

原型炉設計合同特別チーム 2015年度 年次報告

Annual Report 2015

原型炉設計合同特別チーム
Joint Special Design Team for Fusion DEMO

国立研究開発法人 量子科学技術研究開発機構
National Institutes for
Quantum and Radiological Science and Technology

原型炉設計合同特別チーム
図書番号：T-G-G9000-0000-2016-0294-02

2015年度 原型炉設計合同特別チーム年次報告書

原型炉設計合同特別チーム

2016年10月

目 次

1. はじめに	1
1.1 BA 原型炉設計レビュー会合	1
1.2 技術基盤構築チャートを踏まえた設計活動.....	2
1.3 ワーキンググループの設置.....	2
2. BA 原型炉設計レビュー	4
2.1 今後取り組むべき課題・アクション	4
2.2 設計根拠集の策定	5
3. 概念設計の進捗状況	7
3.1 物理検討.....	7
3.1.1 原型炉設計パラメータ領域の評価	7
3.1.2 設計楕円度の検討	9
3.1.2.1 導体シェル構造と 3次元渦電流解析に基づく垂直位置安定性評価	9
3.1.2.2 プラズマ平衡制御シミュレータによる垂直位置安定性評価	13
3.1.3 追加熱による CS 磁束消費の低減.....	15
3.1.4 ペレット入射条件の評価.....	17
3.1.5 ペDESTALおよび ELM の評価.....	20
3.1.6 ディスラプションの影響評価に向けたコード開発	23
3.2 ダイバータ	24
3.2.1 ダイバータ工学設計	24
3.2.1.1 原型炉における 2つの冷却水系を配したダイバータ概念設計.....	25
3.2.1.2 ダイバータ・ターゲットにおける熱輸送・応力解析	26
3.2.1.3 粒子排気経路の検討	27
3.2.2 ダイバータ物理	29
3.2.2.1 核融合出力 1.5 GW レベルの原型炉における排出パワーへの対処シナリオ	29
3.2.2.2 ダイバータシミュレーションによるダイバータ形状（サイズ）の検討	30
3.2.2.3 まとめ	34
3.2.3 ダイバータモデリング開発	34
3.2.3.1 原型炉の非接触ダイバータにおける輻射輸送効果のモデリング	34
3.2.3.2 原型炉のダイバータにおける中性粒子間衝突効果のモデリング	36
3.2.4 原型炉における先進ダイバータの検討	37
3.2.4.1 原型炉における先進磁場配位ダイバータ検討の経緯.....	37
3.2.4.2 核融合出力 1.5 GW レベルの原型炉における先進磁場配位ダイバータの検討.....	38
3.2.4.3 まとめ	39
3.3 ブランケット	40
3.3.1 ブランケット WG の設置と活動概要.....	40
3.3.2 ブランケット工学設計	42
3.3.2.1 技術要求の整理.....	42

3.3.2.2 第一壁熱負荷評価	43
3.3.2.3 ブランケット内部冷却配管振動評価と支持方法の影響	46
3.4 遠隔保守	49
3.4.1 炉心プラズマの位置制御性の比較	50
3.4.2 遠隔保守技術の技術成立性の比較	51
3.4.3 まとめと今後の課題	53
3.5 超伝導コイル	54
3.5.1 原型炉超伝導コイル WG の設置と活動概要	54
3.5.1.1 活動目的と計画・内容	54
3.5.1.2 主な意見と論点	55
3.5.2 超伝導コイル設計	58
3.5.2.1 RP 方式での巻線製作精度緩和策の検討	59
3.5.2.2 RP 方式以外の TF コイル巻線方式の検討	60
3.5.1.2.3 まとめと今後の課題	62
3.6 接合技術	62
3.6.1 接合部リストと 3D-CAD を用いた接合部の可視化	62
3.6.2 まとめと今後の課題	64
3.7 プラント設備	64
3.7.1 一次冷却系の検討	64
3.7.2 トリチウム透過量の検討	66
3.7.2.1 一次冷却水中でのトリチウムの濃度管理	66
3.7.2.2 一次冷却系からのトリチウム透過に関して	68
3.7.3 崩壊熱除去システム検討	69
3.7.4 プロットプラン	70
3.8 安全性	71
3.8.1 トリチウム環境放出に伴う公衆被ばく	71
3.8.1.1 事故時トリチウム環境放出による早期公衆被ばく線量の評価	71
3.8.1.2 我が国の環境への UFOTRI コードの適用性の考察	73
3.8.2 事故事象分析と安全システム	73
3.8.2.1 解析条件	73
3.8.2.2 解析手法	74
3.8.2.3 真空容器内(in-VV)冷却材喪失事象(LOCA)の熱水力解析と設計への要求事項	74
3.8.2.4 真空容器外(ex-VV)冷却材喪失事象(LOCA)の熱水力解析と最終障壁における放射性物質閉じ込め方策の検討	76
3.8.2.5 炉内機器崩壊熱除熱喪失における真空容器の健全性の検討	78
3.8.3 放射性廃棄物	79
3.8.3.1 核融合原型炉の核特性	79
3.8.3.2 核融合原型炉での埋設区分検討	80
3.9 原型炉運転計画 WG の設置と活動概要	81

4. 総合調整グループ活動.....	85
4.1 情報収集と情報発信.....	85
4.2 Action Plan 作成への参画.....	85
4.3 NIFS 核融合工学研究プロジェクト会合と原型炉設計技術検討会合.....	85
4.4 シンポジウムの開催、学会での報告、学会連携.....	86
4.5 共同研究の公募.....	86
4.6 その他の活動.....	86
5. プロジェクト管理.....	87
5.1 各種マニュアルの整備（プロジェクトマニュアル体系）.....	87
5.2 WBS/DOR の策定.....	88
5.3 コミュニケーション及び情報管理・発信.....	88
5.3.1 特別チーム内コミュニケーション.....	88
5.3.2 情報管理・発信.....	88
5.4 進捗フォローの実施.....	89
5.5 設計根拠集の作成.....	89
5.6 総括と次年度展開.....	89
付録.....	90
原型炉設計合同特別チームメンバーリスト.....	90
年次報告書の項目と Action Plan（2016年3月版）の項目との対応.....	91

1. はじめに

原型炉設計合同特別チーム（以下、特別チーム）は、2015年1月の文部科学省原子力科学技術委員会核融合研究作業部会の審議に基づき[1-1]、核融合原型炉設計活動の強化に早急に取り組むため、産業界、核融合科学研究所（以下NIFS）、大学等の参画を得て、2015年6月、量研機構（旧原子力機構核融合研究開発部門。以下QST）六ヶ所核融合研究所に設置された。

特別チームが目指すのは、「今後の核融合研究開発の推進方策について」（原子力委員会核融合専門部会、2005年10月）[1-2]及び合同コアチームの報告書[1-3, 1-4]に基づく、①数十万kWを超える定常かつ安定な電気出力、②実用に供しうる稼働率、③燃料の自己充足性を満足する総合的なトリチウム増殖、という要件を満たす原型炉である。具体的な作業方針は、原型炉開発総合戦略タスクフォース（以下、タスクフォース）の提示するアクションプランに従うことになる。特別チームの活動初年度には、アクションプランは立案・策定段階であったが、これは合同コアチーム報告書にある原型炉技術基盤構築チャートを出発点に練られることから、同報告書を踏まえて特別チームの設計活動を開始した。その後、アクションプランは2016年3月に核融合科学技術委員会において報告されたが、2015年度の特別チームの実施内容はこのアクションプランと齟齬はない。

原型炉設計活動の推進にあたっては、単に専門家を糾合して原型炉の技術仕様を固めるための体制強化だけではなく、研究開発計画の企画立案・管理・調整についてPDCAサイクルを適切に機能させることや、関連学協会との連携を含めて課題解決へ向けた活動を組織的に、全日本体制で戦略的に進めることが求められていることから、計画管理のための全体統括機能及び渉外機能を考慮し、図1-1のような体制とした。全体統括のほか、総合調整G、システム設計G、物理設計G、安全設計Gの4グループ編成とし、それぞれのグループは、常勤（六ヶ所）と非常勤メンバーからなる。2016年9月現在、メンバーは、QST 25名、NIFS 3名、大学 25名、物材機構 2名、産業界 24名、総勢79名であり、文字通り産学官合同のオールジャパン体制となっている。

特別チームによる原型炉設計活動の中期目標は、核融合研究開発の推進方策に示される「今後の核融合研究開発におけるチェック・アンド・レビュー項目(案)」の内、原型炉概念設計の目標、

- ・ 原型炉の全体目標の策定
- ・ 原型炉概念設計の基本設計
- ・ 炉心、炉工学への開発要請の提示

に応えることである[1-5]。合同コアチームでは、2020年頃に想定される中間C&Rまでの原型炉設計活動の完成度として以下の目標設定を行った。

- ・ 原型炉の運転計画
- ・ 原型炉の基本概念、概略パラメータ
- ・ 原型炉システムを構成する機器・設備とそれらの技術仕様
- ・ 設計関連ソフトウェアの開発整備、材料データベース
- ・ コスト概算（一次評価、コスト合理化は中間C&R以降）
- ・ 安全設計指針
- ・ 放射性廃棄物の管理処分シナリオ
- ・ 原型炉概念確定のため早期に実施すべきR&D課題の抽出
- ・ トリチウムを含む資源調達戦略

特別チームの設計検討作業では、図1-2に示すように、これらの項目の検討に5年計画で取り組む。以下に、初年度の活動の概略を述べる。

1.1 BA 原型炉設計レビュー会合

原型炉の重要設計課題の分析・検討作業は既にブローダー・アプローチ活動（BA活動）で実施中であり、これまでの成果を特別チーム内の共通基盤として活用するため、BA原型炉設計レビュー会合を開催した。遠隔保守、増殖ブランケット、ダイバータ、超伝導コイル、構造材料、プラズマ物理、安全性、放射性廃棄物に関して情報共有し、今後取り組むべき課題及びアクションについて認識の共通化を図った。この会合を通して、現状の設計値、並びに設計の前提条件とその根拠に関する情報の共有が不十分であることが浮き彫りになったため、機器ベースWBSに対応す

る設計要件を「設計根拠集」にまとめた（2.3節参照）。設計根拠集は、設計作業の進展に合わせて随時更新される。

1.2 技術基盤構築チャートを踏まえた設計活動

コアチーム報告書の技術基盤構築チャートに基づいて、原型炉の技術仕様を確定するために必要となる設計作業項目を分析し、機能ベースWBS（作業分解図）および機器ベースWBSを作成した。各グループ内での協議により、作業項目毎に責任者及び作業手順（プロセスマップ）を定め、個別の設計検討に着手した。

BA原型炉設計で検討した原型炉概念案2014年版をベースとし、その概念の問題点の改善（例えば、プラズマ楕円度の向上）を進めて2017年に概念の改訂を目指す。

1.3 ワーキンググループの設置

複数のトレードオフを持つためにグループ横断的な取組みを必要とする課題や、特別チームの枠を超えて多分野の専門家の意見を広く聴取する必要がある課題については、ワーキンググループ（WG）を組織し比較的短期間で炉設計の方向性を定めることとした。2015年度は、

- ・ 超伝導コイル WG（2015年11月～）
- ・ ブランケット WG（2016年1月～）
- ・ 運転計画 WG（2016年1月～）

の3つのWG活動を立ち上げ、2016年度中頃までに活動の成果を取りまとめ、原型炉設計に資する計画である。これらのWGの活動内容は3章で述べる。

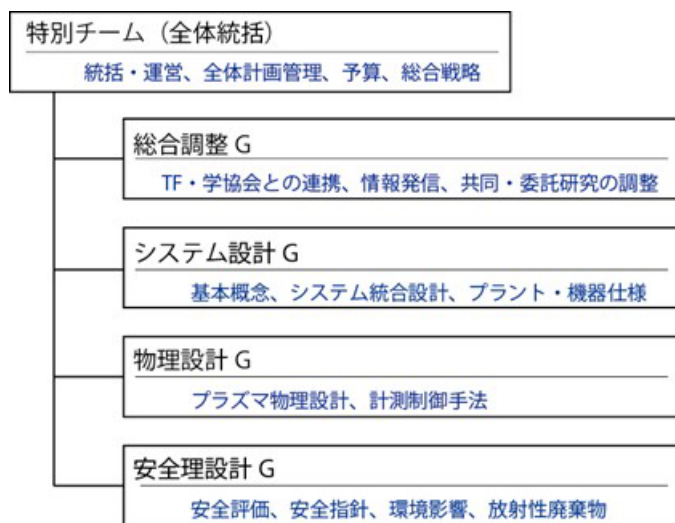


図 1-1 特別チームの構成



図1-2 中間チェック・アンド・レビューに向けた特別チームの5カ年計画

参考文献

- [1-1] 文部科学省原子力科学技術委員会核融合研究作業部会（第43回）、2015年1月.
http://www.mext.go.jp/b_menu/shingi/gijyutu/gijyutu2/056/shiryu/1354643.htm
- [1-2] 原子力委員会核融合専門部会、今後の核融合研究開発の推進方策について、2005年10月.
<http://www.aec.go.jp/jicst/NC/senmon/kakuyugo2/siryu/kettei/houkoku051026/index.htm>
- [1-3] 核融合原型炉開発のための技術基盤構築の中核的役割を担うチーム報告、2014年7月.
http://www.fusion.qst.go.jp/reading5/houkoku/PDF/goudoukoa_201409.pdf
- [1-4] 核融合原型炉開発のための技術基盤構築の中核的役割を担うチーム報告 -原型炉技術基盤構築チャート-、2015年1月.
http://www.fusion.qst.go.jp/reading5/houkoku/PDF/goudoukoa_201501.pdf
- [1-5] 文献[1-2] の別添21.

2. BA 原型炉設計レビュー

特別チームにおける原型炉設計活動を開始するにあたり、炉設計の現状をチームメンバーで共有する必要がある。そこで、現在、日欧共同作業として実施中の BA 活動における原型炉の重要設計課題の分析・検討作業状況を共有し、特別チーム内の共通基盤として活用するため、BA 原型炉概念設計のレビュー会合（以下、BA レビューという）を実施し、今後取り組むべき課題・アクションを整理するとともに、設計根拠集の策定を行った。

2.1 今後取り組むべき課題・アクション

重要設計課題として、以下の 9 項目に関して情報を共有するとともに、今後取り組むべき課題・アクションについて認識の共通化を図った。

① 遠隔保守

BA で検討されている複数の遠隔保守方式案とそれらの特徴をレビューした。その結果、遠隔保守方式の選定に向けて、BA 活動でこれまですすめてきた保守手順の洗い出しによる技術成立性、プラズマ制御性等の比較を、定量的な評価指標に基づいて実施することが、今後取り組むべき課題として共通の認識を得た。

② ブランケット

トリチウム増殖比に関する検討や BA 原型炉ブランケットの検討状況、導体シェルを含めたブランケット支持構造等をレビューした。その結果、原型炉ブランケットに対する要求を明確化することが重要課題として抽出された。具体的には、これまでの検討ではブランケットへの荷重条件やトリチウム増殖比の目標値の根拠が十分明確にはなっていないため、それらについて前提条件を含めて共有することの必要性が共通認識として得られた。アクションとして、ワーキンググループ (WG) を設置してブランケットに対する要求を協議することにした。

③ 超伝導コイル

超伝導コイルの要求磁場計算、TF、CS、PF コイルの検討状況をレビューした。その結果、原型炉 TF コイルの概念構築に向けて、コイルの大型化に伴う製作性を考慮した巻線方法や線材の選択、要求公差の評価、コイル容器構造材の設計応力の向上などが TF コイルの成立性に重要であるとの共通認識を得た。原型炉 TF コイルの概念構築に関しては研究開発側及び産業界の多くの専門家・技術者の知識や経験を集約することが必要なるため WG を設立して議論することとした。

④ 材料開発

低放射化フェライト鋼を中心とした核融合炉構造材料開発の現状と課題をレビューした。その結果、材料開発の方向性を定めるための材料の使用条件（使用環境や形状、接合箇所）の明確化とそれに対応した材料特性の保証（規格化）、さらに 14 MeV の中性子材料照射特有の応答・課題の洗い出しも重要との共通認識を得た。材料の使用条件の明確化に関しては各機器の検討における重要項目として反映し、ブランケットでの使用条件についてはブランケット WG にて協議することとした。

⑤ システム解析

日欧システムコードのベンチマーク結果、システムコードを用いた原型炉パラメータの検討結果、コストモデルによるコスト評価についてレビューした。その結果、プラズマ分布モデルの改良や所内電力評価機能の追加などを進めることが重要との共通認識を得た。プラズマ分布モデルの改良については追加する項目の選定およびコード改良を行い、経済性の評価に向けたプラントのパワーバランスおよび所内負荷モデルの追加・改良を実施することとした。

⑥ 物理設計

原型炉パラメータ、プラズマ楕円度、ディスラプションなど、物理課題に対する検討結果をレビューした。その結果、物理課題は多岐に渡るため優先度の評価が必要であるとの共通認識が得

られ、機器設計や機器の保全技術に関して早期に情報が必要な項目を優先度の高い項目として優先的に進めることとした。

⑦ 安全性研究

原型炉における放射性物質およびそれらを放散させるエネルギーの評価結果、事故シナリオ検討結果、事故シナリオに対する解析結果のレビューを実施した。その結果、原型炉の安全上の特徴を把握し、それを反映したガイドラインを作成することが重要との共通認識を得て、それらの検討を進めることとした。

⑧ ダイバータ

原型炉ダイバータにおける物理・工学検討の現状と課題をレビューした。その結果、ダイバータサイズと形状にともなう非接触プラズマ生成条件を明らかにすることや、銅合金配管の併用を含めた除熱構造検討が重要との共通認識を得て、物理・工学の両面から検討を進めることとした。

⑨ 廃棄物

廃棄物管理シナリオや減容化、埋設区分における現状の結果をレビューした。その結果、運転期間に応じた廃棄物量の評価、材料中の不純物の廃棄物管理への影響などの検討が重要であるとの共通認識を得た。廃棄物量の評価に必要な定期交換回数については、WG（運転計画 WG）を設置して検討することとした。

2.2 設計根拠集の策定

BA 原型炉設計レビューの実施により、設計情報を共通基盤として活用するためには、現状の設計値、前提条件、設計根拠の整理・共有が有効であるとの共通認識に至り、設計根拠集（以下、根拠集と呼称）の策定を行った。図 2.2-1 に代表的な根拠集の記載例を示す。

根拠集には各機器の条件項目、数値、数値の根拠となる引用書類及びその引用理由、各項目に係わる代表的なトレードオフ項目、そして備考と BA レビュー会合内容が記載される。図 2.2-1 の例ではダイバータの形状に係わるパラメータが記載されている。数値の欄について、未決定もしくは根拠に乏しい仮定値や暫定値を用いている場合は白でハッチング、そうでなければ黄色でハッチングしており、一目で検討不十分な項目が理解できるようになっている。例えば、図 2.2-1





検討前提条件項目	数値	引用書類(図書番号)	引用理由	トレードオフ項目	備考(課題)	BAレビュー会合内容と課題
ダイバータ形状		T-D-D210-1400-2015-0050-00 ダイバータ構造概念の検討および冷却性能と熱応力評価 インポート情報	H27BA原型炉設計検討にて変更された形状	他の炉内機器保守	H27 朝倉氏検討結果「原型炉ダイバータ short2015朝倉(10-19)」	
ダイバータカセット基本構成		①P63表4.1.1	H26までのBA原型炉設計にて最新の検討内容として引用	他の炉内機器保守	2016.3構造設計の外注結果を受けて反映予定	
ダイバータカセットと炉内機器との取り回し		T-D-D210-1400-2015-0050-00 ダイバータ構造概念の検討および冷却性能と熱応力評価 インポート情報	H26までのBA原型炉設計にて最新の検討内容として引用	他の炉内機器保守	H27 工藤(辰)さん作成図面および②平成26年度 BA原型炉の炉構造及び遠隔保守の設計検討 報告書	
カセット形状・外寸	トロイダル: XXXXmm ラジアル: XXXXmm ポロイダル: XXXXmm 	①P67表4.2.1	H26までのBA原型炉設計にて最新の検討内容として引用	他の炉内機器保守	少なくとも銅合金配管を使用する W-モノブロックユニットは1年で交換する必要があり、遠隔保守・交換を考慮したダイバータカセットの設計も重要な課題である。 2016.3構造設計の外注結果を受けて反	トランジエント遷移にどう対応するかという課題に含まれ、ダイバータ形状の修正や運転検討の範囲内と考える(ダイバータ板形状の設定)

図 2.2-1 設計根拠集記載例

の記載例からはダイバータの形状や炉内機器との取り回しが決まっており、現在は具体的な構成や寸法などの検討を実施していることが分かる。従って、根拠集の策定を行うことにより、各機器に対する特別チーム内における最新の数値をその根拠とともに容易に共有すると共に課題点を認識することが出来る。これにより古い情報を引用した検討を行ってしまうなどのリスクの低減、及び必要な情報を収集する手間の低減が可能となり、中間 C&R に向けた作業のスムーズ化が可能である。

今回作成した根拠集は、全ての項目を漏れがないようにリストアップしたが、より容易に設計根拠を共有するために、次年度には重要項目を抽出した要約版の作成を行う予定である。

3. 概念設計の進捗状況

特別チームの炉設計活動では、システム全体を俯瞰しつつ既存技術から見通しうる技術基盤に基づいた原型炉概念とともに、様々な有力技術オプションの検討を行う。今年度は、先行して進めている BA 活動の原型炉設計活動において検討中の原型炉概念案(JA Model2014)をベースにして、物理検討、ダイバータ、ブランケット、超伝導コイル、接合技術、プラント設備、安全性、原型炉運転計画について作業を実施した。特に、ブランケット、超伝導コイル、原型炉運転計画については、検討の方向性を比較的短期間に定める必要があり、特別チームの枠を超えて多分野の専門家の意見を広く聴取するため WG を組織して活動を実施した。

3.1 物理検討

物理検討では中間 C&R に向けて、

- ・ 機器の保全に係わる課題
- ・ 装置設計の早い段階で情報が必要な課題

に優先的に取り組むとともに、従来の概念案 (JA Model 2014) における課題の克服に向けた検討を行った。JA Model 2014 では、装置サイズの大型化のため、グリーンワールド密度限界が低下し、低い運転密度のためダイバータデタッチメントとの両立が課題として浮かび上がった。そこで、高い運転密度（密度限界）を得るために、垂直位置安定性の向上に基づく設計楕円度の増大と中心ソレノイドコイルの磁束消費削減に基づく大半径の縮小について検討するとともに、低密度側へのデタッチメント運転領域拡大の検討を進めた。また、その他の優先課題として、ペDESTAL・ELM モデリング、ペレット入射要件、ディスラプション影響評価に向けたコード開発、ダイバータモデリングを中心に検討を展開した。ダイバータモデリングについては 3.2.3 節に記述する。

3.1.1 原型炉設計パラメータ領域の評価

JA Model 2014 [3.1.1-1]では、定格出力の定常運転に到達するまでに必要な試験運転や、パルス運転での低出力の発電実証、等に対応できる炉心プラズマの運転自由度を確保するため、中心ソレノイドコイル(CS)による供給磁束に余裕（プラズマ電流を定格値まで立ち上げるために必要な CS 供給磁束の 1.4 倍程度）を持たせた設計とし、プラズマ大半径は 8.5m (CS コイル半径 2.57m) とした。一方で、ダイバータ板の熱負荷と損耗の抑制には、デタッチプラズマの生成が不可欠であり、高密度運転が重要である。炉心プラズマの周辺密度（ペDESTALの内側）は、グリーンワールド密度限界、

$$n_{GW} = \frac{I_p}{\pi a_p^2} = \frac{2B_T}{\mu_0 q_a R_p} \sqrt{\frac{(1+\kappa^2)}{2}}$$

で制限される。ここで I_p : プラズマ電流、 a_p : 小半径、 B_T : トロイダル磁場、 q_a : 安全係数、 R_p : 大半径、 κ : 楕円度である。グリーンワールド密度限界はプラズマ大半径に反比例するため、JA Model 2014 での運転密度はグリーンワールド密度限界の 1.2 倍としている。それでも ITER 標準運転シナリオの運転密度よりも低く、デタッチプラズマの生成が厳しい。密度限界を改善するには、楕円度の増大やプラズマ大半径の縮小が有効である。そこで、2015 年度は 3.1.2 節および 3.1.3 節にあるように垂直位置不安定性の改善による楕円度増大と CS 供給磁束節減による大半径の縮小に向けた検討を進めており、それらパラメータの改善による原型炉設計パラメータ領域の評価を行った。

JA Model 2014 の原型炉パラメータを基にした場合の、楕円度増大と体積平均密度 n_e 、閉じ込め改善度 HH_{98y2} 、プラズマ電流 I_p 、正味電気出力 P_{net} の関係を図 3.1.1-1 に示す。また、表 3.1.1-1 に楕円度 1.65 → 1.75、プラズマ大半径 8.5 → 8.2m、アスペクト比 $A=3.5 \rightarrow 3.2$ へ変えた場合（表中の赤文字）の原型炉パラメータ一覧を示す。この時、安全係数 q_{95} 、規格化ベータ値 β_N 、規格化密度 n_{el}/n_{GW} は JA Model 2014 のパラメータに固定した（表中の青文字）。

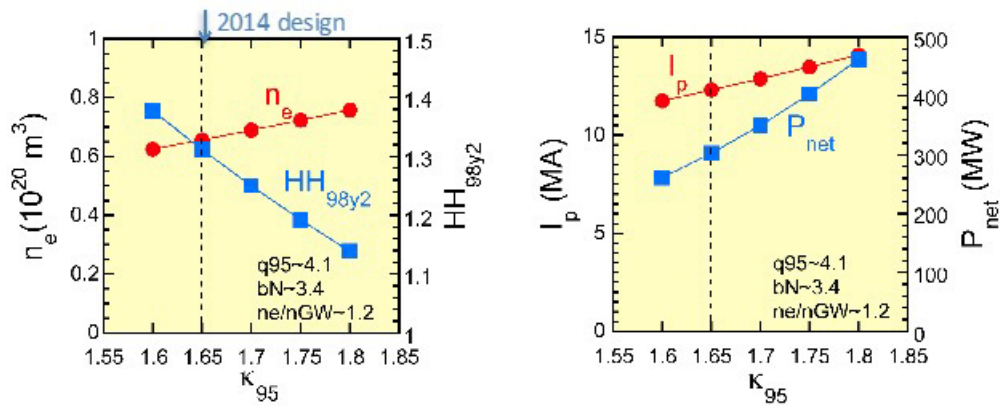


図 3.1.1-1 楕円度増大による設計領域の拡大

楕円度増大 (1.65 → 1.75) により体積平均密度は $6.6 \times 10^{19} \rightarrow 7.2 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$ に増大し、さらに閉じ込め改善度への要求が大幅に緩和される (1.31 → 1.19) ことが分かる。一方で、核融合出力と外部電流駆動電力が増大するため、正味電気出力としては増大するが、ダイバータへの熱負荷の増大が懸念される。ダイバータへの熱流束を許容値に抑えるには、核融合出力 2GW のときに放射損失割合 80%程度が必要である[3.1.1-2]。楕円度に加えてプラズマ大半径を縮小 (8.5 → 8.2m) すると、体積平均密度は $7.5 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$ に増大し、ITER 標準運転シナリオの運転密度 ($8.0 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$) に近づく。さらに、アスペクト比を小さく (3.5 → 3.2) することで、相対的に導体シェルをプラズマに近づけ、楕円度を改善しやすくした場合には、核融合出力 2GW が得られるが、プラズマ中心でのトロイダル磁場が低下するため、体積平均密度は減少する。また、Grassy ELM が得られる安全係数 $q_{95}=5.3$ の領域に原型炉パラメータを外挿すると、正味電気出力として 300MW 程度を得るためには、プラズマ電流が大幅に減少するため、体積平均密度の大幅な減少 ($5.6 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$) とともに、過大な閉じ込め性能要求 ($HH_{98y2}=1.54$) が課せられる。

表 3.1.1-1 原型炉パラメータ一覧

	Parameter	High κ Small R_p Low A High q_{95}	High κ Small R_p Low A	High κ Small R_p	High κ	JA Model 2014
Size & Configuration	R_p (m)	8.2	8.2	8.2	8.5	8.5
	a_p (m)	2.56	2.56	2.34	2.42	2.42
	A	3.2	3.2	3.5	3.5	3.5
	κ_{95}	1.75	1.75	1.75	1.75	1.65
	q_{95}	5.3	4.1	4.1	4.1	4.1
	I_p (MA)	11.6	15.0	12.9	13.4	12.3
	B_T (T)	5.65	5.65	5.91	5.94	5.94
	B_T^{max} (T)	12.4	12.4	12.2	12.1	12.1
	r_w/a_p	1.35	1.35	1.38	1.37	1.37
Absolute Performance	P_{fus} (MW)	1224	2033	1739	1880	1462
	P_{net} (MWe)	290	431	359	403	303
	Q	25.2	18.1	17.2	18.5	17.5
	P_{ADD} (MW)	48.5	112	101	101	83.7
	n_e (10^{19}m^{-3})	5.6	7.2	7.5	7.2	6.6
Normalized Performance	$V_{\text{stat}} / V_{\text{Sneed}}$	1.15	0.96	1.2	1.33	1.39
	HH_{98y2}	1.54	1.16	1.19	1.19	1.31
	β_N	3.4	3.4	3.4	3.4	3.4
	f_{BS}	0.70	0.58	0.61	0.61	0.61
	f_{CD}	0.3	0.42	0.39	0.39	0.39
	n_e/n_{GW}	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2

以上より、原型炉パラメータの更新に向けては、楕円度 1.75 を目標とするとともに大半径を 8m 程度にすることで、デタッチプラズマとの整合性の改善が期待できる。

参考文献

- [3.1.1-1] Y. Sakamoto et al., 25th IAEA Int. Conf. on Fusion Energy (St. Petersburg, Russia, 2014) FIP/3-4Rb.
[3.1.1-2] K. Hoshino et al., 25th IAEA Int. Conf. on Fusion Energy (St. Petersburg, Russia, 2014) FIP/P8-11.

3.1.2 設計楕円度の検討

トカマク型装置において、プラズマ性能を向上させるためにはプラズマの断面形状を上下に引き伸ばす(楕円度を増やす)ことが有効であるが、このようなプラズマは垂直方向に不安定(垂直位置不安定性)なことが報告されている。これまでのトカマク型装置では真空容器内に高速制御コイルや安定化シェルを設置することで、垂直位置不安定性などに起因するプラズマの垂直方向への移動(垂直位置移動現象: VDE)を抑制している。しかし、核融合原型炉では高い放射線量や炉構造の観点から真空容器内に高速制御コイルや安定化効果の高い安定化シェルを設置することが難しいため、楕円度が大きいプラズマの垂直位置不安定性を安定化することが難しいと予想される。2015 年度は設計楕円度の検討として、(1) プラズマ剛体モデルを対象とした 3 次元渦電流解析に基づく垂直位置制御解析コード、(2) 真空容器や安定化シェルなどの導体シェルに流れる渦電流と整合するようにプラズマ形状や電流分布が変化するプラズマ非剛体モデルを採用したプラズマ平衡制御シミュレータ、用いた解析を実施した。

3.1.2.1 導体シェル構造と 3 次元渦電流解析に基づく垂直位置安定性評価

原型炉では ITER や JT-60SA などの従来装置とは異なり、導体シェルを設置可能な位置はトリチウム生産を担う増殖ブランケットの背面であり、増殖ブランケットの定期保守交換作業を考慮すると導体シェルはトロイダル方向に分割する必要がある。このため、原型炉での楕円度を決定するためには、炉内機器や真空容器等の炉内構造物をモデル化した垂直位置安定性解析により、炉内機器の設計と整合をとりつつ評価する必要がある。2015 年度は、プラズマ剛体モデルを対象とした 3 次元渦電流解析に基づく垂直位置制御解析コードを用いて、設計楕円度を評価するための垂直位置安定性評価として、(1) 高い垂直位置安定性効果を持つ導体シェル概念の検討、(2) 炉内構造物による垂直位置安定化効果の楕円度依存性、(3) 高楕円度化に向けた炉内機器設計の改良案の検討を実施し、楕円度 1.70 以上の見通しを得ると共に、高楕円度プラズマ実現のための炉内機器設計指針および今後の課題点を明らかにした。

(1-1) 3 次元渦電流解析に基づく垂直位置制御解析に用いたプラズマ・炉内構造物パラメータ

プラズマ剛体モデルを対象とした垂直位置制御解析では、プラズマ平衡解析コード TOSCA によるプラズマ情報と炉内機器の 3 次元 CAD を基にした有限要素解析用メッシュデータ、制御コイル情報から、薄板近似による渦電流解析コード EDDYCAL を用いた渦電流解析を実施し、炉内構造物による安定化指数の周波数特性を求めると共に、プラズマ剛体モデルを仮定した回路方程式を解く垂直位置制御解析により外乱を与えた場合の制御コイルパワーを計算する[3.1.2-1]。表 3.1.2-1 に今年度の評価における標準となるプラズマ諸元と炉内構造物のパラメータ、図 3.1.2-1 には炉心プラズマと炉内機器、平衡コイル系の関係図を示す。解析では評価基準となる楕円度を 1.65 とし、プラズマ垂直位置を外側 4 本の制御コイルで制御するものとする。

(1-2) 高い垂直位置安定性効果を持つ導体シェル概念の検討

プラズマの垂直位置安定性を確保するためには、プラズマ垂直位置変動に伴い上下からプラズマを押し戻す、或いは引っ張り戻すような渦電流が流れるように、導体シェルはトロイダル方向に連続した構造物であることが理想的である。しかし、先に述べたように増殖ブランケットの定期保守交換を考慮すると、導体シェルはトロイダル方向に分割せざるを得ない。このような制約

表 3.1.2-1 プラズマ諸元と炉内構造物のパラメータ

パラメータ	値
プラズマ大半径 (R_p)/小半径 (a_p)	8.2m / 2.57m ($A=3.2$)
プラズマ電流	14.6MA
ポロイダルベータ	1.8 (flat-top) / 0.1 (ramp-up)
楕円度(磁束 95%)	1.65
三角度(磁束 95%)	0.33
内部インダクタンス	0.9
真空容器	SUS316 製 (厚さ 5cm、二重壁構造)
導体シェル	Cu 製 (厚さ 2cm)
導体シェル位置 (r_w/a_p)	1.36 ($r_w=0.2(\text{SOL})+0.7(\text{Blanket})+0.04(\text{Gap})$)

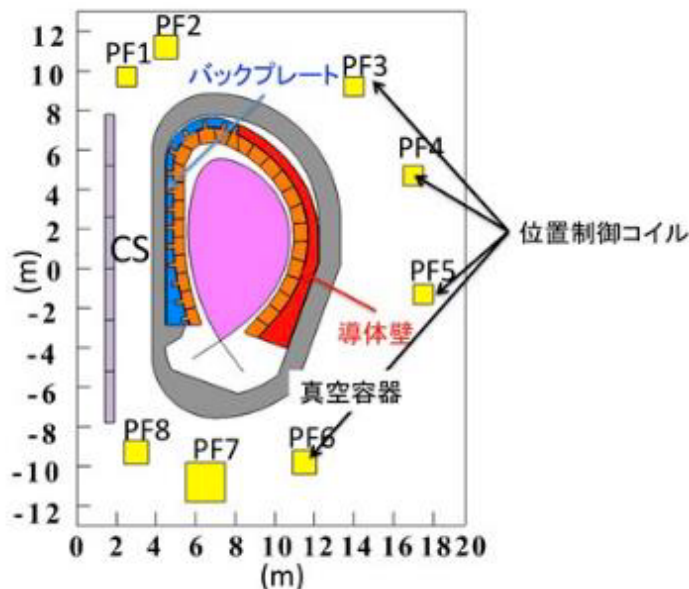


図 3.1.2-1 炉心プラズマと炉内機器、平衡コイル系の関係図

条件の下、より高い垂直位置安定性効果を持ち、高楕円度プラズマを実現するための導体シェル構造として、ITER-CDA などで検討された①鞍型、②ループ型導体シェルを候補に、垂直位置安定化効果と制御コイルパワーを評価した。図 3.1.2-2 に鞍型、ループ型導体シェルの概念図を示す。導体シェルは増殖ブランケットモジュールが支持固定されている遮蔽構造体(バックプレート)の表面に配置されている。表 3.1.2-2 に解析結果を示す。比較のため、導体シェル無しの真空容器のみの場合(ケース 1)の結果も示す。ここで、不安定性成長時間 τ_g はプラズマの物理量で決まる指数 n と炉内構造物の安定化指数 N_s から求められる指標($n+N_s=0$ となる場合)で、安定化マージンは $(n+N(s \rightarrow \infty))/|n|$ で定義される。外乱としては VDE(垂直移動現象: Vertical Displacement Event)垂直方向に 5cm 変位を仮定した。本評価から、垂直位置安定性効果としてループ型導体シェルの方が優れていることが明らかになり、以下の安定性評価並びに炉構造設計ではループ型導体シェルを採用することとした [3.1.2-2]。

(1-3) 炉内構造物による垂直位置安定化効果の楕円度依存性評価

大半径 8m 級の原型炉において取り得る最大楕円度を求めるため、(1-1)項に示した炉内構造物のパラメータ及び(1-2)項で求めた導体シェル構造に対して、垂直位置安定化効果の楕円度依存性を評価した。図 3.1.2-3 に不安定性成長時間と安定化マージン、図 3.1.2-4 に VDE 時の最大変位量

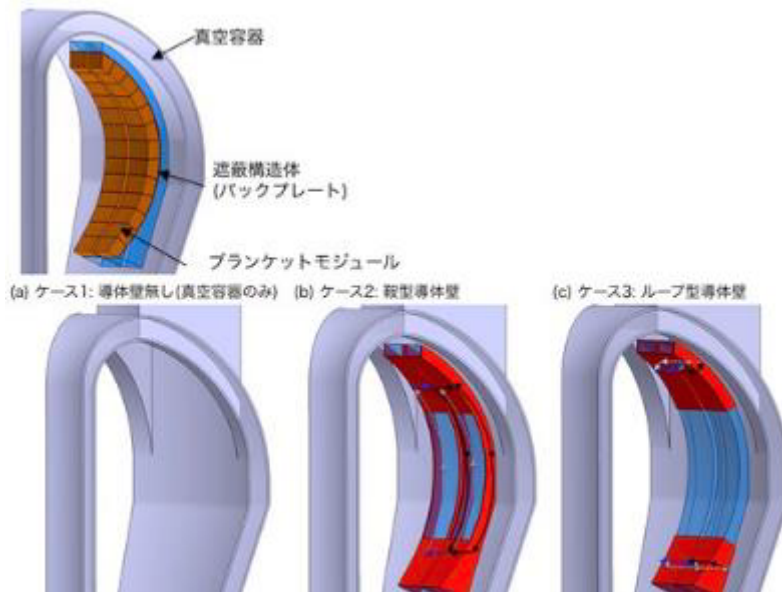


図 3.1.2-2 真空容器と導体シェル構造概念図(a)真空容器のみ、(b)鞍型、(c)ループ型導体シェル

表 3.1.2-2 導体シェル構造の垂直位置安定化効果の解析結果

	ケース 1	ケース 2	ケース 3
導体シェル構造	導体シェル無し (真空容器のみ)	鞍型	ループ型
不安定性成長時間 τ_g [sec]	0.013	0.08	0.11
安定化マージン M_s [-]	0.1	0.49	0.64
制御コイルパワー [MW]	13.3	8.1	6.8
最大変位量 [m]	0.13	0.073	0.062

と制御コイルパワーの楕円度依存性の解析結果を示す。予測通り、楕円度の増加に伴い不安定性成長時間が短くなり、安定化マージンも低下しており、それに伴い VDE 時の最大変位量と制御コイルパワーが増加する傾向が確認される。導体シェルを含む炉内構造物の安定化効果により、楕円度 1.85 までは制御可能、すなわち垂直位置安定性として完全に不安定な領域ではないことがわかるが、所内電力や制御コイル電源から制御コイルパワーは無尽蔵ではないため、仮に制御コイルパワーの上限を 10MW、最大変位量を 0.1m と仮定すると、許容楕円度は 1.70 程度であると言える。但し、この許容楕円度は同じ楕円度でもポロイダルベータ値が低い場合($\beta_p = 0.1$)に閾値に達しており、このような低いベータ値では楕円度を上げないようプラズマの立ち上げシナリオを構築するなどの方法で回避することにより、さらなる楕円度向上は見通せる。

(1-4) 高楕円度化に向けた炉内機器設計の改良案の検討

(1-3)項での解析で得られた楕円度 1.70 をさらに向上させるための方策の 1 つとして、炉内機器設計の改良案を検討し、予備評価を行った。具体的な改良点は以下の通りである。

- (1) 真空容器のプラズマへの近接化(プラズマまでの壁距離を 10cm 減)
- (2) 真空容器、導体シェルの抵抗値低減(各厚みを 1cm ずつ増加)
- (3) 上部保守交換用ポートに遮蔽用ポートプラグを設置(電気的には周囲と絶縁)
- (4) インボード側バックプレートにも導体シェルを設置

(1)、(2)により安定化に有効な導体シェルの効果高めると共に、(3)によりポート部直下にあるループ型導体シェルにより安定化のための渦電流が流れやすくする構造とした。さらに、(4)によりベータ値が低い(プラズマ電流中心がフラットトップ時よりも内側に寄っている)場合の安定化向上を意図した。図 3.1.2-5 に安定化指数の周波数特性の結果について示す。 $\beta_p=1.8$ 及び 0.1 の不安定性の成長時間はそれぞれ 0.14s、0.09s、安定化マージンはそれぞれ 0.68、0.45 であり、(1-3)項

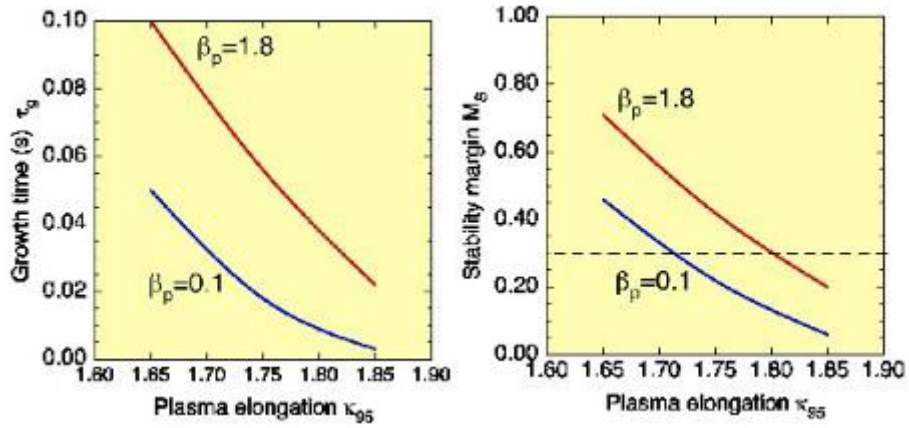


図 3.1.2-3 (a)不安定性成長時間と(b)安定化マージンの楕円度依存性

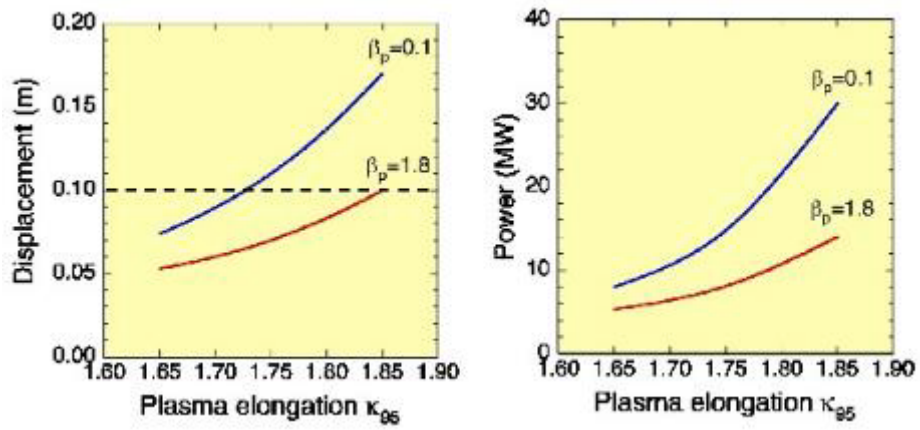


図 3.1.2-4 (a)VDE 時の最大変位量と(b)制御コイルパワーの楕円度依存性

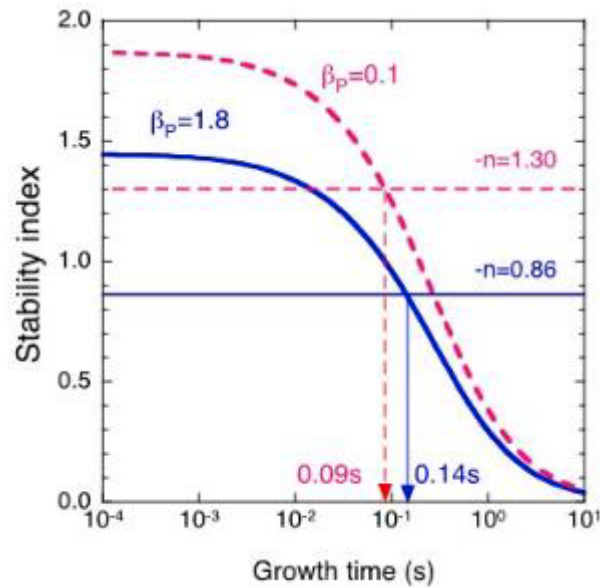


図 3.1.2-5 安定化指数の周波数特性と不安定性の成長時間

で示した楕円度 1.65 の場合以上に改善されていることから、楕円度向上のための炉内機器設計として上記のような改良方針で今後整合を取りながら設計を進める。

(1-5) まとめと今後の課題

プラズマ剛体モデルを対象とした 3 次元渦電流解析に基づく垂直位置制御解析コードを用いて、大半径 8m 級の原型炉において取り得る最大楕円度を求めるための垂直位置安定性評価として、ループ型導体シェルの有効性を示し、高楕円度化に向け導体シェルの近接化やインボード側バックプレートへの追加などの炉内機器設計の改良により、楕円度 1.70 以上が実現可能なことを明らかにした。一方、導体シェルの近接化することは、増殖ブランケット厚の減少、すなわち TBR の低下を招く恐れがあるため、ポロイダル分布で近接化可能な領域をブランケット設計と合わせて検討すると共に、垂直位置安定性評価として後述されるプラズマ非剛体モデルでのプラズマ平衡制御シミュレータ MECS と連携し、垂直位置制御として不安定にならない放電シナリオを検討する必要がある。

3.1.2.2 プラズマ平衡制御シミュレータによる垂直位置安定性評価

超伝導トカマク型核融合装置 JT-60SA のプラズマ平衡制御システムの研究開発に向け、開発が進められているプラズマ平衡制御シミュレータ(MECS)は、平衡計算部が実現されるであろうプラズマを予測し、プラズマ位置形状再構築システムが計測器の信号から評価した被制御量を基に、コントローラが制御コイル電流をフィードバック制御する[3.1.2-3-3.1.2-5]。これにより、プラズマと周辺の導体シェルの流れる渦電流との結合を適切に評価し、真空容器内外の制御コイルと導体シェルによる垂直位置不安定性の制御も含んだプラズマ平衡制御を計算機上で模擬することができる。今回、初期コントローラとして、JT-60SA で採用予定の等磁束制御スキームを導入し、プラズマ位置形状再構築システムは不使用とした。また、垂直位置不安定性の安定化に寄与する導体シェルとして、真空容器(200 要素のトロイダル軸対象フィラメントに分割)のみを仮定し、真空容器内の安定化シェルは考慮していない。

(2-1) 真空容器モデルとプラズマ楕円度の関係性

楕円度 $\kappa_{95}=1.75$ と 1.65 に対応した真空容器モデルを仮定し、それぞれの真空容器モデルにおいてプラズマの垂直位置を安定制御できるプラズマ楕円度を評価した(図 3.1.2-6 (a) (b))。プラズマ電流を 14.6MA、圧力パラメータ β_p を 1.81、電流分布パラメータ I_1 を 0.90、計算周期及び制御周期を 1 ミリ秒、コイル電源制限や応答遅れがない理想条件を仮定した。楕円度 $\kappa_{95}=1.479$ -1.748 を持つプラズマ平衡を初期条件として、 $\kappa_{95}=1.75$ に対応した真空容器モデル(1.75VV)においてプラズマパラメータ及び形状を固定しつつ、時々刻々のプラズマ挙動を模擬した。 $\kappa_{95}=1.638$ 以上の楕円度を持つプラズマは、制御コイルや真空容器による安定化効果ではプラズマの垂直位置不安定性を抑え切れず、垂直方向に発散することが判った(図 3.1.2-6 (c))。また、プラズマ楕円度が大きい程、

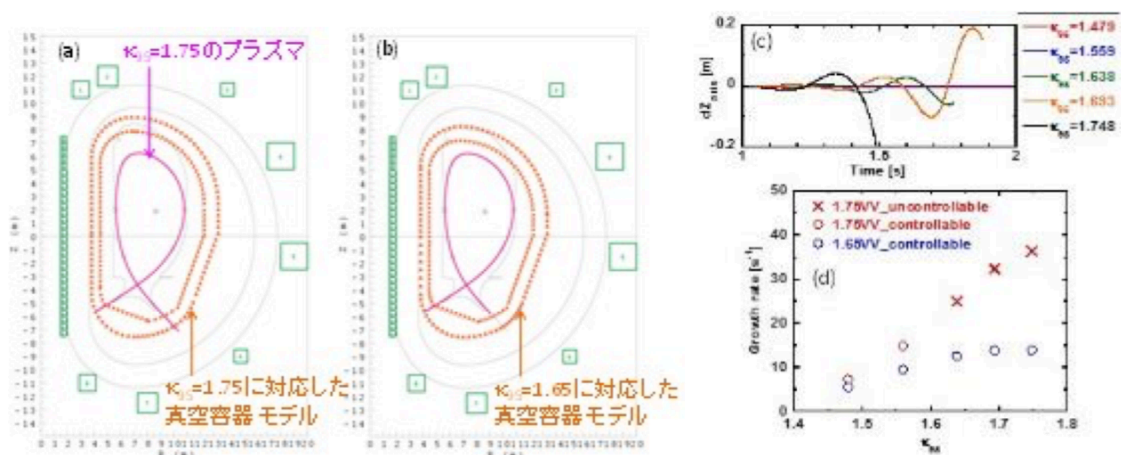


図 3.1.2-6 (a)(b) $\kappa_{95}=1.75$ のプラズマと $\kappa_{95}=1.75$ と 1.65 に対応した真空容器モデル。(c) $\kappa_{95}=1.75$ に対応した真空容器モデルにおけるプラズマ垂直位置の時間変化。(d) VDE 成長率の真空容器モデルとプラズマ楕円度依存性。

