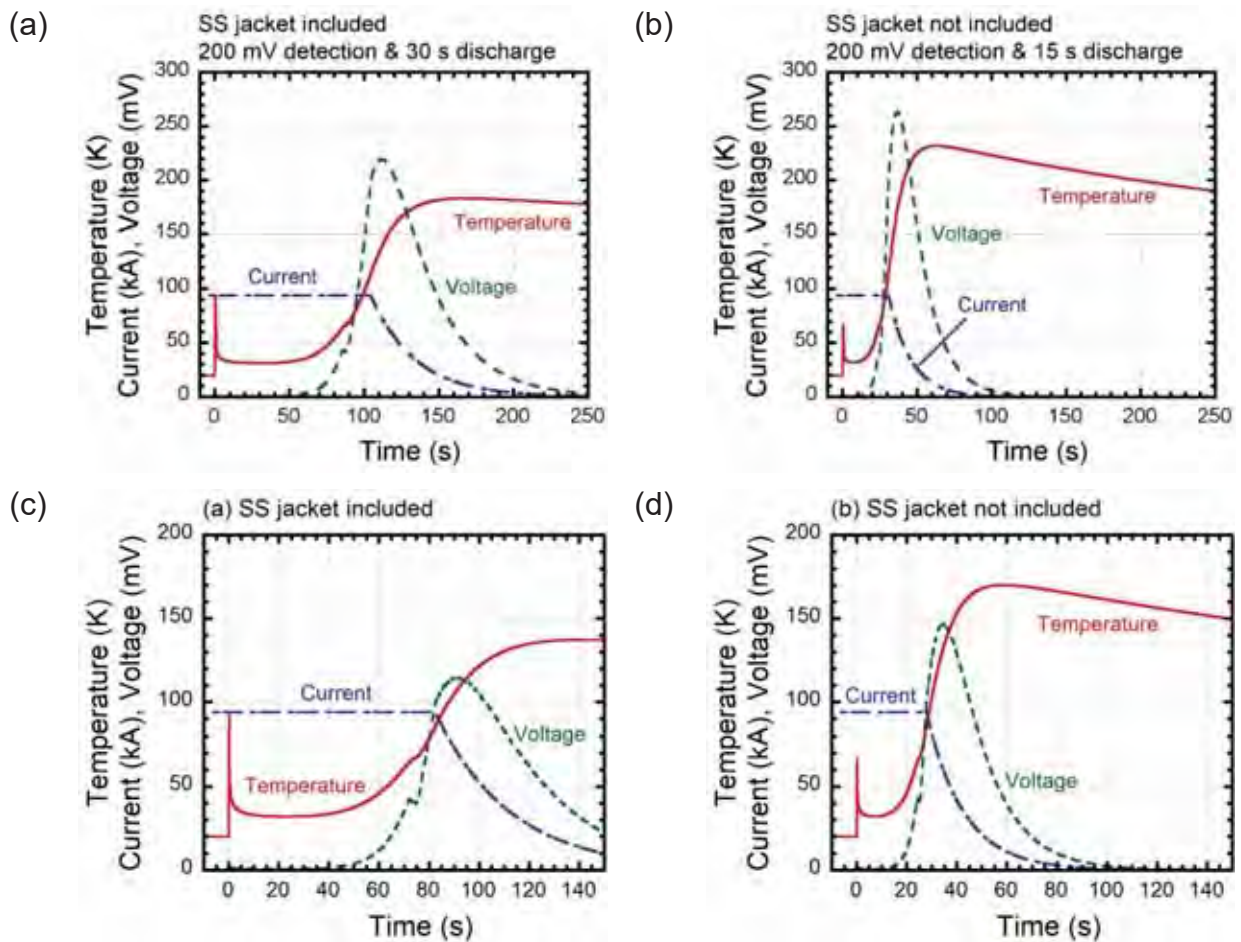


Figure 3.2.4.4-10 One-dimensional FEM calculation results for temporal evolutions of the temperature, current, and voltage of the HTS STARS conductor. For (a) and (c), the electrical insulation is assumed not to work as thermal insulation, whereas for (b) and (d) it works. The quench detection voltage is 200 mV for (a), (b), and 100 mV for (c), (d). In all cases, a disturbance energy of 1.8 kJ is assumed to be injected for both cases.

3.2.4.4-6 HTS 導体を用いたヘリカルコイルの冷却

HTS 導体を用いたヘリカルコイルの冷却もチャレンジングな工学課題である。現状、ヘリウムガスを用いた冷却方式が適用可能であると考えられる。ただし、一般にガスを用いた冷却は液体を用いる場合と比べて難しい。これはガスの密度が低く、熱除去性能が低いこと、及び、液体は沸点によって温度が固定できるのに対してガスではその機能がないことのためである。しかしながら、発生する熱密度が低く、冷却面積が十分である場合には、ガスによる冷却も可能である。ここでは、FFHR-d1 ヘリカルコイルのヘリウムガス冷却について基本検討を行う。

ヘリカルコイルにおいて発生する熱の大半は中性子照射による核発熱である。特に、現状の磁場配位ではトーラス内側のスペースが厳しいため、この部分で放射線遮蔽シールドが薄く、核発熱が問題となる。現状の概算では、巻線部最内層についてトーラス内側では最大 $\sim 500 \text{ W/m}^3$ である。また、遮蔽の厚いトーラス外側では $\sim 100 \text{ W/m}^3$ である。

ヘリカル炉は直流運転となるため、交流損失については問題とならない。交流損失は、最初のマグネットの励磁時、及び、プラズマ立ち上げに伴う垂直磁場の補正時において生じるが、いずれも磁場変化率がトカマクのパルス運転と比べると桁違いに低いいため、大きな問題とならない。励磁には数時間を要しても構わないが、その場合、交流損失は核発熱と同等レベルに収まる。

HTS オプションのヘリカルコイルについて熱発生以外の要因としては、接続巻線方式に伴う多数 (3,900箇所) の接続部で生じるジュール熱がある。各接続部の接続抵抗は $\sim 1 \text{ n}\Omega$ と予測するため、運転電流 94 kA を流すと $\sim 9 \text{ W}$ のジュール熱を生じる。現状の設計において、接続部はヘリカルコイルの上部に位置させることを考えている。

HTS オプションのヘリカルコイルの巻線部の冷却について、導体の四隅を長手方向の主要な冷却チャンネルとして考えている (図 3.2.4.4-7)。導体の表面には、長手方向に直行する方向にも冷却チャンネルとして機能する溝も設けている。巻線部は各導体同士を溶接で繋ぎ合わせることで強固なものにすることを想定しているが、このときに冷却チャンネルを塞がないように工夫する必要がある。冷却の入口と出口は、それぞれ、ヘリカルコイルの下側と上側の 10 か所ずつに設ける (図 3.2.4.4-11)。これは、LHD のヘリカルコイルの液体ヘリウム冷却の構造に類似となる[3.2.4.4-35]。LHD では、GFRP スペーサと導体の間に設けられたギャップが冷却チャンネルとして働いている。

ここで、FFHR-d1 ヘリカルコイルの冷却に必要なヘリウムガスの質量流量を概算する。導体四隅で作られる冷却チャンネルはひとつあたりの等価直径は $D \sim 4.4 \text{ mm}$ であり、その断面積は 55 mm^2 、冷却周長は 50 mm である。核発熱として最も厳しい巻線部最内層、トーラス内側を想定すると、これは、1本の冷却チャンネルの長さ $L \sim 18 \text{ m}$ (ヘリカルコイルの下側から上側までの距離) について、 $\sim 15 \text{ W}$ と概算される。この場合、冷却チャンネルを流れるヘリウムガスの温度上昇は次式によって与えられる[3.2.4.4-36]。

$$T = T_{in} + \frac{\dot{Q}}{\dot{m}c_p},$$

ここで、 T_{in} は入口温度、 \dot{Q} は冷却チャンネルにおける全発熱、 \dot{m} は質量流量である。ヘリウムガスの比熱 c_p は HEPAK™ を用いて計算できる。今、入口温度を 10 K、出口温度を 20 K、入口圧力を 200 kPa で与えると、~15 W を冷却するために必要な流量は ~0.28 g/s となる。この質量流量に対する圧力損失 Δp は次式で与えられる。

$$\Delta p = \lambda \frac{L}{D} \frac{\rho \bar{u}^2}{2},$$

ここで、 λ は摩擦係数、 ρ は密度、 \bar{u} はヘリウムガスの平均速度である。摩擦係数はレイノルズ数（今の場合は $Re \sim 10500$ ）より次式によって概算される。

$$\lambda = \frac{0.3164}{Re^{1/4}} \sim 0.03.$$

これより、圧力損失は 1.6 kPa 程度と見積もることができるが、これは、ほとんど問題にならないレベルと言える。

上記で得られたヘリウムガスの質量流量 ~0.28 g/s に巻線部断面あたりの冷却チャンネルの数 390 と 20 パス（2 条のヘリカルコイルで各 10 パス）を掛けると、全質量流量は ~2.2 kg/s となる。これは、LHD の冷却システムにおける質量流量 ~3 kg/s よりも低いレベルであり、許容できる。

ヘリウムガスの必要流量の概算に加え、HTS 導体内部における線材の温度について見積もっておくことは重要である。このためには、導体表面からヘリウムガスへの熱伝達、および、導体内部での熱伝導を考慮する必要がある。まず、導体表面からヘリウムガスへの熱伝達については、次式で評価できる。

$$q = h(T_{SS} - T_{He}),$$

ここで、 q は熱流束、 h は熱伝達率、 T_{SS} は導体のステンレスジャケットの表面温度、 T_{He} はヘリウムガスの温度である。熱伝達率は、レイノルズ数 Re 、プラントル数 Pr 、ヘリウムガスの熱伝導率 κ より次式で与えられる。

$$h = 0.023 \frac{\kappa}{D} Re^{0.8} Pr^{1/3},$$

これより、現状の条件においては、 $h \sim 200 \text{ W/m}^2\text{K}$ となる。導体表面からの熱流束は、接続部において最大となる。この部分では、導体に沿う長さ ~1 m において ~9 W のジュール発熱が生じる。この部分の核発熱 ~1W も加算される。この場合、上式より、ステンレスジャケットの表面温度はヘリウムガスの温度に比べて ~0.9 K だけ高くなる。ただし、導体内部の銅が高い熱伝導率を有するため、接続部の発熱は長手方向に

拡散し、ステンレスジャケットの表面温度は上記より幾分低くなるとも期待できる。

導体内部の断面方向の温度分布については、次式で表される1次元熱伝導によって評価できる。

$$q = \frac{\kappa}{d} \Delta T,$$

ここで、 κ は熱伝導率、 d は距離、 ΔT は温度差である。HTS線材とステンレスジャケットの間で支配的になるのは電気絶縁層である。これに従来方式であるエポキシ系の絶縁材を用いる場合、熱伝導率は ~ 0.05 W/m Kのレベルである。また、ステンレスの熱伝導率は温度20 Kにおいて ~ 2 W/m Kである。これより、HTS線材の温度はヘリウムガスで冷やされたステンレスジャケットの表面温度に比べて ~ 3 Kほど高くなると見積もられる。一方、先進のセラミック絶縁材が使用できるとすると、高い熱伝導率によって温度上昇は小さくできると期待できる。これは、クエンチ保護の観点からも有利であり、開発意義は大きい。

導体内部の核発熱を下げることは常に重要な課題であり、これは、コイルの寿命を延ばすことから必要である。このために、メイン・ヘリカルコイルの外側に巻くサブ・ヘリカルコイルであるNITA (Newly Installed Twist Adjustment)コイルが提案されている。NITAコイルにメイン・ヘリカルコイルの数パーセントの逆方向電流を流すことで、トラス内側のブランケットスペースを拡大できるため、この部分のシールド厚みが増大でき、中性子フラックスを従来の1/5程度まで下げることが可能となる。この場合、1本の冷却チャンネルに沿う核発熱は ~ 4 Wとなる。一方、接続部のジュール発熱を減らすことも重要であり、東北大学において新しい方法が模索されている。接続部の施工時に導体温度を 100°C 程度まで上げることで接続抵抗を従来の4割程度まで下げられることが分かった[3.2.4.4-37]。この方法を用いると、ジュール発熱はトラス外側における1冷却チャンネルあたり ~ 4 Wとなる。これらの発熱低下を入れると、冷却に必要なヘリウムガスの質量流量を減らせるとともに、入口温度を上げることも可能である。そこで、1本の冷却チャンネルの質量流量 ~ 0.2 g/s、入口温度15 Kを新しい選択肢とすると、この場合のヘリカルコイル全体における質量流量は ~ 1.5 kg/sとなる。1次元数値計算の結果を図3.2.4.4-12に示す。

上述のとおり、HTSオプションのヘリカルコイルに対するヘリウムガスによる冷却について、必要な質量流量の観点からは許容範囲であると考えられる。一方で、ヘリウムガスは導体四隅の冷却チャンネルを通して流れるが、このチャンネルが巻線部において多数(390個以上)存在するため、これらを均等に流れる保証はない。ここで、流量調節は外部の冷却配管で行うのみである。巻線内の各部において核発熱が異なるが、発熱の大きい内層において温度が上がると圧力損失が増大して流れにくくなる可能性があり、そうすると更に内層で流れが悪くなって温度上昇するということにつながり、最悪の場合はコイルのクエンチに至る懸念がある。この問題を回避するためのひとつの方策として、巻線部の内層側にヘリウムガスの入口と出口を設け、内層部の流量を相対的に増やしておく工夫が考えられる。(LHDのヘリカルコイルでは、これらは巻線部の外層側に設けられている。) これらに関する検討について、今後、数値計算を用いた複数

流路の流体解析を行う計画とする。また、必要に応じて模擬的な体系で実験を行うことも考える。

ヘリカルコイルは巻線部の外周をステンレス製のコイル容器で囲い、この部分が電磁力支持の観点から大きな役割を担う。コイル容器の内層部では巻線部と同様に核発熱が生じるとともに、ブランケットとの間に設けられる輻射シールド(温度 40 - 80 K)からの輻射による発熱も加わる。この部分の冷却についても、ヘリウムガスを用いることを考えると、コイル容器の内部において冷却チャンネルを構成する溝を設ける必要がある。

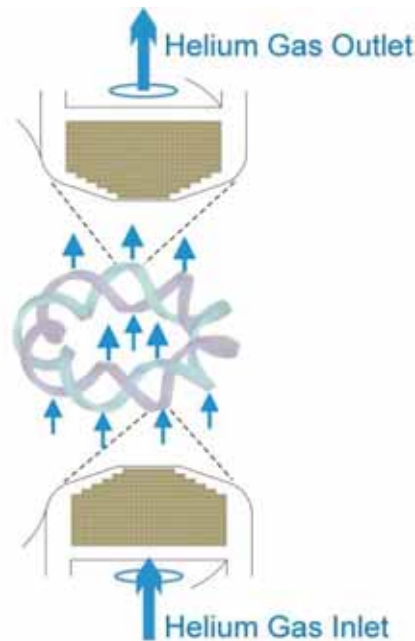


Figure 3.2.4.4-11 Schematic illustration of the entire flow of helium gas. The inlets and outlets are placed at ten sections at the bottom and top locations of the helical coils, respectively, both at the outer region in the helical coil package cross-section. (Reproduced from Ref. [3.2.4.4-26].)

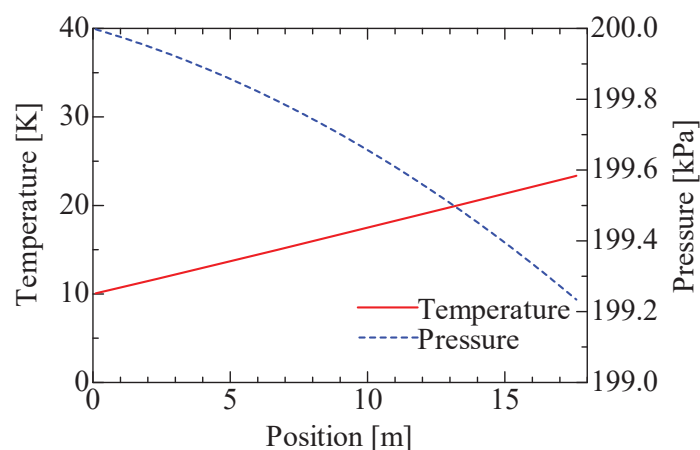


Figure 3.2.4.4-12 Example of the 1D numerical analysis of the temperature and pressure variations along a cooling channel formed by conductors in the helical coil package. The inlet temperature is 10 K and the inlet pressure is 200 kPa. The equivalent diameter is 4.4 mm and the path length is 17.6 m. A nuclear heating of 500 W/m^3 is assumed along the cooling path.

参考文献

- [3.2.4.4-1] G. Bansal et al., Plasma and Fusion Res. **3** (2008) S1049.
- [3.2.4.4-2] P. Komarek, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 2287.
- [3.2.4.4-3] Y. Ogawa et al., J. Plasma Fusion Res. **79** (2003) 643-644.
- [3.2.4.4-4] S. Mizumaki et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **16** (2006) 918.
- [3.2.4.4-5] G. Bansal et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **18** (2008) 1151.
- [3.2.4.4-6] T. Isono et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **13** (2003) 1512.
- [3.2.4.4-7] Y. Shiohara et al., Physica C **468** (2008) 1498.
- [3.2.4.4-8] Y. Ogawa et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **24** (2014) 4601104.
- [3.2.4.4-9] M. Miura et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **19** (2009) 3275.
- [3.2.4.4-10] L. Bromberg et al., Fusion Eng. Des. **54** (2001) 167.
- [3.2.4.4-11] F. Dahlgren et al., Fusion Eng. Des. **80** (2006) 139.
- [3.2.4.4-12] T. Ando, S. Nishio and H. Yoshimura, IEEE Trans. Appl. Supercond. **14** (2004) 1481.
- [3.2.4.4-13] W Goldacker et al., Supercond. Sci. Technol. **22** (2009) 034003.
- [3.2.4.4-14] M. Takayasu, Supercond. Sci. Technol. **25** (2012) 014011.
- [3.2.4.4-15] D.C. van der Laan, Supercond. Sci. Technol. **22** (2009) 065013.
- [3.2.4.4-16] T. Mito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **17** (2007) 1973.
- [3.2.4.4-17] K. Uo et al., Proc. 14th SOFT (1986) 1727.
- [3.2.4.4-18] H. Hashizume et al., Journal of Plasma Fusion Res. SERIES 5 (2002) 532.
- [3.2.4.4-19] N. Yanagi et al., Plasma Fus. Res. **5** (2010) S1026.
- [3.2.4.4-20] N. Yanagi et al., Fusion Sci. Technol. **60** (2011) 648.
- [3.2.4.4-21] Y. Terazaki et al., Plasma Fus. Res. **7** (2012) 2405027.
- [3.2.4.4-22] S. Ito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **22** (2012) 6400204.
- [3.2.4.4-23] S. Ito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **24** (2014) 4602305.
- [3.2.4.4-24] S. Ito et al., Plasma Fusion Res. **9** (2014) 3405086.
- [3.2.4.4-25] N. Yanagi et al., Physics Procedia **27** (2012) 444.
- [3.2.4.4-26] N. Yanagi et al., Cryogenics **80** (2016) 243.
- [3.2.4.4-27] K. Takahata et al., Fusion Eng. Des. **82** (2007) 1487.
- [3.2.4.4-28] H. Tamura et al., Fusion Eng. Des. **88** (2013) 2033.
- [3.2.4.4-29] H. Tamura et al. IEEE Trans. Appl. Supercond. **26** (2016) 4202405.
- [3.2.4.4-30] T. Hemmi et al., NIFS Annual Report (2008) 278.
- [3.2.4.4-31] Y. Terazaki et al., IEEE Appl. Supercond. **24** (2014) 4801305.
- [3.2.4.4-32] T. Kiss et al., Physica C **392–396** (2003) 1053.
- [3.2.4.4-33] R. Heller et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **26** (2016) 4201105.
- [3.2.4.4-34] H. Chikaraishi, Plasma Fusion Res. **7** (2012) 2405051.
- [3.2.4.4-35] S. Imagawa et al., Fusion Eng. Des. **41** (1998) 253.
- [3.2.4.4-36] S. W. Van Sciver, Helium Cryogenics, International Cryogenics Monograph Series, Springer-Verlag New York.
- [3.2.4.4-37] T. Nishio et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **26** (2016) 4800505.

3.2.4.5 各超伝導マグネット方式における機械的挙動の評価

FFHR-d1 の超伝導マグネットを対象とした超伝導導体として、 Nb_3Sn を使用した LTS 強制冷却、LTS 間接冷却方式、及び YBCO 等の高温超伝導テープ線材を使用したガス冷却 HTS 冷却方式が提案されている。これらの候補導体は構成材料や断面形状がそれぞれ異なるため、機械的な特性もそれぞれ異なる。また、超伝導マグネットの支持構造物は、装置全体に作用する広域的な電磁力を支持するが、超伝導マグネットの内部では超伝導導体や絶縁物に局所的な負荷が作用するため、装置全体の構造と構成材料の局所的な挙動の双方に対して健全性評価を行う必要がある。FFHR-d1 は、全体の大きさが数十メートル規模であるのに対し、超伝導導体は数十ミリメートル、超伝導導体は直径または厚さが1ミリメートル以下の素線やテープ状線材を何本も束ねた構造である。このようなスケールが大きく異なるものに対して、マルチスケールによる解析手法により機械的挙動を評価した[3.2.4.5-1]。これはマクロ的な構造全体に対して、ミクロ的な部分が同じ要素が繰り返されるような場合に適用し、この部分を均質化解析によって求めた

等価的な物性値を持つ単一要素として置き換え、これを全体構造の要素に適用して解析を行い、その解析結果をもとに個々のミクロ要素の機械的挙動を評価する方法である。図 3.2.4.5-1 にモデル化した各方式の超伝導導体の概略図を示す。このうち LTS 強制冷却導体とガス冷却 HTS 導体は 62 mm 角を想定した設計を元に行っている。一方、LTS 間接冷却導体はこれらとは異なるコイル断面形状が提案されているが、他の導体との比較のために、導体内部の材料比率は一定にした同じ 62 mm 角の導体形状を仮定して解析モデルとした。これらをモデル化して求められた均質化物性値を表 3.2.4.5-1 に示す。この表より、巻線方向の剛性はガス冷却 HTS 方式が最も高く、LTS 間接冷却方式が低いこ

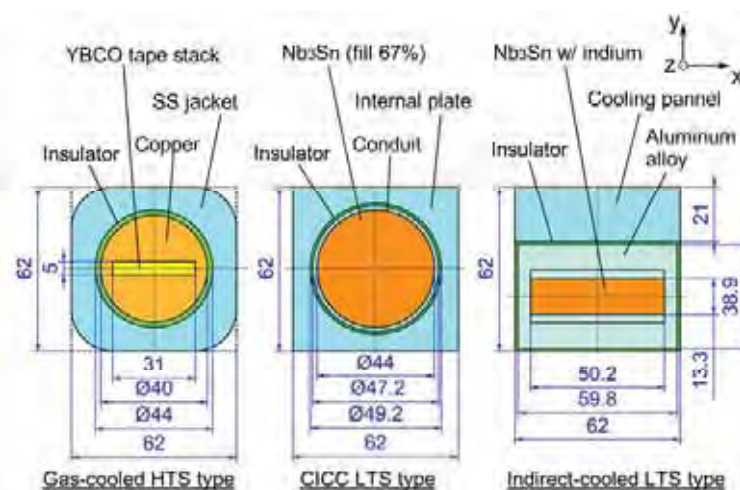


図 3.2.4.5-1 Cross-section of the superconductors for gas-cooled HTS (left), CICC LTS (center), and indirect-cooled LTS (right). The indirect-cooled HTS type here is different from the candidate design.

Table 3.2.4.5-1 Homogenized equivalent physical properties of the superconductor

	Gas-cooled HTS	CICC LTS	Indirect-cooled LTS
E_x (GPa)	79.6	121.3	114.0
E_y (GPa)	79.4	121.3	103.1
E_z (GPa)	156.1	144.9	114.0
G_{xy} (GPa)	44.6	39.8	37.4
G_{yz} (GPa)	43.9	47.7	37.5
G_{xz} (GPa)	44.0	47.7	43.6
ν_{xy}	0.394	0.279	0.314
ν_{yz}	0.149	0.244	0.283
ν_{xz}	0.150	0.244	0.308

とが分かる。一方、巻線に垂直な方向の剛性はガス冷却 HTS 方式が低い。

均質化解析で得られた物性値を超伝導導体部に相当する有限要素モデルの物性値として与え、支持構造物を含む超伝導マグネット全体の構造解析を行った。全体構造は 3.2.7.3-4 で検討された新型ダイバータ構造を対象とし支持構造物を参照してモデル化した。新型ダイバータ構造に必要な超伝導マグネット支持構造物は切り欠きが多く、応力的に最も厳しいと予想されるためである。全体解析結果の例として、ガス冷却 HTS 方式の導体物性を用いた場合の支持構造物に作用する Von Mises 応力分布を図 3.2.4.5-2 に示す。図中には最大変位の発生個所と大きさを示している。超伝導導

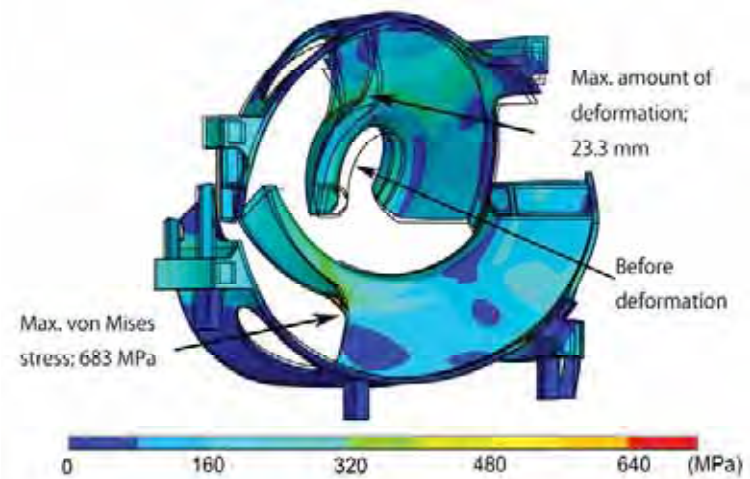


Figure 3.2.4.5-2 Von Mises stress distribution with deformed image in case of the gas-cooled HTS type.

Table 3.2.4.5-2 Maximum value obtained from the stress analysis of the coil support structure.

	Gas-cooled HTS	CICC LTS	Indirect-cooled LTS
Von Mises stress (MPa)	683	691	720
Amount of deformation (mm)	23.3	23.6	24.9
Axial strain in HC (%)	0.183	0.188	0.207
Shear strain in HC (MPa)	34	31	31

体の違いにより支持構造物の応力、変位にどのような差が生じるかを表 3.2.4.5-2 に示す。Von Mises 応力はガス冷却 HTS 方式が最も低い値を示し、LTS 間接冷却方式が最も高い。この結果は導体単独での巻線方向の縦弾性係数が全体構造の挙動に大きく寄与していることを示している。最大変形量に関しては、候補導体の種類に対して大きな差はない。コイルの巻線方向に生じる垂直ひずみについても巻線方向の縦弾性係数が高いガス冷却 HTS 方式が最も低い結果となっている。一方、導体断面の横方向の弾性係数が相対的に低いガス冷却 HTS 方式でのコイル断面のせん断応力が他の方式よりも高いという結果となっている。

全体解析で得られた応力・ひずみ分布から、特に超伝導導体部で厳しい条件となっている場所に注目し、その部分の要素に生じたひずみ量を均質化解析で用いたモデルに与えることで、超伝導導体を構成する材料に生じる応力・ひずみ分布を詳細に評価した。特に絶縁物に作用するせん断応力は導体挙動に大きく影響と考えられるため、ガス冷却 HTS 方式及びLHS 強制冷却方式での導体内部の絶縁物に作用する応力を解析し、LHD criterion[3.2.4.5-2]及び ITER criterion[3.2.4.5-3]で評価した結果、いずれの方式も引張応力とせん断応力が同時に作用する場合を許容する LHD criterion では

健全であるが、圧縮応力下でのみ、せん断応力を許容する ITER criteria では健全な範囲に入らない結果となった。このような絶縁物の健全性評価は実際に使用する材料での実験的評価を必要とするため、今後設計を進める上で検討が必要である。

参考文献

- [3.2.4.5-1] H. Tamura, et al., IEEE Transactions on Applied Superconductivity 26 (3) (2016) 4202405.
- [3.2.4.5-2] K. Kitamura et al., IEEE Trans. Magnetics 30 (4) (1994) 1879.
- [3.2.4.5-3] ITER Structural Design Criteria for Magnet Components (SDC-MC), N11 FDR 5001-07-05 R 0.1, Naka, Japan (2001).

3.2.5 低温システム

3.2.5.1 超伝導マグネット冷却方式の選択

導体の冷却を考える場合、液化冷凍機もセットにする必要があるが、まずは冷媒供給までは同じ条件として取り扱い、その冷媒により導体内の超伝導素線をいかに冷却できるか議論する。このとき、熱的な抵抗と電気的な抵抗の取り扱いの違いについて注意が必要である。電気的な抵抗は長さを稼ぎ抵抗を低減可能であるが、核融合炉ではマグネット全体がほぼ一定に発熱しているため、基本的には熱が導体長さ方向に流れ冷却する効果を期待することはできない。よって熱の流れは断面方向及び冷媒による熱輸送のみで考慮したほうがよい。

マグネットの節では強制冷却、強制冷却、間接冷却、ガス冷却と 3 種の方式に分かれているが、導体の冷却と言う点に注目すると①導体を直接冷却する、②熱伝導媒介を経由して導体を冷却する、の 2 つの冷却方式に分けることができる。HTS ガス冷却方式マグネットとして提案されている導体は周囲にある構造材や絶縁材を介して素線が冷却されるので冷却方式の定義から考えると間接冷却方式にあてはまる。よって間接冷却型の LTS 間接冷却方式マグネット・HTS ガス冷却方式マグネット、直接冷却型の LTS 強制冷却方式の二つの分類に分けることができる。たとえば LHD ポロイダルコイルは直接（強制）冷却方式、LHD ヘリカルコイルの導体内は間接冷却に該当するが同構造体も含めて導体を一体として定義すると直接冷却に当てはまる。この節では間接冷却と直接冷却に分けて考える。

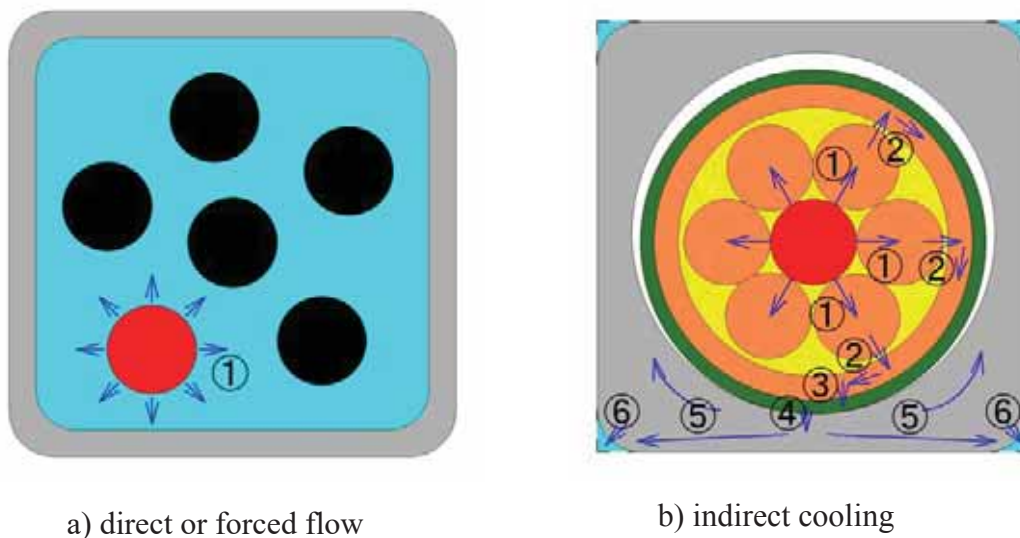


Figure 3.2.5.1-1 Cooling paths: 1 to 6 in direct or forced flow cooling and indirect cooling conductors. Light blue shows coolant. ● is a conductor with heat generation.

3.2.5.1-1 直接（強制）冷却導体

直接冷却のうち、コンジットと呼ばれる金属管内に超伝導素線を設置し、管内に冷媒を流すことで超伝導素線を直接冷却する方法はケーブルインコンジット型と呼ば

れ強制冷却型の代表的な導体である。一般的には超臨界ヘリウム(SHe)が冷媒として使用される。この冷却方式において課題となる点は、以下である。

導体から冷媒への熱伝達（冷却経路①）

現在 ITER などで使用される予定の冷媒である超臨界ヘリウム (SHe) には最適な運転温度・圧力があることが分かっており、それから外れると熱伝達など冷却性能が大きく変化する。急激に変化する前の状態や急激に状態が変化しない圧力・温度など、安定した冷却が見込める領域が設計点になるため運転領域が限定されることになる。また、導体の構造から次のような長所や短所がある。

- ・冷媒流路長は導体長と一致する。よって導体長は必要な熱輸送量により限定される。
- ・ある導体に発熱が生じると、その熱を奪った後の SHe の温度が上昇し、その温度上昇した冷媒が冷媒出口まで導体を冷却することになる。
- ・冷媒は導体に沿って流れるため発熱部は冷媒により必ず冷却される。
- ・SHeによる冷却では液体からガスの相変化のような急激な状態の変化を伴わない。

次に直接冷却のうち浸漬冷却型について考える。導体を冷媒の槽に浸し冷却する方法を浸漬冷却と呼ぶ。これまでに飽和液体ヘリウム、過冷却液体ヘリウム、超流動ヘリウムによる冷却が実用化されてきた。この冷却方式の課題は、冷却温度がそれぞれのガス種の物性に依存し、発熱により相変化を伴う。または相変化を避けるために選択出来る運転範囲が狭いことが挙げられる。冷却の観点からは次の点について考慮する必要がある。

- ・相変化を伴う熱伝達冷却、または相変化を起こさないような運転領域の選択
- ・サーモサイフォン効果などによる冷媒循環経路の確立
- ・冷媒熱伝導による除熱効果の見積もり

特に飽和液体の熱伝達から冷却を考えると次のような課題がある。

- ・沸騰状態の変化により導体温度が大きく上昇することになる。
- ・核発熱による発熱を熱伝達により定常的に冷却できるか？
- ・冷却可能な温度領域と超伝導導体の運転領域の適合性

一方、長所としては、

- ・冷却のマグネット全体が冷媒に浸されているため、温度が均一になり、温度管理が容易。
- ・冷却自体は自然現象の範囲内で行うことができる。

等が挙げられる。圧力や条件の違いにより特性は大きく変化するため、超伝導導体の冷却条件に合わせた評価や研究が必要になる。

高温超伝導導体の応用を工業的に検討するのであれば、水素なども冷媒の候補として考えられる。しかし水素は臨界圧力が高く、冷却特性も不明な点が多いため強制冷却型に使用するには課題も多いが、浸漬冷却型では高い熱伝達特性をもつなど冷媒としての可能性は高い。

これまでに ToreSupra や LHC などヨーロッパ、NHMFL の強磁場施設（米国）の大型超伝導マグネットでは超流動ヘリウム冷却が既に実用化されており、工業的にも信頼性のあるシステムを構築可能である。冷却方法の一つとして検討に値するが、核融合炉のように交換不要な長期信頼性、大型化に対応できるかについては今後さらに研究が必要である。また、マグネットの構造にあわせた冷却システムの研究開発も必要である。

直接冷却についてまとめると、強制冷却・浸漬冷却ともに冷媒の物性や特性に強く依存した冷却方式で有り、選択可能な温度や圧力領域が限定されるが、導体を直接冷却するため設計時に想定すべき事象が単純であり、また冷却自体も単純であるため、導体の仕様温度と合致すれば工業的には最も安定した冷却が期待できる方法である。これまでに実用化されてきた大型超伝導導体はほぼ直接冷却方式であり、冷却設計の方法もほぼ確立している。特に SHe 冷却についてはこれまでに多くの研究が行われてきており、ITER などに応用できる工業製品として議論可能である。しかし原子力産業の規格や仕様を満たすことができるかは今後詳細に検討する必要がある。その応用のためにはマグネットの仕様を想定した冷媒の物性研究や冷却構造の最適化研究などを継続して行う必要がある。

3.2.5.1-2 間接冷却導体

冷媒の流路を導体の構造から切り離し、自由に冷却設計が可能になることが利点として挙げられる。一方、現在提案されている超伝導導体の冷却経路は図 3.2.5.1-1 にも示されているように非常に複雑かつ不確実になる。いずれにしても間接冷却は同様な構造をとるため次のような課題がある。

素線（テープ線材）間の接触熱抵抗をどのように評価するか（冷却経路①）

素線間を何らかの方法で固定しない状態を考えると点接触の集まりとして考える必要があり見かけ上の面積を熱伝導面積として考えることはできない。よって加圧する圧力及び表面状態により熱抵抗が変化する[3.2.5.1-4 - 3.2.5.1-6]。その結果、素線のある領域の熱抵抗を考えると通電状態などにより応力が変化するため一定の性能を得ることができない。次に導体の長手方向の熱抵抗分布について考えてみると場所によって応力・表面状態が変化するため一定の性能を得ることができない。よって設計にもよるが、冷却から最も遠い素線はほとんど断熱状態である可能性もあり、素線全体を対象にして詳細な設計検討が必要になる。このような理由から素線間は何らかの方法で熱的に結合させた方がよい。しかし一方、何らかの方法で固定しようとすると、どのような方法で一体化させるかが課題となる。特に高温超伝導導体では超

伝導体が機材から剥離するなど問題 [3.2.5.1-7]があり実質的な結合面積の評価も難しい。

(理想的な状態を仮定した場合と比較して実際に期待できる伝熱効率は高く見積もって 80%程度と仮定する。)

また、素線として高温超伝導テープ線材を考える場合には繰り返し横圧縮がかかることで導体にクラックが生じ性能が劣化する[3.2.5.1-8]。その結果、この素線の発熱が大きくなる可能性がある点も注意が必要である。これはテープ線が急に発熱し焼損することと関係があるかもしれない。

素線から導体構造体（銅またはアルミ）への熱伝導・熱伝達（冷却経路②）

素線（テープ線材）を固定していない場合には電磁力により押しつけられた方向のみ熱伝導による冷却効果が期待できる。よって実際の伝熱面積は理想的に考えている面積の半分以下になる。また、前課題と同様に点接触による熱伝導になり実効的な冷却面積は小さくなる。(実際に期待できる伝熱効率は $80\% \times 1/2 = 40\%$ と仮定)

LHD ヘリカルコイル用導体ではラザフォードケーブルを銅構造材に入れ込み、半田含浸を行ったが、全方向を固定することは出来なかった。先の議論と同様に素線を熱的に完全に周囲の構造体と結合させることは難しい。特に高温超伝導テープ線は積極的な固定による熱的な結合は難しい。(実際に期待できる伝熱効率は 75%と仮定)

絶縁層付き導体構造体→外装構造体への熱伝導（冷却経路③④）

組立の手順として導体構造体の表面に絶縁体を巻き付け後、SUS 等の構造体に掘られた溝にはめ込むことになる。今回は矩形断面形状を持つ穴に矩形断面の絶縁層付き導体構造体を納めることになる。機械的な精度を考慮すると絶縁層付き導体構造体の各辺の長さは外装構造体に掘られた溝のそれより短くする必要がある。機械加工では外側構造体の溝をプラス公差、一方の絶縁層付き導体構造体はマイナス公差で指定する。その結果、絶縁層付き導体構造体と外装構造体の間の熱的な接触は最大で約 3 辺になると考えられる。また、絶縁層の表面には凹凸があるので理想的な状態より少ない接触面積になると予想される（この接触に関しては製造方法に大きく依存するが）。硬化前の絶縁層を溝に押しつけることである程度の接触面積を保証する施工は可能であると思われるが、隙間を埋めるような積極的な含浸はできない構造であると思われる。よって実効的に使用できる冷却面積は期待値と比べて小さな値になるとと思われる。さらに、導体構造体→絶縁層→外装構造体の熱伝導の効率は放射線照射・通電後に発生する割れや剥がれ[3.2.5.1-9]を考慮し、さらに小さくなる見積もる必要がある。

(多めに見積もっても接触による熱伝導の効率 75%、絶縁層を介して外装構造体に熱伝導する効率を割れや剥がれを考慮して 80%とすると $75\% \times 80\% = 60\%$)

または導体間に配置された絶縁体により導体を一体化することになる。この場合も経年的・放射線照射による割れや剥がれを考慮する必要がある。運転開始時には 100%に近い熱接触が実現できたとしても、数十年にわたり同様な状態を維持することは困難であり、それを見越した冷却効率を設定する必要がある。

ここまででの議論で、間接冷却導体の冷却について理想的な状態と比較すると実効

的な熱伝導の冷却効率¹⁾は35%～19%になると予想される。

このように冷却に関連する間接冷却型導体に共通する課題として、以下があり、継続して検討を行う必要がある。

- ・長期信頼性の確保
- ・冷却構造の最適化
- ・設計するマグネットの構造にあわせて使用する材料の熱的な物性・特性研究
- ・長期信頼性の検討に必要な放射線・磁場・経年などに対応する物性・特性変化の評価・研究
- ・原子力産業の規格を満たす材料の選択・研究・開発

この冷却方式で特に検討すべき点は、長期的安定性を必要とする大型マグネットとして成り立つかどうかである。小型マグネットでは応用例があるが核融合装置用大型マグネットでは応用例はなく、模擬コイルなどを用いた工業的な実証が第一の課題となる。

3.2.5.1-3 導体冷却に関する課題

以上のように導体をいかに冷却するかには焦点を当てて検討した。直接冷却では冷媒との関係が主な検討事項であり、冷媒の特性により冷却が大きく変わることが分かる。一方、間接冷却型は冷却経路の確保を考慮した導体構造が必要であり、特に絶縁材料の配置と冷却構造について考慮が必要になる。その後の冷媒との関係については直接冷却型と同様であるため、間接冷却型について工業的に成立させることは直接冷却型よりハードルが高いことが分かる。

これまでに冷却方法による個別の課題については述べてきたが、マグネットの冷却を確実にするためには超伝導マグネットの構造と冷却方法はお互いを無視して議論できないことが分かった。工業的に安定した冷却を長期間実現するためには確実に十分なマージンを採った冷却構造、放射線などによる特性や物性の変化を考慮した検討が必要である。今後も共通して次のような課題について検討や研究・開発を進める必要がある。

1. 超伝導導体開発と同期した冷却構造の検討
2. 超伝導マグネットの設計を想定した冷媒の選択、特性・物性研究
3. 絶縁と冷却を両立できる冷却経路
4. 冷媒による冷却特性の変化
5. 長期信頼性を維持しながら原子力産業の規格を満たす材料や冷却方法

参考文献

[3.2.5.1-1] 尾形久直, 佐藤新太郎, 低温工学 7 (1972) 20.

[3.2.5.1-2] 社団法人低温工学協会編, 「超電導・低温工学ハンドブック」, pp. 1036-1067.

- [3.2.5.1-3] 萩原宏康, 「低温工学概論」東京電機大学出版局.
- [3.2.5.1-4] 社団法人低温工学協会編, 「超電導・低温工学ハンドブック」, pp. 280-281.
- [3.2.5.1-5] Edited by j. G. Weisend II, “Handbook of Cryogenic Engineering”, Taylor and Francis, pp.164-178.
- [3.2.5.1-6] L. J. Salerno, P. Kittel, A. L. Spivak, Cryogenics **33** (1993) 1104.
- [3.2.5.1-7] 水野克俊, 小方正文, 長嶋賢, 低温工学 **48** (2013) 220.
- [3.2.5.1-8] J. W. Ekin, et al, IEEE Trans. Appl. Supercond. **11** (2001) 3389.
- [3.2.5.1-9] A. Iwamoto, et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **3** (1993) 269.

3.2.5.2 冷却システム

この節では導体の冷却構造とは切り離れた形で、ある熱負荷を持つマグネットを冷却するシステムについて提案する。

3.2.5.2-1 冷凍機

これまでに冷凍機が様々な冷却対象に使用されてきた。冷却対象の負荷により必要な能力も大きく変化する。これまでに建設された冷凍機の冷却能力と効率の関係から、冷凍機の効率は、基本的には大型化に伴い高くなる傾向にある。よって冷凍機の効率だけを考えると冷却装置の大型化により効率を上昇させることが効果的であるということになる。しかし冷却効率は超伝導磁石と冷却システムをあわせて考える必要がある。現時点では十分に検討されているとはいえ、効率的なシステムを考えるための思想はこれから考えることになる。

冷凍機の仕様は冷却方法の選択に依存するため、ここでは冷凍機について詳細な議論をしないことにする。これ以降は現状の冷凍機で実現可能と思われる議論、実現するための課題を併記した議論を進めることにする。現状の冷凍機により実現できると思われる冷却方法としては

- ・ 浸漬冷却方式
- ・ 強制冷却方式

が考えられる。その2つの方式についてシステム概念の提案を行う。

3.2.5.2-2 SHe 強制冷却システム

この冷却方式は LHD、KSTAR、W-VIIX では既の実験装置として実証され、ITER や JT-60SA においても採用されることが決まっている。それぞれの装置により思想が異なるため冷凍機との接続形態は大きく異なるが ITER において採用される構成が炉システムとして最も近いと考えられるため、まずはそのシステム構成の概念を Figure 3.2.5.2-1 に示す。

ITER ではパルス的な運転により熱負荷が大きく変動する。そのような大きな熱負荷変動を冷凍機が直接受け入れてしまうと、冷凍機の停止を招く可能性が大きい。そこで熱負荷の緩和などを目的として冷却系を冷凍機側の 1 次系と熱交換機を介してコイル側の 2 次系に分け、冷凍機に対してはある程度平均化された熱負荷変動に抑えられている。1 次系の循環は冷凍機の圧縮機により行われているが、2 次系は遠心型の SHe ポンプにより行われることになっている。この SHe ポンプの長期信頼性は今後の課題となる。また、この系統分けは冷媒の状態を安定させるためにも有益である。たとえば ITER では冷凍機と超伝導マグネットは 100m に及ぶ冷却配管により接続されているが、配管への外部からの熱侵入により冷媒の温度は上昇する。そこで熱交換機部分で飽和液体ヘリウムに変換され、その温度により 1 次系の SHe が循環するため、マグネットへ供給される冷媒温度は飽和液体ヘリウムに固定されている。ITER の場合は大きな熱負荷変動が予想されるため、冷凍機への熱負荷変動を緩和するなど

の目的でこのようなシステムとなっているが、定常熱負荷の超伝導マグネットでも同様に1次系と2次系に分け熱交換器を被冷却体直近に配置した冷却システムは冷媒供給温度を一定に維持するためにも有効に機能すると考える。

3.2.5.2-3 浸漬冷却システム

この冷却方式は LHD ヘリカルコイルの冷却、ToreSupra (CEA-Grenoble) のトロイダルコイルの冷却に使用されている。その他、一般的には MRI や実験用超伝導マグネットの冷却に使用され、工業的にも実績がある。これはマグネット冷却時に必要な制御が液面を一定に保つだけという単純な冷却であることが大きく関わっていると考えられる。

LHD ヘリカルコイルでは、改造により現在は過冷却液体ヘリウムが冷媒として使用されている。供給された飽和液体ヘリウムを熱交換により過冷却ヘリウムとしヘリカルコイルの冷却に使用されており、上記強制冷却と似通った機器構成になっている。しかし当初は完全安定化の考え方に従いマグネットが設計され飽和液体ヘリウムを直接供給し、蒸発したガスを冷凍機で回収後再液化し、再度コイルへと供給するシステムとなっていた。冷却方法の変更は、コイル内に存在する飽和液体ヘリウムのクオリティーの低下が冷却に影響を与えたためである。

MRI など実用小型システムでは、超伝導マグネットの冷却に使用した蒸発ガスを直近に取り付けた再凝縮器に再液化し、冷媒を一定に保つ構造となっている。

このように飽和液体による浸漬冷却は気化熱を利用し導体を冷却した後、発生した気体を回収、再液化し再度超伝導マグネットへと供給されるシステムになる。このとき、回収ガスは低圧であるため、直接冷凍機で回収するシステムでは長距離の太い配管が必要になる。また、冷媒の供給時もクオリティーの低下が懸念される。そこで、大型の浸漬冷却超伝導マグネットシステムについても、冷却系を冷凍機側の2次系と超伝導マグネット側の1次系に分け超伝導コイルの近くに再凝縮器を配置し、冷媒のループを狭い範囲に限定することの方法で、効率的に冷却することが可能であるか今後検討を進め、核融合システムへの応用可能を検討することが必要である。その概念をfigure.3.2.5.2-2 に示す。この再凝縮器（構造、伝熱効率）の実現がシステムの課題になる。

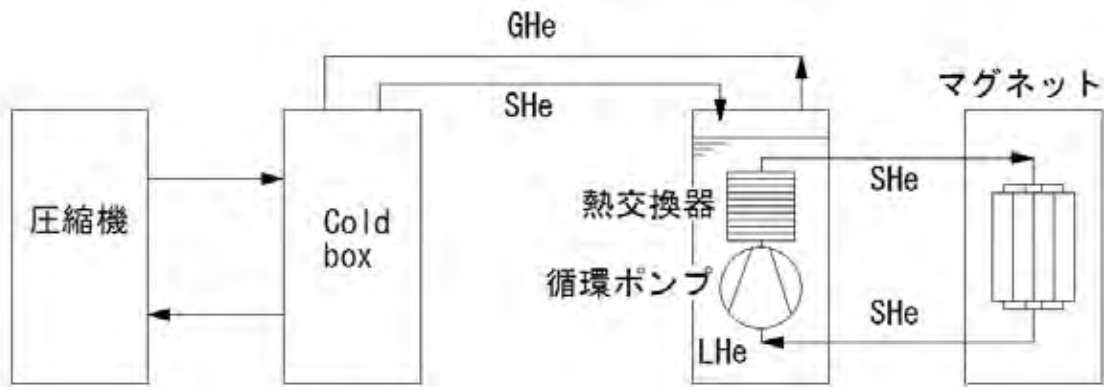


Figure 3.2.5.2-1 SHE circulation cooling system.

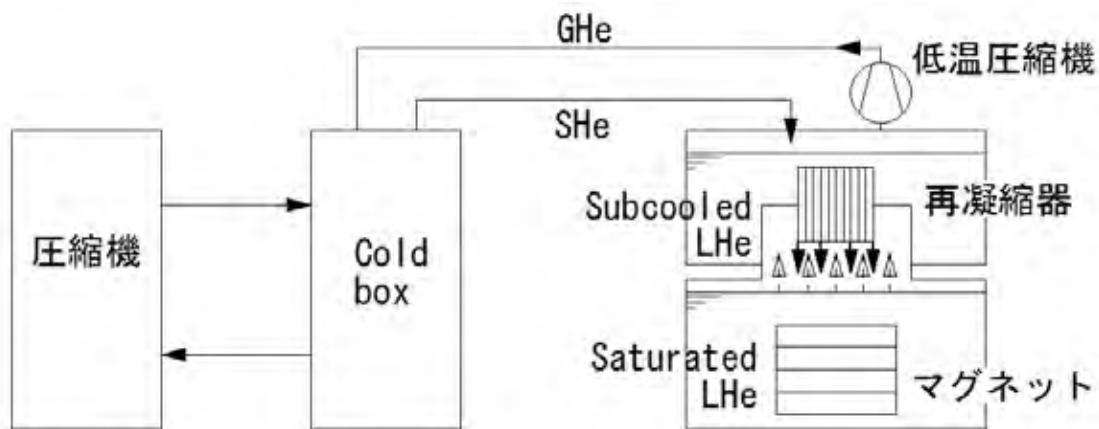


Figure 3.2.5.2-2 Pool boiling magnet system with recondenser.

ToreSupra (CEA-Grenoble)では超伝導マグネットに接続されたクロード型の熱交換機により、コイル内に超流動ヘリウムを直接生成している。よって超伝導マグネットは超流動ヘリウム内に浸漬された状態で冷却され、導体は直接超流動ヘリウムにより冷却される。冷却温度が低いため超伝導性能の向上が期待できる。コイルで発生した熱は超流動ヘリウムの高い熱伝導性能により直接熱交換機へと輸送される。超流動ヘリウムの熱的特性を最大限に利用したシステムであり、相変化をしない範囲で冷却を決定する必要があるため、この熱伝導性能が超流動ヘリウム冷却の限界を決めることになる。この超流動ヘリウム冷却システムは冷凍機側の2次系、超伝導マグネット側に1次系に分けられた構成が基本となっている。

3.2.5.2-4 冷却温度と冷媒ガス種を選択

現在は不活性ガスであるヘリウムを使用した冷却システムが主であるが、高温超伝導体などの応用が進めば、冷却温度の選択範囲は格段に広がることになる。ヘリウムの他、水素、窒素なども冷媒としての採用の可能性が広がる。浸漬冷却型の場合、基本的には蒸発潜熱が各沸騰熱伝達係数に影響を与えるため潜熱の大きなガス種が熱

伝達係数も大きい傾向になる。

ヘリウムはそれ自体が不活性であるため、高価であることを除けば取り扱いも簡単である。水素は可燃性ガスであることや臨界圧力が高いことなどから、冷媒として利用するにはヘリウムとは異なるシステム構成が必要かもしれない。単純に熱伝達のみを考えると、水素や窒素など高い熱伝達性能を期待できる冷媒を使用したい。

冷媒の温度や冷媒ガスの選択自体の範囲が広がるとそれに対応する冷凍機の効率も変化する。冷却運転の効率化には冷凍機に係わる冷却温度と圧縮機に係わる冷媒（ガス・液体・超臨界）必要流量の両者が影響する。両者を合わせた効率(COP)は(2.5.2.1)式で定義される。

$$COP = Q_{in} / W_{in} = T_c / (T_0 - T_c) \quad (3.2.5.2-1)$$

ここで Q_{in} : 冷凍能力、 W_{in} : 必要な仕事、 T_c : 冷却温度、 T_0 : 室温である。冷却温度が高くなるに従い COP も向上することが分かる。このように運転温度が高い高温超伝導マグネットは核融合炉全体の効率を向上させる。次に、冷媒ガス種やその相状態（ガス・液体・超臨界）は、比熱、密度や粘性などの物性を変化させ、冷媒が熱を運ぶ能力（以後、熱輸送能力）を決定する。その高い能力は冷却に必要な流量、すなわち圧縮機の循環流量を低減させ、その動力に必要な電力を削減する。核融合炉全体の効率を上げるためには運転温度を高く設定でき高熱輸送能力を持つ冷媒ガス種を選択が鍵となる。

超伝導状態を維持できる温度（臨界温度）が低い従来型の NbTi や Nb₃Sn 導体やそれらと特性や構造が全く異なる高温超伝導導体に対して、運転温度や冷媒ガスの選択を議論する。まず、現在一般的に使用されている SHe について考えてみる。冷媒は一定体積の配管内を流れていることから体積を基準とした熱輸送能力(比熱 $C_p \times$ 密度 Density)を指標として定義する。図 3.2.5.2-3 に超臨界ヘリウムの物性や熱輸送能力の温度依存性を示す。7~8 K 付近に熱輸送能力の最大値があり、従来型導体を使用した超伝導マグネットの運転温度

4~5 K では発熱による温度上昇が熱輸送能力を向上させ安定に冷却できることが分かる。一方、8 K 以上の運転温度では発熱による温度上昇は熱輸送能力を低下させる傾向にあり、発熱→熱輸送能力の低下→マグネット温度上昇→さらなる発熱という負の循環の結果、熱暴走を起こす危険がある。臨界特性の長所や冷却効率の点から例えば 20 K 以上を運転温度にしたい高温超伝導マグネットの冷媒ガスとしてヘリウムは不適切であることが

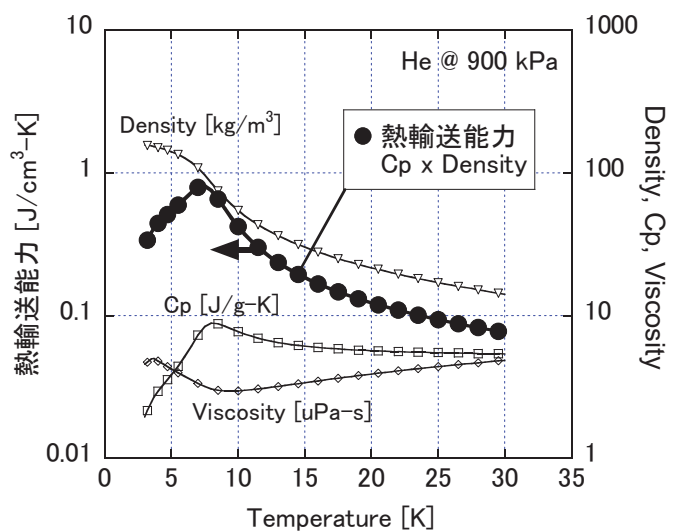


Figure 3.2.5.2-3 Heat transport capacity of SHe.

分かる。

それでは 8K 以上の運転温度に対して選択できる冷媒の可能性を検討する。ヘリウムより沸点の高い水素（沸点 20.3 K）、ネオン（27.1 K）、窒素（77.4 K）が冷媒の候補となる。現在、ガス状のヘリウム、水素、ネオン、窒素は 1 L 当りそれぞれ 425 円、638 円、30,000 円、64 円で販売されている。液体窒素温度での運転は臨界特性が低く高温超伝導体の利点を生かすことができず、ネオンは価格の点から核融合炉用としては現実的ではない。現在の価格は少し高いが将来の水素化社会では低価格になることが予想される水素が有力な候補となる。

冷媒としての水素は、1300 kPa 程度の超臨界水素と大気圧近傍の液体水素の 2 つの相状態が考えられる。図 3.2.5.2-4(a)(b)に両者の熱輸送能力を物性値とともに示す。熱輸送能力はヘリウムと同等である。超臨界水素は 15~33 K 程度まで温度と共に熱輸送能力が上昇する傾向で、密度も比較的緩やかに変化している。この温度領域は高温超伝導マグネットの冷却に適している。一方、液体水素では 20.3 K が沸点かつ運転温度となるが、気化熱が大きく、その温度での安定した冷却が長所となる。気相と液相の熱輸送能力差や密度差は大きい、その大きな密度差は自然の駆動力となる。浸漬冷却のみならず、密度差の駆動力を利用するサーモサイホン冷却が可能である。

以上のように、冷媒ガス種は超伝導マグネットの運転温度に合わせて選択する必要がある。裏を返せばマグネットの運転温度は冷媒ガス種やその状態によって決定され、マグネット側の都合で勝手に決めることはできない。

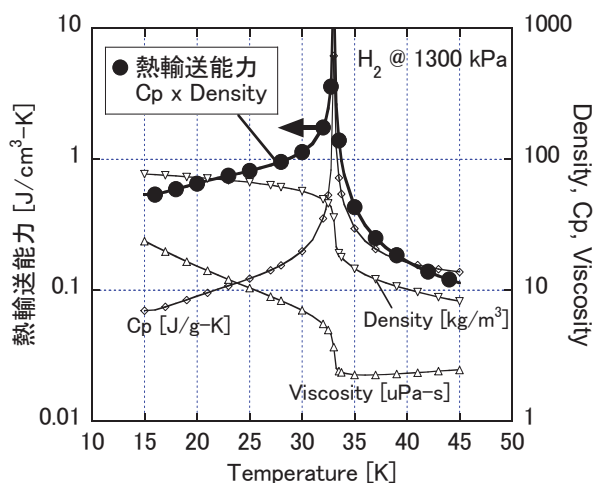


Figure 3.2.5.2-4(a) Heat transport capacity of supercritical H₂.

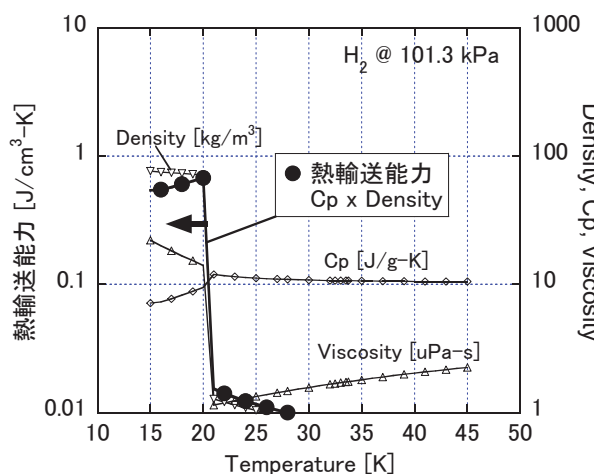


Figure 3.2.5.2-4(b) Heat transport capacity of liquid H₂.

3.2.5.3 超伝導マグネット冷却に関する設計指針

以上の議論をもとに、ヘリカル炉 FFHR-d1 のマグネットの冷却に関して設計指針を以下にまとめる。

- ・核融合炉の設計では導体長手方向への熱はけを期待できないため、発熱が冷却を上回る部分があれば比熱の高低に係わらず温度は必ず上昇する。このとき比熱の高低は温度の上昇時間に影響するが、最終的な到達温度は大きく変わらないと思われる。
- ・プラスチック系の絶縁材料を使用する場合は、常に割れ、剥離の恐怖と戦わねばならない。また、この割れ、剥離は制御不能。冷却・励磁や放射線照射により、さらに問題は複雑になる。
- ・長期的安定性が優先される核融合炉用超伝導マグネットでは上記理由からも冷却に大きく影響しない部分に有機系絶縁材料を配置するように考える。
- ・冷却の概念変更はシステム全体の設計変更を意味する。ガス状態ではエンタルピーによる熱輸送、液体は液体の流動量から考える潜熱の総量が冷却可能な条件を決め、2相流やサーモサイフオンの効果（重力の効果）を考慮した設計が必要になる。コイルが熱暴走を起こさない条件の選択が必要である。
- ・設計においては使用する冷媒の特性を考慮しながら冷却構造や冷却システムの最適化を行う必要がある。冷媒によって物性や関連する特性が変化するため冷媒の変更は大幅な設計変更を意味する。
- ・銅の熱伝導率の温度依存性は 10-20 K をピークに低下する。冷却に影響する可能性あり。比熱は温度に対して単調増加。銅の電気抵抗は 10K 付近から単調上昇。安定化材に電流が流れると温度が上がり、その結果、抵抗が増加、更に温度が上昇することになる。冷却を正しく検討しなければ最悪は熱暴走し導体が焼損する。物性・特性の温度依存性を考慮する。
- ・放射線照射により銅やアルミの抵抗率が大きくなる[3.2.5.3-1]。電気抵抗も同様。磁場により銅やアルミの熱伝導率が低下する[3.2.5.3-2]。超伝導マグネットの置かれた環境を正確に把握し、設計に反映する。

これまでに導体の冷却から冷却システム構成まで議論した。導体の冷却と冷却システムそれぞれについて今後の研究課題など詳細は既に述べたとおりである。マグネットの構造を無視した議論を行えば、冷却の観点からは直接冷却のうち、浸漬冷却による冷却が最も確実かつ安定に冷却が可能である。また、液体状の冷媒にマグネットを浸しておくことだけに注意すればよく、システム制御の観点からも最も安定かつ確実な冷却システムが構築できる。

前の議論では浸漬冷却は冷却の点からは最も安定したシステム構築が可能であることを述べたが、マグネットの仕様からそれが最も良い冷却方法であるとはいえない。マグネットの構造が浸漬冷却に適さない場合もあるためである。このように超伝導マグネットと冷却システムはそれぞれ単独では存在し得ず、本来は一つの巨大システムとして機能し、それを最適化する方法を検討することが必要である。その結果、初めて必要な超伝導導体の仕様や冷却システムの性能などを検討することが可能になる。

さて、現在の核融合に関連する研究・開発について考えると、超伝導導体、超伝導

マグネット、冷媒、冷却システムの研究は細分化され、世界的な視点から見ても巨大システムとしてまとまった思想の元に検討が進められている例はないと思われる。これは既に存在する装置を前提として設計を進め、システムの開発段階において既に分業化が進んでいるためである。しかし、核融合炉は先に述べたように既存のシステム設計の範囲を大幅に逸脱する可能性があり、巨大システム全体を1から構築することが必要になる。超伝導体開発、マグネット設計、冷却システム設計も核融合炉全体を反映した一つの思想の下、研究・開発を進めることが必要である。特に、温度・圧力・放射線・磁場により物性が大きく変化するため、設計には次の点を考慮する。

- ・冷媒の選択（様々な物性の検討）
- ・冷却温度・圧力の設定（物性から最適な温度を設定）
- ・冷却方法の選択（強制冷却、2層流、浸漬冷却、ガス冷却、サーモサイフォン、間接冷却）
- ・構成材料の選択
- ・構造の最適化
- ・コイルの設計を進めるためには様々な物性・特性の研究が必要である。
- ・各冷媒候補の物性・特性研究
- ・使用候補材料の物性・特性研究
- ・冷却システムの検討

参考文献

- [3.2.5.3-1] 仲田清智，高村三郎，多田直文，正岡功，「超電導磁石安定化材の電気抵抗の及ぼす極低温中性子照射の影響」，日本金属学会誌 **49**（1985）157.
- [3.2.5.3-2] 社団法人低温工学協会編，「超電導・低温工学ハンドブック」 1088.

3.2.5.4 電源システム

本節では、FFHR の超伝導コイルを励磁する電源システムの研究について報告する。

3.2.5.4-1 全コイル一括通電方式

LHD のようなプラズマ実験装置では、広範囲の磁場配位を実現するために、磁場発生コイルごとに電源を接続し、それぞれのコイル電流を独立に調節する電源構成を採用している。これに対して、デモ炉以降の炉では磁場配位は既に最適化されているはずであり、実験装置のような自由度は必要でない。そこで、コイルの巻き数を適切に選定し、各コイルの運転電流を同一とすれば全てのコイルを直列にして一台の電源にて励磁することが可能となる。図 2.5.4.1 に同方式の構成を示す。コイルによっては磁場変化時に他のコイルと逆電圧が発生するものがあるが、全てを直列にすることで、誘導電圧が相殺し、全体の電圧を低くできる可能性がある。

超伝導コイルに異常が発生した場合には、抵抗を挿入し、エネルギーを外部に放出する必要がある。図に示すとおり放電抵抗は直列回路内に分散して配置し、通常運転中は短絡スイッチにより短絡しておき、異常時にはスイッチを開放してエネルギー放出を行う。この構成により対地電圧は図 3.2.5.4-2 に示すように、コイルと放電抵抗により上下し、所定の値以下に抑えることが可能となる。

プラズマ点火時にはデモ炉においても磁気面の調整が必要である。そこで、磁気面調整用の補助コイルを追加で配置する構成（図 3.2.5.4-3）を検討している。本構成での通電パターン例を図 3.2.5.4-4 に示す。一旦、主コイル群の電源により定常運転磁場にした後、補助コイルの電流を変化させることで、所定の磁場変動を行う。

FFHR の磁場発生コイル及び磁気面調整用のコイルの仕様が未定のため、LHD のコイル及び運転を例にとり必要な電源容量を計算した。必要な電源容量の計算結果を表 3.2.5.4-1 に示す。各コイル独自に励磁する場合には、磁場制御時には大電流の電源を高電圧で運転する必要があり、全体の電源容量が大きくなる。これに対して全コイル一括通電方式では磁場制御時の誘導電圧が直列コイル内で相殺され、主電源への誘導が抑えられる。このため、主電源の電圧を低く抑えることができ、2.75 T において時期軸を 5.55 m から 5.60 m まで 5 秒で移動させる場合、各コイル独立電源では電源総容量が 2.5 MW 必要なところ、主コイル+制御コイルの構成とすることで全電源容量を 1/8 の 290 kW まで抑制可能なことを示した (case 1)。また、0.01% 程度の中心磁場の変動を許容すれば (Case 2)、148 kW まで低減しうることを示した。

今後は、FFHR の磁場発生コイルの緒元を元に、本構成を適用するコイル巻き数の設定検討、磁気面調整に必要な補助コイルの諸元検討、中心磁場の変動の許容幅及びその最適化に関する検討が必要である。

3.2.5.4-2 圧電素子駆動接点整流器

ヘリカル型炉では直流超伝導コイルにより定常磁場を発生する。このため、定常運転時に超伝導コイルの電流維持に必要なとされる電圧は 0.1 V 程度で済む。この電源では、負荷が大インダクタンスであり、電圧が低いため、電源の運転周波数を 0.1 Hz 程度に低くすることが可能となる。0.1 Hz の運転周波数では、機械接点による整流が可能となる。図 3.2.5.4-5 に電源構成を示す。図中、S1 から S4 は機械接点である。

半導体電力変換器により、0.1 Hz の交流を生成し、これを極低温領域に導入した後、超伝導変圧器により低電圧化し、機械接点の同期整流回路により直流に変換する。動作シーケンスを図 3.2.5.4-6 に示す。スイッチ切り替え時のアーク放電及びそれによる接点損耗を防ぐために、半導体変換器の制御を併用し、零電圧での接点投入(b)、接点間の電流転流制御(c,d)を行い、零電流での接点切り離しを行う。

本電源の主要構成要素は変圧器及び機械接点である。変圧器について概算設計を行った。周波数が 0.1 Hz と低いが、電圧も 0.1 V と低いため、2次巻き線を 4 turn と想定し、最大磁束密度 1 T を想定すると、必要な鉄心断面積は 0.13 m²、鉄心寸法は 0.3 m×0.6 m×0.6 m 程度であり、実現可能な寸法に収まっている。

主回路で使用する接点は、主回路電圧が 1 V 未満と極低電圧であることから空隙は 0.1 mm 程度で済み、圧電素子による駆動が可能となる。図 3.2.5.4-7 に機械接点の概念図を、表 3.2.5.4-2 に本電源の主要仕様を示す。

圧電素子駆動接点の実現性を確認するための実験研究を行っており、それについては、3.3.2.4 に記述する。

Table 3.2.5.4-1. Required capacity for power supplies to swing the magnetic axis.

(a Case of using separated power supplies)

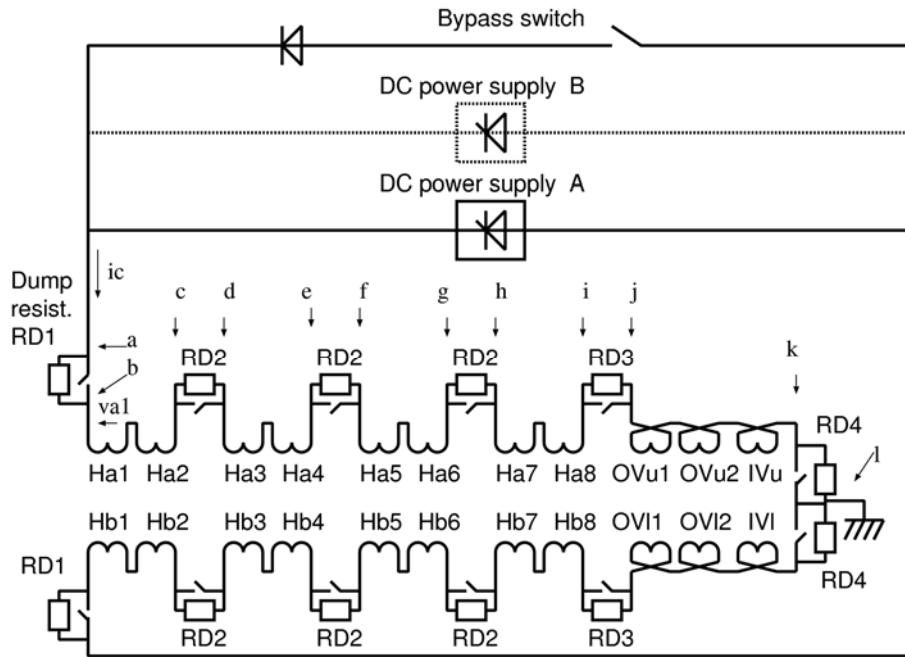
Helical coils	OV coils	IS coils	IV coils	Total
1.0 MW	100 kW	300 kW	1.1 MW	2.5 MW

(b) Case of using combined coils set and single power supplies

	Main coils	Auxiliary coils	Total
Case 1	148 kW	143 kW	291 kW
Case 2	4 kW	144 kW	148 kW

Table 3.2.4-2 Specifications of the power supply using mechanical contact switches.

Output : 0.1 V, 100 kA, 0.1 Hz
Primary converter : 50 V, 200 A, 10 kVA
Transformer: primary winding : 2,000 turn, secondary winding. 4 turn, Cross section of core : 0.13 m ² , core size : 0.13 m ² , 0.3 m×0.6 m×0.6 m
Switching device : Piezo driven mechanical contact



RD1: 73m Ω , RD2: 146m Ω , RD3: 114m Ω , RD4: 36m Ω ,

Figure 3.2.5.4-1 Circuit diagram of the power supply system which excite all the magnet coils with a single power supply. (Reproduced from [3.2.5.4-1].)

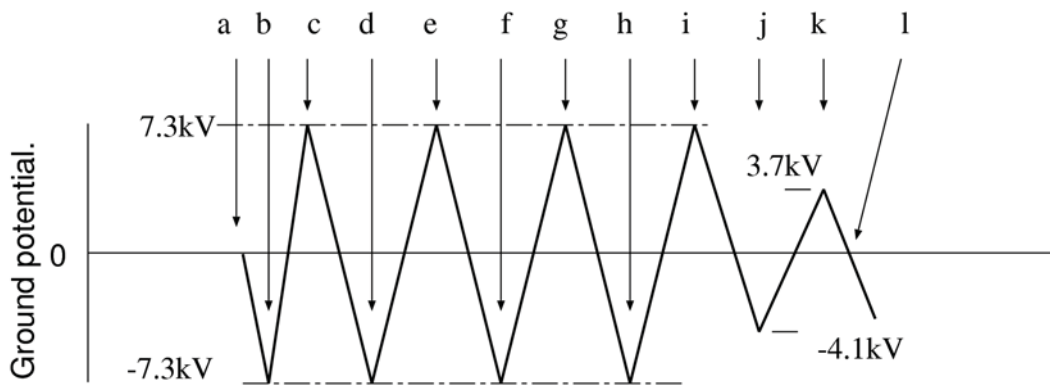


Figure 3.2.5.4-2 Ground voltage when the quench protection works. (Reproduced from [3.2.5.4-1].)

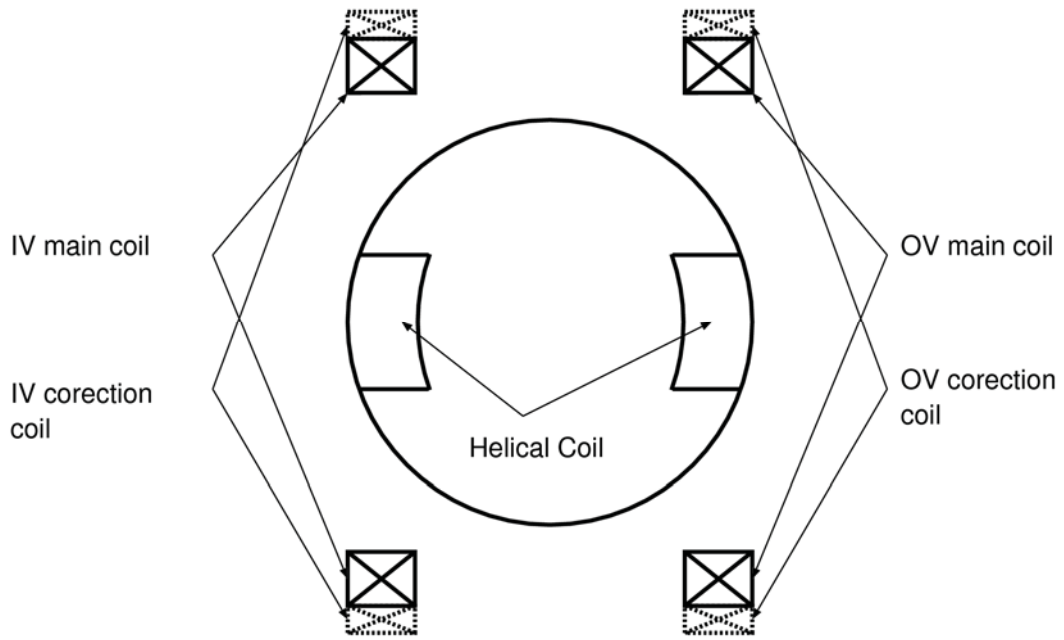


Figure 3.2.5.4-3 Concept of main and control coils for FFHR. (Reproduced from [3.2.5.4-1].)

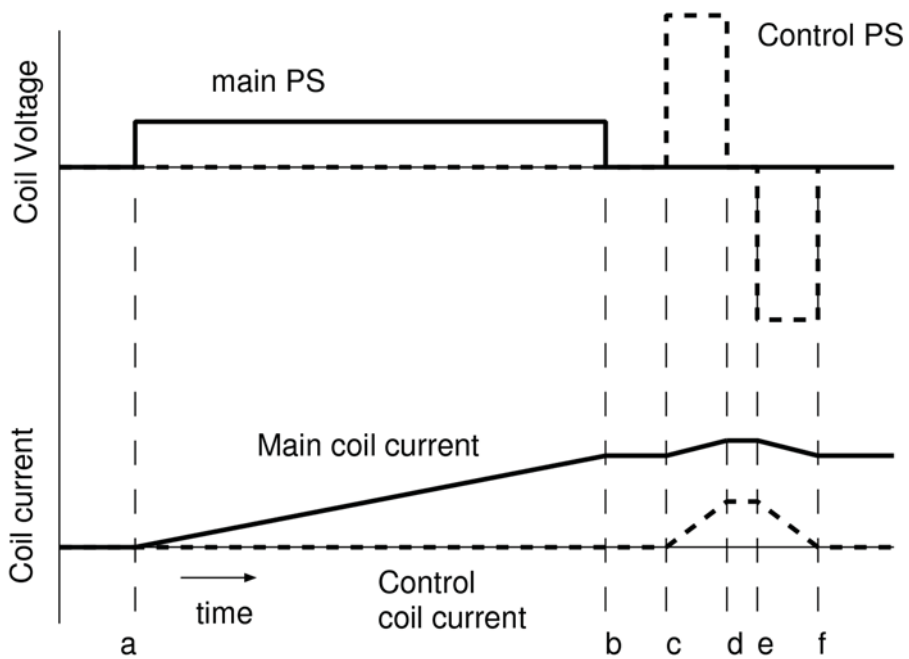


Figure 3.2.5.4-4 Concept of excitations for main and control coils for FFHR. (Reproduced from [3.2.5.4-1].)

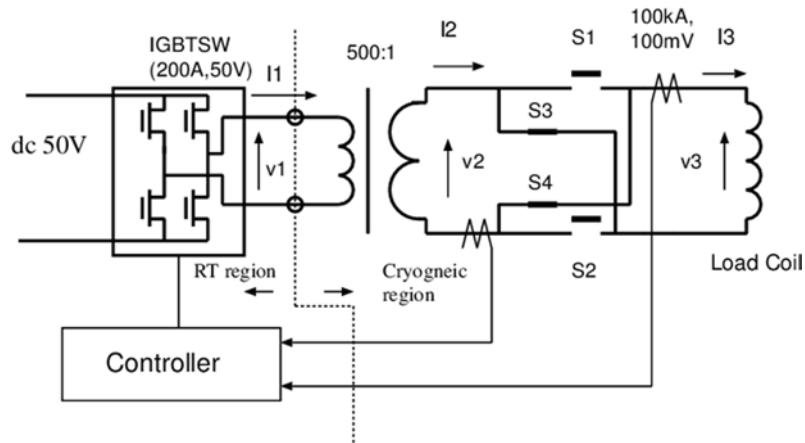


Figure 3.2.5.4-5 Circuit diagram using mechanical contact as switching devices. (Reproduced from [3.2.5.4-2].)

(a) Operation sequence.

(b) Detailed sequence of switches

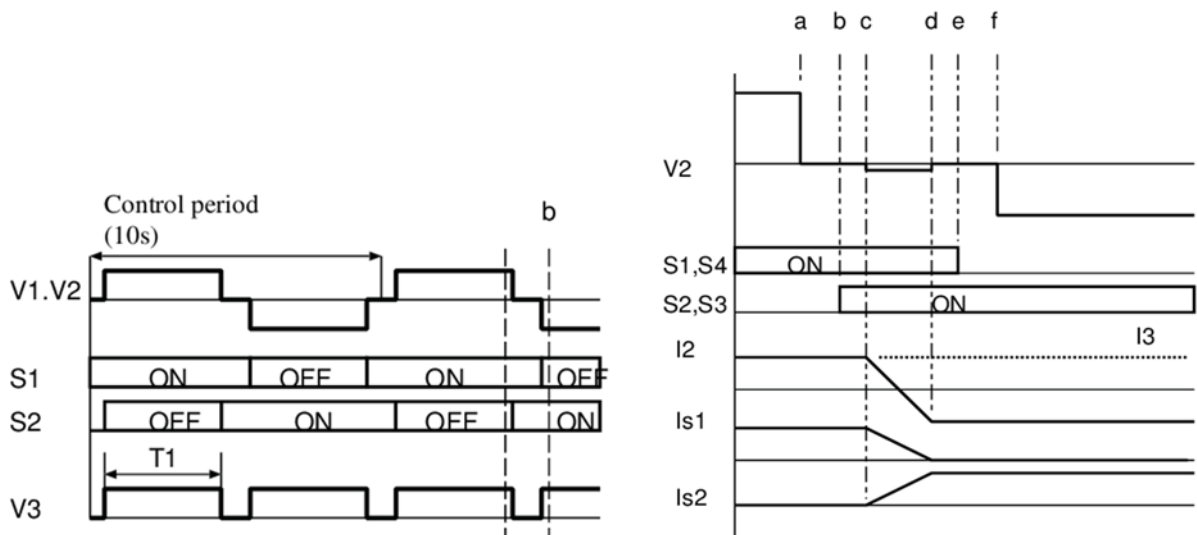


Figure 3.2.5.4-6 Operation sequence of a power supply using mechanical contact as switching devices. (Reproduced from [3.2.5.4-2].)

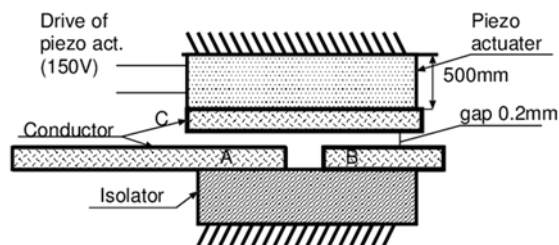


Figure 3.2.5.4-7 Conceptual design of mechanical contact driven by piezo electric driver. (Reproduced from [3.2.5.4-2].)

参考文献

[3.2.5.4-1] H. Chikaraishi et al., Plasma and Fusion Res.. 7 (2012) 2405051.

[3.2.5.4-2] H. Chikaraishi et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 89 (2016) 0606204.

3.2.5.5 電流供給システム

電流供給システムは、FFHR-d1 本体の各超伝導コイルに電流を供給するために、直流電源とコイルを繋ぐ部分である。これについて検討を行うにあたり、現状のLHDとITERで採用されているシステムについて概略をまとめ、そこからFFHR-d1用として想定される電流供給システムの基本構成について記述する。

3.2.5.5-1 バスラインとフィーダ

LHDでは、装置本体の超伝導コイルから十分離れた場所に設置した直流電源の近傍に電流リードを置き、そこから装置本体まではフレキシブルな超伝導バスラインを敷設している。また、バスラインの端末部は装置本体の断熱真空容器の中に設置され、そこから各超伝導コイルの口出し用導体と接続されている。LHDの超伝導バスラインの鳥瞰図を図3.2.5.5-1に、バスラインの内部構造を図3.2.5.5-2に示す。バスラインの平均長は55mである。LHDではコイル電流の最も大きいOVコイルにあわせ、全バスラインの電流容量は32kAにそろえている。プロトタイプバスライン（超伝導導体は実機と同じ）では40kA迄の試験を行っており、運転電流に対して大きな余裕を有する。LHDではこれまでの17年の運転において、バスラインが原因で実験を止めるようなトラブルは無く、安定且つ高い信頼性のもとで稼働してきた。長尺のバスラインでは内部の超伝導導体を外層のコルゲート管よりも若干長く作っており、これにより、冷却時の熱収縮を吸収している。また、完成後は定期的にX線検査を行うことによって内部状態を観察している。これをもとに、2015年には、一部、外層コルゲート管の補正作業も行った。

一方、ITERの電流供給システムでは、LHDのフレキシブル超伝導バスラインとは異なり、コイルに用いているケーブルインコンジット導体を、直接的に外部の取り合いであるターミナルボックスまで導く構造をとっている。トロイダル磁場(TF)コイルの電流値が68kAと最も大きく、次いでポロイダル磁場(PF)コイルの55kA、中心ソレノイド(CS)コイルの45kA、磁場補正(CC)コイルの10kAとなっている。ITERのバスラインはフレキシブルな構造ではなく全長はLHDより短く、約30mである。熱収縮の吸収方法、超伝導導体の接続方法に、若干の開発要素を残すが、これらについてはモックアップによる試験で、課題を克服するよう準備を行っている。ITERのフィーダシステムは全部で30系統ある。TFコイルと同じ超伝導導体を用いる限り、自己磁場はコイルに比べ小さく、フィーダの臨界電流は100kA以上と推測できる。ITERのフィーダシステムの主要諸言を表3.2.5.5-1にまとめる。

FFHR-d1のフィーダとして、LHDと同様のフレキシブル超伝導バスラインが良いか、あるいは、ITERと同様にコイルの口出しを外部まで引き出す構造が良いか、今後の検討と選択が必要である。LHD型のバスラインの長所は敷設のやりやすさであるとともに、本体の口出しも簡素化できるメリットがある。

FFHR用の超伝導導体の運転電流は現在の設計では94kAである。ITER-PFコイルに用いられているのと同じ構造のCIC導体をFFHRのフィーダに使用するのであれば、フィーダにする大きな課題の克服は必要ない。100kA級超伝導導体の接接部の構造、熱収縮吸収の方策、熱侵入の低減、等に対する要素開発で、FFHR用のフィ

ーダシステムは設計可能である。ただし、放射線等の対策については改めて検討する必要がある。一方、FFHR-d1 のマグネット設計では、現在、高温超伝導 (HTS) 導体を用いたオプションが有力な選択肢となっている。この場合は、外部にはLHD型のフレキシブル超伝導バスラインを用いる方式の選択が考えられる。この場合、超伝導バスラインにも HTS 導体を適用し、マグネットとバスラインともに、ヘリウムガス (温度 20 K 程度) を用いた冷却方式が想定される。この場合、マグネットに加えてバスラインにも開発課題が加わるが、昨今の電力用 HTS 超伝導送電ケーブルの発展とも歩調を合わせ、十分な性能を有したものを用意することが可能と想定される。また、クライオスタット内部でコイルの口出しと接続を行う部分についても最適な構造の選択等、今後の課題となる。

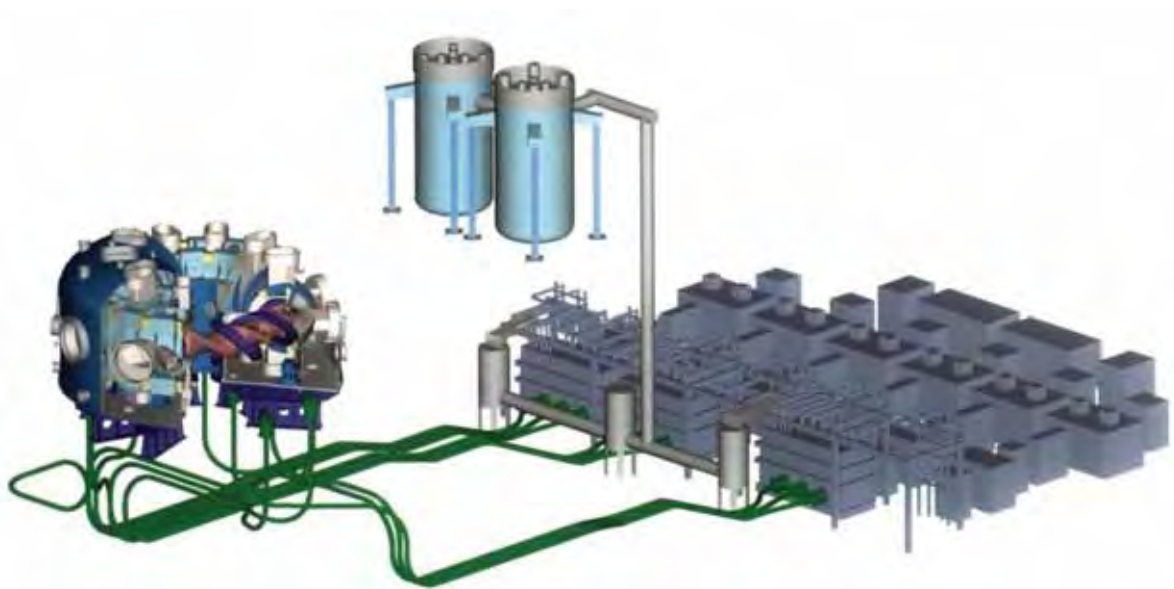


Figure 3.2.5.5-1 Bird's eye view of the superconducting bus-lines for LHD.

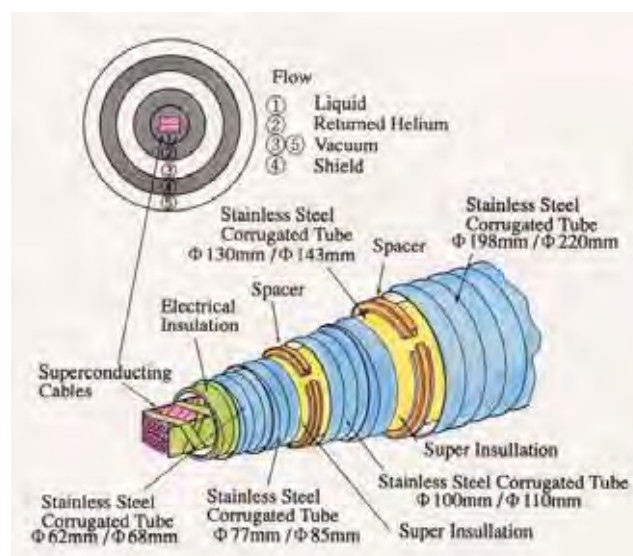


Figure 3.2.5.5-2 Structure of the superconducting bus-lines of LHD

Table 3.2.5.5-1 Number and rated current of SC feeders in ITER

Coil Name	TF Coil	PF Coil	CS Coil	Correction Coil
Rated Current	68 kA	55 kA	46 kA	10 kA
Number of feeder	9 pairs	6 pairs	6 pairs	9 pairs

3.2.5.5-2 電流リード

電流リードは、常温に設置された直流電源と極低温環境の超伝導コイルを結ぶインターフェースである。1990年代に建設されたLHDでは、当時の銅ケーブルを用いた自己蒸発方式の電流リードが用いられている。上記のバスラインに合わせて全12対で、ヘリカルコイル用は定格電流18kA、ポロイダルコイル用は32kAである。各電流リードに設けた液体ヘリウム貯槽を連結する配管を設けることにより、液面高さをほぼ一定に保つ制御など、各所に工夫を入れており、これまでの安定な運転を実現した。電流リード全体の液体ヘリウムの消費量は最大650 L/hである。

一方、ITERには、2000年代に入って開発が進んだ高温超伝導（HTS）電流リードが用いられる。HTS線材を電流リードの一部に用いることで、電流リードを介した極低温への熱侵入量を従来の常伝導電流リードと比べて数分の1に下げることが可能であり、現在の主流となっている。ITER-TF用のHTS電流リードの主要設計パラメータを表3.2.5.5-2に示す。全長は3.71 m（バスラインとの接続部を含む）で、バスライン及びHTS電流リードはPaschenタイトの電気絶縁構造で設計されている（DC 30 kV）。HTS線材の高温端の温度は65 Kで定常電流68 kAで運転できるように設計されている。また、プロトタイプのHTS電流リードの試験では、65 Kでの臨界電流は80 kA以上で、68 kA運転での臨界温度は80 K以上であることが確認されている。定格電流で寒冷停止時の最大許容時間（Loss of flow accident time）は380秒（設計値400秒）であった。HTS電流リードに使用しているHTSテープ線材はAMSC社のBi-2223（約100Aの線材）で、5 layer×12 stackのパネルを18個（トータル1080並列）で構成されている。

現在、住友電工製のBi-2223線材（DI-BISCCO）は同じテープ幅で200 Aの運転電流となっている。そこで、実機ITERのTF用HTS電流リードでは住電のDI-BISCCOを使用し、並列数を2割程度減少させた設計を進めている。これらのITERの電流リードの研究開発状況を勘案すれば、ITERの68 kAのHTS電流リード技術をFFHRへ適用可能であり、大きな課題等はないと思われる。

Table 3.2.5.5-2 Parameters of HTS Current leads of ITER TF coils.

Items	Unit	Value	Remarks
Rated current	kA	68	
Temperature at HTS warm end	K	65	At operation current 68 kA
Operating temperature margin	K	< 20	AT warm end temp. of 65 K
Joint resistance at 65 K	nΩ	< 10	
Joint resistance at 5 K	nΩ	< 2	
Loss of flow accident time	sec	> 400	Carrying full current
Hot spot temperature	K	< 200	Take 160 K for design
Burnout time from quench	s	> 13	Including 2 s delay
Temperature at HEX warm end	K	300	Design for 25 °C
Helium temperature at HEX inlet	K	50	
Max. helium pressure in HEX	MPa	0.6	
Max. heat leak at cold end	W	15	
Maximum voltage	kV	30	Paschen resistant
External magnetic field	mT	50	

3.2.6 ブランケット

3.2.6.1 増殖ブランケットのモジュール化検討

ブランケット構造材に用いる材料が 100 dpa (Displacement per atom; 中性子によるはじき出し損傷の単位) まで耐えることができるとすると、FFHR-d1 の最大中性子壁負荷 2.0 MW/m² の条件では、5-6 年でブランケットを交換する必要性が生ずる。連続ヘリカルコイルの分割は困難であり、また、ブランケット交換は遠隔制御のマニピュレーターやクレーンを用いて実施する必要があるため、増殖ブランケットをモジュール化し、電磁力支持構造体に設けられた大型ポート開口部より出し入れすることが必須となる。

図 3.2.6.1-1 に、FFHR-d1 設計研究の開始当初における増殖ブランケット分割、及び、交換手順の素案を示す。増殖ブランケットモジュールはヘリカルコイルの直交断面（ヘリカルコイルの螺旋形状の中心軸に直交）に合わせて分割した箱型形状とし、熱応力を逃がすために頑強な放射線遮蔽体（兼、支持構造）に引っ掛ける形で固定する。また、冷却材等の配管については、比較的空間に余裕があるヘリカルコイル側面を通すことを検討していた。冷却材配管については核変換生成 He の濃度を再溶接可能なレベルに抑制する必要があるが、ヘリカルコイル側面であれば、遮蔽の増強も可能であると考えられる。ブランケットモジュールの寸法を決める要因としては、ポートサイズ、磁場変動時の電磁応力、リモートハンドリング機器の運搬可能重量等が考えられる。

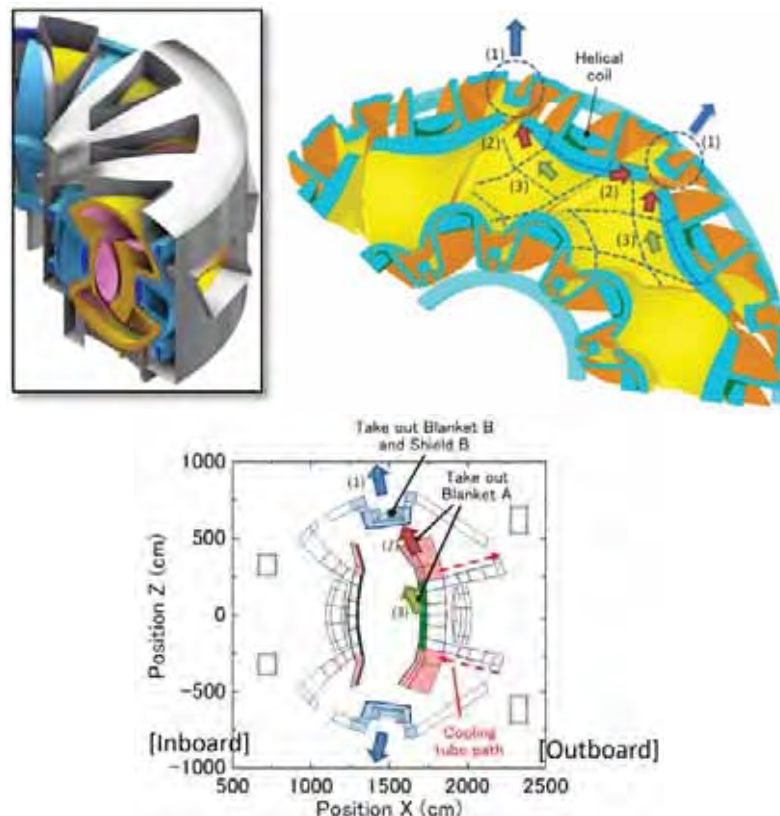


Figure 3.2.6.1-1 Box-shaped blanket modules proposed in the early stage of the FFHR-d1 design study.

その後、核融合工学研究プロジェクトの FFHR 設計グループにおいて、ブランケット設置・交換プロセスに関する議論が続けられ、上記のようにブランケットモジュールをヘリカルコイルの直交断面で分割した場合には、炉内からの使用済みモジュール取り出しや交換モジュール搬入の際に、トロイダル方向への移動や3次元回転運動のような複雑な操作をリモートハンドリングで行う必要が生ずること、また、炉停止後の非常に高い線量率の環境下で、長時間リモートハンドリング機器を使用することが困難であるとの認識を有するようになった。また、モジュールの数が多ことから、メンテナンス期間が相当に長くなる懸念も持たれた。

この従来の検討していたヘリカルコイル直交断面での分割に対し、メンテナンスポートから搬入したモジュールを可能な限り単純なリモート操作で交換可能とすることを旨として、トーラスのポロイダル面で垂直方向に分割する新たなブランケットモジュール化の概念が2つ提案されている。

T-SHELL ブランケット (Toroidally-Sliced, HELically-Linked breeder blankets) 概念は、増殖ブランケットをトロイダル方向に 3° 毎に垂直に分割して、モジュール化するものである (図 3.2.6.1-2 [3.2.6.1-1])。放射線遮蔽体の構造やダイバータの配置、ブランケット第一壁の形状やブランケット厚みは従来のヘリカルコイル直交断面で分割する場合と同じである。若干のトロイダル方向へのモジュール移動が必要とな

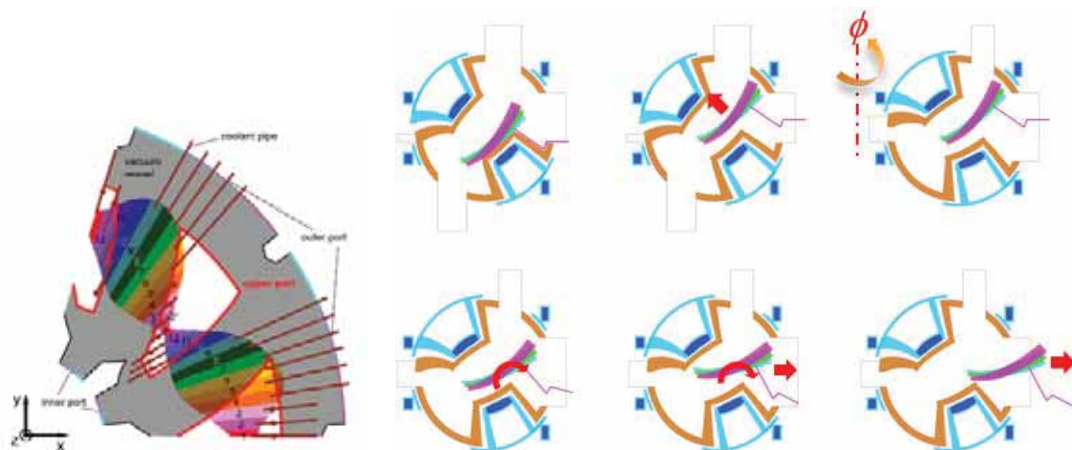


Figure 3.2.6.1-2 Concept of T-SHELL blankets (Toroidally-Sliced, HELically-Linked breeder blankets) proposed in the FFHR-d1 design study to improve the replacement process. [3.2.6.1-1].

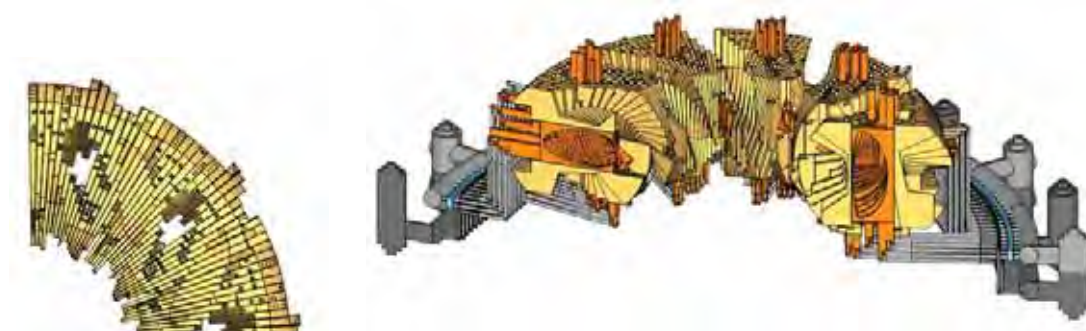


Figure 3.2.6.1-3 Concept of CARDISTRY-Blanket (CARtridges Divided and InSerTed Radially) proposed in the FFHR-d1 design study to improve both the fabrication process and replacement process dramatically. [3.2.6.2-1].

るが、使用済みモジュールの取り出し、交換モジュールの設置作業のほぼ全てを、上部およびアウトボード（トーラス外側）メンテナンスポートからの単純な直線移動作業で迅速に行うことが期待できる。

さらに、ブランケットモジュールに加えて、放射線遮蔽体もトロイダル方向に2°毎に垂直分割する、CARDISTYブランケット概念が提案されている（図3.2.6.1-3 [3.2.6.1-2]）。この概念では、全てのブランケットモジュールをスライドさせて、出し入れすることで迅速なブランケット交換を可能とするものである。また、従来のタングステンタイルで熱流束を受け止める固体ダイバータではなく、液体金属シャワーで熱流束を受け止める液体ダイバータの導入と併せての概念提案となっている。ダイバータ設置位置や増殖ブランケットの形状が従来のFFHR-d1の設計と異なるため、現在、トリチウム燃料増殖や放射線遮蔽能力等の中性子工学特性の計算による評価や、熱流動計算に基づく内部流路設定の検討を進めている。

参考文献

[2.6.1] T. Goto et al., Plasma and Fusion Research **11** (2016) 2405047.

[2.6.2] J. Miyazawa et al., Plasma and Fusion Research **12** (2017) 1405017.

3.2.6.2 増殖ブランケット環境

3.2.6.2-1 増殖ブランケット内の核発熱分布

ブランケットユニットの構造、熱流動詳細設計に進む際に必要となる核発熱分布の評価を行った結果を図 3.2.6.2-1 に示す。各層の厚みは、FFHR-d1 で最も設計条件が厳しくなるインボード側におけるブランケットユニットを模擬している。トリチウム増殖/冷却材は FLiBe、 ${}^6\text{Li}$ は 90%濃縮、中性子壁負荷を 2.0 MW/m^2 とした場合の中性子核反応とガンマ線から付与される発熱エネルギーの分布を示している。

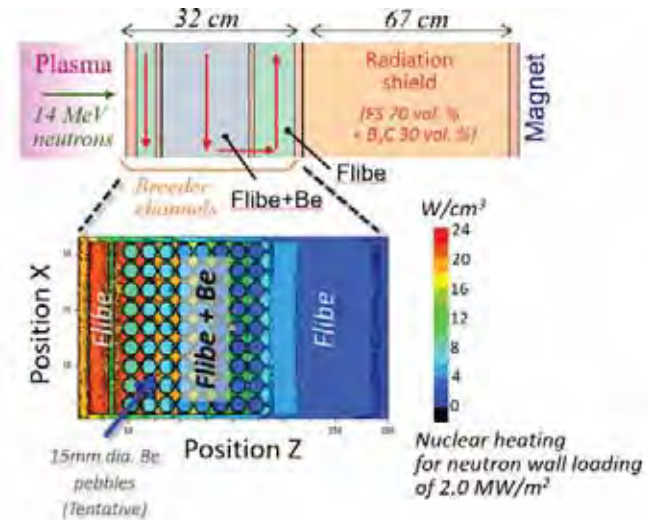


Figure 3.2.6.2-1 Distribution of nuclear heating in a FLiBe blanket for a neutron wall loading of 2.0 MW/m^2 .

合わせて各材料の発熱分布を抽出して、ブランケット第一壁表面から深さ方向の依存性を図 3.2.6.2-2 にプロットしている。Be 増倍材のペブルサイズについては、トリチウム増殖性能に及ばず影響は小さく、この計算例では直径 1.5 cm としている。

この核発熱分布に加えて、第一壁へのプラズマからの熱負荷（現状では $\sim 0.1 \text{ MW/m}^2$ を想定）を考慮し、詳細な熱流動設計を推進する。

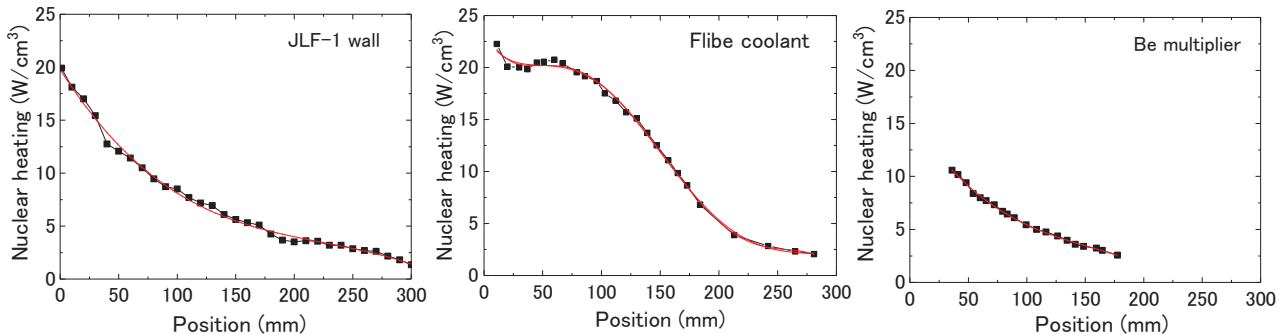


Figure 3.2.6.2-2 Distribution of nuclear heating on each material used in a FLiBe blanket for a neutron wall loading of 2.0 MW/m^2 .

3.2.6.2-2 増殖ブランケット内の磁場分布

自己冷却液体ブランケットでは、液体金属を用いた場合には、磁場方向と交差して流動する冷却材に MHD 圧力損失が生じ、また、電気伝導度の低い熔融塩を用いた場合にも、乱流が層流化して伝熱特性が低下する可能性、また、流路内に大きな電位差が生じる場合には、熔融塩成分が分解する可能性が指摘されている。今後の増殖ブランケット詳細設計検討、及び、R & D 実験において懸念される課題についての検証実験を進める際の条件設定に役立てるために、FFHR-d1 の増殖ブランケット部分における磁場強度分布を評価した。

図 3.2.6.2-3、3.2.6.2-4 に、FFHR-d1 の炉内磁場分布計算結果、及び、増殖ブランケットの第一壁流路近傍の磁場分布を抽出した結果を示す。ヘリカルコイルに近い部

分で流路内の最大磁場強度は 7.7T になっており、いずれの角度のモジュールでも同程度の最大値となっている。図 3.2.6.2-5 にトロイダル角 $\phi=0^\circ$ のブランケットモジュール流路における磁場の向きを示す。垂直に分割するブランケットモジュール形状に合わせる形で、垂直方向に流路を設けた場合には、磁場はほぼ流路に直交する[3.2.6.2-1]。

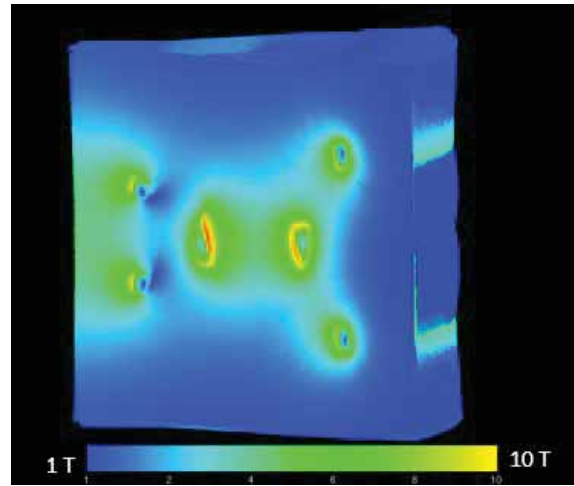


Figure 3.2.6.2-3 Calculated magnetic field strength in FFHR-d1.

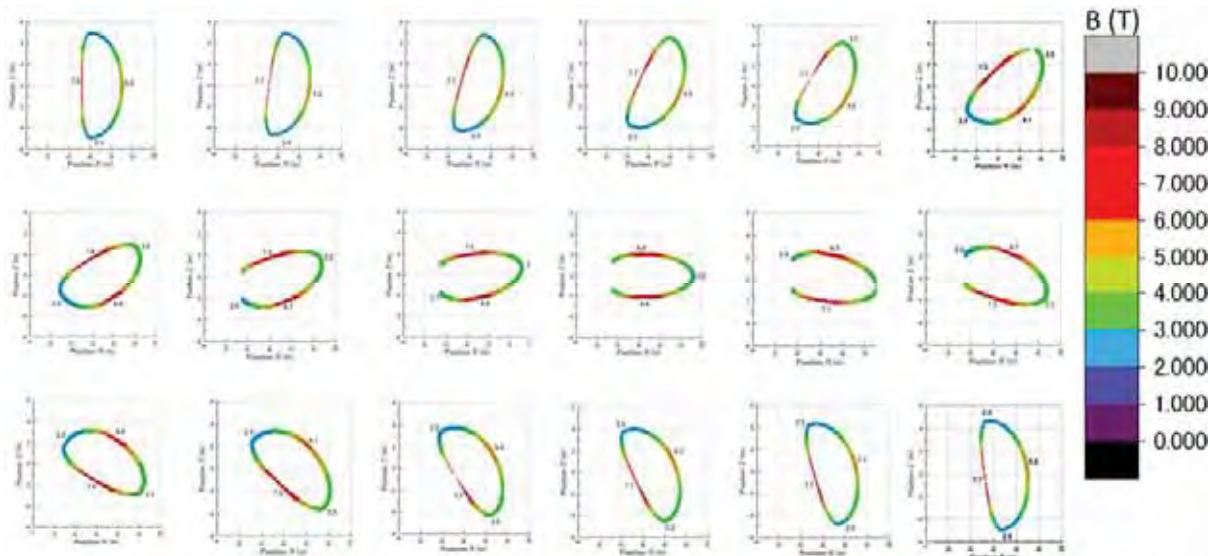


Figure 3.2.6.2-4 Calculated distribution of magnetic field in blanket coolant channels. The maximum field strength is ~ 7.7 T [3.2.6.2-1].

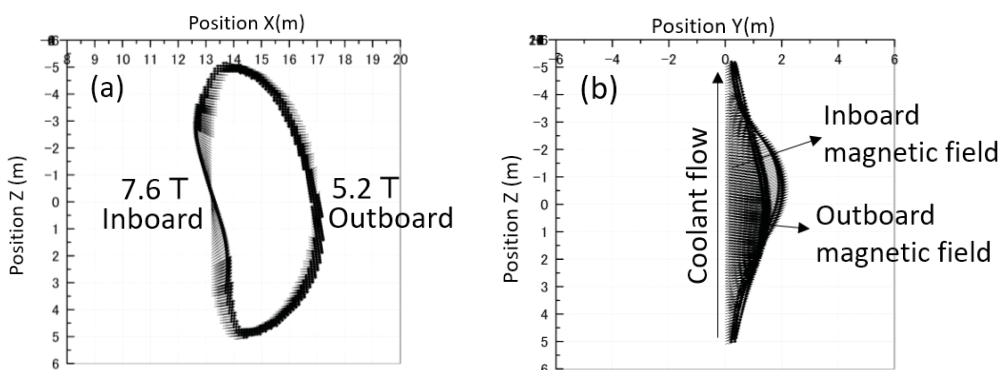


Figure 3.2.6.2-5 Direction of magnetic field in a blanket module at ϕ (toroidal angle) $= 0^\circ$. (a) Front view and (b) side view. [2.6.3].

参考文献

[3.2.6.2-1] T. Tanaka et al., presented at 13th International Symposium on Fusion Nuclear Technology (ISFNT-13), Sep.25-29, 2017, Kyoto, Japan.

Submitted to Fusion Engineering and Design.

3.2.6.3 放射線遮蔽

3.2.6.3-1 遮蔽体内の材料配置検討

FFHR-d1設計において最も中性子遮蔽の条件が厳しくなるインボード側では、鉄系材料等で製作する筐体の中にWC遮蔽体ブロックをなるべく高密度で配置する。遮蔽体内の温度は、内部にHeガス等を循環させて制御することを想定しているが、このガス循環チャンネルの体積割合を大きくしてしまうと、超伝導コイルに対する中性子遮蔽性能が低下する。超伝導コイルに対する中性子遮蔽条件を満たすために、Heガス循環チャンネルの体積割合は遮蔽体全体積の5%程度に抑える必要があることを示した[3.2.6.3-1]。

また、WC遮蔽体を設置するインボード以外の部分には、FFHR設計立ち上げ当初から採用されているフェライト鋼+B₄C遮蔽体を設置するが、将来の発電炉において、さらに効率的な遮蔽材料として使用できる可能性のあるZrH₂、TiH₂遮蔽体の使用についても、本プロジェクトにおいて検討を行った[3.2.6.3-2]。これら炭化物、水素化物を核融合炉の中性子遮蔽に用いる場合には、図3.2.6.3-1、3.2.6.3-2に示すように、フェライト鋼を遮蔽体領域の前面側に配置し、その後段に炭化物、水素化物を配置することが有効である。これは、DT反応で生じる10 MeV以上の高エネルギー中性子を減衰させるためには、鉄の非弾性散乱等を用いることが有効であること、一方、数MeV以下に減速した中性子の減衰にはB₄Cや水素化物が有効であることに起因している。これにより、中性子重照射試験が精力的に行われているフェライト鋼等の鉄系の材料を中性子フラックスの高い遮蔽体前面に配置することができる。炭化物や水素化物などの中性子重照射試験がほとんど行われていない材料は、中性子フラックスの低い後段に置くことで、新たな材料開発研究の課題となることを避けることができると考えられる。

水素化物中性子遮蔽体はWCに次いで非常に高い中性子遮蔽能力を有し、重量密度が低く、低放射化フェライト鋼よりも放射能減衰が早い点が魅力となる。一方で、真空容器内で使用する場合には、冷却能力喪失により温度上昇が生じた場合の水素放出

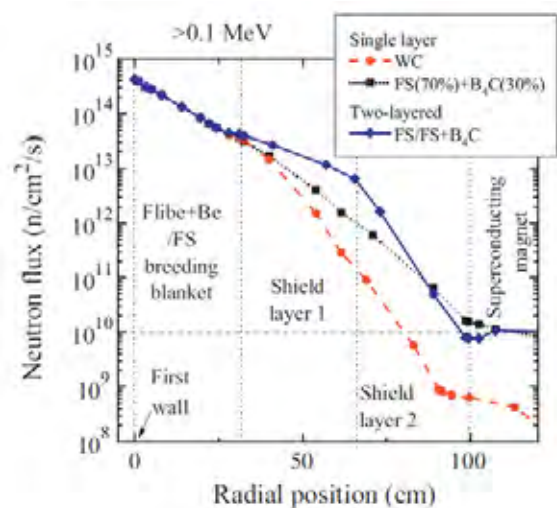


Figure 3.2.6.3-1 Attenuation of fast neutron fluxes (>0.1 MeV) in a single layer WC shield, single layer ferritic steel (FS)+ B₄C shield and two-layered FS/FS+B₄C shield. [3.2.6.3-1]

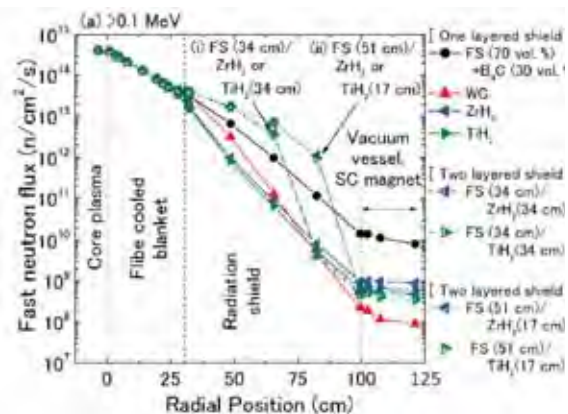


Figure 3.2.6.3-2 Attenuation of fast neutron fluxes (>0.1 MeV) in two-layered FS/ZrH₂ and FS/TiH₂ neutron shields.[3.2.6.3-2]

に対する厳しい安全性対策が必要となると考えられる。そのため、室温で使用できる炉外に設置して炉内機器の隙間から漏洩してくる中性子ストリーミングを遮蔽し、制御機器や計測機器への照射影響や放射化の抑制、炉周辺の放射化物総量の低減に適用することから検討を進めるべきと考えられる。

3.2.6.3-2 新型ダイバータに対する中性子遮蔽評価

ヘリカル型核融合炉の特徴の一つに、炉心プラズマから出た磁力線がヘリカルコイルの背面に回り込むことから、炉心プラズマを直接見込まない、遮蔽体の裏側にダイバータを設置できる点が挙げられる。これまでに、従来のヘリカルダイバータにおける銅配管材料の照射損傷量は解析を行っており、トーラスのアウトボード側では約0.1dpa/year (dpa:はじき出し損傷量、displacement per atom)、インボード側では最大1.6dpa/yearと評価している[3.2.6.3-3]。

このインボード側でのダイバータにおける照射損傷量を低減される目的で、ヘリカルコイルの真後ろにダイバータを設置する新型ダイバータ (Novel divertor) 概念の提案が行われた[3.2.6.3-4]。この新型ダイバータ設置位置における銅材料への照射損傷量を計算した例を図3.2.6.3-3に示す。従来のダイバータ位置と比較して、コイル背面における照射損傷量は1/5-1/20と大幅に低減されている。このことは、新型ダイバータ概念が、ダイバータの寿命を延ばすことでヘリカル炉のメンテナンス間隔を長くし、稼働率の向上に寄与できることを示している。

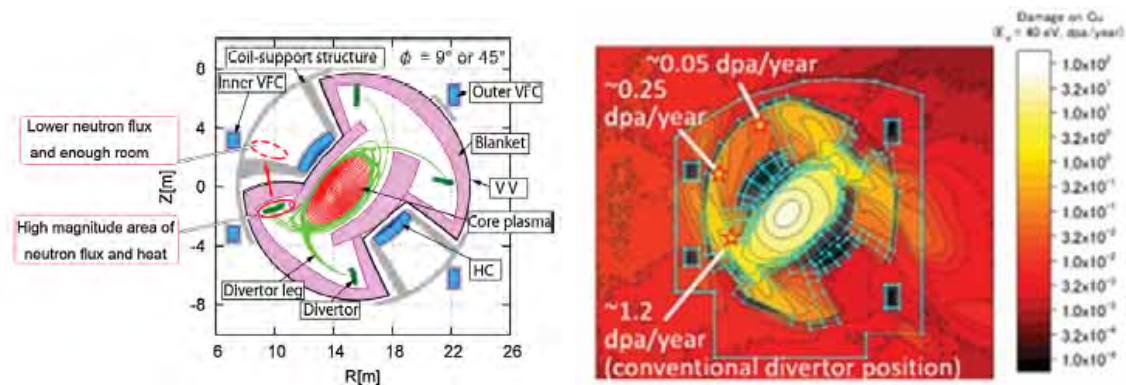


Figure 3.2.6.3-3 Evaluation of irradiation damages on a Cu material at the novel divertor position [3.2.6.3-4]

参考文献

- [3.2.6.3-1] T. Tanaka et al., Fusion Engineering and Design 87 (2012) 584-588.
- [3.2.6.3-2] T. Tanaka et al., Fusion Science and Technology, 68 (2015) 705-701.
- [3.2.6.3-3] T. Tanaka et al., Fusion Engineering and Design 89 (2014) 1939-1943.
- [3.2.6.3-4] H. Tamura et al., Fusion Engineering and Design 98-99 (2015) 1629-1633.

3.2.7 炉内機器

3.2.7.1 概要

核融合炉本体はプラズマ真空容器、遮蔽／増殖ブランケット、ダイバータ、超伝導マグネットシステム、及び装置全体を囲うクライオスタットで構成される。炉内機器設計タスクでは、このうち真空容器、ダイバータ、超伝導マグネット支持構造物、そしてクライオスタットを対象として設計・開発研究を行っている。ブランケットと超伝導マグネットのコイル部分はそれぞれのタスクで検討されたものを統合して扱う。また、超伝導マグネット支持構造物は炉内機器の空間的な構造と配置に大きく関わるため、クライオスタットを含めた総合的な見地での検討を行うため、炉内機器タスクの範疇となっている。ヘリカル型特徴として、プラズマ境界とヘリカルコイル間のスペースが、特にトーラス内側の赤道面に位置する部分で厳しいことがあげられる。そのため、真空容器とブランケットの3次元形状やトーラス内側赤道面でのラジアルビルド設計を慎重に行った。一方、超伝導マグネット支持構造物は励磁による機械的な健全性を評価しつつ、保守性を考慮してなるべく広い開口部を持つ構造となるように検討を進めた。同時に、ダイバータに対して、機器設計に必要な熱・構造設計、配置と粒子・熱負荷の排気・除去方法の検討を行った。ダイバータ候補材料については、固体受熱番＋水冷却方式での機器設計を進めるとともに、液体金属を流すことによる方式も提案され、並行して研究を進めている。また、使用照射環境を考慮して熱的・機械的評価を行うとともに、トリチウムインベントリーや原子分子的な考察や分光モデルについても検討を行っている。炉内機器の保守に関しては、保守環境の検討に加え、現時点で適用可能と考えられる保守の種類について調査・研究を進めた。

3.2.7.2 基本構造

3.2.7.2-1 ラジアルビルド

ヘリカル型核融合炉では、プラズマの最外殻とヘリカルコイルの間のスペースが限られており、特にトーラス内側の赤道面位置が厳しい。この部分のプラズマとコイル間の距離を $\Delta c-p$ と定義し、ヘリカル炉システムコードによる設計ウィンドウで重要な意味を持つパラメータとなっている。炉内構造としては、このスペースに第一壁、増殖／遮蔽ブランケット、プラズマ真空容器、低温輻射シールド、及びコイル容器の底板部分を適切なギャップ／クリアランスを持って配置しなければならない。FFHR-d1設計において、 $\Delta c-p$ はシステムコードによる解析とブランケット構造の検討により890 mmと設定された[3.2.7.2-1]。このうち700 mmが第一壁を含む増殖／遮蔽ブランケットのスペースとして確保され[3.2.7.2-2]、残りの190 mmが遮蔽ブランケット外壁からコイル容器外壁側に存在する機器が使用可能なスペースとなっている。さらに、最新の設計検討では、遮蔽ブランケットのみよって炉内真空を成立させることになり、真空容器という独立した機器を設置する必要はなくなっている。当初の設計ではプラズマ真空容器がブランケットの外側に存在する前提でラジアルビルド基本設計を進めたため、ラジアルビルドの検討については、真空容器を含めた構成で説明する。

ヘリカルコイル及びコイル支持構造物は常温から極低温への冷却によって0.3%

収縮すると仮定すると、内側トーラス部で装置中心側へ40 mm 変位する。これにコイルに発生する電磁力による変形が加わり、これらの合計が運転時と保守時との位置の違いとなって現れる。一方、ブランケットは運転時に400 °C以上の高温となるが、トーラス方向や上下方向に分割された構造とすると、トーラス全体の熱変形は発生せず、コイルに近い位置に支持点を設けることで、熱変形によっ

てラジアルビルド部分に与える影響は小さくできると考えられる。真空容器と低温輻射シールドはブランケットと一体化することでブランケットと同様の変形を想定することが可能とである。図 3.2.7.2-1 はトーラス内側のラジアルビルドを模式的に示した図で、上側が通常運転時、下側が建設・保守時の様子である。真空容器厚さ（ベローズ等を含めた必要空間として）35 mm、真空容器表面から低温輻射シールド表面まで 32 mm、コイル容器底部厚さ 30 mm とし、断熱空間として 63 mm を確保したラジアルビルド構造が設定され[3.2.7.2-3]、これらの基本寸法に基づいて詳細設計が進められた。この場合の真空容器は遮蔽ブランケットの外側表面に取り付けられ、真空容器の外側表面にはさらに低温輻射シールドが取り付けられる（図3.2.7.2-2）。真空容器の部材間の接続は全て溶接構造で、ヘリカル容器の間の非常に狭い空間での作業が必須である。また、リークが発見された場合の補修も困難であることが予想される。このため、設計方針を変更し、遮蔽ブランケットに

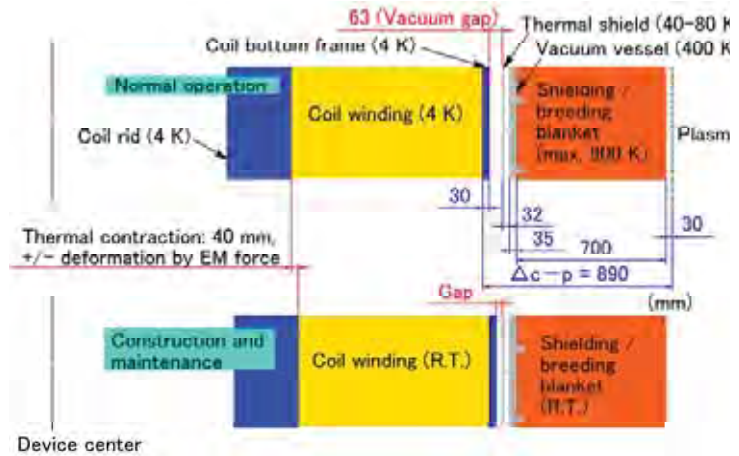


Figure. 3.2.7.2-1 Radial build design of FFHR-d1 at an early design phase [3.2.7.2-3].

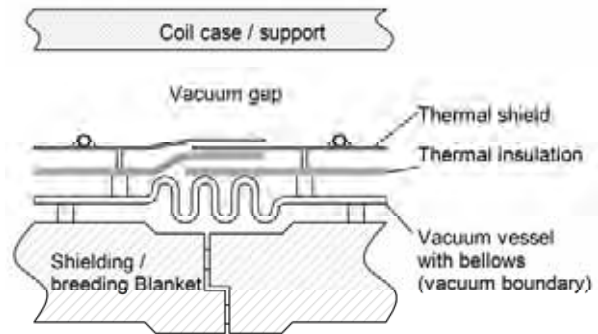


Figure 3.2.7.2-2 Radial build design of FFHR-d1 at an early design phase [3.2.7.2-4].

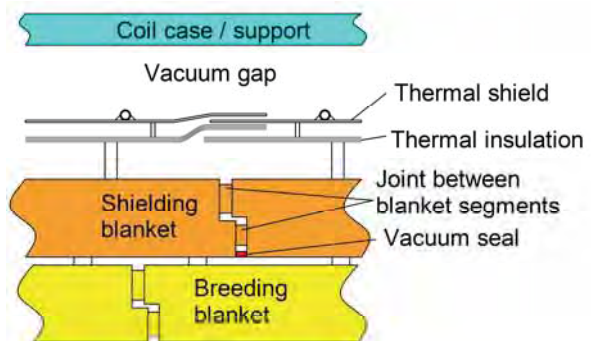


Fig. 3.2.7.2-3 Radial build design of FFHR-d1 at an early design phase [3.2.7.2-4].

真空容器機能を持たせることとした。いずれの場合も遮蔽ブランケットの構造物材は主要な強度メンバーであることは共通で、真空シールのための隙間のない壁を外側に貼り付けるか、遮蔽ブランケットの内側の隙間をシール部材で埋めるかの違いとなる。このような設計方針に変更したのは、組立時とリーク発生時の補修の容易さを優先したためである。図 3.2.7.2-3 に対応するラジアルビルド部分の模式図を示す[3.2.7.3-4]。

3.2.7.2-2 3次元構造

FFHR-d1 ではプラズマ真空境界より外はヘリカルコイル及び垂直磁場コイルを支えるコイル支持構造物が、プラズマ側では遮蔽ブランケットが主要な構造物となる。この真空境界はブランケットの外側あるいは内側に設けられるが、ポート形状の検討や中性子遮蔽、排気性能などの基礎計算をするためには、ベースとなる境界の3次元基本形状が必要となる。基本形状の定義においては、任意の位置、断面において連続した形状を保証し、3次元 CAD データへの変換や境界条件としてプラズマ対向面の形状データを必要とする他の種々の計算コードへ適用する際に、補間によるデータ点数の縮減や形状の微修正の反映を容易にする観点から、数式によって定義することが望ましい。LHD の真空容器は、ヘリカルコイルのポロイダル角の大きさに対する関数として定義されているが、FFHR-d1 においても同様の定義を行った[3.2.7.2-5]。

真空容器（プラズマ側の真空境界）はトーラスシェル形状をベースとしながら、プラズマやダイバータレグとの関係から形状を検討した。ヘリカルコイル周辺については、ヘリカルコイル垂直断面でヘリカルコイル支持構造物に沿ったドーム状の形状（3本の線分と2つの円弧、図 3.2.7.2-4）を採用した。ヘリカルコイルと真空容器の間の距離をヘリカルコイルの位置を示すポロイダル角 θ_c （トロイダル角 ϕ に対し、 $\theta_c = -(5\phi + 0.1 \sin(5\phi))$ の関係）の関数として連続的に変化させ、プラズマとヘリカルコイルが接近するトーラス内側でのヘリカルコイルと真空容器の距離を小さくし、ラジアルビルド設計と整合性をもたせている。

ブランケットのうちヘリカルコイル直下のものについては、ヘリカルコイル垂直断面で放物線形状となるように定義し、プラズマ閉じ込め磁気面形状に沿うようにこの

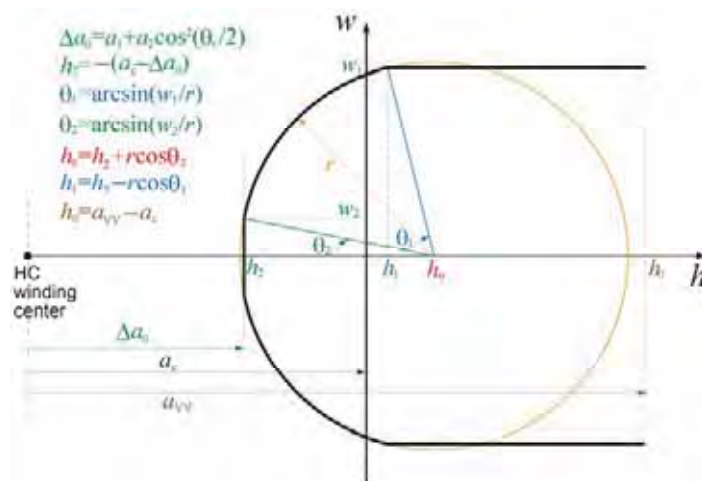


Figure 3.2.7.2-4 Definition of the shape of vacuum vessel on helical coil vertical

放物線の比例係数や全長を θ の関数として連続的に変化させている。また、厚みについても、プラズマとヘリカルコイルとの間の距離の変化に合わせて、やはり θ の関数として連続的に変化させている。これにより、ヘリカルコイル直下のブラケットの張り出し部分の背面に位置するヘリカルコイル側部のブラケットについては、直接プラズマに面しておらず、中性子スペクトルの観点からトリチウム増殖には寄与しないと考えられることから、遮蔽性能のみで十分と考え、厚みを 0.4 m、それ以外のトーラスシェル部については、トリチウム増殖への寄与も見込めることから増殖層厚みを考慮して 0.7 m としている。ただし、これらの厚みは重量の観点から増殖・遮蔽性能を保持できる範囲での検討が必要と考えられる。

コイル支持構造物はヘリカルコイルを覆うトーラスシェル構造とした。トーラスの板厚は 300 mm 以下となるように構造解析により検討し、250 mm を基本とすることになった。また、ポロイダルコイルは 200 mm のケースを介してトーラス構造物に接続されるものとし、接続部材の位置は高さ方向の位置や応力分布によって決めた。このトーラス構造物にヘリカル容器と一体化したアーム形状の部材を接合することにより支持構造物全体を構成する方式とした。

炉内へアクセスするポートは真空容器のプロファイル及びマグネット支持構造物の開口部から以下の要領でポートの形状を決めた。ポートは本体上部 (upper port)、下部 (lower port)、外側 (outer port)、内側 (inner port) に設けられ、断熱空間及び機器の変形を考慮してマグネット支持構造物開口部から 250 mm 離れた位置から更に 500 mm 離れた境界をポートの基本外形とした。この 250 mm から 500 mm の空間は 3.2.7.3 章で検討されているダイバータ排気に利用されることを想定している。ヘリカルコイルの案内曲線は、通常の正面図、上面図、側面図では直線や単純な曲線では表現できないため、ある程度境界に沿った円弧で表す方が、実際の機器設計や製作時には有効であるため、このような方針で upper port、outer port、及び inner port として図 3.2.7.2-5 に示す形状を決定した。なお、マグネット支持構造物の開口部については次の節で説明する構造解析の結果によって決められ、その結果に基づいてポート形状が決められている。

図 3.2.7.2-6 にここまでの定義で定められた FFHR-d1 ($\gamma = 1.25$) における炉内機器構造のポロイダル断面形状を示す。この後、全体設計及び物理設計の進展とともに、3.2.3.10 章他で説明されているように、FFHR-d1A として $\gamma = 1.2$ を基本路線 (Basic option) とすることとなった。FFHR-d1A でのプ

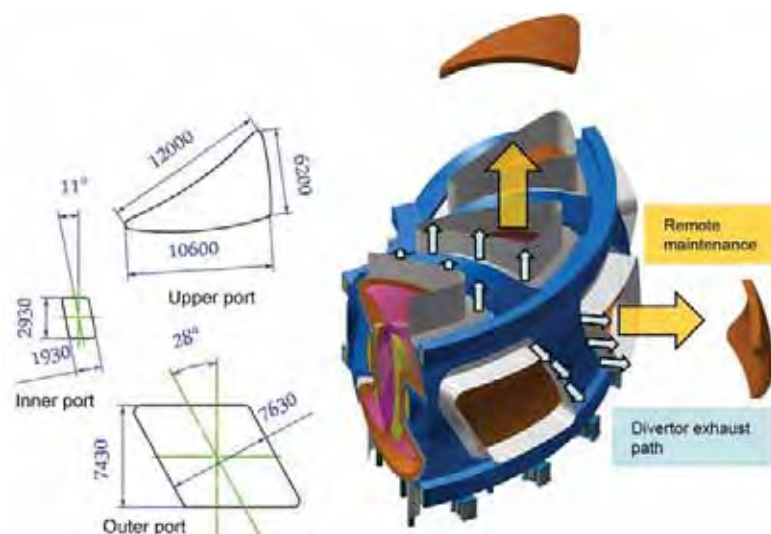


Figure 3.2.7.2-5 Front view of the ports and a concept of the divertor exhaust and a remote maintenance.

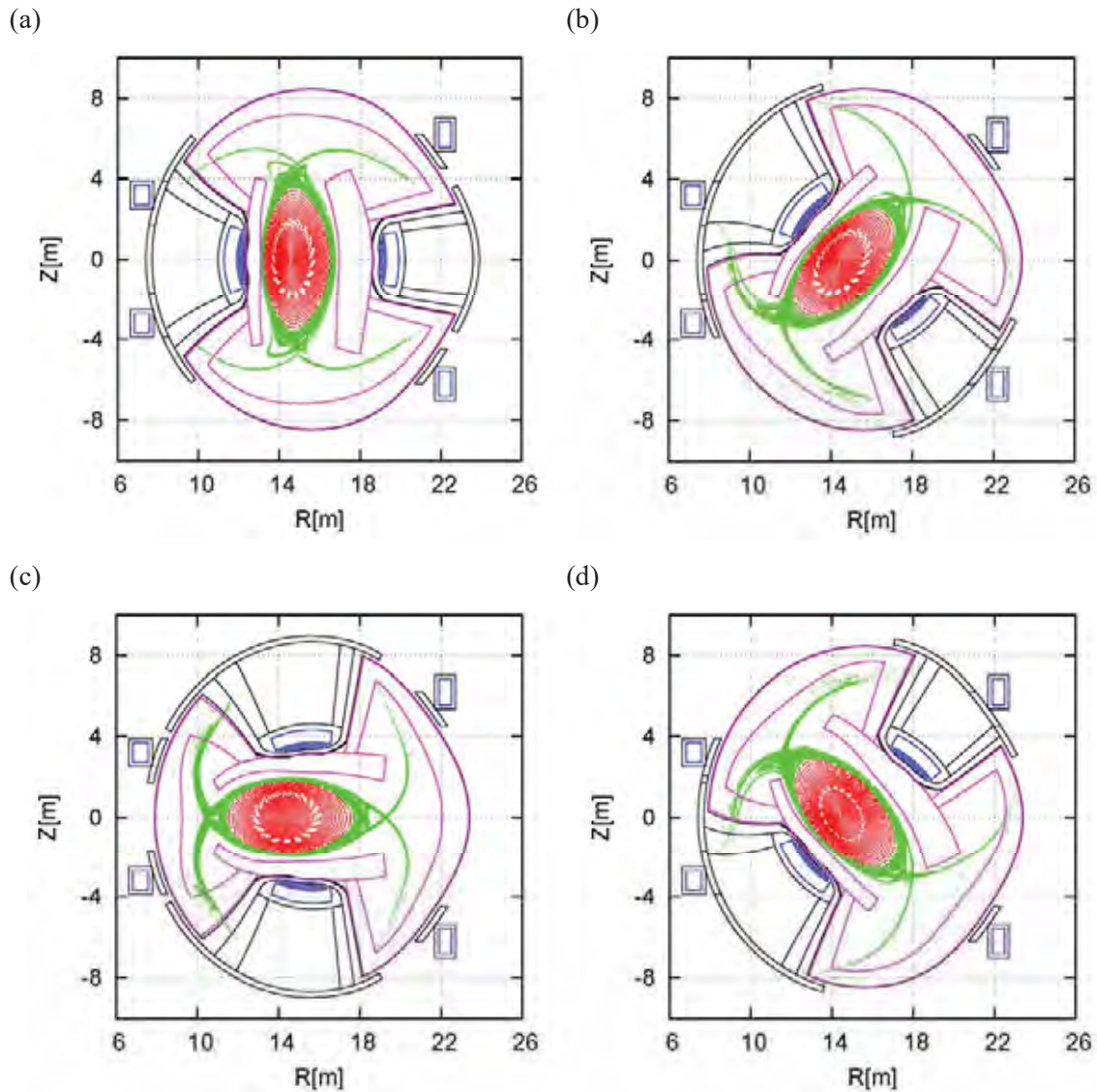


Figure 3.2.7.2-6 Poloidal cross-section of magnetic lines of force, helical and poloidal coils, vacuum vessel and blanket at (a) $\phi = 0$, (b) $\phi = \pi/2$, (c) $\phi = \pi$, and (d) $\phi = \pi 3/2$.

