

テキスト 核融合炉

目次

はじめに	1
第1章 エネルギーと地球環境問題	2
1.1 21世紀における核融合の役割	2
1.2 核融合の特性	4
1.2.1 資源量	
1.2.2 安全性・安心感	
1.2.3 放射性廃棄物	
1.2.4 二酸化炭素排出量	
1.2.5 発電コスト	
1.2.6 総合評価	
1.3 日本の核融合計画	8
第2章 トカマク炉の基礎	11
2.1 核融合炉に求められる一般要件	11
2.1.1 プラントの経済性	
2.1.2 運転特性	
2.1.3 出力規模	
2.1.4 設備利用率	
2.1.5 導入速度とトリチウム増殖率	
2.2 トカマク核融合炉の構成	13
2.2.1 プラズマ閉じ込めのための構造	
2.2.2 エネルギーを取り出すための構造	
2.3 プラズマの平衡と自己形成	15
2.3.1 プラズマの力学的平衡	
2.3.2 プラズマ自己形成	
2.4 核融合炉におけるエネルギーの流れ	17
2.4.1 プラズマ中のエネルギーフロー	
2.4.2 プラズマからブランケットへのエネルギーの流れ	
2.4.3 ブランケット外のエネルギーの流れ	
2.5 核融合炉の安全性	20
2.5.1 トリチウムの閉じ込めと安全性	
2.5.2 燃料サイクルの視点からの安全性の差異	
2.6 核融合炉の運転特性と利用形態	23
2.7 設計に取りかかる前に	23
第3章 トカマク炉の設計	25
3.1 設計の概観	25
3.1.1 概念設計の大きな流れ	
3.1.2 核融合炉の要件とパワーフロー	
3.1.3 核融合炉の運転領域と動作点	
3.1.4 核融合炉設計の制約条件	
3.2 炉の構造を決める	33
3.2.1 超伝導コイル	

3.2.2	増殖ブランケット	
3.2.3	遮蔽	
3.2.4	導体シェル	
3.2.5	ダイバータ	
3.2.6	クライオスタット	
3.2.7	保守方式と炉構造	
3.3	炉の大きさを決める	42
3.3.1	炉心プラズマ設計	
3.3.2	炉工学基本設計	
3.4	プラズマの形状を決める	49
3.4.1	はじめに	
3.4.2	プラズマ形状と多重極磁場	
3.4.3	ダイバータ平衡形成に関する留意点	
3.4.4	運転シナリオの考え方	
3.5	核融合炉の運転と制御	55
3.5.1	燃焼プラズマの特徴と制御の考え方	
3.5.2	プラズマ運転領域の設定	
3.5.3	運転モード（シナリオ）	
3.5.4	各運転フェーズにおける運転と制御の考え方	
3.6	炉のシステム性能を決める	62
3.6.1	トリチウムの自己生産	
3.6.2	寿命	
3.6.3	効率	
3.7	保守・保全と停止後の対策	69
3.7.1	点検，保守される機器の分類	
3.7.2	プラズマ真空容器内機器	
3.7.3	クライオスタット内機器（プラズマ真空容器外，生体遮蔽内機器）	
3.7.4	生体遮蔽外部機器	
3.7.5	放射線管理区域外機器	
3.7.6	遠隔操作機構	
3.7.7	運転中の廃棄物	
3.7.8	停止後の処理	
3.7.9	廃炉後の廃棄物	
3.8	安全確保の考え方と設計対応	75
3.8.1	核融合炉の安全上の特徴	
3.8.2	安全確保の考え方	
3.9	プラント設計で考慮すべきこと	82
3.9.1	プラントの規模	
3.9.2	核融合炉の電源の有効利用率	
3.9.3	電力系統への接続	
第4章	炉心プラズマに関する基盤と課題	86
4.1	閉じ込め性能	86
4.1.1	閉じ込め比例則	
4.1.2	Hモード閾パワー	
4.1.3	周辺ペDESTAL	
4.1.4	内部輸送障壁	
4.1.5	粒子輸送	
4.1.6	トロイダル回転	
4.1.7	高エネルギー粒子	
4.2	運転限界	92
4.2.1	ベータ限界	