短時間で垂直方向に発散する。これは、プラズマ楕円度の増加と共に、制御コイルや渦電流が作る外部垂直磁場の歪みが増加するため、プラズマが垂直方向により不安定になると考えられる。垂直位置不安定性の大きさは、プラズマの垂直方向への変化を示す VDE 成長率から推測することができる。この VDE 成長率は、外部垂直磁場の歪みを示す n-index と、プラズマと導体シェルに流れる渦電流の結合による安定化効果を示す ns-index との相関から決定される。今回、VDE 成長率を、制御コイル電流を固定した条件下での、プラズマ磁気軸の時間変化である $\gamma = d \ln(Z_{axis}(t) - Z_{axis}(t_0)) / dt$ [s⁻¹] から評価した。プラズマ楕円度の増加と共に、VDE 成長率は増加するが、 $\kappa_{95}=1.65$ に対応した真空容器モデル(1.65VV)は 1.75VV に比べ、プラズマと真空容器間の距離が近く、安定化効果が強いため、楕円度の大きなプラズマにおいても VDE 成長率が抑えられる(図 3.1.2-6 (d))。これにより、1.65VV では $\kappa_{95}=1.748$ を持つプラズマを制御コイルにより安定制御できることが判った。

(2-2) 楕円度 $\kappa_{95}=1.75$ を持つプラズマの安定制御

プラズマと真空容器間の距離が近ければ、大きな楕円度を持つプラズマを安定制御できるが、ブランケットスペースを確保するためには、プラズマを真空容器から離す必要がある。そこで、1.75VV において、楕円度 $\kappa_{95}=1.75$ を持つプラズマの安定制御に必要な真空容器内安定化シェルの仕様やプラズマ運転領域を見積もるため、トロイダル軸対象な仮想銅線シェルを置き、プラズマを安定制御できる圧力パラメータ β_p と電流分布パラメータ I_i の関係性を評価した。磁気軸位置が外部垂直磁場の歪みが小さい弱磁場側に移動する高いプラズマ圧力(高 β_p) 且つプラズマと導体シェルに流れる渦電流の結合が強い緩やかな電流分布(低 I_i) の方が、安定制御し易いと考えられる。銅線シェルとして、R=10m、Z=6m の位置に一边 0.1m の銅線(一周抵抗: 105 $\mu\Omega$) を仮定した(図 3.1.2-7(a))。1.75VV だけの場合、 $\beta_p=1.81$ では電流分布が緩やかな $I_i=0.65$ までのプラズマを安定制御できるが、1.75VV に銅線シェルを加えることで、大幅に安定制御できるプラズマパラメータ領域が広がり、電流分布が急峻な $I_i=0.9$ を持つプラズマを安定制御できることが判った(図 3.1.2-7(b))。しかし、各導体シェルモデルにおいて、 β_p の低下と共に、磁気軸位置が外部垂直磁場の歪みが大きい強磁場側に移動するため、安定制御できる I_i が低下する。真空容器形状の最適化あるいは真空容器内に安定化シェルを置くことで、楕円度 $\kappa_{95}=1.75$ を持つプラズマを制御コイルにより安定制御できる可能性がある。

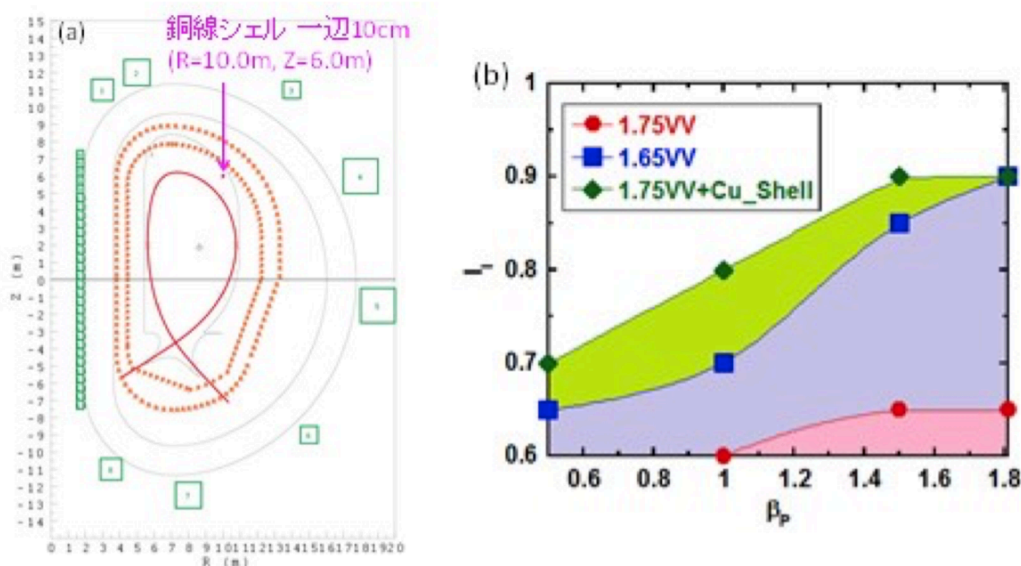


図 3.1.2-7 (a) $\kappa_{95}=1.75$ のプラズマと $\kappa_{95}=1.75$ に対応した真空容器モデルと銅線シェル。(b) 各導体シェルモデルにおいて安定制御できるプラズマパラメータ領域。各線(赤:1.75VV、青:1.65VV、緑: 1.75VV と銅線シェル)より低い I_i 領域で安定。

(2-3) まとめと今後の課題

核融合原型炉の真空容器モデルを仮定し、MECS を用いて、垂直位置不安定にならないプラズ

マ楕円度の上限を評価した。プラズマ楕円度の増加と共に、VDE 成長率は増加するが、プラズマと真空容器間の距離が近ければ、プラズマと導体シェルに流れる渦電流の結合が強くなるため、大きな楕円度を持つプラズマの VDE 成長率が抑えられ、制御コイルにより安定制御できることが判った。また、ブランケットスペース確保のため、プラズマと真空容器間の距離が離れていても、真空容器内に安定化シェルを置くことで、高圧力且つ急峻な電流分布の楕円度 $\kappa_{95}=1.75$ を持つプラズマを制御コイルにより安定制御できる可能性があることが判った。今後、MECS と 3 次元渦電流解析コードを結合させて、3 次元導体シェル構造の影響を考慮した解析や垂直位置不安定にならない放電シナリオを検討する。

参考文献

- [3.1.2-1] H. Takase, et al., Fusion Eng. Des. **109-111** (2016) 1386-1391.
- [3.1.2-2] H. Utoh, et al., Fusion Eng. Des. **103** (2016) 93-97.
- [3.1.2-3] Yoshiaki MIYATA et al., Plasma Fusion Res. **9** (2014) 3403045-1 - 3403045-5
- [3.1.2-4] Yoshiaki MIYATA et al., Plasma Fusion Res. **8** (2013) 2405109-1 - 2405109-5
- [3.1.2-5] Yoshiaki MIYATA et al., Plasma Fusion Res. **7** (2012) 1405137-1 - 1405137-9

3.1.3 追加熱による CS 磁束消費の低減

プラズマ電流ランプアップ中の追加熱による CS 磁束消費削減による CS サイズ縮小に基づく装置サイズの縮小の可能性を検討した。2014 年度に設計された 8.5 m の大半径を持つ DEMO 炉設計を元に、3.3 MA から 12.3 MA までのプラズマ電流ランプアップフェーズを TOPICS 統合輸送解析コードで計算した。CS の磁束消費は、プラズマ電流がプラズマの内部、外部にそれぞれ作る磁束に変換される Ψ_{INT} 、 Ψ_{EXT} と、抵抗による磁場エネルギーの拡散により失われる Ψ_{RES} の 3 成分に分けることができる。このうち、 Ψ_{EXT} はプラズマの形状にのみ依存し、ほとんど削減することができない。一方 Ψ_{INT} 、 Ψ_{RES} は、ランプアップ中の追加熱によって、プラズマ電流分布が周辺部に広がること、抵抗による散逸が小さくなることにより、それぞれ削減することができる。プラズマ電流ランプアップ中はグリーンワルド密度限界より高密度プラズマを得ることが難しく、NB は突き抜け損失が問題になる可能性がある。そこで EC 加熱による CS 磁束消費低減シナリオを検討した。

熱輸送モデルとして CDBM モデルを用い、ランプアップ速度を 0.15MA/s、電子密度のグリーンワルド密度限界に対する比 $f_{GW} = 0.6$ とするシナリオを計算したところ、加熱を行わないときには $\Psi_{RES} = 39$ Wb となることが明らかになった。これは、 $C_E = \Psi_{RES} / (\mu_0 R_0 I_p)$ と定義される Ejima 係数が $C_E = 0.43$ となる磁束消費量で、ITER へ向けた抵抗性磁束消費量の研究で報告されている値、 $C_E \sim 0.45-0.50$ [3.1.3-1] に近い値である。それに対し、50 MW の EC 加熱を $\rho \sim 0.5$ に行ったところ、 $\Psi_{RES} = 9$ Wb ($C_E = 0.10$)

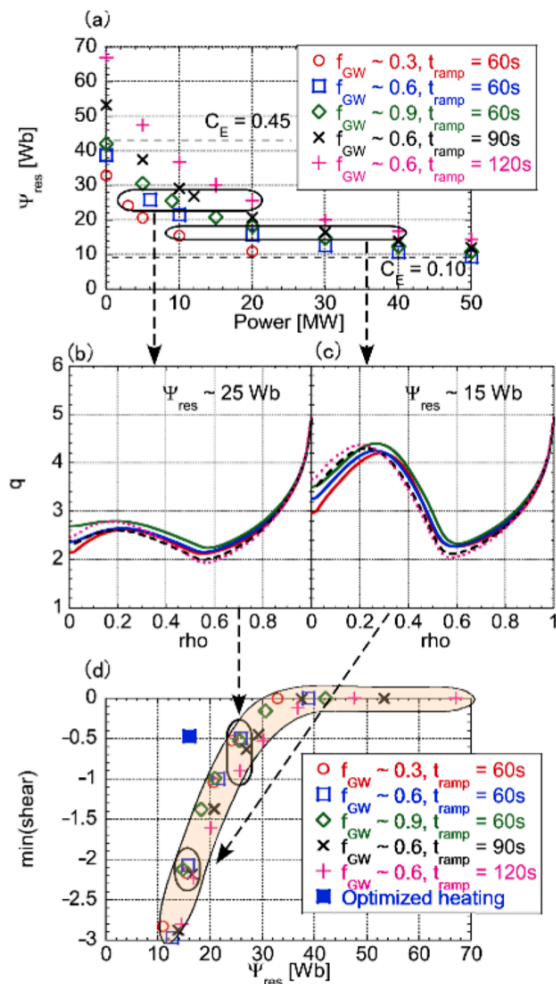


図 43.1.3 -1 $\rho \sim 0.5$ に EC 加熱を行う場合の (a) 入射パワーと Ψ_{RES} の関係、(b, c) $\Psi_{RES} \sim 25$ 、15 となる時の q 分布の比較、(d) Ψ_{RES} と磁気シアの最小値の比較。(d)には加熱分布を最適化した結果もプロットされている。[参考文献 3.1.3-3]

まで大幅に削減されることが明らかになった。しかしこのとき、安全係数(q)分布が強い負磁気シアになっている。強い負磁気シアを持つプラズマは規格化ベータが1程度の低い値でもディスラプションを起こすことが JT-60U の実験で報告されている[3.1.3-2]。そこで、よりロバストな磁束消費削減シナリオを構築することを目指して、ランプアップ中の密度やランプアップ速度を変えて強い負磁気シアを避けるシナリオを計算した。その結果、高い密度や低い電流ランプアップ速度において q 分布は正磁気シアに近づくものの、同時に Ψ_{RES} が増加してしまう計算結果が得られた。そのため、図 3.1.3-1 (a-c) に示す通り、入射パワーを増やして同程度の Ψ_{RES} が得られるときには、 q 分布もほぼ同じ形状になってしまうことが明らかになった。結果として、 $\rho \sim 0.5$ に EC 加熱を行う場合、図 3.1.3-1 (d) に示すように磁束消費と磁気シアの最小値の間に、密度やランプアップ速度によらない関係が生じることが明確になり、強い負磁気シアを避けながら大きく Ψ_{RES} を減らすことができないことが明らかになった。

そこで、加熱分布を調整することでこの制限を超えて Ψ_{RES} を削減する方法を検討した。プラズマ電流の拡散方程式から、電流ランプアップ中に消費される Ψ_{RES} と Ψ_{INT} の和には

$$\Pi \equiv \int \frac{f \langle R^{-2} \rangle V'}{2\pi} \left(\frac{1}{q|_{t=t_1}} - \frac{1}{q|_{t=t_0}} \right) d\rho,$$

で表される、 q 分布に依存した下限値が存在することが示された。さらに、その下限値まで磁束消費を削減するための、最適な温度分布の時間発展を予測する方法も明らかになった。この最適な温度分布を6か所の EC 加熱で再現した結果を図 3.1.3-2 に示す。点線では、強い負磁気シアにならない q 分布に対して磁束消費量が最小になるように最適な温度分布を仮定して TOPICS 計算を行った。

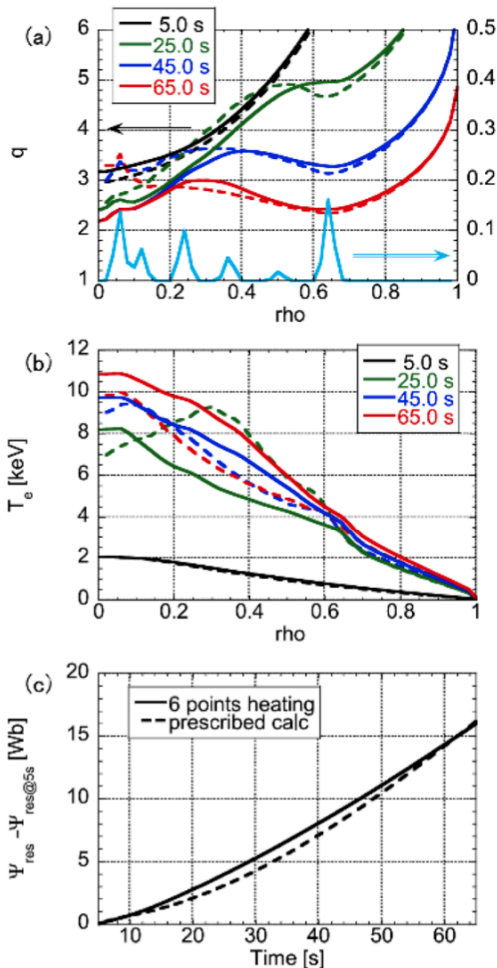


図 3.1.3-2 6か所の EC 加熱により、強い負磁気シアの q 分布を避けながら Ψ_{RES} を最小化した結果。[参考文献 3.1.3-3]

それに対し実線では、温度分布を CDBM モデルに従って計算し、最適な電子温度の再現を目指している。EC 加熱を6か所に分散すれば、ランプアップ後(65秒)の q 分布はほとんど最適な場合と一致させながら、磁束消費量も下限値とほぼ一致する値まで減らせることが示された。このとき、 $\Psi_{RES} = 16 \text{ Wb} (C_E = 0.18)$ であり、 $\rho \sim 0.5$ だけを加熱した場合と比べて強い負磁気シアを避けながら、さらに 7 Wb 抵抗性磁束消費を減らすことができた。このとき入射パワーは 20 MW と計算されている。

CDBM モデルに基づいた入射パワー予測の妥当性を評価するため、Bohm/gyro-Bohm (BgB) モデルとの比較を行った。 $f_{GW} \sim 0.3, 0.6, 0.9$, EC 入射位置 $\rho \sim 0.08, 0.25, 0.50, 0.65$ に対してそれぞれ 50 MW までのパワースキャンを行い、CDBM、BgB 両

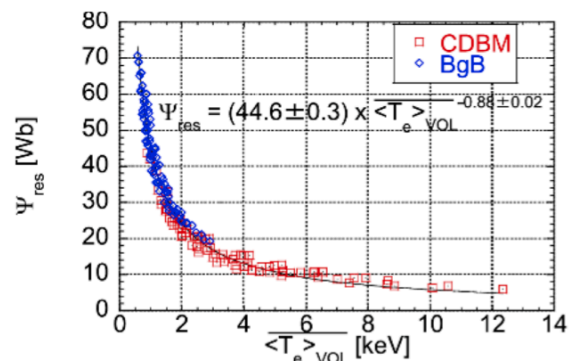


図 3.1.3-3 CDBM モデルと Bohm/gyro-Bohm モデルに共通して存在する、時間平均した体積平均電子温度 $\overline{\langle T_e \rangle_{VOL}}$ と抵抗性磁束消費 Ψ_{RES} の相関関係。[参考文献 3.1.3-3]

方のモデルについてそれぞれ 91 ケースの計算を行った。その結果、BgB では CDBM に比べて低い閉じ込め性能が予想され、磁束消費削減に必要な加熱パワーが大きく計算されることが分かった。しかし、両方のモデルに共通し、 Ψ_{RES} と時間平均した体積平均電子温度 $\overline{\langle T_e \rangle_{VOL}}$ の間に相関関係があることが明らかになった (図 3.1.3-3)。これにより、温度分布の詳細な予測を行うことなく、体積平均電子温度だけを予測できれば、必要とされる Ψ_{RES} が予測できることが明らかになった。体積平均電子温度はグローバルなエネルギー閉じ込めスケーリングを仮定することで計算できる。そこで ITER L-89P スケーリングを用いて、 $\Psi_{RES} = 16 \text{ Wb}$ まで磁束消費を削減するために必要とされる加熱パワーを計算した結果、31 MW 程度と予想されることが分かった。このパワーは CDBM モデルによる予測(20 MW)よりは大きいものの、BgB モデルによる予測(100 MW 以上)に比べると十分に小さく、また、DEMO 炉で想定される加熱入力の範囲に収まると考えられる。

以上の検討から、EC 加熱によって、電流ランプアップに必要な CS の磁束消費は、 $C_E = 0.45$ 、規格化内部インダクタンス $I_i = 1.0$ とする従来の予測に対して、20%程度削減可能であることが示され、その結果、10%程度の CS 半径縮減の可能性が示された。

参考文献

- [3.1.3-1] ITER Physics Expert Group on Disruptions, Plasma Control and MHD, ITER Physics Expert Group on Energetic Particles, Heating and Current Drive, ITER Physics Expert Group on Diagnostics, and ITER Physics Basis Editors., Nucl. Fusion 39 (1999) 2577.
- [3.1.3-2] M Takechi, T Fujita, Y Ishii, T Ozeki, T Suzuki, A Isayama, et al. Nucl. fusion, 45 (2005) 1694.
- [3.1.3-3] T. Wakatsuki, T. Suzuki, N. Hayashi, J. Shiraishi, Y. Sakamoto, S. Ide, H. Kubo and Y. Kamada, Nucl. fusion, 57 (2017) 016015.

3.1.4 ペレット入射条件の評価

(1-1) ペレット入射による核融合出力制御検討

発電を行う原型炉では、核融合出力を目標値に追従・安定維持する制御手法が必要となる。原型炉でも ITER 同様に燃料ペレット供給制御による核融合出力制御が手法として有力視されている。原型炉ではブランケットや中性子・熱遮蔽の構造制約から、炉としてグリーンワルド密度限界を上げにくい傾向があり、8 m 級原型炉案においてエッジ密度 (ペDESTALTOP を仮定) を密度限界 ($\sim 7 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$) 未満に抑えながら目標出力 (1.5GW) を達成するには、密度ピーキングを前提としなければ HH ファクター < 1.3 では解が得られない。また He 灰による燃料希釈を目標値 (7%) 以下に抑えるために、出力に比例する He ソースに対し相対的に燃料粒子ソースを大きくしながら、かつ密度限界を超えないよう排気を増やす必要があり、スループットが増大する。SOL-エッジの高温のためコア深くには入らない大きな燃料粒子ソースを、タイトなエッジ密度拘束条件のもとで制御しなくてはならない。従って現段階での出力制御検討・予測は、電子加熱主体プラズマにおける粒子ピンチ、ペDESTAL粒子輸送係数、密度限界付近での熱閉じ込め劣化といった輸送モデルの仮定に、根本的に依存するものであり、これらに関する ITER や JT60-SA での今後の研究進展が原型炉に向けて極めて重要である。

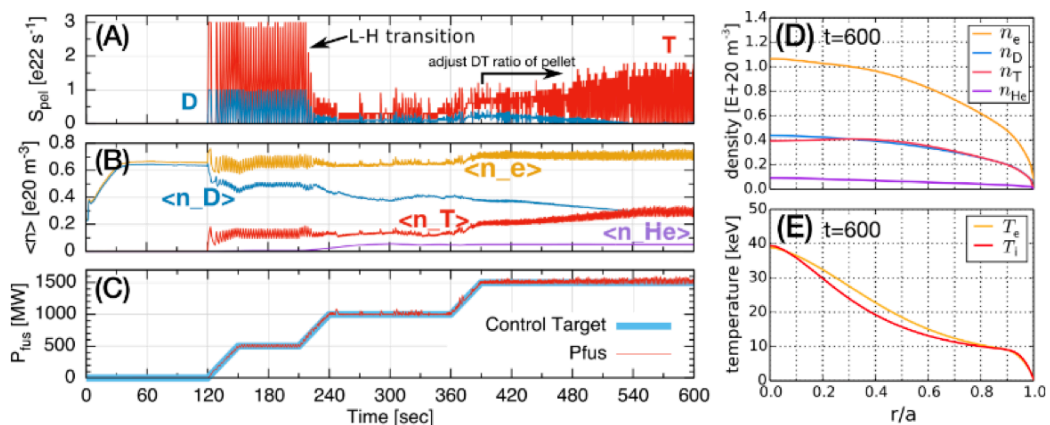


図 3.1.4-1 (A)ペレットによる粒子供給量、(B)粒子種ごとの密度、(C)核融合出力の時間発展、(D) $t=600\text{sec}$ における密度分布と(E)温度分布

図 3.1.4-1 に 1.5D 輸送コード ATLAS による出力制御シミュレーションの一例を掲げる。 χ_i 、 χ_e 、D の決定は Bohm/gyro-Bohm モデル、密度ピーキング率は $n_e^{\text{axis}}/\langle n_e \rangle \sim 1.6$ 、ペDESTAL に関してはギブンのペDESTAL 幅 ($\Delta/a \sim 0.07$) に対して想定 HH ファクター 1.25 に基づく係数調整を行い、Cordey スケーリングと EPED1 でペDESTAL 圧力の妥当性を検証した。DT ペレット ($2\text{E}+21 \text{ atm/pel}$ 、 $\sim 2\text{mm}$ 径) はピーク位置を指定 ($r/a=0.85$) したデポジション分布で、中性子計測に基づく核融合出力フィードバック制御を行い、1 MeV D-NBI は steady state 維持のための電流駆動、D ガスパフはダイバータのための SOL 密度を維持する意味でエッジ密度がグリーンワルド密度限界の 70% 未満に下がらないように、それぞれフィードバック制御を行っている。排気は DT については流出粒子フラックスの 97% が中性粒子として還流し 3% が排気、単原子分子である He については排気効率を保守的にその半分としている。

ペレットによるシンプルな核融合出力 FB 制御は、特に温度が低い時に急激な出力増大を指示すると過剰供給によるプラズマ冷却が起きて制御に失敗する。上の例では目標値を徐々に上げる事で過剰入射を回避した良好な出力制御ができて(C)。1.5GW での入射はおよそ 5Hz で粒子供給 $1\text{E}+22 \text{ s}^{-1}$ 、 $\tau_p^* \sim 12\text{s}$ となっている(A)。ダイバータ保護のためまずガスパフで D 密度を上げており、出力目標に応じた DT ペレット供給増に伴い密度目標維持のため D パフが減少して、出力以外に関わる密度条件を大きく変えずに D を T で置き換える制御を行っている(B)。He は出力に対して 20~30 秒程度遅れて応答し、この輸送・排気特性設定に対する最終的な希釈率は 7% となっている。この例ではエッジ密度は密度限界の 70% に収まっているが(D)、ペレットデポジションピーク位置が $r/a \sim 0.9$ の場合や密度ピーキング率が小さい場合には出力目標到達前にエッジ密度が密度限界を超える。密度限界によるエネルギー閉じ込め劣化は出力制御を複雑かつ不安定にする事が想像される。密度限界の厳しさと大出力の要請は原型炉の本質的課題と言え、単純に粒子閉じ込め時間が短いから大量に供給するという解決はできない事を意味しており、エッジ密度を抑えコア密度を制御するロバストな出力制御のためには、密度ピーキングの定量予測に基づく炉設計と、ペDESTAL トップより内側への燃料供給が必要である。燃料供給効率とペDESTAL トップにおける密度限界との関係は当然ながら密度ソース分布(デポジション分布)の径方向幅の仮定に強く依存する。上記計算では分布形状を内側にテールを持たないレイリー分布で $\sigma=0.1a$ と仮定している。ペレットデポジション分布はピーク位置については予測信頼性が確立されて来たものの、分布の幅に関しては十分な注意が払われて来たとは言えず、この点の研究進展が強く望まれる。上記の検討に基づき、以下ではデポジション分布ピーク位置 $r/a < 0.85$ を目標値とした、燃料ペレット入射系への要求性能評価について述べる。

(1-2) ペレット入射装置要求性能検討

ペレット溶発深さに関する NGS スケーリングから、溶発分布として高温の原型炉ペDESTAL トップを越えるのは極めて困難と予測され、目標とするデポジション深さの実現には、ペレット雲の大半径方向への磁気ドリフトに依存せざるを得ない。そのため燃料ペレット入射は目標とするコアプラズマ磁気面を水平に望める Z 方向位置へ、高磁場側(HFS)から為されなくてはならない。ここまでにについては ITER でも同様であるが、拘束条件としての出力目標が原型炉ほど大きくない一方でグリーンワルド密度限界が $1.2\text{E}+20\text{m}^{-3}$ ほどある事から、ダイバータ下方を回る HFS からの 300m/s 入射の設計となっている[3.1.4-1]。ITER に比して出力目標が 2 倍以上で密度限界が 6 割未満である原型炉案においてはより深い燃料供給が必要とされる。しかし曲率の大きい下方入射ルートで速度を上げる事は不可能である。現在のシングルヌルダイバータの原型炉案では磁気軸が $Z=1.5\text{m}$ の位置にあるため、HFS 上方から(VHFS)の入射が合理的と考えられる(図 3.1.4-2 (A))。原型炉燃料ペレット入射条件最適化に向けて、デポジションピーク位置の入射速度・角度、ペレットサイズ、ペDESTAL 温度等に関する依存性について、ペレット溶発・ドリフトコードを用いたパラメータスキャンを行った(図 3.1.4-2 (B))。

ペDESTAL 温度が低いとデポジション位置が浅くなるのは、溶発位置の深さの伸びよりも背景温度低下によるドリフトの駆動力減少が影響として大きいことを示している。図 3.1.4-2 (A)に示される通り、入射ポロイダル角度と PGT 曲率は炉構造(特に TF コイル内脚)の制約によってリ

ンクしている。また入射速度上限はペレットサイズと PGT 曲率から律束されるため、入射角度と速度は設計上独立変数たり得ない。真空容器壁からプラズマ表面までは直線に飛ぶと仮定すると、 $\theta=120$ の場合は PGT 曲率半径 $R_c=10\text{m}$ 、 $\theta=135$ の場合は $R_c=1\text{m}$ 程度となる。これとペレットサイ

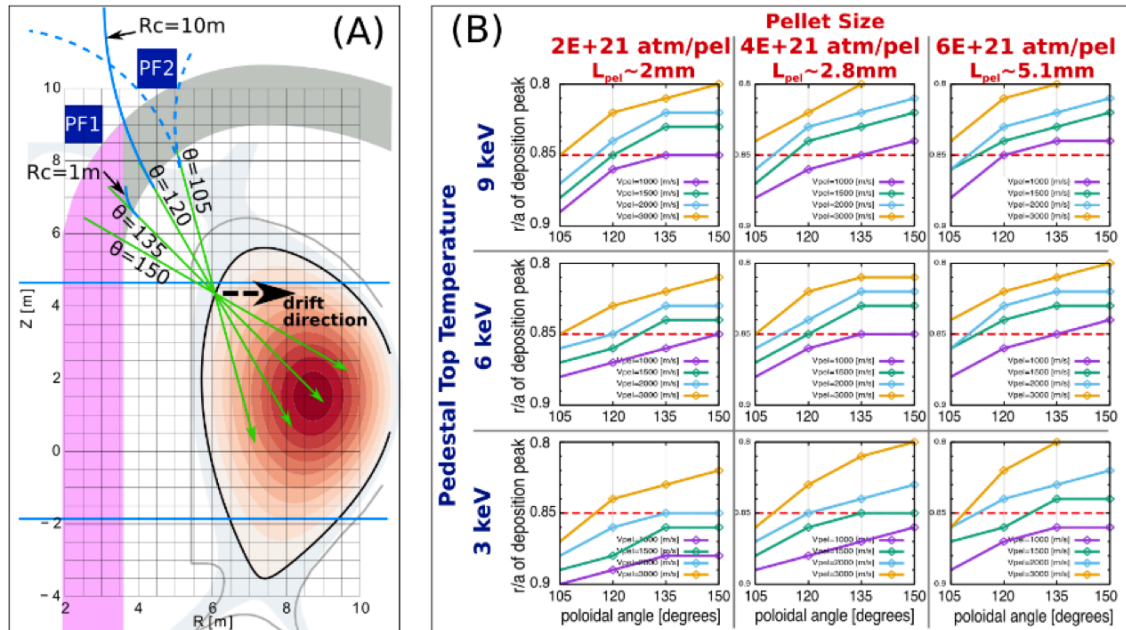


図 3.1.4-2 (A)ペデスタルトップより内側を水平に望めるペレット入射位置、および炉構造から制約を受ける入射ポロイダル角度と PGT 曲率半径の位置関係。(B)デポジション深さのスキャン計算結果。

表 3.1.4-1 炉構造の曲率制約を考慮した場合の AUG calibrated scaling に基づくペレット速度上限

ペレット速度上限	$L_{\text{pel}}=2.0\text{mm}$	$L_{\text{pel}}=2.8\text{mm}$	$L_{\text{pel}}=5.1\text{mm}$
$\theta=120$	2571 m/s	2173 m/s	1610 m/s
$\theta=135$	813 m/s	687 m/s	509 m/s

ズから AUG calibrated relation [3.1.4-2]を参考に計算した速度上限を表 3.1.4-1 に示す。曲率半径の大きい $\theta=120$ の場合、圧倒的に速度が大きく、図 3.1.4-2 (B)の速度依存性に照らせば $\theta=135$ よりも $\theta=120$ の方が深いデポジションを求める上で合理的である。 $\theta=120$ の時のペレットサイズ $5.1\text{mm}-1610\text{m/s}$ と $2.8\text{mm}-2173\text{m/s}$ を比較すれば、3 ケース全てのペデスタル温度に対して、 2.8mm の場合の方が同等またはより深いデポジションが期待される。 $2\text{mm}-2571\text{m/s}$ についても、発射装置に対する初速要求値として厳しすぎる可能性がある一方で、結果として得られるデポジション深さは $2.8\text{mm}-2173\text{m/s}$ と同等かより低い。

これらの概算検討に基づき、図 3.1.4-2 (A)の炉構造とデポジション深さ目標値 $r/a \sim 0.85$ を前提とした場合、ペレットサイズ 2.8mm ($4\text{E}+21 \text{ atm/pel}$)、入射ポロイダル角度 120 度、入射速度 $\sim 2000\text{m/s}$ がペレット入射系の開発目標として合理的と考えられる。これらの数値ひとつひとつは現在の技術水準でも可能と考えられ、これらを他の設計要素と整合的かつ高いエネルギーおよび粒子循環効率で実現する事が技術開発課題となる。この時、ペデスタルトップより $10\sim 15\text{cm}$ 内側へのデポジションを期待する事になる。エクストルーダによるペレット生成・切り分けではペレットの強度不足が懸念され、銃身内で結晶を生成するパイプガンが好ましい。ペレット周波数は前節の供給量見通しから $\sim 2.5\text{Hz}$ となり、製氷時間を 30 秒と仮定すると、 75 丁のパイプガンを炉上方に並列し制御する必要がある。ペレット入射装置については ASDEX-U の実績が突出して ITER をリードしており、トカマク HFS への高速ペレット入射装置については国内での技術蓄積が乏しい。今後の工学 R&D 課題と考えられる。

(1-3) 原型炉の他の設計因子との整合性検討

前節までの議論の前提条件で、他の設計要素の検討状況に依存して再検討が必要となる点を述

べる。

(1) DT 比率制御のインベントリ負荷(1-1)項において DT 比が変化する制御を行っている。コア密度と出力の関係と、非接触ダイバータが要求する密度と出力の関係の整合性を確保するためには、DT 比の自由度は制御ノブとして持つておく事が望ましい。一方で、DT 比制御は同位体分離を行うインベントリ負荷増大を意味しており、このメリットとデメリットのバランスは議論が必要である。ガスパフ、NBI 等全ての粒子ソースで DT 比を統一したとしても、トロイダル電場が存在する立ち上げ中は新古典ピンチ (Ware pinch) によって DT 密度の乖離 (DT segregation) が生じると予想され、その場合、粒子閉じ込め時間の違いにより DT の循環比率は 50:50 から外れざるを得ず、いずれにせよ DT 比率制御能は確保しておくべきものと、制御の観点からは考えられる。

(2) 窒素添加のインベントリ負荷と燃料希釈(1-2)項で引用した AUG calibrated relation は重水素ペレットが前提となっている。三重水素を含む水素同位体結晶の強度は重水素のみの場合に比べて低下するため、窒素添加による水素同位体結晶の塑性・強度改善技術[3.1.4-3]を用いたペレット速度向上などの技術が有用である。しかしアンモニアを生じる窒素の添加は、分離のために燃料循環系に非常に厳しい負荷が掛かる。窒素添加が技術的に選択可能か ITER で得られる知見に注目する一方で、ネオン等の添加による塑性変化[3.1.4-4]等の水素同位体物性の基礎研究や技術開発が原型炉に向けて非常に重要と考えられる。Z=7 の窒素添加 (~1%程度) は燃料希釈への影響も大きく、ペレットの燃焼率を 5%とした場合、添加しない場合に比べ 2 倍程度の燃料希釈が起こり得るが、この点については(1-1)項の輸送計算と整合性が取れていない。(3) TF コイル支持構造：TF コイル内脚上部の支持構造に関して、TF コイルをバンドルするリング設置や、トロイダル磁場コイル PF1 と PF2 の結合などが検討されており、その場合 PGT 曲率への影響は避けられず、(1-2)項の再検討が必要である。

(4) ペレット入射ルートと中性子ストリーミング：ペレット入射ルートは直線に近いほど望ましく、これは中性子遮蔽の要請と真っ向から矛盾する。真空容器内壁から第一壁に至るペレット入射ルートを、ブランケットセグメント間のドッグレッグ構造を貫く 2cm×2cm 断面の直線的な空間として立体角ベースでの中性子減衰を概算すると、真空容器への中性子フルエンスは許容値より一桁以上高くなる。

参考文献

- [3.1.4-1] ITER Physics Basis Chapter 4, Nucl. Fusion 39, 2391 (1999)
- [3.1.4-2] P. T. Lang et al., Fus. Eng. Des. 96-97, 123-128 (2015)
- [3.1.4-3] L. A. Alekseeva, et al., Phys. Solid State 48, 1513 (2006)
- [3.1.4-4] L.A. Alekseeva, Czech. J. Phys. 46, Suppl. S1, 519 (1996)

3.1.5 ペDESTAL および ELM の評価

高閉じ込め運転モード (H モード) で得られるプラズマ周辺領域で台座構造 (ペDESTAL) を持つプラズマ圧力分布は、核融合出力の向上に大きく貢献する。一方で、このペDESTAL が高くなりすぎると Edge localized mode (ELM) と呼ばれる不安定性が発生し、ダイバータやプラズマ対向壁に大きな熱負荷を与えてしまう。そのため原型炉では、できるだけ高いペDESTAL を持ちつつ ELM を抑制する、あるいは ELM による熱負荷をダイバータなどが受容できるレベルまで低減させる、つまり ELM を小振幅化する必要がある。この目的を達成するには、熱負荷の大きい type-I ELM と呼ばれる不安定性が発生する条件を正確に予測し、さらに、この発生条件以下の高さで圧力ペDESTAL を維持・制御する方法を開発する必要がある。

今年度は、上記の予測や維持・制御するためのペDESTAL および ELM に関するモデリング活動として、既存の装置における ELM 抑制・小振幅化手法について現状を把握し、原型炉への適用可能性について検討を行った。原型炉では、プラズマ周辺領域の衝突周波数 (ν_*) が小さくなると予測されており、そのような低 ν_* 条件で実現している ELM 抑制・小振幅化運転モードは “grassy ELMy H モード” [3.1.5-1] および “QH モード” [3.1.5-2] であることを確認した。また、近年発見された運転モードであり検証実績が十分ではないが、I モード [3.1.5-3] も比較的低 ν_* 条件で観測されている。

Grassy ELM は、ペDESTAL 蓄積エネルギーの 1%程度まで ELM による放出エネルギーが低減

された小振幅 ELM であり、これまでに多くのトカマク装置で観測されている。運転に必要な条件は“高ポロイダルベータ値(β_p)”、“高周辺安全係数 q_{95} ”、“高三角度(δ)”であると考えられている。JT-60U 装置では、楕円度 $\kappa = 1.3$ 、 $\delta = 0.5$ という条件で、この小振幅 ELM が $v_* \sim 0.1$ という低 v_* 条件で得られることを観測しており、ELM 放出エネルギー・低 v_* という観点から原型炉に適用可能と考えられる。しかしながら、JET 装置および ASDEX-Upgrade (AUG) 装置では、 $\kappa = 1.7$ 、 $\delta = 0.45$ という条件下では $v_* \sim 0.4$ という比較的高い v_* でないと grassy ELMy H モードにはならず、より低 v_* の場合には type-I ELM が発生してしまう[3.1.5-4]。さらに、高 q_{95} という条件はプラズマ電流量を大きく制限するため、閉じ込め性能や密度限界の観点から好ましくない。そのため、grassy ELMy H モードが原型炉で想定されているパラメータ（特に v_* 、 κ 、 q_{95} ）で実現可能であるかについて、今後より詳細な検討を行う必要がある。

QH モードも多くのトカマク装置で観測されており、特に米国 DIII-D 装置では精力的に運転パラメータの拡大が進められている。この運転モードでは ELM は発生しないが、代わりに Edge Harmonic oscillation (EHO)と呼ばれる振動が観測されている。発生条件は“低 v_* ”、“低 q_{95} ”、および“ペDESTAL近傍での強い回転シア”と考えられている[3.1.5-5]。現時点では、EHO の原因が“回転シアによって不安定化された kink/peeling モード”とされていることから、理論的な観点からも上記の条件は必須であると言える。この QH モードは、回転シアという条件を除けば原型炉にとって理想的な ELM フリーH モードの 1 つであると言えるが、原型炉のような大型装置において EHO を発生させるために十分な回転シアを得ることは困難であると考えられる。実際、JT-60U や JET という大型装置では、DIII-D での実績ほど容易には QH モードは実現できていない。また、原型炉では金属壁の導入は必須と考えられるが、金属壁を導入した後の JET および AUG では、現時点で QH モードは観測されていない。そのため、QH モードについても、原型炉で想定されている条件（特に回転シア、金属壁の影響）で実現可能であるか、今後より詳細な検討を行う必要がある。

上記の ELM 抑制・小振幅化運転モードの検討と並行して、数値計算・モデリングによる原型炉におけるペDESTAL分布の予測を開始した。今年度は、既存の装置での実験解析で多くの実績がある、type-I ELM が発生するペDESTAL分布予測を行った。この type-I ELM は peeling-ballooning mode (PBM) と呼ばれる MHD 不安定性が発生原因であり、線形 MHD 安定性解析コードを用いて発生条件を同定できる[3.1.5-6]。図 3.1.5-1 の ELM 安定性図で示すとおり、すべての ELM 抑制・小振幅運転モードはこの MHD モードが安定である運転領域で得られており、この type-I ELM の発生条件を正確に予測することは原型炉で想定されるペDESTAL分布を明らかにする上で不可欠である。

通常の実験解析では、プラズマ圧力のペDESTAL分布は tanh 関数を用いて計測データをフィッティングして求めているため、原型炉のペDESTAL分布予測も同様の関数形を用いて行う。そのため、予測で決定されるのは分布の“幅”と“高さ”になるが、このうちの高さについては前述の MHD 安定性解析を行うことで決定される。一方、幅については第一原理に基づく決定法が現時点では存在しないため、EPED モデルと呼ばれる半経験則を用いて決定した[3.1.5-7]。同モデルは多くの大型・中型トカマク実験装置で計測されたペDESTAL分布を再現するとされており、現時点でペDESTAL幅を定量的に予測できる唯一のものである。今回の評価では、EPED1 と呼ばれる初期バージョンを用いている。このバージョンでは、規格化ポロイダル磁束 ψ で評価された圧力ペDESTALの幅 Δ_ψ が

$$\Delta_\psi = C \beta_{p,ped}^{0.5}$$

というスケールリング則によって決まるとしている（ここで C は任意係数、 β_p はペDESTAL位置でのポロイダルベータ値）。係数 C は実験結果を再現するように経験的に決められる値である。EPED の開発元である米国 General Atomics の DIII-D 装置では、 $C = 0.076$ が最適値とし

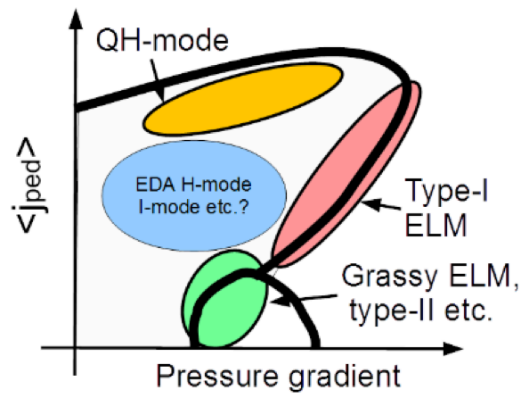


図 3.1.5-1 ELM 発生領域の大まかな分類（ j_{ped} は周辺領域の平均電流密度）。

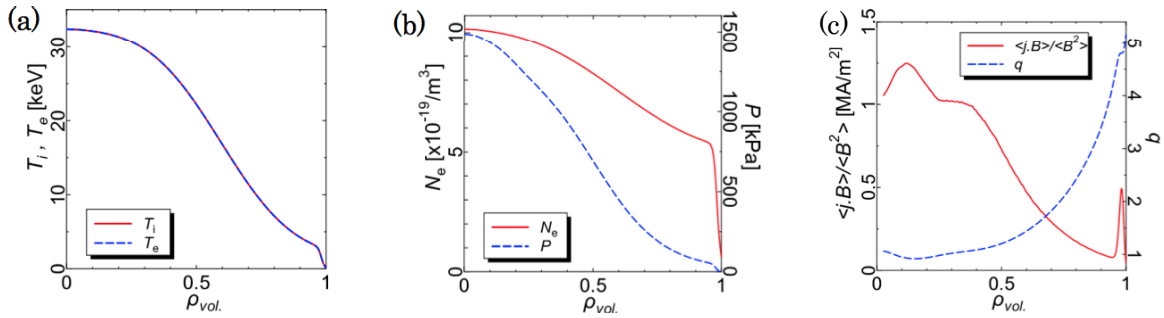


図 3.1.5-2 原型炉で想定されるパラメータを持つプラズマの分布. ペデスタルは EPED1 モデルに基づいて予測。(a)イオン (電子) 温度 T_i (T_e)、(b)電子密度 N_e 、プラズマ圧力 P 、(c) 磁力線方向のプラズマ電流 ($j_{\parallel} B$)、安全係数 q 。

ており、今回の評価でも同値を用いた。このスケールリング則で決まる圧力ペデスタルの幅は $\beta_{p,ped}$ に依存しているため、ペデスタルの高さが決まると幅も決まることになる。そのため、PBM が不安定になる直前までペデスタルの高さをあげることで、圧力ペデスタル分布が決定される。

この方法に基づいて、原型炉で想定されるパラメータを持つプラズマの分布を評価した。

MHD 安定性解析は ELM 安定性解析で実績のある MARG2D コードを用いて行った[3.1.5-8]。原型炉のパラメータとして、大半径 $R_0 = 8.2[m]$ 、小半径 $a = 2.5[m]$ 、楕円度 $\kappa = 1.75$ 、三角度 $\delta = 0.35$ 、 $R = R_0$ でのトロイダル磁場 $B_{t0} = 6.1[T]$ 、プラズマ電流 $I_p = 14.4[MA]$ (このとき安全係数 $q_{95} \leq 5.0$)、核融合出力 $P_{fusion} \geq 1.5[GW]$ 、規格化ベータ値 $\beta_N \geq 3.0$ 、プラズマ平均密度の Greenwald 密度比 $\langle n \rangle / \langle n_{GW} \rangle \leq 1.2$ 、閉じ込めファクター $HH_{98Y2} \leq 1.3$ とした。図 3.1.5-2 はこれらのパラメータを持ち、EPED1 で予測された圧力ペデスタルを持つプラズマの、典型的なイオン・電子温度、イオン数密度、プラズマ圧力、電流密度および安全係数分布を示す。この場合、トロイダルモード数 n が 1 から 50 までの PBM の安定性を評価した結果、EPED1 は Δ_{ψ} が ≈ 0.03 になると予測した ((体積で規格化された小半径で評価した幅 $\Delta_{\rho_{vol}}$ は ≈ 0.035)。

さらに、このプラズマが PBM の安定性に対してどのような傾向を持つかをより定量的に理解するために、図 3.1.5-1 と同様の ELM 安定性図を作成した (j_{ped} はペデスタル領域の平均電流密度、 α は規格化圧力勾配)。図 3.1.5-3 に示すとおり、図 3.1.5-2 の分布を持つプラズマは電流駆動型 MHD 不安定性 (キンクモード・ピーリングモード) が発生する安定限界に近い領域に位置している。冒頭の ELM 抑制・小振幅化運転モードを整理した結果を踏まえると、この領域で期待できる同運転モードは QH モードであると考えられる。しかしながら、前述の QH モードの問題点で指摘しているとおり、この運転モードは大型トカマクでの十分な運転実績が得られているとは言えないため、今回の評価で得られたプラズマが QH モードとなりうるかについては、理論・実験研究を進展させ、同運転モードの物理理解をさらに深めた後に改めて検討する必要がある。

一方、今回の評価結果を type-I ELM の安定性に限って検討すると、ペデスタル領域の電流量を調整することで圧力ペデスタルの高さは約 20%向上できることが明らかになった。この領域に流れる電流はブートストラップ電流と呼ばれる自発電流がほとんどであり、この自発

red: unstable, blue: marginal, green: stable

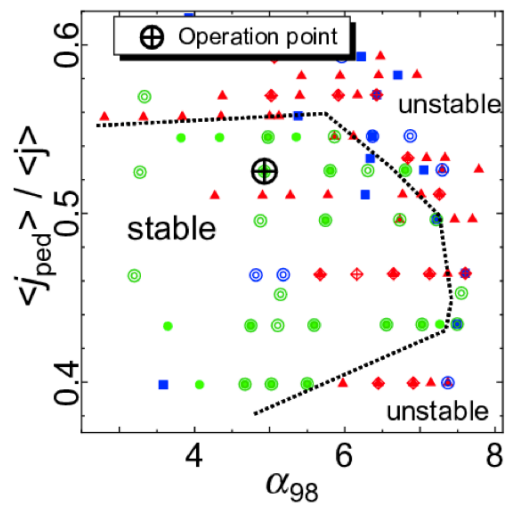


図 3.2.5-3 図 3.2.5-2 で示された分布を持つプラズマの ELM 安定性図(横軸は規格化圧力勾配)。

電流は衝突度に依存してその量が増える。そのため、原型炉で想定されるプラズマパラメータの範囲内で、圧力ペDESTALを構成する温度および密度分布の自由度を検討することで、ELM 安定性図のどの領域に到達可能であるかを評価できる。この検討・評価は、ペDESTAL性能の向上だけでなく、前述の ELM 抑制・小振幅化運転モードへのアクセス性を議論する上でも重要であり、次年度以降に優先して行うべき課題である。

参考文献

- [3.1.5-1] Y. Kamada, et al., Plasma Phys. Control. Fusion **42** (2000) A247.
- [3.1.5-2] K. H. Burrell et al., Phys. Plasmas **8** (2001) 2153.
- [3.1.5-3] D. G. Whyte et al., Nucl. Fusion **50** (2010) 105005.
- [3.1.5-4] G. Saibene et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 297. J. Stober et al., Nucl. Fusion **45** (2005) 1213.
- [3.1.5-5] K. H. Burrell et al., Nucl. Fusion **49** (2009) 085024.
- [3.1.5-6] P. B. Snyder et al., Phys. Plasmas **9** (2002) 2037.
- [3.1.5-7] P. B. Snyder et al., Nucl. Fusion **49** (2009) 085035.
- [3.1.5-8] S. Tokuda and T. Watanabe, Phys. Plasmas **6** (1999) 3012. N. Aiba et al. Comput. Phys. Commun. **175** (2006) 269.