ラズマ形状及びダイバータレグの検討から、ブランケットの基本外形は楕円形状ではなく、真円形状で対応可能であり、今後の種々の設計や製作性の観点から、ブランケット外形は円形に変更することになった。また、組立手順の検討過程において、内側垂直磁場コイルを、ヘリカルコイル支持構造のトーラスシェルを設置した後に装置中心部に設置する方法が提案され、これを実現するためにブランケット及びコイル支持構造物のトーラスシェル部分の外径を小さくすることとなった。この結果、遮蔽ブランケットの最も外側の表面（付属する低温輻射シールドの外側表面と同じ位置）は、大半径 15.6 m、小半径 7.3 m のトーラス形状となった。ここから 200 mm の断熱ギャップを挟んでコイル支持構造物側のトーラス構造物が位置する。

3.2.7.2-3 マグネット支持構造物

FFHR-d1 では、プラズマ中心磁場強度が 4.3 T、コイル電流 43.3 MA、超伝導導体 1 本当たりの通電電流は 100 kA となる。この時のコイルの蓄積エネルギーは 160 GJ に達し、電流と磁場の相互作用による強大な電磁力が発生する。また、ヘリカル型では電磁力の方向が複雑なため、詳細に検討して設計した強固な支持構造物が必要である。また、核融合炉で必須となるブランケットシステムとダイバータシステムの保守・交換が可能な構造とするため、できるだけ大きな開口部を支持構造物側で用意することが必要である。このため超伝導マグネットシステムに作用する電磁力と応力の解析を行い、「できるだけ大きな開口部」「ITER 用に開発された材料の許容応力以下」「重量低減」を主眼にして構造の設計と最適化を進めた。LHD 型のヘリカルコイルにおいて、コイル巻線部の断面形状が長方形だとブランケットやプラズマ真空容器と干渉するため、図 3.2.7.2.7 に示すように、重心位置（コイルの電流中心）をヘリカルコイルの小半径と一致させ、底部を階段状とした。同図はコイルピッチ γ が 1.2 である FFHR-d1A の場合を示している。ヘリカルコイルは 62 mm 角の正方形形状の超伝導導体 390 ターンで構成され、1 ターン当たりの電流値は 94.45 kA である。

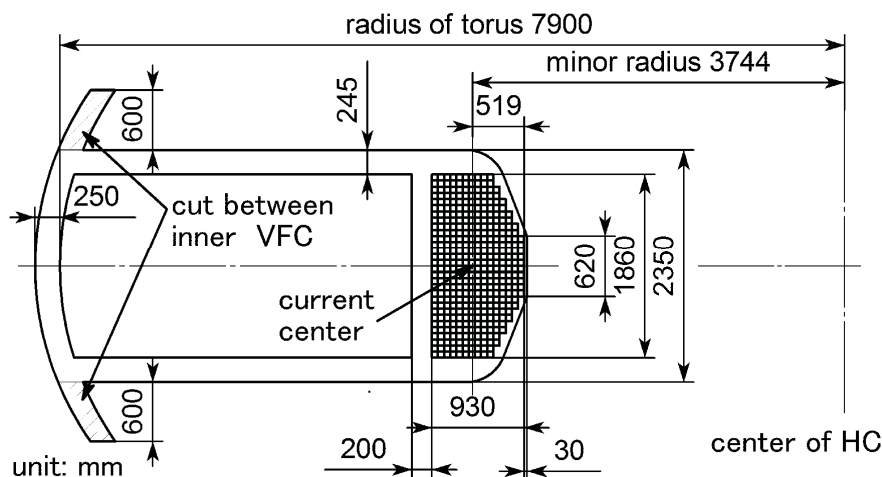


Figure 3.2.7.2-7 Cross-sectional image of the FFHR-d1A helical coil in the plane perpendicular to the winding direction.

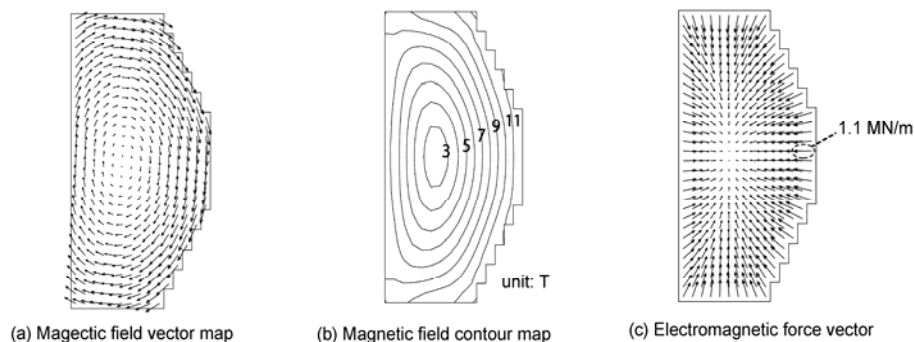


Figure 3.2.7.2-8 Distributions of the magnetic field strength and electromagnetic force occurring in the FFHR-d1A helical coil at the toroidal angle of 0 degree.

ヘリカルコイルとポロイダルコイルにより、それぞれのコイル内部に発生する磁場分布を FEM により解析を行い、電磁力を算出した。図 3.2.7.2-8 は FFHR-d1A の場合のヘリカルコイル断面内の磁場分布と発生する電磁力分布で、超伝導導体 1 本 1 本の電磁力を積算すると、コイル断面毎の電磁力が算出される。コイル断面での電磁力成分をヘリカルコイルの小半径方向とその垂直方向に分解すると、小半径方向はフープ力、その垂直方向は転倒力を発生させる。FFHR-d1A の場合、フープ力は最大 64 MN/m、転倒力は±8 MN/m と算出された。また、垂直磁場コイルに関してもコイル半径方向にフープ力、上下セットのコイル間に反発又は吸引力が発生する。内側垂直磁場コイルでは 66 MN/m のフープ力と 16 MN/m の上下吸引力が、外側垂直磁場コイルでは 20 MN/m のフープ力と 12 MN/m の上下反発力が作用する。構造物の設計では、基本板厚 250 mm から 300 mm のトーラス形状から検討を始め、応力が許容内となるように構造変更を繰り返した。基本板厚として 250 mm から 300 mm を選択した理由は、ITER の設計と R&D 活動の過程で、260 mm 厚さのステンレス構造物の溶接に成功した報告がなされており、実現可能な厚さであると考えたためである。解析結果の例として図 3.2.7.2-9 に構造物に発生する von Mises 応力の分布図を示す[3.2.7.2-6]。この解析結果では von Mises 応力は最大 764 MPa であるが、広域的には概ね 500 MPa 以下で、極低温での構造材料（例えば SUS316LN）の許容レベル以下となる構造とすることができた。ただし、最大変位として 28 mm が外側垂直磁場コイル部分に発生しており、この変形量が許容されるかはコアプラズマ側からの磁場精度要求に依存する。LHD では±2 mm という非常に厳しい磁場精度が要求されたが、LHD が正確な計測を必要とする実験装置である一方で、装置規模が LHD の 4 倍となる FFHR-d1A 等の核融合炉に最低限必要な磁場精度については詳細解析・議論の余地がある。実験装置同様の磁場精度が要求される場合であっても、あらかじめ電磁力による変形や冷却による収缩量は予測できているので、その分を見越した磁場分布を予測することは可能である。

3.2.7.2-4 重量支持

ヘリカル型核融合炉では超伝導マグネットシステムはトーラス方向に連続であるため、常温から超伝導マグネットが機能する温度までの冷却によって全体が熱変形する。例えば 0.3 % の熱収縮を仮定した場合の変位量は、内側トーラス部で装置中心側へ 40 mm 変位する。この変位量を考慮した重量支持が必要である。LHD では低温支

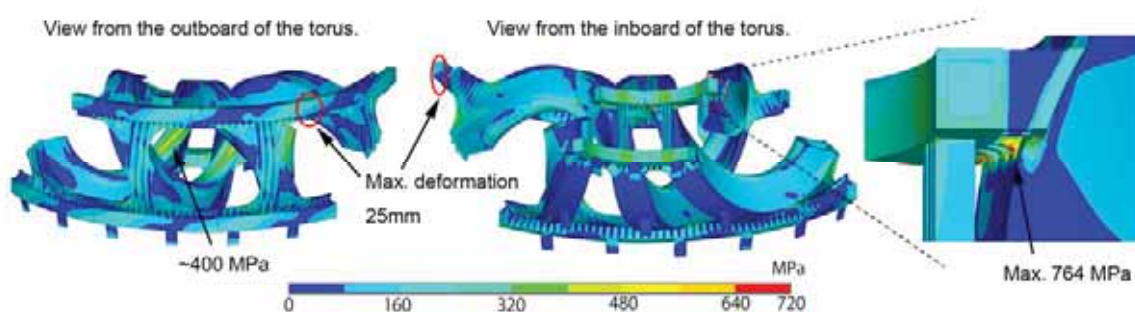


Figure 3.2.7.2-9 Distribution of the von Mises stress occurring in the magnet supporting structure.

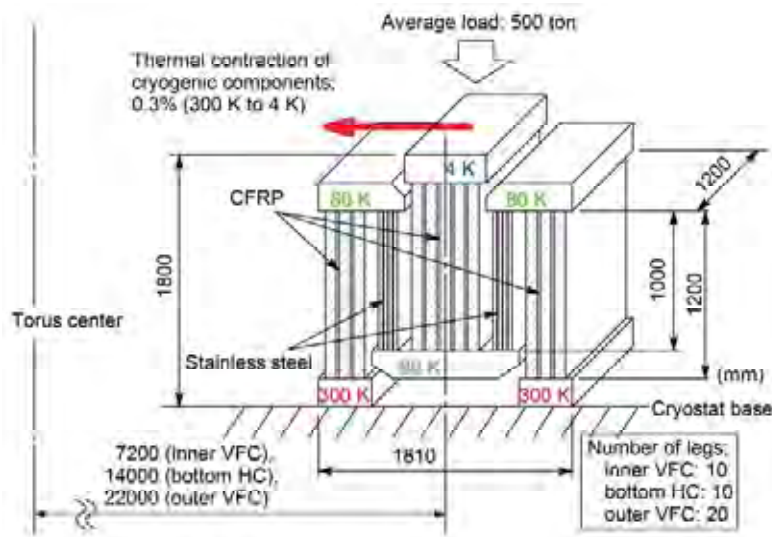


Figure 3.2.7.2-10 Application of the LHD-type thermal support to FFHR-d1A.

支持脚として、CFRPとSUS304を組み合わせた構造のものが提案され、これを採用している。この支持脚では、板状のSUS部分が80 Kに冷却されたサーマルアンカーとなり、SUS製のブロックを介してCFRP板に接続される構造を採用している。CFRPを低温部とサーマルアンカー及びサーマルアンカーと常温部に用いることで低い熱侵入量を達成するとともに、さらに折り曲げ構造により低温構造物の冷却時変形に柔軟に対応することが特徴である。同様の構造をヘリカル型核融合炉の装置規模へ適用可能かが検討され[3.2.7.2-7]、低温構造物重量約20,000 tonのFFHR-d1でも採用可能と判断した。図3.2.7.2-10はFFHR-d1に対応させた支持脚の概略図である。マグネット支持構造物36°毎に下側内側垂直磁場コイル部、ヘリカルコイル最低位置部、外側垂直磁場コイル部×2の合計4脚を設置することで、1脚あたり500 tonの重量を支え、外側垂直磁場コイルの場合で66 mmの熱変形を吸収できる。この低温支持脚は、低温側と常温側の間に温度80 Kのサーマルアンカーを持たせることで低温側への熱侵入は、低温側が4 Kの場合で1脚あたり常温から80 Kへ14 kW、80 Kから4 Kへ450 Wと見積もられる。

炉内機器の重量支持と位置精度はクライオスタット構造物がベースとなる。それぞれの炉内機器の検討を基に、機器全てを覆うクライオスタットの基本外形が仮に設定されている。詳細設計は周辺を含めた各機器の配置とともに今後進められるが、マグネット支持構造物、真空容器ポート、低温支持脚の設置位置から図3.2.7.2-11及び図3.2.7.2-12に示したようなクライオスタット形状を考えている。なお、ブランケット支持の詳細は、組立・保守時の分割方法と合わせて今後の課題であるが、例としてlower port内に支持脚を設置した場合を簡単に検討した。すなわち、外径500 mmのSUS製の柱5本で1セクタ36°分のブランケットを支えるとした。ブランケット重量が全体で30,000 tonと仮定すれば1本あたり600 tonを支えることになる。

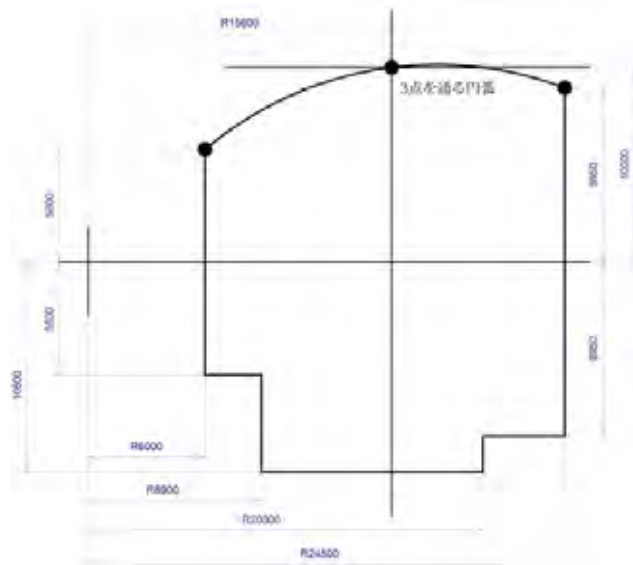


Figure 3.2.7.2-11 Outline of the cryostat for FFHR-d1.

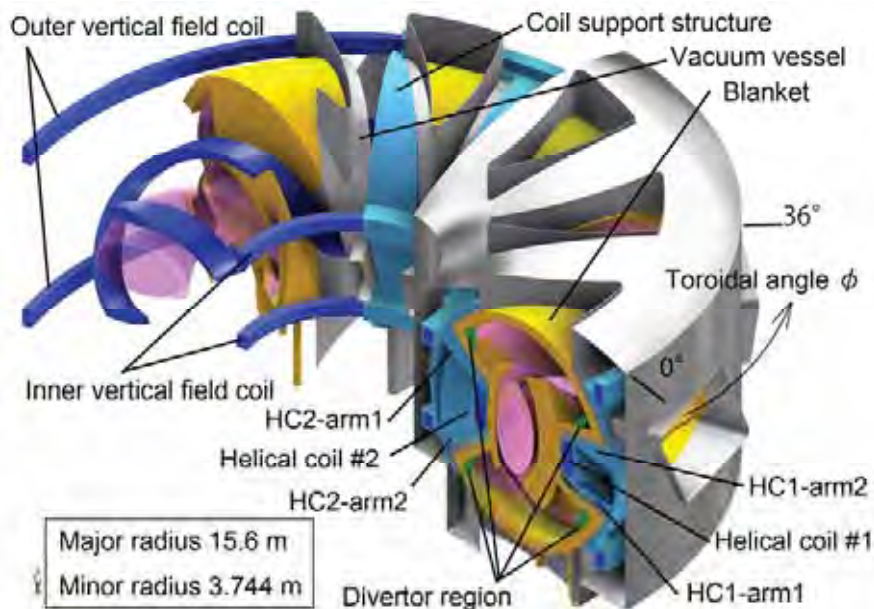


Figure 3.2.7.2-12 Schematic view of the cryostat and the components of FFHR-d1A.

3.2.7.2-5 熱設計条件

現状ではブランケット外側表面で 100 °C と設定されている。この温度は遮蔽ブランケット内の熱除去性能に依存しており、詳細な熱設計はブランケットシステムの方式とともに検討している。この外側に低温輻射シールドの設置が想定される。ヘリカルコイルや垂直磁場コイルにはいくつかの導体、冷却方法が並行して検討されているが、いずれの場合も低温輻射シールド部は 80 K を想定している。クライオスタット内側表面にも低温輻射シールドが設置され、この部分の表面温度も 80 K と想定している。また、断熱支持脚や常温支持脚のクライオスタット側支持固定部分は 300 K の常温として支持脚の設計を進めている。

参考文献

- [3.2.7.2-1] T. Goto, et al., Plasma Fusion Res. 7 (2012) 2405084.
- [3.2.7.2-2] T. Tanaka, et al., Fusion Eng. Des. 87, 584 (2012).
- [3.2.7.2-3] H. Tamura, et al., Fusion Eng. Des. 88, 2033(2013).
- [3.2.7.2-4] H. Tamura, et al., Plasma Fusion Res. 11 (2016) 2405061
- [3.2.7.2-5] T. Goto, et al., Annual Report of NIFS April 2011-March 2012, 234 (2012).
- [3.2.7.2-6] H. Tamura et al., Fusion Eng. Des. 124, 605 (2017).
- [3.2.7.2-7] H. Tamura et al., Plasma Fusion Res. 3 (2008) S1051.

3.2.7.3 ヘリカルダイバータ

3.2.7.3-1 ダイバータ性能・機器配置

核融合反応で生成される α 粒子の数は、核融合出力 3 GW の FFHR-d1 では、 $\sim 2 \times 10^{21}$ atoms/s となるので、この数のヘリウム灰を排気する必要がある。ペレット入射によって供給される燃料粒子は、核融合反応率が 1%程度と低いため、炉の定常運転を行うためには、供給した粒子数と同程度の粒子数を排気する必要がある。ダイバータ熱負荷軽減のために不純物ガスを入射する場合には、その排気も必要となる。また、ダイバータが除去可能な定常熱流束は 10 MW/m² 程度であるとされている。FFHR-d1 のダイバータ熱負荷を簡単に見積もると、3 GW 出力では、 α 加熱パワーは約 600 MW になり、そのうち制動輻射により損失するパワーは、100 MW である。よって、定常運転時にダイバータへ流入する熱は、 α 加熱パワーと制動輻射による損失パワーを差し引いた約 500 MW から、閉じた磁気面外側における放射損失を差し引いた値となる（ α 粒子の直接損失を無視した場合）。ダイバータ熱負荷分布が、ダイバータ磁力線構造と強く相関することは炉心プラズマ設計により明らかになっており、ダイバータ板上では、最外殻磁気面近傍を周回した後にダイバータ板に至る接続長が数百 m から数 km 以上の長い磁力線が接続する位置に大きな熱・粒子束が流入する。LHD におけるダイバータへの熱・粒子束計測と磁力線追跡計算から、長い磁力線の接続する密度と熱・粒子束の大きさは強く相関することが分かっている。FFHR-d1 について、LHD と同様の計算を行った例において、ダイバータ熱負荷分布が磁力線接続数分布と同じであるとし、さらにダイバータ板上のダイバータトレース幅を 80 mm と仮定すると、ピーク的位置では熱流束は ~ 75 MW/m²に達する。これは一般に工学的限界とされる 10 MW/m²をはるかに超える値であり、このようなピーク熱負荷を低減するため、追加ヘリカルコイルによってダイバータレグをスイングする方法や、擾乱磁場コイルを用いて周辺磁力線構造を変化させ、磁力線接続数分布を平坦化する方法も提案されている。

3.2.7.3-2 ヘリカルダイバータ機器設計

以上のようなダイバータ性能の検討に加え、必要な排気性能が満たされるようなダイバータ機器配置と排気系統の設計を進めた。ヘリカルダイバータ磁力線構造は3次元構造を有し、機器の配置は複雑になる。一方、3次元構造を生かしてダイバータ板が主プラズマから見込めなくなるようにヘリカルコイル容器部のブランケットの影に設置することにより、14 MeV の高エネルギー中性子がダイバータ板に直撃することを減らし、ダイバータ板の寿命を長くする検討がなされている。ダイバータ機器配置は、ダイバータ板上で中性化した未反応燃料粒子とヘリウム灰をいかに効率良く排気するか、どのようにメンテナンスを実施するかなどを考慮して、設計を進めた。図 3.2.7.3-1 にヘリカルコイル容器部ブランケットの影にダイバータ受熱板構造を設置し、その前面にバッフル構造を設置する配置案を示す。ダイバータ板上で中性化した粒子はバッフル構造内側のダイバータ室に溜まり、バッフル構造の隙間にはダイバータレグプラズマがあり、中性粒子はそこで電離され、ダイバータへ向かうプラズマ流に押し戻される。FFHR-d1 には、水平内・外側ポート、垂直上下ポートがあり、メンテナンス時にはそれぞれのポートを利用して機器の搬出入を行うことが想定され

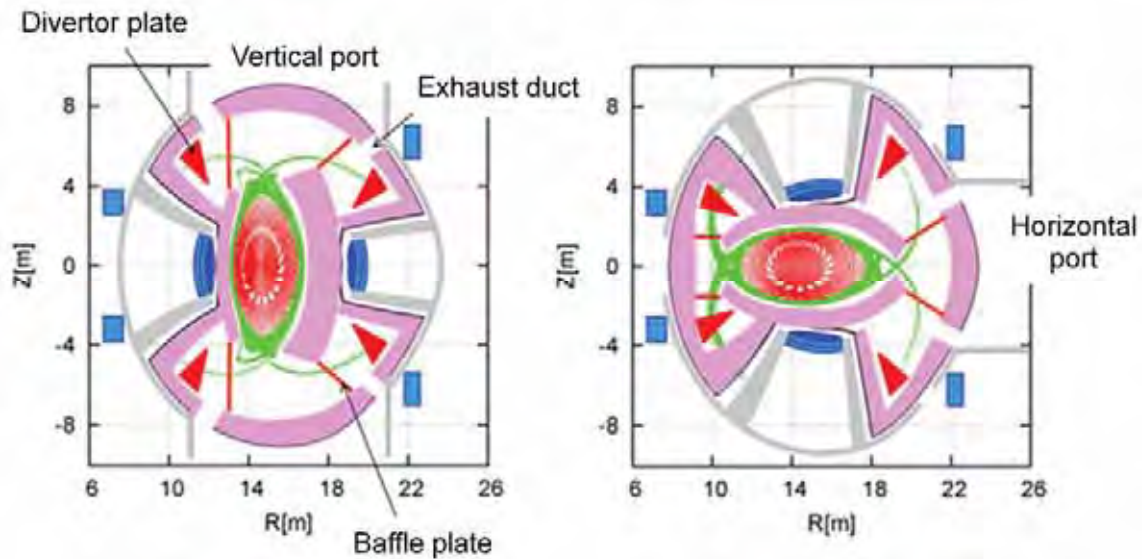


Figure 3.2.7.3-1. Layout of the helical divertor components for FFHR-d1 at two toroidal cross-sections.

る。これらのポートは、運転時にはブランケットで閉塞させるが、その一部に排気用ダクトを設けてダイバータ部の中性粒子を排気することが可能である。全トロイダルセクションでこのようにして排気する。必要な排気系のコンダクタンスを考えるために、水平、垂直ポート部には、どちらも幅 0.5 m、長さ 5 m 程度の排気ダクトを設け、閉塞ブランケットの奥行きを 1 m と仮定し、ダイバータ室とポート部の中性粒子圧力をそれぞれ 4 Pa 及び 3 Pa とすると、ダイバータ室とこれらポートとの間のコンダクタンスは、約 $10,000 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。トロイダル 1 セクションについてこのような排気ダクトが 6 条とれるので、トーラス全体でのコンダクタンスは $10,000 \times 6 \times 10 = 600,000 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。各ポートから排気配管を出し、トーラスを一周する集合排気マニホールドに接続し、排気装置へ繋げる。排気管のコンダクタンスを考える。管内の三重水素ガスについて考え、温度を $20 \text{ }^\circ\text{C}$ と仮定する。管の長さを 30 m と仮において、平均圧力をパラメータに、横軸を管径として粘性流条件でコンダクタンスを計算すると、2-3 m の管径であれば、 $1,000 \text{ m}^3/\text{s}$ を超えるコンダクタンスが見込まれ、求められている $500 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ の水素同位体排気は可能であると考えられる。

3.2.7.3-3 壁コンディショニング

核融合炉において、保守点検後スムーズにプラズマを立ち上げるためには、特に軽不純物除去を目的とした壁コンディショニングが必要になると考えられる。LHD においては、大気開放保守期間終了後に、低温ベーキング、グロー放電洗浄、ポロニゼーションを実施し、実験期間中は必要に応じてグロー放電洗浄やチタン蒸着を実施している。LHD におけるグロー放電電流は $20 \sim 30 \text{ A}$ である。LHD の真空容器内側表面積はポートまで含めて約 800 m^2 なので、真空容器壁に衝突する平均的な粒子束は $1.6 \sim 3.2 \times 10^{17} \text{ ions}/\text{m}^2/\text{s}$ となる。FFHR-d1 の真空容器内壁の表面積は $12,800 \text{ m}^2$ 程度であり、約 $330 \sim 660 \text{ A}$ のグロー放電電流が必要と考えられる。放電電圧は $200 \sim$

300 V 程度と仮定すると、必要な放電電力は 70~200 kW となる。電極形状や配置をどのようにするかは今後の検討課題であるが、メンテナンス時に取り外すことになる上下ポート及び水平外側ポート部のブランケット第一壁の一部を電氣的に浮かして陽極とすることも考えられる。

核融合炉でボロニゼーションなど表面被覆による壁コンディショニングが必要になるかどうかは検討中であるが、少なくとも長期大気開放後の放電立ち上げ時には、酸素不純物を抑制するためにボロニゼーションがあれば役に立つと思われる。FFHR-d1 で LHD と同程度のボロン膜を形成するのに必要なジボランの量は、真空容器内表面積が 16 倍になるとして、約 400 NL となる。

LHD と FFHR-d1 では、装置の大きさも異なるが、特に運転時のプラズマ対向壁温度が大きく異なる。超伝導コイルへの熱侵入を抑制するため、LHD の壁温度は 95 °C で制限されている。一方 FFHR-d1 では、ブランケット表面の壁温度が 500 °C を超える高温になる。保守期間終了後に壁の温度をどのタイミングで上げていくのかは壁コンディショニング上も重要であり、今後の検討課題である。

3.2.7.3-4 新型ダイバータ構造

FFHR-d1 で想定されているダイバータの熱負荷は 10 MW/m² を超えるため、高い熱除去性能を持つダイバータ機器が必要であり、そのための開発研究が進められている。FFHR-d1 では、LHD 型の炉内構造により、ダイバータ機器をコアプラズマから見てブランケットの陰となる位置に設置することが可能である。この場合、直接的な中性子照射を受けることがないため、照射量を低減することが可能である。もしも十分に中性子遮蔽された環境であれば、ダイバータ機器の寿命を長くすることができるとともに、銅合金をヒートシンク及び冷却パイプに使用することも可能となる。そこで通常のダイバータ機器を更に中性子照射の少ないヘリカルコイルの裏側付近まで移動して、長寿命化することが提案されている。ただし、通常の LHD 型ヘリカル炉ではヘリカルコイルを支える支持構造物が存在するため、ダイバータ位置を簡単に変更することはできない。そこで支持構造物側でこのダイバータ配置を可能とするための大きな構造変更が検討された。この提案は新型ダイバータ配置と呼ばれ、構造健全性と中性子照射低減効果までを含めて検討した。

FFHR-d1 に対する炉内の中性子輸送解析がブランケット検討の中でなされ (3.2.6 章)、ダイバータ機器設置位置での銅に対する損傷 (dpa/yr は、図 3.2.7.3-2 に示すように、設置位置によ

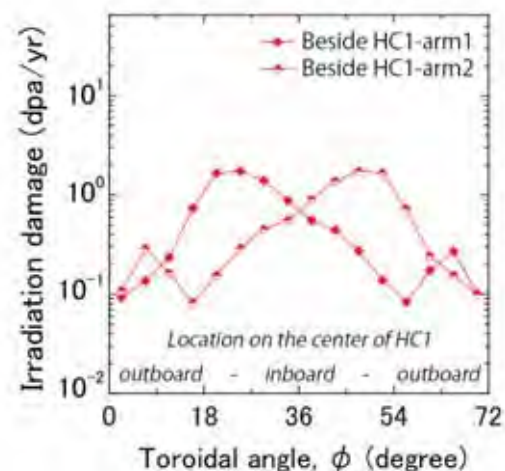


Figure 3.2.7.3-2 Irradiation damage for a copper at the divertor region as functions of toroidal angle at 3 GW fusion output power [3.2.7.3-1]. The locations of HC1-arm1, arm2, and toroidal angle ϕ are shown in Figure 3.2.7.2-16.

り1桁の幅を持っていることが分かった。FFHR-d1 はトロイダル方向に対して 72° 毎に対称であり、また、1対のヘリカルコイル HC1 と HC2 は 36°のずれがあるため、図では HC1 に近いダイバータ位置での分布のみを示している。すなわち、このグラフを 36°分シフトすれば HC2 に近いダイバータ位置の分布になる。この結果から、ダイバータ位置での銅材料の損傷はヘリカルコイルがトーラス内側に位置するあたりが大きく、最大で 1.6 dpa/yr である。この損傷レベルでは、銅合金の使用は可能であるが、銅合金の寿命は ODS-Cu を 350 °C で使用した場合で 1dpa 程度と考えられる [3.2.7.3-2,3]。従って、炉内で銅合金を使用するためには、更なる中性子照射の低減を図るか、1年程度の頻繁な機器交換方法を備える必要がある。一方熱負荷に対しては、LHD 型の4本に分かれるダイバータレグによって平均熱負荷は低いとされている。FFHR-d1 の場合では、ダイバータフットプリントのぬれ面積は ~70 m² (~90 m 長さの 80 mm 幅 4本のレグとして) で、3GW 出力に対し平均 8 MW/m² と見積もられている。しかしながら、トロイダル非対称性により熱流束に不均一が生じる[3.2.7.3-4,5]。図 3.2.7.3-3 は FFHR-d1 に対する磁力線追跡によりフットプリント数をカウントした結果で、強い不均一性があることが分かる。特にトーラス内側に相当する位置 (HC1-arm1 では $\phi = 22^\circ$ 、HC1-arm2 では $\phi = 50^\circ$) にピークが現れている。この位置のダイバータ機器は平均の10倍以上の熱流束を経験することになるため、継続的なダイバータメンテナンスが要求されることになる。中性子照射環境と合わせ、トーラス内側位置でのダイバータは非常に厳しい環境におかれていることになる。

トーラス内側での中性子照射と高熱負荷を低減するために、コイル支持構造物及びブランケット構造の修正を試みた。図 3.2.7.3-4 はダイバータ位置を中性子照射が大幅に低減され

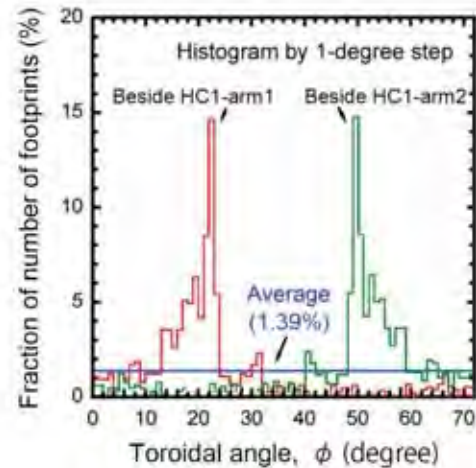


Figure 3.2.7.3-3 Histogram for footprints of magnetic field lines entering the divertor region of the FFHR-d1 [3.2.7.3-5].

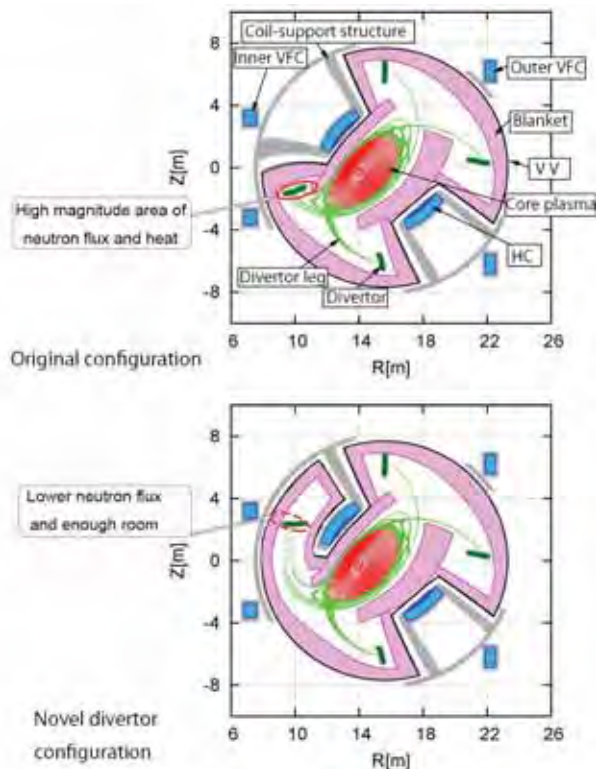


Figure 3.2.7.3-4 Plan for changing the divertor location in the region inboard of the torus.

ると見込まれるヘリカルコイルの裏側まで移動させるために必要なコイル支持構造物とブランケットの概略を示す。この修正のためには、ヘリカルコイルの支持構造物の一部を大きく切り欠く必要がある。中性子分布解析よりコイル支持構造物の切り欠き範囲をヘリカルコイルの巻線中心がトロイダル角 $\phi = 20^\circ$ to 52° (for HC1-arm1, 2)、 $\phi = -16^\circ$ to 16° (for HC2-arm1, 2)の範囲とその 72° 毎の位置に設定し、ヘリカルコイル断面で図 3.2.7.3-5 を基本とした構造を検討した。このように大きく切り欠いた構造物が電磁力に対して健全性を保てるかを検証するためにモデルを作成し、構造解析を行った。ヘリカルコイル及び垂直磁場コイルの位置は変わらないため、コイルに発生する電磁力は、3.2.7.2-3 章の FFHR-d1 の基本モデルと同じである。新型ダイバータのための支持構造物モデルを図 3.2.7.3-6 に示す。構造部材はステンレス鋼を想定しヤング率200 GPa、ポアソン比 0.3、超伝導コイル部分は HTS 複合導体[3.2.7.3-5,6]を仮定して解析を行った。この場合の導体剛性は導体部分の均質化解析によって得られた物性値を用いた[3.2.7.3-7]。

図 3.2.7.3-7 は電磁力により発生した von Mises 応力の分布(aと変位量分布(b)である。最大応力は 687 MPa で切り欠いたコイルアーム部分のコーナーで発生している。FFHR-d1 の基本設計と比較すると応力値が増加しているが、例えば ITER で使用されるステンレス鋼 FM316LNM の許容応力は 700 MPa に達しており[3.2.7.3-8]、本解析結果からは許容範囲内であると思われる。最大変位量は 23.5 mm でこれも切り欠いた部分で発生している。ラジアルビルドが厳しいトーラス内側のコイル直下位置で変位量は 12 mm でプラズマから遠ざかる方向であった。この場合ではマグネットが昇温されている建設/保守期間におけるコイルと低温輻射シールド間のギャップは 10 mm と予測される。新型ダイバータ配置のための支持構造物に切り欠きによる健全性は保たれているといえる。切り欠いた部分にはプラズマ真空空間が占有することができ、この広く確保された空間にダイバータ機器を設置することが可能となる。

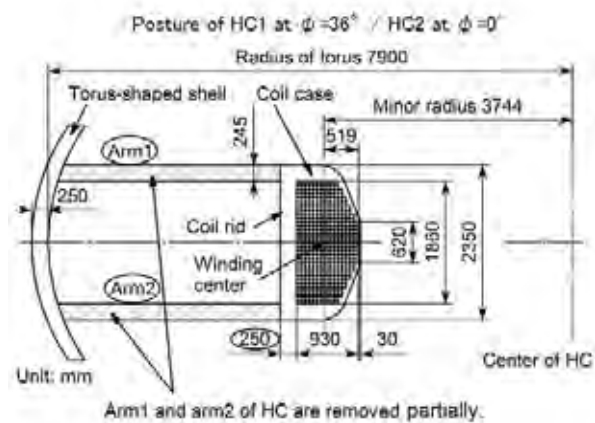


Figure 3.2.7.3-5 Cross section of HC perpendicular to the winding direction and removed regions of HC arms.

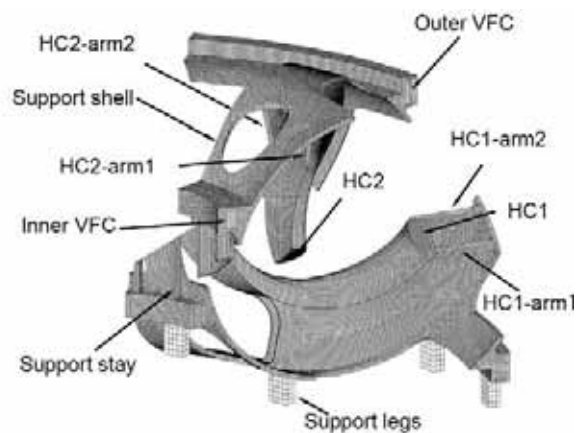


Figure 3.2.7.3-6. 3D analytic model of the modified structure, including support legs and support stay.

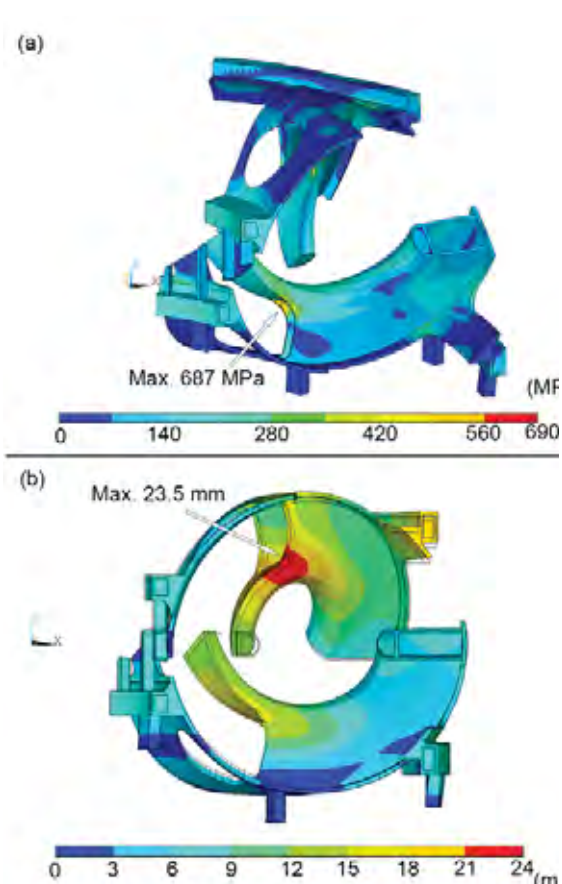


Figure 3.2.7.3-7 Results from structural analysis calculations: (a) von Mises stress distribution in the coil-support structure. (b) Amount of deformation in the coil-support structure.

新型ダイバータ配置により中性子照射がどの程度変化するのかを MCNP で計算した結果を図 3.2.7.3-8 に示す。解析ではコイルアーム部分を片側だけ切り欠いた場合と両側を切り替えた場合を計算し、いずれの場合も銅に対する損傷に換算して、元の構造での 1.6 dpa/yr と比較すると 1/5 から 1/10 に低減され、銅合金使用が可能な上に、ダイバータ機器の大幅な寿命延長が期待できることが分かった。

ダイバータ機器は中性子照射の他、高熱流束による損傷を受け、機器の交換作業は避けられず、容易な交換手段が不可欠である。特にトーラス内側部分に設置されるダイバータの保守を容易にするために、この部分に上下からアクセスできる開口部を設けた構造例を図 3.2.7.3-9 に示す。他の位置のダイバータ機器は数年ごとに増殖ブランケットや第一壁の保守のタイミングで交換すること可能である。ダイバータのピーク

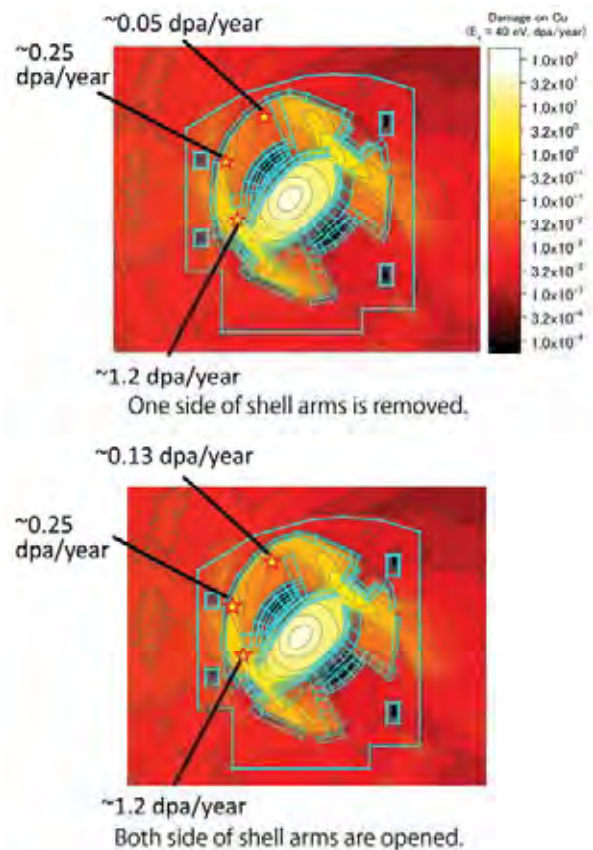


Figure 3.2.7.3-8 Suppression of neutron flux at the helical coil backside.

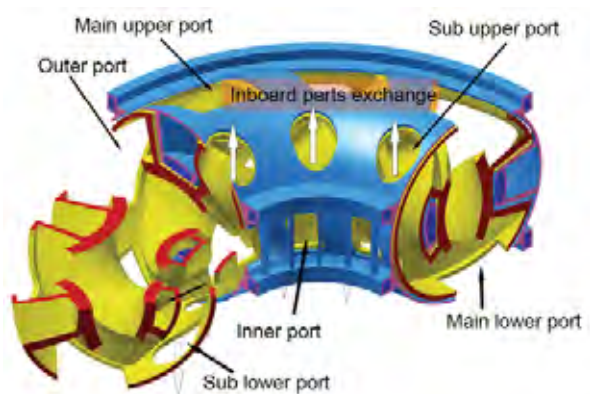


Figure 3.2.7.3-9 Schematic of the blanket with the coil-support structure. Proposed positions of maintenance ports for divertor components inboard of the torus are shown.

負荷に関しては垂直磁場の最適化等による低減も検討されているが、新型ダイバータ配置によりダイバータ機器で使用可能な空間が広がることは非常に有効であると考えられる。

参考文献

- [3.2.7.3-1] T. Tanaka, et al., Fusion Engineering and Design 89 (2014) 1939-1943.
- [3.2.7.3-2] D.J. Edwards, et al., Journal of Nuclear Materials 191-194 (1992) 416-420.
- [3.2.7.3-3] A. Li-Puma, et al., Fusion Engineering and Design 88 (2013) 1836-1843.
- [3.2.7.3-4] N. Yanagi, et al., Nuclear Fusion 51 (2011) 103017.
- [3.2.7.3-5] N. Yanagi, et al., 24th Fusion Energy Conference, San Diego, USA (2012) FTP/P7-37.
- [3.2.7.3-6] N. Yanagi, et al., IEEE Transactions on Applied Superconductivity 24 (3) (2014) 4202805.
- [3.2.7.3-7] H. Tamura, et al., IEEE Transactions on Applied Superconductivity 26 (3) (2016) 4202405.
- [3.2.7.3-8] Y. Chida, et al., Fusion Engineering and Design 86 (2011) 2900-2903.

3.2.7.4 液体金属ダイバータ

核融合炉のダイバータには次の5点が求められる。

- ① 高い安全性
- ② 高い保守性
- ③ 少ない放射性廃棄物量
- ④ 高い粒子排気性能
- ⑤ 高い熱負荷性能

タングステンなどを用いた従来型の固体水冷却ダイバータでこれらを満たすことは、不可能ではないとしても大変困難である。これらを同時に満たし得るものとして、液体金属噴流（liquid metal jets）を用いた新しい概念のダイバータ REVOLVER-D（Reactor-oriented Effectively VOLumetric VERTical Divertor）を提案している（図 3.2.7.4-1） [3.2.7.4-1, 2]。以下ではその概要について述べる。

REVOLVER-D では、チェーン等に沿わせて減速・安定化しつつ鉛直落下させる直径 3 cm 程度の液体金属噴流をシャワー状に配列したものをを用いる。液体金属には低融点（ ~ 505 K）かつ低蒸気圧のスズを単体で用いる（図 3.2.7.4-2） [3.2.7.4-3]。より

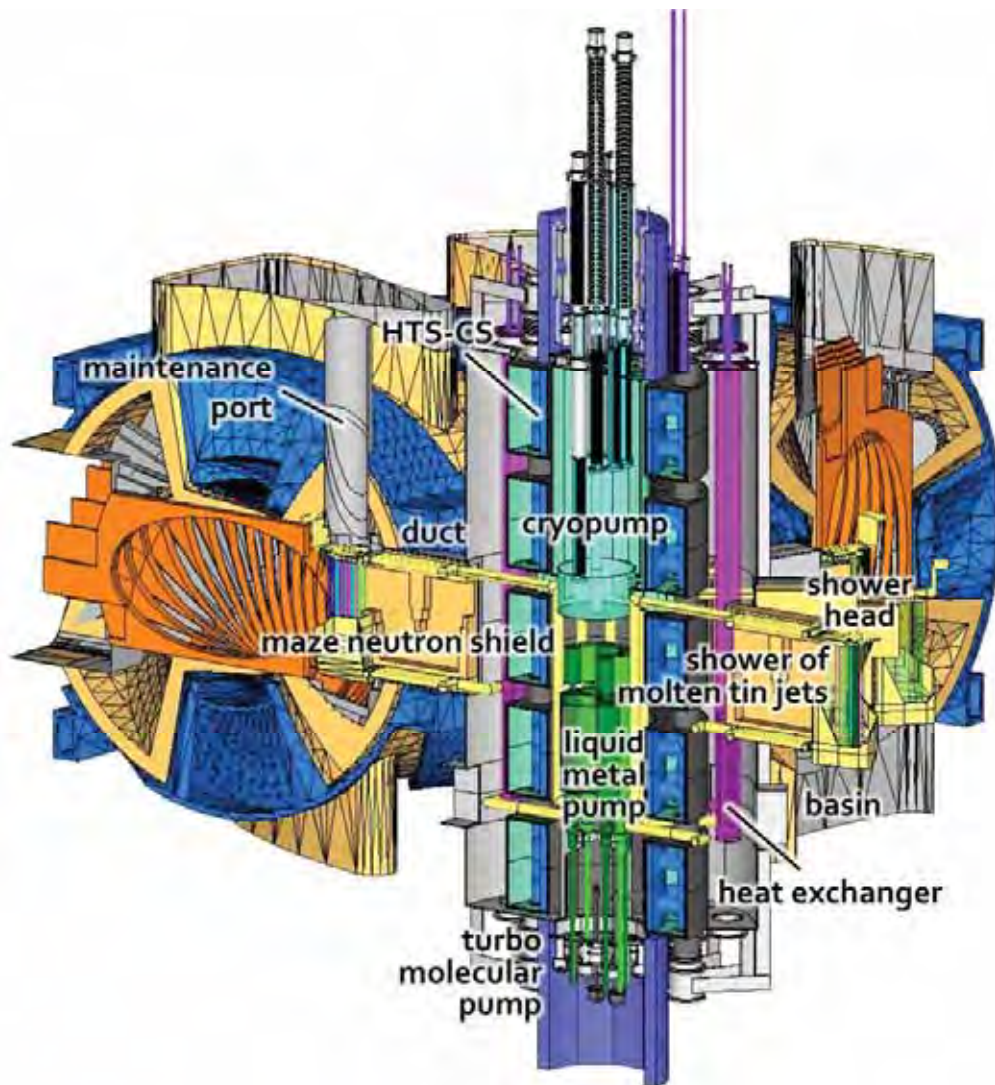


Figure 3.2.7.4-1 A bird's eye view of the FFHR-d1 and the REVOLVER-D.

Table 3.2.7.4-1 Physical properties of various metal materials.

	Sn	Ga	Li	Pb	W	Fe	Na
Atom Num.	50	31	3	82	74	26	11
Isotope	112 (0.97 %) 114 (0.66 %) 115 (0.34 %) 116 (14.54 %) 117 (7.68 %) 118 (24.22 %) 119 (8.59 %) 120 (32.58 %) 122 (4.63 %) 124 (5.79 %) 126 (2.3×10 ⁵ y)	69 (60.11 %) 71 (39.89 %)	6 (7.5 %) 7 (92.5 %)	204 (1.4 %, >1.4×10 ¹⁷ y) 205 (1.53×10 ⁷ y) 206 (24.1 %) 207 (22.1 %) 208 (52.4 %) 210 (22.3 %)	180 (0.12 %, 1.8×10 ¹⁸ y) 181 (121.2 d) 182 (26.50 %) 183 (14.31 %) 184 (30.64 %) 185 (75.1 d) 186 (28.43 %)	54 (5.8 %, >3.1×10 ²² y) 55 (2.73 y) 56 (91.72 %) 57 (2.2 %) 58 (0.28 %) 59 (44.503 d) 60 (2.6×10 ⁶ y)	22 (2.602 y) 23 (100 %)
Density @m.p. (g•cm ⁻³)	6.99	6.095	0.512	10.66	17.6	6.98	0.927
Melting point (K)	505.08	302.9146	453.69	600.61	3695	1811	370.87
Boiling point (K)	2875	2676	1603	2022	5828	3134	1156
Heat of fusion (kJ•mol ⁻¹)	7.03 (b)	5.59	3.00	4.77	35.3	13.81	2.60
Heat of vaporization (kJ•mol ⁻¹)	296.1 (b)	254	147.1	179.5	806.7	340	97.42
Heat capacity (J•mol ⁻¹ •K ⁻¹)	27.112 (b, 25°C)	25.86 (25°C)	24.860 (25°C)	26.650 (25°C)	24.27 (25°C)	25.10 (25°C)	28.230 (25°C)
Electrical resistivity (nΩ•m)	115 (0°C)	270 (20°C)	92.8 (20°C)	208 (20°C)	52.8 (20°C)	96.1 (20°C)	47.7 (20°C)
Thermal conductivity (W•m ⁻¹ •K ⁻¹)	66.8 (300 K)	40.6 (300 K)	84.8 (300 K)	35.3 (300 K)	173 (300 K)	80.4 (300 K)	142 (300 K)
Thermal expansion coefficient (μm•m ⁻¹ •K ⁻¹)	22.0 (25°C)	1.2 (25°C)	46 (25°C)	28.9 (25°C)	4.5 (25°C)	11.8 (25°C)	71 (25°C)
Temp. at 1 Pa (K)	1497	1310	797	978	3477	1728	554
Cost (JPY/g)	~10	~800		~80			

低融点となるリチウム・スズ合金などを用いることも有り得るが、現段階では組成管理の必要がない純スズの使用を考えている。スズはハンダの主成分であり、鋼板にスズをメッキしたブリキは缶詰などに広く用いられている。ナトリウムやリチウムのように水と爆発的に反応しないこと、鉛のように強い毒性がないこと、材料コストが低いこと、なども重要な特徴である。スズ及びその他の熔融金属材料候補の物性値を表3.2.7.4-1にまとめた。スズの粘性係数は 0.95×10^{-3} Pa•s であり、水とほぼ同じである。ただし、密度は水の7倍なので、動粘性係数は水の約1/7となる。表面張力は500 – 1,000 Kの範囲で440 – 540 mN/mであり[3.2.7.4-4]、水 (~73 mN/m) の約7倍大きい。これは水銀と同程度の値である。特に融点付近で酸化しやすい。腐食性は強く、スズを主成分とする鉛フリーハンダではハンダ槽の腐食が「スズ食われ」として問題になっている。ただし、酸化クロム層で腐食防止が可能であるとの報告もある[3.2.7.4-5]。セラミックにはほとんど濡れず（アルミナ基板との濡れ角は約170度[3.2.7.4-4]）、反応もし

ないため[3.2.7.4-6]、熔融スズの配管内部には SiC-SiC などのセラミックを用いるべきである。そもそも、後ほど検討するように、磁場中で熔融スズを循環させるにはセラミック絶縁管などを用いて MHD 圧力損失を減ずることが不可欠である。スズの原子番号は 50 であり、これは魔法数の一つである。原子番号が魔法数である元素は安定同位体を多く持つことが知られており、スズは 10 種類もの安定同位体を有する（表 3.2.7.4-1）。不安定同位体は 28 種類あり、半減期が長いものに ^{113}Sn (115.09 日)、 $^{117\text{m}1}\text{Sn}$ (13.76 日)、 $^{119\text{m}1}\text{Sn}$ (293.1 日)、 $^{121\text{m}1}\text{Sn}$ (43.9 年)、 ^{123}Sn (129.2 日)、 ^{125}Sn (9.64 日)、 ^{126}Sn (23 万年) がある。

FFHR-d1 においてプラズマは最外殻磁気面外側のエルゴディック層を経てダイバータに向かう。このエルゴディック層に鉛直液体金属流を当て、ダイバータに繋がる磁力線を捕捉すれば、それらの磁力線に沿って流出するプラズマを消滅させることができる（図 3.2.7.4-3）。REVOLVER-D では、熔融スズシャワーを用いてこれを行う。シャワー部の鳥瞰図とノズル配置を図 3.2.7.4-4 に示す。プラズマは磁力線に沿ってシャワー内部に流入し、熔融スズ噴流の表面で再結合する。発生した中性粒子は、シャワーの隙間を経て排気される。シャワー全体をポーラスな物体として捉えれば、体積的に熱と粒子を吸収しているようにも見える。これが REVOLVER-D の名前に volumetric divertor が入っている理由である。一般的なリミタと異なり排気能力も備えるこの構造を、リミタ/ダイバータ (limiter/divertor) と呼んで区別する。図 3.2.7.4-4 に示したように、現時点では内径 28 mm のノズルを 2 つ備えた直

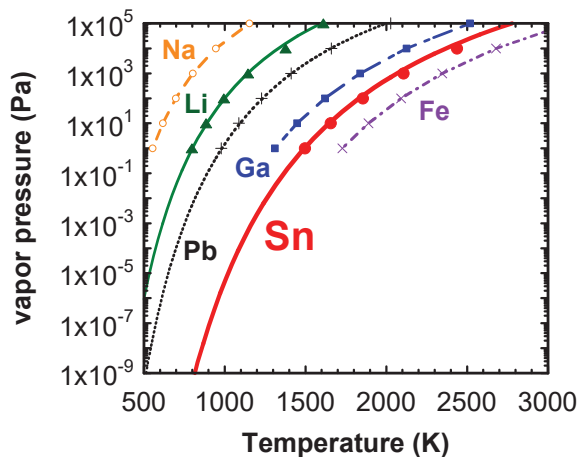


Figure 3.2.7.4-2 The vapor pressure of various materials of Na, Li, Pb, Ga, Sn, and Fe, as a function of the temperature.

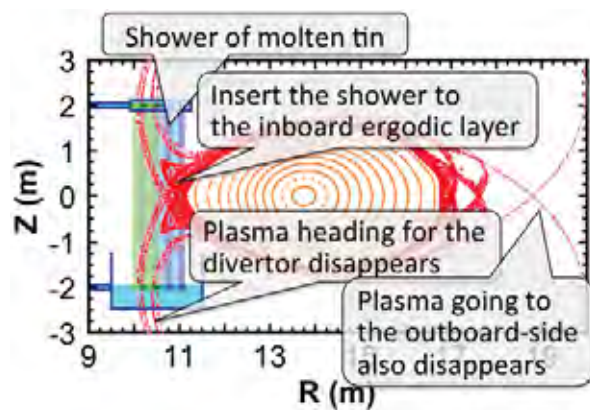


Figure 3.2.7.4-3 A schematic view of the molten tin shower inserted to the inner ergodic layer.

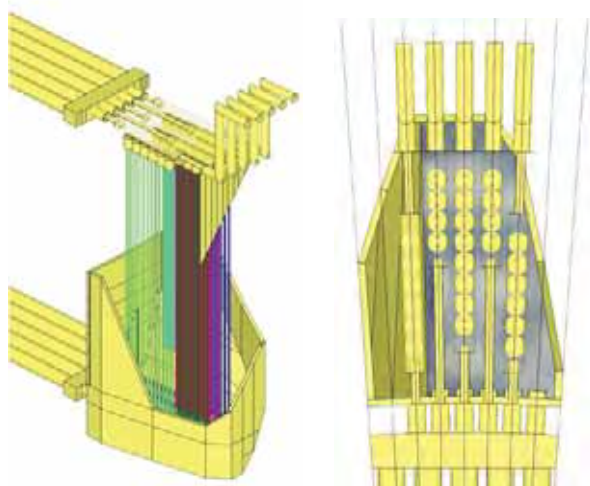


Figure 3.2.7.4-4 (left) A bird's eye view and (right) a top view of the REVOLVER-D shower unit.

径 144 mm の短管を 28 個並べてシャワーヘッドとし、計 56 個のノズルでシャワーを生成する設計としている。シャワーヘッドはトロイダル角で 6 度の範囲内に収まっており、この直上にはシャワーヘッド交換用のメンテナンスポートが設けられる (図 3.2.7.4-1)。メンテナンスは上下動作のみとすることで高い保守性を実現できる。ただし、絶縁管 (SiC-SiC など) の周りを金属管 (フェライト鋼など) で包んだ二重構造となることが想定されるダクトとシャワーヘッドを、どのようにして接続するかについては課題が残っている。

液体金属の自由表面流を用いることで高い熱負荷を許容できる。例えば、核融合炉材料への中性子照射試験装置として設計検討が進められている IFMIF では、液体リチウム自由表面流のターゲットに 1 GW/m^2 の重陽子ビームが照射されるが、液体リチウムの流速が $15 - 20 \text{ m/s}$ と高速のため、これに耐えることができる [3.2.7.4-7]。FFHR-d1 は核融合出力 3 GW で、この $1/5$ の 600 MW がアルファ加熱である。LHD の高密度プラズマ実験では概ね 30% の輻射損失が観測されている [3.2.7.4-8]。FFHR-d1 で特にスズが主な不純物であるような場合にどの程度の輻射損失があるかは今後検討すべき課題であるが、以下では LHD と同様の 30% の輻射損失を仮定する。REVOLVER-D のリミタ/ダイバータ

構造におけるプラズマ濡れ面積はシャワーの設置位置に依存し、精確な数値は磁力線追跡計算により求める必要がある。ここではオーダー評価を行うため、濡れ部の高さを 0.5 m 、幅を 0.25 m とし、濡れ面積を 0.125 m^2 と仮定する。シャワーはトロイダル方向に 10 箇所の内側ポートに設置されるため、各シャワーの片面側では $600 \text{ MW} \times 70\% / 10 / 2 / 0.125 \text{ m}^2 = 168 \text{ MW/m}^2$ の熱流束を受けることになる。この条件を用いて、図 3.2.7.4-4 に示したような直径 28 mm の噴流における温度増加とスズ蒸気圧の流速依存性を計算した結果を図 3.2.7.4-5 に示す。ここで、スズの比熱として $250 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$

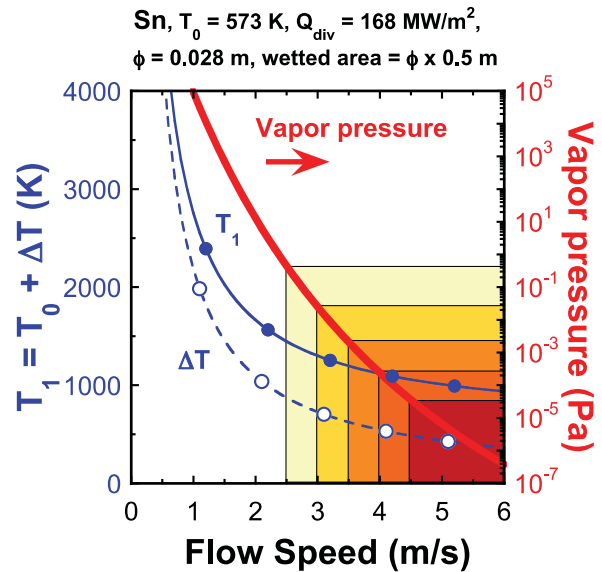


Figure 3.2.7.4-5 The flow velocity dependence of the temperature increase, ΔT , and the increased temperature, $T_1 = T_0 + \Delta T$, and the vapor pressure at T_1 , in a molten tin jet of 28 mm diameter heated by $Q_{\text{div}} = 168 \text{ MW/m}^2$ at a wetted area of 0.5 m length. Here, T_0 is assumed to be 573 K .

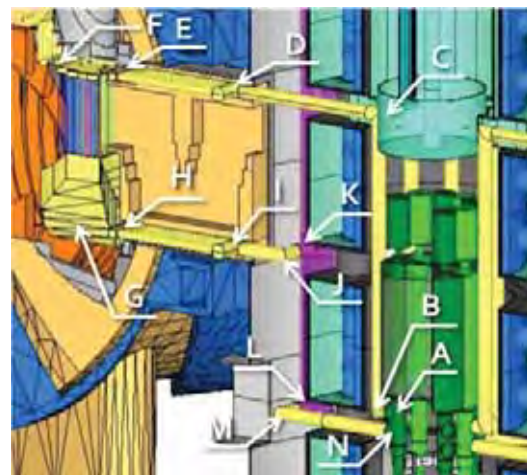


Figure 3.2.7.4-6 The route of molten tin flow in the REVOLVER-D.

を用いた。流速を 3.5 m/s 以上とすることで、スズ蒸気圧は 0.002 Pa 以下に抑えられる。これは、後述する排気能力から推定される水素同位体ガスの排気圧力 1.3 Pa あるいはヘリウムの排気圧力 0.05 Pa と比べても十分低い。図 3.2.7.4-5 に示したのはいわばピーク温度であるが、各ポート 56 本、計 560 本の熔融スズ噴流全体で $600 \text{ MW} \times 70 \% = 420 \text{ MW}$ を受けると考えた場合の平均温度増加は約 200 K となる。これは、配管などにフェライト鋼 F82H を用いることが可能であると同時に、ダイバータで除去した熱エネルギーによる発電を行うことも考えられる温度増加量となっている。

直径 28 mm、流速 3.5 m/s のスズ噴流 1 本あたりの質量流量は 15.1 kg/s であり、560 本の熔融スズ噴流全体では約 3 万トン毎秒となる。日本の高速増殖炉もんじゅでは、5,100 ton/h のナトリウム用ポンプ 3 台が用いられている。REVOLVER-D では 3,000 ton/h のスズ用ポンプ 10 台を用いることを想定するが、これはもんじゅの実績から十分実現可能な範囲だと考えられる。図 3.2.7.4-6 に熔融スズの経路を示した。熔融スズは図中の A から N までアルファベット順に流れる。この経路における磁場強度分布については後ほど詳細に述べるが、液体金属ポンプを配置する予定の装置中心部には 5 T 程度の強い垂直磁場が存在するため、高温超伝導体中心ソレノイド (High-Temperature Superconductor Center Solenoid, HTS-CS) による磁気遮蔽を行う。前述したように、配管には SiC-SiC などのセラミック絶縁管をフェライト鋼などの金属管で補強した二重配管を用いる。図 3.2.7.4-7 には熔融スズ経路の位置や流速などの各種パラメータがまとめられている。

同図は、経路における内径分布とシャワー部での流速 3.5 m/s を与え、質量流量が経路全体で一定となるよう

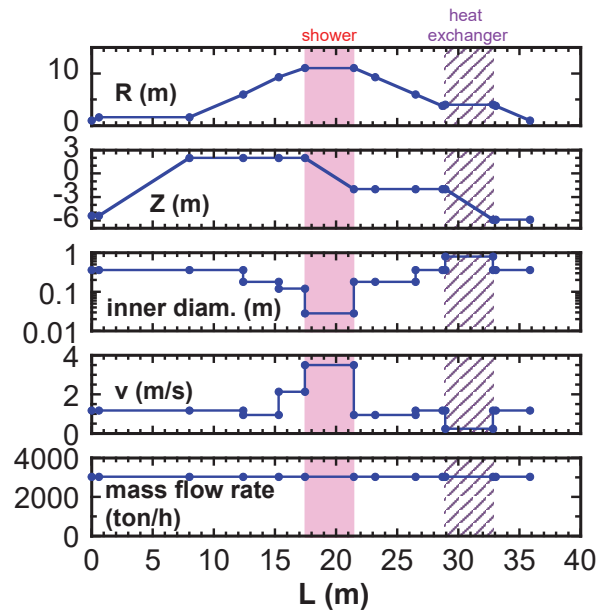


Figure 3.2.7.4-7 Main parameters of the molten tin channel in the REVOLVER-D, where the radial position, R (m), the height, Z (m), the inner diameter of the duct in m, the flow velocity, v (m/s), and the mass flow rate in ton/h are shown from top to bottom. The abscissa is the channel length.

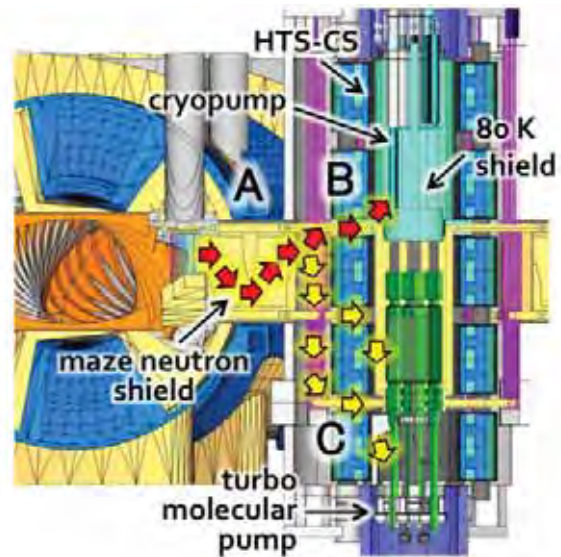


Figure 3.2.7.4-8 Typical routes of the exhaust gas from the molten tin shower, through the maze neutron shield, to the cryopump in the 80 K radiation shield or the turbo molecular pumps in the bottom.

に計算して得られたものである。このような体系で圧力損失及びポンプ動力の見積もりを行った結果、全圧力損失は 1.2MPa程度、そのうち MHD圧力損失は 0.2MPa以下、ポンプ動力は 10セクション全体で 5.5MW程度という結果が得られている。配管が導体壁であるとした場合、MHD圧力損失が飛躍的に増大するため、全圧力損失は 70MPa を超え、ポンプ動力は 370 MW 程度となる。従って、絶縁壁は必須である。

REVOLVER-Dには、ダイバータとして高い排気能力を有することも要求される。図 3.2.7.4-8 に REVOLVER-D における排気経路の概略図を示した。シャワー部で生成された中性ガスは迷路構造の中性子遮蔽体（図中 A 部）を通り、HTS-CS を内部に有する中心真空容器内へと導入される。中性ガスの一部は高さ 1 m 程度の HTS-CS コイルの隙間（図中 B 部）を通過し、中心真空容器内上部の 80 K 輻射シールドで囲まれたクライオポンプ領域に入り、そこでクライオパネルに吸着される。中性ガスのもう一部は、やはり高さ 1 m 程度の HTS-CSコイルの隙間（図中 C 部）を通過し、中心真空容器内下方に設置されるターボ分子ポンプで排気される。

まずクライオポンプによる排気について考察する。図 3.2.7.4-8 における A 部の迷路構造中性子遮蔽体及び B 部の HTS-CSコイル間のコンダクタンスは、次の矩形管のコンダクタンス $C_{\text{rectangular}}$ (m^3/s)の式を用いて概算できる。

$$C_{\text{rectangular}} = \frac{300na^2b^2\sqrt{T/293}}{(a+b)L\sqrt{M/29}}$$

ここで n 、 a (m)、 b (m)、 L (m) はそれぞれ並列接続される同形状部の数、矩形管の幅、高さ、長さであり、 T (K) はガス温度、 M はガスの分子量である。A 部及び B 部のコンダクタンス C_A 及び C_B は、それぞれ $(n, a, b, L, T, M) = (10, 1.6 \text{ m}, 0.86 \text{ m}, 6.0 \text{ m}, 293 \text{ K}, 5)$ 及び $(10, 1.0 \text{ m}, 0.7 \text{ m}, 1.8 \text{ m}, 80 \text{ K}, 5)$ を用いて、 $C_A \sim 930 \text{ m}^3/\text{s}$ 及び $C_B \sim 600 \text{ m}^3/\text{s}$ と計算され、これらを直列接続した合成コンダクタンスは $365 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。クライオポンプ部では複数の平板で構成される計 10 個のクライオパネルユニット（図 3.2.7.4-9）に水素同位体分子を吸着させる。一つのクライオパネルユニットの表面積は 20 m^2 程度とする。単位面

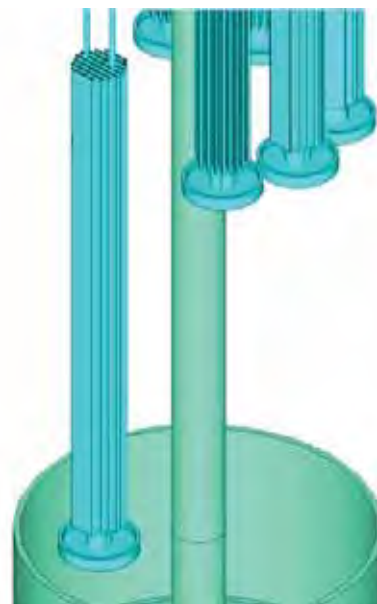


Figure 3.2.7.4-9 Cryopanel units.

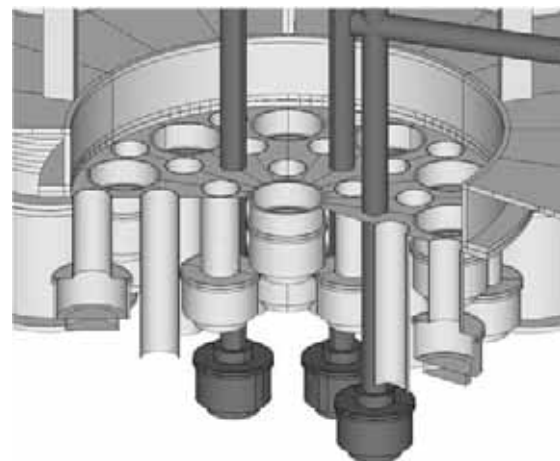


Figure 3.2.7.4-10 The turbo molecular pump assembly. Black TMPs are those for the HTS-CS cryostat.

積当たりの排気量を、ref. [2.7.4.9]を参考に $88 \text{ m}^3/\text{s}/\text{m}^2$ と仮定すれば、クライオパネル 1 つあたりの排気速度は $1,760 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。現段階では、後述するように、10 個のクライオパネルユニットを同時に用いることはせず、1 個ずつ再生して使用することを想定している。従って、クライオポンプシステム全体での実効排気速度は、先ほど求めた C_A と C_B の合成コンダクタンス $365 \text{ m}^3/\text{s}$ を用いて、 $1/(1/365 + 1/1,760) \sim 300 \text{ m}^3/\text{s}$ となる。

DT 核融合反応により生成されるヘリウム灰を排気するため、中心真空容器下部にはターボ分子ポンプユニット (Fig. 2.7.4.10) を設ける。ターボ分子ポンプ一台あたりの水素/ヘリウム排気速度として、ULVAC 社の TM-6300FH 相当の $5 \text{ m}^3/\text{s}$ を仮定する。ターボ分子ポンプは、中心真空容器下部に直結させるものが 11 台、直径 0.3 m、長さ 0.7 m の円筒管を介して接続するものが 15 台の計 26 台とする。このターボ分子ポンプユニットの実効排気速度を見積もるにあたり、次の円筒管のコンダクタンス C_{cylinder} (m^3/s) の式を用いる。

$$C_{\text{cylinder}} = \frac{121Kd^3\sqrt{T/293}}{L\sqrt{M/29}}$$

ただし、 K 、 d (m)、 L (m) はそれぞれ短い円筒の場合の補正係数、円筒管の幅、高さ、長さ、 T (K) は中性ガスの温度、 M は中性ガスの分子量である。 $(K, d, L, T, M) = (0.36, 0.3 \text{ m}, 0.7 \text{ m}, 293 \text{ K}, 5)$ として、各円筒管のコンダクタンスは $4.0 \text{ m}^3/\text{s}$ となり、ターボ分子ポンプユニット全体での実効排気速度は $11 \times 5 + 15 / (1/4.0 + 1/5) \sim 88 \text{ m}^3/\text{s}$ と計算される。ここでは簡単のため、水素同位体とヘリウムの排気速度は同じとして扱う。

核融合出力 3 GW の核融合炉では、毎秒あたり $3 \times 10^9 / ((3.52 + 14.06) \times 10^6 \times 1.6 \times 10^{-19}) \sim 1.07 \times 10^{21}$ 回の重水素-三重水素 (DT) 核融合が発生する。以下では燃料ガスにおける DT の割合を 50%-50% とする。燃焼効率を 1% と仮定すれば、毎秒あたり 2.14×10^{23} 個の DT 燃料から 1.07×10^{21} 個のヘリウムが生成されることになる。室温 (25 °C) に換算すれば、DT 燃料の供給量は $\sim 440 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ 、ヘリウム灰の発生量は $\sim 4.4 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ となる。DT 燃料の供給量は燃焼効率に依存するので正確な評価は難しいが、以下の解析では簡単のため $500 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ に統一する。これは 1 g/s の DT 燃料供給量に相当する。定常核融合炉においては、DT 燃料は供給した分だけ、ヘリウム灰は発生した分だけ排気する必要がある。クライオポンプとターボ分子ポンプによる DT ガスの排気速度は $300 + 88 = 388 \text{ m}^3/\text{s}$ 、ターボ分子ポンプによる He ガスの排気速度は $88 \text{ m}^3/\text{s}$ なので、それぞれの排気圧力は室温換算で DT ガスが 1.3 Pa、He ガスが 0.05 Pa となる。

核融合炉内でクライオポンプを用いる場合、問題となるのは三重水素の保持量である。安全の観点から、核融合炉の真空容器内における三重水素保持量には制限が課されるものと予想される。例えば ITER では、真空容器内三重水素保持量の制限値が 1 kg と設定されており、この内の 120 g がクライオポンプに吸着されると考えられている [3.2.7.4-10]。上で検討したように、FFHR-d1 では 1 g/s の DT 燃料を供給する。従って、三重水素は 0.6 g/s で排気されることになる。過大評価になるが、これが全てクライオポンプで排気されるとすれば、1,000 秒の運転で 600 g の三重水素がクライオパネルに

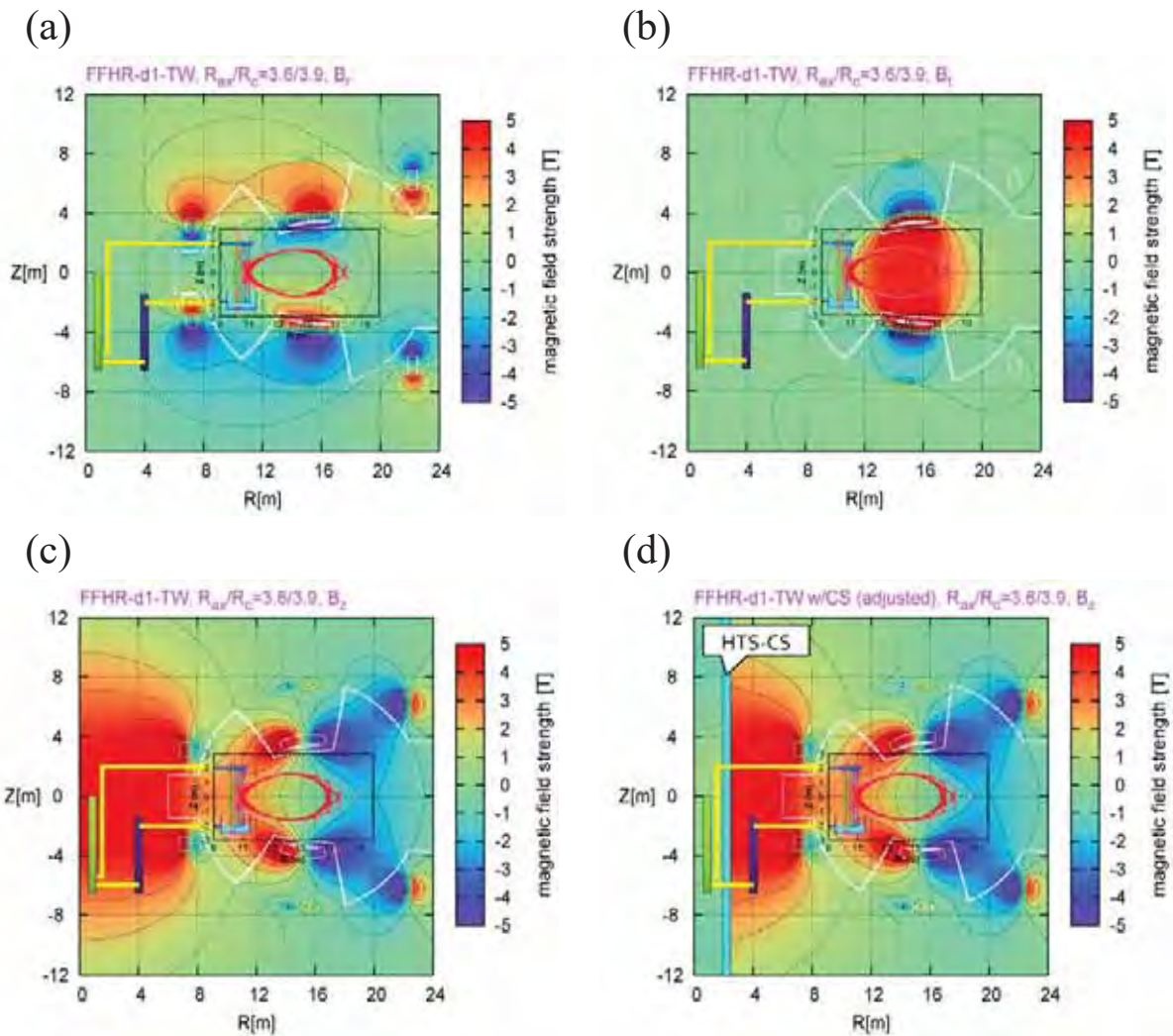


Figure 3.2.7.4-11 Profiles of the magnetic field strength of (a) the radial field, B_r , (b) the toroidal field, B_t , (c) the vertical field, B_z , without TS-CS and (d) the B_z with HTS-CS. In each figure, schematics of molten tin channel and shower together with the Poincaré plot of horizontally elongated magnetic surfaces are also shown.

吸着されることになる。これは ITERで想定されているクライオポンプへの三重水素吸着量の5倍に相当することに注意が必要である。ただし、真空容器第一壁温度がITERでは 200°C 程度以下であるのに対し、核融合炉では 500°C 以上となるため、第一壁への吸着量は相当に低減されると期待できる[3.2.7.4-11]。クライオパネルユニットは10台用意する。これらは通常時には F82H などの金属管中に設置されており、1台ずつ80 K輻射シールド内に降ろして排気ガス中に暴露する。クライオパネルユニットには1,000秒の暴露で600gの三重水素が吸着される。基本的にはこれを上限として金属管中に引き上げ、次のクライオパネルユニットを降ろす。引き上げたクライオパネルユニットは、金属管内で昇温して水素同位体を脱離する。この際、金属管中に高温のヘリウムガスなどを導入して昇温を補助することも可能である。昇温脱離完了後、再び冷却して準備を整える。他の9個のクライオパネルユニットが稼働している時間、この例の場合では9,000秒 = 2時間30分を、この昇温脱離と再冷却に用いることができる。もし昇温脱離と再冷却が30分で完了できるならば、暴露時間を200秒に縮めることで真空容器内三重水素保持量を120gにまで低減することも可能である。ただし、

クライオパネルユニットの上下動に溶接ベローズを用いた直線導入装置を使用する場合、暴露時間が短くなると溶接ベローズの寿命に留意が必要となる。例えば暴露時間 1,000 秒の場合、10,000 秒に 2 回動作するので、1 年間即ち約 3,000 万秒の連続定常運転でも動作回数は 6,000 回程度で済むが、暴露時間を 1/5 にした場合には動作回数が 5 倍の 3 万回となる。一般的な溶接ベローズには 100 万回以上の動作寿命を有するものもあるが、核融合炉の環境下で数万回の動作寿命を保証できるかどうかは自明ではない。

磁場閉じ込め核融合炉で液体金属を用いる場合、最大の敵は磁場である。図

3.2.7.4-11 に FFFHR-d1 の横長断面位置における磁場強度分布を示す。図 3.2.7.4-11(a) に示したように、熔融スズの経路には $R \sim 7 \text{ m}$ の内側ポロイダルコイル近傍で最大 3 T 程度の大半径方向磁場がある。しかしながらこの磁場は流れと平行であるため、特に大きな問題はないと考えられる。図 3.2.7.4-11(b) に示したトロイダル磁場は、熔融スズの経路では概ねゼロである一方、噴流がプラズマと接する辺りでは 1.5 T 程度となる。プラズマから噴流に電流が流れ込むと、このトロイダル磁場との相互作用によってローレンツフォースが発生し、噴流が大半径方向に曲げられる可能性がある。ここでローレンツフォースによる噴流の曲がり方を推定するため、Fig. 2.7.4.12 に示すような回路を考える。熔融スズ噴流の電気抵抗は非常に低く（電気抵抗率は $10^{-7} \cdot \Omega\text{m}$ のオーダー）、例えば直径 28 mm、長さ 1 m ならば $0.2 \text{ m}\Omega$ 程度である。もしこれに 1 V の電位差が加わるとすれば、5 kA もの電流が流れることになる。REVOLVER-D ではエルゴディック領域に熔融スズジェットを挿入するが、図 3.2.7.4-12 に示したようにエルゴディック領域内部でも小半径位置が異なる場所、すなわちポテンシャルの異なる場所を通過するため、その電位差により電流回路が形成され得る。ただし、この場合の電流源はプラズマであり、電流の最大値はイオン飽和電流によって制限されるものと考えられる。単位体積 $S \text{ (m}^3\text{)}$ あたりのイオン飽和電流密度 $I_{\text{sat}}/S \text{ (kA/m}^3\text{)}$ は次式で与えられる。

$$\frac{I_{\text{sat}}}{S} = n_e e \sqrt{e} \sqrt{\frac{1}{m_i} \frac{kT_e}{e}} \exp\left(-\frac{1}{2}\right)$$

ここで n_e (10^{19} m^{-3})、 m_i (kg)、 kT_e/e (eV) はそれぞれ電子密度、イオン質量、電子温度であり、特に DT プラズマの場合は原子量を 2.5 とすれば、

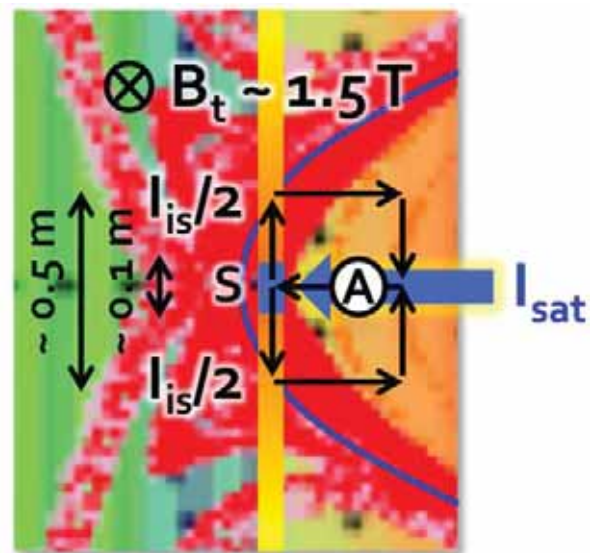


Figure 3.2.7.4-12 An imaginary circuit where the ion saturation current is flowing through the molten tin jet.

$$\frac{I_{\text{sat}}}{S} (\text{kA/m}^2) \sim 6.0 n_e (10^{19} \text{ m}^{-3}) \sqrt{T_e (\text{eV})}$$

と簡略化できる。本章前半部において、熔融スズ噴流におけるプラズマ濡れ部の高さを 0.5 m、最大熱流束を 168 MW/m² と評価した。電子密度を $4 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ 、電子温度を 100 eV とすればイオン飽和電流密度は 240 kA/m² となり、熱流束は $P_{\text{div}} (\text{MW/m}^2) = 7 \times I_{\text{sat}}/S (\text{kA/m}^2) \times T_e (\text{eV}) / 1,000 = 168 \text{ MW/m}^2$ となる。ただし、濡れ部である高さ 0.5 m の範囲で電子密度及び電子温度も変化するであろうから、この最大電流密度が全体に流れ込むとは考え難い。ここでは図 3.2.7.4-12 に示したように、高さ 0.1 m の範囲で最大イオン飽和電流密度が流れ込み、熔融スズ噴流の上下それぞれ 0.25m に渡って流れた後にプラズマへと還流するという回路を例として考える。熔融スズ噴流の太さを 0.03m とすれば最大イオン飽和電流は 720 A となり、噴流中を上下に向かって流れる電流値はそれぞれその半分、即ち 360 A となる。ここで熔融スズ噴流における長さ 0.03 m の要素に働くローレンツフォースを考えてみる。重力加速度はチェーンの摩擦によって相殺され、終端速度 3.5 m/s が得られていると仮定する。直径 0.03 m、長

さ $L = 0.03 \text{ m}$ 、重さ $m = 0.148 \text{ kg}$ の熔融スズ塊が $B = 1.5 \text{ T}$ のトロイダル磁場中を $v = 3.5 \text{ m/s}$ の一定速度で落下しており、これに $I = 360 \text{ A}$ の電流が磁場と垂直に流れる場合、熔融スズ塊は $F = ILB = 16.2 \text{ N}$ のローレンツフォースを受け、その運動方向は大半径方向に曲がる。垂直位置 $Z = +0.25 \sim 0 \text{ m}$ の範囲では上向きの電流が流れる。この領域を熔融スズ塊が通過するのにかかる時間は $t = 0.25 / 3.5 \sim 0.071 \text{ s}$ であるから、大半径方向の変位量は $(1/2) (F/m) t^2 \sim 28 \text{ cm}$ と見積もられる。その直下の $Z = 0 \sim -0.25 \text{ m}$ では下向きの電流が流れ、大半径方向逆向きに 28 cm 変位させるため、基本的には計 0.5 m を落下した後で元の位置へ戻ると考えられる。ところが 28 cm という変位はかなり大きいため、更なる考察が必要となる。Figure 2.7.4.12 からも類推されるように、熔融スズ噴流の経路が 28 cm も曲がると、リミタ/ダイバータによって規定されるプラズマ境界（図中の曲線）よりも外側に飛び出してしまふ。プラズマ境界の外側ではイオン飽和電流はゼロとなるので、そもそもローレンツフォースは発生しない。あるいは噴流が等ポテンシャル面に沿った場合にも電流は流れなくなる。結局、熔融スズ噴流が最大限曲がるとしてもプラズマ境界に沿うところまで、ということになる。28 cm

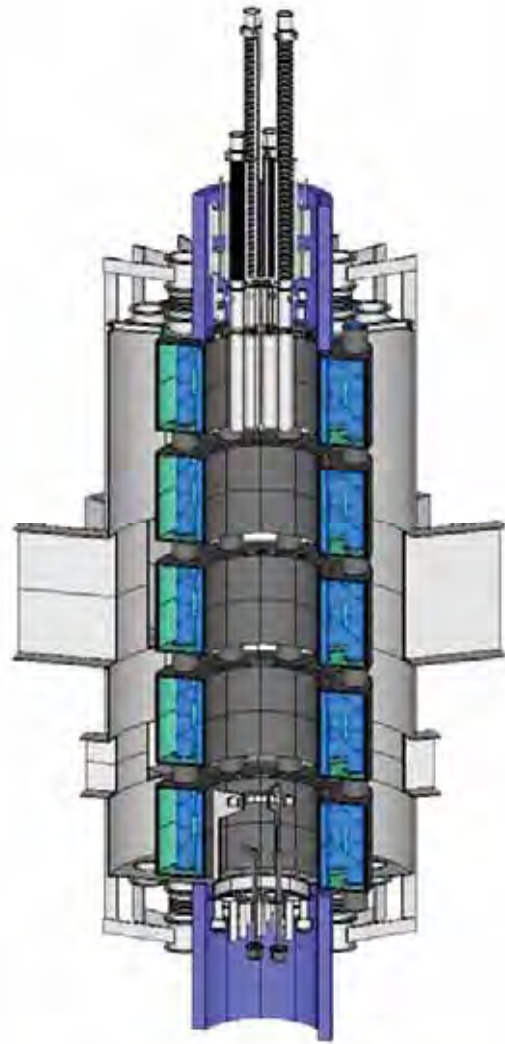


Figure 3.2.7.4-13 A bird's eye view of the central vacuum vessel and the HTS-CS.

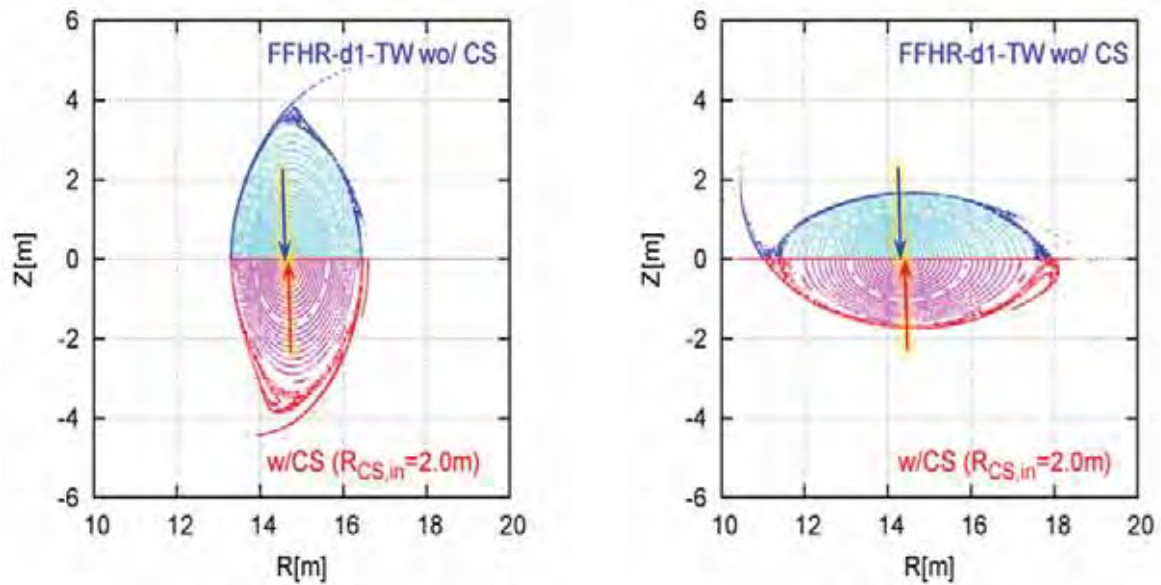


Figure 3.2.7.4-14 Comparison of the magnetic surfaces (upper half) without and (lower half) with HTS-CS at the (left) vertically and (right) horizontally elongated cross-sections. Each of the arrows denotes the magnetic axis position.

という長さは図 3.2.7.4-4 のノズル配置図においてノズルを 2 つ有する短管の直径 2 つ分に相当する。このように大きく曲がる場合、その噴流が距離周辺を流れる別の噴流と合流することも予想される。ただし、噴流が曲がってもその内部のチェーンが露出してプラズマに晒されなければ問題ない。どの程度の曲がりに対し、どのようなチェーンであれば露出を防ぐことができるかについて、数式モデルの導出とその実験による検証が今後必要である。リミタ/ダイバータを挿入すること、及びスズが不純物として輻射損失を増大させることの 2 つの効果により、エルゴディック領域のプラズマが冷却され、イオン飽和電流が低減する。これはピーク熱負荷分散とローレンツフォース低減の双方に対し有効であり、大変重要なため、やはり今後定量的な予測を行う必要がある。

最後に垂直磁場分布 (図 3.2.7.4-11(c)) であるが、ここでは特に液体金属ポンプやターボ分子ポンプを配置する予定の装置中心部において 5 T 程度と非常に強いことが問題となる。ポンプを使用可能にするためには磁気遮蔽を行うことが必須であるが、飽和磁束密度が 3 T 以上であるような遮蔽材料は存在しない。そのため、図 3.2.7.4-13 に示すように装置中心部に真空容器を設け、その内部に高温超伝導体中心ソレノイド (HTS-CS) を配置して磁気遮蔽を行うこととした。中心真空容器は本体真空容器と直結する。HTS-CS の断熱真空容器 (クライオスタット) は中心真空容器の内部にあることに注意が必要である。ヘリカルコイルやポロイダルコイルのクライオスタットが本体真空容器の外側にあるのに対し、HTS-CS のクライオスタットはトリチウムバウンダリ内に存在することになるため、そのメンテナンスは非常に困難となる。図 3.2.7.4-11(d) に HTS-CS を用いて中心領域の磁気遮蔽を行った場合の垂直磁場分布を示した。HTS-CS の通電電流を調整することで、HTS-CS 内部の磁場を 0.5 T 程度以下に低減できる。液体金属ポンプやターボ分子ポンプを使用するためには更に磁場強度を低減し、地磁気程度以下とする必要があるが、この程度であれば軟鉄やパーマロイ

などによる一般的な磁気遮蔽が十分可能である。HTS-CS のプラズマ閉じ込め磁場に対する影響は、磁気軸シフトという形で現れる。図 3.2.7.4-14 には HTS-CS が無い場合と有る場合の縦長断面及び横長断面におけるポアンカレ図を比較して示した。図中、矢印で示される磁気軸位置が HTS-CS 有りの場合に 14.4 m から 14.5 m へと若干外側へシフトしていることが分かる。これは LHD の場合でいえば 3.60 m から 3.63 m へのシフトに対応する。この程度であれば磁気軸位置を元に戻すことは通常の垂直磁場制御でも十分可能である。

以上、新概念の液体金属ダイバータである REVOLVER-D の概略を説明した。REVOLVER-D では、直径 3 cm 程度、流速 3.5 m/s 程度の溶融スズ噴流を並べてシャワーにしたものをトーラス内側のエルゴディック領域に挿入し、ヘリカルダイバータへと流出するプラズマを消滅させるリミタ/ダイバータとして機能させる。液体金属ポンプ及びターボ分子ポンプは高温超伝導体中心ソレノイドで磁気遮蔽された装置中心部に配置される。これにより、液体金属流路を最短化してポンプ動力を最小化すると同時に、高い排気コンダクタンスと高い粒子排気性能が得られる。REVOLVER-D によって、核融合炉のダイバータに要求される高い安全性、高い保守性、少ない放射性廃棄物量、高い粒子排気性能、高い熱負荷性能を、同時に実現することが可能となる。

参考文献

- [3.2.7.4-1] J. Miyazawa *et al.*, 1st IAEA Technical Meeting on Divertor Concepts, P-7 (29 Sep. - 2 Oct., 2015, IAEA Headquarter, Vienna),
<http://www-naweb.iaea.org/napc/physics/meetings/TM49934.html>.
- [3.2.7.4-2] M. Shimada, J. Miyazawa, J. Plasma Fusion Res. Vol.92 (2016) 119, in Japanese.
- [3.2.7.4-3] M. Kondo and Y. Nakajima, Fusion Eng. Des. **88** (2013) 2556.
- [3.2.7.4-4] 袁 他, 日本金属学会誌 **65** (2001) 21.
- [3.2.7.4-5] 杉山 他, JAERI-Tech 2002-010.
- [3.2.7.4-6] S. Shrafat, J. Nucl. Mater. **329-333** (2004) 1429.
- [3.2.7.4-7] M. Ida *et al.*, Fusion Eng. Des. **63-64** (2002) 333.
- [3.2.7.4-8] J. Miyazawa *et al.*, Fusion Sci. Tech. **58** (2010) 200.
- [3.2.7.4-9] http://www.ulvac-cryo.com/products/cryo-pump/about_cp/cp-basic_04/
- [3.2.7.4-10] J. Roth *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **50** (2008) 103001.
- [3.2.7.4-11] Y. Ueda *et al.*, J. Plasma Fusion Res. Vol.85 (2009) 684, in Japanese.

3.2.7.5 遠隔保守

3.2.7.5-1 概要

10年以上の長期運用・定常炉を目指す FFHR では、定期的な保守点検により炉内環境の健全性を保つ必要がある。現在の装置と比べて大きな違いは高い放射線環境であることであり、人への安全性という観点からも遠隔装置による保守作業が必要である。現在の商用原子力発電所では、既に燃料棒の交換等で遠隔操作による作業が用いられているが、挿入径を規格化しており、同じ径を使って溶断用のケーブルを挿入する設計が用いられている[3.2.7.5-1]。これに対し核融合炉では各コンポーネントの形状が複雑で、かつ重量物であるため、独自の遠隔保守方法が必要である。現在、実際に遠隔保守装置を有する核融合プラズマ実験装置は JET[3.2.7.5-2]のみで、これはプラズマ対向壁にベリリウムを使用している為、ベリリウム粉じんから作業者を防護することが主な理由である。この他、Tore Supra における真空内での実験[3.2.7.5-3]がある。ITER ではベリリウムとともに高放射化レベル及び重量物交換の作業性の観点から、より多くの遠隔保守作業の必要性が生じる[3.2.7.5-4]。

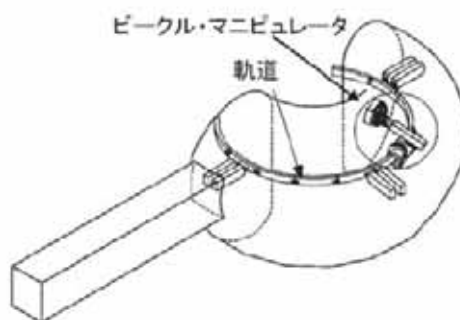


Figure 3.2.7.5-1 Vehicle-type manipulator to be used in ITER [3.2.7.5-6].

ITER における保守対象物のリストを表 2.7.5.1 に示す。保守の頻度、必要性の観点

Table 3.2.7.5-1 Classification of the maintenance works planned in ITER [3.2.7.5-4].

ITER の構成機器	クラス	頻度	保守期間
ダイバータ	1	3 回/10 年	<6 か月(全交換) 6 週間(1 台)
テストブランケット		~1 回/年	2 週間~1 か月
計測プラグ		~5 回/20 年	<1 か月
ブランケットモジュール	2	不定期	<8 週間(1 個) <3 か月(1 列) <2 年(全交換)
クライオポンプ		4 台/20 年	~1 か月
RF アンテナ		<5 回/20 年	~1 か月
ECH&CD システム		<5 回/20 年	~1 か月
クライオスタット、熱シールド、超伝導コイル、真空容器セクター	3	不定期	

から 1-3 のクラスに分類されており、このうちクラス 1 は定期交換、クラス 2 は不定期交換、クラス 3 は装置寿命中の交換は予定されていないが、交換のための保守シナリオが必要なものと分類されている。原型炉級の炉（FFHR、トカマク DEMO）と ITER では装置運用条件、放射化レベルなどで大きな違いがあるため ITER での保守要件をそのまま使用することができない。しかし、基本的な手法のコンセプト、必要な箇所等に関する議論が可能である。今回はクラス 1 に該当する炉内機器の遠隔保守の主な対象としており、ブランケット、ダイバータ・ターゲットの保守・交換等を対象とした。

3.2.7.5-2 ヘリカル炉における遠隔保守に関する基本方針

FFHR では、トカマク型に比べて真空容器内機器の構造が複雑となる。そこで、ポート開口部を従来の設計よりも大きく取るよう、HHFR-d1 ではコイル及び周辺機器の再配置が行われた。基本的な考え方はポート部からの片持ち支持でマニピュレータを挿入し、トーラス方向 36-72 度の間での作業性を確保する。

表 3.2.7.5-2 に ITER と FFHR における要求事項の比較を示す。FFHR 用炉内保守装置では、ブランケット、ダイバータなどの重量物（1 トン以上）をサポート・移動させるような重量物が移送可能なマニピュレータ及びクレーンによる方法、並びに任意の場所に自由に移動可能な小型の自立移動型ロボットの 2 種類の併用を検討している。この際、ポート開口部はトーラスホールに対してオープンな状況となる。このため、ITER では放射化コンポーネントはキャスク内に格納し除染エリアへ運搬されるが、FFHR では重要物運搬にトーラスホール内の天井クレーンも併用した運搬を検討する。このトーラスホール内で同コンポーネントの再格納も行い、その後に除染エリアへ移動させる案である。

天井クレーンは重量物（100 トン以上）の運搬が可能であるが、遠隔操作による精度の高い位置制御は困難である。現行技術でのマニピュレータによる運用物の重量制限は、ITER 用に開発された現行技術によると約 10 トンであるが、位置制御の精度は約 1mm であるため、作業はマニピュレータが主に行い、コンポーネント材のメンテナンス中の重量保持及び移動は主にクレーンが担うことが好ましいと考える。マニピュレータはトーラス方向 36-72 度の間での作業性を確保するよう複数台を挿入可能とし、上部ポートをコンポーネントの引き出し口として利用する。

Table 3.2.7.5-2 Comparison of the requirement for remote handling to be applied to FFHR and ITER (for ITER [3.2.7.5-4]).

	ITER/ブランケット	ITER/ダイ バータ	FFHR
線量率	500Gy/h		
外形寸 法	1.4x1.0 x0.5m	3.4x2 x0.4~0.9m	
重量	4.5ton	12.5ton	約 10ton/個 (マニピュ レータで対応可能な荷重) 数 100 トン (天井クレー ンによる運搬荷重)
個数	440	54	
保守装置 最大寸法 (ポート 開口部) (m)	1.7(W) x2.2(H)	0.7~1.4(W) 2.2(H)	7.5(H) 8.5(W)
保守装置 最大重量 (キャス ク容量)	45ton (保守対象機器を含む)		未定
交換時 間	8 週間 (1 個) 3 カ月 (トロイダル方向 1 列) 2 年 (全交換)	8 週間 (1 個) 6 か月 (全交 換)	高熱負荷による損傷大の 箇所のみ交換
交換頻 度	10 年の運転後に 1 回 (全交換) 6 個/年 (下部) 3 個/年 (それ以外)	3 回/前半 10 年 5 回/後半 10 年	高熱負荷による損傷大の 箇所のみ交換

3.2.7.5-3 小型装置による遠隔保守

自足移動型ロボットはこれまでに核融合分野で用いられた例はないため、開発が進行すればトカマク・ヘリカル共通で使用できる可能性がある。また、現在の炉内保守装置はルーチンワークを主としており、非常時に任意の場所へ移動することができない。ヘリカル炉ではトカマクと比べると炉内形状が複雑であるため、ポート部に設置された観測窓からの監視では不十分である。そこで、自足移動型は任意の場所へ移動し、トラブルの要因を点検することにも利用可能である。

実際に核融合研の共同研究にて試験運用を行ったロボットを図 3.2.7.5-2 に示す。開発した三脚式小型ロボットは、最長時で全長約 600mm (脚長 250mm)、全重量 1.7kg と比較的小型であり、同サイズのヒューマノイドと比して軽量、また、多様な姿勢、歩行形態をとることができる。本年度は、このロボットが金属 (SUS304 鋼) 壁面で移動を可能とする吸盤型アタッチメントを開発し、これをロボットの足裏に装着して移動する具体的な方法を考案し、実証実験を行った。図 3.2.7.5-2 に示すように、アタッチメントの装着により、任意の壁角度において移動が可能となり、背面 (天井) 歩行でもロボットは安定性高く移動できることが確認できている (注: 図 3.2.7.5-2 では、上部に板があり、下部が重力方向である。つまりロボットは板の背面にぶら下がる形で踏破した)。また、図 3.2.7.5-3 に示すような現在の LHD プラズマ真空容器内を模擬した曲率を持つ実験フィールド上での踏破試験も行っている。このフィールド上では、樹脂性の吸盤アタッチメントがその柔軟性により壁の曲面に受動的に適応し、安定した移動を行うことに成功している [3.2.7.5-6]。一方で、当然のことながら、吸着力は壁面のなめらかさに依存するため、表面粗さに依存しない吸着力あるいは支持力をもったアタッチメントの開発が求められる。実際のプラズマ装置で吸盤アタッチメントの使用は難しいと思われるが、本実験は実験ではロボット脚の間接部分の稼働もしくは制御方法で、背面歩行歩を含む場所で脚の吸着、脱着が可能であることを実証した。FFHR などの原型炉級の炉では、低放射化フェライト鋼がプラズマ対向壁に使用される可能性もあるため磁石を活用した可能性もある。

現在の LHD プラズマ真空容器内のようなタイルが設置されている場合を想定し、爪型のアタッチメントを開発している。これは、ブランケット間の隙間に爪を滑り込ませて機体を支持するものである。ITER 等でもコンポーネントの境界 (溝) は存在し、また第一壁パネルを交換するために専用の穴の加工があるため、ブランケット間の隙間



Figure 3.2.7.5-2 A three-leg robot.



Figure 3.2.7.5-3 Walking test of the robot on a LHD-like vacuum vessel wall.

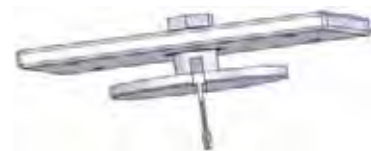


Figure 3.2.7.5-4 A nail-type attachment for the robot.

に爪を滑り込ませて機体を支持し、移動する手法も検討の価値がある。

前節のロボットとは別に、可変構造の多脚式ロボットの設計をはじめている（図 3.2.7.5-7）。これは、複数の節型ロボットが組み合わせり、多脚式ロボットとして構造化されるものである。現在は、1 節分のロボットを製作しており、現在、軽量化と、ロボットを構成するユニットの単純化を検討している[3.2.7.5-8]。

今後の課題として、小型遠隔保守ロボットについて、あらゆる可能性を視野に入れながら、実現性の検討、研究開発を行っている。しかしながら、現在のところ、ロボット本体の構造に着目した検討のみである。実際には、ロボットの自律制御法、ロボット間の情報共有、ロボット自身の故障診断・修復法などの問題もあり、また、これらの問題がロボットの構造設計が必要である。

3.2.7.5-4 その他、保守に関する関連技術

強度な放射線環境下で動作するために、ITER に向けた開発ではモータのグリースや歯車の改良などが行われてきた。表 3.2.7.5-2 に ITER での線量率を記載した。FFHR ではプラズマ運転時の線量率が数 kGy/s と見積もられている[3.2.7.5-9]が、メンテナンス時の線量率や、プラズマ停止からメンテナンスに至るまでの経過時間等の見積もりはこれからの課題である。放射線環境下での部品利用として、核融合以外の他分野で開発されているロボットの情報収集も併せて進めている。宇宙関係のロボティクスでは「放射線環境下」「人間による作業をサポートする」「真空」といった観点で共通のキーワードがあり、かつ国内における研究拠点があるという点から宇宙航空研究開発機構(JAXA)における宇宙探査ロボティクス研究室を訪問し、情報収集を行った。宇宙分野では核融合分野に比べて放射線環境下を考慮したロボット及びその部品開発の歴史が長く、また耐放射線の試験が行われた部品のリストアップも国際的なネットワークの元で進められており、部分的にこれらを参考とすることも可能である。

小型装置による遠隔保守も、特に高レベル放射化エリアでのモニターに関する技術は東日本大震災(2011 年)後の福島第一原子力発電所事故対策として近年多数の開発が行われているため[3.2.7.5-10]、一部は核融合発電炉への適応も可能であると考えられる。



Figure 3.2.7.5-5 Variable structure with a combination of joint-type robots.

参考文献

- [3.2.7.5-1]たとえば、宮坂靖彦、他「JPDR 解体実地試験の概要と成果」、原子力学会誌、38 (1996) 553
- [3.2.7.5-2] A Rolfe, et al., “A report on the first remote handling operations at JET”, FED 46(1999)299.
- [3.2.7.5-3] M. Houry “Development and Operation of an ITER relevant Inspection Robot”,

IAEA FEC, 2008, FT/P2-18.

- [3.2.7.5-4] 角館聡, 「特集/テキスト核融合炉」, プラズマ核融合学会誌, 87 supplement 193 (2011).
- [3.2.7.5-5] 飛田健次 他, プラズマ核融合学会誌, 81, 875(2005).
- [3.2.7.5-6] 早川大貴, 高橋将徳, 「三脚ロボットの歩行モードに関する研究」日本機械学会・九州学生会, 第42回卒業研究発表講演会(2011).
- [3.2.7.5-7] 武田信和, 角館聡 他, プラズマ核融合学会誌, 84, 100(2008).
- [3.2.7.5-8] 東芝、Private communication
- [3.2.7.5-9] 田中照、Private communication
- [3.2.7.5-10] 例えば、寺井藤雄 他、「震災復旧を支援する遠隔操作型ロボット」、東芝レビュー、68 (2013) 34
- [3.2.7.5-11] 早川大貴, 高橋将徳、Private communication

3.2.8 加熱装置

本章では、FFHR-d1 用加熱装置についての検討を行う。加熱機器に対する DEMO 炉である FFHR-d1 では、*a.* 入射電力の増加、*b.* ブランケットによる加熱電力入射ポートの制限、そして *c.* FFHR-d1 プラズマからの中性子束対策が重要な検討項目となる。

中性粒子ビーム入射加熱 (Neutral Beam Injection, NBI) は、1,000秒程度のビーム入射が可能な RF 駆動型負イオン源を用い、エネルギー1.5~2.0 MeV の重水素負イオンビームを多段多孔電極系で加速、中性化効率が 100%近く、残留イオンによる熱負荷が非常に低い光中性化セルによる中性粒子ビームの生成について記述している。電子サイクロトロン波加熱 (Electron Cyclotron wave Heating, ECH) は入射ポート面積当りの加熱電力が最も高く、中性子束対策として屈曲型リモートステアリングアンテナを設置できることから FFHR-d1 プラズマの最も有力な加熱方式である。ここでは、電子バーンシュタイン波加熱 (EBWH) の FFHR-d1 への適用可能性の検討を行い、数値計算による O-X モード入射の検討を行っている。イオンサイクロトロン周波数域加熱 (Ion Cyclotron Range of Frequencies Heating, ICH) では、先進的なアイデアであるブランケット一体型アンテナを FFHR-d1 内に組み込み、加熱と同時にトリチウム増殖を行う計画である。また、ICH ではプラズマ内のトリチウム密度の低下時でも、自己点火の閾値を下げる可能性を持っている。なお、本稿では ICRF アンテナ電磁波放射部の検討も行っている。

3.2.8.1 NBI 加熱

FFHR-d1 での NBI の重要な役割は、ECH、ICH と同様に FFHR-d1 プラズマの自己点火までのプラズマ加熱であり、FFHR-d1 プラズマのサイズから、1.5~2.0 MeV のビームエネルギーが必要となる[3.2.8.1-1]。大型ヘリカル装置 (Large Helical Device, LHD) 内に閉じ込められたプラズマの特性から、NBI による FFHR-d1 プラズマが自己点火に至るまでのコア部プラズマの加熱が必要となり、最近電子・イオン温度差を抑止した NBI と ECH の共同加熱は、FFHR-d1 プラズマを安定に自己点火に導く上で極めて有効な手法と考えられる[3.2.8.1-2]。現在、NBI のビーム入射時間は最長 1,000 秒とほぼ定常入射であることから、水素/重水素負イオン源プラズマ、水素/重水素負イオン生成、そして負イオンビーム加速の長時間の安定性が要求される。

3.2.8.1-1 FFHR-d1 NBI 用負イオン源

前述のように、FFHR-d1 用 NBI ではエネルギー域が 1.5~2.0 MeV のビームを 1,000 秒レベルでの安定入射が必要となる。このようなエネルギー域でのイオンビームの中性化効率を考慮すると、負イオン型 NBI 以外の選択肢は無い。LHD-NBI でのビームエネルギーは最大で 190 keV であるため、FFHR-d1 との技術開発のギャップは著しく大きい。大気側から真空中への高電圧導入部であるブッシングに関しては、ブッシング形状による電界分布の調整はシミュレーションと実験の相互フィードバックが必要である。また、核融合科学研究所では真空内置方式負イオン源の開発時に、負イオン生成のためのプラズマの点火の後、負イオン源と周辺の真空容器間で放電し高電圧を印加できない状況が発生して、負イオン源を真空内置方式から大気側外付方式に

変更した経緯がある。この問題の抑止方法は、ITER NBI テストファシリティを建造中のイタリア電離ガス研究所・RFX CNR との共同研究によって解明していく予定である。

長時間入射の場合、LHD-NBI 用負イオン源で採用されているフィラメント・アーク放電方式では、ビーム入射中のフィラメント断線が発生し、フィラメント断線時に入射電力が急峻に低下する可能性がある。一方、欧州で ITER-NBI 用負イオン源として開発されている RF 駆動型負イオン源[3.2.8.1-3, 3.2.8.1-4]では、フィラメント断線無しに標的プラズマの自己点火条件を満し得る。また、RF 駆動型負イオン源では、フィラメント交換のために放射化された環境下へのアクセスが少なくなる。

次に、負イオン電流を増加させるために負イオン源内に添加されるセシウム (Cs) の能動制御[3.2.8.1-5]が、安定なビーム電力供給に必要な不可欠である。特に、プラズマ電極と呼ばれる負イオン生成表面温度と負イオン源放電室内壁温度の制御に関して、量子科学技術研究開発機構とドイツのマックスプランク・プラズマ物理研究所 NBI グループとの間で Cs リサイクリングとその能動制御に関する研究を進めている。

Cs 添加が最適な条件では、負イオン源プラズマ内の電子密度が負イオンの 1% 以下になり、プラズマがほとんど正イオンと負イオンのみの、いわゆる負イオンプラズマが形成されることが明らかになった[3.2.8.1-6, 3.2.8.1-7]。プラズマ電極で生成される負イオンは水素正イオンが主要な親粒子であり、正イオンは電子を伴う両極性拡散により負イオン源プラズマ生成部からプラズマ電極へ到達し、同電極近傍に存在する電子偏向磁場により電子はプラズマ電極内に流れ込み、正イオンの一部が負イオンに変換され、ループ状の電子偏向磁場内に負イオンプラズマが形成されることが分かった[3.2.8.1-8]。この機構の解明は、負イオン電流密度を増加させる上で重要な研究結果である。

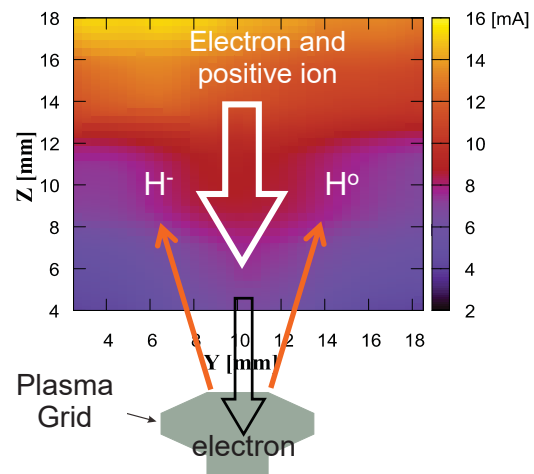


Figure 3.2.8.1-1 Two-dimensional distribution of the negative saturation current near plasma grid.

3.2.8.1-2 FFHR-d1 NBI ビームライン

FFHR-d1 用 NBI ビームライン設計の重要項目を示す。

1. 全 NBI 消費電力に対する入射電力効率の飛躍的向上
2. FFHR-d1 プラズマからの中性子遮蔽
3. FFHR-d1 プラズマへの NBI 入射角とビーム吸収

上記項目 1 について、実用炉レベルの核融合装置では全消費電力に対する発電電力を超えることが重要なミッションである。その消費電力のうち、他の機器と比較すると加熱装置への供給電力は大きく、加熱装置への供給電力に対する加熱入射電力のエ

コノミーが重要になる。NBI では消費電力のうちビーム加速電力が相対的に大きく、LHD NBI の場合、ガス中性化セルを用いていることによる電力損失が最も大きい。消費電力の利用効率の改善のためには、イオンビームの中性化にはビーム中性化効率が約 100%である光中性化セルを採用する必要がある。他の中性化セルと光中性化セルを比較した場合のメリットは下記の項目である。

- a 中性化セル通過後のビーム構成。光中性化セルの場合、ビーム加速に用いた全電力が入射されるビーム電力になる。
- b 中性化セル通過後の残留イオンビームが 10%以下である。このため残留イオンビームによる高熱負荷を除去が容易で、冷却水ポンプの消費電力が低減できる。
- c ガス中性化セルやプラズマ中性化セルと比較し、中性化に伴うビームライン内のガス排気負荷が極めて低い。

ガス中性化セルとプラズマ中性化セルを用いた場合の中性化効率は、それぞれ約 60%と 90%であり[3.2.8.1-9]、例として NBI 1 基当り 20 MW 電力を入射する場合、プラズマ中性化セルの場合でも約 2 MW の熱負荷を定常にビームダンプで除去する必要がある。また、項目 2 について商用炉を想定した場合、加熱装置への全入力電力に対する核融合プラズマへの吸収電力の効率（加熱電源電力効率）が重要になってくるが、光中性化セルはガス中性化セルに対し約 50%の加速電力の節約になる。中性化効率に関しては、プラズマ中性化セルは光中性化セルとほぼ同等な性能を持っているが、後に述べるように、ビームラインへのガス導入を極力抑えるためには、ガス放電を用いるプラズマ中性化セルは FFHR-d1 用 NBI の要請に対する整合性が低い。

光中性化セルの場合でも、中性化効率を 100%に近付けるためにはビームライン内の残留ガス圧の低減が必要である。これは、光中性化セル以外で中性化する負イオンビームを抑えるためである。特に、放射線遮蔽のために負イオンビームの屈曲構造を設置する必要があるが、残留ガスで中性化された水素原子ビームによる屈曲構造壁部への熱負荷損傷を抑止する必要がある。一方、プラズマ放電を用いて負イオン生成を行う以上、ビームライン内へ水素ガスを持ち込むことは避けられず、ビームライン内を低ガス圧に保つためには、その他のガス導入を極力避ける必要がある。

FFHR-d1 プラズマからの中性子束に関して、現状の FFHR-d1 点火シナリオではプラズマ自己点火まで NBI 入射を行い、その後はブランケットを備えるゲート弁を閉止し中性子束を遮断するため、トカマク炉で常に NBI による電流駆動が必要な場合と比較すると、圧倒的にイオン源とその他のビームライン機器への中性子損傷は低減することができる。ただし、FFHR-d1 自己点火条件に近づくに従い、ビームライン内の機器は中性子束にさらされるため、イオン源を含むビームライン機器の構造と配置の決定後に、中性子遮蔽構造の検討する必要がある。

次に項目 3 について、LHD NBI ではビームエネルギーと LHD プラズマへのビーム吸収から接線入射方式を用いている。一方、FFHR-d1 の場合には同様な入射角を採用すると、入射ビームはヘリカル系プラズマのロスコーンの位置とほぼ一致する。このため、入射角を変位させロスコーンを避けた入射を行う必要があり、入射角度と粒子軌道についての検討を行う。

参考文献

- [3.2.8.1-1] A. Sagara, et al., Fusion Engineering and Design (2012) 594.
- [3.2.8.1-2] H. Takahashi et al., 20th International Stellarator-Heliotron Workshop, S2-I1.
- [3.2.8.1-3] P. Fanzen et al., Nucl. Fusion, 47, (2007) 264.
- [3.2.8.1-4] R. Hemsworth, et al., Nucl. Fusion 49 (2009) 045006.
- [3.2.8.1-5] A. Kojima et al., Rev. Sci. Instrum. 85 (2014) 02B312.
- [3.2.8.1-6] K. Tsumori et al., Rev. Sci. Instrum. 85 (2012) 02B113.
- [3.2.8.1-7] Y. Takeiri et al., AIP conf. proc. 1515 (2013) 139.
- [3.2.8.1-8] S. Geng et al., Rev. Sci. Instrum, 87 (2016) 02B103.
- [3.2.8.1-9] A. S. Schlachter, et al., “Neutralization of a Fast Negative-Ion Beam”, Proceedings of the Second U.S.–Mexico Atomic Physics Symposium on Two Electron Phenomena, Cocoyoc, Mexico, January 8-11 (1986).

3.2.8.2 ECH 加熱

数十から数百 GHz 帯の周波数の電磁波を利用する ECH は、

- ・ビーム入射のためのアンテナをプラズマから離れた位置に設置可能であり、中性子照射による損傷を軽減できること
- ・局所的な加熱及び電流駆動が可能であり、プラズマの制御性に優れること
- ・大電力の電子サイクロトロン波発振器であるジャイロトロンの技術的開発が進展しており、ITER の要求仕様である発振周波数 170 GHz・発振出力>1 MW・連続運転時間>1,000 秒・発振効率>50%を満たすジャイロトン開発に既に成功していること [3.2.8.2-1]

・電力密度が高く、小さなポート開口面積からビーム入射が可能であること、すなわちトリチウム増殖ブランケット面積を大きくとれること

などの理由から、将来の核融合炉における加熱手法として最も有望視されている。

本節では、現在までの大電力長パルス発振ジャイロトロンの開発状況と、電子サイクロトロン波が伝播不能となるような高密度プラズマにおいても加熱を実現するための、電子バーンシュタイン波加熱 (Electron Bernstein Wave Heating, EBWH) の FFHR-d1 への適用可能性の検討状況について述べる。

3.2.8.2-1 ジャイロトン開発

核融合炉に適用可能な高周波数・大電力・長パルス・高効率ジャイロトロン開発は、1990 年代半ばの大きなブレイクスルー：

- ・電磁波発振の役割を終えたジャイロトン内電子ビームのエネルギーを回収する、コレクター電位降下 (Collector Potential Depression, CPD) 手法の成功による発振効率>50%の達成 [3.2.8.2-2]

- ・ジャイロトンから電磁波を出力するための、低電力損失・高熱伝導率の特性を備えた人工ダイヤモンド製真空窓の開発 [3.2.8.2-3]

等によって大きく進展し、現在では前述のような ITER 仕様レベルの高性能ジャイロトロンが LHD、W7-X、DIII-D、ASDEX-UG、JT60-U 等世界の様々なプラズマ実験装置で使用され、プラズマの高性能化に寄与している。特に LHD や W7-X のようなステラレータ型装置にとってその特性である長時間プラズマ維持の実証のために、長パルスジャイロトロン開発と適用が進められてきた。

核融合研では筑波大学との共同研究により発振周波数 77 GHz 及び 154 GHz のジャイロトロンが設計・開発され、東芝電子管デバイス (TETD) により製作された。2014 年度までに 77GHz 管 3 本、154 GHz 管 2 本が LHD 実験に使用可能となり [2.8.2.4]、その加熱電力は合計で 5.4 MW に達している。これらのジャイロトロンを用いた近年の実験成果として、

- ・高電子温度 ($T_{e0}=10.5$ keV、 $n_{e0}=1.6\times 10^{19}$ m⁻³)
 - ・高電子温度と高イオン温度の同時達成 ($T_{e0}=7.6$ keV、 $T_{i0}=6$ keV)
 - ・ECCD ($I_{ECCD}=\pm 26$ kA、 $P_{EC}=731$ kW、 $T_p=6$ s)
 - ・ECH 長時間放電 (39 分間、 $n_{e_ave}=1.1\times 10^{19}$ m⁻³、 $T_{e0}=2.5$ keV、 $T_{i0}=1$ keV)
- などが得られている。

W7-X は 2015 年末にプラズマ実験が始まったところであるが、実験の初期フェー

ズでの加熱装置は ECH のみであり、出力約 1 MW の長時間運転が可能な 6 本の 140 GHz ジャイロトロンが用いられている。今後さらに 4 本のジャイロトロンを追加し、10 本で合計 8 MW の加熱電力とする計画である [3.2.8.2-5]。将来的には NBI や ICH も適用する計画であるが、長時間運転が可能なのは ECH のみである。

表 3.2.8.2-1 に現在までに実現されている主な高性能ジャイロトロンの仕様（製造会社／研究機関、適用装置、発振周波数、キャビティでの発振モード、出力、発振効率、運転時間）をまとめる [3.2.8.2-6]。

Table 3.2.8.2-1 Achieved parameters of major high-power, long-pulse gyrotrons

Company/ Institution	Device	Frequency (GHz)	Cavity mode	Power (MW)	Efficiency (%)	Pulse length (sec)
Toshiba/ NIFS	LHD	77	TE _{18,6}	1.8 / 0.3	38 / 36	1.0 / 900
		154	TE _{28,8}	1.2 / 0.35	37 / 39	1.0 / 1,800
GYCOM/ IAP	ITER	170	TE _{28,12}	1.5	49	2.5
			TE _{25,10}	1.0	53	1,000
Toshiba/ JAEA	JT-60SA	110	TE _{22,6}	1.4	45	9.0
	ITER	170	TE _{31,8}	1.0 / 0.8	55 / 57	800 / 3,600
CPI	W7-X	140	TE _{28,7}	0.9	35	1,800
TED/KIT/ CRPP	W7-X	140	TE _{28,8}	0.92	44	1,800

FFHR-d1 のプラズマ中心磁場強度は 5-6T であるため、必要とされるジャイロトロンの周波数は基本波加熱の場合 140-168 GHz 程度である。表 3.2.8.2-1 から分かるように、これまでの 77-170 GHz のジャイロトロン開発のノウハウの蓄積により、この周波数帯の大電力長時間発振ジャイロトロンの製作に大きな困難はないと考えられる。二次高調波加熱を行うためには 300 GHz 程度の周波数が必要となる。これまでの核融合研究では 170 GHz 以上の高周波数でのジャイロトロン開発は主に協同トムソン散乱計測等、計測用の低電力管が主であり、加熱用大電力ジャイロトロンの実現は今後の課題である。

3.2.8.2-2 電子バーンシュタイン波加熱の FFHR-d1 への適用可能性の検討

電子サイクロトロン周波数帯の電磁波を用いたプラズマ加熱を行うために、基本波の正常波（O 波）加熱や 2 次高調波の異常波（X 波）加熱が用いられる。しかし、電磁波モードである O 波や X 波にはプラズマ中での伝播上限密度（遮断密度）が存在し、それ以上の高密度プラズマに対しては適用不能となる。磁場強度 5.5T において、ジャイロトロン発振周波数 154 GHz の基本波 O モード加熱の場合のプラズマ遮断密度

は $2.9 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ 、308 GHz の 2 次高調波 X モード加熱の場合の右回り遮断密度は $5.9 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ である。LHD 実験ではプラズマ中心部で超高密度となる超高密度コア = SDC プラズマの生成が確認されており、その中心電子密度は $12 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ に達している [3.2.8.2-7]。この成果を受けてヘリカル型核融合炉 FFHR において高密度状態での核融合反応の安定維持を目指した検討が進められている。ECH 加熱においても、O 波・X 波の遮断密度以上の高密度プラズマにも適用可能な加熱手法として電子バーンシュタイン波加熱の研究を進めている。

通常、装置の弱磁場側から電子サイクロトロン波を O モードで入射した場合、中心部の電子密度がプラズマ遮断密度を超えていると、入射波はプラズマ中心に到達する前にプラズマ遮断層にて反射され中心部に到達できない。しかし、電子サイクロトロン波ビームの入射方向を調整することによりプラズマ遮断条件と X 波の左回り遮断条件を同時に満たすことが可能であり、そのような方向（その分布する範囲を O-X モード変換窓という）に O 波を入射することで、O 波はプラズマ遮断層で反射される際に X 波に変換され（O-X モード変換）、低密度側に位置する高域混成共鳴（UHR）層まで伝播後、そこでさらに伝播に密度の制約のない電子バーンシュタイン波（EBW）に変換される（X-B モード変換） [3.2.8.2-8]。その後 EBW は高密度側に伝播し、ドップラースhiftを含む共鳴条件を満たす領域でプラズマを加熱する。この一連の過程を OXB 加熱といい、様々なトカマク型・ステラレーター型プラズマ実験装置において実現されている [3.2.8.2-9 – 3.2.8.2-12]。

FFHR-d1 で生成されるプラズマについて、FFHR-d1 の真空容器形状を考慮した O-X モード変換窓の計算を行っている。プラズマの密度分布を仮定すればプラズマ遮断層の形状が分かり、プラズマ遮断層上の各点で X 波の左回り遮断条件を満たすビーム入射方向が計算できる。各点でのビーム入射方向のベクトルを真空側に延長し、延長したベクトルが真空容器ポート開口内であれば、それが実現可能なビーム入射方向であると判断する。図 3.2.8.2-1 に計算結果の一例を示す。この計算に用いたパラメータは

中心磁場強度： 5.6T

電子サイクロトロン波周波数： 154 GHz

中心電子密度 n_{e0} ： $4 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$

電子密度分布形状： $n_{e0} (1 - \rho^8)^2$

である。

図は FFHR プラズマの 1/10 セクションを描画しており、紫色の格子面がプラズマ遮断層を、青の矢印がプラズマ遮断層上の各点での X 波の左回り遮断条件を満たすビーム入射方向と逆方向のベクトルを表す。x、y、z 方向はそれぞれ大半径方向、トロイダル方向、垂直方向である。現在はまだプラズマ遮断層までの周辺部の O 波の伝播は屈折による曲がりのない直線としているが、今後屈折の効果を取り入れ、より詳細な検討を進めていく。

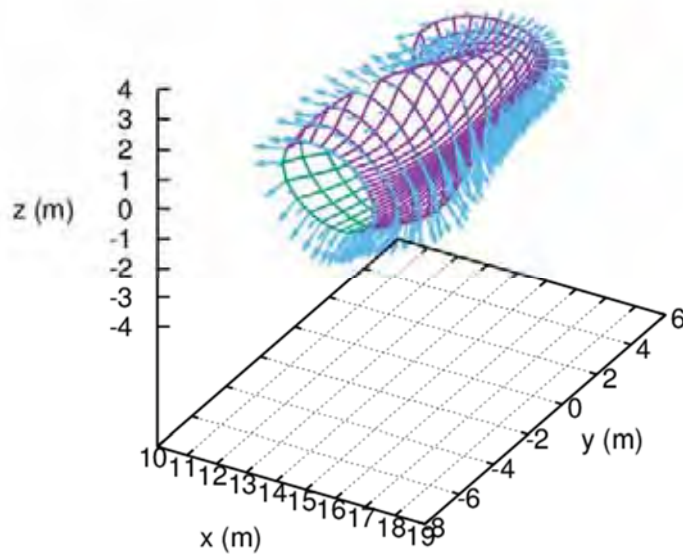


Figure 3.2.8.2-1 Reversed vectors of the optimum injection directions of O-mode waves for achieving O-X mode conversions, plotted on the surface of plasma (O-mode) cut-off layer.

参考文献

- [2.8.2.1] G.G. Denisov *et al.*, IEEE IVEC (2013).
- [2.8.2.2] K. Sakamoto *et al.*, Phys. Rev. Lett., **73**, 3532 (1994).
- [2.8.2.3] K. Sakamoto *et al.*, Review Sci. Instrum., **70**, 208 (1999).
- [2.8.2.4] T. Kariya *et al.*, Nucl. Fusion, **55**, 093009 (2015).
- [2.8.2.5] M. Thumm *et al.*, Terahertz Sci. Technol., **1**, 73 (2008).
- [2.8.2.6] M. Thumm *et al.*, IEEE Transactions Plasma Sci., **42**, 590 (2014).
- [2.8.2.7] R. Sakamoto *et al.*, Fusion Sci. Technol. **58** 53 (2010).
- [2.8.2.8] J. Preinhaelter and V. Kopecky, J. Plasma Phys., **10** 1 (1973).
- [2.8.2.9] H.P. Laqua *et al.*, Nucl. Fusion, **43**, 1324 (2003).
- [2.8.2.10] A. Mueck *et al.*, Fusion Sci. Technol., **52**, 221 (2007).
- [2.8.2.11] Y. Yoshimura *et al.*, Fusion Sci. Technol., **52**, 216 (2007).
- [2.8.2.12] H. Igami *et al.*, Nucl. Fusion, **49**, 115005 (2009).