4.2.2	密度限界	
4.2.3	ディスラプション	
4.2.4	ディスラプションの影響	
4.2.5	ディスラプションの制御	
4.3	熱・粒子制御	98
4.3.1	定常熱負荷	
4.3.2	ELM, ディスラプション等による非定常熱負荷と制御手法	
4.3.3	プラズマ・壁材料相互作用現象の課題	
4.4	電流維持制御	112
4.4.1	非誘導電流駆動	
4.4.2	原型炉に向けた課題	
4.5	総合性能	117
4.5.1	原型炉に要求される総合性能	
4.5.2	過渡的な条件での総合性能の現状	
4.5.3	準定常状態での総合性能の現状	
4.5.4	定常状態での総合性能の現状	
4.5.5	原型炉に向けた課題	
4.6	炉心シミュレーション	122
4.6.1	統合コード	
4.6.2	炉心シミュレーションに求められるもの	
4.6.3	今後の開発課題	
第5章	炉工学技術に関する基盤と課題	128
5.1	ブランケットと熱変換システム	128
5.1.1	ブランケットと冷却・発電システム	
5.1.2	ブランケットの構造と負荷条件	
5.1.3	概念設計の実例	
5.1.4	関連する技術開発の現状	
5.1.5	材料開発	
5.2	炉構造と放射線遮蔽	144
5.2.1	炉構造	
5.2.2	放射線遮蔽	
5.3	耐熱構造機器	154
5.3.1	ダイバータの除熱技術	
5.3.2	ダイバータの熱応力と疲労	
5.4	超伝導コイルと極低温システム, 電源システム	161
5.4.1	超伝導コイル	
5.4.2	横荷重対策と大電磁力導体開発	
5.4.3	超伝導コイル材料の放射線照射効果	
5.4.4	極低温構造材料	
5.4.5	コイル電源	
5.4.6	ヘリウム液化冷凍機	
5.4.7	熱遮蔽板	
5.5	粒子補給と粒子排気システム	170
5.5.1	高効率粒子補給	
5.5.2	粒子排気	
5.5.3	燃料精製・回収・不純物分離	
5.5.4	水素同位体分離	
5.5.5	燃料貯蔵・計量管理	
5.6	加熱・電流駆動システム	176
5.6.1	電子サイクロトロンシステムなど	
5.6.2	中性粒子入射装置	

5.7 制御用測定装置と制御機器	186
5.7.1 ITER の計測器と原型炉に求められる要件	
5.7.2 原型炉における計測機器	
5.7.3 制御機器	
5.7.4 原型炉の制御システムの課題	
5.8 運転保守	193
5.8.1 保守条件	
5.8.2 遠隔保守技術	
5.8.3 ホットセル施設	
5.8.4 原型炉に向けての課題と方針	
5.9 放射線環境安全, 機器安全	200
5.9.1 外部被ばく防護に係る遮蔽とゾーニングの考え方	
5.9.2 内部被ばく防護に係る放射性物質の閉じ込めと段階的負圧管理や風向制御のあり方	
5.9.3 モニタリング設備	
5.9.4 気体廃棄物処理設備	
5.9.5 液体廃棄物処理設備	
5.9.6 固体廃棄物処理設備	
第6章 商用炉への道	206
6.1 段階的開発	206
6.2 実験炉	207
6.3 原型炉とロードマップ	207
6.4 ITER から原型炉, 商用炉に向かった課題	208
6.5 原型炉から商用炉への開発	209
補稿1 いろいろな核融合炉概念設計	212
A1.1 トカマク発電プラントの概念例	212
A1.1.1 SSTR	
A1.1.2 IDLT	
A1.1.3 CREST	
A1.1.4 Demo-CREST	
A1.1.5 VECTOR	
A1.1.6 SlimCS	
A1.2 バイオマスとのハイブリッド炉概念例	216
補稿2 高温の熱工学	219
A2.1 産業における高温技術	219
A2.1.1 熱源温度と熱効率の関係	
A2.1.2 蒸気タービン発電	
A2.1.3 燃焼ガスタービン発電	
A2.2 高温の取扱技術	221
A2.2.1 高温機器の耐圧技術	
A2.2.2 高温機器の支持技術	
A2.2.3 高温機器の開発試験	
A2.3 高温発電技術	226
A2.4 核融合炉への適用性	228
編集後記	230