3.1.6 ディスラプションの影響評価に向けたコード開発

ディスラプションはトカマク型原型炉において装置の健全性を脅かす難題であるため[3.1.6-1]、不安定性の予測・回避に加え、発生した場合の緩和技術の実装が不可欠である。同時に、装置設計においては真空容器や炉内機器の健全性に関するマージンを確保するため、ディスラプション時に発生する電磁力負荷や熱負荷の評価が必須となる。今年度は、ITER におけるディスラプションの負荷評価および緩和手法に関する調査を行うとともに、原型炉におけるディスラプション時の負荷をモデリングするための基盤コードとして ETA コードの開発を行った。

ディスラプション時に観測される現象は (1) 熱クエンチ、(2) 電流クエンチ、(3) 垂直移動現象(VDE)およびハロー電流、(4) 逃走電子、の4つに分けて考えられる。このうち、ディスラプションの全体像を特徴づけるのが電流クエンチの時間スケールであり、おおそプラズマのインダクタンスを一周抵抗で割った L/R 時間として評価される。ITER ではトカマク実験のデータベースからプラズマのポロイダル断面の断面積で規格化した電流クエンチ時間 $t_{CQ}/S = 1.67$ [ms/m²]が想定される最短の電流クエンチ時間と考えられており[3.1.6-2]、これを主半径 8.5m の原型炉設計に補外すると最短の電流クエンチ時間はおおよそ 50 ms 程度と予想される。電流クエンチ時間が短くなるとプラズマ内部には 100 V/m オーダーの強いワンターン電圧が誘起されるため、テール電子の加速による逃走電子の発生が問題となる。逆に電流クエンチ時間が 100 ms 以上の遅い電流クエンチが起こる場合には炉心プラズマは比較的大きな蓄積熱エネルギーを保ったまま、VDE を起こす可能性があり、第一壁との接触による熱負荷が問題になる。このとき、電流クエンチに比べて VDE による小半径の減少が卓越すると表面の安全係数が低い状況でプラズマが対向

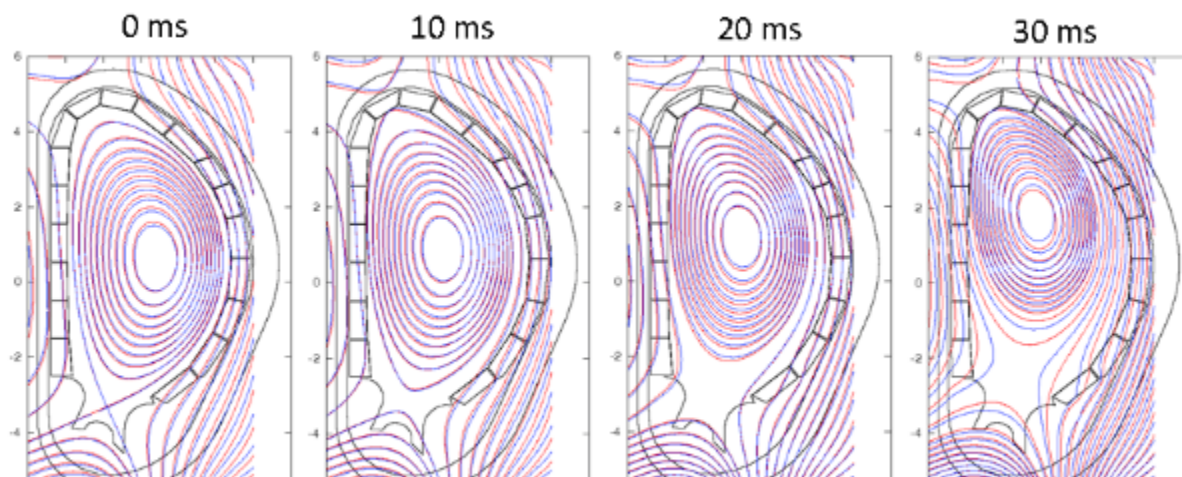


図 3.1.6-1 ITER 上向き VDE に対する DINA コードの計算結果[3.1.6-5]と ETA のベンチマーク。

壁に押し付けられるので、プラズマ外縁部を通過するハロー電流が非対称性を持ち、強い電磁力負荷を与える可能性もある。以上のように、電流クエンチとそれに付随した VDE はディスラプション時の装置負荷を特定する重要な手がかりであり、ITER においても TSC コード[3.1.6-3]や DINA コード[3.1.6-4]を用いた広汎なケーススタディーが行われている。

このような背景から量研機構ではディスラプション時の電流クエンチと VDE を解析するための数値シミュレーションコードとして ETA (Evolutionary Toroidal equilibrium Analysis) コードの開発を行っている。コードは自由境界の 2 次元 Grad-Shafranov 平衡ソルバーと 1 次元トカマク輸送コードに渦電流を含めた外部回路方程式ソルバーを組み合わせたもので、通常の 1.5 次元輸送コードとは異なり、壁に流れる渦電流の効果を自己無撞着に考慮するため、2 次元自由境界平衡計算と外部回路方程式の間の収束計算を毎時間ステップ実施し、電流拡散方程式の境界条件と整合させる外側ループでの収束計算と組み合わせる二重ループの計算によって VDE 時のプラズマの時間発展を評価する。今年度は ETA コードによる VDE 計算の妥当性を検証するため、文献[3.1.6-5]の DINA コードによる ITER の上向き VDE のシミュレーション結果に対するベンチマーク作業を実施した。図 3.1.6-1 がベンチマーク結果の一例であり、図中赤線がコード、青線が ETA コードによって計算した上向き VDE 時のポロイダル磁束の等高線図であり、両コードによる計算結果がよく一致していることが分かる。 $t=30\text{ ms}$ では若干のずれが見られるが、これにはプラズマ体積が小さくなると平衡計算の空間解像度が相対的に悪くなり、収束性が悪化するということが関係していると考えられる。この問題を解決するため、メッシュ集積による平衡計算の空間解像度の向上など ETA コードを原型炉設計のパラメータサーベイに対し、よりロバストに適用できるようコードの整備・改造を進めている。

参考文献

- [3.1.6-1] 「核融合原型炉開発のための技術基盤構築の中核的役割を担うチーム報告」3-6. 炉心プラズマ研究.
- [3.1.6-2] N. W. Eidietis, Nucl. Fusion **55**, 063030 (2015).
- [3.1.6-3] S. C. Jardin, et al., J. Comput. Phys. **66**, 481 (1986).
- [3.1.6-4] V. Lukash, et al., Plasma Phys. Control. Fusion **47**, 2077 (2005).
- [3.1.6-5] S. Miyamoto, et al., Nucl. Fusion **54**, 083002 (2014).

3.2 ダイバータ

原型炉ダイバータの設計を実施した。本節では、ダイバータの工学設計、ダーバータの物理、ダーバータのモデリングおよび原型炉における先進ダイバータの検討結果について述べる。

3.2.1 ダイバータ工学設計

原型炉プラズマから排出される熱流(P_{sep})は ITER の 2-3 倍となるため、不純物ガス入射を行い主プラズマ周辺部およびダイバータにおいて放射損失パワー(P_{rad})を増加し非接触ダイバータプラズマを発生し、ダイバータ板での熱負荷ピークを工学設計が可能な範囲に制御すると共に、定常運転でのダイバータ板の損耗を低減するシナリオ設計が最大の課題である。さらに中性子負荷とその積算量も高くなるため、ダイバータ冷却ユニットの使用材料も現状では限定される。現在、加圧水による冷却配管としてはブランケットで使用される低放射化フェライト鋼(F82H)を考えている。一方、現在のトカマク実験で比較的良好なプラズマ閉じ込めを維持できる放射損失割合($P_{\text{rad}}/P_{\text{sep}}$)の限界は 0.8 程度であることから、工学設計の目安として高熱負荷部では 10MWm^{-2} 程度の冷却ユニットとして、ITER と同様な銅合金の冷却配管を検討している(熱負荷ピークは $4\text{--}8\text{MWm}^{-2}$ 程度)。

冷却ユニットと同時に冷却配管等を含めたダイバータカセット全体の設計を BA 活動の原型炉設計活動において 2014 年から開始している。シミュレーションによる結果を基に 2014 年には 2m のダイバータレッグ(ITER の約 2 倍)で、F82H 配管と銅合金配管に異なる条件の冷却水を使用するダイバータ設計を提案した[3.2.1-1]。本節では、2015 年に行われたダイバータレッグ長が 1.6m の場合の冷却ユニット及び配管の検討を 3.2.1.1 節に、高熱負荷部における冷却ユニットの熱輸送・

応力解析結果を 3.2.1.2 節に、ダイバータ排気経路の検討を 3.2.1.3 節にまとめる。

3.2.1.1 原型炉における 2つの冷却水系を配したダイバータ概念設計

中性子負荷が高い原型炉のダイバータ板の冷却設計では、F82H 配管による加圧水冷却(290°C、15MPa)が考えられていたが、最大熱負荷は 5MW/m²程度が限度である。核融合出力を 1.5GW レベルに低減した原型炉では、中性子輸送コード MCNP-R と核データベース FENDL-2.1 を使用してダイバータレッグが 2m の設計例を評価した結果、図 3.2.1-1 に示す様に、内側および外側ダイバータ板の下方では 1 年の連続放電で中性子照射負荷がそれぞれ 0.2-1dpa、1-2dpa 程度となる。この結果から、中性子負荷が比較的低くなる 1m 程度の範囲を熱伝導の良い銅合金配管による加圧水冷却(200°C、5MPa)にする設計を進めた。2015 年度は、ダイバータ板とカセット内での冷却配管の設計概念、および図 3.2.1-2 に示す様な熱負荷分布および核発熱分布を想定した熱除去設計を検討した。ダイバータレッグ長 2m のダイバータでは銅合金配管を使用する内側・外側ターゲットをそれぞれ 1m、0.8m としている。シミュレーションによる結果では、内側ダイバータでは完全非接触プラズマとなり、一方、外側ダイバータは部分非接触プラズマのため接触領域で熱負荷は最大となるが、工学設計では 10MW/m²とした。さらに、主にブランケットのトリチウム増殖で発生するガンマ線によるダイバータの構成材料中の核発熱の評価した結果、中性子による核発熱の 4-10 倍に達することが判明した。この評価結果も反映して冷却配管と流量を検討した。

図 3.2.1-3 にダイバータ板および冷却配管をダイバータカセットに組み込んだ概念図を示す。ダイバータカセットはトロイダル方向 7.5 度ごとに分割し、1つのポートから 3 台を交換する。この例は、ダイバータレッグ長を 1.6m としたダイバータであり、銅合金配管を使用する内側・外側ターゲットをそれぞれ 0.8m とした。モノブロックの大きさは ITER と同程度とし、トロイダル方向に内外それぞれ 34/47 列を配している。内外のバッフルおよびリフレクターにもターゲットと同じ列数を、ドームには 41 列のモノブロック冷却ユニットを設置している。また、半径方向外側ではトロイダル方向のモノブロック間隔が広がるが、ユニットが幅より小さいうちは 0.5mm ほどのピッチ増加で調整している。図 3.2.1-4 に 2つの冷却水系における流速と温度上昇の評価値を

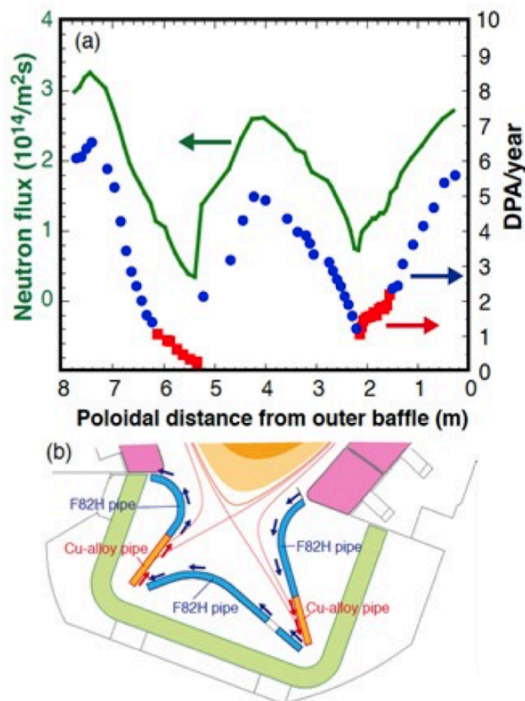


図 3.2.1-1 (a)ダイバータ板への中性子束および冷却配管への 1年間での弾き出し損傷量 (dpa) :銅合金配管(赤)、F82H 配管(青)。(b)ポロイダル位置 [参考文献 3.2.1-1]

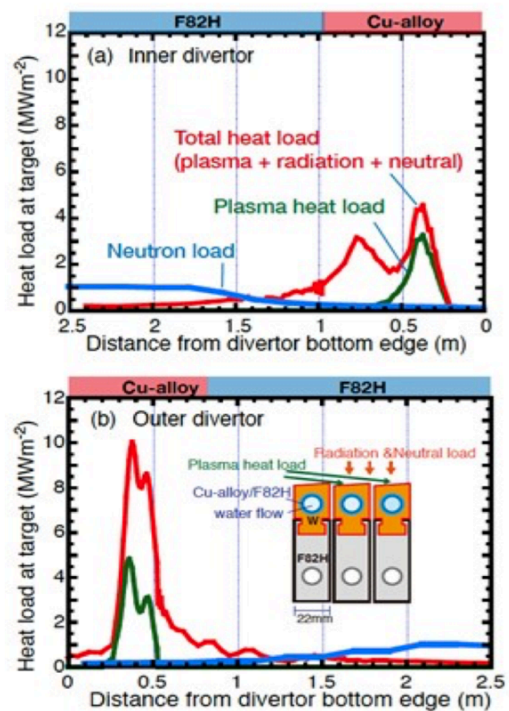


図 3.2.1-2 (a)内側、(b)外側ダイバータにおける中性子照射分布、プラズマによる熱負荷(緑)とプラズマ、放射損失パワー、中性粒子負荷の合計(赤)の例 [参考文献 3.2.1-1]

示す。銅合金配管系では、冷却水は外側ターゲット部から内側ターゲットを経て排出される。ITERと同様にスワールテープにより冷却水への熱伝導を高め、最大流速は 13.4m/s（内側ターゲット）とした場合、最終的な温度は 231°Cに達するが、限界熱流束に相当する 250°Cよりも低い。フェライト配管系の冷却水は発電に使用するためブランケット温度と同程度の 322°Cに達するよう設計したが、外側バッフルを経て内側バッフルをまわる経路では、最大流速が 8m/s に達する。また、内・外側リフレクターおよびドームには並列に配分し、ほぼ同じ出口温度に達するよう流速を調整している。ターゲットを通る銅合金配管系およびバッフルを通るフェライト配管系全体の圧損は、それぞれ 1.1、0.56MPaとなる。ダイバータカセットあたりの冷却水の流量は、200°Cおよび290°C加圧水系統でそれぞれ 0.029m³/s、0.056 m³/s となり、ダイバータ全体（48 倍）では 1.39m³/s、2.69 m³/sになる。図 3.2.1-3 ではこれに対応する外径の冷却配管をカセットに配置した。

上述した中性子線やガンマ線による核発熱はダイバータ部の構造物やカセット冷却に大きく影響するため、ダイバータ構造を基に照射量を再検討する必要がある。2016 年度は、ダイバータカセットの冷却機構、再利用に適したカセット形状や構造および交換手法を中心に検討を進める。

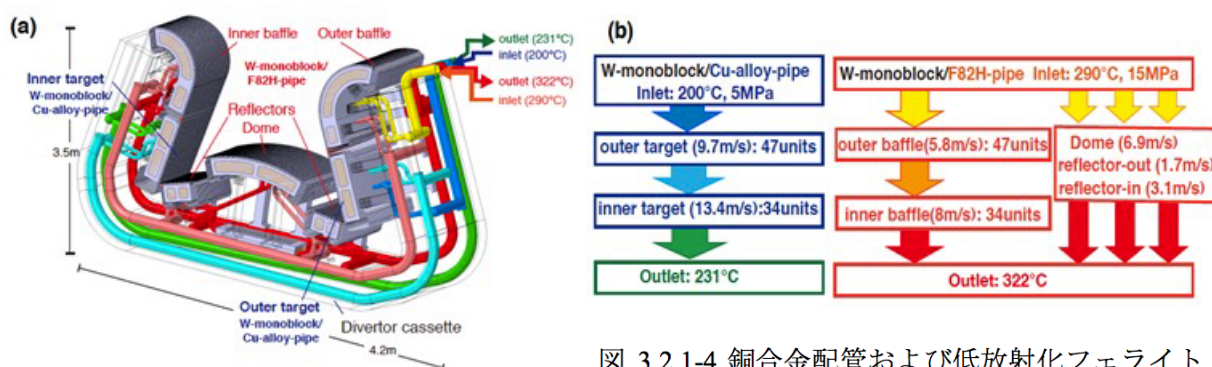


図 3.2.1-3 ダイバータカセット内の配管
[参考文献 3.2.1-1]

図 3.2.1-4 銅合金配管および低放射化フェライト配管の冷却水ルートと流速に対する温度上昇の評価 [参考文献 3.2.1-1]

3.2.1.2 ダイバータ・ターゲットにおける熱輸送・応力解析

ダイバータ・ターゲットのストライク点付近では ITER と同様に熱伝導の良い銅合金配管を部分的に使用し、加圧水冷却(200°C、5MPa)を行う設計を提案している。ここでは 10MW/m²程度のプラズマ熱負荷および核発熱（タングステンでは 3.6-4 MW/m³）を想定し、3次元有限要素法による熱輸送解析(ABAQUS)を行い、ITER と同程度の大きさのモノブロックターゲットに内径 9mm、外径 11mm の銅合金配管に無酸素銅を緩衝材として使用した冷却ユニットについて妥当性を検討した。タングステンのサイズは ITER と同様に 22x15x22(width、length height)で、表面から緩衝材までの深さは 5mm とした。

図 3.2.1-5 にストライク点におけるプラズマに放射損失パワーを加えた熱負荷条件（最大 10MW/m²）と解析結果（モノブロック表面およびストライク点での断面温度分布）を示す。ここで、プラズマ入射側のエッジを保護するためにタイル表面はトロイダル方向に約 1°傾斜させ段差を設けるため、入射と反対側で最大 12MWm⁻²に達する。一方、プラズマ照射で影となる部分は放射及び中性粒子による熱負荷を受け 5.6MWm⁻²である。温度分布の評価結果では、タングステン表面温度はエッジ部で最高(1021°C)に達するが、タングステンの再結晶温度(1200°C)以下である。また、銅合金配管における銅緩衝材側の最高温度は 331°Cであり、中性子照射の比較的低い条件では構造強度を保つことができると思われる。ブランケットで発生するガンマ線による核発熱は中性子によるそれよりも大きい、プラズマによる表面熱負荷の 1 割以下であり、銅合金部の温度上昇にして 4-5°C程度であるため、冷却ユニットの設計には大きく影響しない。図 3.2.1-6 にストライク点でのモノブロック表面および銅合金配管の両面における熱流分布を示す。冷却水への最大熱流束 18MW/m²は、限界熱流束の 2/3 に相当するがプラズマ制御による変動などを見込んだ尤度内と考えられる。また、モノブロック側面における銅緩衝材の接合部では局所的に 25MWm⁻²に達するが ITER の熱負荷試験とその解析評価を参考にすると許容範囲内と思われる。本解析結

果からダイバータ板への垂直熱負荷が 10MW/m^2 を若干越える場合でも処理可能と思われる。

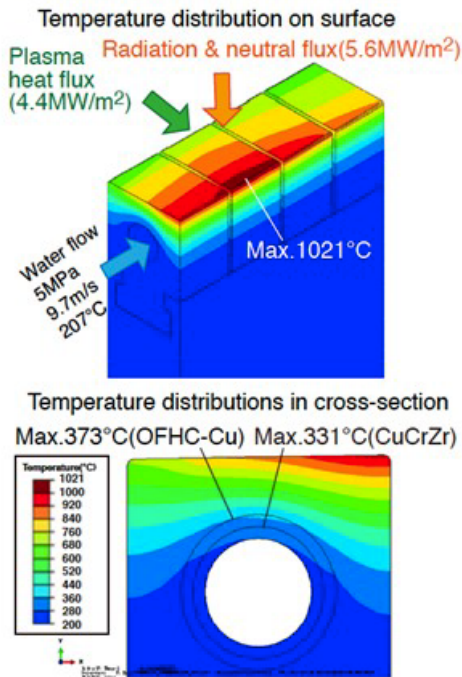


図 3.2.1-5 最大 10MW/m^2 熱負荷分布条件における温度分布

[参考文献 3.2.1-1]

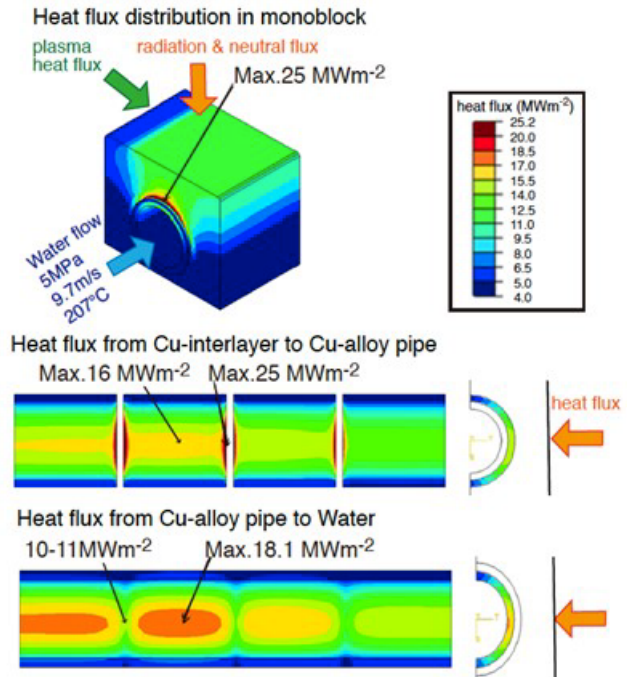


図 3.2.1-6 モノブロック表面（上）及び銅合金配管の表裏（下）における熱流分布

[参考文献 3.2.1-1]

応力解析に関しても、特に構造材である銅合金配管について検討を進めた。上記の解析で得られた変位を基に弾性解析による熱応力を評価すると、入熱側で最大となり許容値と考えられる $3\text{Sm}(260\text{-}280\text{MPa})$ の 2 倍程度に達する。2015 年度は、7 ブロック分の冷却ユニットを 3 次元有限要素法によりモデル化し、モノブロックユニット製作（接合時）からの温度履歴や繰り返し熱負荷を考慮した弾塑性解析を行い、ひずみの進展や応力の評価を進めた。温度履歴として、(1) 950°C での接合時にひずみをゼロとして、(2) 常温までの冷却を行い、その後 (3) 運転ベース温度 200°C まで昇温し、(4) プラズマ照射に当たる最大熱負荷 10MWm^{-2} に相当する冷却ユニットの温度分布と放電停止にあたる運転ベース温度の繰り返しを行い、ひずみの進展を評価した。冷却 (2) において最大にひずみが発生し、銅合金配管部で最大 4.2% となる。温度上昇により (3) では 4.0% と減少し、(4) の照射中は 4.0% で (3) とほぼ変わらない。今回の弾塑性解析では、熱負荷時のタングステン表面で 900°C 、銅合金配管では 330°C 程度の比較的低温で有り、熱負荷の繰り返しによるひずみの進展は見られていない。応力に関しては (3) (4) では、銅合金配管の各部の応力(ミーゼス応力)は、局所的に 200MPa を越えるがおおよその部分で $80\text{-}150\text{MPa}$ 程度で、 3Sm 以下に収まる結果となった。2016 年度には高い運転温度で再評価する予定である。また、緩衝材への応力についても材料特性から評価可能であるが、製作時の熱履歴による材料特性の変化を考慮した解析は難しい。むしろ、試験体への熱照射試験等による R&D が望まれる分野である。

3.2.1.3 粒子排気経路の検討

排気設備設計のためには、真空ポンプの仕様と設置場所、排気経路および排気性能の要請は必要であり、2014 年より初期的な検討を進めている。サブダイバータにおける圧力は $0.5\text{-}3\text{Pa}$ 程度の条件で排気ガスの流量は ITER と同程度の $100\text{-}200\text{Pam}^3/\text{s}$ を確保したいと考える。

真空ポンプと設置場所の検討

真空ポンプは、ITER とは異なりトリチウムを含む水素同位体燃料を連続排気し、その蓄積をできるだけ少なくするため、磁気軸受型ターボ分子ポンプを想定した。アルバック社 UTM-6300FH (H_2 : $5.0\text{m}^3/\text{s}$) クラスを想定しているが、最大吸気口圧力が 0.64Pa のため開発が必要である。こ

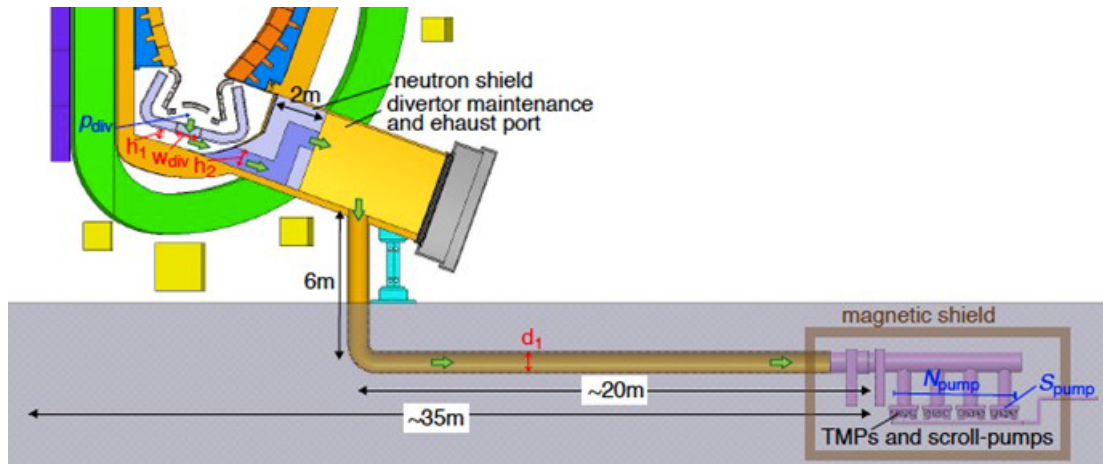


図 3.2.1-7 ダイバータにおける粒子排気経路と大型ターボ分子ポンプの配置 (18 ポートに設置)

の最大吸気口圧力は動翼の発熱によるクリーブ破壊を避けるために制限されている。現状の使用可能な機種は UTM-3303FH (H_2 : $2.4 \text{ m}^3/\text{s}$ 、最大吸気口圧力: 9 Pa) があるが、本検討では UTM-6300FH を想定した。大型ターボ分子ポンプの後方には 2 台のターボ分子ポンプ (排気速度 $2\text{-}3 \text{ m}^3/\text{s}$)、さらにそれらの後方にはそれぞれ 3 台のスクロールポンプ (排気速度 $1 \text{ m}^3/\text{s}$) が必要である。

設置場所は排気設計の点では原型炉に近い方が望ましいが、トカマクからの漏れ磁場を遮蔽できる位置として原型炉建て屋内で装置中心から 35 m 程度外側とした(図 3.2.1-7)。そこでの漏れ磁場の強さは、 $0.04\text{-}0.06 \text{ T}$ と計算される。磁気遮蔽体 (フェライト鋼 SS400: SS41) の厚さを 24 mm とすれば、遮蔽体内での磁場は 0.0035 T 程度でメーカーの仕様環境条件を満たす。

排気経路と大型ターボポンプ台数の検討

排気経路は、図 3.2.1-7 に示す様に、現在はカセット下部から排気し (排気口幅 w_{div} : 1 m 、トロイダル幅: 0.3 m)、ダイバータカセットの下の経路(高さ h_1 : 0.4 m 、トロイダル方向連続)を経て、ダイバータポートの真空容器付近に設置した中性子遮蔽体のドッグラン(高さ h_2 : 0.8 m 、幅 0.8 m) を通り、ポート下部から長い排気管 (内径 d_1 : 1.0 m) を経て、大型ターボ分子ポンプに至る。この排気系を 16 ポートすべてに設置した。排気経路の DT 混合ガス (分子量 2.5) での全コンダクタンス (C_{DT}^{tot}) を単純な真空部品の直列計算により評価した。コンダクタンスを制限する経路について、それらの幅 (h_1 、 w_{div} 、 h_2 、 d_1) を設計パラメータとして評価した。長い排気管が最もコンダクタンスを制限する。 d_1 を 1.0 m (大気でのコンダクタンス: $5.2 \text{ m}^3/\text{s}$)、 1.2 m ($7.5 \text{ m}^3/\text{s}$) として評価した結果、 $C_{DT}^{\text{tot}} = 7.5 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ 、 $9.7 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ となる。また、カセット底の排気口とその下の排気経路は、次にコンダクタンスが小さく $20 \text{ m}^3/\text{s}$ 程度である。

DT 混合ガスでの大型ターボ分子ポンプの排気速度 ($S_{\text{pumpDT}} = 5.5 \text{ m}^3/\text{s}$) と 1 ポートあたりの台数 (N_{pump}) を与えると、排気量は $Q = 16p_{\text{div}}/[1/C_{DT}^{\text{tot}} + 1/(N_{\text{pump}}S_{\text{pumpDT}})]$ により評価され、図 3.2.1-8 に

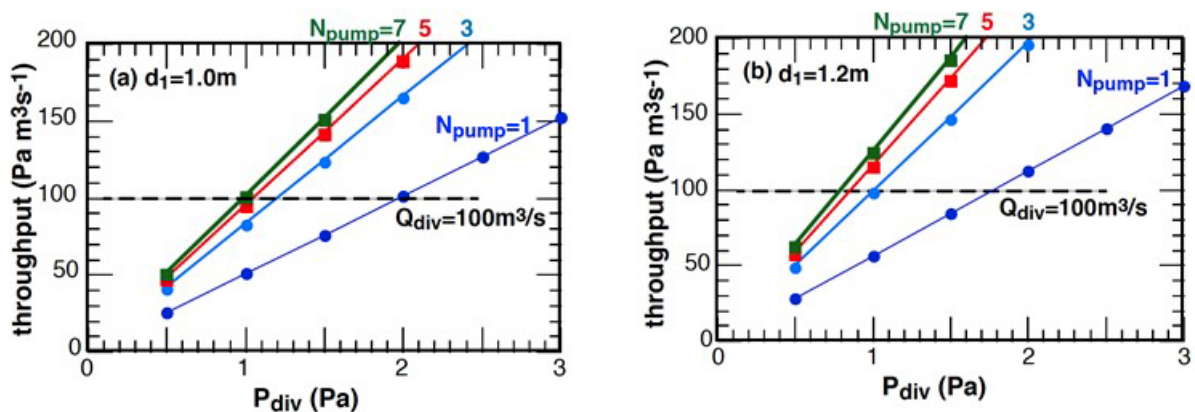


図 3.2.1-8 長い排気配管の内径を(a) $d_1=1.0 \text{ m}$ 、(b) 1.2 m とした場合、1 ポートあたりの大型ターボ分子ポンプ数 (N_{pump}) とサブダイバータでの圧力 (p_{div}) に対する粒子排気量 (Q)

示す。サブダイバータにおける圧力 (p_{div}) が比較的高い場合(1Pa)、目標の排気量 $100\text{Pam}^3/\text{s}$ を得るには $d_1=1.2\text{m}$ 以上にするとともに、1 ポートあたり数台のポンプが必要である。さらに p_{div} を 1.5、2.0Pa に上げることが可能なら、2 台あるいは 1 台の大型ポンプで可能となるため、サブダイバータ圧および長い排気管径は、排気設計や機器の配置に大きく影響する。一方、この圧力条件ではガスは分子流と粘性流との中間領域（分子間の平均衝突距離が経路のサイズと同程度）のため、実際の排気量は増加すると考えられる。中間領域における排気量計算シミュレーションの検討が望まれる。2016 年度は、ダイバータカセットの設計を進める予定であり、排気口位置と形状それに伴う排気計算を進展する。

参考文献

[3.2.1-1] N. Asakura et al., ISFNT-2015, Jeju, Korea (2015) O5A.

3.2.2 ダイバータ物理

原型炉プラズマから排出される熱流(P_{sep})は ITER の 2-3 倍となるため、不純物ガス入射を行い主プラズマ周辺部およびダイバータにおいて放射損失パワーを増加し、低温(1eV 以下)の非接触ダイバータプラズマを発生しダイバータ板での熱負荷ピークを工学設計が可能な範囲 (10MWm^{-2} 程度以下) に制御すると共に、定常運転でのダイバータ板の損耗を低減する概念設計が最大の課題である。ITER の物理・工学設計概念の延長としたダイバータの大きさ及び形状をダイバータシミュレーションコード SONIC[3.2.2-1、3.2.2-2]を (IFERC CSC の Helios 上で) 使用して検討を開始した。今年度は、昨年度の初期結果[3.2.2-3]を進展させダイバータレッグ長を 1.6m および 2m とした 2 つの設計案について、高い放射損失(P_{sep} の 80%程度)を設定したダイバータ運転シナリオを中心に検討を進めた。

3.2.2.1 核融合出力 1.5 GW レベルの原型炉における排出パワーへの対処シナリオ

不純物ガス入射による放射損失ダイバータ運転を設定するにあたり、主プラズマ周辺部（シンクロトロン放射、制動放射および線放射を想定）および SOL(線放射を想定)における放射損失 (P_{rad}^{main} および P_{rad}^{SOL}) の増加は、ダイバータ設計への要請に大きく関係する。一方、不純物イオン密度割合 (n_{imp}/n_e) が増加することにより主プラズマ中の DT プラズマが希釈されるため、周辺部での n_{imp}/n_e は制限される。さらに、 P_{rad}^{main} の増加により P_{sep} ($= P_{\alpha} + P_{ADD} - P_{rad}^{main}$ 、 P_{α} : アルファ加熱パワー、 P_{ADD} : 追加加熱パワー) が H モード遷移閾値程度[3.2.2-4、3.2.2-5]に低下すると原型炉で期待する高い閉じ込め性能(H_{98y2} [3.2.2-6]、HH ファクター: 1.2)を得ることが難しくなる。ダイバータプラズマのシミュレーションを行うに当たり、原型炉プラズマからの排出パワーおよび許容される不純物イオン密度について検討した。

システムコード(TPC)により検討された原型炉パラメータ (JA Model 2014) [3.2.2-7]では、定常運転を行うため ITER と比較して安全係数を高く設定している($q_{95} = 4.1$)。このためプラズマ電流を低く ($I_p=12.3\text{MA}$)、小半径を大きく ($a_p=2.42\text{m}$) する結果、高密度運転の指標である”Greenwald 密度”が低く ($n^{GW} = 6.7 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$)、体積平均密度は ITER よりも 2-3 割程度低い設定 ($\langle n_e \rangle = 6.6 \times 10^{19} \text{m}^{-3}$) としている。原型炉ではプラズマの上下不安定性を導体シェルにより抑制するため、プラズマの非円形度を

表 3.2.2-1 原型炉および ITER の排出パワー評価と周辺部に必要な放射損失

	JA Model 2014 (steady-state)	ITER (Q=10 inductive)
$R_p(\text{m})$	8.5	6.2
n_{imp}/n_e (%)	0.2-0.5 (Ne/Ar/Kr)	0.1-0.5 (N/Ne?)
$P_a + P_{ADD}$ (MW)	350-440	170
P_{rad}^{main} (MW)	130-160	~70
P_{sep}	220-280	~100
P_{sep}/R (MW/m)	25-33	16
P_{PFC} (MW)	<70	<50
$P_{rad}^{div+SOL}$ (MW)	>150-210	~50
$f_{rad}^{div+SOL}$	>0.69-0.76	~0.5

ITER(内部コイルにより制御可能)よりも若干低い値に設定している($\kappa_{95}=1.65$)ことが要因である。セパトリスにおける密度(n^{sep})は、 $\langle n_e \rangle$ の1/3-1/2程度とすると $2.2-3.3 \times 10^{19} m^{-3}$ となりITERより低く、ダイバータでの放射損失の増加やプラズマ温度の低下には不利である。

図3.2.2-1(a)にAr不純部ガス入射量の増加に伴う核融合出力(P_{fusion})、 P_{rad}^{main} および P_{sep} の変化を示す。ここで、ヘリウムおよびタングステンの蓄積量は一定($n_{He}/n_e \sim 5\%$ 、 $n_W/n_e \sim 0.001\%$)とした。 P_{fusion} は燃料希釈に伴い減少し1.5GW以下になると共にプラズマの蓄積エネルギーおよびベータ値($\beta_N \sim 3.4$)を維持するために高いHHファクターの達成が要請される。また、 P_{rad}^{main} も増加するため P_{sep} は大きく減少し、 $n_{Ar}/n_e \sim 0.8\%$ 程度でHモード遷移閾値[3.2.2-4]まで低下する。2015年度より $\kappa_{95} > 1.7$ を目指すため導体シェル設計を改良しているが、 $\kappa_{95}=1.75$ とした場合の評価を図3.2.2-1(b)に示す。プラズマ電流の増加と密度の増加($\langle n_e \rangle = 7.2 \times 10^{19} m^{-3}$)により $P_{fusion} > 1.5GW$ となりHHファクターの要請値(1.2-1.3)も以前と同程度となる。 n_{Ar}/n_e 増加に伴い P_{sep} は低下するがHモード遷移閾値を懸念する必要は無い。これらの考察より1.5GW級の原型炉のダイバータの検討にあたり、高い放射損失割合($f_{rad}^{div+sol} = P_{rad}^{div+sol}/P_{sep} \sim 0.8$)のシミュレーションでは、表3.2.2-1示す様に $n_{Ar}/n_e = 0.5\%$ を限度と考え、 $\kappa_{95}=1.65-1.75$ に対応する $P_{sep} = 220-280MW$ を想定した。それに対応するダイバータ設計のパワー処理パラメータ($P_{sep}/R_p = 25-33MW/m$)はITERの1.6-2倍となり、周辺及びダイバータ全体で70-80%程度の放射損失割合が必要と考えられる。

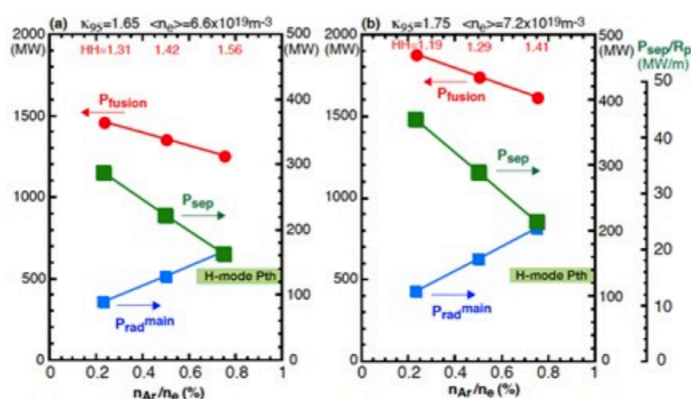


図 3.2.2-1 システムコードによる評価結果：アルゴン密度割合に対する核融合出力(P_{fusion})、主プラズマでの放射損失(P_{rad}^{main})、主プラズマからの排出パワー(P_{sep})。(a) $\kappa_{95}=1.65$ 、(b) $\kappa_{95}=1.75$

3.2.2.2 ダイバータシミュレーションによるダイバータ形状（サイズ）の検討

前節に記したようにITERと比較して P_{sep} (=220-280MW)は数倍大きいためダイバータ設計に要請される P_{sep}/R_p は1.6-2倍となるとともに、定常プラズマの原型炉では n^{sep} の設定値も低くなることから、2015年度には2ケースのダイバータ形状を提案した[3.2.2-8]。一つ目は $L_{div-o}=1.6m$ とした形状案(図3.2.2-2(a))であり、二つ目は2014年度に初期計算を行った外側ダイバータのレッグ長(L_{div-o})を2mとした形状案(図3.2.2-2(b))であり、ITERダイバータ($L_{div-o}=1m$)と比較してそれぞれ1.6、2倍大きい。ダイバータカセットのサイズは、真空容器やトロイダルコイルのサイズと共に遠隔保守の設計にも影響するため小型化することが望まれているが、まずはダイバータに要請される物理設計の点で検討を進める。この際、バッフルの開口部の幅は同程度とし、外側ダイバータ板上での磁気面の広がり(flux expansion)が同程度になるようダイバータ板のポロイダル傾斜角(外側ダイバータでそれぞれ 20° 及び 25°)を設定した。ダイバータ板での磁力線ピッチは $1.5-2.0$ 度で工学設計として最小限度とした。2015年度はITERと同様に両側ダイバータにリフレクタを設置したが、粒子排気設計の最適化の際にさらに検討する。

SONICシミュレーションでは、主プラズマの周辺部($r/a=0.95$)に境界(core-edge boundary)を設置し排出されるパワー(P_{out})とプラズマ粒子束(Γ_{out})を設定する。 P_{out} は主プラズマの周辺部($0.95 < r/a < 1$)での放射損失(P_{rad}^{edge})を P_{sep} に加えた値に相当するが、今回の計算では比較的低密度

でかつ Ar のみであるため $P_{rad}^{edge} = 10\text{--}15\text{MW}$ と小さく、一連のシミュレーションでは $P_{out} = 250\text{MW}$ と固定した。 Γ_{out} は $1 \times 10^{22} \text{ s}^{-1}$ とし、SONIC 計算のプラズマイオンはすべて重水素とした。ダイバータ排気は両者ともプライベート部から行うが、サブダイバータからの排気は ITER と異なりダイバータカセット底部から行う設計としている。計算を行う SOL プラズマ領域は、外側赤道面で 3.2cm 幅としているが、図 3.2.2-2 に示す様に内外ダイバータを連結する SOL とダイバータプラズマの大部分をカバーしている。拡散係数は ITER の設計[3.2.2-9]で使用している値、 $\chi_e = \chi_i = 1.0 \text{ m}^2/\text{s}$ 、 $D_i = D_{imp} = 0.3 \text{ m}^2/\text{s}$ とした。ヘリウムおよびタングステンの輸送と放射損失とも考慮していない。

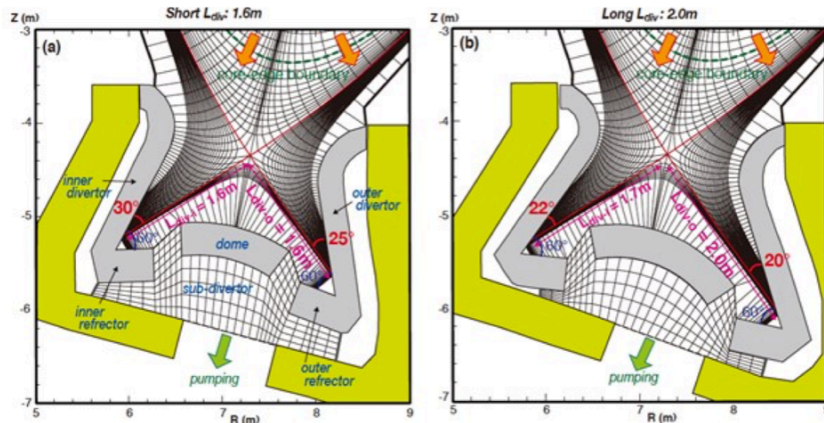


図 3.2.2-2 2015 年度のダイバータ形状の検討案：(a)外側ダイバータのレッグ長(L_{div-o})を 1.6m、傾斜角 25° 、(b) $L_{div-o} = 2\text{m}$ 、傾斜角 20° 。内側ダイバータのレッグ長(L_{div-i})は、1.6m、1.7m で同程度 [参考文献 3.2.2-8]

また、SONIC 計算にはプラズマドリフト効果は組み込まれていない。

2015 年度は、小型のダイバータ形状($L_{div-o} = 1.6\text{m}$)でガスパフ $100\text{Pam}^3/\text{s}$ ($5.3 \times 10^{22} \text{ s}^{-1}$)を行い、アルゴンガスパフ量を調整することにより $P_{rad}^{div} + P_{rad}^{edge} + P_{rad}^{SOL}$ を P_{out} の 80% ($f_{rad}^{tot} = (P_{rad}^{div} + P_{rad}^{sol} + P_{rad}^{edge})/P_{out} = 0.8$) としたシミュレーションを中心に行い、異なるダイバータ形状における非接触ダイバータの生成とダイバータプラズマにおける不純物遮蔽効果について検討を行った。代表的な SOL プラズマパラメータとして、外側赤道面のセパトリクスで電子密度が $n_e^{sep} = 2.4 \times 10^{19} \text{ m}^{-3}$ と低いこともあり、 $T_e^{sep} = 350\text{eV}$ 、 $T_i^{sep} = 740\text{eV}$ と高温になる。従って、磁力線に沿う電子の熱流束密度分布 ($q_{||}^e$) の半値幅はセパトリクス付近で 1.9mm 、 2cm 幅の SOL 平均で 3.1mm と非常に小さくなり、この点でも原型炉は ITER より厳しい設計条件となる。最近提案された Goldston による熱流束モデル[3.2.2-10]では 2.8mm が予想される。

ガスパフの増加に伴い、ダイバータでの粒子リサイクリングが増加し高密度のダイバータとなるが、不純物イオンのリサイクリングも増大し放射損失も増加する。図 3.2.2-3(a)に示す様にガス

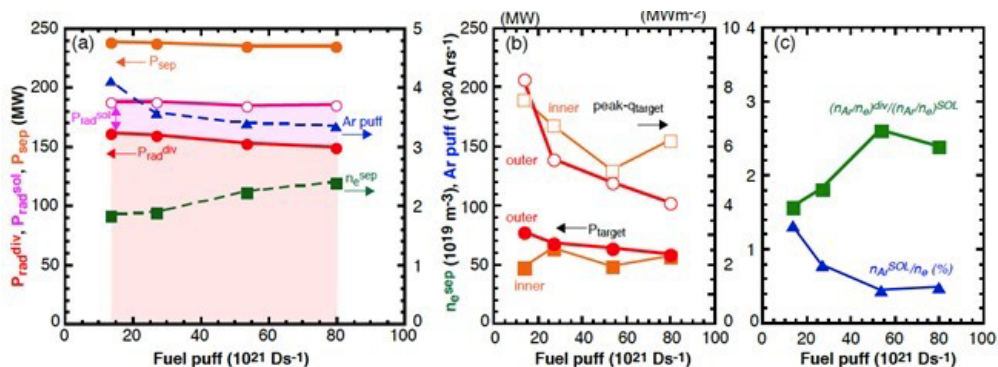


図 3.2.2-3 $L_{div-o} = 1.6\text{m}$ のダイバータにおけるガスパフ増加に対する (a) P_{sep} 、 $P_{rad}^{SOL} + P_{rad}^{div}$ 、 P_{rad}^{div} 、アルゴンパフ量およびセパトリクス密度 (n_e^{sep})、(b)内外ダイバータ板におけるピーク熱負荷およびダイバータ板への熱流、(c)赤道面 SOL におけるアルゴン密度割合、ダイバータでの密度比の遮蔽効果。すべてアルゴンガスパフを調整し $f_{rad}^{tot} = (P_{rad}^{div} + P_{rad}^{sol} + P_{rad}^{edge})/P_{out} = 0.8$ とした結果

[参考文献 3.2.2-8]

パフ量を 25-150Pam³/s に増加すると n_e^{sep} は 1.8x10¹⁹m⁻³ から 2.4-2.5x10¹⁹m⁻³ へ増加し、一方、f_{rad}^{tot} = 0.8 とするために必要なアルゴンガス量は減少する。その際、P_{rad}^{edge} と P_{rad}^{SOL} の増加はわずかで、ダイバータにおける放射損損失の変化は小さい(P_{rad}^{div}/P_{sep}=0.67-0.64)。ダイバータ熱負荷分布は、図 3.2.2-4 (b) (d) に示す様に、プラズマ熱流束(q_d^{plasma})、イオンの表面再結合(q_d^{surf})、放射損失によるパワー(q_d^{rad})および体積再結合等による中性粒子(q_d^{neut})の合計となるが、非接触プラズマ領域(T_i=T_e~1-2eV)では q_d^{surf} と q_d^{neut} が増加し、プラズマ温度の高い接触プラズマ領域(T_i, T_e>10eV)では q_d^{plasma} が顕著になる。内側ダイバータの全領域では、大きな放射損失領域がダイバータ板の上流に維持されるためダイバータ板は広い範囲で非接触プラズマとなり放射損失による熱負荷は小さい。一方、外側ダイバータでは、ストライク点に近い領域 (r_{div}<14cm) では内側ダイバータと同様に放射損損失はダイバータ板の上流で維持され非接触プラズマとなるが、ストライク点から遠ざかるにつれ放射損失はダイバータ板近傍でピークとなり q_d^{rad} は増加する。同時に、温度も増加し接触プラズマとなる。このシミュレーション結果では、内・外側ダイバータ板で熱負荷ピークは 5MWm⁻² に低下し、ITER と同様なタングステン・モノブロックによる水冷却ユニット技術が適応可能と思われる。ただし、非接触ダイバータのモデリングでは、非接触ダイバータプラズマの電子・イオン温度が 1eV よりも低下しない要因が現在不明で有る。その状態ではイオン化が依然活性であり再結合が進まずイオン粒子束密度が高く q_d^{surf} が大きくなる。一方、トカマク実験における非接触プラズマではイオン粒子束が大きく減少するため、そのモデリングにも同様な問題があり原型炉での非接触ダイバータ評価のために早急な解決が必要である。

図 3.2.2-3 (b) に示す様に、ガスパフの増加により同じ放射損失割合でも外側ダイバータでは放射損失分布が広がり非接触ダイバータの発生する領域が 7cm から 15cm 程度に広がり、接触領域で現れる熱負荷ピークが 8.5MWm⁻² から 4-5MWm⁻² に低減する。同時に Ar パフ量が減少するため、SOL における n_{Ar}/n_e は 1.3% から 0.4-0.5% に減少し、主プラズマでの n_{Ar}/n_e もシステムコードで想定する程度 (0.5%以下) に制御可能と思われる。従って、小型のダイバータ形状(L_{div-o}=1.6m)では 100-150Pam³/s のガスパフが必要であり、そこでダイバータ熱負荷の制御は可能と思われる。ただし、外側ダイバータの接触プラズマ領域では T_e^{div}=20-30eV、T_i^{div}=30-50eV になり、特に非接触部との境界付近(r_{div}=15-20cm)では粒子束も比較的大きく (Γ_i^{div}~10²³m⁻²)、ITER よりも放電時間が 50-100 倍以上大きな定常運転の原型炉では対向材の損耗が懸念される。シミュレーションによる検討が 2015 年より開始された[3.2.2-11]。

L_{div-o}=2m ダイバータ形状のシミュレーション結果について、放射損失密度(W_{rad})分布の比較が図 3.2.2-5 に示される。外側ダイバータにおけるセパトリクスに沿った W_{rad} の増加と T_e の低下は、