3.2.8.3 Ion Cyclotron Range of Frequencies Heating (ICRF)

環状プラズマを用いた ICRF 加熱研究において、ICRF 速波により加速された高速粒子による DT 反応は実証[3.2.8.3-1]済みである。核融合炉で期待されている密度領域に対しても、ICRF 速波は 10^{19} m^{-3} 程度の電子密度を超えるプラズマであれば FFHR-d1 の運転領域である中心電子密度 $3 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ でも速波は中心伝搬できるため [3.2.8.3-2]、幅広い電子密度帯でのプラズマ点火へ向けた加熱源として期待できる。ICRF 加熱は物理的に核融合点火の実証が行われているが、核融合炉での信頼性の高くメンテナンス頻度の低い ICRF 励起アンテナの設計研究課題が残されている。

3.2.8.3-1 大電力定常 ICRF 加熱の開発状況

大電力 ICRF 加熱を行うためには、(1)高周波電力を生成する発振器、(2)電力伝送を行う伝送路、(3)効率良く電力を入射するための整合回路、(4)プラズマを閉じ込めている真空部と大気部を切り離すための真空封じ部、(5)プラズマへの電磁を励起させる電磁波励起部の5種類の構成から成り、開発が進められている。FFHR-d1 で予定されている核融合炉運転は中心磁場強度 5.6T、重水素(D):トリチウム(T)=50%:50%を想定しているため、JET で実施された高効率の ICRF プラズマ加熱(D:T=10%:90%の少数イオン加熱)シナリオではなく、ITER で検討されている ICRF 加熱シナリオと同様な T の 2 次高調波加熱(T^{2nd})または D:³He=90%:10%の少数イオン加熱(³He^{1st})が挙げられる。表 3.2.8.3-1 に核融合科学研究所において開発が進められている各 ICRF 加熱装置の典型的な試験時間に対する発振電力・器機耐電圧に関する試験結果を記載した[3.2.8.3-3]。実証試験で使用した周波数は 50MHz を採用し、伝送路は特性インピーダンス 50Ω の外形 203mm の同軸管(203D)を用いた。FFHR-d1 における T^{2nd}, ³He^{1st} の ICRF 加熱で使用する周波数は 56.7MHz であるが、工学的にこの程度の周波数の違いでは差異はないと考えている。また実証のために選んだ試験時間に対しても、各器機は十分定常条件に達したと考えられる時間である。予想される伝送路上の最高電圧は、非定在波伝送領域では伝送路電圧の上限を 50 kV とすると 203D の同軸管辺り最大伝送電力は 8.3 MW(最大電界強度 8.7 kV/cm)となる。伝送路終端での ICRFアンテナの放射抵抗と伝送路の特性インピーダンスが異なるため、アンテナと整合回路の間に定在波領域が存在し、非定在波領域より高い電圧部が存在する可能性がある。LHD における電子密度 $1 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ のプラズマ運転時のループアンテナの放射抵抗は、約3.2Ω程度が得られているため、定在波領域の終端抵抗をアンテナ放射

Table 3.2.8.3-1 Demonstration for high power steady-state ICRF system towards a fusion reactor (operation frequency of 50 MHz, a diameter of 203 mm for transmission line)

	Transmitter	Transmission line	Liquid stub tuner	Feedthrough	Loop Antenna
Power, Voltage	1.6 MW	50 kV	50 kV	40 kV	40 kV
Test time	5000 s	30 min	30 min	30 min	30 min

抵抗である $3.2\ \Omega$ とすると、50 kV の伝送路耐電圧では1系統辺り 1.6 MW 程度しかアンテナ放射電力を達成できない。そこでインピーダンストランスフォーマーの開発を進め、アンテナでの見かけ上のアンテナインピーダンスを 2 倍[3.2.8.3-4]に増加させることに成功し、最大放射電力を 3.2 MW 可能になった。インピーダンストランスフォーマーの更なる最適化やアンテナの放射抵抗がプラズマの密度に対し比例して増加することを利用し、現状の予測では電子密度 $10^{20}\ \text{m}^{-3}$ のプラズマの運転では 4 MW以上の放射電が期待できる。FFHR-d1でのアンテナ放射抵抗を精度良く予測するためには、アンテナ及びプラズマ周辺部の物理モデルを含めた 3 次元電磁解析が重要となり、電磁解析フレームワークの確立を目指している。

3.2.8.3-2 ICRF を用いたプラズマ加熱シナリオの検討

FFHR-d1 における ICRF 加熱シナリオとして上記で上げた $\text{T}^{2\text{nd}}$, ${}^3\text{He}^{1\text{st}}$ が有力視されている。 $\text{T}^{2\text{nd}}$ と ${}^3\text{He}^{1\text{st}}$ は使用する周波数が同じであり、装置開発の面では非常に効率が良いが、一方 ${}^3\text{He}^{1\text{st}}$ は少数粒子として使用する ${}^3\text{He}$ 購入費が高くなることが予想されるため核融合発電のランニングコスト増加につながる可能性がある。そのため、核融合炉内で ${}^3\text{He}$ を生成するシナリオ(重水素の2次高調波加熱($\text{D}^{2\text{nd}}$)により加速された高速イオンを用いた DD 反応により生じる ${}^3\text{He}$ 生成シナリオ)の検討も始めている。トロイダルプラズマ実験において $\text{D}^{2\text{nd}}$ を用いた DD プラズマ加熱・中性子発生研究は十分に検証が進められており、有望な加熱手段の一つとしても考えられている。 $\text{D}^{2\text{nd}}$ の周波数は約 85MHz と $\text{T}^{2\text{nd}}$, ${}^3\text{He}^{1\text{st}}$ などの周波数より高いため、アンテナ設計に関してもよりコンパクトなアンテナを設計することができる利点がある。

低加熱電力でのプラズマ点火を目指し、ICRFを用いた高効率加熱シナリオ研究が進められている。3 種イオンによる少数イオン比加熱が非常に良好なバルクイオン加熱を達成できることから、近年、3 種イオン加熱シナリオ研究が進められている [3.2.8.3-5]。DT プラズマにおける 3 種イオン加熱のシナリオとしては、①D:T=1:2 で少数イオンのベリリウム(Be)を1%以下にするシナリオ、②D:T=45%:55%で少数イオンのリチウム(Li)は1%以下とするシナリオの 2 種類が考えられている。Be はITERの第一壁に使用する予定の材料であり、Li もプラズマ性能向上研究の材料として使用する可能性のある材料である。そのため核融合炉の炉内材料として使用する可能性があるため、上記のシナリオは Be、Liどちらも 1%以下と非常に低い割合であることから、プラズマ放電中に自然と供給される可能性があるイオンである。①のシナリオはTの使用量が多く核融合出力が最大となる D:T=1:1 のシナリオに比べ核融合出力は低下するが、JET での実験では 1 割程度の低減に留まっている。②のシナリオはD:T=1:1であるため、現在考えられているシナリオに非常に近い。3種イオン加熱に関しては実験データがまだ少なく検証が済んでいないが、非常に魅力的なイオン加熱を達成可能であることから、先進 ICRF 加熱シナリオとして投入電力を有効に利用する加熱シナリオとして今後も研究を進めて行く必要がある。

3.2.8.3-3 ICRF アンテナ (電磁波放射部) の検討

ICRF 波動加熱研究において電磁波放射部としてループ構造の ICRF アンテナが研究されている。ループ構造の ICRF アンテナは装置サイズを抑えたまま効率の良い電磁波放射を達成できるが、構造が複雑となるため核融合炉では信頼性およびメンテナンス性が悪くなる。そこで信頼性を高め・メンテナンス性を下げた①ループ構造タイプの ICRF アンテナ(図3.2.8.3-1)と②先進的な導波管型 ICRF アンテナの検討を進めている。

図 3.2.8.3-1 に 36 本の電流導体(ストラップ)をブランケット内部に内包した ICRF アンテナ例を示す。ICRFアンテナの構造をブランケットと一体型にし、冷却流路の共通化・電流導体の磁場に対して理想的に設置することで、構造の簡略化も合わせ信頼性の向上・メンテナンス頻度の低下を期待している。1本のストラップから 1 MW 程度の放射電力を期待できるとすると、36 MW/20 m² ~ 1.8 MW/m² の電力密度を達成できる。しかし、依然として内部構造が複雑であることから、構造の簡略化による更なる信頼性の向上及びそれに付随するメンテナンス頻度・製作やランニングコストの低減を進める必要がある。

アンテナ放射部の構造を簡略化する手段として、導波管を用いた ICRF アンテナが挙げられる。現在のプラズマ研究として磁場強度は 3T 程度であり、プラズマサイズとして小半径は 0.6m 程度であることから、導波管の長径方向の最低長(トロイダル方向)は 3m を越えるため現時的ではなかった。FFHR-d1 では装置サイズも大きく、磁場強度も高くなるため導波管アンテナの典型長となる最低長を表 3.2.8.3-2 に記した。矩形導波管の長径サイズを 2.65m の時の短径サイズ h(cm)と入射電力に比例する導波管内の最大電界強度 E_{max}(kV/cm)に関する平均放射電力密度 P₀ (MW/m²)を図 3.2.8.3-2 に記した。導波管内の最高電界強度を

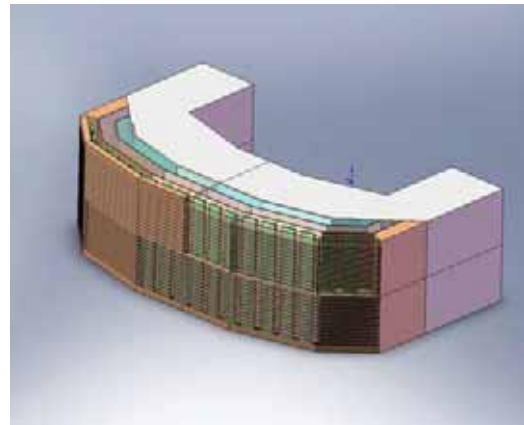


Figure 3.2.8.3-1 Optimized multi toroidal array ICRF antenna installed in blanket module in FFHR-d1

Table 3.2.8.3-2 Typical waveguide length to toroidal direction in various ICRF heating on FFHR-d1

	T ^{2nd} , ³ He ^{1st}	D ^{2nd}
Frequency	56.7 MHz	85.1 MHz
Length	2.65 m	1.76 m

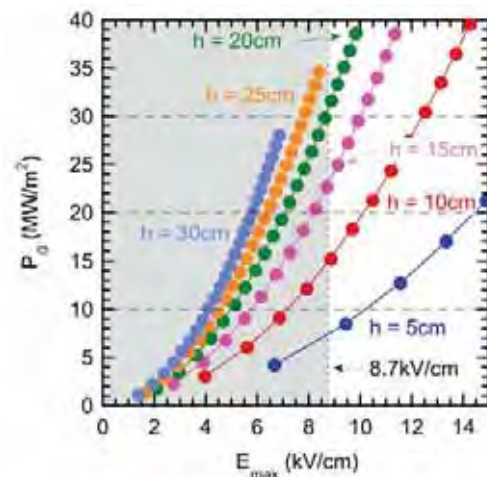


Figure 3.2.8.3-2 Radiation power density P_0 at the surface of waveguide antenna in various height and maximum electric field E_{max} inside of waveguide.

$E_{\max}=8.7$ kV/cm とすると放射電力密度は 15 MW/m² ($h=10$ cm)となり、放射電力密度は短径長 h に比例していることが分かる。ブランケットモジュール間のギャップを矩形導波管として考えて設計を進めているが、ブランケットとの融合性を考慮し、短径長のサイズを決定していく必要がある。図 3.2.8.3-3 に FFHR-d1 用に設計した簡易導波管アンテナモデルを載せた。真空容器まで同軸管伝送し、その後同軸-導波管変化を行い導波管モードに変更し電磁波を容器内へ伝送させる。ブランケットモジュールはトロイダル方向のサイズとして 10 m 以上と長いため、 3 m 以下の導波管をブランケットに内包することができる。 h (15 cm) x width (2.65 m)を採用すると、1 導波管あたり 6 MW の入射も可能となる。導波管の電場強度は分布を有するため、電場の高くなる中央付近を少し広げることで更なる電力導入も可能となるため、最適化を進めている。また、ブランケットはモジュールタイプで分割導入することが予想されるため、ブランケット間の設置隙間を利用することでも導波管アンテナとして成立するため、アンテナとして特別な部品を利用せずに導波管アンテナを導入する設計を進めていく。



Figure 3.2.8.3-3 Waveguide ICRF antenna in FFHR-d1. The waveguide is installed in left square region (gray part), which consist of surfaces of Blanket module and/or a square hall in Blanket module. There is no additional material as an ICRF antenna.

参考文献

- [2.8.3.1] M. G. Bell et al., Phys. Plasmas **4** (1997) 1714.
- [2.8.3.2] Y. Takase et al., Plasma Phys. Control. Fusion. **38** (1996) 2215.
- [2.8.3.3] T. Seki et al., J. Plasma Fusion Res. **3** (2000) 359.
- [2.8.3.4] K. Saito et al., Fusion Eng. Des. **96-97** (2015) 583.
- [2.8.3.5] Y. O. Kazakov et al., Nucl. Fusion **55** (2015) 032001.

3.2.9 燃料供給

自己燃焼プラズマの定常維持に必要な燃料供給特性を明確にし、燃料供給装置開発及びトリチウム循環系構築の指針とするために、燃料供給特性が自己燃焼プラズマの維持に及ぼす影響を調べた。自己燃焼プラズマの運転密度は $2 \times 10^{20}/\text{m}^3$ を超える密度となるため、周辺密度限界を避けつつ高密度を達成することが不可避となり、現時点では固体水素ペレット入射法が最も妥当な燃料供給手段であると考えられている。一方、炉条件の高温プラズマにおいては、ペレット侵入長が浅くなる事が容易に予測され、自己燃焼プラズマを維持するために必要な燃料供給が可能であるか否か明らかにする必要がある。これまで、閉じ込め特性のスケールリング則を用いた0次元モデルによる、自己燃焼プラズマへの燃料供給シナリオ検討が行われてきているが[3.2.9-1]、プラズマ分布の動的変化を考慮できないため、予測精度に曖昧さが残されていた。本研究では簡便ながら、大枠を外さずに燃料供給特性を予測するために、LHDにおける実験結果を基に、ペレット粒子デポジション特性と、密度分布の時間変化を求め、直接分布外挿法[3.2.9-2]を用いて温度分布の時間変化を求めた。

ペレット入射による燃料供給分布に関して、トカマク装置では高磁場側入射によるペレット溶発プラズモイドの $E \times B$ ドリフトによる非拡散的輸送が、浅いペレットデポジション分布を補償して深い燃料供給分布を実現するシナリオを検討しているが、ヘリカル装置では磁場構造の三次元性に起因して、溶発プラズモイドの非拡散的輸送の効果が限定的であることが、実験的[3.2.9-3]、理論的[3.2.9-4]に分かっており、燃料供給分布はペレットが溶発する位置によって決まると仮定し、単純な中性ガス遮蔽(NGS)モデル[3.2.9-5]によるペレット半径の減少率(式(1))から燃料供給分布を推定した。

$$\frac{dr_p}{dt} \propto T_e^{1.64} n_e^{\frac{1}{3}} r_p^{-\frac{2}{3}} \quad (1)$$

ここで、 r_p , T_e , n_e は固体水素ペレット半径、背景プラズマ電子温度、背景プラズマ電子密度である。粒子輸送特性に関しては、LHDの高密度長時間放電の密度分布解析結果によると、高密度放電では拡散に比べて対流のフラックスが十分小さく、単純な拡散的輸送で密度分布変化を近似できることから、式(2)によって密度分布の動的挙動を記述した[3.2.9-6]。

$$\frac{\partial n(r,t)}{\partial t} = D(r,t) \frac{\partial^2 n(r,t)}{\partial r^2} + \left(\frac{D(r,t)}{r} + \frac{\partial D(r,t)}{\partial r} \right) \frac{\partial n(r,t)}{\partial r} + S(r,t) \quad (2)$$

ここで、 n , r , D , S はプラズマ密度分布、プラズマ小半径位置、拡散係数、粒子源分布である。熱輸送は、LHD実験で得られた規格化圧力分布からgyro-Bohm型の閉じ込め特性を仮定した直接分布外挿法にて、上で求めた密度分布に対応する圧力分布を推定し、エネルギー閉じ込め時間のタイムスケールで、その圧力分布へ変化させる事で圧力分布の動的挙動を記述している(式(3))。また、温度分布は圧力分布を密度分布で除する事で求めた。

$$\frac{\partial p(r,t)}{\partial t} = \frac{1}{\tau_E(t)} \left((P_{\text{aux}}(t) + P_\alpha(t))^{0.4} n(r,t)^{0.6} B^{0.8} p_{\text{norm.}}(r) - p(r,t) \right) \quad (3)$$

ここで、 p , τ_E , P_{aux} , P_α , B , $p_{\text{norm.}}$ は圧力分布、エネルギー閉じ込め時間、外部加熱パワー、 α 加熱パワー、磁場強度、gyro-Bohm規格化圧力である。これらの方程式により求めた温度密度分布の時間変化とDT核融合反応断面積から核融合出力の時間変化を求め、自己燃焼プラズマの準定常運転シミュレーション計算を行った。本計算では、外部加熱入力が零となる自己燃焼状態を対象とし、ペレット粒子供給深さがプラズマ密度分布形成に及ぼす影響、及び自己燃焼プラズマ維持特性に及ぼす影響を調べた。なお、ペレットのサイズは燃

料供給に伴う核融合出力の変動が十分小さくなるように、プラズマに含まれる粒子数(およそ 4×10^{23} 個)の5%となる 2×10^{22} 個とした。

ペレット侵入長が浅い場合、拡散によるコア部への粒子供給が不十分なため、十分な α 出力が得られず、自己燃焼プラズマ条件を満たす事ができなかった。また、このような周辺部への燃料供給条件下では周辺密度が密度限界を超える事からも運転シナリオとはなり得ない。規格化ペレット侵入長(λ/a)が0.3よりも長い条件では、自己燃焼プラズマの定常維持の解が見つかった。図3.2.9-1は λ/a を0.3から0.9まで変化させた時の、最も低い密度で自己燃焼状態を維持できる運転点における、定常燃焼状態の密度分布と温度分布を示す。 $\lambda/a=0.3$ の時はペレットデポジションが周辺部に限られるために、規格化小半径が0.7よりも内側の領域はペレット入射による変動の影響をほとんど受けず、平坦な密度分布となっている。ペレット侵入長が深くなるに連れて、密度分布は尖塔化し、 $\lambda/a=0.3$ ではほぼ1である尖塔化度($n_e(0)/\langle n_e \rangle$)が、 $\lambda/a=0.9$ では1.5まで大きくなる。このように、ペレット侵入長を変えて自己燃焼プラズマを維持したときの主要パラメータを図3.2.9-2にまとめた。ペレット侵入長が深くなると、(a) 中心温度密度は増加し、温度は低下する傾向があり、(b) 最低核融合出力の低減、燃焼率(供給粒子数に対する燃焼する粒子の割合)の増加、(c) 単位時間あたりの燃料供給量の低減、に寄与する。このようにペレットの侵入深さは密度分布を決定することを通じて、自己燃焼プラズマの特性に影響を及ぼす。平坦分布になる $\lambda/a=0.3$ において、自己燃焼プラズマを維持するためには、最低限でも1.0 GWものアルファ出力が必要となるが、 $\lambda/a=0.9$ では0.7 GWまで低減可能であり、より現実的な炉設計が可能となる。また、燃料燃焼率は1.0%から2.8%まで増加し、自己燃焼プラズマを維持するために必要な水素同位体の循環量を1/4の量に減少させることが可能である。この水素循環量を1日当たりの量に換算すると、63kg/dayから16kg/dayへの減少となる。一方、そのような深い燃料供給特性を実現するためには、(d) 現在のペレット入射技術を大きく上回る20 km/sを超えるペレット入射速度が必要となる。もし、大きなペレットを使用することが可能であれば、ペレット速度を半減させることが可能であるが、大きなペレットによるコア粒子供給は核融合出力の変動を引き起こすことから、必要となるペレット速度を緩和する効果は限定的である。

燃料供給深さが $\lambda/a=0.3$ よりも浅い場合は、拡散によるコア部への燃料供給量が不十分であることと、周辺密度が密度限界に達することから、自己燃焼条件が達成できない。燃料供給深さが $\lambda/a=0.3$ よりも深くなるペレット燃料供給条件下で、自己燃焼プラズマの定常維

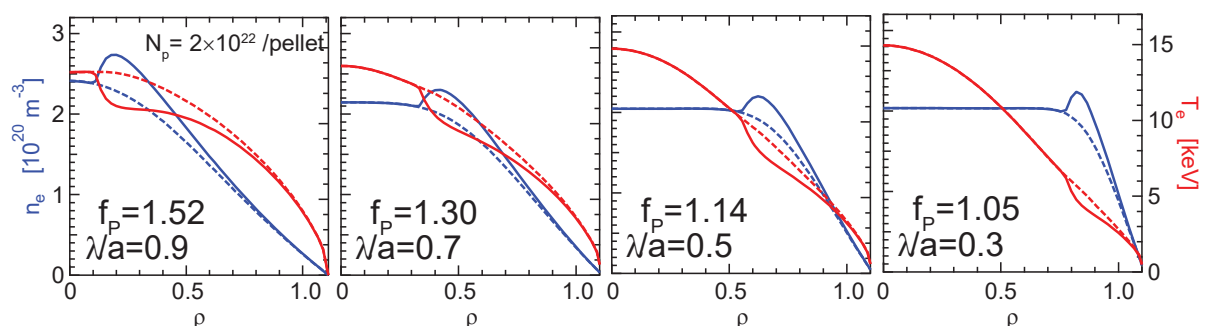


Figure 3.2.9-1 Effect of pellet penetration depth (λ/a) on the formation of density profile in a self-ignited plasma.

持が可能となる。燃料供給深さが $\lambda/a=0.3$ の時、必要となるペレット入射速度は1.1~1.6 km/s程度であり、既存のペレット入射技術で想定しうる範囲の入射速度である。さらに深い燃料供給による尖塔化密度プロファイルは、核融合出力を適切に小さく保つこと、必要となる燃料粒子数を最小化することに寄与する一方で、尖塔化密度分布を実現するためには、既存の技術を大きく超えた高速ペレット入射速度(10~20km/s)が不可避となり、ペレット入射速度の飛躍的な向上に向けた技術開発研究が急務となる。

その他、ペレット粒子供給においては、ペレット加速ガスの消費量が多くなる可能性に留意しなければならない。現在、確立しているペレット加速法としては、高速に回転するロータを用いて機械的にペレットを加速する遠心加速法と、高圧ガスの膨張を利用して加速するニューマチック加速法がある。遠心加速法は、固体水素と金属との接触が免れないため、加速過程におけるペレットの破損や損耗が大きく、ペレット入射の信頼性に劣る。ニューマチック加速法は直管内を加速するので、ペレット入射の信頼性が高い一方で、加速に大量のガスを使用するデメリットがある。加速ガスの使用量は加速バレルの体積と加速に必要なガス圧の積で決まり、ペレットに含まれる粒子数のおおよそ10倍程度になる。加速ガス圧はペレット速度を決める最も大きな要因なので、速いペレット速度が必要になると、使用ガス量が増大する。そして、この加速ガスはペレットと直接接触するのでトリチウムによる汚染が生じるため、トリチウムプラントでの処理の対象となる。このような大量のガス(燃焼量の1000倍程度)をトリチウムプラントで処理することは非効率であるので、加速ガスを含めて真空容器内に入射するガスの大部分はトリチウムプラントをバイパスして循環させ、一部のみをトリチウムプラントへ分流し、純度管理を行う必要と考えられる。その場合、

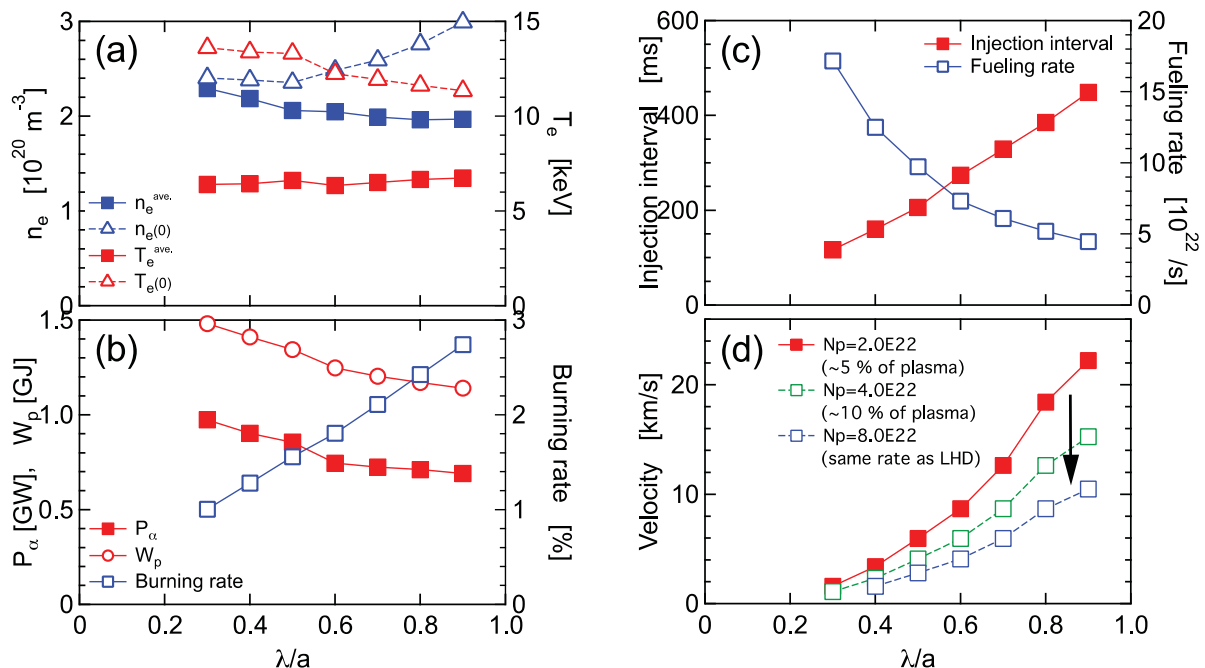


Figure 3.2.9-2 Variation of major parameters of a self-ignited plasma as a function of pellet penetration depth.

プラズマ中の燃料比を制御することができなくなるので、使用するガスのDT比は加速ガスも含めて50:50にしておくことが必須となる。

参考文献

- [3.2.9-1] O. MITARAI et al., “Pellet injection algorithm for the FFHR helical reactor”, Fusion Engineering and Design 70 (2004) 247–267.
- [3.2.9-2] J. Miyazawa et al., “Direct extrapolation of radial profile data to a self-ignited fusion reactor based on the gyro-Bohm model”, Fusion Engineering and Design 86 (2011) 2879–2885.
- [3.2.9-3] R. Sakamoto et al., "Ablation and Subsequent Density Redistribution of Fueling Pellets Injected into LHD Plasmas", Proc. 29th EPS Conf. on Plasma Physics and Controlled Fusion vol 26B (Montreux, Switzerland, 2002) P-1.074.
- [3.2.9-4] A. Matsuyama et al., “Modelling of the pellet deposition profile and ∇b -induced drift displacement in non-axisymmetric configurations” Nuclear Fusion 52 (2012) 123017.
- [3.2.9-5] P. Parks and R. Turnbull, “Effect of transonic flow in the ablation cloud on the lifetime of a solid hydrogen pellet in a plasma,” Physics of Fluids 21 (1978) 1735–1741.
- [3.2.9-6] R. Sakamoto et al., “Pellet fuelling requirements to allow self-burning on a helical-type fusion reactor” Nuclear Fusion 52 (2012) 083006.

3.2.10 計測

3.2.10.1 概要

ITER クラスの実験炉と FFHR-d1 等の原型炉クラスでは、物理的にも工学的にもギャップがあり、少なくとも原型炉の運転の初期段階では、実験研究的な要素が大きいものと予想される。そこでの炉心プラズマ性能の把握が依然として必要であるとの考えのもと、既存の核融合プラズマ実験で用いられている基幹計測機器は可能な限り装備する方向で議論を進めている。一方、計測ポートを増やすとトリチウム増殖比(Tritium Breeding Ratio; TBR)の減少や計測ポートを通した中性子のストリーミングの問題を指摘する声があるが、実験炉以降の装置では、大型ポートからプラズマを見るような計測は不可能であり、ITER の計測でも分かるようにポートには遮蔽プラグが埋め込まれ、迷路を通してプラズマを見るようになっている。遮蔽プラグではトリチウム増殖はしないが、プラズマから入射した中性子をかなり反射する（またはそのような材料を選ぶ）ので、装置全体の TBR に与える影響は限定的である。さらに必要であれば、大型ポートを汎用に取り付けるのではなく、ある計測に特化して、最小限のポートにすることによって TBR への影響はさらに軽減できる。また、中性子のストリーミングについても迷路構造を用いることによって十分に抑えることができる[3.2.10.1-1]。ただし、迷路構造を取り得ない計測や、真空窓を使用できない計測は、遮蔽やトリチウム境界の観点から十分な考慮が必要である。核融合工学プロジェクト計測タスクでは、磁気計測、中性子計測、ダイバータ計測、分光計測、干渉計/反射計計測、トムソン散乱計測、荷電交換分光計測を取り上げ、原型炉適用に向けた検討、或いは実施可能性調査を行った[3.2.10.1-2, 3.2.10.1-3]。

参考文献

- [3.2.10.1-1] S. Matsuda et al., "Report on the Diagnostics for Control of the Fusion DEMO Reactors", NIFS-MEMO-68 (2014).
- [3.2.10.1-2] M. Isobe et al., Plasma Fusion Res. 7 (2012) 2405053.
- [3.2.10.1-3] T. Akiyama et al., Nucl. Fusion 55 (2015) 093032.

3.2.10.2 中性子計測

原型炉においては、中性子の計測から得られる情報が、現行のプラズマ閉じ込め実験に比して格段に重要になることは論を俟たない。中性子は電荷を持たないことから磁場に閉じ込められることがなく、またその強い物質透過性から真空容器外で測定することが可能なことから、測定器とプラズマ閉じ込め領域の真空を接続する必要が本質的に無く、炉心から十分に距離をおいた位置に設置できる中性子を対象とする計測機器は、原型炉計測において常に議論の対象となる受熱、核発熱等の諸問題の影響を受けにくいという利点をそもそも備えている。また、核融合中性子は燃料となるイオンの情報を担う形で放出されるため、核反応率、或いはそこから評価される核出力といった原型炉運転において基本量とも言えるパラメータの他、燃料イオン温度、重水素 (D) - 三重水素 (T) 比等の運転制御に必須な物理パラメータについても原理的に測定が可能である。さらに、D-T 生成 α 粒子と燃料イオンとの相互作用の結果生ずる高エネルギーイオンに起因する所謂ノックオンテイルを測定することができれば、炉心プラズマ中における α 粒子の速度分布情報を引き出せる潜在能力も有しており、そこから α 粒子の閉じ込め状態を議論できる可能性もある[3.2.10.2-1]。

表 3.2.10.2-1 に、原型炉計装機器として整備すべき中性子計測に関して、物理パラメータ、測定対象、手法、並びに役割についてまとめる。

Table 3.2.10.2-1 Neutron diagnostics on the DEMO reactor

Measurement object	Physical target	Measuring apparatus	Role
Fusion output	Neutron emission rate Neutron yield	Neutron flux monitor Activation foil system	Burn control, Power output monitoring
Fuel ion temperature	Neutron spectrum	Neutron spectrometer	Burn control
D/T fuel ratio	Neutron flux, neutron spectrum	Neutron spectrometer	Burn control
α particle confinement	Neutron spectrum	Neutron spectrometer	Burn control

核融合出力の測定には、 ^{235}U 核分裂計数管とパルス計数及びキャンベル回路機能を有するデジタル信号処理ユニットの組み合わせに基づく中性子フラックスモニタ (NFM) が最有力候補となろう。この測定技術は、改良型沸騰水型軽水炉、所謂 ABWR における起動領域並びに出力領域モニタとして既に用いられており、また日本国内で調達が可能であるという利点がある[3.2.10.2-2]。このシステムの最大の特長は広いダイナミックレンジにあり、単体システムのみで約 9 桁の中性子束の変動に対応できる。出力領域に到達後も、高エネルギー α 粒子励起 MHD 不安定性等により中性子束が大きく変動する可能性がある原型炉においては、この能力が重要になる場面があろう。中性子束測定を通じた核出力測定の最大の課題は、計数管出力と核反応率を対応づけるための較正にあると考える。この課題は ITER の NFM 較正でも取り上げられ、今

なお議論が続けられている[3.2.10.2-3]。既存の核融合実験では、真空容器中に中性子放出率が既知の自発核分裂中性子源 ^{252}Cf 、或いは小型中性子発生加速器を導入し、リング状の中性子源を模することにより較正が行われるが[3.2.10.2-4]、既存の線源を原型炉で使用するには中性子の発生率が足りず、この手法を原型炉に適用するには NFM 較正に必要な強力で小型の加速器型中性子源の開発が必要である。同時に、その設置方法、周回方法、加速器型中性子源の中性子発生量そのものの較正法などの検討の他、それらの開発が必要となる。この手法に基づく較正法とは別に、ITER でも計画されている多数の放射化箔を駆使して NFM の較正を行う手法もあり得る[3.2.10.2-5]。ただし、この場合、放射化箔の照射端をプラズマ体積が可能な限り大きく見込めるようプラズマに近接した場所に置く必要がある。また、放射化箔を輸送するためのカプセルチューブとカプセルを、耐熱性・耐放射線の観点から金属にする必要もある。NFM 較正の実施可能性について、今後見極める作業を行う必要がある。放射化法に基づく新たな計測法として、冷却水の放射化量を連続的に測定して、中性子発生量の絶対値の時間変化を測定する手法がある。水中の $^{16}\text{O}(n,p)^{16}\text{N}$ 反応に着目し、半減期 7.13 秒の ^{16}N からのガンマ線を測定するものであり、50 ms 程度の時間分解能が可能である。ブランケットが液体金属や熔融塩冷却の場合には使用できないが、ダイバータの冷却で水を使用する場合や、専用の水ループを設置可能な場合には有効な計測手段となる可能性がある[3.2.10.2-6]。さらに、高核融合出力で安定して運転できるような場合には、ブランケットの冷却材の温度で核融合出力を評価する方法が工学的には重要になると思われる。

核融合反応の結果発生する中性子のエネルギーは、核融合反応の Q 値から分配されるエネルギーに加え、核融合反応以前の燃料イオンの運動エネルギーを反映したものになる。熱核融合のみで発生する中性子が支配的な場合、イオン温度 T_i でマクスウェル分布を形成しているプラズマから放出される D-T 中性子のエネルギースペクトルは、有限のドップラー幅を持つ形で広がり、半値幅において近似的に、 ΔE [keV] $\cong 198 (T_i$ [keV]) $^{0.5}$ と表すことができる[3.2.10.2-7]。例えば、10 keV 程度のイオン温度をターゲットに考えれば、その時のドップラー幅は約 0.6 MeV となる。すなわち、装置分解能として 6%以下の D-T 中性子エネルギースペクトロメータが実現できれば、10 keV の燃料イオン温度の評価が可能となる。この分解能は、現実的に実現可能な値であり、既に幾つかのグループにより提案、開発、核融合プラズマ実験の場でのデモンストラクションが行われている。ただし、原型炉で受ける中性子照射量は現行実験のそれに比して格段に大きいため、原型炉で長時間安定動作するか否かについては別途調査する必要がある。

D-T放電において発生する中性子は D-T 中性子が支配的であるが、僅かながら D-D 中性子も生ずる。D-T 中性子と D-D 中性子の発生率は、それぞれ $S_{DT} = n_D n_T \langle \sigma v \rangle_{DT}$ 、 $S_{DD} = (1/2) n_D n_D \langle \sigma v \rangle_{DD}$ と表される。ここで、 n_D は重水素イオン密度、 n_T は三重水素イオン密度、 $\langle \sigma v \rangle_{DT}$ 、 $\langle \sigma v \rangle_{DD}$ は、それぞれ D-T 核融合反応度、D-D 核融合反応度を表す。 S_{DT} と S_{DD} の比をとると、次の式が得られる。

$$\frac{n_D}{n_T} = 2 \frac{S_{DD} \langle \sigma v \rangle_{DT}}{S_{DT} \langle \sigma v \rangle_{DD}}$$

ここで S_{DT} と S_{DD} は原理的に測定可能な物理量である。 $\langle \sigma v \rangle$ はイオン温度の関数で表現できるため、先に述べたようにスペクトロメトリからイオン温度が測定できれば評価可能な値である。従って、中性子スペクトロメトリから原型炉の運転に必須の燃料比 n_D/n_T を得ることも可能である[3.2.10.2-8]。

核融合炉のプラズマは α 粒子によって加熱されるため、プラズマに閉じ込められた α 粒子の計測は極めて重要であるが、ITER においてもまだ確立した計測法はないのが現状である。D-T 反応生成 α 粒子は、燃料イオンとの弾性衝突により MeV 領域に至る高いエネルギーを持つ燃料イオンテイルを生成することが理論的に示唆されている[3.2.10.2-9]。この高エネルギーイオンが D-T 反応を起こした結果生ずる中性子は、熱核融合による生じた中性子のドップラー広がりよりも著しく広がったエネルギー分布を持つ。従って、このスペクトルを精度良く測定することができれば、D-T プラズマ中に閉じ込められた α 粒子の速度分布の情報、すなわち α 粒子の閉じ込めの情報を抽出することができる。

以上述べたように、中性子スペクトロメトリは原型炉の運転制御に貴重な様々な重要パラメータをもたらすことができる潜在能力があり、スペクトロメトリを行う上で必要なコリメータ、並びに中性子スペクトロメータの開発に今後着手する必要がある。

参考文献

- [3.2.10.2-1] M. Isobe *et al.*, Plasma Fusion Res. **7** (2012) 2405053.
- [3.2.10.2-2] 阿部弘等, 日本原子力学会誌 **37** (1995) 70.
- [3.2.10.2-3] M. Sasao *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **81** (2010) 10D329.
- [3.2.10.2-4] J. Strachan *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **61** (1990) 3501.
- [3.2.10.2-5] M.S. Cheon *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **79** (2008) 10E505.
- [3.2.10.2-6] T. Nishitani, *et al.*, J. Nucl. Sci. Technol. **Supple 2** (2002) 1139.
- [3.2.10.2-7] T. Elevant *et al.*, Nucl. Instrum. Meth. **185** (1981) 313.
- [3.2.10.2-8] J. Källne *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **62** (1991) 2871.
- [3.2.10.2-9] G. Gorini *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **66** (1995) 936.

3.2.10.3 分光計測

原型炉においてプラズマ性能の低下を招く不純物の混入は重大な問題であり、可視分光 (200 – 1000 nm) による不純物インフラックスの計測は有用であろう。不純物イオンの発光線強度からそのインフラックスを求める手法はこれまでの核融合プラズマ研究においても標準的な計測手法として利用されてきた[3.2.10.3-1]。一般に、原子もしくはイオンの発光線強度はその電離速度にほぼ比例することが知られており、その比例係数は衝突輻射モデルを用いて計算することができる。プラズマが定常的であれば、電離によって失われる原子もしくはイオンはインフラックスによって補われているはずである。従って、電離速度の径方向積分、すなわち発光線強度の視線積分値はイオンのインフラックスと等しいと見なすことができる。

図 3.2.10.3-1 (a)にヘリウム原子 2^1P-3^1D 遷移に伴う発光線 (667.8 nm) の電離レートと光子放出レートとの比、つまり、放出光子 1 個あたりの電離量を示す。図から分かるように、この値は電子温度及び電子密度依存性が比較的小さいため、プラズマの状態にかかわらず電離レート、すなわちインフラックスを求めることができる。この手法の利点は、プラズマの半径方向に近い視線で発光線強度を測定するという簡便な手法により、重要なパラメータの絶対値が求められる点である。また、光ファイバによる視線の複数化も容易である。

一方、図 3.2.10.3-1 (b)は再結合過程に対する同様の係数である。ヘリカル型の装置ではプラズマの状態とは無関係に閉じ込め磁場が存在し、プラズマの消滅はほぼ体積再結合が担っている。実際にこの係数を用いて放電終了時の再結合過程発生数を求めると、ほぼ終了直前のイオン数に相当することが確認された[3.2.10.3-2]。この性質を利用して、プラズマ中の不純物量を評価することも可能である[3.2.10.3-2]。

本計測におけるこれからの課題は、注目する不純物イオンについて、必要な精度で図 3.2.10.3-1 に対応するパラメータを求めることである。水素原子、ヘリウム原子のような軽元素については、励起断面積などの原子データについて高い信頼性が得られるため、それらを用いる衝突輻射モデルの信頼性も高いと考えられるが、今後核融合研究において重要となるタングステンなどの重元素については実用に耐えうる原子

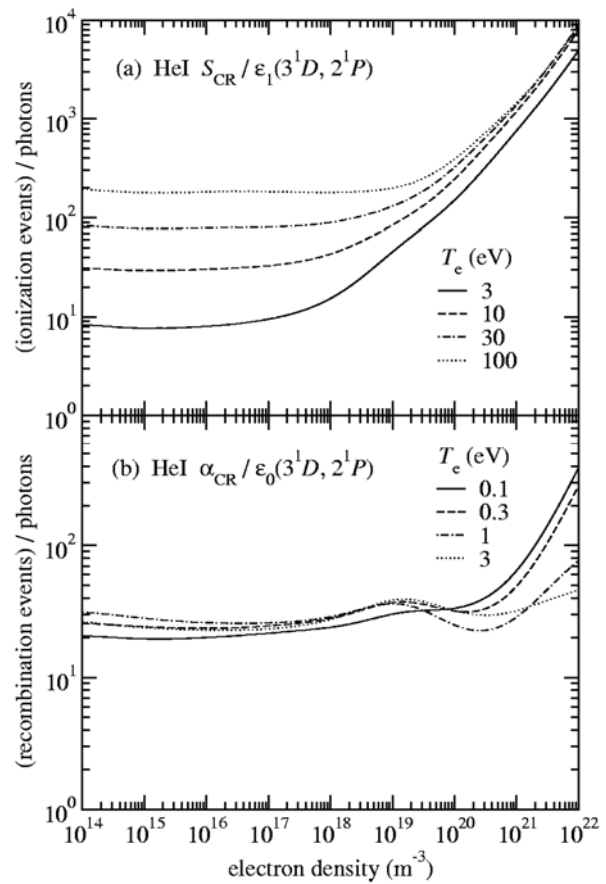


Figure 3.2.10.3-1: Coefficients of (a) ionization and (b) recombination events per photon for neutral helium with an emission line of 2^1P-3^1D (667.8 nm) [3.2.10.3-1].

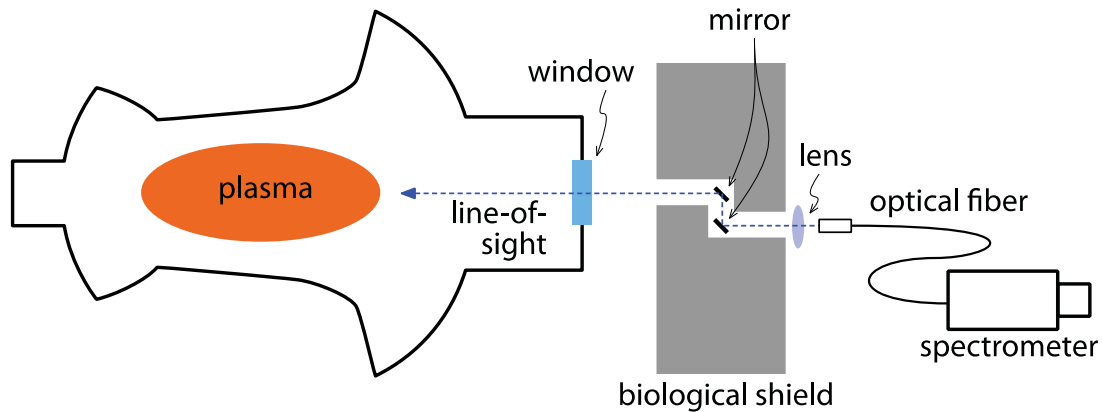


Figure 3.2.10.3-2: Schematic design of the spectroscopic measurement system in the visible wavelength range.

モデルが存在しなかった。最近では Hullac[3.2.10.3-3]もしくは FAC[3.2.10.3-4, 3.2.10.3-5]などの、広く利用され、また結果の検証も進められている原子データ生成コードが存在するため、それらを用いてデータベースを構築し、簡便に利用できる環境を整えることが重要であろう。

実際の計測には Fig. 3.2.10.3-2 のようなシステムが考えられる。プラズマからの光を、真空窓と、遮蔽壁内でミラーにより屈曲させた経路を通過させ、集光光学系により光ファイバに導入し、分光器及び検出器を用いてスペクトルとして取得する。真空窓材として考えられる熔融石英は、 10^{21} m^{-2} の中性子フラックス及び 10^7 Gy のガンマ線量に対して、波長 $\lambda > 350 \text{ nm}$ の光に対してはその透過性能の低下が 5%未満であり問題にならないことが報告されている[3.2.10.3-6]。また、同じ文献で、 $200 - 350 \text{ nm}$ の波長域ではガンマ線の影響はないが、中性子照射についてはより詳細な調査が必要であるとされている。光ファイバは遮蔽壁後方に設置するため影響は受けにくいですが、短波長の紫外線領域では透過率低下が発生する可能性がある。 $\lambda > 350 \text{ nm}$ の波長域については装置室外に置かれた分光器まで光ファイバにより伝送することができるが、 $200 - 350 \text{ nm}$ の波長域を計測するためには光ファイバでの伝送ロスを防ぐため、装置近くに分光器及び検出器を設置し、遠隔操作により計測を行う必要があるだろう。

また、複雑な構造をしたダイバータ領域の計測などでプラズマ近くにミラーを設置する場合には、スパッタリング等による反射率の低下が問題となる。波長域 $200 - 500 \text{ nm}$ においては、銅やタングステンよりもモリブデンの方が反射率は高い[2.10.3.7]。また、 $500 - 1000 \text{ nm}$ では銅の反射率が高く、アルミは $200 - 1000 \text{ nm}$ 全領域において高い反射率を持つ[3.2.10.3-7]。しかしながら、 200 eV の重陽子に対するモリブデンのスパッタリング収率は銅やアルミの $1/40$ 程度であり[3.2.10.3-8]、ミラーの材質としてモリブデンを採用するのが適当である。

同じ観測系は、燃料水素原子の発光線計測にも利用できる。発光線スペクトルのラプラス逆変換による線強度空間分布計測法は、原型炉の粒子供給効率を考える上で重要となる粒子ソースの空間分布を求めるために有用である[3.2.10.3-9]。これまで線強度の空間分布を求めるためには、プラズマ全体をカバーする複数の視線を用意し、線積分強度分布のアーベル逆変換を行う必要があった。しかしながら、プラズマコア部

の微弱な発光は周辺の強い発光に隠されて精度よく求めることが困難であった。本手法は、観測される水素原子バルマー α 線プロファイルは異なる温度に対応するガウス関数の重ね合わせと解釈し、その逆変換から各温度成分の重み関数を求めるという原理に基づく。図 3.2.10.3-3 は LHD のある放電の異なるタイミングで計測されたバルマー α 線スペクトルで、両タイミングにおいて明らかに異なるプロファイルが得られている。 $t = 2.4$ s のときは $t = 1.8$ s のときより電子温度が低く、電子密度は高い。図 3.2.10.3-4 は逆変換によって得られた光放出レートの温度に関する分布関数とトムソン散乱計測による電子温度の空間分布データを用いて求めた光放出レートの空間分布(a)と、さらに衝突輻射モデルを用いて求めた電離レートの空間分布(b)である。 $t = 2.4$ s では、周辺部での値が大きいが、最外殻磁気面近辺での減衰が大きい。高電子密度のため電離が促進され中性原子のインフラックスが大きく減衰していると解釈することができる。

本計測では、視線 1 本で計測された線積分発光線スペクトルから、奥行き方向の強度の空間分布を求めることが可能であり、また、プラズマコア部での発光は大きなドップラー広がりを持つため発光線プロファイルのテール部分にも現れ、発光線プロファイルの中心部を主に形成するプラズマ周辺部の発光とは分離して計測されるため、アーベル逆変換の手法と比べ精度の高い計測が可能である。観測ポートの自由度も制限される原型炉において本計測手法は有望である。

今後の課題は、燃料水素原子に同位体が含まれる場合、それらを分離して検出することが可能であるかどうかの確認である。軽水素原子と重水素原子のバルマー α 線の

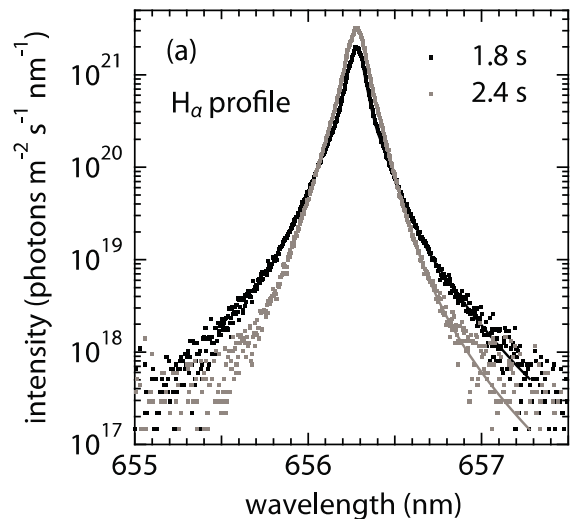


Figure 3.2.10.3-3: Balmer- α line profiles measured at different plasma conditions of a discharge in LHD [3.7.3.5].

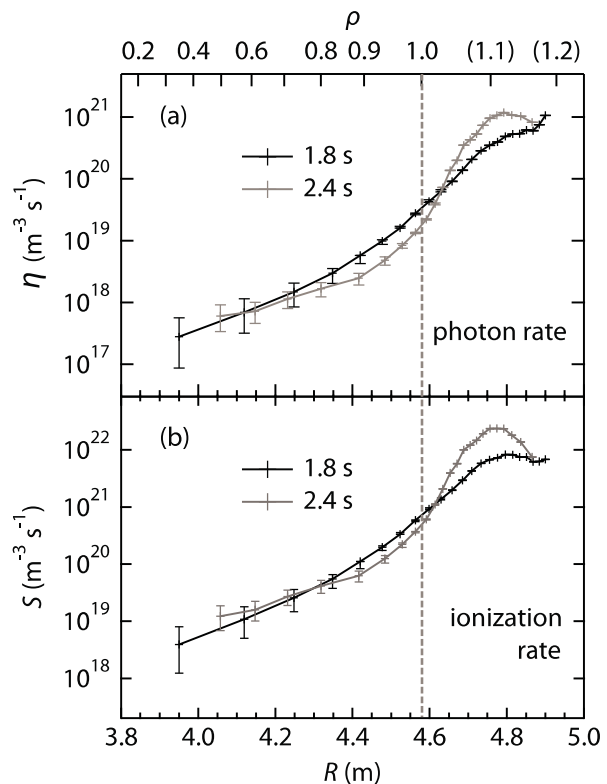


Figure 3.2.10.3-4: The photon emission rate and ionization rate profiles derived from the measured Balmer- α line profiles in Fig. 3.2.10.3-3 [3.2.10.3-5].

中心波長の違いは 2 nm 程度である。両発光線プロファイルの中心部分については、一般的な高波長分散分光器を用いることで分離可能である。しかしながら、本計測で重要なテール部分については図 3.2.10.3-3 から分かるように、分光器の波長分散を上げるだけでは分離することができない。逆変換の方法について試行錯誤が必要であろう。

参考文献

- [3.2.10.3-1] M. Goto et al., Phys. Plasmas 9 (2002) 4316.
- [3.2.10.3-2] M. Goto et al., Phys. Plasmas 10 (2003) 1402.
- [3.2.10.3-3] A. Bar-Shalom et al., Phys. Rev. A 38 (1988) 1773.
- [3.2.10.3-4] M. F. Gu, Astrophys. J. 582 (2003) 1241.
- [3.2.10.3-5] M. F. Gu, Astrophys. J. 593 (2003) 1249.
- [3.2.10.3-6] T. Sugie et al., Rev. Sci. Instrum. 70 (1999) 351.
- [3.2.10.3-7] J. H. Weaver and H. P. R. Frederikse, in CRC Handbook of Chemistry and Physics, edited by D. R. Lide (Chemical Rubber Corp., Boca Raton, FL, 1994).
- [3.2.10.3-8] Y. Yamamura and H. Tawara, NIFS-DATA-23 (1995).
- [3.2.10.3-9] M. Goto et al., Nucl. Fusion 51 (2011) 023005.

3.2.10.4 トムソン散乱計測

FFHRにおけるコアプラズマの電子温度・密度分布計測器としてのトムソン散乱装置について考察する。現在世界の主な核融合実験装置のトムソン散乱装置は、LHD トムソン散乱装置[3.2.10.4-1]、JT-60 トムソン散乱装置[3.2.10.4-2]、DIII-D トムソン散乱装置[3.2.10.4-3]、MAST トムソン散乱装置[3.2.10.4-4]などに代表されるように、ほとんどがYAGレーザーを光源とするYAGトムソン散乱装置である。一方、JETではLight Detection And Ranging (LIDAR)トムソン散乱装置[3.2.10.4-5, 3.2.10.4-6]が稼働しており、ITERのコアトムソン散乱装置もLIDARトムソン散乱装置が第一候補として開発が進められてきた[3.2.10.4-7, 3.2.10.4-8]。

FFHRでは装置が大型かつ複雑になり、強放射線環境下にさらされるため、装置構成に様々な制約がある。LIADR トムソン散乱はレーザー入射窓と観測窓を1つの窓で共有できることと比較的大きな窓を必要としないため、装置構成の制約の点からも放射線対策の点からも利点大きい。また、YAG トムソン散乱装置では観測空間点の数だけポリクロメーターを用意するのに対し、LIDARでは1台のポリクロメーターを用意すればよいため、システムが格段にシンプルになる。ITERのコアプラズマ計測用にLIDARトムソンが第一候補として開発が進められていたのもこのような利点からである。参考のため、図3.2.10.4-1にJETのLIDARトムソン散乱装置を示す。FFHRにおいてもコアプラズマ用トムソン散乱装置はLIDAR型が第一候補になると考える。以下に、レーザー装置、光検出器、その場較正、放射線対策について述べる。

レーザー装置に求められる性能として特に重要なのはパルスエネルギーとパルス幅である。パルスエネルギーについては、トムソン散乱の散乱光は微弱であるため、パルスエネルギー1J以上が一つの目標となる。パルス幅については、LIDARトムソン散乱装置では飛行時間法によって観測位置を決めるため、空間分解能は(レーザーパルス幅+検出器の応答時間幅) / 2 × 光速によって決まる。そこで、レーザーパルス幅をいかに狭くできるかが一つの課題となる。初期のJET LIDAR トムソン散乱装置はパルス幅 300 ps のルビーレーザーを用いており、レーザーのパルス幅による空間分解能は 9 cm である[3.2.10.4-5, 3.2.10.4-9]。これはJETプラズマの小半径の約1/20に相当する。ITER LIDAR はパルス幅 250 ps のYAGレーザーを用い、空間分解能は約7 cm、小半径に対する比は1/30程度となる[3.2.10.4-7]。FFHRはITERと

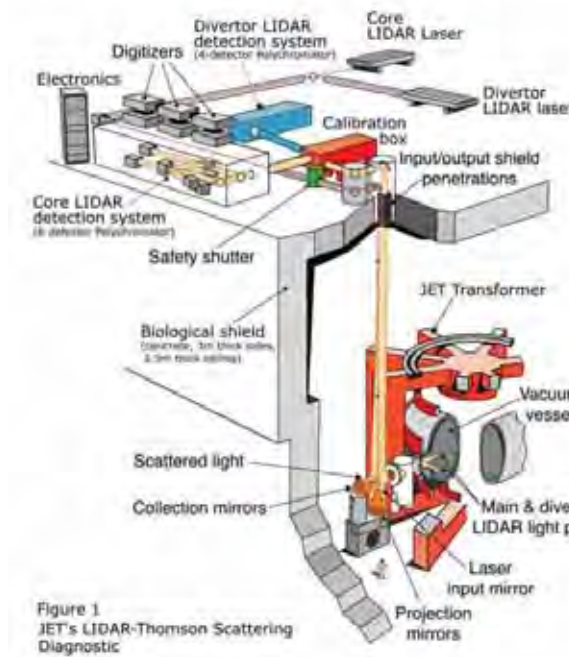


Figure 3.2.10.4-1 Schematic diagram of the JET LIDAR Thomson scattering system. A single vacuum window is used for laser input and light collection [3.2.10.4-6].

比べて小半径が 2 割程度大きいいため、小半径に対する比は 1/40 弱となる。空間分解能に関しては YAG トムソン散乱装置の方が有利で、LHD トムソン散乱装置のプラズマ小半径に対する空間分解能の比は 1/120、MAST トムソン散乱装置のそれは 1/150 である。FFHR コアトムソン散乱装置の空間分解能に対する要求がどの程度になるかにもよるが、1/50 程度は現在の技術の拡張で実現可能と考える。

このようなレーザーを実現するために、我々は分子科学研究所との共同研究でマイクロチップレーザーを種光に用いたフラッシュランプ励起 Nd:YAG レーザー増幅システムの開発を進めた。分子科学研究所で行われている研究によって、LD 励起受動 Q スイッチマイクロチップレーザーでは、波長 1064 nm でレーザー出力 3 mJ、パルス幅 365 ps が得られている[3.2.10.4-10]。ミリジュールレベルのレーザー光をレーザー増幅器によって増幅することによって LIDAR システムに必要なパルスエネルギー 1 J 以上の出力を目指す。レーザー増幅器には、フラッシュランプ励起の Nd:YAG 増幅器を用いた。直径 7 mm のロッド型のレーザー媒質を用いている。またレーザー増幅後のビーム品質と偏光特性を維持するために、2 台のレーザーと 90 度水晶回転子を用いて、レーザー増幅器で発生する熱複屈折補償を行った。このような増幅器を構成して、マイクロチップレーザーからの出力を増幅器モジュール列に導入し、レーザー増幅を行った。図 3.2.10.4-2 に増幅器モジュール列を 1 pass 増幅させたレーザー増幅実験結果と 2 pass 増幅させたレーザー増幅実験結果を示す。マイクロチップレーザーからの出力を増幅器モジュール列へと入射し、各レーザー増幅器モジュールのフラッシュランプへの印加電圧を 0 から 1.8 kV まで変化させたときのレーザー増幅器モジュール列後の光エネルギーを測定した。レーザー増幅器モジュールへの印加電圧を 1.8 kV に設定したとき、レーザー出力エネルギーは 1 pass 時に 37 mJ となった。また印加電圧が 1.8 kV で 2 pass 増幅実験時には 150 mJ であった。本結果より、今後増幅器を追加することによって、目標であるパルスエネルギー 1 J 以上が達成される見込みである。

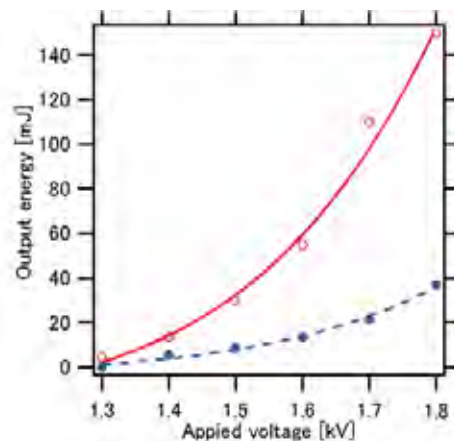


Figure 3.2.10.4-2 Laser output energy for 1 pass and 2 pass configurations.

トムソン散乱光を受光する光検出器で重要な因子は波長域、量子効率、時間応答の 3 つである。FFHR のプラズマの電子温度を ITER と同程度とし、入射レーザーの波長を 1064 nm (YAG レーザー基本波) すると、光検出器には ITER コアトムソン散乱装置のそれと同様に、400~1064 nm の波長域で、量子効率 $\epsilon \geq 0.2$ 、応答速度 300 ps 以下の性能が求められる。

ITER コアトムソン散乱装置では、GaAsP ($\epsilon \geq 0.2$ の波長領域 350~700 nm)、GaAs (500~820 nm)、TE-GaAsP (950~1380 nm)、TE-GaAs (950~1550 nm) の 4 つを組み合わせる方針で開発が進められた (TE は、Transferred Electron Effect (電子遷移効果) の意) [3.2.10.4-11, 3.2.10.4-12]。図 3.2.10.4-3 に 180° 後方散乱のトム

ソン散乱のスペクトルを、図 3.2.10.4-4 にこれら 4 種の光検出器の量子効率を示す。この 4 者を組み合わせた場合 900 nm 付近に量子効率の谷ができ、散乱スペクトルのピークがこの量子効率の谷と重なる 5 keV 程度の温度領域で測定精度が悪くなるという懸念があるが、ポリクロメーターの各波長チャンネルの観測波長領域を最適化すれば全体的には大きな問題とはならないという試算結果がある[3.2.10.4-11]。

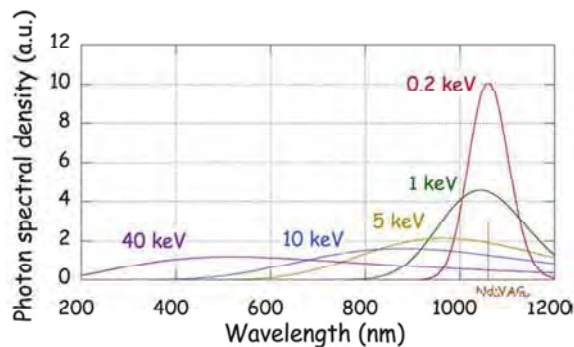


Figure 3.2.10.4-3 Thomson scattering spectra at the scattering angle of 180 degrees [3.2.10.4-11].

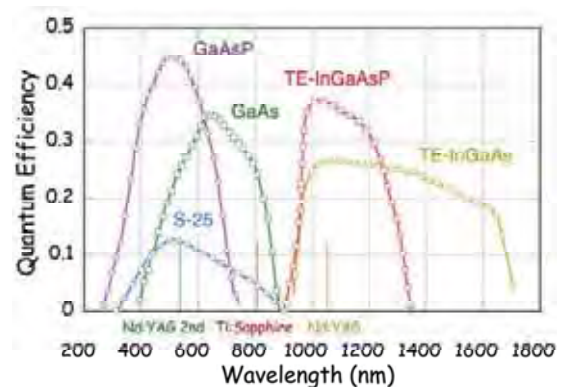


Figure 3.2.10.4-4 Quantum efficiency of photo detectors developed for the ITER Thomson scattering system [3.2.10.4-11].

FFHR コアトムソン散乱装置では放射線対策が不可欠である。トムソン散乱装置では可視～赤外の波長領域を観測するが、放射線による光学部品の性能劣化の問題は他の同様な波長域を扱う計測機器と大きな差はないと考えている。光学素子の性能劣化についていくつかの報告がなされているので、これらを参考に検討している[3.2.10.4-13, 3.2.10.4-14]。

また、ITER、FFHR では装置へのアクセスが極めて限定的になるため、装置の遠隔操作技術の確立はもとより、装置のその場較正法の確立も必須の検討事項である。トムソン散乱装置で一番重要な検討課題は、放射線による窓や光ファイバーの透過率の劣化が波長依存性を持つことに起因する電子温度の測定誤差の増大である。透過率劣化度の波長依存性は短波長側で大きく、可視から赤外へいくに従って比較的単調に小さくなると予想される。波長依存性が単調であることから精密な較正は必要ではなく、主となるトムソン散乱装置の構成機器に加え、(1) 散乱角度の異なる観測系を用意するか、(2) 入射レーザーに波長の異なるものを用意し、主の装置からの結果と(1)または(2)からの結果を比較することで、透過率劣化の波長依存性を決め、較正データとして用いる方法が検討されている[3.2.10.4-7, 3.2.10.4-15]。

最後に、FFHRにおけるトムソン散乱計測はLIDARが第一候補となると考えるが、現在LIDARトムソン散乱装置を精力的に研究している研究機関はJETのみであり、日本の研究機関では歴史も経験もない。LIDARトムソン散乱装置ではレーザー、光検出器及びADCシステムに300 ps以下の高速なものを準備する必要がある。FFHRでLIDARトムソン散乱装置を成功させるにはLHDなどを活用し、早い時期にこれらの経験を積むことを始めることが肝要であろう。

参考文献

- [3.2.10.4-1] I. Yamada *et al.*, Fusion Sci. Tech. **58** (2010) 345.
- [3.2.10.4-2] T. Hatae *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **70** (1999) 772.
- [3.2.10.4-3] T.N. Carlstrom *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **63** (1992) 4901.
- [3.2.10.4-4] R. Scannell *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **81** (2010) 045107.
- [3.2.10.4-5] H. Salzmann *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **59** (1988) 1451.
- [3.2.10.4-6] C.W. Gowers *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **66** 471 (1995).
- [3.2.10.4-7] M.N.A. Beurskens *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **79** (2008) 10E727.
- [3.2.10.4-8] G.A. Naylor *et al.*, J. Instrum. **7** (2012) C03043.
- [3.2.10.4-9] H. Fajemirokun *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **61** (1990) 2843.
- [3.2.10.4-10] R. Bhandari *et al.*, Optics express 19 (2011) 19135.
- [3.2.10.4-11] L. Giudicotti *et al.*, Fusion Eng. Des. **86** (2011) 198.
- [3.2.10.4-12] M. Kempenaars *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **79** (2008) 10E728.
- [3.2.10.4-13] T. Nishitani *et al.*, JAERI-Research 98-053 (1998).
- [3.2.10.4-14] T. Nishitani *et al.*, JAERI-Research 2002-07 (2002).
- [3.2.10.4-15] E. Yatsuka *et al.*, J. Plasma Fusion Res. SERIES **9** (2010) 12.

3.2.10.5 電子密度計測

デモ炉における線平均電子密度は、燃料供給制御に用いられるため、高い計測精度と信頼性が要求される。これまで広く用いられてきた干渉計は、一般に高い時間分解能を持つが、機械振動による計測誤差と「フリンジジャンプ」による計測ミスが、制御信号として用いる上で問題となる。除振設備の利用や2波長による同時計測により、機械振動による計測誤差を減らすことは可能であり、現在稼働している装置ではよく利用されている。また、光源波長に短波長レーザーを用いることで、レーザー光の屈折変位量を減らし、フリンジジャンプを抑制することができる（フリンジジャンプはプラズマによる位相変化が 2π を超えることに起因しており、レーザー光の屈折変位によって信号が途切れた場合、位相変化の絶対値が 2π の不確定性のために分からなくなることで生じる）。ただし、デモ炉では長期間に亘って計測精度や信頼性を保つことが必須とされるため、これらの問題を原理的に解決した計測手法を導入する必要がある。

その候補として、①密度計測用偏光計、②ディスパージョン干渉計がある。①は、光と磁場の相互作用であるファラデー効果（偏光面の回転）、若しくはコットン・ムートン効果（楕円度の変化）を利用するもので、既に LHD [3.2.10.5-1]、JT-60U [3.2.10.5-2]、NSTX[3.2.10.5-3]、W7-AS[3.2.10.5-4]にて実績がある。②は非線形素子を用いて発生させた2倍高調波を、基本波と共にプローブ光として利用する干渉計 [3.2.10.5-5]であり、GDT [3.2.10.5-6]、TEXTOR[3.2.10.5-7]での実績がある。いずれも機械振動の影響を受けにくいという利点があり、いくつかの光学素子は機械振動のある装置本体に取り付けざるを得ないデモ炉には有効な手法と言える。また、装置サイズやプラズマパラメータを考慮して適切な波長を選択することで、回転角や位相変化量を 2π （1フリンジ）以下にすることで、フリンジジャンプを原理的になくすることができる。ここで、①、②を比較すると、②は位相変化から密度への換算が従来の干渉計とほぼ同様であるのに対し、①は磁場強度の情報が必要となることから、系統誤差がより少ない②のディスパージョン干渉計をデモ炉における主たる密度計測法と位置付けた。

FFHR-d1にて、ディスパージョン干渉計の最適波長が位相変化及び出力パワーの観点から $1.064 \mu\text{m}$ の Nd:YAG レーザーである [3.2.10.5-8]。しかし、干渉計用途の Nd:YAG レーザーやその光学素子はプラズマ計測ではあまり一般的で無

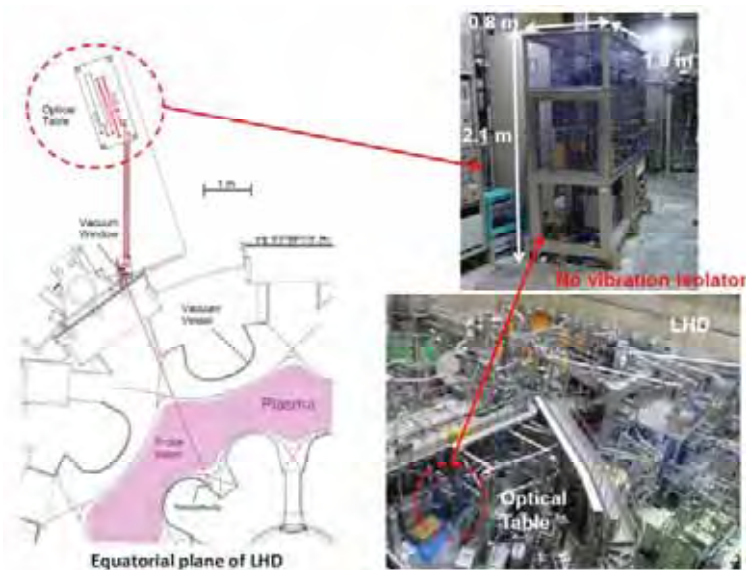


Figure 3.2.10.5-1 Location of the CO₂ laser dispersion interferometer on LHD

かったため、まずは波長 $10.6 \mu\text{m}$ の炭酸ガスレーザーを用いて変調強度比を用いた位相変調型ディスパージョン干渉計の原理検証を行った[3.2.10.5-9, 3.2.10.5-10]。その検証結果については中間報告で述べた。これに続き、LHD でのプラズマ計測試験を行った[3.2.10.5-11]。図 3.2.10.5-1 に、LHD に設置したディスパージョン干渉計の CAD 図面、及び写真を示す。炭酸ガスレーザー及び光学素子は、LHD の中間ステージ上に設置した光学架台に収めている。通常の干渉計では必須の除振構造は有していない。そのような振動環境下でも、得られた密度分解能は $\pm 2 \times 10^{17} \text{ m}^{-3}$ と非常に高く、振動成分が良くキャンセルされていることを実機において確認した。デモ炉の定常運転を想定した 30 分間の計測でも、温度変化の影響と推測されるゼロ点のドリフトは $5 \times 10^{17} \text{ m}^{-3}$ 程度であった。LHD プラズマ計測結果を図 3.2.10.5-2 に示す。(a) はガスパフのみで $1 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$ 以上の高密度まで密度ランプアップさせた放電であり、既存の FIR レーザー干渉計とディスパージョン干渉計は 5% 程度の誤差でよく合致していることが分かる。ペレット入射による急激な密度上昇がある場合は、FIR レーザー干渉計ではフリンジジャンプを発生する一方、ディスパージョン干渉計では十分なデータサンプリング周波数 (100 kHz) があれば、問題なく計測が可能であった。以上のように、LHD において、ディスパージョン干渉計が機械振動の影響を受けにくく、ペレット入射時のフリンジジャンプを抑制できることを実証した。

LHD での実証実験と平行して、FFHR-d1 に最適な波長 $1.064 \mu\text{m}$ の Nd:YAG レーザーを光源とするディスパージョン干渉計システムのベンチテストを行った。図 3.2.10.5-3 に光学系の概要、及びその写真を示す。光源には発振線幅が 1

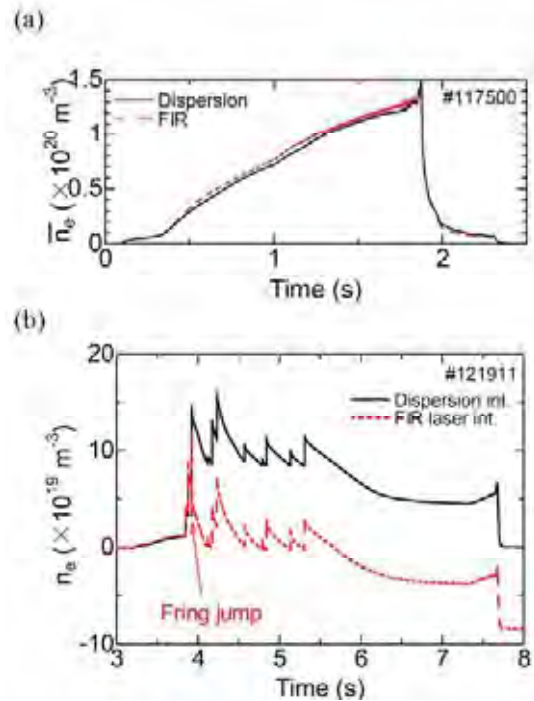


Figure 3.2.10.5-2 Comparisons of measured line averaged electron densities with the dispersion and FIR laser interferometers. (a) gas puff and (b) pellet injected discharges.

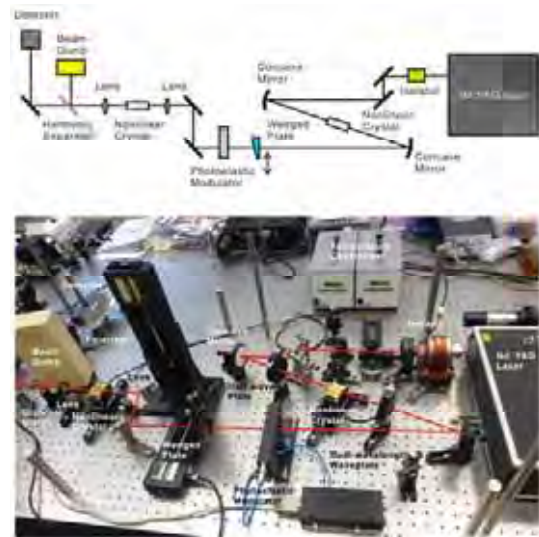


Figure 3.2.10.5-3 A schematic view and a photograph of the bench-test of the Nd:YAG laser dispersion interferometer

kHz と狭帯域で、かつ出力が連続発振 8 W の Nd:YAG レーザーを利用している。本レーザーは重力波干渉計でも使用されている、安定性が極めて高い光源である。非線形素子には、高効率が特徴である PPMgSLT 結晶、または効率は高くはないものの、外気温の影響を受けにくい BiBO 結晶を使用し、両者の比較も行った。位相変調には、LHD のシステムと同様に光弾性変調器を使用している。

図 3.2.10.5-4 に、ベンチテスト結果を示す。プラズマを模擬するために、光路中にウェッジ角付の石英プレートを置き、光軸に対して垂直方向にスキャンさせた。石英での $1.064 \mu\text{m}$ 及び非線形素子で発生させた $0.532 \mu\text{m}$ の屈折率の違いとウェッジ角から予想される位相変化 ϕ とウェッジ板の移動量 d の間の関係は、 $\phi=144d$ であり、計測結果 ($\phi=140.7d$) とウェッジ板の製作誤差の範囲内で合致し、正しく位相計測ができることを実証した。密度分解能はゼロ点のドリフトで決まっており、3000 秒間の計測で FFHR-d1 で $\pm 1 \times 10^{18} \text{ m}^{-3}$ であった。1000 秒オーダーの長周期の変動は、気温

の変化による非線形素子の温度変化、つまり屈折率変化と考えている。光学系全体をシートで覆い、気流の流れ、及び温度変化を抑えると図 3.2.10.5-4(b)の結果が得られるが、覆いを取り除いた場合は変動が大きくなることが確認された。当初、気流の不均一性が短波長レーザー光の波面を乱しているのかと推測したが、非線形素子から離れた位置での光路で気流を起こしても、変動成分には影響が無かった。最も敏感であるのが非線形素子であり、特に結晶の温度制御で屈折率を制御し、非線形効果を最大にしている PPMgSLT では気流の影響が特に顕著であった。そのため、将来的には温度調節機構の大熱容量化を図ったり、非線形素子のみを断熱性の高い容器に入れたりなどの対策が考えられるが、今回は温度変化の影響を受けにくい BiBO を用いて性能試験を行った。現状では、FFHR-d1 で求められる密度分解能 $1 \times 10^{17} \text{ m}^{-3}$ はまだ実現していないが、結晶の温度制御をより精密に行うことで、密度分解能の向上が図れる見通しを得た。

以上のほうに、FFHR-d1 での密度計測システムとして、機械振動の影響を受けにくく、フリッジジャンプも抑制できるディスパージョン干渉計を提案した。そして、まずはプラズマ計測用として使用しやすい波長 $10.6 \mu\text{m}$ の炭酸ガスレーザーを用い、LHD にてその有用性の実証試験を行った。LHD では除振構造が無いにも関わらず高い密度分解能を達成し、また既存の遠赤外レーザー干渉計とほぼ一致する密度データ

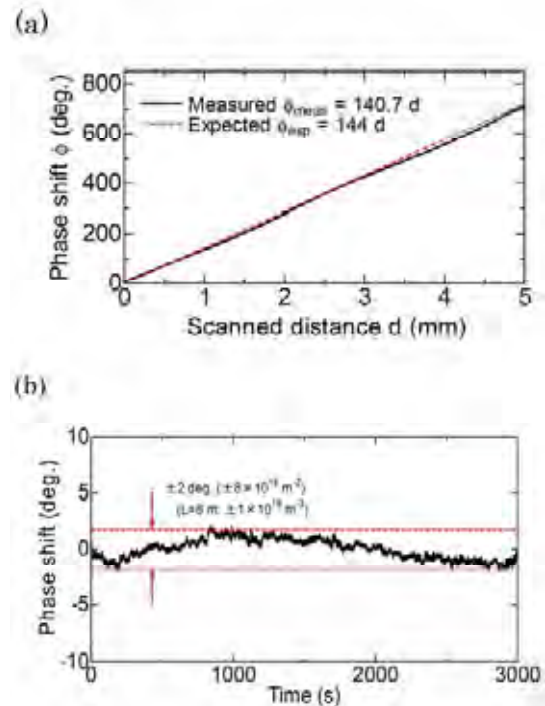


Figure 3.2.10.5-4 Measurement results of the bench-test of the Nd:YAG laser dispersion interferometer. (a) A wedge scan experiment to confirm the accuracy of the phase measurement. (b) a base line drift for 3,000 s.

を得、その有用性を確認した。遠赤外レーザー干渉計がフリンジジャンプを起こす高密度プラズマにおいても、問題なく計測が可能であることを示した。

今後の課題としては、Nd:YAG レーザーディスパージョン干渉計のゼロ点のドリフトを改善し、FFHR-d1 の密度制御で必要とされる 10^{17} m^{-3} オーダーの分解能を達成する。また、LHD で炭酸ガスレーザーディスパージョン干渉計を設置して実施したように、Nd:YAG レーザーディスパージョン干渉計を実機サイズでの試験を行う。光路長が長くなった場合、様々な擾乱を受ける可能性あるため、数十 m の光路長とした場合の分解能の変化を検証する。

以上の成果は 2014 年の第 26 回国際原子力機関核融合エネルギー会議 (IAEA FEC) で発表し、その内容は Nuclear Fusion 誌 (Vol. 55, pp. 093032, 2015 年) に掲載済みである。2014 年の 20th Topical Conference on High-Temperature Plasma Diagnostics (HTPD 2014) では、LHD での試験結果が招待講演に選出され、“Dispersion interferometer using modulation amplitudes on LHD”として発表した。また本成果に対し、2010 年にはプラズマ・核融合学会第 27 回年会にて第 1 回若手優秀発表賞が、2011 年にはプラズマ・核融合学会 第 16 回学術奨励賞が授与されている。

参考文献

- [3.2.10.5-1] T. Akiyama *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **74** (2003) 2695.
- [3.2.10.5-2] Y. Kawano *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **72** (2001) 1068.
- [3.2.10.5-3] H. K. Park *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **70** (1999) 710.
- [3.2.10.5-4] Ch. Fuchs *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **70** (1999) 722.
- [3.2.10.5-5] F. A. Hopf *et al.*, Opt. Lett. **5** (1980) 386.
- [3.2.10.5-6] V. P. Drachev *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **64** (1993) 1010.
- [3.2.10.5-7] P. A. Bagryansky *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **77** (2006) 053501.
- [3.2.10.5-8] T. Akiyama *et al.*, Nucl. Fusion **55** (2015) 093032.
- [3.2.10.5-9] T. Akiyama *et al.*, J. Plasma Fusion Res. **5** (2010) 047.
- [3.2.10.5-10] T. Akiyama *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **81** (2010) 10D501.
- [3.2.10.5-11] T. Akiyama *et al.*, Rev. Sci. Instrum. **85** (2014) 11D301.

3.2.10.6 反射計

従来より種々の核融合プラズマ実験に適用されてきたマイクロ波反射計は、そのアクセス性の良さからヘリカル型核融合炉 (FFHR-d1[3.2.10.6-1]) においても適用性が高いと考えられる。原型炉クラスにおいて反射計を適用する際に、想定される周波数領域は、図 3.2.10.6-1 に示すように～300 GHz であり、ITER の想定周波数帯とほぼ一致する[3.2.10.6-2]。したがって、ITER 用に開発適用される反射計システムはほぼ全て適用可能であろうと考えられる。具体的には、周辺部ーコア部電子密度分布計測、密度揺動計測、実時間プラズマ位置制御、ポロイダル回転速度計測等々である。トカマク装置である ITER の場合は磁気プローブの代替として位置制御センサーとしての適用が期待されているが、ヘリカル装置の場合はむしろ周辺部密度制御センサーとしての必要性が高くなると考えられる。

原型炉クラスの装置に対して、計測器が必要とするプラズマへのアクセス空間 (開口面アンテナを想定) は最低入射周波数の波長程度であり、30 mm ID 程度と考えられ、ブランケットモジュールの狭間 (～40 mm) に設置することが可能である。アンテナと別室に設置するマイクロ波機器との間は、金属導波管伝送が可能で、コルゲート管を用いた往復 100 m の低損失伝送は既に LHD でも実装されている。LHD では、真空窓を用いて装置と伝送路とは分離しているが、伝送路途中に真空境界 (2 段、真空窓は tilt した fused Silica を想定) を施し、またより低損失にするための乾燥空気充填することも可能である。これらは ITER でも適用される仕様であるが、LHD 第二期計画実施時に伝送路中の窓境界実装試験を行い、問題点を洗い出すための準備を整えた。

オプションである高密度核融合炉プランの場合、例として示したプラズマよりも高い密度領域 (～ $1 \times 10^{21} \text{ m}^{-3}$) でのオペレーションとなる。これに対応するためは、テラヘルツ波帯の計測システムの開発が必要[3.2.10.6-3]で、現在テラヘルツ波パルスを用いた計測システムの開発研究を進めている[3.2.10.6-4]。なお、このシステムを用いれば、電子密度の視線平均値 (\bar{n}_e) を、時間履歴を問わずに測定することができ、一時的に計測を止めるというような間欠的な運転が可能で、長時間の運転に適した計測

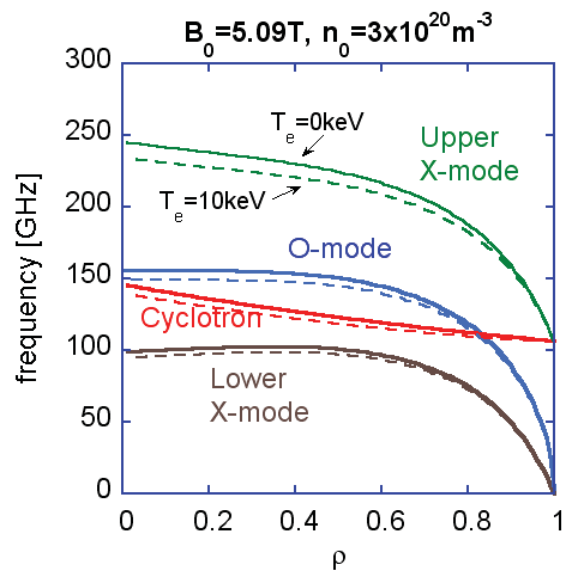


Figure 3.2.10.6-1 Radial profile of characteristic frequencies in a typical plasma parameter in the FFHR-d1 fusion plasma reactor. "O-mode" refers to the ordinary wave cut-off frequency, i.e., the electron plasma frequency. "Cyclotron" denotes the electron cyclotron frequency. "Upper and Lower X-mode" denotes the right-hand and left-hand extraordinary wave cut-off frequencies. The dotted lines include relativistic effects with 10 keV of electron temperature.

手法となりうる。その原理実証試験を行うため、計測試験用プラズマ源を製作し初期データを取得した[3.2.10.6-5]。今後、高温プラズマにおける実証試験を行う計画である。これまでの成果は、随時、国際会議において発表報告を行った[3.2.10.6-6 – 3.2.10.6-13]。

参考文献

- [3.2.10.6-1] A. Sagara et al., Rev. Fusion Eng. Des. 87 (2012) 594.
- [3.2.10.6-2] G. Vayakis et al., Nucl. Fusion 46 (2006) S836.
- [3.2.10.6-3] T. Tokuzawa et al., “Terahertz reflectometer for high-dense plasma measurements”, Proc. LAPD2007.
- [3.2.10.6-4] T. Tokuzawa et al., Plasma Fusion Research 8 (2013) 2402063-1-4.
- [3.2.10.6-5] T. Tokuzawa et al., “Application study for magnetically confined fusion plasma diagnostics using pulsed terahertz waves”, Proc. LAPD2014.
- [3.2.10.6-6] T. Tokuzawa et al., “Developments of terahertz wave diagnostics for high-temperature and high-density plasma experiments”, 20th International Toki Conference, Dec. 7 - 10, 2010, Ceratopia Toki, Toki-City, Gifu, Japan.
- [3.2.10.6-7] T. Tokuzawa et al., “Application plan of terahertz wave diagnostics for high-temperature and high-density plasma experiments”, Proc. International Workshop on Optical Terahertz Science and Technology, Mar. 13-17, 2011, Santa Barbara, CA, USA.
- [3.2.10.6-8] T. Tokuzawa et al., “Developments of Pulsed Terahertz Wave Diagnostics for Fusion Plasma” Proc. 21st International Toki Conference, Nov. 28 - Dec. 1, 2011, Ceratopia Toki, Japan.
- [3.2.10.6-9] T. Tokuzawa et al., “Developments of High-Temperature and High-Density Plasma Diagnostics Using a Terahertz Wave (II)”, Plasma Conference, Novmber 22 -25, 2011, Ishikawa Ongakudo, Japan.
- [3.2.10.6-10] T. Tokuzawa et al., “Developments of Nuclear Fusion Plasma Diagnostics Using by Pulsed Terahertz Wave”, Proc. International Symposium on Frontiers in THz Technology, November 26-30, 2012, Todaiji Culture Center, Nara, Japan.
- [3.2.10.6-11] T. Tokuzawa et al., “Developments of Terahertz Pulse Wave Diagnostics for Magnetized Fusion Plasma Reactor”, 22th International Toki Conference, Nov. 19 - 22, 2012, Ceratopia Toki, Toki-City, Gifu, Japan.
- [3.2.10.6-12] T. Tokuzawa et al., “Developments of THz Pulse Wave Diagnostics for High-Density Plasma”, U.S.-Japan Workshop on Millimeter Wave Technology and Fusion Plasma Fluctuation Diagnostics, Jan.13-18, 2013, UC Davis, California, USA.
- [3.2.10.6-13] T. Tokuzawa et al., “Developments of Pulsed Terahertz Wave Diagnostics for Magnetically Confined Fusion Plasma”, The 5th International Workshop on Far-Infrared Technologies 2014, Mar. 5-7 2014, University of Fukui, Fukui, Japan.

3.2.11 発電システム

3.2.11.1 発電システム概要

FFHR の最終目的は核融合反応によって生じる熱エネルギーを電力に変換し、系統に供給することである。系統に接続する発電システムでは接続する電力系統との取り扱い条件を考慮したシステム検討が必要である。特に、プラント起動時の系統負荷の低減及び急峻な電力変動抑制を考慮しなければならない。本節では、電力系統との接続を念頭においた発電システム検討を報告する。

3.2.11.1-1 定常運転時のパワーフロー

FFHR-d1 シリーズに関しては周辺機器の設計検討がまだ不十分である。そこで、一つ前のモデルである FFHR-2m を元にして主要な機器の電力を想定した定常運転時及び起動時の電力フローを図 3.2.11.1-1 に示す。なお、図には後述する補助熱源を含んでいる。図中、括弧内の数値が起動時に必要な電力である。現状の設計において自己点火による定常運転を狙った FFHR の特性、すなわち定常運転時の加熱電力が 0 になり少ない循環電力で定常運転が可能であることが示される。ただし、冷却材循環動力などフロー図に組み込まれていない機器もあり、それらの検討が今後必要である。

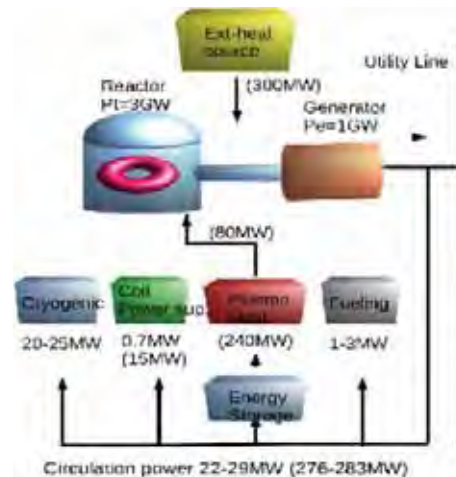


Figure 3.2.11.1-1 Power flow of a fusion power plant.

3.2.11.1-2 プラントの起動手順

火力発電を参考にした FFHR が停止している状態から定常的な発電に移行する過程の検討を開始した。起動にあたっては、1. 超電導システムの冷却や真空の確立、2. 高温部材の予熱及びコイルの励磁、3. プラズマ点火及び熱出力増大制御、4. タービン及び発電機の起動、5. 電気出力を定格までの増大、の順番が必要である。特に、プラズマ点火前後から発電までの過程では、各部の温度、作動流体の圧力条件も考慮し、適切な時間で熱出力を変化させる必要がある。その際、炉心を部分負荷運転できるか否かが重要である。

そこで、1. 炉心の部分負荷運転が可能、2-a. 炉心の部分負荷運転が不可で補助熱源を使用する、2-b. 補助熱源を使用しない、の各場合について起動手順の検討を行った。図 3.2.11.1-2 は炉心の部分負荷運転が不可で、外部に補

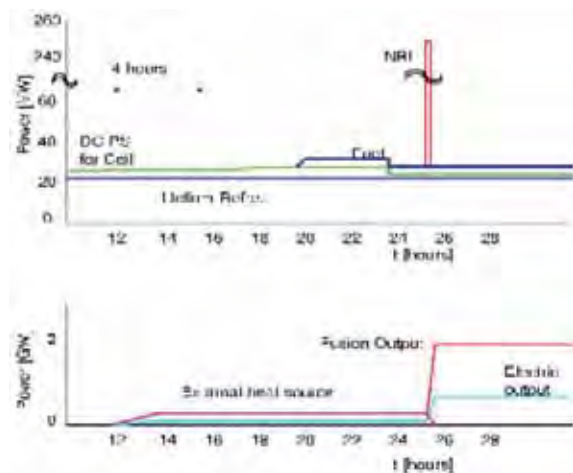


Figure 3.2.11.1-2 A scenario for the startup of a fusion power plant.

助熱源(炉心出力の10%程度)を用意した例である。これにより、炉心などの予熱を行うと同時に、蒸気タービンの起動に必要な蒸気の生成、発電機起動、系統連携をし、その後炉心出力を増大させて、タービン入力を核融合出力に切り替える。この場合には必要な熱をプラント内で供給するため、系統への負担が小さいという利点がある。

3.2.11.1-3 発電方式の検討

核融合の熱出力は、熱交換器を介してタービン発電機により電力に変換する。その際の変換効率は40%を目標とする。タービンの作動流体としては、(1)二酸化炭素、ヘリウムなどの不活性ガス、(2)水蒸気あるいは超臨界の水、を候補にする。ヘリウムを利用したクロードサイクルのガスタービン系においても多段の再熱サイクル

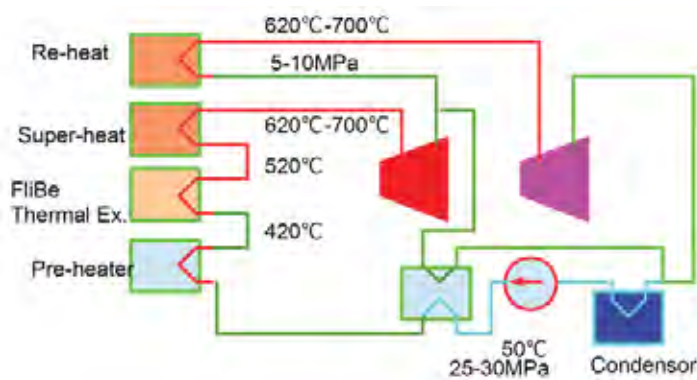


Figure 3.2.11.1-3 Schematic diagram of the regeneration cycle.

とすることで40%の効率となりうることを示されている(清水(九州大学))[3.2.11.1-1]。また、二酸化炭素を作動流体とした先進タービンについて、共同研究を中心として検討を進めている(相良、石山(弘前大学)[3.2.11.1-2])。本節では水蒸気を使用した蒸気タービンを中心に検討する。構成は既存の加圧水型軽水炉(PWRを参考とするが、目標効率40%を達成するためには最新火力と同程度の蒸気条件(700度25-30MPa)とする必要がある。再生再熱サイクル超臨界蒸気プラントをFFHRに適用した場合の概念図を図3.2.11.1-3に示す。FLiBeの使用温度は550度程度であり、ダイバータなどのより高温の熱源を使用した追加熱が必要となる。また、FLiBe熱交換器の最低温度も450度程度に制限されている。このため、復水は再生熱交換器あるいは他の低温源による加温が必要である。

これらの熱交換器での熱量と炉心各部の熱出力との整合が必要であるが、未だ検討を完了していない。引き続きプラズマ出力と整合するような再生蒸気量及び条件の検討を進める必要がある。また、熱交換に関してもトリチウムの透過防止と交換効率の両立を目指す検討が必要である。外部電源喪時に主要機器の除熱を如何に行うかも重要な検討課題である。非常時の冷却は自然対流を利用した受動的な循環によることが望ましい。これに対しては、初期のBWRと同様に非常用復水器による除熱及び冷媒の循環、小型の蒸気タービンによる計装機器用の電源供給も検討している。

3.2.11.1-4 水素製造併用の検討

核融合熱出力利用の応用として水素製造を併用する構成も合わせて検討している[3.2.11.1-3, 3.2.11.1-4]。図3.2.11.1-4に構成案を示す。1. 輸送及び貯蔵可能な燃料としての水素を製造する、2. 水素を燃料とする発電機を併設することで電力需要変動を吸収し、一定出力での炉心運転を可能とする、3. プラント起動時に必要なエ

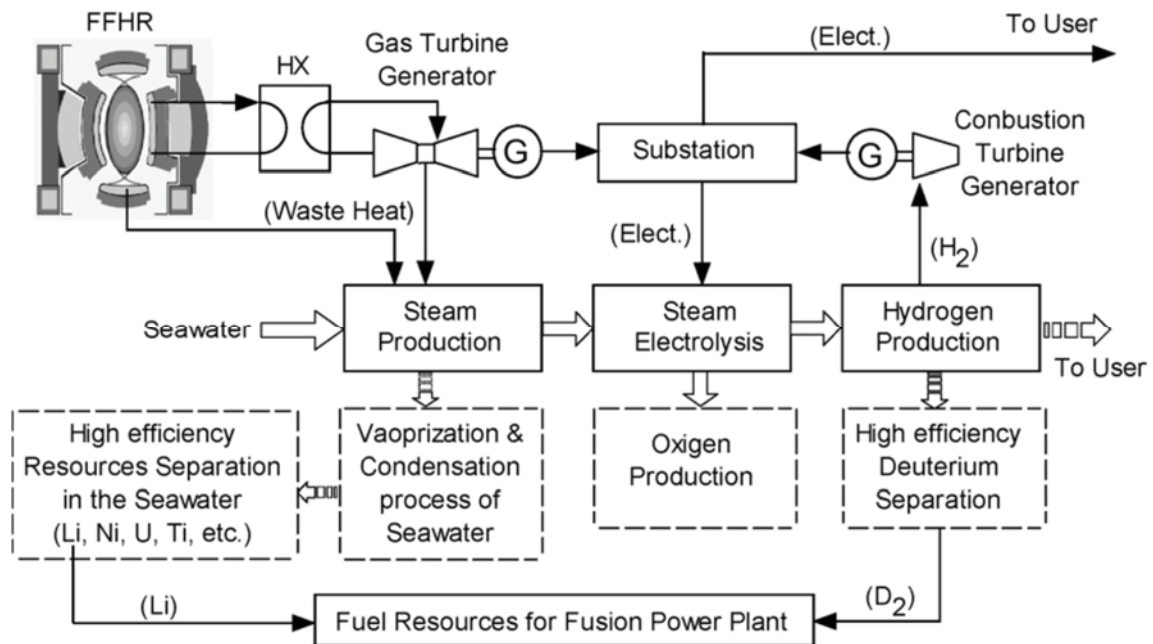


Figure 3.2.11.1-4 Conceptual design of a fusion power plant that coproduces hydrogen fuel.

エネルギー源として水素を利用する、ことが可能となる。同時に発電に使用しない廃熱を水素製造に使用することで、発電のみの場合と比較して、核融合出力全体のエネルギー効率の改善が見込まれる。

参考文献

- [3.2.11.1-1] A. Shimizu et al, "Feasibility of Helium Gas Turbine System for Molten Salt Blanket", NIFS Annual Report Apr.2006-Mar.2007 (2008)
- [3.2.11.1-2] Sagara, S. Ishiyama, et al, "First Operation of the FLiNaK /LiPb Twin Loop OROSH²I-2 with a 3T SC Magnet for R&D of Liquid Blanket for Fusion Reactor", Fusion Science and Technology, 68 (2015)
- [3.2.11.1-3] S. Yamada et al., "Conceptual design of the cryogenic system for the helical-type fusion power plant FFHR", Fusion Engineering and Design 82 (2007) 2817–2823.
- [3.2.11.1-4] S. Yamada et al. "Study on hydrogen production from steam electrolysis in LHD-type power reactor FFHR", Fusion Engineering and Design 84 (2009)1997-2001.

3.2.12 建屋

3.2.12.1 建屋の種類と配置

核融合炉の建屋設計においては、建屋の種類とその配置、建屋のサイズ、及び設計要件（管理区域設定等）を考える必要がある。必要な建屋の種類については核融合炉の運転スケジュールや並行した開発要素の有無及び関連法令に、建屋のサイズ・設計要件は内包する機器のサイズ・重量やその建設・メンテナンス工程に依存するため、建屋設計の詳細はこれらの検討が具体化した後に進められることになる。その前段階として、まず現在フランスのサン・ポール・デュ・ランスにおいて建設中の国際熱核融合実験炉（ITER）を参考にした情報収集・予備検討及び検討すべき課題事項の抽出を行った。

ITER は基本的にその機能ごとに建屋が割り当てられる形式となっており、全部で 29 の建屋・設備から構成されている[3.2.12.2-1]。これらのうちトカマク本体建屋、トリチウム建屋、計測建屋、ホットセル建屋、放射性廃棄物建屋、入退管理建屋及び制御建屋は放射線管理区域として取り扱われており、IAEA の Seismic Level 2 (SL-2) に対応した耐震設計が求められている。更にトリチウム建屋、計測建屋、ホットセル建屋、放射性廃棄物建屋については航空機衝突も考慮した設計となっている[3.2.12.2-2]。FFHR-d1 の場合、必ずしも機能ごとに建屋を区分する必要はないが（但し ITER においても上記の放射線管理区域は共通の免震構造上に設置されており、実質上ひとつの建物とみなせるなど、完全に機能ごとに独立しているわけではない）、基本的には ITER と同様の機能をもった建屋が必要であると考えられる。これに加えて、発電を行う FFHR-d1 においては、発電タービン等を備えた建屋（基本的に既存発電所のタービン建屋同様のものと考えられる）が、加熱機器などについて運転と並行した開発・調整が必要な場合は専用の建屋が必要となる。一方、建設方法によっては、垂直磁場コイル巻線建屋、組み立てホールなどは規模を縮小する、または不要となることも考えられる。FFHR-d1 は装置サイズ（ヘリカルコイル主半径で評価）が ITER の 3 倍程度、熱出力は ITER の 6 倍、トリチウム取扱量や中性子照射量は ITER より 1 桁以上大きくなることから、本体建屋、トリチウム建屋及びホットセル建屋はそれらに応じ ITER よりも大きな体積が必要となる。また、増殖ブランケットにおけるトリチウム生産量によっては、サイト内でのトリチウムインベントリが局所的に増大することを避けるため、余剰のトリチウムを貯蔵するための独立した複数の建屋が必要になることも考えられる。

3.2.12.2 建屋内の機器配置

建屋内の機器配置の詳細検討についても、各機器の設計や中性子ストリーミング等の建屋内環境の情報が定まってから行うことになるが、まず予備的検討として、本体建屋のサイズと磁場環境、重量について検討した。FFHR-d1 のクライオスタットの外径は 49 m、高さは 20.8 m と大きいですが、装置本体を収める、という観点では、LHD 本体室（約 40 m×70 m×50 m）や ITER 本体建屋（70 m×80 m×70 m、うち本体室相当部分は約 45 m×80 m×70 m）と同程度の空間で実現可能である。実際には加熱・計測等の周辺機器の設置空間や、建設時・メンテナンス時の作業空間及び機器の移送空間が必要であるため、実際の建屋床面積としては最低でも 80 m×80 m 以上が必要になると考えられるが（図 3.2.12.2-1）、これらの周辺空間については部分的な内壁等で仕切られた別の空間を活用することができるため、柱のない単一空間としては、過去に実績のある範囲に留められると考えられる。一方で、作業スペース及び重量の観点から、最終的な装置設置位置近傍である程度まとまったパーツを作成し、クレーン作業で組み合わせる、という LHD や ITER 同様の建設工程が取れない可能性がある。このため原子力発電所等の建設時にも採用されている、仮設建屋内で装置本体を組み立てた後、建屋をその周りに建設していく手法など、装置本体と建屋を一体として建設する工程の採用も考えられ、その観点からも建屋の構造を検討しておく必要がある。

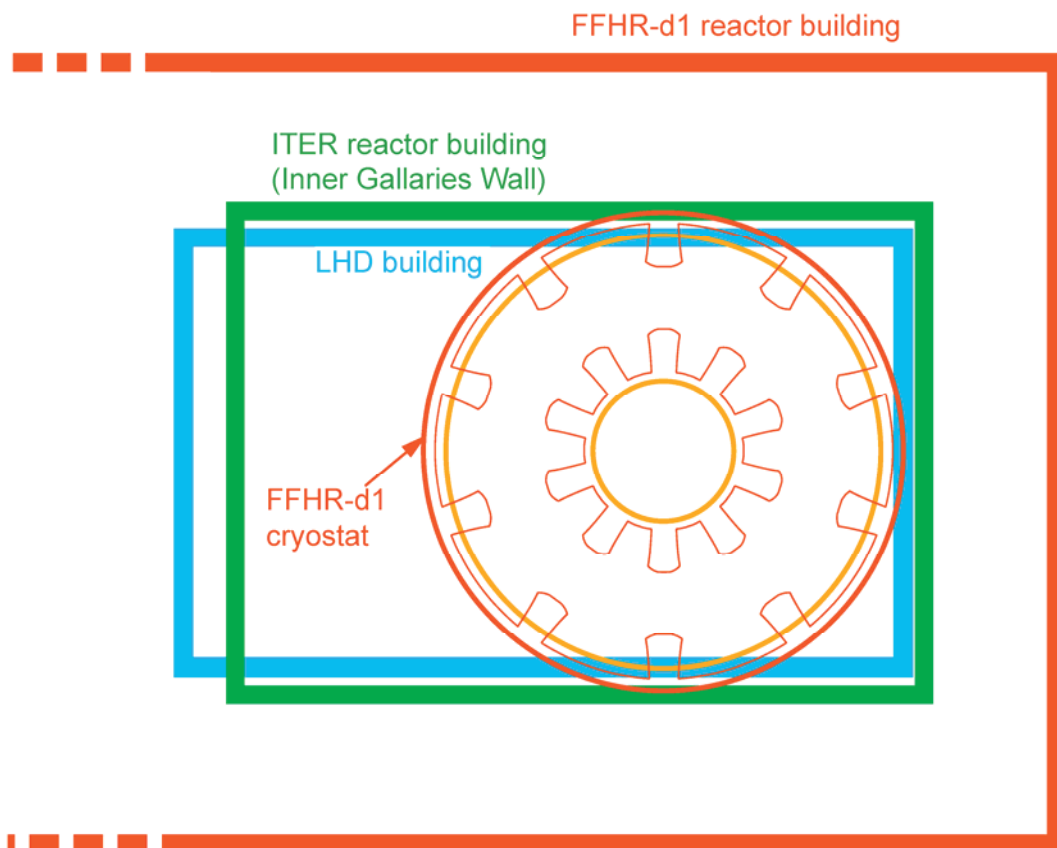


Figure 3.2.12.2-1 Comparison of the size of FFHR-d1, LHD building and ITER reactor building. Anticipated size of the reactor building of FFHR-d1 is also plotted

なお、LHD においては、NBI のイオン源への磁場の影響を最小限に抑えるため、イオン源位置（主半径の 2.5 倍に相当）の漏れ磁場を抑制するよう、各コイルシステムの発生磁場量のバランスを調整している。これについて、垂直磁場コイルを 2 対に減らした FFHR-d1 では、このような特定の位置での漏れ磁場の制御をプラズマ形状制御と独立に行うことはできない。さらに Challenging オプションとしては、ブランケット設置用スペース増大を目的とした付加ヘリカルコイルの採用や、装置内胴の空間の有効利用のための磁場低減を目的としたソレノイドコイルの設置が想定されており、建屋内の磁場分布はこれらの影響も受ける。そこで、本体建屋周辺の磁場環境を調べるため、磁場強度分布の計算を行った。結果を図 3.2.12.2-2 - 3.2.12.2-5 に示す。ここでは真空磁気軸位置とヘリカルコイル巻線中心の位置との比が 3.6 / 3.9 となるような垂直磁場コイル通電パターンにおける計算を行った。磁場強度は垂直磁場の符号の関係で 0 となる点が 2 箇所存在し、上述の LHD の主半径 2.5 倍の位置はこのうち装置中心から近い側の点であるが、この位置は同じ磁気軸位置であっても付加ヘリカルコイルの設置や中心ソレノイドコイルの設置により数 m 移動する。ただし、付加コイルの設置は全体としては磁場強度を下げる方向に働き、中心ソレノイドコイルによる垂直磁場が追加されても、元の FFHR-d1 よりは小さくなる傾向にある。FFHR-d1 配位においてはプラズマ性能向上のため磁気軸の内寄せ制御を行った場合には、垂直磁場が 0 となる位置が装置中心側に移動するほか、装置外側における垂直磁場の極大値が大きくなることが分かっているが、いずれしても装置中心から約 35 m より外側では絶対値で 100 ガウス以下にとどまっており、ITER における立ち入り制限基準値以下となっている。機器に対する影響も適切な磁場シールド等の設置により十分回避できるものと考えられるため、磁場の観点からは周辺機器配置に特段の影響はないこと、また逆に機器配置の観点から建屋サイズを FFHR-d1 本体サイズに対して極端に大きくする必要がないと結論付けられる。

装置重量については、ITER のトカマク本体の重量は 23,000 ton であり、単純にクライオスタット外径（28.6 m）と同じ直径の円の面積で考えると、1 m²あたりおよ

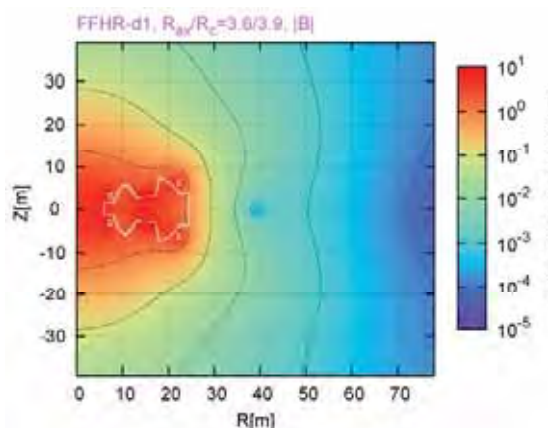


Figure 3.2.12.2-2 Contour plot of magnetic field strength for FFHR-d1A at magnetic axis position $R_{ax}/R_c = 3.6/3.9$.

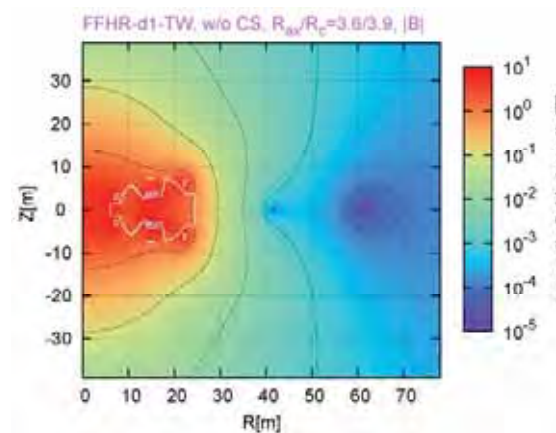


Figure 3.2.12.2-3 Contour plot of magnetic field strength for FFHR-d1 with additional helical coils at magnetic axis position $R_{ax}/R_c = 3.6/3.9$.

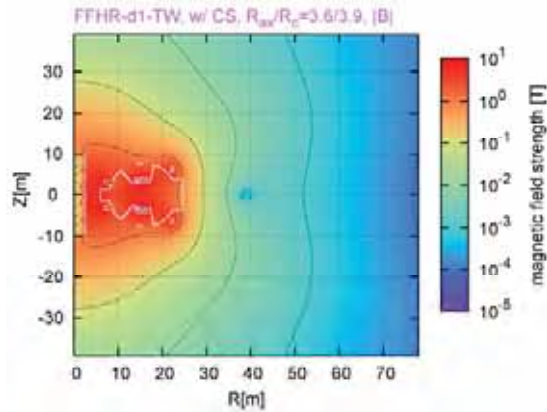


Figure 3.2.12.2-4 Contour plot of magnetic field strength for FFHR-d1 with additional helical coils and CS coils at magnetic axis position $R_{ax}/R_c = 3.6/3.9$.

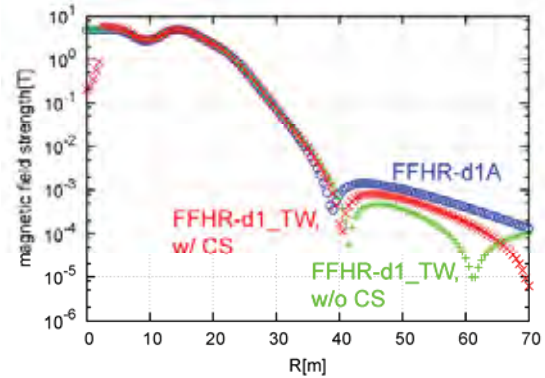


Figure 3.2.12.2-5 Comparison of radial profile of magnetic field strength on equatorial plane ($Z = 0$).

そ 36 ton となる。また免震構造上に載る全重量は 360,000 ton となり、建屋面積 (約 10,000 m²) よりやはり 1 m²あたり約 36 ton を支える計算になる。FFHR-d1 の正確な全重量はまだ確定していないが、クライオスタットと同じ直径 (49 m) の円の面積を考えると、同等の支持強度があれば 68,000 ton 程度までを支えられる計算になる。ビリアル定理により装置重量はほぼ蓄積磁気エネルギーに比例することが知られており、この値は蓄積磁気エネルギー値 (約 160 GJ) から推定される値の範囲である。周辺設備の重量は装置本体のサイズやプラズマパラメータの違いにそれほど大きく依存しないとすれば、各機器の重量の観点からもその配置が大きく制限されることはないであろう。従って各機器の設置位置は配管やケーブル等の取り合い、中性子環境、及びメンテナンス手法によって決まることになる。特に大口径ポートを生かしたメンテナンスを考慮すると、水平ポートと同じ高さ水準及び装置上部 (下部ポートもメンテナンスに使用する場合は下部も含む) の空間の大部分はメンテナンス用の作業スペースとなることが予想される。今後は周辺機器の詳細設計の進展に合わせ、本体建屋の階層別構造や周辺建屋の配置を具体化する。

参考文献

- [3.2.12.2-1] ITER Final Design Report, Plant Description Document (PDD), Chap. 3.6 (2001).
- [3.2.12.2-2] ITER Final Design Report, Plant Design Specification (PDS) (2001).

3.2.13 コスト評価

3.2.13.1 コスト評価の基本的な考え方

ヘリカル型核融合炉のコスト評価については、核融合炉のコスト評価の基本的な手法として広く用いられている Generomak モデル[3.2.13.1-1]をヘリカル型核融合炉に適用した HeliCos コード[3.2.13.1-2]を用いた検討が過去行われている。まずその結果について概観する。

Generomak モデルでは、核融合炉の直接建設費を (a) 核融合炉心特有の機器 (Fusion Island)、(b) 炉建屋、(c) 炉心機器以外の周辺機器 (Balance of Plant; BOP) に分類し、Fusion Island のうち具体的な物量が評価可能な超伝導コイル、増殖ブランケット、遮蔽ブランケット等については各機器の重量と重量あたりの単価から、必要パワーが見積もり可能な加熱機器については加熱出力あたりの単価から積み上げ方式でコストを算出し、残りの機器については基準とする設計パラメータ (BOP については熱出力、炉建屋については Fusion Island の体積、Fusion Island のうち熱輸送系については熱出力) に対するスケーリング則を用いてコストを推定する方法により直接建設費の評価を行っている。ここで単価には単なる材料費だけでなく、加工・組立費、試験費などが含まれ、さらに 20%程度の余剰分が見込まれている。このようにして求めた直接建設費に 15%程度の予備費用や間接費、オーナーズコストなどを上乘せし、最終的な総建設費を評価する。また、この建設費に固定費比率、年間運転維持費率をそれぞれ乗ずることで年間資本費、年間運転維持費を算出し、これらに年間保守交換費 (保守交換が必要な機器コストを耐用年数で平均化した値)、年間燃料費 (消費される重水素のコスト) を加えた値をプラント稼働率も考慮した年間発電量で除することにより、COE が計算される (モデルによっては初期装荷分トリチウムの購入費、廃炉費用、廃棄物処理費用を計上する場合もある)。

HeliCos コードでは、これらの Generomak モデルに加え、核融合炉のコストの重要な位置を占める超伝導コイルのコストについて、LHD、ITER の建設における実績と FFHR-2m1 の設計研究での検討を基により詳細な検討を行っている。ITER ではコイルの巻線コストは超伝導線材コストの 40-50%と見積もられており、ヘリカルコイルの巻線コストは ITER の TF コイルの巻線コストの 1.2 倍程度と予想されている。これらの分析により、HeliCos コードではコイルシステムのコストを最終的に蓄積磁気エネルギーと対応させ、15.9 億円/GJ という評価結果を得ている。この結果、核融合出力 3-4 GW、装置サイズ 16-17 m のヘリカル核融合エネルギー炉の総建設費は 1 ドル = 109 円換算で 7400-8500 億円程度、運転期間で平準化した発電コスト (Cost of Electricity; COE) は 8.8-9.9 円/kWh 程度と見積もられている[2.13.1.2]。FFHR-d1 は蓄積磁気エネルギーが 160 GJ と上記見積もりで想定されている値 (130-144 GJ) より 10-20%程度大きい、装置サイズが小さいことを踏まえると、同モデルを用いた場合、総建設費や COE は同程度 (8000-9000 億円、9-10 円/kWh 程度) になると見積もられる。しかし、HeliCos コードは技術の習熟や量産による価格低減効果がある程度進んだ 10 基目程度のプラントを仮定した単価の評価が用いられており、具体的なコストの評価のためには、これら建設時点での想定条件等も考慮する必要がある。

参考文献

[3.2.13.1-1] J. Sheffield et al., “Cost Assessment of a Generic Fusion Reactor”, ORNL/TM-9311 (1986).

[3.2.13.1-2] Y. Kozaki, et al., “Design windows and cost analysis on a helical reactor”, Nucl. Fusion 49 (2009) 115011(8pp).

3.2.13.2 コスト評価モデルの改良

前節で述べたように、最終的なコストの導出に際してはまだ不確定性が多く含まれるため、まずはコスト評価の精度を向上することが重要と考え、そのために必要な検討事項の洗い出し及び計算モデルの構築作業を進めた。上述の通りコスト評価は物量評価とスケーリング則からなるため、これらの改良が鍵となる。また、発電原価の評価においては、実効的な発電出力の評価、すなわち稼働率及び所内循環電力のより正確な見積もりが必要である。これに関連し、日本原子力研究開発機構（当時、現・量子科学技術研究開発機構）と共同で、トカマク型核融合炉を対象にコストモデルの改良を行った（H26-27年度 BA 原型炉設計共同研究）。具体的にはこれまで軽水炉の実績を採用していた材料単価や炉本体建屋・熱輸送系のコストスケーリングの参照コストについて、ITER のコスト評価データを参考に見直しを行うとともに、これまでは BOP として一括して評価されていた周辺建屋・機器については、ITER のコスト評価データを参考に各建屋・機器を特徴付けると考えられるパラメータを用いたスケーリング則を構築し、ITER に存在する全ての周辺建屋・機器について個別の評価を試みた。また、COE や工学 Q 値（発電電力と所内消費電力の比）の定量評価に向け、既にモデル化されている加熱機器以外の核融合炉特有の機器（真空排気ポンプ、ブランケット冷媒流動用ポンプ、燃料供給システム、トリチウム燃料循環システム、超伝導コイル用低温システム、各種電源等）の消費電力の評価も行った（H28-29年度 BA 原型炉設計共同研究）。超伝導コイル冷却電力については、三次元中性子輸送計算結果を参考に設計パラメータ（炉心中性子出力及びブランケット・遮蔽体厚さ）からコイル内部での核発熱を見積もり、それを基に評価するモデルを、ポンプ動力については FFHR-2m2 での評価[3.2.13.2-1]を基準に、核融合出力及び装置サイズの関数として評価するモデルをそれぞれ構築した。また、その他の機器・建屋についても、各機器・建屋の消費電力を決めるとされるパラメータが明確な機器についてはそれを用いたスケーリング則を構築し、それ以外の機器・建屋については ITER での評価値をそのまま採用することで ITER に存在する全ての機器・建屋に関する評価モデルを構築し、HELIOSCOPE に導入している。図 3.2.13.2-1 にこれらのモデルを用いた総建設費及び工学 Q 値の評価結果の一例を示す。ここでは 3.2.3.9 節で仮定されたプラズマ分布を用い、ベータ値を固定して計算を行っている（すなわち出力は装置サイズの 3 乗と磁場の 4 乗に比例すること）に注意されたい。現時点の計算にはまだ仮定されているパラメータが多く存在し（ここでは炉心プラズマ性能として LHD の 1.5 倍の閉じ込め改善と 3 倍のベータ値が達成され、ヘリウム灰割合が 10%、アルファエネルギーの損失割合が 15%となった場合を想定している）、かつ計算結果がそれらに強く依存するため、計算結果の定量的な妥当性については今後慎重な検討が必要であるが、ヘリカル核融合炉の設計領域が小サイズ・高磁場側（図の左上側）では遮蔽ス

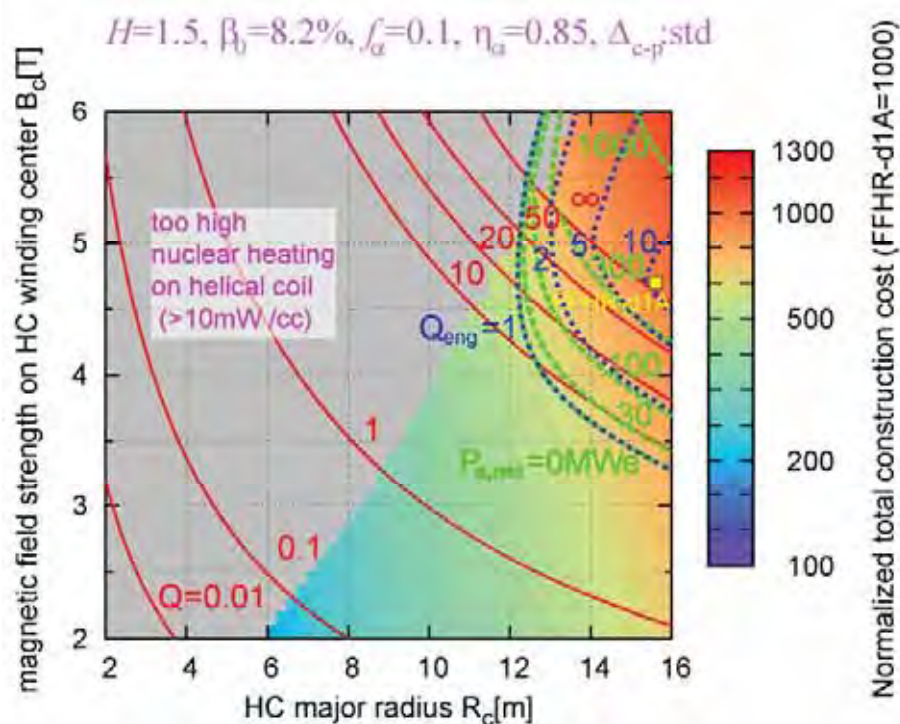


Figure 3.2.13.2-1 Result of the design window analysis of the LHD-type helical reactor. The red, green and blue curves are the contours of fusion gain, net electric power and engineering Q value (the ratio of gross electric power and recirculation power), respectively. Color contour corresponds to the total construction cost normalized by the value of FFHR-d1A (Reproduced from Figure 4 of Ref. [3.2.13.2-2]).

ペースの不足による冷却電力の増大、低磁場側（図の右下）では炉心プラズマ性能（核融合出力）の不足、大サイズ・高磁場側（図の右上）ではポンプ動力の増大によって制限を受けることが明らかになった。一方、建設費は装置サイズ・磁場強度と相関する（依存性は装置サイズの方が大きい）結果となっており、設計領域をより小サイズ・低磁場側へと移行するために、磁場配位の工夫によるブランケット設置スペースの増大や炉心プラズマ閉じ込め性能の向上が重要となることが分かる。今後は定量的評価の精度を向上し、建設コスト・発電単価も考慮した上での設計点の精査を行うこと、またコスト低減のために重視すべき R&D 項目を明確化していくことが必要である。

参考文献

- [3.2.13.2-1] A. Sagara, et al., “Design studies of helical-type fusion reactor FFHR”, Fusion Eng. Des. 41 (1998) 349-355.
- [3.2.13.2-2] T. Goto et al., “System Design of the Heliotron-type Reactor FFHR”, Proceedings of the 26th IEEE Symposium on Fusion Engineering (SOFE2015), May 31-June 4, 2015, Austin, Texas, USA, SO22-2.

3.3 工学基盤構築に向けた開発研究

3.3.1 超伝導マグネット

3.3.1.1 LTS 強制冷却方式マグネットの開発研究

3.3.1.1-1 CIC 導体のリアクト・アンド・ワインド法によるヘリカル巻線

ヘリオトロン型核融合炉のヘリカルコイルに Nb_3Sn ケーブル・イン・コンジット (CIC) 導体の採用を検討している。CIC 導体は超伝導線と銅線を多重に撚り合わせたケーブルをコンジットに収納したものであることから、ケーブルの最終撚り方向と同じ方向にコンジットを振ることによって超伝導線に張力が働く。一方、超伝導線は、コンジットとの熱膨張係数の違いにより 0.7% 程度の圧縮ひずみが生じて臨界電流が大きく低下した状態で使用されることから、熱処理後に導体に振りを加えると圧縮ひずみの緩和により臨界電流の回復が期待できる。そこで、円筒ボビンで CIC 導体の熱処理を行った後、図 3.3.1.1-1 に示すようにバネを引き伸ばすように導体に振りを加えながらヘリカル形状に巻線する「リアクト・アンド・ワインド法」の適用可能性を検討している。

全長が 150 m 程度のヘリカルコイルに用いる CIC 導体の冷却流路長を 500 m 以内とするため、5 条のレイヤー巻を提案している[3.3.1.1-1]。バネを伸ばすように巻線する場合、コンジットに生じる振りひずみは振り角と半径に比例し、図 3.3.1.1-2 に示すように最大で 0.6% 程度になる。純せん断の場合、導体長手方向の引張・圧縮ひずみは 0 で、 45° の方向に最大の引張・圧縮ひずみが生じる。超伝導線は撚られているため、導体長手方向に対して傾いている分の引張・圧縮ひずみが生じることになり、 10° 程度の傾きの超伝導線に働く引張・圧縮ひずみは、半径の差も考慮すると最大で 0.15% と評価される。一方、曲げについては、平均曲げ半径で熱処理を行うことにより、追加の曲げひずみは 0.05% 以下に収まる。

コンジットを振る場合に撚線に働く引張・圧縮ひずみを調べるため、図 3.3.1.1-3 に示すような CIC 模擬導体を製作した。2 本の銅線の長手中央付近にひずみゲージを貼り付け、リード線と 2 本の導線を撚り合わせて 1 つの一次撚りを製作し、三次撚線に組み込んだ。コンジット材にはステンレス配管を使用し、コンジット端部には振りを加えるためのフランジを取り付け、端部では撚線を樹脂で埋めてジャケットに固定した。撚線挿入後の縮径を実施できなかったため、ボイド率は 50% 程度と大きくなっている。模擬導体を振る場合に撚線に働くひずみとコンジットの 45° 方向のひずみの関係を図 3.3.1.1-4 に示す。撚り方向と同じ方向にコンジットを振ると撚線に引張ひずみが生じ、反対方向に振ると圧縮ひずみが生じることは予想通りであったが、そのひずみはコンジットの主ひずみの 1/20 程度に緩和される結果となった。ヒステリシスループを描くことから、コンジットに対して撚線が滑っていると推測される。

撚り方向と同じ方向に CIC 導体を振ることにより撚線に引張ひずみが生じることを確認できたので、導体を振ることによって Nb_3Sn 線の臨界電流を向上させる実証実験の準備を進めている。 Nb_3Sn 線と銅線を撚り合わせた縮小 CIC 導体を製作し、バネ形状に巻線してから熱処理を行い、バネの長さを変えることにより振りを加える方法を計画している。

参考文献

[3.3.1.1-1] S. Imagawa et al.: Plasma Fusion Res. Vol. 3 (2008) S1050.

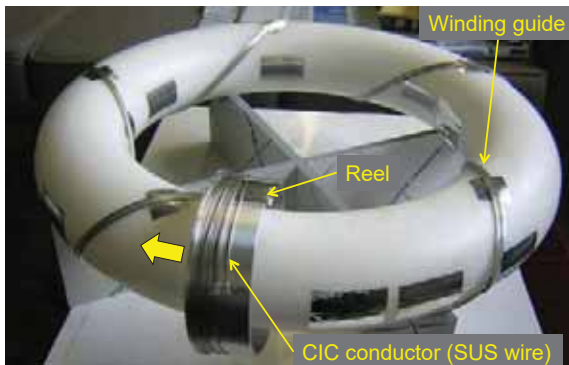


Figure 3.3.1.1-1 Mockup for winding a helical coil with CIC conductors.

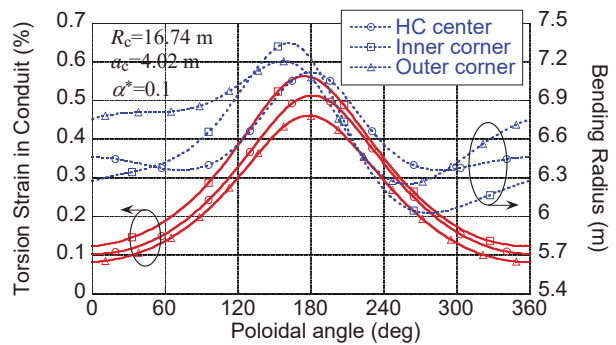


Figure 3.3.1.1-2 Torsion strain and bending radius of the helical coil of FFHR2m2b for the conductor radius of 0.021 m [1].

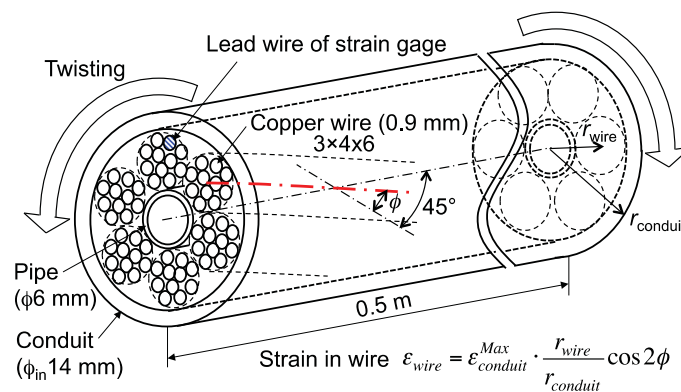


Figure 3.3.1.1-3 CIC conductor sample for twisting tests.

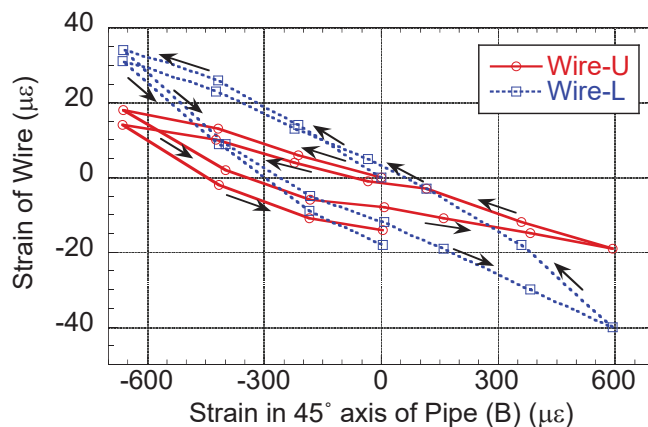


Figure 3.3.1.1-4 Strain of the wires versus the strain of the conduit.

3.3.1.2 LTS 間接冷却マグネットの開発研究

3.2.4.3 節に述べたように、複雑な CIC 導体を用いた巻線に代わる方式として、間接冷却導体を提案し、金属系低温超伝導線材を用いた新しい導体を開発している。現状は、Nb₃Sn 線材を撚り合わせ、アルミニウム合金製のジャケットに入れた構造としている。ジャケットは摩擦撹拌接合 (FSW) を行っている。この方式の LTS 間接冷却導体のプロトタイプとなる縮小導体を試作し、短尺導体試験を行ってきた。以下では、これらの経緯と現状を述べる。

最初に試験を行ったのは、10 kA@12 T 級導体である[3.3.1.2-1]。図 3.3.1.2-1 に断面を示す。9 本のラザフォードケーブルを転位させて集合した導体である。この短尺サンプルを試作して、NIFS 超伝導マグネット研究棟の中型導体試験装置を用いて試験を行った。最大印加磁場は 8 T である。この導体では、撚線バンドル部の隙間を埋めるために含浸材は用いなかったため、断面写真に示すように撚線部にかなりの空隙が見える。電流密度は 35 A/mm² であった。温度 4 K、外部磁場 8 T において定格電流 20 kA が達成され、導体の臨界電流は、ほぼ素線の臨界電流の本数倍として予測されるところに観測された (図 3.3.1.2-2)。

次に、さらに電流密度を上げるため、5 kA@12 T 級導体の開発を行った[3.3.1.2-2 – 3.3.1.2-4]。この場合、電流密度は 55 A/mm² と設定した。また、撚線部の空隙はインジウムで含浸した。導体の断面を図 3.3.1.2-3 に示す。この導体を長さ約 10 m で製作し、図 3.3.1.2-4 に示す巻数 3 ターンのコイル形状のサンプルとして、大型導体試験装置のスプリットコイル内に挿入して特性試験を行った。スプリットコイルの最大中心磁場は 9 T であるが、サンプルをコイル形状に巻いたため、サンプル導体に印加できた最大磁場は 7.13 T であった。臨界電流を 10 μV/m の電圧発生で定義すると、8 kA の臨界電流であった。臨界電流の磁場強度依存性について、図 3.3.1.2-5 にまとめる。これより、測定された臨界電流は、素線の本数倍より低く、磁場 7 T では 25%の低下である。これは、巻線サンプルにおける曲げ歪みを評価すると説明できる。導体に曲げ加工を行った場合、ラザフォードケーブルの中心を中立線として、その両側に対して発生する引張歪みと圧縮歪みが計算できる。

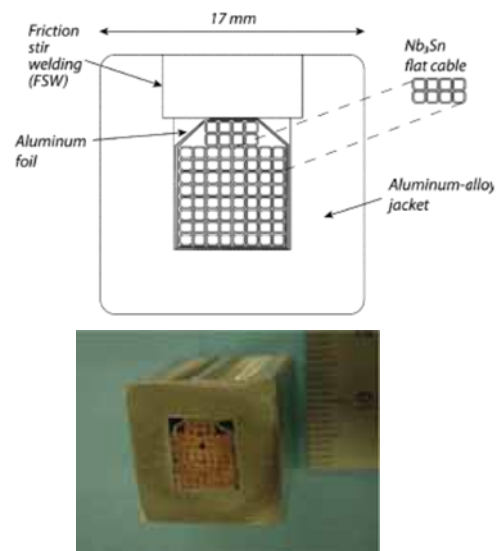


Figure 3.3.1.2-1 10-kA-class LTS indirectly cooled superconductor and photograph of the prototype.

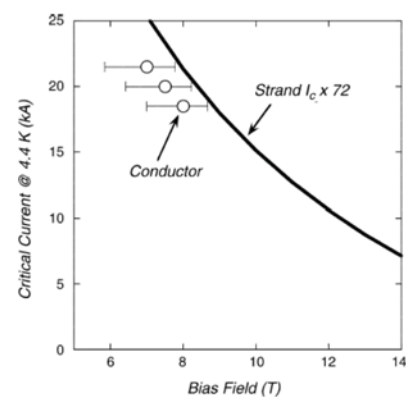


Figure 3.3.1.2-2 Critical currents of the 10-kA-class superconductor.

解析を行った結果を図 3.3.1.2-5 に同時に示したが、実験値に近い値が得られた。これにより、ジャケットング工程や熱歪、電磁力による特性劣化は小さいものと判断できる。

上記で得られた 5 kA@12 T 級導体の試験結果を受けて、さらに高電流密度 100 A/mm² の 20 kA@12 T 級導体の試作を行った。導体の断面図、及び、試作した導体の写真を図 3.3.1.2-6 に示す。導体の電流容量は 20 kA であるが、必要な電流密度を満たしていることがわかる。よって、ヘリカルコイルに用いるための大電流 Nb₃Sn 導体製造の見通しを得ることができたと考える。

そこで、この電流密度を保ちさらに導体サイズを大きくし、FFHR に必要な 100 kA 級導体の試作を開始した[3.3.1.2-5]。試作した導体断面の写真を図 3.3.1.2-7 に示す。図 3.3.1.2-3 に示した断面構成と比べると、一部の工程を簡略化している。具体的には、撚線を {超伝導素線 6 本+銅線 1 本} ×12 本×3 列とし、クエンチ保護用の高純度アルミニウム薄板も省略した。この段階では、素線臨界電流の最適化についても今後の課題としている。現状、短尺ではあるが導体製作に関して重大な問題点は見つからなかったため、実導体の製作が可能であると判断している。

上記 100 kA 級導体の性能を実証する試験を現在計画している。使用する試験装置は、新しく導入された大口径高磁場導体試験設備である。この直径 70 cm のボアに 1 ターンコイルを挿入し、13 テスラの磁場中で通電試験を行う。ただし、試験可能な通電電流の制限から、撚線を {超伝導素線 6 本+銅線 1 本} ×12 本とし、上記試作導体の幅方向を縮小した 1/3 縮小導体とした。導体の断面を図 3.3.1.2-8 に示す。また、製作した 1 ターンコイルの写真を図 3.3.1.2-9 に示す。現在、取り付け治具の製作と、計測系の準備を行っている。

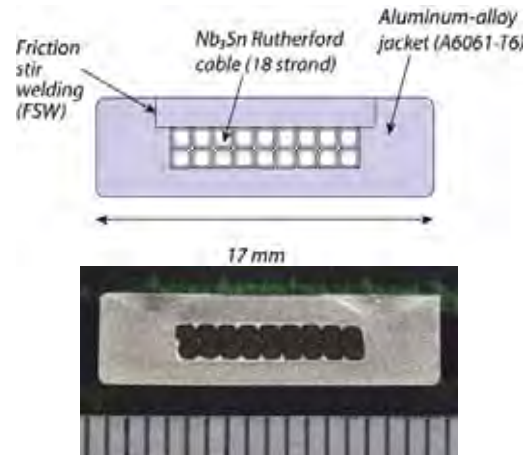


Figure 3.3.1.2-3 Schematic diagram and photograph of 5-kA-class LTS indirectly cooled superconductor with high current density.

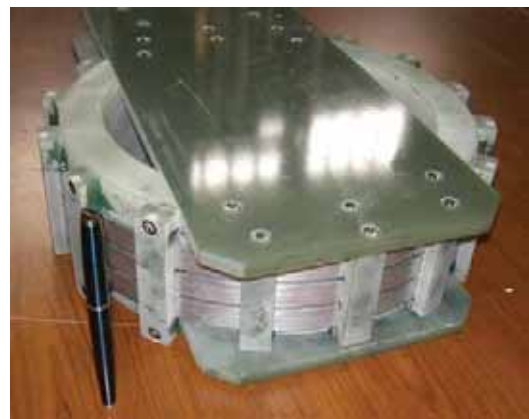


Figure 3.3.1.2-4 Photograph of three-turn winding sample for critical measurements.

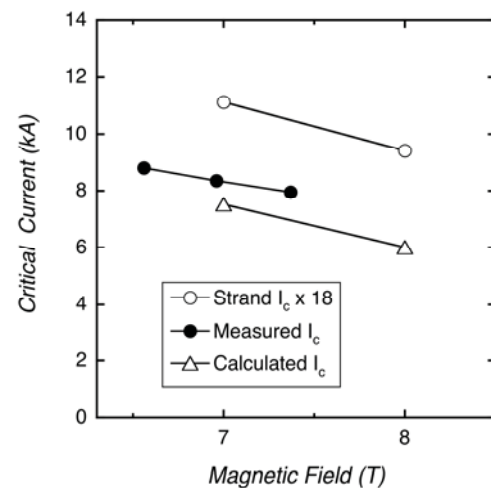


Figure 3.3.1.2-5 Measured and calculated critical currents versus magnetic field for the conductor sample.

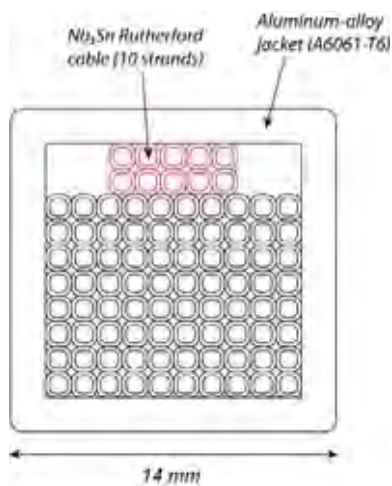


Figure 3.3.1.2-6 Schematic diagram and photograph of 20-kA-class LTS indirectly cooled superconductor with high current density, 100 A/mm².

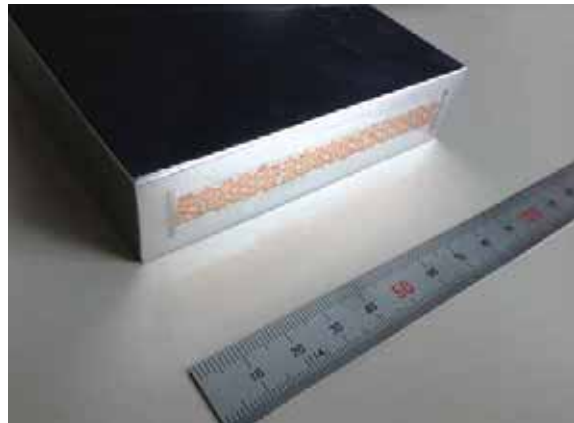
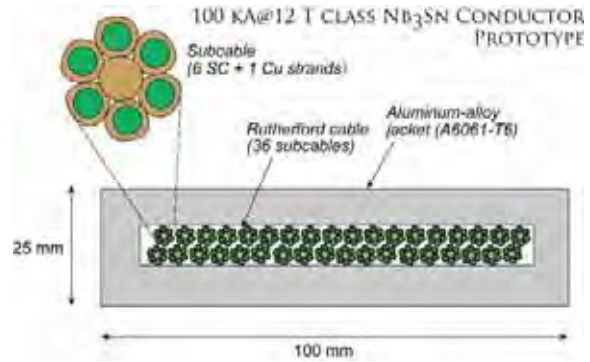


Figure 3.3.1.2-7 Schematic diagram and photograph of 100-kA-class prototype superconductor for FFHR.



Figure 3.3.1.2-8 Schematic diagram and photograph of 1/3-scale prototype



Figure 3.3.1.2-9 Photograph of 1-turn winding sample for a demonstration test.

参考文献

- [3.3.1.2-1] K. Takahata et al., Fusion Eng. Des. 82, 1487 (2007).
- [3.3.1.2-2] K. Takahata et al., Cryogenics 51, 397 (2011).
- [3.3.1.2-3] K. Takahata et al., Proc. ICEC 24-ICMC 2012, 803 (2012).
- [3.3.1.2-4] K. Takahata et al., Plasma and Fusion Res. 8, 2405008 (2013).
- [3.3.1.2-5] K. Takahata et al., Plasma and Fusion Res. 9, 3405034 (2014).