執筆者一覧

第1章 エネルギーと地球環境問題

- 1.1 21世紀における核融合の役割 (小川雄一)
- 1.2 核融合の特性 (小川雄一)
- 1.3 日本の核融合計画 (松田慎三郎)

第2章 トカマク炉の基礎

- 2.1 核融合炉に求められる一般要件 (岡野邦彦)
- 2.2 トカマク核融合炉の構成 (岡野邦彦)
- 2.3 プラズマの平衡と自己形成 (岡野邦彦)
- 2.4 核融合炉におけるエネルギーの流れ (岡野邦彦)
- 2.5 核融合炉の安全性 (岡野邦彦)
- 2.6 核融合炉の運転特性と利用形態 (岡野邦彦)
- 2.7 設計に取りかかる前に (飛田健次)

第3章 トカマク炉の設計

- 3.1 設計の概観 (岡野邦彦, 西谷健夫, 日渡良爾, 松田慎三郎)
- 3.2 炉の構造を決める (飛田健次)
- 3.3 炉の大きさを決める (日渡良爾, 飛田健次)
- 3.4 プラズマの形状を決める (新谷吉郎)
- 3.5 核融合炉の運転と制御 (坂本宜照)
- 3.6 炉のシステム性能を決める (西谷健夫, 飛田健次)
- 3.7 保守・保全と停止後の対策 (西村 新, 飛田健次)
- 3.8 安全確保の考え方と設計対応 (林 巧)
- 3.9 プラント設計で考慮すべきこと (松川 誠, 松田慎三郎)

第4章 炉心プラズマに関する基盤と課題

- 4.1 閉じ込め性能 (坂本宜照)
- 4.2 運転限界 (坂本宜照, 飛田健次)
- 4.3 熱・粒子制御 (朝倉伸幸, 坂本宜照, 上田良夫)
- 4.4 電流維持制御 (坂本宜照)
- 4.5 総合性能 (坂本宜照)
- 4.6 炉心シミュレーション (矢木雅敏, 福山 淳, 小関隆久)

第5章 炉工学技術に関する基盤と課題

- 5.1 ブランケットと熱変換システム (谷川 尚)
- 5.2 炉構造と放射線遮蔽 (田中照也)
- 5.3 耐熱構造機器 (荒木政則, 鈴木哲, 谷川 尚)
- 5.4 超伝導コイルと極低温システム, 電源システム (西村 新)
- 5.5 粒子補給と粒子排気システム (林 巧)
- 5.6 加熱・電流駆動システム (坂本慶司, 井上多加志)
- 5.7 制御用測定装置と制御機器 (岡本 敦, 西谷健夫, 坂本宜照, 松田慎三郎)
- 5.8 運転保守 (角館 聡)
- 5.9 放射線環境安全, 機器安全 (林 巧)

第6章 商用炉への道(松田慎三郎)

- 補稿1 いろいろな核融合炉概念設計 (岡野邦彦, 小西哲之)
- 補稿2 高温の熱工学 (稲垣嘉之, 小川益郎)

表紙はこれまでに日本で検討されたトカマク型核融合炉概念設計で、左上から時計回りに、VECTOR (商用炉), SSTR (原型炉), SlimCS (原型炉), Demo-CREST (原型炉)。中央の光は宇宙で核融合を起こしている球状星団M13の天体画像(執筆者のひとり岡野が撮影)を加工。