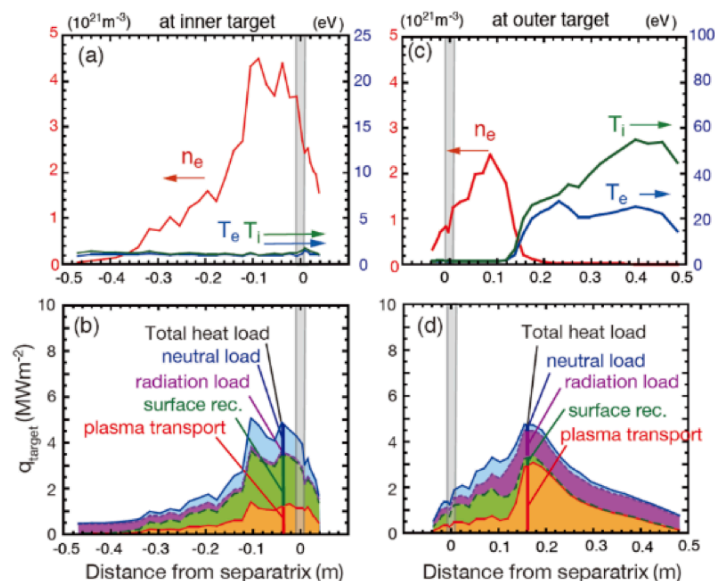


図 3.2.2-4 ガスパフ 100Pam³/s (5.3x10²²s⁻¹) とした場合のダイバータプラズマ分布：内側ダイバータにおける(a)n_e、T_e、T_iおよび(b)熱負荷成分とその積算値.外側ダイバータにおける(c)n_e、T_e、T_iおよび(d)熱負荷成分とその積算値 [参考文献 3.2.2-8]

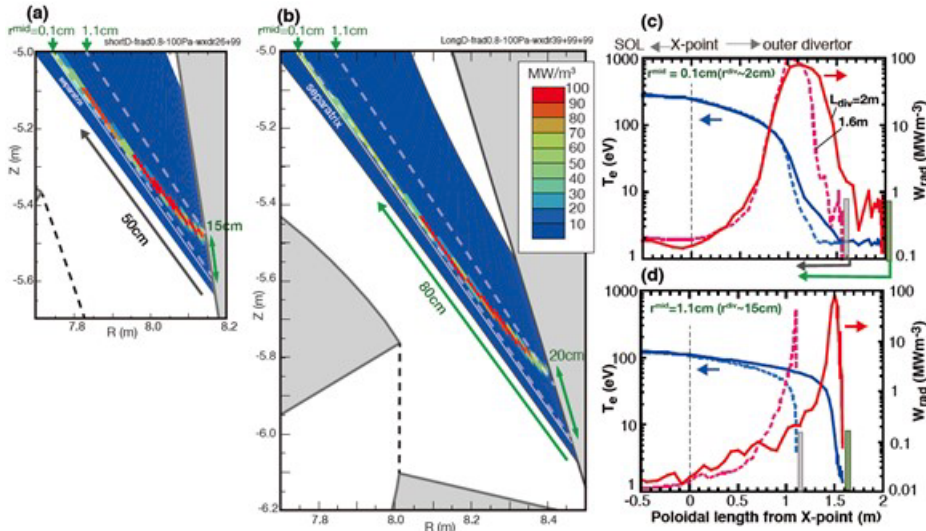


図 3.2.2-5 (a) $L_{\text{div-o}}=1.6\text{m}$ と(b) 2m ダイバータにおける外側ダイバータにおける放射損失分布 (ガスパフ $100\text{Pam}^3/\text{s}$).外側赤道面 SOLでのプラズマ境界からの距離(c) 0.1cm および(d) 1.1cm の磁力線に沿った外側ダイバータでの電子温度および放射損失パワー密度分布(ヌル点からのポロイダル距離を横軸とした) [参考文献 3.2.2-8]

$L_{\text{div-o}}=1.6\text{m}$ と 2m のダイバータ共に同程度でありほぼ同じ位置($L_{\text{div-o}} = 1\text{m}$)で W_{rad} は最大となる。ITER 程度サイズのダイバータで非接触プラズマを発生するためには、さらに放射損失を増加する必要があると思われる。この結果から $L_{\text{div-o}}=2\text{m}$ ダイバータのほうが、セパトリス付近ではダイバータ板のさらに上流 (約 80cm) から非接触プラズマとなる。一方、外側 SOL (赤道面 SOL で 1.1cm) では粒子束が少ないため W_{rad} の増加とそれに伴う T_e の低下はダイバータ板に近い位置で発生するが、ダイバータレグが長いほど W_{rad} が増加し非接触プラズマの発生に有効と思われる。

外側ダイバータ全体での放射損失も $L_{\text{div-o}}=2\text{m}$ ダイバータのほうが大きくなる(81MW から 110MW に増加)。ダイバータ熱負荷分布は、内側ダイバータ (図 3.2.2-6 (a) (b)) では全領域で非接触となり、 $q_{\text{d}}^{\text{surf}}$ と $q_{\text{d}}^{\text{neut}}$ も図 3.2.2-4 (b)と同程度で、全熱負荷も 5.5MWm^{-2} と同程度である。外側ダイバータ(図 3.2.2-6 (c) (b))では非接触プラズマ領域は 24cm に広がると同時に、接触プラズマにおけるイオン粒子束が減少するため全熱負荷も 2.5MWm^{-2} に大きく低減する。ただし、外側ダイ

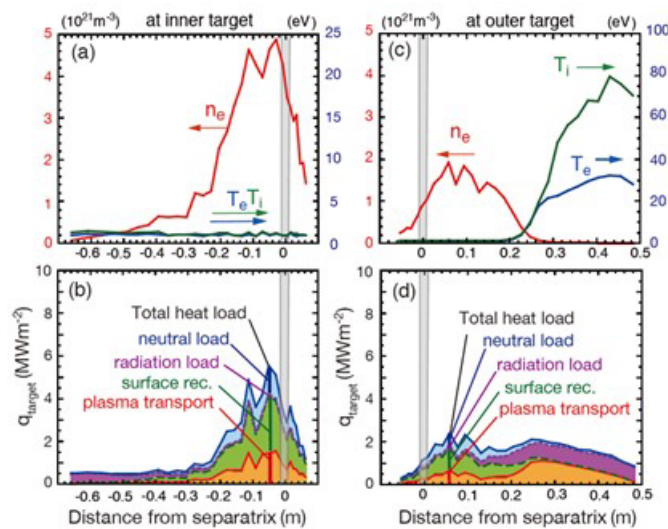


図 3.2.2-6 $L_{\text{div-o}}=2\text{m}$ ダイバータにおけるガスパフ $100\text{Pam}^3/\text{s}$ とした場合のダイバータプラズマ分布：内側ダイバータにおける(a) n_e 、 T_e 、 T_i および(b)熱負荷成分とその積算値。外側ダイバータにおける(c) n_e 、 T_e 、 T_i および(d)熱負荷成分とその積算値 [参考文献 3.2.2-8]

バータ板全体への熱流の低減は 65MW から 50MW と比較的小さい。また、ダイバータにおける n_{Ar}/n_e は不純物イオンのリサイクリング増加により増加するが、SOL における n_{Ar}/n_e は 0.45-0.5% と同程度である。

3.2.2.3 まとめ

・核融合出力 1.5GW 程度で定常運転を行う原型炉プラズマ設計では、比較的低密度となるが不純物ガス入射による放射損失を増加し SOL 及びダイバータで $f_{rad}=P_{rad}/P_{sep}=0.7-0.8$ が必要となる。一方、プラズマ設計では非円形度を ITER よりも高くしプラズマ電流及び密度の増加が求められると共に、主プラズマの燃料希釈は (He 密度比 5%) アルゴン入射の場合は $n_{Ar}/n_e=0.5\%$ 程度以下に制限される。

・ダイバータ設計として、ITER よりも大きな $P_{sep}/R_p(240MW/8.5m = 28)$ を想定した排出熱パワーに対して、ダイバータ長の異なる 2 種の形状($L_{div-o}=1.6, 2.0m$)を提案し、高い放射損失割合 ($f_{rad}=0.8$) を設定した SONIC シミュレーションを行った結果、両ダイバータで非接触プラズマが生成でき、ピーク熱負荷を $10MWm^{-2}$ (ITER の工学設計ベース) 以下に低減することが可能と考えられる。一方、その際の SOL における n_{Ar}/n_e はほぼ制限値程度に達するため、主プラズマでの燃料粒子希釈の低減と主プラズマでの放射損失の増加のため、さらに高密度のプラズマ運転が望まれる。

・外側ダイバータは部分非接触状態であり、 $L_{div-o}=2.0m$ ダイバータのほうが非接触プラズマ領域をダイバータ板からより上流でかつ広範囲で生成できるため、ピーク熱負荷の低減には望ましい。一方、今回の結果では主プラズマにおける燃料粒子希釈は同程度であった。

・本結果を受け 2016 年度のダイバータプラズマの制御研究では、2 種の形状における放射損失割合を低くした際のダイバータ運転、異なる不純物ガス種での放射損失シナリオの比較、ダイバータ形状の物理検討を進めると共に、燃料粒子及びヘリウム灰の排気特性の検討を開始する予定である。

参考文献

- [3.2.2-1] H. Kawashima, et al., Plasma Fusion Res. 1 (2006) 031.
- [3.2.2-2] K. Shimizu, et al., Nucl. Fusion 49 (2009) 065028.
- [3.2.2-3] K. Hoshino, et al., 25th IAEA Fusion Energy Conference, St Petersburg, 2014, FIP/P8-11.
- [3.2.2-4] F. Ryter and H-mode Threshold Database Group, Plasma, Phys. Control. Fusion 44 (2002) A415.
- [3.2.2-5] ITPA H-mode Power Threshold Database Working Group, Plasma, Phys. Control. Fusion 46 (2004) A227.
- [3.2.2-6] ITER Physics Exper Groups on Confinement and Transport and Confinement Modelling and Database, ITER Physics Basis Editors and ITER EDA, Nucl. Fusion 39 (1999) 2175.
- [3.2.2-7] Y. Sakamoto et al. 25th IAEA Fusion Energy Conference, St Petersburg, 2014, FIP/3-4Rb.
- [3.2.2-8] N. Asakura et al., 22nd PSI, Roma, Italy (2016) O16.
- [3.2.2-9] A. S. Kukushkin, et al., J. Nucl. Mater. 337-339 (2005) 50.
- [3.2.2-10] R. J. Goldston, Nucl. Fusion 52(2012) 013009.
- [3.2.2-11] Y. Homma et al., 22nd PSI, Roma, Italy (2016) P3-5.

3.2.3 ダイバータモデリング開発

3.2.3.1 原型炉の非接触ダイバータにおける放射輸送効果のモデリング

原型炉の非接触ダイバータでは、中性粒子密度が従来のトカマク実験に比べて高く、光学的に厚くなるため、中性粒子の放射再吸収効果が重要になると考えられている。放射再吸収が起こると中性粒子の電離が促進されるため、対向壁表面におけるイオン粒子束の再結合による熱負荷が増加することが懸念される。一方で、中性粒子の電離に伴い、イオン密度の増加と電子温度の低下が進み、上流で発生する体積再結合が促進されることで、ダイバータ板での表面再結合による熱負荷が低減される可能性もある。また、これらの粒子・エネルギーバランスの変化により、非接触ダイバータの特性・形成が変化することも考えられ、その評価は原型炉のダイバータ物理として重要な課題と考えられる。

原型炉におけるこのような放射再吸収効果について調べるために、BA DDA 協同研究として信

州大学で開発された衝突輻射モデル[3.2.3-1]を用いた予備解析を行った。本解析に用いたテストケースでは、内側ダイバータ板直前の原子密度は $7 \times 10^{20} \text{m}^{-3}$ と高く、ライマン α 線の減衰長は 1mm 以下となるため、輻射再吸収による電離の促進が予想される。図 3.2.3-1 に比較を示すが、輻射輸送を考慮しない場合、ダイバータ板近傍やプライベート領域では再結合反応が支配的であるのに対し、輻射輸送を考慮すると、輻射再吸収により電離が促進され、ほとんどの領域で電離領域となることがわかった。

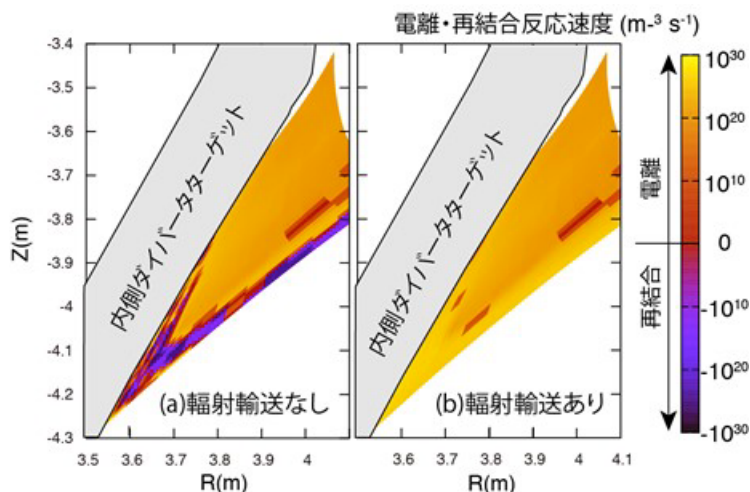


図 3.2.3-1 内側ダイバータにおける電離・再結合反応速度分布 [参考文献 3.2.3-2]

次に、輻射輸送・吸収モデルを SONIC コードへ組み込み、非接触ダイバータプラズマ形成やダイバータ熱負荷へ与える影響を評価するために、予備解析結果に基づき半径 2mm の空間内の輻射輸送のみを考慮する「局所光吸収・輸送モデル」を開発した[3.2.3-2]。このモデルにより予め輻射再吸収効果を含んだ電離のデータベースが作成可能となり、従来の電離データベースと置き換える事で、計算時間の増加なしに SONIC コードでの輻射輸送効果の評価を可能とした。

輻射輸送効果を取り入れた SONIC コードを用いて、主半径 5.5m、核融合出力 1.5GW の原型炉を対象としたダイバータ解析を行った。輻射吸収により電離が促進された結果、ストライク点近傍で電子およびイオン密度の増加と電子温度の低下、中性粒子密度の減少が見られた(図 3.2.3-2)。しかし、図 3.2.3-2(c)に見られるように、内側ダイバータ板の極近傍のみは、逆に電子およびイオン密度が若干減少する結果が得られた。これは、電離ソース(中性粒子)の減少と再結合ソース(イオン・電子密度)の増加のバランスによるものと考えられる。この結果、ダイバータ板熱負荷については、外側で 10%、内側で 20%の減少が見られた。今後、幅広いパラメータで原型炉ダイバータにおける輻射再吸収効果について解析を進め、より精度の高い予測シミュレーション開発を進める。

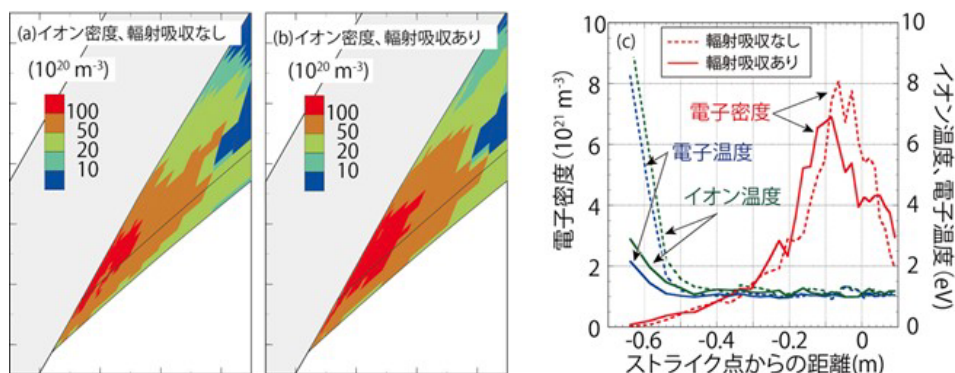


図 3.2.3-2 (a) (b) 内側ダイバータ近傍におけるイオン密度の空間分布、(c) 内側ダイバータ板に沿った密度・温度分布[参考文献 3.2.3-2]

3.2.3.2 原型炉のダイバータにおける中性粒子間衝突効果のモデリング

ダイバータにおいてリサイクリングする中性粒子は、非接触プラズマの発生及び粒子排気において重要な役割を担い、高リサイクリングのダイバータでは中性粒子同士の衝突効果を考慮する必要がある。磁力線に束縛されない中性粒子の挙動はダイバータ形状を最適化する上で重要であるが、中性粒子間衝突による拡散・運動量交換・熱伝導のため中性粒子分布は影響を受け、その結果、プラズマ流の分布や非接触プラズマの分布が変化する可能性がある。また粒子制御を考える上で、燃料粒子および He 灰排気効率を定量的に評価する必要がある。

SONIC への中性粒子間衝突モデルの実装を進めるにあたり、断面積データから衝突レートを計算し、多項式フィッティングとしてデータベース化した。BGK 近似等の仮定に基づき、衝突レートを輸送係数から求める手法が、主に欧州や ITER で使用されている SOLPS (EIRENE) 等のコードの中性粒子間衝突モデルで用いられているが、熱伝導係数が過大評価されてしまうという問題がある[3.2.3-3]。今回それとは異なり、球対称ポテンシャル近似に基づく理論計算で得られた微分断面積データ[3.2.3-4]から衝突レートを計算する方法を採用し、より正確を期したデータベースを構築した。ただし、現時点では分子-分子の微分断面積データが欠けており、そのため分子-分子衝突に関してはモンテカルロコード中の軌道追跡において、散乱角確率分布の相互運動エネルギー依存性を正しく考慮できない、また粒子運動がほとんど変わらない微小散乱角に対応する衝突を無視する計算量削減手法が使えない、などの問題点が残っている。必要な断面積データベースの拡充は原型炉に向けた今後の課題と言える。

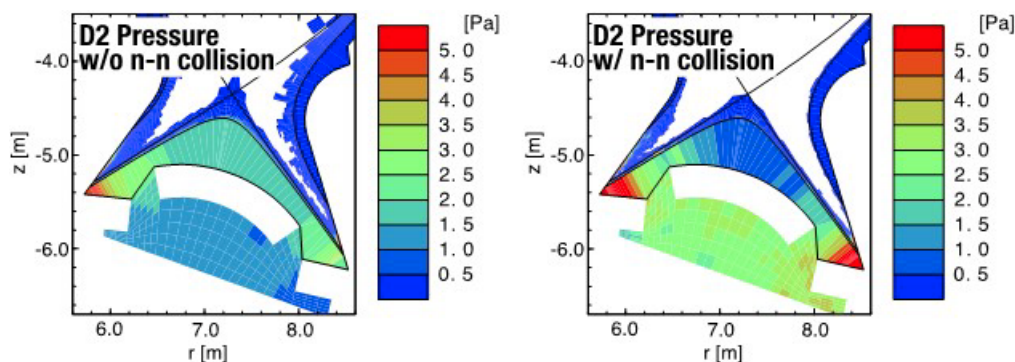


図 3.2.3-3 中性粒子間衝突の D2 分子圧力に対する定性的効果

上記の方法で新しく整備した衝突レートデータベースを SONIC の中性粒子モンテカルロ計算コード NEUT2D に実装した。現在、1 ステップ前のモンテカルロ計算結果を背景分布として中性粒子間衝突を考慮する反復計算によって定常解を求めるといった計算手法の、妥当性や収束性の検証を進めている。中性粒子間衝突が原型炉ダイバータに及ぼす定性的な影響として、まず特にサブダイバータ領域における中性粒子圧縮効果(図 3.2.3-3)が高まり、排気ポンプの粒子排気量増大が見られる。最終的な定常解としては排気量が供給量と釣り合うようにサブダイバータの圧力は変化すると考えられるが、中性粒子間衝突効果によりダイバータ領域とサブダイバータ領域を繋ぐ排気スロットのいわゆるコンダクタンスが変化し、内側・外側ダイバータとサブダイバータの中性粒子圧力差を是正する効果が現れていると解釈される。中性粒子間衝突が考慮された結果平均自由行程が縮小し、中性粒子が粒子ソースであるターゲット板近傍に滞留する一方、プライベートドーム上側などソースから遠い真空領域では大幅に圧力が減少するなど、リサイクリング中性粒子のマクロな分布に大きな影響が見られる。今後モデルとコードの妥当性を検証するため、コード間ベンチマーク、そして線形装置などで要因・条件を限定した実験検証が重要になると思われる。信頼性の高い中性粒子同士の微分断面積データベースの拡充など、原型炉ダイバータ設計に寄与するモデルやデータベースの開発を継続する。

参考文献

[3.2.3-1] K. Sawada, J. Plasma Phys. 72, 1025 (2006).

[3.2.3-2] K. Hoshino, et al., 15th International Workshop on Plasma Edge Theory in Fusion Devices, P2-12,

- Nara, Japan, 9-11 Sep. (2015), to be published in Contrib. Plasma Phys.
[3.2.3-3] D. Reiter, Chr. May, et al., J. Nucl. Mat. 241-243, 342-348 (1997); B2-EIRENE for ITER, Juel-4257 (2007), V. Kotov, D. Reiter, A. Kukushkin
[3.2.3-4] P. S. Krstic and D. R. Schultz, Atomic and Plasma-Material Data for Fusion 8, 1 (1998).

3.2.4 原型炉における先進ダイバータの検討

単純なシングルヌルあるいはダブルヌルダイバータ以外の「先進的な磁場配位」を持つダイバータを一般に先進ダイバータと呼んでいる。SOLの磁気面の間隔を広げ、ダイバータでの磁力線連結長を伸ばす磁場形状が特徴であるが、その形成にはダイバータコイルを複数設置すると共に、1つのコイルにプラズマ電流と逆方向の通電が必要である。従って、ダイバータコイル電流は通常のダイバータより増加するため、超伝導コイルの設置位置と工学設計は重要な課題である。一方、先進的なダイバータ磁場配位として主に「スーパーXダイバータ(SXD)」[3.2.4-1]および「雪結晶型(Snowflake)ダイバータ(SFD)」[3.2.4-2、3.2.4-3]の実験研究が米国や欧州で進められている。BA原型炉設計活動(DDA)では通常のシングルヌル磁場配位を基本設計とする一方、原型炉設計における先進磁場配位ダイバータの可能性について物理及び工学課題を検討している。

3.2.4.1 原型炉における先進磁場配位ダイバータ検討の経緯

2012-2014年に、プラズマ電流 14.5MA で核融合出力 3GW の原型炉 SlimCS($R_p=5.6m$)に設置可能な SXD および SFD を検討した [3.2.4-4]。SXヌルあるいは SFヌルの位置を指定し先進プラズマ平衡配位を計算できるように TOSCA コードを開発した。SXD は熱負荷が大きい外側ダイバータに設置するが、非接触プラズマ発生時にはダイバータ長 (ヌル点からダイバータ板までのポロイダル長: L_{div}) の長い初期の提案[3.2.4-5]は不必要と思われ、交換用カセットに収まる形状を検討した。ダイバータコイルを通常のようにトロイダルコイルの外 (下) に設置するとコイル電流が大きく増加し、100-300MA に達し実現性がないため、トロイダルコイル内に設置する「インターリンク」型のダイバータコイルの検討を進めた。SFD[3.2.4-6、3.2.4-7]はヌル点付近で磁気面が広がり磁力線長が大きくなる磁場構造の特徴からバッフル部の開口幅を広げるとともに深さを浅くできる。SXD では SXヌル点付近で磁力線距離が伸び (磁力線間隔が拡張する)、プラズマの低温化とプラズマ粒子束の散逸によるダイバータ熱負荷の低減が期待される。SFD では強磁場側にもコイルを設置し、コイル電流も大きくなるため SXD より設計が難しい。さらに SFD では CSコイルを平衡磁場コイルとして使用する必要があり、主プラズマ形状の制御にも影響を及ぼすため原型炉設計の課題は多い。設計課題は共通するが SXD の設計がより容易と考えられる。

次に、SXD を SlimCS に適用した工学設計を検討し、ダイバータカセット、中性子遮蔽、インターリンクコイル配置の整合性を取りつつ、インターリンクコイル数を 2 本まで減らせることを示した。インターリンクコイルの超伝導線材候補としては、(1) 熱処理後にコイル巻き (R&W) 可能な超伝導材 Nb_3Al の商用化 (交流損失を減らすため細いフィラメントでの製作) に向けた開発、(2) トロイダルコイル (TFC) 設置後にその内側での巻き方、(3) 電磁力を受けるコイルの支持設計が工学検討課題と考えられる。さらに、(4) インターリンクコイル設置後に TFC 間を通して、真空容器を組み立てる必要があり、一連の設置手法・技術とコストの低減も課題となる。以上の工学検討に加え、SXD プラズマ平衡計算をさらに進展させ、プラズマ電流の立ち上げ・下げ時において、リミターからダイバータ配位に移行した直後よりストライク点をダイバータ板上に維持し、追加熱を開始する平衡配位の制御シナリオを検討・提案した。さらに、SlimCS に SXD を設置した平衡配位に対して、ダイバータシミュレーションコード (SONIC) を使用して、アルゴン不純物入射による放射冷却と非接触プラズマの生成について評価した。通常ダイバータでの計算と同様に、周辺プラズマへ排出されるパワー ($P_{out}=500MW$) の 92% ($P_{rad}=460MW$) を放射損失で散逸した場合、通常ダイバータと比較して、ダイバータ板の広い領域で非接触ダイバータを生成しやすいこと、同時にピーク熱負荷は 2/3 程度の $10MWm^{-2}$ に減少することを明らかにした。ただし、放射損失割合を 92% まで増加するプラズマ運転と熱負荷ピーク $10MWm^{-2}$ が低減の限界という設定は、ITER の物理・工学設計概念の延長として設計は難しい [3.2.4-8]。

3.2.4.2 核融合出力 1.5 GW レベルの原型炉における先進磁場配位ダイバータの検討

2015年度は4.2.8節に記した核融合出力 1.5 GW で $R_p=8\text{-}9\text{m}$ サイズの原型炉に設置する SXD を、経験を生かし検討した(図 3.2.4-1)。インターリンクコイル(#8、#9)の電流をプラズマ電流程度まで低下できる。また、前節(3)で指摘したプラズマおよび周囲のコイルの磁場による大きな電磁力(920MN)がコイル#8 に発生したが、磁場強度の分布を調べ設置位置を 50cm 程度移動することで 430MN まで低減できること等の検討を進めた。SXD でのダイバータの特徴として、磁力線に沿った距離と磁気面広がりにはダイバータ全体で増加するが、特に磁気面が曲がる SX ノル点付近 ($L_{\text{div}}=1.6\text{-}2\text{m}$)で最大となる(図 3.2.4-2)。特に、図に示したセパトリスに近い磁気面(赤道面での距離 1mm 外)では、 L_{\parallel} は通常のダイバータ配位と比較して 2.6 倍になる。SlimCS と比較して磁気面の広がりには小さいが、大半半径が大きいので L_{\parallel} は大きくなる。

3.2.3 節の通常ダイバータ計算では排出パワーを $P_{\text{out}}=250\text{MW}$ としたが、SXD では若干増加し(275MW)、アルゴンガス入射によりその 80%を放射損失した場合について検討した。計算用メ

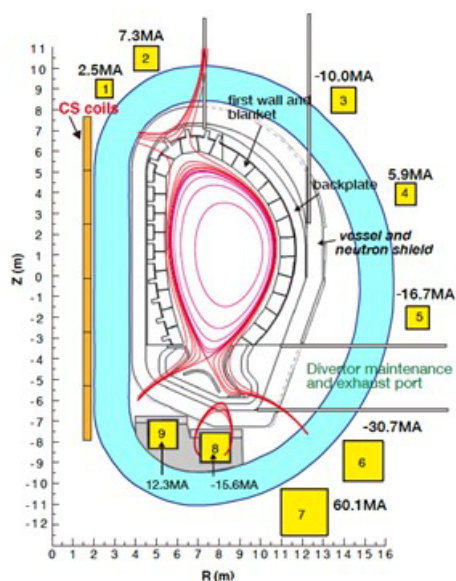


図 3.2.4-1 原型炉設計($R_p=8.2\text{m}$ 、 $I_p=14\text{MA}$ 、 $P_{\text{fus}}=1.5\text{GW}$)に対応するインターリンクダイバータコイルを設置した SXD 設計例。

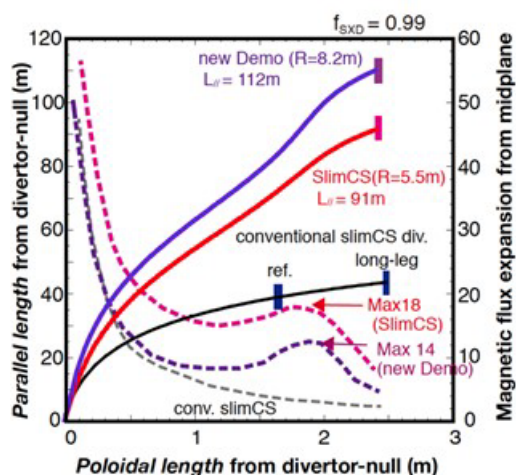


図 3.2.4-2 2014 年原型炉設計($R_p=8.2\text{m}$) の SXD、SlimCS($R_p=5.6\text{m}$)の SXD および通常のダイバータ($L_{\text{div}}=1.7\text{m}$ と 2.5m)におけるヌル点からのポロイダル距離に対する(赤道面半径 1mm)磁力線距離 L_{\parallel} と磁力線の広がりの変化。

ッシュを図 3.2.4-3 に示す。ポロイダル距離に対して磁力線長が伸びることからメッシュ数を 2 倍とし、ダイバータレッグに沿う方向および半径方向も間隔を狭めた。SX ノル点で磁気面が外側に曲がることから、外側ダイバータ板の傾斜角は通常のダイバータより大きくなり(60°)、磁力線のピッチも 2.8° と大きくなる。接触ダイバータプラズマの場合は、プラズマ熱負荷がむしろ懸念される。拡散係数は同じ値、 $\chi_e=\chi_i=1.0\text{m}^2/\text{s}$ 、 $D_i=D_{\text{imp}}=0.3\text{m}^2/\text{s}$ とした。本計算時にはプラズマ密度を ITER よりも高めることを想定していたため、コアエッジ境界で高密度設定 ($n_e^{\text{sep}}=7 \times 10^{19}\text{m}^{-3}$)とし、SOL プラズマパラメータは、 $n_e^{\text{sep}}=5.1 \times 10^{19}\text{m}^{-3}$ 、 $T_e^{\text{sep}}=236\text{eV}$ 、 $T_i^{\text{sep}}=513\text{eV}$ と 4.2.8 節と比較して低温となる。排出パワーは高いが非接触プラズマの生成には有利と思われる。

図 3.2.4-4 に示すとおり、特に外側の SXD で大きな放射損失の領域は SX ノル点よりも上流に移動し、セパトリス付近の広い領域で非接触プラズマ ($T_e=T_i \sim 1\text{eV}$)となる。従って、図 3.2.4-5 (c) (d)に示すように、外側ダイバータ板のすべての計算領域 (14cm) で「フルデタッチ」状態となり、プラズマ熱負荷および放射損失による熱負荷ともに減少し、最大熱負荷は 4MWm^{-2} 程度に低下する。プラズマ低温化の点で利点と考えられる。一方、内側ダイバータでは、大きな放射損失領域が比較的ダイバータ板に近いが、15cm 程度まで非接触プラズマとなり、磁気面外側で徐々に接触プラズマに遷移する(図 3.2.4-5 (a) (b))。4.2.7 節の検討より高い P_{out} でも SOL での密度が高く温度が低いので、非接触ダイバータが生成しやすいと考えられる。2015 年度初期は高密度プ

ラズマをめざしたプラズマ設定をしたが、主プラズマで比較的低密度とならざるおえない原型炉設計では、その条件を反映した比較が必要である。また、非接触プラズマの広がりを検討するためには径方向のメッシュ数を2倍に増加し、外側の磁気面まで計算する必要がある。

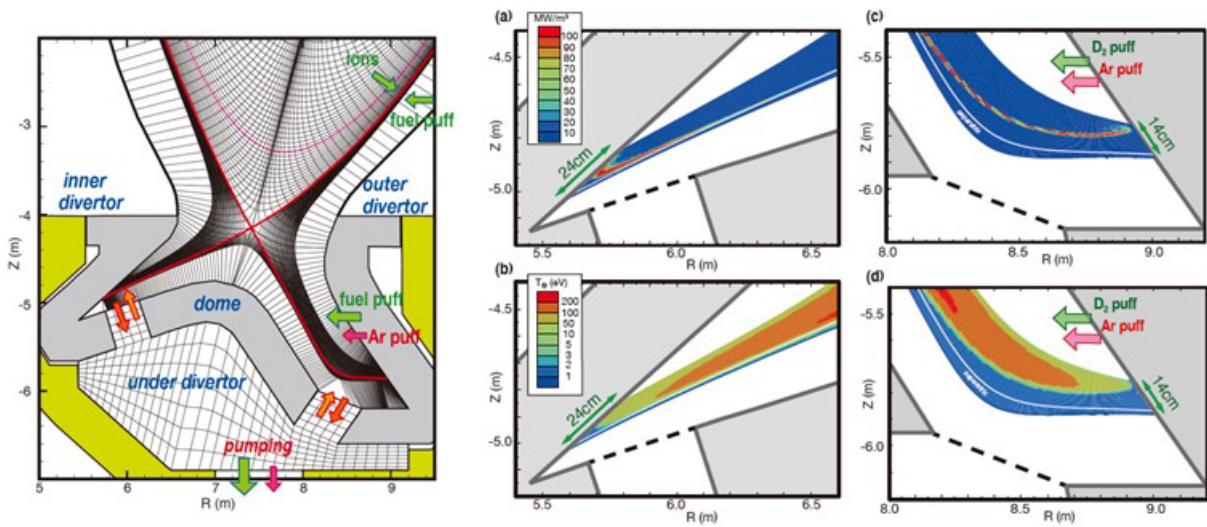


図 3.2.4-3 $R_p=8.2\text{m}$ の原型炉における SX ダイバータ形状と SONIC 計算メッシュ。

図 3.2.4-4 (a)(b)内側(通常磁場配位)、(c)(d)外側(SXD 配位)ダイバータでのアルゴンによる放射損失分布および電子温度分布。

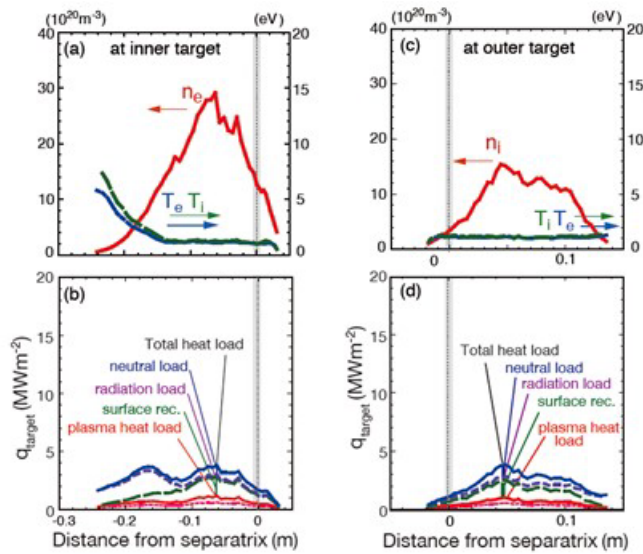


図 3.2.4-5 (a) (b)内側(通常磁場配位)、(c)(d)外側(SXD 配位)ダイバータでのプラズマ分布、熱負荷成分の積算分布。

3.2.4.3 まとめ

・先進ダイバータ設計のためプラズマ平衡コード (TOSCA) の開発を行うと共に、原型炉における先進ダイバータ概念 (SXD と SFD) について磁場形状の特徴を明らかにし、工学および物理課題を検討した。原型炉へ適用するに当たり SXD のほうが超伝導インターリンク・コイルの設計と設置、およびプラズマ平衡の制御の観点から SFD より容易と判断した。非接触プラズマ発生時には、従来の長いダイバータ長の SXD 設計は不要と考え、通常のカセットによる交換可能な設計案を示した。

・工学設計として、特に超伝導インターリンク・コイルについて R&W が可能な Nb₃Al の検討を行い、TFC 設置後の巻き方と支持設計が開発要素と考えられる。インターリンクコイルへの応力や電磁力を検討した。工学開発課題は多く、製作及び設置作業を低コスト化する必要がある。

・物理設計として、SONIC シミュレーションを利用して非接触ダイバータの生成を検討した。2015 年度は新たな原型炉(R_p=8.2m)での SXD にて検討した結果、高い排出エネルギーの場合(核融合出力 2GW 相当)でもダイバータ板上の広い範囲で非接触ダイバータが得られた。ただし、SOL での密度が高い設定を想定したため、非接触ダイバータが生成しやすいと考えられ、新たな原型炉プラズマ設計に相当する比較的低い密度でのダイバータプラズマでの評価が通常ダイバータと比較のため必要である。

・さらに、先進ダイバータ実験で指摘されている拡散の増加などの知見を取り入れ評価することが必要である。非接触ダイバータ生成での評価は未だ発表されておらず今後の進展が期待する。

・現状では、物理実験やシミュレーション結果の利点よりも、インターリンクコイルの設置やコイル電流の増加など工学的負担が大きいと考えられ、これらの低コスト化できる工学検討を進める必要がある。より効果的に非接触プラズマを生成し、熱負荷を低減可能な先進ダイバータの磁場形状及び幾何形状を検討し、その効果の予測精度を上げることが課題と考えられる。

・さらに、実施していない SFD プラズマのシミュレーションのためには、SONIC コードのプライベート部に新たな輸送計算領域を加える大規模な改造が必要である。物理的に大きな利点が得られた場合は、その効果を取り込んだ評価を進め、より難しい工学課題の解決が必要と考える。

参考文献

- [3.2.4-1] F. Piras, et al., Plasma Phys. Control. Fusion 51 (2009) 055009.
- [3.2.4-2] V. A. Soukhanovskii, et al., Phys. Plasmas 16 (2009) 022501.
- [3.2.4-3] M.V. Umansky, et al., Nucl. Fusion 49 (2009) 075005.
- [3.2.4-4] N. Asakura, et al., J. Plasma Fusion Res. SERIES 9 (2010) 136.
- [3.2.4-5] P. M. Valanju, et al., Phys. Plasmas 16 (2009) 056110.
- [3.2.4-6] D. D. Ryutov, Phys. Plasmas 14 (2007) 064502.
- [3.2.4-7] M. Kotschenreuther, et al., Phys. Plasmas 14 (2007) 072502.
- [3.2.4-8] N. Asakura, et al., J. Nucl. Mater. 463 (2015) 1238.

3.3 ブランケット

3.3.1 ブランケット WG の設置と活動概要

2 章で述べた BA レビュー活動の結果、ブランケットへの設計要求を定めるためにブランケットワーキンググループ (WG) 活動を実施した。WG 活動の基本方針は以下のとおりである。

- ① 特別チーム・ブランケット工学研究 Gr で検討テーマごとに特別チームメンバーおよび量子科学技術研究開発機構核融合エネルギー開発部門の関係者から専門家を招聘し議論。
- ② 原型炉運転開始時のブランケットは、主案である水冷却固体増殖材方式とする。ITER-TBM はこの原型炉ブランケットの試作(テストモジュール)としての役割を果たすような構造とする。このため、主要な構造・システム等のコンセプトは可能な限り両者同じとなるようにする。これらを合わせて『原型炉ブランケット』として取扱う。
- ③ 本 WG では、原型炉ブランケット主案である水冷却固体増殖材方式を 2015 年度の検討対象とし、先進ブランケットについては、2016 年度以降別途検討の枠組み・専門家メンバーを定める事とした。なお、先進ブランケットの定義については、ブランケットが満たすべき性能目標を設定し、それを基準として『先進』の定義を定め、共有化する所から議論を開始する。

ブランケット WG については現在も継続中であり、2016 年度中頃を目処に一度取りまとめを実施する予定である。ここでは現在までの主要論点を記述する。

・優先的に決めるべき要求項目

原型炉ブランケットへの設計要求を ITER テストブランケットシステム設計に反映させるために、以下を優先的に決定することとした。

- 原型炉の負荷条件 (熱・中性子壁負荷、冷却水条件)

- ▶ モジュール規模でのトリチウム増殖比 (TBR) 目標値
- ▶ 安全上の位置づけ
- ▶ 増殖・増倍材の選定

・原型炉ブランケットの冷却水条件

ブランケットの冷却水は発電用の 1 次冷却水として使用されるため、プラント全体と関連する項目である。現在進めているプラント設備設計検討においてプラント全体の観点から冷却水条件を評価する予定であるが、現状は PWR 相当の条件としているため協議の結果、設計冷却水圧力を 17.2 MPa、設計冷却水温度を 343 °C とすることで合意した。なお、これらの値は設計上の条件として与えるための値であり、運転条件については従来の約 15.5 MPa、290~325 °C を想定する。

・原型炉ブランケットの第一壁表面熱負荷条件

放射熱負荷、プラズマ熱流束によるブランケット第一壁への熱負荷計算概算を実施した。なお、計算は大半径 8.2 m、核融合出力 1.4 GW の条件で実施している。図 3.3.1-1 にこの条件での表面熱負荷分布を示す。なお、図の横軸はアウトボード (OB) 側ブランケット赤道部を原点とし、反時計回りのポロイダル方向長さを示している。

この図をもとに協議した結果、ブランケット第一壁への表面熱負荷の設計条件を 0.5~1MW/m² の範囲で想定することで合意した。なお、大部分のブランケットについてはこの条件よりも低い熱負荷となる見込みであるため、今後の詳細熱負荷分布計算結果、およびブランケット成立性評価の結果を反映して本設計値は適宜見直すことにした。

また、ブランケット第一壁表面形状が凹凸をもつような場合、表面熱負荷が集中するため、その程度の評価が重要となる。これに関しては今後優先的に検討を進める事にした。

・原型炉ブランケットの中性子壁負荷

図 3.3.1-2 に大半径 8.2 m、核融合出力 1.35 GW の条件に対する中性子壁負荷分布を示す。ブランケット第一壁への中性子壁負荷の設計値は大半径 8.5 m、出力 1.5 GW、2.0 GW での解析結果をもとに決めるが、当面の条件として設計値を 2.0~2.5 MW/m² の範囲で想定することで合意した。なお、これまでのブランケット成立性評価の結果から、中性子壁負荷が 3 MW/m² の場合には構造健全性と TBR の両立が困難になるという知見があるため、今後の原型炉パラメータ再検討の際にはその点も参考にする。

・モジュール規模でのトリチウム増殖比 (TBR) 目標値

モジュール間ギャップについては中性子散乱効果があるため、ギャップを被覆率から除くと有意に過小な TBR 評価となることが明らかとなっている。したがって、モジュール 1 体あたりの目標 TBR は、真空容器内全体の目標 TBR に対してモジュール間ギャップも含めたブランケット領域の被覆 (占有) 率を乗じた値とすることで合意した。SlimCS の場合を例にとると、真空容器全体の目標 TBR を 1.06 とした場合、ブランケット領域の被覆率は 87.2 % (増殖領域 75.9 %、筐体壁 7.3 %、リブ 3 %、ギャップ 1 %) であるため、モジュール 1 体あたりの目標 TBR は 1.21 (=1.06/0.872) となる。

現在想定している原型炉ブランケットでのモジュール 1 体あたりの目標値はブランケット領域の被覆率を検討した上で決定する予定である。なお、現状の ITER-TBM 設計ではモジュールあたりの目標 TBR を 1.25 と設定している。

また真空容器内全体での TBR 目標値も決定する必要があるため今後の課題としている。

・安全上の位置付け

ブランケットに安全要求を課さない場合に真空容器が健全性を維持できるかについては現在安全性検討にて評価中である。ブランケットが破損に至る可能性のある荷重として筐体内部への冷却水放出 (In-box LOCA) が挙げられるが、これに対しては少なくとも財産保護の観点からは筐体の健全性を維持する方針とすることで合意した。なお、本事象に対する原型炉ブランケット筐体内部最大圧力の設定値については今後決定する必要がある。

・今後の予定

現在増殖・増倍材の選定に向けた協議を進めており、それらを含めたブランケットへの要求をWGとしてとりまとめる予定としている。

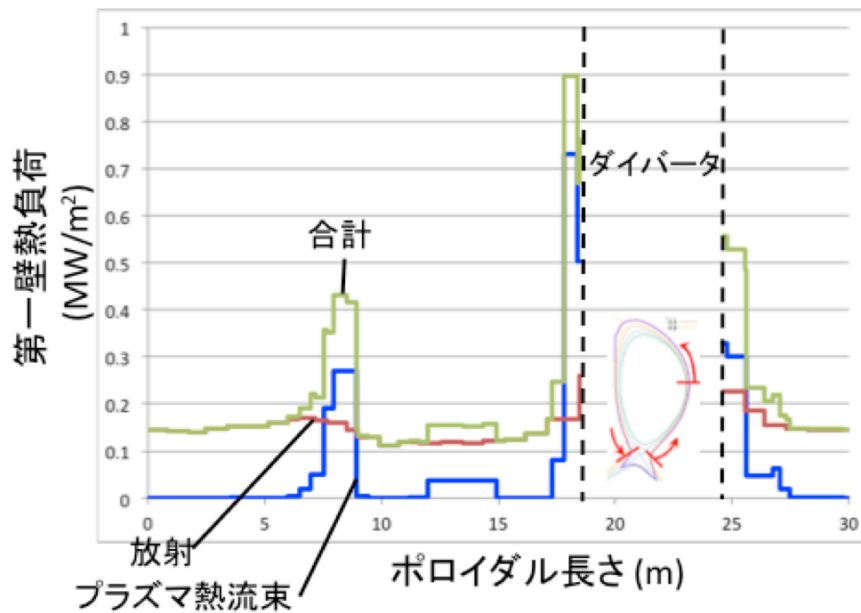


図 3.3.1-1 ブランケット第一壁表面熱負荷分布

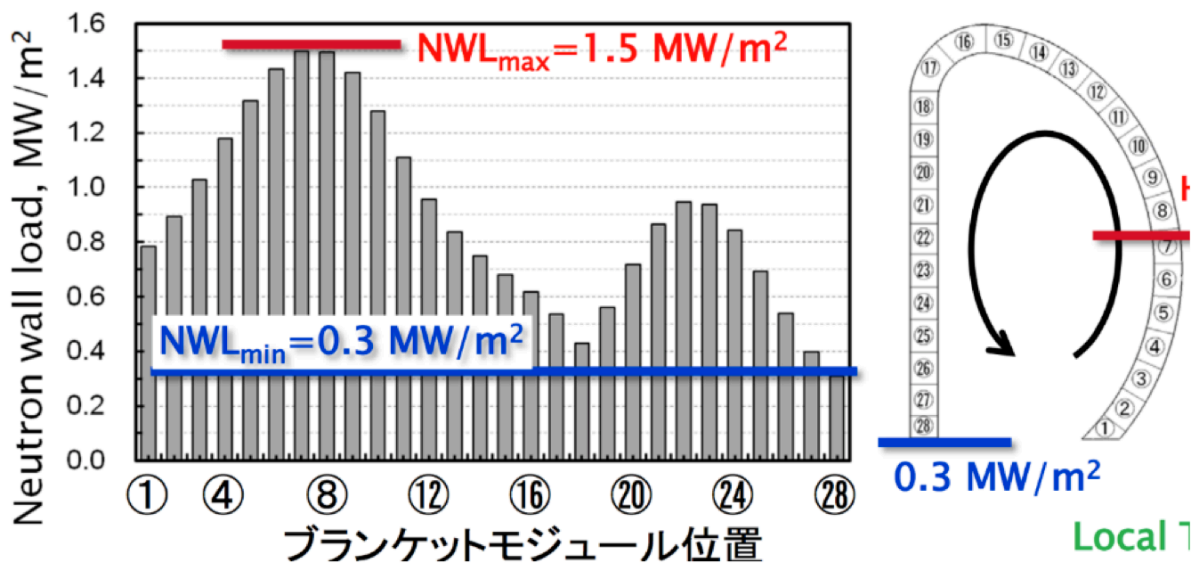


図 3.3.1-2 ブランケット第一壁中性子壁負荷分布

3.3.2 ブランケット工学設計

3.3.2.1 技術要求の整理

はじめに、原型炉ブランケットの概念構築を本格化するにあたり、ブランケット全体への技術要求項目を整理し、今後の設計実施項目に反映させる事とした。具体的には過去の知見として軽水炉(必要に応じ ITER)等の先行炉の機器・配管系の構造健全性に関する評価手順を調査し、その結果を踏まえ BA 原型炉ブランケットに対する荷重条件の項目を抽出した。また、インターフェ

ース(取合い)についても ITER 等の関連図書の調査を行い、取合い項目の抽出を行った。

① 圧力荷重、熱荷重条件

ブランケットの構造健全性確保のために荷重条件に対応した健全性評価を実施する必要がある。そのためには構造設計基準に相当するものの策定が必要である。ただし現状すぐに策定することは困難であるため、当面は ASME Sec. III Division 1 NH 等の高温構造設計基準を参考にして評価することとなる。

また、通常運転時や異常時など、各状態において想定する荷重およびその組み合わせを定義して、それらをもとにした解析による健全性が必要となる。

② 地震荷重条件

原型炉として耐震設計にするのか、免震設計にするのか決めることがまずは必要となる。それと地震に対するブランケットの重要度から地震時における安全上の要求を定めることとなる。ただし、プラント設備や炉構造が定まっていない現状では詳細な評価は困難なことから、まずはブランケットあるいはバックプレートも含めたブランケットセグメントとしての振動特性の把握を行うことから始める。振動特性として最小固有振動数が小さい場合は対策が必要となる。

③ 電磁力

ITER は実験炉であることから様々なディスラプションを設計上想定しており、特にブランケットに作用する電磁力が大きくなる中心位置ディスラプション (MDs) やプラズマ垂直位置移動現象 (VDEs) に対して健全性評価を実施している。

原型炉ではディスラプションを緩和する方針であるため、現状の設計では 30 ms 程度の消滅時間の MD を設計上考慮するディスラプションとしている。これが適切な条件なのかについては検討が必要であり、ブランケットの構造評価として重要なプラズマ事象の選定が重要課題となる。