3.3.1.3 HTS マグネットの開発研究

3.2.4.4 節に記述しているように、FFHR-d1 ヘリカル炉のマグネット用超伝導導体の選択肢のひとつとして高温超伝導 (HTS) 線材を用いた導体を検討している。HTS 導体は冷却安定性が高く、コイルがクエンチする心配を大幅に軽減できるとともに、巨大なヘリカルコイルを短尺導体の接続によって迅速に製作できると期待される。本節では、HTS 導体と接続部の開発研究について、2013-2017 年度分の進展をまとめる。

NIFS では FFHR への適用を目指した 100 kA 級 HTS 導体の開発を 2005 年より進めており、当初は、10 kA 級のプロトタイプ導体の短尺試験による原理検証から始めた。最初は Bi-2223 線材を積層した導体で温度 20 K、外部磁場 8 T で 10 kA の臨界電流を達成し[3.3.1.3-1]、これに続き、YBCO 線材及び GdBCO 線材を用いて同様の条件で 15 kA を確認した。これらの試験では、ヒータを用いて熱擾乱を与える冷却安定性試験も行い、液体ヘリウム冷却下で試験された浸漬冷却方式の LTS 導体と比べて一桁以上高い安定性マージンを有することを確かめた。これらの成果を受けて、2012 年 8 月、東北大学大学院工学研究科量子エネルギー工学専攻との共同研究として最新の GdBCO 線材を用いて定格電流 30 kA 級の導体サンプルを製作し、特性試験を行った[3.3.1.3-2 – 3.3.1.3-4]。その後、2013 年 3 月と 5 月にもその追加試験を行った。2013 年 10 月に、GdBCO 線材の量を増やし、100 kA 級導体として試験を行い、2014 年 6 月に追加試験を行った[3.3.1.3-5 – 3.3.1.3-7]。以下ではこれらの結果について述べる。

3.3.1.3-1 HTS STARS 導体 30 kA 級プロトタイプ試験

30 kA 級導体サンプルには、フジクラ製 GdBCO 線材 (FYSC-SC10、幅 10 mm、厚み 0.22 mm、臨界電流~600 A@77 K、自己磁場) を 20 枚用い、2 列×10 層で単純積層して銅ジャケットに収め、外側からステンレスジャケットをボルト締めして全体を強固に固定した。ステンレスジャケットの外側にヒータを仕込み、FRP ジャケットを被せて断熱することで液体ヘリウム中において温度 30 K までの試験を可能とした。通電時の強大な電磁力を支持するため、20 mm 厚のステンレス板で全体を支持した。サンプル全体はレーストラック形状として、東北大学量子エネルギー工学専攻によって開発された機械的ブリッジジョイントによって接続し、1 ターンループを形成した。スプリットコイルの磁場を変化させることによってサンプルに電流を誘起する方式を採用した。第 1 回の試験の結果、温度 20 K において 30 kA 以上の電流を 1 分間以上流すことに成功し、外部磁場 6 T において 45 kA の臨界電流を観測したが、減衰時定数は 80-90 秒と期待値の数分の 1 であり、45 kA 以上に到達すると急激に電流が減衰した。これは、2 個ある接続部のうちの片側の接続抵抗が予測値の 10 倍ほど高かったことが原因であった。そこで、接続部を改良してサンプルを再製作し、第 2 回試験を行った。接続部を改良したサンプルにおいて、電流の減衰時定数は約 300 秒であり、接続部からのクエンチは認められず、接続抵抗はほぼ期待値に近かった。この試験において、様々な温度と磁場において臨界電流を測定することに成功した。臨界電流の測定結果とその数値解析については、後述する。温度を 4 K に下げて高電流までの通電を試みたところ、磁場 1 T において約 70 kA まで到達した。

3.3.1.3-2 HTS STARS 導体 100 kA 級プロトタイプ試験

30 kA 級導体の結果を受けて、100 kA 級 HTS 導体サンプルの試験を行った。導体サンプルの断面構成を図 3.3.1.3-1 に示す。サンプルの写真と導体試験装置内における設置の様子を図 3.3.1.3-2 に示す。フジクラ製の GdBCO 線材 (FYSC-SC10、幅 10 mm、厚み 0.22 mm、臨界電流 ~ 600 A@77 K、自己磁場) を 54 枚用い、3 列 \times 18 層で単純積層して銅ジャケットに収めた。30 kA 級導体では GdBCO 線材を 20 枚 (2 列 \times 10 層) 使ったため、線材量は 2.7 倍となった。外側には、機械的な固定のためにステンレスジャケットをボルト締めしている。これにヒータを仕込み、FRP ジャケットで断熱することで液体ヘリウム中において温度 30 K までの試験を可能とした。さらに 20 mm 厚のステンレス板を配置し、強大な電磁力を支持している。サンプル全体はレーストラック形状であり、東北大学によって開発された機械的ブリッジジョイントを入れて 1 ターンループを形成した。30 kA 級導体サンプル (2 列 10 層) では接続部の GdBCO テープを全て配置してから接合力を負荷して機械的接合を行ったが、今回は橋渡し部のテープを 1 層配置するごとに接合力 (接触圧力 119 MPa) を負荷し、接合状況を逐一確認する施工方法に変更した。

温度 20 K において臨界電流を測定したときの通電波形を図 3.3.1.3-3 (a) に示す。サンプル電流は、ロゴスキーコイルを用いて測定した。サンプル電流が 103 kA に達したところでクエンチが生じている。外部磁場は 5.3 T であった。クエンチは接続部の不具合によって生じたと考えられる (図 3.3.1.3-4)。一方、図 3.3.1.3-3 (b) では、温度を 4 K まで下げ、低磁場においてサンプル電流が 120 kA まで達した例である。クエンチは生じず、約 20 分に至る減衰時定数を確認した。この時定数より、所定の接続抵抗率を達成したことも確認できた。

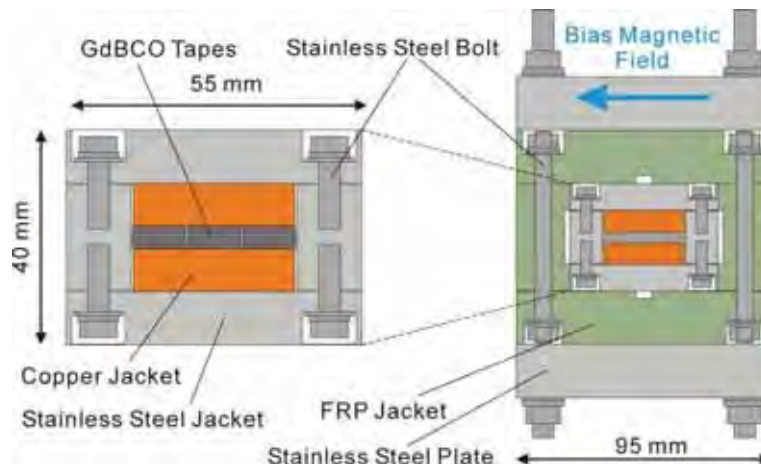


Figure 3.3.1.3-1 Cross-sectional schematic illustrations of the 100 kA-class HTS prototype conductor at the sample center. (Reproduced from [3.1.3.1].)

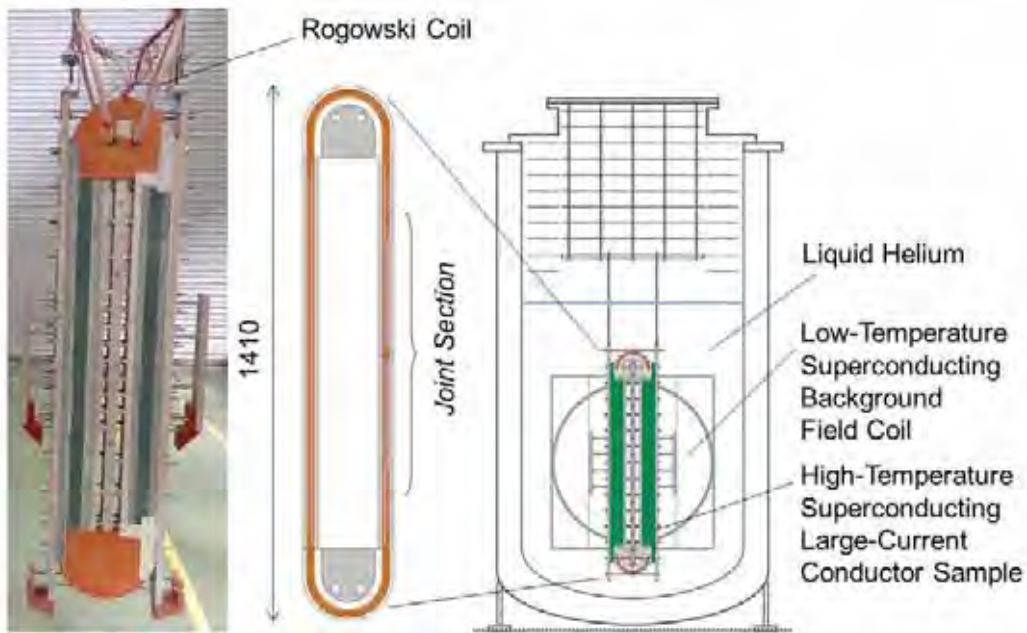
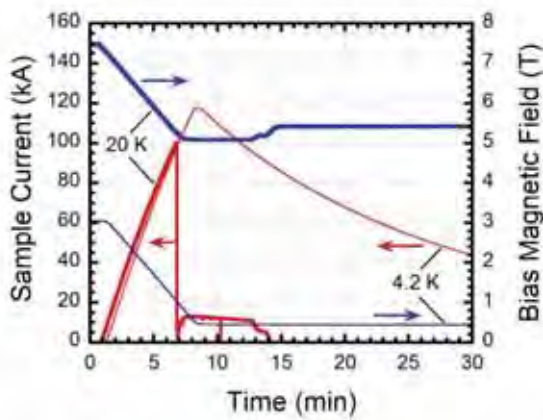


Figure 3.3.1.3-2 Schematic illustrations of the 100 kA-class HTS conductor sample installed in the large-conductor testing facility at NIFS together with a photograph of the actual sample. (Reproduced from [3.3.1.3-1].)

(a)



(b)

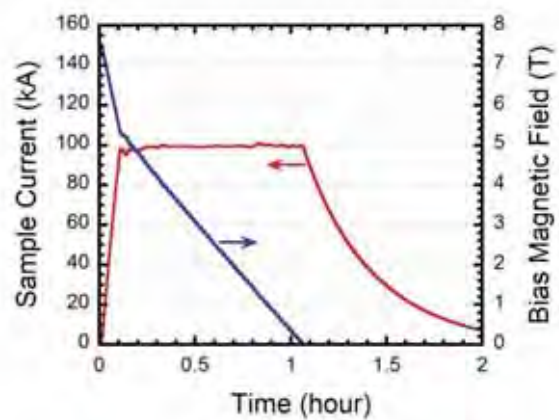


Figure 3.3.1.3-3 (a) Waveforms for the measured sample conductor current and bias magnetic field at temperatures of 20 K (thick curves) and 4.2 K (thin curves). (b) Stable sample conductor current of 100 kA sustained for 1 h at 4.2 K.

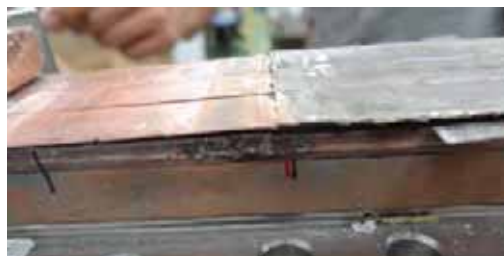


Figure 3.3.1.3-4 Defect area of the fabricated joint (photo taken after dismantling the sample).

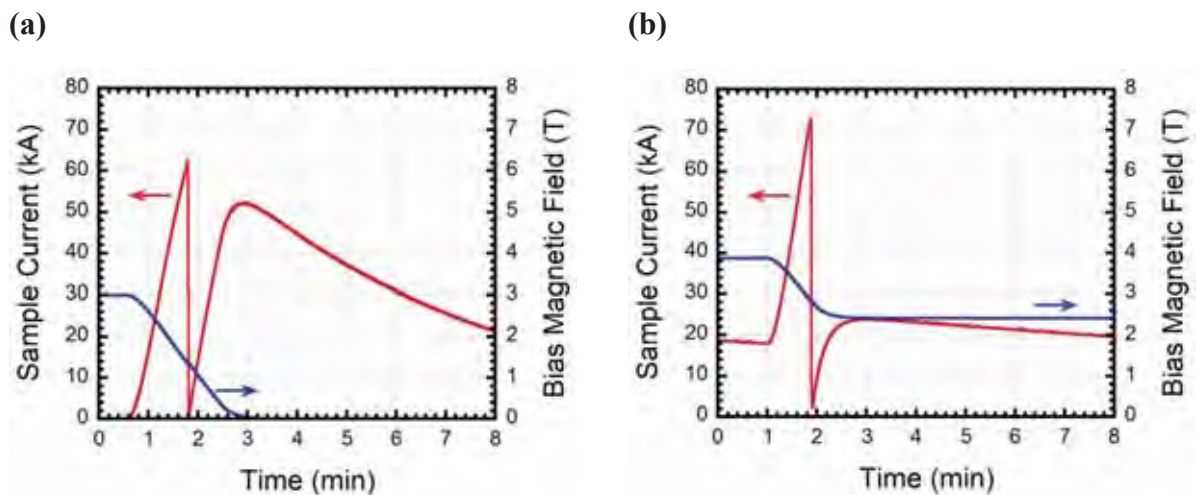


Figure 3.3.1.3-5 Waveforms of the measured sample current and bias magnetic field with a fast ramp-up rate of ~ 1 kA/s for (a) the 30-kA-class conductor sample at 4.2 K, and for (b) the 100-kA-class conductor sample at 40 K. (Reproduced from [3.1.3.1].)

3.1.3.3 HTS STARS 導体の臨界電流解析

本研究で製作した 30 kA 級導体、及び 100 kA 級導体では、HTS 線材が単純に積層されているため、線材間で不均一な電流分布が生じると考えられる。LTS 導体の場合、不均一な電流分布によって導体全体として期待される臨界電流よりも低い通電電流においてクエンチが生じる「早期クエンチ」の現象が観測される場合がある。HTS STARS 導体においてこれが生じるかどうかを調べることを目的として、通電速度を上げて 1 kA/s で通電を行ったところ、図 3.3.1.3-5 に示すところまで通電できた。

この結果について数値解析を行い、早期クエンチの有無を検証した。線材各部の磁場分布（磁場強度と印加角度）に応じて電流分布が決まり、最大の電流値まで電流が流れ、導体の臨界電流になると考えられる。線材面内及び線材間でスムーズに電流転流が生じると仮定し、電流分布・磁場分布の数値解析を行った。ここでは、レーストラック形状をしたサンプルの通常部の中央断面に対して解析を行った。これは実験で温度調節した際、直線部の中央をヒータで熱したため、導体の臨界電流はここで決まると考えられるためである。レーストラック導体断面に対して図 3.3.1.3-6（最上）のように座標をとり、線材 1 列 10 層の束を 1 つの導体とみなし、それぞれ 500 の要素に分割した。1 つの要素内で電流分布は一定とした。各要素には初期電流値を与え、その電流値から通常部の中央断面における線材面に垂直な成分（図の x 軸成分）の磁場強度を求めた。その際、要素の中心点を磁場の計算点とし、各要素の電流値よりビオサバルの法則から磁場を求めた。計算された磁場強度から各要素における臨界電流値を求めた[3.3.1.3-4, 7]。各要素において、電流値が臨界電流値より大きいとき、その要素は臨界に達したとみなし、臨界に達した要素の電流値と臨界電流値との差分の合計を臨界に達していない要素に等分配した。要素の電流値が臨界電流値より小さいとき、その要素にある電流刻みに臨界に達した要素からオーバーフローした電流値を加え、再度、磁場強度の計算からこの過程を繰り返した。最終的に全ての要素が臨界に達したときの各要素の臨界電流値の合計を、この導体サンプル全体の臨界電流値

とした。30 kA 級導体サンプルについて数値計算で得られた臨界電流を、実験で得られた測定値と比較した結果を図 3.3.1.3-7 に示す。また、温度 20 K に対して上記の数値解析を行い、サンプルの臨界電流値が求めたときの導体内の線材面に垂直な成分の自己磁場分布と電流密度分布を図 3.3.1.3-8 に示す。それぞれ導体中央の断面における値も載せている。導体の右端 ($z = 10$ mm 付近) が最も磁場が高いため、この付近で電流密度が低くなっている。磁場は $z = 0$ mm に向かってなだらかに減少し、それに伴い、電流密度は増加していく。磁場がゼロに近づくと、臨界電流が急激に増大するため、導体内の電流密度も急上昇しており、磁場ゼロのところで最大電流密度になっている。このことから、自己磁場分布と電流密度分布とが自己無撞着に解かれていることが分かる。図 3.3.1.3-7 より、数値解析結果と実験結果は比較的良く一致していることが分かる。これより、HTS 線材単純積層導体内の電流分布について、現在の理解とモデルがほぼ正しいと証明できたものとする。実験結果と解析結果の差の原因については、実験で使用した線材と引用した文献の線材との差や臨界電流磁場特性を文献のグラフから直接読み取ったことによる誤差などが考えられる。臨界電流の磁場特性に関しては、特にゼロ磁場での臨界電流値が実際の値より低い可能性があり、今後、線材の臨界電流の磁場特性を実測するとともに、パーコレーションモデル等のスケーリングを用いて再度検討する予定である。また、今回は自己磁場条件のみの解析を行ったが、今後は臨界電流の外部磁場の角度依存性も考慮した解析を行い、導体の臨界電流の磁場依存性を再現する計画である。

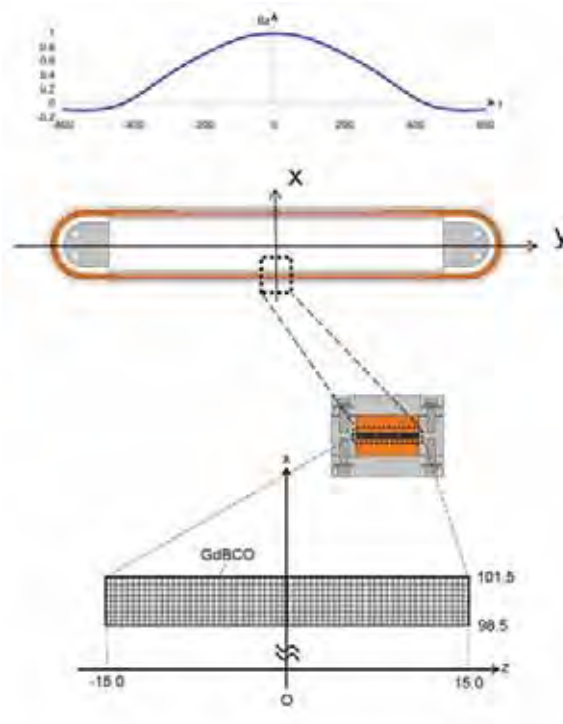


Figure 3.3.1.3-6 Schematic illustration of the model of the critical current analysis. The units are in millimeter. The normalized external magnetic field distribution is also shown.

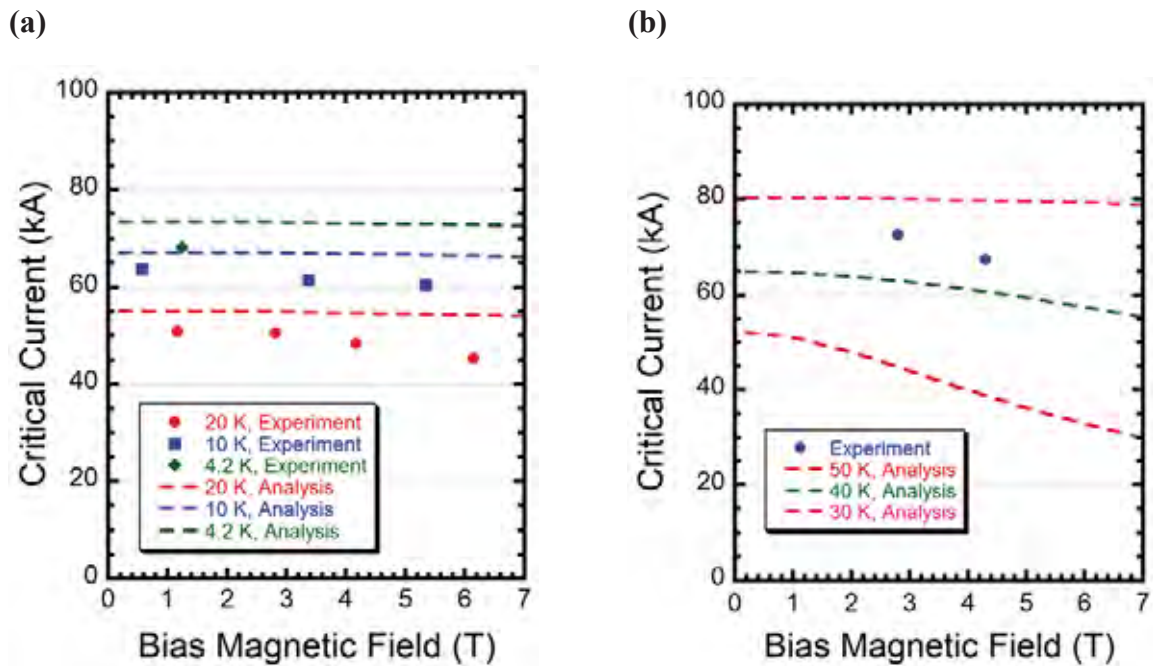


Figure 3.3.1.3-7 (a) Critical currents of the 30-kA sample obtained by the experiment and numerical analysis as a function of the bias magnetic field at each temperature. Symbols and curves show the results of the experiment and the analysis, respectively. (b) The same for the 100-kA sample.

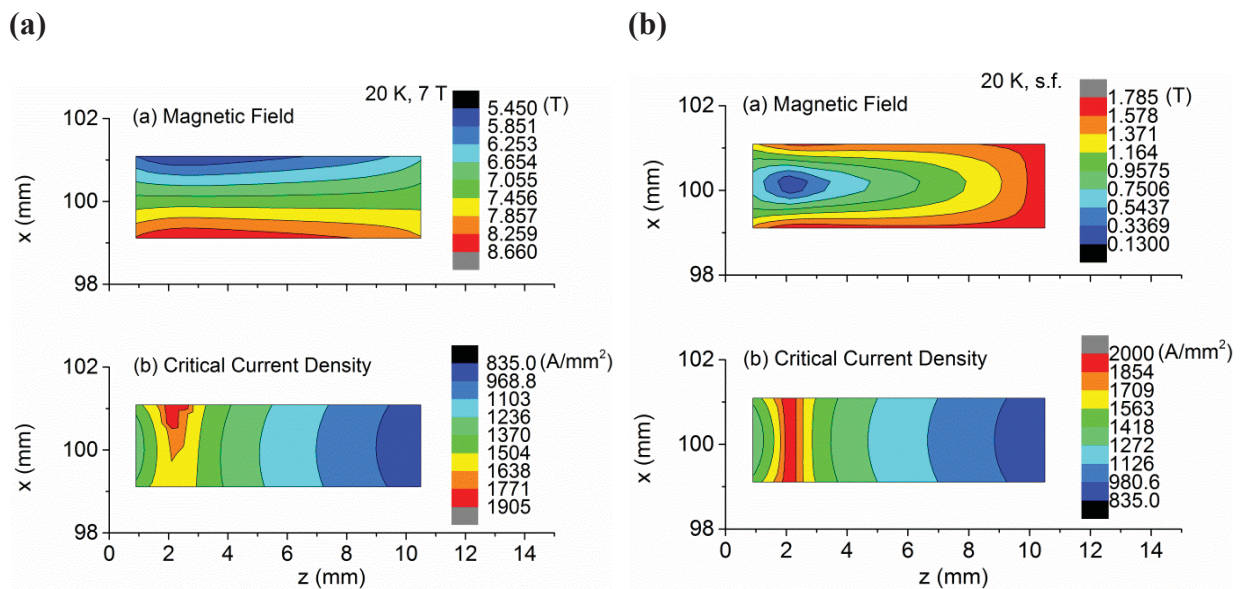


Figure 3.3.1.3-8 (a) Critical currents of the 30-kA sample obtained by the experiment and numerical analysis as a function of the bias magnetic field at each temperature. Symbols and curves show the results of the experiment and the analysis, respectively. (b) The same for the 100-kA sample.

3.3.1.3-4 HTS STARS 導体の冷却安定性

30 kA 級導体の試験において、温度 20 K、外部磁場 6.1 T において臨界電流 45 kA が測定された。この際、電圧タップの信号による磁束フロー抵抗の増大波形から臨界電流まで早期クエンチを起こすことなく到達していることが確認できたが、臨界電流に到達後は、クエンチする場合とクエンチしない場合の 2 種類があった。典型的な例を図 3.3.1.3-9 に示す。クエンチしなかった場合は、導体の発熱と熱伝導による冷却が釣り合ったと考えられる。一方、クエンチした場合は、導体の発熱と熱伝導による冷却を上回ったため、抵抗が増大して、サンプル電流が減衰したと考えられる。この冷却安定性について、電磁・伝導の連成数値解析を進めている。

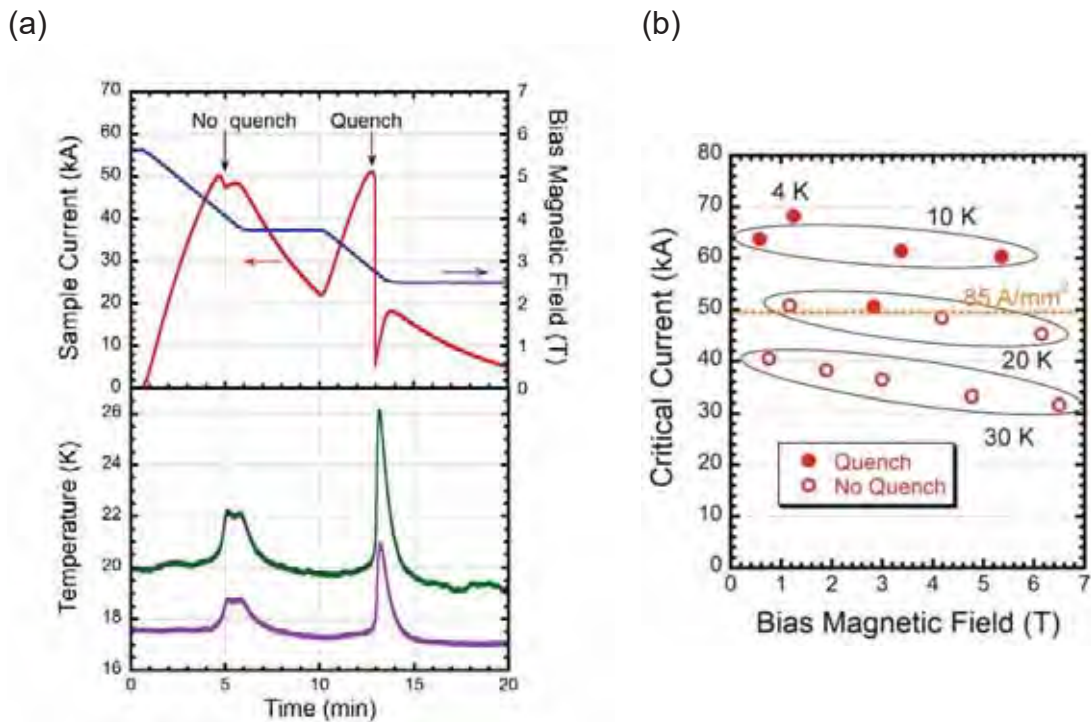


Figure 3.3.1.3-9 (a) Waveforms of the sample current, bias magnetic field, and temperature (at two locations on the stainless steel jacket) observed in the critical current measurement of the 30-kA-class HTS STARS conductor sample. (b) Quench or no quench points on the bias magnetic field and current plane observed in this experiment.

3.3.1.3-5 HTS STARS 導体試験サンプルの接続抵抗評価

HTS 導体サンプルは機械的ブリッジジョイントを用いた接続部を有する。2012 年 8 月に行った 30 kA 級導体の第 1 回試験では、測定された接続抵抗が予測値より高く、接続部よりクエンチした。そこで接続部の構造を改良したサンプルを再製作し、2013 年 3 月に再試験を行った。第 1 回、第 2 回試験ともに、導体サンプルは 2 列 10 層に単純積層された GdBCO テープ (フジクラ製 FYSC-SC10) を銅ジャケット、ステンレスジャケット内に収めて製作している。第 1 回試験では接続抵抗が予測より高くなったが、サンプルを解体してみたところ、GdBCO テープの階段部の一部がお互い

に乗り上げ、接触面積の低下及び応力集中による線材の損傷が観察され、それが高い接続抵抗となった原因であることが分かった。また、GdBCO テープ 1 層の機械的ブリッジジョイントの要素試験では、接合応力が 50 MPa 以上で接続抵抗が安定的に低下することが得られていたが、第 1 回試験のサンプルでは、接合応力を与えるステンレスジャケットの塑性変形が発生するという制約で 35 MPa 程度の接合応力しか与えられていなかった。そこで、ステンレスジャケットの厚さを 10 mm から 20 mm に変更し、最大 100 MPa の接合応力を負荷できるように改良した。図 3.3.1.3-10 に第 2 回試験におけるサンプルの構造を示す。また、応力集中による線材の損傷を回避するために接合面及びジャケット間に挿入するインジウム箔の設置位置、厚さ、サイズを調整して、接続部の施工を行った。

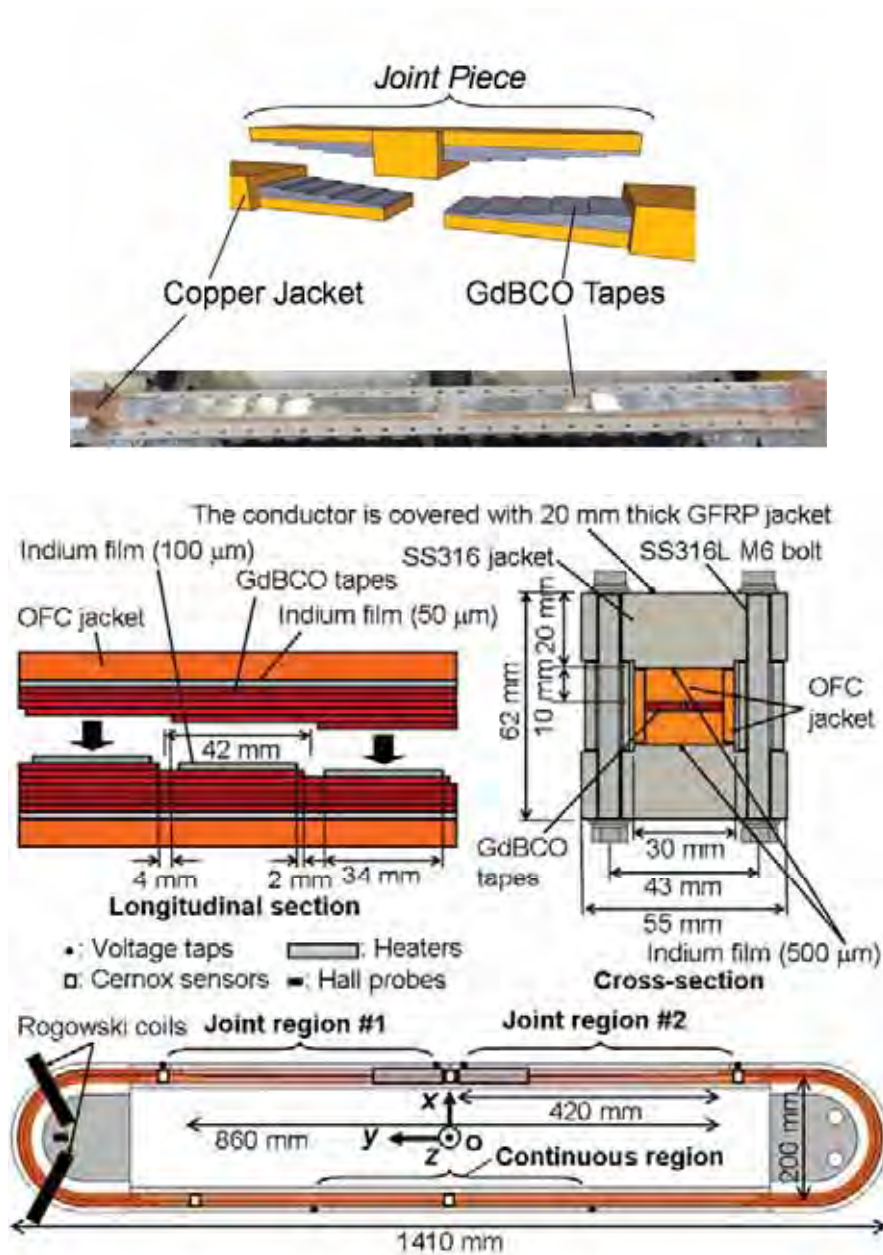


Figure 3.3.1.3-10 Schematic illustration and a photograph of the joint section of the HTS STARS conductor sample.

接続抵抗の評価結果を図 3.3.1.3-11 に示す。いずれの結果についても、接続部の温度 4.2 K、通電電流 30 kA のときに算出した接続抵抗である。また、機械的ブリッジジョイントにおいては接続部が 2 ヶ所あることになるが、この図の接続抵抗は 2 ヶ所の接続部の抵抗を合計した値を表わしている。第 1 回試験では接続抵抗が約 25 nΩ だったのに対し、第 2 回試験では約 6 nΩ に改善された。

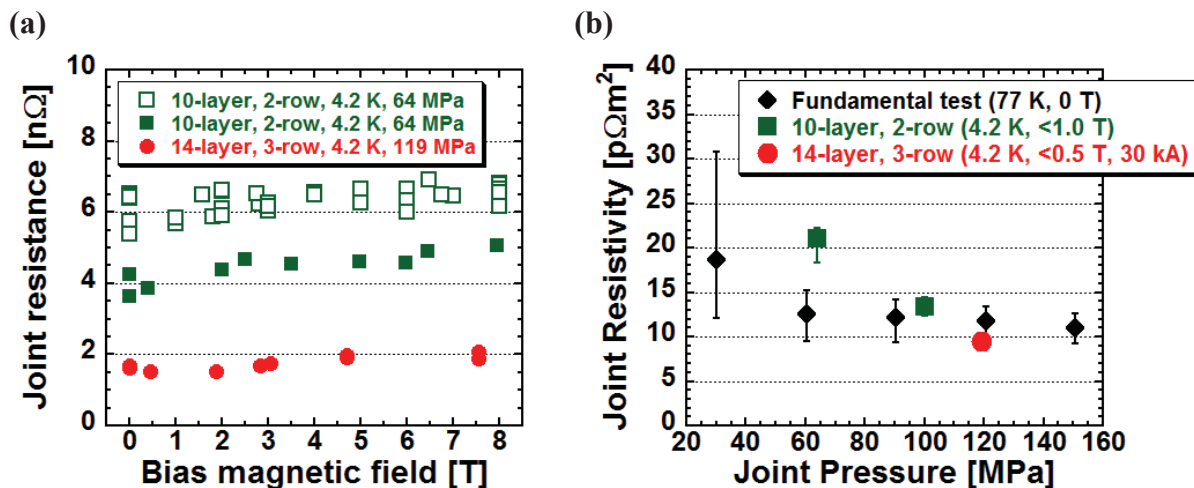


Figure 3.3.1.3-11 (a) Joint resistance measured for the 100-kA-class conductor sample as a function of bias magnetic field. (b) Joint resistivity measured for the 100-kA-class conductor sample as a function of the applied pressure during joint fabrication.

3.1.3.6 HTS STARS 導体用機械的ラップ接続部の機械強度評価

超伝導マグネットの運転中に発生する電磁力を考えると接合部の機械強度は重要な特性である。HTS 導体を用いたマグネットオプションについて、電磁力によってヘリカルコイルに発生する応力に関する検討を行い、これについては、3.2.4.4-4 節に述べている。東北大学において、GdBCO テープ線材（単線）の機械的ラップジョイントの引張せん断試験を行った[3.3.1.3-8, 9]。図 3.3.1.3-12 (a) に実験体系の概要を示す。5 mm 幅の銅安定化層付き GdBCO テープ線材（フジクラ社製 FYSC-SC05、77 K、自己磁場での臨界電流 250 A）の銅層（接合面）を#400 研磨紙で研磨した後にエタノールで洗浄し、インジウム箔（100 μm 厚）を接合面に挿入して、接合長 5 mm と 10 mm のサンプルを製作した。全てのサンプルには、ジグを用いて接触圧力 100 MPa を加え、その後、一度ジグを外して接触圧力を解除した。接合長 5 mm のサンプルについては、この状態のサンプルと再度ジグにより接触圧力を加えたサンプル（接触圧力 11、25、50、100 MPa）を試験部に設置し、液体窒素中で引張試験を行った。また、接合長 10 mm のサンプルについては、接触圧力非印加（0 MPa）の条件でのみ引張試験を行った。引張負荷はステッピングモータを用いて与え、電流 50 A をサンプルに流した。測定項目は、引張負荷、GdBCO 線材のひずみ、サンプル全体の変位、接合部の電圧であった。印加電流 50 A において接合部の電圧から接合抵抗を評価し、接触抵抗を各サンプルに対して評価した。この試験は、接合サンプルの引張強度に加えて、接合部、及び接触面の面内せん断強度を確認するために行った。

本試験で得られる接合サンプルの使用限界となる引張応力が、図 3.2.4.4-8 (a) で示される引張ひずみ 0.145%を発生させる引張応力を超えている必要がある。併せて、接合部のせん断強度が構造解析で得られたコイルのねじりによって発生する面内せん断応力の最大値 32 MPa (図 3.2.4.4-8 (b)) も超えている必要がある。構造解析で議論しているせん断応力は、GdBCO テープ線材を引っ張ることによって発生するせん断応力ではなく、テープ線材の長手方向に垂直な断面を横方向にずらす力によって発生するせん断応力であるが、接合部の長手方向と横方向のせん断強度は同等であるものと仮定して、テープ線材の長手方向に対する引張せん断試験による評価を行った。

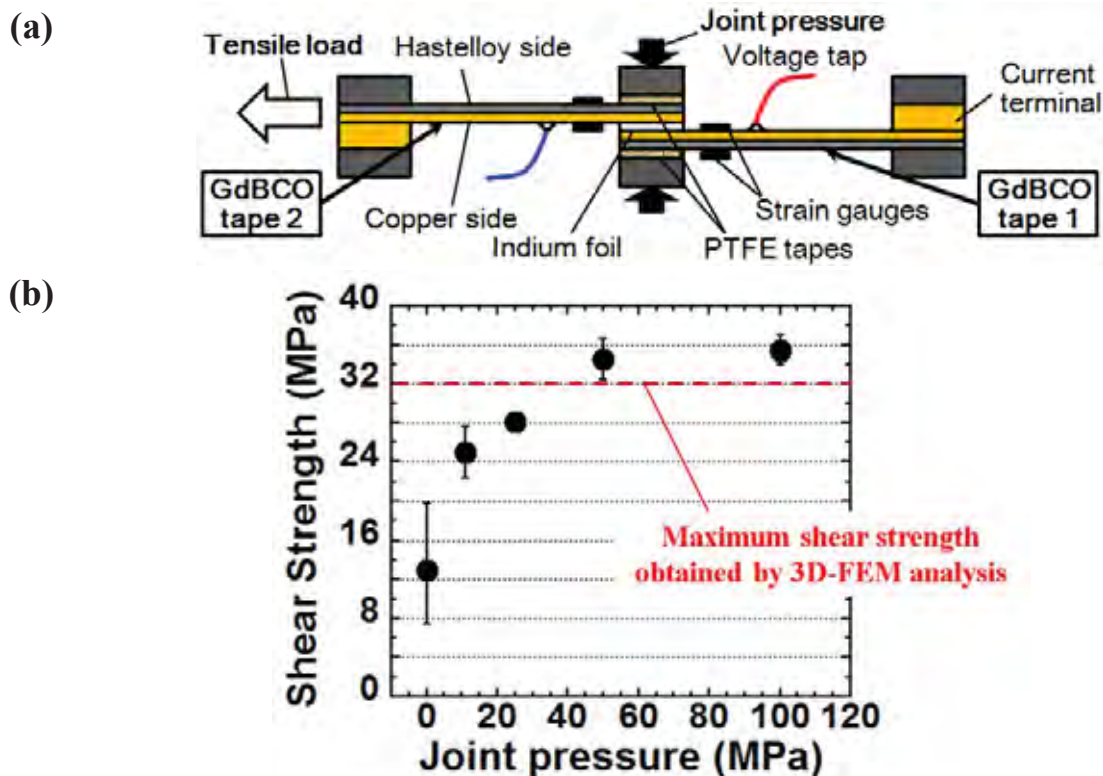


Figure 3.3.1.3-12 (a) Schematic illustration of a tensile and shear strength test setup for a single-tape joint and (b) its result.

図 3.3.1.3-12(b) に試験で得られた接合部製作時の印加応力と最大引張負荷の関係を評価した結果を示す。最大引張負荷は接合部のせん断破壊が起こった、もしくは GdBCO テープ線材が破断したところに相当する。使用した GdBCO テープ線材の不可逆ひずみは 0.43%~0.53%と報告されている。本試験では 500-600 N を超える引張負荷をかけた際に不可逆ひずみを超えるひずみが GdBCO テープ線材に生じ、電圧が大きく上昇した。機械的ラップジョイントにおいては、接触コンダクタンスの上昇に伴い、最大引張負荷が上昇している。接合部のせん断強度は、接触導電率で決定されることを示している。また、接合部固定ジグが存在する場合は存在しない場合に比べて、せん断強度が大きな値にシフトしている。これは、引張試験の際に接合部に回転モーメントが働き、剥離方向の力が加わるためである。ジグありの場合は純粋なせ

せん断による破壊、ジグなしの場合はせん断と剥離による破壊が接合面に発生する。実際のマグネットの接合部ではジャケット等で接合部が固定されているので、ジグが存在している状況と同等になると考えられる。せん断強度が 36 MPa 程度に至ると、接触導電率が上昇してもせん断強度が一定になることも示している。液体窒素温度では、機械的ラップジョイントのせん断強度は 36 MPa 程度が上限であると考えられる。ジグがある場合のデータでは、接触圧力条件の上昇とともに接触導電率が上昇している。接触面のせん断強度が接触導電率、接触圧力のいずれで決定されているのか判断できないため、今後もデータの蓄積・詳細解析が必要である。接触面のせん断強度が接触導電率のみで決まるのであれば、実際のコイルの接続部の製作において、接触圧力を過剰に確保する必要はなくなる。本試験体系で引張ひずみ 0.145% を発生させる引張負荷は 150-200 N 程度であり、機械的ラップジョイントは十分な強度を有している。引張せん断試験で得られた機械的ラップジョイントの最大せん断強度 36 MPa は、ヘリカルコイルのねじりによって発生するせん断応力 32 MPa をわずかに上回るのみである。また、100 kA 級 STARS 導体で達成した接合抵抗率は、77 K では $30 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ 程度に相当するが、これから接触導電率を求めた場合は 0.035 TS/m^2 程度となり、仮に接触面のせん断強度が接触導電率で決まるとするならば、このときの接合部のせん断強度は 24 MPa 程度と見積もられる。従って、1 枚のテープ線材同士で達成できる接合状態を大型導体でも達成できるような製作改善が必要である。現状、引張せん断試験は 77 K で行っており、実際のマグネットの運転領域である 20 K 程度ではせん断強度が上昇する可能性がある。一方、FFHR-d1 のヘリカルコイルの構造解析では、YBCO テープ線材部はジャケットに完全拘束されていると仮定しているが、この拘束がなく YBCO テープ線材がスライドできるとするならば、せん断弾性係数が下がり、発生するせん断応力も小さくなると予想される。よって、YBCO テープ線材の固定方法やコイル支持構造の最適化等により、接合部に発生する応力・ひずみを下げることが検討していく必要がある。

今後、ドイツのカールスルーエ工科大学 (KIT) との共同研究として、同大学に設置された FBI 装置を用いて、10 kA 級接続サンプルの機械試験を行うことを計画している。この装置では、100 kN までの引張応力 (F) を印加した状態で、14 T までの外部磁場 (B) を印加し、10 kA までのサンプル電流 (I) を印加することができる。10 kA 級導体の計画図を図 3.3.1.3-13 に示す。

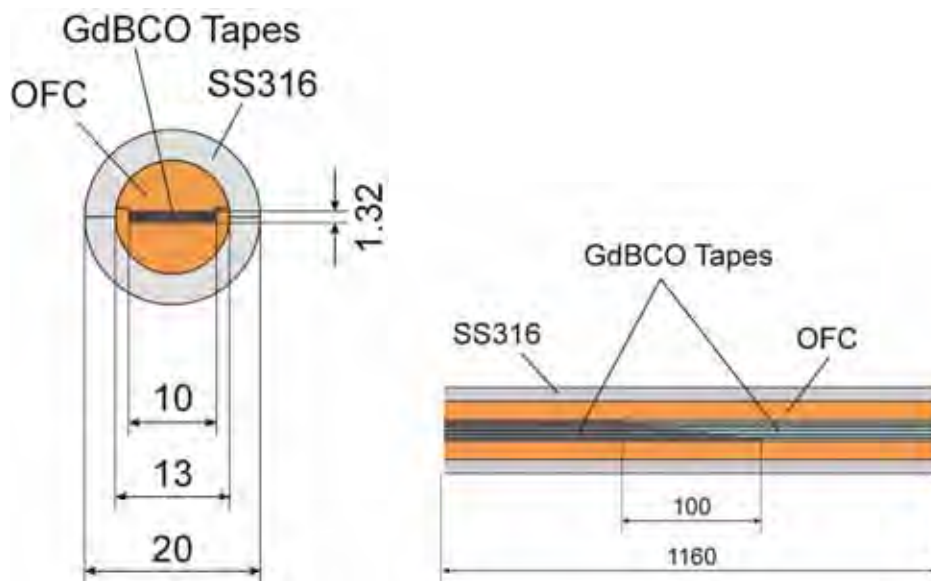


Figure 3.3.1.3-13 Schematic illustration of a 10-kA-class HTS STARS conductor sample to be tested in the FBI facility at KIT.

3.3.1.3-7 HTS STARS 導体用機械的ラップ接続部の接合抵抗率低減

大型導体の機械的接合においては、均一な接触圧力を接合面に加えることが技術的に難しくなることで、非接触領域が増大し、接合抵抗率が大きくなってしまふ懸念がある。接触面積増大のために接合面間にはインジウム箔を挿入しているが、接触圧力の不均一性の問題に対応しきれていない。接触荷重適用時の真実接触面積は接触材料の硬さに反比例するとされている。よって、常温から温度を 100°C 程度まで上げると、インジウムの硬さが半分程度に変化することを利用して、接合部製作時に熱処理を行うことで接合状態を改善することを提案し、その適用性を評価した[3.3.1.3-10]。試験サンプルは 5 mm 幅の銅安定化層付き GdBCO 線材（フジクラ社製 FYSC-SC05）のインジウム箔挿入機械的ラップジョイントとした。接合前には、接合面を平均粒径 $81\ \mu\text{m}$ （#400）のサンドペーパーで研磨し、エタノールで洗浄した。いくつかのサンプルについては、研磨・洗浄後に低真空（ 10^{-2} kPa ）、 150°C の環境で 30 分のベーキング処理を行ってから接合を行った。接合面積は $25\ \text{mm}^2$ とし、接触圧力はボルト締めによって与えた。サンプルごとに加熱処理前に接合抵抗を評価し、その後加熱処理を行って再度接合抵抗を評価した。加熱処理前後の接合抵抗率の変化は、インジウム箔の厚さ変化によるものと GdBCO テープ線材の銅層面とインジウム箔の接触抵抗の変化によるものの 2 つの和になると考えられる。前者を評価するために加熱処理前後のサンプル接合部の厚さの変化、すなわちインジウム箔の厚さ変化も測定した。

図 3.3.1.3-14 に、加熱処理温度と加熱処理後の接合抵抗率の関係を示す。ベーキング処理の有無にかかわらず、加熱処理後に接合抵抗減少がみられ、加熱処理温度 90°C 付近で接合抵抗が最小となった。90°C を超える温度においては、ベーキング処理を行っていないサンプルにおいて接合抵抗が上昇に転じた。これは、インジウム箔内に空隙が生じ、接触抵抗が上昇したためである。ベーキング処理を行ったサンプルにおいては 90°C を超える温度においても空隙の発生が抑えられていることから、この空隙は GdBCO テープ線材やインジウム箔内に補足されていた気体分子が放出されることで発生したものであると考えられる。以上より、ベーキング処理と加熱処理を組み合わせることで、接合抵抗を低減できることが示された。今後は、加熱処理中の接触圧力制御の導入も含めて、この方法を大型導体の接合部製作にも適用し、その効果を確認していく計画である。

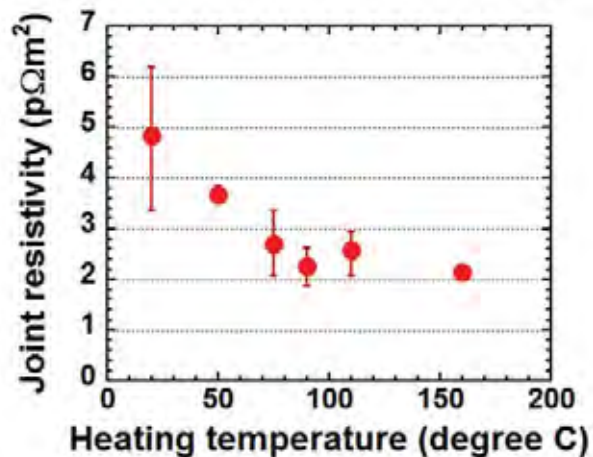


Figure 3.3.1.3-14 Evaluated joint resistivity as a function of heating temperature during fabrication of a GdBCO single-tape mechanical lap joint.

3.3.1.3-8 HTS STARS 導体開発研究の今後の計画

上述のように、3 m の短絡コイル形状導体試験を行い、100 kA の通電実験に成功した。3.1.4 節に詳述されているように、NIFS 超伝導マグネット研究棟では、最大磁場強度 13 T でボア径 700 mm のソレノイドコイルを有した大口径高磁場導体試験設備を整備中である。今後、この装置を用いて、長さ 5 m 以上の STARS 導体の試験を行い、さらなる開発研究を進めることを計画している。この装置では、ソレノイドコイルの内部において、試験サンプルもやはりコイル形状としてインストールすることになる。よって、導体の長手方向に沿って均一な磁場を印加することができる。さらに、サンプルの試験空間は一様温度に制御 (4-50 K) することが可能となっている。先の短尺試験では、実際には、高磁場が印加できたのは 300 mm 程度であり、かつ、この部分だけ均一な温度制御ができた。今度の試験では、これと比べて、磁場分布、温度分布ともに、長さ 10 倍以上で均一な条件を与えられることになる。現在、設計と製作を進めている HTS STARS 導体サンプルの外観を図 3.3.1.3-15 に示す。2 層のダブルパンケーキ構造として、層間は接続を入れる方式である。また、1 層のパンケーキの外周には、東北大学で機械的ラップ接続部を入れる計画を東北大学との共同研究で進めている。この場合、曲線状の形状になるため、要素試験を入念に進める必要がある。この設備を用いた試験で、これまで最も異なるのは、直流電源からサンプル導体に直接通電を行うことである。以前の試験では、サンプルを短絡としてスプリットコイルの電流を変化させることでサンプルに電流を誘起した。このため、約 1 時間の安定な通

電を行えたとは言え、どうしても全てが過渡的となった。今度の試験では、一定の電流、一定の磁場を長時間に渡って印加することが可能となる。ただし、この設備では、サンプルの最大電流値が 50 kA の制限となる。そこで、図のサンプルでは、定格電流を 30 kA に設定した。



Figure 3.3.1.3-15 Schematic illustration of a HTS STARS conductor to be tested in the new superconductor testing facility at NIFS equipped with a 13-T magnetic field and 700-mm bore solenoid coil. The rated current is 30 kA at temperature 20 K.

参考文献

- [3.3.1.3-1] G. Bansal et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **18** (2008) 1151.
- [3.3.1.3-2] N. Yanagi et al. IEEE Trans. Appl. Supercond. **24** (2014) 4202805.
- [3.3.1.3-3] S. Ito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **24** (2014) 4602305.
- [3.3.1.3-4] Y. Terazaki et al., IEEE Appl. Supercond. **24** (2014) 4801305.
- [3.3.1.3-5] N. Yanagi et al., Nuclear Fusion **55** (2015) 053021.
- [3.3.1.3-6] S. Ito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **25** (2015) 4201205.
- [3.3.1.3-7] Y. Terazaki et al., IEEE Appl. Supercond. **25** (2015) 4602905.
- [3.3.1.3-8] S. Ito et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **25** (2015) 4201205.
- [3.3.1.3-9] L. Aparicio et al., Plasma Fusion Res. **11** (2016) 2405065.
- [3.3.1.3-10] T. Nishio et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. **26** (2016) 4800505.

3.3.1.4 大口径高磁場導体試験装置の構築

3.3.1.4-1 試験設備概要

大電流導体の特性を調べるためには、一様な磁場空間を導体の電磁気的な特性長よりも十分に長くすることが必要である。そのため、本計画においては、図 3.3.1.4-1 に示すように、既設の 2 分割の 9 テスラコイルを、内径が 0.7 m で最高磁場が 13 T の大口径ソレノイドコイルに交換し、コイル形状の導体試験を実施できるようにする。この方式には、最高磁場に近い位置に試験空間を設けることができる利点がある。新設の大口径コイルは、スプリットコイルへの改造が可能な設計とするとともに、内側に内径 0.6 m の最内層コイルを追加することにより、最高磁場を 15 T に増強可能な設計とする。

導体の曲げ半径は、導体幅の 10 倍以上が望ましいが、5 倍程度の曲げの実績がある [3.3.1.4-1, 2]。導体幅の 5 倍の曲げ半径を許容すれば、内径 0.6 m の場合でも、幅 50 mm までの導体の試験が可能である。

Table 3.3.1.4-1 Major specifications of the external field coil for Large-bore Conductor Test Facility.

		Inner (15 T)	Inner (13 T)	Outer
Max. field	T	15.0	13.0	< 7
Operating temperature	K	4.4	4.4	4.4
Cold bore diameter	m	0.6	0.7	
Outer diameter	m			< 1.4

・ 内層コイルと外層コイルは、電源に対して直列に接続する。

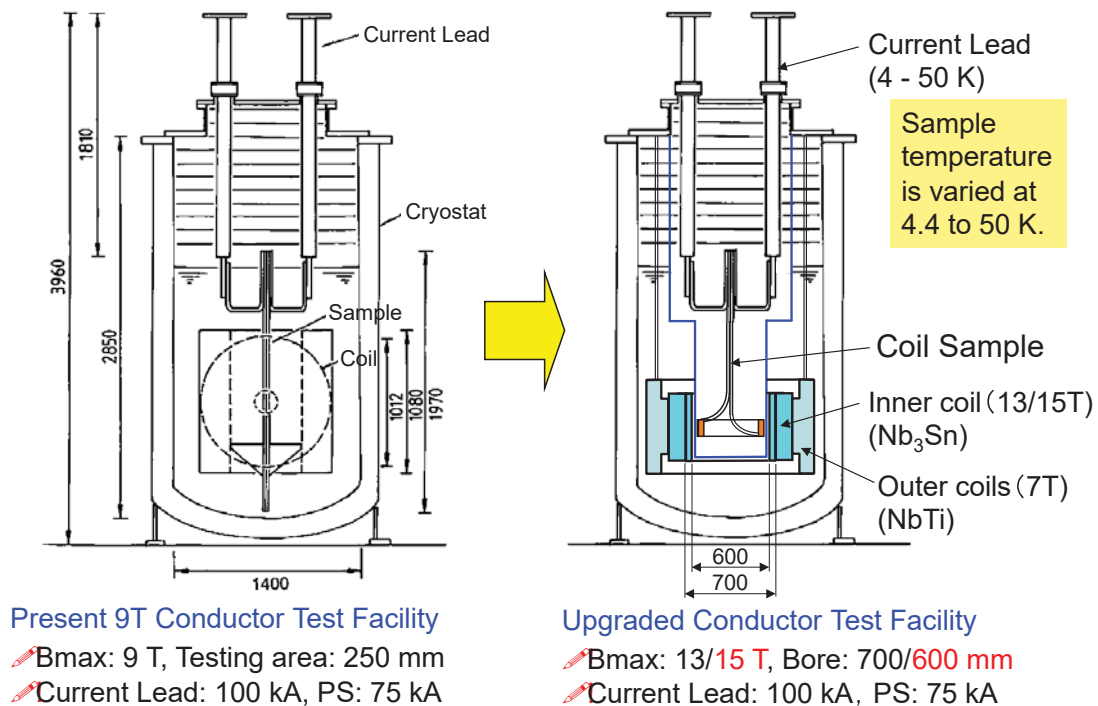


Figure 3.3.1.4-1. Concept of upgrading the existing 9 T conductor test facility to Large-bore test facility.

3.3.1.4-2 磁場発生コイルの設計

設計条件

- (1) 候補線材には下記を選定。なお、納期短縮のため、製造実績のある超伝導線材の中から最大の断面積の矩形断面導体を選択した。
Nb₃Sn 矩形導体: 3.2 mm×2.1 mm, Cu ratio は 0.9±0.1、ガラス編組絶縁 (厚さ 0.1 mm)
NbTi 矩形導体: 4.0 mm×2.0 mm, Cu ratio は 2.2 以上、ホルマール絶縁 (厚さ 0.05 mm)
- (2) 遮断時の最大電圧については、Nb₃Sn 導体の最大層間電圧が 147 V (ヘリウム中の最小火花電圧) 以下、NbTi 導体の最大層間電圧が 400 V 以下とする。
- (3) クエンチ時のコイル保護に関しては、外部保護抵抗を用いる。超伝導導体の比熱だけを考慮したホットスポット温度として 250 K 以下とする。(遮断電圧を下げるため、200 K から 250 K に条件を緩和)
- (4) コイルは長さ方向に 2 分割とし、スプリットコイルとしても使用可能な設計とする。
- (5) 径方向には約 10 層毎に SUS 支持円筒を挿入し、電磁力による超伝導線材の引張りひずみを 0.35% 以下、支持円筒の最大応力を 600 MPa 以下とする。
- (6) 温度マージンは NbTi は 1.0 K 以上、Nb₃Sn は 2.0 K 以上とする。
- (7) Nb₃Sn コイルは、製作の都合で内周側の対地絶縁が貼り付けとなるため、対地電圧は 1,500 V 以下とする。NbTi コイルの対地電圧は 2,500 V 以下とする。

コイル設計

<超伝導線材の制約>

・線材メーカーの製造設備の制限より、Nb₃Sn 導体の製作長は 2,150 m とし、25 m の巻線代と口出しを考慮し、巻線長は 2,120 m 以下とする。NbTi 導体の製作長は 3,500 m とし、巻線長は 3,470 m 以下とする。

<製作性の制約>

・層数が多くなりすぎると巻線精度が悪くなるため、1 ブロック当たりの層数は内層 (Nb₃Sn) コイルは 12 層以下、外層 (NbTi) コイルは 16 層以下とする。
・当初、各ブロックの製作公差は 1.0 mm 程度を見込んでいたが、Nb₃Sn コイルの試作の結果、Nb₃Sn 生成時に線材が膨張することが原因で楕円変形を抑止できないことが判明した。また、線材断面も 5% 程度膨張することから、楕円変形を熱処理後に内周を当て板で押して矯正しても、楕円変形による公差±0.5 mm と断面膨張分 1 mm を加える必要が生じた。そのため、Nb₃Sn の組立

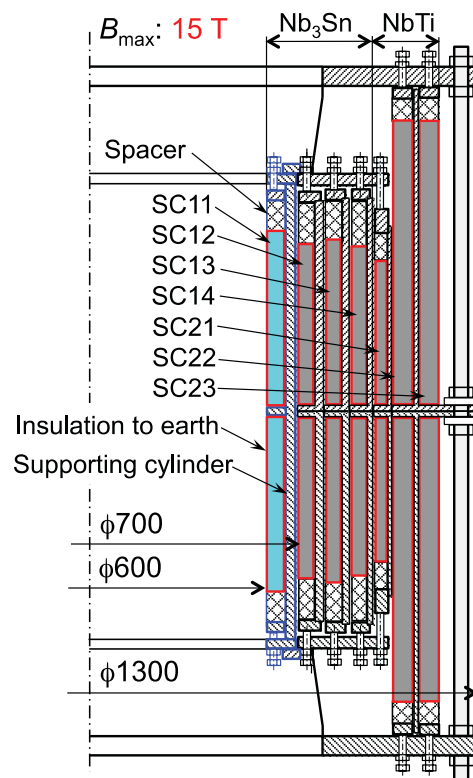


Figure 3.3.1.4-2 External field coil

ギャップとして 3 mm 程度を見込む必要がある。この公差増大分を吸収するため、SC14 ブロックの層数を 12 から 10 に減らし、長さの延長と定格電流の上昇によって最高磁場を確保した。

- ・内層コイルは長手方向に 2 分割。3.2 mm×2.1 mm (裸寸法) の Nb₃Sn 導体のソレノイド巻とし、層数は内周側から 12, 12, 12, 10 層で、層毎に支持円筒を入れる。9 導体で巻線するため、内側から 2 ブロック (SC11 と SC12) は接続無し、その外側 (SC13 と SC14) は接続 1 箇所とする。導体長の制約により、列数は内側から、89、78、83、83 列とする。

- ・外層コイルも長手方向に 2 分割。4.0 mm×2.0 mm (裸寸法) の NbTi 導体のソレノイド巻とし、外層コイルの最大経験磁場を下げるため、最も内側のコイル(SC21)の長さは内層コイルよりも短くする。Out1 は 1 導体の半分で巻線することを考慮し、10 層とし、列数を 58 列以下とした。その外側コイル(SC22 と SC23) は接続 1 箇所とし、SC23 の導体長の制約により、116 列の 16+16 層とした。外層コイルの経験磁場は、軸方向磁場と径方向磁場の和により内層コイルの端部に近いところで最大となる。外部磁場発生コイルの磁場分布を図 3.3.1.4-3 と 3.3.1.4-4 に示す。

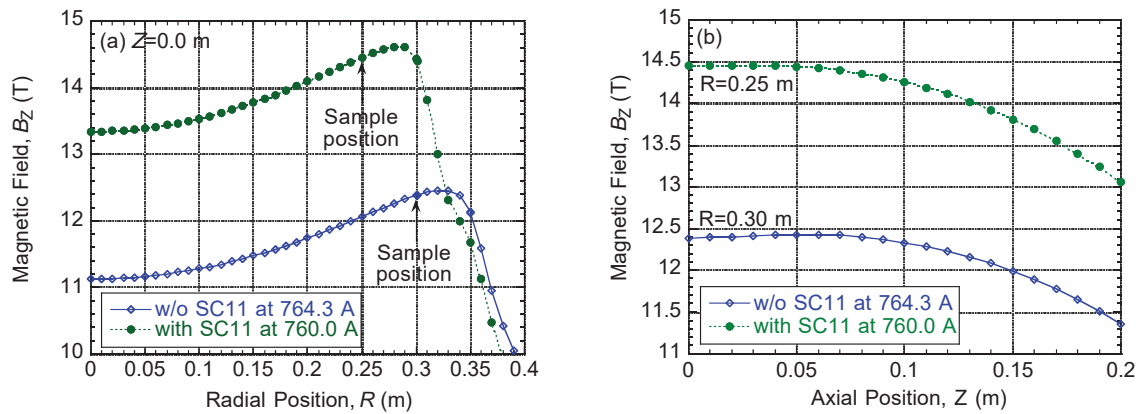


Figure 3.3.1.4-3 Magnetic field distribution in the middle plane (a) and at the radius of 0.25 m and 0.3 m (b).

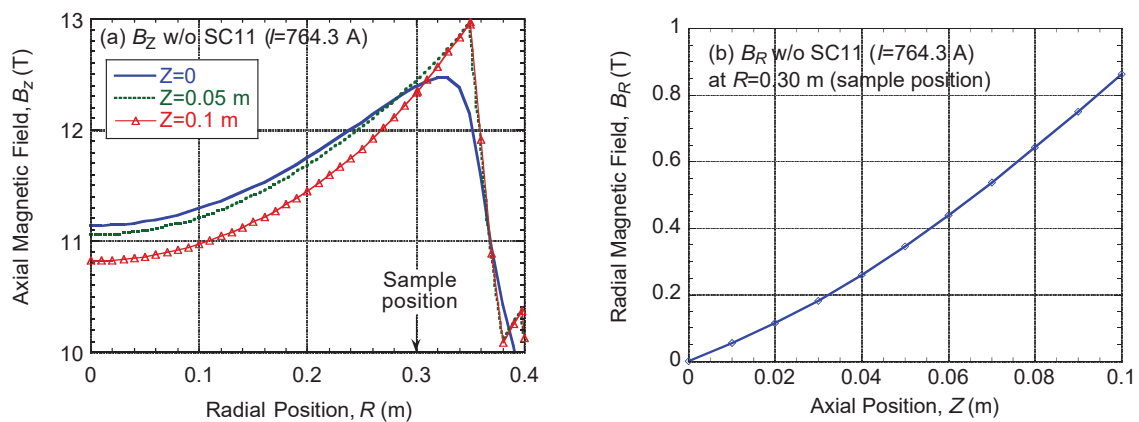


Figure 3.3.1.4-4 Axial (a) and radial (b) magnetic field distributions in horizontal planes at the axial (Z) positions of 0 (center), 0.05 m, and 0.10 m at the highest field of 13.0 T without SC11.

<サンプルに働く上下方向電磁力>

サンプルの電流値を外部磁場発生コイルと同一方向に流せば、上下方向（鉛直方向）の電磁力は長さ中心の向きに働く。長さ方向に 50 mm のシフトがあると、0.345 T の径方向磁場があるため、50 kA、2 ターンの場合の電磁力は、 $50 \times 2 \times 0.345 \times 2\pi \times 0.3 = 65.0 \text{ kN}$

8 本の吊りボルトで支える場合、許容応力を 100 MPa とおくと、10.2 mm の直径が必要となる。よって M12×8 本（または M16×4 本）でサンプルをサンプル天板から支える構造とする。

3.3.1.4-3 遮断電圧と断熱温度上昇の評価

クエンチヒータにより全コイルを常伝導転移させる内部ダンプ方式によるクエンチ保護を選択すると、15 T からの遮断時の最大発熱量が 4.3 MW と評価され、安全弁の必要断面積が大きくなりすぎるため、外部保護抵抗方式を採用する。遮断電圧を抑制するため、図 3.3.1.4-5 に示すように、銅比の異なる内層コイルと外層コイルは別々の時定数で遮断する保護回路とし、各々のホットスポット温度が 250 K 以下となるように外部保護抵抗を選定する。2つの結合する LR 並列回路を解析して、内層コイルと外層コイルの最大電流値を求め、保護抵抗との積を最大端子電圧とした。内層コイルも外層コイルも長さ方向に2分割することとし、最大層間電圧は、次式で求めた。
 最大層間電圧 = 端子電圧 / 長さ方向分割数 / 層数 × 2 = 端子電圧 / 層数 (1)

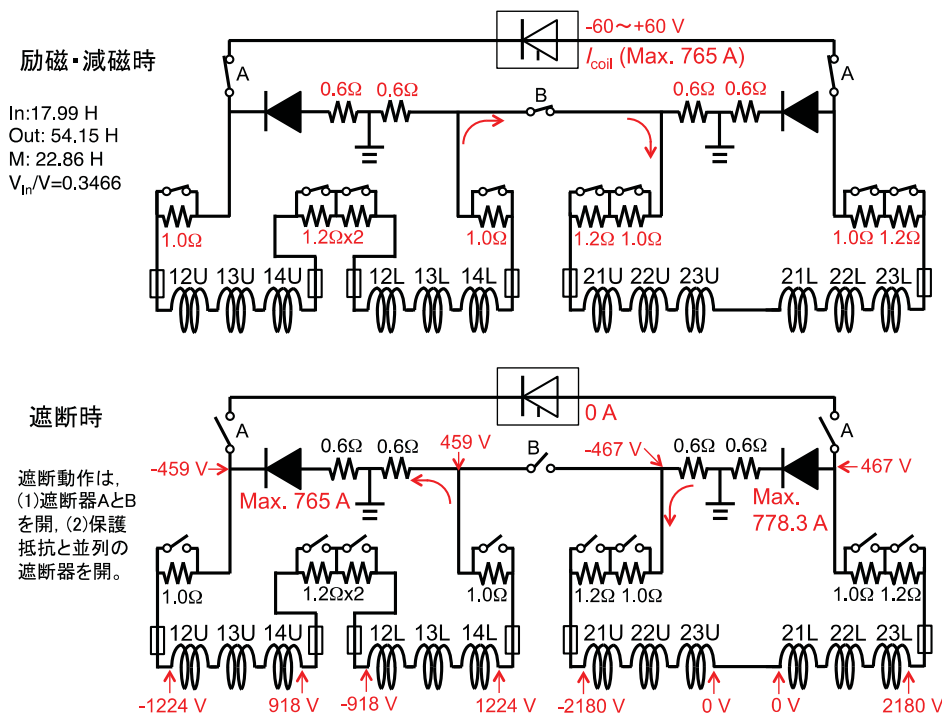


Figure 3.3.1.4-5 Protection circuit for 13 T magnet (without SC11, 118 H)

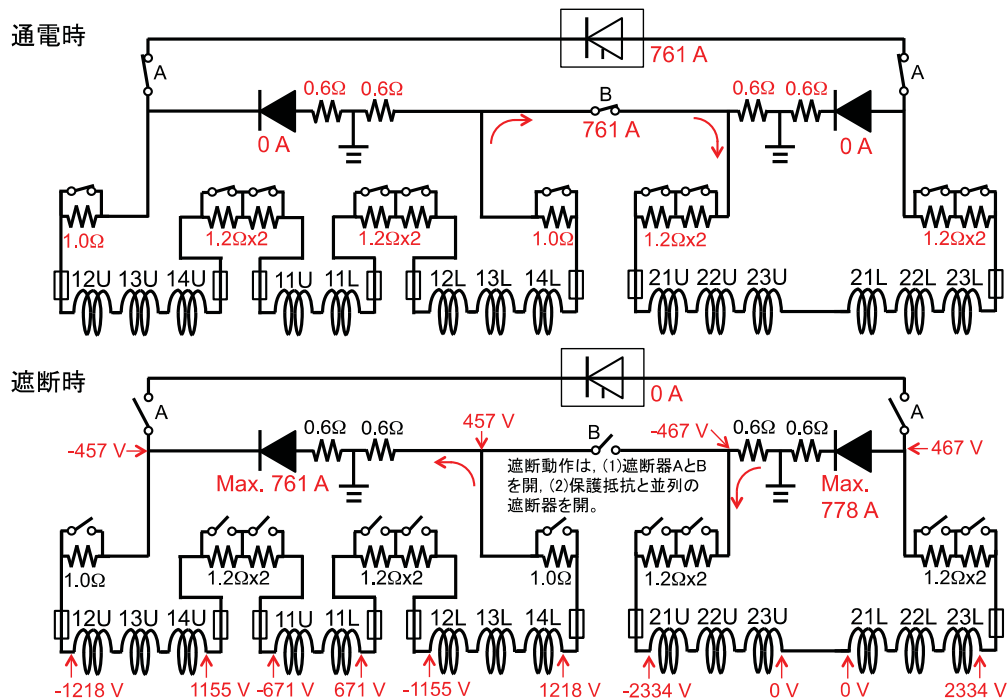


Figure 3.3.1.4-6 Plan of protection circuit for 15 T magnet (with SC11, 139 H)

クエンチ保護時の電流値と温度変化の代表的な計算結果を図 3.3.1.4-6 に示す。

3.3.1.4-4 強度検討

n 層目の外側に支持円筒を置いて導体の変位を拘束する場合において、導体の応力は降伏応力で飽和すると近似すると、力の釣り合いは次式で与えられる。

$$f_1 r_1 - f_{1,2} (r_1 + r_2) / 2 = \sigma_1 A \quad (2)$$

$$f_{1,2} (r_1 + r_2) / 2 + f_2 r_2 - f_{2,3} (r_2 + r_3) / 2 = \sigma_2 A \quad (3)$$

⋮

$$f_n r_n - f_{n-1,n} (r_{n-1} + r_n) / 2 - f_0 r_0 = \sigma_n A \quad (4)$$

$$\sigma_0 = f_0 / W * ((r_0 + t_0)^2 + r_0^2) / ((r_0 + t_0)^2 - r_0^2) \quad (5)$$

(注) 厚肉円筒の式を採用。内圧 p 、外半径 a 、内半径 b の場合の半径 r でのフープ応力は

$$\sigma_\theta(r) = pb^2(a^2 + r^2) / (a^2 - b^2)r^2$$

f_1 : 1 層目の単位長さ当たりの電磁力

f_n : n 層目の単位長さ当たりの電磁力

f_0 : n 層目と支持円筒の間に働く力

σ_0 : 支持円筒の内周応力 (最大応力)

H: 導体の高さ (径方向)

r_1 : 1 層目の導体曲げ半径

r_0 : 支持円筒の内側半径

$f_{1,2}$: 1 層目と 2 層目の間に働く力

$f_{n-1,n}$: n-1 層目と n 層目の間に働く力

σ_n : n 層目の導体の応力

A: 導体の断面積

W: 導体の幅 (軸方向)

r_n : n 層目の曲げ半径

t_0 : 支持円筒の厚さ

(2)-(4)より

$$f_1 \cdot r_1 + f_2 \cdot r_2 + \dots + f_n \cdot r_n - f_0 \cdot r_0 = \sum \sigma_n \cdot A \quad (6)$$

(5)と(6)より

$$\sigma_0 = (f_1 \cdot r_1 + f_2 \cdot r_2 + \dots + f_n \cdot r_n - \sum \sigma_n \cdot A) / W \cdot ((r_0 + t_0)^2 + r_0^2) / ((r_0 + t_0)^2 - r_0^2) \quad (7)$$

導体に働くひずみは、導体と絶縁物が径方向に圧縮される変形が加わるため、次式で与えられる。

$$\varepsilon_n \cdot r_n = \varepsilon_0 \cdot r_0 + f_{n-1,n} / W / E_t \cdot H = \sigma_0 / E_0 \cdot r_0 + f_{n-1,n} / W / E_t \cdot H \quad (8)$$

ε_n : n 層目の導体のひずみ

E_t : 導体の径方向の弾性係数

ε_0 : 支持円筒に働くひずみ

E_0 : 支持円筒の弾性係数

ITER 用素線 (銅比 1.0) の応力ひずみ曲線から銅比の違いを補正して、Nb₃Sn 超伝導線材の応力ひずみ曲線を図 3.1.4.7 のように、完全弾塑性モデルで近似する。50 MPa 以上では、Cu は塑性変形をしてそれ以上の応力を分担しないと見なして、ITER 用線材の実測値の弾性係数を (1+1)/(1+0.83)倍している。

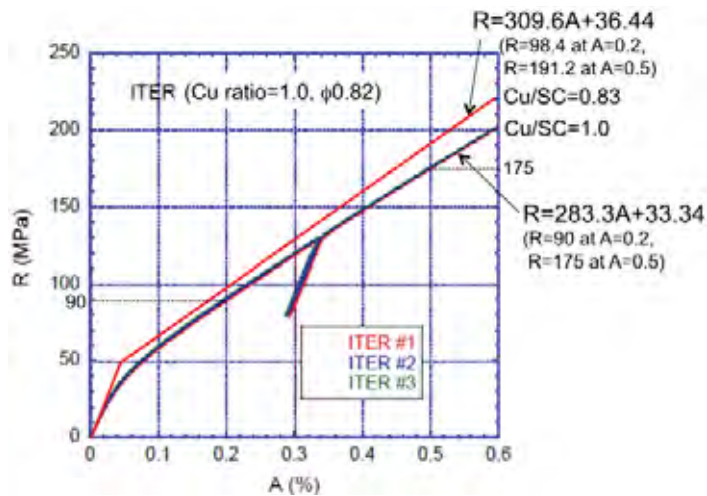


Figure 3.3.1.4-7 Expected stress-strain curve of the Nb₃Sn strand using the data of ITER strands.

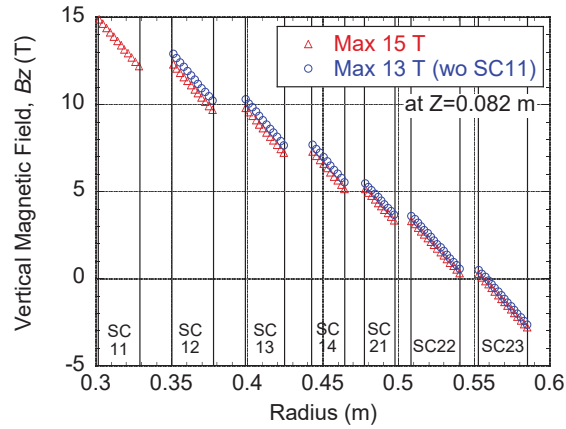


Figure 3.3.1.4-8 Axial magnetic field at each center position of conductors.

<最高磁場 15 T の場合の内層コイルの応力とひずみ>

A	6.5054	mm^2	導体の断面積
W	3.4	mm	導体の高さ (径方向)
H	2.3	mm	導体の幅 (軸方向)
E_t	115	GPa	導体の径方向の弾性係数
σ_n	$309.6 * \text{strain} + 36.44$	MPa	導体の応力
E_0	200	GPa	支持円筒の弾性係数
t_{i1}	0.2	mm	層間絶縁の厚さ
t_{i2}	1.7	mm	外周側対地絶縁の厚さ
E_i	20	GPa	GFRP 絶縁物の弾性係数
I	760.0	A	導体電流値

Table 3.3.1.4-1 Stress in SC11 at 15 T with SC11

	R (m)	BZ (*1) (T)	電磁力 f_i (N/m)	引張応力 (MPa)	$\Sigma(f_i * r_i - \sigma_y * A)$ (N)	層間圧力 (MPa)	ひずみ (%)
1 層目	0.30228	14.878	11307.5	134.7	2541.6	2.47	0.317
2 層目	0.30464	14.633	11121.3	134.0	5058.1	4.88	0.315
3 層目	0.30701	14.389	10935.5	133.2	7548.9	7.23	0.313
4 層目	0.30937	14.145	10750.0	132.4	10013.1	9.52	0.310
5 層目	0.31173	13.901	10564.9	131.7	12449.9	11.75	0.308
6 層目	0.3141	13.658	10380.0	130.9	14858.5	13.91	0.305
7 層目	0.31646	13.415	10195.4	130.2	17238.1	16.02	0.303
8 層目	0.31883	13.173	10011.2	129.4	19587.9	18.07	0.300
9 層目	0.32119	12.931	9827.2	128.7	21907.0	20.06	0.298
1 0 層目	0.32355	12.689	9643.5	128.0	24194.6	21.99	0.296
1 1 層目	0.32592	12.448	9460.1	127.3	26450.0	23.87	0.293
1 2 層目	0.32828	12.207	9277.0	126.5	28672.3	25.69	0.291
リング内周	0.33113	0	0	575.2			0.288
リング外周	0.34613			549.8			

(*1) Z=0.0628 mm の値 (Bz の積分値が最大となる列)

<最高磁場 13 T (SC11 無し) の場合の内層コイルの応力とひずみ> 導体電流値 $I=764.3$ A

Table 3.3.1.4-2 Stress in SC12 at 13 T without SC11

	R (m)	BZ (*1) (T)	電磁力 f_i (N/m)	引張応力 (MPa)	$\Sigma(f_i * r_i - \sigma_y * A)$ (N)	層間圧力 (MPa)	ひずみ (%)
1 層目	0.35095	12.890	9852.1	132.3	2597.1	2.18	0.310
2 層目	0.35331	12.645	9664.6	131.6	5155.5	4.29	0.307
3 層目	0.35568	12.400	9477.4	131.0	7674.3	6.35	0.305
4 層目	0.35804	12.155	9290.4	130.3	10152.7	8.34	0.303
5 層目	0.36041	11.911	9103.8	129.7	12590.1	10.27	0.301
6 層目	0.36277	11.667	8917.5	129.1	14985.4	12.15	0.299
7 層目	0.36514	11.424	8731.4	128.4	17338.0	13.97	0.297
8 層目	0.3675	11.181	8545.5	127.8	19647.0	15.72	0.295
9 層目	0.36987	10.938	8359.9	127.2	21911.7	17.42	0.293
1 0 層目	0.37223	10.695	8174.5	126.6	24131.0	19.07	0.291
1 1 層目	0.3746	10.453	7989.3	126.0	26304.4	20.65	0.289
1 2 層目	0.37696	10.211	7804.3	125.3	28430.9	22.18	0.287
リング内周	0.37981		0	568.7			0.284
リング外周	0.39481			546.7			

(*1) Z=0.0712 mm の値 (Bz の積分値が最大となる列)

参考文献

- [3.3.1.4-1] K. Kizu et al., Fusion Eng. Des. 82, 1493 (2007).
 [3.3.1.4-2] K. Kizu et al., Fusion Eng. Des. 84, 1058 (2009).

3.3.1.5 先進低温超伝導線材開発

3.3.1.5-1 低放射化超伝導線材開発

核融合炉を指向した大型超伝導マグネットにおいて、さらなる高磁場・高電流密度特性が要求されており、 Nb_3Sn や Nb_3Al 等の先進金属系、あるいは、YBCO等の酸化物系線材の適用が検討されている。一方、ITER以降の原型炉や発電プラントでは、長時間の燃焼プラズマによって中性子が発生し、それによる超伝導マグネットの放射化が懸念される。マグネットの放射化は、機器の補修や廃炉等のスケジュールに影響し、中長期的観点から重要な課題となるであろう。このような観点から、Nb や Ni 等の半減期の長い元素を構成要素として一切含まない「低放射化超伝導線材」と称し、開発を行っている。表3.3.1.5-1のように高磁場応用には V_3Ga 線材、低磁場応用には MgB_2 線材をそれぞれ取り上げ、それらの超伝導特性の向上を目的に、(国法)物質・材料研究機構、九州大学、東北大学、東海大学、富山大学、古河電工(株)、(株)大阪合金工業所等との有機的な連携をもとに検討を行っている。

V_3Ga 線材開発において、NIFSで独自に開発した高濃度Ga化合物粉末を用いることで複合線材加工性を実証し、さらに均質で化学量論組成を持つ V_3Ga 相の生成に成功している[3.3.1.5-1 – 3.3.1.5-3]。従来の V_3Ga 線材よりも高い超伝導特性を得るべく、高融点成分である $TiGa_3$ 化合物にCu添加した粉末を用いた線材構成を検討した[3.3.1.5-4]。その結果、 V_3Ga 超伝導体では最も高い24.5 Tの臨界磁場特性が得られ[3.3.1.5-5]、15 T以上の高磁場下でも良好な臨界電流密度特性を有している(図3.3.1.5-1)。線材断面構成の検討によりNb系線材と同等あるいはそれ以上

Table 3.3.1.5-1 Superconducting materials candidates for low-activation magnet systems.

Magnetic Field	ITER, DEMO	Low activation
High Field (TF, CS) Plasma confinement	Nb_3Sn Nb_3Al High- T_c	V_3Ga V_3Si $V_2(Hf, Zr)$ -Laves
Low Field (PF, EF, Feeder)	Nb-Ti	V-Ti-(Ta) MgB_2

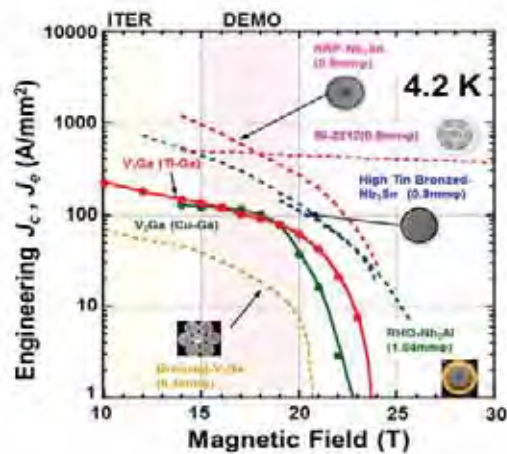


Figure 3.3.1.5-1 Critical current density of NIFS- V_3Ga strand as a function of external magnetic field.

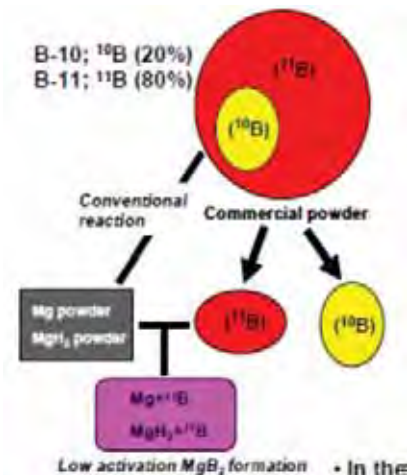


Figure 3.3.1.5-2 Flow diagram of MgB_2 strand fabrication using the ^{11}B isotope.

の特性を示す V_3Ga 超伝導線材が期待できる。

MgB_2 線材については、図3.3.1.5-2に示すように通常のB原料粉末ではなく、中性子照射耐性の大きい ^{11}B 同位体をB源とした MgB_2 線材を世界で初めて作製し、通常の臨界温度特性と同等であることを(独)物質・材料研究機構と九州大学の共同研究によって明らかにした[3.3.1.5-6]。さらに、 ^{11}B 同位体原料粉末の平均粒径に応じて、磁場中での臨界電流密度特性が変化することが示唆された(図3.3.1.5-3)。また、図3.3.1.5-4に示す J_c 特性が違う MgB_2 線材中の未反応B粒子の個数を粒径別の頻度から、線材コア領域における未反応Bが多いほど、 J_c 特性が低下することが明らかになった。未反応Bの増加は、 MgB_2 相の体積分率の低下と同値であるので、未反応B粒子の削減手法を検討する必要がある。これには、前駆体組成や熱処理条件の最適化が重要である。このように、 ^{11}B 同位体原料粉末の平均粒径や材質の影響は大きく、細かい平均粒径を有する非晶質の ^{11}B 同位体粉末による臨界電流密度特性の向上が明らかになった [3.3.1.5-7, 8]。今後は、原料粉末や前駆体粉末の最適化、及び微細組織制御によって、長尺線材加工性や臨界電流特性の改善が見込め、 MgB_2 線材を中性子照射環境下でのNb-Ti線材の代替材料として期待できる。

3.3.1.5-2 高磁場・高強度 Nb_3Sn 超伝導線材開発

ITERにおけるTFやCS超伝導コイルは、ブロンズ法 Nb_3Sn 線材で作製されていることは周知の事実である。この理由としては、臨界電流特性がコイル仕様を十分に満たしていることだけでなく、A15型化合物系及び酸化物系等の種々の超伝導線材と比較してもブロンズ法 Nb_3Sn 線材が最も工業化が進み、且つ生産性が確立されており、最も工業的に成熟した線材であるからであろう。しかしながら、ITERの調達活動にお

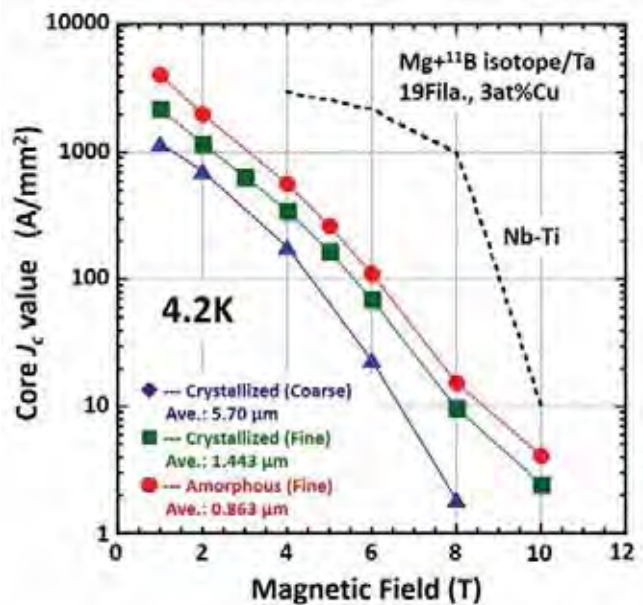


Figure 3.3.1.5-3 Critical current characteristics of various MgB_2 strands using the ^{11}B isotope.

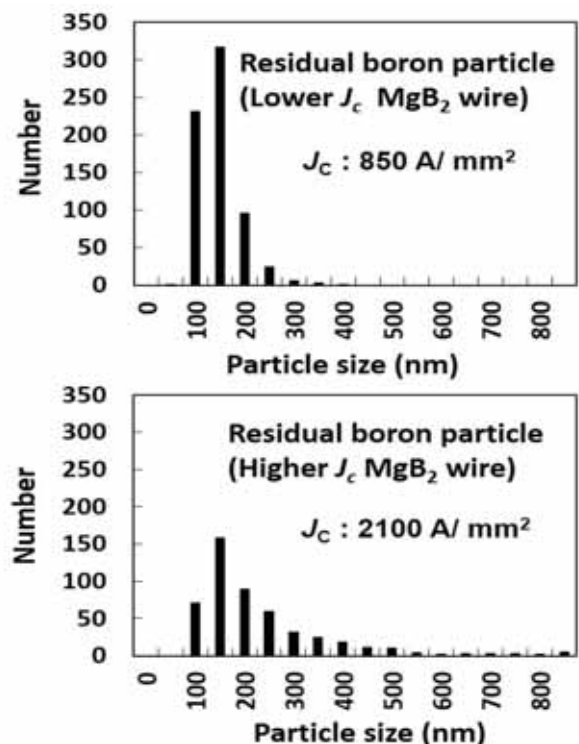


Figure 3.3.1.5-4 Comparison of the residual boron particle size between high and low J_c MgB_2 wires using the ^{11}B isotope.

いて、 Nb_3Sn 導体における繰り返し励磁等を起因として発生する内部ひずみによる Nb_3Sn 素線の臨界電流特性の劣化が見出されている [3.3.1.5-9, 10]。加えて、CIC (Cable-In-Conduit) 導体形状による Nb_3Sn 素線と、ステンレス鋼管等のコンジット部材との間の熱収縮率の違いで発生する残留歪の影響も相まって [3.3.1.5-11, 12]、ITER 以降の原型炉及び実証炉設計における導体に使用される超伝導素線の選択や性能仕様の設定に大きな影響を与えている。

このような背景のもと、ITER 以上の巨大な電磁力下での導体性能保証が求められる原型炉や実証炉に Nb_3Sn 導体を適用するならば、 Nb_3Sn 素線の耐ひずみ特性改善や線材の高強度化は避けてはならない重要なテーマである。 Nb_3Sn 線材の高強度化へのこれまでの試みとして、高強度の Ta や Cu-Nb 繊維強化銅を線材に複合化する「外部補強」があり、通常の Nb_3Sn 線材よりも高い強度を有する線材が得られている。しかしながら、Ta や Cu-Nb 等の非超伝導材料が複合化されることで、線材断面における非超伝導領域が増加して、実効的な臨界電流密度特性 (Engineering Jc: J_e) を低下させる要因となっている。 J_e 特性の低下は、超伝導線材の太線径化を招き、ひいては核融合大型超伝導マグネットの成立性に大きな影響を及ぼすと考えられる。

そこで、 Nb_3Sn 線材の高強度化に対してこれまでとは違ったコンセプトとして、ブロンズ母材自体の高強度化を図り、そして拡散生成後の Nb_3Sn 相を強化されたブロンズ母材で保護するという考え方を提唱した (図 3.3.1.5-5 参照)。この高強度に向けた新しいアプローチを平成 28 年度より開始し、(国法) 物質・材料研究機構、東北大学、富山大学、(株) 大阪合金工業所との有機的な連携を通して実用レベルの高 Sn 濃度ブロンズ合金に Zn を固溶させた Cu-Sn-Zn 三元系ブロンズ合金 (Cu-Sn-Zn) を新しい母材とした Nb/Cu-Sn-Zn 拡散対を試作した [3.3.1.5-13, 14]。拡散生成熱処理後の拡散対断面について元素分布を測定した結果 (図 3.3.1.5-6)、Nb と Cu-Sn-Zn 母材界面に均質な Nb_3Sn 相の生成と母材における Zn の一様な残留を確認した。この断面組織によって内部マトリックス強化が原理的に実証された。この傾向は、極細多芯線材でも同様に確認された [3.3.1.5-15]。

作製された線材の一部について、東北大金研との共同研究にて、一軸引張応力を印加しながら臨界電流特性の評価を実施した (図 3.3.1.5-7)。Cu-Sn-Zn 合金を母材とした Nb_3Sn 線材では、最大の臨界電流特性が得られる引張応力が Cu-Sn-Zn 合金中の Zn 量の増加に伴って高応力側にシフトし、200 MPa まで向上した。この値は、80 MPa 程度である通常のブロンズ法線材よりも圧倒的に高く、且つこれまで最高の応力効果を示した

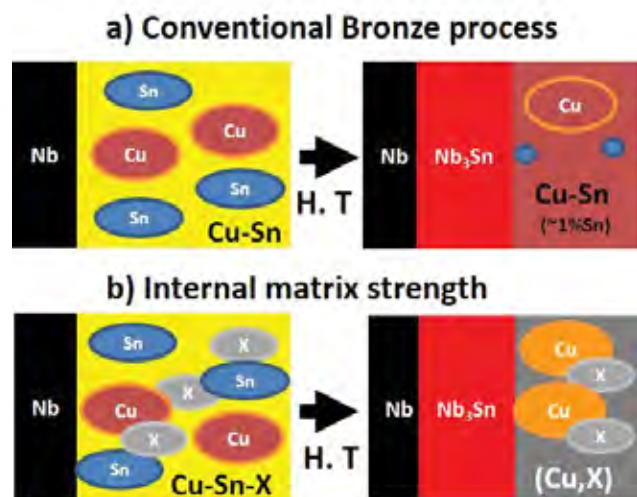


Figure 3.3.1.5-5 The principle mechanism of the Internal matrix strength on the bronze processed Nb_3Sn wire

CuNb補強線材とほぼ同等の結果となった。また、熱処理後の母材だけをX線回折した結果、Cu-Sn-Zn三元系合金母材は、SnだけがNb₃Sn相を生成するために消費されて、残留したCuとZnで(Cu,Zn)固溶体を形成していることが分かった。この(Cu,Zn)固溶体の生成が、Nb₃Sn素線の耐ひずみ特性改善や線材の高強度化に寄与したと考えられる。このように、CuNb補強よりも簡便な手法で拡散生成後のNb₃Sn相を強化されたブロンズ母材にて保護するというコンセプトが実証された。

しかしながら、臨界電流特性に影響を与えるSn組成に関して、Cu-Sn-Zn組成におけるSnとZnの間には互いにCuへの固溶量がトレードオフの関係にあり、Sn濃度を極端に減らすことなく高い臨界電流特性を維持し、その上で高強度化が両立するような第三元素の探索が重要である。

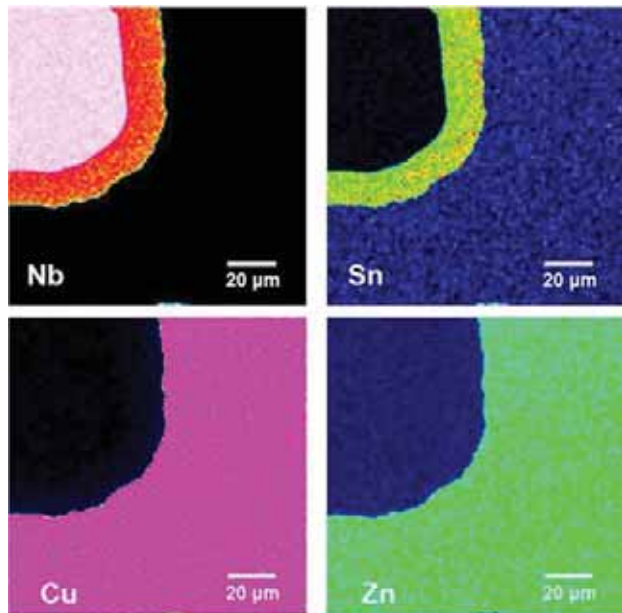


Figure 3.1.5.6 Typical element distributions of the Nb/Cu-Sn-Zn composite after Nb₃Sn synthesis heat treatment.

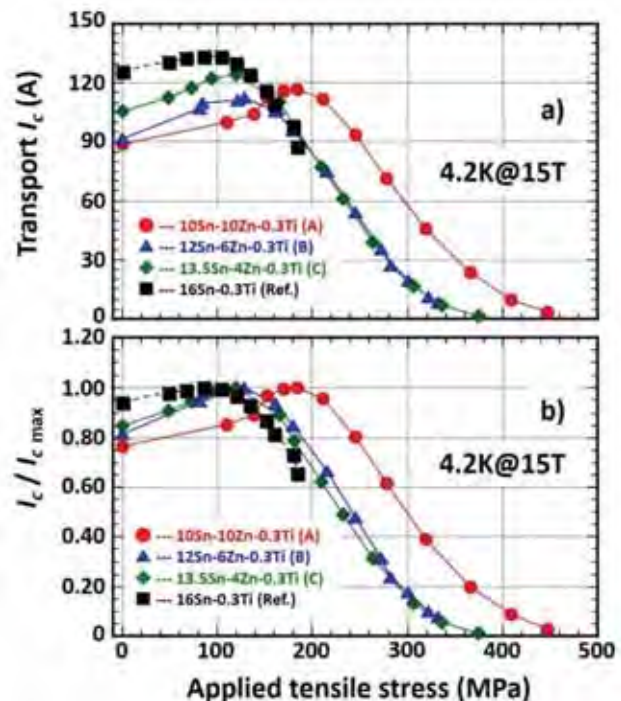


Figure 3.1.5.7 (a) Transport I_c and (b) Normalized I_c behaviors at 4.2 K and 15 T as a function of the applied tensile stress on the Nb₃Sn multifilamentary wires using various Cu-Sn-Zn ternary alloy matrices.

参考文献

- [3.3.1.5-1] Y. Hishinuma et al., Supercond. Sci. Tech. 20 (2007) 569.
- [3.3.1.5-2] Y. Hishinuma et al., J. Phys. Conf. series 97 (2008) 012131.
- [3.3.1.5-3] Y. Hishinuma et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 19 (2009) 2670.
- [3.3.1.5-4] Y. Hishinuma et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 21 (2011) 2525.

- [3.3.1.5-5] Y. Hishinuma et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 23 (2013) 7101204.
- [3.3.1.5-6] Y. Hishinuma et al., Phys. procedia 36 (2012) 1486.
- [3.3.1.5-7] Y. Hishinuma et al., J. Phys. Conf. series 507 (2014) 022009.
- [3.3.1.5-8] Y. Hishinuma et al., presented at EUCAS'2015, Lyon, France, September, 2015.
- [3.3.1.5-9] M. N. Martovetsky et al, IEEE Trans. Appl. Supercond. 20 (2010) 466.
- [3.3.1.5-10] Y. Nunoya et al., IEHishinumEE Trans. Appl. Supercond. 21 (2011) 1982.
- [3.3.1.5-11] T. Henmi et al., Supercond. Sci. Technol. 26 (2013) 084002.
- [3.3.1.5-12] T. Henmi et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 21 (2011) 2028.
- [3.3.1.5-13] Y. Hishinuma et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 25 (2015) 6000804.
- [3.3.1.5-14] 菱沼 良光, 谷口 博康, 菊池 章弘, 低温工学 50 (2015) 271.
- [3.3.1.5-15] 菱沼 良光, 谷口 博康, 菊池 章弘, 日本金属学会誌 80 (2016) 473
- [3.3.1.5-16] Y. Hishinuma et al., Development of the bronze processed Nb₃Sn multifilamentary wires using Cu-Sn-Zn ternary alloy matrix, Fusion Eng.and Des. in press.

3.3.1.6 高温超伝導コイルの先進的冷却方式

3.3.1.6-1. 高温超伝導コイルに適した新たな冷却方式の考察

高温超伝導体の発見により、従来の低温超伝導コイルの液体ヘリウム温度での冷却から脱却し、新たな冷却方式の選択が可能となった。安易には、冷媒としてヘリウムガスを用い、温度のみを高温超伝導コイルの運転温度に上げた強制冷却方式の採用が最初に検討される。しかし、冷媒として見たときのヘリウムガスの物性は必ずしも優れたものではなく、冷媒種類の選択を含め、より効率的な冷却方式の考察が必要である。表 3.3.1.6-1 に候補となる各種冷媒の物性値を示す。大気圧での沸点は、ヘリウム 4.2 K、水素 20.3 K、ネオン 27.1 K、窒素 77.3 K であり、高温超伝導を使用する場合、冷媒として水素、ネオン、将来は窒素の利用も候補として考えられる。

Table 3.3.1.6-1 Properties of various coolants

冷媒	ヘリウム	水素(n-H ₂)	ネオン	窒素
大気圧での物性 (1 MPa での物性)				
沸点(K)	4.222	20.28	27.09	77.31
密度(kg/m ³)	ガス/液			
4.222 K	16.85/125			
5 K (0.1/1 MPa)	11.97/143.3	ガス/液		
20.28 K (1 MPa)	2.405 (23.65)	1.339/70.8	ガス/液	
27.09 K (1 MPa)	1.797 (17.39)	0.9483 (62.47)	9.592/1205	ガス/液
77.31 K (1MPa)	0.6296 (6.115)	0.3182 (3.186)	3.186 (32.00)	4.624/806.8
300 K (1 MPa)	0.1625 (1.597)	0.08184 (0.8033)	0.8193 (8.053)	1.138 (11.25)
沸点の体積比率	7.42	52.9	125.6	174.5
蒸発潜熱(kJ/L)	2.59	31.54	103.28	160.47
沸点から室温までのエンタルピー差 (kJ/L)	192.88	248.5	340.8	189.12
臨界温度(K)	5.1953	32.938	44.440	126.19
臨界圧力(MPa)	0.2275	1.2838	2.6530	3.3978
臨界密度(kg/m ³)	69.641	31.359	483.23	313.11
逆転温度(K)	36	195	221	609

ヘリウムは、低温超伝導コイルの冷媒として液体ヘリウムまたは 1 MPa 程度に加圧した超臨界圧ヘリウムとして用いられる。この場合、密度は液体ヘリウムで 125 kg/m³、5 K、1 MPa の超臨界圧ヘリウムで 143.3 kg/m³ と大きく、冷媒としての冷却効率は高く、低温でのヘリウムの高い比熱も安定性、安全性の観点から有利に働く。しかし、蒸発潜熱は 2.59 kJ/L と大きくなく、液体ヘリウムが存在できる臨界圧力も 0.2275 MPa と低いことから、液体ヘリウムは浸漬冷却または低速の流動冷却の冷媒として用いられる。長い流路に冷媒を強制的に循環する必要がある強制冷却コイルの場合には、液体ヘリウムは流路の途中で気液 2 相流となり制御性が極端に悪くなることから利用され

ず、超臨界圧に加圧したヘリウムが使用される。

ヘリウムガスを液体水素温度で使用する場合、その密度が大気圧で 2.405 kg/m^3 、 1 MPa に加圧しても 23.65 kg/m^3 まで落ちてしまい、大気圧の液体水素の密度 70.8 kg/m^3 と比べても低くなってしまう。このことからヘリウムガスを使用する場合、コイル内の冷却流路の断面積を大きくする必要があり、コイル電流密度の観点から不利となるばかりでなく、圧力損失の増加から冷媒を強制循環するために必要な動力が増加し、結果として冷却効率を悪化させる。

一方、冷媒として、水素を使用すれば、液体水素の高い密度が活用できる。しかも水素の蒸発潜熱は 31.54 kJ/L とヘリウムに比べて大きく、臨界圧力も 1.28 MPa と高いことから液体水素による浸漬冷却のみでなく、強制冷却にも適用できる可能性がある。しかし、ヘリウムと異なり、水素は可燃性ガスであることから安全上の取扱いが重要となる。水素を循環する部分を必要最小限とし、水素のインベントリを少なくすることで余分な危険を回避することが可能である。現在、燃料電池車の市販など、地球環境に優しい水素社会の実現が提唱されており、水素の安全な取扱い技術の確立は、核融合分野に留まらず、今後の重要な研究課題であると考えられる。

高温超伝導コイルの冷媒として沸点 27.1 K のネオンの利用も考えられる。ネオンは不活性ガスで冷媒としても優れていることが表 1 から読み取れる。しかし、核融合のような大型プラントへの応用を考えた場合、冷媒として希少で高価なネオンガスの利用は現実的ではないと考えられる。同様にヘリウムガスを資源とした見た場合、将来の核融合炉の冷媒としての使用には注意が必要である。ヘリウムガスは冷凍機で循環して使用されるため、消費されないとの誤解を受けるが、実際には、冷凍機系内の純度保持や定期検査時の気密試験等で一定量のヘリウムガスが消費される。LHD の運転を例とした場合、ヘリウムガスのインベントリ $40,000 \text{ m}^3$ に対して1年間の平均ヘリウムガス消費量は約 $5,000 \text{ m}^3$ (893 kg) であり、その内の半分はシステム運転中のヘリウムガスの純度維持のために内部吸着器等で使用され、残りはメンテナンス中の気密試験等に使用されている。将来の核融合炉の年間ヘリウム使用量が LHD の 20 倍程度と仮定すると、年間のヘリウムガス消費量は核融合炉 1 台当たり約 20 トンとなる。世界中で核融合炉が 2000 台稼働すると、ヘリウムガスの年間消費量は $40,000 \text{ トン/年}$ となり、現在のヘリウムガスの年間生産量 $35,720 \text{ トン}$ の総てを核融合炉の運転で消費することになってしまう。ヘリウムガスは限りある資源であることから、将来的に使用し続けるのは難しいと考えられる。

窒素も冷媒として優れていることが表 3.3.1.6-1 から分かる。しかし、現状の高温超伝導材料は磁場中での臨界電流密度が高い REBCO 線材を用いたとしても、 $20\sim 40 \text{ K}$ 程度の低温での使用が必要であり、液体窒素温度である 77 K で使用可能な高温超伝導コイルは、新たな超伝導材料の研究を含め、今後の開発の進展が待たれる状況である。従って、現状の高温超伝導コイルの冷媒としては液体水素を用い、液体水素温度から液体窒素温度までをカバーする水素冷凍機の研究開発、液体窒素温度から室温までは窒素冷凍機を用いることが有望な選択肢として考えられる。

3.3.1.6-2 低温領域でも動作可能な自励振動式ヒートパイプ (OHP) の開発

低温超伝導コイルの安定性で懸念される事象は、導体の一部の超伝導状態が破れ、

それがコイル全体に広がっていくクエンチ現象の発生である。しかし、高温超伝導コイルで想定される運転温度領域 (20-80 K) では、従来の低温超伝導コイルに比べて構成材料の比熱が大きく、さらに運転温度と臨界温度の差である温度マージンが大きいことから、クエンチは起きにくいと考えられている。一方で、運転温度の上昇により、超伝導コイルの構成材料の熱拡散率 (= 熱伝導率 / (比熱 × 密度)、図 3.3.1.6-1) が低下し、コイル内で発生した熱を外部に速やかに取り出すことが難

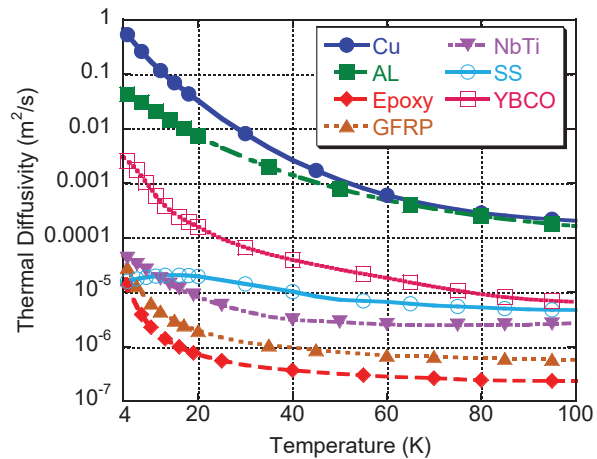


Figure 3.3.1.6-1 Thermal diffusion coefficient as a function of temperature for various materials used for superconducting magnets.

しくなる。この理由は、固体の比熱が温度の 3 乗で増加するのに対し、熱伝導率の上昇率が低いことに起因している。コイル内部で発生した熱が蓄積すると過度の温度差や熱歪みを生じ、超伝導特性の劣化を引き起こす可能性があることから、熱を速やかにコイル外部に輸送、冷却する必要がある。

我々は、上述の問題を解決できるような高い熱拡散率を持った超伝導コイルの冷却構造を実現するために、自励振動式ヒートパイプ (Oscillating Heat Pipe: OHP) に着目し、高性能の熱輸送素子として研究開発を行っている[3.3.1.6-1 ~ 3.3.1.6-4]。図 3.3.1.6-2 に OHP の動作原理及び実際に製作した OHP を示す。OHP は、加熱端と冷却端の温度差によってヒートパイプ内に発生する自励振動を利用して気液混合の作動流体を移動させる形式のヒートパイプである。OHP による冷却では作動流体が加熱端から冷却端に瞬時に移動し、加熱端で液体から気体へ、冷却端では気体から液体へと相変化

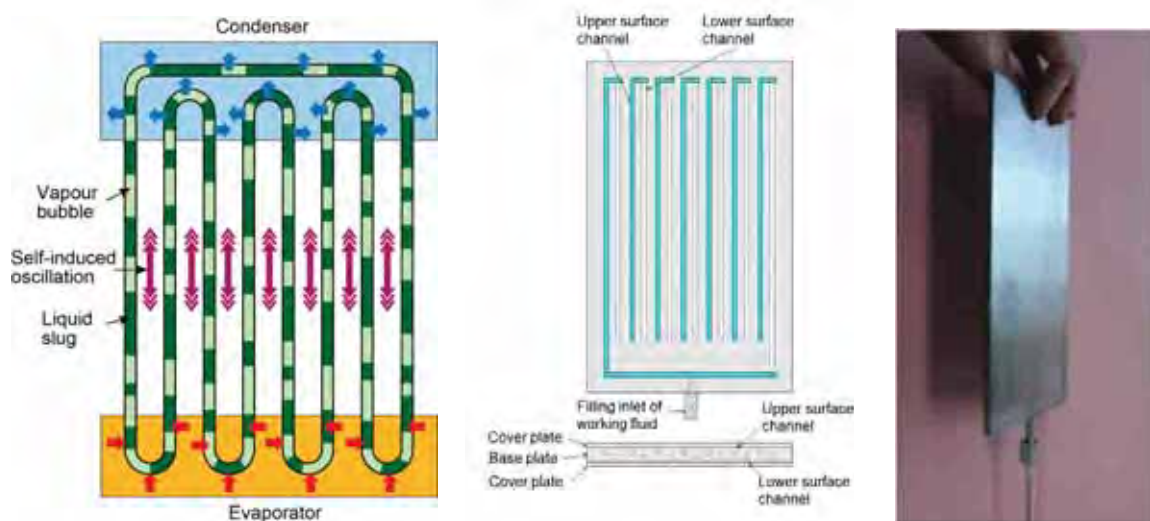


Figure 3.3.1.6-2 (Left) Schematic illustration describing the operation of Oscillating Heat Pipe: (OHP), (middle) drawing of the manufactured OHP, and (right) its photo.

することで熱が輸送されるため、短時間に多くの熱を運べるとともに、OHP 内部ではその距離に依存せず温度差がほとんどつかない。このことから、OHP を用いることにより、温度差や時間遅れなく熱を輸送することが可能となる。

研究の開始当初は細いパイプを何重にも折り曲げた形状の OHP を用いて基礎的な実験研究を行ったが、その後は2枚のステンレス板にヒートパイプ流路となる溝をレーザー加工で施し、その上下面に板を積層して4枚の板全体を真空ロウ付けすることで、立体的な流路を構成する薄いシート形状の OHP を開発した。エタノールを作動流体として用いた室温での動作可視化実験[3.3.1.6-5]の成功を受けて、クライオスタットと GM 冷凍機を用いて低温動作実験を行った。作動流体としては、水素、ネオン、窒素を用いた。運転温度はそれぞれ、18-24K (水素)、26-32K (ネオン)、79-84 K (窒素) となり、作動流体を変えることによって幅広い温度域で使用できることが分かった。得られた実効的な熱伝導率は、 $850\text{-}3500 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ であった[3.3.1.6-6]。これは超伝導体の安定化材として用いられる高純度の銅やアルミニウムの熱伝導率と比べても高い値となっている。OHP は原理的に入熱量が大きいほど熱輸送特性が良くなるため、過渡的に大きな発熱があった際に効果を発揮しやすく、実応用時には更なる熱特性の向上が見込まれる。また、材質がステンレスであることから機械的強度が高いという利点がある。シート状 OHP の動作を実証したことに加え、これら OHP の特徴から超伝導コイルへの適用によって冷却安定性と機械的剛性の双方の観点から高温超伝導コイルの高性能化が期待できる。

3.3.1.6-3 自励振動式ヒートパイプを組み込んだ高温超伝導コイル

これまでの研究結果を踏まえ、低温動作 OHP をどのように実際の超伝導コイルに適用するかを検討した。図 3.3.1.6-3 に OHP を組み込んだソレノイド型超伝導コイルの冷却システムの概念図を示す。次に、FFHR のヘリカルコイルに OHP を組み込んだ冷却システムの概念図 (パンケーキ巻線方式の場合) を図 3.3.1.6-4 に示す。図中のピンク色で囲まれた紫色の部分が導体であり、導体は青色のステンレス製の支持構造物に埋め込まれた構造で、それが水色の部分の OHP を組み込んだ冷却パネルに挟まれている。図 3.3.1.6-5 は、そのモジュール一区分を示した図である。このモジュール一区分を対象に、有限要素法ソフトウェア ANSYS11.0 を用いて、定常温度分布解析を行った。超伝導線材 (図中紫色) は REBCO 系高温超伝導線材を仮定し、線材の周りの安定化材 (図中桃色) はアルミニウム合金を採用し、導体の周りに絶縁材として 1 mm の厚さのエポキシがあるとする。冷媒パス部 (図中白色四角) は高圧ヘリウムガスの温度 20 K で固定し、冷却パネル (図中水色) の部分の熱伝導率を(1) OHP を組み込んだ場合として $1500 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ 、(2) アルミニウム合金を使った場合として $12 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ 、(3) ステンレス鋼を使った場合として $0.3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ の3つの条件について、それぞれの温度分布を調べた。定常熱負荷として、核発熱が全ての領域に均等に 1000 Wm^{-3} (1 mW/cc) があると仮定し、計算を行った。図 3.3.1.6-6 は、上から順に前述した(1)~(3)の条件における計算結果である。(1)の仮定では、高温超伝導線材部分の最大温度上昇は $\sim 1 \text{ K}$ に抑えられている。これに対して、(2)の場合は線材部分の最大温度上昇は $\sim 6 \text{ K}$ になり、(3)の場合には $\sim 21 \text{ K}$ に達する。これより、OHP を組み込んだ冷却構造の優位性が確認できる。また、このように薄い冷却パネルのみ

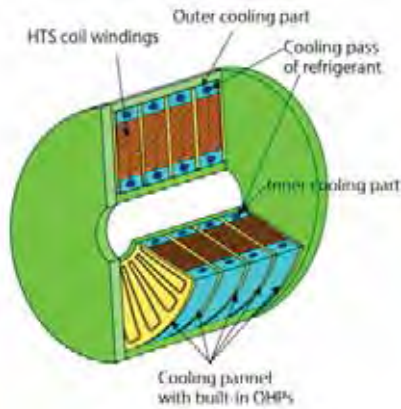


Figure 3.3.1.6-3 Schematic illustration of a superconducting solenoid coil winding with imbedded OHPs.

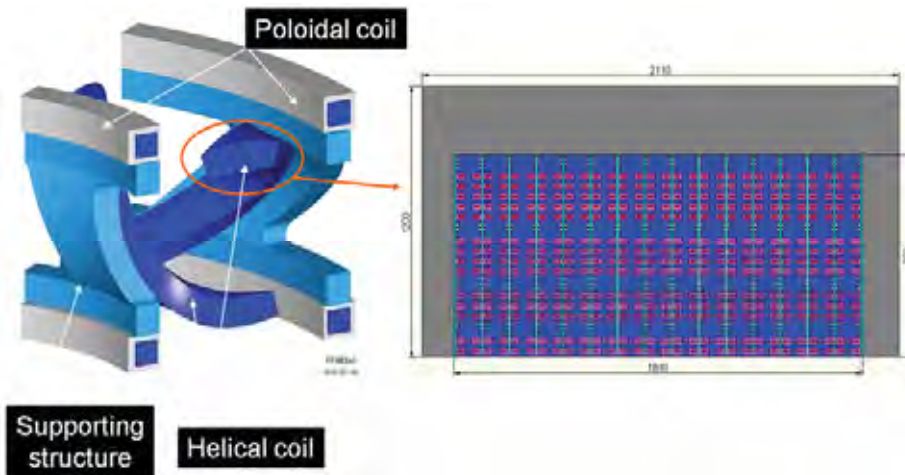


Figure 3.3.1.6-4 Schematic illustration of a cooling method for the FFHR helical coil winding with imbedded OHPs.

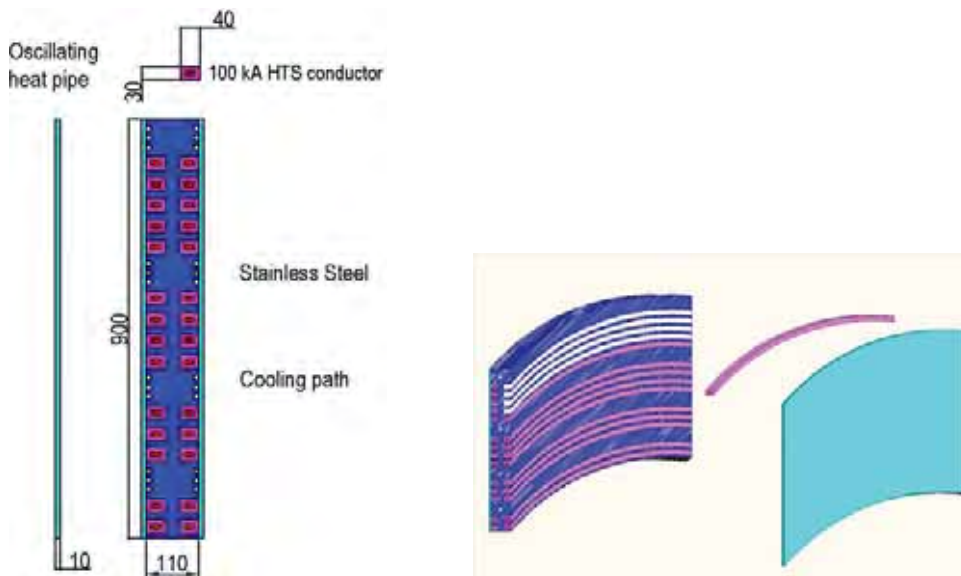


Figure 3.3.1.6-5 Schematic illustration of a module consisting of superconductors, supporting structures and cooling panels with imbedded OHPs.

によって並んだ導体を間接的に冷却する場合、その熱伝導率の影響は極めて大きいことが分かる。一方、もし冷却パネルの熱伝導率を大きくすることができれば、冷却パネルを冷やすための冷媒チャネル（図中の白い四角）の間隔を広くできるため、冷却構造がより単純になり、建設過程やメンテナンスの観点からも有益である。

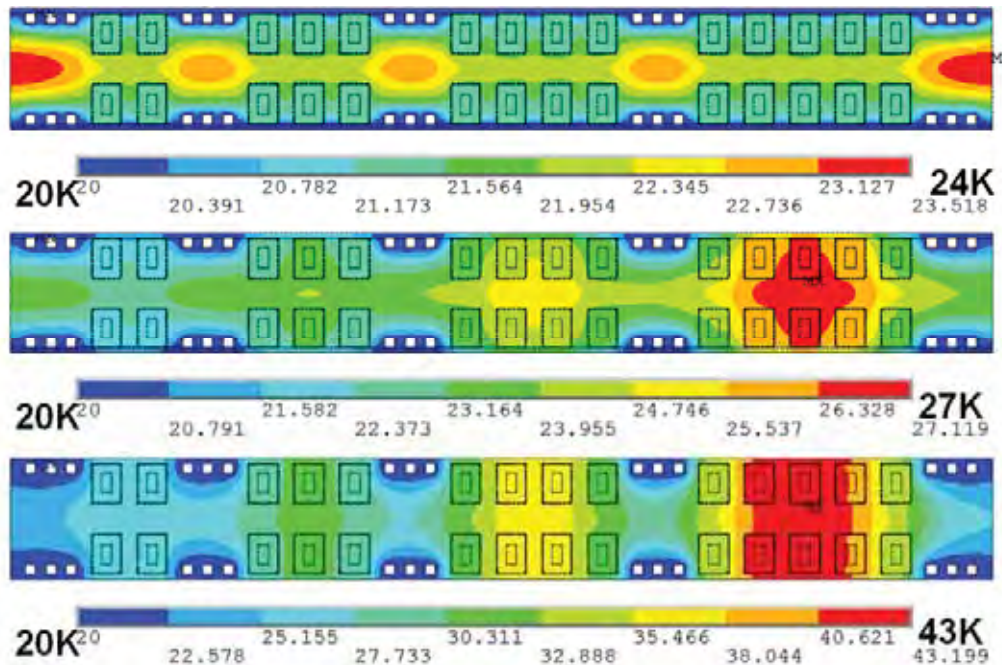


Figure 3.3.1.6-6 Results of finite element numerical calculation (ANSYS 11.0) of stationary temperature distribution of a cooling panel with (up) imbedded OHPs assuming an effective thermal conductivity of $1500 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (middle) aluminum alloy with $12 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (down) stainless steel with $0.3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

参考文献

- [3.3.1.6-1] T. Mito et al, IEEE Transactions on Applied Superconductivity 20 (2010) 2023.
- [3.3.1.6-2] K. Natsume et al, Cryogenics 51 (2011) 309.
- [3.3.1.6-3] T. Mito et al, IEEE Transactions on Applied Superconductivity 21 (2011) 2470.
- [3.3.1.6-4] K. Natsume et al, IEEE Transactions on Applied Superconductivity 22 (2012) No. 4703904.
- [3.3.1.6-5] T. Mito et al, IEEE Transactions on Applied Superconductivity 23 (2013) doi: 10.1109/TASC.2013.2251393.
- [3.3.1.6-6] K. Natsume et al, Physics Procedia, 45, (2013) 233.

3.3.2 低温システム

3.3.2.1 温度可変低温設備の建設

3.3.2.1-1 装置の仕様

核融合研の超伝導マグネット研究棟では老朽化した液化冷凍設備から新機能を備えた温度可変低温設備へと更新を行った。その設備では、液体ヘリウム (LHe) や超臨界ヘリウム (SHe) を供給する能力に加え、任意の温度に冷却されたヘリウムガス (GHe) を冷媒として供給する能力を有し、高温超伝導導体の試験などの被冷却体の要求にあわせた温度の冷媒供給を行うことができるようになった。温度可変低温設備の設計仕様を以下にまとめる。

- ・ 方式：クロードサイクル
- ・ 冷凍・液化能力： 600 W at 4.5 K / 250 L/h of LHe
- ・ 冷媒供給能力： 350 W at 4.55 K / 50 g/s of SHe
1.0 kW at 20 K / 18 g/s of GHe at 30 K
1.5 kW at 40 K / 20 g/s of GHe at 50 K
- ・ 油噴射スクリーユ圧縮機
吐出圧力：0.95 Mpa
流量：101.7 g/s
消費電力：239 kW

温度可変低温設備の構成を図 3.3.2.1-1 に示す。今回の更新ではコールドボックス (CB)、ヘリウム圧縮機、制御装置を更新し、その他の設備：タンク・貯槽類、精製器、液体窒素設備、ガス回収設備などは既設のものを再利用している。既存のガス回収設備や液体窒素設備は一般高圧ガス設備として残ったが、CB を含む新設の大部分は常用圧力を 1 MPa 未満に抑えることで一般高圧ガス設備から除外されている。最大の特徴は CV3105, 3123, 3125, 3156, 3175 の弁から最適な温度領域の GHe を選択し混合することで任意の温度の冷媒を試験設備に供給することが可能な点である。LHe (250 L/h) や SHe (350 W, 50 g/s) の供給能力は前設備と同様である。

制御装置は既に安定した運用が行われている LHD 用ヘリウム液化機運転制御装置とほぼ同様に冗長化した CPU 及び通信構成とし、制御用ソフトウェアは同じものを採用した。図 3.3.2.1-2 に制御装置の構成を示す。具体的には、運転制御用 PC2 台、アプリケーションビルダ 1 台、制御コントローラ (CPCI) 1 組、入出力盤 1 台からなっている。制御コントローラには Compact PCI 規格 (CPCI) を採用している。運転制御端末～CPCI～入出力盤の間は CPU・通信を含めて冗長化されており、信頼性の高いシステムとなっている。端末には Web 監視機能を有している。温度可変冷凍機の制御及び画面構築は製造メーカーにより行われたが、被冷却体側の制御及び画面構築は NIFS において行っている。

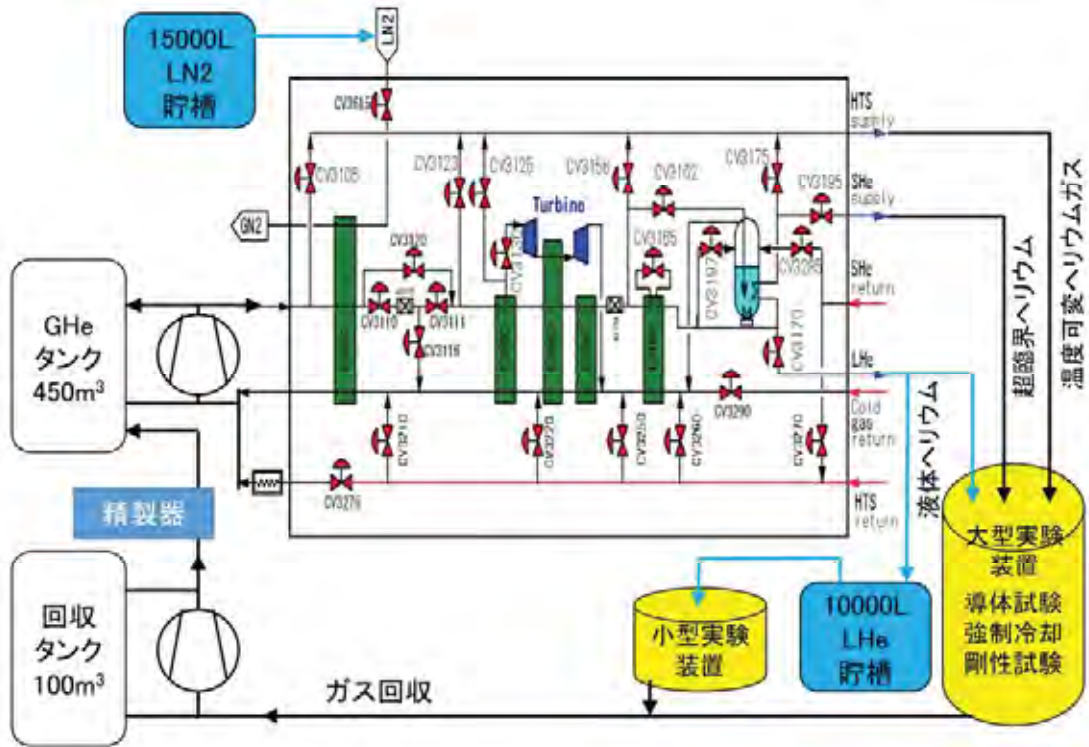


Figure 3.3.2.1-1 600W refrigerator/liquefier with variable temperature GHe supply.



Figure 3.3.2.1-2 Control system configuration.

3.3.2.1-2 装置の建設

核融合研の超伝導マグネット研究棟では老朽化した液化冷凍設備から新機能を備えた温度可変低温設備へと更新を行った。その設備では、液体ヘリウム (LHe) や超臨界ヘリウム (SHe) を供給する能力に加え、任意の温度に冷却されたヘリウムガス (GHe) を冷媒として供給する能力を有し、高温超伝導導体の試験などの被冷却体の要求にあわせた温度の冷媒供給を行うことができるようになった。温度可変低温設備装置の建設は2014年12月に旧液化冷凍機の撤去作業から始まり、その後、ヘリウム圧縮機・コールドボックス・制御装置の搬入が行われ、引き続き配管・配線の敷設が行われ、2015年3月に完了した。建設後の超伝導マグネット研究棟内の配置図を図3.3.2.1-3に示す。図3.3.2.1-4は完成後の温度可変低温設備の写真である。

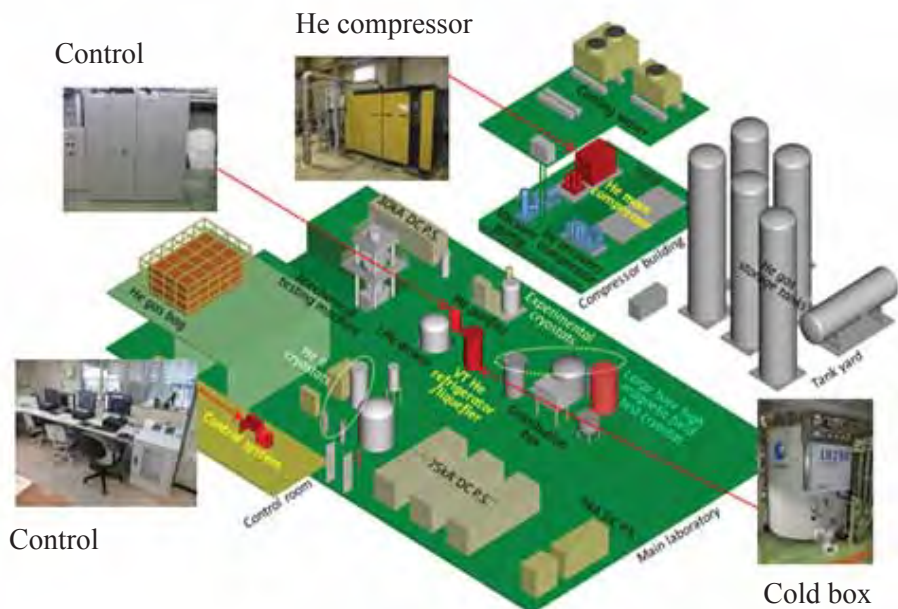


Figure 3.3.2.1-3 Layout in the superconductivity and cryogenic research building.

3.3.2.1-3 性能試験結果 [3.3.2.1-1]

装置の建設後、コールドボックス単体の性能試験は超臨界ヘリウム供給・温度可変ヘリウムガス供給にダミー熱負荷を取り付けて行われた。液化能力・4.5 K 冷凍能力・温度可変供給冷凍能力 (20 K, 40 K)・SHe 供給能力について試験が行われた。性能試験の一例として図3.3.2.1-5に液化能力の測定結果を示す。液体ヘリウムレベルの上昇率から液化能力の測定を行い、この試験では275.5 L/hの液化能力があることが確認できた。液化能力以外の性能確認として、4.4 Kにおける冷凍能力は675 W、冷媒供給能力としてSHeは51.3 g/sで407 W、GHeは20-29 K : 25 g/s、1193 W、40-49 K: 33 g/s、1603 Wであった。性能試験の結果、完成した装置は必要な仕様を満たしていることが確認できた。2015年4月からこの温度可変低温設備の供用を開始した。



Figure 3.3.2.1-4 Photo of the refrigerator/liquefier.

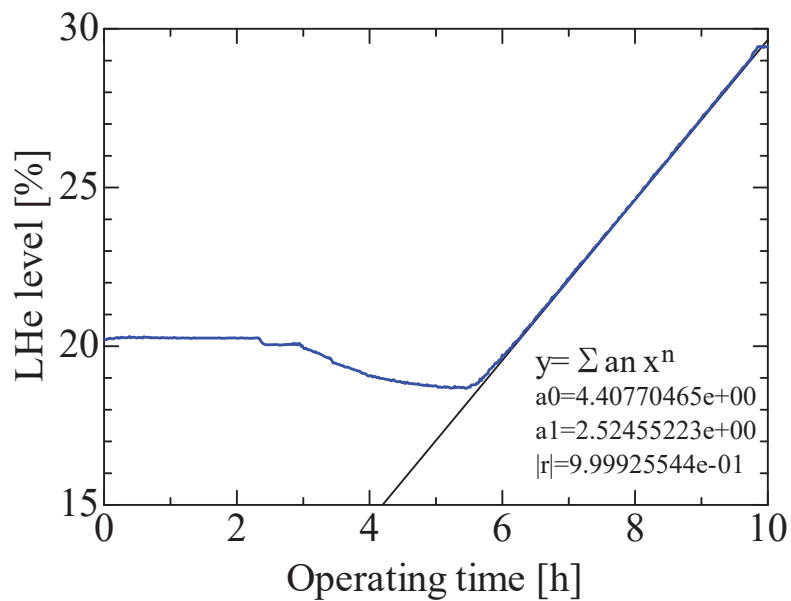


Figure 3.3.2.1-5 Liquefaction test.

3.3.2.1-4 取り付けられている4分円オリフィスのその場較正試験

温度可変低温設備は新機能である温度可変ヘリウムガスを供給する能力の他、従来と同様に超臨界ヘリウム (SHe) を供給する能力 (350 W at 4.55 K, 50 g/sec) を有している。被冷却体への SHe 流量監視用に4分円オリフィスが取り付けられている。4分円オリフィスはドイツ規格 VDI/VDE 2041 に準拠しており、本設備の使用環境ではその場較正が必要であった。

使用している4分円オリフィスとコールドボックスへの取り付け環境を Figure 3.2.1.6 に示す。オリフィス径 d と配管径 D の比 β は 0.38 になる。VDI/VDE 2041

では、4分円オリフィスの取り付け条件として上流側と下流側の直管長さはそれぞれ $10D \pm 1D$ 、 $\geq 6D$ が指定されている。また、 D は $40 \text{ mm} \leq D \leq 150 \text{ mm}$ 、 β は $0.2 \leq \beta \leq 0.6$ がそれぞれ推奨されている。 $D \leq 40 \text{ mm}$ 又は $d \leq 15 \text{ mm}$ の場合は、使用条件下での較正が推奨されており、本装置への取り付け環境はそれに該当する。規格の推奨条件下ではレイノルズ数 Re_D が $500 \leq Re_D < \sim 1.4 \times 10^5$ の時、流出係数 C は 0.78 になり、質量流量 m は次の式で計算できる。

$$m = \frac{C}{\sqrt{1-\beta^4}} \cdot \varepsilon \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot \sqrt{2 \cdot \Delta p \cdot \rho_1} \quad (1)$$

ここで、 ε 、 Δp 、 ρ_1 は膨張係数、オリフィス差圧、オリフィス上流側密度を表している。

較正試験はコールドボックスに設置した状態で行った。Figure 3.2.1.7 にその較正試験の構成を示す。SHe は SHe 供給→ダミー熱負荷→SHe 回収の順に流れ、ダミー熱負荷で印加された熱量と供給・回収のエンタルピー差から m を計算することができる。その m と (1) 式より C を求める。

図 3.3.2.1-8 に今回の較正試験で得られた C 値と過去の実験結果[2-4]を比較して示す。 β はほぼ同じであるが、配管径や上流・下流直管長さが異なる。 $500 \leq Re_D < \sim 1.4 \times 10^5$ の範囲では、全てのデータが VDI/VDE 2041 に従っている。我々が今回得た $C=0.784$ at $Re_D = 1.43 \times 10^5$ は VDI/VDE 2041 の上部限界 Re_D 点と一致しており、その規格を支持している。その後、 $Re_D > 1.4 \times 10^5$ では C 値が急激に上昇し、ある Re_D を境に減少するという結果が得られた。過去の2例も同様な傾向を示しており4分円オリフィスの特性だと考えられる。ピーク値が異なるのは直管部の長さやオリフィス径などの違いが影響していると推測する。温度可変低温設備の仕様流量近傍の 50.8 g/sec では $Re_D = 6.23 \times 10^5$ であり、 C が一定である Re_D の範囲外にある。

コールドボックスに取り付けられた4分円オリフィスのその場較正法を確立し、較正試験を実施することができた。この結果、先に述べた性能試験のための流量測定が可能になり、性能試験を無事終了することができた。また、SHe 供給流量の正確な管理が可能になった。

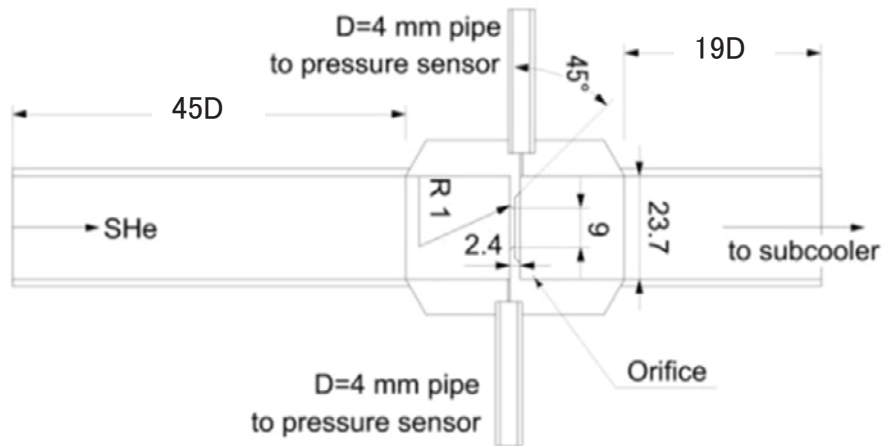


Figure 3.3.2.1-6 Installation condition of the quarter circle orifice [3.3.2.1-2].

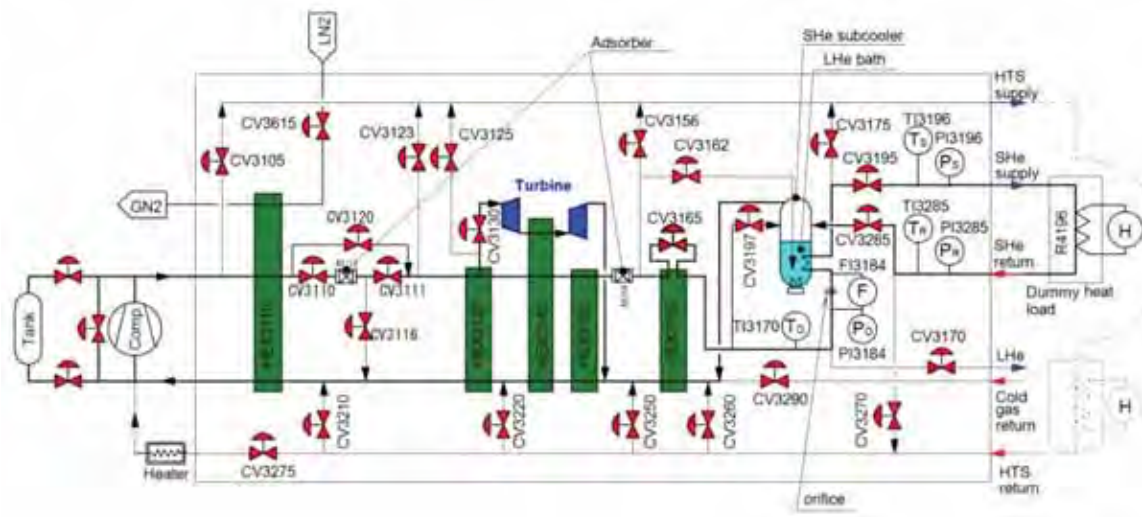


Figure 3.3.2.1-7 Flow diagram of the calibration. A dummy heat load was equipped between the SHE supply and return. FI3184 is the orifice [3.3.2.1-2].