はじめに

核融合原型炉や商用炉を構想し、実現するには研究開発に携わる核融合研究者・技術者のためまざる努力と総合力が問われることになる。核融合研究開発の特徴は、その研究開発が数十年という長期に亘り、世代をまたいで継続・発展する必要があるという点である。従って、真に原型炉を担う若い世代に引き継ぐべく、これまで蓄積されてきた知見や課題の理解をまとめておくことが重要である。一方、各専門分野の研究者はそれぞれの分野内での先端的な研究に没頭しがちであるが、核融合炉や炉を構成するシステムについての理解を深めることにより、適宜全体の中での自らの役割を確かめ、貢献の意義を正しく把握することが必要である。

以上の視点を踏まえ、核融合トカマク炉を構想することを目的として核融合炉の設計と、その基礎となるプラズマ物理・炉工学に関するテキストの作成を企画した。本書は核融合炉をプラズマ物理・炉工学技術を統合したエネルギーシステムとして捉え、具体的な課題を通して手法の理解に重点をおくもので、特に若い世代の人達が高い志と関心を持って、設計や開発研究に参加するための材料として提供するものである。

既に核融合炉の設計例は幾つかあるものの、それぞれさまざまな仮定や将来見通しに基づいて検討されており、これが必然的帰結というものは無い。仮定の置き方や今後の研究開発の展開によって選択すべき道が変わり得るものである。本書は核融合炉を構想するには如何なる技術的検討が必要かを読者と共に考えることを基本としており、通常の解説書やレビュー書ではない。また、設計を中心に構成しているものの、核融合炉の設計報告書でもない。即ち、設計をしたり、研究計画を作る際の手法 (methodology) を身につけることを主眼としている。研究者・技術者が自ら解決すべき、あるいは開発すべき多くの重要課題を取り上げつつ、取り組みにあたってのアプローチや設計の選択は読者に委ねるという姿勢を貫いている。

本書の対象は、大学院生から、ポストドク、社会人となって研究を始めた年代 (20 代～30 代) の若手研究者、及び年代に関係なく新たな動機によって他分野から参加しようとする研究者・技術者など、広範な分野の人々を想定している。また、既に専門家として活躍している研究者・技術者に対して、核融合炉をより深く理解することにより、それぞれの研究開発の企画や方向の調整に生かされることを期待する。なお、本書はトカマク炉を念頭に全体を構成しているが、炉型の違いにより技術的、物理的ベースが異なるヘリカル炉やレーザー炉に対しても、手法の大部分は共通するものであることに留意したい。

第 1 章と第 2 章は設計の背景を理解するためのもので、第 3 章以下の議論の展開のための基礎をなすものである。第 3 章が本書の特徴を具現するもので、核融合炉の設計を進める上での重要事項を取り上げた。第 4 章と第 5 章では炉心プラズマ物理と炉工学に関してそれぞれ設計との関わりに於いて重要な課題を中心に記述することとした。既に得られている technical basis については可能な限り体系的かつ簡潔に記述することに務め、今後の課題と進めるべき方向性については幾つかの示唆を記述した。第 6 章は参考として国が中心となって進めてきた核融合計画について記述した。補稿 1 では核融合炉の設計例を比較検討し、補稿 2 は今後発電炉に向けて特に重要性が高くなる熱工学に関する課題を取り上げた。また、全体に亘って新たに課題に取り組む読者のためにできるだけ文献の充実努めた。なお、第 1 章と第 6 章の相当部分はこれらの執筆者らが同じく執筆分担した IAEA から出版予定の「Fusion Physics and Technology」の Section 11.1 Fusion Reactor Studies (英語版) の日本語訳に近いものである。IAEA の理解に感謝したい。

本書は執筆者一覧に示す分担で執筆したが、その内容については専門委員会における活発な議論を通して全員で纏めたものである。核融合発電炉の実現に向けて研究が進展し、本書の大幅改訂版が出ることを期待する。

第1章 エネルギーと地球環境問題

核融合エネルギーは、資源量・供給安定性、安全性、環境適合性、核拡散抵抗性、放射性廃棄物の処理・処分等の観点で優れた可能性と社会受容性を有しており、恒久的な人類のエネルギー源として魅力的な候補である。特に近年は、地球環境問題への関心が高い点に鑑み、21世紀後半において核融合エネルギーが世界の環境問題にどれだけ貢献できるか定量的に議論した。また資源量、安全性・安心感、放射性廃棄物、二酸化炭素排出量および発電コストについて定量的に評価し、他のエネルギー源との比較を踏まえた総合的評価を行ってみた。最後に、我が国の核融合研究開発を推進してきた組織や体制および予算措置に対してレビューすると共に、ITER計画をはじめとする今後の核融合研究開発に対する我が国の推進方針について簡単に紹介する。