なお、ディスラプション時の渦電流の流れるルートやその強さはモジュール構造やその周辺の構造および接続方法に依存するため、構造等が流動的な現状では設計変更の際にディスラプションに対する健全性を意識しておく必要がある。

④ その他荷重

ブランケットに作用するその他の荷重として以下が挙げられる。

- ・ブランケット筐体と増殖・増倍材の熱膨張差により筐体に作用する荷重
- ・ブランケットモジュールとバックプレートのそれぞれの冷却水温度の違いによる荷重
- ・筐体内外の冷却水配管破断によるジェット力
- ・第一壁破断によるジェット力

⑤ インターフェース

特に重要なインターフェースとして以下が抽出された。

- ・原型炉建屋を免震設計とするか耐震設計とするか
ブランケットセグメントの支持方法、それにとまなうメンテナンス方法に影響する
- ・ブランケットのメンテナンス方法
ブランケットセグメントの支持方法に影響する
- ・ブランケットモジュールへの流量配分方法検討

3.3.2.2 第一壁熱負荷評価

○2015 年度解析の概要

原型炉ブランケットの概念設計において、筐体の構造設計や設計評価のため、ブランケット第一壁表面熱負荷条件を明確にする必要がある。ここで、第一壁表面熱負荷は静的負荷、動的負荷の2つに大別できる。静的負荷は定常状態における放射による熱負荷、プラズマ熱流束による熱負荷、荷電交換粒子による熱負荷を指し、動的負荷はディスラプション、ELM、プラズマ立ち上げ立ち下げ等による熱負荷変動を指す。2015 年度は静的負荷の中でも主要な要因と考えられる放射及びプラズマ熱流束による熱負荷の解析を行った。この解析において、熱負荷は第一壁最下部でピークとなる結果が示された。本検討では軸対称プラズマ、及び壁形状を想定した 2 次元での解析を行ったが、将来的には 3 次元壁、3 次元プラズマにおける解析 (リップルの効果なども考

慮に入れた解析)が必要と考えられる。以下、放射による熱負荷、プラズマ熱流束による熱負荷それぞれの算出方法について述べる。

○放射による熱負荷

放射による熱負荷は計算コード NRCX (Neutron load and Radiation distribution Code)を用いて算出した。計算の流れを図 3.3.2-1 に示す。システムコード TPC[3.3.2-1]により計算された総放射エネルギー (パワーバランス)、及びプラズマ平衡コード TOSCA[3.3.2-2]により計算された 2次元平衡データ、温度と密度の分布データをもとに、各放射エネルギーの発生分布は R と Z の関数として表現される。この 2次元の発生分布は軸対称を仮定し、図 3.3.2-1 に示す各ブランケットモジュールを原点とした(r、θ、φ)座標へと変換される。プラズマの各点から発生し、ターゲットのブランケットモジュールへと到達する放射エネルギーは積分され、各ブランケットモジュール上の放射による熱負荷が算出される。

計算結果、及びインプットパラメータを図 3.3.2-2 に示す。第一壁最下部でピークが現れ、その値は 0.26MW/m²となった。

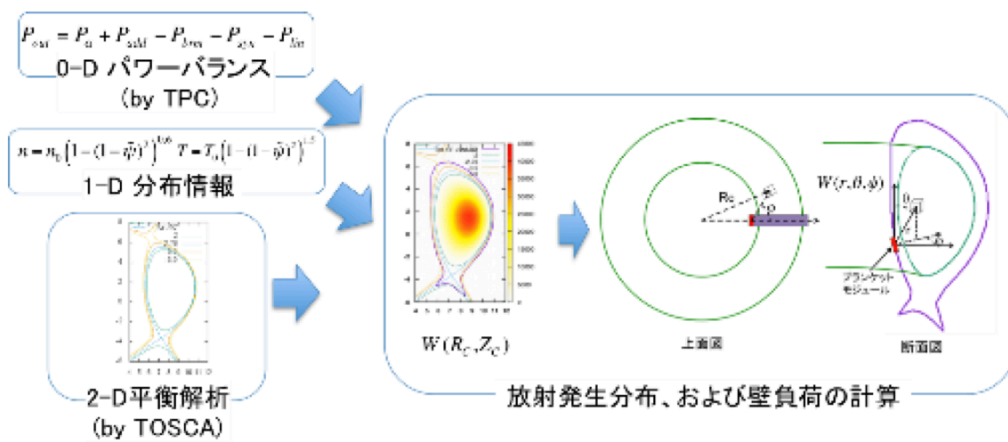


図 3.3.2-1 NRCX の計算の流れ

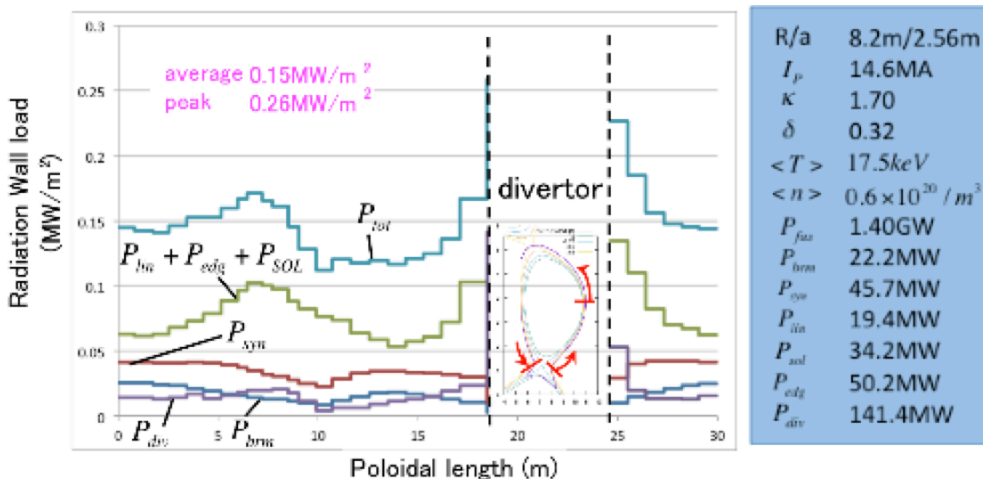


図 3.3.2-2 放射による熱負荷の計算結果

○プラズマ熱流束による熱負荷

プラズマの最外殻磁気面外に移動した荷電粒子は、磁力線にそって移動し、ダイバータや第一壁へと到達することで熱負荷の要因となる。このような磁力線に平行な熱流束 q_{||}[MW/m²]は、半径方向の指数関数で表現でき[3.3.2-3]、その減衰長は磁力線の結合長に依存すると考えられる(図 3.3.2-3 参照)。

ここで、図 3.3.2-3 において dδ で区切られた各領域内のエネルギーは 2πR ∫ q_{||} dδ で表現できる。

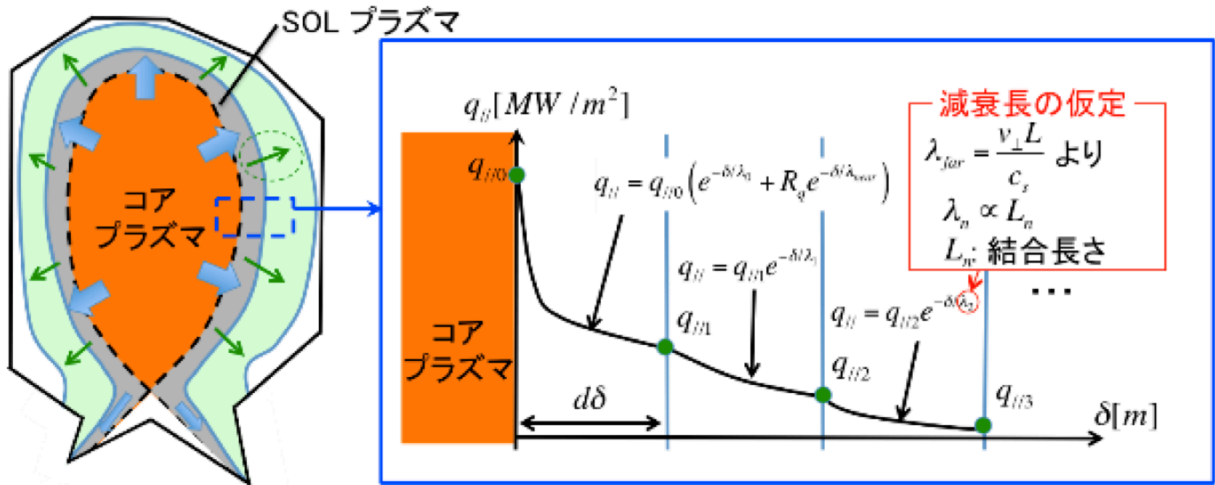


図 3.3.2-3 プラズマ熱流束計算における考え方

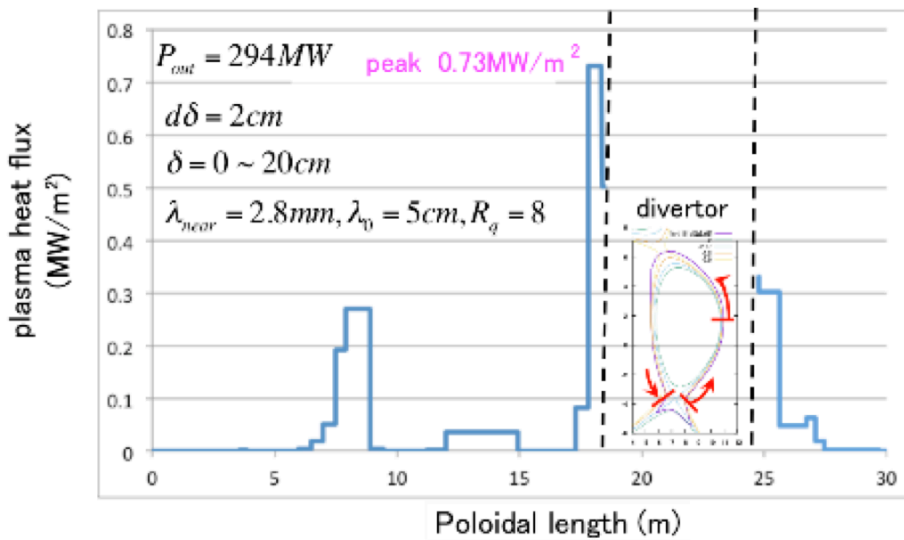


図 3.3.2-4 プラズマ熱流束による熱負荷の計算結果

各領域内のエネルギーの総和が図 3.3.2-1 のパワーバランスの式における P_{out} と等しくなるよう $q_{||0}$ が決定される。各領域のエネルギー、及び磁力線トレスより求めた各領域の第一壁への接触面積をもとに、プラズマ熱流束による第一壁の熱負荷が算出できる。図 3.3.2-4 にインプットデータと計算結果を示す。

減衰長、及びパラメータ R_q は[3.3.2-3-3.3.2-5]の文献を元に決定した。今回の計算において、ピーク位置は放射熱負荷の場合と同様第一壁の最下部部分という結果となった。

○まとめ

本検討では原型炉ブランケット設計に向けた第一壁熱負荷計算の初期結果を得ることが出来た。今回の計算結果ではピークにおける熱負荷は合計で 0.9 MW/m^2 となったが、ELM など動的負荷の影響を加味すると熱負荷はさらに高くなると予想される。また、熱負荷のピーク位置は平衡形状や壁形状に大きく依存するため、3次元壁、3次元プラズマにおける解析、及び解析を通しての熱負荷を軽減するための平衡形状、壁形状の提言が今後の課題となる。

参考文献

- [3.3.2-1] H. Fujieda, *et al*, JAERI-M (1992) 92-178 (in Japanese)
- [3.3.2-2] K. Shinya, *J. Plasma Fusion Res.* **76** 479 (2000) (in Japanese)
- [3.3.2-3] M. Kocan, *et al*. *Nucl Fusion* **55** 033019 (16pp) (2015)

[3.3.2-4] R. J. Goldston, Nucl Fusion 52 013009 (7pp) (2012)

[3.3.2-5] A. Loarte et al, in Fusion Energy 2008 (Proc. 22nd Int. Conf. Geneva, 2008) (Vienna: IAEA) CD-ROM file IT/P6-13

3.3.2.3 ブランケット内部冷却配管振動評価と支持方法の影響

現在検討中のブランケット概念では、図 3.3.2-5 に示すようにブランケット筐体内に冷却配管を配置し、熱エネルギーとして発電システムに輸送する。ここでは、これら配管の支持方法を検討するにあたり、主要な設計条件となる配管振動現象について解析を実施した。

○検討条件

ブランケット筐体内冷却配管において、冷却水流動に対する振動評価を実施するとともに、配管の支持が配管健全性に与える影響を評価した。評価は定常流動のみを対象とし、ポンプからの機械振動や弁・ゲートによる振動は考慮していない。図 3.3.2-5 に対象としたブランケット内部冷却水配管ルートを示す。配管の内径は 9 mm、肉厚は 1.5 mm であり、流速は 3~5 m/s としている。この際に想定している表面熱負荷は 0.5 MW/m²、中性子壁負荷は 0.9 MW/m² であり、冷却水条件は入口 290 °C、出口 324 °C、圧力 15.5 MPa としている。なお、本振動評価において増殖・増倍材の充填体の影響は無視している。

○評価方法

流体の速度が一定以上となると不安定振動が生じる。そこで、設計方針として不安定振動を抑制することを考える。不安定振動のメカニズムは複雑であるため、振動発生限界値の評価式が提案されている。本評価においても評価式を用いてブランケット内の冷却配管について、管内の冷却水の流れによる不安定振動発生について評価を実施した。

ここで、評価式は以下のとおりである。

- ・直管の場合（機械工学便覧より）。

$$u = Ul \sqrt{\frac{m_f}{EI}}$$

u：無次元速度[-]

U：冷却水の平均流速[m/s]

l：管の長さ[m]

m_f：管の単位長さ

本式において $u < \pi/2$ ならば安定となる。

- ・曲がり管の場合（Chen の式）

$$V = \frac{V_c}{\sqrt{\frac{m_f R}{EI}}}$$

V：限界流速[m/s]

V_c：無次元限界流速[-]

m_f：管の単位長さあたりの冷却水質量[kg/m]

E：管のヤング率[Pa]

I：管断面二次モーメント[m⁴]

R：管の曲率[m]

管の流速が限界流速以下であれば安定となる。なお、限界無次元限界流速に関しては図 3.3.2-6 に示すとおり、振動モードと曲げ角度に応じて求める。

また、振動モードである配管の固有振動数とそのときの固有モードについては汎用コードである abaqus を用いた。この際の固有値問題は以下の式にもとづいている。

$$(-\omega^2 M^{MN} + K^{MN})\phi^N$$

M^{MN}：質量マトリックス

K^{MN}：剛性マトリックス

ϕ^N : 固有ベクトル (固有振動モード)
M、N : 自由度

○振動評価結果

表 3.3.2-1、表 3.3.2-2 の条件での評価の結果、直管の場合の無次元速度 u は、流速 5 m/s の時 0.737 となり、 $\pi/2$ より小さい結果となった。また、曲り管の場合の限界流速は面内が 2,300 m/s、面外が 7,000 m/s となり、管内の冷却水流速が限界流速以下となった。したがって、定常流動による不安定振動は発生しないことが明らかになった。

○配管支持の影響

振動評価の結果から、特別な配管支持がなくても定常流動による不安定振動は発生しないことがわかった。しかしながら実環境を考えた場合、配管と充填体の熱膨張差による相対変位の差が問題となる観点から支持構造の必要性の検討が求められる。そこで、支持構造を入れた場合の変

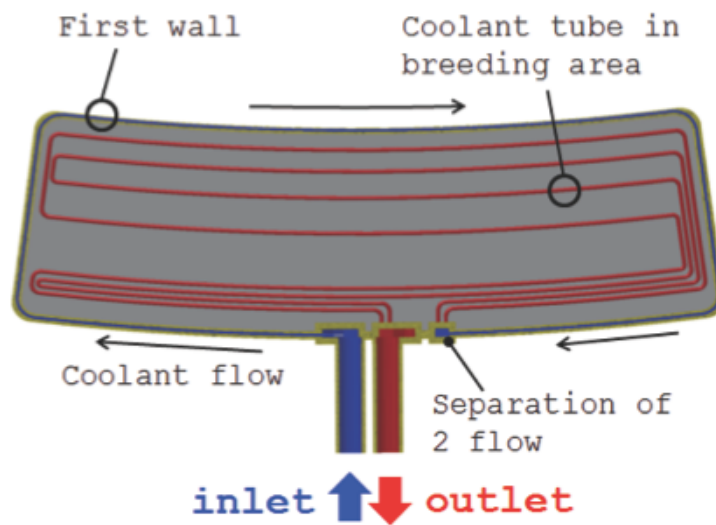


図 3.3.2-5 振動評価の対象としたブランケット内部冷却水配管流路

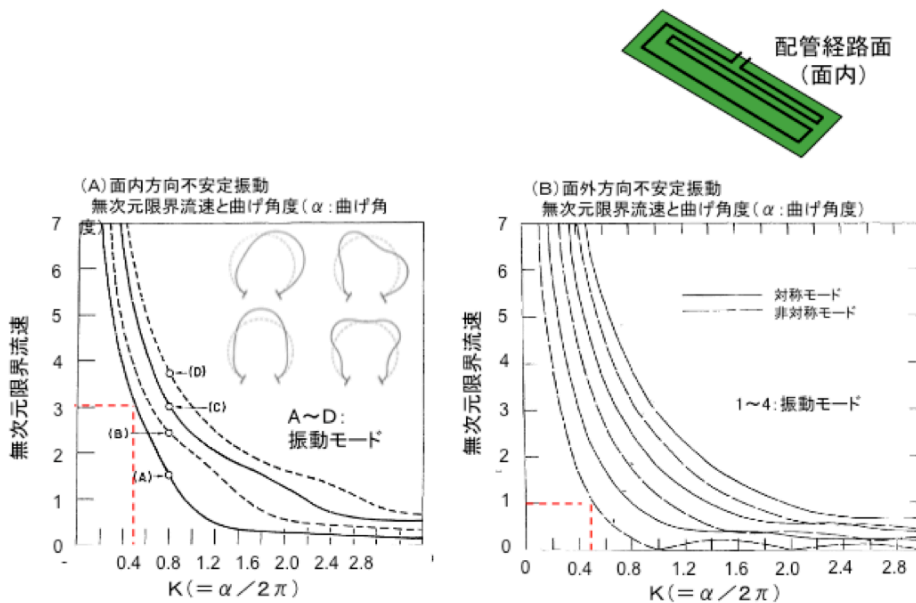


図 3.3.2-6 無次元限界流速の算出図

表 3.3.2-1 評価に用いた数値 (直管)

	値	単位	備考
L	8.34	m	管長さ(ロング側冷却管長さ相当)
m_f	0.043870456	kg/m	管単位長さあたりの流体質量 (冷却水密度 689.6kg/m ³)
E	202	GPa	管のヤング率(F82H、300°C)
I	6.95814E-10	m ⁴	管断面の二次モーメント (円管の二次モーメントより算出)
U	5.0	m/s	冷却水流速

表 3.3.2-2 評価に用いた数値 (曲り管)

	値	単位	備考
V_c	3.0 (面内) 1.0 (面外)	-	無次元限界流速
m_f	0.043870456	kg/m	管単位長さあたりの流体質量
E	202	GPa	管のヤング率(F82H、300°C)
I	6.95814E-10	m ⁴	管断面の二次モーメント (円管の二次モーメントより算出)
R	0.02438	m	管の曲率 (図3.2-1より)

表 3.3.2-3 配管支持における変位、応力、固有値モードの結果 (ハイライト部は、静荷重解析は変位が大きいケース、固有値解析については 20Hz 以下の低周波数領域を示している)

		S3 A	R2 A	R3 A	R5 A	R3S3 A	R3J3 A					
		周方向端部 3ヶ所支持	半径方向2ヶ所支持	半径方向3ヶ所支持	半径方向5ヶ所支持	半径方向3ヶ所支持 周方向端部 3ヶ所	半径方向3ヶ所支持 周方向3ヶ所連結					
静荷重解析	半径方向変位 (mm)	111.3	3.6	1.4	0.7	10.2	1.6					
	周方向変位 (mm)	6.3	5.0	4.7	4.6	8.0	4.3					
	配管積層方向変位 (mm)	10.3	3.0	0.2	0.0	0.2	0.2					
	ミーゼス応力 (MPa)	278.6	63.0	64.3	69.1	422.6	129.0					
固有値解析	固有値 (Hz)											
	モードNo.	Loop3 (S)	Loop4 (L)	Loop3 (S)	Loop4 (L)	Loop3 (S)	Loop4 (L)	Loop3 (S)	Loop4 (L)	Loop3 (S)	Loop4 (L)	Loop3, Loop4 管群
	1	2.83	2.82	10.00	10.59	13.51	15.64	16.47	20.14	30.14	35.95	16.50
	2	6.06	5.46	10.78	10.86	32.79	30.92	100.42	44.00	34.16	36.42	34.71
	3	6.35	5.98	13.07	12.92	37.17	32.79	111.18	79.50	35.91	38.09	39.62
	4	8.81	7.86	14.94	13.37	39.69	36.74	112.89	95.56	36.18	39.94	42.32
	5	8.94	8.99	16.08	15.43	43.43	40.48	123.52	116.57	42.19	42.08	43.64
	6	11.90	9.43	19.24	19.39	44.31	44.39	125.62	125.73	43.62	45.08	44.66
	7	14.31	11.85	20.46	21.12	47.76	47.28	134.95	126.22	70.58	59.03	46.23
	8	14.37	12.99	38.67	34.74	68.68	52.08	135.24	132.14	70.91	71.31	46.32
	9	21.38	17.95	41.99	38.78	71.35	62.36	135.76	132.26	83.79	80.62	47.38
10	25.36	19.50	45.15	42.14	72.08	70.47	153.84	133.23	92.94	86.30	48.83	

位および応力評価を合わせて実施した。また、他の振動源による不安定振動の可能性が考えられることから、今後の評価の一助とするために、支持構造を取り入れた場合における振動モードの算出も実施した。

結果の一例を表 3.3.2-3 に示す。支持構造を用いることで変位が抑制できることが明らかになった。また発生応力に関しても表中の支持においては $3S_m = 498 \text{ MPa}$ 以下となった。また、固有振動数に関しては R3S3_A ケースに示すように半径方向ならびに周方向それぞれ 3 カ所支持部を設置することで 30 Hz 程度まで増加可能とわかった。

○振動評価のまとめと今後の課題

ここでは、支持方式を検討するにあたり、主要な設計条件となる配管振動現象について検討を実施した。振動源として配管内冷却水の定常流動を想定し振動発生限界値の評価式に基づき検討した結果、定常流動による振動は発生しないことを明らかにした。更に、配管と充填体との熱膨張差や他の振動源を考慮して配管支持を考慮した変位・応力・固有振動数を評価した結果、半径方向および周方向それぞれ3カ所以上設置することで固有振動数が30 Hz以上となる結果を得た。

今後の課題としては、他の振動源を明らかにし、それにより励起される周波数を明らかにする必要がある。また、配管発生応力の観点からは増殖・増倍材の充填体による配管拘束の影響を考慮し、配管の健全性を評価する必要がある。

3.4 遠隔保守

原型炉における遠隔保守方式は、各遠隔保守機器の設計だけでなく炉構造設計をはじめとし超伝導コイル寸法や配置、ポート設計など炉システム全体設計に関わる重要な設計項目であり、核融合科学技術委員会 原型炉開発総合戦略タスクフォースから提案されているアクションプラン

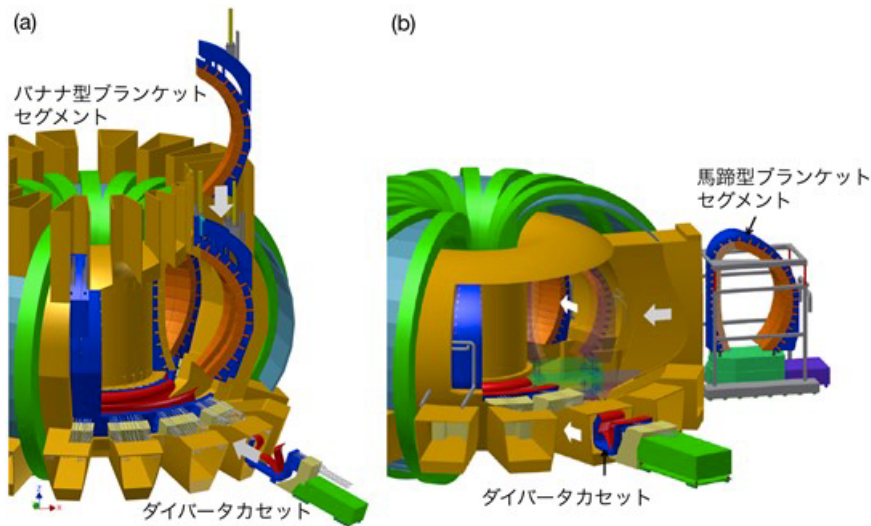


図 3.4-1 (a) バナナ型垂直引抜方式と(b) 馬蹄型水平引抜方式の概念図

表 3.4-1 これまでのバナナ型垂直引抜方式と馬蹄型水平引抜方式の比較表

要求(評価)項目		バナナ型垂直方式		馬蹄型水平方式	
1. 交換時の技術的成立性	セグメント重量	+	~90 ton		~360 ton
	セグメント寸法	+	10 m × 4 m × 1 m		10 m × 18 m × 4 m
	搬送機器の機構		多軸の協調動作 (3方向の移動)	+	単軸の協調動作 (2方向の移動)
	アクセス・保守機器の動作場所		炉内		炉内
2. 配管接続の技術的成立性	配管接続場所 (接続数)		炉内 (BLK: 320, Div: 192)	+	炉内 (BLK: 96, Div: 64)
	BLK モジュールへのアクセス性	+	Good		Not good
3. プラズマ・炉内/炉外機器との整合性	TFC 転倒力支持		最大変位: 24 mm		最大変位: 90 mm
	TFC 寸法	+	11.9 m		13.7 m
	PFC 総磁気エネルギー	+	27 GJ		68 GJ
	プラズマ位置安定化シェル		Not good	+	Good

においても早期の概念構築が求められている。これまでの BA 原型炉設計活動では、交換ブランケットの分割方法、保守交換ポート位置(引き抜き方向)から様々な保守方式を系統的に検討し、ブランケットとダイバータの独立した保守交換などの観点から、図 3.4-1 に示すような①バナナ型ブランケットセグメント(ブランケットモジュール集合体)垂直引抜方式と②馬蹄型ブランケット水平引抜方式の 2 案に絞りこみ、遠隔保守における要求項目から技術評価を行ってきた。表 3.4-1 にこれまでの両保守方式の比較検討結果を示す。バナナ型垂直引抜方式は、可搬重量やホットセル内でのブランケットモジュールへのアクセス性、トロイダル磁場(TF)コイル寸法、プラズマ平衡のためのポロイダル磁場(PF)コイルの起磁力など、馬蹄型水平引抜方式と比較して多くの点で有利であるが、プラズマ位置安定化シェルや遠隔保守技術の成立性が課題であった。2015 年度は、保守方式の技術評価の継続として、(1)炉心プラズマの位置制御性の比較、(2)遠隔保守技術の技術成立性の比較、を行うことにより、原型炉における遠隔保守方式としてバナナ型ブランケットセグメント垂直引抜方式を主案と決定した。以下にこれらの検討について報告する。

3.4.1 炉心プラズマの位置制御性の比較

炉心プラズマの垂直位置安定性はトカマク炉において必須項目であり、3.1.2 節に述べられているように高楕円度プラズマにおいては位置安定性の確保は非常に重要である。プラズマ垂直位置安定化の観点では、導体シェルは可能な限りプラズマ近傍に設置され、且つトロイダル方向に連続した構造であることが理想的だが、その設置位置はトリチウム生産を担うブランケットにより限定され、ブランケットの定期保守交換作業の観点からトロイダル方向に分割せざるを得ず、分割寸法は保守方式に依存する。バナナ型垂直引抜方式では垂直保守ポート寸法の制約から 1 つの TF コイル間でアウトボード側 3 つ(7.5°)、インボード側 2 つ(15°)の計 5 つのブランケットセグメントに分割される。一方、馬蹄型水平引抜方式では、1 つの TF コイル間で 1 つのセグメントとなるため、分割角は 22.5°となることから、よりトロイダル方向に繋がった導体シェルが設置できる、すなわち垂直位置安定化に優れていると推測されていた。しかしながら、炉心プラズマの垂直位置安定化は、最終的に位置制御コイルによる制御が担うことから制御コイルパワーまでを含めた比較評価が必要となる。そこで、両方式における炉心プラズマの位置制御性の比較として垂直位置制御解析コードを用いて制御コイルパワーの評価を行った。

解析コードは 3.1.2 節に示されているプラズマ剛体モデルを対象とした解析コードを用いた[3.1.2-1]。表 3.4.1-2 に比較評価における標準となるプラズマ諸元と炉内構造物のパラメータ、図 3.4.1-2 に両方式におけるブランケットセグメントと保守ポート、平衡コイル系の関係図を示す。解析ではプラズマ垂直位置を外側 4 本の制御コイルで制御するものとした。

表 3.4.1-3 に解析結果を示す。ここで、不安定性成長時間 τ_g はプラズマの物理量で決まる指数 n と炉内構造物の安定化指数 N_s から求められる指標($n+N_s=0$ となる場合)で、安定化マージンは $(n+N(s \rightarrow \infty))/|n|$ で定義される。外乱としては VDE(垂直移動現象: Vertical Displacement Event)を想定し

表 3.4.1-2 プラズマ諸元と炉内構造物のパラメータ

パラメータ	値
プラズマ大半径 (R_p)/小半径 (a_p)	8.2m / 2.57m ($A=3.2$)
プラズマ電流	14.6MA
ポロイダルベータ	1.8 (flat-top)
楕円度(磁束 95%)	1.65
三角度(磁束 95%)	0.33
内部インダクタンス	0.9
真空容器	SUS316 製 (厚さ 5cm、二重壁構造)
導体シェル	Cu 製 (厚さ 2cm)
導体シェル構造	ループ型
導体シェル位置 (r_w/a_p)	1.36 ($r_w=0.2(\text{SOL})+0.7(\text{Blanket})+0.04(\text{Gap})$)

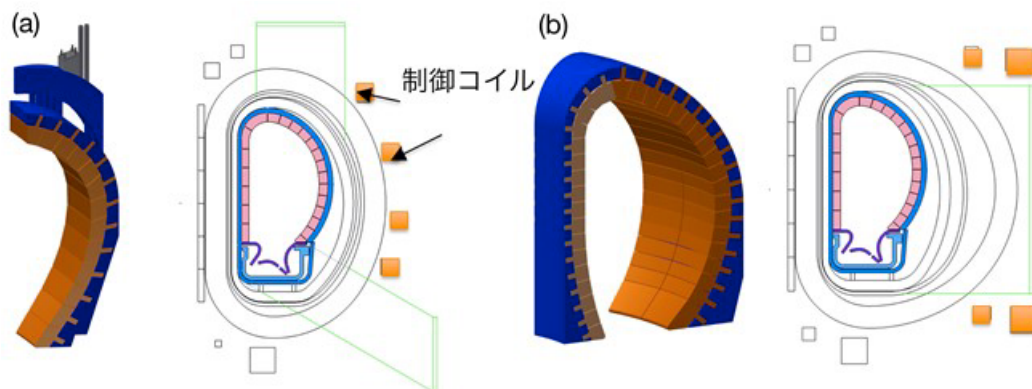


図 3.4.1-2 (a) バナナ型垂直引抜方式と (b) 馬蹄型水平引抜方式のブランケットセグメントと保守ポート、平衡コイル系の関係図

垂直方向に 5cm 変位を仮定した。本解析から、バナナ型垂直引抜方式では不安定性成長時間や安定化マージンは馬蹄型水平引抜方式での 22.5°分割の導体シェルと比較すると劣るものの、最小制御コイルパワーやこの時の変位量で比較するとより少ない制御コイルパワーで位置制御可能であることがわかった。これは、水平引抜方式の場合、図 3.4.1-2 に示されているように位置制御を担うコイルが大型の TF コイルによりプラズマから遠くに設置せざるを得ず、且つ、大きな水平保守ポートによりその設置位置が限定されていることに起因する[3.4.1-2]。本評価から、炉心プラズマの位置制御性の観点ではバナナ型垂直引抜方式の方が優れていることが明らかになった。

表 3.4.1-3 バナナ型垂直引抜方式と馬蹄型水平引抜方式の垂直位置制御性の解析結果

	バナナ型 垂直引抜方式	馬蹄型 水平引抜方式
不安定性成長時間 τ_g [sec]	0.11	0.29
安定化マージン M_s [-]	0.64	0.84
制御コイルパワー [MW]	6.8	10.6
最大変位量 [m]	0.062	0.066

3.4.2 遠隔保守技術の技術成立性の比較

原型炉の保守方式は、炉内機器や TF コイル、PF コイルなどの超伝導コイル設計、建屋等への影響評価のみならず、遠隔保守作業の信頼性や安全なプラント運転の確保、合理的なプラントの可用性などを総合的に評価した上で、決定しなければならない。本項では、核融合原型炉と似た放射線環境下での保守が必要となる軽水炉プラントにおける保守の観点及び知見から、垂直・水平両遠隔保守方式において必要となる各種機器について、既存機器の適用可能性或いは開発の必要性を検討し、技術的な成立性について評価を行った。検討に際し、保守作業時に発生が予想されるトラブルとその復旧作業、必要機器、保守機器等の開発リスクだけでなく、核融合炉特有のトリチウム/放射化ダストの散逸防止処置及び除染方法、保守時の崩壊熱除去並びに炉心運転に伴う炉内機器の変形等の観点についても十分考慮した。

垂直/水平両遠隔保守方式を検討する上で、保守時の炉内空間線量として図 3.4.2-1 に示すバナナ型垂直引抜方式の炉構造モデルに基づき解析された値を用いた[3.4.2-1]。両遠隔保守方式での保守手順を表 3.4.2-1 示す。搬入時は、搬出時の逆手順となるので、機器搬出時の保守手順に対して、具体的に既存機器の適用可能性或いは開発の必要性を検討し、技術的な成立性について評価を行った。技術的な成立性については、以下の 3 段階で評価した。

- 3：既存機器の改良で対応可能
- 2：技術的な成立性はあるが開発が必要
- 1：原理的には可能だが、技術的には難度が高い

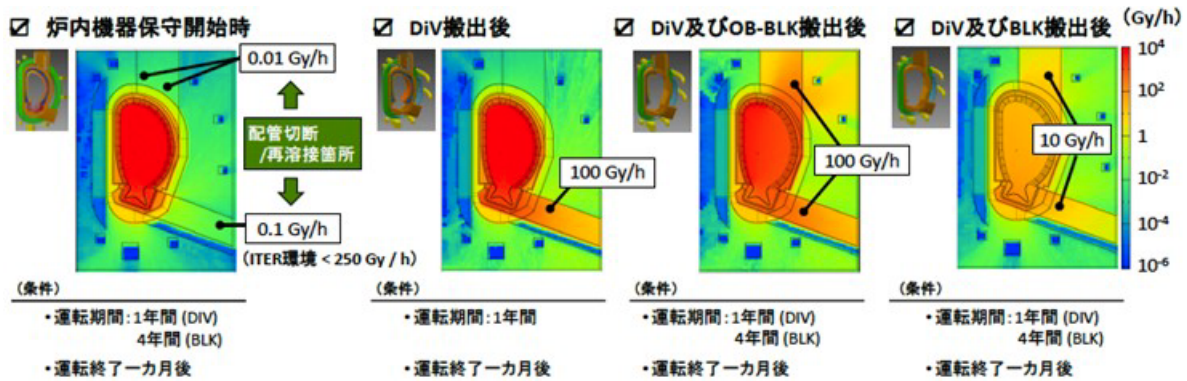


図 3.4.2-1 バナナ型垂直引抜方式の炉構造モデルによる保守時の炉内空間線量率

表 3.4.2-1 バナナ型垂直引抜方式と馬蹄型水平引抜方式での保守手順

分割水平引抜BS取付け	分割水平引抜ダイバータ取付け	垂直引抜BS取付け	垂直引抜ダイバータ取付け
保守準備作業	保守準備作業	保守準備作業	保守準備作業
ポート蓋の撤去	ポート蓋の撤去	ポート蓋の撤去	ポート蓋の撤去
		ダイバータ保守装置搬入	
BSの搬入	ダイバータの搬入	サイトBS②の搬入	サイドダイバータの搬入
BS台車の搬出	ダイバータ台車の搬出	垂直引抜クレーン引抜き	ダイバータ保守装置引抜き
溶接機、中継ぎ配管搬送	溶接機、中継ぎ配管搬送	サイトBS①の搬入	サイドダイバータ①の搬入
		垂直引抜クレーン引抜き	ダイバータ保守装置引抜き
		センターBS搬入	センターダイバータ搬入
		垂直引抜クレーン引抜き	ダイバータ保守装置引抜き
中継ぎ配管の取付け	中継ぎ配管の取付け	中継ぎ配管搬入	中継ぎ配管搬入
溶接機の取付け	溶接機の取付け	中継ぎ配管の取付け	中継ぎ配管の取付け
配管の溶接	配管の溶接	溶接機の取付け	溶接機の取付け
配管溶接部の検査	配管溶接部の検査	配管の溶接	配管の溶接
溶接機撤去	溶接機撤去	配管溶接部の検査	配管溶接部の検査
交換ポート側BS搬入		溶接機撤去	溶接機撤去
ポート遮蔽の搬入と固定		ダイバータ保守装置撤去	
交換ポートの中継ぎ配管の搬入			
交換ポートの中継ぎ配管の溶接			
交換ポートの中継ぎ配管の溶接部検査			
ポート蓋の搬入 固定とリップシール	ポート蓋の搬入 固定とリップシール	ポート蓋の搬入 固定とリップシール	ポート蓋の搬入 固定とリップシール
リップシール部の検査	リップシール部の検査	リップシール部の検査	リップシール部の検査

水平/垂直両遠隔保守方式の技術的な成立性の評価の結果、馬蹄型水平引抜方式の技術的成立性は平均 2.6 点、バナナ型垂直引抜方式の技術的成立性は平均 2.5 点となっており、遠隔保守方式としては、ほとんど差の無い結果となった。作業内容別に評価すると、配管の切断・再溶接に係る切断・溶接機の搬入/搬出、切断溶接の作業の平均値では、馬蹄型水平引抜方式は 2.79 (作業項目数：14)、バナナ型垂直引抜方式は 2.80 (作業項目数：10) となっており、馬蹄型水平引抜方式は真空容器内で切断・再溶接を実施している項目の評価がわずかに出る結果となった。馬蹄型水平引抜方式では、図 3.4.2-2 に示すように水平保守ポートが無い部分はブランケットモジュールが支持固定されている遮蔽構造体(バックプレート)と真空容器との間で配管の切断・再溶接作業を行う必要があり、切り子処理等のリスクを考慮するとポート部ではなく処理作業が行いにくい真空容器内での作業は大きな課題となる。一方、バナナ型垂直引抜方式では、限定された垂直保守ポート内で多くの配管処理を行う必要があり、保守作業時間(稼働率)の観点で実用に供しうするためには接続方法などにおいて既存技術の改善が必要であることが分かった。ブランケットセグメント及びダイバータの搬出・搬入に係る作業の平均では、馬蹄型水平引抜方式は 2.29 (作業項目数：7)、バナナ型垂直引抜方式は 1.83 (作業項目数：6) となっている。現在のバナナ型垂直引抜方式では、ブランケットセグメントの搬入・搬出時に、図 3.4.2-3 ような大型クレーンを用いて微妙な位置調整を行い、設置する必要があるが、技術的難度が高くなっている。また、サイドダイバータの搬入時には、20°の傾斜面をトロイダル方向に 7.5°移動させた後に半径方向に移動させる必要があるが、既存装置ではそのように力を伝達するものではなく、ダイバータ保守装置機構は改善が必要であることが分かった。

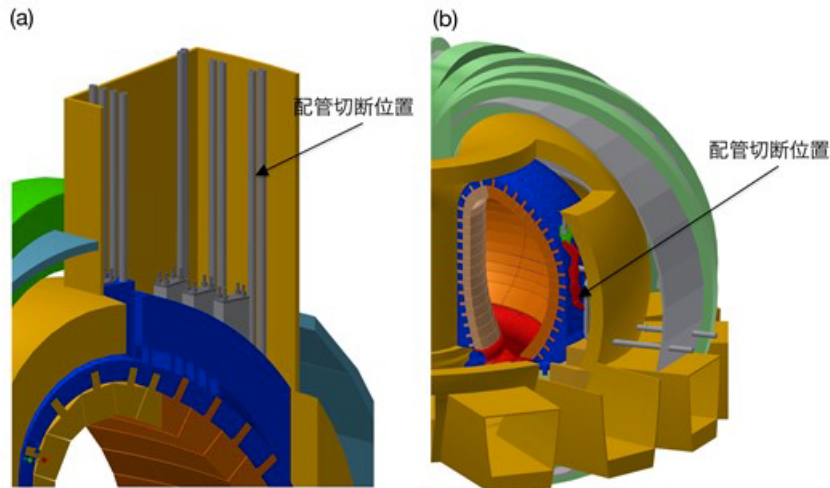


図 3.4.2-2 (a) バナナ型垂直引抜方式と(b) 馬蹄型水平引抜方式の配管切断位置

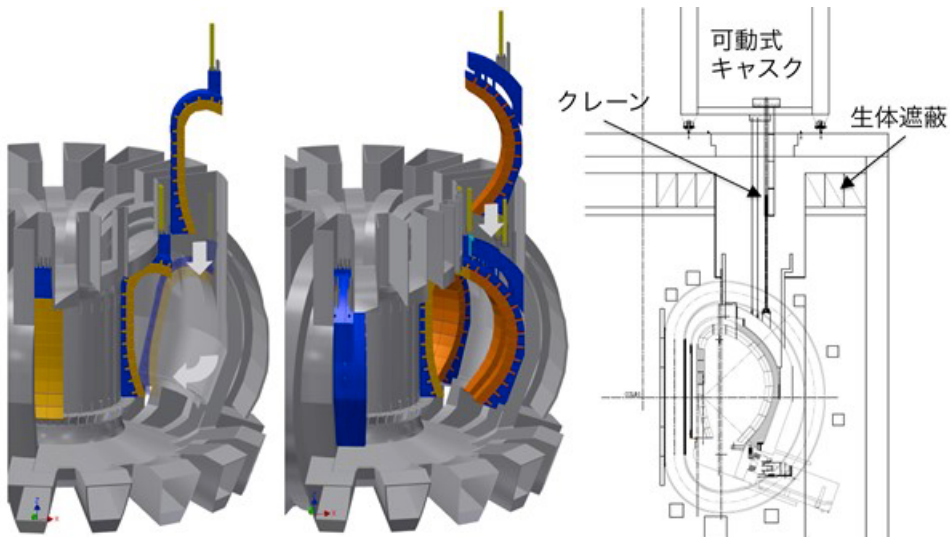


図 3.4.2-3 バナナ型垂直引抜方式におけるブランケットセグメントの搬入・搬出概念

3.4.3 まとめと今後の課題

BA 原型炉設計活動でこれまで進めてきた保守方式の技術評価の継続として、炉心プラズマの位置制御性の比較、遠隔保守技術の技術成立性の比較を行った。垂直位置制御解析コードを用いて両方式における炉心プラズマの位置安定化解析を行った結果、炉心プラズマの位置制御性の観点ではバナナ型垂直引抜方式の方が優れていることが明らかになった。遠隔保守手順を考慮した技術的成立性には両者に大きな差がなく、超伝導コイル寸法や炉心プラズマの位置制御性の観点から、原型炉における遠隔保守方式としてバナナ型ブランケットセグメント垂直引抜方式を主案と決定した。

一方、バナナ型垂直引抜方式では、保守の技術的な成立性評価によってブランケット支持方法を含む炉内搬送概念、ダイバータ保守概念、配管処理において課題が明らかになったことから、今後はバナナ型垂直引抜方式概念を固めるため、これらの課題に取り組む予定である。

参考文献

- [3.4.1-1] H. Takase, et al., Fusion Eng. Des. **109-111** (2016) 1386-1391.
- [3.4.1-2] 宇藤 他,第 32 回プラズマ・核融合学会年会,26aD39P (2016)
- [3.4.2-1] 染谷 他,第 32 回プラズマ・核融合学会年会,26aD42P (2016)

3.5 超伝導コイル

3.5.1 原型炉超伝導コイル WG の設置と活動概要

「核融合原型炉開発のための技術基盤構築の中核的役割を担うチーム報告書」において、超伝導コイル開発における緊急の課題として、原型炉設計合同特別チーム(以下、特別チーム)の体制を強化し、超伝導コイルシステム概念設計の基本設計にも着手することが示されている。2章にあるBA設計レビュー活動においても、原型炉超伝導コイル概念構築のために設計強度、大型コイルの製作性、超伝導線材の選択などを最優先課題として取り組むべきとの指摘を受けた。これら重要かつ幅広い検討課題に対応すべく特別チーム内外の専門家による「原型炉超伝導コイルワーキンググループ(以下、超伝導WG)」(主査：日渡良爾(特別チーム・システム設計グループ・グループリーダー))を2015年11月に設置し、活動を開始した。

3.5.1.1 活動目的と計画・内容

超伝導WGでは、原型炉用超伝導コイルの基本概念の構築ならびに今後の開発方針の策定(コアチーム報告書チャートによると2017年を想定)を目的に、BA設計レビューにおいて指摘された原型炉用超伝導コイルの主要課題項目を中心に各専門家から情報提供を受け検討を進めた。WG構成メンバーは、下記に示すように、量研機構や核融合研だけでなく、物材機構や大学、メーカーの専門家からなり、専門分野も超伝導線材やコイル製作に加え、低温鋼材料や炉心プラズマを含む幅広い構成になっている。

超伝導WG構成メンバー：

日渡良爾(主査)、宇藤裕康(幹事)、小泉徳潔、辺見努、井手俊介、坂本宜照(以上、量研機構)、今川信作、柳長門(以上、NIFS)、小野嘉則、伴野信哉(以上、NIMS)、淡路智(東北大)、雨宮尚之(京大)、長谷川満(三菱電機)、坂成人(三菱重工)、伊藤保之(東芝)

表3.5.1-1に本WGで中心的に議論する課題項目を示す。表中には、本課題に対応する合同コアチームチャートと、情報提供者名を合わせて記述している。

表 3.5.1-1 超伝導WGでの検討項目

コアチームチャート 対応項目	検討項目	情報提供者
1.1.1 概念設計 (1.1.9製作技術開発)	① 原型炉超伝導コイル概念設計	宇藤 (QST)
	② 炉心プラズマからの要求磁場精度	井手 (QST)
	③ 超伝導コイルの保守・故障時の対応策	西村 (NIFS)
	④ JT-60SA・ITERにおける超伝導コイル製作の技術進展と原型炉用超伝導コイル(大型コイル製作)への課題・提案	小泉 (QST)
1.1.3 開発方針策定 (1.1.5 導体の高度化)	⑤ 原型炉用導体・コイル大型試験設備の計画検討	今川 (NIFS)
1.1.4. 超伝導材料	⑥ Nb ₃ Sn線材の開発進展と将来性	淡路 (東北大)
	⑦ Nb ₃ Al線材の開発進展と大型コイル製作(長尺化など)への技術課題	伴野 (NIMS)
	⑧ 高温超伝導線材(ReBCO)の開発進展と将来性	雨宮, 柳 (京大), (NIFS)
1.1.6 構造材料 (高強度材料開発)	⑨ 低温高強度構造材開発の現状と原型炉への見通し	小野 (NIMS)
1.1.7 絶縁材料	⑩ 超伝導線材・超伝導コイル用絶縁材の耐放射化性能の現状と原型炉への見通し	辺見 (QST)

表3.5.1-2に示すようにこれまでに超伝導WG会合を6回開催し、主要な検討課題について情報の取り纏めおよび議論を行い、2016年12月に報告書を作成予定である。本報告書は特別チームでの原型炉超伝導コイルの設計仕様・基本設計(コアチームチャートでは2017年策定期限)の根拠とすると共に、開発方針策定(コアチームチャートでは2017年検討開始)の出発点とし、開発を加

速する必要がある項目については、文科省に設置されている原型炉開発総合戦略タスクフォースへ提案される予定である。

表 3.5.1-2 超伝導 WG 会合での主な議題と会合日程

	主な議題	会合日	会場
第1回	・趣旨説明・今後の計画 ・原型炉超伝導コイル概念設計	11/6	東京
第2回	・炉心プラズマからの要求磁場精度 ・JT-60SA・ITERにおける超伝導コイル製作の技術進展と原型炉用超伝導コイルへの課題・提案 ・超伝導線材・超伝導コイル用絶縁材の耐放射化性能の現状と原型炉への見通し ・超伝導コイルの保守・故障時の対応策 ・原型炉用導体・コイル大型試験設備の計画検討	12/18	東京
第3回	・Nb ₃ Al線材の開発進展と技術課題 ・高温超伝導線材(ReBCO)の開発進展と将来性-1 ・低温高強度構造材開発の現状と原型炉への見通し	1/29	東京
第4回	・Nb ₃ Sn線材の開発進展と将来性 ・高温超伝導線材(ReBCO)の開発進展と将来性-2	3/18	東京
第5回	・超伝導コイル製作コスト ・原型炉超伝導コイル開発計画 ・報告書内容及び取り纏め方針の確認	4/18	東京
第6回	・報告書案の概要確認 ・原型炉超伝導コイル開発の時系列計画 ・今後の協議	5/27	六ヶ所