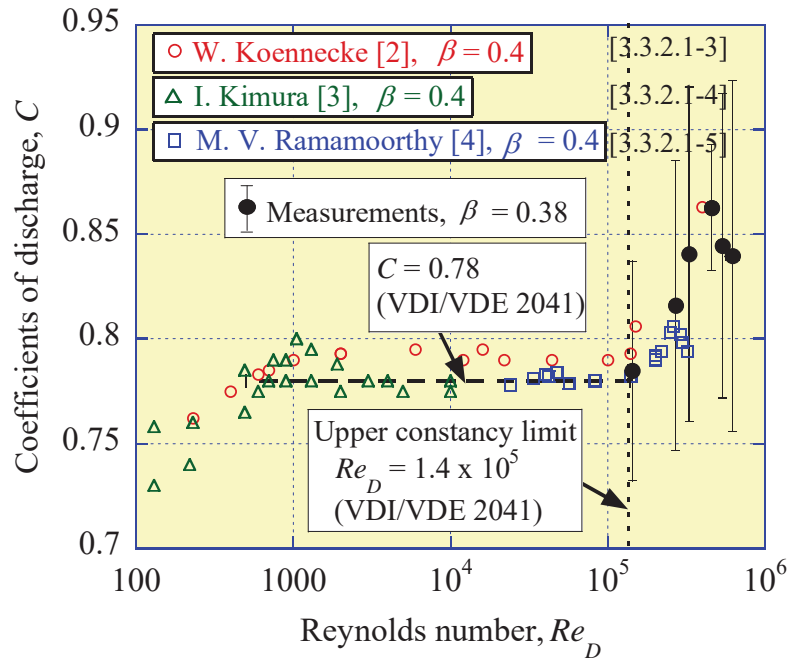


Figure 3.3.2.1-8 Dependence of C values on Re_D [3.3.2.1-2].

参考文献

- [3.3.2.1-1] S. Hamaguchi, A. Iwamoto, K. Takahata, S. Takada, S. Imagawa, T. Mito, S. Moriuchi, K. Oba, S. Takami, H. Higaki, T. Kumaki, K. Nadehara, “Commissioning test results of variable-temperature helium refrigerator/liquefier for NIFS superconducting magnet test facility”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 26 (2016), 9500404.
- [3.3.2.1-2] A. Iwamoto, M. Nobutoki, T. Kumaki, H. Higaki, S. Hamaguchi, K. Takahata, S. Imagawa, T. Mito, S. Takada, and K. Nadehara, “In-situ calibration method of orifice flow meter equipped in 600 W helium refrigerator/liquefier with variable temperature supplies”, Fusion Engineering and Design, Vol. 123C (2017), pp.107-110.
- [3.3.2.1-3] W. Koennecke, Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens A 9 (3) (1938) 109-125.
- [3.3.2.1-4] I. Kimura, Keisoku 11 (9) (1961) p517.
- [3.3.2.1-5] M. V. Ramamoorthy, et al.: J. Basic Eng. 88 (1) (1966), p9.

3.3.2.2 熱伝導・界面熱抵抗測定

3.3.2.2-1 測定装置

図 3.3.2.2-1 に測定装置の構成とサンプルの取り付けについて示す。熱伝導率の測定は定常熱流法を採用している。サンプル上部に取り付けられた銅ブロックには Heater 1 が取り付けられており、そのヒータによりサンプル内に発生させた温度差をサンプルの上下に取り付けられた銅ブロックに埋め込まれた温度センサーにより測定している。サンプル全体は Heater 2 により任意の温度に制御されている。計測線からの熱侵入を最小限に抑えるため、Cu Block 1 への計測線は温度制御された Thermal anchor を経由している。このステージ全体をシールドで囲むことで室温からサンプルへの熱侵入を最小限にしている。

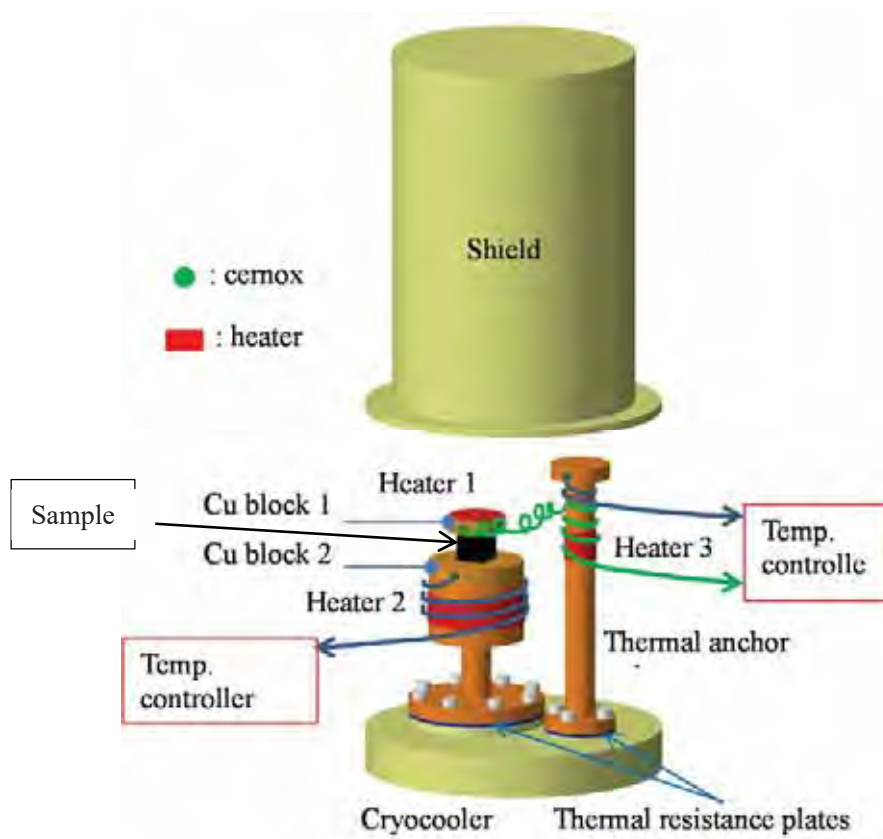


Figure 3.3.2.2-1 Sample setup for thermal conductivity measurements.

3.3.2.2-2 高精度測定例

サンプル (SUS304) をスタイキャスト 2850FT で温度センサー取り付け用銅ブロックに接着した構成により測定を行った。この測定では 3 種類のサンプル長を用意することでスタイキャストの熱抵抗とサンプルの熱伝導を分離している。その測定原理を図 3.3.2.2-2 に示す。式に示すように最低 2 種類の長さのサンプルを用意することでスタイキャストの熱抵抗の評価が可能になる。この原理を使用して SUS304 の熱伝導率の評価を行った。図 3.3.2.2-3 に SUS304 の熱伝導率だけを計算により取り出した測定結果を NIST のデータと比較して示す。本装置による測定結果は NIST のデータと良

い一致を示しており、本手法を用いることで接着剤を用いた場合も、その熱抵抗だけを取り除いた真の熱伝導率測定が可能であることが確認できた。

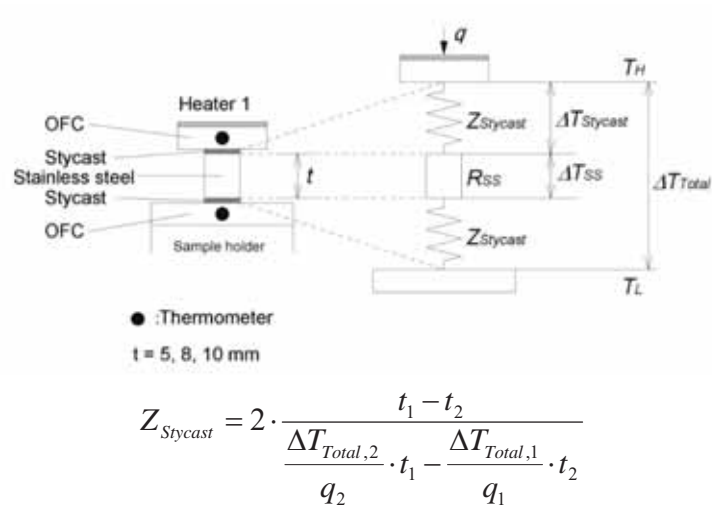


Figure 3.3.2.2-2 Diagram of thermal conductivity of SUS304 and resistance of Stycast 2850FT.

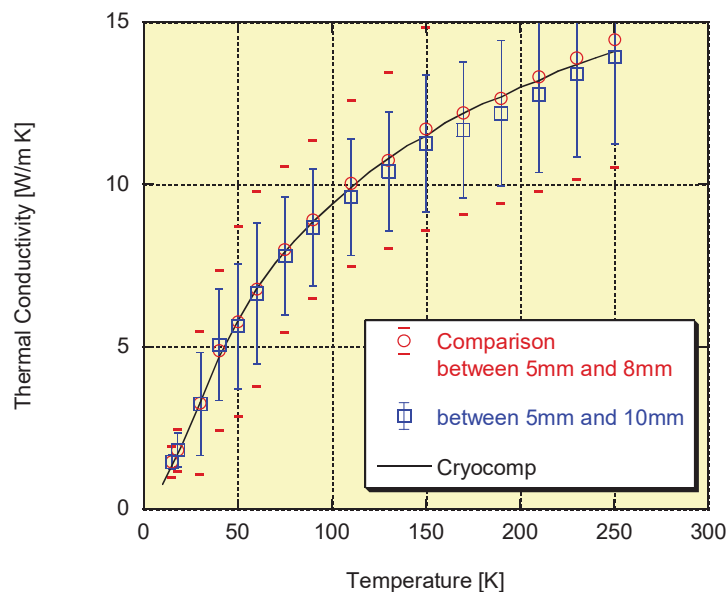


Figure 3.3.2.2-3 Measured thermal conductivity of 304 stainless steel.

次に CEA (フランス原子力庁) の測定装置との比較測定を行った。図 3.3.2.2-4 にその装置を示す。サンプルは銅のブロックで挟み込まれる構造になっており、測定可能なサンプルに材料的な制限はない。しかし、挟み込む構造は熱伝導の経路を複雑にしている。高出力レーザー用材料として開発されている 10%Yb-YAG について測定を行った。図 3.3.2.2-5 に NIFS 装置による測定結果を例として示す。CEA のデータは現在詳細解析中であるが、70 K では、12.5 W/m K at CEA、16.0 W/m K at NIFS という結果となった。この違いは CEA の装置の複雑な熱伝導経路に依存している。ANSYS に

よりその補正を行うと CEA の測定結果も 16.0 W/m K となり、両装置による測定結果は一致している。これまで熱伝導率測定結果は測定結果が大きく異なる例が見られたが、今回の考察の結果、それは装置やサンプルの取り付けに依存しており、同じサンプルであれば同じ結果が得られることを確認することができた。

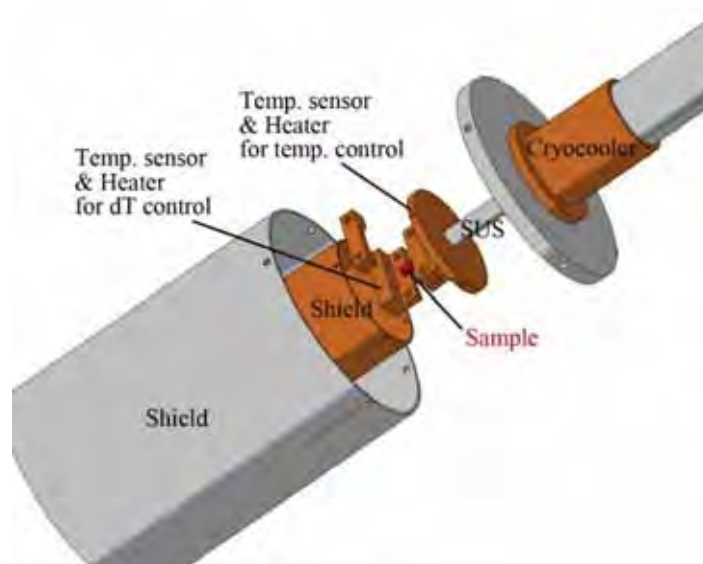


Figure 3.3.2.2-4 Thermal conductivity measurement rig in CEA.

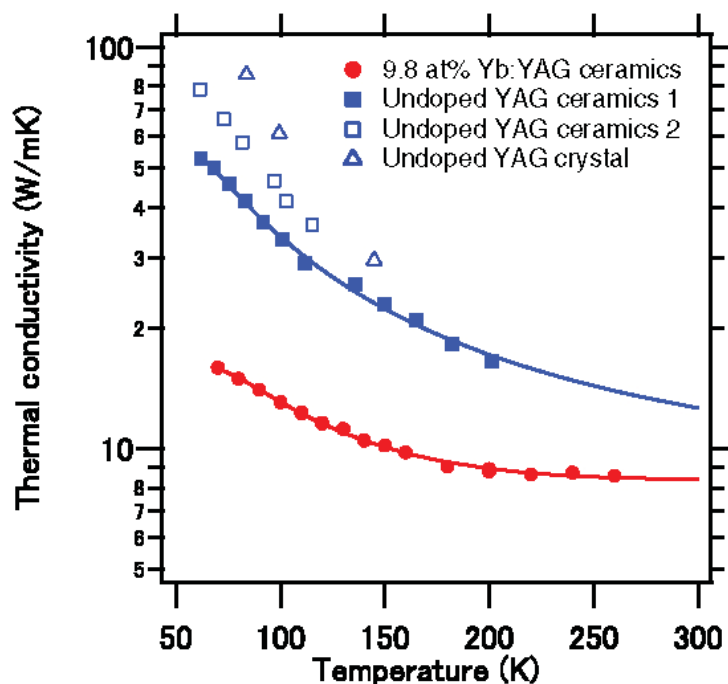


Figure 3.3.2.2-5 Thermal conductivity measurement of 9.8%Yb:YAG at NIFS.[3.2.2.2] The filled circles represent the experimental data from this work. The open triangles show the κ of the undoped YAG single crystal from Ref [3.2.2.3]. The open squares show the κ of the undoped YAG ceramics from Ref [3.2.2.3]. The filled squares show the κ of the undoped YAG ceramics from Ref [3.2.2.4].

3.3.2.2-3 まとめ

熱伝導率の高精度測定が可能な測定装置の開発を行った。これまでに SUS304 を使用した性能確認試験を行い、熱伝導率の高精度測定が可能であることを確認した [3.3.2.2-1]。この装置を使用した共同研究も行っており、既にその成果は公表されている [3.3.2.2-2]。

参考文献

- [3.3.2.2-1] A. Iwamoto, R. Maekawa, T. Mito, *Advances in Cryogenic Engineering* 49 (2004) 643.
- [3.3.2.2-2] R. Yasuhara, H. Furuse, A. Iwamoto, J. Kawanaka, T. Yanagitani, *Optics Express* 20 (2012) 29531.
- [3.3.2.2-3] T. Numazawa, O. Arai, Q. Hu, and T. Noda, “Thermal conductivity measurements for evaluation of crystal perfection at low temperatures,” *Meas. Sci. Technol.* 12(12), 2089–2094 (2001).
- [3.3.2.2-4] H. Yagi, T. Yanagitani, T. Numazawa, and K. Ueda, “The physical properties of transparent $Y_3Al_5O_{12}$: Elastic modulus at high temperature and thermal conductivity at low temperature,” *Ceram. Int.* 33(5), 711–714 (2007).

3.3.2.3 極低温ガス冷却の熱流動研究

バスバー、電力ライン、マグネットなど多くの機器の提案に対する最適な冷却方法を検討するため、その基礎データとして低温ガスの熱伝達特性が必要である。4 K付近のヘリウムガス等では、比較的多くのデータが揃っているものの、将来の HTS 利用等を見据えた場合、広範囲な温度・圧力条件、ヘリウムに限らない冷媒種についても計測を拡大して基盤データ揃えることが、最適な核融合炉設計に必要である。一般に乱流のガス熱伝達は、下記の関係式で与えられることが知られている。

$$Nu = \alpha Pr^n Re^m \quad (1)$$

ここで、 Nu はヌッセルト数、 Pr はプラントル数、 Re はレイノルズ数である。しかしながら、一般的に知られる α, n, m の定数は、常温で多用されるガス種から求められたものであり、極低温における極端な幾何学形状などでは当てはまらないことが明らかになりつつある[3.3.2.3-1 – 3.3.2.3-3]。こうした現状を踏まえ、上式(1)における α, n, m の係数について適応条件との関係等、知見を深める必要がある。そのため、実験的に幅広い温度・圧力条件における上式(1)における係数を明らかにすることを目的に研究を行っている。

本研究における実験装置は、真空チャンバー内に U 字管を取り付け、この中を流れるガスの熱伝達量を測定する。乱流域における測定を想定しているため、温度情報は全て管壁の温度測定をもって解析に使用する。

本研究テーマは 2015 年度から開始され、ヘリウムガス等の極低温冷媒として使用される場合の冷却性能について知見を深めることを念頭にクライオスタット、実験装置の基幹部分である真空チャンバー等の製作、流量制御装置等の整備を進めた。初年度は基幹部分の製作を完了し、次年度以降、窒素ガス、ヘリウムガスにおける冷却性能について実験を行い、知見を深める計画である。

参考文献

[3.3.2.3-1] H.L. Mo, Y.X. Zhou, T.Y. Zhu, T.W. Guo, *Cryogenics* 44 (2004) 301.

[3.3.2.3-2] P. Wu and W.A. Little, *Cryogenics* 24 (1984) 415.

[3.3.2.3-3] IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 101 (2015) 012005.

3.3.2.4 超伝導コイル電源の開発研究

本節では、FFHR の超伝導コイルを励磁する電源システムの新しい研究開発項目として位置付けている、圧電素子駆動接点整流器 (3.2.5.4 参照) の開発研究について現状を報告する。

圧電素子駆動接点の実現性を確認するために、4 個の小型接点を組み合わせた接点モジュールを試作し、動作試験を行った。図 3.3.2.4-1 に試作接点の概観を示す。使用した圧電素子は直径 12 mm、全長 120 mm であり、無荷重での最大ストローク 132 μ m、最大荷重 1 kN である。駆動電圧に対する静的な動作試験結果を図 3.3.2.4-2 に示す。各接点について 2 回以上の動作試験を行った。例えば接点 D では駆動電圧 52 V で接点が ON し、37 V で OFF する特性が得られている。各接点での動作電圧には差があるが、接点毎の繰り返し動作は安定している。平均ギャップ 40 μ m、平均面圧 14 MPaとなっている。動作遅延時間の測定結果例を図 3.3.2.4-3 に示す。図において駆動電圧は電流制限抵抗と圧電素子の静電容量による時定数で上昇し、20 ms の遅延時間で ON している。OFF 時の遅延時間も同様であり、機械接点整流器に要求される 20 ms を満足している。今後も継続しての検討が必要である。



Figure 3.3.2.4-1 Photograph of experimental device for presented power supply.

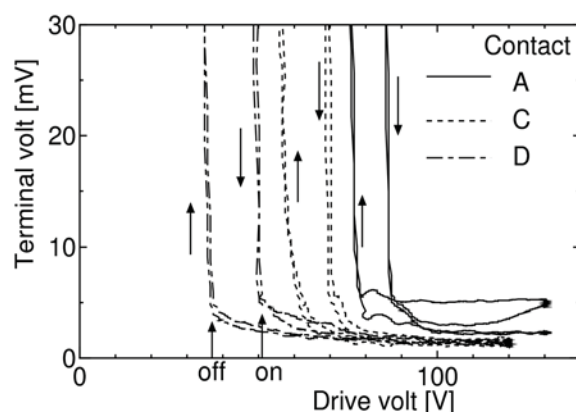


Figure 3.3.2.4-2 Turn on characteristics of mechanical contact driven by piezo electric driver. (Reproduced from [3.3.2.4-1].)

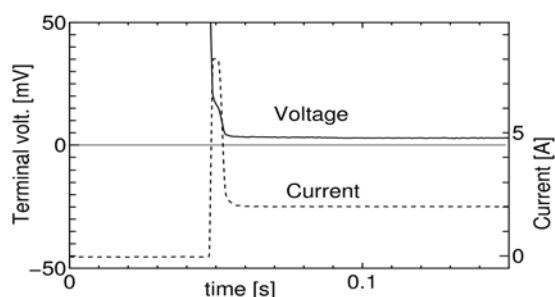
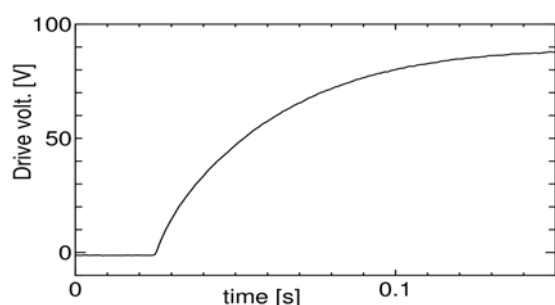


Figure 3.3.2.4-3 Turn on characteristics of mechanical contact driven by piezo electric driver. (Reproduced from [3.3.2.4-2].)

参考文献

- [3.3.2.4-1] H. Chikaraishi et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 89 (2016) 0606204.
- [3.3.2.4-2] H. Chikaraishi et al., Proc. of EPE'17. (2017).

3.3.3 低放射化材料

3.3.3.1 低放射化材料の高強度化と高温強度評価

3.3.3.1-1 低放射化バナジウム合金及び酸化物分散強化フェライト鋼の熱物性評価

核融合炉ブランケットは片面加熱条件にあり、第一壁の変形が、外周単純拘束の円板における片面加熱による曲げ変形であると近似すると、ブランケット再表面の熱応力は次の式で得られる。

$$\sigma_{th} = \frac{\alpha E q t}{2\lambda(1-\nu)} \quad (1)$$

σ_{th} が熱応力、 α は第一壁材料の線膨張係数、 E は第一壁材料のヤング率、 q は第一壁表面への熱流束、 t は第一壁の厚さ、 λ は第一壁材料の熱伝導率、 ν は第一壁材料のポアソン比である。ブランケットの設計基準は定まっていないが、一般的に構造材料に適用される基準のひとつに、最大引張応力の 1/3 を許容応力とするというものがある。上式にこの基準を適用すると、第一壁の許容熱流束 q_{max} が得られる。

$$q_{max} = \frac{2\lambda(1-\nu)\sigma_{UTS}}{3\alpha E t} = \frac{2M_{th}}{3t} \quad (2)$$

$$M_{th} = \frac{\lambda(1-\nu)\sigma_{UTS}}{\alpha E} \quad (3)$$

UTS が最大引張応力であり、 M_{th} は熱応力指数と呼ばれ、材料がどれだけ熱応力に耐えられるのかを表す指標である。

核融合科学研究所では、低放射化バナジウム合金 NIFS-HEAT-2 (NH2)、低放射化フェライト鋼 JLF-1、酸化物分散強化フェライト鋼 9Cr-ODS、12Cr-ODS を大学との共同研究の下で開発している。これらの材料を対象として、ブランケットの応力解析及び材料の熱応力指数の算出に必要な上記の材料熱物性値、即ち熱伝導率、ポアソン比、線膨張係数、ヤング率の測定を行った図 3.3.3.1-1～3.3.3.1-4 に測定結果と既に報告されている核融合炉用低放射化フェライト鋼 F82H[3.3.3.1-1, 2]及び核融合炉用セラミクス複合材料 2D-SiC/SiC[3.3.3.1-3 - 3.3.3.1-5]との比較を示す。なお、NH2 の熱伝導率と線膨張係数に関しては、外部評価の対象期間以前に発表済みのものである[3.3.3.1-6]。2D は SiC を二次元編みしてその隙間を SiC で埋めて板状複合材料を作製したことを意味する。低放射化フェライト鋼 JLF-1 の熱伝導率は既に報告されている F82H と同様であった。9Cr-、12Cr-ODS 鋼の熱伝導率は JLF-1、F82H よりも小さく、一方バナジウム合金 NIFS-HEAT-2 (NH2) では大きかった。セラミクス複合材料 2D-SiC/SiC の値も示す。2D-SiC/SiC は熱伝導率の異方性が大きく、現状の二次元編み板材をブランケット第一壁に適用する場合には SiC 繊維の方向と熱流束の方向が垂直となるために熱伝導率が図の trans-thickness で示した実測値のとおり小さくなる。しかし、SiC 繊維と平行な方向の熱伝導率は図の in-plane で示したとおり 2 倍の値となる。SiC は使用する部位に応じた三次元編みをすることで最適化の余地があり、in-plane を達成可能な参考値と考えるべきである。

それぞれの材料の最大引張応力は図 3.3.3.1-5 のように求められている[3.3.3.1-1, 3.3.3.1-3, 3.3.3.1-7 - 3.3.3.1-9]。上記の測定結果とあわせ、式(3)により求めた熱応力指数を Fig. 3.3.1.6 に示す。比較のため、ステンレス鋼 (SS316) の値[3.3.3.1-1]も示した。なお、NH2 については、試料の酸化の問題で 700°C 以上のポアソン比とヤング率が測定できなかったために、純バナジウムの文献値[3.3.3.1-10]を用いた。2D-SiC/SiC につ

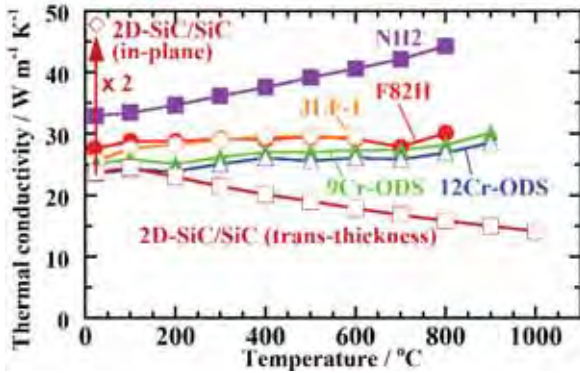


Figure 3.3.3.1-1 Thermal conductivity of low-activation materials.

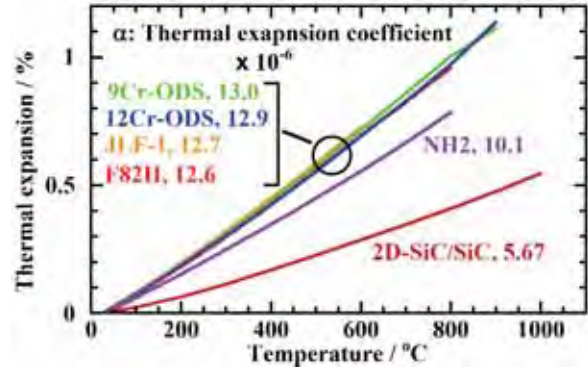


Figure 3.3.3.1-3 Thermal expansion coefficient of low-activation materials.

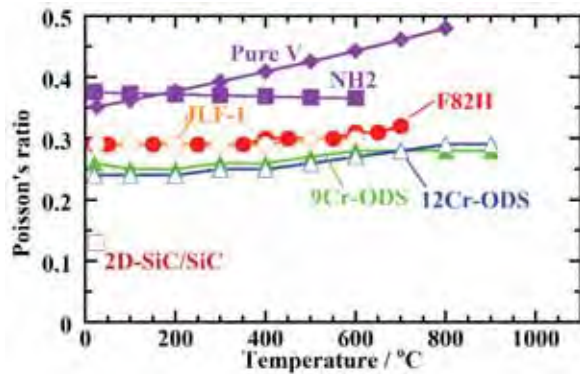


Figure 3.3.3.1-2 Poisson's ratio of low-activation materials.

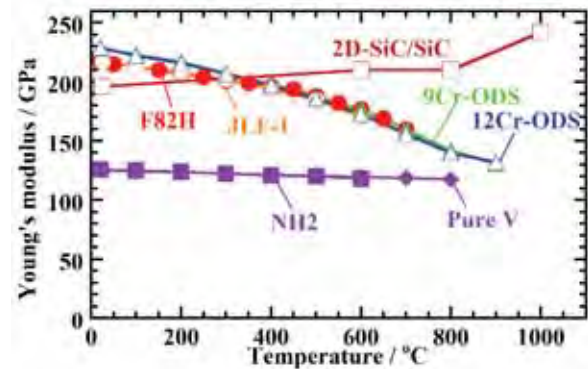


Figure 3.3.3.1-4 Young's modulus of low-activation materials.

いては高温でのポアソン比が求められていないので、室温と同じ値と仮定して熱応力指数を計算した。SS316に比較して、フェライト鋼 JLF-1、F82H では熱応力指数が大きく改善されている。9Cr-ODS 及び 12Cr-ODS では、更に熱応力指数が改善されている。9Cr-ODS、12Cr-ODS では母相の金属マトリクスよりも熱伝導率の小さな酸化物粒子を分散させるために熱伝導率の低下が懸念され、実際に図 3.3.3.1-1 で示したとおり確認された。しかしそれよりも図 3.3.3.1-5 で示した最大引張応力の上昇の効果が大きいため、熱応力指数は大きくなり、分散強化の意義が大きいことが示された。これらのフェライト鋼と比較して、バナジウム合金 NH2 では図 3.3.3.1-2 で示したポアソン比が大きく、熱応力指数を低下させる効果がある。さらに 700°C、800°Cでは、合金

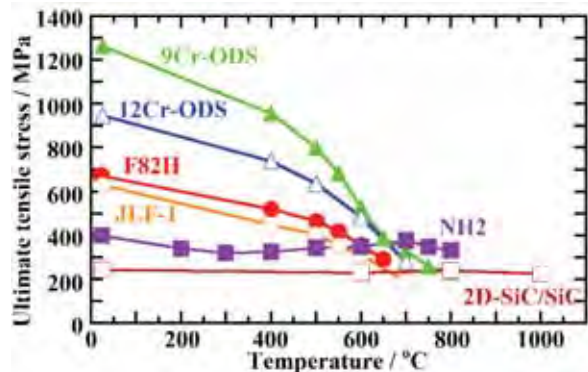


Figure 3.3.3.1-5 Ultimate tensile stress of low-activation materials.

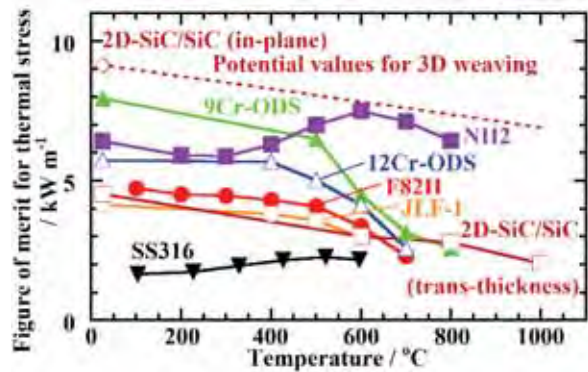


Figure 3.3.3.1-6 Figure of merit for thermal stress of low-activation materials.

よりもポアソン比の大きい傾向のある純バナジウムの値を用いているため熱応力指数は過小評価になっている。しかし、図 3.3.3.1-1 で示した熱伝導率、図 3.3.3.1-5 で示した最大引張応力がフェライト鋼、分散強化鋼に比較して大きく、さらに図 3.3.3.1-3 で示した線膨張係数、図 3.3.3.1-4 で示したヤング率は小さいために、熱応力指数は改善された。特に 500°C以上 800°Cまで、温度上昇による最大引張応力低下がほとんどないことを反映し、熱応力指数が維持されることから、高温での使用に適することが示されている。2D-SiC/SiC では、図 3.3.3.1-1 で示した trans-thickness の熱伝導率の値を用いると、熱応力指数は 600°Cまで JLF-1、F82H と大差はなく改善はされていない。一方、in-plane の値を用いると熱応力指数は点線のとおり低放射化構造材料中で最大となる。このことから、SiC/SiC 複合材料では三次元編みとその最適化による熱流束方向の熱伝導率の改善が課題である。

図 3.3.3.1-6 で示した熱応力指数は材料を拘束下・片面加熱条件で用いる際の優位性を非照射の状態を示すものである。実際にブランケット構造材料として使用可能な温度を考える上では、延性、靱性、降伏強度、クリープ強度、冷却材との共存性、すなわち腐食、さらにこれらの特性の照射による変化、そしてヘリウム脆化、照射スエリング等も考慮する必要がある。

3.3.3.1-2 低放射化バナジウム合金のクリープ特性評価

0.4Tm (Tm: 融点の絶対温度) 以上の温度、バナジウム合金では 600°Cを超えると熱クリープ変形が顕著になる。前述の熱応力指数は最大引張応力より計算したが、クリープが顕著になる温度域で許容応力を求めるためには、クリープ強度を使用する必要がある。核融合科学研究所と大学連合が開発した高純度バナジウム合金共通材料 NIFS-HEAT-2 (V-4Cr-4Ti 合金, NH2)では、侵入型不純物酸素、窒素、炭素を従来の米国材 US832665 (US) の半分にすることに成功し、加工性、溶接性が大きく向上した。一方でこれらの不純物は、固溶硬化、析出硬化、及び時効硬化に寄与する強化因子でもあるため、その低減により高温強度の低下が懸念される。そこで、クリープ試験を行い、高純度化の影響とクリープ機構について検討した。

高純度バナジウム合金 NH2 の化学組成は V-4.02 wt% Cr-3.98 wt% Ti-0.0069 wt% C-0.0122 wt% N-0.0148 wt% O である。これに対し、US 材の組成は V-3.25 wt% Cr-4.05 wt% Ti-0.0037 wt% C-0.0130 wt% N-0.0357 wt% O である。侵入型不純物合計は 0.0339 wt%であり、上述のとおり US 材の 0.0524 wt%より小さく 4 割減となっている。冷間圧延率 99.8%、厚さ 0.25 mm の板材よりゲージ部が 5×1.2 mm の L 方向 SSJ 型微小引張試験片を打抜きで作製した。その後 1000°C、2 h の最終熱処理を行った。熱処理後の結晶粒径は 17 μm である。クリープ試験負荷応力は 100~200 MPa、試験温度は 700~800°Cである。雰囲気はオイルフリーの真空であり、さらに試験片の周囲に残留ガスゲッター用 Zr 箔を設置して、 5×10^{-7} Torr 以下の高真空を得た。

図 3.3.3.1-7 にクリープ曲線を示す。700°C、200 MPa での試験では、試験時間 2375 h において試験機の冷却システムが不調となり試験を停止した。そのときのクリープ歪が 2.4 %であった。その他は破断まで試験を行った。図 3.3.3.1-8 に負荷応力とクリープ破断時間の関係を示す。図では比較のため US 材の値[3.3.3.1-11]も示した。800°C、100

MPa では NH2 の破断時間は同じであったが、それ以外の条件では破断時間が短くなり、クリープ強度の低下が確認された。破断時間が短くなったのは 150 MPa 以上の高応力条件である。これは 700°C 及び 800°C の降伏応力、206 MPa、195 MPa に近い、あるいは同じレベルであるため、高応力では転位すべりが支配的であったと考えられる。一方、低応力条件では転位すべりは起こりにくく、転位の上昇運動が支配的である。転位すべりでは侵入型不純物が転位運動の障壁となるので不純物の多い US 材の破断時間が大きくなるが、低応力では転位の上昇運動が支配的で不純物は障壁にならないために US 材と NH2 の差は小さかったと理解できる。ブランケットで典型的な設計応力は 100 MPa 程度と想定されるので、高純度化によるクリープ強度の低下は顕著ではないと期待できる。図 3.3.3.1-9 はローソンミラー指数の負荷応力依存性を示す。ローソンミラー指数 P はクリープ変形が熱活性化過程であることにもとづき、試験温度 T と破断時間 t_r の影響を相互に変換するために、これらをひとつのパラメータで表したもので次の式による。

$$P = \frac{T(\log t_r + 20)}{1000} \quad (4)$$

図では比較のために低放射化フェライト鋼 JLF-1 [3.3.3.1-12]、F82H [3.3.3.1-13]、そして分散強化鋼

9Cr-ODS [3.3.3.1-14]の値も示した。前述のとおり、高応力条件では NH2 では高純度化でクリープ強度は低下したがそれでもフェライト鋼 JLF-1、F82H、9Cr-ODS よりもクリープ強度は高いことが示されている。例えばブランケットで予測される 100 MPa の応力下で 10 万時間 (11.4 年) の破断時間を確保できる温度上限は 700°C と推定できる。ただし、ブランケットで許容されるクリープ歪は 1~2% と予測されるので、今後はこの歪領域に達する時間を評価する必要がある。本研究では試験片サイズが小さく、さらに高温、高真空中であるため試験中のクリープ歪を正確に計測することは困難で

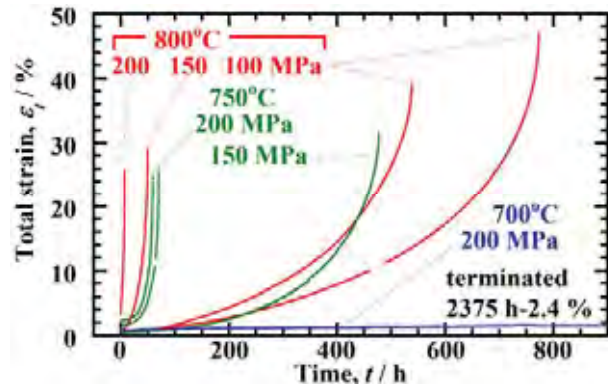


Figure 3.3.3.1-7 Time-strain curves for creep tests on NH2.

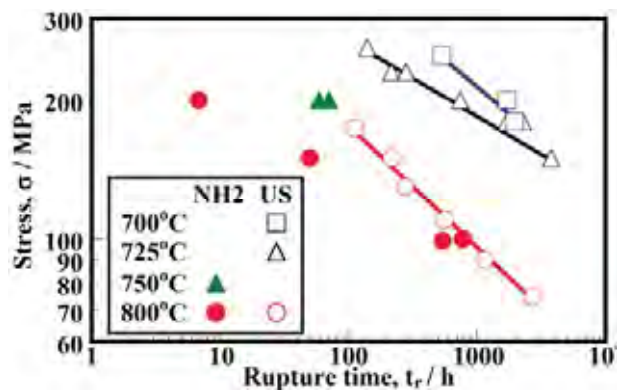


Figure 3.3.3.1-8 Rupture time vs. applied stress in creep tests.

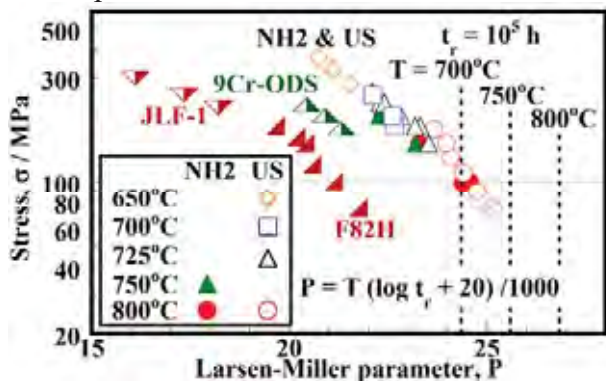


Figure 3.3.3.1-9 Larsen-miller plots of creep data for low-activation materials.

ある。そこで、クリープ試験を途中で止めて、試験片を取り出し変形を実測する等の実験を予定している。また、現状のクリープ試験時間は 200 MPa の応力下で 2375 h が最長であるが、より長時間のクリープ試験も予定している。700°Cにおける US 材でのクリープ試験では、本研究と同様の一軸引張型試験片を用いた場合には 160 MPa で 4000 h、内圧管型試験片で途中で停止を含む場合には 120 MPa で 9663 h が最長であり、これを超える試験を行ってより長期間にわたるクリープの挙動を明らかにすることを目標とする。

3.3.3.1-3 低放射化フェライト鋼 酸化物分散強化フェライト鋼の開発

酸化物分散強化鋼 (ODS 鋼) は、低放射化フェライト鋼(RAFM)に比べ高温強度に優れ、RAFM を構造材として用いるブランケットの高温部分に併用することで、ブランケットの運転温度を高めることができると期待される。その総合評価のためには、組織、強度、接合性、腐食特性、照射効果など多くの試験を系統的に進める必要があるが、それにはよく

特性が評価された共通材料が必要である。核融合科学研究所は大学共同利用機関として大学の研究アクティビティーを統合する役目が期待されている。そこで、核融合工学研究プロジェクトの活動の一環として、大学共通試験用の参照材を製作し、その基本特性を明らかにした。それぞれマルテンサイト相、フェライト单相を有する 9Cr-ODS 鋼と 12Cr-ODS 鋼をメカニカルアロイングと熱間押し出しにより製作した。図 3.3.3.1-10 に製作プロセスを、表 3.3.3.1-1 に製作材の組成を示す。基本特性の評価として、光学顕

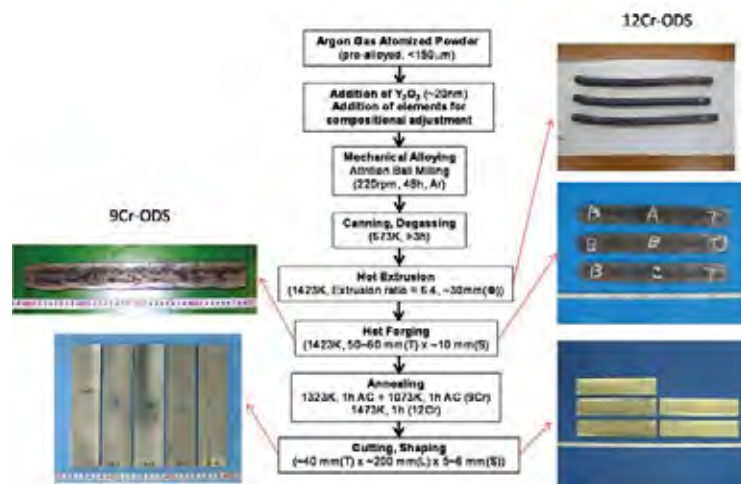


Figure 3.3.3.1-10 Production process of 9Cr- and 12Cr-ODS.

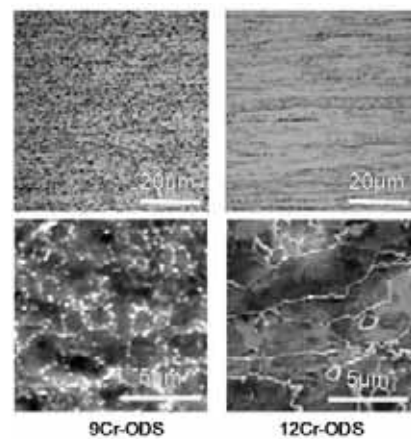


Fig. 3.3.1.11 Optical and SEM microstructures of 9Cr- and 12Cr-ODS.

Table 3.3.3.1-1 Chemical composition of 9Cr- and 12Cr-ODS.

Alloy	Composition (wt%)													Estimation	
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	W	Ti	Y	O	N	Ar	Y ₂ O ₃	Ex.O
9Cr-ODS	0.14	0.06	0.09	<0.005	0.004	0.03	9.08	1.97	0.23	0.29	0.16	0.013	0.005	0.37	0.082
12Cr-ODS	0.035	0.03	0.02	<0.005	0.003	0.04	11.65	1.90	0.29	0.18	0.083	0.005	0.005	0.23	0.03

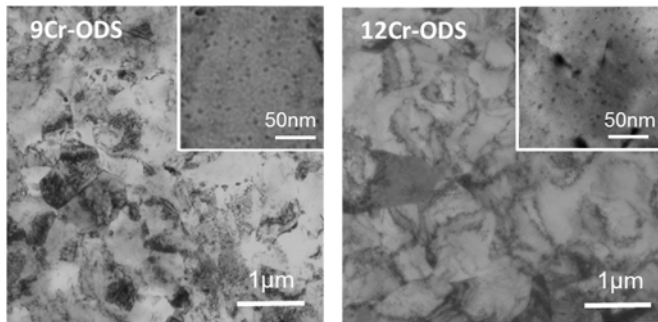


Figure 3.3.3.1-12 TEM microstructures of 9Cr- and 12Cr-ODS.

微鏡、SEM、TEMによる組織観察、熱処理による硬度変化、引張り試験、高温クリープ試験を行った。

図 3.3.3.1-11 は光学顕微鏡及び SEM による組織を示す。9Cr-ODS鋼ではほぼ等方的な微細粒を示すが、12Cr-ODS鋼では、熱間押し出し方向に長く伸びた比較的大きな結晶構造を示す。図 3.3.3.1-12 は TEM 組織を示す。それぞれ焼き戻しマルテンサイト及びフェライトの特徴を持った組織であるが、高倍率観察ではどちらも一様に高密度粒子の分散が確認された。

図 3.3.3.1-13は各温度で1時間熱処理、冷却した材料の硬度変化を9Cr-RAFMであるJLF-1と比べて示す。9Cr材では、高温で熱処理するとマルテンサイト変態により顕著に硬化する。その限界温度は、9Cr-ODSではJLF-1より約100℃高く、ODS鋼の方が高温組織安定性の高いことが示された。

図 3.3.3.1-14 は、この3種の材料の降伏応力と最大引っ張り強さの試験温度依存性を示す。低温領域では、12Cr-ODSよりも9Cr-ODSの方が強度が高いが、ODS鋼の使用想定温度域(873-973K)では殆ど両者の差がなくなる。低温領域で9Cr-ODSの強度が高いのは、表3.3.3.1-1に示すように、溶存酸素濃度が高いことが影響している可能性がある。

図3.3.3.1-15は、クリープ破断時間の応力依存性を示す。12Cr-ODSに関しては、熱間押し出し方向(LD)とその垂直方向(TD)を比べて示す。12Cr鋼では、LD方向の方がクリープ強度

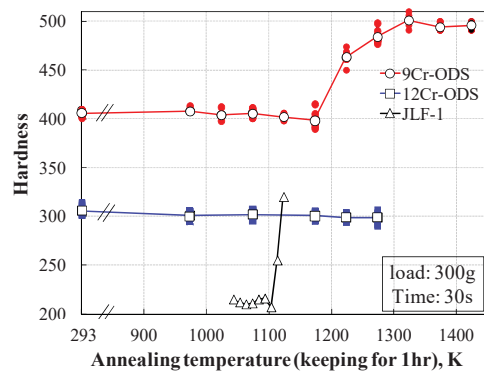


Figure 3.3.3.1-13 Hardness change by annealing

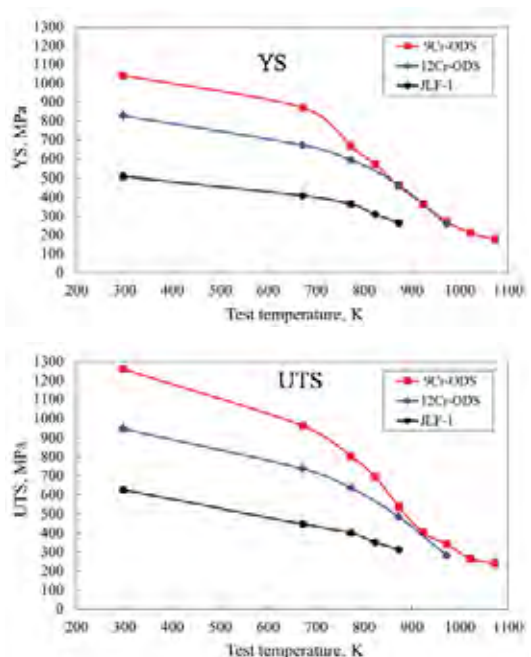


Figure 3.3.3.1-14 Yield Stress and Ultimate Tensile Stress (UTS) of 9Cr- and 12Cr-ODS and JLF-1.

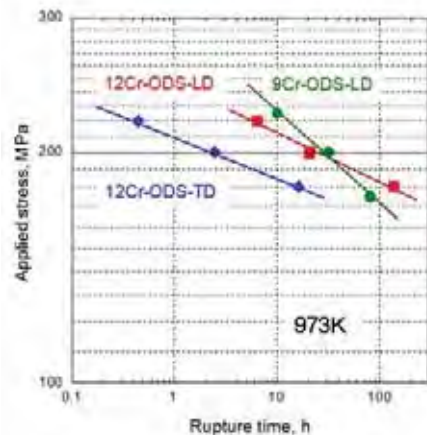


Figure 3.3.3.1-15 Creep strength of 9Cr-ODS and 12Cr-ODS (LD and TD).

が高いことが分かる。これは、図 3.3.3.1-6 に示すように、12Cr では、熱間押し出し方向に結晶粒が長く伸びているので、その方向引っ張りによる粒界滑りが少なく、強度が高くなったと考えられる。

製作された 9Cr- 12Cr- ODS 鋼は、以下の大学との共同利用研究に用いられている。

1. 高温長時間クリープ特性
2. ブランケット液体増殖候補材料との共存性
3. 低放射化フェライト鋼との接合性
(特に、高温静水圧プレスや摩擦攪拌接合など先進的な接合研究)
4. 照射によるナノ分散粒子の安定性研究

参考文献

- [3.3.3.1-1] K. Shiba et al., JAERI-Tech 97-038, 1997.
- [3.3.3.1-2] T. Hirose et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 1595-1599.
- [3.3.3.1-3] 2D-SiC-SA3/PyC50-A: T. Nozawa et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 1723-1727.
- [3.3.3.1-4] 2D-SiC-SA3/PyC50-A: Y. Katoh et al., J. Nucl. Mater. 448 (2014) 448-476.
- [3.3.3.1-5] 2D-SiC-SA3/PyC50-A: T. Nozawa et al., Fusion Eng. Des. 87 (2012) 803-807.
- [3.3.3.1-6] NH2: T. Nagasaka et al., Fusion Scie. Technol. 56 (2009) 1053-1057.
- [3.3.3.1-7] Li et al., Fusion Eng. Des. 86 (2011) 2495-2499.
- [3.3.3.1-8] Muroga et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 1717-1722.
- [3.3.3.1-9] T. Nagasaka et al., Fusion Eng. Des. 81 (2006) 307-313.
- [3.3.3.1-10] R. J. Farraro & R. B. McLellan, Metall. Trans. 10A (1979) 1699-1702.
- [3.3.3.1-11] US: Natesan et al. US-DOE/ER 3013/29 (2000).
- [3.3.3.1-12] Li et al., Fusion Sci. Technol., 56 (2009).
- [3.3.3.1-13] Shiba et al., JAERI-Tech 97-038 (1997).
- [3.3.3.1-14] Muroga et al., Fusion Eng. Des. (2014).

3.3.3.2 低放射化材料の接合技術開発

3.3.3.2-1 低放射化 非分散強化フェライト鋼と分散強化フェライト鋼の接合

酸化物分散強化 (ODS) フェライト鋼は低放射化 (非分散強化) フェライト鋼よりも高温強度に優れるので、高温動作可能な核融合炉ブランケットの構造材料として期待されている。一方で、大規模製造技術の確立に課題がある。そこで、ブランケットの大部分を低放射化フェライト鋼で製作し、高温部分のみ ODS 鋼で保護する構造にすることができれば、ODS 鋼の使用量を最小限にしつつ、ブランケットの運転温度があげられるため、高効率の核融合発電炉の実現性が高まる。よって、低放射化フェライト鋼-ODS 鋼の異材接合材の開発に取り組んだ。固相拡散接合及び溶接で異材接合材を試作し、その接合強度を評価した。接合強度に及ぼす接合条件と試験温度の影響を明らかにし、接合強度向上のための指針を得た[3.3.2.1-3]。

表 3.3.3.2-1 に接合材の試作に用いた低放射化フェライト鋼 JLF-1 及び分散強化鋼 9Cr-ODS の化学分析結果を示す。JLF-1 における最終熱処理は 1050°C×1 h の焼きならし後空冷、さらに 780°C×1 h の焼き戻し後空冷であり、9Cr-ODS では 1050°C×1 h の焼きならし後空冷、さらに 800°C×1 h の焼き戻し後空冷である。本研究では異材接合材を熱間等方圧加圧 (Hot isostatic pressing: HIP) 法及び電子ビーム溶接 (Electron beam welding: EBW) 法で作製した。HIP 温度は 1000, 1050, 1100°C であり、圧力は 191 MPa、時間は 3 hr である。HIP 後の冷却速度は 5°C/min である。EBW における電子ビーム出力は 15 mA、150 kV であり、溶接速度は 2000 mm/min である。HIP、EBW とも接合雰囲気は真空である。HIP または EBW により生じた機械特性変化を回復させるために、接合後熱処理 (Post-weld heat treatment: PWHT) を行った。接合後及び PWHT 後の機械特性を硬さ試験及び引張試験で評価した。

図 3.3.3.2-1(a)は HIP 接合材の接合界面付近の硬さを示す。HIP を 1000°Cで行った場合には、JLF-1 母材 (BM) は硬化したが、9Cr-ODS 母材の硬さは変化しなかった。図中の丸で囲った接合界面近傍には周辺よりも硬さの小さい、局所軟化領域があった。HIP を 1050°C及び 1100°Cで行った場合には、JLF-1、9Cr-ODS のいずれの母材も硬化した。この場合も先に述べた局所軟化領域は現れた。硬化の原因はいわゆる焼入れで、Fe-C 合金の過飽和固溶体である焼入れマルテンサイト相が生成するためである。この相変態に必要な炭素は、HIP 中の加熱で分解する炭化物から供給される一方で、HIP 後の冷却時に再析出する炭化物によって消費される。よって、HIP 温度が高く炭化物がより分解されるほど、また HIP 後の冷却が十分に速く拡散による炭化物の再析出が阻害されるほど、焼入れマルテンサイト相の生成は促進され硬化は大きくなる。HIP 後の冷却速度 5°C/min は JLF-1 には十分速く焼入れが起こる条件であった。一方 9Cr-ODS については、1050°C及び 1100°Cでは炭化物の分解が十分で、冷却速度 5°C/min

Table 3.3.3.2-1 Chemical composition of Non-ODS steel (JLF-1) and ODS steel (9Cr-ODS).

	C	Si	Mn	P	S	Cr	W	V	Ta	Ti	Y	O	N
JLF-1	0.090	0.05	0.49	<0.003	0.0005	9.00	1.98	0.20	0.083			0.002	0.015
9Cr-ODS	0.14	0.06	0.09	<0.005	0.004	9.08	1.97			0.23	0.29	0.16	

でも焼入れが起こったが、1000°Cでは炭化物の分解が十分でなく 5°C/min では焼入れが起こらなかった。9Cr-ODS では JLF-1 に比較して焼入れが起こりにくいことが 1000°C の HIP では硬化しなかった原因と考えられる。微細組織観察の結果より、HIP 後は炭化物が粗大化していた。このことは、冷却速度 5°C/min では炭素の拡散が大きく再析出を促進していることを示唆するものである。HIP では装置保護のためこれ以上冷却速度を上げられないため、大きな冷却速度が得られる小型熟処理炉で実験を行ったところ、9Cr-ODS でも 36°C/min の冷却速度では焼入れが起こり、かつ炭化物の粗大化も抑えられることが確認された。

接合界面付近の局所軟化領域では図 3.3.3.2-2 で示すように炭化物の消失が起こっていた。軟化は炭素濃度の低下によるものと考えられる。接合前の表面で真空中加熱による脱炭が起こったため、炭素濃度は低下したと考えられる。HIP 接合まま材の引張試験では、軟化領域に変形が集中し、破面は延性的であったにも関わらず、継ぎ手としての伸びはほとんどゼロであった。接合材の硬さと微細組織を回復させるため、溶接後熱処理を試みた。条件探索を行った結果、1050°C で 1 hr の焼きならし、その後 36°C/min での冷却、さらに 780°C で 1 hr の焼き戻しをすることで、図 3.3.3.2-1(b)で示すように炭化物の消失領域をなくし、硬さと組織を接合前と同様のものに回復できることが明らかになった。図 3.3.3.2-1(a)で示しているとおおり、PWHT 後は硬さが一番小さいのは JLF-1 母材であり、体積が大きいので局所変形は避けられるはずである。図 3.3.2.3 に接合材の強度と伸びを示す。室温での引張強さと接合材の全伸びは 1000°C HIP 材でそれぞれ 370 MPa、0 %、1050°C HIP 材で 660 MPa、11 %、1100°C HIP 材で 580 MPa、8 %であった。1000°C HIP 材では局所軟化は無くなったにも関わらず、伸びがゼロであった。また、1050°C HIP 材、1100°C HIP 材では破断は JLF-1 母材で起こったのに対し、1000°C HIP 材では破断は接合界面で起こった。これは低温の HIP では Fe の拡散が十分に起

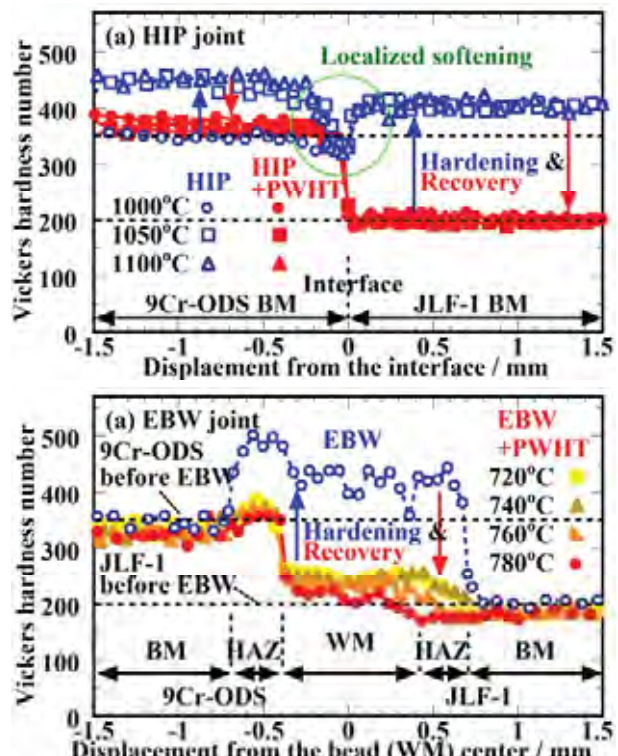


Figure 3.3.3.2-1 Hardness of (a) HIP joint and (b) EBW joint with and without PWHT.

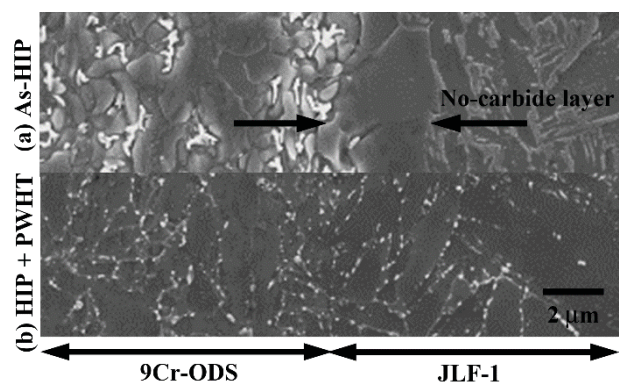


Figure 3.3.3.2-2 Microstructures around the bonding interface of the HIP joint.

こらないため、接合界面に未接合の欠陥が残っているからと考えられる。接合前の JLF-1 の引張強さは 580 MPa であることから、1050°C、1100°C 及び上記の PWHT が母材強度を保ち、さらに十分な接合強度と延性が得られる HIP 接合条件である。

電子ビーム溶接材では、溶接金属 (Weld metal: WM) と熱影響部 (Heat affected zone: HAZ) が硬化した。溶接

金属、熱影響部とも硬化の原因は上記と同様に焼入れマルテンサイト相によるものである。電子ビーム溶接材では母材に熱負荷がかからないため、HIP 接合材で見られた炭化物の粗大化は起こらなかった。そこで、電子ビーム溶接材の溶接後熱処理としては、炭化物を微細化するための焼きならし処理は不要であり、焼き戻しのみを行った。図 3.3.3.2-1(b)では焼き戻し温度を 720 から 780°C まで変化させた場合の硬さを示している。焼き戻し温度が高いほど溶接金属と熱影響部の硬さは回復した。JLF-1 の熱影響部の硬さの焼き戻し温度依存性が大きく、完全に回復するには溶接後熱処理として 780°C、1 hr の焼き戻しが必要であった。図 3.3.3.2-3 で示すとおり、この焼き戻し後の接合材の引張強さは 580 MPa で溶接前の JLF-1 と同じであり、破断は JLF-1 で起こることが確認され、十分な接合強度を得るための接合条件が明らかとなった。

3.3.3.2-2 低放射化バナジウム合金と溶融塩システム用ニッケル合金の接合

低放射化バナジウム合金は高温では活性で冷却材から酸素を吸収し、固溶硬化による脆化及び、中性子照射化では酸素-照射欠陥の複合体形成により照射硬化・脆化の促進が起こることが知られている。そのため従来は、バナジウムよりも酸素との親和力の強く、脆化を引き起こさない液体リチウムを冷却材として用いたブランケットが検討されてきた。一方、最近溶融塩に金属チタンの微粒子を分散させて冷却材とする、先進的な溶融塩ブランケットシステムが提案されている[3.3.3.2-4]。チタンはバナジウムよりも酸素との親和力が強いために溶融塩中の酸素ポテンシャルを下げ、バナジウム合金の酸素吸収を抑制することが期待できるので、溶融塩システムでもバナジウム合金が使用できる可能性が出てきた。溶融塩ブランケットシステムの炉外機器の構造材料の候補材はニッケル合金である。そこで、バナジウム合金ブランケットとニッケル合金機器を接続するための異材接合の試作開発を行った。

用いた低放射化バナジウム合金と、ニッケル合金である Hastelloy X の化学組成を表 3.3.3.2-2 に示す。これらの異材溶接材を電子ビーム溶接 (EBW) にて試作した。EBW における電子ビーム出力は 8 mA、150 kV であり、溶接速度は 1000 mm/min である。

バナジウム合金とニッケル合金の異材接合材断面の硬さを図 3.3.3.2-4 に示す [3.3.3.2-5]。溶接金属 (Weld metal: WM) では母材に比較して顕著な硬化が起こり、溶

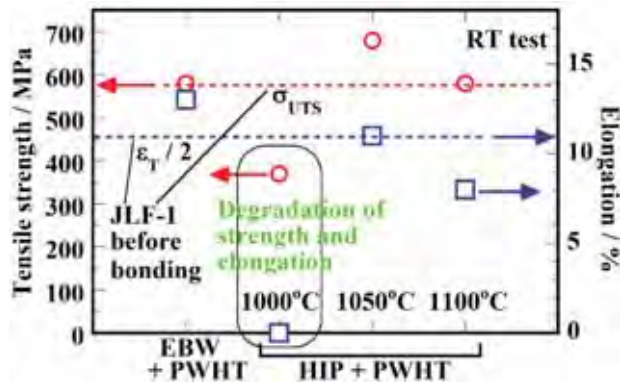


Figure 3.3.3.2-3 Tensile strength and elongation of the HIP and EBW joints.

Table 3.3.3.2-2 Chemical composition of low activation vanadium alloy (NIFS-HEAT-2: NH2) and Nickel alloy (Hastelloy X: HX).

	V	Cr	Ti	Ni	Fe	Mo	Co	W	C	N	O
NH2	Bal.	4.00	4.02	0.0007	0.0049	0.0022	0.0004	<0.0001	0.0050	0.0096	0.0122
HX		21.5		Bal.	17.1	8.9	1.1	0.6	0.06		

接直後に図の Position 0 mm 付近で亀裂の発生が観察された。V-Ni 二元状態図によると、この系では σ 相(NiV), Ni₂V, Ni₃V, Ni₂V₇ の金属間化合物が生成し、それが硬く脆いために凝固時の応力、あるいは凝固後の残留応力により亀裂が発生したと考えられる。状態図によると、Ni 濃度を高くすれば金属間化合物が生成せず、Ni に V が固溶する領域がある。そこで、溶接金属に Ni を供給する目的で厚さ 0.5 mm の純 Ni 板を溶加材とし、EBW を行った結果を図 3.3.3.2-5 に示す。溶加材を用いた場合には溶接金属のほとんどの部分の硬さが母材と同程度となり溶接割れも起こらなかったが、バナジウム合金側の溶融線付近に 50 μ m 程度の厚さの硬化層が残った。次に、異材接合材の使用温度は 700°C 程度と見込まれるため、700°C で時効熱処理をした場合の硬さ変化を図 3.3.3.2-6 に示す。図の As-welded が図 3.3.3.2-5 と同じデータである。時効時間とともに、溶接金属のバナジウム合金側で硬化が起こった。

以上のようにバナジウム合金-ニッケル合金の異材接合材の溶接金属の割れと硬化は、Ni 濃度の調整により抑制できることが明らかとなった。また、使用温度を想定した熱時効による溶接金属の硬化の挙動が明らかになった。今後はこの局所的な硬化が機械特性に及ぼす影響を明らかにし、特に継手として十分な延性が得られる溶接条件及び使用条件を検討する。

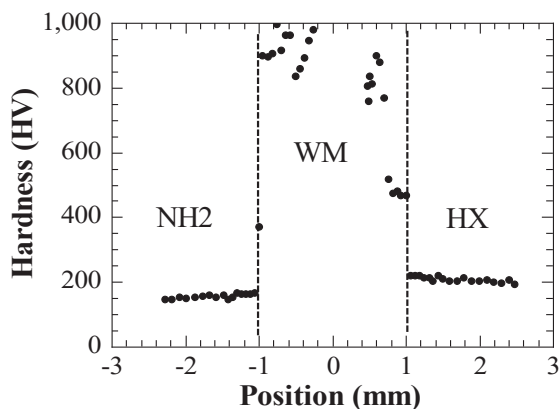


Figure 3.3.3.2-4 Hardness of EBW joint.

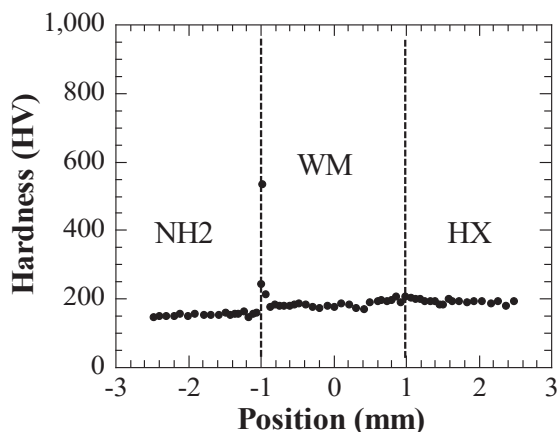


Figure 3.3.3.2-5 Hardness of EBW joint with pure Ni filler.

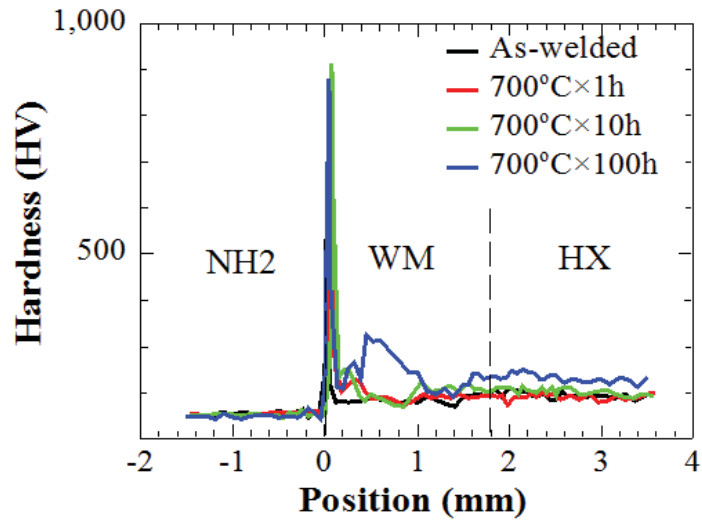


Figure 3.3.3.2-6 Hardness of EBW joint after thermal aging.

参考文献

- [3.3.3.2-1] H. Y. Fu et al., Plasma Fusion Res. 10 (2015) 3405015.
- [3.3.3.2-2] H. Y. Fu et al., Fusion Eng. Des. 89 (2015) 1658.
- [3.3.3.2-3] H. Y. Fu et al., Fusion Eng. Des. 102 (2016) 88.
- [3.3.3.2-4] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 2114.
- [3.3.3.2-5] H. Y. Fu et al., “Dissimilar-metals Bonding between NIFS-HEAT-2 Vanadium Alloy and Hastelloy X Nickel Alloy by Controlling Intermetallics,” Fusion Sci. Technol., under review.

3.3.3.3 低放射化材料の照射特性

3.3.3.3-1 バナジウム合金の中性子照射効果-イオン照射効果の相関

V-4Cr-4Ti を代表とする低放射化バナジウム合金の低温側温度限界を定めるのは、照射による延びの低下、脆化であることはよく知られている。これまでの研究で 573 K-673 K の領域では、いわゆる Ti-CON 析出物が照射初期に高密度に形成し、硬化・脆化を引き起こすことが知られ、その対策として、不純物を強くトラップする Y 等の添加が有効であることが確かめられてきた。これ以下の温度では、初期の照射組織は転位ループに支配されており、不純物の影響は小さいと考えられるが、その形成成長機構を求めることが、低温領域での脆化予測と対策において重要である。このような照射効果の基礎的な研究において、異なった照射手段による結果の相関を求めることにより、核融合中性子環境での挙動の精度の良い予測が可能になる。重イオン照射は試料が放射化せず短時間で高損傷量を達成できることから照射効果の有力な研究手法である。しかし、イオン照射においては損傷形成が表面近傍に限られるため、そこから材料強度に関する有益な情報を得るため、ナノインデンテーションなどの微小試験片評価技術の高度化も同時に必要になる。

本研究では、363 K-573 K の範囲で、V-4Cr-4Ti 標準材料(NIFS-HEAT-2)のイオン照射、原子炉中性子照射組織を比較し、転位ループの形成成長機構、イオン照射と中性子照射の差を明らかにすること、ナノインデンテーション法による重イオン照射バナジウム合金の強度評価法を高度化することを目的とする。

イオン照射は 九大タンデム加速器により 2.4 MeV Cu^{2+} イオンを、中性子照射は、BR2 および JMTR により行った。SRIM 計算からイオンのバナジウム中への飛程は 0.95 μm であった。照射条件を表 3.3.3.3-1 に示す。イオン照射材は、照射後損傷ピーク位置まで研磨し九大 TEM にて組織観察、高分解能 STEM モードによる EDS 分析を行った。また、473 K, 0.5 dpa の試料に関してはナノインデンテーション試験を京都大学エネルギー理工学研究所が有する NanoIndenter G200 を用いて行った。FEM 解析には汎用解析ソフト ANSYS を用い、V-4Cr-4Ti とダイヤモンド圧子との接触変形挙動を求めた。

中性子照射材は東北大大洗センターにおいて両面研磨ののち TEM 観察を行った。

図 3.3.3.3-1 に、イオン照射の組織変化を示す。観察された組織はほとんど転位ループあるいはドットイメージ

Table 3.3.3.3-1 Irradiation conditions

Irradiation	Temperature	dpa	dpa/s
2.4MeV Cu^{2+} ions	403-413K	1.0	4.5×10^{-3}
	473K	0.5, 1.0	4.5×10^{-3}
	573K	1.0	4.5×10^{-3}
	673K	0.15, 1.0	4.5×10^{-3}
Fission Neutrons (BR2)	363K	0.20	1.1×10^{-7}
Fission Neutrons (JMTR)	563K	0.08	4.4×10^{-8}

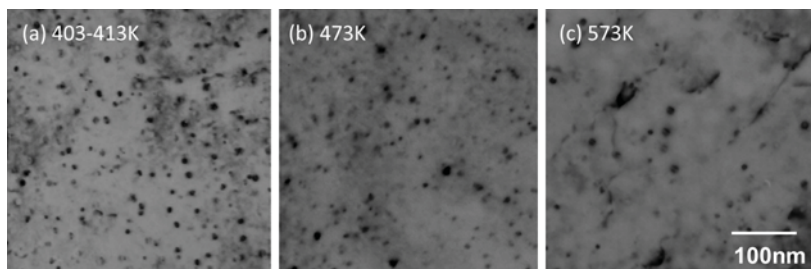


Figure 3.3.3.3-1 Microstructure after ion irradiation to 1 dpa.

であった。微小な欠陥の観察のため、暗視野弱ビーム法による観察を併用した。

図 3.3.3.3-2 に転位ループ、ドット密度の照射温度依存性を示す。比較のため、電子線照射による V-20Ti, V-3Ti-1Si のデータも示す [3.3.3.3-1]。温度依存性が 500 K 以下でほとんど無く、500 K 以上で顕著に現れる点、全体に同じ傾向が見られる。中性子照射材の密度が他と比べてやや低いが、これは図 3.3.3.3-3 に示すように、損傷速度の違いを考慮すると説明できる。すなわち、473 K 以下の照射では、どの場合も照射強度依存性がほとんどなく、563 K 以上では明確な依存性が発現する。このように、温度・速度依存性が見られない低温領域と明確に現れる高温領域に二分される挙動は、多くの金属材料の電子線照射で認められ、反応速度論による解析も報告されているが、イオン、中性子を含めて相関を得た例はほとんど報告されていない。一方、図 3.3.3.3-3 は、中性子照射の高温領域は、他の照射に比べループ密度が高いことを示し、原子炉特有の環境効果、核変換効果などを検討する必要がある。

ナノインデンテーション試験で得られた押し込み硬さの深さ分布を図 3.3.3.3-4 に示す。硬さは押し込み初期（試料表面近傍）において顕著に大きく、その後は押し込み深さが増加するにつれて減少する傾向がある。これは押し込み硬さのサイズ効果(ISE: Indentation Size Effect)である。重イオン照射材については本実験で測定した領域において図に示すように照射硬化が確認された。Nix-Gao モデルを用いて ISE による影響を除去するために、図 3.3.3.3-4 のデータを横軸に押し込み深さの逆数 $1/h$ 、縦軸に硬さの二乗 H^2 を取ることで図 3.3.3.3-5 を作成した。非照射材のグラフの形状は線形性を示したことから V-4Cr-4Ti も Nix-Gao モデルに従うことが確認された。しかしながら、重イオン照射材では損傷領域は表面近傍において不均一な分布であることから、照射硬化量も深さに対して分布を示すと考えられる。そこで笠田らは次式のバルク

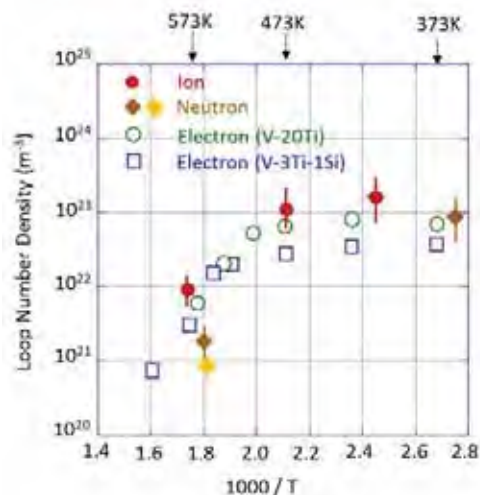


Figure 3.3.3.3-2 Temperature dependence of loop density.

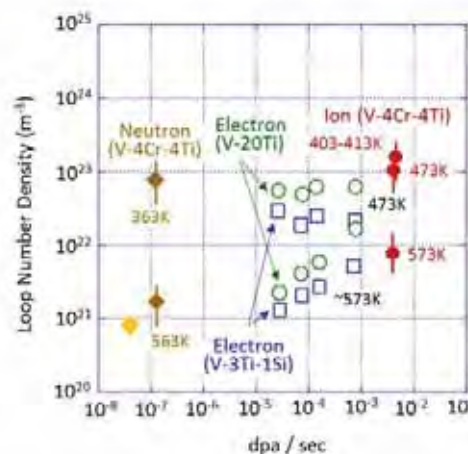


Figure 3.3.3.3-3 Damage rate dependence of loop density.

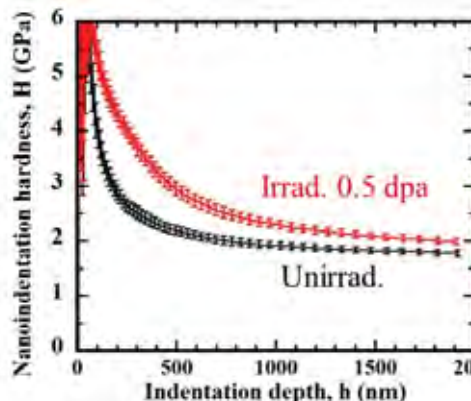


Figure 3.3.3.3-4 Depth profiles of nano-indentation hardness.

相当硬さを提唱した[3.3.3.3-2]。

Fig. 3.3.3.3-6 にバルク相当硬さの押し込み深さ依存性を示す。100 ~ 200 nm 以下では表面検知や表面粗さによる影響から硬さが正確に測定できていないためバラつきが大きい。また、非照射材のような軟らかい材料ほど表面付近(200 nm 以下)の硬さを求めることは難しいと言える。そこで 200 nm 以上の

$$H_o(h) = \sqrt{H(h)^2 - \frac{1}{h} \frac{dH(h)^2}{d(1/h)}}$$

深さから求めた硬さの平均から、非照射材の硬さは 1.60 GPa と求た。照射材の硬さに着目すると、300 nm 付近では非照射の硬さと同等もしくは小さいことから、背面である非照射領域の影響を受けていると考えられる。そこで、100 ~ 200 nm の硬さの平均値から照射材の硬さは 2.88 GPa と求められた。

次に、照射による硬さの増加量に関する FEM 解析を実施した。1200 nm を照射損傷領域と仮定して押し込み深さ 200nm のときの塑性変形を解析した結果を図 3.3.3.3-7 に示す。非照射材、照射材はそれぞれ 1.69 GPa, 2.56 GPa と求まり、実験値と比較して妥当な値を得た。図 3.3.3.3-7 から塑性変形域の大部分は損傷領域であったことから、押し込み深さ 200 nm の硬さは照射材の硬さを示すと推定できる。

3.3.3.3-2 低放射化フェライト鋼とステンレス鋼の異材接合材の照射特性

低放射化フェライト鋼 F82H と 316L ステンレス鋼の異材接合材を電子ビーム溶接で試作した。表 3.3.3.3-2 に母材の組成を示す。F82H の最終熱処理は、1040°C × 40 min の焼きならしと 750°C × 60 min の焼き戻しである。SS316L の最終熱処理は 1040°C × 40 min の焼きならしである。これらの素材の 7 mm 厚の板材をつき合わせて電子ビーム溶接を行った。電子ビームの加速電圧は 150 kV、ビーム電流は 20 mA、ビーム出力は 3 kW、溶接速度は 1000 mm/min である。なお、ビーム位置がつき合わせ位置の場合には、溶接金属で高 Ni 濃度のマルテンサイト相が生じ、これが硬く脆いために接合強度が著しく低下する。この相の生成を抑え

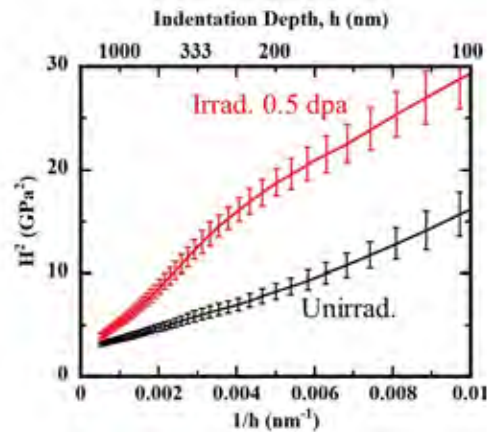


Figure 3.3.3.3-5 Plots of H^2 versus $1/h$.

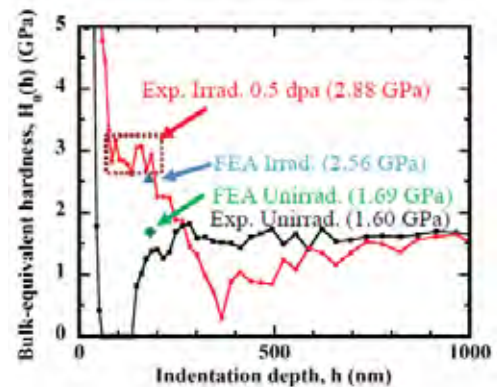


Figure 3.3.3.3-6 Depth profiles of bulk-equivalent hardness.

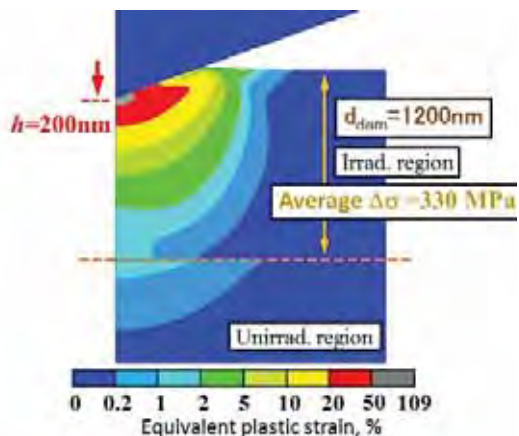


Figure 3.3.3.3-7 Contour map of plastic strain.

Table 3.3.3.2 Chemical composition of reduced-activation ferritic steel (F82H) and type 316 L stainless steel (SS316L).

	Fe	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	W	V	Ta
F82H	Bal.	0.09	0.11	0.16	0.02	7.64	0.003	1.97	0.16	0.02
SS316L	Bal.	0.014		1.23	11.4	18.5	1.91		0.0855	

るために、ビーム位置をステンレス鋼側に 0.2 mm シフトさせて溶接金属の Cr 濃度を低くして、オーステナイト相を安定化させた。これにより溶接金属の硬さは母材と同程度となったが、F82H 側の熱影響部 (Heat-affected zone: HAZ) では溶接による加熱と急冷によって焼入れマルテンサイトが生じて、これも硬いために接合強度が劣化した。そこで、680°C × 1 h の溶接後熱処理 (Post-weld heat treatment: PWHT) で焼入れ硬化相の焼き戻しを行った。異材接合材より 1.5 × 1.5 × 20 mm のシャルピーV ノッチ微小衝撃試験片及びゲージ部 5 × 1.2 × 0.35 mm の SSJ 型微小引張試験片を切り出し、上記 PWHT 後に中性子照射した。照射は BR-II にて、295°C で 5.6 × 10²³ n m⁻² にて行った。損傷量は Fe 換算で 0.1 dpa である。照射後は、硬さ試験と衝撃試験を行った。

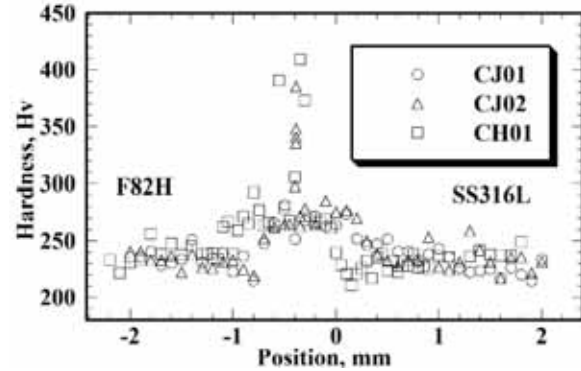


Figure 3.3.3.3-8 Hardness of EBW joint after the neutron irradiation.

図 3.3.3.3-8 に照射後の接合部の硬さ測定結果を示す。CJ01, CJ02, CH01 とともに同じ異材接合材から切り出し同じ PWHT をした試験片である。F82H 側の HAZ の領域で大きな照射硬化が起こった。照射硬化領域は 50 μm 程度の大きさで島状であった。

室温で引張試験を行ったところ、破断位置は SS316L 母材であり継手として十分な接合強度を有することを確認した。

図 3.3.3.3-9 に、中性子照射前後の衝撃吸収エネルギーを示す[3.3.3.3-3]。母材 (BM) のデータより、照射で全ての試験温度で吸収エネルギーが低下していることが分かり、これは母材の照射硬化によるものである。溶接金属 (WM)、熱影響部 (HAZ) も照射によって吸収エネルギーが低下しているが、いずれも照射後の F82H 母材よりも大きいので実用上は問題ないといえる。特に、上記のように著しい照射硬化が観察された HAZ においても大きな吸収エネルギーの低下はなく、延性-脆性遷移温度は -100°C 以下で室温より十分低いので、継手として十分な延性を持つことが示された。上記の著しい照射硬化は、その体積が極めて小さいために衝撃試験における破壊の促進は起こらなかったと考えられる。

核融合炉でこの異材接合材が使用されるのはブランケットの背面であり、照射量は真空容器及び超伝導コイルのそれと同様である。実験炉 ITER では 0.027 dpa [3.3.3.3-4]、原型炉 DEMO では 1 × 10²³ n m⁻² [3.3.3.3-5] と見込まれている。今回の照射量 0.1 dpa 及び 5.6 × 10²³ n m⁻² はこれらよりも大きく、ITER 及び DEMO の条件で異材接合継手が

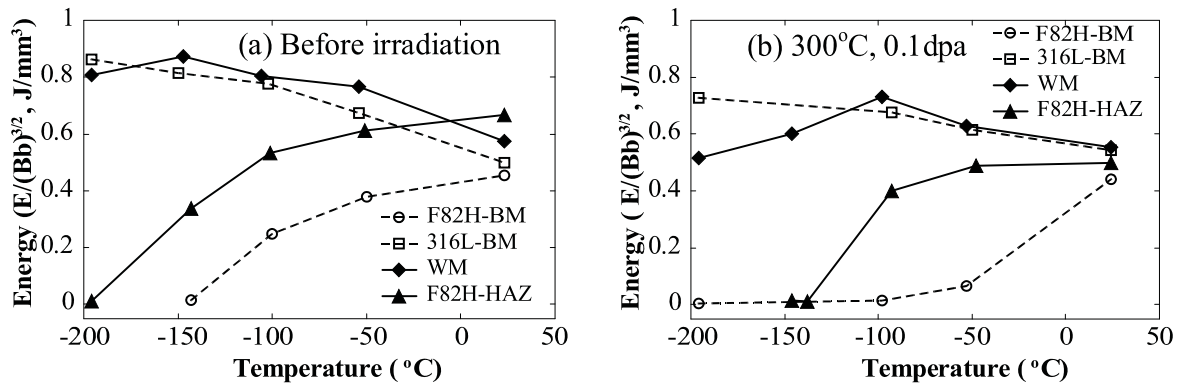


Figure 3.3.3-9 Impact absorbed energy of the weld metal (WM), base metal (BM) and heat-affected zone (HAZ) of the dissimilar-metals joint after the neutron irradiation.

使用可能であることが示された。

上記の著しい硬化の原因のひとつとして考えられるのは、溶接の加熱で分解、固溶した炭化物が照射誘起で微細高密度に再析出することである。PWHTの温度はF82H母材の過時効による軟化、すなわち強度低下を防ぐために低く設定したが、これにより焼き戻し中の炭化物の再析出が不十分で、母相に残る固溶炭素量が多くなり照射誘起析出を促進したと考えられる。PWHT温度を系統的に変化させた実験により、F82H母材の標準的な焼き戻し条件である750°C×1hであれば溶接によるHAZの硬化を完全に回復させられるが、一方で母材は軟化することが明らかになった。より高温あるいは高照射量で異材接合継手を使用する場合には、上記の著しい照射硬化領域が拡大し問題となる可能性がある。その場合には母材の強度と照射後のHAZの延性はトレードオフの関係となり、その最適化が必要となる。今後は硬化領域の微細組織観察をして硬化の原因を特定することと、高温でのPWHTが照射硬化の軽減に有効であることを実際の中性子照射で実証することが課題である。

参考文献

- [3.3.3.3-1] T. Muroga et al., ASTM-STP 1047 (1990) 199.
- [3.3.3.3-2] Y. Takayama et al., J. Nucl. Mater. 442 (2013) S23.
- [3.3.3.3-3] H. Y. Fu et al., Fusion Eng. Des. 98-99 (2015) 1968.
- [3.3.3.3-4] G. Kalinin et al., J. Nucl. Mater. 233-237 (1996) 9.
- [3.3.3.3-5] L.A. El-Guebaly et al., Fusion Eng. Des. 80 (2006) 99-110.

3.3.4 ブランケット

3.3.4.1 第一壁

3.3.4.1-1 背景

現存する磁気閉じ込め実験装置の第一壁は、真空・プラズマと環境を仕切る壁である。耐圧性を考慮して30-40 mm厚のステンレス鋼が用いられている。ところが、実証炉では、第一壁は、増殖ブランケットのプラズマ対向面という位置づけである。機能的には真空・プラズマと増殖材を仕切る壁である。熱交換器としてのブランケットは、当然、高温運転を要求され、実際、FFHRを含む多くの実証炉設計で動作温度を500°C程度としている。ところが、従来の第一壁の厚みでは、熱ひずみが大きくなるため、逆に、第一壁は、「薄壁」設計になり、その厚みは、3~5 mmであることが多い[3.3.4.1-1]。

そのような薄壁設計の第一壁が真空・プラズマと増殖材を仕切ると、周辺プラズマ側からのD・T粒子による透過（プラズマ照射透過：PDP）と増殖材中で発生したT₂ガスの気体圧による透過（ガス圧透過：GDP）が同時双方向的に起こる可能性がある。D・TのPDPによりブランケットからのT回収燃料ループに同位体分離機能を設置する必要となる。一方、ブランケット側から増殖されたT₂ガスがGDPによりプラズマ側に透過すること、つまり、実効的なフェーエリングにより燃料希釈やD/T同位体比の変化による周辺プラズマ密度へ影響を与え、しいては、コアプラズマ性能への影響も懸念される。

最近では、原型炉でのメンテナンスシナリオ構築も進められおり、ここでもプラズマ対向材料・表面での、D/T蓄積評価が課題となっている。メンテナンスに至るためにはプラズマ真空容器の大気開放プロセスを経る必要があるが、大気開放前にプラズマ対向材料から放出されるトリチウム量の軽減作業が重要となっている。トリチウム除染方法を検討する上でも材料へのD・T粒子の蓄積及び透過現象の理解は重要となっている。

本工学研究プロジェクト研究では、将来の原型炉で使用される候補材であるF82H鋼に着目し、これら材料のプラズマ照射環境下での特性について研究を行い、基礎的知見を得ることを目的とする。



Figure 3.3.4.1-1 The VEHICLE-1 facility at NIFS.

3.3.4.1-2 F82H 鋼のプラズマ透過実験

2011年度より、第一壁候補材料である低放射化フェライト系合金F82Hと定常プラズマ-壁相互作用実験装置：VEHICLE-1（図3.3.4.1-1）[3.3.4.1-2]を用いて実証炉環境を模擬した条件で上記PDP/GDPによる水素

透過データを取得し[3.3.4.1-3, 4]、併せて、DIFFUSEコードを用いてモデリングを行ってきた[3.3.4.1-5]。図3.3.4.1-2に実験セットアップの概略図を示す。

本研究に用いられた試料は、フェライト系低放射合金F82Hで、その原材料*から70 mmφのコンフラットフランジ型のものを切り出し、中央部分の約35 mmφのみを機械的に削って透過膜とした (*原材料は、QSTとの共同研究に基づき、以前、JFT-2Mトカマクで用いられたF82H製真空壁保護板の貸与による)。

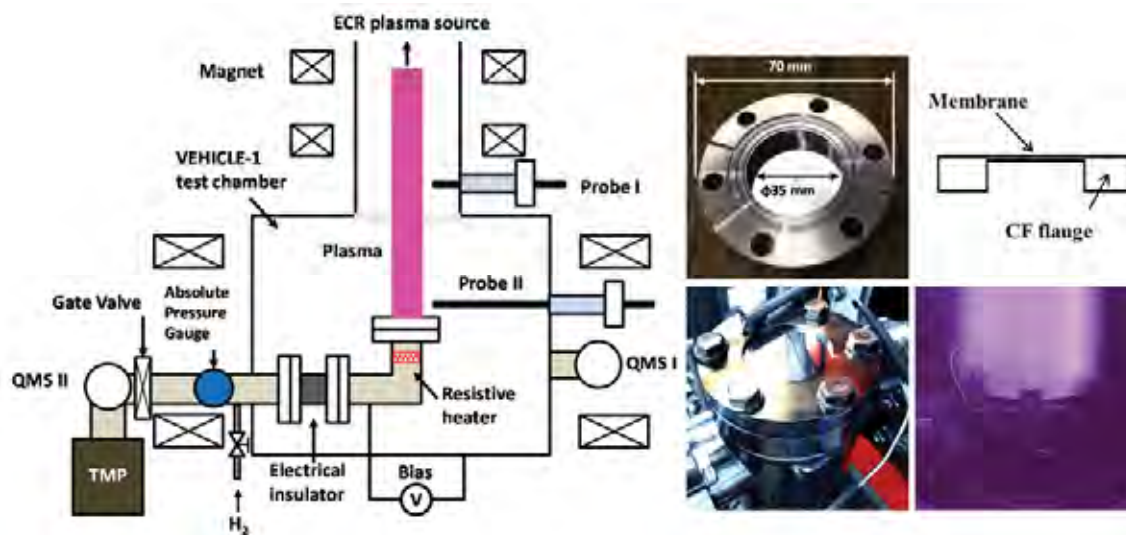


Figure 3.3.4.1-2 A schematic diagram of the hydrogen permeation setup installed in VEHICLE-1.

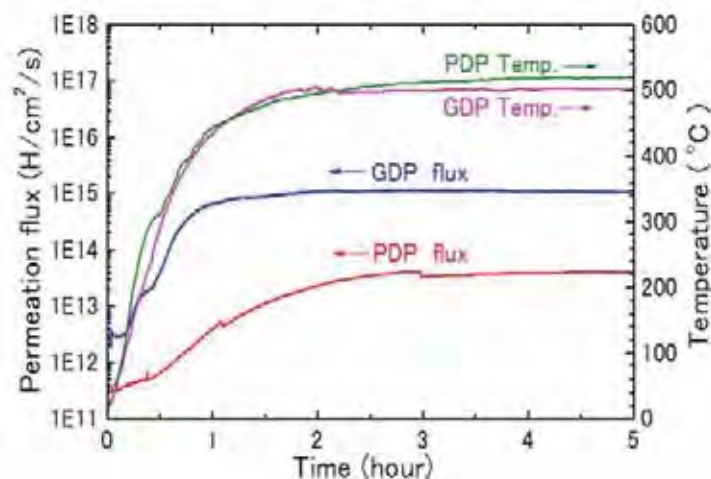


Figure 3.3.4.1-3 Breakthrough curves taken from the hydrogen plasma-driven and gas-driven experiments conducted for a 5 mm thick F82H membrane [3.3.4.1-3].

図3.3.4.1-3に設計値通り5 mm厚のF82H透過膜のPDPとGDPによる500°Cにおける水素透過実験データを示す。この時の水素プラズマによる照射粒子束は、 10^{16} H/cm²/s 台、ガス透過の圧力は、100 Torrとした(この圧力は、文献値:S. Fukada, Fusion Eng. Des.

83 (2008 747に基づく)。

この場合のGDP束を実証炉環境に適用すると、通常、第一壁の表面積が1000m²のオーダーであるのでブランケットから周辺プラズマに流れ込むトリチウムは、全体で1000Torr liter/secのオーダーとなり、周辺密度制御の観点から全く望ましくない粒子束であると言える。この結果に基づいて、水素同位体の第一壁双方向透過を抑制するためタングステン膜を施すことが提案された。当然、タングステンには、スパッタリング抑制効果も期待できる。

本研究では、タングステン膜の製法として真空プラズマスプレイ法 (VPS) とスパッタ - 蒸着法 (SP法) が検討された。図3.3.4.1-4にVPS法によって生成されたタングステン膜の表面観察結果を示した。一般にVPS法では、粒径数十ミクロンのタングステン粉末を出発物質として用いることが多いが、実際的には、これらのタングステン粉末粒が全て熔融することはないので、結果として図に示したように未熔融粒が表面に残る場合が多い。因みに、重量増加からVPSタングステンの嵩密度は、約90パーセントであったが、実際に被膜の断面を見ると図3.3.4.1-5に見られるようにミクロな空洞等があることが分かる。別の測定からこれらの空洞が相互に繋がっている開気孔であることが分かった。

このVPSタングステン被膜 (90 μ m厚) 付きのF82H鋼の水素透過束を測定した結果を図3.3.4.1-6に示した。これから分かるように、嵩密度データから最大10%の開気孔を持ちながらもVPS-タングステン被膜によってプラズマ誘起透過束を約1桁低減することができた。

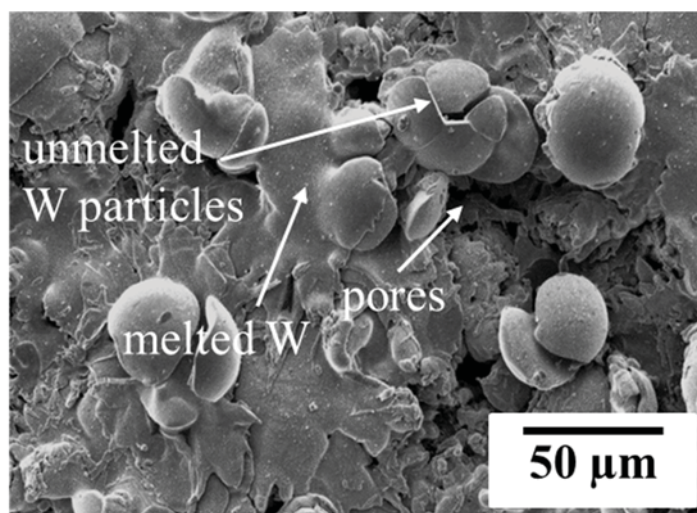


Figure 3.3.4.1-4 As-recieved surface of plasma-sprayed tungsten coatings on F82H.

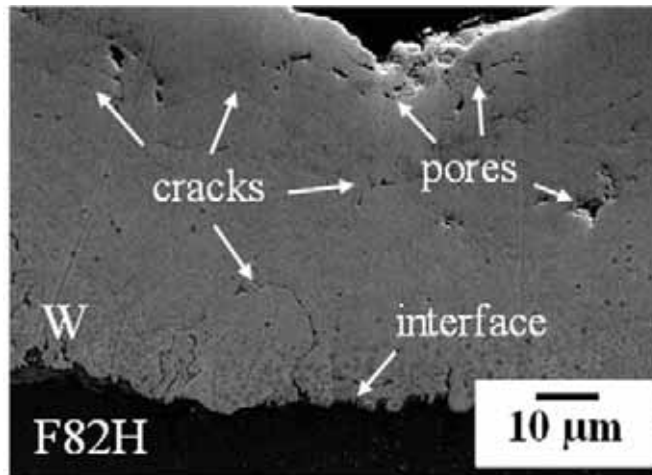


Figure 3.3.4.1-5 A polished cross-section of plasma-sprayed (VPS) tungsten, showing pores and cracks.

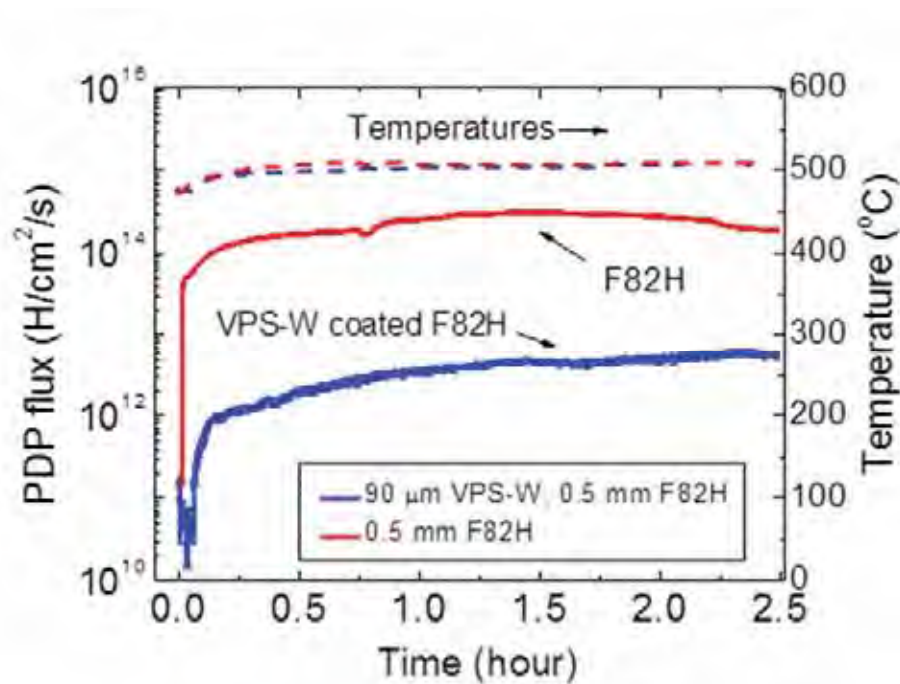


Figure 3.3.4.1-6 Hydrogen plasma-driven permeation of hydrogen at ~500°C through F82H membranes with and without plasma-sprayed tungsten coatings.

これに対して、ブランケットのトリチウムによる気体透過を模擬する条件、つまり、F82H側に水素気体圧を掛けて水素透過束を測定した結果を図3.3.4.1-7に示した。この場合は、気体誘起水素透過束にほとんど差異が認められなかった。これは、基盤F82Hを透過してきた水素が界面で再結合しそのまま開気孔を通過するためであると考えられる。結局、VPS-タングステンだけでは、水素同位体の双方向透過をすることはできないことが分かった。

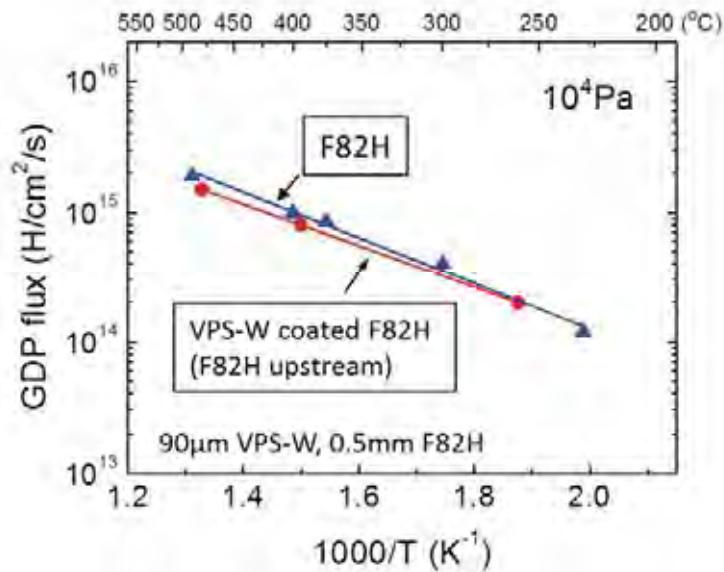


Figure 3.3.4.1-7 Hydrogen gas-driven permeation through F82H with and without VPS-tungsten.

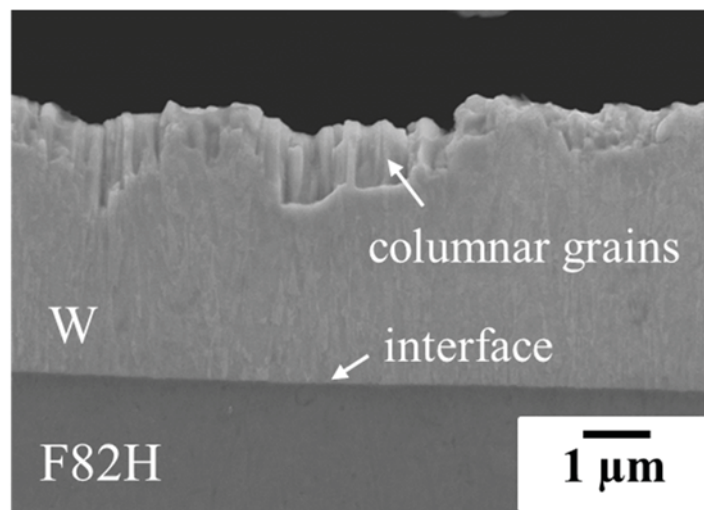


Figure 3.3.4.1-8 A polished cross-section of SP-tungsten.

これに対して、スパッタ蒸着 (SP) タングステンは、図3.3.4.1-8に示したように非常に稠密な断面構造を示すことが分かった。実際、重量測定から嵩密度は、99.5%であった。図3.3.4.1-9に SP-タンングステン被覆付きのF82H側を上流とする重水素ガス圧透過束を示したが、被覆によって約一桁透過束を低減できることが分かった。逆にSP-タンングステン被覆側を上流とするようなプラズマ誘起透過束のデータを図3.3.4.1-10に示したが、被覆付きF82Hは、逆に、透過束が増大することが分かった。これは、別測定から得られたタンングステンの表面再結合係数がF82Hのそれに比べて数ケタ小さいため、Doyleの定常プラズマ誘起透過モデル： $J_+ = (D/L\sqrt{J_0/K_s})$ の関係から結果的に透過束を増大させたと考えられる。つまり、SP-タンングステン被覆だけでは、水素同位体双方向透過を低減することができないことが分かった。

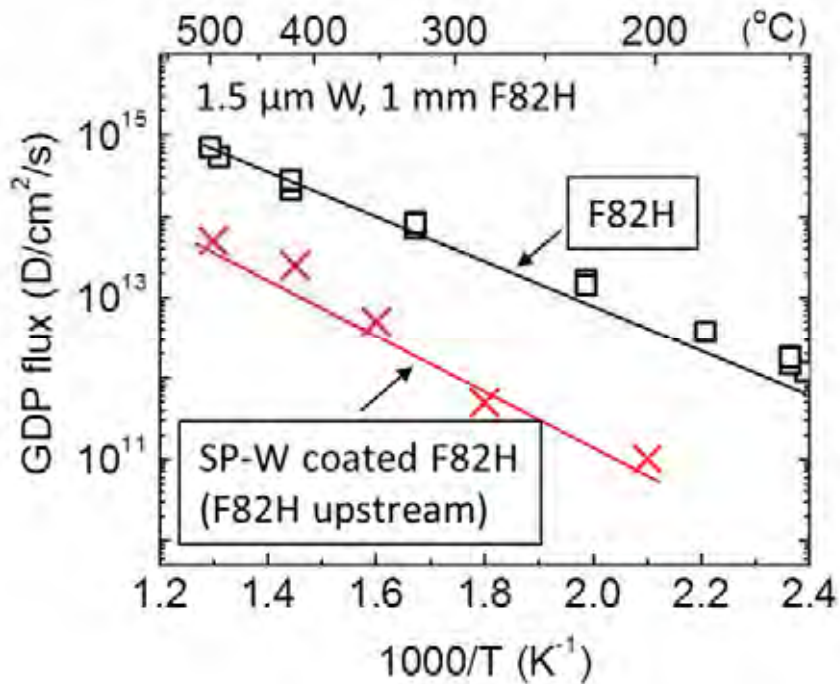


Figure 3.3.4.1-9 Deuterium gas-driven permeation with and without SP-tungsten coatings.

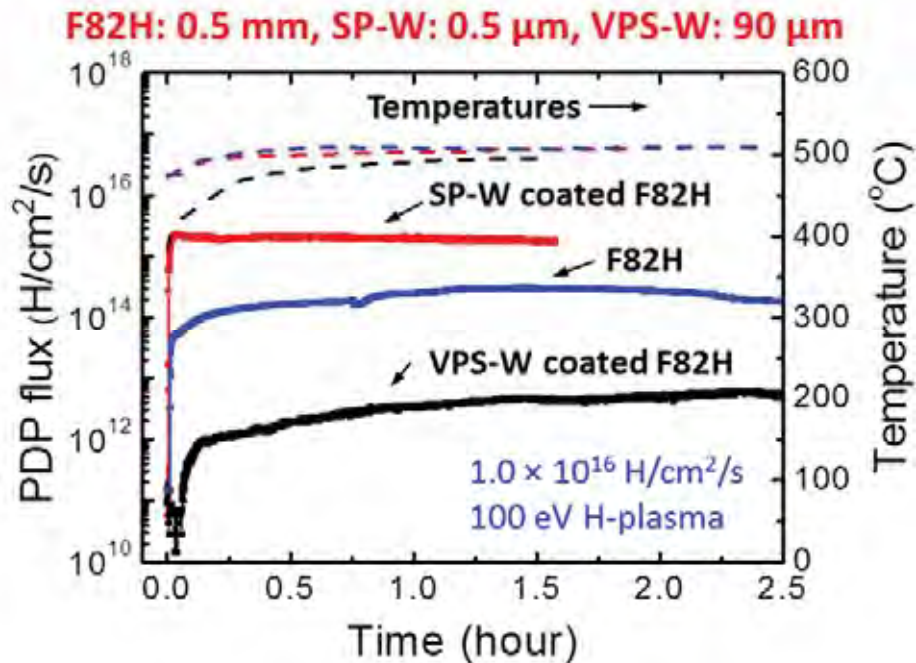


Figure 3.3.4.1-10 Hydrogen plasma-driven permeation through F82H with VPS and SP-tungsten coatings.

これらの結果から、VPS-タングステンとSP-タングステンを重畳した2重被覆付きF82H鋼を第一壁に用いる新概念が提案され、実際に、重水素プラズマ誘起と気体誘起水素透過束の測定が行われた。その結果を図3.3.4.1-11、図3.3.4.1-12に示した。これから分かるように、この2重被覆（外側VPS-W: 90 μm、内側 SP-W: 1.5 μm）によっ

て、水素プラズマ誘起、気体誘起透過が両方とも約一桁低減できることが分かった。

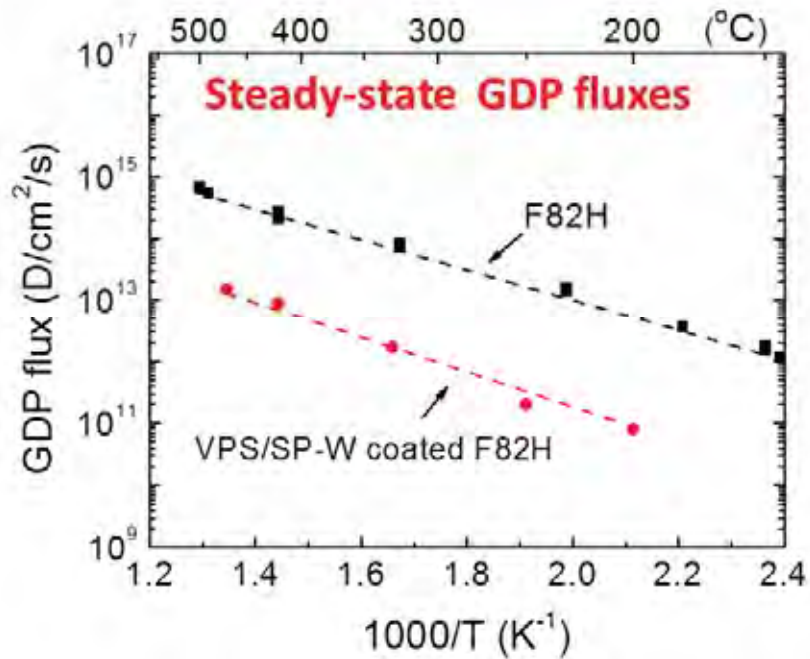


Figure3.3.4.1-11 Deuterium gas-driven permeation through F82H with and without VPS+SP-tungsten double coatings.

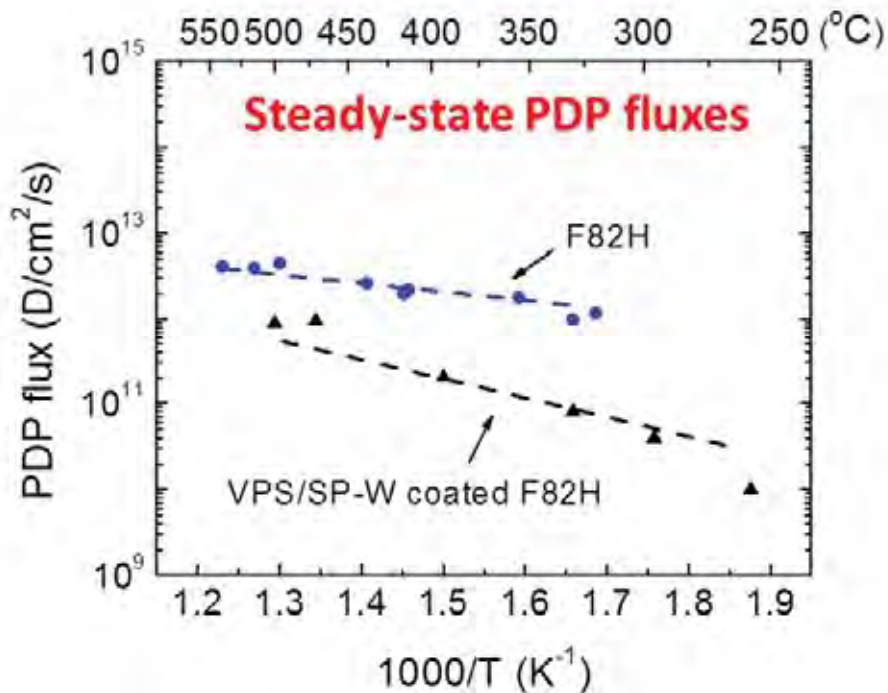


Figure3.3.4.1-12 Deuterium plasma-driven permeation through F82H with and without VPS+SP-tungsten double coatings.

本節に関する発表論文

1. H. Zhou, Doctor Thesis, Sokendai, (2014)
2. Y. Xu, Doctor Thesis, Sokendai, (2017)
3. Y. Xu et al., Bi-directional hydrogen isotopes permeation through a reduced activation

ferritic steel F82H, Fusion Engineering and Design, DOI: 10.1016/j.fusengdes.2017.04.022 (2017).

4. Y. Xu et al., Hydrogen isotopes plasma-driven permeation through tungsten coated reduced activation ferritic steel F82H, rapid communications, Plasma and Fusion Research, 12 (2017) 1205009.
5. Y. Xu et al., Hydrogen gas-driven permeation through F82H steel coated with vacuum plasma-sprayed tungsten, Plasma and Fusion Research, 11 (2016) 2405064.
6. Y. Xu et al., Hydrogen isotopes transport in sputter-deposited tungsten coatings, Fusion Engineering and Design, DOI: 10.1016/j.fusengdes.2017.07.021 (2017).
7. Y. Xu et al., Hydrogen permeation through sputter-deposited tungsten coated F82H in QUEST, rapid communications, Plasma and Fusion Research, accepted (2017).
8. Y. Xu et al., Hydrogen isotopes plasma-driven permeation through sputter-deposited tungsten coated F82H, IEEE Transactions on Plasma Science, under review (2017).

3.3.4.1-3 低放射化フェライト鋼の重水素リテンション

2種類の低放射化フェライト鋼（F82H鋼、EUROFER）のプラズマ照射後の重水素リテンション量を測定するため、マックスプランク研究所（ドイツ、ガルヒン）のタンデム加速器による分析を実施することにし、重水素リテンション量の測定には核反応分析法（NRA）を用いた。同タンデム加速器の特徴は、入射エネルギーを数段階で選択可能であり、これらを用いて重水素深さ情報の取得が可能であること、また NRA 測定時に重水素を含む標準試料を用いることで、リテンション量の絶対値を取得可能な点にある。エネルギー分解能も大変よく、併設されたラザフォード後方散乱分析(RBS)を用いることで、プラズマ照射による表面変質も測定可能である。

F82H鋼とEUROFERへの低エネルギープラズマ照射を等しくするため、同研究所にあるECRプラズマ装置・Pla-Q装置を使ってプラズマ照射を行った。プラズマのフラックス、電子密度、電子温度は過去にラングミュアプローブにて測定した運転パラメータを設定し、同じ値を用いた実験としている。試料に対し負バイアスを印加している。

プラズマ照射時の試料温度を設定可能で、

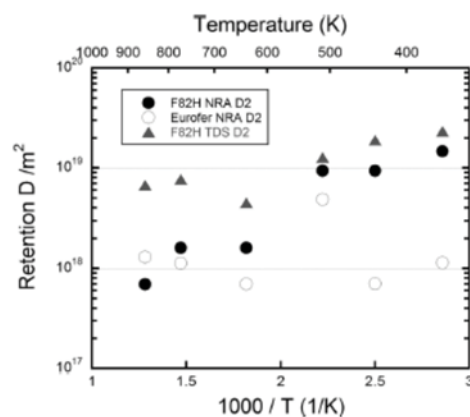


Figure 3.3.4.1-13 Temperature dependence of deuterium retention on F82H and EUROFER. The operation times were more than 3 h, which is a result of the steady-state diffusion of deuterium in the specimen. Therefore, the retained deuterium was saturated. [3.3.4.1-6]

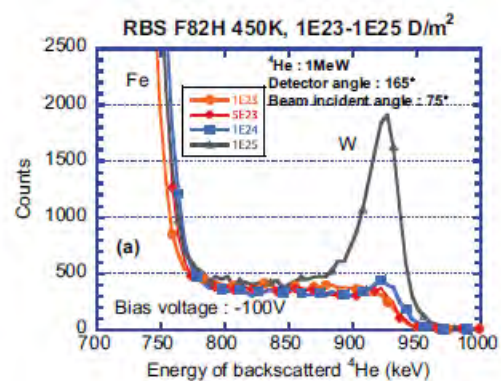


Figure 3.3.4.1-14 RBS spectra obtained on F82H alloys after deuterium plasma bombardment with different deuterium fluence [3.3.4.1-6].

試料ホルダは2種類に分かれている。低温用ホルダは常温~450K、及び高温用ホルダは550~約800Kである。試料表面（プラズマ側）の温度は赤外線カメラで測定し、試料背面は熱電対で測定した。

重水素プラズマ照射後にNRAにて測定した重水素リテンションの温度依存性を図3.3.4.1-13に示す。F82H鋼とEUROFERともに高温でリテンション量が下がる傾向であることが分かった。また、低放射化フェライト鋼では重水素の拡散が早く、重水素蓄積は表面近傍（数100nm）程度で、より深い箇所では検出されなかった。

低エネルギーの重水素プラズマ照射による表面組成変質について、RBSによる測定を行った結果を図3.3.4.1-14に示す。フルエンスを $1E23D/m^2$ から $1E25D/m^2$ まで増加させたところ、 $1E25D/m^2$ でタングステン強度が顕著に増加していることが分かった。これは、他のF82H鋼に含まれる元素（Fe、Cr）がタングステンに比べて優先的にスパッタリングされた結果、最表面においてタングステン・リッチになったことを示している。このように、低エネルギープラズマ照射でもフルエンスが増加すると、表面組成変質が生じる可能性があることが明らかとなった。

3.3.4.1-4 タングステン被覆膜の構造と水素同位体蓄積特性

原型炉では、低放射化フェライト鋼に対して耐熱負荷性及び損耗を考慮し、タングステン（W）被覆を施した板材を使用する計画がある。今の段階では、タングステエの被覆手法は決定されていないが、既に多様な方法が開発されている。

タングステンの被覆方法、被覆条件により、水素同位体の蓄積特性は大きく異なる。図3.3.4.1-15はいずれもスパッタ法によるタングステン被覆で、膜厚が0.5-1mm程度である。

3種類の結晶構造に着目すると、TypeAは微結晶状態に対し、TypeB,Cは結晶性の高い膜であることが分かる。これらW堆積膜をトカマク装置でのプラズマ照射実験としてKSTAR(韓国)の第一壁位置へ挿入したところ、最も重水素リテンション量が高いのはTypeAで、Type B、Cは低いことが分かった。微結晶状態でハローリングが生じる要因として、結晶子レベルの不ぞろい、もしくは結晶子が十分に小さい（数十nm以下）ことが考えられる。結晶粒界にガス状のトリチウムが補足されることは、トリチウム・オードグラフィー法によるトリチウム可視化で報告されており[3.3.4.1-8]、本研究ではさらに小領域である結晶子レベルの結晶性が重水素蓄積に及ぼす影響を明らかにした。

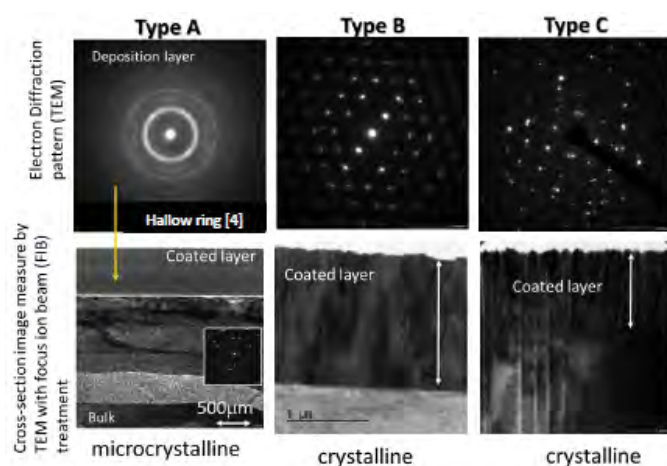


Figure 3.3.4.1-15 Electron diffraction pattern and cross-section images measured by a transmission electron microscope [3.3.4.1-7].

参考文献

- [3.3.4.1-1] A. Sagara *et al.*, Fusion Technol. **39** (2001) 753-757.
- [3.3.4.1-2] Y. Hirooka *et al.*, Journal of Nuclear Materials **337-339** (2005) 585-589.
- [3.3.4.1-3] Y. Hirooka and H. Zhou, Fusion Sci. and Technol. **66**(2014)63-69.
- [3.3.4.1-4] H. Zhou *et al.*, Nucl. Mater. **455**(2014)470-474.
- [3.3.4.1-5] Y. Hirooka *et al.*, Fusion Sci. and Technol. **64** (2013) 345-350.
- [3.3.4.1-6] N. Ashikawa *et al.*, Fusion Eng. Design 112 (2016) 236.
- [3.3.4.1-7] N. Ashikawa *et al* ICFRM (2017) Poster presentation
- [3.3.4.1-8] K. Isobe *et al.*, JPFR **10** (2013) 081.

3.3.4.2 増殖／冷却却材

3.3.4.2-1 金属微粉末による溶融塩の実効水素溶解度の制御

FLiNaKをはじめとする溶融塩は、化学的安定性・低電気伝導性（低MHD圧力損失）・低腐食性といった利点を有する一方で、水素同位体の溶解度が低い。このため、トリチウム燃料サイクルの実現のためには配管への水素透過防止コーティングなどが必要となること、高温での機械特性に優れるバナジウム合金（水素溶解度が高い）が使用できないこと、などが課題とされる。

そこで相良により提案された水素溶解度の高い金属微粉末の混合により実効的に解決する概念[3.3.4.2-1]に基づき、チタン粉末を含有させたFLiNaKの実効水素溶解度を計測した[3.3.4.2-2, 3]。水素含有アルゴンガスでのバブリングにより水素を溶解したチタン粉末含有溶融塩をアルゴンガスによりバブリングし、放出される水素を計量した。チタン含有の有無による、溶解水素の放出挙動変化の例を図3.3.4.2-1（ $38\mu\text{m}$ 以下のTi粒子、0.1wt%）及び図3.3.4.2-2（プラズマ誘起カソード電解法[3.3.4.2-4]により生成したナノサイズのTi粒子、0.1wt%）に示す。これにより推定された水素溶解度の向上はチタン含有量が重量比で0.1%であっても4-5桁に及び（図3.3.4.2-3）、本概念の有効性が実証された。なお、酸化により汚染されたTi含有FLiNaKでは水素溶解度の向上は認められず、Ti表面の清浄性が重要であることが明らかになった。さらにこれらのチタンナノ粒子を含有させたFLiNaK中にバナジウム板を浸漬し、気相より水素ガスを供給してバナジウ

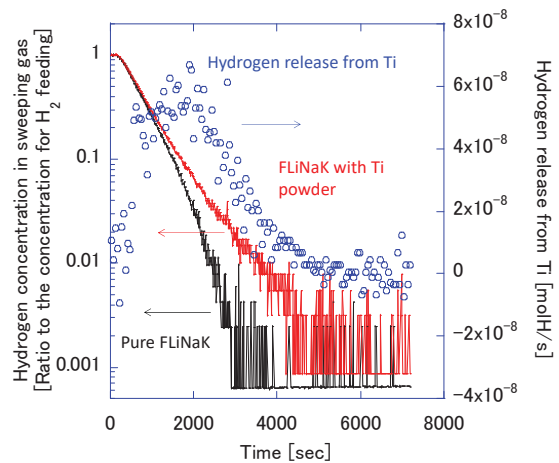


Figure 3.3.4.2-1 An example of hydrogen release from FLiNaK with and without Ti powder.

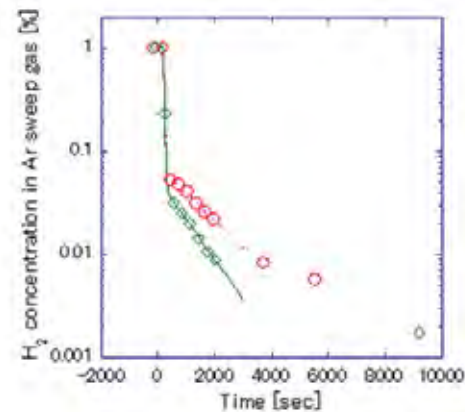


Figure 3.3.4.2-2 An example of hydrogen release from FLiNaK with and without nano-Ti powder.

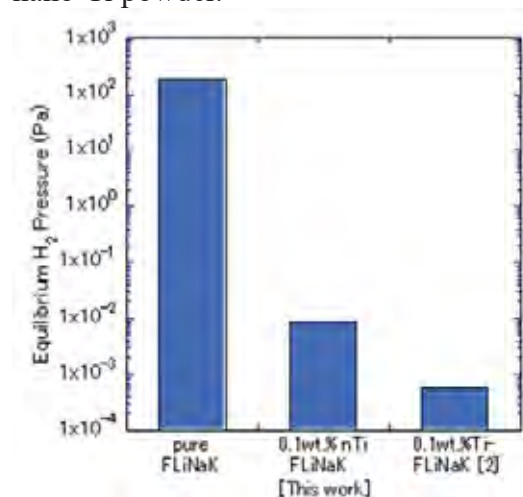


Figure 3.3.4.2-3 The effect of Ti powder addition on the hydrogen equilibrium pressure of FLiNaK.

ム板への水素蓄積を測定したところ、チタンの含有により水素蓄積量は大きく低減されることも明らかになった (図3.3.4.2-4, [3.3.4.2-5])。また、卑な金属であるチタンを添加することで構造材料に対する犠牲防食の効果 (図3.3.4.2-5) も確認できており、高温特性に優れるバナジウム合金を用いたブランケットの設計が可能になる見通しが得られている。

金属微粉末に吸収された水素の回収については、溶解度測定に利用した気液接触による方法に加えて、高周波の磁場成分が金属粉のみに吸収されることを利用し、金属粉を選択的に加熱しながら気液接触回収すると効率的に水素が回収できると期待できる。高周波磁場と高周波電場を独立して印加できる加熱装置を製作し、高周波磁場が熔融塩中に分散した金属粉に吸収されることも実証した。高周波加熱装置内での磁場・電場分布及び、磁場加熱時の挙動をそれぞれ図3.3.4.2-6、及び、図3.3.4.2-7に示す。

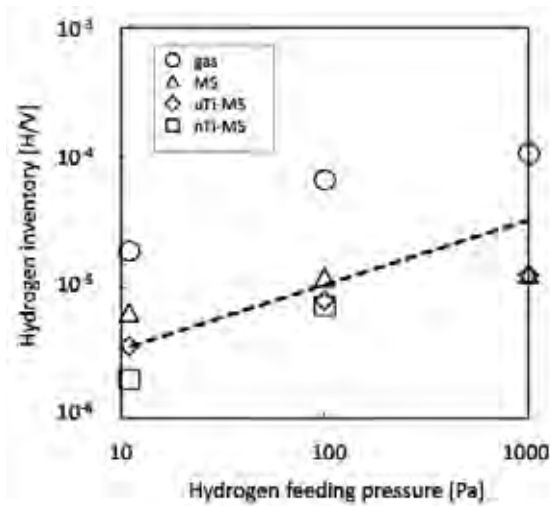


Figure 3.3.4.2-4 Decrease of hydrogen inventory in vanadium plate in molten salt FLiNaK containing Ti powder

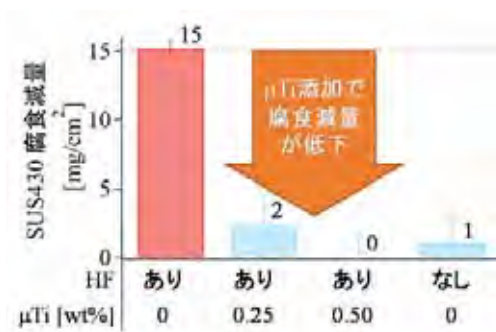


Figure 3.3.4.2-5 Decrease of corrosion weight loss of SUS430 plate in FLiNaK containing Ti powder under HF gas injection

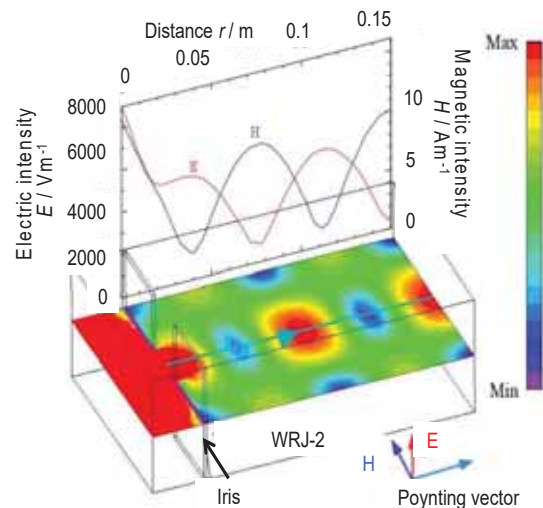


Figure 3.3.4.2-6 Distributions of E and H field intensity in TE₁₀₃ single-mode cavity.

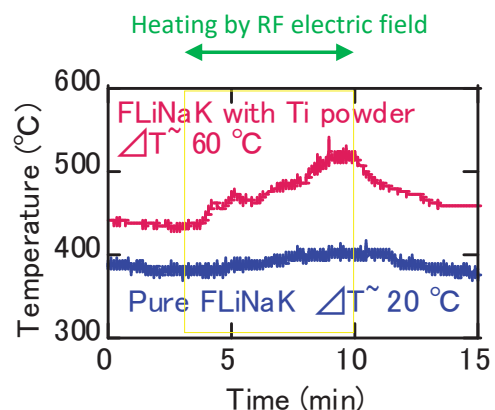


Figure 3.3.4.2-7 Heating behavior of FLiNaK with and without Ti powder by RF magnetic field.

3.3.4.2-2 ガス圧駆動小型流動ループの構築

液体増殖材中での構造材料・機能性材料の腐食については、流動環境と系内での温度差が非常に大きく影響することが知られている。これらの条件の達成において3.4.3節で紹介する熱・物質流動ループOroshhi-2は有効であるが、基礎レベルの試験やスクリーニングにおいては、より小規模な装置が必要である。そこでガス圧を利用し、小規模ながら連続流動・系内温度差の付与、さらに運転中の流体のサンプリングを可能とする流動ループを考案し、構築した。流路部分の装置の外観及び全体の概要を図 3.3.4.2-8、及び、図



Figure 3.3.4.2-8 Gas driving liquid loop operating with FLiNaK at around 800 K.

3.3.4.2-9に示す。本装置は流量は少量であるもののガス圧の設定により流体の種類によらない流動が可能（表3.3.4.2-1に主要な流体での設定パラメータを示す）であり、FLiNaKの連続流動が可能であることを実証したほか、PbLiを用いた腐食試験を進めている。

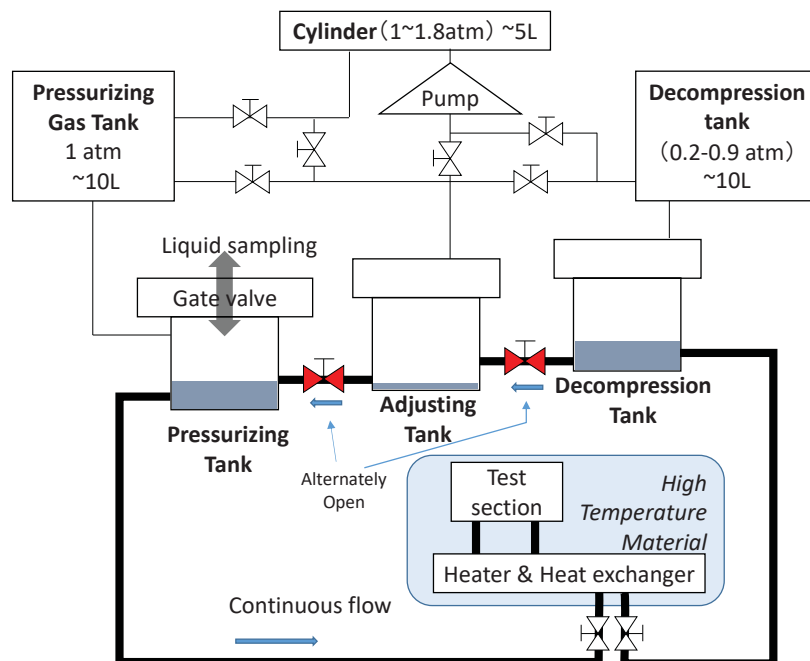


Figure 3.3.4.2-9 Schematic of DAICON “Difference of Argon-gas pressure Impelling Circuit with One-way flow in NIFS”.

Table 3.3.4.2-1 Parameters for liquid breeding material circulation

Liquid	Main flow channel		Flow rate [mL/s]	Pressure drop [kPa]	Liquid head [m]
	I.D. [mm]	Length [m]			
Li	1.76	2.0	2.0	8.6	1.8
PbLi	1.76	2.0	2.0	52	2.6
FLiNaK	1.76	1.5	2.0	82	0.84
Water	1.76	2.0	2.0	15	1.6

参考文献

- [3.3.4.2-1] A. Sagara et al., Fusion Eng. Des. 89 (2014) 2114.
 [3.3.4.2-2] J. Yagi et al., Fusion Eng. Des. 98 (2015) 1907.
 [3.3.4.2-3] J. Yagi, A. Sagara, T. Tanaka, S. Takayama, T. Muroga, "Hydrogen solubility of the molten salt FLiNaK mixed with nano-Ti powder", Plasma and Fusion Research, No. 11, pp.2405099 (pp) (2016).
 [3.3.4.2-4] Y. Ito et al., Molten Salts Chemistry: From Lab to Applications (2013) 269.
 [3.3.4.2-5] J. Yagi, A. Sagara, T. Nagasaka, T. Tanaka, T. Goto, S. Takayama, T. Muroga, "Hydrogen inventory control for vanadium by Ti metal powder mixing in molten salt FLiNaK", Fusion Engineering and Design, In Press

3.3.4.3 熱・物質流動ループ

3.3.4.3-1 冷却材流動ループシステムの運用

これまでに大学等を中心として推進されてきた液体ブランケット要素技術研究では、比較的小型の試験容器や循環ループ、試作ユニットを用い、材料特性、静止場・流動場における材料腐食（材料共存性、不純物・流動・磁場効果）、酸化還元制御、磁場下伝熱・流動特性、水素同位体輸送・回収技術、配管セラミック被覆技術、センサー技術等についての学術研究が展開されてきた。多岐にわたる材料基礎データの蓄積、メカニズムや機能実証、モデリング手法の検証が行われてきている（図 3.3.4.3-1）。

これら要素技術研究で得られた結果に基づき、核融合科学研究所では平成 21-24 年度、熔融塩冷却材からの水素燃料と熱の分離回収実証のために必要となる統合的な技術の研究・確立のための FLiNaK 循環ループ装置 Oroshi-1 の構築と運用を行ってきた（図 3.3.4.3-2）[3.3.4.3-2]。また、平成 25 年度より、炉で想定される熱や磁場の条件を模擬し、液体ブランケットに必要なとされる技術や機能の統合的な開発研究、試験を行うことを目的として、さらに大型の熱・物質流動ループ装置 Oroshi-2 の構築を行い、試運転を経て、平成 27 年より、大学共同研究プラットフォームとして本格稼働させている。



Figure 3.3.4.3-1 Examples of small-size experimental apparatuses for studies on material properties and fundamental blanket technologies [3.3.4.3-1]

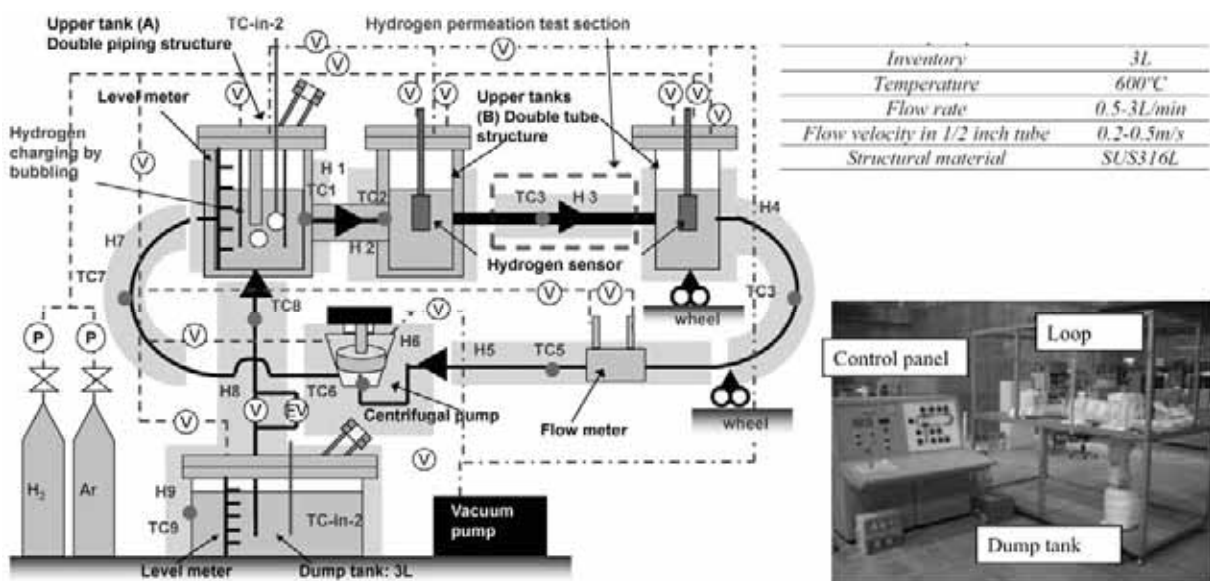


Figure 3.3.4.3-2 Configuration diagram of the FLiNaK circulation loop Oroshi-1[3.3.4.3-2].