1.1 21世紀における核融合の役割

エネルギーは人類活動の基本要素であり、人類はエネルギーを巧みに利用することにより、現在の文明社会を築いてきた。一方で、産業革命以降のエネルギー大量消費は、エネルギー資源の枯渇や地球規模での環境問題を引き起こしており、環境と調和し豊かで安全なエネルギーの安定確保は我が国のみならず人類全体にとって継続的な重要課題である。

化石エネルギーについては、比較的豊富な石炭等により当面の枯渇は予測されないものの、有限な資源である点に変わりはなく、また、大気中の二酸化炭素濃度の上昇等に伴う地球温暖化問題を始めた地球規模での環境問題への懸念が高まりつつある。図1-1に示すように、IPCC第4次報告書では、二酸化炭素放出と地球規模での気候変動問題にはかなり高い確率で関係があるという認識を示している。しかもこれまで言われていた550ppmをさらに厳しく450ppm以下に抑えることを求めている[1-1]。

長期のエネルギー需給及びそれに伴う環境問題について、その未来を予測することは非常に難しいが、21世紀後半には相当な規模での非化石エネルギーの導入が必要であると指摘されている。化石エネルギーに替わる新たなエネルギー源には、安定供給できることは言うまでもなく、世界規模でのエネルギー供給を満たし得る資源量があること、資源の地域的な偏在や社会的な導入の制約が少ないこと、我が国として自給性が高いこと等が求められる。さらには多様な形態でのエネルギー利用が可能であることも望まれる。

非化石エネルギーとしては、実績のあるものとして核分裂エネルギーと水力、風力、バイオマス、太陽光等の再生可能エネルギーが挙げられる。核分裂エネルギーの利用・開発、および再生可能エネルギーの研究開発を促進することが化石エネルギー依存から脱却するために必要であることは言を待たないが、その社会受容性、資源偏在性、供給安定性等を考慮すると、地球規模の視点から21世紀後半以降の環境とより調和した非化石エネルギー供給の拡大が望まれる。したがって、より魅力ある非化石エネルギー源の開発を進めておくことは、将来に