3.5.1.2 主な意見と論点

これまで、BA 原型炉設計活動では原型炉用超伝導コイル設計に関して、ITER の超伝導コイル製作で得られる知見を最大限に生かすという観点から、ITER からの技術的飛躍が最小限となるよう ITER 超伝導コイル仕様を設計の出発点として、設計点ならびに超伝導コイル仕様を検討してきた。原型炉として中心ソレノイド(CS)供給磁束を十分確保するという設計指針に立った場合、炉全体が大型化(Rp~8 m)し、それに伴いトロイダル磁場(TF)コイルも大型化する。炉全体のシステム解析では磁気エネルギーは ITER の約 4 倍となる 150 GJ にのぼり、このような高磁気エネルギーのコイルでは、超伝導線材の電流密度の依存性は小さく(高電流密度線材の優位性が小さい)、構造材料の設計応力が高磁場化の鍵であることが明らかになっている。そのため、現在の原型炉設計側でのターゲットとしては、TF コイル最大磁場は 13T 程度、低温鋼の設計応力 800 MPa(設計耐力 1200MPa)とし、TF コイルの超伝導線材としては低温材の Nb₃Sn、Nb₃Al が候補線材として示している。表 3.5.1-3 にこれまでの BA 原型炉設計活動での TF コイル諸元表を示す。WG では、現行の超伝導コイル概念に対し、主要項目の情報提供を受けつつ、以下に示す各項目について今後の設計検討方針を議論した。

○大型コイルの製作性

ITER TF コイル製作の現状の情報提供から、ITER TF 設計条件を原型炉に適用した際の課題点を

表 3.5.1-3 ITER と BA 原型炉での TF コイル諸元表

パラメータ	ITER	BA 原型炉
超伝導線材	Nb ₃ Sn	Nb ₃ Sn
最大磁場強度	11.8T	13.7T
全起磁力	164MAT	230MAT
設計耐力	1000MPa	1200MPa
インダクタンス	0.98H	3.75H
全磁気エネルギー	41GJ	149GJ
TF コイルの水平方向ボア(中心)	9m	14m
TF コイルの垂直方向ボア(中心)	14m	20m

議論した。ITER で採用しているラジアルプレート(RP)方式(図 3.5.1-1 参照)では導体コンジットが薄型になる利点があるが、導体のトランスファ、カバープレート溶接精度、絶縁材含浸など製作が多岐にわたるといふ課題があり、ITER でのコスト評価の情報などから原型炉に向けては製作期間やコスト面から合理化が必要との意見が出された。さらに RP 方式による大型コイル巻線製作の R&D と合わせて、導体の層間剪断応力をなくし、純粋な圧縮応力だけに導体配置を工夫すれば RP 方式を回避できる可能性があることから、導体巻線部(winding pack: WP)内の応力分布から RP 方式にとらわれず、オプションとして新たな巻線方法の検討も必要との意見が出された。

大型コイル製作性緩和の観点から、原型炉での炉心プラズマからの要求磁場精度の評価および緩和策の検討が必要との意見から、炉心プラズマからの要求磁場精度に関して、ITER および JT-60SA での評価方法について情報提供を受けた。炉心プラズマからの磁場精度に関わる要求としては、モード・ロッキング回避が主な項目でトロイダル磁場 B_t に対するスケーリングから原型炉における閾値は ITER 程度の 10^{-5} となるが、緩和に向けてプラズマの立ち上げシナリオを検討すると共に、原型炉において巻線やコイル設置精度の影響を定量的に明らかにするために JT-60SA での評価解析コードを用いた評価が重要との指摘があった。

これらの指摘を受け、特別チームでの設計開発方針としては、巻線構造として、現状では RP 方式を主案とするが、①巻線製作上の緩和策、②新たな巻線方法の検討、などの製作期間やコスト面から合理化するための検討を R&D 含め早期に開始(最重要 R&D 項目)することが重要とした。この方針に沿って、磁場精度の目標値として 1×10^{-4} (ITER : 5×10^{-5}) と設定し、巻線製作上の緩和策の検討として JT-60SA での評価解析コードを用いて原型炉での巻線・製作・組立精度の影響を評価した上で、設計方針へフィードバックすることとした。

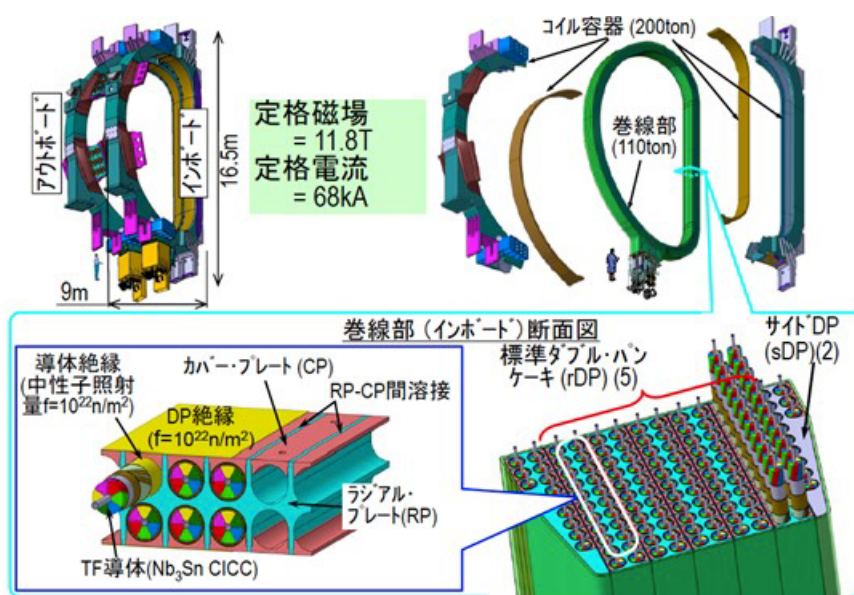


図 3.5.1-1 ITER TF コイルの構造図

○超伝導線材および導体開発

核融合用超伝導線材としては、ある程度の高臨界電流値(J_c)化が必要であるが、リアクトアンドワインド(R&W)法を視野に入れたケーブルインコンジット(CIC)導体の軸ひずみと局所曲げの問題をクリアする最適素線と CIC 導体のデザイン手法の確立が急務である。さらに、原型炉は商業炉を目指した炉であることを鑑み、商用炉を見据え炉全体の小型化に向けたオプション検討を継続し、超伝導コイル設計として高温超伝導線材(HTS)による導体を用いた高磁場小型 CS や補正コイルへの適用のオプション検討などが有効であるとの意見が出された。導体としては、TF コイルの大型化に伴い増加しているインダクタンスも問題であり、クエンチ時の導体保護を考えた場合、絶縁電圧や保護抵抗値に上限があるため、安定化銅比の増加による導体強度低下、或いはクエンチ時のホットスポットの温度上昇が問題になる可能性が高く、ITER 級導体(電流値 : 68kA)からさらなる大電流化や WP の分割概念も検討すべきという指摘があった。

これらの指摘を受け、特別チームでの設計開発方針としては、超伝導線材として現状では Nb_3Sn

を主案 (2027年頃に最終決定)とすると共に、各超伝導線材の今後の主要開発課題を以下のようにリストアップした。

- ・Nb₃Sn：高 Jc 化、特に機械強度の向上(電磁力による素線 Jc 低下を抑制)、R&W 法に向けた開発

- ・Nb₃Al：高 Jc 化と合わせて長尺化と安定化、低コスト化の観点で開発

- ・HTS：高磁場小型 CS や補正コイルへの適用のオプション検討

また、電流導体構成として CIC 導体を主案とし、導体電流値はインダクタンス緩和の観点で目標値を 100kA とするが、導体に働く電磁力の増加を考慮した改良型導体の構造検討に早期に着手することとした。

○低温高強度構造材開発

簡易コイル設計コードによる解析により、図 3.5.1-2 に示すように構造材の高強度化による生成磁場強度に与える影響は顕著であるため、原型炉の TF コイル設計では設計応力を 800MPa(設計耐力 1200MPa)としていた。しかしながら、WG 専門家から低温の高強度材料の開発は現状行われておらず、4.2K で 1200MPa 目標では候補として JJ1 と JN1 のみに限定されるという情報提供があった。また、高強度材の開発には時間もかかり、設計耐力 1200MPa を仮定した設計の場合、原型炉の開発リスクも高まる恐れがあり、達成できない場合のオプションも検討すべきとの意見が出された。

これらの指摘を受け、特別チームでの設計開発方針としては、設計応力 800MPa(耐力 1200MPa)を当面の目標とする一方で、高強度低温鋼の開発を最重要 R&D 項目(加速項目)とすると共に、耐力 1200MPa の構造材の開発リスクに対し、①応力や構造の最適化、②耐力 1000MPa での炉設計オプションを設計側で並行して検討することとした。

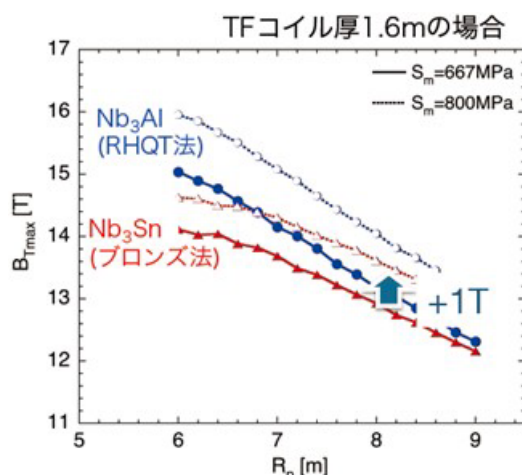


図 3.5.1-2 最大磁場強度のプラズマ寸法及び超伝導線材(Nb₃Sn、Nb₃Al)、設計応力依存性

○超伝導コイル開発計画

経済性の高い原型炉の実現のためには、ITER で開発された超伝導コイルよりも高い磁場を高い電流密度で発生可能な超伝導コイルの開発が必要であり、原型炉用超伝導コイルは確実に性能を発揮することが求められる。線材や構造材等の材料を含めた超伝導コイルの開発には時間が必要なことから、原型炉用超伝導コイルの開発計画としては原型炉設計と並行して開発研究を進めるべきであるとの意見が出された。研究開発に際しては、高めの暫定的な目標値として最大経験磁場 15-16 T、導体電流値 100 kA が提案された。また、新しい技術を原型炉に採用するためには実機製作に必要な技術が完成していることが必須という考えから、機械強度の高い超伝導導体の開発や構造材料と絶縁材料の高強度化、開発された導体と材料を用いた実規模サイズのモデルコイルの製作によるコイルとしての総合性能の実証など、開発された技術を継続して発展させると共に、それら開発に必要な人材育成や技術の伝承・発展を考慮して開発計画を立案すべきとの指摘があった。

これらの指摘を受け、特別チームでの設計開発方針としては、加速すべき最重要開発項目とし

て、①低温鋼の高強度化をリストアップすると共に、②R&D含む製作期間やコスト合理化に向けた暫定的な開発目標値として最大経験磁場 15-16 T、導体電流値 100 kA と設定することとした。原型炉用超伝導コイルの基本概念の構築としては、まずは①インダクタンス緩和策の検討(導体設計検討)、②製作期間やコスト合理化に向けた概念の検討、を進めることとした。

原型炉超伝導コイル WG では、これらの議論を踏まえて 2016 年 9 月に開発項目と合わせて具体的な実施時期も明確にした開発計画を検討した報告書を作成予定である。

3.5.2 超伝導コイル設計

ITER 超伝導マグネット仕様を出発点として原型炉用超伝導マグネットを検討中である。原型炉の超伝導マグネットシステムは、16 個のトロイダル磁場(TF)コイル、6 つのモジュールからなる中心ソレノイド(CS)コイルと 8 個のポロイダル磁場(PF)コイルにより構成される。TF コイルは ITER-TF コイルの構成を基本とし超伝導コイル設計コードを用いて設計パラメータを検討しており、現在の炉システム設計ではプラズマ電流立ち上げに際し CS 供給磁束を十分確保するという設計方針をとった場合、炉全体が大型化($R_p \sim 8$ m)し、それに伴いトロイダル磁場(TF)コイルも大型化している。表 3.5.2-1 に現状の TF コイル仕様を示す。超伝導線材は ITER と同様に Nb_3Sn 、最大磁場は 13~14 T 程度であり、構造材の設計応力として 800 MPa を想定している。コイルの大型化に伴い磁気エネルギーは ITER の約 4 倍、コイル寸法(水平方向ボア)は ITER の約 1.6 倍となっており、コイル構造として ITER 同様にダブルパンケーキ状に巻線した円形断面のケーブルレイ

表 3.5.2-1 ITER と BA 原型炉での TF コイル諸元表

パラメータ	ITER [3.5.2-1]	DEMO
超伝導線材	Nb_3Sn	Nb_3Sn
最大磁場強度	11.8T	13.7T
TF コイル本数	18	16
全起磁力	164MAT	230MAT
導体電流値	68kA	63kA
TF コイル 1 本当たりのターン数	134	228
設計応力(耐力)	667MPa(1000MPa)	800MPa(1200MPa)
インダクタンス	0.98H	3.75H
全磁気エネルギー	41GJ	149GJ
TF コイルの水平方向ボア(中心)	9m	14m
TF コイルの垂直方向ボア(中心)	14m	20m
1 ターン当たりの平均導体長	35m	52m

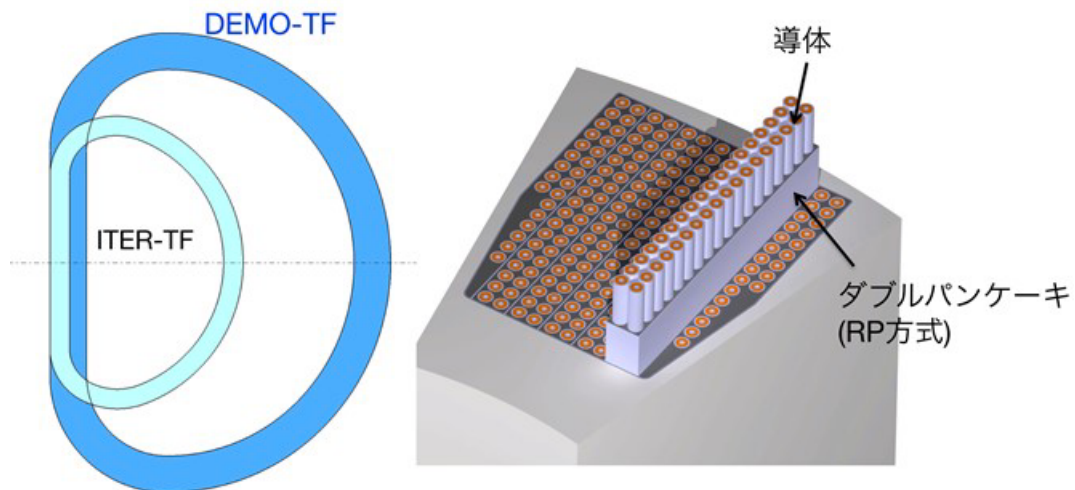


図 3.5.2-1 ITER TF コイルの構造図

ンコンジット(CIC)導体を、溝列を施したラジアルプレート(RP)内に挿入する RP 方式を仮定していることから(図 3.5.2-1 参照)、原型炉に向けた TF コイル開発では特に巻線精度を含めた大型コイルの成立性が重要な課題である。2015 年度は、大型コイルの製作性に関係した検討として、巻線方法について(1)RP 方式での巻線製作精度緩和策の検討、(2) RP 方式以外の TF コイル巻線方式の検討を実施した。以下にこれらの検討について報告する。

3.5.2.1 RP 方式での巻線製作精度緩和策の検討

TF コイルの巻線方式には、コンジットに収納された矩形導体をダブルパンケーキ状に直接巻く方式と RP 巻線方式とがある。前者の矩形導体巻線方式では、ターン絶縁が CIC 導体の外側に位置し、累積的な電磁力下で導体同士が直接接触するため、その健全性が喪失されることへの懸念が生じる。ITER ではターン絶縁の健全性確保のために RP 巻線方式が採用された。しかしながら RP 巻線方式の採用は、形状が複雑な RP を製作しなければならない上、巻線・熱処理後に RP 溝内に導体を挿入するため高い巻線精度が要求されることから、TF コイル製作上の技術難度およびコストの増加を招く。巻線精度は与えられた導体と RP 溝壁とのクリアランスで定められ、クリアランスを増大できれば巻線精度を緩められる。特に原型炉では TF コイルの導体周長が ITER のおよそ 1.6 倍になるため、ITER と同じクリアランスで巻線すると、格段に高い精度が要求されることになる。本検討では想定される原型炉用の TF コイルに対して、導体-RP 溝壁間のクリアランスと導体-RP 周長誤差/周長比で表される導体挿入裕度との関係を求めた上で、与えられたクリアランスに対して電流中心線(CCL)位置の確率密度分布を推定し、TF コイルの誤差磁場の大きさを評価した。

RP 内のダブルパンケーキ導体の全長に対する誤差長 ΔL は次式で与えられる。

$$\Delta L = \sum_{i=1}^n (\Delta_{Ci} + \Delta_{RPi} + \Delta_{Ti})$$

ここで、 n は RP 内の導体数、 Δ_{Ci} は i 番目の導体の熱処理後の計測誤差、 Δ_{RPi} は RP 製作工程(セクター溶接など)に関する誤差であり、 Δ_{Ti} は熱処理による導体の伸縮の中心からのばらつきを示している。 $|\Delta_{Ci}|$ と $|\Delta_{RPi}|$ はそれぞれ 40ppm、50ppm と見積られている。また $|\Delta_{Ti}|$ は ITER-TF コイル製作における実績によると、50ppm と評価されている。この内、 $|\Delta_{Ti}|$ は RP の 1/4 セクター間溶接時に挿入されるスペーサで吸収されるべきものとされている。また誤差長 $|\Delta_{Ci}| + |\Delta_{RPi}|$ は RP 溝壁と導体とのクリアランスによって吸収される。ITER の場合は、図 3.5.2-2 に示すように内側クリアランス $\delta_{IB} = 1.5\text{mm}$ 、外側クリアランス $\delta_{OB} = 1.0\text{mm}$ である。図 3.5.2-3 に RP 周長調整変分に対する導体挿入裕度の計算結果を示す。 $\delta_{IB} = 1.5\text{mm}$ 、 $\delta_{OB} = 1.7\text{mm}$ の場合、導体の巻線挿入裕度は ITER と同様になり、仮に誤差磁場の観点から $\delta_{IB} = 1.75\text{mm}$ 、 $\delta_{OB} = 2.0\text{mm}$ まで許容される場合、大型 TF コイルの巻線製作上の難易度は緩和されることが明らかになった。

内脚部以外の TF コイル厚は、炉の概念検討段階においてはラジアルビルドにほとんど影響を与えないため、クリアランス増加に伴うコイル厚の増大は問題ないが、導体挿入裕度を増加させ巻線精度を緩和した場合には、想定される電流中心線(CCL)位置の変位幅が大きくなり TF コイルの生成する磁場の誤差が増大する。そこで、与えられたクリアランスに対して CCL 位置の確率分布を推定し、TF コイルの誤差磁場の大きさを評価した。図 3.5.2-4 に TF コイル赤道面内誤差磁場の標準偏差(StD)と磁場強度との比の計算結果を示す。その結果、TF コイルの CCL に相関がなければ、アウトボード側クリアランスを ITER の 2 倍($\delta_{OB} = 2.0\text{mm}$)程度としても、誤差磁場の標準

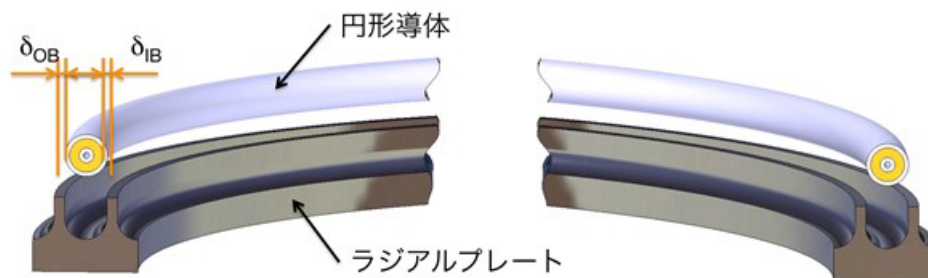


図 3.5.2-2 RP 方式における導体-RP 溝壁間のクリアランスの定義

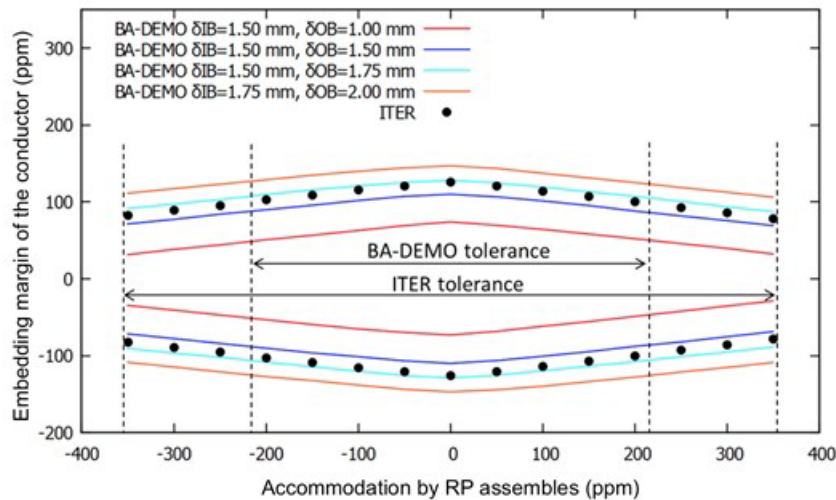


図 3.5.2-3 RP 周長調整変分に対する導体挿入裕度の関係

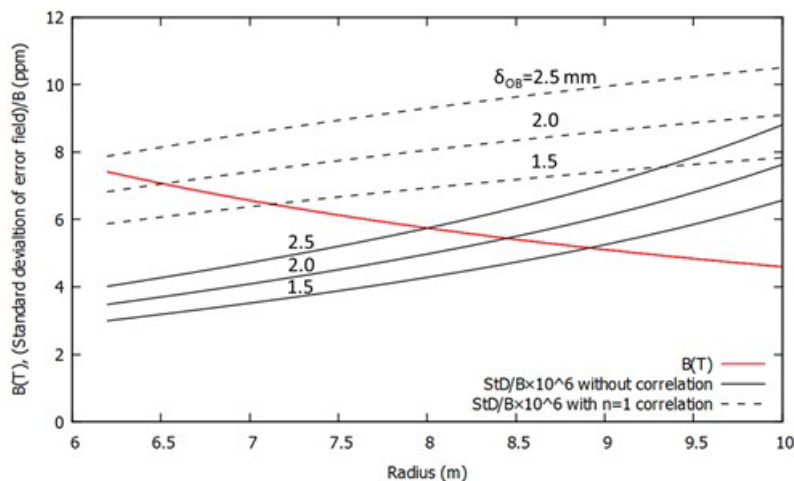


図 3.5.2-4 TF コイル赤道面内誤差磁場の標準偏差(StD)と磁場強度との比

偏差は $10^{-6} \sim 10^{-5}$ オーダであると評価され、誤差磁場の絶対値も地磁気程度であることが判った。

このことから、RP 溝への導体挿入裕度を ITER より大きくした場合でもその影響は小さいと考えられる。一方、本結果は確立分布での評価のみであるため、巻線やコイル設置精度の影響を定量的に明らかにするために JT-60SA での評価解析コードを用いた評価を今後行う事とした。

3.5.2.2 RP 方式以外の TF コイル巻線方式の検討

上記で述べたように、ITER-TF コイルの導体巻線に採用されている RP 方式は、複雑な形状を有する RP を製作するために高コストとなる上、ダブルパンケーキ(DP)状に予め巻線された導体を RP の溝に挿入しなければならないため、高い巻線精度が要求される問題がある。一方、CS コイルのように矩形コンジットで保護された導体を直接巻く場合には、基本的にはそのような制約はない。しかしながら RP 方式と異なって、矩形導体の周囲を取り巻く絶縁材(ターン絶縁)に累積的な電磁力が加わるため、その健全性が問われることになる。ITER で RP 巻線方式が採られた主な理由はこの問題を回避することであった[3.5.2-2]。こうした問題に鑑み、ここでは TF コイル巻線方式として、RP 方式以外の想定される矩形導体の各種巻線方式に関する、応力評価に基づく発生可能磁場強度、巻線精度について評価した。

既存の TF コイルの巻線方式として下記の候補が考えられる。

- ①ラジアルプレートを用いたダブルパンケーキ巻線方式(RP)

- ② 矩形導体のダブルレイヤー巻線方式(DL)
- ③ 矩形導体のダブルパンケーキ巻線方式(DP)
- ④ 2重コンジット矩形導体のダブルパンケーキ巻線方式(DC-DP) [3.5.2-3]

応力評価に基づく発生可能磁場強度については、②矩形导体レイヤー巻線方式において巻線部を分割した場合、少なくとも低磁場側の巻線部の応力については、分割しない場合と比べて著しい低減効果は見られなかった。巻線部を分割しても電磁力総和が、繋がっているコイルケース全体に向心力として作用し、ウェッジを介して巻線部に同レベルの周方向（トロイダル方向）応力を発生させるからである。そのため、応力を考慮すると巻線部を分割した電流のグレーディングによる磁場強度の増加も見込めない。③矩形導体の DP 巻線方式、④2重コンジット矩形導体のダブルパンケーキ巻線方式においても RP 方式と構造が近いので簡易応力評価結果と大きな相違がないとして比較すれば、発生可能なプラズマ中心での磁場は 5.73T で、RP 方式と同程度である。巻線精度に関する評価については、図 3.5.2-5 に示すように、②レイヤー巻の場合、ダブルレイヤー(DL)を単位に巻線を行うとすれば、DL 間で干渉リスクが発生する。RP 周長誤差が生じない代わりに、RP 周長補正の概念もないので RP と同等の挿入余裕を確保する必要がある。一方、③矩形導体の DP 巻線方式の場合、基本的に巻線部への导体挿入における干渉リスクがないので、巻線精度を緩めても特段の問題は生じない。

②DL 方式の場合、電流フィーダを TF コイル側面から、少なくとも電流グレーディングの数だけ設置する必要がある。一方、TF コイル間には転倒力に対抗するための構造物やポートが設置されるため、そのスペース確保が炉設計上の大きな課題となる。またフィーダ電流とトロイダル磁場とが互いに直交することによって発生する電磁力でフィーダ導体にモーメントが働き、特にコ

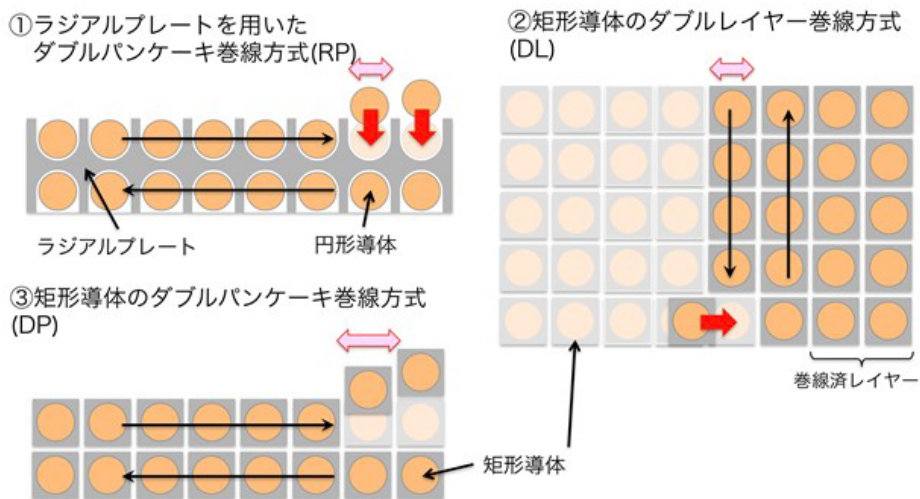


図 3.5.2-5 TF コイルの巻線概念図

イルケースとの固定部における絶縁材に許容値を超える応力が発生する可能性がある。また仕切板についても、その肉厚が厚く（2分割では 200mm 程度）、セクターに分けて製作し、溶接接合で D 形に組立てる際に大きな技術課題が生じるものと推測される。一方、③矩形導体の DP 巻線方式は巻線精度緩和の点で望ましい方式であるが、ターン絶縁の健全性に問題がある。この問題は④2重コンジット方式を採用し外側コンジット内にターン絶縁層を置くことで解決できるが、導体の熱処理や外側コンジットの溶接時における絶縁材の損傷回避や溶接変形の問題が新たに発生する。このため、巻線後の熱処理を必要としない Nb₃Al 導体や耐熱性かつ良好な絶縁材の開発および同構造の导体開発が必須となる。

以上の比較検討から、現状として原型炉の TF コイル巻線方式としては、RP 方式を第一案とし、RP 方式における製作コスト低減にの検討と並行し、新たな巻線概念の検討を行う必要がある。

3.5.2.3 まとめと今後の課題

原型炉の大型コイルの成立性に関して、特に巻線精度の観点から RP 方式を中心に検討し、RP 方式においてもアウトボード側クリアランスを増大させることで少なくとも ITER-TF コイルの製作精度技術で巻線可能な見通しが得られた。一方で、より詳細な炉心プラズマへの誤差磁場の影響評価を今後行うことで、巻線(製作)精度緩和と誤差磁場への影響を定量化する必要がある。さらに、大型コイルの成立性の観点では、TF コイルの大型化に伴い増加しているインダクタンスも問題であり、クエンチ時の導体保護を考えた場合、絶縁電圧や保護抵抗値に上限があるため、安定化銅比の増加による導体強度低下、或いはクエンチ時のホットスポットの温度上昇が問題になる可能性が高く、ITER 級導体(電流値: 68kA)からさらなる大電流化や導体巻線部(WP)の分割概念も検討すべきという指摘が原型炉超伝導コイル WG 内で指摘された(3.5.1 節参照)。今後は、大型コイルにおけるインダクタンス緩和の観点から導体電流を最適化(大電流化)すると共に、超伝導 WG での情報および議論を踏まえ、導体設計と合わせて巻線概念の検討を引き続き行う。

参考文献

- [3.5.2-1] ITER-DDD11 “Magnet, 2. TF Coils and Structures”, ITER_D_2MVZNX v2.2, (2009)
- [3.5.2-2] ITER-DDD 11, “Magnets 7. Conductors”, ITER_D_2NBKXY v1.2, (2009)
- [3.5.2-3] 西他, 「DPC-TJ 計画」, 低温工学, 27(3), 207-216, (1992)

3.6 接合技術

核融合原型炉に求められる高い機能をもつ機器ではその形状が複雑となり熱負荷や強度と健全性等の接合部への要求も高くなることであり、現在の原型炉概念設計では増殖ブランケットやダイバータなど炉内の過酷な環境で高い要求のある機器においても適合する接合技術とその健全性を担保する検査技術の検討は十分にされておらず、簡単に接合部が決められている。これは、たとえ概念設計が確立しても製作、あるいは検査出来ず大きな設計変更のリスクを抱えている。その為、現在想定されている機器形状に対してメーカー保有の接合技術、検査技術の適合性を調査、検討することで機器の製作性を概念設計に反映させる必要がある。ここでは、製作性、とりわけ接合技術、検査技術の観点を核融合原型炉の概念設計に反映させるために、既存の接合技術の原型炉概念への適合性明確化に向けた事前検討を行った。

3.6.1 接合部リストと 3D-CAD を用いた接合部の可視化

2015 年度は、現在原型炉の概念設計で検討される機器がどのような接合部を持つかについて検討した。検討方法は特別チーム設計活動の一環としてプロジェクト管理で構成された原型炉概念設計 WBS の機器の項目から検討する機器を取り出し 2015 年度までに求められた機器の概念形状から以下に示す主要な接合部を抽出した。

-ブランケット

2014 年度 BA 原型炉設計の箱型ブランケット形状に対する接合部。[3.6.1-1]

-ダイバータ

2014 年度 BA 原型炉設計の W モノブロックのフェライト、Cu 合金配管のダイバータ構造に対する接合部。[3.6.1-2]

-真空容器

2014 年度 BA 原型炉設計の炉構造検討に対する接合部。[3.6.1-3]

-バックプレート・導体シェル

2014 年度 BA 原型炉設計の炉構造、バックプレート概念に対する接合部。[3.6.1-1]、[3.6.1-3]

-超伝導コイル

ITER の TF コイル製作方法に基づく TF コイル接合部。[3.6.1-4] - [3.6.1-6]

-プラント設備、配管

2014 年度 BA 原型炉設計で進められたプラント設計に基づく配管系統の接合部。[3.6.1-7]

表 3.6.1-1 に接合部リストの概略を示す。機器 WBS (5.2 節参照) と現在の原型炉概念設計より得られた形状から接合部を抽出し、対象部位・材質・接合部(継ぎ手)形状・接合部要求についてまとめた。接合技術の適合性の判断方法としては、接合、検査の作業環境と想定される劣化モード、先行する基礎研究、製作検討、モックアップ等による製作実績の等の観点からの検討結果を同表に取り纏める形で、各部位に適合する接合技術を明らかにしていく。

図 3.6.1-1 は接合検討の内容を 3D-CAD を用いてブランケットモジュールにおける接合箇所を可視化したものである。機器の概念段階でもこのように部品毎に使われる製作技術を視覚的に表すことで製作性の見通した検討を進めることとした。

原型炉概念設計のWBSと DOR (2015/08/27ver)													
Level 1	Level 2	Level 3	Level 4	設計項目	接合部材質	材質	接合部形状	製作工程	検査工程	想定される劣化モード	検査技術	検査技術の適用性確認	備考
				1211フランケット本体									
				1212下層材									
				1213中層材									
				1214フランケット上部配管									
				1215トリウム回収装置									
				1216フランケット下部									
				1217フランケット上部									
				1218フランケット下部									
				1219フランケット上部									
				1220フランケット下部									
				1221フランケット上部									
				1222フランケット下部									
				1223フランケット上部									
				1224フランケット下部									
				1225フランケット上部									
				1226フランケット下部									
				1227フランケット上部									
				1228フランケット下部									
				1229フランケット上部									
				1230フランケット下部									
				1231フランケット上部									
				1232フランケット下部									
				1233フランケット上部									
				1234フランケット下部									
				1235フランケット上部									
				1236フランケット下部									
				1237フランケット上部									
				1238フランケット下部									
				1239フランケット上部									
				1240フランケット下部									
				1241フランケット上部									
				1242フランケット下部									
				1243フランケット上部									
				1244フランケット下部									
				1245フランケット上部									
				1246フランケット下部									
				1247フランケット上部									
				1248フランケット下部									
				1249フランケット上部									
				1250フランケット下部									
				1251フランケット上部									
				1252フランケット下部									
				1253フランケット上部									
				1254フランケット下部									
				1255フランケット上部									
				1256フランケット下部									
				1257フランケット上部									
				1258フランケット下部									
				1259フランケット上部									
				1260フランケット下部									
				1261フランケット上部									
				1262フランケット下部									
				1263フランケット上部									
				1264フランケット下部									
				1265フランケット上部									
				1266フランケット下部									
				1267フランケット上部									
				1268フランケット下部									
				1269フランケット上部									
				1270フランケット下部									
				1271フランケット上部									
				1272フランケット下部									
				1273フランケット上部									
				1274フランケット下部									
				1275フランケット上部									
				1276フランケット下部									
				1277フランケット上部									
				1278フランケット下部									
				1279フランケット上部									
				1280フランケット下部									
				1281フランケット上部									
				1282フランケット下部									
				1283フランケット上部									
				1284フランケット下部									
				1285フランケット上部									
				1286フランケット下部									
				1287フランケット上部									
				1288フランケット下部									
				1289フランケット上部									
				1290フランケット下部									
				1291フランケット上部									
				1292フランケット下部									
				1293フランケット上部									
				1294フランケット下部									
				1295フランケット上部									
				1296フランケット下部									
				1297フランケット上部									
				1298フランケット下部									
				1299フランケット上部									
				1300フランケット下部									

表 3.6.1-1 接合部リスト概要

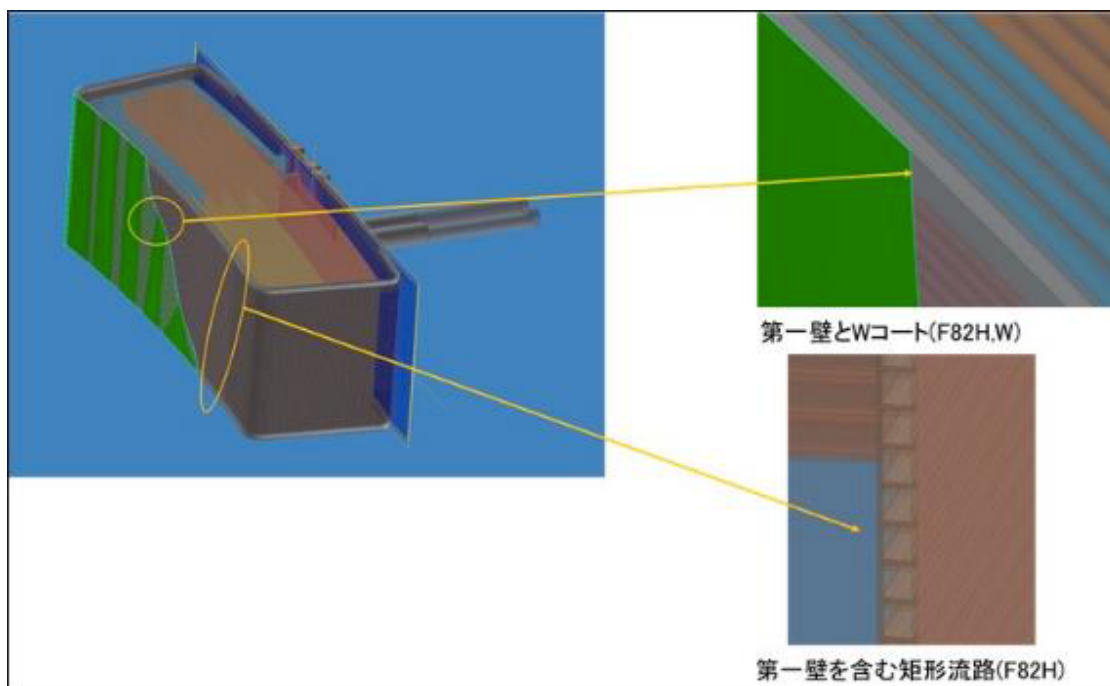


図 3.6.1-1 3D で可視化した接合部継ぎ手形状案

3.6.2 まとめと今後の課題

今年度の検討過程では適合性を見込める技術として溶接技術を基本として進めたが、複雑な接合面や狭隘部、検査が困難と予想される接合部が抽出されており他の接合技術の適合性を評価する必要があることがわかった。これら接合部位に関してメーカーが保有の接合技術、検査技術の適合性を評価する事が必要となるが評価の為に接合試験体の強度試験や検査技術の評価試験等のデータが必要となり、これらは核融合を除く産業分野でも溶接技術ほど十分に試験データが得られておらず、原型炉適合に向けた評価項目と計画的データ取得が必要となる。

次年度以降、溶接技術が不得意と思われる接合部を抜き出し接合部への設計要求が高い箇所を代表箇所として、メーカーが保有する接合技術、検査技術の適合性評価を検討予定である。検討の結果から適合性判断の為に早期にデータの取得が必要な項目をリストアップし、データ取得計画を立案する。また、代表項目からリスト全体に適合性の評価を展開し核融合原型炉の主要機器における接合部に対応する接合技術、検査技術の適合性を明らかにする。

参考文献

- [3.6.1-1] 2014年度 BA 原型炉におけるブランケットセグメントの概念設計
- [3.6.1-2] 2014年度 BA 原型炉における2系統の冷却配管を設置したダイバータ構造概念の検討
- [3.6.1-3] 2014年度 BA 原型炉の炉構造及び遠隔保守の設計検討
- [3.6.1-4] Norikiyo KOIZUMI, et al. (J.Cryo.Super.Soc.Jpn.) Vol.47 No.3 (2012) pp.186
- [3.6.1-5] Masahide IGUCHI, et al. (J.Cryo.Super.Soc.Jpn.) Vol.47 No.3 (2012) pp.193
- [3.6.1-6] Yoshifumi NAGAMOTO, et al. (J.Cryo.Super.Soc.Jpn.) Vol.47 No.3 (2012) pp.200
- [3.6.1-7] 2014年度 BA 原型炉の所内必要電力評価の為に周辺設備の設計検討

3.7 プラント設備

核融合原型炉の概念設計において、原型炉本体設備だけでなく、発電系設備（蒸気発生器(SG)～タービン(TB)、発電機(GE))及び付随する BOP(Balance Of Plant)設備の構成、主要な仕様と機能、

2015年度	2016年度	2017年度	2018年度	2019年度
安全性設備検討 ブランケット冷却系 1次系からのT透過量 T処理設備 崩壊熱除去システム	初期設計		見直し設計	
	主要系統・設備 検討炉廻り+ SG～TB・GE	BOP系統・設備 検討	主要系統・設備 課題の解消 検討(見直し、 精緻化)	BOP系統・設備 課題の解消 検討(見直し、 精緻化)

図 3.7-1 検討計画概略

規模等の検討を行う必要がある。特別チームではこれらプラント設備の概念設計を中間C&Rまでに段階的に行っていく。2015年度は中間C&Rまでの全体計画の策定、及び計画に基づく炉心周りの安全設備の検討を行った。図3.7-1に検討計画の概略を示す。

3.7.1 一次冷却系の検討

LOCA (Loss Of Coolant Accident)等の事故時安全解析のため、2014年度のブランケット冷却区画内機器配置検討結果に基づき、配管配置設計、区画内容積計算、保有水量計算、及び圧力損失計算を行った。図3.7.1-1に区画上面図を示す。

図3.7.1-1において、区域Aは炉本体を設置している生体遮蔽内壁の範囲、区域Bは生体遮蔽外壁よりトカマク建屋強度壁の内壁(T6～T12)範囲、区域Cはトカマク強度壁(T12)よりブランケット冷却系一次系配管エリア、区域Dはブランケット冷却系一次系(中間熱交換器)設備エリア、区域Eはブランケット冷却系二次系(蒸気発生器)設備エリアとなっている。各区域の区画内容積、及び保有水量計算の結果を表3.7.1-1に示す。なお、ここで示した結果は4ループ3次系構成

(中間熱交換器有り)の結果となっている。

前述の通り、表 3.7.1-1 の結果は事故時安全解析に使用される。

次に冷却配管の圧力損失について述べる。図 3.7.1-2 にセクター内ブランケット冷却配管系統図を示す。

ブランケット冷却水は循環ポンプを起点とし、主冷却材配管 (MCP) コールドレグからブランケットの入口ヘッダを通し、各セクターに流入する。各セクター内で熱交換された冷却水はまた出口ヘッダ配管を通じて MCP ホットレグを流れる。ここで機器圧損はブランケット内圧損と中間熱交換器圧損合計で 73m、MCP の配管圧損が 20.2m であり、MCP からブランケットまでの配管圧損はコールドレグ、ホットレグ側それぞれ 101.2m、112.8m と非常に大きく、トータルで 308m もの圧力損失が生じるという計算結果となった。これは原型炉プラントでは PWR 等で実績のある循環水ポンプの性能を遙かに超える高揚程、高流量のポンプを必要とすることを意味しており、今後圧力損失を低減させるような配管引き回しの検討や、新たな機器 R&D が必要と考えられる。

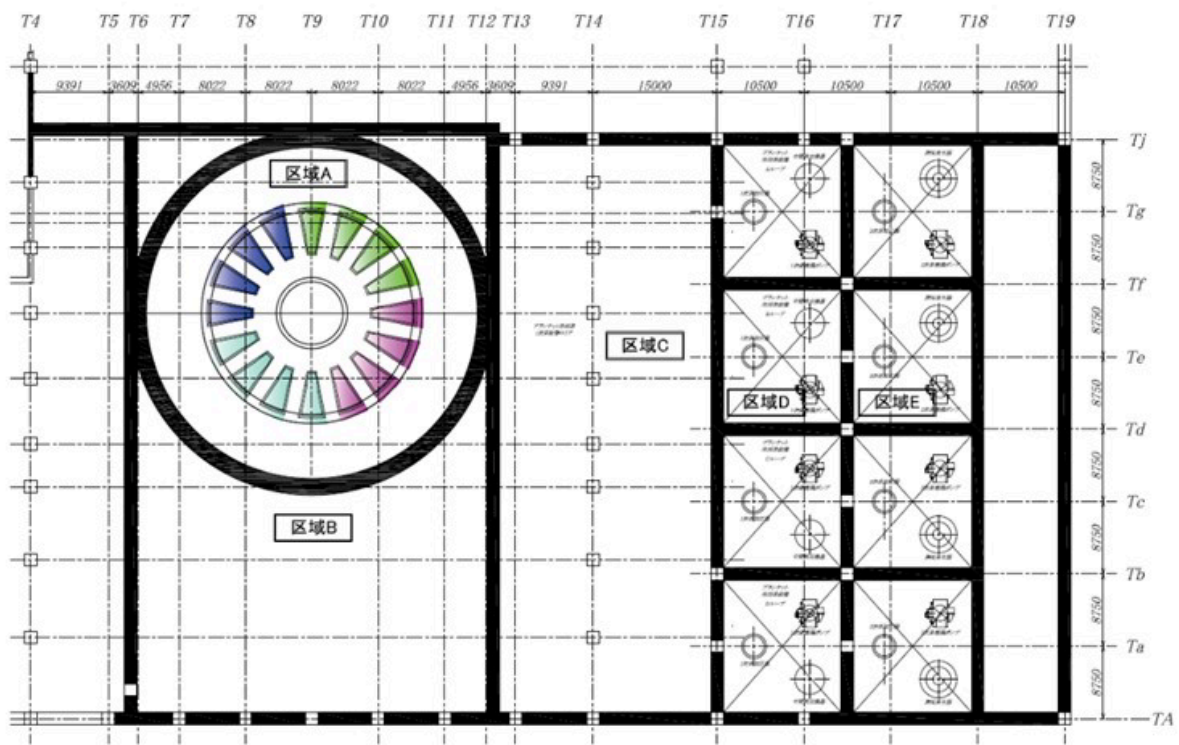


図 3.7.1-1 ブランケット冷却区画上面図

表 3.7.1-1 区画内容積及び保有水量計算結果

	区域A	区域B	区域C	区域D		区域E
容積	39,585m ³	55,800m ³	11,531m ³	8,360m ³		8,400m ³
保有水量	249m ³	32m ³	160m ³	145m ³		47m ³

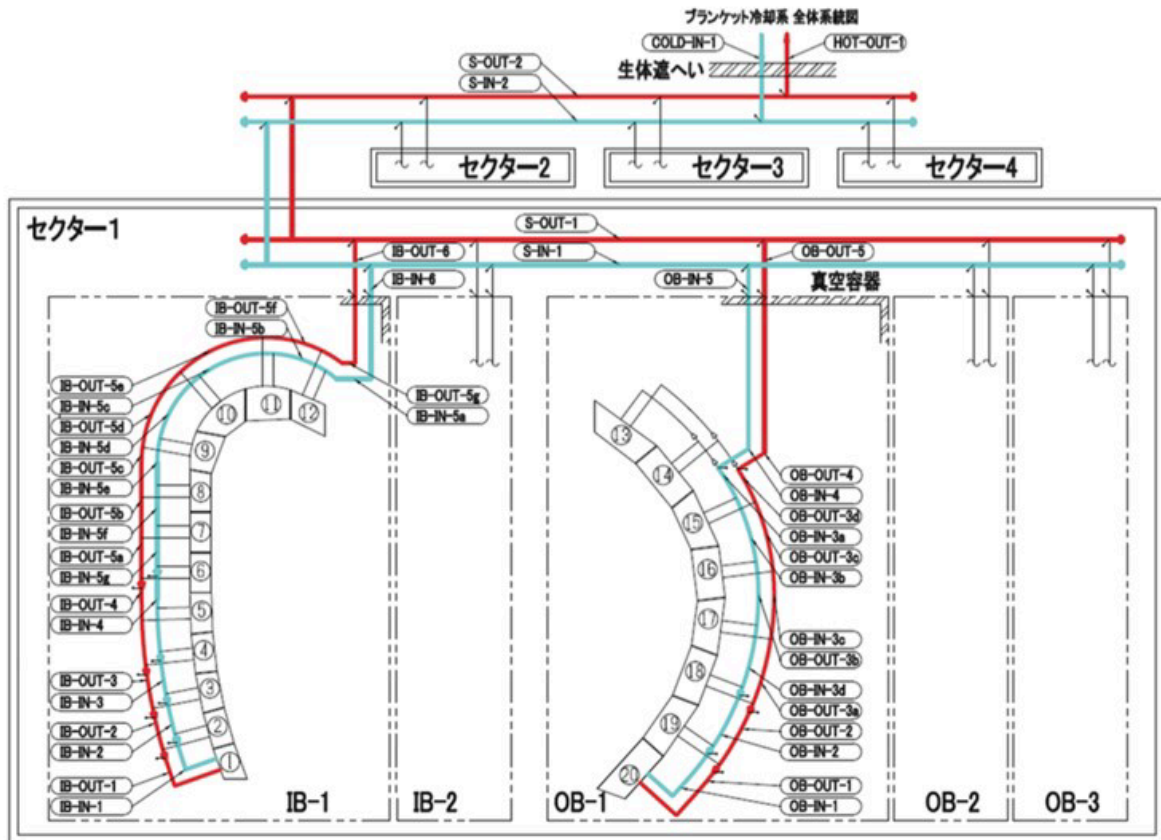


図 3.7.1-2 セクター内ブランケット冷却配管系統図

3.7.2 トリチウム透過量の検討

原型炉の冷却水に透過するトリチウムの濃度管理は、安全性及びプラント周辺設備構成の観点から重要である。特に中間熱交換器の要否は安全上のトリチウム透過の観点からは設置した方が良いが、プラントの熱効率の観点からは設置しない方が良い。このようにトレードオフ関係にある中間熱交換器の要否（2次系システムとするか3次系システムとするか）を検討するため、一次冷却水でのトリチウム濃度管理及び一次冷却水系統から二次冷却水系統以降へのトリチウム透過量の検討を進めている。一次冷却水中のトリチウム管理濃度は CANDU 炉を参考に 1TBq/kg とし、中間熱交換器がある場合、無い場合のそれぞれについて、トリチウム透過量を評価した。

3.7.2.1 一次冷却水中でのトリチウムの濃度管理

原型炉における放射性物質の保有部としてブランケット・ダイバータの一次冷却水が挙げられる。これはプラズマおよびブランケットの増殖領域のトリチウムの一部が金属壁を透過して一次冷却水に到達するためである。原型炉では炉内機器の表面温度が ITER よりも高くなり、トリチウムの透過量も多くなるため、ソースターム分析の一環として一次冷却水中のトリチウム除去設備 (Water Detritiation System : WDS) のシステムおよびその規模を検討した。