3.3.4.3-3 熱・物質流動ループ Oroshhi-2

Orosh²i-1 ループの成果を基に、平成 25 年度、核融合炉で想定される熱や磁場の条件を模擬し、熱や水素燃料の取り出し、配管材料の腐食等、液体ブランケット発電システムに必要な技術や機能を総合的に試験するための世界最大級の熱・物質流動ループ Oroshhi-2 (オロシ-2、Operational Recovery Of Separated Hydrogen and Heat Inquiry-2) を構築した

(図 3.3.4.3-3) [3.3.4.3-3]。本装置は、熔融塩 FLiNaK(基本運転温度 500°C)、及び液体金属 LiPb (300-350°C)を個別に循環させるツイン・ループシステムであり、共に 1 インチ配管内を最大流速 1.5 m/s で循環させることができる。ツイン・ループとすることにより、様々な特性が対照的な熔融塩と液体金属の挙動、取り扱いについて比較しながら研究を推進することが可能となっている。また、伝熱・流動特性に対する強磁場の MHD 効果を研究するために、長さ 50 cm の領域を横切る直線配管に対して最大 3 テスラの均一垂直磁場 (均一度 5%) を印加可能な超伝導磁石を設置している。これは現時点で、同目的・同磁場形状としては世界最強である。本装置の構築は、装置パラメーター検討の段階から京都大学、九州大学等との協力により実施しており、試運転を経て、平成 27 年度より、液体ブランケット研究開発における国内共同研究の供用プラットフォームとして本格運用を開始している。熱と水素同位体燃料の分離回収や配管材料の腐食、伝熱・流動に対する強磁場効果等の学術研究について、複雑な温度、流速、磁場分布変化を持ち、かつ、様々な異種材料が混在する循環系を対象にして推進することが可能となる。また、得られた知見やデータは発電ブランケット設計時の根拠となる。

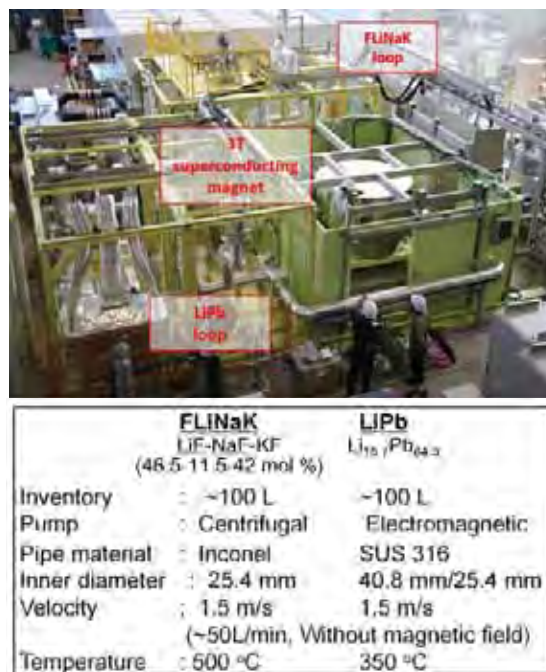


Figure 3.3.4.3-3 Photo of the FLiNaK/LiPb twin loop system Oroshhi-2 [3.3.4.3-3].

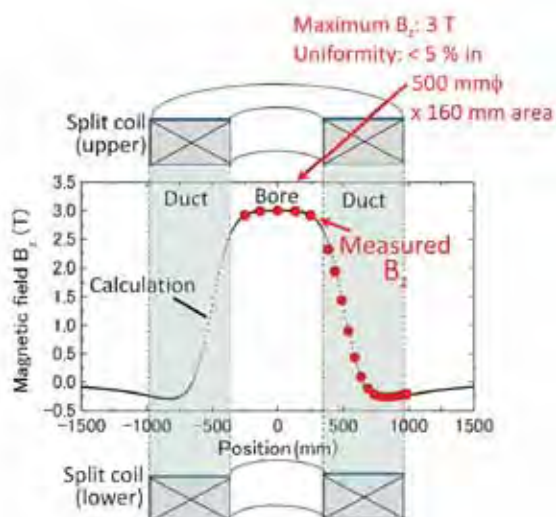


Figure 3.3.4.3-4 Distribution of a magnetic field B_z on the central axis of the 3 tesla superconducting magnet [3.3.4.3-3].

3.3.4.3-4 3T 磁場下 MHD 圧力損失測定

Oroshhi-2 ループに設置された超電導電磁石内の磁場強度分布を図 3.3.4.3-4 に示す。この超電導電磁石を用いた最初の MHD 圧力損失実験を磁場に直交した 1 インチ直線配管内を流れる LiPb (350°C) に対して実施した[3.3.4.3-3]。流速及び磁場強度を変化させた際の磁場を横切る配管部における圧力損失の測定結果を図 3.3.4.3-5 に示す。また、このプロットの流速 0.23 m/s における磁場強度と圧力損失の関係について図 3.3.4.3-6 に示す。この図では、横軸を磁場強度の二乗(B^2)としており、圧力損失が 3 T の強磁場下においても B^2 に比例して増大していることを示している。また、図中の点線は、強磁場下の管内で流速分布が均一になると仮定した理論により計算される圧力損失を示しており、約 20%の違いが見られた。LiPb 中の温度、粘性、電気伝導度の違いが実験値と計算値の違いに現れている可能性があり、より詳細な評価実験を進める予定である。

また、この 3 T 超伝導磁石を用いて、強磁場下で屈曲管 (U 字管相当) 中を流れる液体リチウム鉛の MHD 圧力損失 (電磁ブレーキ効果) が流量に比例することを世界で初めて実証した (図 3.3.4.3-7)。この流れの予測には複雑な数値計算が必要となるが、本実験結果を用いて計算の正確さを検証することで、核融合ブランケットのより正確な設計検討が可能となる (京大・功刀研、共同研究) [3.3.4.3-4]。

3.3.4.3-5 流体の調整・不純物の制御

Oroshhi-2 ループで利用したフッ化物溶融塩 FLiNaK 及び液体鉛リチウム共晶合金 PbLi は、ともにループ付属のグローブボックス内 (通常作業環境: 高純度アルゴン置換、酸素濃度 1ppm 以下、露点 -60°C 以下) で調整した。グローブボックス内に設置し

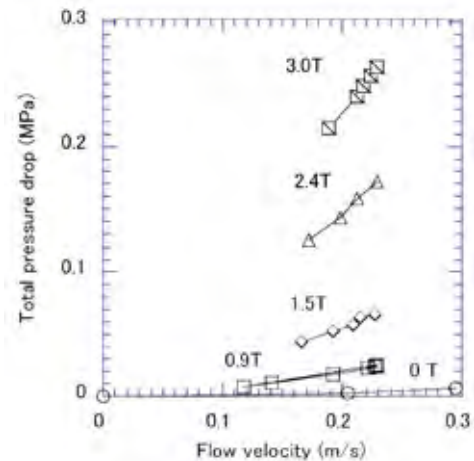


Figure 3.3.4.3-5 MHD pressure drop in a LiPb coolant flowing through a straight pipe obtained by using the 3 T magnet of the Oroshhi-2 loop [3.3.4.3-3].

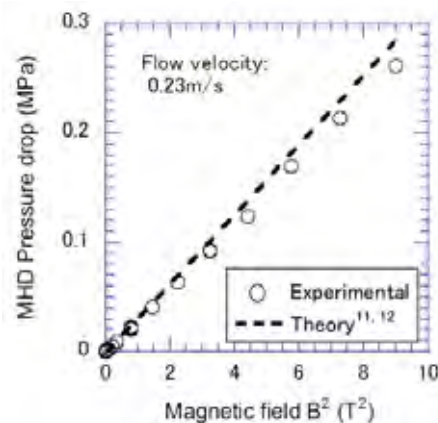


Figure 3.3.4.3-6 Relation between a magnetic field strength and magnitudes of MHD pressure drop in a LiPb flow [3.3.4.3-3].

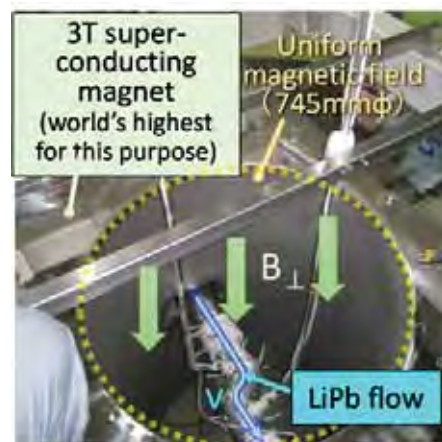


Figure 3.3.4.3-7 Measurement of MHD pressure drop in LiPb coolant flowing through a double-bended tube.

たそれぞれの調整タンク内にて、表3.3.4.3-1及び3.3.4.3-2に示す各材料を真空加熱脱気した後に昇温・熔融して試験流体を調整し、アルゴンガスで加圧してそれぞれのダンプタンクに移送した。調整タンクの容量に応じ、流体の調整は複数回に分けて実施した。なお、調整タンクからダンプタンク、またダンプタンクから主ループへの移送は各タンクの底部に設置された導入管が行っており、流体表面に浮上するスラグ等の不純物は主ループへは移送されない構造となっている。

Table 3.3.4.3-1 Materials of molten salt FLiNaK

Material	Ratio (at.%)	Shape	Purity (%)	Manufacturer
LiF	46.5	Powder	>98.0	Kanto Chemical Co. Ltd.
NaF	11.5	Powder	>99.0	
KF	42.0	Powder	>99.0	

Table 3.3.4.3-2 Materials of PbLi eutectic alloy

Material	Ratio (at.%)	Shape	Purity (%)	Manufacturer
Li	15.7	Column	>99.9	Furuuchi Chemical Co. Ltd
Pb	84.3	Plate	>99.99	

これら手法によりループ内の不純物（特に PbLi では酸化物、FLiNaK では水分）濃度は十分低いことが期待できる。さらに、運転中の腐食等による混入不純物はループ内に設置された空冷式のコールドトラップにより除去できる。突発的な閉塞を避けるため、コールドトラップはそれぞれの融点に余裕を持たせて FLiNaK ループで 480°C 程度、PbLi ループで 260°C 程度としている。図 3.3.4.3-8 に約 500 時間の運転後にサブループ試験部から採取した PbLi の断面 SEM 像（クロスセクションポリッシャによるアルゴンビーム研磨）を示す。明確な共晶構造が認められるが、酸化物の析出などは認められなかった。

3.3.4.3-6 サブループ流動試験

PbLi ループのサブループ試験部において、超音波ドップラー流速計（UDV）の実証試験を実施した（一般共同研究：阪大・植木祥高）。UDV は流速分布の測定も可能であり、液体金属の MHD 流動場の測定などでの活躍が期待される。流速計動作は不純物を十分に抑えたグローブボックス内でのポット試験では確認されていた[3.4.3.5]ものの、米国のループ装置内では不純物の存在により稼働が確認できていなかった。流体調整時から不純物の混入を抑制した本ループにおいては流体からの超音波の反射が確認でき、流速分布測定の精密化に向け更に改良を進めている。サブループエリアに設置された UDV 試験ユニット写真を図 3.3.4.3-9 に示す。

3.3.4.3-7 高温磁場腐食試験部

熔融塩は磁場下の流動で分極し、電気化学的な腐食が発生するとの予測がある。そこで高温磁場腐食試験部を熔融塩ループのサブループエリアに設置した。磁場は永久磁石により流路に直交方向（ほぼ垂直）に 1T を与え、さらに実環境で腐食に大きく影響を与えると考えられるループ内での温度差を付与するため、腐食試験部専用の追加熱系（2kW）を設けた。これにより、低流量時には 200°C までの温度差を与えられる。図 3.4.3.10 に試験部流量約 0.7L/min 時の試験部流体温度を示す。追加熱ヒーター

の入口部分 1 か所、出口部分に間隔をあけて 2 か所の熱電対ウェルが設けてあり、これらを用いて熱バランスとパルス伝播の 2 手法により流量の推定が可能となっている。なお、腐食試験部（管内径： $\phi 10.4$ mm）へはガイドロッド（ $\phi 3.0$ mm）に固定してサンプルを挿入できる構造となっており、幅 10 mm 程度までの板状試料や、管状試料などを利用できる。

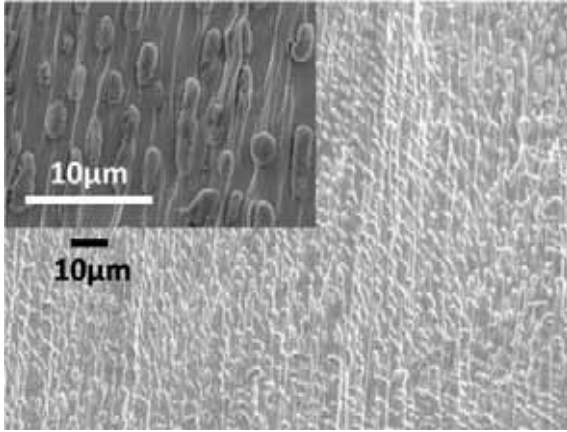


Figure 3.3.4.3-8 SEM image of the cross-section of solid Pb-Li alloy, showing eutectic structure.



Figure 3.3.4.3-9 The UDV test unit installed in the Pb-Li sub-test section in Oroshi-2.

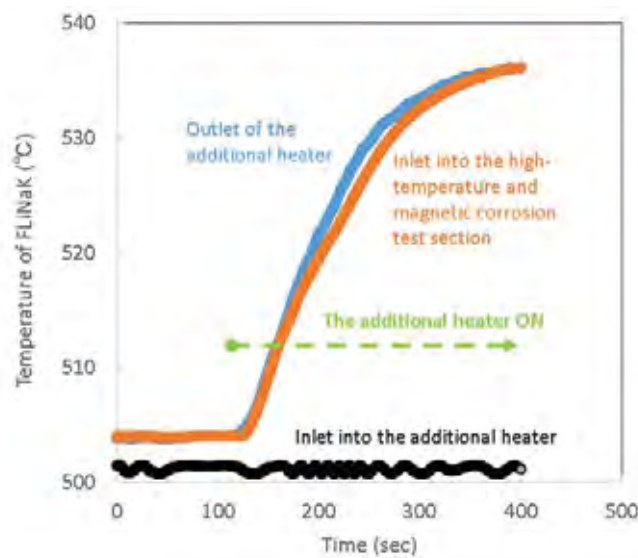


Figure 3.3.4.3-10 Example of temperature increase by the additional heater for high-temperature and magnetic corrosion test section.

参考文献

- [3.3.4.3-1] 田中照也 他、J. Plasma Fusion Res. **92** (2016) 112-118.
- [3.3.4.3-2] A. Sagara *et al.*, Fusion Science and Technology **60** (2011) 3-10.
- [3.3.4.3-3] A. Sagara *et al.*, Fusion Science and Technology **68** (2015) 303-307.
- [3.3.4.3-4] T. Kunugi *et al.*, presented at 13th International Symposium on Fusion Nuclear Technology (ISFNT-13), September 25-29, 2017, Kyoto, Japan. Submitted to Fusion Engineering and Design.
- [3.3.4.3-5] Y. Ueki *et al.*, Fusion Eng. Des. **89** (2014) 77.

3.3.4.4 セラミック被覆

3.3.4.4-1 セラミック被覆の目的と性能評価

Li冷却ブランケットにおけるMHD圧力損失低減のために、また、Flibe等の熔融塩冷却ブランケットやLiPb冷却ブランケットにおける水素同位体燃料の透過抑制のために、増殖ブランケット及び冷却材配管にセラミック被覆を施すことが検討されている。核融合科学研究所では、有機金属錯体ガスを用いるMOCVD (Metal Organic Chemical Vapor Deposition) 法及び有機金属溶液を用いるMOD (Metal Organic Decomposition) 法による大面積の酸化物被覆技術の確立と要求性能の達成を目指している。これら被覆開発研究では、還元性の強い液体Li冷却材中においても化学的に安定であり、また、金属配管からの水素同位体透過抑制にも有効である Er_2O_3 (酸化エルビウム) や Y_2O_3 (酸化イットリウム) 等を主な対象として進めている。

核融合研においてフェライト鋼JLF-1基板の表面に試作した $0.5\text{-}1.0\ \mu\text{m}$ 厚の Er_2O_3 被覆の電気伝導度については、室温から 400°C における測定結果の外挿から、ブランケットで想定される 650°C においても設計から要求される伝導度 $10^{-3}\ \text{S/m}$ より低く抑えられる見通しが得られている。絶縁耐圧も $20\text{-}40\ \text{kV/mm}$ と十分高い[3.3.4.4-1]。また、セラミック被覆の水素同位体に対する透過抑制性能については、冷却材配管の外側に被覆を施す条件を模擬し、水素同位体ガスの透過量から評価している。減圧雰囲気下の熱処理によりJLF-1基板表面に $0.2\ \mu\text{m}$ 厚の Cr_2O_3 層を形成させ、さらにその上に $0.75\ \mu\text{m}$ 厚の Er_2O_3 被覆を施した試作試料では、 600°C において水素ガスの透過を被覆を施していないJLF-1基板と比較して約 $1/200$ に低減できることを確認している[3.3.4.4-2]。現在、結晶性向上により、目標の透過抑制係数 $1/1000$ を目指している。

3.3.4.4-2 MOCVD (気相法) 酸化物二重被覆

MOCVD法については、本研究所が分子構造設計を行うことで新たに合成されたEr (IBPM)₃有機金属錯体を用いて、成膜手法の高度化を進めている。これまでに、金属基板と Er_2O_3 被覆の間に、 Er_2O_3 と格子定数が近い Y_2O_3 を中間層として形成させる二重被覆技術の研

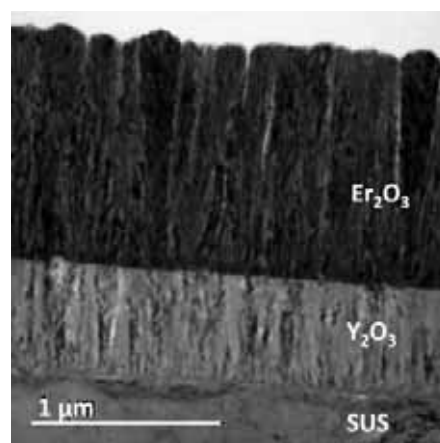


Figure 3.3.4.4-1 A TEM image of a cross section of a two-layered $\text{Er}_2\text{O}_3/\text{Y}_2\text{O}_3$ coating fabricated on a SUS substrate by the MOCVD method.

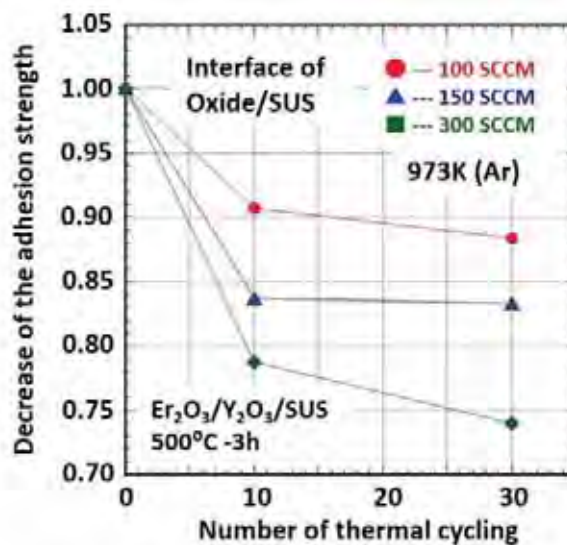


Figure 3.3.4.4-2 Thermal cycle effect on the peering strength of a two-layered $\text{Er}_2\text{O}_3/\text{Y}_2\text{O}_3$ MOCVD coating.

究が進展しており、直接金属基材に成膜された被覆よりも緻密な組織が得られることを明らかにしている [3.3.4.4-3] (一般共同研究：富山大 松田健二)。

この被覆層の寿命評価手法の1つとして、超薄膜スクラッチ試験を用いた被覆層の剥離試験を提案した。一般的に、スクラッチ試験は、JIS規格にて自動車の塗装膜等の厚膜等の剥離強度を評価する手法として知られている。超薄膜スクラッチ試験は、一般的なスクラッチ試験の概念を光学材料や機器の保護膜等の薄膜等に応用した試験である。Er₂O₃/Y₂O₃二重被覆試料 (図3.3.4.4-1) にて、酸化物層 (Er₂O₃とY₂O₃) と金属基板界面における700°Cでの熱履歴印加後の剥離強度を熱履歴前の剥離強度で規格化した結果 (図3.3.4.4-2)、30回の熱履歴を印加しても70%以上の剥離強度を維持しており、著しい剥離強度の低下は生じないことが明らかになった。一方、Er₂O₃とY₂O₃の界面における規格化した剥離強度では、約85%の剥離強度を維持しており、酸化物/金属界面よりも強固な結合が確認された。これは、Y₂O₃相上でのEr₂O₃結晶の核生成が起こる際にEr原子とY原子の原子半径が近似しているために起こるEr原子とY原子の相互置換 (インターカーレーション) によるものと考えている。現在、Er₂O₃/Y₂O₃界面での詳細な組織観察を実施している。

3.3.4.4-3 イオンビーム誘起蛍光法 セラミックスクーティング 性能評価

ブランケットセラミックス材料の性能における中性子照射効果の評価のために、イオンビーム照射中に誘起されるセラミックス試料からの可視域発光スペクトルと、イオン照射によるセラミックスの損傷量、及び酸素欠陥形成との関係を明らかにする研究を行った。酸化エルビウム試料に対して、34 keVの水素イオン照射を室温で10²² m⁻²程度まで行った場合、照射初期には照射量増加に伴い蛍光線強度の減衰が確認された (図3.3.4.4-3)。また、10²¹ m⁻²を超える照射量では蛍光線強度の減衰が止まり定常状態になることを明らかにした。今後、イオン照射中の損傷量のin situ測定を可能にするため、イオン照射量とセラミックスの損傷量の定量的関係を明らかにする必要がある。蛍光を発するEr³⁺イオンの結晶場の理論計算[3.3.4.4-4]により (図3.3.4.4-4, 図3.3.4.4-5)、酸素欠陥形成によって発光線の分布が変化する

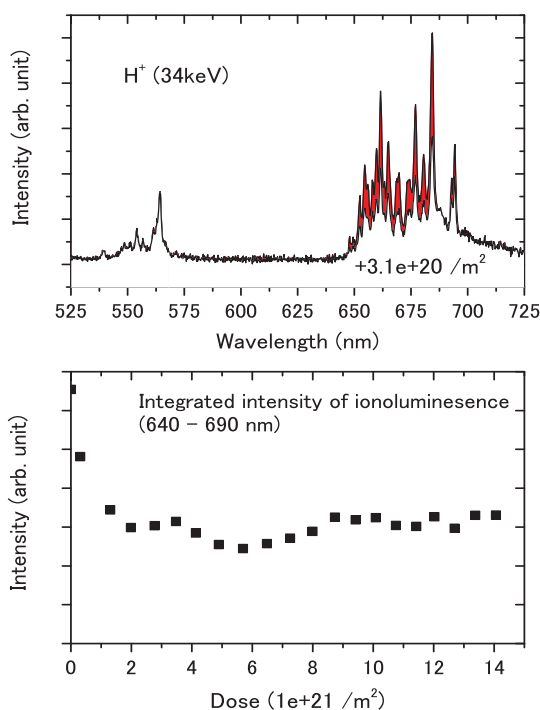


Figure 3.3.4.4-3 Decrease in intensity of ion-beam induced luminescence at 640 – 690 nm by energetic proton bombardment at a dose of $3.1 \times 10^{20} \text{ m}^{-2}$ (upper). Dose dependence of the luminescence intensity (lower).

可能性を示した。また、加熱制御された試料に対するイオンビーム誘起蛍光の測定を実施し、600 Kを超えると可視域の蛍光が可逆的に消失する現象を発見した[3.3.4.4-5]。この消光現象とイオンビーム照射による酸素欠陥との関係を明らかにするために、加熱試料のカソードルミネッセンスの測定を開始した。

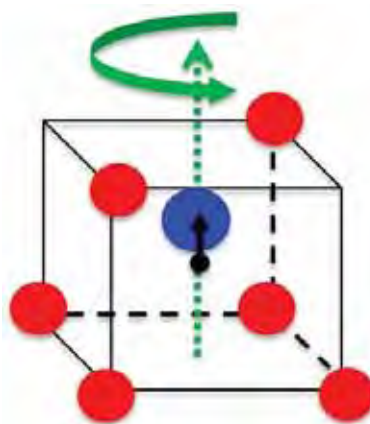


Figure 3.3.4.4-4 Schematic for a cubic cell of the C_2 cation (Er^{3+}) site. The blue ball stands for an Er^{3+} ion and the red balls O^{2-} ions in the cell. Black point indicates the origin of the cubic cell. The cubic cell has the 2-fold rotation symmetry (C_2) with respect to the green arrow. The luminescence is due to optical emission of the Er^{3+} ion in the cell.

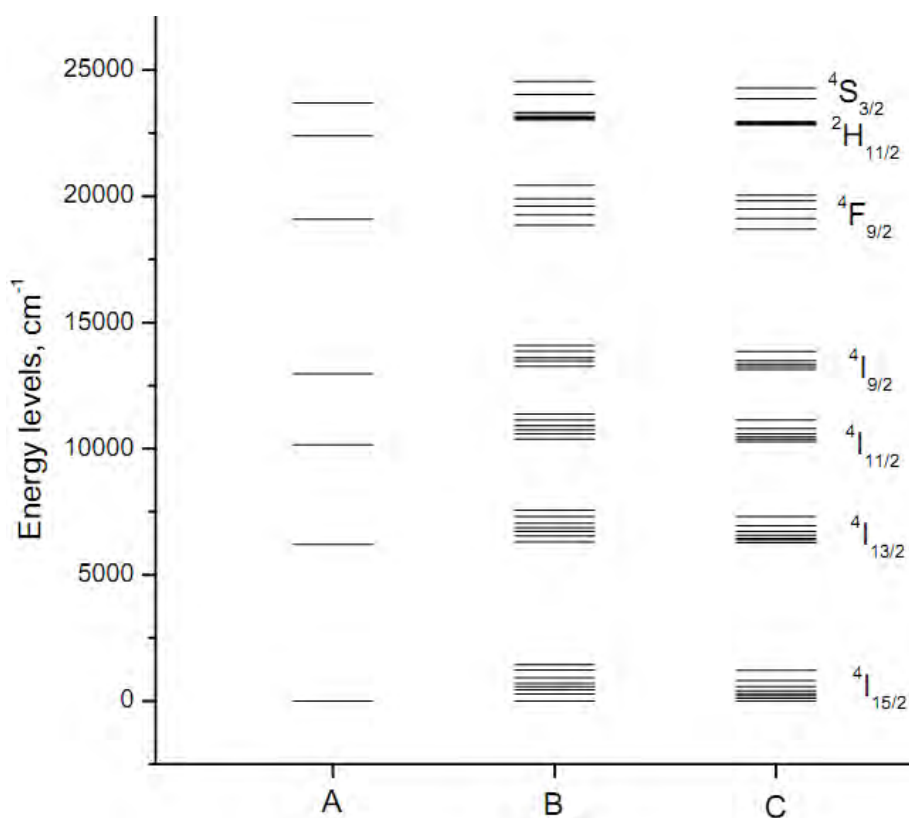


Figure 3.3.4.4-5 Energy level diagram of Er^{3+} ion multiplet terms. The luminescence at 640–690 nm is due to transitions from ${}^4F_{9/2}$ to ${}^4I_{15/2}$ terms, and that at 530–570 nm to transitions from ${}^4S_{3/2}$ to ${}^4I_{15/2}$ terms. A) Calculated energy levels of an isolate Er^{3+} ion, B) in the C_2 site, and C) in the C_2 site with one oxygen defect. Point charge approximation is used for the crystal field calculations [3.3.4.4-4].

3.3.4.4.4 カソードルミネッセンスによるセラミック材料の結晶状態評価

セラミック被覆等の核融合炉用に研究が進められている機能材料の結晶状態を評価するために、カソードルミネッセンス（電子ビーム誘起発光、以下CL（Cathodoluminescence））測定の適用を試み、その有効性を調べた[3.3.4.4-6, 3.3.4.4-7]。CLスペクトルの取得は、1 μm 以上の高い空間分解能での発光測定が可能となる電子顕微鏡を用いて進めている。図3.3.4.4-6に核融合炉用材料のCLスペクトルの測定例を示す。また、セラミック被覆試作において、有機原料からの焼成工程を経て試作した Er_2O_3 及び Y_2O_3 被覆層のCLスペクトルを調べた結果を図3.3.4.4-7、3.3.4.4-8に示す。いずれも、被覆の焼成温度に応じて、ピーク強度比、もしくは、ピーク波長に顕著に変化している。この温度領域では、被覆焼成温度が高いほどX線回折ピークの半値幅が小さくなり、結晶性が良いことが分かっている。また、 Er_2O_3 、 Y_2O_3 ともに、イオンビーム照射後に照射損傷に伴う顕著なスペクトル変化が確認されている。CL測定により、核融合炉用機能材料の結晶状態を高空間分解能で簡便に調べることが可能であり、結晶試作時の結晶状態確認、各種特性実験における結晶状態変化の評価に有効な手段である。また、実際の核融合炉における材料健全性のモニタリングにも適用できると考えられる。今後も材料開発研究の中で、様々な核融合炉用機能材料について、CLスペクトルとその変化について、データの蓄積を行っていく予定である。

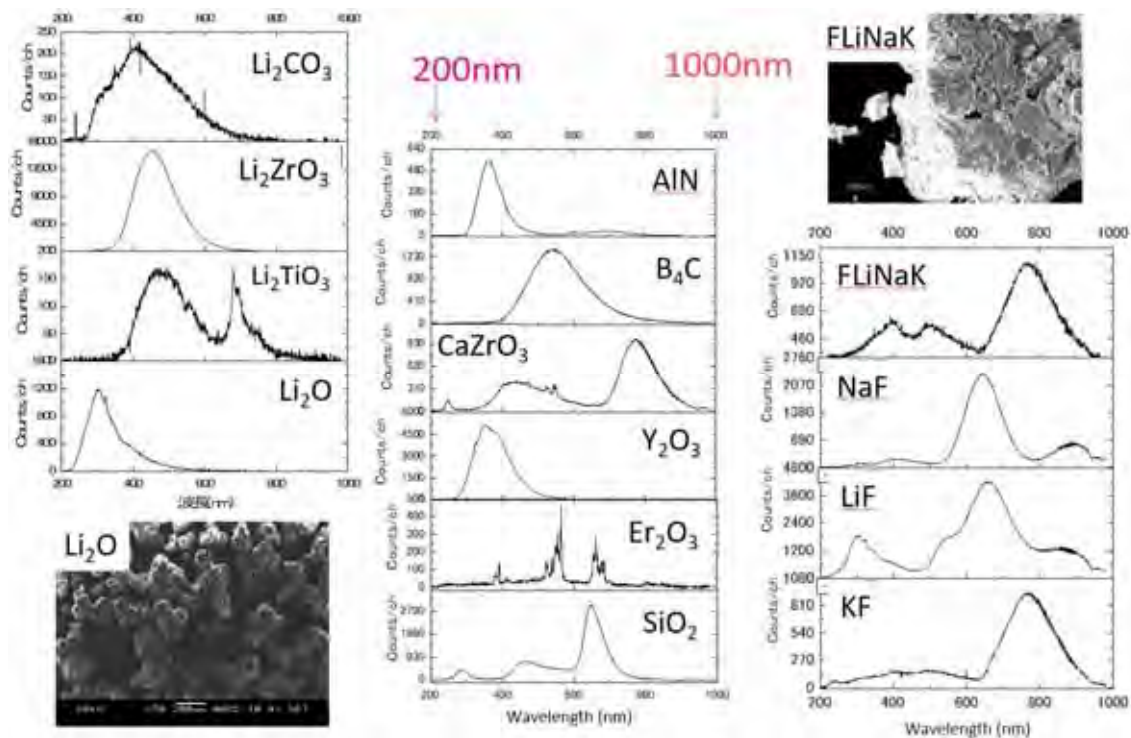


Figure 3.3.4.4-6 Cathodoluminescence (CL) spectra of fusion functional materials. [3.3.4.4-6]

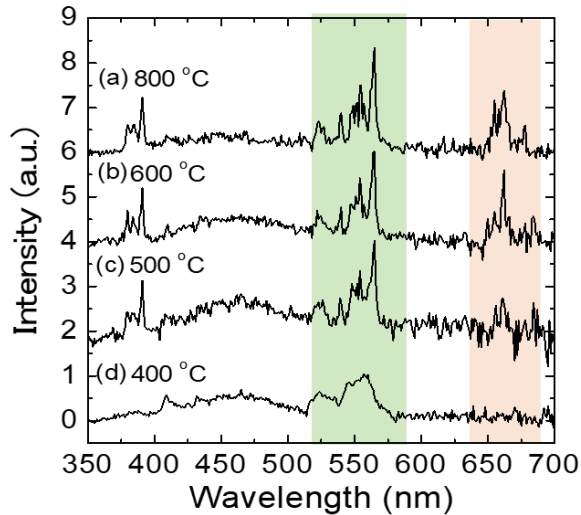


Figure 3.3.4.4-7 Cathodoluminescence spectra of Er_2O_3 coating specimens baked at different temperatures. [3.3.4.4-7]

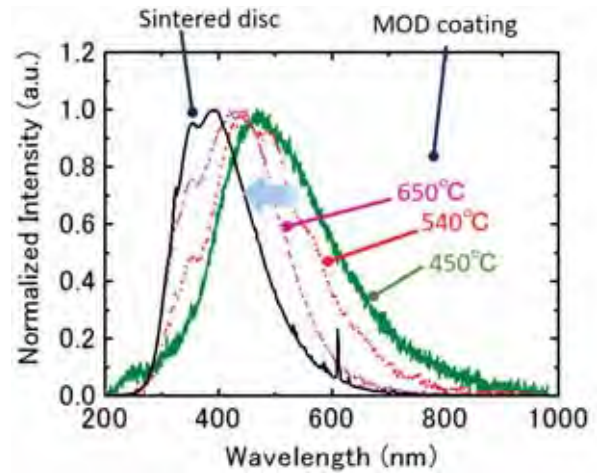


Figure 3.3.4.4-8 Cathodoluminescence spectra of Y_2O_3 coating specimens baked at different temperatures. The sintered disc is a commercially available disc specimen with high crystallinity. [3.3.4.4-6]

参考文献

- [3.3.4.4-1] T. Tanaka et al., *Fusion Engineering and Design* 88 (2013) 2569– 2572.
- [3.3.4.4-2] T. Tanaka et al., *Journal of Nuclear Materials* 455 (2014) 630-634.
- [3.3.4.4-3] Y. Hishinuma et al., Presented at ICFRM-16, Oct. 20-26, 2013, Beijing, China. Submitted to *Fusion Science and Technology*.
- [3.3.4.4-4] G. Gaigalas, D. Kato et al., NIFS-DATA-115 (June 20, 2014).
- [3.3.4.4-5] D. Kato et al., Presented at 25th International Toki Conference, Nov. 3-6, 2015, Toki, Japan.
- [3.3.4.4-6] T. Tanaka et al., Presented at the 13th China-Japan Symposium on Materials for Advanced Energy Systems and Fission and Fusion Engineering (CJS-13), Sep. 26-29, 2016, Hefei, China. Submitted to *Journal of Nuclear Materials*.
- [3.3.4.4-7] T. Tanaka et al., *Journal of Nuclear Materials* 417 (2011) 794–797.

3.3.4.5 中性子遮蔽材料

3.3.4.5-1 炭化物遮蔽材

ヘリカル型発電炉FFHRシリーズの設計においては、主要な放射線遮蔽体材料としてフェライト鋼と B_4C （炭化ホウ素）の組み合わせが選択されている。また、FFHR-d1の中性子工学設計においては、特に炉心プラズマの内寄せ配位に対応するために、重量密度が大きいものの、より遮蔽能力が高いWC（炭化タングステン）をインボード側に局所的に配置することを提案している。遮蔽体が置かれる放射線環境については、FFHR-d1の3次元設計モデルに対する中性子輸送計算により評価した。もっとも条件の厳しくなる遮蔽体最前面において、 B_4C については、核発熱が $\sim 2.5 \text{ W/cm}^3$ 、照射損傷は30年の運転で $\sim 35 \text{ dpa}$ に達する。また、さらに厳しい条件となるWC遮蔽体設置場所では、各々 $\sim 6 \text{ W/cm}^3$ 、 $\sim 70 \text{ dpa}$ と評価した。遮蔽体には、核発熱をヘリウム等の冷却材により除熱して定常運転時に $100\text{-}200^\circ\text{C}$ に保つこと、冷却材喪失事象に伴う温度上昇時にも安全上の問題を引き起こさないことが求められる。さらに、30年以上の運転期間中に生じる照射損傷等に起因する材料特性変化を予測して設計に織り込む必要がある。しかし、現在の核融合炉材料の研究は最も厳しい環境に置かれるブランケット

やダイバータに集中しており、核融合炉環境において長期使用した際の遮蔽体材料の特性変化については十分な研究がなされていない。研究の立ち上げについては、特に炭化物遮蔽材料の熱物性は他の金属・セラミック材料と比較して著しく不足している。安全性を確保しつつ、限られた遮蔽体空間において可能な限り効率的な除熱設計ができるかは、炉の成立性にもかかわる課題であるため、熱物性の取得から開始した。

B_4C 及びWC等の炭化物遮蔽体の熱物性については、産業総合技術研究所に加えて大阪大学との共同研究で得られたレーザーフラッシュ法による熱拡散率データを詳細に解析している。室温から 650°C 以上の高温領域までの熱拡散率を解析した結果（図3.3.4.5-1）、遮蔽体で想定される $100\text{-}200^\circ\text{C}$ の温度領域においても、WCと比較して B_4C

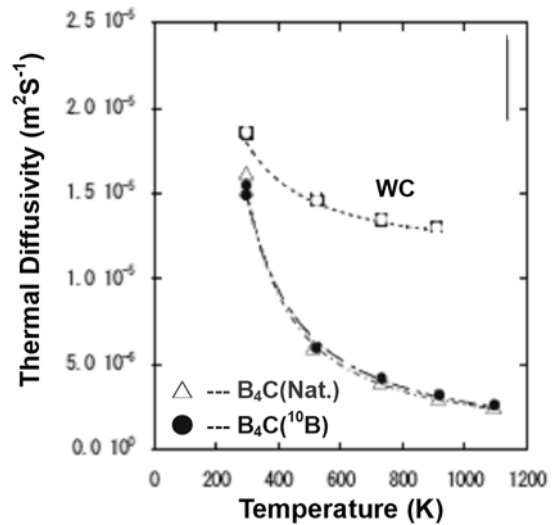


Figure 3.3.4.5-1 Temperature dependence of thermal diffusivity of candidate carbide materials.

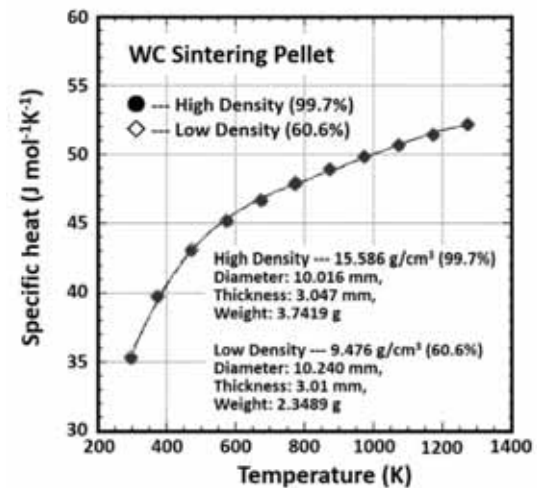


Figure 3.3.4.5-2 Temperature dependence of the specific heat property on the WC sintering pellets having several sintering densities.

の熱拡散率の低下が著しいことが分かった。また、 B_4C については天然ホウ素と濃縮ホウ素(^{10}B)を原料とした試料において熱拡散率の大きな差異は見られなかった。一方、熱伝導率は、熱拡散率、固有の比熱及び密度の積で表される。つまり、炭化物の熱物性だけでなく、密度を変数とした諸特性も同時に検討する必要がある。焼結密度を変えたWC焼結体における比熱の温度依存性の解析の結果(図3.4.5.2)、比熱は密度に依存することはないことが明らかになった。従って、熱設計を実施する際には、比熱の変化の影響はほとんどなく、熱拡散率と密度を変数とした関数として扱えば良いことが明らかになった。今後は、精力的に炭化物の熱物性データの蓄積を進めて、ブランケット設計だけでなく、各材料における熱物性の国際標準規格作成にも展開する。

次いで、炭化物遮蔽材の熱物性の評価だけでなく、性能・特性改善及び大型焼結手法の確立を目的に日本タングステン株式会社との共同研究を開始した。難焼結性の代表格であるWCの焼結には、CIPやHIP等の高圧下での焼結処理が採用されている。さらに、焼結性向上のための焼結助剤(Co や NbC)を使用することで高密度が促進されている。最近、我々の研究グループでは、大型高密度焼結体を試作するためのCIP装置を整備し、炭化物や水素化物の焼結処理への供与を開始した。加えて、日本タングステン株式会社との共同で、 Co や NbC 等の焼結助剤を用いない高密度焼結体の試作に成功した。今後は、焼結助剤を用いない高密度焼結体の物性評価を進めるとともに、ブロック体をイメージするような大型化プロセスの開発を進める。水素化物遮蔽体についても粉末プレスによる高密度ブロック作成の可能性の検討や、一般共同研究による熱物性測定等の研究を立ち上げており、炭化物の実験研究結果と合わせて、今後のヘリカル炉遮蔽体の具体的な構造設計検討に利用する。

3.4.5.2 水素化物遮蔽材

水素化物中性子遮蔽材である ZrH_2 及び TiH_2 は、事故時の高温での水素放出に対する安全対策が必要となるものの、2.6.3.1章に示したように、現状の遮蔽材候補の中で最も性能が高いWCに近い、非常に高い中性子遮蔽性能を有する。放射線遮蔽体は、高密度の大型ブロックをステンレス等の筐体内部に配置し、ヘリウム等のガス循環により冷却することを検討している。しかし、水素化物遮蔽材については、金属ブロックにクラックを生じさせずに高い含有率で水素を吸蔵させることは極めて困難であると考えられる。そこで、水素化物遮蔽体の核融合炉における適用場所や形態、実際に期待できる遮蔽性能を見通すために、市販の ZrH_2 及び TiH_2 粉末を用いて、昇温時の水素放出挙動の取得、及び、ブロック体の試作を行った[3.3.4.5-1]。Ar中では ZrH_2 は約 $400^\circ C$ から、 TiH_2 については約 $450^\circ C$ から水素の放出が認められた。空気中での放出開始温度は、各々、約 $250^\circ C$ 、及び、約 $350^\circ C$ となり、酸化の影響が放出温度を低くすると考えられる。また、 $20 \times 20 \times 20 \text{mm}^3$ 程度の小型ブロック体の試作を冷間等方圧加圧(CIP)法により行い、 400MPa の加圧により、 ZrH_2 では約 80% の相対密度、 TiH_2 では約 85% の相対密度を見込めることが分かった。これら基礎データは、今後の炉設計における水素化物遮蔽材の適用検討、性能予測に利用する(大阪大学、牟田浩明准教授との共同研究)。

参考文献

- [3.3.4.5-1] 田中照也 他、”核融合炉中性子遮蔽における水素化物材料の使用検討”、日本原子力学会 2016 年春の年会、2L02、2016 年 3 月 26 日－28 日、東北大学にて発表.

3.3.5 ダイバータ

3.3.5.1 ダイバータ受熱構造の基本設計と開発

3.3.5.1-1 熱・構造設計

ダイバータには、磁力線に沿って入射する荷電粒子を中性化し、その中に含まれる不純物ガスを排気ポートに導くことにより、プラズマの純度を保つ役割がある。ダイバータに入射する荷電粒子が表面に衝突する際に粒子の持つ運動エネルギーがダイバータ表面で熱に変換されるため、ヘリカル炉において最も高い熱負荷を受ける機器である。熱・構造設計を行うにおいて、まず、FFHR-d1 のダイバータへの熱負荷値を見積もる。FFHR-d1 ($R = 15.6 \text{ m}$) のダイバータストライクポイントの接続長は約 900 m であり、トカマク DEMO 炉である Slim-CS の接続長 (約 70 m) と比較して 10 倍以上長い。33% のエネルギー変換効率を仮定した場合、1 GW の核融合利得を得るには 3 GW の核融合反応出力が必要となる。利用する核融合反応は



が考えられており、対向材料への総熱負荷は $3 \text{ GW} \times 3.5 / (14 + 3.5) \sim 600 \text{ MW}$ となる。放射損失 35% を想定した場合、ダイバータへの総熱負荷は約 500 MW になる。FFHR-d1 の装置サイズが LHD の約 4 倍になることから、ダイバータストライクポイントの面積は 32 m^2 と見積もられ、単位面積あたりに換算すると約 10 MW/m^2 のダイバータ熱負荷が見込まれることになる。

FFHR-d1 のダイバータは、現時点では平板のタングステンアーマータイルを銅合金のヒートシンクに連続接合する構造を考えている。ヒートシンクには低放射化フェライト鋼 (RAFM) を用いた方が中性子負荷特性の観点から有利であるが、熱設計として成り立たないことが図 3.3.5.1-1 の解析で明らかになった。図 3.3.5.1-1(a) は、低放射化フェライト鋼 (F82H) および Cu における材料厚さの違いに対する温度差 (ΔT) の計算例である。例えば、10 MW の熱負荷では、Pure-Cu で $350 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ として計算した場合、1~1.5 mm の厚さで $\Delta T < 50^\circ\text{C}$ となるのに対し、F82H では、熱伝導率が $30 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ であるため、1.0 mm で $\Delta T > 300^\circ\text{C}$ 、1.5 mm で $\Delta T > 500^\circ\text{C}$ となる。これらの場合

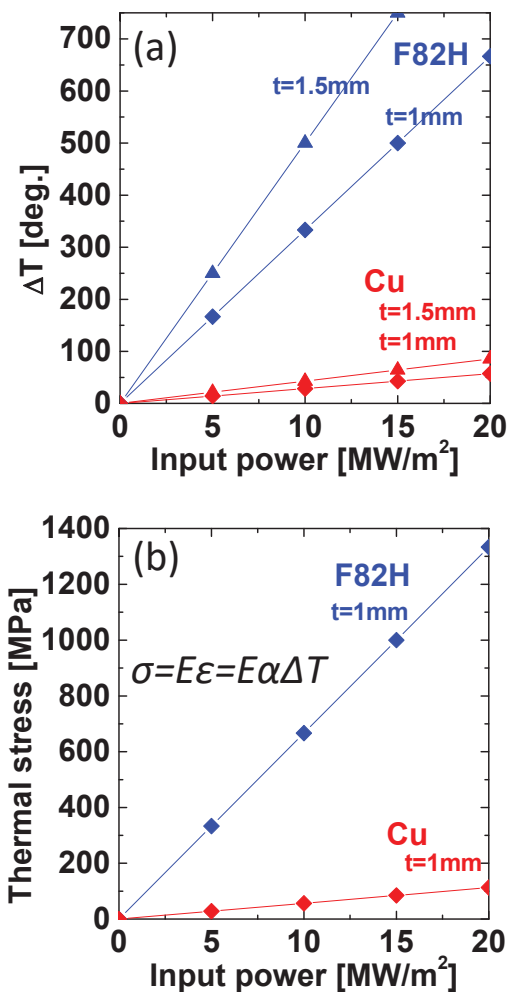


Figure 3.3.5.1-1(a) Temperature gradient as a function of an input power in different thickness of F82H (30 W/m·K) and Cu (320 W/m·K). (b) Induced internal thermal stress (σ) as a function of an input power in the 1 mm thickness of F82H and Cu. E: Young's modulus [Pa], α : Thermal expansion coefficient [K^{-1}].

で、材料内部に生じる熱応力を完全拘束の条件で計算した例を図 3.3.5.1-1(b)に示す。F82H の降伏応力 (σ_y) は 500 MPa 前後であるが、10 MW で 600 MPa を上回る内部応力が生じることとなる。完全拘束条件はかなり厳しい条件設定ではあるが、実際には 1 mm ほど薄い厚さの冷却管の使用は考えられないため、現実的には F82H では 10 MW/m² 以上での使用はできないことになる。一方、Cu の場合には 20 MW で 100 MPa 程度の熱応力である。この値は Pure-Cu の降伏応力 (σ_y) にほぼ等しく、酸化物分散強化銅 (ODS-Cu) である GlidCop[®] や析出強化型銅合金 (PH-Cu) である CuCrZr の降伏強 $\sigma_y \sim 400$ MPa と比較して十分に低い値である。銅合金の熱伝導率は Pure-Cu とほぼ等しいため、銅合金を使用することで 10 MW 以上の熱負荷においてダイバータ設計の幅が大きく広がることとなる。

3.3.5.1-2 ヒートシンク用銅合金の選定と中性子負荷特性

核融合炉のダイバータヒートシンク材料として適用可能な銅合金は、全項目で述べたように ODS-Cu および PH-Cu が考えられる。PH-Cu の代表的材料である CuCrZr は ITER ダイバータの冷却パイプに採用が決定しており [3.3.5.1-1]、タングステンアーマーとの接合には R&D で見出されたろう材 (Nicuman37) が用いられている。CuCrZr が採用された経緯には、ODS-Cu の低い破壊靱性値が心配されたことに起因している [3.3.5.1-2]。しかしながら、CuCrZr は一度 450°C の温度を経験すると急激に強度が低下し、焼きなまし→クエンチ→時効処理を施さなければ二度と元の強度に戻すことはできない性質を有する。この性質は、ダイバータヒートシンクとして運用するにおいて十分な温度マージンを確保できないというデメリットである。これだけでなく、タングステンとのろう付熱処理時には、最後に必ず融点近傍からのガスによる急速冷却行程が必要となり、ダイバータ構造体に望まれない熱歪みの影響を与えかねない。それにもかかわらず、材料製造時の水冷急速冷却に比べるとガス冷却では冷却速度が遅いため、本来の CuCrZr の強度を得ることは不可能である。これに対して、ODS-Cu の代表的な材料である GlidCop[®] は、本来の強度が CuCrZr よりも高いだけでなく、たとえ融点近傍 (約 1000°C) まで温度上昇したとしても、温度が下がれば元の強度が維持される特性を有している。この特性は、ダイバータの安全性確保だけでなく、タングステンアーマー材料とのろう付熱処理時の最終冷却速度を極限まで遅くすることができるという利点に繋がる。中性子照射後の ODS-Cu の破壊靱性値についてはデータの蓄積および考察の継続が必要であるが、現時点では核融合炉ダイバータヒートシンク材料の候補として十分に高いポテンシャルを有していると言える。FFHR-d1 のヒートシンクでは、GlidCop[®] が持つこのような優位性を再び見直してダイバータヒートシンク用銅合金材料として適応することを目指す。

中性子照射環境下において、銅合金の使用限界を線引きすることは極めて難しい。なぜならば、機械的特性に影響する外的パラメータは、中性子スペクトル、中性子照射量、照射温度であるが、これらがもたらす物理特性変化が複雑なためである。表 3.3.5.1-1 は、GlidCop[®] の中性子照射限界を dpa で示したものである [3.3.5.1-3 – 3.3.5.1-7]。比較のために CuCrZr および Pure-Cu も同時に示している。銅合金が中性子負荷に対して弱いとされる要因は、0.1-1 dpa 程度で訪れる照射誘起硬化/軟化にある。材料が健全性を保つためには、靱性の確保が最も重要であるが、照射誘起硬化/軟化は靱性の

低下を招く主要因である。銅合金の場合、析出強化あるいは分散強化している粒子が平均的にマトリクス中の転位の動きの抵抗体となる必要があるが、照射誘起硬化は、マトリクス中に飽和状態まで形成された転位ループや積層欠陥四面体（SFT: Stacking Fault Tetrahedra）などの点欠陥集合体が加工転位の動きを不均一に阻害するために均一伸び能力が失われることで発生する[3.3.5.1-3]。逆に、照射誘起軟化は、分散強化粒子が中性子照射によって乖離を受け、転位の抵抗体としての能力が失われることに起因する[3.3.5.1-4]。照射誘起硬化/軟化は温度に敏感であり、その境界温度は CuCrZr で約 280°C、GlidCop®で約 300°C である。照射誘起硬化/軟化の次に問題となる照射限界は順に、6 dpa で訪れる核変換ヘリウムによる照射脆化、20 dpa で訪れる核変換生成物による熱伝導率の低下、100 dpa（400°Cにて）で訪れるボイドスウェリングとなる。機械的な健全性を保った状態で使用を続けたい場合、照射誘起硬化/軟化の限界照射量である約 1 dpa が使用限度となるが、この特性には先に述べたように温度依存性（境界温度）があることが分かっており、300°C に維持した状態で温度変動無く使用することができればある程度回避することが可能である。FFHR-d1 においてもできるだけこの温度条件で運転することを提案する。

Table 3.3.5.1-1 Typical threshold parameter and dose limit of the GlidCop®, CuCrZr and pure-Cu [3.3.5.1-3 – 3.3.5.1-8].

Cu alloys	Yield strength at room temp.	Threshold temp. of radiation induced hardening/softening	Dose limit for radiation induced hardening	Dose limit for radiation induced softening	Void swelling properties	Degradation of the thermal conductivity by transmutation products	Embrittlement by transmuted He
Pure-Cu	~60 MPa	---	~0.1 dpa	---	50dpa @400°C 25%	20% (10 dpa)	6 dpa @350°C
GlidCop® (ODS-Cu)	>400 MPa	300°C	~0.2 dpa	1~2 dpa (slowly)	100dpa @400°C below 1%	20% (10 dpa)	(assumed at 40appm limit)
CuCrZr (PH-Cu)	>400 MPa	280°C	~0.2 dpa	~1 dpa	100dpa @400°C below 2%	20% (10 dpa)	7appm/dpa, assumed)

3.3.5.1-3 タングステンと銅合金の冶金接合 R&D

平板のタングステンアーマータイルと銅合金（現時点では GlidCop®）との接合にはろう付処理を採用する予定である。最適なろう材と熱処理方法の選定のために、冶金接合 R&D を実施した。ろう付試験は 2 段階に分けて実施した。1 回目の試験で適切にろう材を選定し、2 回目の試験で接合条件の最適化を目指した。まず、1 回目の試験において、タングステンと銅合金の接合に適していると判断される表 3.3.5.1-2 に示す 3 種類のろう材を選定し、ろう付試験を実施した。1 回目の試験の際には、GlidCop®との比較の目的で CuCrZr の接合試験も同時に実施した。試験に用いたタングステンブロックと GlidCop®および CuCrZr のサイズはそれぞれ 30 × 30 × 18 mm³ and 30 × 30 × 38 mm³ とした。GlidCop®は、冷間圧延の方向に結晶粒が偏って伸びているため、結晶粒の伸びの方向が接合面に対して垂直（GlidCop®（⊥））の場合と平行（GlidCop®（//））の場合で 2 種類の接合試験体を作成した。図 3.3.5.1-2(a)と(b)にそれぞれ MBF-20 および BNi-6, Nicuman37 ろう材の熱処理過程を示す。CuCrZr と GlidCop®の試験体は全て同じ熱処理炉で同時処理を実施した。CuCrZr の溶体化処理のために図 3.3.5.1-2(a)と(b)の熱処理過程においてそれぞれ 940°C、980°C から N₂ ガスによる急速冷却を実施している。ろう付熱処理の後で、タングステンと CuCrZr ろう付試験体のみ 480°C、240 分の時効処理を行った。ろう付後の試験体に対して、ワイヤーカッ

トを用いて $36 \times 5 \times 1.5 \text{ mm}^3$ のサイズに切断し、曲げ試験片とした。曲げ試験片には、SHIMADZU Autograph 装置を用いた図 3.3.5.1-3 に、タングステンと銅合金 (GlidCop[®] および CuCrZr) の曲げ試験における応力-歪み曲線を示す。MBF-20 における GlidCop[®](⊥)、BNi-6 における CuCrZr、Nicuman37 における GlidCop[®](⊥)では、熱処理炉からブロック状ろう付試験体を取り出した時点においてタングステンブロックへの亀裂の発生および接合不良により既にろう付処理が失敗しており、曲げ試験片の切り出しに至らなかった。失敗の原因については未だ明らかになっていないが、ろう付後に窒素ガスによる急冷処理を施しているため、望まれない熱応力が試験体に発生したことも理由の一つではないかと考えている。ろう付が確認できた試験体において、 $36 \text{ mm} \times 5 \text{ mm} \times 1.5 \text{ mm}$ のサイズの小試験片を各 5 本ずつ切り出し、3 点曲げ試験を実施した。MBF-20 では、CuCrZr、GlidCop[®](#)の破断強度がそれぞれ~56 MPa、~100 MPa と極めて低く、ろう材の接合特性が不合格であった。Nucuman37 では、CuCrZr で破断強度は~169 MPa と低いまでも比較的安定した接合特性が得られた。その反面、GlidCop[®]との相性は悪いことが確認できた。BNi-6 は 3 種類のろう材の中で最も安定した接合特性が得られた。特に GlidCop[®]において 200 MPa を超す破断強度が確認され、良好な組み合わせであることが分かる。この結果から、タングステンと GlidCop[®] の接合には BNi-6 を採用することに決定した[3.3.5.1-9]。

Table 3.3.5.1-2 Chemical composition and solid/liquid phase temperature of the selected filler materials.

Filler materials	Solid phase temperature	Liquid phase temperature	Cr	Cu	Mn	Ni	P	Si	Fe	B
MBF-20	969°C	1024°C	7			bal.		4	3	3
BNi-6	875°C	875°C				bal.	11			
Nicuman37	880°C	925°C		52.5	38	9.5				

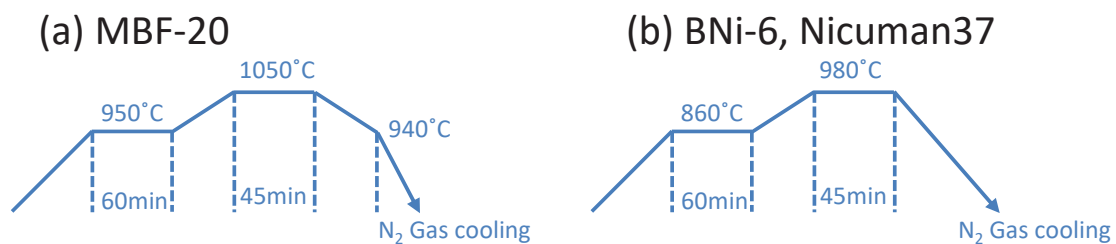


Figure 3.3.5.1-2 Procedures of the heat treatment of (a) MBF-20 and (b)

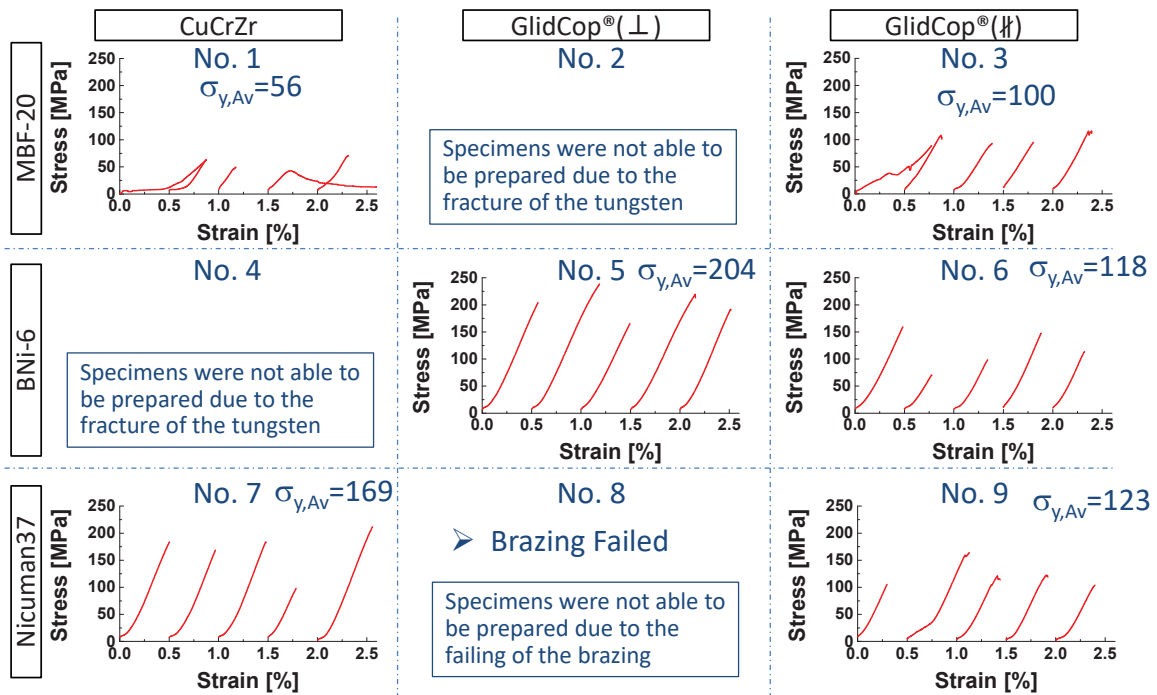


Figure 3.3.5.1-3 Stress-strain curve of the three point bending test for the nine combination patterns of the copper alloys and the filler materials.

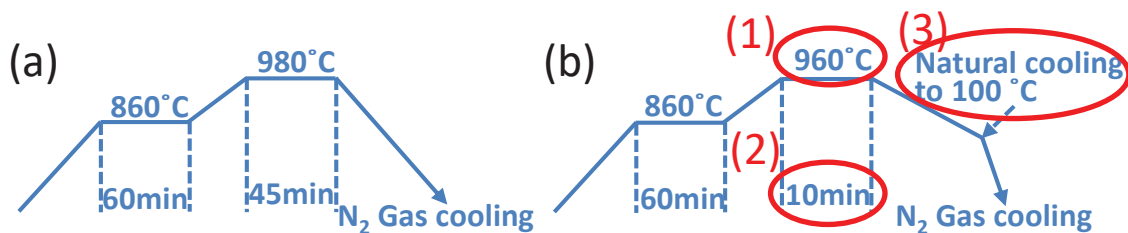


Figure 3.3.5.1-4 Procedures of the brazing heat treatment of (a) first test and (b) improved second test.

接合条件の最適化を目指す2回目のろう付接合試験では、タングステンへの亀裂の発生やろう付不良の発生をゼロにすること、接合強度の更なる改善のために、BNi-6を用いたタングステンと GlidCop®のろう付 (W/BNi-6/GlidCop®) 接合条件 (熱処理条件) の最適化を目指した。図 3.3.5.1-4(a)と(b)に最適化前 (図 3.3.5.1-2(b)と同じもの) と最適化された熱処理条件を同時に示す。最適化のための改善点は下記の3点である。改良点の(3)は CuCrZr では適応できない。

- (1) ろう付処理温度を 980°C → 960°C に降下
- (2) ろう付処理時間を 45min → 10min に短縮
- (3) 自然炉冷却による「ゆるやか」な冷却に変更

熱処理炉から取り出したろう付試験体は外見上良好な接合状態を示していた [3.3.5.1-10]。図 3.3.5.1-5 に接合部の拡大写真を示す。W/BNi-6/GlidCop®の接合部は空隙や亀裂その他の異物の混入などが無く、非常に薄い接合境界であることが分かる。マイクロレベルでの接合健全性を評価するために、電解放出型走査電子顕微鏡

(FE-SEM)を用いた接合部の組織観察を実施した。図 3.3.5.1-6 にその結果を示す。図 3.3.5.1-6 (a)は接合境界部の FE-SEM 像である。断面を集束イオン/電子ビーム加工観察装置(FIB-SEM)で微細加工を施し、断面部を拡大表示させている。接合境界(Bonding layer)に対して左手がタングステン右手が GlidCop®部である。接合部はボイドなどの微細な空隙が無く、タングステンと GlidCop®の結晶粒が互いに入り混じり、あたかも連続した材料であるかのような緻密な接合組織が形成されている。図 3.3.5.1-6 (b)には、FIB で加工した断面部をエネルギー分散型 X 線分析装置(EDS)で組成分析した際の W, Cu, Ni, P の元素マッピング像を示す。このマップでは、元素量の多い場所に多くの色

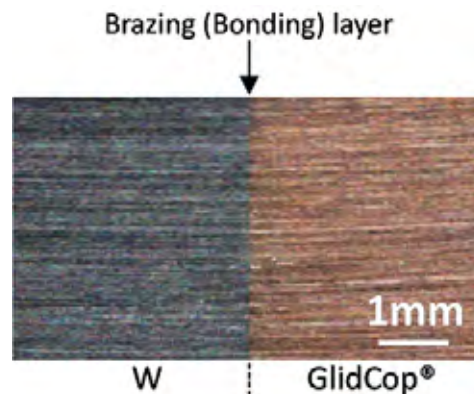


Figure 3.3.5.1-5 Photograph of the brazed specimen of W/BNi-6/GlidCop®.

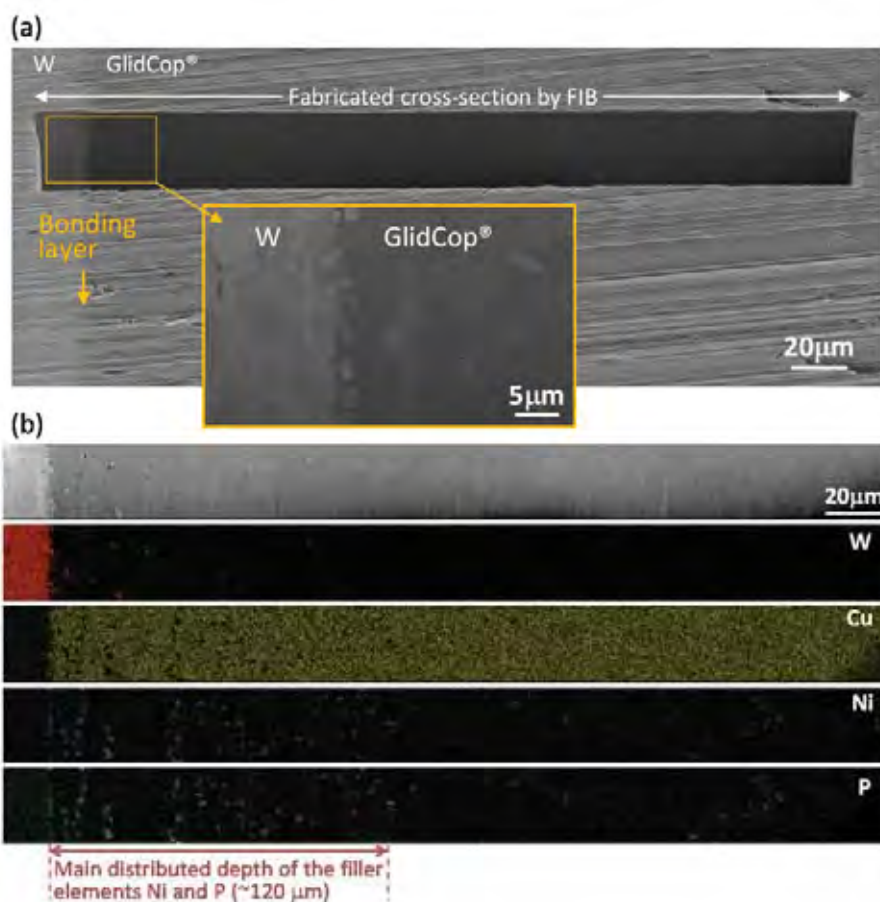


Figure 3.3.5.1-6 (a) Photograph of the brazed specimen of W/BNi-6/GlidCop®
(b) Elemental mapping images by EDS analysis.

付き点が分布している。注目すべきは、タングステン及びろう材の構成元素(Ni, P)が、GlidCop®の結晶組織内に移動・分布しており、Ni, P にいたっては深さ方向への移動距離が 120 μ m を超えている点である。一般的に、固体中の元素の拡散ではこのような長距離を移動することは珍しいと考えられ、移動メカニズムについては現在考察中である。

次に、取り出した試験体から 36 mm×5 mm×1.5 mm のサイズの小試験片を 6 本切り出し、室温での 3 点曲げ試験を実施した。図 3.3.5.1-7 (a)に、W/BNi-6/GlidCop®ろう付試験体の室温での応力-歪曲線を示す。破断強度が~200 MPa であることは 1 回目の W/BNi-6/GlidCop®ろう付試験体と同等であるが、多くの試験片において明瞭な降伏点を確認できることは驚くべき事実である。GlidCop®の降伏強度はろう付熱処理後においても 300 MPa 以上を維持するため、歪みの大部分はろう付継手部が担っていることになる。つまり、複雑な継手部構造そのものが靱性を発揮していることになる。ろう付継手部に靱性が発現した要因の一つは、図 3.3.5.1-6 (a)に見られたように、接合継手部にボイドなどの微細な空隙が無く、タングステンと GlidCop®の結晶粒が互いに入り混じり、緻密な接合組織が形成されていることに起因すると思われる。靱性の発現は、ろう付熱処理時だけでなくダイバータとしての運転時においても接合継手部が熱衝撃の吸収体として機能する可能性を示唆するものである。ITER ダイバータでは、同様な作用を持たせるために純銅の中間層をろう材とタングステンアーマーの間に入れることになっているが、W/BNi-6/GlidCop®ろう付処理の場合はこの純銅中間層を入れる必要がなくなり、熱伝導率と製作費用削減に大きく貢献することができる。さらに、高温での接合継手の強度評価も同じく 6 本の試験片への曲げ試験で実施した。その結果を図 3.3.5.1-7 (b)に示す。各試験片の評価温度は図中に示すとおりである。少なくとも 200°C程度までの温度において、継手強度は 200MPa 程度からほとんど劣化することが無いことに加え、高温になるにつれて靱性の発現が顕著になっていることが分かる。この結果は、高温での運転が予想されるダイバータコンポーネントでの W/BNi-6/GlidCop®ろう付処理の適応がより信頼性の高い状態で維持できることを裏付けるものである。

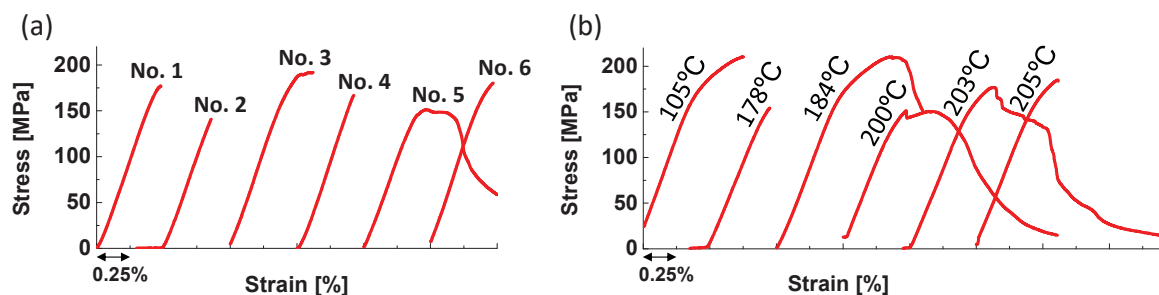


Figure 3.3.5.1-7 Stress–strain curves of W/BNi-6/GlidCop® brazing (bonding) specimens at (a) room temperature case, and (b) several high temperature case.

上記の経緯に基づき、図 3.3.5.1-4(b)の熱処理条件で W/BNi-6/GlidCop®モックアップを作成した結果、図 3.3.5.1-8(a)に示した健全なモックアップの製造に成功した。タングステンタイルのサイズは 20 mm×20 mm×5 mm であり、同じサイズのもの 3 枚を互いに 1 mm 以下程度の隙間を保ち、ろう付接合を行っている。この試験体に対して、

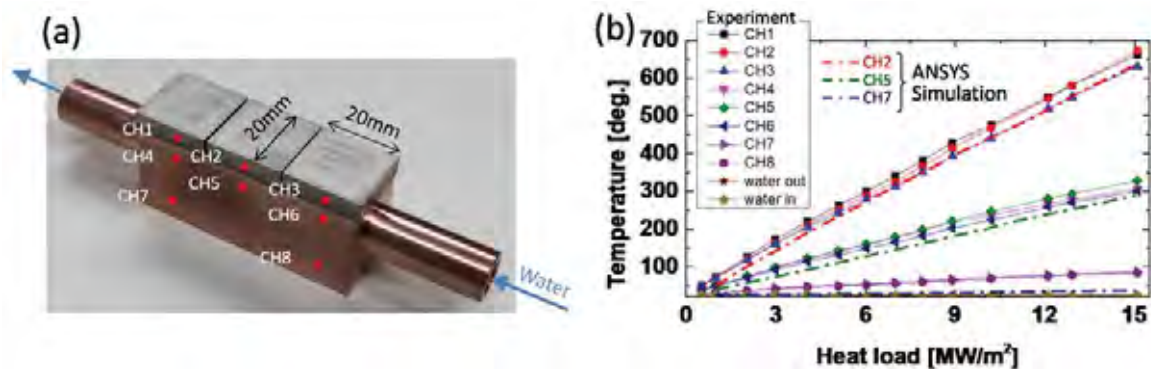


Figure 3.3.5.1-8 (a) The diverter mock-up of the W/BNi-6/GlidCop[®] fabricated by improved brazing technique. (b) Temperature profile of the W/BNi-6/GlidCop[®] small scale diverter mock-up of (a) during a steady state heat loading. The temperature plots from experiment and ANSYS simulation are shown in solid symbols and dashed lines, respectively. Each CH positions corresponds to the positions in (a).

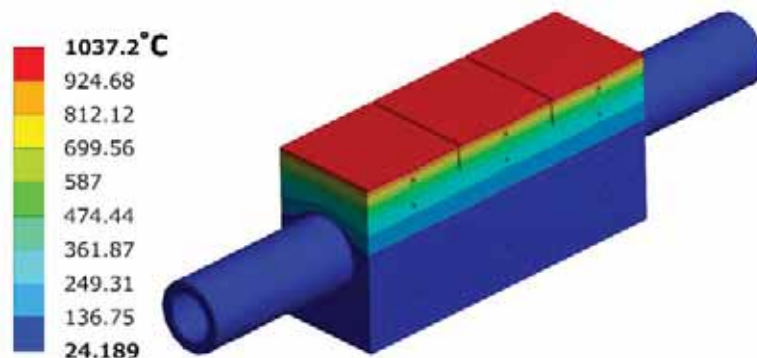


Figure 3.3.5.1-9 Calculation results of the temperature profile of the diverter mock-up in Figure 3.3.5.1-8 (a) by ANSYS code.

超高熱負荷試験装置 (ACT2) を用いた電子ビーム熱負荷試験を実施した。ACT2 の詳細については「3.3.5.1-4 超高熱負荷試験装置の整備」において述べる。熱負荷は定常状態でタングステンの表面にほぼ均一に入射させ、最大 15 MW/m² まで実施した。このときの各チャンネル (CH) の温度変化を図 3.3.5.1-8 (b) に示す。15 MW/m² 時においてもタングステン内部の温度 (CH1, 2, 3) は 650 °C 以下に抑えられた。650 °C は、BNi-6 ロウ材の融点 (875 °C) やタングステンの再結晶脆化温度 (1500 °C) に比べて十分に低い温度であり、優れた除熱性能であることが分かる。熱負荷後のモックアップを確認したところ、亀裂などの損傷は入っておらず、健全性が保たれていた。図 3.3.5.1-9 に、図 3.3.5.1-8 (a) に示したダイバータモックアップの 15 MW/m² 定常熱負荷時の温度分布計算結果 (ANSYS) を示す。冷却水の温度を室温として計算を実施している。計算結果の例では、タングステン内部の温度 (CH1, CH2, CH3) が 650 °C、GlidCop[®] 製ヒートシンクの温度 (CH4, CH5, CH6) が 300 °C 程度であった。熱負荷値の関数としての温度分布の計算結果は Figure 3.5.1.8 (b) にプロットしており、実験結果と良い一致を示している。この事実より、図 3.3.5.1-8 (a) の構造がどれほどの熱負荷まで許容できるかどうかを冷却水温度が室温の場合を仮定して ANSYS 計算で外挿してみる。例えば 20 MW/m² の熱負荷を外挿 (計算) すると、GlidCop[®] 製ヒートシンクの最高温度 (CH4, CH5, CH6) は約 400 °C となる。したがって、15 MW/m² ~ 20 MW/m² の定常熱

負荷で 300°C を超える可能性があり、このあたりの熱負荷値で温度変動なく使用することができれば、中性子照射に伴う照射誘起硬化/軟化の問題が緩和されることが期待される。いずれにしても、「3.3.5.1-1 熱・構造設計」で述べた FFHR-d1 で見込まれる 10 MW/m² の熱負荷を図 3.3.5.1-8 (a) に示した構造で十分に徐熱可能であることが確認された。

3.3.5.1-4 超高熱負荷試験装置の整備

ダイバータ受熱構造設計においては、実規模ダイバータ試験体に対してダイバータで見込まれる熱負荷を模擬した熱負荷試験が必要不可欠である。この目的で、「3.3.5.1-3 冶金接合 R&D」において、ダイバータモックアップへの熱負荷試験でも使用された超高熱負荷試験装置 (ACT2) を平成 25 (2013) 年度の工学プロジェクト補正予算で整備した。本装置は年度ごとに段階を経て改良及び増強を継続している。

ACT2 (Active Cooling Teststand 2) は、前身の ACT 装置から電子銃等を更新した装置である。電子銃は日本電子株式会社製造の直進型電子銃システム JEBG-3000UB を装備しており、電磁偏向コイルによって電子ビームの高速スキャンし、任意の矩形領域に熱負荷を与えることが可能である。電子銃の最大出力は 300 kW、加速電圧は 40 kV である。諸元を表 3.3.5.2-3 に示す。ACT2 は冷却水循環ポンプの強化と水冷配管の大流量化を行い、真空排気ポンプの増設と試験体表面で反射した電子を吸収する反射電子シールドの増設を行った。これらの改善により、それまで問題であった試験体の冷却能力不足、反射電子によるチャンバ壁過熱や、試験体表面の温度上昇による電子ビームの不安定化 (脱ガスした粒子の電子銃への混入による) に大きな改善があり、安定した高出力定常運転 (10 MW/m² を超える定常熱負荷実験) が可能となった。

熱負荷試験は、図 3.3.5.1-10 に示すように試験体を冷却配管で強制冷却した状態で行う。電子ビームは半値全幅で約 12 mm 程度のビームであるため、小さな領域への照射の際には照射領域の縁部に熱負荷の小さい領域が形成される。このため、均一

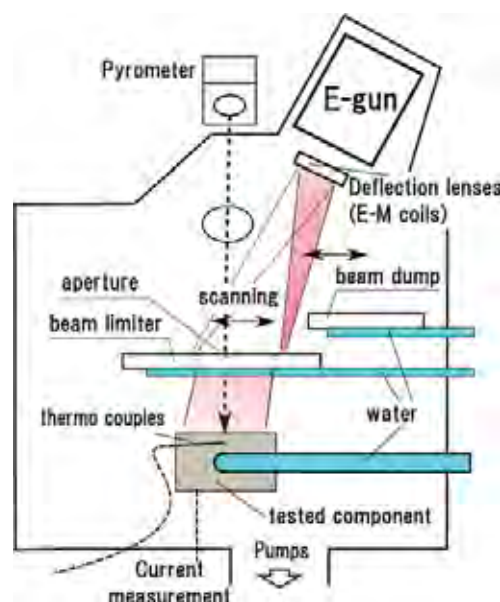


Figure 3.3.5.1-10 Schematic view of ACT2.

Table 3.3.5.2-3 Technical characteristics of ACT2.

Parameter	Value	unit
Max. beam power	300	kW
Accelerating voltage	40	kV DC
Max. beam current	7.5	A
Max. heated Area (limited by the vacuum chamber)	500 × 500	mm
Beam spot diameter (FWHM)	~9	mm
Typical flow rate of the cooling water	42	l/min.

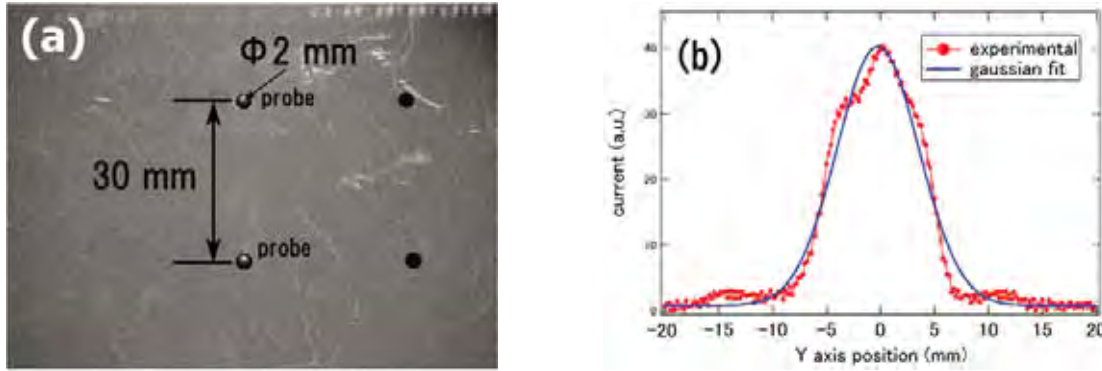


Figure 3.3.5.1-11 (a) Photograph of the probe tip for measurement of the beam profile. (b) Beam profile of ACT2's electron beam measured by probe.

な熱負荷を得たい場合には、図 3.3.5.1-10 中のリミッターを利用する。リミッターは水冷された銅板にアパーチャ（試験体照射面に合わせたもの）を設けたものであり、照射領域の縁部の影響はこのリミッターで除外される。

平成 25 年（2013）度の装置立ち上げ以後、ACT2 ではデータ取得システムの整備（高速応答・短時間測定デジタイザと低速応答・長時間測定デジタイザ）、放射温度計の設置に加え、装置の重要な特性値である「ビームプロファイル」及び「ビーム電流値と熱負荷値の関係」についての特性評価が進められている。

まず、「ビームプロファイル」については、ACT2 の電子ビーム形状はカソード形状とレンズによる収束に依存しており、運転条件によって変化もあるため詳細なデータが元来存在しないため、ユーザー自身で計測しておく必要がある。そこで、図 3.3.5.1-11 (a) のようなグラファイト製のプローブを 30 mm 間隔で配置したものを設計・製作し、その上を電子ビームスキャンさせることでビームプロファイルを求めた。得られたビームプロファイルは図 3.3.5.1-11 (b) に示すようなガウシアン分布に近いピーク構造を持ったビームであることが分かった。

次に、「ビーム電流値と熱負荷値の関係」については、一般的に電子ビームでの加熱では、反射電子の一部のエネルギーが熱負荷としてターゲット材料に入力されるため、反射電子を含まない電流値から熱負荷を算出すると過小評価が起きる。そのため、電子ビーム電流と熱負荷の関係の算出には冷却媒体の入り口・出口温度の温度差から入熱量を算出するカロリメトリと呼ばれる手法が用いられるが、これは熱負荷を加えた瞬間から温度差に反応が発生するまでの時間的な遅延が大きく、短時間のビームの出力変動の計測には不向きである。そこで、ACT2 では、電子の反射率と反射電子がターゲット材料に残すエネルギー量を文献値[3.3.5.1-11]から算出する方法を用いた。図 3.3.5.1-12 に、熱負荷実験で計測された電子ビーム電流値から反射電子が持ち出す及びターゲット材料に残すエネ

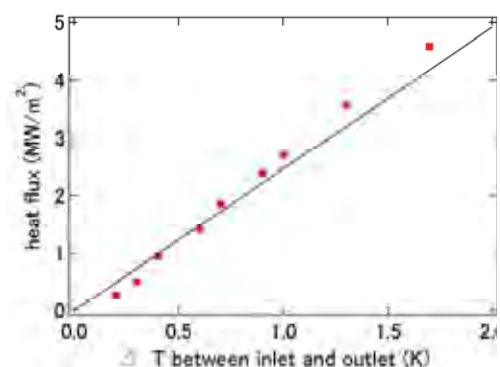


Figure 3.3.5.1-12 Comparison between heat flux calculated from measured current through the sample (red square symbols) and water calorimetry (black line).

ルギーを差し引きして得られた熱負荷値を、その際の冷却媒体（水）の温度差でプロットしたもの（シンボル）と冷却水の温度差から算出した熱負荷値（直線）を示す。電流値から予測される熱負荷値である図 3.3.5.1-12 中のシンボルとカロリメトリの算出結果である図 3.3.5.1-12 中の直線が良く一致していることが分かる。これにより、電子の反射率と反射電子がターゲット材料に残すエネルギー量を文献値から算出する方法がある程度正しいことが裏付けられた。

参考文献

- [3.3.5.1-1] K. Ezato et al., *Fus. Eng. Des.* **98-99** (2015) 1281-1284.
- [3.3.5.1-2] G. Kalinin et al., *J. Nucl. Mater.* **258-263** (1998) 345-350.
- [3.3.5.1-3] B.N. Sing et al., *J. Nucl. Mater.* **238** (1996) 244-259.
- [3.3.5.1-4] S.J. Zinkle and S.A. Fabritsiev, DOE/ER-0313/16 (1994).
- [3.3.5.1-5] B.N. Singh and S.J. Zinkle, *J. Nucl. Mater.* **206** (1993) 212.
- [3.3.5.1-6] F.A. Garner and M.L. Hamilton, *JNM* **191-194** (1992) 386-390.
- [3.3.5.1-7] D.J. Edwards et al., *JNM* **191-194** (1992) 416-420.
- [3.3.5.1-8] S. Ishino et al., *J. Nucl. Mater.* **283-287** (2000) 215-219.
- [3.3.5.1-9] M. Tokitani et al., *Plasma Fusion Res.* 10 (2015) 3405035
- [3.3.5.1-10] M. Tokitani et al., *Nucl. Fusion* 57 (2017) 076009
- [3.3.5.1-11] I.S. Tilinin, *Sov. Phys. JETP* **55**(4) (1982) 751-758

3.3.5.2 ダイバータ受熱構造材の新開発

3.3.5.2-1 ヒートシンク材料（銅合金）の高強度化研究

これまで原型炉におけるダイバータのヒートシンク材料として、低放射化フェライト鋼が注目されてきたが、将来的な原型炉の除熱性能要求の観点より、ダイバータへの適用が困難であると考えられている。そのため熱伝導性に優れる銅基材料がヒートシンク材料として注目されており、さらに耐照射特性や高強度特性が付与された原型炉級の新規銅合金が求められている。

これまでも銅は高強度化が図られてきた。その代表例が内部酸化法と熱間押出により製造された (GlidCop®) である (図 3.3.5.2-1 参照)。本合金は銅基材にもかかわらず高温強度や耐照射性に優れた材料として知られている。しかしながらその組織は配向性を有し、接合時などに影響を及ぼすことが示されており、母相に分散している粒子も限定的である。そのため、配向性及び集合組織を持たず、分散粒子の自由度を付与した Cu 合金が、ダイバータの設計猶予拡大や高性能化の観点からも期待されている。

そこで注目されているのが、これまで低放射化フェライト鋼の高強度化に適用されてきた「酸化物分散強化 (ODS) 法」である。この技術を応用し製造されたのが ODS 鋼である。ODS 鋼は鉄母相の基地マトリックス中にナノメートルオーダーの酸化物と緻密に分散させることにより、強度特性や耐照射特性を飛躍的に向上させた先進材料である。現在、この技術を銅で応用する研究が有望視されている。そこで我々のグループもまた、新規酸化物分散強化銅 (ODS-Cu) の試作に着手した。今回新しく試作した ODS-Cu は、ODS 鋼の知見をもとに、機械的合金化 (MA) 法による合金製造及び、熱間等方加圧 (HIP) 法による焼結というプロセスを取り入れ試作した。

本研究では、ODS 鋼の研究の中で培われ、実績を上げたアルミニウム (Al) 化合物を強化粒子として銅母相中に分散させ、強化する手法を提案した。図 3.3.5.2-2 は、合金化時間に伴う HIP 前後の格子状数の変化を示している。32 時間後 MA 完了後 (HIP 前) の格子定数は、元の銅相 (MA 未処理) とは大きく異なっているが、HIP 後には銅母相と同等の格子定数となっている。これは MA 処理により準安定相となっていたアルミニウム (Al) が HIP による熱処理で酸化アルミニウムの別相として析出したことを示している。

図 3.3.5.2-3 は、HIP 焼結後の透過型電子顕微鏡によるマイクロ組織である。その観察の結果、Cu 母相中に Al 化合物を確認した。これは格子定数の結果を裏付けるものであり、Cu 基材料において分散強化に成功した一例を示すものである。

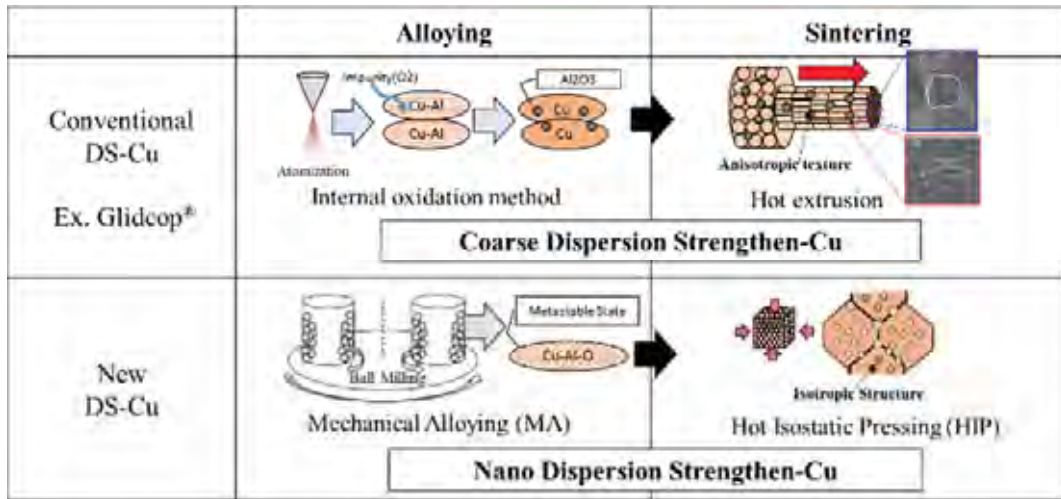


Fig. 3.3.5.2-1 Processes of conventional GlidCop® and new DS-Cu.

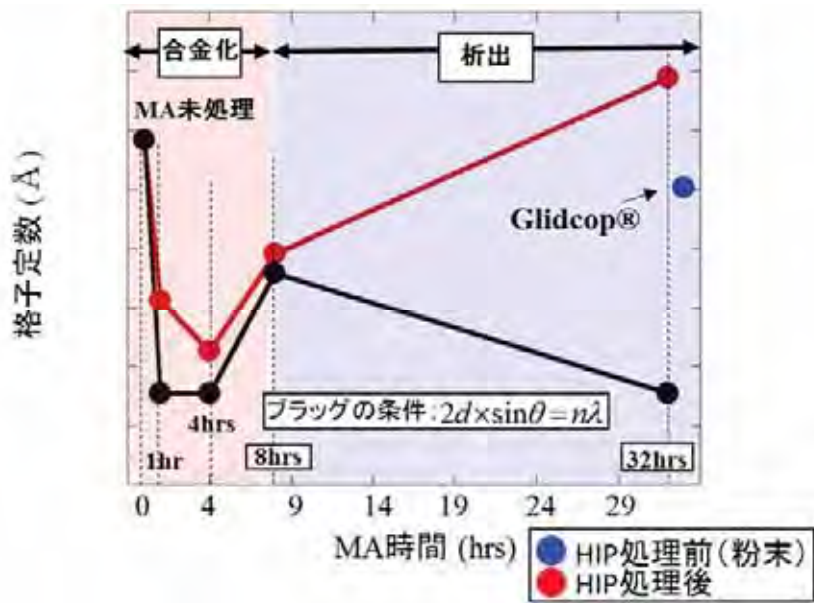


Figure 3.3.5.2-2 Lattice constants of Cu-1wt%Al with alloying time.

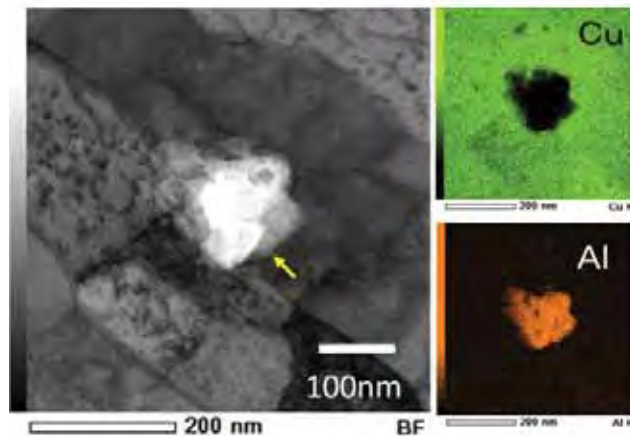


Figure 3.3.5.2-3 Transmission Electron Microscopy(TEM) image of Cu-1wt%Al.

3.3.5.2-2 バナジウムを用いたタングステン/銅の接合における界面制御技術

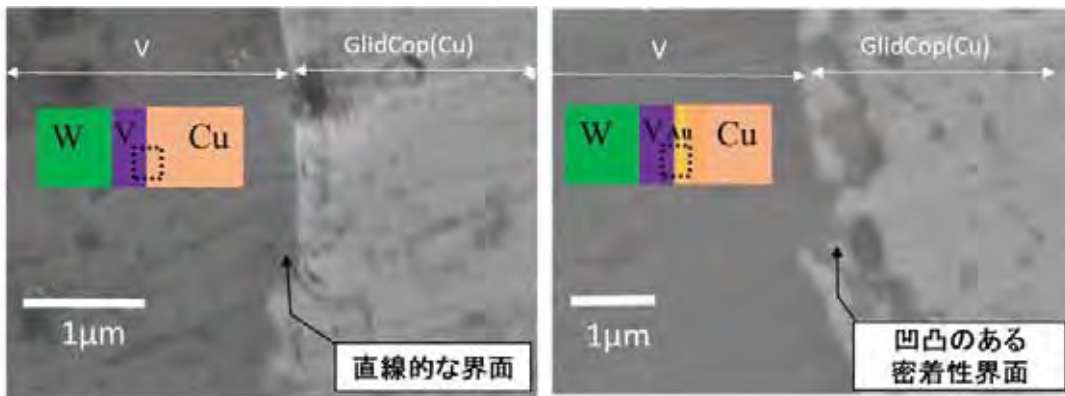
核融合炉ダイバータにおいて、タングステン (W) は、プラズマ対向材料として期待されており、ヒートシンク材料として高強度銅合金が考えられている。そしてこれらの金属を用いたダイバータを製作する上で、W/Cu 異種金属の接合は、必要不可欠な技術となる。そして、その接合部もまた、母材となる W や Cu と同様にダイバータ材料の一つとなる。つまり、接合部もまた母材に求められるような原型炉級ダイバータ設計の水準に近づける必要がある。

これまで W/Cu ダイバータは、モノブロック型という形状的に接合面の破壊・剥離が起こりにくい構造が検討され、ろう材による接合が試みられてきた。しかしながら原型炉においては W 量削減の観点から平板型が期待されている。この型は板と板を張り合わせた接合面を持つため、その健全性は接合界面の特性に大きく依存すると考えられる。そこでさらなるダイバータにおける健全性確保、設計猶予拡大を目指し、これまでのろう付け接合とは別の接合法による検討を行った。

本研究では、接合部での更なる高性能化を目指し、純バナジウムと (V)/薄金膜 (Au) 二層中間材を用いた二段階拡散接合を提案した。これにより、拡散接合という界面強度の高い接合を融点の大きく異なる異材間で実現した。本接合は 2 段階の接合であり、1 段階の接合として、銅融点よりも高い温度域で W-V を 1250°C、1 時間、10 MPaの一軸加圧により拡散接合した。W と V は全率で固溶するため良好な界面を形成することが知られており、加えて、V 中間層の存在は、銅材料との弾性的熱応力緩和にも寄与すると考えられる。2 段階目の接合では、物理蒸着法により製作した薄膜 Au (PVD-Au) を用い、W-V 接合体と Cu (GlidCop®) を接合することにより、液相—固相反応接合の考えに基づき、V と Cu の界面を更に強化する手法を提案した。これは Cu/Au 間での相互拡散により融点が接合温度まで低下することで、局所的な時間・領域でのみ液相を出現させ、密着性を向上させることが可能な手法であると期待される。

この手法を利用し、V / GlidCop®部に対し、相互拡散による接合特性に加え、凹凸のある機械的接合の要素 (投錨効果) を付与できると考えた。その接合界面観察の結果、PVD-Au を用いなかった場合には、V/Cu 界面は直線的であったのに対し、PVD-Au を用いた場合には、V と Cu が入り組んだ界面が観察された (図 3.3.5.2-4)。この時、大きな Au 元素の残留は存在せず、それに伴う硬さ上昇も見られなかった。つまり、Auを薄膜化することにより Au 中間材元素を残留させることなく、強固な界面形状を得たといえる。このような技法は界面制御技術と呼ばれ、ダイバータコンポーネントに留まらず、様々な部材接合への応用とその健全性向上に貢献できると期待できる。図3.3.5.2-5 は、PVD-Au の有無による各界面の接合強度を表している。Cu-V 界面は、4 点曲げによる機械的試験後に PVD-Au の有無にかかわらず降伏現象を示した。しかしながら PVD-Au を用いた接合体は、用いなかった場合に比べ、高い降伏強度を示し、更に母材となる分散強化銅の降伏強度を超える強度を示した。その一方で PVD-Au の有無は W/V 界面近傍にも影響を与えた。破壊起点は PVD-Au の有無にかかわらず界面近傍の W 内部であった。その破壊強度は中間層を用いた場合、従来のろう材による破壊強度を上回り、中間層を用いなかった場合と比較しても高い値を示した。この原因はバナジウムを用いたことによる弾性的熱応力緩和機構が影響しているものと考え

ている。



(a) interface without PVD-Au (b) interface with PVD-Au

Figure 3.3.5.2-4 Cross sectional image between V and Cu.

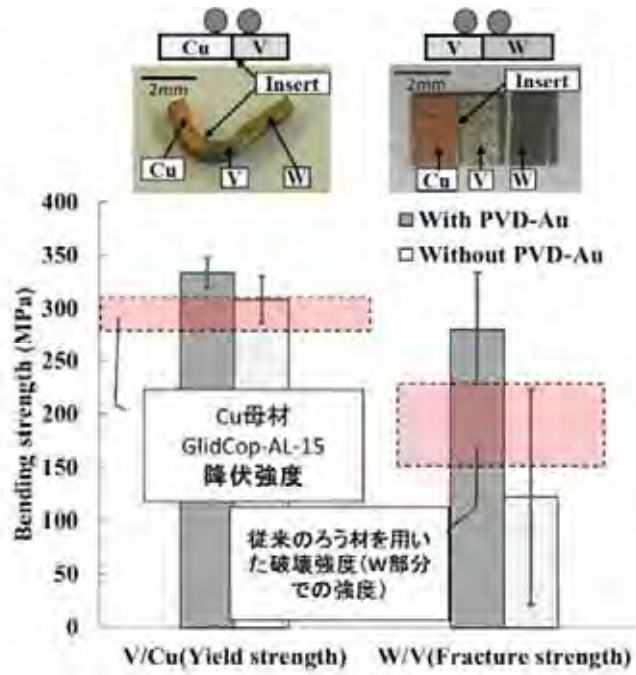


Figure 3.3.5.2-5 Bonding strength for two interfaces using micro-four point bending test.

3.3.5.3 タングステンに関する物理検討

3.3.5.3-1 タングステンのガス粒子吸蔵機構解明

タングステンへのトリチウムリテンションの定量評価が求められている。そのためには、核融合炉で想定されるような高フルエンスでの水素同位体吸蔵量の、より正確な予測が必要である。タングステンのような水素を固溶しにくい材料では、格子欠陥が水素同位体の強い捕捉サイトとなる。本研究は、ダイバータの高熱・粒子負荷下での格子欠陥の形成・成長と水素同位体吸蔵の微視的なメカニズムを明らかにし、タングステンダイバータの水素同位体吸蔵量の予測精度を向上することを目的としている。

水素（同位体）イオン打ち込みされたタングステンからの昇温脱離スペクトルの理論解析を第一原理計算に基づいて行った[3.3.5.3-1]。本計算の結果、1-2個の水素原子が結合している単原子空孔からの熱脱離では、550 K付近にピークが表れることが分かった(図 3.3.5.3-1)。また、理論計算は、それよりも低温側に3-5個の水素原子が結合した状態からの別の脱離ピークが現れることを示した。なお、本成果は、自然科学研究機構の「自然科学研究における国際的学術拠点の形成」事業の支援を受けて、Aix-Marseille 大学の研究者らとの共同研究によるものである。今後、実験とのより詳細な比較のため、タングステン中の拡散や表面再結合過程を考慮した理論モデルの拡張が必要である。また、モデルの検証のため、イオン照射量や照射束密度を制御した実験結果との比較が必要である。

中性子照射損傷量の評価において、照射カスケード中に生じた原子空孔と自己格子間原子(SIA)の分布は重要である。そこで、タングステン中の111-crowdion型の自己格子間原子と隣接する単原子空孔との再結合過程における水素クラスタの影響を第一原理計算により初めて明らかにした

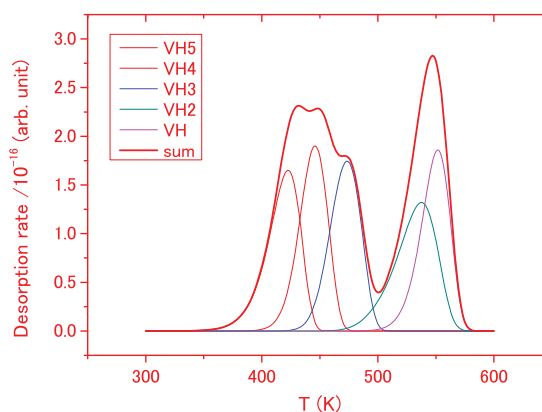


Figure 3.3.5.3-1 A synthesized thermal desorption spectrum of multiple hydrogen atoms from a mono-vacancy [3.3.5.3-1]. It is assumed that initially occupation probabilities of VH_n are in a thermal equilibrium under the constraint of $N_H/N_W = 10^{-10}$.

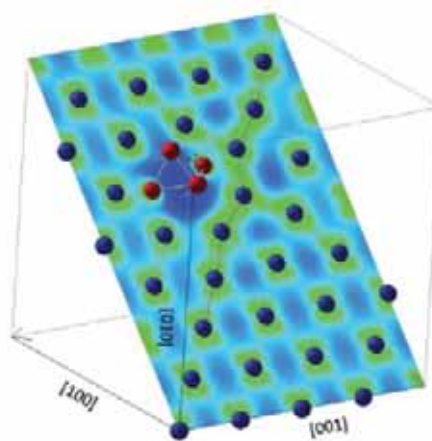


Figure 3.3.5.3-2 A meta-stable state of an octahedron hydrogen cluster stacking with a vacancy preventing it from recombining with a 111-crowdion SIA (center of the string) in tungsten. Blue balls are tungsten and red balls hydrogen atoms, respectively. Colors on the surface indicate electron densities; blue indicates depletion of the electron density.

[3.3.5.3-2]。本計算により、水素原子を多重に捕獲した原子空孔は、平衡状態で隣接する SIA と緩やかに結合（結合エネルギー0.6 eV）し、対消滅せずに準安定状態を形成することを示した（図 3.3.5.3-2）。中性子照射損傷における、水素クラスタを持つ原子空孔と SIA との準安定状態の影響を評価するために、準安定状態の熱的安定性、原子空孔周辺での SIA の移動度などを明らかにする必要がある。

また、プラズマ壁相互作用及び中性子照射損傷の材料モデリングに係わる研究活動の活性化と国際連携を図るために、IAEA の協賛を得て、International workshop on Models and Data for Plasma-Material Interaction in Fusion Devices (MoD-PMI) を Aix-Marseille 大学の共同研究者らと立ち上げた。第1回を2015年5月25-17日に Aix-Marseille 大学（フランス）[3.3.5.3-3]、第2回を2016年6月22-24日に Loughborough 大学（英国）[3.3.5.3-4]、第3回を2017年5月22-24日にユーリッヒ研究センター（ドイツ）[3.3.5.3-5]で開催した。本ワークショップの主なトピックスとして、核融合炉材料中の水素同位体挙動のモデリングと検証のための基礎実験の取り組みや今後の展望について議論が行われた。国内での同様の取り組みとしては、LHD 計画共同研究「照射損傷を持つタングステン中のリテンションのダイナミクス（2013～2016年、代表：上田良夫、大阪大学）」をプラットフォームとしてシミュレーションと基礎実験の研究連携が図られた。

3.3.5.3-2 タングステンへのヘリウム照射効果

ヘリカル炉において、タングステンダイバータ材料に使用する場合、ヘリウム(He)による照射損傷は避けられない。Heでは同様なエネルギー領域において、重水素よりも約2桁低い照射量から欠陥形成が確認される。Heが他のイオン照射と比較にならないほど激しい照射効果を示す理由は以下のようにまとめられる。

- ① Heは原子サイズが小さく、200 K以上の温度であればほとんどすべての金属において格子間を容易に移動することができる。
- ② Heは原子空孔やバブルとの結合エネルギーが極めて強く ($E_D \sim 4$ eV)、材料の融点に近い高温まで解離しない[3.3.5.3-6, 7]。

欠陥形成過程としては、図 3.3.5.3-3 に示す模式図のように考えることができる。まず、材料温度が室温の場合、金属材料中に注入された He は格子間を自由に動き回り、原子空孔を核として互いに集合し、He-空孔複合体を形成する。He の入射エネルギーが弾き出し損傷形成の閾値以下であれば、照射誘起による空孔供給が期待できないが、この場合には潜在的に存在する格子欠陥（原子空孔を含む）や不純物が He 捕捉の核として機能する。空孔での He 捕捉量が過剰になり He-空孔複合体の圧力が一定値（数 GPa）を超えると、結晶格子を構成する原子を格子間位置へ弾き出す、つまり、自己格子間原子 (SIA) もしくは SIA ループを放出して自らの体積を獲得し、サイズを増大さ

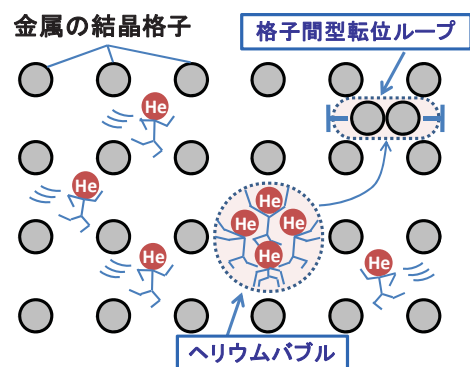


Figure 3.3.5.3-3 Schematic view of the formation process of the point defects in metal by He irradiation [3.3.5.3-8]



Figure 3.3.5.3-4 Cross-sectional TEM image of VPS-W/IG divertor tile after used to LHD plasma experiment [3.5.3.9].

せていく。これをループパンチングと呼ぶ。弾き出された原子は格子間位置に集合し、格子間型の転位ループが次々と形成されていく。これが He バブル形成の初期過程である。照射積算量が増加し、バブル (He-空孔複合体) のサイズが増大していくと (~0.1 nm)、ループパンチングによる成長よりエネルギー的に有利となる照射誘起拡散 (非熱過程) によるバブル同士の集合と合体 (バブル間相互破断) による成長が優先的に発生する。このような過程を経て、TEM で観察可能 (1~2 nm 以上) な He バブルへと成長する。He バブルが熱的に移動可能となる 1173 ~ 1273 K 以上の高温において、室温の場合と比較してバブル間相互破断を起こす確率が増加し、より激しい損傷組織が形成される[3.3.5.3-8]。

He による金属材料への照射効果を確認する目的で、LHD では各種タングステン材料の照射研究が実施されている。図 3.3.5.3-4 は、2008 年度の LHD 実験で長期間使用されたタングステン被覆炭素材 (VPS-W/IG) の断面透過型電子顕微鏡像 (TEM) 像である。表面から約 40 nm において明るく見える変形した球状体の集合が高密度 He バブルである。注入された He が図 3.3.5.3-3 に示した機構で集合・合体をくり返し、このサイズまで成長を遂げている。He プラズマ放電や He グロー放電洗浄時に表面に注入された He によって形成されたものである。大きなものでは直径 20 nm 以上まで成長しており、材料表面は 1000°Cをはるかに超える温度まで上昇した履歴が伺える。これらの損傷組織は水素照射では見られない He 照射に特有の現象である。

さらに、He によるタングステンへの究極の損傷組織として、近年、実験室における基礎研究から、タングステンに He を照射した際に図 3.3.5.3-5 に示すような極めて複雑なナノ繊維状微細構造を持つ表面損傷組織 (W-fuzz) が確認されている。照射条件はいずれも試料温度 1000-2000 K、照射量 $\sim 10^{25}$ He/m²、入射イオンエネルギー 20 eV 以上の条件で発現する。タングステン表面がこのような構造に変化した場合、熱伝導率の低下、ダストの発生など様々な望まれない影響を引き起こす恐れがある。これまで実験室において確認されていた W-fuzz 構造だが、大型のプラズマ閉じ込め装置 (実機装置) では確認された例が無かった。実機装置において本当に形成されるかどうかを確認するには、長時間 He プラ

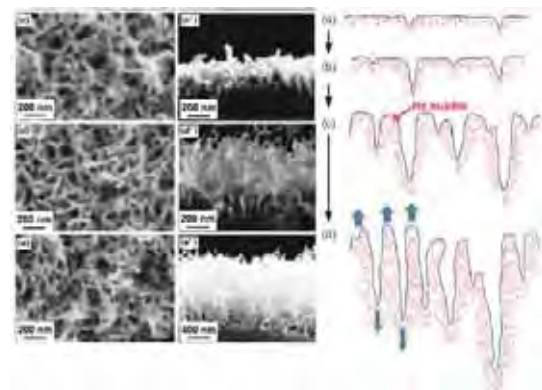


Figure 3.3.5.3-5 Formation process of the W-fuzz structure during He irradiation at 1400 K up to the dose of 5×10^{25} He/m².

ズマ放電を行う必要がある。そこで、LHD の He 長時間放電において、可動式のマテリアルプローブシステムを用いたタングステン試料のダイバータプラズマへの照射実験を行った。表 3.3.5.3-1 に照射条件を示す。図 3.3.5.3-6 は、照射後のタングステン試料の(a)表面 FE-SEM 像、及び、(b)断面 TEM 像(a)である。形成の段階としては初期段階ではあるが、鮮明に W-fuzz 構造の形成が確認された。TEM 像では直径 10 nm を超す大小様々な He バブルが成長していることが分かる。これらの He バブルは W-fuzz の突起状繊維の中だけでなく、その直下の基盤内においても高密度に確認できる。おそらく、照射中に合体、成長した He バブルが内部拡散過程を経て表面に突出し、それと同時に W-fuzz 構造の繊維状突起が形成されたのではないかと推察される。損傷が無いタングステン表面と比較して表面積が大幅に拡大されたことが分かる。実験装置における W-fuzz 構造形成の確認は本実験が始めての例であり、核融合炉においても形成される可能性が示唆される。

上述した W-fuzz 構造の形成は、数十 eV の低エネルギー He 照射で、定常的な照射条件だけで形成されるわけではなく、数 keV のオーダーの He イオン入射であり、かつ、パルス的な照射条件においても温度条件と照射量が揃えば形成されることが明らかになった。図 3.3.5.3-7 は、実験室において、25keV の He イオンを 30ms のパルスで 4.0×10^{22} He/m² 照射した場合の表面構造と断面構造の電子顕微鏡写真である。照射中の試料表面温度は瞬間的に 2000℃ 近くまで上昇している。顕微鏡像より、直径 50 ~ 100nm 程度のナノ繊維状突起が高密度に形成されていることが分かる。金属材料中

Table 3.3.5.3-1 Typical irradiation condition of He on the LHD divertor plasma at long pulse experiment.

Input power	1.2MW~3.0MW
Total exposure time	10190s
Gas	He
Surface temperature	1500K-2300K (e~0.3)
Incident He energy	~100 eV
He flux at strike point	$\sim 5 \times 10^{21}$ He/m ² s
He fluence at strike point	$\sim 5 \times 10^{25}$ He/m ²

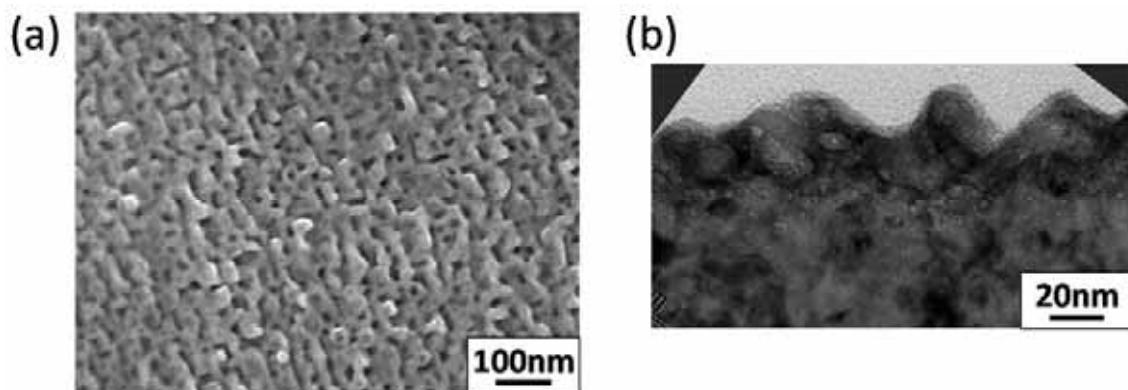


Figure 3.3.5.3-6 (a) FE-SEM image, and (b) cross-sectional TEM image of the W after exposed to LHD divertor plasma for 10190 s.

(この場合は W)に注入された He は、主に原子空孔などを核として互いに集合し、高圧力の He バブルを形成する。25keV の高エネルギーになれば、はじき出し損傷を形成しながらの He 入射となり、He 注入領域に新たな He 捕捉サイトが効率よく形成される環境となる。おそらく図 3.3.5.3-7 の場合、入射した He は次々と原子空孔に捕捉され、温度上昇とともにバブルサイズが拡大していったと想定される。25keV の場合、材料表面はスパッタリング損耗を伴うが、スパッタリング損耗により表面が後退するよりも早く He バブル成長に伴うナノ繊維状構造(W-fuzz)が成長したと考えられる。

図 3.3.5.3-4 で示した高密度バブル層及び図 3.3.5.3-6 で示した W-fuzz 構造の形成は、表面マトリクス密度減少による表面熱伝導率の低下、表面積の増加による不純物元素の付着のみならず、バブルやその周辺の欠陥層がガス元素の捕捉サイトとなり、水素同位体捕捉量の増大をもたらすなど、予期せぬ弊害に繋がる懸念される。ヘリカル炉のトリチウムインベントリーを考えるにおいて、He によるダイバータ材料の損傷問題をどのように解決するかは大きな課題である。

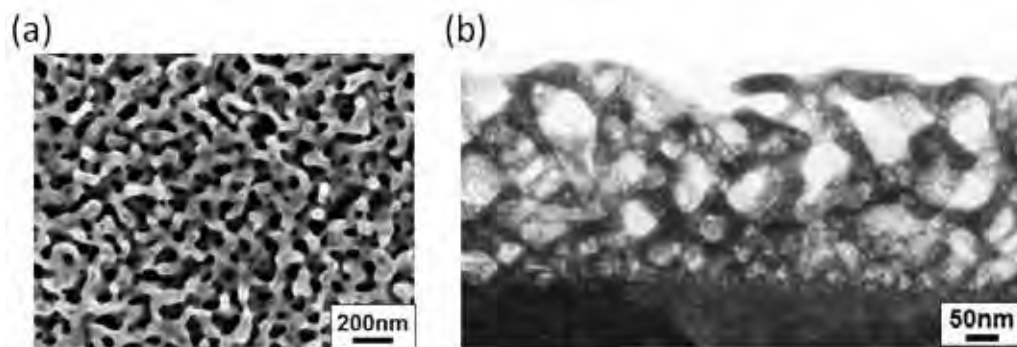


Figure 3.3.5.3-7 (a) FE-SEM image and (b) cross-sectional TEM image of the W after exposed to He ion beam with 25keV, 30 ms pulse, up to the dose of 4.0×10^{22} He/m² [3.5.3.10]

参考文献

- [3.3.5.3-1] N. Fernandez, Y. Ferro and D. Kato, *Acta Mater.* **94** (2015) 307.
- [3.3.5.3-2] D. Kato et al., *Nucl. Fusion* **55** (2015) 083019.
- [3.3.5.3-3] URL=<https://mod-pmi.sciencesconf.org/>
- [3.3.5.3-4] URL=http://www.ccfе.ac.uk/mod_pmi2016.aspx
- [3.3.5.3-5] URL=http://www.fz-juelich.de/conferences/PFMC2017/EN/MoD-PMI-2017/_node.html
- [3.3.5.3-6] A. Van Veen et al., *Rad. Effects* **78** (1983) 53.
- [3.3.5.3-7] J.K. Nørskov and F. Besenbacher, *J. Less-Common Met.* **130** (1987) 475.
- [3.3.5.3-8] M. Tokitani, Y. Ueda, *J. Plasma Fusion Res.* **87** (2011) 591.
- [3.3.5.3-9] M. Tokitani et al., *J. Nucl. Mater.* **415** (2011) S87.
- [3.3.5.3-10] M. Tokitani et al., *Plasma and Fusion Research Vol.5* (2010) 012.

3.3.5.4 タングステン多価イオンの発光物理

3.3.5.4-1 タングステン多価イオン発光モデル

ダイバータ板からスパッタされてプラズマ中に侵入したタングステン不純物が多価イオンとなってコアプラズマへ輸送されると、発光によりエネルギーをプラズマの外に放出しプラズマの電子温度の低下を引き起こすが、それがどのくらいの放射損失量であるか、また、プラズマ中でどのようにタングステンが輸送されて、分布しているかを調べるには、分光計測を解析するための発光モデルが必要である。そのため、我々はタングステン多価イオンの発光線強度や放射損失量を評価するための発光モデルの構築を行っている。

発光モデルの構築は、各イオンからの発光線強度を求める衝突輻射モデルとそれに用いる原子データの整備、及び、イオン価数分布を計算する電離モデルとに分けて開発を進め、CoBITやLHDプラズマでのタングステン多価イオン分光計測で得られたスペクトルと比較しながら、モデルの改良を進めてきた。まず、衝突輻射モデル (CRモデル) については、これまでに5価から55価までのタングステンイオンの詳細な原子データの整備を行い、発光線強度が計算できるようになった。原子データはHULLAC原子コード[3.3.5.4-1]を用いて計算した。これらのイオンは電離ポテンシャルとして、50 eV から5.2 keVに相当する。LHDでは45価 (電離ポテンシャル2.4 keV) までは生成され、極端紫外(EUV)分光及び可視分光計測が行われている[3.3.5.4-2]。これらの分光計測で得られたスペクトルの解析にモデルを適用し、モデルの検証と改良を進めている。

図3.3.5.4-1に、CoBITで計測したEUVスペクトル、LHDで計測したEUVスペクトル、及びCRモデルでLHDスペクトルを再現したモデル計算結果を示す[3.3.5.4-3]。3.3.5.4-2項で説明しているように、CoBITでは、タングステンヘキサカルボニルを導入し、一定エネルギーの電子ビ

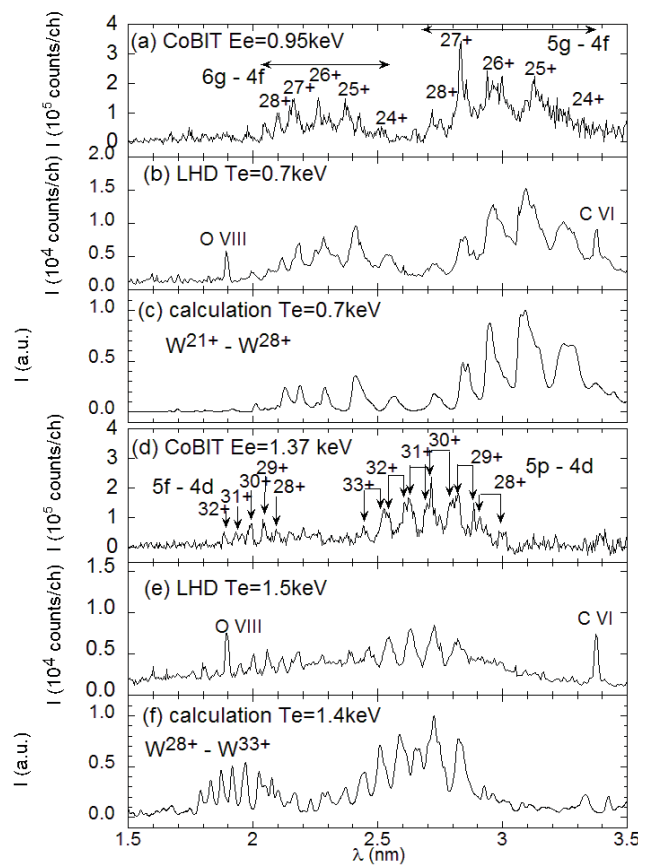


Figure 3.3.5.4-1 EUV spectra of tungsten ions; (a, d) CoBIT with two electron beam energies E_e , (b, e) LHD with different central electron temperature T_0 at $t = 4.60$ s and 4.80 s of discharge #112880, and model calculations for (c) $W^{21+} - W^{28+}$ and (f) $W^{28+} - W^{33+}$ ions. Wavelengths in calculations at (c) and (f) are shifted by -0.0206 nm and 0.0033 nm to fit the position to measurements, respectively. (Reproduced from ref. [3.3.5.4-3].)

ームでタングステンイオンを電離してトラップしている。イオンの電離エネルギーが電子ビームエネルギーより小さい価数のイオンが生成、観測されるため、発光線の価数同定が容易である。LHDでは、LHDにタングステンペレットもしくはタングステン内蔵TESPELを入射すると、プラズマ中の電子により電離しながら中心へ輸送され、その後拡散によりタングステンイオン密度が減少する様子が観測されている。図3.3.5.4-1の(a)と(d)のCoBITのスペクトルでは、それぞれ、24~28価、28~32価からの発光ピークが同定でき、CRモデル計算との比較により5g-4f, 6g-4f, 5p-4d, 5f-4d遷移であることが確認できている。同じ波長領域をLHDプラズマで計測したのが、図3.3.5.4-1の(b)と(e)で、タングステン内蔵TESPEL入射後、タングステンイオンからの放射により電子温度が下がり、その後、NBI加熱によって温度が回復する途中での、それぞれ異なる中心電子温度の時のスペクトルを示しており、CoBITでのスペクトルと非常によく似たスペクトルが観測された。これを説明するために、CRモデルによる計算結果を使い、イオン密度をパラメータとしてフィッティングを行って再現したものが、図3.3.5.4-1の(c)と(f)である。(c)は特によく再現できている。これにより得られたイオン密度分布を図3.3.5.4-2に示す。LHDプラズマ中でのタングステンイオン密度分布を評価したのはこれが初めてである。ADAS原子データベース[3.3.5.4-4]の電離速度係数、再結合速度係数を用いて電離平衡計算をしたときに得られる価数分布と比較的近い分布となっている。更にこの結果を使い、タングステンからの放射パワーを評価した結果を図3.3.5.4-3に示す。実験から評価した価数分布と、CRモデルで計算した発光線による放射パワーを使って求めたものを●

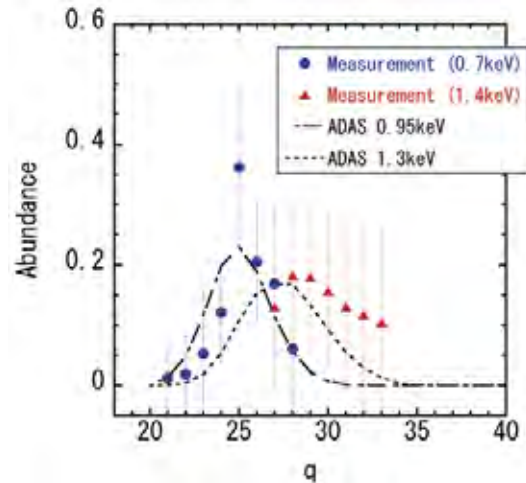


Figure 3.3.5.4-2 Charge distributions of tungsten ions obtained by fitting to the measured LHD spectra (● and ▲) in Fig. 3.5.4.1 and calculated ones in ionization equilibrium with atomic data in Ref. [3.3.5.4-4] (reproduced from Ref. [3.3.5.4-5]).

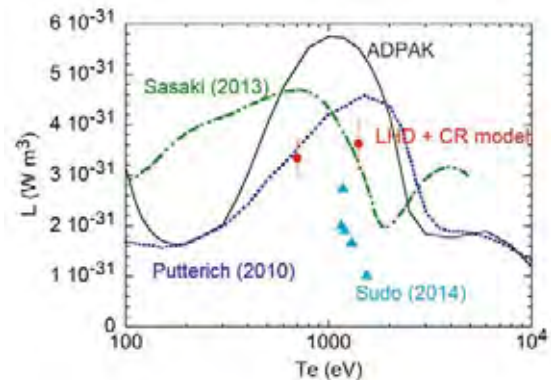


Figure 3.3.5.4-3 Radiation power rates L estimated with the ion abundance distributions obtained from the EUV spectra and CR model calculation (dots), calculated with original ADPAK [3.3.5.4-6] (solid line), by Sasaki and Murakami [3.3.5.4-7] (dot-dashed line), and by Pütterich et al [3.3.5.4-8] (dotted line), and estimated from bolometer measurements in LHD plasmas [3.3.5.4-9] (triangles). (Reproduced from Ref. [3.3.5.4-3].)

で示す。様々な核融合プラズマシミュレーションで広く使われているADPAKデータ[3.3.5.4-6]、後述するSasaki & Murakamiによる計算値[3.3.5.4-7]、独自のCRモデルを構築して計算したPütterichら[3.5.4.8]の計算値と、Sudoら[3.3.5.4-9]がLHDでのタングステン内蔵TESPEL入射直後のボロメータ計測値から評価した放射パワーを比較のため示す。今回の結果は、Pütterichらの計算値に比較的近いが、ファクター2の範囲内でどのモデルとも一致している。Sudoらの計測値は全般に小さい傾向がみられる。

タングステン1 keV前後の電子温度のプラズマでは、Unresolved Transition Array (UTA)と呼ばれるブロードな発光構造が4.5-7 nmの波長域にみられることが知られている。この発光構造は、25~34 価あたりのタングステンイオンの多数の4d-4f, 4p-4d遷移が重なることによって作られると考えられているが、現在のCRモデルでは、完全な再現には至っていない。特に6nm付近のピークは、二電子性再結合過程の寄与によるという予想が指摘されていたが、確認されていなかった。この再結合過程の寄与を調べるため、27 価タングステンイオンの衝突輻射モデルを拡張し、電離ポテンシャルよりもエネルギーの高い自動電離レベルを多数考慮したモデルに再結合過程を組み込んだ衝突輻射モデルを開発した[3.3.5.4-10]。計算で得られたスペクトルでは、このイオンへの再結合過程による発光線は6nmのUTAピークには寄与できないことが分かった(図3.3.5.4-4)。ただし、他の価数のイオンの寄与が否定されたわけではないため、引き続き再結合過程の影響を調べていく必要がある。

次に、イオン価数分布を求めるための電離モデルについて述べる。電離モデルにおいては、二重励起状態を中間状態として起こる二電子性再結合過程を取り扱う必要があるため、より多くのエネルギーレベルを考慮する必要がある。そのため、微細構造を考慮しない電子配位平均レベルを取り扱うモデルをJATOMコードによって構築した[3.3.5.4-7, 3.3.5.4-11, 3.3.5.4-12]。このモデルでは、エネルギーレベルと放射遷移確率、自動電離確率はHULLACコードで計算するが、電子衝突励起速度係数、電子衝突電離速度係数、再結合速度係数は経験則を用いている。二電子性再結合過程については、二電子性捕獲と二重励起状態からの放射遷移がモデルに含まれていることにより、自然にモデルの中に組み込まれている。また、モデルで計算するレベルは、計算機アルゴリズムを用いて二重励起状態がぶら下がる親レベルを決めて、セットを決めている。このコードで計算したタングステンイオンの平均価数と放射パワーの電子温

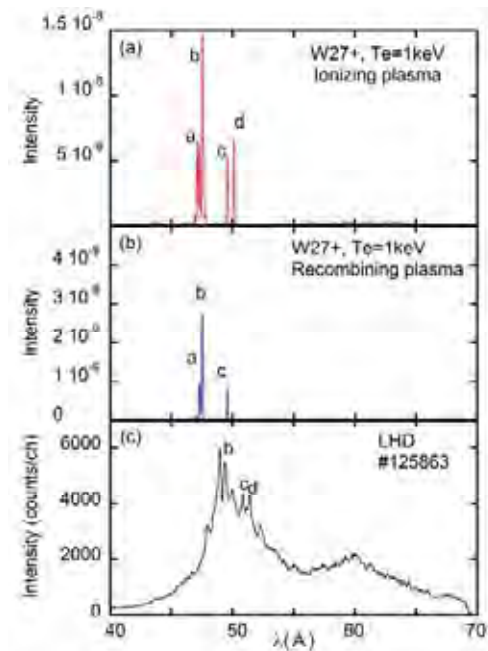


Figure 3.3.5.4-4 EUV spectra of (a) ionizing plasma component and (b) recombining plasma component calculated for $T_e = 1 \text{ keV}$ and $n_e = 10^{13} \text{ cm}^{-3}$. (c) Experimental tungsten UTA spectrum measured in LHD plasma. (Reproduced from Ref. [3.3.5.4-10].)

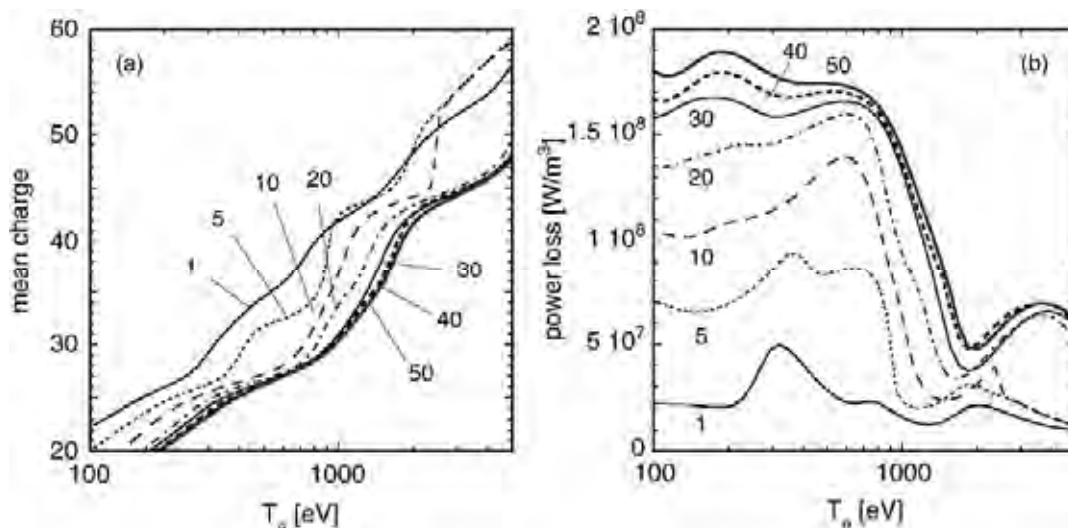


Figure 3.3.5.4-5 Mean charge (a) and radiative power loss (b) of tungsten plasmas calculated by JATOM code. Numbers in the plots corresponds to the number of sets of parent levels for autoionizing levels considered in the atomic model. Details are described in ref. [3.3.5.4-7] (reproduced from Ref. [3.3.5.4-7]).

度依存性を図 3.3.5.4-5 に示す。レベルのセット数が増えるにつれ、収束している様子が分かる。電子温度が 3 keV 以上の場合は、NLTE ワークショップにおいて、他の研究グループで開発されているコードで計算された平均価数や放射パワーの比較を行っており、よい一致が得られていることが確認されている[3.3.5.4-12, 3.3.5.4-13]。一方で、3 keV 以下では、ほかのコードとの違いが大きかった。現在のモデルは、低価数のときの電離レートを過大評価して、電離が進みすぎている可能性があるため、経験則を用いている原子データを何らかの形でより信頼性の高いものへ代えていく必要がある。

これまでの研究により、タングステン多価イオン発光モデルの構築がずいぶん進んできた。更なる高精度化を図るためには、様々な価数のタングステンイオンに対して再結合過程を取り込んだ衝突輻射モデルの開発を行うため、電離モデルで扱った電子配位平均レベルによる高励起状態の取り込み、高励起電子配位平均レベルと微細構造レベルとの間の放射遷移や電子衝突励起・脱励起速度係数の評価など、原子データの取り扱いなどを精査し、モデルの構築を行う必要がある。また、中性原子や 1 価などの低価数イオンの原子データは、HULLAC コードでは計算精度が保障されないため、ほかの原子コードの利用なども検討する必要がある。このような問題を解決しつつ、LHD などで計測したスペクトルの解析に応用することにより、より精度の高い発光モデルの構築を今後も進めていく必要がある。(LHD プロジェクトとの連携)

3.3.5.4-2 タングステン多価イオンの分光計測

ブランケット第一壁やダイバータ材料として注目されているタングステンが、プラズマ中に混入した場合、タングステン多価イオンとなり放射損失によりプラズマを冷却しプラズマ性能を低下させることが問題となっている。不純物タングステン多価イオンを制御するには、周辺プラズマでの挙動を知る必要があるが、そのタングステン多価イオンのスペクトルはいくつかのプラズマ装置 (LHD も含む) で測定されてはい

るものの、その発光線は重なり合い、個々の同定は非常に困難であった。我々は、このような困難を克服するために、独自に開発した多価イオン源：小型電子ビームイオントラップ装置 (CoBIT) を使い、特にタングステン多価イオンからの発光強度の強い EUV 領域の分光計測を行い、波長データ取得やその同定を系統的に行っている。

研究を進める中、EUV 長波長領域で、LHD で取得したスペクトル線のより高度な解析をする上で、既存の EUV 分光器では分解能が不十分であることが分かってきた。この現状を踏まえ、我々は CoBIT 専用の高分解能 EUV 分光器を設計・製作し、タングステン多価イオンスペクトルを取得し LHD でいまだ未同定の発光ラインの解析を試みている。図 3.3.5.4-6 は、多価イオン源 CoBIT に設置されている分光器群の装置図である。中央にある装置が多価イオン源 CoBIT である。小型の EUV spectrometer が既存の分光器であり、今回開発された分光器が High Reso. EUV spectrometer である。その他、VUV 及び Visible spectrometer が配置され、可能測定波長範囲は数 nm～数千 nm まで連続的に測定可能な装置になっている。表 3.3.5.4-1 はそれぞれの分光器のスペック表

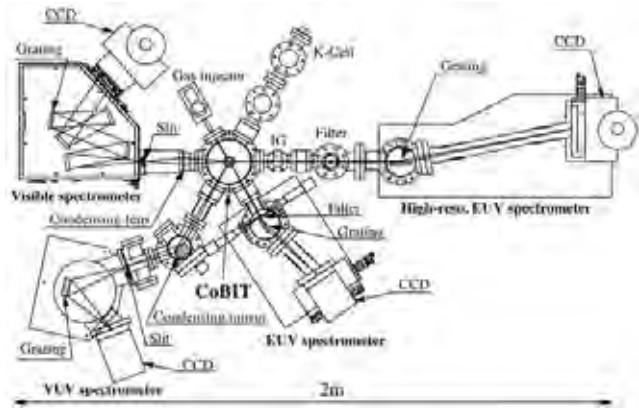


Figure 3.3.5.4-6 The experimental apparatus of CoBIT and spectrometer.

Table 3.3.5.4-1 The specification of spectrometer.

項目	単位	Spectrometer								
		EUV		High-res. EUV		VUV		Visible		
回折格子	g/mm	1200	2400	1200	2400	1200	2400	400	1200	1800
回折距離(mm)		5.25	1.6	5.25	1.6	30.550	30.275		200-1000	
型式		PEXIS-XO-400B		PyLoN-XO-2KB-S5		PEXIS-XO-400B		PyLoN-2KBX-UV-S5		
Pixel		1140×400		2048×512		1140×400		2048×512		
Pixel size		20×20µm		13.5×13.5µm		20×20µm		13.5×13.5µm		

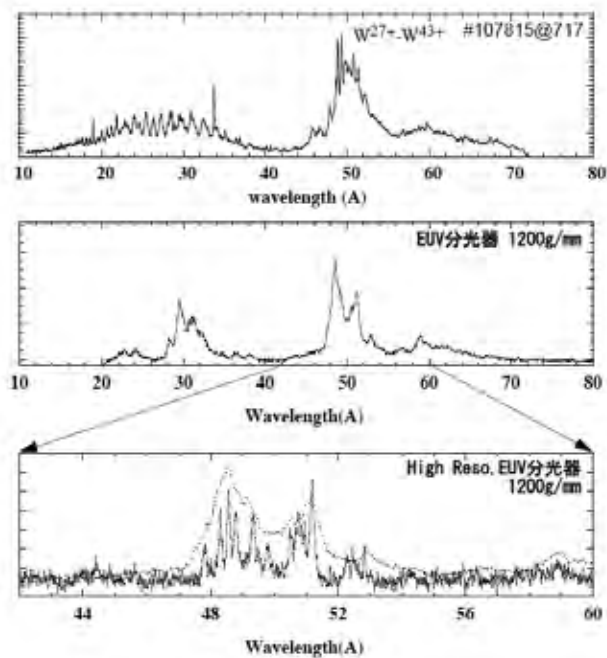


Figure 3.3.5.4-7 The highly charged tungsten ion spectra.