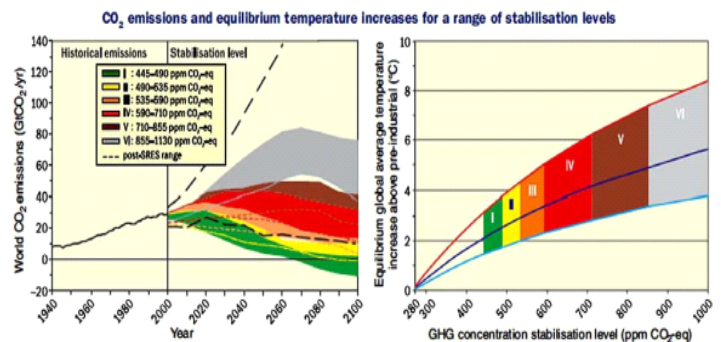


図1-1 二酸化炭素放出量の推移と今後の予測。および起こりうる平均温度の上昇予測 [1-1]。

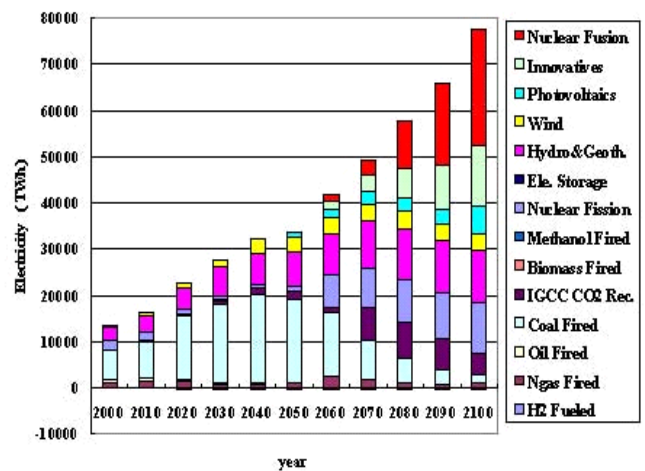


図1-2 CO₂濃度を550 ppmに抑えた場合の、世界の電力需要量の推移と、その電源構成[1-2a]。将来のエネルギー需要としてはIS92aモデルを採用している。核融合エネルギーは、2050年に65 mill/kWhで導入されると仮定している。

における人類の選択肢を広げておくために、現世代の我々がなすべき責務であろう。

核融合エネルギーは、資源量・供給安定性、安全性、環境適合性、核拡散抵抗性、放射性廃棄物の処理・処分等の観点で優れた可能性と社会受容性を有すると考えられており、恒久的な人類のエネルギー源として魅力的な候補である。

核融合エネルギー導入による地球環境への効用に関しては、日欧で分析がなされている。図 1-2 は時松らによりなされた解析結果である[1-2a,b]。ここでは 2100 年で 550ppm であるための各種エネルギー源の導入シナリオを分析している。なお核融合エネルギーは 2050 年に 66 mill/kWh として世界のエネルギー市場に導入されている。

欧州では、MARKAL モデルを用いて、同様な分析がなされている。図 1-3 では、二酸化炭素濃度をパラメータとして、2100 年段階での各種エネルギー源の導入量を示したものである[1-3]。これらの図から判るように、二酸化炭素濃度を 450-550ppm レベルまで抑えるためには、核融合エネルギーを有為な量で導入する必要があると言えよう。

一方、我が国における 21 世紀エネルギー需給に関して、(独)日本原子力研究開発機構では 2008 年に、「2100 年原子力ビジョン—低炭素社会への提言—」をまとめた[1-4]。再生可能エネルギーについては、日本の自然条件等からみて現実的に導入可能な最大規模を可能な限り早期に導入している。また原子力に関しても可能な限り導入することとしている。具体的には、当面は次世代型の軽水炉の増設を進め、2045 年からウラン資源利用効率の大幅な向上を可能とする高速増殖炉への切り替えを進めることとしている。また核融合に関しては、電源の多様化による一層のエネルギー安全保障の視点からも積極的に導入する事とし、技術開発の進展を踏まえ 2055 年から導入している。その結果、図 1-4 に示すように、核融合は全体の 14%のエネルギー供給を賄う事となった。

なお、これらエネルギー源のコストには、建設・運転・保守管理などの直接経費しか加味されていないが、環境変化や公衆衛生などの社会的影響をエネルギー外部性と称し、これにかかる経費が注目されている[1-5]。図 1-5 は、そのエネルギー外部性に対するコストを評価したものである[1-4]。化石燃料は地球温暖化に対する外部性コストがかなり高くなっていることが判る。因みに、核融合エネルギーの外部性コスト要因は C-14 の生成によるものである。

ところで、世界のエネルギー需要を賄うために、新たなエネルギー源を導入するためには、技術開発と併せて社会インフラ整備なども必要であり、数十年から 100 年規模の年月を要する。図 1-6 は過去 200 年間での米国における一次エネルギーの割合を示したものである[1-6]。18 世紀までは一次エネルギーとして木材が主であったが、19 世紀中ごろ以降は、石炭が主役となり、20 世紀中ごろには石油にとってかわられた。現在は天然ガスが大きな伸びを示していることが判る。従って、21 世紀のエネルギー・環境問題へ寄与するためには、出来るだけ早い時期