1. 前提条件

一次冷却水中へのトリチウム透過量については近年の検討結果をもとに 6 g-T/day と仮定した [3.7.2-1]。これは酸化被膜等による透過抑制を考慮していない保守的な仮定である。また一次冷却水中のトリチウム濃度の管理値は CANDU 炉を参考に 1 TBq/kg と仮定した。さらに、WDS は定常処理を行うものとし、透過量と同量のトリチウムを処理するものと仮定した。

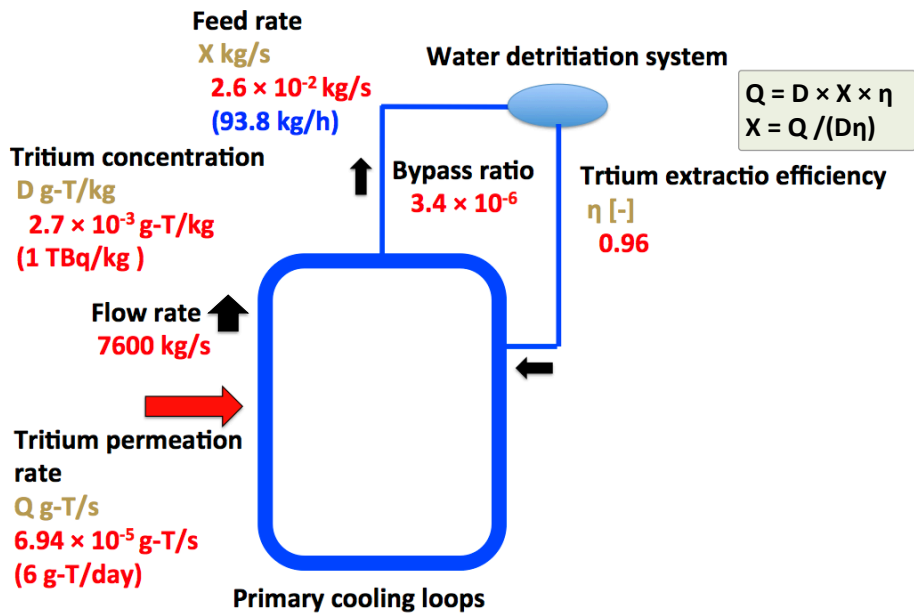


図 3.7.2-1 一次冷却水中のトリチウム除去設備への要求

表 3.7.2-1 CANDU 炉の冷却水中のトリチウム除去設備の仕様

Plant	Feed rate	Tritium concentration
Darlington (Canada) [3.7.2-4]	360 kg/h	0.37 - 1.3 TBq/kg
Wolsong (Korea) [3.7.2-5]	100 kg/h	0.037 - 2.2 TBq/kg

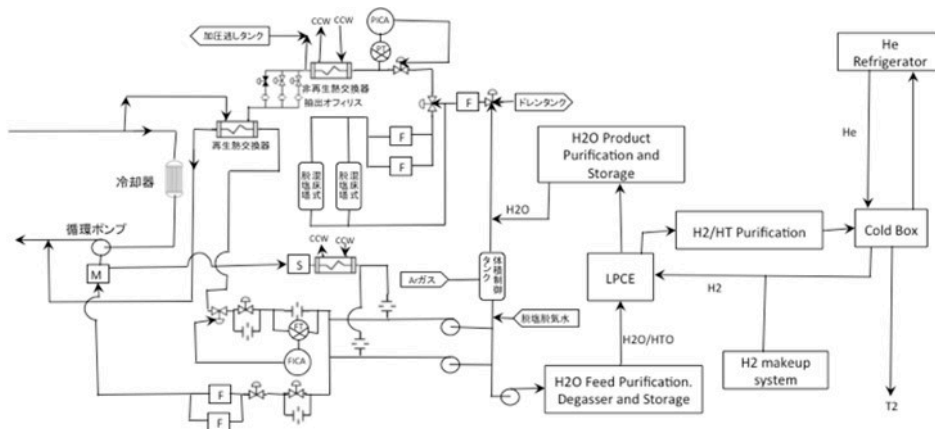


図 3.7.2-2 トリチウム除去系系統図

2. 設備規模の概算結果

図 3.7.2-1 に設備規模の概算結果を示す。透過量と同量のトリチウムを処理する場合、処理設備への必要流量は 94 kg/h となった。この設備規模を評価するために、表 3.7.2-1 に示す CANDU 炉における WDS の仕様と比較する。比較の結果、Wolsong 発電所[3.7.2-2]の WDS が今回の原型炉での要求を満たすことが明らかになった。Wolsong 発電所における WDS の消費電力は約 1MW であり[3.7.2-3]、原型炉プラント設備として適用可能な規模である。Wolsong 発電所を参考としたトリ

チウム除去系の系統図を図 3.7.2-2 に示す。

3.7.2.2 一次冷却系からのトリチウム透過に関して

現在の一次冷却系でのトリチウム濃度は CANDU 炉を参考に 1 TBq/kg と仮定している。この値が原型炉において適切かどうかの検討が必要である。この濃度の設定基準としては主に事故時の

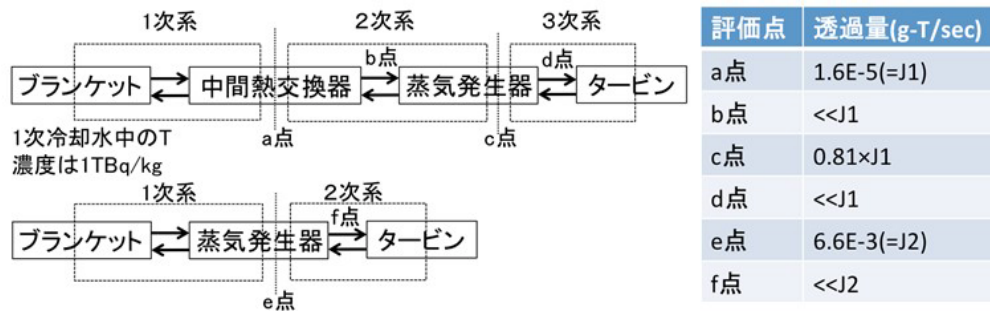


図 3.7.2-3 トリチウム透過量検討結果

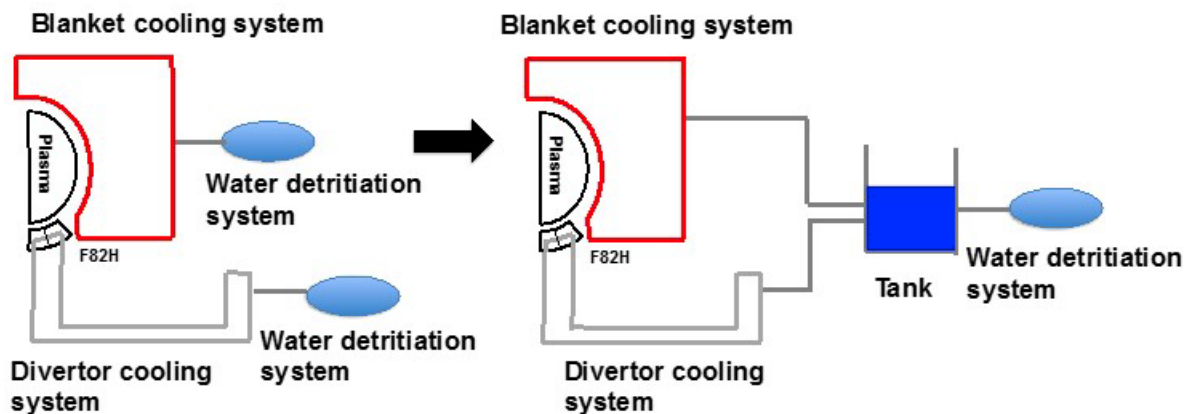


図 3.7.2-4 複数系統のトリチウム水の一括処理概念図

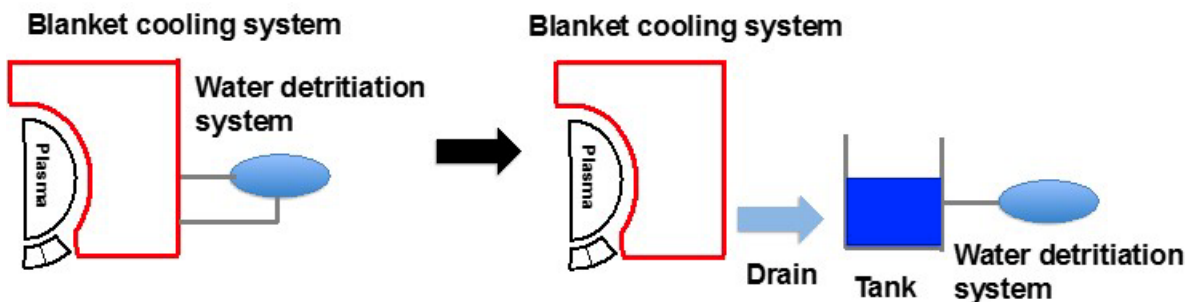


図 3.7.2-5 WDS の処理方式 (左が定常処理、右がバッチ処理)

放射性物質放出量、通常時の雰囲気中のトリチウム濃度の 2 つが挙げられる。事故時については真空容器外で一次冷却水配管が破断した場合(Ex-VV LOCA)が問題となり、これに関してはその際の環境へのトリチウム放出量が MELCOR を用いた解析により明らかとなっている。他方、通常時においては 1 つの方針としてタービン系を放射性管理区域外とすること目指して検討を進めている。そのため、タービン系へのトリチウム透過量が重要な指標となる。

これに関しては現在評価中であるが、図 3.7.2-3 に示すように中間熱交換器を設置することでタービン系へのトリチウム透過量を大幅に低減できる見込みである。図 3.7.2-3 において a 点、e 点を比較すると、中間熱交換器がある場合の方が、トリチウムの透過量を抑制することができることが分かった。但し、この結果は気体間透過モデルを下に算出したものであるため、数値の正確さについては議論の余地がある。透過メカニズムの解明、及び正確な透過量評価が今後の課題となる。今後中間熱交換器の設置可否を含めて、配管を透過する水-水間でのトリチウム透過量評価を実施する。

その他の検討課題としては図 3.7.2-4 に示すような複数系統の冷却水処理の一括処理方法の検討や、図 3.7.2-5 に示すようなバッチ処理の適用可否の検討が挙げられる。設備の個数削減のためには一括で処理できることが望ましい。また、定常処理よりもバッチ処理できることが望ましい。これは、バッチ処理の場合は透過量と同等の処理量が必要でなくなり、設備の小型化ができるためである。なお、冷却水量を 960 m^3 、管理濃度を 1 TBq/kg とすると、 6 g-T/day の透過量の場合、管理濃度に達するのに 320 日程度要するため、今後の運転シナリオや冷却水量等の見積結果次第ではバッチ処理が適用できる可能性がある。

3.7.3 崩壊熱除去システム検討

原子炉においては、全交流電源喪失事象などの事故に対応し、崩壊熱を除去して安全な運転停止を可能とするシステムが確立されている。また、ITER では同様の事象に対し、真空容器冷却系により間接的に崩壊熱を除去する設計となっている。核融合原型炉においても、同様の事象に対

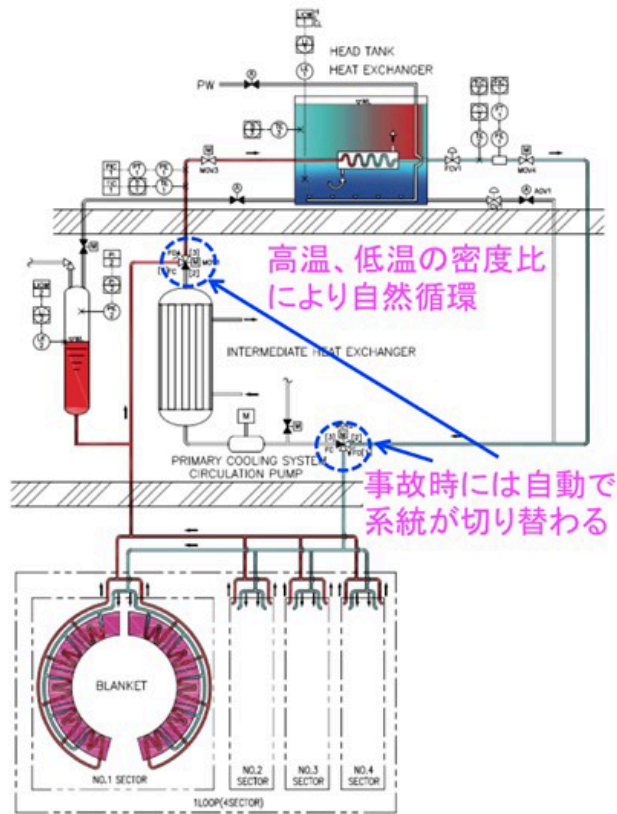


図 3.7.3-1 崩壊熱除去システム系統図

して多重防御を行い、炉の安全性を維持することが必要不可欠である。本検討ではこれらの背景より、ブランケット冷却系の自然循環によるパッシブ型崩壊熱除去システムを提案した。図 3.7.3-1 に崩壊熱除去系統図を示す。

全電源喪失時には、ブランケットの冷却水の自然循環を確保する必要がある。そのため図 3.7.3-1 に示すとおり、ブランケット上部に貯水タンクを設置し、熱を除去する放熱用の熱交換器貯水タ

ンク内に設置する。低温域が上部で高温域が下部に位置することで密度差により浮力が発生し、冷却水が循環する。

3.7.4 プロットプラン

図 3.7.4-1 に現在の検討状況を集約したプロットプランを示す。プロットプランは原型炉施設全体の設備構成、配置、規模を一つの図に表した物であり、検討状況によって年度ごとに更新していく。施設の全体図を中心に示し、その廻りに各建屋の詳細図を配置している。図 3.7.4-1 に示されている施設は1.トカマク複合建屋、2.廃棄物一時保管建屋、3.コイル用電力変換建屋、4.大体系交流電源建屋、5.非常用電源建屋、6.NB 電源建屋、7.スイッチング建屋、8.ホットセル、9.コンプレッサー建屋、10.コールドボックス建屋、11.トリチウム燃料建屋、12.海水淡水化設備建屋、13.給排水処理建屋、14.純水、濾過水タンク、15.タービン建屋、16.廃棄物貯蔵建屋、17.廃棄物処理建屋、18.免震重要棟、19.駐車場、20.総合管理事務所、21.循環水ポンプピット、22.放水ピット、23.組立複合建屋、となっている。

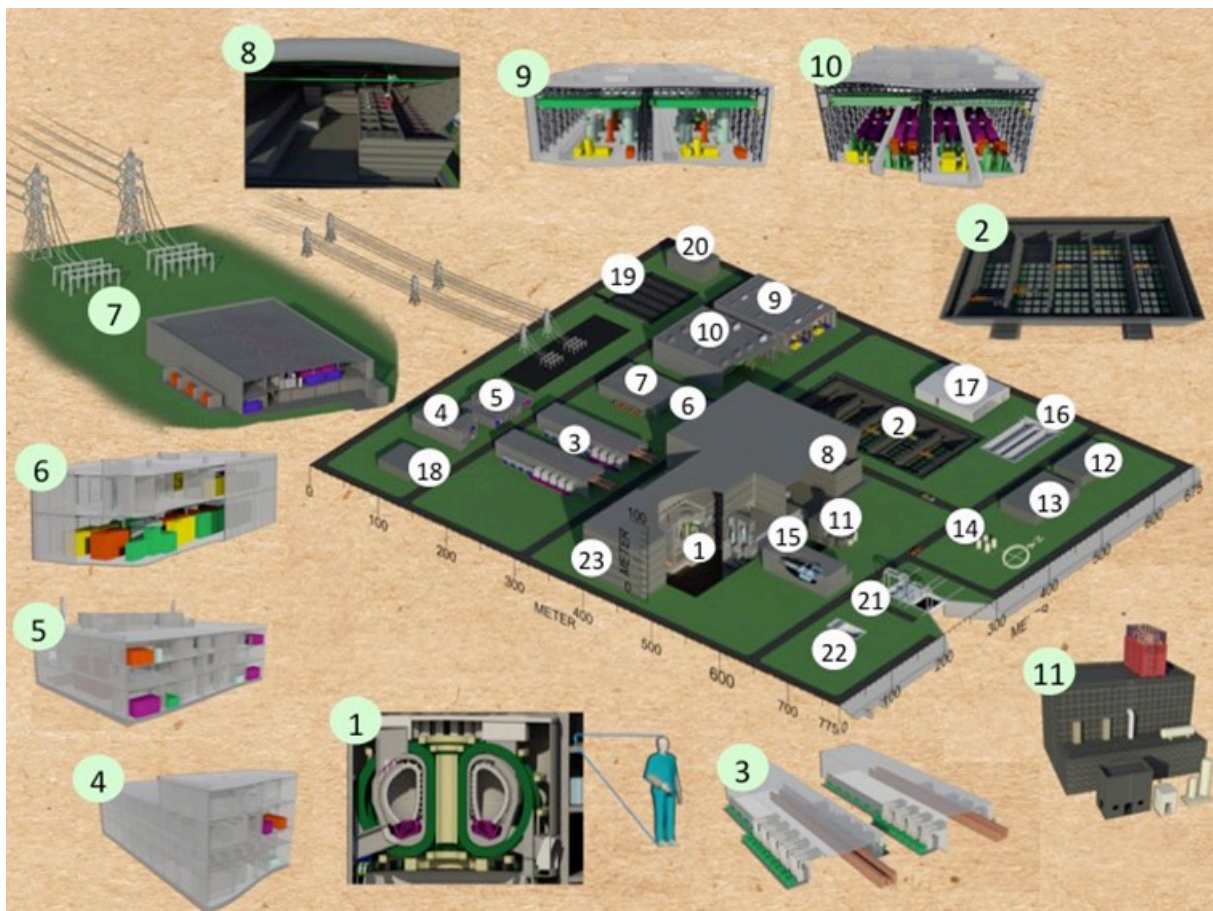


図 3.7.4-1 プロットプラン

参考文献

- [3.7.2-1] K. Katayama et al., "Influence of hydrogen addition to a sweep gas on tritium behavior in a blanket module of Li_2TiO_3 pebbles", Fusion Eng. Des. (2016), in press.
- [3.7.2-2] H. Y. Duck, "Operation Experience and Effect of Wolsong Tritium Removal Facility", IAEA Workshop on Good Practices in Heavy Water Reactor Operation 2013
- [3.7.2-3] 2014 年度発電用原子炉等利用環境調査事業（トリチウム水の処分技術等に関する調査研究）報告書
- [3.7.2-4] S.K. Sood et al., Fusion Eng. Des., 12, 365 (1990).
- [3.7.2-5] K.M. Song et al., Fusion Eng. Des., 82, 2264 (2007).

3.8 安全性

中間 C&R までに社会受容性に関わる以下の方針を整理する。

- ・ 核融合炉の安全上の特徴と、それに応じた安全確保の方針
- ・ 核融合炉の運用にともなって発生する廃棄物の特徴と処分を含む取扱方針

安全上の特徴を理解するために評価対象とする事故事象を in-VV LOCA、ex-VV LOCA 及び崩壊熱除熱機能喪失を抽出した。これら代表的な事象において、ex-VV LOCA 時における多様な閉じ込め方策に対して、トリチウムの環境放出量を評価した。また、in-VV LOCA 時に真空容器内に掛かる圧力荷重から冷却配管の破断面積と逃し口断面積の関係性を明らかにした。最後に、真空容器冷却系の炉内機器崩壊熱除熱機能を検討し、自然循環方式の真空容器冷却系でも、第1閉じ込め障壁である真空容器の温度上昇は回避できる見通しを得た。また、その他の課題として、環境中でのトリチウム被ばく評価コードである UFOTRI に関して、日本での風土環境への適用性を分析した。一方、放射性廃棄物検討では、これまで検討が不十分であった定期保守時に発生する放射性廃棄物の分析を実施した。分析の結果、原型炉で最大の放射能濃度を有するブランケット構造材 (F82H) について浅地中埋設処分が可能である見通しを得た。この結果より、埋設区分を浅地中処分の範囲にする目的で従来は仮置きしていた廃棄体化後の中間貯蔵期間が不要であることも明らかにした。

3.8.1 トリチウム環境放出に伴う公衆被ばく

放射性物質による公衆被ばく評価は、事故時の放射性物質の大气放出による影響評価の観点から重要である。早期公衆被ばく線量は事故事象に対する防護あるいは緩和方策の有効性を測る目安となる。また、単位放出量あたりの被ばく線量のデータベースがあれば、事故時の放射性物質放出量を被ばく線量に容易に変換できるようになる。トリチウム被ばく線量評価コードとしては、カールスルーエ工科大で開発された UFOTRI[3.8.1-1]がある。UFOTRI に様々な気象条件・放射性物質放出条件を表す入力変数の値を入力することで、トリチウムによる早期・長期被ばく線量を評価できる。ここでは、様々な気象条件・放射性物質放出条件の入力条件のもとで、事故時トリチウム大气放出による早期被ばく線量の感度解析の結果を報告する。また、早期被ばく線量に対する2次放出トリチウムの寄与も評価した。さらに我が国の環境への UFOTRI コードの適用性も考察した。

3.8.1.1 事故時トリチウム環境放出による早期公衆被ばく線量の評価

解析条件として、UFOTRI に入力する被ばく線量の感度解析パラメータの範囲を表 3.8.1-1 に示す。放出条件については、建屋施設の破損や漏洩による放出 (地上放散、放出高 0 m) やスタックからの高所放出 (例えば 100 m) を考慮した。気象条件について、弱風 (風速 1 m/s) から強風 (9 m/s)、不安定大気 (Pasquill 大気安定度指標: A、弱風かつ晴天) から安定大気 (同指標 F: 強風かつ曇天) まで、幅広く入力値の範囲を設定した。

単位質量のトリチウムが大气に放出された場合における早期公衆被ばく線量の代表的な解析結果 4 ケースを図 3.8.1-1 に示す。解析結果から、放出点からの風下距離が遠いほど、被ばく線量が小さくなる傾向が見られる。また、線量をもっとも保守的に (大きく) なる大気安定度条件は、放出高に依存することも見られる。例えば、風下距離 1 km、線量をもっとも保守的に見積もる Pasquill 指標は、それぞれ放出高 100 m の場合は C、地上放散の場合は F である。さらに、風速が

表 3.8.1-1 トリチウム環境放出による早期公衆被ばく線量の感度解析における入力変数の値域

変数	値域
放出高	0 - 100 m
風速	1 - 9 m/s
Pasquill 大気安定度指標	A - F
風下距離	500 - 10,000 m

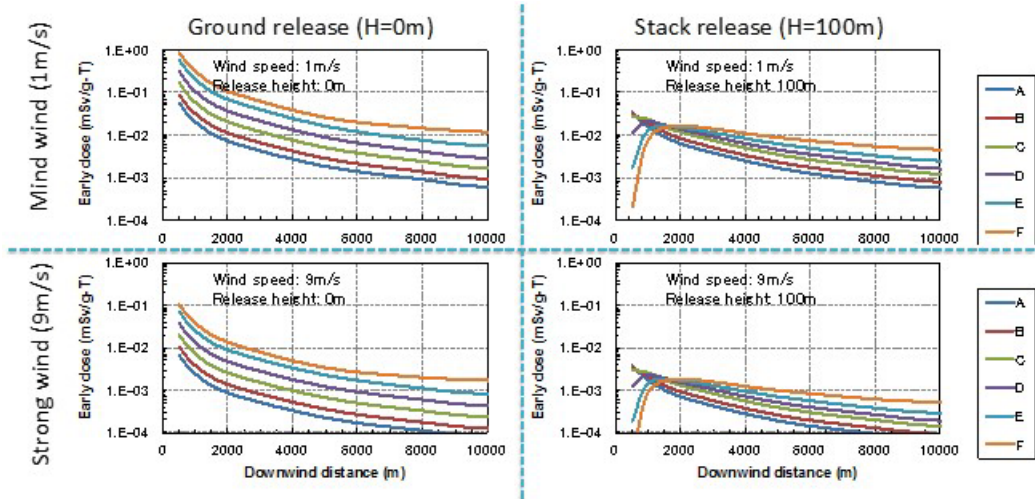


図 3.8.1-1 事故時トリチウム大気放出による早期公衆被ばく線量の UFOTRI コード計算結果

強いほど早期被ばく線量は小さくなる傾向も見られる。

UFOTRI コードによる解析で得られた 2 次放出トリチウムによる早期公衆被ばく線量の代表的な解析結果 4 ケースを図 3.8.1-2 に示す。ここで、2 次放出とは、施設から大気放出された後の土壌沈着、さらに様々な物理・化学過程（土壌移行、土壌から根を通した植物への移行、HTO から有機結合型トリチウムへの固定）を経て、土壌や植物の葉からの大気へ再放出されることを指す。図 3.8.1-2 より、2 次放出トリチウムによる早期被ばく線量の風下距離依存性は、全放出のもの（図 1）に比べて弱いことが分かる。これは放出点から遠いほど、被ばく線量への 2 次放出の寄与が大きくなることを暗に示している。図 3.8.1-2 から、風下距離 1 m（想定される施設の敷地境界）において、2 次放出トリチウムによる早期被ばく線量は $10^{-3} \sim 10^{-2}$ mSv/g-T である。これは全被ばく線量に対して 10% 以下であり、想定される施設の敷地境界においては、2 次放出トリチウムの被ばく線量への寄与は小さいことが分かる。

今後、本解析で得られた単位トリチウム質量あたりの被ばく線量(mSv/g-T)は、事故事象の環境影響、事故事象に対する安全システムの事故進展防止機能や影響緩和機能の有意性を定量的に評価するために、トリチウム放出量の被ばく線量への変換、さらに各種の目安線量との比較に利用される予定である。

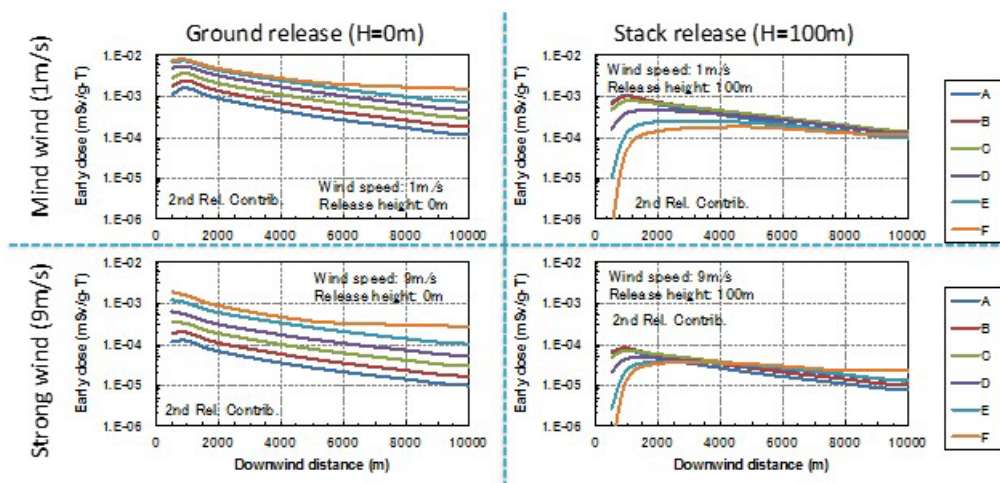


図 3.8.1-2 事故時トリチウム大気放出による早期公衆被ばく線量における 2 次放出トリチウム寄与

3.8.1.2 我が国の環境への UFOTRI コードの適用性の考察

1次放出（大気放出され土壌沈着するまで）トリチウムは標準的な大気汚染物質の拡散モデルであるガウス型プルームモデルでモデル化できる一方で、いったん土壌に沈着したトリチウムの2次放出過程は地域の土壌や植生に依存する。UFOTRIではカールスルーエ周辺の土壌と植生を前提としている。そこで、UFOTRIのモデル方程式とソースコード[3.8.1-2]をレビューし、我が国の環境へのUFOTRIコードの適用性を考察した。特に、モデル方程式やソースコードの置き換え無しで入力ファイルの制御のみで我が国への環境に適用できるかを調査した。また、モデル方程式とソースコードの詳細なレビューにより、早期被ばく線量については入力ファイルに適切な入力値を用意することで我が国への土壌・植生環境に適用できることが明らかになった。一方、事故時トリチウム大気放出による長期間（1年程度）の被ばく線量評価のためには、UFOTRIのモデルとソースコードの変更が必要であることが分かった。長期被ばく線量評価では食物摂取の寄与が考慮されるが、この環境依存性が強く我が国の土壌・植生環境に適応したコンパートメントモデルを構築する必要があるためである。

参考文献

- [3.8.1-1] W. Raskob, Report KfK-5194, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1993.
[3.8.1-2] W. Raskob, Report KfK-4605, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1991.

3.8.2 事故事象分析と安全システム

安全システムの概念構築は、事故の進展を防止あるいは緩和し、ひいては環境と公衆への影響を許容可能な基準まで低減するために重要である。そのためには、放射性物質を可動化あるいは放射性物質の閉じ込め障壁に対する荷重が大きいと予想される事故シナリオに対する炉システムの過渡応答と放射性物質移行挙動を評価すること—すなわち炉システムの安全上の特徴を把握すること—が必要である。現在設計を進めている核融合原型炉のハザード分析[3.8.2-1、3.8.2-2]が示すように、原型炉の冷却水エンタルピーはITERの10数倍、崩壊熱は数倍~10数倍大きい。そのため、冷却材喪失事象に対する閉じ込め障壁への圧力荷重や冷却材喪失に伴う崩壊熱除熱喪失による加熱に対して安全方策を示すことは、原型炉の安全設計にとって特に重要である。

そこで本年度は真空容器(VV)の内外での冷却材喪失事象(LOCA)、崩壊熱除熱喪失事象に対する炉の熱水力過渡応答を解析した。解析結果に基づき放射性物質閉じ込め方策を検討し、真空容器内(in-VV)LOCAについてはシステム設計への要求事項を抽出した。

3.8.2.1 解析条件

事故事象の熱水力解析の前提条件となる原型炉設計値を表3.8.2-1にまとめる。原型炉のブランケットは加圧水型軽水炉と同様の温度・圧力の1次冷却水で冷却されるものとする。1次冷却水には炉内の燃料トリチウムあるいはブランケット内で増殖されたトリチウムが冷却配管を通して透過すると予想されるが、1次冷却水のトリチウム濃度はCANDU炉の減速材と同程度とする。1

表 3.8.2-1 事故事象の熱水力解析の前提条件となる原型炉設計値

変数	値
プラズマ大半径	8.5 m
核融合出力	1.5 GW
入口/出口 1次冷却水温度、圧力	290/325 °C、15.5 MPa
1次冷却水量、ループ数	240 m ³ /loop、4 ループ
1次冷却水流量	1,900 kg/s (per one loop)
1次冷却水トリチウム濃度	2.78 g-T/m ³ (1 TBq/liter)
1次冷却系最大口径配管径	0.727 m

表 3.8.2-2 放射性物質に対する安全上の閉じ込め障壁
障壁レベル 構成要素システム

障壁レベル	構成要素システム
第1障壁	<ul style="list-style-type: none"> ● 真空容器 ● 真空容器貫通部の窓、遮断弁 ● 真空容器圧力緩衝系 ● 1次冷却系
第2障壁	<ul style="list-style-type: none"> ● トカマクピット ● 上方トカマクホール（炉内機器保守交換エリア） ● 1次冷却系区画（ボルト） ● 換気空調系 ● スタック

次冷却水量は冷却系のルーティングやシステムのレイアウトに依存するが、ここでは低アスペクト比原型炉概念設計 Slim-CS のもの[3.8.2-3]と同程度と仮定する。

原型炉の放射性物質は、安全の観点では2重の障壁で閉じ込めるものとする。各障壁を構成するシステムを表3.8.2-2にまとめる。ここでは、LOCAや崩壊熱除熱喪失に関連するシステムだけ表示しており、燃料精製施設やホットセル施設の障壁レベルは記していない。

3.8.2.2 解析手法

LOCAや崩壊熱除熱喪失に対する原型炉システムの熱水力応答、あるいは熱応答を、事故時熱水力過渡解析コード MELCOR [3.8.2-4]の核融合炉版[3.8.2-5、3.8.2-6]を用いて解析した。原型炉システムの各部を少数の検査体積でノード化し、ノードの物質、エネルギーバランスを MELCOR CVH パッケージで解析し、ノード間の流速を FL パッケージで解析した。ノード内の水、水蒸気、各種不活性ガスと固体物体との熱伝達を HS パッケージで解析した。ノード間の放射性エアロゾルの移行挙動は RN パッケージで解析した。

3.8.2.3 真空容器内(in-VV)冷却材喪失事象(LOCA)の熱水力解析と設計への要求事項

In-VV LOCA に対する真空容器（1次閉じ込め障壁）の圧力荷重を評価し、事象進展防止、緩和方策を検討するため、in-VV LOCA に対する真空容器、1次冷却系の熱水力応答を解析した。起因事象はディスラプションで発生する逃走電子による第1壁損傷による第1壁冷却管の複数ギロチン破断である。冷却管の総破断面積 A_{break} は感度解析変数とする。事象の概要を図3.8.2-1に示す。

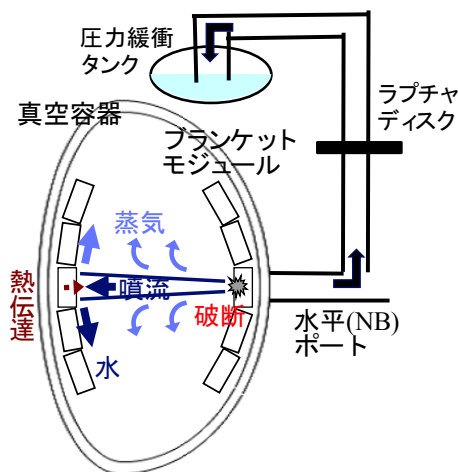


図 3.8.2-1 In-VV LOCA の概要。第一壁冷却管の破断により冷却水が真空容器に噴出する。噴出した冷却水は対向する第一壁に衝突し、水蒸気が真空容器を加圧する。

噴出冷却水による真空容器の過圧を回避し、減圧沸騰した噴出冷却水を凝縮して真空容器内圧を低減するために、ITERの真空容器安全設計と同様に圧力緩衝系を設ける。圧力緩衝系は真空容器の上方に設置し、圧力逃がし管を大口径の中性粒子ビームポートに接続する。ポートと圧力逃がし管の断面積も感度解析変数とする。解析の前提条件となる真空容器と圧力緩衝系の設計値を表 3.8.2-3 にまとめる。現在検討を進めている原型炉のプラズマ大半径が ITER-FDR と近いいため、真空容器容積は ITER-FDR のものと同値とする。また、真空容器の設計圧は暫定的に 0.5 MPa とする。圧力緩衝系につながる圧力逃がし管にラプチャーディスクを設置し、通常時の圧力緩衝系は隔離されているものとする。ラプチャーディスクは差圧 0.2 MPa で破壊され、圧力逃がしが起こるものとする。圧力緩衝系の水体積は、仮に全 1 次冷却水が混合した際に 100℃となる値とした。圧力緩衝系の自由体積は水体積と同値と仮定した。

表 3.8.2-3 真空容器とその圧力緩衝系の設計値

設計変数	設計値
真空容器容積	3,800 m ³
真空容器設計圧	0.5 MPa (暫定値)
圧力緩衝タンク容積	5,600 m ³ (水体積: 2,800 m ³)
圧力緩衝タンク水温度	40 °C
ラプチャーディスク開条件	0.2 MPa

冷却管破断面積 A_{break} と圧力逃し経路の断面積をパラメータとし、MELCOR を用いて真空容器内の最大圧力 P_{VV}^{max} を評価した。評価結果を図 3.8.2-2 に示す。ポートと圧力逃がしラインの断面積を大きくするほど、あるいは A_{break} を小さくするほど、 P_{VV}^{max} は小さくなるのが分かる。ここで、 $A_{break} = 0.39 \text{ m}^2$ のとき、アウトボード側赤道面ブランケット第一壁のトロイダル方向全周破断の場合である。そのような極めて保守的な条件の場合、ポートと圧力逃がしラインの断面積を ITER の 10 倍程度 (ポート断面積約 10 m²) にしても、 P_{VV}^{max} は暫定設計圧 P_{VV}^{des} (=0.5 MPa) を超過し、第 1 障壁の健全性が担保できないことを示している。(その一方で、ITER 非サイト依存安全性評価では、そのような極めて保守的な条件でも $P_{VV}^{max} < P_{VV}^{des}$ になることが示されている。) この解析結果は、in-VV LOCA による加圧に対して第 1 閉じ込め障壁の健全性を確保するには、 A_{break} を小さくするかポートと圧力逃がしラインを大きくすることが設計に要求されることを示している。本解析によりその設計要求条件を定量的に明らかにした。

第一壁冷却管の全周破断は極めて保守的な前提条件であるため、今後は逃走電子による第一壁損傷領域のより現実的なモデル予測が必要である。将来的にはそのモデル予測で評価に基づく A_{break} を in-VV LOCA 対応の設計基準値として用いる。また、 A_{break} が大きくなり真空容器がバイパ

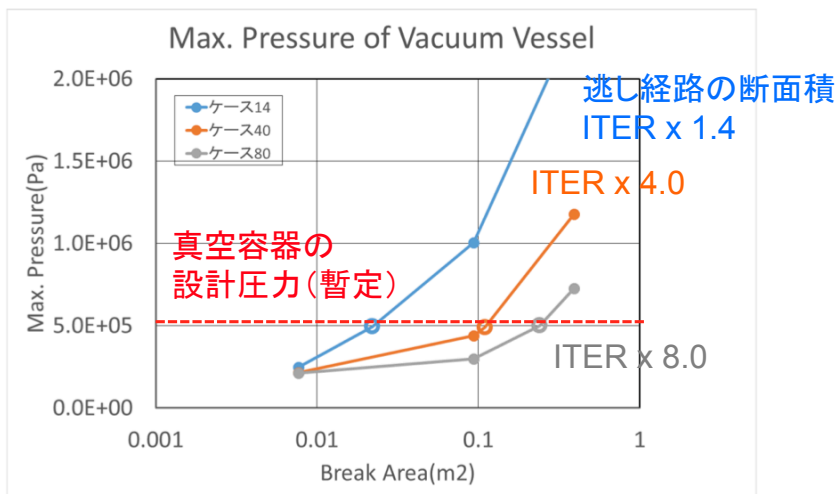


図 3.8.2-2 In-VV LOCA における真空容器圧力荷重の評価結果。ここで、ITER の圧力逃がし経路条件は、圧力逃がし管が接続するポート断面積が 1.056 m²、圧力逃がし管断面積が 1.0 m²

スする場合を想定し、今後は外側の閉じ込め障壁の安全概念設計を進める。

圧力逃がしラインの断面積が大きいほど P_{VV}^{max} は小さくなるが、ポートサイズの最大値は TBR や核融合中性子遮蔽で規定される。このため、炉構造設計と共同して許容される逃し経路の断面積の評価も必要である。

3.8.2.4 真空容器外 (ex-VV) 冷却材喪失事象 (LOCA) の熱水力解析と最終障壁における放射性物質閉じ込め方策の検討

Ex-VV LOCA は 1 次閉じ込め障壁の破損であり、最終障壁である建屋区画に噴出水の圧力荷重を直接かける。そのため、ex-VV LOCA に対する最終障壁における放射性物質閉じ込め方策の検討は重要である。ここでは、最終障壁の閉じ込め方策として、コンファインメント方式とコンテインメント方式の両方を 3 種類ずつ検討した。起因事象は、1 次冷却系区画における 1 次冷却系最大口径配管のギロチン破断である。検討した閉じ込め方策案を図 3.8.2-3 に示す。また、それぞれの方策の特徴を表 3.8.2-4 にまとめる。ここで、コンファインメント方式とは、最終障壁に大きな耐圧性と耐リーク性は期待せず、最終障壁区画において加圧、加熱あるいは放射性物質濃度上昇を検知すると、常用換気空調系 (HVAC) を閉止し、放射性物質フィルター機能付きの緊急 HVAC を作動させ、環境へのベントを行う。一方、コンテインメント方式では、加圧水型軽水炉の格納容器のような大きな耐圧性と耐リーク性を持つ容器で最終障壁を構成する。明らかにコンテインメント方式のほうが外部への放射性物質放出の低減が期待できるが、最終障壁区画容積が軽水炉格納容器よりも大幅に大きくなると、その製造可能性は小さくなる。

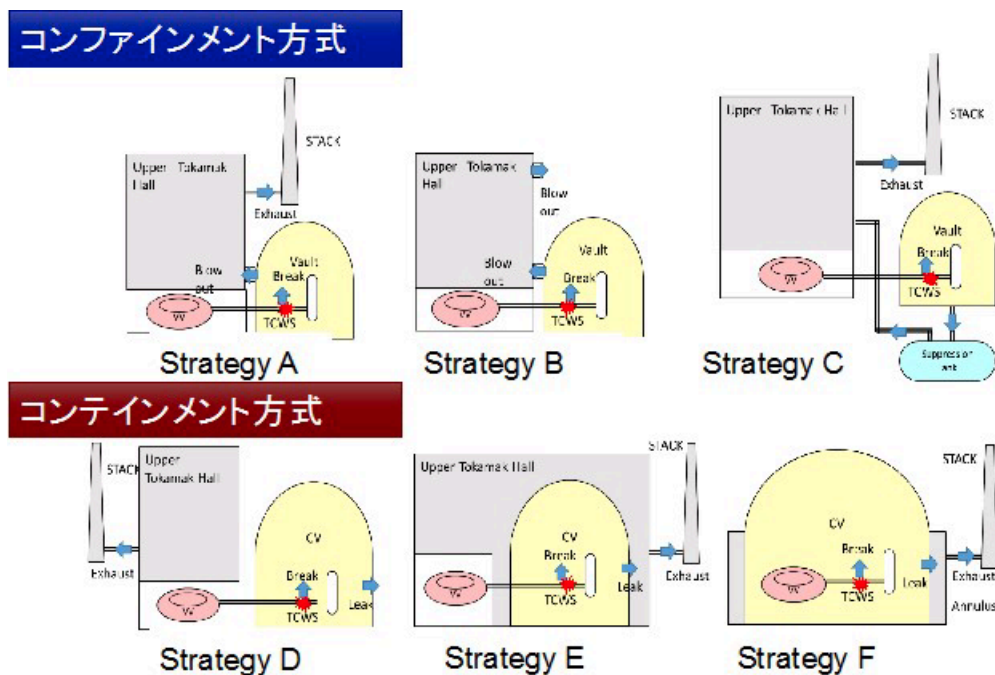


図 3.8.2-3 検討した最終障壁での放射性物質閉じ込め方策：
コンファインメント方式(A~C)とコンテインメント方式(D~F)

両方式について、MELCOR を用いて最終障壁圧力荷重を解析し、その設計パラメータ依存性を評価した。解析結果を図 3.8.2-4 に示す。コンファインメント方式における 1 次冷却系ボルト、コンテインメント方式における格納容器について、冷却水インベントリが大きいほど、最大圧力荷重は大きくなる。一方、1 次冷却系ボルトや格納容器の容積が大きいほど、最大圧力荷重は小さくなる。冷却管径への依存性はほとんど見られない。コンファインメント方式における上方トカマクホール、コンテインメント方式における格納容器アニュラス部について、コンファインメント方策 A のみ冷却水インベントリが大きいほど上方トカマクホール最大圧力荷重が大きくなる。これは最終障壁の減圧に緊急 HVAC のみ用いているためである。一方、冷却管径と 1 次冷却系ボ

ールトあるいは格納容器容積への上方トカマクホール最大圧力依存性は小さい。

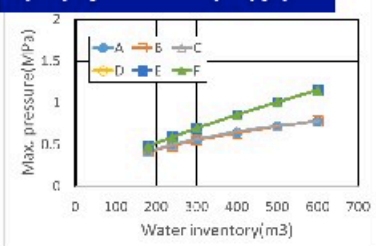
解析で得られたトリチウムの環境放出量を表 3.8.2-5 に示す。コンファインメント方式(A~C)のうち、方策 C がもっともトリチウム環境放出量が小さいことが分かる。これは、1次冷却系ボー

表 3.8.2-4 検討したコンファインメント/コンテインメント方策の特徴

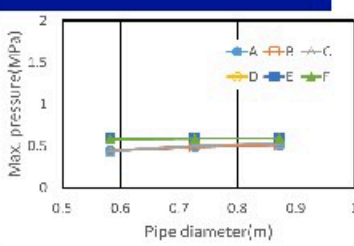
	最終障壁システム構成システム	基本的考え方	備考
A	Vault + Upper Tokamak Hall + E-HVAC + Stack	コンファインメント	ITER と同様
B	Vault+ Upper Tokamak Hall w/ Blowout Panel		
C	Vault + Upper Tokamak Hall + Suppression Tank + E-HVAC + Stack		
D	CV + Upper Tokamak Hall	コンテインメント	PWR と同様
E	CV + Upper Tokamak Hall		
F	CV + Annulus Area		

ボルト/ CV 圧力

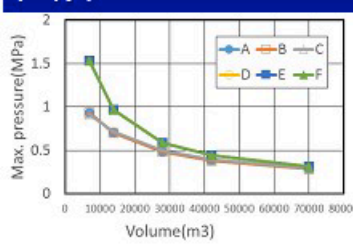
冷却水量への依存性



冷却管径への依存性

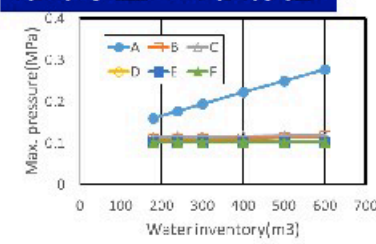


ボルト/ CV 容積への依存性

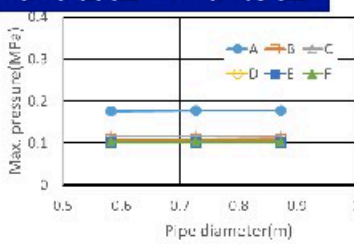


上方トカマクホール/ アニュラス部圧力

冷却水量への依存性



冷却管径への依存性



ボルト/ CV 容積への依存性

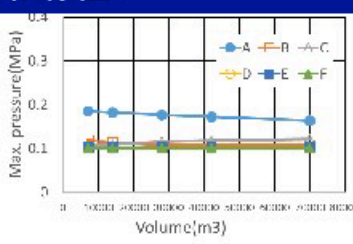


図 3.8.2-4 Ex-VV LOCA による最終障壁圧力荷重の各種設計パラメータへの依存性

表 3.8.2-5 Ex-VV LOCA に起因する最終障壁からのトリチウム環境放出量

方策	トリチウムの環境放出量(kg)
A	3.40×10^{-2}
B	5.78×10^{-2}
C	1.70×10^{-2}
D	2.52×10^{-6}
E	7.91×10^{-8}
F	5.27×10^{-8}

ルトに取り付けた圧力緩衝系によりトリチウムがトラップされたこと、上方トカマクホールの圧力が他のコンテインメント方策よりも小さいために、リークによる放出量が小さいことが原因であると考えられる。コンファインメント方式(A~C)とコンテインメント方式(D~F)を比較すると、コンテインメント方式のほうが数桁トリチウム放出量が小さいことが分かる。

今後、38.1 節で示したトリチウム大気放出による被ばく線量評価結果も総合し、環境影響の観点と工学的成立性の両面を勘案して最終障壁での放射性物質閉じ込め概念を決定する。

3.8.2.5 炉内機器崩壊熱除熱喪失における真空容器の健全性の検討

LOCAにより炉内機器の冷却水が枯渇すると、たとえLOCAに起因する圧力荷重から閉じ込め障壁の健全性が担保できたとしても、崩壊熱除熱喪失により真空容器閉じ込め障壁の健全性が脅かされることになる。そこで、炉内機器（ブランケット、バックプレート、ダイバータ）の全冷却水が喪失し崩壊熱除熱が完全喪失した際の真空容器の熱水力応答を MELCOR で解析した。ここで、真空容器の冷却水は存在しているが、電源喪失等により真空容器冷却水の強制循環ができなくなることを想定し、自然循環方式による真空容器の冷却（図 3.8.2-5）を考える。ここでは、自然循環真空容器冷却系の熱交換器は空冷式で、真空容器頂部から 3m の高さに位置し、除熱能力は 3MW と仮定した。また、軽水炉での LOCA 解析に倣い、ブランケット・ダイバータの崩壊熱に安全係数 1.3 を掛けた。

ブランケット第1壁、後壁、真空容器シェルの経時変化を図 3.8.2-6 に表す。真空容器シェルの温度上昇は数 10℃ 程度で過度な温度上昇は回避できるとの解析結果を得た。この解析結果から、

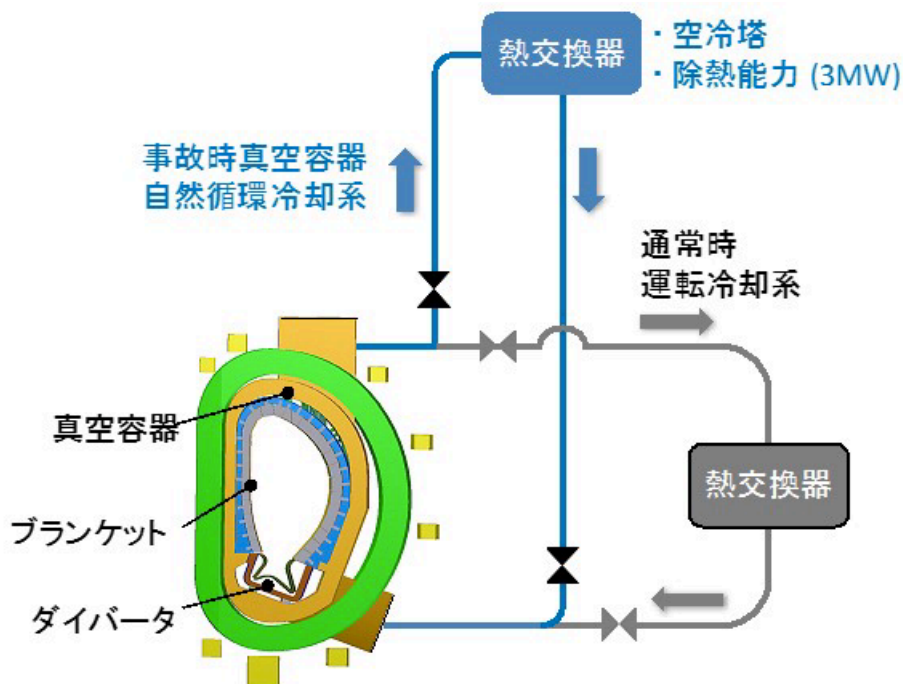


図 3.8.2-5 自然循環方式真空容器冷却系の概念図

受動的な真空容器冷却方式により炉内機器崩壊熱による直接的な真空容器の破損は回避できる見通しを得た。

その一方で、第1壁温度は最大で 1,000℃以上の高温に達し、ブランケットの健全性の担保は難しいことが分かった。ブランケット破損により内包するベリリウムペブルが真空容器に放出され、ベリリウム化学反応による水素生成と水素爆発、また破損したブランケットの一部が落下することによる真空容器下部の局所的な崩壊熱加熱が危惧される。今後は崩壊熱除熱喪失への対策として真空容器内へのガス注入とガスの循環による炉内機器の崩壊熱除熱の成立性を検討する。ここで、外部電源を要する強制対流方式よりも外電喪失でも駆動できる自然対流方式で成立することが望ましい。

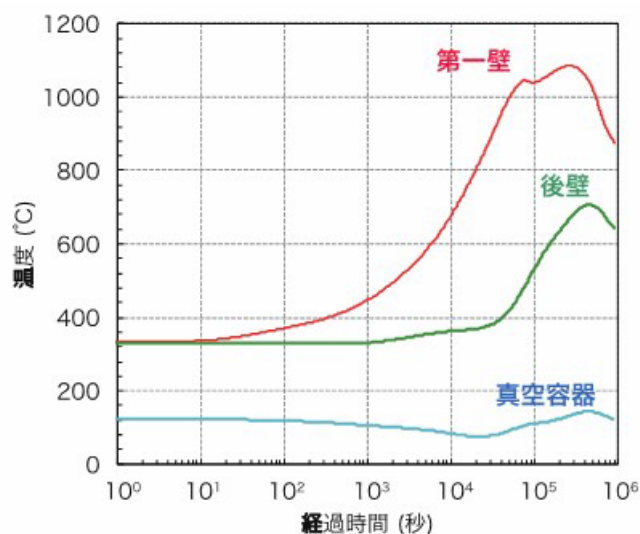


図 3.8.2-6 炉停止後のブランケットの除熱機能の完全喪失におけるブランケットと真空容器シエルの温度の経時変化

参考文献

- [3.8.2-1] M. Nakamura et al., Plasma Fusion Res., 6 (2011) 2403098.
- [3.8.2-2] M. Nakamura et al., Fusion Eng. Des., 89 (2014) 2028.
- [3.8.2-3] 飛田健次 他、JAEA-Research 2010-019 (2010).
- [3.8.2-4] R.O. Gauntt, et al., NUREG/CR-6119 (2000).
- [3.8.2-5] B.J. Merrill, et al., Fusion Eng. Des., 51–52 (2000) 555–563.
- [3.8.2-6] B.J. Merrill, et al., Fusion Eng. Des., 85 (2010) 1479–1483.