である。高分解能 EUV 分光器は結像距離が既存の分光器の 2 倍以上あり、また検出器である CCD の素子サイズは半分近く小さく、しかも暗電流を極限まで抑えた窒素冷却タイプを採用した。図 3.3.5.4-7 に波長範囲 10～80 Å の LHD 及び CoBIT のタングステン多価イオンスペクトルを示す。上段が LHD で観測されたスペクトル、中段が既存の分光器で測定された CoBIT (Ee=840eV) のスペクトルである。スペクトル線が分解能のせいで分離されていないのが分かる。下段は今回開発された High

Reso. EUV 分光器のスペクトルを 42 ~ 60 Å の範囲で拡大したスペクトルである。比べやすくするため、薄い点線で中段のスペクトルを重ねてある。半値幅で 1/5 以下の分解能の向上が見られ、これにより LHD スペクトルの未同定ラインの研究が可能となった。

次に 100 Å 付近に現れるタングステン多価イオンのスペクトルに注目する。図 3.3.5.4-8 は LHD にタングステンペレットを入射してからの発光スペクトルの時間変化である。ペレット入射（赤矢印）後、数百 msec で 100 Å 付近に強いラインが現れている。これらタングステンからの発光と思われる未同定のラインの価数・遷移過程を同定するため、CoBIT を用いてスペクトルのエネルギー依存性を測定し価数同定を行った。図 3.3.5.4-9 に $E_e=870\text{eV}$ の CoBIT のタングステン多価イオンスペクトルを示す。上段は既存の EUV 分光器、下段は High Reso. EUV 分光器のスペクトルである。分光能の向上でいくつかのラインの分離に成功している。エネルギー依存及び CR-model による理論解析により 100 Å 付近のラインは W_{26+} からのものであり、90 Å 付近の 2 本のラインは W_{27+} からのものであると同定することができた。表 3.3.5.4-2 に今回同定された W_{27+} の発光線の遷移を示す。今回観測されたこの 2 本のライン（ $5s-4f$ 遷移）は、驚くべきことに電子八重極子遷移（E3 遷移）であることが判明した。このような高次の遷移過程は、遷移確率が非常に小さく観測されることはほとんど無い。しかし、タングステンのような多電子多価イオンになると励起準位が無数存在し、その中に準

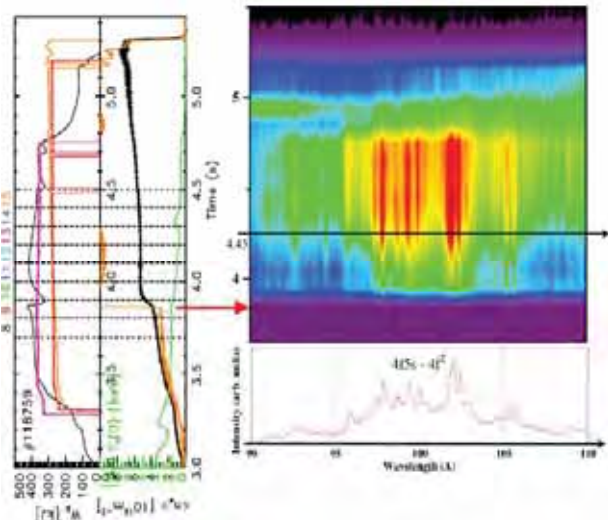


Figure 3.3.5.4-8 The LHD spectra after pellet injection.

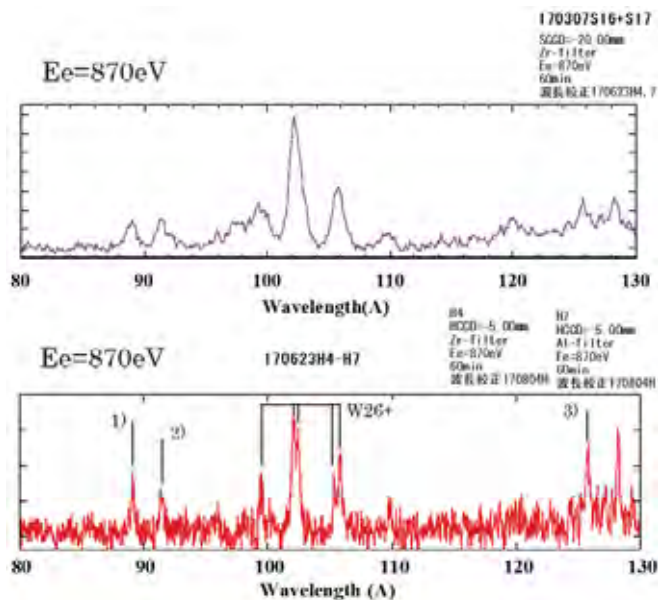


Figure 3.3.5.4-9 The highly charged tungsten ion spectra of CoBIT.

Table 3.3.5.4-2 The electron configurations and wavelengths.

Line number	Cd-like W^{27+}		Transition	Present	
	upper	lower		Exp. (Å)	Theor. (Å)
1)	$4d^{10}5s+$	$4d^{10}4f-$	$J=1/2 \rightarrow J=5/2$	88.84	90.529
2)	$4d^{10}5s+$	$4d^{10}4f+$	$J=1/2 \rightarrow J=7/2$	91.23	92.967
3)	$4d^{10}5d-$	$4d^{10}5p-$	$J=3/2 \rightarrow J=3/2$	125.76	123.384

安定状態が存在すると電子のポピュレーションが偏在し、高次の遷移が観測にかかると考えられる。この実験事実は、原子・分子の分野においても、非常に興味深い現象で、今後系統的に詳細な研究が進められる。

参考文献

- [3.3.5.4-1] A. Bar-Shalom, M. Klapisch, and J. Oreg, *J. Quant. Spectrosc. Radiat. Transf.* 71 (2001) 169.
- [3.3.5.4-2] S. Morita et al., *AIP Conf. Proc.* 1545 (2013) 143.
- [3.3.5.4-3] I. Murakami et al., *Nucl. Fusion* 55 (2015) 093016.
- [3.3.5.4-4] H. P. Summers, *The ADAS User Manual*, version 2.6 (2004), <http://www.adas.ac.uk/>
- [3.3.5.4-5] 加藤太治、坂上裕之、村上泉、*原子衝突学会誌*、第 12 巻第 6 号(2015) 161.
- [3.3.5.4-6] D. Post et al., *Atomic Data Nucl. Data Tables* 20 (1977) 397.
- [3.3.5.4-7] A. Sasaki and I. Murakami, *J. Phys. B: At. Mol. Opt. Phys.* 46 (2013) 175701.
- [3.3.5.4-8] T. Pütterich et al., *Nucl. Fusion* 50 (2010) 025012.
- [3.3.5.4-9] S. Sudo et al., *Plasma Fusion Res.*, 9 (2014) 1202147.
- [3.3.5.4-10] I. Murakami, A. Sasaki, D. Kato, F. Koike, *Eur. Phys. J. D* 71 (2017) 246
- [3.3.5.4-11] A. Sasaki et al., *J. Appl. Phys.* 107 (2010) 113303.
- [3.3.5.4-12] A. Sasaki and I. Murakami, *Plasma Fusion Res.* 8 (2013) 2401021.
- [3.3.5.4-13] NLTE7 workshop, <http://nlte.nist.gov/NLTE7/>

3.3.5.5 不純物ガスパフによる熱負荷制御

ダイバータ板へ流れ込む強い熱流速を軽減するためにはダイバータ領域に非接触プラズマ（デタッチメント）を形成する必要があるとあり、その方法のひとつとして、ダイバータ領域に不純物ガスをパフし、不純物からの放射によりプラズマの温度を下げ非接触プラズマを形成することが検討されている。不純物ガスの原子番号が大きいほど高い温度領域での放射が期待される。ITERの炉設計に関しては、ダイバータを含む周辺領域において、放出すべきエネルギーの92%をAr不純物ガスで放出するとしたシミュレーション研究がなされているが[3.3.5.5-1]、放射量を仮定しており、その状況が安定に実現できるのか明らかでない。ヘリカル型装置においても、不純物ガスパフで非接触プラズマが形成されるのか、十分な放射損失が担えるのかどうか、またそれほどのような条件で可能なのか、理論シミュレーションや実験研究によって調べる必要がある。

LHDプロジェクトと共同で、不純物ガスパフ実験を実施した際の非接触プラズマ形成のプラズマの物理条件を分光的手法で調べる研究開発を行っている。LHDでは、不純物ガスとして、ネオン、窒素、アルゴン、キセノンを用い、極端紫外(EUV)分光計測により、不純物イオンの発光線を計測した。一方で、ADAS（原子データ及び計算パッケージ）[3.3.5.5-2]を用いて、衝突放射モデルによって不純物イオンの発光線強度とプラズマの電子温度・電子密度との関係を計算し、分光計測によって得られた発光線強度と比較することによって、発光領域のプラズマの物理状態を調べることができる。

LHDでは、2013年度の17サイクル終了後、ガスパフ装置が改造され、ノズル位置がダイバータ領域より遠くに設置された。それに伴い、ガスパフと不純物イオンの発光との間の応答時間が変わり、17サイクルまでと18サイクル以降とは不純物ガスの応答が異なっている。

図 3.3.5.5-1 にネオンガスパフ実験のときに計測したEUVスペクトルを示し、表 3.3.5.5-1 は観測されたNe VIII 発光線及びNe VII 発光線を示す。

図3.3.5.5-2と図3.3.5.5-3に、16及び18サイクルのネオンガスパフ実験のときのプラズマの放電波形を示す。各

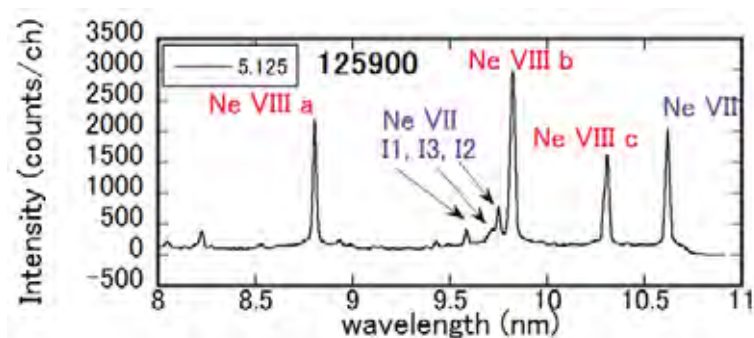


Figure 3.3.5.5-1 EUV spectra of Ne ions when Ne gas puff was injected into LHD plasmas. Three prominent Ne VIII lines labeled with a – c and 3 weak Ne VII lines I1-I3 are examined.

Table 3.3.5.5-1. Ne spectral lines observed after Ne gas puff.

	Ion	Transition	Wavelength (nm)
a	Ne VIII	$2s^2S - 3p^2P^o$	8.81
b	Ne VIII	$2p^2P^o - 3d^2D$	9.83
c	Ne VIII	$2p^2P^o - 3s^2S$	10.3
I1	Ne VII	$2s2p^3P - 2s3p^3D$	9.58
I2	Ne VII	$2s2^1S - 2s3p^1P$	9.75
I3	Ne VII	$2s2^1S - 2s3p^3P$	9.72

種物理量の時間変化及び、ネオンイオン発光線強度と強度比の時間変化を示す。

図3.3.5.5-2で示す16サイクルの実験においては、ネオンパフ後すぐに放射量とNe VIII発光線強度が上昇し（図3.3.5.5-2 (b), (d)）、その後、時間とともに徐々に減少している。Ne VIII発光線強度比は、発光線強度の上昇期と最後の放射崩壊時を除き、ほぼ一定となっている（図3.3.5.5-2 (e)）。図3.3.5.5-4にこの放電において荷電交換分光によって計測した完全電離した Ne^{10+} イオンの空間分布と電子温度、電子密度分布を示す。Neガスは中心へ輸送され、 Ne^{10+} イオンは電子温度100 eV以上の領域に分布していることが分かる。Ne VIII発光線強度の減少は、 Ne^{7+} イオン密度の減少を示唆し、中心へのネオン蓄積を支持している。

一方、図3.3.5.5-3で示す18サイクルの実験においては、Ne I発光線(585.2nm)強度がネオンガスパフ入射開始より約0.25秒遅れて上昇を始め、ボロメータによる放射とNe VIII発光線強度は、約0.3秒遅れて上昇を始める。Ne VII発光線はさらに約0.1秒遅れて強度が上昇する。ガスパフの量が多い（放電#125899）と発光強度の増加が速く、放射崩壊へ至る時間が短い。放電#125899の場合はガスパフ入射開始より約1.1秒後に放

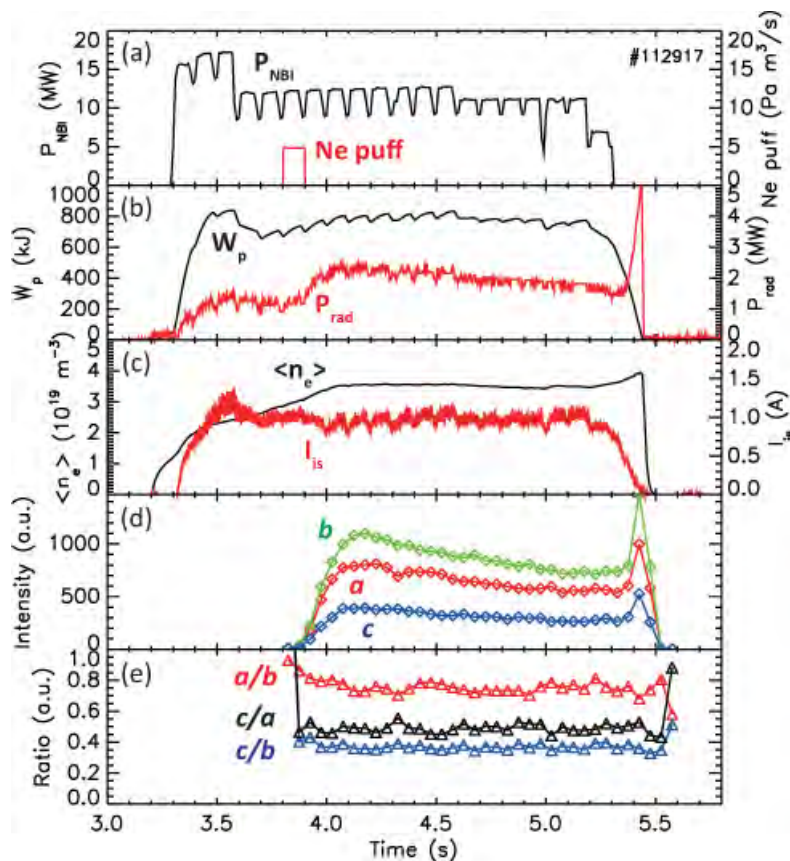


Figure 3.3.5.5-2 Temporal distributions of NBI heating power (P_{NBI}), neon puff, stored energy (W_p), bolometer radiation power (P_{rad}), line-averaged electron density ($\langle n_e \rangle$), ion saturation current at divertor plate (I_{is}), Ne VIII line intensities, and Ne VIII intensity ratios for the discharge #112917 in 16th LHD experimental campaign. (Reproduced from Ref. [3.5.5.3]).

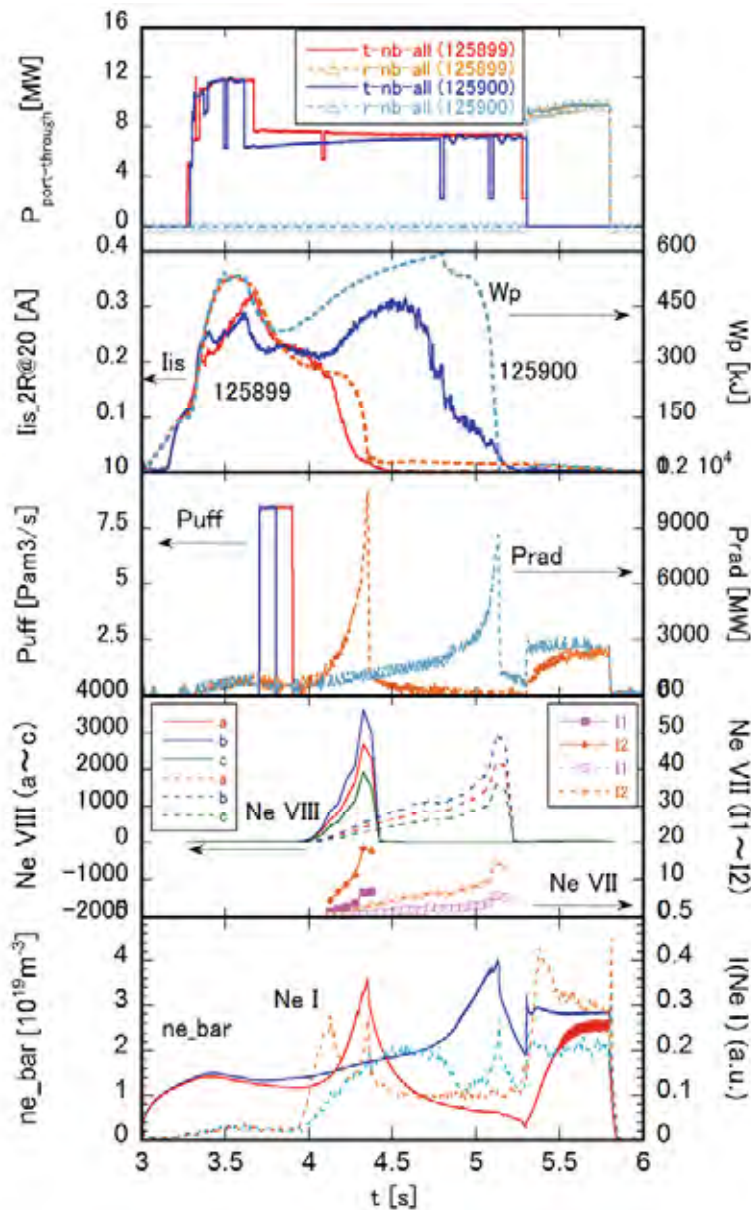


Figure 3.3.5.5-3 Temporal distributions of total NBI power, stored energy (W_p), ion saturation current at divertor plate (I_{is}), neon puff, bolometer radiation power (P_{rad}), intensities of Ne VIII and Ne VII lines, line averaged electron density, and intensity of NI line for the discharges #12899 and #12900 in 18th LHD experimental campaign.

射崩壊、パフが半分の放電#125900 は約 2.5 秒後に放射崩壊をおこした。ダイバータ板でのイオン飽和電流(I_{is})をみると、放射崩壊よりも前に減少を始めており、部分的なデタッチメントを形成していると考えられる。パフ量の少ない放電#125900 の方が飽和イオン電流の減少開始時から放射崩壊時までの時間が長くなっており、パフ量のコントロールがデタッチメントの持続に重要であることが分かる。NeI 発光強度の初期の増加はガスのプラズマへの流入の様子を、Ne VIII 発光強度と線平均電子密度の増加は、イオン密度の増加を示し、ネオンガスが電離されながら徐々にプラズマに侵入していると考えられる。

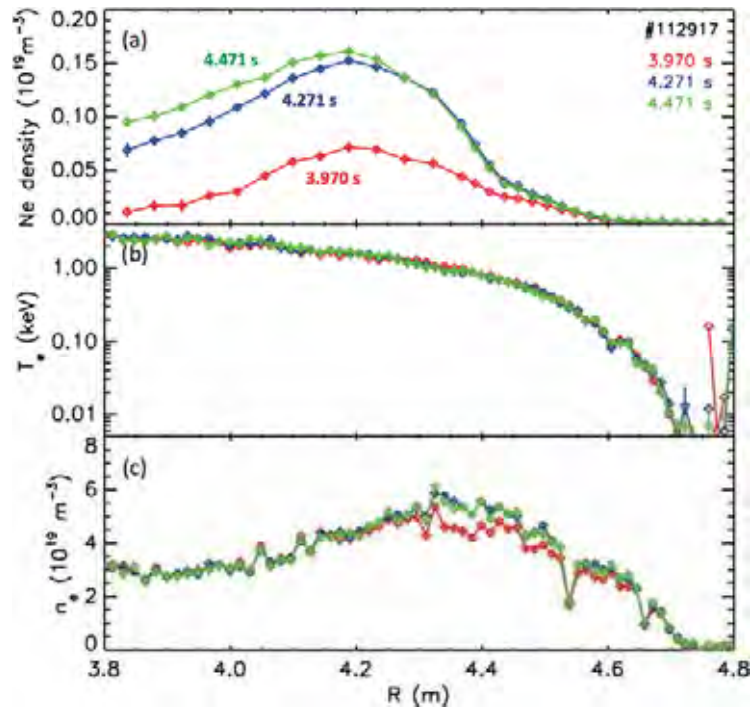


Figure 3.3.5.5-4 Spatial profiles of (a) fully ionized Ne density measured by charge exchange recombination spectroscopy, (b) electron temperature, and (c) electron density as functions of major radius R at 3.970, 4.271, and 4.471 s for discharge #112917. (Reproduced from ref. [3.3.5.5-3]).

図 3.3.5.5-5 に計測した Ne VIII 発光線強度比の時間変化と、ADAS で計算した強度比と電子温度の関係を示す。Ne VIII 発光線強度比は、16 サイクル実験と同様に、発光初期と放射崩壊時を除き、ほぼ一定であり、パフ量に依存しなかった。強度比の電子温度依存性と比較すると、一定の強度比は電子温度が一定であることを示している。すなわち、Ne VIII イオンは、常に同じ電子温度の領域から発光していると考えられる。計算値と比べると、NeVIII 強度比は、電離や励起が支配的な電離進行プラズマの場合では説明できず、再結合過程の寄与が必要なことが分かる。Ne IX イオン密度と Ne VIII イオン密度の比 $n(\text{Ne IX})/n(\text{Ne VIII})$ をパラメータとして再結合成分を加えると、強度比は電子温度とイオン密度比で決まり、電子温度およそ 20-25 eV、イオン密度比およそ 4-6 程度と予想される。

同様に図 3.3.5.5-6 に Ne VII 発光線の計測した強度比の時間変化と、ADAS で計算した強度比の電子温度依存性を示す。NeVII 強度比の計測値は時間とともに増加している。Ne VIII の場合と同様、電離進行プラズマでは強度比は説明できず、再結合成分を加える必要がある。計測値の増加は、温度の減少もしくはイオン密度比 $n(\text{Ne VIII})/n_e(\text{Ne VII})$ の増加を示唆している。

プラズマの電子温度空間分布の時間変化を見ると (図 3.3.5.5-7)、ガスパフによる放射冷却でプラズマは周辺部から温度が減少し、プラズマは収縮している。Ne VIII 発光位置は、プラズマとともに中心へ移動すると考えられる。

さらに、ガスパフ量が同じ放電であっても、プラズマコアの蓄積エネルギー量が少ない方が、飽和電流量の減少開始や放射崩壊が早く起こることもさまざまな放電デー

タの比較によって分かってきた。

以上の解析から、18 サイクル実験において、ネオンガスはプラズマに徐々に侵入、再結合プラズマが効いた非平衡電離状態と考えられ、放射によりプラズマを周辺から冷却、収縮させており、最終的には放射崩壊を起こしている。非接触プラズマが形成されていると考えられるが、ガスパフ量が多いと放射崩壊に至る時間が短く、少ないとデタッチメントの持続時間が長くなることが分かった。また、コアプラズマの蓄積エネルギーの大きさによっても非接触プラズマ形成に影響があることが分かった。このような非平衡電離状態は、定常・電離平衡を仮定したシミュレーションでは模擬することは難しく、プラズマ実験を使った不純物ガスパフの効果を調べることは重要である。今後、同様の解析をほかの不純物ガス種にも行い、不純物ガスパフによるデタッチメントとプラズマの物理状態の関係などを調べ、熱負荷制御への有用性を調べていく必要がある (LHD プロジェクトとの連携)。

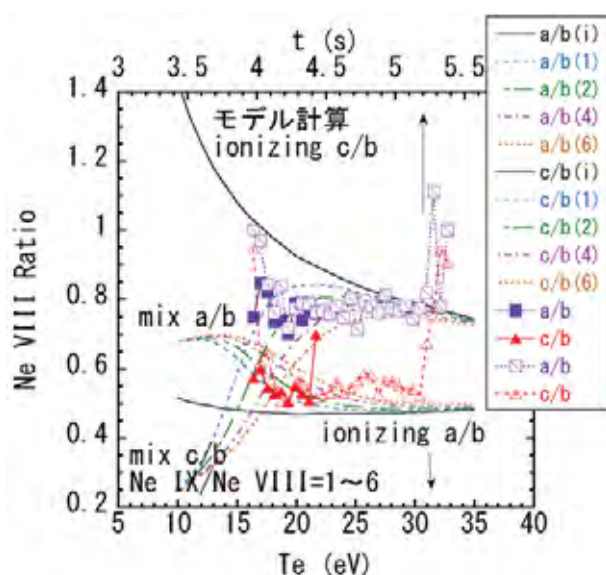


Figure 3.3.5.5-5 Measured intensity ratios Ne VIII lines a/b and c/b are plotted as a function of time for discharges #125899 (solid symbols) and #125900 (open symbols). Calculated intensity ratios of Ne VIII lines a/b and c/b are shown for ionizing plasma (solid line), and ones including recombining plasma contributions with ion density ratio $n(\text{Ne IX})/n(\text{Ne VIII})$ as 1, 2, 4, and 6 (dashed lines).

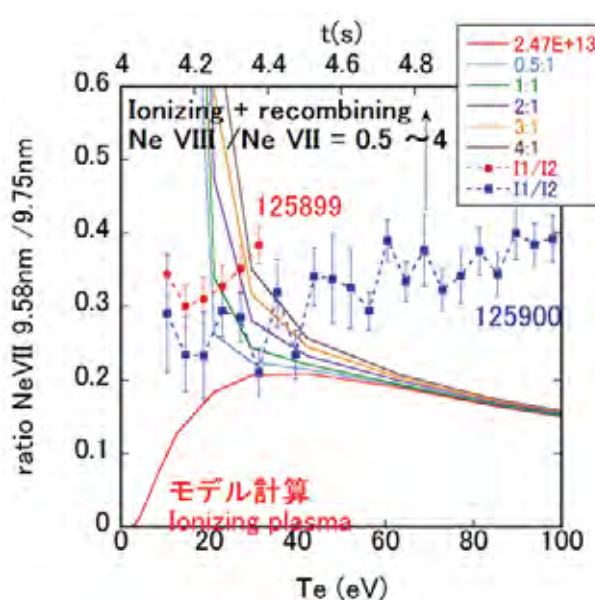


Figure 3.3.5.5-6 Measured intensity ratios of Ne VII I1/I2 are plotted as a function of time (● for #125899 and ■ for #125900). Calculated intensity ratio of Ne VII I1/I2 as a function of electron temperature is drawn for ionizing plasma (red line) and ones including recombining plasma contributions with ion density ratio $n(\text{Ne VIII})/n(\text{Ne VII})$ as 0.5, 1, 2, 3, and 4.

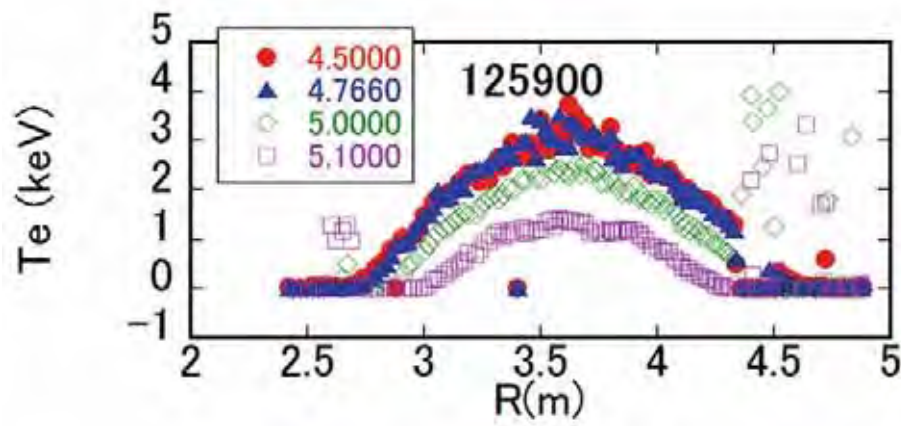


Figure 3.3.5.5-7 Electron temperature distributions for discharge #125900. Temperature decreased after $t = 4.766$ s and plasma shrunk.

参考文献

[3.3.5.5-1] K. Hoshino et al., Plasma Fusion Res. 9 (2014) 3403070.

[3.3.5.5-2] H. P. Summers, The ADAS User Manual, version 2.6 (2004),
<http://www.adas.ac.uk/>

[3.3.5.5-3] C. Suzuki et al., J. Nucl. Materials 463 (2015) 561.

3.3.5.6 液体金属ダイバータの基礎実験

3.2.7.4 章に述べられているように、FFHR-d1 では溶融スズの噴流をシャワー状にして用いる新しい概念の液体金属ダイバータ REVOLVER-D が検討されている[3.3.5.6-1 – 3.3.5.6-3]。液体金属ダイバータを実現するには、多くの工学的課題を解決しなければならない。例えば参考文献[3.3.5.6-4]には、カーテン状の液体金属自由表面流を用いるダイバータに対し、以下の課題が挙げられている。

- (1) MHD: 非一様磁場中の MHD 制動による偏流
- (2) 連続性: 総延長全域の液カーテンに一瞬の破れも不可
- (3) 排気コンダクタンス: 液カーテンによる排気経路の制約
- (4) PWI: 金属蒸気のコアプラズマや計測系等への影響
- (5) 安全性: 真空破壊での安全性(火災、毒性、放射線、等)
- (6) 実機実績: 高温プラズマ閉じ込め実機レベルでの安全性含む実機実績
- (7) その他: 荷電粒子 $J \times B$ 、T インベントリと混

入 He や不純物の除去、腐食と堆積瘤、揚程含むポンプ動力の増加、等の課題

これらには液体金属シャワーを用いる REVOLVER-D にも共通の課題が多数含まれており、今後 R&D を行って回答を示していく必要がある。

液体金属をノズルから自由落下させて生成する噴流を用いる場合、まず問題となるのは重力による加速である。トリチェリの定理に示されるように、高さ h (m) を落下した液体は $v(m/s) = \sqrt{2gh}$ (但し、 $g = 9.8 \text{ m/s}^2$ は重力加速度) の流速を獲得する。表面張力不安定性によって噴流が液滴化するという問題もある[3.3.5.6-5]。これらによる液体の飛散を抑制することが液体金属シャワーダイバータ実現への第一歩である。我々は、噴流にワイヤや棒、あるいはテープやチェーン等を内部流体抵抗として挿入し、この内部流体抵抗に沿わせて流体を落下させることで、摩擦による減速を行うことを考えている。その有効性を検証するため、水及び溶融ハンダ (Sn 60% + Pb 40%) を用いた基礎実験を行っている。図 3.3.5.6-1 に、水及び溶融ハンダの噴流をチェーンで安定化した例を写真で示す。以下では、これまでに実施してきた水及び溶融ハンダを用いた基礎実験について、それらの概要を述べる。

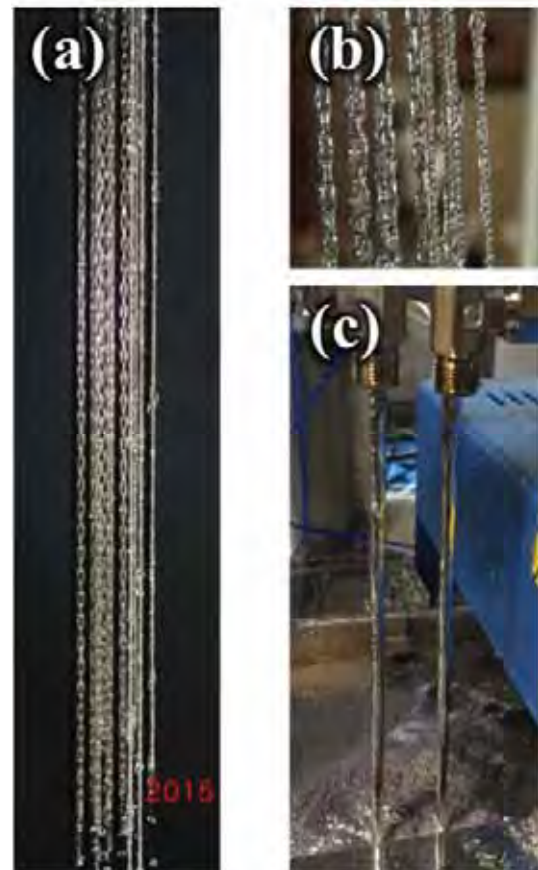


Figure 3.3.5.6-1 (a) Chain-stabilized water jets, (b) the close-up view of (a), and (c) molten solder jets of Sn60-Pb40 stabilized by a ball-chain inside each jet.

第一段階として、内部流体抵抗にチェーンを用いて水噴流の安定化を試みた[3.3.5.6-6 – 3.3.5.6-9]。水溜めからポンプ (RYOBI RMG-8000、最高全揚程 9 m、最大吐出量 220 リットル/分) を用いて水を汲み上げ、ノズルから噴出させた。ノズルは内径 d_0 と長さ l (mm) の組み合わせで、 $(d_0, l) = (7, 35), (10, 50), (13, 65)$ の円筒 3 種を用いた。噴流を自由落下させた場合 (図 3.3.5.6-3(a)) と、幅 $w_{\text{chain}} = 2.3$ mm または 3.4 mm のチェーンに沿わせて落下させた場合 (図 3.3.5.6-3(b)) を比較した。図 3.3.5.6-3 に見られるように、自由落下させた場合は噴流が途中で液滴化したのに対し、チェーンに沿わせた場合は噴流をほぼ一定の太さに保つことができた。流量が一定であるとすれば、これは流速が一定に保たれていることを意味する。同様の条件で、高速カメラ (CASIO EX-100PRO、露出時間 1/1,000 秒) による撮像を行い、画像から噴流幅の垂直方向変動を解析した結果を図 3.3.5.6-4 に示す。エネルギー保存より、ノズル下方 z (m) における流速 v (m/s) は初速度 v_0 (m/s) を用いて $v = (v_0^2 + 2gz)^{1/2}$ で与えられ、流量一定より $d^2 v$

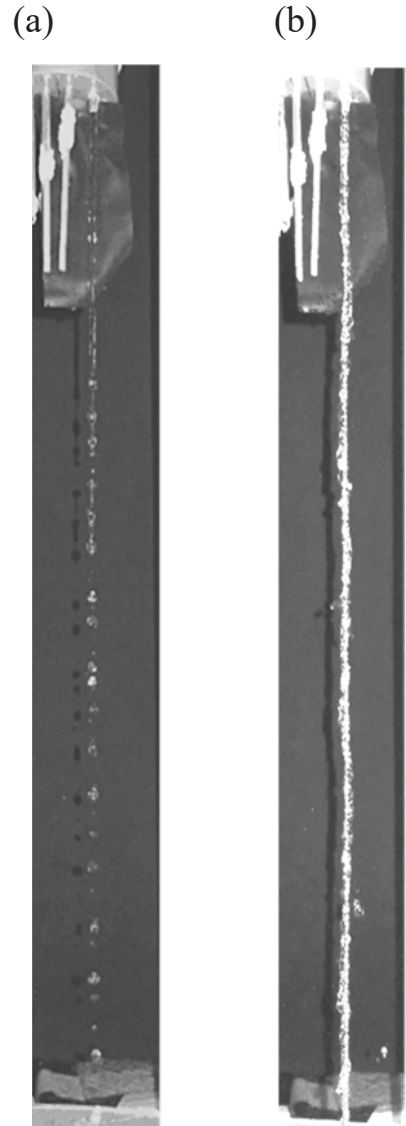


Figure 3.3.5.6-3 Typical examples of water jets (a) without chain and (b) with a chain inside the jet.

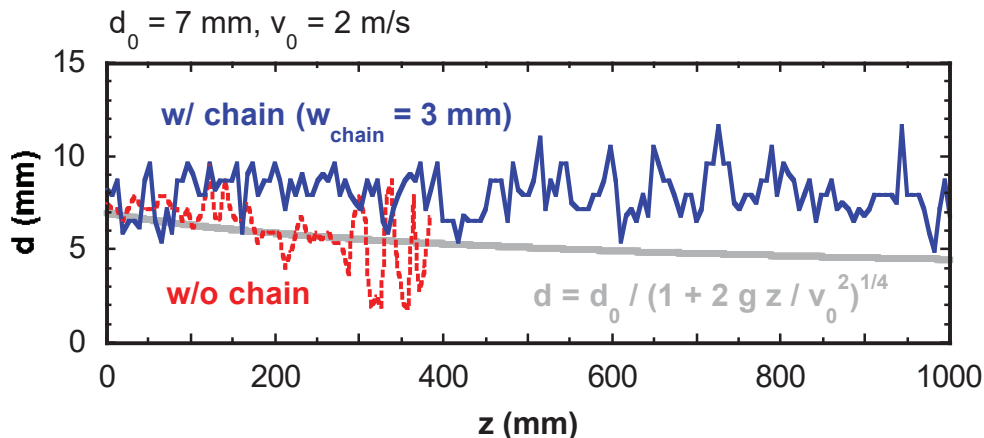


Figure 3.3.5.6-4 Distributions of the jet diameter, d , along the vertical length, z . Solid and broken lines denote the jet with and without chain, respectively. The gray thick line denotes the theoretical prediction for a free-falling jet without droplet formation.

$= d_0^2 v_0$ とすれば $d = d_0 / (1 + 2gz/v_0^2)^{1/4}$ が得られる。但し、液滴化が発生すれば流量一定の条件は外れる。図 3.3.5.6-4 では、チェーンなしの場合(破線)、少なくとも $z \sim 300$ mm 程度まではこの予測に従っていることが分かる。その後、大きく振動した後で線が途切れているのは液滴化したことを示す。これに対しチェーンありの場合(実線)、噴流直径は振動しつつもほぼ一定となる。これは同時に流速が一定となっていることも意味する。ノズルとチェーンの組み合わせを変えて実験を行い、得られた結果を図 3.3.5.6-5 に示す。同図に見られるように、ノズルの下方 ($z = 2$ m) における噴流直径は、自由落下の場合に予測される値(グレー太実線)よりも太く、かついずれの組み合わせにおいても速度が 1 m/s であるとして計算された値(破線)に近い。これは、チェーンによる摩擦と重力が相殺した結果、終端速度として約 1 m/s が得られたものと解釈できる。この終端速度は、流体の物性値や内部流体抵抗の形状、表面の性質などによって変化する。

内部流体抵抗に丸棒を用いた水噴流の安定化実験を行い、同様の条件で有限要素法解析コード ANSYS による数値シミュレーションを行ったところ、双方で得られた終端速度は良く一致した[3.3.5.6-7 – 3.3.5.6-9]。数値シミュレーションでは流速や内部流体抵抗の形状を角棒とした場合の計算も行った。これらを回帰分析することにより、終端速度のパラメータ依存性を求めた。その結果、内部流体抵抗が挿入された水噴流の終端速度は、内部流体抵抗周長の -0.26 ± 0.01 乗及び流量の 0.36 ± 0.01 乗に比例して増加するというスケールリングが得られた [3.3.5.6-6]。このス

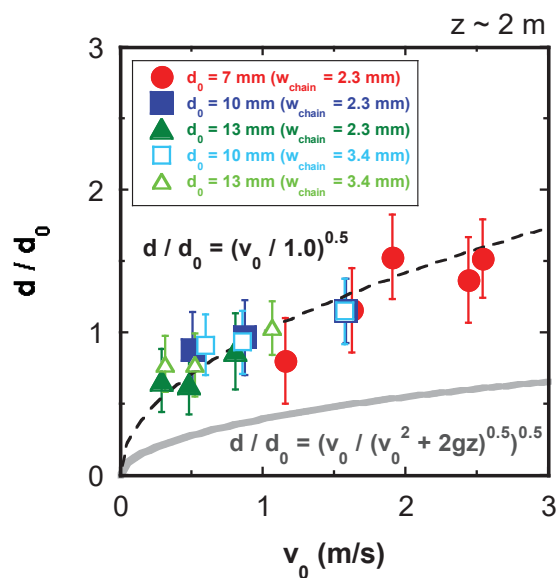


Figure 3.3.5.6-5 The jet diameter, d , measured at $z \sim 2$ m, normalized by the nozzle inner diameter, d_0 , as a function of the initial velocity, v_0 . The gray thick solid line denotes the theoretical prediction for a free-falling jet without droplet formation, while the broken line denotes the prediction with the terminal velocity of 1 m/s.



Figure 3.3.5.6-6 The solder jet bath (Tsunatori Electric Manufacturing Co., Ltd, NTD-01).

ケーリングは実験結果とも良く合っている。今後、この結果を液体金属の場合に拡張するため、実験と数値シミュレーションを行なって、様々な液体金属噴流に適用可能な終端速度のスケーリングを確立する。

REVOLVER-D においては、純スズ (Sn) の使用を前提に設計が進められている。スズの融点は 232°C であるが、共晶合金であるスズ鉛ハンダ (Sn 60% + Pb 40%) は融点が 183°C と低く、扱いやすいことから、広く用いられてきた。但し、最近では環境問題の観点から、スズの割合が 100% に近い鉛フリーハンダが主流となってきている。ハンダ付けにはハンダの噴流をプリント基板に当てるフロー方式と呼ばれる手法があり、そのための噴流ハンダ槽が小型のものから大型のものまで市販されている。以下では、連取電機製作所株式会社製の小型噴流ハンダ槽 NTD-01 (図 3.3.5.6-6) を用いて行った溶融ハンダ噴流の初期実験について述べる。

初期実験では、ハンダを槽の液面より 20 cm 程度の高さまで持ち上げてから、図 3.3.5.6-7(a) に示すビーズチェーンに沿わせて落下させ、図 3.3.5.6-7(b) のようなハンダ噴流を生成した。同図では 2 本の噴流を平行に流しているが、以下では噴流を 1 本にして行った実験の結果を述べる。

ハンダの流量は、ハンダ槽に取り付けられているインペラの回転数を変えることで制御する。インペラ回転数の設定値に対し、どの程度のハンダ流量が得られるかを校正した結果の例を図 3.3.5.6-8 に示す。この流量校正は、計量カップで一定時間噴流を受け止め、その量を測ることで行った。流量は流路の高さや内径、全体形状などにも依存するので、これらを変更する度に流量校正を行う必要がある。

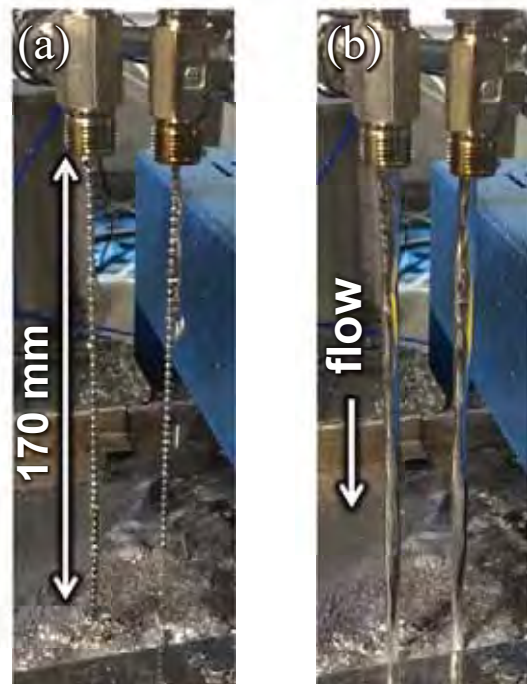


Figure 3.3.5.6-7 Photos of two ball chains (a) without fluid and (b) with molten solder of Sn60-Pb40 flowing from top to bottom.

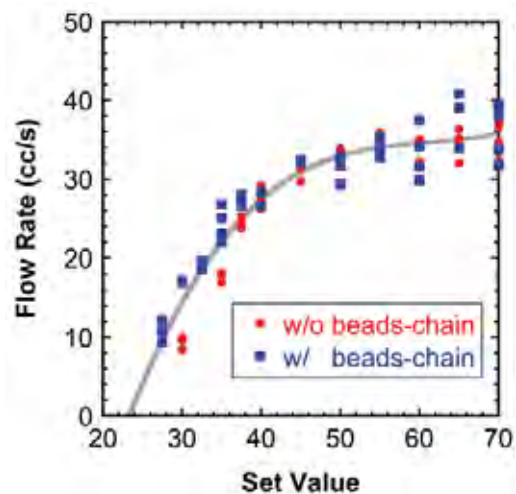


Figure 3.3.5.6-8 The molten solder flow rate of the NTD-01, as a function of the set value.

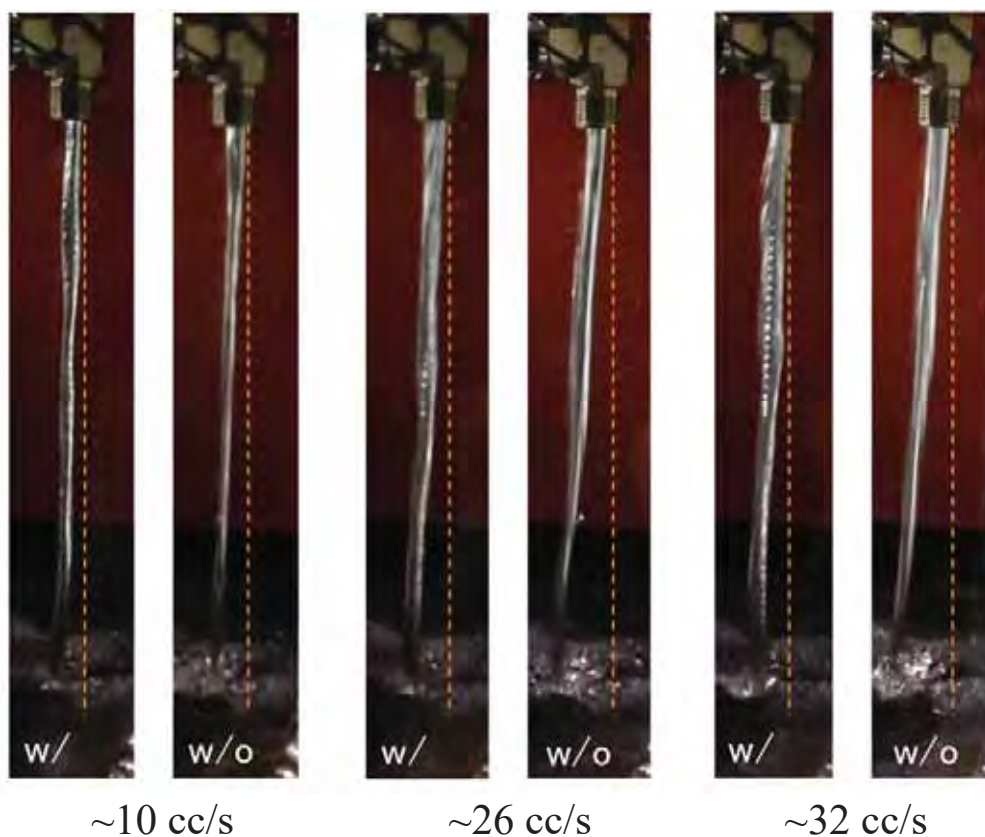


Figure 3.3.5.6-9 The molten solder jets with or without ball-chain inside. The molten solder flow rate is changed from ~10 cc/s to ~32 cc/s.

流量の異なるハンダ噴流において、自由落下させた場合とビーズチェーンに沿わせて落下させた場合とを比較する実験を行った結果の例を図 3.3.5.6-9 に示す。ノズルとして用いたスウェージロック (1/4 インチ) のティーが若干曲がって取り付けられていたため、噴流が鉛直ではなく、角度を持って落下している。自由落下の場合 (w/o chain)、その落下角度は、ハンダ流量が大きくなると増加する。ビーズチェーンに沿わせた場合 (w/ chain)、落下角度は自由落下の場合に比べて小さくなった。これはビーズチェーンによりハンダ噴流が減速されたことを示す結果である。この初期実験ではハンダの酸化が激しく、多量のハンダを交換して用いた。

液体金属の酸化を防止するためには、アルゴンや窒素などの雰囲気中で実験を行う必要がある。そこで、平成 29

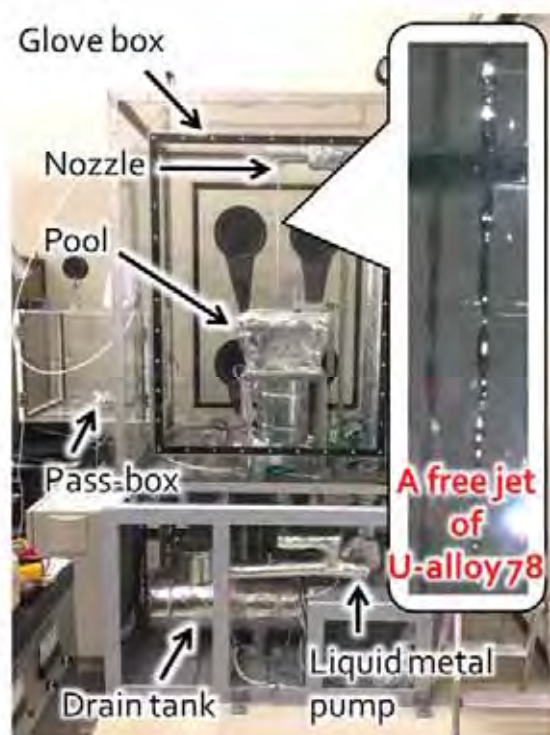


Figure 3.3.5.6-10 A large glove box equipped with the liquid metal circulation device.

年度科学研究費補助金挑戦的萌芽研究 16K14530（研究代表者：宮澤順一）、及び平成29年度科学研究費補助金若手研究(A) 16H06140（研究代表者：後藤拓也）により、図3.3.5.6-10に示すようなグローブボックスを整備した。内部をアルゴン雰囲気として、落下距離 1 m 程度の低融点液体金属噴流実験を行う。液体金属には融点が 80 °C 程度の Uアロイ 78 を用いる。2017年 10月に液体金属温度 120 °C 程度での循環試験を完了している。

磁場中で液体金属噴流にプラズマが接触すると電流が流れ、ローレンツフォースが働いて噴流が曲がるのが予想される。このような MHD 効果について調べるため、TIG アーク放電を用いた実験を計画している。その概略について、図 3.3.5.6-11 に示す。永久磁石で生成した 0.2 T 程度の磁場中に Uアロイ 78 の噴流を流し、これに数十 A 程度の TIG アーク放電を印加する。

このような MHD 実験の他、水で行ったような液体金属噴流の安定化実験、内部流体抵抗が終端速度に与える影響を調べる実験、真空中で熔融スズ噴流に TIG アーク放電を加えることによる熱負荷印加実験、水素やヘリウムなどのプラズマ照射を行い、スパッタリングや水素及びヘリウムの吸蔵について調べる実験などを計画中である。今後これらを 10 年程度のスパンで段階的に進めていく（図 3.3.5.6-12）。最終的には大型ヘリカル装置 LHD で総合実証試験を行うことで、ヘリカル核融合炉 FFHR-d1 への REVOLVER-D 適用の可否を明らかにする。

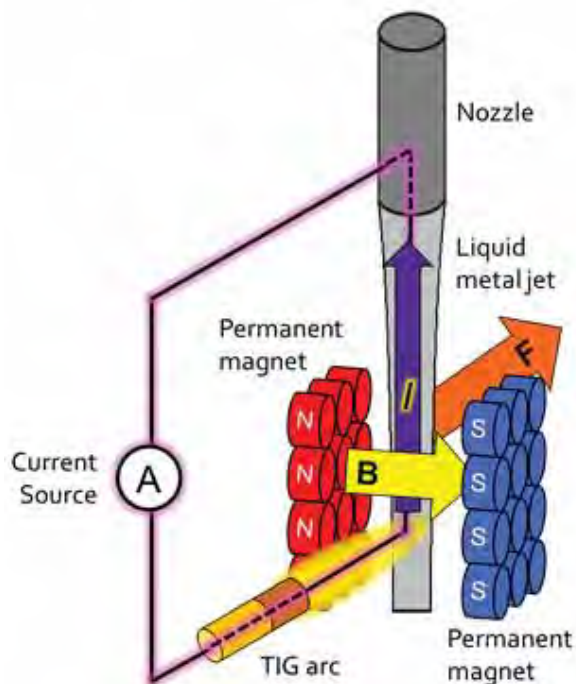


Figure 3.3.5.6-11 Schematic of the MHD experiment, where a TIG arc discharge is applied to the liquid metal jet flowing in a magnetic field generated by a set of permanent magnets.

ITER 1 st plasma													ITER DT?	
2015	2016	2017	2018	2019	2020	2021	2022	2023	2024	2025	2026	2027		
W7-X 1 st plasma	Start of D exp. in LHD			JT-60U 1 st plasma	Intermediate check & review				End of D exp. in LHD				Transition to the 4 th stage???	
Heat load														
MHD effect														
Plasma irradiation														
R&D of REVOLVER-D for LHD										Final test in LHD				

Figure 3.3.5.6-12 The R&D plan toward the final test of REVOLVER-D in LHD.

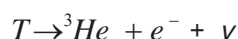
参考文献

- [3.3.5.6-1] J. Miyazawa et al., 1st IAEA Technical Meeting on Divertor Concepts, P-7 (29 Sep. - 2 Oct., 2015, IAEA Headquarter, Vienna),
<http://www-naweb.iaea.org/napc/physics/meetings/TM49934.html>.
- [3.3.5.6-2] M. Shimada, J. Miyazawa, J. Plasma Fusion Res. Vol.92 (2016) 119, in Japanese.
- [3.3.5.6-3] J. Miyazawa et al., Fusion Eng. Des. (2017) (published online).
- [3.3.5.6-4] A. Sagara, J. Plasma Fusion Res. 92 (2016) 142 (in Japanese).
- [3.3.5.6-5] F. Okino et al., Fusion Eng. Des. 87 (2012) 1014.
- [3.3.5.6-6] J. Miyazawa et al., プラズマ・核融合学会第32回年会, 24-27 Nov., 2015, Nagoya University, 25aB03.
- [3.3.5.6-7] T. Ohgo et al., プラズマ・核融合学会第32回年会, 24-27 Nov., 2015, Nagoya University, 25aB04.
- [3.3.5.6-8] T. Ohgo, 総合研究大学院大学修士論文 (2017).
- [3.3.5.6-9] T. Ohgo et al., submitted to Plasma Fusion Res.

3.3.6 水素同位体

3.3.6.1 概要

第一世代核融合炉では、重水素（D）と三重水素（T，トリチウム）を用いた核融合反応を用いる。トリチウムは、半減期 12.32 年でβ線（エネルギー：平均 5.7 keV，最大 18.6 keV）を放出する放射性物質である。トリチウムの崩壊式は次のとおりである。



自然界のトリチウムは、主に宇宙線と大気との相互作用により生成され、およそ 1 EBq（～3 kg）と見積もられている。一方、出力 3 GW の核融合炉では、およそ 0.5 kg/day のトリチウムを消費する。従って、核融合炉に必要なトリチウムを、天然資源に依存することはできない。そのため、核融合炉の実現には、トリチウム製造/増殖方法や、リチウム資源/同位体分離技術の確保、大量トリチウムの安全取り扱い、計量管理の高度化は欠かせない。これらの取扱技術は、ITER（国際熱核融合実験炉）の進展により確立されていくであろう。一方で、新しい概念を導入し、より先進的な安全性の高い手法を用いたトリチウム取扱技術の開発は肝要である。また、トリチウムは放射性物質であるため、安全取り扱いの観点から、低レベル放射能の測定技術開発は有用になる。本章では、核融合工学研究プロジェクトで進められている開発研究（大学との共同研究を含む）を概観する。

3.3.6.2 燃料回収分離

燃料循環システムは、主に排気ポンプ機器、排気ガス回収処理機器（不純物分解/水素回収）、水素同位体分離機器、燃料貯蔵機器、燃料供給機器、水処理装置から構成される。各要素機器について研究開発を進めることが重要である。ここでは、排気ガス回収処理手法、水素同位体分離手法と水処理装置開発の取り組みを述べる。

3.3.6.2-1 不純物分解/水素回収処理

ITER では、真空排気ガス処理システムとして CAPER が検討されている。CAPER は、前段部にパラジウム合金膜による分子状水素同位体の回収、次に水素同位体化合物の分解及び回収（CAPRICE）、同位体交換反応による水素同位体成分の回収（PERMCAT）の 3 要素で構成される。このシステム構成で、ITER で要求されるトリチウム除去率（DF: 107）を満たすことが報告されている。一方で、水素同位体の回収と不純物分解を同時に行うことができれば、システムの簡略化が可能となる。そのような観点から、電気化学水素ポンプ法に着目し、固体電解質を用いた水素回収システムの基礎的な研究開発を進めている。これまでに、NIFS に水素抽出評価装置を製作し、原理実証を行った。さらに、名古屋大学 杉山貴彦准教授の協力の下、トリチウム取扱施設（同位体分離実験室: ISL）に実験装置を移設して、水素及びトリチウムの回収評価を進め、真空排気ガス処理システムに適用可能であることを示した。また、高温型プロトン導電性酸化物を用いた水蒸気電解の収率向上を目的に、九州大学 松本広重教授との共同研究のもとで電極材開発を進めている。

3.3.6.2-2 低インベントリ水素同位体分離システム

核融合炉では、燃料として重水素[D]やトリチウム[T]を用いる。プラズマ中での核融合反応や、真空容器内の金属壁を介して冷却水からの軽水素[H]の混入は避けられない。従って、同位体分離システムによる軽成分分離は肝要である。水素同位体分離手法として、ITER では深冷蒸留法が検討されている。深冷蒸留法では、分子状水素同位体を凝縮温度付近 (~20 K) まで冷却し、液体-気体間の蒸発/凝縮速度の違いを利用して同位体分離を行う。蒸留塔のカラム仕様/構成を変えることで目的とする分離性能を満たすことができる。このシステムでは、分子状水素同位体を液化するため、システム内のトリチウムインベントリは比較的多くなる。一方で、水素同位体分離を気体状で行うことができれば、より少ないトリチウムインベントリで処理できる可能性がある。ここでは、低温吸着法に着目し、低インベントリで連続処理が可能なシステムの構築を目的に、圧力スウィング吸着 (PSA: Pressure Swing Adsorption) 法の基礎研究を九州大学 古藤健司准教授との共同研究のもとで進めた。PSA 法では、吸着剤と水素同位体の親和力の差や、異なる圧力条件下における水素同位体の吸着容量の差を利用して分離回収を行う。これまでの共同研究で、NIFS-PSA 装置に市販の合成ゼオライト 4A, 5A, 13X を充填して、トレーサーレベル (1%) の重水素 (D₂) ガスを対象に、その吸着特性及び繰り返し操作による濃縮/減容評価を行った。その結果、本手法により重水素が分離濃縮できる見通しを得た。一連の共同研究成果は、プラズマ・核融合学会誌の小特集として掲載された。

得られた試験結果をもとに、燃料循環システムへの適用性及び連続処理システム検討を行った。検討したシステムでは、3 塔式の吸着剤を有し、トリチウム取扱の観点から、加圧ではなく真空脱着工程を加えた。シーケンシャルに吸着/脱着/昇圧工程を移すことで、擬似的な連続処理システムとなる。本手法の実現性を検証するため、3 塔式の低温 PSA 装置: PSMAP 装置を製作した。PSMAP 装置では、吸着剤は交換可能であるが、デュワー瓶を用いた液体窒素温度のみに操作温度が対応している。現在、試験評価の準備を進めている。

3.3.6.2-3 水処理装置の開発

核融合発電施設では、核融合反応によって発生する中性子の運動エネルギーを熱エネルギーに転換して、熱交換器により蒸気を発生させる。高温の蒸気はタービン発電機に導かれ、電気動力に転換される。また、核融合炉内の高熱負荷機器は、冷却され熱交換器により除熱される。この最終除熱システムとして、水が用いられることが想定される。一方、核融合炉では燃料としてトリチウムが用いられる。トリチウムは金属との親和性が高く、高温では金属壁を介して移動する。このため、熱交換器からのトリチウム透過により、希薄なトリチウム水が生じると考えられる。また、トリチウム安全性の観点から、施設内に漏洩した場合のトリチウムの回収システムが設置される。このシステムでは、トリチウムが最終的に水の化学形態とされるため、トリチウム水が生じることになる。トリチウムは放射性同位元素であり、また希少な元素でもあるため、安全性及び燃料再利用の観点から、トリチウム水の濃縮処理が肝要である。トリチウム水処理研究は、プラズマ・核融合学会誌の小特集として掲載されてい

るので参照されたい。

トリチウム水処理研究を推進する観点から、水処理試験装置の整備を進めた。トリチウム水処理にはさまざまな手法が提案されている。ここでは、蒸留法を基本として、化学交換法による水処理装置システムを製作した。装置システムでは、分離カラムにさまざまな充填物を設置でき、水蒸留操作及び化学交換法の研究に供することができる。運転時の操作温度及び圧力条件を個別の分離カラムで、任意の値に設定することで、多様な運転条件ができるよう、システム検討を行った。長年に渡るトリチウム水処理研究の実績を有する名古屋大学 同位体分離実験室に装置を移設し、トリチウム水を用いた実験を実施する予定である。

3.3.6.2-4 新規手法による気体処理装置の開発

核融合炉では、炉心プラズマでの燃焼率が低く、排気ガスの大部分は未燃焼のままであり、組成を大きく変えない。そのため、燃料の再利用/循環システムの設置は重要である。現在、ITER で提案されている燃焼循環システムでは、20 K 以下の極低温から 700 K 以上の高温まで幅広い操作温度条件のもと、分離操作が行われる。一方、磁場閉じ込め核融合炉では、磁場発生用コイルに低温超伝導体を用いることが想定されており、施設内に大規模な低温冷却システムを有する。そこで、低温技術を利用した低温分離による気体処理手法の適用を提案し、原理実証のための試験設備の整備を進めている。低温分離装置では、4 K から 80 K までの温度範囲で、3 つの温度ステージ（~4 K, 20-30 K, 70-80 K）を有する。分離部には、カラムが設置されており、低温凝縮分離及び各種吸着剤を用いた吸着分離の基礎特性評価に供することができる。処理流量は最大 1 L/min であり、試験ガスとして 4 種類以上の気体を混合して供給できる。本装置は、不純物処理を目的としており、必ずしもトリチウムを用いる必要がないため、主に NIFS にて実験研究を実施する予定である。

3.3.6.3 トリチウム安全処理システム

トリチウムは放射性物質であるため、グローブボックスなどを用いた多重防護を適用し、適切な安全管理体制のもとで扱わなければならない。しかし、機器からの漏洩をなくすことは難しく、事故対応を含めて、グローブボックスや建屋内に拡散したトリチウムを安全に回収処理しなければならない。核融合炉は大きな建屋を必要とすることが想定され、その処理すべき体積も大きくなることが予想される。このような処理量の増大に対処すべく、先進的なトリチウム回収技術開発に取り組んでいる。また、トリチウムの利用に伴い発生する汚染材料は、汚染の程度によってトリチウムを除染し、再利用する。除染方法にはさまざまな手法が提案されているが、新たな視点に立って技術開発に取り組んでいるので、その研究進捗を紹介する。

3.3.6.3-1 低圧力損失型触媒/吸湿剤

トリチウム取扱施設では、トリチウムの安全処理系として、酸化触媒/吸着法を用いる。水素同位体としてのトリチウムを触媒により酸化し、水状トリチウムに転換して吸湿剤で回収する。市販の触媒や吸湿剤は直径数 mm の粒子状をしている。従って、

容器に充填すると流体抵抗（圧力損失）が大きくなり、大量処理が難しくなる。そこで、NIFS に触媒/吸湿剤性能評価装置を製作し、低圧力損失型触媒/吸湿剤の研究を進めている。これまでに、ハニカム形状のメタル、コーゼライト（セラミック多孔体）、SiCなどを担体に、白金もしくはパラジウムを含浸させた触媒を製作した。これらの触媒に対して、乾燥空気に水素、メタンを添加して酸化性能や水分の影響などを評価し、その結果をもとにシステムへの適用性を検討している。さらに、装置規模を拡大した中型酸化触媒試験装置をNIFSに製作し、スケールアップの影響評価を進めた。また、モレキュラーシーブをハニカム形状に成形した吸湿剤を作成し、その吸湿特性を評価した。

3.3.6.3-2 高分子膜法

3.3.6.3-1 で述べた吸着法に替えて、膜分離法によるトリチウム回収処理が提案されている。膜分離法は、消費エネルギーが少ない、連続処理が可能、故障の要因となる切替弁の使用が少ない、システムの小型化、多様な操作条件に対応できるなど、吸着法にはない特徴を有する。これまでに、水蒸気状トリチウムの回収処理を目的に、市販のポリイミド膜モジュールの特性評価を行う膜分離装置をNIFSに製作し、研究を進めた。その結果、膜分離法は吸着法と同等の性能を有することを確認した。実験研究では、高分子膜への水分収着が、気体分離性能に影響を与えることを見出している。そこで、名古屋大学 杉山貴彦准教授との共同研究を通じて、水分の影響を取り入れた非定常膜分離シミュレーションモデルを構築した。実験データとの比較を行い、設計に必要なパラメータを得ている。この研究成果を用いることで、膜分離法を用いた安全処理系の装置設計及び性能予測が可能となった。

3.3.6.3-3 システム統合のシミュレーション研究

各構成要素の開発研究と並行して、要素技術の統合を想定したシステム研究（数値シミュレーション研究）を秋田大学 故 宗像健三教授、名古屋大学 杉山貴彦准教授（3.3.6.3-2）との共同研究を通じて進めた。触媒/吸湿剤開発研究と膜分離開発研究で得られた基礎データを基に、酸化反応炉、吸着塔もしくは高分子膜を組み合わせたシステムの数値計算モデルを構築し、統合計算コードを確立した。その結果、実験研究では評価することが難しい実規模装置の性能をシミュレーションするとともに、問題点を示すことができた。

3.3.6.3-4 プラズマ燃焼法

分子状トリチウムやトリチウム化合物の酸化回収には、触媒として白金もしくはパラジウムが用いられている。これら貴金属の価格は、市場の動向に大きく左右される。また、適度な温度条件のもとで使用しなければならない。そのため、緊急時に使用するには、触媒を適切な温度に常時保温維持しておく必要がある。そこで、酸化反応炉の無貴金属触媒化を目的に、反応性ラジカルを大量に生成できる大気圧プラズマに着目し、プラズマ炎による水素/メタン酸化の可能性について研究を進めている。これまでに、長野高専（現 筑波大学）江角直道准教授が開発したマイクロ波（2.45 GHz）

を利用した小型のプラズマ源を利用し、酸素-水素雰囲気、酸素-メタン雰囲気での燃焼特性評価を実施している。比較的低電力でも、市販触媒と同等の酸化性能が得られることを見いだしている。

3.3.6.3-5 汚染物質処理法

炉材料に吸着・浸透するトリチウムの除染は、機器の保守時における安全確保、及び材料の再利用の観点から重要な課題である。材料内部/表面のトリチウム除染処理方法として、払拭法、化学除染法、ベーキング法、低圧高周波プラズマ法、レーザー脱離法、紫外線照射法などが検討されている。減圧下グロー放電洗浄法では、富山大学 研究推進機構 水素同位体科学研究センター 松山政夫名誉教授との共同研究のもとで、SUS材を対象としてトリチウムを用いた研究を進めた。また、煩雑な操作・手順を必要とせず、被除染物の形状に依存しない、二次廃棄物の発生が少ない除染方法として、大気圧高周波放電によるプラズマ化学反応の利用を検討している。現在までに、プラズマ源の設計が終了し、軽水素による大気圧プラズマの点火試験を NIFS にて進めている。

3.3.6.4 リチウム資源回収/同位体分離技術開発

核融合炉の燃料は、重水素とリチウムである。重水素は海水から取り出すことができ、地域偏在性が低い。一方、リチウムは鉱物であるため、偏在性が高い。リチウムを海水から取り出すことができれば、重水素とともに偏在性の少ない資源として活用できる。核融合炉に必要なトリチウムは、中性子とリチウムとの核反応で製造される。中性子との反応断面積を鑑みると、 ${}^6\text{Li}$ （天然存在比: 7.25%）の同位体濃縮技術は欠かせない。ここでは、リチウム回収技術及び同位体分離研究について概観する。

3.3.6.4-1 海水からのリチウム回収

海水にはリチウムが 0.1-0.2 mg/L 程度含まれおり、海水全体で 2300 億 t となる。海水からの選択的なりチウム吸着剤の開発、回収システム研究を北九州市立大学 吉塚和治教授、秋田大学（現 千葉大学）和嶋昌隆助教との共同研究のもと実施した。

3.3.6.4-2 リチウム同位体分離技術

リチウム同位体分離技術は、核兵器保有国で水銀アマルガム法が確立されている。核技術である水銀アマルガム法を用いない同位体分離技術を開発することは、平和利用を謳う核融合発電にとって重要である。これまでに、さまざまな手法が提案されているが、ここでは、新規の無機吸着樹脂開発、置換クロマトグラフィー法による分離技術開発を、長岡技術科学大学 鈴木達也教授、名古屋大学 杉山貴彦准教授との共同研究のもとで進めた。これまでに、無機吸着剤の高い分離性能に着目して、シリカをベースとしたオリジナルの吸着剤の開発や、吸着剤内の物質移動を含む置換クロマトグラフィー法による同位体分離の数値計算コード開発を行った。

3.3.6.5 水素同位体/放射能計測手法

すでに述べたように核融合炉の燃料であるトリチウムは、希少であるとともに、放射性同位元素である。また、中性子による放射化は、新たな放射性核種を生成する。従って、施設内でのトリチウム計量管理、放射線安全管理は核融合炉の実現にとって欠くことのできない技術である。ここでは、安全管理の観点から、トリチウム計測及び放射線/放射能計測手法の開発研究について述べる。

3.3.6.5-1 トリチウム排気ガスモニター

トリチウムの信号波形から、エネルギーに対応する波高値と電離の広がりを表す立ち上がり時間の情報を取り出し、空気中のラドン、トロン、宇宙線などにより発生したバックグラウンドノイズ信号から分離して検出する高感度トリチウム排気ガスモニターの開発を進めている。この方法では検出器として通気型の比例計数管を用いるが、この場合、測定試料となる空気を計数ガスに混入して検出器に送り込むため、本研究で、空気がスペクトルに与える影響を評価するとともに、影響低減の方法を提案し、有効性を確認した。また、新しいパルス信号処理手法を提案し、その機能を取り込んだシステムの整備を進めた。実験はトリチウム取り扱い施設である名古屋大学 同位体分離実験室 杉山貴彦准教授及び京都大学 アイソトープ総合センター 五十棲泰人名誉教授の協力の下で実施した。

3.3.6.5-2 トリチウム排水連続モニター

従来の排水中トリチウム濃度測定では、液体シンチレーション計数装置 (LSC) が用いられてきた。この場合、貯留槽あるいは廃液タンクなどから数 cc~数 10 cc を採水し、専用のバイアルにいれ、液体シンチレーターと混合して測定する。この試料作成と測定はバッチ処理的に行われる。1回の測定に 1 時間近く要するため、連続測定にならない。測定に伴って放射性有機廃液が発生する問題がある。この廃液は、放射性廃棄物として放射線障害防止法の規制を受けるばかりでなく、可燃性有機物として消防法の規制も受ける。また、液体シンチレーターのもうひとつの問題は、水溶解度を上げるための界面活性剤と発光スペクトルをフォトマルの感度領域に合わせるための波長変換剤など、人体や環境に好ましくない化学物質が含まれていることである。これらを解決する方法として、固体シンチレーターを用いるトリチウム排水連続モニターの開発を進めている。実験はアトックス社で実施した。現在までに基礎実験はほぼ終了し、トリチウム水連測定システムとして 10 Bq/cc の測定を実証した。今後、検出部に遮蔽体や冷却器を取り付けたシステムにより、2 Bq/cc の測定を目指している。

3.3.6.5-3 トリチウム以外の核種対応測定システムの検討

核融合炉施設の放射線作業環境測定では、トリチウムと中性子が測定の主要な対象であるが、放射化によるその他の核種も無視できない。また核融合炉施設は通常の放射線施設に比べると規模が大きく、作業環境管理測定現場と測定室や試料調整室が離れることが想定される。そこで、移動可能な放射線/放射能測定室として、モニタリン

グカードの概念設計を行った。本概念設計では、トリチウムとその他の β 、 γ 核種を対象にして、特に空気中濃度及び表面汚染密度の測定を目指してモニタリングカートを検討した。設計したモニタリングカートは、長さ：136 cm、幅：77 cm、高さ：132 cm、重量：314.5 kg、電動アシストにより、人力による移動が可能である。このシステムでは、空気中のセシウム 137 やコバルト 60 などの濃度測定には十分な能力を有しているが、ヨウ素 131 や 125 などが対象になる場合、捕集時間を長めにする必要のあることが分かった。

3.3.6.6 今後の展開

これまで、トリチウム燃料処理技術、安全処理研究、リチウム資源回収／分離技術開発、放射線管理を目的としたトリチウム測定手法、放射能測定システム、放射線教育手法について、研究開発を進めてきた。今後も継続して開発研究を実施するとともに、新しい基軸にたった開発研究を進める予定である。

4. 共同研究・共同利用の推進

大学共同利用機関である核融合科学研究所では、全国の大学等と連携して実施している「一般共同研究」、「LHD計画共同研究」、「双方向型共同研究」、国際的な核融合研究拠点として海外の研究機関と実施している国際共同研究、また、民間企業や独立行政法人等との受託研究・共同研究により、「核融合プラズマに関する学理及びその応用の研究」を推進している。本章では、核融合工学研究分野における共同研究の進展について述べる。また、これらの共同研究の、大学における研究力強化への寄与についても述べる。

4.1 国内共同研究

4.1.1 一般共同研究

核融合工学に関する一般共同研究は、主として核融合工学研究プロジェクトにおいて実施している。また、大型ヘリカル装置(LHD)計画プロジェクトでは核融合工学に関して、LHDをテストベッドとしたプラズマ・壁相互作用研究を実施している。今回報告する平成25年度から平成29年度には、毎年89～102件の共同研究を行ってきた。

4.1.1.1 核融合工学研究プロジェクト

核融合工学研究プロジェクトでは、ヘリカル型核融合エネルギー炉の概念設計、詳細設計と核融合エネルギー炉の製作に必要な工学研究を行っている。また、国内外の共同研究と協力して研究の高度化を進めるとともに、基礎となる学際領域の研究拡充を図っている。本プロジェクト研究は、(1) 炉設計研究、(2) 超伝導システム研究、(3) 炉内材料・機器研究、(4) システム・環境安全研究の4つのカテゴリの共同研究を実施している。特に、(2)～(4)では、新たに拡充した革新的エネルギー循環工学研究設備群が平成27年度より本格稼働を開始し、共同利用・共同研究が可能となった。

4.1.1.1-1 炉設計研究

本カテゴリでは、ヘリカル炉設計に関わる共同研究に加え、炉設計に深く関わる超伝導コイルの絶縁材料、ブランケットで用いる熔融塩及び液体金属流動、ダイバータ板材料及び構造、核融合プラズマ運転、などに関する共同研究を推進した。

超伝導コイルの絶縁材料については、東北大学との共同研究では、超伝導マグネットに使用する絶縁用複合材料システムの極低温引張疲労強度を理論的・実験的に評価している。特に、著しい異方性を示すガラス繊維強化プラスチックの極低温下での引張及び引張疲労等の試験を行い、極低温での破壊挙動を明らかにした。また、絶縁型センサ用の複合材料についての開発と評価を進めている。大阪大学との共同研究では、エポキシ樹脂とシアネートエステル混合樹脂をマトリックスとした複合材料に対して、室温及び液体窒素温度で雰囲気条件を変えて γ 照射を行い、より実用に近い条件における照射効果を調べた。

熔融塩流動に関しては、強磁場の影響に関する共同研究を進めている。熔融塩は強磁場中では乱流から層流への変化、それに伴う熱伝達性の低下が予想されている。山口東京

理科大との共同研究では、これまでは水酸化カリウム水溶液などの模擬流体を利用した試験を行ってきた。今後は熱・物質流動ループOrosshi-2において、熔融塩FLiNaKを3Tまでの磁場中で流動させ、ブランケットに非常に近い環境を実現して熱伝導性の変化を実測する。東北大学との共同研究では、乱流促進に有効な、流路内への物体の挿入に関する研究を行っている。熔融塩ブランケットでは中性子増倍を兼ねたベリリウム球の充填が考えられており、これまでに透明流路を用いた無磁場環境での流れ場の観察などを行ってきた。そこで得られた知見をもとに、Orosshi-2を用いて、強磁場環境での熔融塩の伝熱促進実証を目指している。また、Flibeブランケットにおける第一壁冷却及びトリチウム回収促進を両立する冷却流路構造の基礎研究も行った。大阪大学との共同研究では、ナノ粒子を溶媒へ分散させると熱容量・熱拡散性などが変化することを熔融塩へ適用する研究を行っている。ブランケット材料のフッ化物熔融塩に加え、硝酸塩系の熔融塩と炭化ケイ素のナノ粒子を利用した試験を行っている。また、九州大学との共同研究では、熔融塩ブランケット用Flinabeの水素輸送物性予測研究が行われた。

液体金属流動については、大阪大学との共同研究では、強磁場下でのリチウム鉛の熱流動に関する知見を得るため、超音波ドップラー流速計測法(UDV)をOrosshi-2ループに適用して、計測系の構築を進めた。京都大学との共同研究では、Orosshi-2ループを用い、強磁場下で屈曲管中を流れるリチウム鉛のMHD圧力損失(電磁ブレーキ効果)が流量に比例することを、世界で初めて実証した。強磁場下における液体金属の流れを予測するためには複雑な数値シミュレーションが必要となるが、この実験結果を用いてシミュレーションの正確さを検証することができる。また、核融合ブランケットのより正確な設計検討が可能となる。

ダイバータ受熱板のための新材料開発研究では東北大学との共同研究で、プラズマ対向壁用材料として最も期待されているタングステンについて、核融合炉環境における特性低下を抑制し、機器の信頼性や寿命を向上するために、熱負荷や中性子照射への優れた耐性をもつタングステン新合金の開発を進め、基本特性データを蓄積している。また、得られた材料特性データを用いて対向機器の熱構造解析を実施し、実機環境における新合金の有効性を定量的に明らかにした。ダイバータ受熱板の新構造研究では、山口東京理科大との共同研究で、一方向性の気孔構造を有するポーラス金属を用いたダイバータ除熱デバイスEVAPORON-4の冷却性能を評価するため、ポーラス銅と冷却面を機械的もしくは半田によって接合した際の沸騰・蒸発伝熱性能を評価した。その結果、一方向性のポーラス銅を用いることで高熱流束域での熱流束を大幅に向上させることに成功した。今後は、沸騰伝熱特性や流量特性を評価し、より低流量・低ポンプ動力で蒸発伝熱をさらに促進できる一方向性ポーラス体の気孔構造について検討する。

核融合炉の運転においては炉心プラズマ及び周辺機器の制御が必要だが、複数のパラメータの同時制御が求められ、アクチュエータとパラメータが必ずしも一対一対応しない、また炉内の厳しい環境のため設置可能な機器に制限がかかる、といった問題がある。東京大学との共同研究ではこれらの解決のため、多入力多出力(MIMO)システムに対する制御理論についての研究を行い、プラズマ物理モデルに基づく状態方程式を用いたPID制御シミュレーションにより、高い外乱抑圧性能と目標追従性能が得られることを確認した。東海大学との共同研究では、低温・高密度領域の熱的不安定な運転点においても、加熱と粒子供給を制御することによって安定に燃焼プラズマを維持できることを示した。また、このような高

密度運転時は、運転停止に伴う密度減少によって温度上昇が引き起こされるので、プラズマシャットダウン時の運転制御は重要な課題であるが、プラズマシャットダウン時の燃焼制御を検討し、定常燃焼時と同様に加熱と粒子供給を適切に制御することによって、安定に燃焼プラズマを停止できることを数値シミュレーションによって示した。核燃焼プラズマでは高速イオンの減速・散乱過程にクーロン散乱に加えて核力が関与した核弾性散乱の影響が現れることが予測されている。九州大学との共同研究では、LHD重水素実験で想定されている、重水素プラズマ中に水素ビームを入射した状況で形成される重水素速度分布関数上のノックオンテイルと、重水素プラズマに 6Li を僅かに添加することで得られるガンマ線の発生率のノックオンテイルの有無による変化を数値計算により求めることで、核弾性散乱効果の検証実験の可能性を示した。大阪大学との共同研究では、ダイバータについて、核融合炉における熱粒子制御の数値シミュレーションの役割に関する総合的検討がなされている。

さらに、研究所が主導して、ヘリカル型原型炉に向けた安全概念設計研究、ヘリカル核融合炉の保守交換概念設計を共同研究として進めている。

4.1.1.1-2 超伝導システム研究

核融合システムでは複数の超伝導コイルが存在し、電源から超伝導コイルまでの距離も長くなるので商用周波数の交流を複数の半導体電力変換器で直流変換し、超伝導ケーブルによる直流送電を適用する方法が現状で行われている。大阪大学との共同研究では、より大規模なシステムへの展開を想定し、商用周波数の交流を 10Hz 程度の低周波交流に変換して超伝導ケーブルで送電し、超伝導コイルの近くで直流変換する電源システムの検討を行った。

従来の NbTi 線に比べて冷却温度を高めた強磁場超伝導コイルの開発を可能にする線材として期待できるビスマス(Bi系)やイットリウム系(Y系)の高温超伝導線材に関する研究が精力的に進められている。これらは機械的ひずみ効果に敏感な線材であるため、臨界特性を劣化させないようにコイル巻線作業の工夫が必要である。特にこの問題は、複雑な巻線形状を有するヘリカルコイルにおいて重要な技術的課題となる。加えて、大電流密度特性を有するがゆえに、 10 kA を超える超伝導コイル用大電流導体を開発する際に熱的安定性を十分に確保する必要がある。そこで明治大学との共同研究では、安定化材として使用される銅を外部ジャケット構造とし、その中にY系線材を単純積層させて強磁場超伝導コイルを製作する方法の可能性について検証した。東北大学との共同研究では、核融合炉用マグネットを分割して製造し、接合により組み立てることを提案し、着脱可能な高温超伝導導体の接合方法に関する研究を進めた。東海大学との共同研究では、YBCO高温超伝導テープ線材を複数本束ねた構造で、大電流・低熱侵入の超伝導電流リードの製作とその有用性の評価を行った。テープ線材を束ねるためのホルダー構造や低抵抗接続を行う方法について研究を行った。実験は、核融合研の 30kA 電源を用いて行い、大電流送電時の偏流について研究を進めた。高温超伝導線応用については、京都大学との共同研究で、高温超伝導回転機の低温ポンプへの適用を目指し、Gd系高温超伝導テープ材と既設の珪素鋼板を組み合わせた 5 kW 級機的设计・試作及び液体窒素中における回転試験に成功した。得られたモーター特性を精査して、電磁界解析と比較することによって設計の妥当性を示した。

一方、やはり核融合炉用超伝導導体の候補である Nb_3Sn 線については、東海大との共同

研究で、CuNb合金を組み込んだ高強度線材で作製したラザフォードケーブルに引張荷重を印可した時の各素線の挙動と臨界電流を評価している。ラザフォードケーブル全体のひずみと素線のひずみとの違いを実験的に明らかにし、その挙動を評価した。物質・材料研究機構との共同研究では、高磁界Nb₃Sn線材用実用ブロンズにおけるZn添加効果について研究を進めた。

核融合原型炉用大型超伝導コイルの線材候補の1つである、耐ひずみ特性に優れたNb₃Alの開発に関しては、高エネルギー加速器研究機構との共同研究で、RHQT法Nb₃Al大型導体の大電流通電特性等の電磁気学的性能を明らかにすることを目的に、NIFSが保有する導体評価設備による大電流通電試験を通じて、Nb₃Al大型導体の試験データの取得を目指している。RHQT処理を施したNb₃Al素線28本からなるラザフォード導体及びケーブルを収納するSUS製ケースを作製した。並行して、Nb-Tiを用いたダミー導体を準備しNIFSでの通電試験を実施した。通電試験の結果、試験用電源の遮断特性は明らかとなるとともに磁場下での大電流通電で解決しなければならないいくつかの問題も明らかとなった。

MgB₂は半減期が一月未満という圧倒的に低い誘導放射化特性を有しており、将来の核融合応用が期待できる材料である。九州大学との共同研究では、更なる低誘導放射化を促進する方法として、中性子照射に対して安定なB-11(¹¹B)同位体を原料としたMgB₂線材を開発し、様々な知見を得た。MgB₂は臨界温度が39Kと高く、液体水素温度での応用が期待されている。東海大学との共同研究では、液体水素液面計や液体水素中で使われる各種センサのリード線への応用を考慮して、熱伝導率が低いステンレス鋼をシースとしたMgB₂極細径線材を作製し、線引き時の加工性ととも同線材の組織と超伝導特性について検討した。

アルミニウム・銅複合導体の熱伝導率に対するホール電流の影響評価を京都大学との共同研究で行っている。LHDヘリカルコイル導体に採用されているAl-Cu複合導体においてホール電流が熱伝導に与える影響を明らかにすることを目的として、定量評価のための実験方法とサンプル形状を検討し、さらに実験結果の予測を行った。

ITERやJT-60SA等の核融合装置に使用する超伝導マグネット用導体として、ケーブル・イン・コンジット(CIC)導体が用いられている。CIC導体は、機械的強度と電気絶縁に優れているが、多数の超伝導素線を撚り合わせた導体形状であるため、超伝導導体の性能を低下させる『偏流現象』が発生しやすい。上智大学との共同研究では、『偏流現象』のメカニズムを定量的に解明し、FFHRでの使用を目指して、高い安定性を可能にするCIC導体の開発に取り組んでいる。また、JT-60SAの中心ソレノイド(CS)の安定性評価のため、CSモデルコイルを用いた共振特性試験を行った。その結果をもとに解析モデルを作成し、CSのターン間及び層間の共振特性と導体間電圧の関係性を評価した。

基礎実験研究として、名古屋大との共同研究で、超流動ヘリウム中の高密度量子化渦を伴う熱対向流現象を明らかにするため、固体水素粒子をトレーサとして可視化実験を行った。

高エネルギー加速器研究機構との共同研究では、4K空間として約φ200x250mmの大空間を有し、材料の物性測定のみならず様々なサンプルに対応できるパルス管冷凍機付きクライオスタットを、同機構から核融合研に移設し、アニールから極低温測定までを一貫して行えるように整備し、高純度タングステンやアルミニウムに対してアニール、熱伝導率測定を行った。

秋田高専との共同研究では、多孔金属によってランダムな狭小流路空間中の液体窒素中の沸騰を、光学可視化窓付きクライオスタットを用いて、ハイスピードカメラによる可視化と温度計測を同時に行った。多孔質金属においては核沸騰領域が拡大し、なだらかな膜沸騰領域への遷移という多孔質金属特有の沸騰様相を明らかにすることができた。可視化結果においても、核沸騰—膜沸騰遷移が不明確であり弁別し難いことも明らかになった。

4.1.1.1-3 炉内材料・機器研究

ブランケット、ダイバータのための材料研究、水素同位体蓄積や透過研究、原子分子過程に関する研究などが行われている。

遮蔽ブランケットについては、産業技術総合研究所との共同研究で、遮蔽ブランケット材料の候補である炭化ホウ素の熱物性に関するデータを得た。大阪大との共同研究では、遮蔽体材料としてジルコニウム水素化物及びチタン水素化物に注目し、大型遮蔽体の製作手法、重量密度の最大化、熱伝導率の向上及び核融合炉環境における水素の保持特性等に関する研究を行った。

増殖ブランケットについては、液体金属及び熔融塩方式による実現に向けて、MHD による液体金属の圧損や透過による水素漏洩の抑制のため、ブランケットの流動配管等の表面や内面に酸化物を被覆することを検討してきている。富山大との共同研究では、有機金属化学蒸着法(MOCVD)による酸化エルビウム被膜の微視的構造への照射影響や、多重参加被覆層の密着性と界面億像の相関などの研究が進んだ。酸化被膜の形成・成長機構を応用して自己修復機能を有する機能被覆界面構造を開発することにより、機能性被膜の長寿命化を目指した東海大との研究では、金属イットリウム(Y)やジルコニウム(Zr)等の表面に形成される酸化被膜を対象として、自己修復性を有する酸化被膜界面構造に関する研究を実施した。静岡大との共同研究では、国際的に水素透過測定手法の統一を図ることを目的とし、実効的なトリチウム透過量の測定手法の確立を目指した研究を進めた。東北大との共同研究では、液体金属ブランケットにおけるMHD圧力損失の低減のため、流路の四面の壁の内、第一壁側を除く三面に電気絶縁層と金属層を形成する三面複層コーティング流路について研究を進め、Oroshi-2ループでの実証実験を目指している。

核融合炉ブランケット材料の最表面領域は、荷電粒子や核融合中性子の照射を複合的に被るため、その機械的特性の劣化がコンポーネント全体の寿命を決定し得るが、照射下における機械的特性の変化の影響については十分に調査されていない。そこで、京都大学との共同研究においては、鉄鋼材料研究において考案した表面強度特性評価モデルに基づくナノインデンテーション法により、イオン照射したバナジウム合金等の核融合炉材料における最表面領域の機械的特性の変化を定量的に評価した。

構造材料に関する研究では、東北大との共同研究で、酸化物分散強化鋼の、機械的化學的特性に関する研究を進めた。また、SiC/SiC複合材料について、微小平滑丸棒型試験

片を用いた疲労試験技術を用いた研究を行った。カリフォルニア大学サンタバーバラ校との共同研究では、低放射化バナジウム合金の特性試験のため、微小試験片を用いた破壊靱性評価におけるサイズ効果補正に関する研究を行った。

ダイバータ材料については、受熱板及びヒートシンクについて、開発研究を行っている。東北大との共同研究では、平成29年度からは、高靱性タングステンTFGR製造時のメカニカルアロイング雰囲気及び微細構造に与える影響に関する高エネルギー加速器研究機構との共同研究を開始した。また、ヒートシンクについて、核融合研で試作しているメカニカルアロイング(MA)と高温静水圧プレス(HIP)による新しい酸化物分散強化銅合金について、微細構造に注目し、分散強化銅の代表格であるGridcopと比較することで、MA-HIP法で製作する分散強化銅合金の特性改善を目指した研究を行っている。

ダイバータ受熱板構造については、東北大との共同研究で、第二相分散や合金化により優れた特性を発現する先進タングステン材料と銅材による接合体を開発し、FFHRダイバータへの適用性を明らかにする研究を行っている。

この他、原子・分子データに関しては、東京工大との共同研究で、タングステン及び周辺高Z元素の原子分子データベースのアップデートが行われている。プラズマ対向壁のその場計測法開発が、島根大学との共同研究で行われた。また、金属堆積層への水素同位体蓄積研究が九州大との間で進められるなどしている。

4.1.1.1-4 システム・環境安全研究

水素同位体分離について、九州大、富山大との共同研究を進めた。また、平成29年度からは弓削商船高専との共同研究も開始した。九州大との共同研究では、核融合炉排ガス処理への応用を念頭に、圧カスイング吸着法による水素同位体分離システムの開発研究を進めた。また、やはり九州大との共同研究で、プロトン伝導性酸化物を用いた水素同位体分離に関して研究が進んだ。プロトン伝導性酸化物は ABO_3 型のペロブスカイト型酸化物を母体として、構成金属(AやB)の一部を低原子価のドーパントカチオンで置換したものであり、 600°C 程度での作動に適した固体電解質である。水素イオンを伝導種とすることから、これを利用して水素を水素ポンプ、水蒸気電解などの形態で水素を分離・輸送することが可能である。また検出器に利用することもできる。富山大との共同研究では、より簡便かつ安価な分離技術の開発を目指し、多孔体材料が有する細孔を利用する「分子篩い」能を利用するための材料開発として、多孔質ポリマー担持白金触媒に関する研究が進展した。また、液中プラズマを利用した水素同位体分離に関する共同研究が、弓削商船高専との間で始まっている。

核融合炉においてトリチウムを生成するために必要な、リチウム6の同位体濃縮のため、長岡技術科学大との共同研究で、イオン交換によるリチウム同位体分離に関する研究を進めた。イオン交換によるリチウム同位体分離技術は、装置が簡便であり、用いる薬剤なども安価なものが多く、比較的安価に大量の濃縮リチウム6を製造できる可能性がある。本研究では工学的に成立する分離システム構築のため、イオン交換によるリチウム同位体分離に関する基礎的なデータの収集を行った。

現在トリチウム回収のために用いられている、貴金属触媒による触媒酸化と吸着法を組み合わせた手法は、核融合炉におけるトリチウム回収のために必要な大風量処理への適用性

や、触媒や吸着材の加熱の効率化等が課題である。長野高専との共同研究では、貴金属触媒に替えて、高い反応性を有する大気圧プラズマ反応場を用いたトリチウム回収装置の開発を目指し、大気圧プラズマによるトリチウムを含む炭化水素の燃焼反応過程の解明を目的とする研究を進めた。

核融合炉におけるプラズマ対向材料候補の一つであるタングステンは高融点金属であるが、トカマク装置におけるELMやディスラプション時に熔融し、壁材料の急速な劣化損耗や液滴が飛散する可能性がある。タングステン熔融時の挙動を調べるため、CT入射技術を使ったパルス高熱負荷照射によるタングステン熔融層の生成実験研究を、核融合研のプラズマガンSPICA装置を用いて兵庫県立大との共同研究で行った。

4.1.1.2 LHD 計画プロジェクト

LHD計画プロジェクトでは、核融合炉工学に関係しては、毎年20件程度の共同研究を実施している。その内容は主として、LHD真空容器内に設置する材料試料を用いた共同研究、ダストに関する共同研究、LHDの高温プラズマを用いた原子・分子過程に関する共同研究などの、LHDをテストベッドとして用いた研究の他、重水素実験に関係した環境放射線に関する研究などがある。

材料試料には、実験サイクルの間、真空容器の中に設置している長期設置試料と、試料駆動装置を用いて、実験条件を限定して真空容器内に挿入する挿入試料がある。これらの試料について、水素やヘリウムの蓄積や、表面微細構造、表面堆積層の分析を行い、LHDにおける真空容器内材料の移動、水素・ヘリウムの壁内蓄積やリサイクリング挙動の理解を行おうとしている。長期設置試料を用いた研究では、北海道大、富山大学、静岡大、名古屋大、大阪大、島根大、九州大と、ネットワーク型共同研究を実施した。共通の試料をLHDに設置して、各大学の特色ある分析装置で試料分析を行うというものである。また、挿入試料を用いた共同研究を、カリフォルニア大学サンディエゴ校、室蘭工大、静岡大、名古屋大と実施した。

ダストの分析では、大同大学、京都工芸繊維大とプラズマ実験中のダストの観測に関する共同研究を実施した。また九州大学と、電極を用いたダスト制御及びダストモニタリングに関する共同研究を行った。

原子・分子過程に関しては、上智大学、国立天文台、宇宙航空研究開発機構との共同研究を実施され、太陽における鉄の発光研究への応用などが行われた。

環境放射線に関する研究では、琉球大学と、日本の環境トリチウム・ラドン濃度の地域的及び季節的変化の評価を行っている。

4.1.2 LHD 計画共同研究

LHD計画共同研究は、大学等で育まれている各種の研究、萌芽的研究、技術等をLHD実験に適用・集約するため、大学等で先行して研究・開発するための共同研究である。炉工学分野での共同研究は、LHDひいては将来の炉に向けた共同研究も実施している。研究期間は最大3年間であり、一般共同研究など他の共同研究に比べて大きな予算を使った研究ができる。

プラズマ・壁相互作用に関しては、その場分析に関する共同研究を進めた。島根大学とは、プラズマ対向壁表面の反射率の変化を用いて表面状態の変化をその場観測する手法の共同研究を実施した。また、レーザー誘起放電分光法(LIBS)を用いたプラズマ対向壁表面堆積層・水素蓄積のその場分析法の共同研究を、カリフォルニア大学サンディエゴ校、金沢大学と進めた。また、ダイバータ熱負荷低減のための、不純物ガス入射による非接触ダイバータ運転時のプラズマ・壁相互作用について、北海道大と実験室実験による共同研究を実施した。水素同位体の壁中への蓄積に関して、LHDの重水素実験に対応するため、全水素同位体対応の昇温脱離分析手法の開発を、静岡大との共同研究で実施した。また、富山大との共同研究で、LHDのプラズマ対向壁中のトリチウム除去に関する研究を行った。また、将来の炉環境において中性子照射を受けたプラズマ対向材料への水素同位体蓄積について大阪大との共同研究を進めた、また、名古屋大との間で、照射材へのプラズマ追照射及び昇温脱離分析が可能な装置の開発を行い、東北大学金属材料研究所附属量子エネルギー材料科学国際研究センターに設置した。

真空容器内機器開発に関しては、京都大との共同研究で、ヘリカル型核融合炉ダイバータの熱粒子負荷変換機器としての基礎工学研究を実施した。冷却材で熱流束を受けつつ粒子負荷を受けるエネルギー変換装置としてのダイバータ開発と、水素同位体とダイバータの相互作用についての工学的基礎過程の研究を進めた。また、ヘリカル炉ダイバータ用耐照射性ナノ粒子分散銅合金の開発も行っている。LHDへの適用を目的としたタングステン被覆炭素ダイバータ板の開発を、富山大との共同研究で実施した。また、東北大との共同研究で、核融合炉の中性子照射環境に対応した高熱流束機器用タングステン材料の開発と製造を目指した研究を実施した。ブランケットについては、京都大等と、IFMIF-EVEDA事業において核融合研、大学から多くの貢献をした液体リチウムターゲットの開発での経験を、液体リチウムだけでなく、リチウム鉛や熔融塩などとも比較し、液体ブランケット体系化研究に展開して行くことを目的とした共同研究を実施した。さらに京都大とは、強磁場下で局所表面加熱された液体金属液膜流の効率的除熱方法の提案とOroshhi-2による実証を目指した共同研究を実施した。ブランケットについては東海大学、東京工業大学との共同研究で、液体型トリチウム増殖ブランケットの熱交換器の界面構造として、伝熱性能に影響しない範囲でトリチウムの透過抑制を可能とする厚膜酸化被膜構造について研究を実施した。

超伝導研究に関しては、明治大学と、高磁場先進超伝導ヘリカル巻線の開発研究を行った。また、上智大学とは、Nb₃Sn線CIC導体の熱処理後のヘリカル巻き線への適用性検討研究を実施した。

原子・分子過程に関する共同研究では、新潟大と、タングステン多価イオンと水素原子衝突における電荷交換反応断面積の絶対値測定に関する研究を実施した。また、東邦大と、重水素置換分子の解離反応における同位体効果に関する研究を進めた。

トリチウム取り扱い技術に関する研究では、ヘリカル原型炉システム設計を目指したトリチウム輸送ダイナミクスの解明研究を静岡大と実施し、核融合炉における燃料循環のシステム研究を目的として、水素同位体分離工程を除く、供給-PSI-排気-精製-貯蔵の循環工程を模擬する実験装置を整備した。この装置に微量のトリチウムを導入し、水素同位体リサイクリングや、循環システムの時定数、トリチウム移行挙動に関する基礎的な知見を得ることができた。名古屋大との共同研究では、原型炉燃料サイクルを目指した水素同位体分離技術の開発

を実施し、水素同位体分離技術(水処理技術)の一つである水-水素化学交換法で必要な疎水性白金触媒の独自調製に成功するとともに、二重温度二重圧力型の実験装置を整備した。

トリチウムの生体への影響に関する共同研究も実施している。広島大学との共同研究では、低濃度トリチウム及び低線量放射線の生物影響解明を目指した研究を実施した。これまでに開発した低線量・低線量率放射線影響を高感度に検出する実験系を用い、低線量内部被ばくによる放射線生物影響を評価するために個体レベル・細胞レベル・分子レベルにおける基礎データを取得し、その検討を行った。九州大との共同研究では、植物有機結合型トリチウム(OBT)を組み込んだ環境トリチウム移行挙動モデルに関する研究を行い、環境においてトリチウムの蓄積部となる有機結合型トリチウム(OBT)に着目し、陸域環境に放出されたトリチウムのOBTを含めた移行挙動モデルを構築するとともに、実際の環境試料の分析を行い、その評価を行った。

4.1.3 双方向型共同研究

双方向型共同研究は、研究センターが有する研究環境を利用し、各センターと核融合研間相互、及び他大学等から各センターへの参加により行う型の共同研究である。平成29年度現在、筑波大学プラズマ研究センター(GAMMA10/PDX)、京都大学エネルギー理工学研究所エネルギー複合機構研究センター(Heliotron J)、大阪大学レーザー科学研究所(激光XII号)、九州大学応用力学研究所高温プラズマ理工学研究センター(QUEST)と、核融合に関連する富山大学研究推進機構水素同位体科学センターの5つのセンターが参画している。また、東北大学金属材料研究所附属量子エネルギー材料科学国際研究センターとも双方向型共同研究を進めて来たが、平成28年度からは研究機関間の契約に基づき共同研究を継続している。

核融合炉工学に関連して、筑波大学プラズマ研究センターではタンデムミラー型装置GAMMA10において、SOLからダイバータに至るプラズマを模擬した境界プラズマ研究を主たる柱とした研究を進めている。GAMMA10エンド部に、閉ダイバータ構造を模擬したDモジュールを設置し、ダイバータ模擬研究や材料照射を含むプラズマ・壁相互作用研究を推進している。京都大学エネルギー理工学研究所エネルギー複合機構研究センターでは、Heliotron Jにおいて、周辺プラズマ物理、プラズマ・壁相互作用研究を進めている。大阪大学レーザー科学研究所では、レーザー核融合炉第一壁に適用が検討されている液体金属壁の熱流動特性に関する基礎研究、落下液体膜ブランケットにおけるトリチウム回収に関する研究を行っている。九州大学応用力学研究所高温プラズマ理工学研究センターでは、全金属球状トカマク装置QUESTにおいて第一壁に材料試料を設置して堆積層形成を調べるプラズマ・壁相互作用研究が行われている。富山大学研究推進機構水素同位体科学センターでは、トリチウム取り扱い設備を利用したプラズマ対向材における水素及び水素同位体の挙動に関する研究を進めている。東北大学金属材料研究所附属量子エネルギー材料科学国際研究センターでは核融合炉材料の中性子照射効果の基礎研究を進めている。

4.1.4 民間、独立行政法人等との共同研究

炉工学関係では、平成25年度から平成29年度に、民間との共同研究を4件から7件、量

子科学技術研究開発機構(前日本原子力研究開発機構)などの独立行政法人との共同研究を14件から29件、ITER機構との共同研究を1、2件行っている。共同研究の内容は、民間との共同研究では超伝導、マイクロ波応用、材料開発が行われている。独立行政法人では、量子科学技術研究開発機構との共同研究が最も多く、内容は超伝導コイルに関する研究、構造材料に関する研究、プラズマ・壁相互作用に関する研究などを行っている。この他独立行政法人では、物質・材料研究機構、理化学研究所、宇宙航空研究開発機構、科学技術振興機構との共同研究を実施している。

4.2 大学の研究発展への寄与

核融合工学研究プロジェクトには多くの大学の研究者が参画し、様々な課題の共同研究が行われ、成果を挙げてきている。本節では、本プロジェクトに関わる研究が大学の研究発展へどのように貢献しているかをまとめる。

平成 25～29 年度の共同研究のうち、本プロジェクトに関連するものは毎年度、平均で約 130 課題行われている。研究所外の研究者又は学生が第1著者となっている国際会議発表、国内学会発表、査読付き論文、その他の著作物の年次変化を図 4.2-1 に示す。国際会議発表が平均 39 件、国内学会発表が平均 30 件、査読付き論文が平均 41 篇、その他の著作物が平均 6 篇となっており、多くの結果発表が行われていることが分かる。

学会発表や査読付き論文以外の研究活動に関する状況については、平成 25～29 年度の全所外共同研究代表者約 160 名に対し、核融合工学プロジェクトの共同研究に関連した外部資金の獲得状況、学会賞等受賞状況、学生教育への貢献に関して、アンケート調査を行い 48 名から回答をいただいた(回答率 30%)。その結果を次に示す。

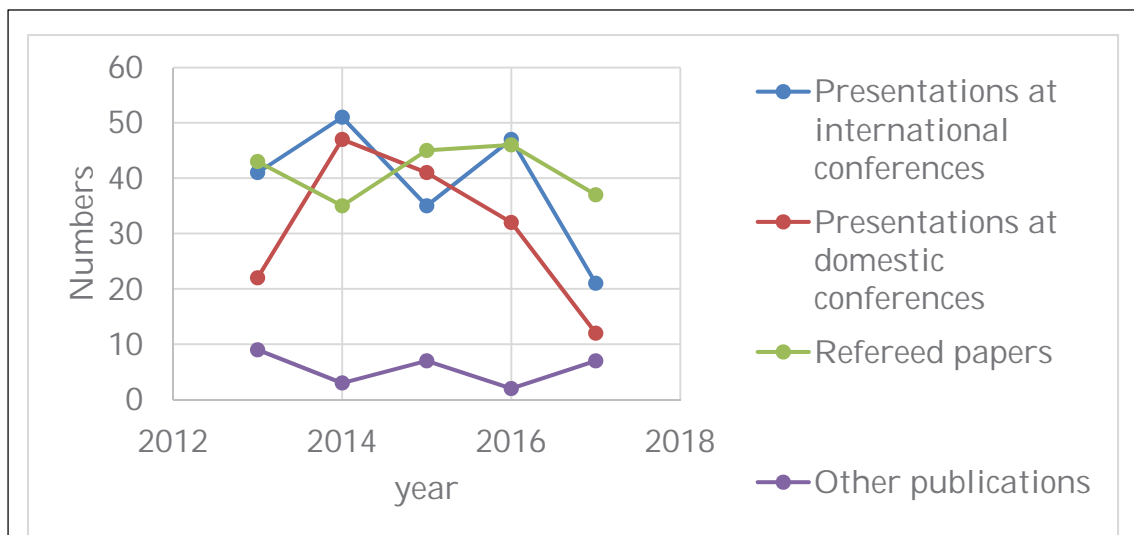


Figure 4.2-1 Annual numbers for presentations at international conferences, presentations at domestic conferences, refereed papers, and other publications by the researchers who belong to universities and other institutions except NIFS as the first author.

外部資金獲得に関しては、図 4.2-2 に示すように、獲得数は科学研究費補助金の基盤研究 A, B, C と萌芽研究がそれぞれ高い水準を示し、研究費の獲得に貢献していることが分かる。基盤研究 S や新学術領域といった大型の研究費獲得にも貢献している。挑戦的研究(開拓)や若手 A や財団関係の資金獲得も見られる。回答率を勘案すると、実際はもっと多いものと考えられる。

図 4.2-3 には、核融合工学プロジェクトに関する研究成果に対

する学会賞等の受賞数を示す。毎年一定数の受賞数があり、特に平成 28 年度は 19 件と目覚ましい成果を挙げたことが分かる。これらの賞は、プラズマ・核融合学会や原子力学会のほか、低温工学・超伝導学会、American Nuclear Society などにおける、優秀発表賞やポスター賞、学術奨励賞といった若手の研究を奨励するものが多く、若手研究者育成にも貢献していることが分かる。

また、核融合工学プロジェクトの学生教育への貢献を測るものとして、本プロジェクトの研究内容と関係した課題による学部生の卒業研究や学士論文、修士論文、博士論文の数の年次変化を図 4.2-4 に示す。16 大学において、図に示すような研究課題により、学士や修士、博士の学位授与に貢献したことが分かる。特に、修士論文の数が多いことは特筆すべきことであり、人材育成へ貢献していることが分かる。

以上により、核融合工学研究プロジェクトに関連する共同研究が、大学の研究の活性化及び人材育成に大きく貢献していることが分かる。

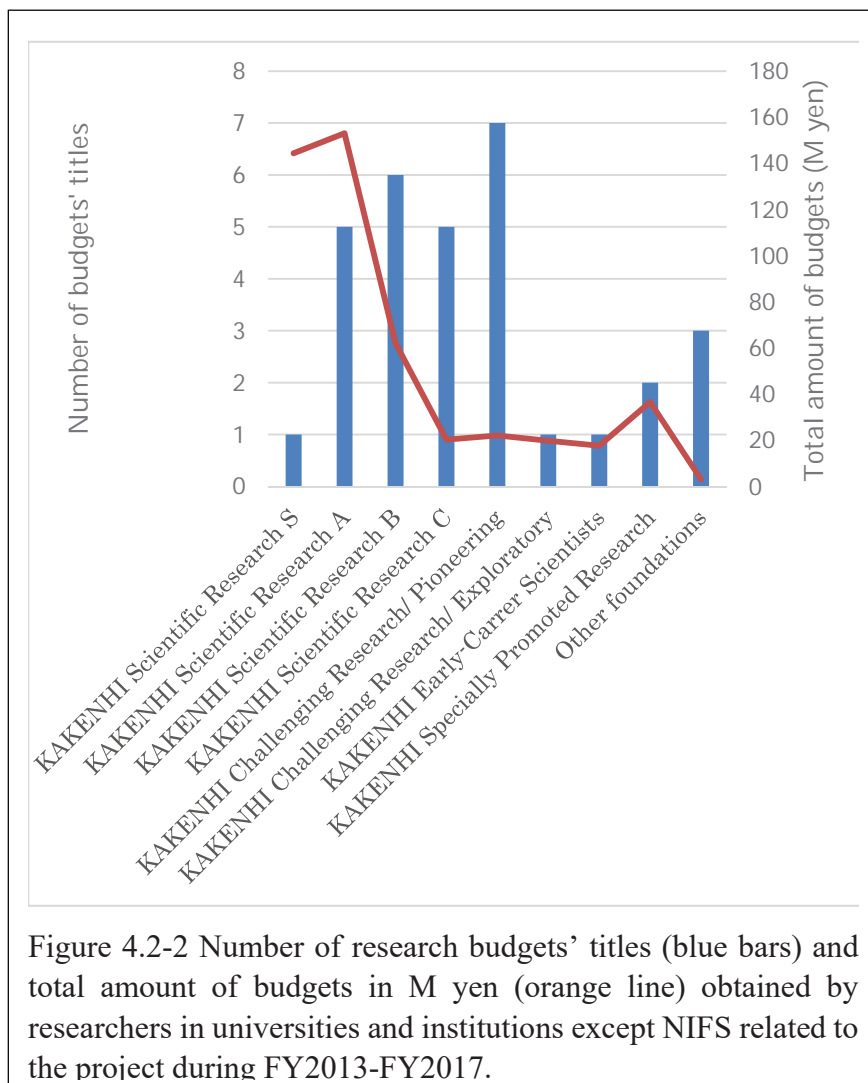


Figure 4.2-2 Number of research budgets' titles (blue bars) and total amount of budgets in M yen (orange line) obtained by researchers in universities and institutions except NIFS related to the project during FY2013-FY2017.

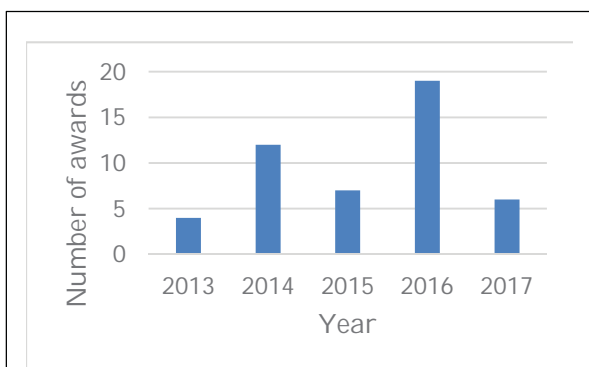


Figure 4.2-3 Number of awards given to researchers in universities and institutions except NIFS for researches related to the project.

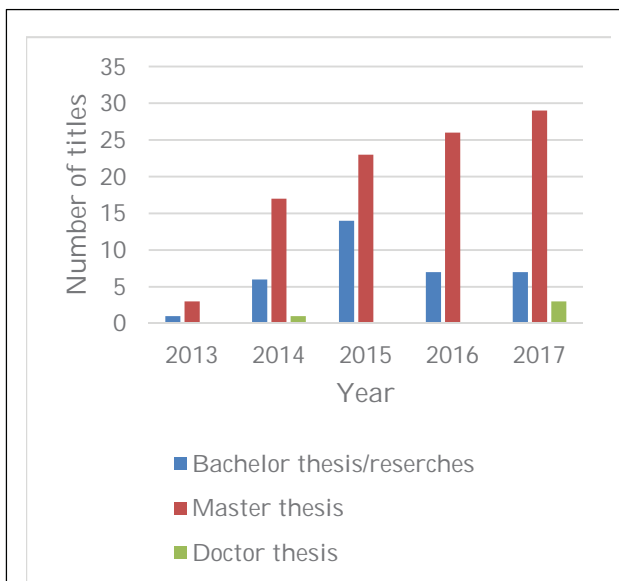


Figure 4.2-4 Number of titles for bachelor thesis / researches (blue), master thesis (orange), and doctor thesis (gray) on researches related to the project for university students.

4.3 国際共同研究

4.3.1. 日米協力事業との連携

日米協力事業の中で核融合工学プロジェクトと関連が深いのは、共同計画(Joint Planning Program)の中の核融合炉工学(Fusion Technology)分野、及び共同プロジェクト(Joint Project)である。

共同計画は「日米両国でそれぞれ実験研究が行われ、互いに相補的な内容をもつテーマについて交流を盛んにし、協力して研究計画を進めようとするもの」と定義され、日本又は米国で行われる「ワークショップ」と日本から米国、又は米国から日本への「研究者派遣」が毎年実施されている。ワークショップについては、特定のテーマについて一定間隔で開催される場合が多い。核融合工学分野で本プロジェクトと関連の深いワークショップとして以下が挙げられる。

1. 核融合動力炉設計と関連先進炉工学技術に関するワークショップ

長年米国 ARIES 炉設計プログラムとの協力ではほぼ毎年ワークショップを開き、日米の動力炉設計に関する情報・意見交換を行ってきた。本プロジェクトからもヘリカル炉設計に関する情報・意見交換を中心に積極的に参加してきた。特に ARIES-CS(Compact Stellarator)とのヘリカル型動力炉に関する情報交換は、双方の設計研究に大きな影響を与えた。最近では、アメリカのプログラムの変更に伴い、FNSF(Fusion Nuclear Science Facility)の開発に

重点を置いた設計・R&D 計画との相互交流が中心となっている。喫緊のワークショップ(2017.3.27-29、NIFS)においては、液体ダイバータに重点を置くプログラムを構成した。

2. 核融合炉における熱除去とプラズマ・壁相互作用

ダイバータを中心とした高熱流束機器に関する課題とプラズマ・壁相互作用に関する課題を取り上げるワークショップをほぼ交互に開き、日米の情報交換を進めている。本プロジェクトからは、LHDにおけるマテリアルプローブ試験やプラズマ対向機器・材料の熱負荷試験、材料開発、液体ダイバータ、などの話題を提供し、意見交換を行っている。

研究者派遣としては、最近ではプリンストンプラズマ物理研究所における液体金属試験装置(LMX)を用いたMHD流の伝熱促進試験、カリフォルニア大学サンディエゴ校の直線型プラズマ発生装置PISCESを用いた高密度プラズマ照射実験、マサチューセッツ工科大学との高温超伝導線材を用いた大電流導体の設計製作などが行われている。これらは、本プロジェクトにおける液体金属ブランケット・ダイバータ試験、プラズマ・壁相互作用試験、超伝導導体の試作評価試験とそれぞれ連携して進められている。

共同プロジェクトとしては、平成25年度から開始したPHENIX (PFC Evaluation by tritium Plasma, Heat, Neutron Irradiation eXperiment) 計画が進められている[4.3-1]。この計画は、ガス冷却タングステンプラズマ対向機器を主なターゲットとし、照射・熱負荷特性、熱流応答、トリチウム挙動(中性子照射効果含む)などを明らかにするものである。本プロジェクトからの寄与として以下があげられる。

1. 東北大学との共同研究により、延性と耐照射性に優れると期待される種々のタングステン合金を試作し、強度特性、接合特性などを評価してきた。PHENIX計画において、この素材をオークリッジ国立研究所のHFIRを用いた中性子照射を進めつつあり、照射特性とトリチウム挙動及びトリチウム挙動に及ぼす中性子照射効果の研究を進める予定である。図4.3.1-1に照射用に加工した試料とそれを装填したHFIR照射キャプセルを示す。



Figure 4.3.1-1 W alloy samples fabricated by NIFS collaborations and HFIR irradiation capsules.

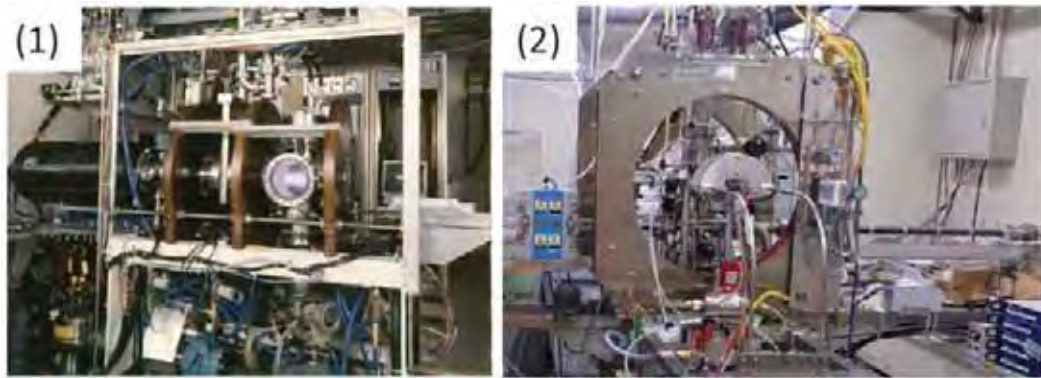


Figure 4.3.1-2 (1) Tritium Plasma Experiment (TPE) in Idaho National Laboratory (INL), and (2) A linear plasma irradiation device installed at Oarai Hot Laboratory of Tohoku University by NIFS-Tohoku U.-Nagoya U. collaboration.

2. 中性子照射においては、核変換を抑えるために熱中性子遮蔽を行う必要がある。この照射キャプセルの核設計に、ヘリカル炉核設計の手法を適用し、寄与している。
3. トリチウムを含むプラズマを中性子照射したタングステン合金に曝露し、トリチウムの滞留及び透過を求める試験がアイダホ国立研究所TPE (Tritium Plasma Experiment)で進みつつあるが、その比較試験として、双方向型共同研究及びLHD計画共同研究により、東北大学大洗センターに導入した直線型プラズマ照射試験装置を用いた、中性子照射材の水素プラズマ曝露試験が進められている。これら2つの装置を図4.3.1-2 に示す。
4. オークリッジ国立研究所で中性子照射材のアークランプによる熱負荷試験を計画しているが、その比較試験が核融合科学研究所の電子ビーム熱負荷試験装置ACT2を用いて進められている。

日米共同プロジェクトと本プロジェクトとの関係で特筆すべき例として、日米共同プロジェクトの終了後、その経験を生かした発展が本プロジェクトで進められている研究が挙げられる。具体的には、PHENIX計画の前計画であるTITAN (Tritium Irradiation and Thermofluid for America and Nippon) (平成19-24年度)計画[4.3-2]における、液体Li-Pb熱流動試験がその例である。TITAN計画においては、カリフォルニア大学ロサンゼルス校に設置されたMTOR (Magneto-Thermofluid Omnibus Research) において液体増殖候補材であるLi-Pb合金の磁場下の熱流動特性、伝熱特性の試験が行われた。この中で、電気ポテンシャルプローブを用いた流量計測、ドップラー法による流速分布計測、不活性カバーガスを用いた差圧系によるMHD圧損測定、などの技術開発を行った。TITAN計画終了後、本プロジェクトにおいて熱・物質流動ループ装置Oroshhi-2を用いた、より強い磁場強度とより広い磁場領域、より広い流速範囲における、屈曲配管などより複雑な形状の流路の、MHD圧損、流速分布、流量測定試験へと発展している。図4.3.1-3 にMTORとOroshhi-2の全景と試験部を示す。

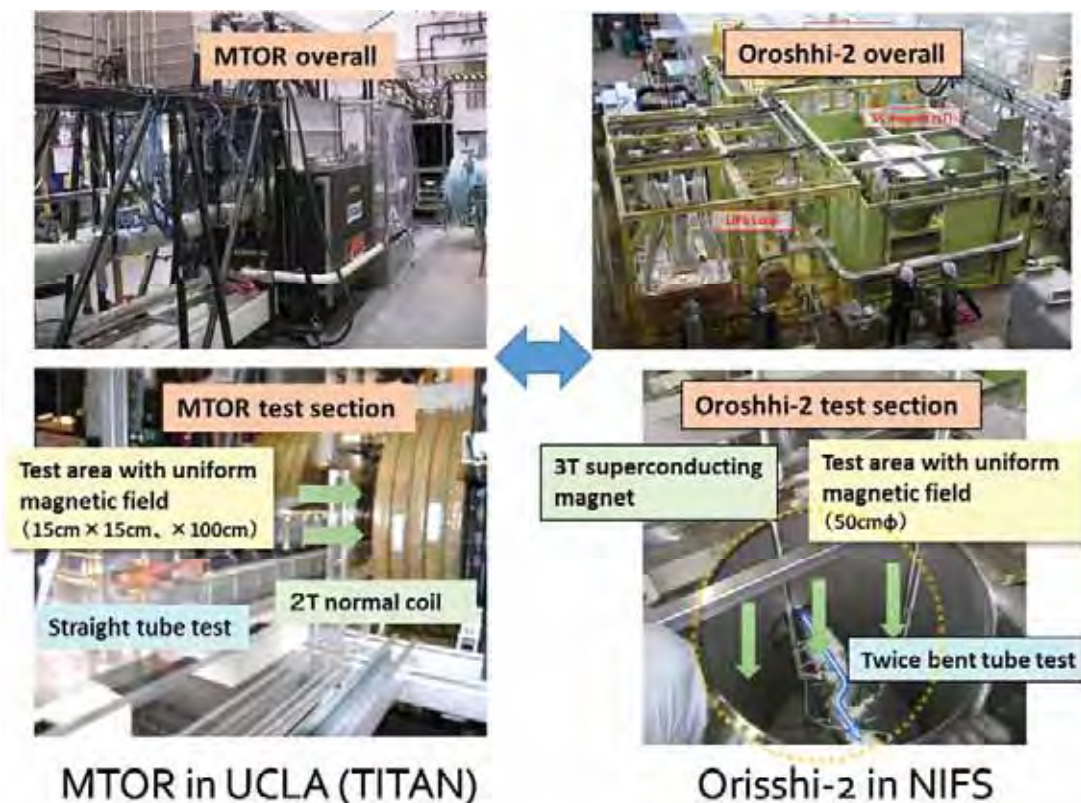


Fig. 4.3.1-3 Comparison of MTOR (UCLA) and Oroshhi-2 (NIFS) for the overall view and the test sections.

[4.3-1] 上田良夫、波多野雄治 他、プラズマ・核融合学会誌 93(2017)127-145.

[4.3-2] 奥野健二、室賀健夫 他、プラズマ・核融合学会誌 89(2013)705-752.

4.3.2 日中韓協力事業

中国、韓国との間の共同研究は、A3 foresight program(日中韓での協力事業:2012 年-2017 年)、Post CUP(日中拠点大学交流プログラム(CUP)の後の研究所予算によって進める日中協力、2011 年～現在実施中)、日韓核融合協力事業(政府間協定による日韓交流:2004 年～現在実施中)、JWG(政府間協定による日中交流:2007 年～現在実施中)と多岐にわたる。

本プロジェクト関係の課題としては、トリチウム・ブランケット・炉材料に関する開発研究、超伝導コイル開発研究・炉設計研究、プラズマ壁相互作用・原子分子過程の研究である。

<トリチウム・ブランケット・炉材料に関する研究>

この分野の研究は、日中拠点大学交流プログラム(CUP、2001 年4月-2011 年3月)により比較的広範囲な共同研究が中国と進められてきた。CUP 後は PostCUP 及び JWG により

比較的小規模の人物交流と共同研究が継続されている。NIFS からは、ASIPP との液体増殖ブランケット技術に関する研究、ASIPP 及びSWIP との低放射化フェライト鋼と低放射化バナジウム合金の候補材比較研究などを、本プロジェクトとの連携の下、進めている。これまでに多くの総研大留学生を受け入れ、大部分が修了後、中国の研究所において研究者として活躍している。また、この分野ではほぼ2年に一度日中シンポジウム「Materials for Advanced Energy Systems and Fission and Fusion Engineering」を開催し、毎回日中から50～100人の参加がある。最近では、2014年9月に静岡で、2016年9月に合肥で開かれている。

日韓核融合協力事業においては、ほぼ毎年核融合材料に関する日韓ワークショップが開かれ、情報、意見交換が行われている。

<超伝導コイル開発研究・炉設計研究>

これらの分野の研究についても、従来、日中拠点大学交流プログラム(CUP)により交流が始まった。CUP 後については、Post-CUP、及び JWG により比較的小規模の人物交流を中心として共同研究を継続している。特に、近年は、中国においてトカマク型原型炉 CFETR の設計が始まるとともに、このための R&D 設備の建設が始まるに至り、NIFS におけるヘリカル型核融合炉 FFHR 設計及び R&D との対比も双方で注目されることとなり、非定期的ワークショップ等を設けて相互の議論を実施している。

特に、最近、ASIPP では、CFETR の中心ソレノイドコイルの最内層部分に高温超伝導 (HTS) 導体を適用し、強磁場化することでコイル及び装置全体の大きさを小さく抑える案が提案されており、世界的にも注目されている。今後、FFHR の HTS オプションで先行する NIFS との相互交流が活発化する見込みとなっている。併せて、SWIP においても HTS 導体の原型炉への適用のための開発を開始したい意向が示されており、現在、共同研究の可能性について探っている。

一方、ヘリカル炉においてブランケットにフェライト鋼を適用した際にその磁性が閉じ込め磁気面に対して及ぼす影響について、ASIPP と NIFS で数値計算を行う共同研究を実施し、共同論文の刊行に至り、一定の成果を上げた。

<プラズマ壁相互作用、原子分子過程の研究>

A3 プログラムでは、定常プラズマ研究に重要な「プラズマ壁相互作用」及び「原子分子」分野を含めた共同研究を実施した。研究協力体制は、中国・等離子体物理研究所や韓国・核融合研究所のような大きな研究組織のみではなく、中国・大連工科大学・中国科学技術大学・華中科技大学・蘭州師範大学・復旦大学及び韓国・浦項工科大学・ソウル大学・蔚山科学技術大学 (UNIST) 等、大学にも広がり、ネットワークが充実してきている。また、LHD をはじめ EAST 装置 (ASIPP・中国) 及び KSTAR 装置 (NFRI・韓国) を使用した実験立案・実施を進めた。

プラズマ壁相互作用分野では、プラズマ運転で重要な要素の一つであるリサイクリング制御、及び ITER (国際熱核融合実験炉) や原型炉での活用が予定されているタングステン材に着目し、能動的な壁リサイクリング実験 (EAST)、タングステン堆積膜への重水素リテンション評価実験 (EAST、KSTAR)、及び長期的なプラズマ対向壁への重水素保持量評価

(EAST)を実施した。本研究で使用したタングステン被覆膜は九州大学(日本)、中国科学院蘭州化学物理研究所(中国)で成膜して共通化を図り、材料の詳細分析は核融合研(日本)、プラズマ照射は EAST(中国)及び KSTAR(韓国)で実施するという役割分担を明確にし、複数の共同論文及び国際学会発表を行った。壁リサイクリング実験ではタングステン・ダイバータを使用したシングル・ヌル配位で、放電履歴の違い及び能動的なガスパフ量の違いによる密度減衰に関する実験結果を得、現在はモデル計算との比較解析を進めている。タングステン堆積膜のプラズマ曝露実験では、膜の構造特性評価を核融合研で実施し、既知の特性の堆積膜への重水素蓄積量の比較とした。実験結果から結晶性の高い膜よりも微結晶質の膜でより高い重水素蓄積が得られ、かつ基板界面に至るまで拡散により広く重水素が分布することが分かった。長期間 EAST 装置内に設置されたタングステン試料表面へリチウム・壁コンディショニングによって被覆されたリチウム層について分析を行い、プラズマ放電による重水素は主にリチウム層へ捕捉されることを明らかにし、重水素の壁リサイクリング源について分析結果から示した。

原子分子分野では、平成 28 年 7 月に中国・成都(SWIP 主催)で日中韓合同ワークショップ(Atomic and Molecular Processes in Plasma, AMPP2016)を開催した。日中韓から 63 名の原子分子とプラズマ分野の研究者が参加し、ITER 実験で重要となるタングステン多価イオンの原子過程データについて各国装置での実験結果や異なるデータベース間の比較・検証を行い、現状の問題点や研究課題について活発な議論を展開した。西北師範大学(中国)の研究者が NIFS を訪問し、小型 EBIT 装置開発とタングステン多価イオンデータの理論計算に関して協力研究を実施した。また NFRI(韓国)の研究者が NIFS を訪問し、タングステン材料のイオンビームスパッタリング実験のための新たな共同研究体制の構築に向け、具体的な方策を検討した。

4.3.3 IEA PWI 技術協力プログラム

核融合科学研究所は、国際エネルギー機関(International Energy Agency、IEA)の多国間協定である3件の技術協力プログラム(Technology Collaboration Programme, TCP)、「ステラレータ・ヘリオトロン概念の開発(SH TCP)」、「球状トラスに関する協力(ST TCP)」、「プラズマ・壁相互作用研究装置における核融合炉のための研究開発(PWI TCP)」について、日本国政府を代表して署名、締結し、これらに関わる国内の活動をとりまとめるとともに、国際的な活動を促進している。このうちPWI TCPは、昭和53年(1978年)から平成26年(2014年)まで実施されてきたTEXTOR協定を引き継ぐものである。平成24年のTEXTOR協定執行委員会において、将来の核融合炉に、より近い実験条件におけるPWI研究が必要であるとの考えから、研究の範囲をTEXTORトカマク装置だけでなく、よりフレキシブルな実験が可能な直線型装置における研究まで拡げることが提案され、執行委員全員一致で承認された。TEXTORが平成25年12月でシャットダウンされたこともあり、平成25年のTEXTOR協定延長時に、名称をPWI協定とする予定であったが、諸手続きのため、延長時の名称変更はできなかった。そのため、数年以内にPWI 協定とする前提の下でTEXTOR協定として5年間延長され、研究内容としては予定通り拡大することとした。平成27年に正式に移行がなされ、PWI TCPとなった。移行時の協定締結国・地域は、EU、日本、米国であり、平成28年、豪州が新たに

協定締結国となった。表4.3.3-1に、現在、本プログラムに参加する各国の実験装置を示す。核融合科学研究所は、TEXTOR協定及びPWI TCPについて、国内研究者を海外研究所へ派遣して国際共同研究を推進してきた。各年度の事情で増減はあるが、毎年6～8人の研究者を派遣している。派遣期間は、最近では1週間程度、長くて2週間程度である。学生教育も重要であるとの考えから、平成26年度からは博士後期課程の学生の派遣も実施している。また、平成28年度からは1ヵ月程度の長期派遣も行っている。炉工学分野の共同研究課題としては、核融合炉におけるプラズマ対向材料候補であるタングステン及び不純物添加タングステンに対する熱負荷印加や水素吸蔵放出特性、ヘリウム照射による損傷影響や、核融合炉のダイバータで必須のデタッチメントプラズマの計測、周辺からダイバータへのプラズマ・不純物輸送計算機シミュレーションなどを実施している。

4.3.4 IAEA 関連活動への寄与

IAEA では、3-5 年間の期間限定プロジェクトとして Coordinated Research Projects (CRP) の課題を設定し、8-15 カ所の研究所もしくは研究チームから専門の研究者が招聘され、議論及び報告書の作成が実施される。

CRP に設定される課題は、核融合炉実現に向けた喫緊の重要課題から選定される。

核融合科学研究所に対し近年で次項目に記す 4 課題への招聘依頼があり、CRP 活動に寄与した。また、併せて IAEA が主催する Workshop のプログラム委員及び議長、原子分子データユニットとの協力活動の寄与がある。

4.3.4.1 IAEA CRP “Plasma-wall Interaction with Reduced-activation Steel Surfaces in Fusion Devices”

2014 年～2018 年のプロジェクトとして実施され、第 1 回会合(2015 年 12 月)、第 2 回会

表 4.3.3-1 PWI TCP に参加する国・地域の PWI 実験装置名及び特徴

	PWI facilities	Special capabilities
日	NAGDIS-II (Nagoya University)	Divertor studies at high densities, detachment studies
	GAMMA10 (Tsukuba University)	Divertor studies in the largest mirror machine, high ion energy flux under high magnetic field, core-edge coupling like SOL plasmas
	MAP-II (Tokyo University)	Sophisticated diagnostics for near surface plasmas and materials (MAP-II will be moved to Tsukuba University)
	QUEST (Kyushu University)	Spherical torus. PWI studies with hot walls
	TPD-Sheet IV (Tokai University)	It generates a sheet plasma (0.04x0.01m in cross-section). It is equipped with the Omegatron mass analyzer and ICRH.
米	PISCES-B (UCSD)	Be operation, extensive set of post-mortem analysis methods
	TPE (INL)	Tritium plasmas, moderately neutron activated targets
	PMTS (ORNL)	High particle and energy flux density, RF heating, reactor relevant divertor conditions, neutron activated targets
欧	MAGNUM-PSI (DIFFER, TEC)	High particle and energy flux density, reactor relevant divertor conditions, sophisticated target analysis and exchange chamber
	PILOT-PSI (DIFFER, TEC)	High particle and energy flux density, forerunner of MAGNUM-PSI
	JULE-PSI (FZJ, TEC)	Located inside Hot Cell, Be operation, neutron activated targets, sophisticated target exchange and analysis chamber
	PSI-2 Jülich (FZJ, TEC)	Forerunner of JULE-PSI, sophisticated target exchange and analysis chamber

合(2017年10月)では核融合科学研究所から廣岡慶彦が招聘された。各種低放射化フェライト鋼へのプラズマ壁相互作用による影響に関する評価を行う活動で、廣岡は低放射化フェライト鋼(F82H鋼)でのプラズマ誘起透過現象に関する報告を行った。

今後、同プロジェクトでは同一照射条件による水素同位体リテンション評価を行うため、ロシアが保有する装置をプラットフォームとした照射実験が計画されている。同計画には芦川直子が参加する予定である。

4.3.4.2 IAEA CRP “Small Specimen Test Techniques for Fusion Applications”

2017年～2021年のプロジェクトで、核融合科学研究所からは長坂琢也が招聘されている。

核融合炉構造材料開発に関わる照射試験においては、試験規格から外れた寸法・形状の微小試験片を用いてきている。本研究では、厚さの異なる微小試験片を用いて低放射化フェライト鋼 F82H-IEA 材のクリープ試験を行い、クリープにおける寸法効果を明らかにすることを目的とする。さらに、内圧管クリープ試験片を用いた試験も含め、これまで実施されてきた試験法の課題を整理するとともに、微小試験片による試験指針について検討を行うことを目的としている。

高温クリープ試験に先立ち、短時間で大変形、破断に至る引張試験を室温と高温(650°C)で行った。0.2%歪における強度、すなわち降伏応力においては0.14~1.0 mmの試験片厚さの範囲で寸法効果は確認されなかった。しかし、1~5%程度の歪に対応する最大引張強さ、一様伸びにおいては、厚さ0.27 mm以下の試験片を用いた場合に厚さ0.52 mm以上の試験片よりも小さくなり、変形が大きくなると寸法効果が現れることが示唆された。20~30%の歪に対応する破断伸びでは寸法効果がより大きくなった。破断後の試験片表面の観察によると、厚さの小さい試験片では特定のすべり帯に変形が集中し局所変形するためにサイズ依存性が現れていると考えられる。今後は引張試験の結果に基づき、寸法効果が現れ始める1%付近の歪量に対応する高温クリープ試験を重点的にを行い、寸法効果を明らかにする予定である。

4.3.4.3 IAEA CRP “Spectroscopic and Collisional Data for Tungsten from 1 eV to 20 keV”

2014年10月に開催された第3回会合にて、核融合科学研究所から坂上裕之が招聘され、“EUV SPECTROSCOPY OF HIGHLY CHARGED TUNGSTEN IONS WITH ELECTRON BEAM ION TRAPS”の報告が行われた。本ミーティングでは、特にタングステン多価イオンについての議論が活発に行われた。

4.3.4.4 IAEA CRP “CRP on Characterization of Size, Composition and Origins of Dust in Fusion Devices”

2008年～2012年のプロジェクトとして実施され、第1回会合(2008年12月)、第2回会合(2010年6月)、第3回(2011年12月)に核融合科学研究所から芦川直子が招聘された。主に中型大型装置で発生するダストの特性について広く情報を集めることを目的とし、本プ

プロジェクト終了以降もデータベース化に向けた活動が継続された[4.3.4.4-1]。芦川は日本の研究活動として、LHD 及び JT-60U で発生したダストの特徴について報告を行った。

[4.3.4.4-1] 芦川直子、「2.6 核融合装置内のダストの特徴および発生に関する CRP (CRP: 核融合デバイスにおけるダストのサイズ・構成と起源)」、プラズマ核融合学会誌 Vol.89(2013) pp.592-594

4.3.4.5 IAEA DEMO 計画ワークショップ

本ワークショップは、2011 年 9 月にアメリカ プリンストン大学で開かれた「ITER 時代における磁場核融合エネルギーロードマップ作成」ワークショップ[4.3.4.5-1]を契機として、IAEA のコンサルタント会合における議論を経て設立が決定したものである。原型炉に向けての広い課題の問題意識は国際的に共有でき、原型炉に向けた各プログラムを計画的に進めるためには国際協力が重要、との認識で、常設のプログラム委員会の企画・運営による作業会活動を開始することとなった。特に、中性子を発生する次段階核試験施設の重要性の認識は高いにも関わらずそのオプションは多様であり、作業会の重要テーマとされた。

まず、17人からなるプログラム委員会が設置され(日本からは室賀(NIFS)と飛田(QST)が参加)、各ワークショップで議長を指名するとともに、トピックスとそれに関わる講演、国のロードマップなど特別講演、などが企画された。第1回が 2012 年 10 月に UCLA で開かれ[4.3.4.5-2]、その後これまで4回開催されている。本プロジェクトからも毎回招待講演、ポスター発表などを行っている。このワークショップは、発足時よりヘリカル炉やヘリカル型の工学試験装置への各国の関心が高く、毎回ヘリカル系の研究及び研究動向に関する講演が組み込まれる。

Table 4.3.4.5-1 にこれまでの会合の日時、場所、議長、トピックス、本プロジェクトからの講演を示す。

[4.3.4.5-1] 山田弘司 会議報告 プラズマ・核融合学会誌 87 巻(2011) 788.

[4.3.4.5-2] 室賀健夫、飛田健次 会議報告 プラズマ・核融合学会誌 89 巻(2013) 66.

Table 4.3.4.5-1 History of IAEA DEMO Programme Workshop

Date	Place	Chairman	Topics	Presentation from NIFS FERP
2012. 10.15-18	UCLA	H. Neilson (PPPL)	1. Power Extraction and Tritium 2. Plasma Exhaust 3. Magnetic Configuration and Scenarios	Materials development roadmap and test facilities (T. Muroga) Helical DEMO power plant studies (A. Sagara) Design study of a helical type nuclear test machine (J. Miyazawa)
2013. 12.17-20	IAEA, Vienna	H. Zohm (IPP)	1. Fusion Design Codes 2. Plasma Power Exhaust & Impurity Control 3. Plasma Scenarios and Control	System design of helical fusion reactors (T. Goto) Structural Materials R&D Necessary for Transition to DEMO Phase (T. Muroga) Operational requirements to allow self-burning plasma on a helical DEMO reactor (R. Sakamoto)

2015. 5.11-15	USTC Hefei	T. Muroga (NIFS)	1. In-Vessel Systems Design and Engineering 2. Contribution of Integrated Devices to Closing the Gaps 3. ITER-TBM and Blanket Programs toward DEMO	Technological Readiness Comparison for Helical and Tokamak DEMO (A. Sagara)
2016. 11.15-18	KIT	E. Surrey (CCFE)	1. Tritium 2. DEMO physics gaps and impact on engineering design 3. HCD Physics & Technology	Stellarator / Heliotron Physics (J. Miyazawa) IC Systems Status and Prospects (H. Kasahara)

4.3.4.6 IAEA 原子分子ユニットとの協力活動

核融合研究、核融合工学の発展のため、国際的な協力体制で原子分子及びプラズマ壁相互作用データを整備・提供するため、IAEAの原子分子データユニットが1977年よりデータセンターネットワーク(DCN)を組織し、日本からは、核融合研と量子科学技術研究開発機構が参加している(図4.3.4.6-1)。日本の2研究所は設立当初からコアメンバーとして参加している。DCNは2年毎に会合を行い、原子分子データとプラズマ壁相互作用の文献データ及び数値データの収集と提供活動の推進、関連する研究活動、データ活動の方向性などを議論している。

2013年以降の活動としては、DCN会議が第22回(2013年9月4-6日)、第23回(2015年11月2-4日)、第24回(2017年9月4-6日)が開催された。会合のプログラム及び発表資料はIAEA原子分子データユニットのホームページに掲載されている[4.3.4-1]。第24回会合では、新たにアルゼンチンCNEAとイギリスのクイーンズ大学ベルファストのグループが加わる事が承認された。

この会議から発展して、原子分子データのデータ評価や不定性評価に関する議論がIAEA主導で2012年以降行われており、2016年12月19-21日にIAEAで開かれた「核融合応用のための原子分子データの不定性評価とベンチマーク実験に関する技術会議」では、村上がプログラム委員として参加し、日本国内の関連する実験研究者を多く会議に推薦し、また、核融合研における共同研究の役割を広くアピールした。

また、International Fusion Research Council (IFRC)の原子分子小委員会(A&M subcommittee)のメンバーとして、原子分子データユニットの活動全般に対する評価と今後の活動についての提言を行っている。原子分子データユニットでは、先述の DCN に加え、原子分子過程及びプラズマ壁相互作用研究における喫緊の課題について専門家による Coordination Research Project(CRP)を組織し、当該研究活動の国際連携の促進を図っている[4.3.4.6-2]。2013年度以降では、2014年4月28-29日にIAEA本部で開催された定例会合に核融合研から加藤が出席し、DCN 活動に加えて、このCRP活動概要と将来計画について検討を行った[4.3.4.6-3]。



Figure 4.3.4.6-1 Web page of IAEA Atomic Molecular PWI Data Centre Network.

[4.3.4.6-1] URL=<https://www-amdis.iaea.org/DCN/>

[4.3.4.6-2] Bastiaan J. Braams, 今井 誠, 加藤太治 他, 小特集 「IAEAにおける原子分子データ Coordinated Research Projects (CRP)」, プラズマ・核融合学会誌 89巻9号 2013年, pp. 579-621.

[4.3.4.6-3] URL=<https://www-nds.iaea.org/publications/indc/indc-nds-0667/>

4.3.5 海外研究機関との共同研究

4.3.5.1 ステラレータ設計活動

ドイツ・マックスプランクプラズマ物理研究所(以下「IPP」)の Felix Warmer氏が2016年7月から2017年9月まで核融合研に滞在し、ヘリカル核融合炉設計、特に炉心プラズマ設計及びブランケット設計に関する議論を行った。

プラズマを閉じ込める磁場を全て真空容器の外側に位置するコイルによって生成するヘリカル型は、本研究所の大型ヘリカル装置(LHD)に代表されるヘリオトロン方式のほかにも様々な方式が提案されている。中でも磁場強度の空間変化を低減する準等磁場概念に基づくヘリアス方式はIPPにおいてLHDと同規模の超伝導装置 Wendelstein 7-Xによるプラズマ実験が2015年12月より開始された。その推進は欧州の核融合エネルギー実現に向けたロードマップの8つのミッションの1つにも掲げられている。ヘリカル核融合炉の実現に向けて、プラズマ閉じ込め性能の予測精度を高めることが必要であり、そのためには系統的な

実験データベースを構築し、異なる概念の複数の装置において比較を行い、閉じ込め性能に対する磁場配位の影響の理解を促進することが必要である。

Warner 氏は核融合研でのヘリカル核融合炉設計研究において定期的な情報交換を行い、複雑形状かつ限定された空間内での炉内機器設置スペースの確保や効率的な保守交換手法の確立など、3次元形状のヘリカル方式に特有の工学的課題の解決に向けた議論を行っている。

4.3.5.2 大電流高温超伝導導体開発に関する共同研究

ヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の設計では、マグネットに高温超伝導 (HTS) 導体を用いるオプションを現在の基本設計としており、大電流・大型の HTS 導体の開発研究を進めている。このために、イットリウム系 HTS 線材を単純積層した STARS 導体の設計を進めており、プロトタイプ導体の試験を行っている。STARS 導体は、従来は低温超伝導 (LTS) 導体で必須とされた線材間の撚りと空間転移を入れていない構造であるが、直流運転を行うヘリカル炉では使用可能と想定している。一方、トカマク型核融合炉を対象とする場合は、パルス運転を伴うため、やはり、撚りと空間転位を行うことが必須と考えられ、そうした導体が、現在、欧米を中心に開発されている。この一例として、TSTC (Twist Stack Tape Cable) 導体があるが、テープ線材を積層した後にひずみを与えない範囲で緩く全体を撚っていくものである。これは、MIT で提案されて独自の開発が進むとともに、欧米における他の研究機関 (スイス SPC、イタリア ENEA、ドイツ KIT) においても類似導体が開発されている。このうち、MIT の導体について、NIFS の大口径高磁場導体試験設備を用いて導体試験を行う (図 4.3.5.2-1) ことが提案され、日米協力事業、及び、NIFS 一般共同研究として進めている。現在、試験用の 20 kA 級導体サンプルが完成し、2018 年1月以降の試験に向けて準備を行っているところである。また、2018 年後半以降には、MIT の2本目の導体試験や、ENEA の導体試験なども行う方向で調整を進めている。

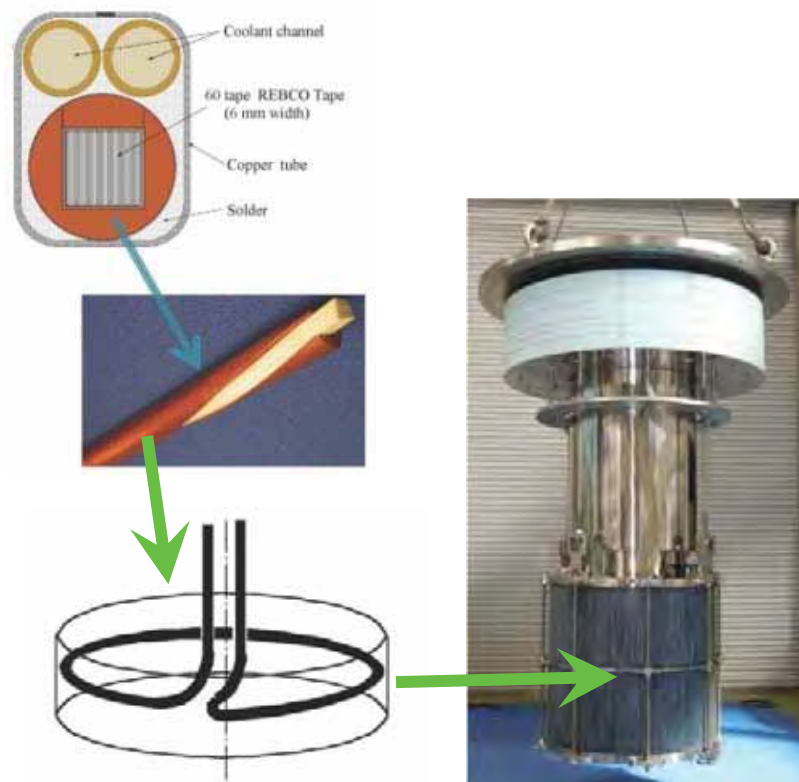


Figure 4.3.5.2-1 Schematic configuration of the MIT HTS-TSTC conductor sample to be installed into the 13-T, 700-mm-bore magnet facility at NIFS.

一方、NIFS で開発を進めている STARS 導体については、構造が単純なために機械的に強いという特徴に加え、接続が容易というメリットもある。このことを利用して優れた機械的接合方式が東北大学・量子エネルギー専攻との共同研究で開発を進めており、大型導体試験においても良好な低抵抗特性が確認されている。ここで、接続部については、機械的に強いことも必須条件である。線材単線同士の機械特性については、東北大学で調べられているが、導体全体としての特性を抑えておくことは極めて重要である。これをドイツのカールスルーエ工科大学(KIT)において遂行する計画を進めている。KIT では、外部磁場 14 T、電流 10 kA、引張力 10 kN を同時に印加することのできる FBI 装置が稼働しており、これを用いて、10 kA 級の HTS STARS 導体、及び、その接続部の試験を遂行するものである。現在、東北大学で試作(図 4.3.5.2-2)を行い、2018 年に KIT で試験すべく、調整を行っている。

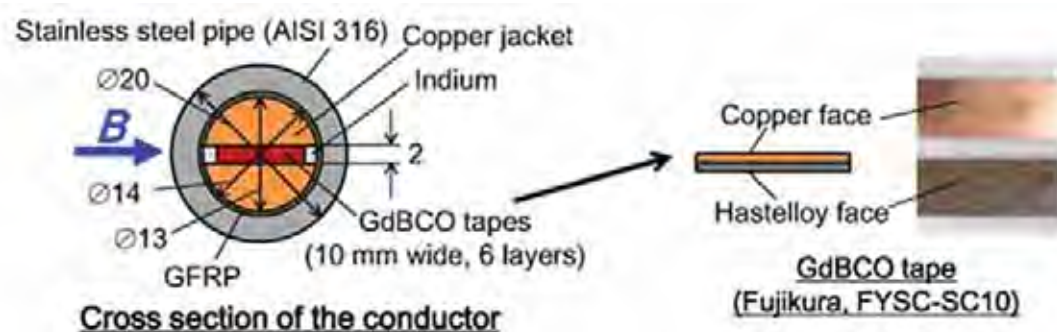


Figure 4.3.5.2-2 Schematic configuration of the joint sample of the 10-kA-class HTS STARS conductor developed at Tohoku University.

上記のように、核融合炉用マグネットへの適用を考えた HTS 導体の開発については、現在、世界で活性化してきており、国際共同協力も活発になり始めている。欧米の研究者が中心となり、2011 年に、国際ワークショップ HTS4Fusion Conductor Workshop が立ち上がり、第一回が KIT で開催された。その後、第二回はスイス SPC、第三回はイタリア ENEA で開催されたが、次回の第四回は NIFS と東北大学が主催して 2018 年 3 月 21 日～23 日に開催する予定となっている。この機会を利用して、世界における核融合炉マグネット用 HTS 導体の開発を更に加速できるものと期待するところである。

4.3.5.3 磁気浮上高温超伝導コイル開発に関する共同研究

ドイツのマックス・プランク・プラズマ物理研究所 (IPP) では、電子・陽電子のペア・プラズマを閉じ込める物理研究を進めている。電子・陽電子ペア・プラズマの閉じ込めは、成功すれば世界で初めての成果になると期待されるが、このプラズマでは、極めて興味深い物理現象が多数現れることが理論的に予測されており、実現した場合のインパクトは大きい。電子・陽電子ペア・プラズマの閉じ込めには、磁気浮上させた高温超伝導 (HTS) コイルの作る双極子磁場を用いることが最も適していると考えられる (図 4.3.5.3-1)。

NIFS では、以前に、東京大学の RT プロジェクトに協力し、世界で初めて HTS 線材をプラズマ・核融合研究に適用した Mini-RT 装置の磁気浮上コイルの開発に成功した (2003 年)。東京大学では、その後、さらに大型の RT-1 装置も稼働した (2006 年) が、これの設計にも一部協力を行った。また、Mini-RT 装置の磁気浮上コイルについては、当初は、Bi-2223 線材を用いて巻線を行ったが、2012 年には、イットリウム系 GdBCO 線材を用いた改造を行った。

これらの技術協力を行った経緯をもとに、IPP の磁気浮上コイル製作について研究協力を行うことになった。そこで、2016 年に、研究所間でタスク協定を結んだ。また、NIFS 一般共同研究を 2016 年度より開始した。

磁気浮上コイル実機の製作を行うに先立ち、まず、HTS コイルの試作、及び、液体窒素を用いた冷却・励磁試験を行った。図 4.3.5.3-2 にこの様子を示す。良好な結果を得ることができ、その後、実機用 HTS 磁気浮上コイル、及び励磁用コイルの設計が完了した。これを受けて、2017 年 12 月には、実機コイルの巻線を NIFS において行うことを計画している。

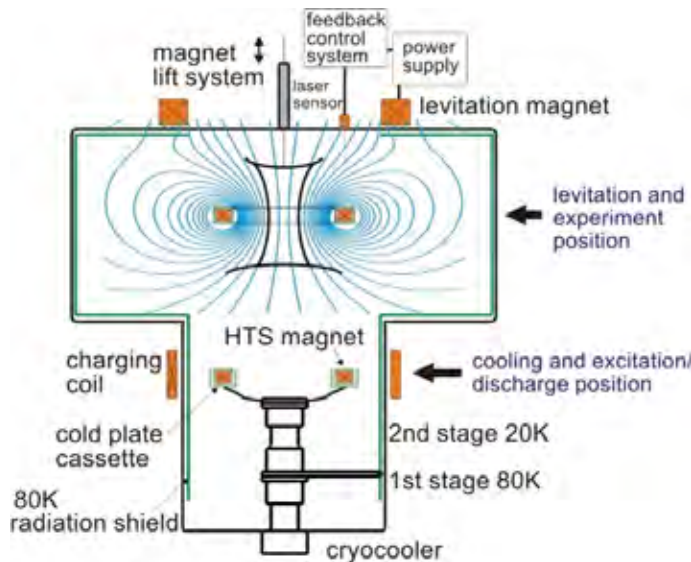


Figure 4.3.5.3-1 Schematic configuration of the electron-positron pair plasma confinement using a superconducting magnetically levitated coil.



Figure 4.3.5.3-2 Photograph of the cool-down (immersed in liquid nitrogen) and excitation test of a trial HTS coil at NIFS.

4.3.5.4 加速器を用いた重水素分析に関する共同研究

重水素プラズマ照射後に低放射化フェライト鋼の重水素保持量について分析するため、ドイツ・マックスプランク・プラズマ物理研究所 (IPP, Garching) に芦川直子が 3 か月滞在し、加速器分析(反跳散乱分析(ERDA)及び核反応分析(NRA))による重水素深さ方向分析、並びに併設するラザフォード後方散乱分析(RBS)による表面組成変質について表面分析を行った。本研究の滞在及び渡航費は総合研究大学院大学・若手教員海外派遣事業によって支援された。

本共同研究では、日本で開発された F82H 鋼、及びヨーロッパで開発された EUROFER97 の 2 種類の低放射化フェライト鋼に対し、低エネルギープラズマ照射後の事後分析を行った。重水素プラズマ照射後の重水素リテンション量(NRA 分析)では、F82H 鋼と EUROFER で同様の傾向を示し、プラズマ照射温度が高い実験でより低いリテンション量となることが明らかとなった。また、重水素プラズマ照射による材料損耗から、フルエンスが $1E25D/m^2$ 以上もしくはバイアス電圧が 200V 以上において、低放射化フェライト鋼表面で W 組成比が増加することが分かった。これはより低い原子番号である Fe、Cr に対する選択的スパッタリングが生じた結果である。

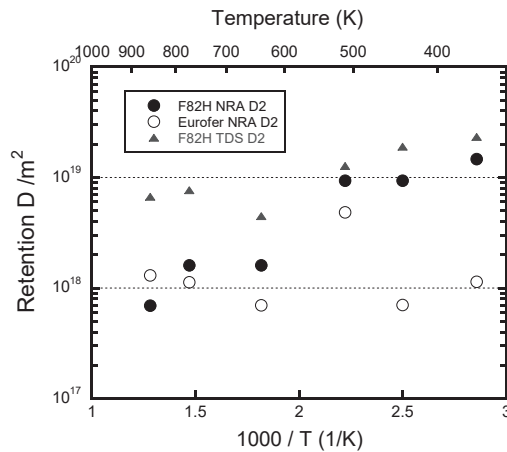


Fig.4.3.5.4-1 F82H 鋼及び EUROFER 鋼に対する重水素プラズマ照射後の重水素リテンション量の温度依存性

[4.3.5.4-1] N. Ashikawa, K. Sugiyama, A. Manhard, M. Balden, W. Jacob, “Effects of surface modifications on deuterium retention in F82H and EUROFER exposed to low-energy deuterium plasmas”, Fusion Engineering and Design, 112 (2016) pp.236.

4.3.5.5 核融合炉の建設コスト及び所内消費電力の評価モデルに関する日欧ベンチマーク活動

核融合炉の設計パラメータを決める上で、そのコストや所内消費電力の評価も重要となる。2016年12月から2017年2月までの3ヶ月間、後藤拓也が英国・カラム核融合エネルギーセンター(Culham Centre for Fusion Energy, CCFE)に滞在し、核融合炉の建設コスト及び所内消費電力の評価モデルに関する共同研究を行った(欧州側のホストはCCFE工学部門(Technology Department)・発電炉工学グループ(Power Plant Technology Group)のMichael Kovari氏)。渡航・滞在費は自然科学研究機構本部の機能強化推進事業予算から支援された。

これまで核融合工学研究プロジェクトでは量子科学技術研究開発機構(QST)との共同研究を通じ、1997年に日本原子力研究所(当時)が行った国際熱核融合実験炉(ITER)の当時の設計に対する詳細コスト評価データや、QSTがプラントメーカーと協力して行った日本のトカマク原型炉の詳細設計検討結果を基に、ITERに存在するすべてのシステムに発電システムを加えたプラントシステム全体に対するコスト評価及び消費電力評価を行うモデルを開発してきた(コストモデルについては3.2.13.2節に記述)。本活動は同様の取り組みを行っている欧州で開発されたモデルとの比較、及びヘリカル炉のモデルの改善を目的とした共同研究である。

滞在中の議論を通じ、モデルの確実性がより高まる方向への改良を進めることができ、その成果は共著論文としてまとめる予定である。今後も本研究はQST・BA原型炉設計共同研究などを通じて継続する。

4.4 ITER 計画・BA 計画との連携及び貢献

4.4.1 ITER・超伝導コイルに関する共同研究

大電流導体の接続抵抗の高精度測定法を確立することを目的として、NIFS の大型導体試験装置を用いて ITER の TF コイルの導体接続サンプルの接続抵抗を測定する試験を量子科学技術研究開発機構及び民間との共同研究として実施している。核融合科学研究所の導体試験マグネット設備を用いてこの試験を行うための設計検討を平成 24 年度に行い、平成 25 年 7 月に最初の接続サンプルの試験を実施した。75 kA 直流電源を用いて定格 68 kA までの通電を行い、接続抵抗が要求値(2 T 以上の外部磁場で 68 kA 通電時の接続抵抗が 3 nΩ 以下、かつ、温度依存性が小さいこと)を満足することを確認した。品質管理として各 TF コイル製作前に接続部サンプルを製作して接続抵抗を調べることが要求されており、平成 25 年度から 28 年度の間 5 本の接続サンプルの試験を実施し、全て要求性能を満足することを確認した。導体表面の電位タップに特徴的な偏差が観測されており、その考察について 2017 年春季低工学・超電導学会及び第 25 回国際磁石会議(2017 年)に発表した。

9 T スプリットコイルと 100 kA 電流リードを有する大型導体試験装置への ITER-TF 接続サンプルの取付図を図 4.4.1-1 に、取り付けた状態の写真を図 4.4.1-2 に示す。スプリットコイルは浸漬冷却であるため、強制冷却の接続サンプルは容器内に収納され、その周囲はガスヘリウム雰囲気である。サンプル最下端から超臨界圧ヘリウムが供給され、往復導体の各々の最上部より排出される。供給管に巻き付けたヒータの制御により、4.4 K と 6 K の 2 通りで接続抵抗を測定している。インダクタンスと渦電流の影響を排除するため、電流値 1、15、30、45、60、68 kA で 3 分間保持して電位差を測定し、各位置 6 点の平均電位差の電流値依存性(勾配)から抵抗値を求める方法により、nΩ レベルの抵抗測定を可能としている。

接続サンプルは、長さ 1.5 m のケーブル・イン・コンジット(CIC)導体 2 本の下部が ITER-TF 実機と同じ接続部形状に加工され、銅スリーブ同士が半田接合されている。超伝導線と銅スリーブの接続長は 440 mm で、最終撚りピッチ長に相当する。上部は、100 kA 電流リードに接続される銅ブスバーと低抵抗で接続するため、下部と同様の接続部形状に加工され、銅ブスバーとはインジウムを挟んで接続されている。中央の通常部の導体長として 300 mm を確保するため、上部接続部の超伝導線と銅スリーブの接続長は試験装置の寸法制限から 325 mm に短縮されている。電圧端子は、300 mm の通常部の 3 箇所位置のコンジット表面に 6 点ずつ取り付けられており、各位置における往復導体間の電位差から下部接続部の接続抵抗を求めている。

下部接続部での電圧降下の代表的な例を図 4.4.1-3 に示し、その時の導体通常部の長手方向の電位差を図 4.4.1-4 に示す。測定ノイズ除去のため 10 ms サンプリングのデータの 100 点分を平均した値を示している。図 4.4.1-3 において、6 組の電圧端子間の偏差は 0.01 mV 以下であり、接続抵抗による電圧降下と比べると小さい値に収まっている。この値は図 4.4.1.4 の通常部の長手方向の電位差と同等であり、矛盾しない結果が得られている。電流値が増えても偏差が拡大しない点は全サンプルに共通する特徴である。通常部の長手方向電位差は、CIC 導体内の超伝導素線間の電位差を表していると考えられ、この電位

差は、主に上部接続部と下部接続部での接続抵抗の偏差によって生じると考えている。しかし、図 4.4.1.4 から分かるように、15 kA 以上における電位差の変化は全ての電圧端子において電流値にほぼ比例しているが、1 kA から 15 kA に電流を増やす間に電圧端子によっては電位差が大きく変化している。簡易的な電気回路モデルを構築して解析した結果、極端に小さい抵抗で銅スリーブに接触している超伝導線が存在し、15 kA 以下の電流値で臨界電流に到達しているモデルによりこの挙動を再現できることを示した。

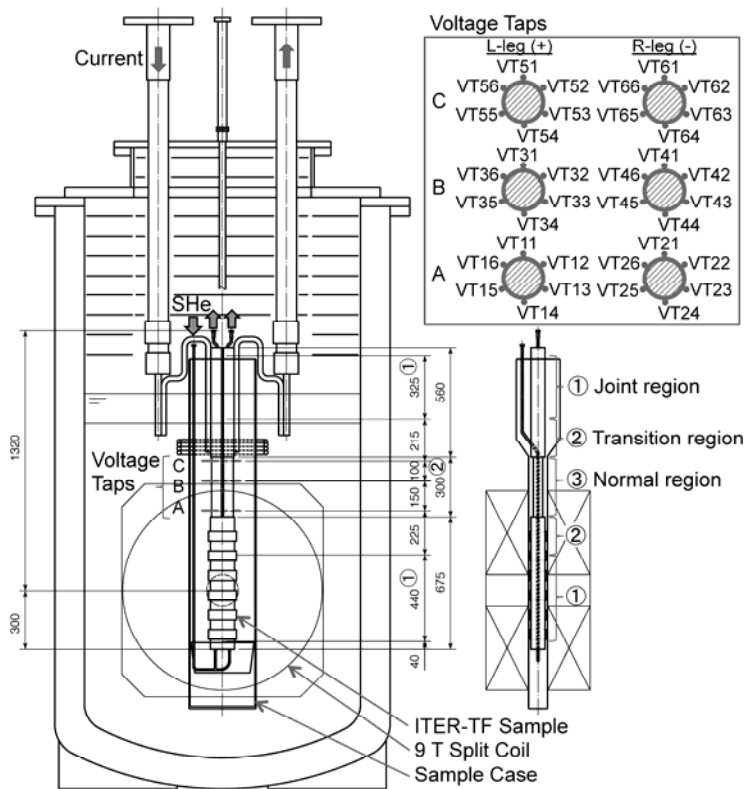


図 4.4.1-1 ITER-TF 接続部試料の取付図



図 4.4.1-2 1回目 ITER-TF 接続部の取付

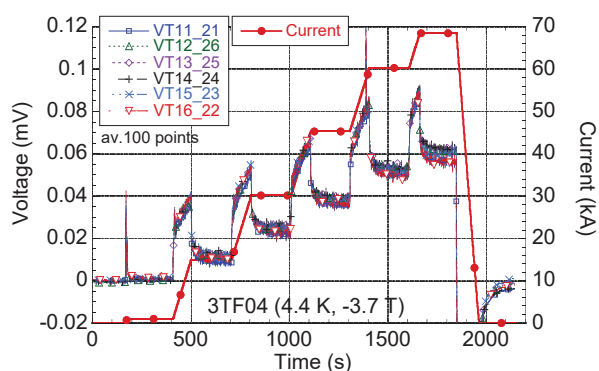


図 4.4.1-3 3本目試料の A 位置の電圧変化

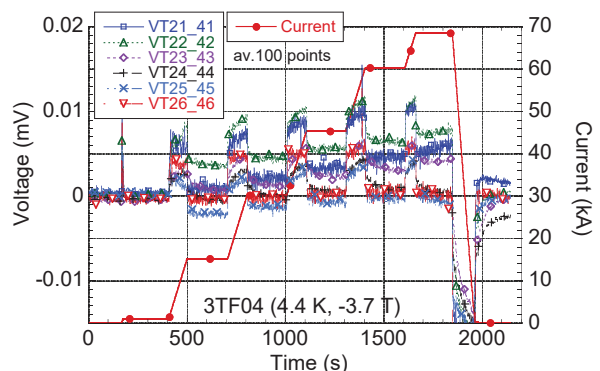


図 4.4.1-4 図 4.4.1-3 と同じ条件の導体長手方向電圧

4.4.2 ITER・冷凍プラントプロセス共同研究

核融合科学研究所において開発した低温プロセス実時間シミュレータ(C-PREST)を使用して、ITER 機構との契約に基づき ITER 冷却システムの冷却プロセスに関する業務外部委

託事業を次に記す2期に分けて実施した。

4.4.2.1 ITER クライオプラントのプロセス研究

実施期間:2010年11月 - 2014年3月

研究は次の2つの Phase に分かれて実施された。

Phase I: テストループ実験とシミュレーションの比較

Phase II: 実規模 TF コイル用構造物の冷却シミュレーション(プラズマ電流 15&17MA 運転時の変動熱負荷を平滑化する検討)

Phase I では、ITER クライオプラントの実時間動的シミュレーション実施のため、必要な要素(バルブ、長尺配管、コールドサーキュレータ、補助コールドボックス、熱交換器など)のモデルを作成し、CEA グルノーブルで行われた ITER のコイル冷却系を模擬した HELIOS テストループの試験データをもとに、それら要素の検証を行った。テストループの熱負荷に対し、低温戻り流量を一定にするようにポンプスピードを制御した例を示す。Fig.4.4.2.1.1 はそのテストループのモデル化したフロー図中を、Fig. 4.4.2.1.2 はその実験結果とシミュレーションの比較を示す。シミュレーションは実験をよく再現していることが分かる。このように、ITER クライオプラントを模擬できる要素開発に成功した。

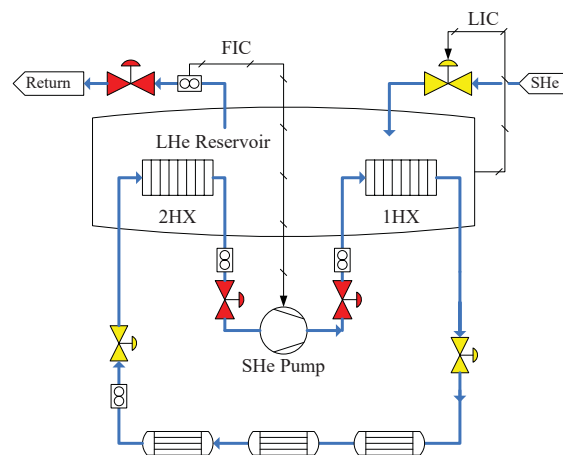


Fig. 4.4.2.1.1 Simplified Process flow diagram of HELIOS test loop for the heat load mitigation by the pump speed. [4.4.2-1]

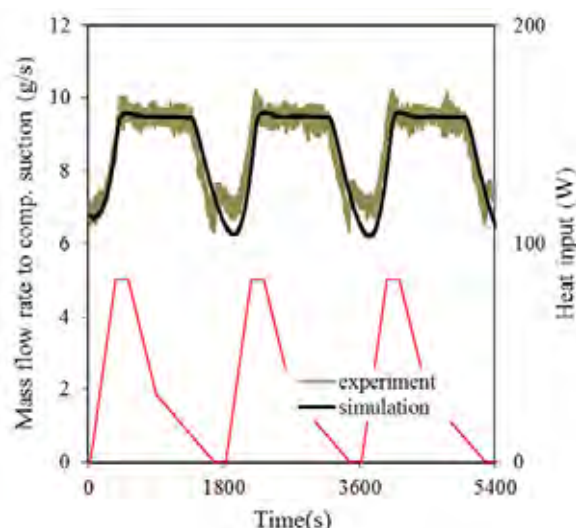


Fig. 4.4.2.2 Mass flow rate from LHe reservoir to the compressor suction.[4.4.2-1]

Phase I において開発した長尺配管要素などを使用して TF コイル用構造物冷却シミュレーションモデルを作成した。CEA テストループの実験結果や他のシミュレータの結果との比較を行いながら、その精度を向上させた。その後、15&17MA プラズマ実験時の変動熱負荷に対する実規模 TF コイル用構造物の冷却シミュレーションを行い、その負荷変動を平滑化する方法の検討を行った。

4.4.2.2 トカマククライオシステムの動的シミュレーション

実施期間:2013 年 9 月- 2017 年 12 月

冷凍機を除く ITER クライオプラント全体の冷却プロセス動的シミュレーションを次の 7 つのサブタスクに分けて実施した。他グループの成果との比較を行いつつ、各サブタスクの結果を通じて液化冷凍機や超伝導コイルなどから形成される ITER クライオプラント全体の動的冷却プロセスに適応可能なシミュレータを完成させた。

Subtask 1: TF 構造物のモデリングと 15MA 電流駆動条件下の冷却プロセス解析

前契約の ITER クライオプラントのプロセス研究で実施したモデルを高度化し、詳細なシミュレーションを実施した。15MA プラズマ実験及びディスラプション時の熱負荷変動に対する冷凍機負荷への影響について検討し、クライオプラントの安定運転に対する方針を得た。

Subtask 2: CS モデルコイルのモデリングとその検証

多流路の CS コイルの冷却流路をモデル化するために、コイルや流路分割数の最適化を行い、QST で行われた CS モデルコイル冷却試験結果と比較してシミュレーション精度の議論を行った。最終的に ITER の CS コイルのシミュレーションが可能な精度まで到達した。今後のサブタスクの実施に不可欠なセンターチャンネルを持つ CICC 導体の要素開発に成功した。

Subtask 3: 補助コールドボックスを含む TF コイルのモデリングと冷却プロセス解析

CS モデルコイルのシミュレーションをベースとして、補助コールドボックスを含む TF コイル冷却ループのモデル化を行った。補助コールドボックスは冷凍機から送られてきた冷媒を貯液し、その中の熱交換器によりコイル側で発生した熱負荷を除去する役割を果たしている。TF コイルでは構造物なども核発熱などによる熱負荷となるため、そのコイルと支持構造を熱的に接続するモデル化を行い、他の機関が行っているシミュレーションとの比較を行いながら精度の議論を行った。15MA プラズマ実験について 1 回の放電 1800 秒間の熱負荷変動を平滑化し冷凍機を安定に運転する方法について検討した。

Subtask 4: 補助コールドボックスを含む CS コイルのモデリングと冷却プロセス解析

Subtask 2 のモデルをベースにして、CS コイル用冷却ループのモデル化を行った。実際のコイルをそのままモデル化した場合、多くの並行流路が計算負荷となり実時間シミュレーションを困難にするため、シミュレーションに影響のない範囲で並行流路の簡略化を行った。他機関で行っているシミュレーションとの比較によりシミュレーションの精度について議論した。その後、冷凍機への負荷変動を平滑化する方法について検討した。一例として、低温圧縮機の運転方法について検討し冷凍機負荷の低減に成功した例を示す。図 4.4.2.2-1 はそのモデル。図 4.4.2.2-2 は熱交換器への負荷、すなわち冷凍機への負荷変動を示す。低温圧縮機の運転範囲を 92%に制限することで負荷の低減に成功した。

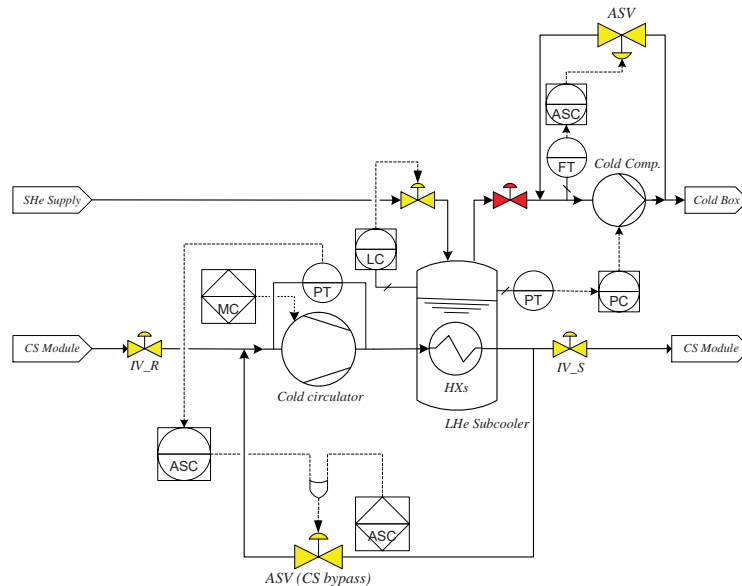


Figure 4.4.2.2-1 Mitigation process was launched at the onset of 2nd CS-IM. SV=92% shows better suppression of heat load variations [4.4.2-2].

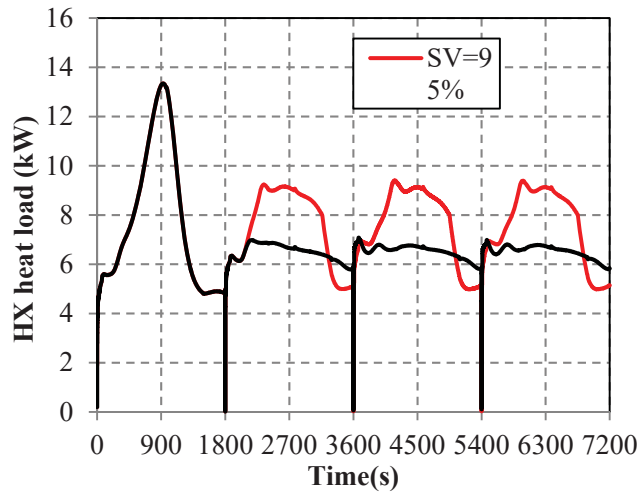


図 4.4.2.2-2 Mitigation process was launched at the onset of 2nd CS-IM. SV=92% shows better suppression of heat load variations [4.4.2-2].

Subtask 5: 補助コールドボックスを含むポロイダルコイル/磁場補正コイルのモデリングと冷却プロセス解析

補助コールドボックスを含むポロイダルコイル/磁場補正コイル用冷却ループのモデリングを行った。

Subtask 6: マグネットシステム統合シミュレーション

Subtask 1, 3 - 5 で開発に成功した補助コールドボックス～各コイルまでの超臨界ヘリウムループモデルを統合し、冷凍機を除くマグネットシステム全体の統合シミュレーションを実施した。この時点でクライオプラントの設計に変更がありサブクーラーの構成が変わったが、その新しい構成に対するコールドコンプレッサーの運転について検証を行った。これまでの全タスクを通して様々情報との比較検証を行った結果、ITER クライオプラントのプロセスについて総合的に検討可能なシミュレータの開発に成功した。

Subtask 7: Ecosim Pro と Visual Modelar のインターフェイス開発

ITER 機構が保有する EcosimPro をベースとした液化冷凍システムのシミュレーションモデルと NIFS が保有する Visual Modelar をベースとしたマグネットシステム統合モデルを接続し、別々のシミュレータ上にあるプログラムを同期させ実時間シミュレーションを可能させるインターフェイスの開発を行っている。

[4.4.2-1] 前川 龍司, 鷹見 重之, 大場 恒揮, 岩本晃史, Hyun-sik Chang, Adrien Forgeas, Luigi Serio, 「She 強制冷却ループのダイナミックシミュレーション

—熱負荷変動の抑制—, 低温工学 Vol.49, No6 (2014), pp311-318.

[4.4.2-2] R. Maekawa, S. Takami, A. Iwamoto, H-S, Chang, A. Forgeas, M. Chalifour, “Process control strategy for ITER central solenoid operation”, Cryogenics, 80 (2016), pp.284-293.

4.4.3 NBI : NIFS-イタリア共和国 RFX コンソーシアム間における学術及び科学協力に関する協定

核融合科学研究所(NIFS)では、1980年代から当初次世代のプラズマ加熱のための負イオン源型中性粒子ビーム入射装置(NBI)の開発研究を世界に先駆け着手し、1998年度より大型ヘリカル装置へ閉じ込められたプラズマに対し MeV 級の NBI 加熱を継続して行なっている。なお、NIFS の負イオン源型 NBI の最大定格は、ビームエネルギーが 180 keV、NBI 一基当たりのビームが電力 5 MW、そしてビームパルスが 10 秒である。このため、NIFS では NBI の各構成デバイス、特に負イオン源に対して豊富な知識と実績を有している。一方、欧州では国際熱核融合実験装置(ITER)のプラズマ加熱と電流駆動を目的とした 1 MeV/16.7 MW の負イオン型 NBI の開発を行うことが予定されている。ITER 用 NBI は 3 段階のステップを踏んでおり、第 1 ステップの開発研究はマックスプランク プラズマ物理研究所(IPP)で行われ、第 2 段階はイタリア RFX コンソーシアムで、2017 年度に建造されるビームエネルギー 100 keV の負イオン源型 NBI テストファシリティ (SPIDER)の開発、そして最終段階として同じく RFX コンソーシアムで 2030 年度に建造されるビームエネルギー 1 MeV の NBI(MITICA)の開発である。

NIFS と欧州の NBI の負イオン生成方式は、前者がフィラメントアーク放電、後者が RF 放電を用いており、イオン源プラズマの視点からは、いくつかの点で相違があるが、ビーム形成と加速に関しては物理現象論的には共通である。このため、2012 年から 2016 年までの 4 年間、日本学術振興会の二国間協力事業の枠組みで、NIFS 側は当該研究所の LHD 用 NBI での実験データの提供を行うとともに、NBI テストスタンドでのビーム加速実験を行い、その結果をイタリア側が所有しているビーム軌道計算コードでベンチマーク解析を行ってき

ている。図 4.4.3-1 は LHD 用 NBI の実験結果をビーム軌道コードで解析したもので、引出電極と加速電極におけるビーム衝突箇所の分布を示している。このような実験・シミュレーション間のベンチマークは、ビームによる加速電極群の損傷が何に起因し、どのような対策を立てるかを考察するための足がかりとなるだけでなく、新たな加速電極系を設計する際に極めて有効になる。

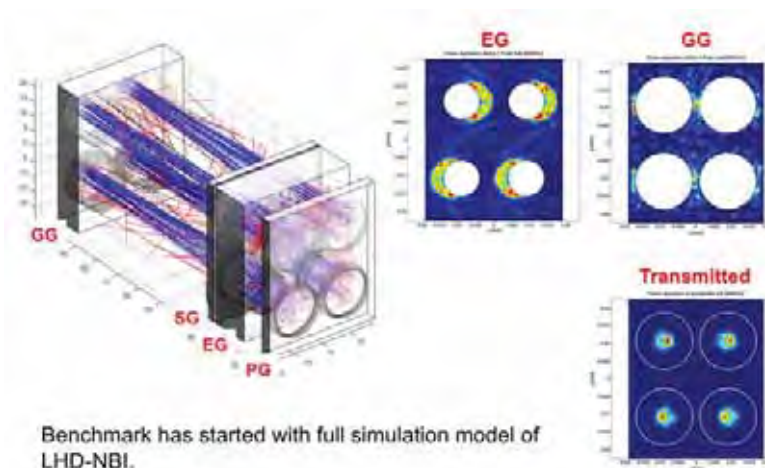


図 4.4.3-1 LHD 用 NBI での負イオン加速に伴う各電極とビームの衝突箇所の分布シミュレーション結果。

NBI 用負イオン源の場合、広い面積からビームを引き出すため多孔電極を用い、個々の孔から引き出される個々のビームレットを合流させることで強輝度のビームを生成する。このようなビームを解析するためには、個々のビームレットの断面分布とピーク位置の分布を知る必要がある。このためビームレットを黒煙板に当て、その温度分布を数値化し収集可能なビームレットモニタリングという手法を用いる。モニター面である黒煙板は、ビームレット軸に対して平行方向の熱拡散が高く、垂直方向の熱拡散が低い特性を持つものがビームレットの形状をより忠実に再現する。そこで、モニター板としてカーボンファイバーをビームレット方向に揃えた一方向カーボンファイバーコンポジット(CFC)を用いる。図 4.4.3-2 は 3 行 5 列に制限した電極孔から引き出したビームレットの赤外線像である。NIFS テストスタンドの場合には

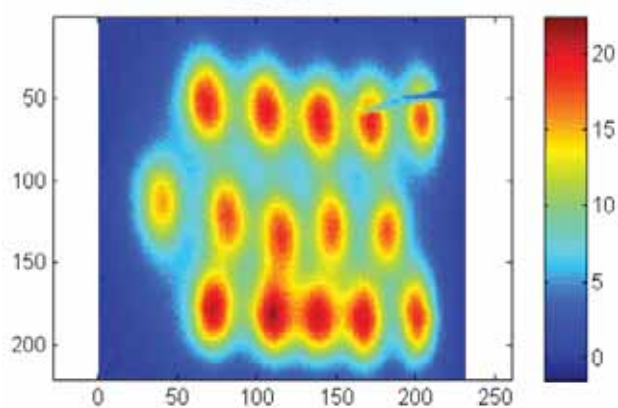


図 4.4.3-2. 一方向 CFC 板上の 3 行 5 列のビームレット赤外線像

モニター板が負イオン源ビーム加速系最下流電極から約 800 mm 離れており、ビームレット中の空間電荷効果による広がりが少ないため、個々のビームレット分布を分離することが可能であり、精度の高い解析が可能になっている。

LHD-NBI 用負イオン源加速電極系では垂直方向に 5 セグメントで構成されている。このビーム加速系のうち、2007 年度より、これら 5 セグメントのうちの 1 セグメントに含まれる全ビームレット像を一度にモニターすることが可能な CFC 板を設置しており、多孔電極周辺部のビームレットの空間電荷による相互作用の度合いと、新型ビーム加速電極の試験を行っている。負イオンビームの場合、共に引き出される電子を抑止するための磁場が存在しており、この磁場による負イオン軌道を補正するために電極軸をシフトさせている。磁場のビームレットに対する影響は不明な点が残っており、ビームレットモニター実験結果とシミュレーション結果を調合することで、シミュレーションでは現れない現象、例えばビームレットのテイルティングやビームハローについての知見を得ている。

さらに、昨年度よりイタリア側の提案として、ビームパスに沿って発生するビームプラズマとビームの相互作用の相関を調べるために、抑止電界エネルギー分析器(RFEA)を NIFS テストスタンドに設置している。RFEA とビームレットモニターと組み合わせることで、ビームプラズマ密度とビーム発散角の詳細な関連を見いだす研究を行なっている。2017 年度より、これらの研究活動はさらに広い枠組みとして自然科学研究機構の機構間ネットワークとして行われている。

以上のように、RFX コンソーシアムと共同研究を行うことで、NIFS 側は 2017 年度より行われている重水素ビーム加速の知見と今後の FFHR 等の DEMO 炉用 NBI の方向性を、イタリア側は ITER-NBI の開発のために必須な構成要素を得ている。

参考文献

[4.4.3-1] M. Kasaki, K. Tsumori, H. Nakano, K. Ikeda, M. Osakabe, K. Nagaoka, M. Shibuya, M. Sato, H. Sekiguchi, S. Komada, T. Kondo, H. Hayashi, E. Asano, Y. Takeiri, and

- O. Kaneko, “Electron density measurement of cesium seeded negative ion source by surface wave probe”. *Rev. Sci. Instrum.* 83 (2012) 02B113
- [4.4.3-2] N. Fonnesu, P. Agostinetti, G. Serianni, M. Kasaki and P. Veltri, “A multi-beamlet analysis of the MITICA accelerator,” *AIP Conf. Proc. of fourth International symposium on Negative Ions, Beams and Sources*, 1655, (2014) 050008.
- [4.4.3-3] P. Veltri, V. Antoni, P. Agostinetti, M. Brombin, K. Ikeda, M. Kasaki, H. Nakano, E. Sartori, G. Serianni, Y. Takeiri and K. Tsumori, “Optics of the NIFS negative ion source test stand by infrared calorimetry and numerical modelling,” *Rev. Sci. Instrum.* 87 (2016) 02B908.
- [4.4.3-4] K. Tsumori, K. Ikeda, H. Nakano, M. Kasaki, S. Geng, M. Wada, K. Sasaki, S. Nishiyama, G. Serianni, C. Wimmer, P. Agostinetti, E. Sartori, M. Brombin, K. Nagaoka, M. Osakabe, Y. Takeiri, O. Kaneko, and NIFS NBI group, “Negative Ion Production and Beam Extraction Processes in a Large Ion Source”, *Rev Sci Instrum.* 87 (2016) 02B936.
- [4.4.3-5] P. Veltri, E. Sartori, P. Agostinetti, D. Aprile, G. Chitarin, N. Fonnesu, K. Ikeda, M. Kasaki, H. Nakano, A. Pimazzoni, K. Tsumori and G. Serianni, “Ion beam transport: modeling and experimental measurements on a large negative ion source in view of the ITER heating neutral beam”, *Nuclear Fusion*, 57 (2016)
- [4.4.3-6] E. Sartori, H. Nakano, P. Veltri, M. Kasaki, A. Pimazzoni, M. Brombin, V. Antoni, K. Ikeda, K. Tsumori and G. Serianni, “First Measurements of Beam Plasma in NIFS Test Stand” presented at the 17th International Conference on Ion Sources, 15-20 October, 2017, CERN-CICG-Geneva (to be published).

4.4.4 JT-60SA 用超伝導導体・コイル試験

(1)はじめに

ITER・BAに関連した研究の一環として、核融合科学研究所・超伝導マグネット研究棟の大型超伝導試験設備を活用した量子科学技術研究開発機構(QST)との共同実験を実施している。2020年のファーストプラズマを目指しQSTでBA活動の一環として製作が進められているJT-60SAの超伝導マグネットの構成を図4.4.4-1に示す。日本が製作を担当するのは、中心ソレノイド(CS)コイルと平衡磁場(EF)コイルのため、ここでは、JT-60SAの超伝導導体試験(EF及びCSコイル導体)とCSコイル試験について述べる。

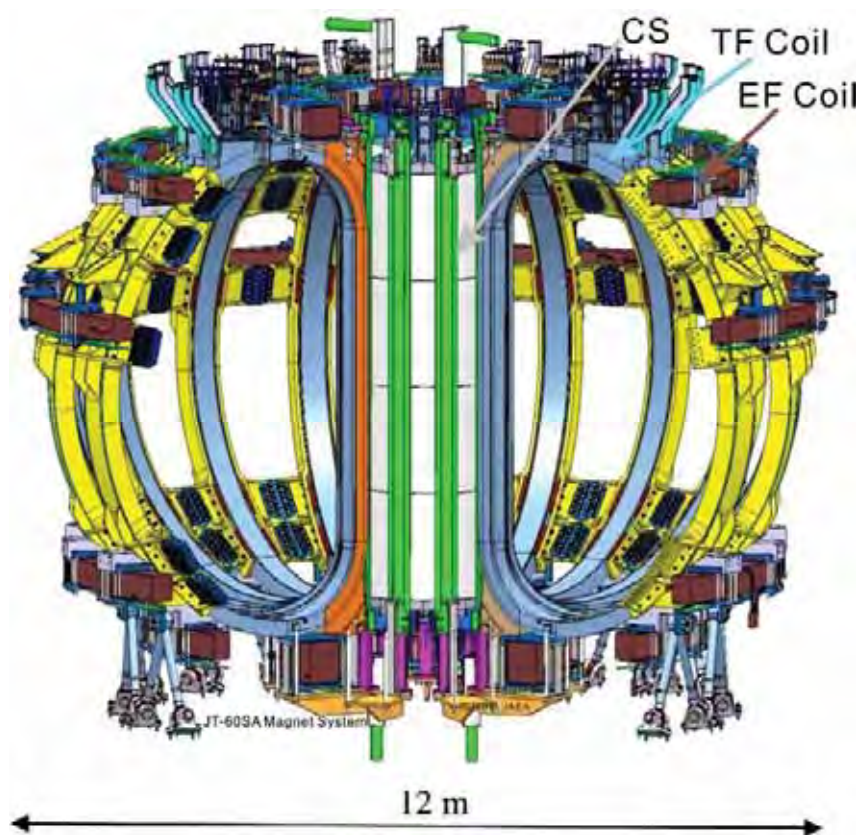


図4.4.4-1 JT-60SA超伝導マグネット構成

(2) JT-60SAの超伝導導体試験

今回の外部評価の対象は 2010 年度からの共同研究実績だが、JT-60SA 超伝導導体試験及び導体接続部の性能評価に関する QST(旧 JAEA)との共同研究は 2007 年から実施している。関連した一連の研究であることから、ここでは 2007 年度からの試験実績をまとめて表 4.4.4-1 に示す。

EF 及び CS 用超伝導導体の性能確認試験の結果を表 4.4.4-2 にまとめて示す。導体接続部の試験結果を表 4.4.4-3 にまとめて示す。8 年間に 4 種類のケーブル・イン・コンジット(CIC)導体、7 種類の導体接続部の性能試験を行った。結果として JT-60SA の EF コイル及

び CS コイルに求められる超伝導導体及び導体接続部の仕様を満足することが確認できた。

表 4. 4. 4-1 JT-60SA 超伝導導体及び接続部の試験実績

JFY ^a	Test contents
2007	Tcs measurement of a prototype conductor sample for the EF coil
2008	Joint resistance measurement of a prototype joint sample for the EF coil
2009	Stability test of a prototype conductor sample for the EF coil Tcs measurement of a conductor sample for the EF-H coil Stability test of a conductor sample for the EF-H coil
2010	Tcs measurement of a conductor sample for EF-L coil Stability test of a conductor sample for the EF-L coil Joint resistance measurement of a joint sample for the EF-H nad EF-L coils
2011	1 st Tcs measurement of a conductor sample for the CS coil 2 nd Tcs measurement of a conductor sample for the CS coil
2012	Joint resistance measurement of a butt joint sample for the CS coil Quench test of a butt joint sample for the CS coil
2013	Joint resistance measurement of a terminak joint (Type A) sample for the CS coil
2014	Joint resistance measurement of a terminak joint (Type B) sample for the CS coil Joint resistance measurement of a feeder joint sample for the EF coil

^aJFY: Japanese fiscal year

表 4.4.4-2. JT-60SA 超伝導導体試験結果

Item / Coil name	EF prototype	EF-H	EF-L	CS
Superconductor	NbTi	←	←	Nb ₃ Sn
Test conditions				
Current (kA)	20	←	←	22.6
Magnetic field (T)	6.2	←	4.8	8.0
Mass flow of SHe (g/s)	3.9	4.0	4.4	3.4 (before the cycle ^b) 2.9 (after the cycle)
Tcs ^a measurements				
Requirement (K)	-	> 5.82	> 6.14	> 7.51
Test result (K)	6.2	6.21	7.24	8.75 (before the cycle) 8.85 (after the cycle)

^aTcs is an abbreviation for current sharing temperature.

^bThe cycle is an abbreviation for repeated electromagnetic and thermal cycles.

表 4.4.4-3 JT-60SA 導体接続部試験結果

	EF prototype	EF pancake	EF terminal	EF feeder	CS pancake	CS terminal (type A)	CS terminal (type B)
Joint type	Lap joint	←	←	←	Butt joint	Lap joint	←
Jointed cables	NbTi cables	←	←	←	Nb ₃ Sn cables	NbTi/Nb ₃ Sn cables	←
Test conditions							
Current (kA)	20	←	←	←	←	←	←
Temperature (K)	4.2	←	←	←	7.0	4.2	←
Magnetic field (T)	2	3	←	2	2	4	←
Cooling method	Bath cooling	←	←	←	Forced flow	Bath cooling	←
Mass flow rate (g/s)	-	-	-	-	3.3 – 3.6	-	-
Joint resistance							
Requirement (nΩ)	-	< 5.0	←	←	←	←	←
Test result (nΩ)	1.9	1.9	2.1	1.7	2.1	1.2	16.8

参考文献

[4.4.4-1] “Conductor and joint test results of JT-60SA CS and EF coils using the NIFS test facility,” T. Obana, et al., Cryogenic 73 (2016) 25-41.

(3) CSコイル試験

実機のCSコイル製作に進むための性能確認試験として、 Nb_3Sn 超伝導素線のケーブルブル・イン・コンジット(CIC)導体で巻線された4層パンケーキコイルであるCSモデルコイルを試験した。

CSモデルの4層パンケーキコイル仕様は内径1.3m、外径2m、高さ0.12m、重量2トンである。また、CSモジュールコイルの形状は52層のパンケーキコイルであり、コイル仕様は内径1.3m、外径2m、高さ1.6m、重量18トンである。

試験には、核融合科学研究所・超伝導マグネット研究棟の強制冷却導体試験装置等の大型超伝導試験設備を活用し、QSTとNIFSの共同実験として実施した。実機CSコイルの冷却条件を模擬した超臨界圧ヘリウム(SHe)を用いた強制冷却により、CSモデルコイルを冷却し、コイルの臨界電流測定、接続部の抵抗測定、SHeの圧力損失を測定した。結果として、臨界電流の測定値は、 Nb_3Sn 素線に-0.62%の歪みが加わった場合の推定値と一致し、巻線等のコイル製造過程において超伝導導体、素線に劣化がないことが確認された。

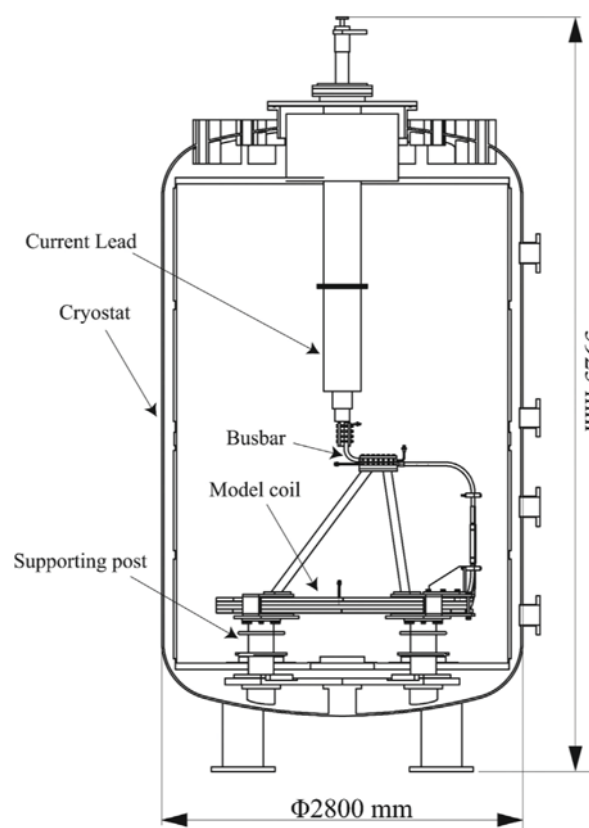


図4.4.4-2 強制冷却導体試験装置



図 4.4.4-3 強制冷却試験装置へのコイル設置作業の様子
(左図:モデルコイル、右図:モジュールコイル)

本試験の成功を受け、CS コイルの製作が開始された。平成 28 年には、最初の実機 CS コイルの性能確認試験を QST と NIFS の共同実験として実施した。

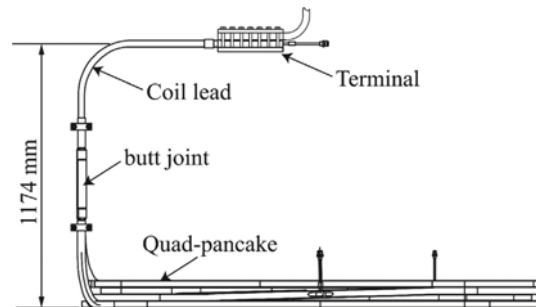


図4.4.4-4 CSモデルコイル

モデルコイル試験では、臨界電流値、圧力損失等を測定し、設計要求値を満足することを確認した。また、モジュールコイル試験では、モジュールコイルの導体間接続抵抗等を測定し、コイルの健全性を確認することができた。

さらに、CS コイル端部接続と EF コイル端部接続の抵抗測定では、それぞれ、撚線同士を銅ブロックを介して接続する Lap joint 方式を採用したサンプルを使用した。接続抵抗測定を行う際、ラケット形状(全長 1.5m 程)の CS コイル端部接続用サンプルの測定では、大型導体試験装置(4.4.4-5)を使用した。また、U字形状(全長 0.5m 程)の EF コイル端部接続用サンプルの測定では、中型導体試験装置を使用した。接

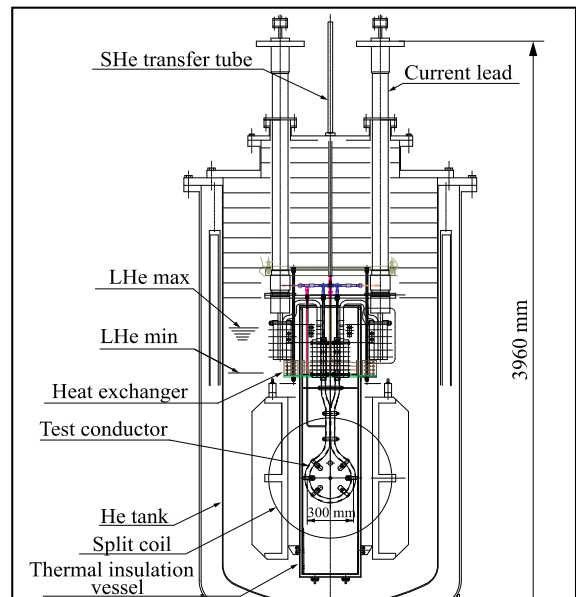


図4.4.4-5 大型超伝導導体試験装置

続抵抗測定の結果、各接続サンプルで設計要求値(5 nΩ)を満足することができた。

参考文献

[4.4.4-2] “Performance verification tests of JT-60SA CS model coil,” T. Obana, et al., Physica C 518 (2015) 96 – 100.

4.4.5 BA 計画との連携及び貢献

Broad Approach(BA:幅広いアプローチ活動)研究は、ITER 建設計画の進行とともに日欧協議の下で実施されている。本活動に関する日本の国内機関は QST である。

本外部評価の対象となる年度では、ITER のみならず原型炉設計活動の一環として BA 計画への連携及び貢献事項が実施されている。原型炉設計活動では、トカマク型もしくはヘリカル型における共通課題も数多くあるため、核融合科学研究所からも多くの貢献が行われている。

4.4.5.1 放射化フェライト鋼中における水素同位体及びヘリウムの挙動に関する

研究 (H26-H28 年度)

主に F82H などの低放射化フェライト鋼中に存在し得る各種格子欠陥(先在欠陥並びに照射欠陥)と水素同位体及びヘリウムとの基本的な相互作用について明らかにするため、共同研究を実施した。

F82H 鋼中の主要な析出物である Cr₂₃C₆ 中における水素及びヘリウムの存在状態について第一原理計算を用いて調査した。その結果、水素の存在位置として2種類の格子間位置があること、またヘリウムについては6種類存在することを発見した。(代表:加藤太治)

4.4.5.2 SiC 材料のヘリウム及び水素の捕捉、放出、透過特性に及ぼす照射効果に関する研究 (H24-H28 年度)

核融合炉用構造材料、電気絶縁材料として開発研究が進められている SiC 材料を対象に、結晶状態評価への光学的手法の適用可能性を調べる目的でカソードルミネッセンス(電子ビーム誘起発光)測定を実施した。測定には、幅広いレンジで照射電流量の調整が可能、かつ、1μm以上の高い空間分解能での発光測定が可能である電子顕微鏡を用いた。製造元の異なる2種類の多結晶 CVD-SiC 試料を約-150°Cまで冷却し、200-980nm の範囲でカソードルミネッセンススペクトルを取得したところ、異なる波長でそれぞれの発光ピークが観察された。このうち1種類については、イオンビームによって10dpaの照射損傷を与えた後のスペクトル変化を調べ、照射前に観測されていた波長領域でのピークは消滅し、より長波長側にピークが現れることを確認した。発光波長と欠陥や不純物との相関や照射損傷に伴う発光波長変化のメカニズムについて更に研究を進める必要があるが、各材料に対するスペクトルや照射損傷等に伴う発光波長の変化をデータベース化することで、カソードルミネッセンス測定を材料の結晶状態変化の評価、また、実際の核融合炉における材料状態の検査に適用できると考えられる。(代表:田中照也)

4.4.5.3 液体リチウム中の非金属不純物の制御法に関する研究 (H25-26 年度)

中性子源のターゲットである液体リチウム中の水素同位体濃度測定のため、金属壁透過を用いたセンサーの開発を行った。

高透過性の期待できる Ti を基板とし、耐劣化性(酸化・窒化など)を付与するため Pd や Ta、W などを被覆したものを製作して対リチウム環境での水素透過測定を実施した。実験結果から、高い透過性を示すものも存在したが透過性が安定せず、また試験後の断面観察では剥離や基板中への拡散などが認められ、長期に安定したセンサーとしては従来の純鉄が望ましいことが明らかになった。

次に、低濃度水素に対する定量性の確認と、それまでに実施してきた静置環境よりも実際の環境に近い、ガスバブリングを用いた動的環境での透過特性を測定した。透過の安定性の確認された純鉄管内でリチウムを溶解させ、水素 10wppm を添加することに透過量を測定したところ、明確な透過量の増大が確認され、wppm オーダーの分解能が達成できることが明らかになった。さらに透過状態でアルゴンガスによるバブリングを行ったところ、バブリングの有無・流量変化に対する透過量の変化は非常に小さく、実環境においても流速の影響が限定的であることが明らかになった。(代表:八木重郎)

4.4.5.4 核融合炉のコストモデルに関する研究 (H26 年度~H27 年度) / 原型炉設計領域選定に向けたシステムコードの高精度化 (H28 年度~H29 年度)

核融合発電の実証を行う原型炉の設計パラメータ決定には、炉心プラズマ性能はもちろん、工学機器の設計条件、安全性、コストといった要素を総合的に判断したシステム全体としての最適化を行う必要がある。また、原型炉に続く商用炉への開発戦略を考える上では、各設計パラメータがコストを含めた発電プラントとしての性能に及ぼす影響を系統的に評価する必要がある。このような目的のため、本共同研究では主にコスト及び所内消費電力の評価モデルを中心に核融合炉設計システムコードの改良を継続的に行っている。コスト評価モデルについては、それまで軽水炉の経験を基に構成されていたモデルを ITER の設計・建設活動を基に拡張・改良し、ITER で必要となる全ての機器・設備・建屋についてそのコストを個別に評価するモデルを構築した。特に炉心機器については、材料費と製作費の区分を可能とし、またシステムコードに組み込まれた超伝導コイル設計ツール等と対応させることで、より正確な評価を可能とした。所内消費電力については、特に炉内機器の冷却ポンプ動力について、トカマク原型炉設計候補点に対する詳細評価に基づくスケーリングの導入を行ったほか、その他の機器についても ITER の詳細設計に基づくモデルを構築した。これらの改良により、図 4.4.5.4-1 に示したように核融合炉の直接建設費に占める周辺プラント設備の割合が 4 割程度と当初の予想よりも高いことや、同規模出力の装置の所内消費電力が従来モデルでの予測の 5 倍程度になることが判明するなど、コスト・所内消費電力の予測精度が向上し、原型炉・商用炉に向けて設計最適化を行うべき部分の明確化が進んだ。(代表:後藤拓也)

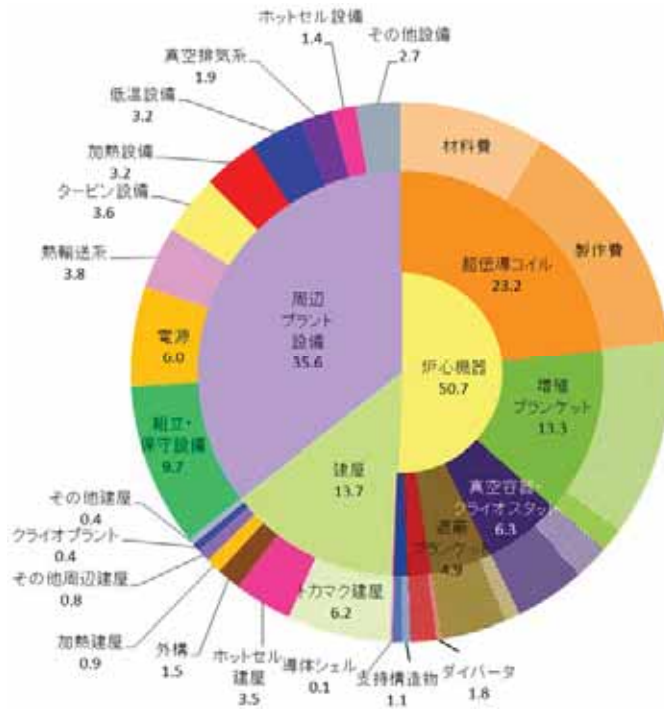


図 4.4.5.4-1 核融合原型炉に対する直接建設費内訳評価

4.4.5.5 低放射化フェライト鋼の時効及びクリープ変形中における析出挙動 (H24-H25 年度)

低放射化フェライト鋼 F82H の、長時間の熱時効またはクリープ変形による析出状態の変化を抽出残渣分析により明らかにし、強度その他の特性との相関について検討する。また、F82H に加え、大学共通材料 JLF-1、中国材 CLAM についても試験も行き、比較検討をすることで熱処理条件、微量添加元素濃度の影響を明らかにすることを目的とした。

F82H-IEA 材では 400~650℃の 10 万時間時効材、そして JLF-1、CLAM については 550~700℃、100~2000 時間時効材の抽出残渣分析と硬さ試験を行った。F82H の 10 万時間時効材、JLF-1、CLAM の 2000 時間時効材のいずれにおいても、600℃以上の時効で軟化した。時効材ではラーベス相析出の増加が確認された。残渣中の W 量から固溶 W 量を推定すると、550℃以上では添加量の半分まで低下しており、600℃以上での軟化は W の固溶硬化の減少が原因と考えられる。550℃ではラーベス相による軟化と TaC 析出による硬化が重なり、結果として強度変化が小さいことが分かった。(代表:長坂琢也)

4.4.5.6 低放射化フェライト鋼時効材の強度、延性及び加工硬化能の評価 (H26-H28 年度)

低放射化フェライト鋼 F82H の時効による析出状態の変化が、強度、延性、及び加工硬化能に及ぼす影響を明らかにする。平成 25 年度までに 10 万時間時効材における析出状態を抽出残渣分析で明らかにしている。本研究ではそこに至るまでの過程と時効効果のメカニズムを明らかにするため、より短時間、1000~3 万時間の時効材について分析を行う。引張

試験と圧縮試験により、機械特性と高歪までの加工硬化能を評価する。

F82H-IEA 材を 400、500℃で時効した場合には、10 万時間まで室温及び高温いずれも強度低下は無いが、550℃では 1 万時間まで、600℃では 3000 時間までが強度を保てる限界である。また、650℃では 1000 時間でも強度低下が起こった。これらの強度低下は、Hollomon-Jaffe パラメータを用いアレニウス型の熱活性化過程で近似ができた。圧縮試験では、10%程度まで直接加工硬化量の測定ができた。降伏応力については、圧縮試験と引張試験の結果が一致したが、降伏後の応力、すなわち加工硬化は圧縮試験の方が大きく、これはバレル変形で変形が試験片中心部に集中するためと考えられる。(代表:長坂琢也)

4.4.5.7 JET-ILW 対向材タイル表面の微細構造の分析 (H26-H28 年度)

本研究は、JET-ILW で使用された VPS-W 及び黒鉛ダイバータタイルを FIB 加工及びその後の TEM 観察により詳細な微細構造解析を行い、構造変化に伴う水素同位体の捕捉特性の変化を調べることを目的とした。平成26年度は、JET-ILW タイルの六ヶ所サイトへの輸送が1月まで行われなかったため、来年度以降の効率的な実験の遂行を目指して、JET-ILW タイル以外での FIB 及び TEM 観察の基礎実験を行った。

JET-ILW ダイバータタイルを開封・切断した後、トカマクプラズマ照射による対向材表面の変質(組成・組織・表面状態)について、集束イオンビーム加工観察(FIB)、電子顕微鏡(SEM / TEM)観察、及び組成・組織分析(EDS)を用いて、ポロイダル断面上の異なる場所のタイルに対して調べた。

1-10c は堆積優先領域であり、W, Ni, O, C で構成される厚さ 200~400 nm の Mixed-material 堆積層がタイル表面に確認された。また、TEM 観察によって、100nm を超す大きなサイズの He バブルが堆積層内の一部の層に高密度に存在することが確認された。この事実は、このタイルが堆積優先領域でありながらも、プラズマ粒子束(特に重水素)も十分に高い領域であったことを示唆するものである。一方で、3-2a では強いスパッタリング損耗が確認された。このタイルだけは表面層が Mo コーティング層で構成されていたタイルであったが、初期の Mo 層の厚さと比較すると約 1 μ m 程度の損耗が発生したと見積もられる。また、4-10b においては、W, O, C を主成分とする厚さ約 200nm の Mixed-material 堆積層が緻密な層構造となり表面に形成されていた。TEM の電子線回折図形(ED pattern)からは、輪郭のしっかりとしたデバイ・リングが確認された。リング半径の解析により、大部分の堆積層は Be の微細結晶粒で構成されていることが明らかとなった。本結果を別のグループで実施されている水素同位体蓄積量評価と比較することで、微細構造変質に伴う水素同位体捕捉特性変化のメカニズムが明らかになることが期待される。

(H28)外側のダイバータタイル(No.8, No. 7, No. 6)について集中して分析を行った。No. 8, No. 7, No. 6 タイルから採取された試料名をそれぞれ 8-10b, 7-1a, 6-6b と名付けた。さらに、一部について、内側のタイルではあるが、No. 3 からのタイルサンプル 3-6a についても分析を実施した。No. 4 からのタイルサンプル 4-6b についても分析を実施した。

外側ダイバータタイルの 8-10b, 7-1a については特に目だった変化が観測されなかったため、スパッタリング損耗と不純物堆積がほぼバランスされていると考えられる。一方で、6-6b については 1 μ m を超す主に Be, Ni, O, N で構成される Mixed-material 堆積層が確認さ

れた N の深さ分布には異方性があり、より浅いところに多く存在することが分かった。この理由としては、Nパフ実験が時期によって多いあるいは少ないにことに起因すると思われる。3-6a では、タイル表面の僅か $1\mu\text{m}$ 四方の領域で損耗優先領域と堆積優先領域が混在する興味深い結果が明らかとなった。これは、タングステン被覆炭素ダイバータタイルが、本質的に有するマイクロスケールの表面凹凸に対してダイバータプラズマの磁力線が浅い角度で入射することで、ダイバータプラズマ粒子束に直接曝される領域と陰になる領域が発生するためであると考えられる。本結果より、損耗領域と堆積領域の区別は単純ではなく、初期の表面凹凸状態に強く関連することが初めて明らかになった。

(代表:時谷政行)

4.4.5.8 JET ダストの組成及び水素同位体保持特性に関する研究 (H26-H28 年度)

原型炉内で発生するダスト粒子はトリチウムを含む放射化物であり、放射化した浮遊物体(ダスト粒子)の拡散防護、メンテナンス機器への付着等による汚染拡大の影響が懸念されるなど、その性状の把握は重要な課題である。しかしながら、稼働中の核融合実験装置においても、金属もしくは金属混合ダストの評価は十分行われていない。本研究では、JET 重水素実験後に採取されたダスト(炭素壁及び ILW (ITER Like Wall))の性状(形状や組成)とその水素同位体蓄積量との相関について明らかにし、ITER 及び原型炉におけるトリチウム保持量評価に資するデータを蓄積する。得られた結果の一部を下記に記す。

・ILW ダストの詳細分析の一例として、ベリリウムを含むダストの形状、組成、断面測定を行った。ベリリウムの定量評価のため、電子線マイクロアナライザ(EPMA)を使用した。その際、測定対象となる面を平滑化するために集束イオンビーム(FIB)により薄膜化処理を行い、測定を実施した。EPMA と SEM/EDX の結果から、厚み $8\mu\text{m}$ でベリリウムが主成分であるダストであること、一方向において酸素含有量が高いこと、ダストの表面の一部にタングステンが含まれていること等が明らかとなった。また、透過型電子顕微鏡(TEM)像の結果から、ダスト中のベリリウムの結晶構造が明らかであることから、高磁場側のタイルで使用されていたベリリウム被覆が剥離したものであると推測される。このように、詳細分析の結果から、ダストの由来に関する考察を進めることが可能となった。

・含有トリチウム量の評価として、液体シンチレーション・カウンター(LSC)による簡易測定を行った。実機で生成されたダスト粒子のトリチウム量の実測は 2000 年代から行われていない。また、それ以降はプラズマパラメータが桁違いで低く、今回予想されるトリチウム含有量は最大で GBq/g オーダーであった。そこで、早期にかつ簡単に測定する方法として、少量(数mg 程度)を直接カクテル液に入れて測定する方法を用いた。

その後、燃焼法による含有トリチウム量の全量評価を実施した。燃焼法では、事後に残った灰に含まれるトリチウムも最大で 20Bq であり、燃焼時に放出されるトリチウムを水バブラーに集約し、その後の LSC 測定によって全量評価が可能であることを実証した。

この結果、炭素ダストと ILW ダストでの specific activity の違いは小さく、内側ダイバータと比較すると炭素ダストで 3.3 GBq/g、ILW ダストで 0.75GBq/g であった。ただし、炭素ダストの発生量は ILW ダストに比べて 2 桁多いため、炉内に残留するトリチウム量としては ILW に変更したことで顕著な軽減効果が得られることが明らかとなった。ILW ダストと炭素ダストの

specific activity に関する差が小さい理由として、炭素ダストが以前一部に残っていることと、ベリリウム、タングステンが炭素や酸素と化合物を作ることによりトリチウム補足量が増加していることが考えられる。

LSC で得られたトリチウム量は燃焼法と比べて低い傾向にある。これは、LSC ではダスト粒子表面から放出されるトリチウムが主で内部蓄積トリチウムが反映されないことに起因する。LSC 法によって1年以上の放出挙動を比較すると増加傾向にあることも分かっている。詳細については今後解析が行われる予定である。(代表: 芦川直子)

4.4.5.9 原型炉におけるトリチウム蓄積量の予測及び実時間トリチウム除染法の

検討 (H29 年度)

核融合炉内の残留トリチウム量の予測と軽減手法の確立は、核融合発電炉に向けたロードマップにおいて大変重要な課題である。核融合原型炉実現に向けた中間チェック&レビューへの対応も考慮して、本課題は原型炉設計の募集課題「材料中におけるトリチウム挙動評価のためのデータベース構築」として採択された。原型炉では、真空容器の開放を伴うメンテナンス時に炉内トリチウム量を可能な限り低減し、放出を許容できるまで低減できなければメンテナンスはできない。プラズマ真空容器解放前の高濃度のトリチウムはプラズマ対向面で生じると考えられ、除去方法はベーキングや放電洗浄が主になると考えられる。このような問題に対し、原型炉運用条件下を対象とした下記の課題を実施している。A) 能動的な手法による実時間トリチウム除染法に関する基礎実験、B) タングステン、低放射化フェライト鋼、銅合金に対する中性子照射効果を含むリテンション評価、C) 材料中におけるトリチウムを含む水素同位体挙動を理解するためのシミュレーションコードの開発、D) メンテナンス・シナリオ構築に必要な実験データの抽出及び不足データに関する議論。(代表: 芦川直子)

5. 人材育成

5.1 大学院生、博士研究員等の教育・指導

核融合科学研究所は、総合研究大学院大学(総研大)物理科学研究科・核融合科学専攻博士課程(5年一貫性)に在籍する大学院生を教育する基盤機関である。また、同時に、名古屋大学大学院工学研究科エネルギー理工学専攻、及び、名古屋大学大学院理学研究科素粒子宇宙物理学専攻の大学院生を受け入れるとともに、全国の大学から大学院生を特別共同利用研究員として受け入れ、教育を行っている。併せて、COE研究員や日本学術振興会特別研究員の博士研究員を受け入れ、研究の指導を行い、核融合研究の将来を担う人材の育成に貢献している。さらに、北海道大学、東北大学、富山大学、大阪大学、東京大学において、連携大学院として講義や指導も行っている。

核融合工学研究プロジェクト関係のうち、核融合システム研究系、及び、装置工学・応用物理研究系で指導を行った大学院生の人数について、本外部評価の対象年度の5年間における推移を図5.1に示す。この5年間で、合計18名の博士課程(5年一貫性)の大学院生を受け入れ、教育・指導を行ってきた。研究テーマは多岐にわたり、幅広い核融合炉工学分野において人材育成を行っている。これらの成果は、6件の博士学位論文として提出された。また、主要学術雑誌である Nuclear Fusionや、Fusion Engineering and Design、等に合計39件の投稿論文が掲載された。また、国際会議においても、大学院生、博士研究員による研究成果の発表が積極的に行われており、合計40件となっている。査読付き論文の本数と国際会議における発表件数について、図5.2に年度ごとにまとめる。併せて、他大学から、(のべ)合計39名の特別共同利用研究員も受け入れ、教育・指導を行った。

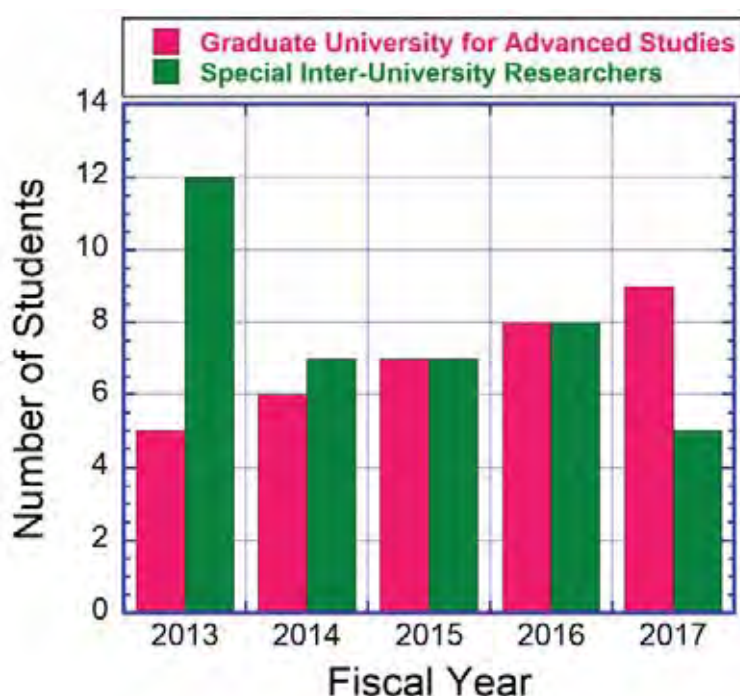


Figure 5.1 Number of students at SOKENDAI (Graduate University for Advanced Studies) and of the framework of “Special Inter-University Researchers” accepted from other universities, both educated under the NIFS-FERP during FY2013-FY2017.

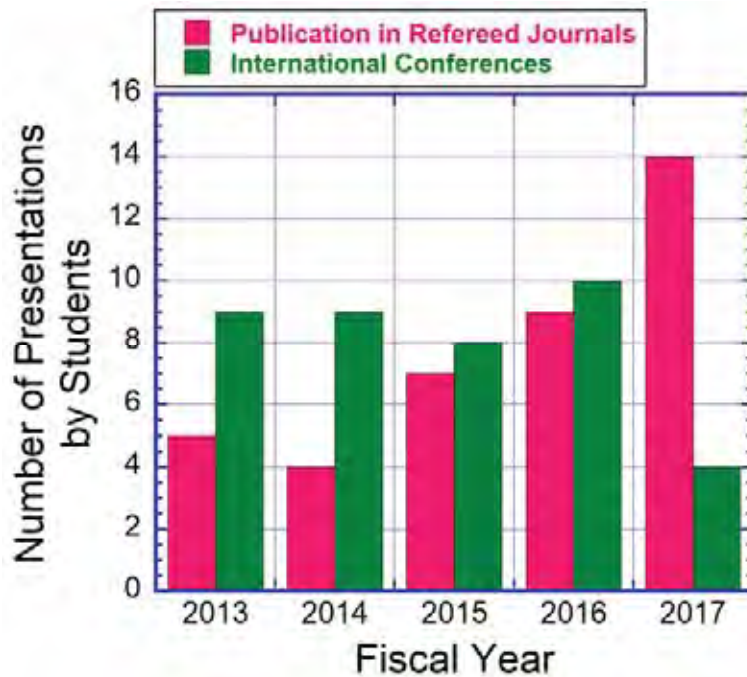


Figure 5.2 Number of publications by students of NIFS-FERP in refereed journals and number of presentations given by students of NIFS-FERP in international conferences during FY2013-FY2017.

NIFSは、大学共同利用機関法人であり、核融合工学研究プロジェクトについても、全国の大学との共同研究によって強力に支えられている。そこで、NIFSの共同研究（一般共同研究、LHD計画共同研究、双方向型共同研究）のうち核融合工学研究分野に関連するテーマを遂行している各大学の研究室における学生の進路統計を分野別にまとめるべく動向調査を行った。その結果を図5.3、及び、図5.4に示す。これは、各共同研究代表者に調査を依頼し、回答を得たものである。核融合関連工学分野の進路としては、企業、進学、研究機関としている。現状の調査結果として、核融合関連工学分野に進む学生の率がかなり低いことが分かる。将来の核融合発電の実現に向け、今後、核融合関連に進む学生の数を大幅に増やせるよう、核融合工学研究プロジェクトの共同研究を通じて一層の努力が必要であると認識する。

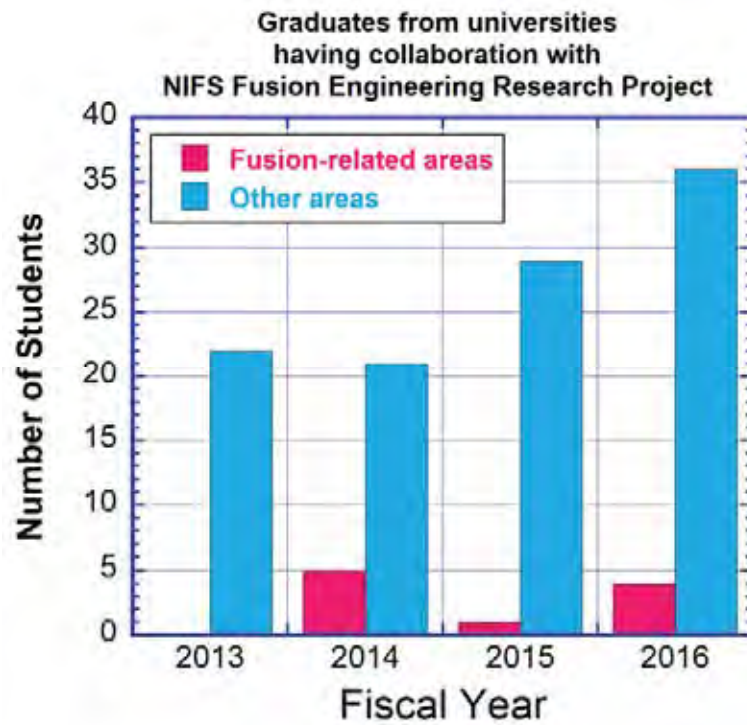


Figure 5.3 Number of students that selected fusion-related areas and other areas among the graduates from universities during FY2013-FY2017.

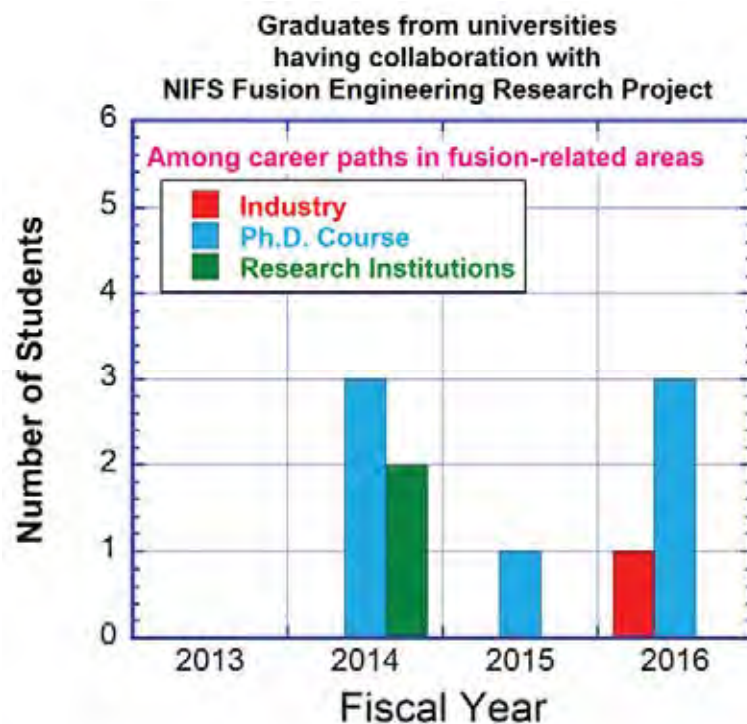


Figure 5.4 Number of students that selected the career paths in fusion-related areas among the graduates from universities during FY2013-FY2017.

5.2 学生勧誘活動

5.2.1 総研大・夏の体験入学

総合研究大学院大学(総研大)物理科学研究科核融合科学専攻では、毎年8月に、大学生(1~4年生)、高専生(4~5年生、専攻科1~2年生)を対象として、「夏の体験入学」を開催している。これは、核融合科学研究の研究内容を広く周知するとともに、将来の核融合科学分野の研究者を目指す学生の発掘を目的としている。プラズマ実験、超伝導実験などの先進理工学実験や、理論・シミュレーションなど、核融合に関する幅広い分野から課題を学生に選択してもらい、合宿形式で研究の最前線を体験してもらう企画である。開校式、オリエンテーションから始まり、LHDとシミュレーション関連施設の見学、懇親会、特別講義が行われ、教員及び総研大在学生の指導によって各課題の研究活動を行う。研究内容は最後の発表会で発表され、核融合研の教員や総研大等の在校生とともに質疑応答が行われる。核融合工学研究プロジェクトからは、表5.1の課題が提案され、毎年、各課題で3名前後の学生を受け入れている。研修時の写真を図5.5に示す。

5.2.2 SSH 活動、等

核融合科学研究所では、上記の大学院教育の他にも、教育連携活動として、高校生や高専生の教育にも力を入れている。特に、スーパー・サイエンス・ハイスクール(SSH)事業、及び、サイエンス・パートナーシップ・プログラム(SPP)活動には長年に渡って協力しており、核融合工学研究プロジェクトにおいてもこの活動に積極的に参加している。これらのプログラムでは、最先端科学の現場に触れ、現役の研究者から直接指導を受けることで、高校生が科学への興味を深める良い機会となっている。各回の研修は、2時間弱の事前講義とコース別実習、及び、施設見学からなり、年間15~20校を受け入れている。参加人数は各校ごとに異なるが、40名程度の場合が多く、80名を超えることもある。核融合工学研究プロジェクト関連で担当した課題を以下にまとめる。それぞれの課題を年間、5件ずつ程度実施し、各回に15名程度の高校生を受け入れている。

- ・ 超伝導実験
- ・ マイクロ波焼結
- ・ 電子顕微鏡
- ・ 環境放射線測定

これ以外にも、多くの高校を訪問して特別講義(英語含む)を行う活動にも参加している。併せて、高等専門学校を訪問して特別講義を行い、専攻科の学生を中心に総研大への勧誘活動を積極的に展開している。

Table 5.1 総研大・夏の体験入学において核融合工学研究プロジェクトとして実施した課題

年度	研究課題	学生数
2013	電子ビームイオントラップによるタングステン多価イオンの極端紫外分光	2
	セラミック被覆の成膜と評価	3
	世界初！高温超伝導ヘリカル装置の製作と実験(第4弾)ー内側垂直磁場コイルを巻いて遂に完成だー	3
	核融合プラズマと壁の相互作用基礎実験	4
	液体増殖材の取り扱いと水素溶解度測定	2
	エアロゾルから見えてくる地球環境	2
2014	電子ビームイオントラップによる多価イオン生成と発光線スペクトルの精密測定	3
	液体増殖材を用いた材料腐食試験	3
	核融合プラズマと壁の相互作用基礎実験	1
	世界初！高温超伝導ヘリカル装置の製作と実験(第5弾)～ヘリオトロン磁場構造を可視化しよう！～	2
2015	電子ビームイオントラップを用いた多価イオン分光実験	3
	非常識な熱を受けられる画期的な液体ダイバータの開発	3
	核融合プラズマと壁の相互作用基礎実験	2
	熱物質流動ループを用いた磁場下流動実験	2
	跳べ！超伝導リニアカタパルト	
2016	核融合液体増殖材中金属微粉末の高周波加熱による水素挙動制御実験	3
	核融合プラズマと壁の相互作用基礎実験	3
2017	電子ビームイオントラップを用いた多価イオン分光実験	2
	跳べ！超伝導リニアカタパルト 第二弾 ー離陸ー	3
	金属微粉末の高周波加熱による水素挙動制御実験	3
	核融合炉用先進バナジウム合金の試作と強度試験	4



Figure 5.5 Winding of a copper coil for electromagnetic acceleration system for the program “superconducting linear catapult system” in the Experience Entrance Event of SOKENDAI in 2015.

6. 今後の計画

各活動報告に今後の計画が含まれているので、本章では全体的な方針、重点取り組み項目に絞って報告する

6.1 第3期中期計画の完遂

自然科学研究機構の第3期中期計画では、核融合工学研究プロジェクトに関連する以下の記述がある。

I 研究機構の教育研究等の質の向上に関する目標を達成するためにとるべき措置

1 研究に関する目標を達成するための措置

(1) 研究水準及び研究の成果等に関する目標を達成するための措置

「③ 核融合炉の早期実現を目指し、平成 28 年度でヘリカル炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化する。炉設計の精密化の推進、それと連動した基幹機器の高性能化と高信頼性、規格基準の確立に向けた開発研究を推進することにより、第3期中期目標期間終了時までには、大型高磁場超伝導マグネットと先進ブランケットシステムの実規模試作の工学設計をまとめるとともに、ヘリカル炉に向けた学術研究ロードマップを報告書にまとめる。並行して、第2期で立ち上げた大型設備である「熱・物質流動ループ」や「大口径強磁場導体試験装置」等の拡充と拠点化による国内外との共同研究の機能強化、及び規格・基準構築に向けての知見の集積化による核融合工学の体系化と学際研究への寄与を図るとともに、関連技術の産業界への展開・促進を図る。」

この中で「平成 28 年度でヘリカル炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化する。」は達成されている。一方、「大型高磁場超伝導マグネットと先進ブランケットシステムの実規模試作の工学設計をまとめるとともに、ヘリカル炉に向けた学術研究ロードマップを報告書にまとめる。」は、今後の設計活動、R&D において、実規模試作の工学設計と学術研究ロードマップの策定を重要なアウトプットとして位置づけ、研究の体系化を進めたい。また、「大型設備であるの拡充と拠点化による国内外との共同研究の機能強化」を共同研究の将来像として目標設定し、設備の一層の拡充、共同研究体制の整備、国内外との綿密な連携による共同研究の立案、を進めていく予定である。また、「規格・基準構築に向けての知見の集積化による核融合工学の体系化と学際研究への寄与」は、大きなテーマであるが、材料研究分野において、規格・基準構築に向けてのプロセスに関する検討を始めている。これをコンポーネント、システム、プラントへと発展させる道筋を明らかにするとともに、それに必要な知識ベースを定義することが必要と考えている。これは、学問としての体系化、学際領域への発展の基盤となるものでもある。

また、自然科学研究機構の第3期中期計画では共同利用・共同研究について以下の記述がある。

2 共同利用・共同研究に関する目標を達成するための措置

(1) 共同利用・共同研究の内容・水準に関する目標を達成するための措置

「LHDによる重水素プラズマ実験、プラズマシミュレータによる大規模シミュレーション及び大型試験設備を活用した炉工学研究を高度な共同利用・共同研究として国内外に展開する。国内においては、その質を上げること、国外については、その機会を増やすことを目標とする。自然科学大学間連携推進機構(仮称)の一環としての双方向型共同研究を始めとする大学間ネットワークを整備・活用した共同研究を先導することにより、大学からの研究成果創出に資する」

この中で、大型試験設備を活用した炉工学研究を高度な共同利用・共同研究、は第3期中期計画 I-1-(1)にもある本プロジェクトの現在の中心的な課題であり、特に大学間ネットワークと国外研究機関への展開を積極的に進めるための制度整備、実績の構築、蓄積を進めていきたい。「大学からの研究成果創出」は、現在大学共同利用機関に強く求められている機能であり、核融合工学プロジェクトにおいても、研究所の IR 機能を有効利用するなどにより、現状の正確な把握に基づき、成果を上げるための共同研究のあり方に関する検討を深めたい。

以上の方針に基づき、第3期中期計画で掲げた研究を平成33年度までに完遂する予定である。

6.2 原型炉アクションプラン、チェックアンドレビューへの貢献

原型炉アクションプランは現在改訂中であるが、その多くの研究開発項目の中に核融合工学プロジェクトの研究と重なるものがある。研究成果を積極的にアクションプランに位置付けていく必要がある。

一方、アクションプランにおいては大学の寄与も謳われているが、核融合科学研究所との共同研究を通じて大学がアクションプランに貢献していくという道筋を強化したいと考えている。これは大学の機能強化という目標と合致するものでもある。

6.3 研究の新しい展開

第3期中期計画に基づいた研究を推進するとともに、新しい展開、さらに高度な研究、目標を広く設定した研究展開も必要と考えている。ヘリカル型核融合炉設計においては、工学設計への移行を視野に置いた研究と、先進的な概念を追求する研究を並行して進めつつあるが、後者のシステムとしてのパフォーマンスとして、高い安全性、経済性が要求されている。しかしさらに一段階進んだ安全性概念である、受動安全性・固有安全性、より高い経

済性、社会受容性に向けての要請である負荷追従性、等を目標とした設計の高度化を進めたい。これらはヘリカル型核融合炉の魅力を更に高めるという意義がある。

炉設計、R&D は、近未来の実験装置への貢献も可能である。特に超伝導、ダイバータなどは non-nuclear な装置においてもその性能限界を定める開発課題があり、これまでの研究経験、成果、資源をそれらの課題に向けることにより、例えば LHD 後の次期実験装置の構想、概念構築に貢献したいと考えている。

7. まとめ

平成25年度に行われた外部評価から4年が経過し、ヘリカル型核融合炉設計は、基本仕様を明らかにする概念設計から3次元解析を含む基本設計へ、さらに建設及び交換保守を考慮した設計再検討へ展開した。炉心物理、工学に関する先進性についての選択肢を広げ、いくつかのオプションについての検討を並行して進めている。これらはヘリカル型核融合炉実現への研究ロードマップに、研究開発環境の変化に対応した様々な選択肢を与えるものである。このような検討の中で、新しい磁場配位やプラズマの立ち上げ、制御、ダイバータやブランケットなどに関する新しい概念が創出されたことも特筆に値する。

工学 R&D に関しては、平成24年度補正予算による機器の設置、基本性能の確認、共同研究への供与、などが進められたことが大きな進歩である。これらの成果は共同研究の課題数、発表論文数、学生の学位取得数などの成果として既に表れている。共同研究は、双方向型共同研究における工学研究課題の進展、幅広いアプローチ計画に基づいたQSTとの共同研究、ITER、JT-60SA との低温・超伝導分野の共同研究、日米等の国際共同プロジェクト、などにおいて核融合工学プロジェクトと連携した研究が進められた。

今後は第3期中期計画に示した計画を平成33年度までに完遂すること、特に工学試験設備を活用した炉工学研究を高度な共同利用・共同研究として国内外に展開するとともに、それにより、大学からの研究成果創出に資することを中心的な目標とする。さらに、コミュニティの研究指針となっている原型炉アクションプランに、大学とともに貢献することを目指す。

参考資料

- 1 平成29年度 外部評価「核融合工学研究プロジェクト」の評価結果一覧
- 2 平成29年度 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会及び核融合工学研究プロジェクト専門部会構成名簿
- 3 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会規則
- 4 平成29年度 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会日程

平成29年度 外部評価「核融合工学研究プロジェクト」の評価結果一覧

I. 評価の観点

1. ヘリカル型核融合炉の設計研究

- (1)ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。(第二期中期計画より)
- (2)ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。(第三中期計画より)
- (3)ヘリカル型核融合炉設計と基幹機器の開発研究とが連動しているか。(第三期中期計画より)

2. 工学基盤構築に向けた研究

- (1)核融合工学分野における基盤技術開発の COE としての役割を果たしているか。
- (2)工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (3)工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。(第二期、第三期中期計画より)
- (4)双方向型共同研究、LHD 計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。(第二期中期計画より)
- (5)国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学とともに連携協力を図っているか。(第二期中期計画より)
- (6)大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。(第二期中期計画より)
- (7)国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究者交流、共同研究により連携を進めているか。(第二期中期計画より)
- (8)大学からの研究成果創出に資しているか。(第三期中期計画より)

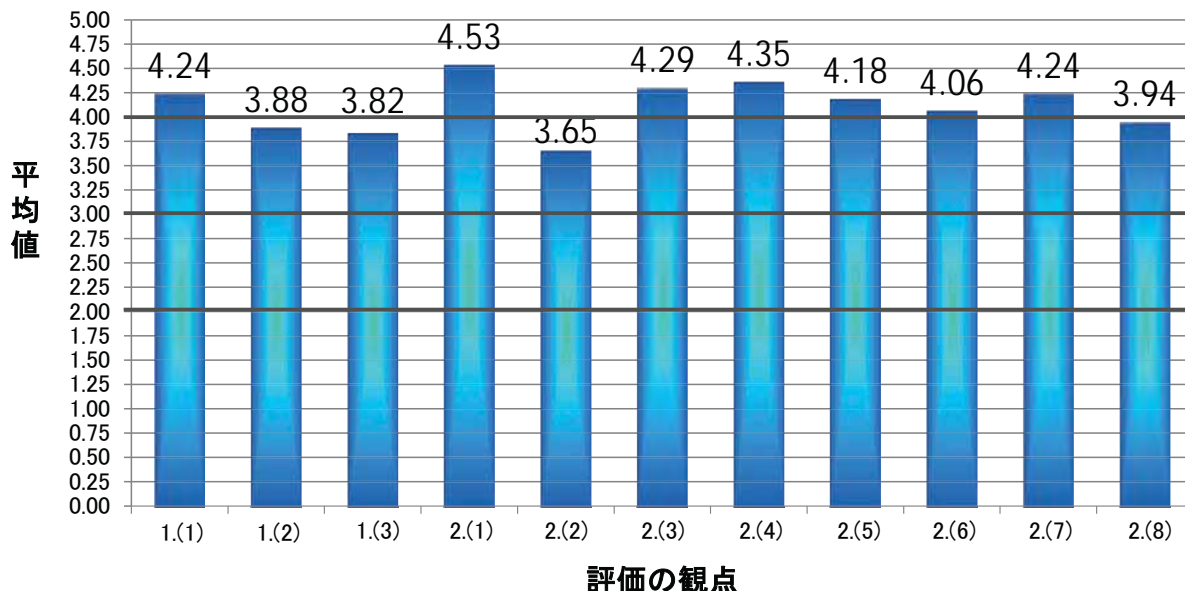
II. 評価結果

(単位:人)

評価結果	1. ヘリカル型核融合炉の設計研究			2. 工学基盤構築に向けた研究							
	(1)	(2)	(3)	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)
5 (極めて高く評価する)	6	2	4	10	2	7	6	5	3	6	4
4 (高く評価する)	9	11	7	6	7	8	11	10	12	9	9
3 (評価する)	2	4	5	1	8	2	0	2	2	2	3
2 (妥当(適切)である)	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	1
1 (妥当(適切)でない)	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
平均点	4.24	3.88	3.82	4.53	3.65	4.29	4.35	4.18	4.06	4.24	3.94

※ 上記は、委員(13名)及び専門部会委員(4名)の評価結果を合わせたものです。

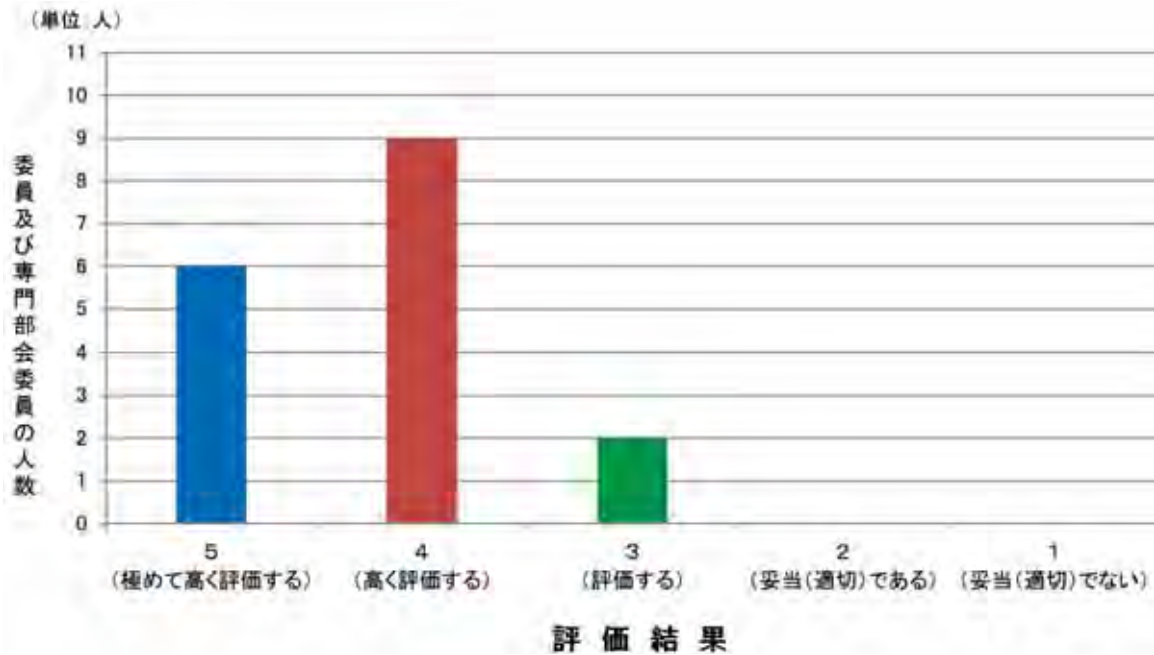
(参考)評価項目別の平均点



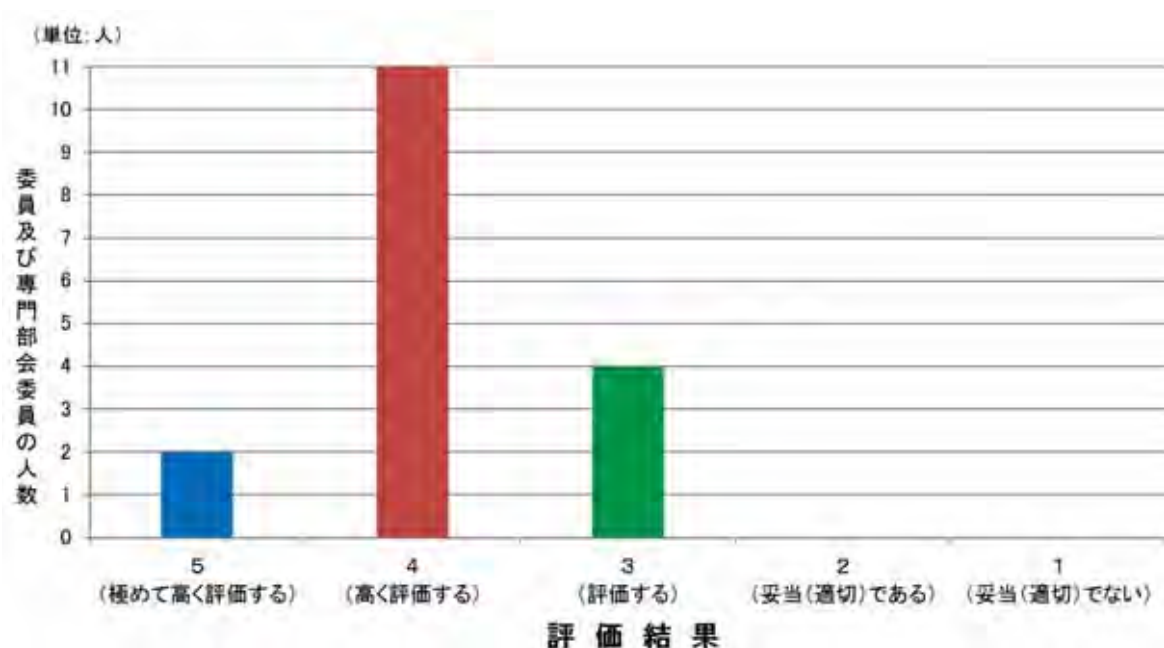
評価項目別の人数分布

1. ヘリカル型核融合炉の設計研究

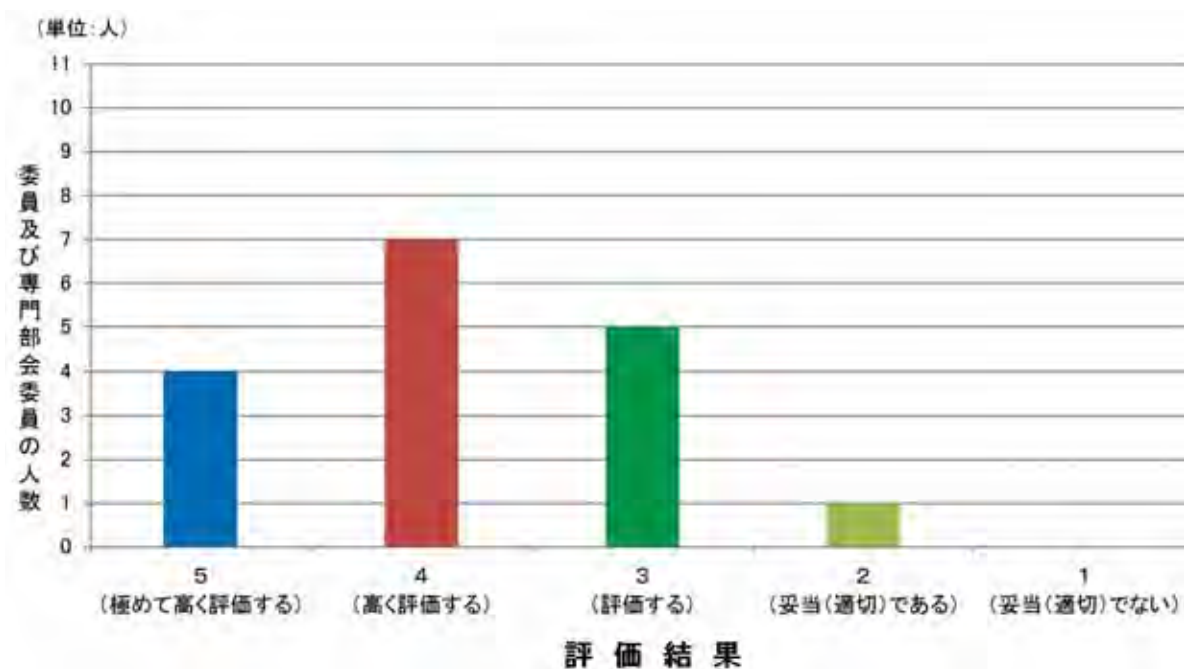
(1) ヘリカル型核融合炉設計の高度化・精密化を継続的に進めているか。



(2) ヘリカル型核融合炉の概念設計をまとめ、各開発課題の数値目標を具体化しているか。

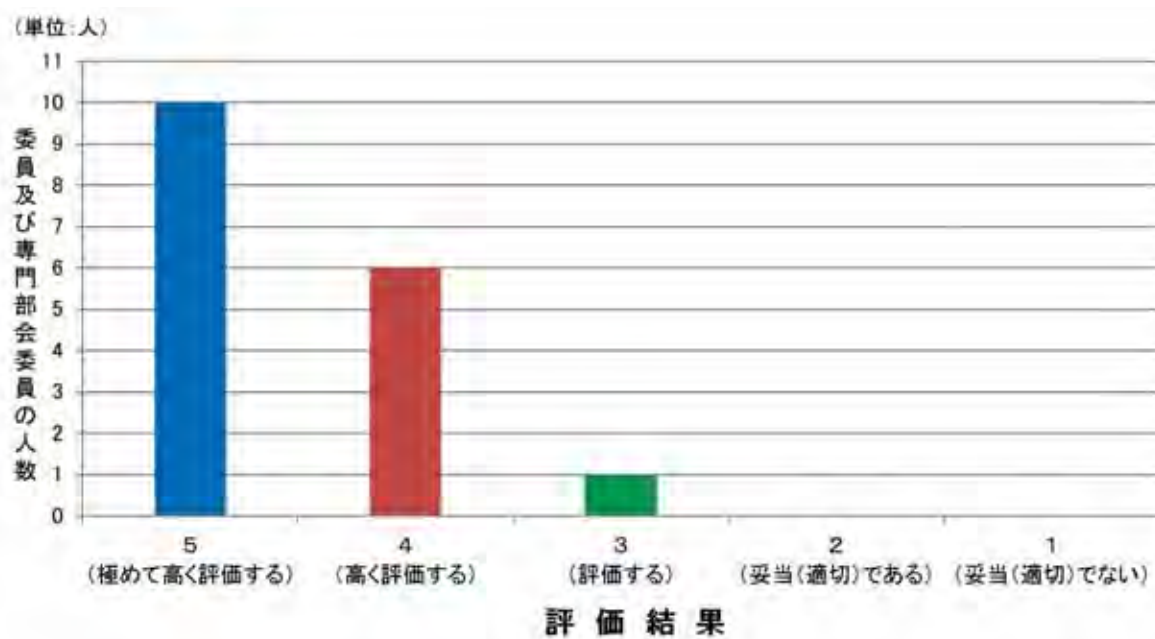


(3) ヘリカル型核融合合計と設計と基幹機器の開発とが連動しているか。

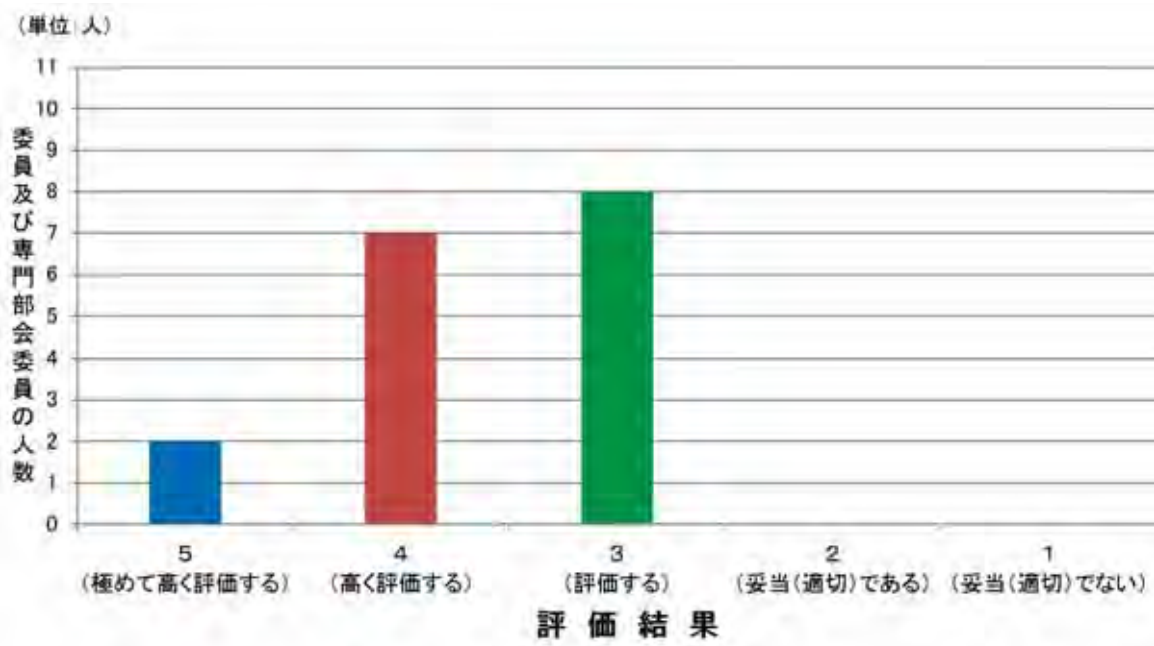


2. 工学基盤構築に向けた研究

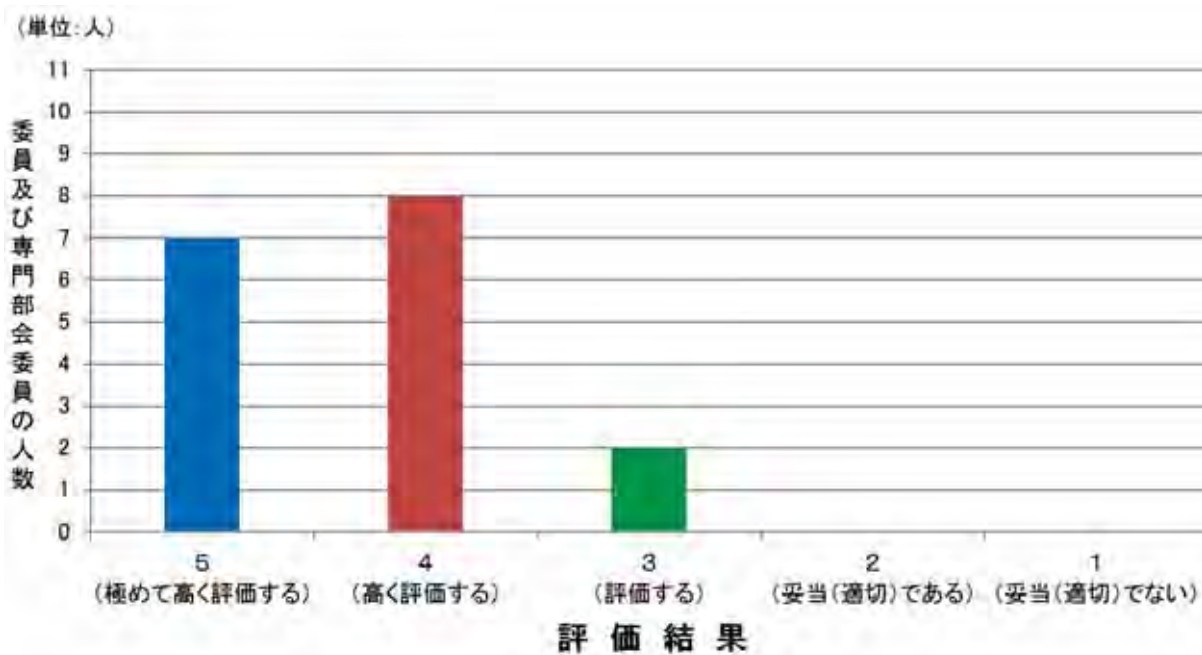
(1) 核融合工学分野における基盤技術開発のCOEとしての役割を果たしているか。



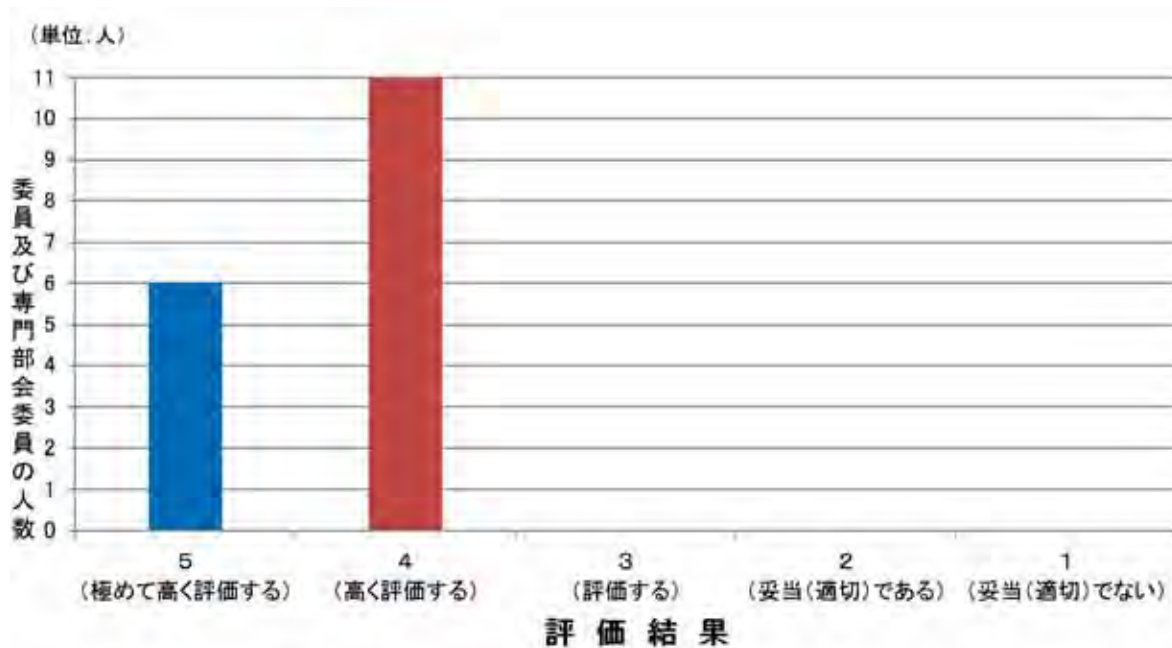
(2) 工学研究の基礎となる学際領域の研究拡充を図っているか。



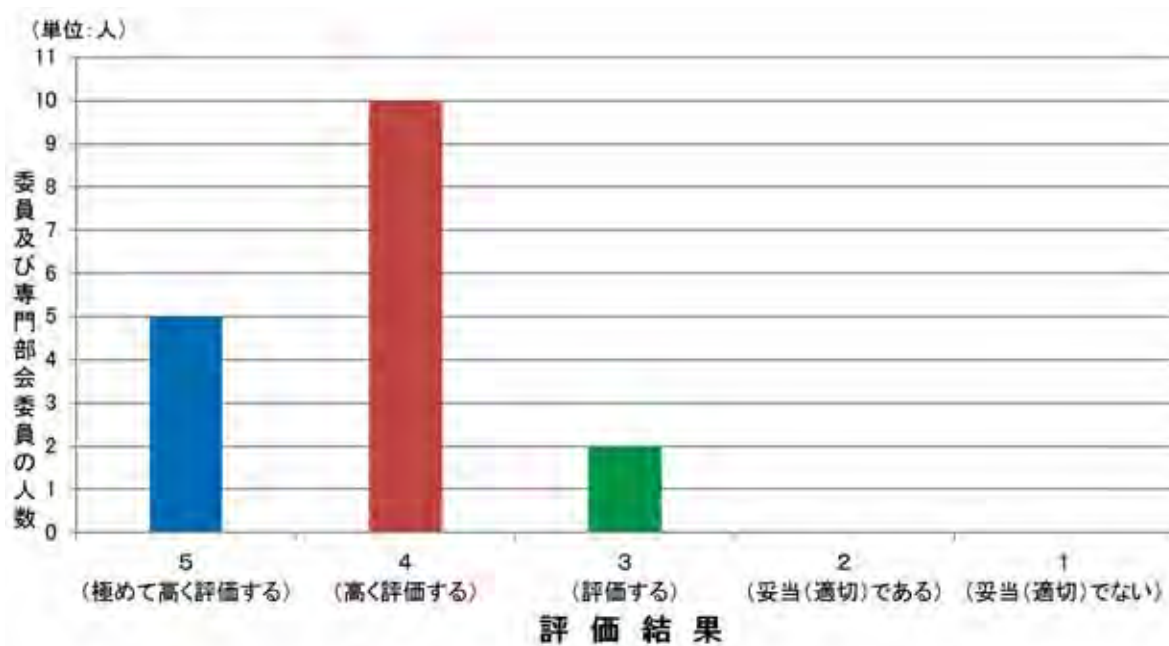
(3) 工学実験設備の更なる拡充と高度な共同利用・共同研究を進めているか。



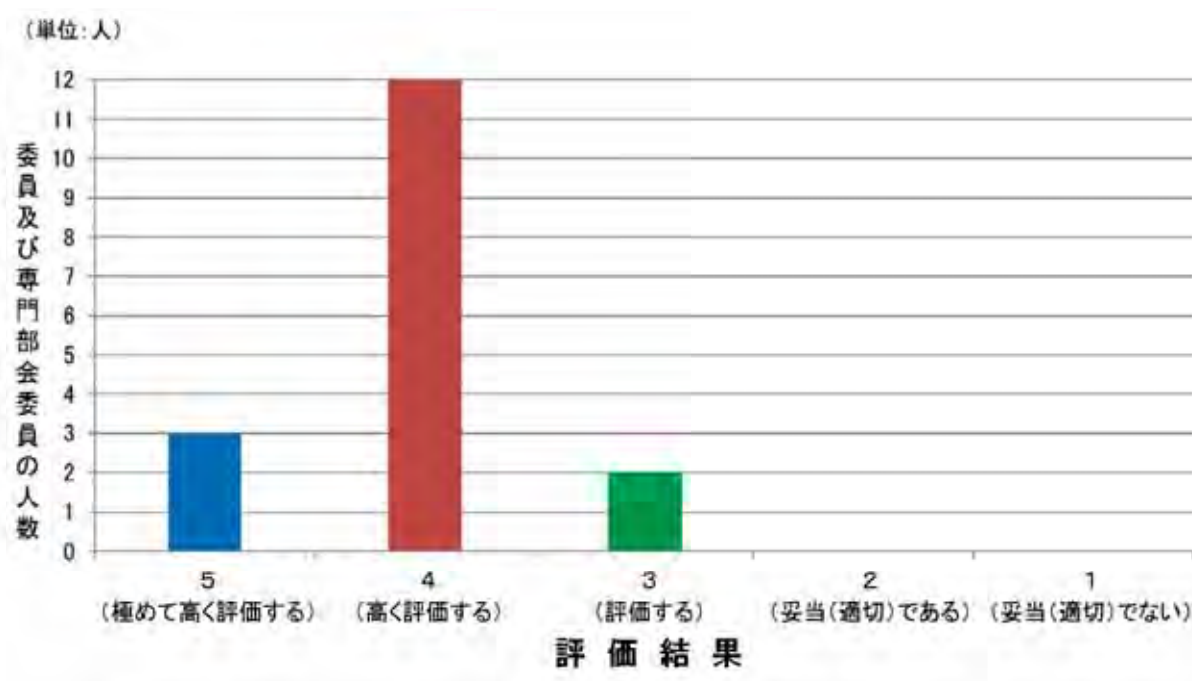
(4) 双方向型共同研究、LHD計画共同研究などの制度を有効に利用し共同研究の拡充を図っているか。



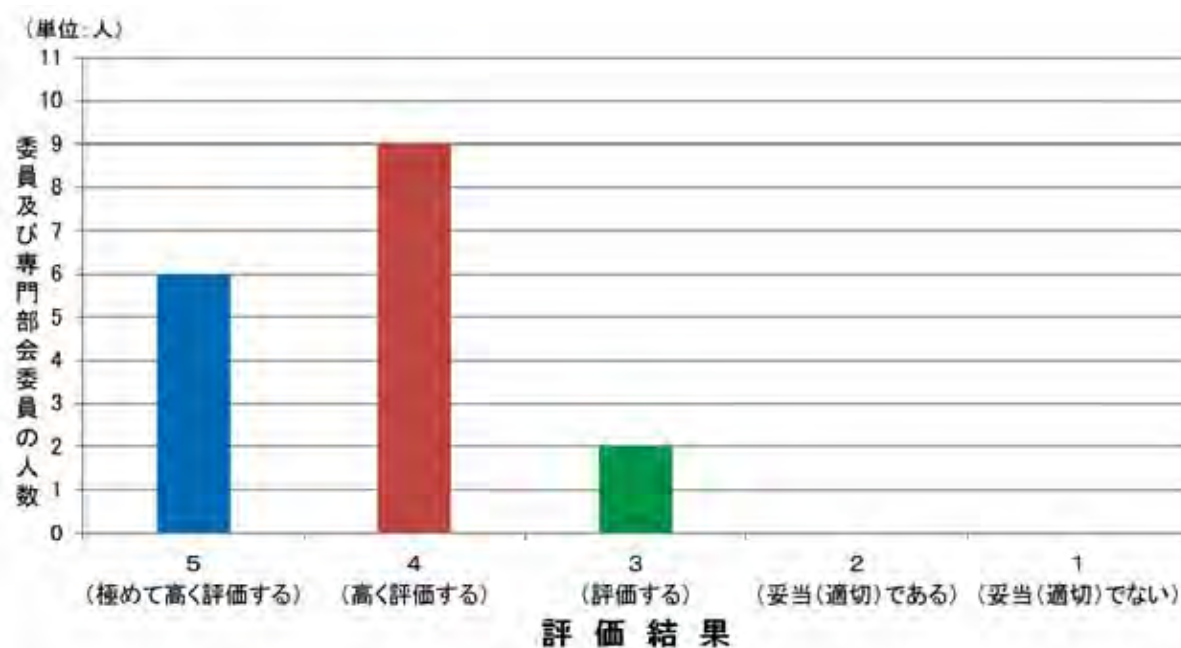
(5) 国際熱核融合実験炉及び「幅広いアプローチ」等の国際事業に対して、卓越した研究拠点として大学と共に連携協力を図っているか。



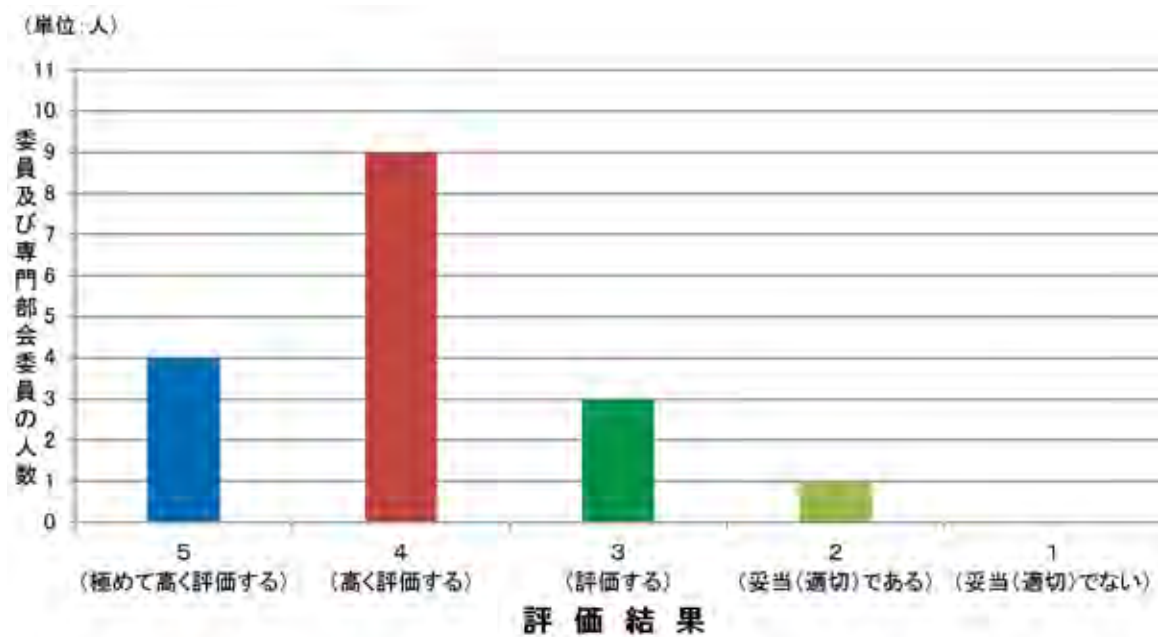
(6) 大学共同利用機関としての機能を生かして、核融合工学分野での特色ある教育を実施しているか。



(7) 国際交流協定などに基づき、海外の研究拠点との研究交流、共同研究により連携を進めているか。



(8) 大学からの研究成果創出に資しているか。



平成29年度核融合科学研究所運営会議外部評価委員会及び
核融合工学研究プロジェクト専門部会構成名簿

1. 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会 構成名簿

[外部評価委員会 国内委員]

- | | | |
|---|-------|--------------------------------|
| | 安藤 晃 | 東北大学大学院工学研究科教授 |
| ○ | 大野 哲靖 | 名古屋大学大学院工学研究科附属プラズマナノ工学研究センター長 |
| ◎ | 小川 雄一 | 東京大学大学院新領域創成科学研究科教授 |
| □ | 兒玉 了祐 | 大阪大学レーザー科学研究所長 |
| | 中嶋 洋輔 | 筑波大学プラズマ研究センター長 |
| | 花田 和明 | 九州大学応用力学研究所長 |
| | 水内 亨 | 京都大学エネルギー理工学研究所教授 |
| | 森 雅博 | 量子科学技術研究開発機構核融合エネルギー研究開発部門長 |
| □ | 渡邊 智彦 | 名古屋大学大学院理学研究科教授 |
| | 和田 元 | 同志社大学理工学部教授 |

[外部評価委員会 外国人委員]

- | | | |
|--|---------------------|---|
| | François Waelbroeck | Professor, The Institute for Fusion Studies, The University of Texas at Austin, USA |
| | Jiangang Li | Professor, Institute of Plasma Physics Chinese Academy of Sciences, Republic of China |
| | Thomas Klinger | Directorate, Max-Planck-Institute for Plasma Physics, Germany |

◎委員長、○副委員長、□専門部会幹事

※ 外部評価委員会委員の任期は、平成31年3月31日までとする。

2. 核融合科学研究所運営会議外部評価委員会核融合工学研究プロジェクト専門部会 構成名簿

[外部評価委員会 国内委員]

- | | | |
|---|-------|--------------------------------|
| | 安藤 晃 | 東北大学大学院工学研究科教授 |
| ○ | 大野 哲靖 | 名古屋大学大学院工学研究科附属プラズマナノ工学研究センター長 |
| ◎ | 小川 雄一 | 東京大学大学院新領域創成科学研究科教授 |
| □ | 兒玉 了祐 | 大阪大学レーザー科学研究所長 |
| | 中嶋 洋輔 | 筑波大学プラズマ研究センター長 |
| | 花田 和明 | 九州大学応用力学研究所長 |
| | 水内 亨 | 京都大学エネルギー理工学研究所教授 |
| | 森 雅博 | 量子科学技術研究開発機構核融合エネルギー研究開発部門長 |
| □ | 渡邊 智彦 | 名古屋大学大学院理学研究科教授 |
| | 和田 元 | 同志社大学理工学部教授 |

[外部評価委員会 外国人委員]

- | | | |
|--|---------------------|---|
| | François Waelbroeck | Professor, The Institute for Fusion Studies, The University of Texas at Austin, USA |
| | Jiangang Li | Professor, Institute of Plasma Physics Chinese Academy of Sciences, Republic of China |
| | Thomas Klinger | Directorate, Max-Planck-Institute for Plasma Physics, Germany |

[外部評価委員会 委員以外（専門部会国内委員）]

- | | | |
|--|-------|-------------------|
| | 西嶋 茂宏 | 福井工業大学工学部教授 |
| | 深田 智 | 九州大学大学院総合理工学研究院教授 |
| | 長谷川 晃 | 東北大学大学院工学研究科教授 |

[外部評価委員会 委員以外（専門部会外国人委員）]

- | | | |
|--|---------------|---|
| | Hutch Neilson | Head, Advanced Projects Department / Head, ITER Fabrication Department,
Princeton Plasma Physics Laboratory, USA |
|--|---------------|---|

◎委員長、○副委員長、□専門部会幹事

※ 外部評価委員会委員の任期は、平成31年3月31日まで、
外部評価委員会委員以外（専門委員）の任期は、平成30年3月31日までとする。

核融合科学研究所運営会議外部評価委員会規則

制 定 平成16年12月28日 規則第27号
最終改正 平成22年 7月30日

(設置)

第1条 核融合科学研究所の研究等の実績に関する評価を行うため、核融合科学研究所運営会議（以下「運営会議」という。）に核融合科学研究所運営会議外部評価委員会（以下「委員会」という。）を置く。

(組織)

第2条 委員会は、25名以内の委員をもって組織する。

2 委員は、核融合科学研究所の研究等に関し識見を有する者で構成し、運営会議の議を経て、所長が委嘱する。

(任期)

第3条 前条第2項の委員の任期は、2年とし、再任を妨げない。

2 前項の委員に欠員が生じたときは、その都度補充する。この場合における委員の任期は、前任者の残任期間とする。

(委員長)

第4条 委員会に委員長及び副委員長を置く。

2 委員長及び副委員長は、第2条第1項の委員のうちから運営会議で選出する。

3 委員長は、委員会を招集し、その議長となる。ただし、委員長に事故があるときは、副委員長が議長となる。

(意見の聴取)

第5条 委員会は、必要に応じて、次に掲げるものから意見を聴くことができる。

- (1) 核融合科学研究所運営会議共同研究委員会
- (2) 核融合ネットワーク
- (3) その他必要と認める者

(専門部会)

第6条 委員会は、必要に応じて、専門部会を置くことができる。

2 前項の専門部会には、委員以外の者を加えることができる。

(庶務)

第7条 委員会の庶務は、管理部総務企画課において処理する。

(雑則)

第8条 この規則の実施に関し必要な事項は、別に委員会が定める。

附 則

1 この規則は、平成16年12月28日から施行する。

2 この規則の施行後最初の委嘱に係る委員の任期は、第3条第1項の規定にかかわらず、平成18年3月31日までとする。

附 則

1 この規則は、平成18年9月15日から施行する。

2 この規則の施行後最初の委嘱に係る委員の任期は、第3条第1項の規定にかかわらず、平成20年3月31日までとする。

附 則

この規則は、平成18年12月22日から施行し、平成18年10月1日から適用する。

附 則

この規則は、平成22年8月1日から施行する。

平成29年度核融合科学研究所運営会議外部評価委員会日程

○ 第1回委員会及び第1回専門部会

日 時 平成29年10月20日（金） 13時40分～15時15分
場 所 核融合科学研究所 管理・福利棟4階 第2会議室
出席者 小川委員長、安藤、大野、中嶋、
花田、水内、森、渡邊の各委員
西嶋、深田、長谷川の各専門委員



○ 第2回委員会及び第2回専門部会

日 時 平成29年12月2日（土） 13時00分～16時15分
場 所 名古屋ダイヤビルディング 2号館 223会議室
出席者 小川委員長、安藤、大野、兒玉、中嶋、花田、
水内、森、渡邊、和田、Waelbroeck
の各委員
西嶋、深田、長谷川、Neilson
の各専門委員



○ 第3回委員会及び第3回専門部会

日 時 平成30年2月2日（金） 13時40分～15時15分
場 所 核融合科学研究所 管理・福利棟4階 第3会議室
出席者 小川委員長、安藤、大野、兒玉、中嶋、花田、水内、
森、渡邊、和田の各委員
西嶋、深田、長谷川の各専門委員





大学共同利用機関法人 自然科学研究機構

核融合科学研究所

〒 509-5292 岐阜県土岐市下石町 322-6

<http://www.nifs.ac.jp/>