3.8.3 放射性廃棄物

原型炉において発生する放射性廃棄物は、我が国の分類では低レベル放射性廃棄物（以下、廃棄物）の範疇にある。この廃棄物は比較的放射能濃度が高い廃棄物（L1）、比較的放射能濃度が低い廃棄物（L2）及び極めて放射能濃度が低い廃棄物（L3）に分類される。また、L2 及び L3 廃棄物に関しては実際に日本において埋設実績がある。従って、原型炉の放射能濃度が L2 以下の範疇にあれば、既設の埋設施設で処分が可能になる。本研究では、幅広いアプローチ活動（BA）で検討を進めている BA 原型炉（出力：1.5 GW、主半径：8.2 m 及び平均中性子壁負荷：1.0 MW/m²）において最大の放射能濃度になる炉内機器の放射化検討、及び原型炉の埋設区分評価を実施した。なお、移行解析対象核種は、サイト内での廃棄物作成期間を鑑みて、運転終了 10 年後の放射能濃度で判断した。

3.8.3.1 核融合原型炉の核特性

図 3.8.3-1 に核解析の結果を示す。炉内機器の中で最も高い放射能濃度を有するのはブランケットモジュールであり、生成される核種は材料毎に 1500 から 1200 核種程度になると分かった。運転終了から 1 年後まではタングステンの放射化で生成される ¹⁸⁷W(半減期：1 日)と ¹⁸⁵W(半減期：75 日)が支配的である。1 年後以降は、鉄鋼材料である低放射化フェライト鋼（F82H）の放射化で生成される ⁵⁴Mn(半減期：312 日)、⁵⁵Fe(半減期：2.73 年)及び ⁶⁰Co(半減期：5.27 年)が支配的である。最後に埋設区分を判断する 10 年以降では ⁶³Ni(半減期：100.1 年)や ¹⁴C(半減期：5730 年)などが支配的になる

現行の浅地中処分にあたる L2 埋設における政令濃度上限値の検討ならびに高レベル放射性廃棄物性能評価において採用されている方法を考慮し[3.8.3-1]、炉内機器に含有している各核種濃度と各核種の水の濃度限度を考慮することにより、上位の 100 核種を抽出した。上位 100 核種のう

ち、半減期一か月以上の核種を考慮し、その上で気相核種については除外した。上位 100 核種のうち、政令濃度上限値を超過する核種は、次の 7 核種 (^{14}C 、 ^{53}Mn 、 ^{63}Ni 、 ^{93}Mo 、 ^{94}Nb 、 ^{99}Tc 及び $^{186\text{m}}\text{Re}$) であった。ただし、ピット埋設については政令濃度上限値の 100 倍の最大値見込み係数を考慮することを推奨しており[3.8.3-2]、この推奨値を考慮した場合は、全ての廃棄物は L2 埋設可能であるとの結論になる。本検討では、見込係数を考慮しない場合に政令濃度上限値を超過した核種に関して、ピット埋設施設内の化学環境を考慮した上で支配的な化学種の形態を推察し、難透水性覆土の拡散係数を設定した。また、分配係数については、公開情報に基づき設定した。人工バリア内の地下水の流れの特性については、埋設地域の仮定、現行の埋設施設の人工バリア内で申請されている特性値を参考として地下水流速を設定した。

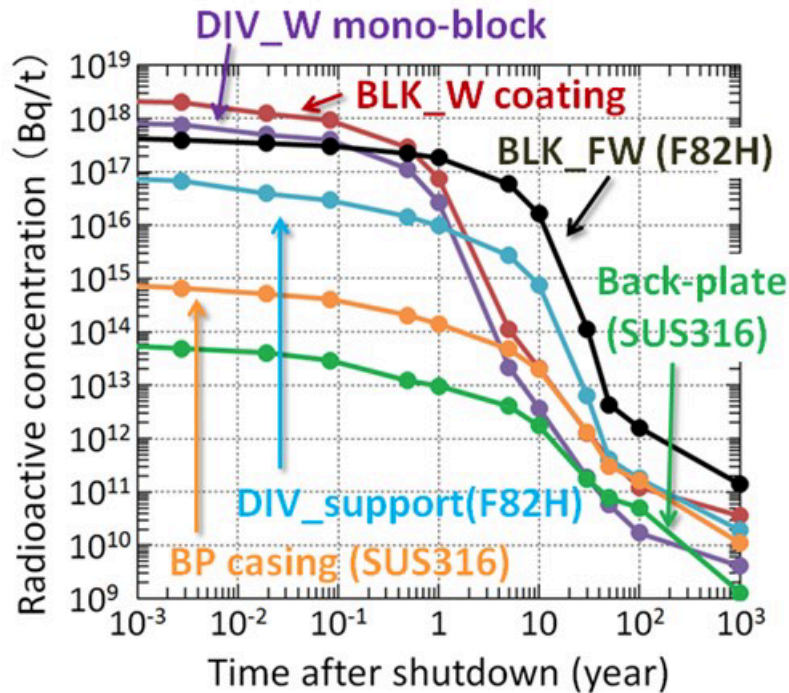


図 3.8.3-1 定期保守時に交換される炉内機器の誘導放射能濃度

3.8.3.2 核融合原型炉での埋設区分検討

主要生成核種に対して、L2 相当の処分場に基づく浅地中核種移行解析を実施した。L2 処分体系での埋設濃度上限値（核種移行、生物圏での被ばく評価）を GSA-GCL[3.8.3-3]により求めた。解析した結果を表 3.8.3-1 に示す。表 3.8.3-1 より、基本シナリオにおける生物圏での線量率が $2.64\mu\text{Sv/y}$ になることが分かった。この値は、埋設判断に用いるめやす線量 ($10\mu\text{Sv/y}$) 以下であることから[3.8.3-4]、原型炉において最大の放射能濃度を有するブランケットは L2 廃棄物として浅地中処分が可能である事が分かった。従って、ブランケット以外の炉内機器であるダイバータ等も浅地中可能である見通しを得た。また、GoldSim ツール[3.8.3-5]を用いて、人工バリア中での核種遅延効果の検討を実施した。本検討は、金属廃棄物の腐食による浸出挙動を考慮した場合について、人工バリアの有効性について評価した。その結果、 ^{14}C の場合、濃度上限値に対する人工バリアの効果は、100 倍超の裕度があることが確認された。

今回の解析は構造材中での核反応起因の核種に対して分析した結果である。実際の炉内機器には運転中にプラズマやトリチウム増殖領域から構造材中に移行/滞留するトリチウムが存在する。今後は、機器内に滞留するトリチウムインベントリーとその焼だし手法の検討を進める予定である。

表 3.8.3-1 ブランケットにおける放射能濃度と生物圏での線量率

ブランケット	主要核種	半減期 (年)	放射能濃度 (Bq/ton)	生物圏での線量率 (μ Sv/y)
第一壁 (F82H)	⁹³ Mo	4.0×10^3	2.49×10^{10}	0.15
	⁹⁹ Tc	2.1×10^5	8.92×10^8	0.95
	¹⁴ C	5.7×10^3	5.38×10^{10}	0.13
	⁹⁴ Nb	2.0×10^4	3.76×10^9	5.7×10^{-2}
	⁶³ Ni	1.0×10^2	1.25×10^{12}	2.2×10^{-4}
	⁵³ Mn	3.7×10^6	2.08×10^{10}	5.6×10^{-2}
	⁹⁸ Tc	4.2×10^6	2.82×10^5	5.1×10^{-2}
	³⁶ Cl	3.0×10^5	1.11×10^4	0.79
	³ T	1.2×10	1.16×10^{13}	5.6×10^{-4}
対向材 (W)	^{186m} Re	2.0×10^5	4.69×10^8	0.44
その他の核種				10^{-2}
トータル				2.64

参考文献

- [3.8.3-1] 核燃料サイクル開発機構 (1999a) : 高レベル放射性廃棄物ガラス固化体のインベントリ評価 (研究報告)、JNC TN8400 99-085、1999年 11月。
- [3.8.3-2] 原子力安全委員会 (2007) : 低レベル放射性固体廃棄物の埋設処分に係る放射能濃度上限値について、原子力安全委員会、2007年 5月 21日。
- [3.8.3-3] 日本原子力研究所 (1999) : 埋設濃度上限値を上回る放射性廃棄物処分の総合安全評価コード GSA-GCL 計算コードユーザーズマニュアル、JAERI Data/Code 99-033。
- [3.8.3-4] ICRP Publication 46、放射性固体廃棄物処分に係る放射性防護の諸原則、日本アイソトープ協会
- [3.8.3-5] GoldSim Technology Group (2010) : GoldSim Contaminant Transport Module。

3.9 原型炉運転計画 WG の設置と活動概要

2020年頃に予定されている中間 C&R において求められている原型炉概念検討の中に『原型炉の運転計画』が含まれている。ここでは、原型炉運用中に確立されるべき技術・取得されるべきデータとそれら取得に要する期間を分析し、運転計画と耐用年数を検討するとされており、具体的に原型炉にて取得すべき技術・データについて以下のような項目が挙げられている。

- 核融合炉の運転技術
- プラズマ予測コードの検証
- 核融合炉の運用性 (出力安定性、制御性、運転マージン)
- 構成機器・付帯設備の故障率データ
- プラント保守
- 作業従事者の被ばく実績
- 廃棄物の取扱・管理技術
- 通常時の環境影響

- 実用炉へ向けた先進技術開発（ブランケット、ダイバータ、材料など）
- 一方、合同コアチーム報告書における原型炉に求められる基本概念としては、核融合エネルギーの実用化に備え、
- 数十万 kW を超える定常かつ安定な電気出力、
 - 実用に供し得る稼働率、
 - 燃料の自己充足性を満足する総合的なトリチウム増殖を実現することを原型炉運転中の目標としている。そして目標達成に至るまでの運転開発期を
 - 調整運転（コミッショニング）段階、
 - 発電実証段階、
 - 経済性実証段階

の3つにわけ、それぞれの段階においてマイルストーンを定義している。

このような検討の背景において、検討する分野は炉心プラズマから、ブランケット、トリチウム燃料システム、プラント設備、遠隔保守、安全性・環境影響と多岐にわたる。そのため、幅広い専門家の意見を聴取・議論を行うために運転計画ワーキンググループ（運転計画 WG）を設立するに至った。今回の WG 活動は、2016年1月～7月の間に原型炉運転計画の骨子を作成し、2020年の中間 C&R に向けた詳細議論に資する事を目指す。

本 WG 活動においては、以下の手順に従って運転計画の検討を行う事とした。①原型炉で実証されるべき技術・取得されるべきデータの抽出、②原型炉で実証されるべき項目の優先度分類、③原型炉で実証されるべき項目の実証時期の策定。以下にそれぞれの検討項目に関して詳細を記する。

① 原型炉で実証されるべき技術・取得されるべきデータの抽出

実証されるべき技術や取得されるべきデータの抽出にあたっては、以下に示す項目別に検討をおこなった。A.炉心・プラント運転技術、B.ダイバータ、C.ブランケット、D.トリチウムサイクル・取扱技術、E.安全技術、F.廃棄物処理技術、G.プラント保守技術、H.国際協力技術。以上に示す A～G については WG の下に各検討分科会（表 3.9.1-1）を設けて議論を進めた。検討の進め方とし

表 3.9.1-1 運転計画 WG の検討分科会とメンバー構成

検討項目	構成メンバー
① 優先度マトリクスの策定	関係者全員
② 炉心制御・プラント運転技術	物理設計 Gr 各員、日渡、三善
③ ダイバータ	増崎(NIFS)、朝倉、工藤、星野(以上 QST)、上田(阪大)、横峯(京大)、野上、福田(東北大)
④ ブランケット	ブランケット WG 各員
⑤ トリチウムサイクル・取扱技術	片山(九大)、宇藤、染谷、中村、磯部、林(巧)(以上 QST)、波多野(富山大)、小西(京大)、柳原(福井大)、鳥養(茨城大)
⑥ 安全技術	染谷、安全設計 Gr 各員、青木、功刀(京大)、与能本(JAEA)
⑦ 廃棄物処理技術	柳原(福井大)、安全設計 Gr 各員
⑧ プラント保守技術	宇藤、染谷、青木(以上 QST)、田中(NIFS)、近藤(東工大)、坂(MHD)、浅野(東芝)、村田(日立)
⑨ 国際協力技術	関係者全員
⑩ 運転計画全体の策定	関係者全員

ては、原型炉で実証すべき主要な項目（大項目）を挙げ、各大項目を実証するために必要な項目（中項目）に分類することで具体化の作業をすすめた。

② 原型炉で実証されるべき項目の優先度分類

本 WG に置いては、はじめに運転計画の骨子を作成する事を目標とするため、①原型炉で実証されるべき技術・取得されるべきデータとして抽出された項目から主要な項目に焦点を絞って運転計画を検討する事とした。その際、実証項目を分類する優先度の軸として、(i)核融合炉開発における技術重要度、(ii)原型炉を利用することの優先度、以上2点から実証項目を分類することにした。優先度分類表を表 3.9.1-2 に示す。

表 3.9.1-2 優先度分類表と今回対象とする項目 (A1、A2、B1、B2)

		利用優先度		
		1：原型炉でなければ実証できない技術	2：原型炉で実証するのが合理的な技術	3：原型炉以外で実証可能な技術
技術重要度	A：鍵技術	A1	A2	A3
	B：重要・補強技術	B1	B2	B3
	C：核融合特有の技術でないもの	C1	C2	C3

(i)核融合炉開発における技術重要度

ランク A：核融合開発の基盤技術

核融合炉□安全性、信頼性、経済性に対して不可欠な技術

ランク B：核融合開発において補強を要する重要技術

核融合炉の技術成立性の確認に際して既存技術の補強が必要となる技術。

ランク C：核融合炉特有ではない技術

タービン設備、発電機設備等の軽水炉や一般産業でも活用されている技術

(ii)原型炉を利用することの優先度

ランク 1：原型炉でなければ実証できない技術

原型炉環境でなければ実証できない技術（他の実験設備等の環境で□は実証できない技術）

ランク 2：原型炉で実証することが合理的な技術

原型炉以外でも実証できるが、原型炉を利用するほうが時間的、経済的、技術的な観点で合理的な技術

ランク 3：原型炉以外で実証が可能な技術

原型炉以外でも実証することが可能で、かつ、時間的、経済的、技術的な観点で、原型炉以外で実証することが合理的な技術

③ 原型炉で実証されるべき項目の実証時期の策定

前段階で原型炉において実証項目として優先される項目について表 3.9.1-3 の運転サイクルの形式に当てはめる作業を行う。表 3.9.1-3 では運転期間を 1 サイクル～10 サイクル以降とわけている。ここでは、前述のコアチーム報告書では、原型炉の実証段階を、調整運転（コミッションング）段階、発電実証段階、経済性実証段階と 3 つに分類していたものを、さらに細かく分割し具体的な運転計画立案を念頭に置いている。

表 3.9.1-3 においては、安定した出力（DT 反応による 100%定常出力）が得られるまですべてを調整運転段階と考え、第 1 サイクル（試運転サイクル）に対応させることにした。一方、経済性実証段階については、10 サイクル以降と考える。残りの 2 サイクルから 9 サイクルを本格運転段階と設定する。この表 3.9.1-3 に示すように、基本的には、性能試験段階（試運転サイクル）と本格運転段階（第 2 サイクル以降）の 2 つに分類して、実証時期の策定を行うこととした。このような分類の仕方は既存の炉の方法で採用されているものである。

表 3.9.1-4 に現在までの開催実績と各回の議論内容を示す。なお各分科会メンバーについては表 3.9.1-1 に示す。現在まで 5 回開催し、第 1 回にて WG 設立経緯と原型炉の運転計画に考慮すべき実証項目の抽出と表 3.9.1-2 の優先度マトリックス素案を策定した。第 2 回では、炉心制御・プラ

表 3.9.1-3 実証時期の策定に用いる運転サイクルのイメージ

サイクル	試運転サイクル	1Cy	2Cy	3Cy	4Cy ~ 7Cy	8Cy	9Cy 以降
運転段階	性能試験	本格運転（運転期間+保守期間を各 Cy で設定）					
故障・劣化 Phase	調整 Phase	初期故障 Phase		ランダム故障 Phase		経年劣化 Phase	

ント運転技術とダイバータ、第3回では、トリチウムサイクル・取扱技術とブランケットに関する議論を行い、優先度マトリックスの詳細化ならびに運転サイクルへの当てはめを議論した。

今後については、第4回・第5回まで計画されており、第5回の段階で2020年のC&Rに求められている運転計画の議論の出発点となる運転計画骨子を作成する予定となっている。

第3回までの主な論点としては、運転計画の策定にあたっては原型炉の運転に必要な技術や物資等は十分準備されており、原型炉においては最終的な実証を行う事を基本とすることになった。ただし、実用化に向けた炉心の性能や発電効率の向上といった実験的内容を含むことは排除しないが、実験的項目が含まれることを明示するという前提で検討を進めることにした。第3回までの主な合意事項を以下に示す。

- 各要素技術については、原型炉でしか開発できない項目を除いて、ITER等を通して基本的には開発済みと仮定
- 原型炉では基本的にはITER等での開発済みの技術を実証することを主目的とするが、商用炉にむけた観点から実験的項目を入れることも可能とする
- 各運転サイクルは、実証内容に応じてそれぞれの運転期間を定義する
- 第1サイクル（試運転サイクル）は、プラズマ電流、磁場が定格に到達した後から開始と定める
- 本格運転段階までは、初期装荷トリチウムは確保されていると仮定
- 発電はパルス運転段階から想定する
- 系統併入は、定常運転で実績を積んだ後からとする（第2サイクル以降）
- 部分負荷運転は主要項目から除く
- プラズマ運転に関するダイバータ実証項目は基本的に試運転サイクルにて完了。本格運転後は機器の健全性等の実証を主眼

表 3.9.1-4 運転計画 WG の開催実績と検討内容について

	日程	議題	開催場所
第1回	2016年1月20日	●WG 設立の経緯と活動計画 ●実証項目の抽出と優先度マトリックスの策定 ●運転計画素案の協議	航空会館
第2回	2016年3月17日	(1) 炉心制御・プラント運転技術 (2) ダイバータ ●運転計画素案の協議	航空会館
第3回	2016年5月11日	(1) トリチウムサイクル・取扱技術 (2) ブランケット ●運転計画素案の協議	京都大学 産官学連携本部 東京日本橋サテライトオフィス
第4回	2016年6月16日	(1) 安全技術 (2) 廃棄物処理技術 (3) プラント保守技術	京都大学 産官学連携本部 東京日本橋サテライトオフィス
第5回	2016年7月20日	●運転計画骨子の取り纏めについて (1) 国際協力技術 (2) 運転計画骨子案と報告書案について	京都大学 産官学連携本部 東京日本橋サテライトオフィス

- ダイバータ試験体は冷却構造の複雑化から挿入は考えないとする
- 以上のような合意事項を前提に、現在各分科会で原型炉での重要な実証項目と運転サイクルへの割当作業を進めている状況である。

4. 総合調整グループ活動

総合調整グループは、原型炉設計合同特別チーム内外の種々の調整を目的として設置されたもので、常勤者 2 名（西村新（NIFS）、坂本宜照（QST））、非常勤者 7 名（笠田竜太（京大）、石井康友（QST）、落合謙太郎（QST）、谷川尚（QST）、尾崎章（東芝）、澤直樹（MHI））、池田佳隆（QST、2016 年 8 月以降）、都合 9 名で構成されている。2015 年度の主要な活動は以下の通りである。

4.1 情報収集と情報発信

原型炉開発には、資源調査などを含め、幅広い分野の調査、研究、技術開発が必要である。また、設計の基礎データを得るための試験設備の展開なども必要である。このような原型炉開発に関わる様々な情報を収集、発信し、原型炉設計のための情報共有を進めることが一つの大きな役割であるが、2015 年度では、特別チームの活動などを広報し、情報発信する基本的な活動体制を構築することを主眼として活動を行った。

○特別チームだより

特別チームの活動状況を発信することを主たる目的として、プラズマ・核融合学会誌に特別チームだよりを掲載することとした。2015 年度は、8 月号、11 月号、2016 年 2 月号に合計 3 回掲載した。特別チームは新しい組織であり、原型炉開発に向けた情報共有を進めるためには、広報が重要である。これまでに発行した特別チームだよりでは、特別チームの全体会合や WG 活動などの記事を掲載してきている。特別チーム内の活動も広く理解していただけるように、特別チームのメンバーの紹介なども企画していく予定である。

○特別チームのホームページ作成

2016 年 4 月 1 日から原子力研究開発機構の核融合部門は量子科学研究開発機構に統合された。その際、核融合エネルギー研究開発部門が新たに設置され、そのホームページの更新に伴い、特別チームのホームページも設置された。現在、特別チーム設立時の情報などが掲載されている。特別チームの活動を発信している週報や月報、特別チームだより、また、以下に述べる Action Plan など、原型炉設計活動に関わる情報源とのリンクを充実させるとともに、種々の新しい情報を適時提供できるような体制を構築していく予定である。

4.2 Action Plan 作成への参画

2015 年 6 月に原型炉設計合同特別チームが設立された当初は、2015 年 1 月に発表された、核融合原型炉開発のための技術基盤構築の中核的役割を担うチーム（合同コアチーム）報告書の、原型炉技術基盤構築チャートの内容を議論し、検討項目の内容確認、見直し、付加すべき項目の検討などを開始した。一方、核融合開発総合戦略タスクフォースが立ち上がり、原型炉に向けた活動内容の取りまとめの議論が開始され、具体的な Action Plan の作成作業が進められた。Action Plan の作成には、特別チーム内での原型炉技術基盤構築チャートの検討内容を反映させた。Action Plan は 2016 年 3 月 18 日にタスクフォースから核融合科学技術委員会に提出され、受理された。ITER の First Plasma 達成時期や D-T 実験開始時期などのスケジュールの見直しが行われており、これらのスケジュールが公表されると Action Plan の一部を ITER 計画にと整合するよう見直す必要がある。しかし、特別チーム内で検討を始めることができる項目については、多少の前倒しも含め、実施して行くこととした。なお、総合調整グループからタスクフォースに参加したメンバーは以下の 3 名である。西村新（NIFS）、石井康友（QST）（坂本宜照氏から交代）、澤直樹氏（MHI）。

4.3 NIFS 核融合工学研究プロジェクト会合と原型炉設計技術検討会合

核融合科学研究所では、核融合工学研究プロジェクト会議がこれまで定期的に開かれてきている。この会議で特別チームの活動報告や意見交換を行い、核融合科学研究所のヘリカル型原型炉設計グループと設計活動の連携を深めた。核融合工学研究プロジェクト会議への出席は、2015 年

8月6日、2015年10月15日、および2016年1月7日の3回行われた。

核融合科学研究所で進められているヘリカル型原型炉設計と、特別チームが実施しているトカマク型原型炉の設計との間には共通する構造要素、設備要素が多数ある。これらの共通する要素の中から特定の設計課題を取り上げ、核融合科学研究所のスタッフと共同で技術検討を行う「原型炉設計技術検討会合」を設置した。技術検討会は2015年度中に2回開催され、以下の課題が取り上げられた。

2015年10月15日 第1回原型炉設計技術検討会 「原型炉用超伝導コイルの設計と超伝導コイルWGの立ち上げ」

2016年1月7日 第2回原型炉設計技術検討会 「原型炉運転計画WGの概要」

4.4 シンポジウムの開催、学会での報告、学会連携

2015年11月に名古屋大学で開催されたプラズマ・核融合学会年会期間中に、「原型炉設計合同特別チームの設立と活動」と題するシンポジウムを開催した。講演者は山田弘司(NIFS)、仙波秀志(文科省)、飛田健次(QST)、西村新(NIFS)で司会は岡野邦彦(慶応大)が務めた。核融合科学技術委員会、タスクフォース、特別チームの設立が紹介され、原型炉設計に向けた方策、活動方針などが議論された。100名を越える参加者があり、原型炉設計への期待が示された。

2015年12月に開催された低温工学・超電導学会で特別チームの設立と活動状況が報告された。新たに設置された特別チームの広報も一つの大きな目的であった。多くの聴衆が会場に来られ、これからの原型炉設計活動への期待の大きさが示された。

日本機械学会には、発電用設備規格委員会の下に核融合専門委員会が設置されており、2008年に、核融合設備規格 超伝導マグネット構造規格が制定されている。この構造規格にHIPによる接合技術を取り入れるための改訂作業が進められた。また、核融合専門委員会とその下部組織である金属構造物分科会で、特別チームの活動を紹介する広報が行われた。

2016年1月6日、未踏科学技術協会 超伝導科学技術研究会主催の第87回ワークショップ「核融合原型炉に向けた課題と展望」が開催され、飛田健次(QST)、宇藤裕康(QST)が講演を行い、原型炉設計の現状などが紹介された。

4.5 共同研究の公募

原型炉設計に関わる共同研究の公募を行った。その結果、物質材料研究機構 小野嘉則氏から提案された「極低温用構造材料の高強度化に関する研究」が採択された。4Kでの設計耐力1、200MPaを目指すもので、電磁力を支持する極低温用構造材料の総量を減少させることが期待される。

4.6 その他の活動

○ITER/BA 成果報告会での活動報告

2016年2月22日に東京で開催されたITER/BA 成果報告会において、2015年度に設置された核融合コミュニティの新しい組織(核融合科学技術委員会(2015年3月発足)、原型炉開発総合戦略タスクフォース(2015年6月発足)、原型炉設計合同特別チーム(2015年6月発足))を紹介し、それらの活動目標や期待される成果をまとめた。

○年次報告書など活動報告のまとめ

原型炉設計活動は、今後の核融合炉開発に向けて重要な活動であり、その組織化は活動を継続させるために必須である。全日本体制でこの組織を拡大していくためには、活動状況の発信、情報共有を広げ、進化させて行くことが必要である。年次報告書をまとめることはこのような活動の一環であり、多くの研究者、技術者への情報公開でもある。Action Planに示された検討課題の内容を踏まえながら、原型炉設計活動を文書として記録する活動を継続する。

5. プロジェクト管理

特別チームの概念設計活動は、産学の全日本体制での活動であり膨大な作業を伴うため、これらを効率的に遂行できるよう設計活動を一つのプロジェクトとしてプロジェクト管理手法を適用した。基本方針は、特別チーム設計活動の『見える化』と『実効化』である。

プロジェクト管理は、グローバルスタンダードとして各種 ISO、PMBOK で規定され、全世界の各種プロジェクトで展開されている管理手法である。具体的には、プロジェクトの定義(要求事項と実現事項)を行い、実施内容はマニュアルで明文化し品質規定を行い、品質を確保する。また、実施事項・責任所掌は WBS (Work breakdown structure) /DOR (Division of Responsibility)で明確化し、アクティビティをプロセスとして整備する。キーマイルストーンを設定し、成果の工程管理を行うマネージメントである。

2015 年度の主な成果は一連の活動として、プロジェクトの定義(要求事項と実現事項)を行い、概念設計活動の実施内容はマニュアルで明文化し、品質規定し品質を確保した。更に合同コアチームが定めた技術基盤コアチャートに従い、2020 年の中間チェック&レビューに向けた概念設計の実施事項・責任所掌を WBS/DOR で明確化した。これらアクティビティをプロセスとして整備し、キーマイルストーンを設定の上、成果の工程管理を可能な状態とした。

2015 年度の主な成果

- 1) 各種マニュアルの整備...設計活動のルール作り (図書管理他)
- 2) WBS/DOR の策定...実施内容の具体化、責任所掌と担当の明確化
- 3) コミュニケーションと情報管理・発信...定例会議、週報・月報発信、議事録、図書等の文書管理と情報クラス管理
- 4) プロセスマップ・工程表の策定と工程管理...工程管理の適用
- 5) 設計根拠集の整備・・・設計前提条件・根拠の明確化・共有化

5.1 各種マニュアルの整備 (プロジェクトマニュアル体系)

プロジェクト管理マニュアルは、ISO10006.2003(JIS Q 10006.2004); Quality Management in Projects、ISO 9001.2008(JIS Q 9001.2008); Quality Management、ISO 21500.2012(PMBOK); Project Management 及び ISO 10007.2003; Configuration Management の設計業務関連の規定を参考に策定した。原型炉概念設計方針、組織・機能、WBS/DOR 作成要領他のプロジェクト全般分とインターフェイス要領、図書類の承認プロセス及び図書管理要領他のコミュニケーション管理分及びリスク、品質管理分として 23 マニュアル (図 5.1-1) を制定した。マニュアルで業務ルールを規定したが、管理者の権限と役割を浸透させて機能化すべく、実態を把握しながら見直しを継続予定である。

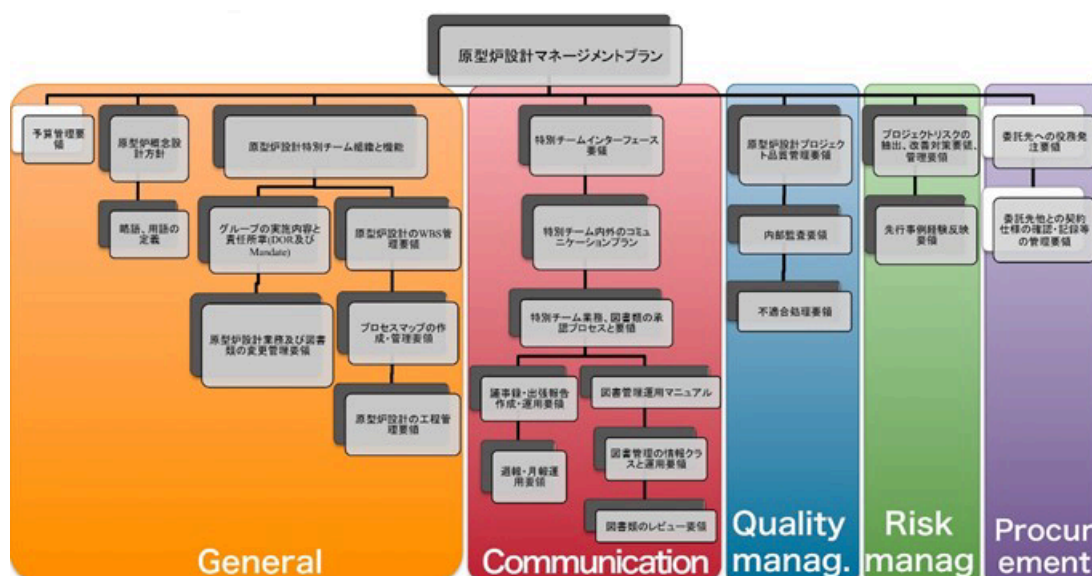


図 5.1-1 プロジェクトマニュアル体系

5.2 WBS/DOR の策定

合同コアチームの技術基盤構築チャートをベースにWBS展開を実施した。WBSの基本構造は、概念設計作業に多くの研究要素、技術検討要素があるため、先ず機能WBSを設定し、機能WBSで必要な機器・設備を機器WBSとして展開した。WBSのレベルは1-5まで展開し、レベル5には成果物として図書名を規定した(図5.2-1)。これをもとに特別チーム内の各設計グループの所掌・責任範囲をDORとして明確化した。

WBS/DORは単に作成するのではなく、特別チーム実態も加味し段階的に整備を行い、技術基盤構築チャートの技術基盤のActivityを展開して、機能・機器WBSとして初版を作成した。次いで、Mandate(2015年度、中間C&Rまでの概念設計内容)から実施内容を具体化し、必要なActivity及び機器展開、成果物を追加した。最終的にプロセスマップを基にActivityのプロセスを整理し、必要な入力情報、出力情報の流れ、繋がりから詳細化した。

詳細化だけでは、年度展開の全体像が不明瞭となるので重点実施項目をピックアップして焦点化と簡略化を行い、ベクトルの集約化を実施予定である。

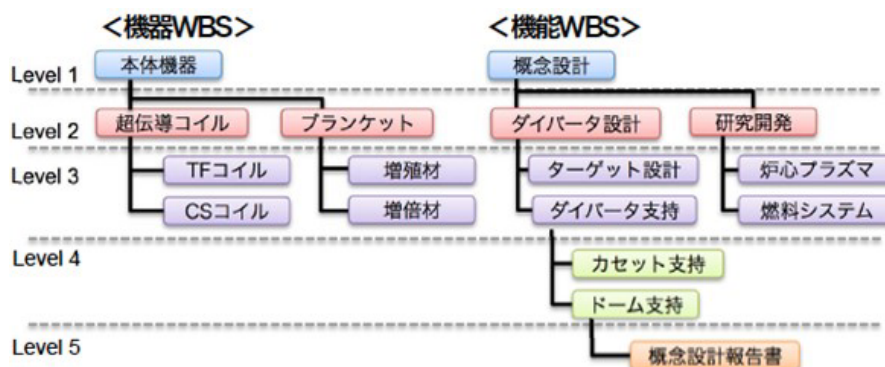


図 5.2-1 WBS 構造

5.3 コミュニケーション及び情報管理・発信

5.3.1 特別チーム内コミュニケーション

特別チーム内コミュニケーションとして、定期的な Gr ミーティング、全体ミーティングを実施中である。打合せ結果は議事録を作成して、協議結果他も図書として記録し都度確認、共有することを定着させた。

また、活動状況は週報、月報を定期的にチーム内外に配信し情報共有化を図ることも定着させた。運用段階の改善点として、読者の意見・反響を聞きながら記載内容を充実させ、特別チーム活動の“今”を広く情報発信中である。

週報：

会合の内容や設計状況の背景を補足し活動進捗状況を報告

月報：

どのような活動により何が決まったかなど、成果を中心に特別チーム主要な動きを報告

5.3.2 情報管理・発信

WBS No.を加味した付番要領を定め夫々の図書に付番し、特別チーム内で制定した承認プロセスに従い図書を作成、配信するようにした。また、作成した図書は分類毎に特別チームサーバーに原本として保管する運用とした。

また、情報管理クラスを定めて作成図書に記載して管理を行うようにした。

図書分類：

T:技術図書、P:学会等の発表資料、M:議事録／出張報告、S:発注仕様書、W:業務要領 等

情報管理クラス；

- クラス A：特定の機密情報（量研機構、関連研究機関、協力会社等の技術ノウハウ、営業情報他）で、帰属を明確にし、関係者限定で取扱う情報
- クラス B：技術情報全般であるが、特別チーム内のみで取り扱う情報。特別チーム外に開示する場合は NDA(Non-Disclosure Agreement)等の締結を行って取扱う情報
- クラス C：論文、カタログ他の一般公開情報で公知なもの若しくは開示制限が必要ないと判断される特段の情報管理を要しない情報

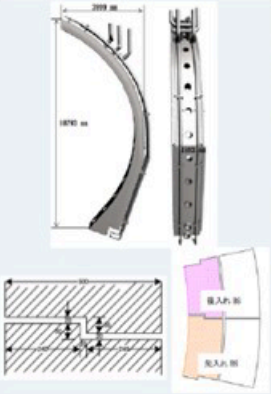
5.4 進捗フォローの実施

工程管理ガイドラインを定めて、WBS/DOR を基に作成されたプロセスマップに基づき、工程表を作成した。プロセスマップは WBS の実施項目毎に入力／出力情報をリンク付けした検討フローを表したものである。全体工程は中間チェック&レビューまでの期間内で作成した。工程管理は定期的(1回/月)に進捗状況を把握し管理する運用とし、フォロー結果も含め工程表は特別チーム内サーバーに格納し、特別チーム内全員で共有している。

5.5 設計根拠集の作成

各機器・設備の設計検討の前提条件を明確化・共有するため、設計根拠集を整備した。機器 WBS を基に設計パラメータを DOR 担当者が記載し、BA 設計レビュー結果の反映及び主要な設計パラメータに焦点化して、過去の検討状況を踏まえ集約版とした。一例を表 5.5-1 に示す。

表 5.5-1 設計根拠集(例)

項目	設計数値等	引用図書	引用理由	トレードオフ	備考
構造材料	SUS316L ?	H26年度設計報告書「BA原型炉におけるブランケットセグメントの概念設計」P2-3	信頼度：中 大型構造物の加工性を考慮してSUS316とした	製作性 廃棄物量	廃棄物低減の観点からF82Hの可能性も要検討
寸法(1体あたり)		H26年度設計報告書「BA原型炉におけるブランケットセグメントの概念設計」P3-6 H26年度設計報告書「BA原型炉の炉構造及び遠隔保守の設計検討」P2.1.1-10	信頼度：中 2012モデル(Rp = 8.2 m)対応寸法のため、改訂必要	遠隔保守	側面に段差を付け、隣接セグメント間の中性子ストリーミング低減

5.6 総括と次年度展開

プロジェクト管理の枠組みは完成したが、実効化に向けた PDCA 要素は多々あり、定着化も考慮して継続的にプロジェクト管理をカスタマイズしていく予定である。

プロジェクト管理の良い点/改善すべき点（マニュアルの運用状況他）をチーム員に確認にし、改善点を明確化し、重点実施事項に焦点化して更に分かり易い目標・成果・期限設定等に具体化する。

また、設計作業の効率化、プロジェクトマネジメント実効化及びチーム内図書の承認プロセスや図書共有等の円滑化を図るため、コレポンツールを本格導入する。これにより、これまでに整備したプロジェクト管理の骨子をベースに、図書管理や工程フォローを着実に実行し、所定の成果が出るよう運用を継続する。

付録

原型炉設計合同特別チームメンバーリスト

飛田 健次 (チームリーダー。 量研機構)
青木 晃 (チームリーダー補佐。 三菱重工)
西村 新 (総合調整グループ グループリーダー。核融合研)
日渡 良爾 (システム設計グループ グループリーダー。量研機構)
坂本 宜照 (物理設計グループ グループリーダー & チームリーダー補佐。量研機構)
谷川 尚 (安全設計グループ グループリーダー。量研機構) 2016年3月まで
(以降、非常勤者)
染谷 洋二 (安全設計グループ グループリーダー代理。量研機構)

常勤者

朝倉 伸幸 (量研機構)
宇藤 裕康 (量研機構)
星野 一生 (量研機構) 2016年3月まで (以降、非常勤者)
中村 誠 (量研機構) 2016年3月まで (以降、非常勤者)
工藤 広信 (金属技研)
三善 悠矢 (量研機構)
渡邊 和仁 (東芝)
本間 裕貴 (量研機構)
徳永 晋介 (RIST)
尾崎 文子 (量研機構)
高瀬 治彦 (東芝) 2016年3月まで (以降、非常勤者)
増井 章裕 (MHI原子力) 2016年2月まで (以降、非常勤者)
ジャエシュ・ジャリワラ (量研機構)

非常勤者

笠田 竜太 (京大)、尾崎 章 (東芝)、澤 直樹 (三菱重工)、池田 佳隆 (量研機構)、
石井 康友 (量研機構)、落合 謙太郎 (量研機構)

功刀 資彰 (京大)、乗松 孝好 (阪大)、波多野 雄治 (富山大)、橋爪 秀利 (東北大)、
雨宮 尚之 (京大)、片山 一成 (九大)、横峯 健彦 (京大)、野上 修平 (東北大)、
田中 照也 (核融合研)、渡邊 英雄 (九大)、遊佐 訓孝 (東北大)、江原 真司 (東北大)、
淡路 智 (東北大)、近藤 正聡 (東工大)、福田 誠 (東北大)、後藤 拓也 (核融合研)、
伴野 信哉 (物材機構) 小野 嘉則 (物材機構)、伊藤 保之 (東芝)、坂 成人 (三菱重工)、
若林 幹生 (三菱重工)、鹿野 文寿 (東芝)、浅野 史朗 (東芝)、葛西 裕磨 (三菱電機)、
田戸 茂 (三菱電機)、長谷川 満 (三菱電機)、金岡 武志 (三菱電機)、村田 幸弘 (日立)、
小泉 徳潔 (量研機構)、谷川 博康 (量研機構)、磯部 兼嗣 (量研機構)、中道 勝 (量研機構)、
角舘 聡 (量研機構)

福山 淳 (京大)、藤田 隆明 (名大)、長崎 百伸 (京大)、出射 浩 (九大)、
坂本 瑞樹 (筑波大)、今寺 賢志 (京大)、浦田 一宏 (三菱重工)、高瀬 治彦 (東芝)、
新谷 吉郎 (東芝)、井手 俊介 (量研機構)、林 伸彦 (量研機構)、星野 一生 (量研機構)、
相羽 信行 (量研機構)、松山 顕之 (量研機構)

谷川 尚 (量研機構)、小西 哲之 (京大)、柳原 敏 (福井大)、鳥養 祐二 (茨城大)、
川崎 大介 (福井大)、清水 克祐 (三菱重工)、増井 章裕 (MHI原子力)、荒木 隆夫 (東芝)、
滝脇 賢也 (東芝)、中村 誠 (量研機構) 林 巧 (量研機構)

(2016年9月1日現在)

年次報告書の項目と Action Plan (2016 年 3 月版) の項目との対応

年次報告書目次	Action Plan (2016 年 3 月版) の項目	実施期間
1. はじめに		
1.1 BA 原型炉設計レビュー会合	0 炉設計：特:BA 炉設計レビュー	
1.2 技術基盤構築チャートを踏 まえた設計活動	対応する項目なし	
1.3 ワーキンググループの設置	0 炉概念：運転計画 0 炉概念：SC 材評価・目標設定 1 超伝導コイル：SC 概念設計・基本設計 1 1 超伝導コイル：SC 保守の概念検討 1 超伝導コイル：超伝導線材 (Nb3Sn、 Nb3Al、NbTi、ReBCO) 予備検討 1 超伝導コイル：高強度構造材料予備検討 1 超伝導コイル：耐放射線性絶縁材予備検 討 2. ブランケット：原型炉ブランケット、ト リチウム回収系統の概念設計	2015→2018 2015→2017 2015→2019 2015→2017 2015→2019 2015→2019 2015→2019
2. BA 原型炉設計レビュー		
2.1 各テーマの主要論点	0 炉設計：特:BA 炉設計レビュー	2015→2015
2.2 設計への検討	0 炉設計：特:BA 炉設計レビュー	2015→2015
2.3 設計根拠集の策定	0 炉設計：特:BA 炉設計レビュー	2015→2015
3. 概念設計の進捗状況		
3.1 物理検討		
3.1.1 原型炉設計パラメータ 領域の評価	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定	2015→2019
3.1.2 設計楕円度の検討	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定	2015→2019
3.1.3 追加熱による CS 磁束 消費の低減	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定	2015→2019
3.1.4 ペレット入射条件の評 価	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定 7 燃料システム：燃料供給シナリオの策定	2015→2019 2015→2018
3.1.5 ペDESTAL および ELM の評価	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定	2015→2019
3.1.6 ディスラプションの影 響評価に向けたコード 開発	6 炉心プラズマ：物理設計と炉心プラズマ パラメータ設定 5 理論・シミュレーション：ディスラプシ ョン第 1 原理系 SMC の開発	2015→2019 2015→2019
3.2 ダイバータ		
3.2.1 ダイバータ工学設計	3 ダイバータ：W-Cu 合金水冷却ダイバータ 機器の特性評価	
3.2.2 ダイバータ物理	3 ダイバータ：ダイバータシミュレーシ ョンコードの改良 3 ダイバータ：原型炉で使用可能な排気装 置の検討	2015→2026 2016→2026
3.2.3 ダイバータモデリング 開発	3 ダイバータ：ダイバータプラズマのシミ ュレーションによる再現	2016→2019

3.2.4 原型炉における先進ダイバータの検討	3 ダイバータ：先進ダイバータ概念の評価と開発推進の判断 3 ダイバータ：先進的磁場構造等の評価	2015→2019 2015→2019
3.3 ブランケット		
3.3.1 ブランケットWGの設置と活動概要	2 ブランケット：原型炉ブランケット、トリチウム回収系統の概念設計	2015→2019
3.3.2 ブランケット工学設計	2 ブランケット：原型炉ブランケット、トリチウム回収系統の概念設計	2015→2019
3.4 遠隔保守		
3.4.1 炉心プラズマの位置制御性の比較	0 炉設計：保守方式選択 10 稼働率と保守性：保守方式の暫定 10 稼働率と保守性：炉構造・パラメータの決定	2015→2018 2015→2017 2015→2017
3.4.2 遠隔保守技術の技術成立性の比較	0 炉設計：保守方式選択 10 稼働率と保守性：保守方式の暫定	2015→2018 2015→2017
3.5 超伝導コイル		
3.5.1 原型炉超伝導コイルWGの設置と活動概要	0 炉概念：SC材評価・目標設定 1 超伝導コイル：SC概念設計・基本設計 1 超伝導コイル：SC保守の概念検討 1 超伝導コイル：超伝導線材(Nb ₃ Sn、Nb ₃ Al、NbTi、ReBCO)予備検討 1 超伝導コイル：高強度構造材料予備検討 1 超伝導コイル：耐放射線性絶縁材予備検討	2015→2017 2015→2019 2015→2017 2015→2019 2015→2019 2015→2019
3.5.2 超伝導コイル設計	1 超伝導コイル：SC概念設計・基本設計	2015→2019
3.6 接合技術		
3.6.1 接合部リストと3D-CADを用いた接合部の可視化	2 ブランケット：設計用データベースの構築 8 核融合炉材料と規格・基準：ブランケット構造体製作技術の確立	2016→2019 2015→2019
3.6.2 まとめと今後の課題	対応する項目なし	
3.7 プラント設備		
3.7.1 一次冷却系の検討	9 安全性：原型炉プラントの安全上の特徴整理	2015→2016
3.7.2 トリチウム透過量の検討	9.安全性：原型炉プラントの安全上の特徴整理	2015→2016
3.7.3 トリチウム除去系の検討	9 安全性:安全性確保の方針と整合する設計条件の策定(概念設計)	2020→2026
3.7.4 崩壊熱除去システムの検討	9.安全性:安全性確保の方針と整合する設計条件の策定(概念設計)	2020→2026
3.7.5 プロットプラン	対応する項目なし	
3.8 安全性		
3.8.1 トリチウム環境放出に伴う公衆被ばく	9.安全性：原型炉プラントの安全上の特徴整理 9.安全性：環境トリチウムの規制目標の調査・検討	2015→2016 2015→2019
3.8.2 事故事象分析と安全システム	9.安全性：原型炉プラントの安全上の特徴整理	2015→2016
3.8.3 放射性廃棄物	8.核融合炉材料と規格・基準：原型炉に要求される材料スペックを明確化	2015→2016

	9. 安全性：原型炉プラントの安全上の特徴整理	2015→2016
3.9 原型炉運転計画 WG の設置と活動概要	0. 炉概念：運転計画	2015→2018
4. 総合調整グループ活動		
4.1 情報収集と情報発信	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
4.2 Action Plan 作成への参画	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
4.3 NIFS 核融合工学研究プロジェクト会合と原型炉設計技術検討会合	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
4.4 シンポジウムの開催、学会での報告、学会連携	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
4.5 共同研究の公募	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
4.6 その他の活動	12. 社会連携：核融合エネルギー開発ロードマップ/原型炉設計活動に関する社会連携活動の実施	2016→2019
5. プロジェクト管理		
5.1 各種マニュアルの整備（プロジェクトマニュアル体系）	対応する項目なし	
5.2 WBS/DOR の策定	対応する項目なし	
5.3 コミュニケーション及び情報管理・発信	対応する項目なし	
5.4 進捗フォローの実施	対応する項目なし	
5.5 設計根拠集の作成	対応する項目なし	
5.6 総括と次年度展開	対応する項目なし	

注) 実施期間については特別チーム内での見直し結果が含まれる。

<http://www.qst.go.jp>