Scenario Rationale Perspective

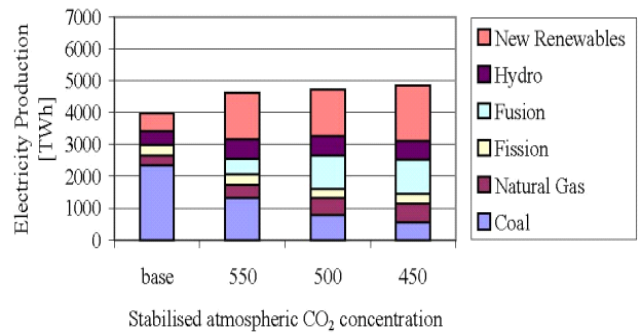


図 1-3 2100 年段階での西ヨーロッパ地区での電力需要とその電源構成[1-3]。

電源別発電電力量

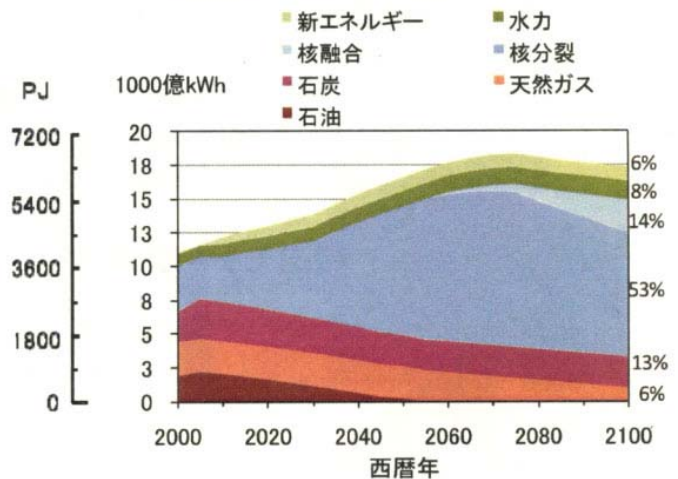


図 1-4 「2100 年原子力ビジョン」による、21 世紀における電力需要とその電源構成[1-4]。

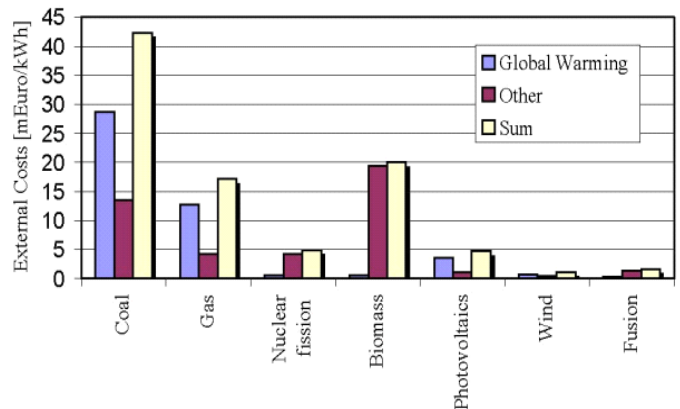


図 1-5 各種電源に対するエネルギー外部性コストの評価[1-3]。

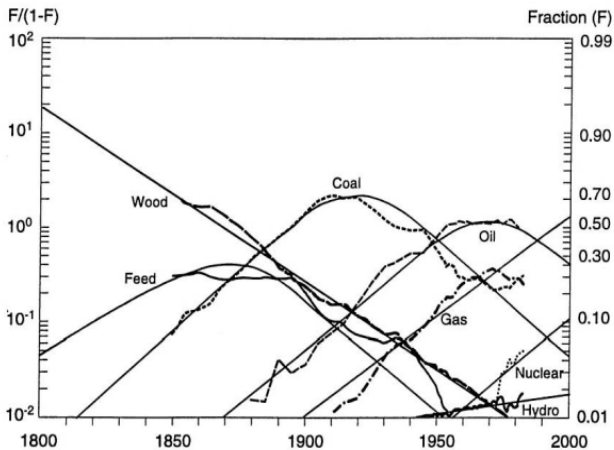


図 1-6 米国における一次エネルギー源供給割合の推移 [1-6].

に核融合エネルギーを実現させることが強く求められる。

以上のように、核融合エネルギーを早期に実現させることは、今後深刻化するであろう地球規模での環境問題の解決へ多大なる貢献が期待できる。しかも核融合エネルギーの導入は、単に環境問題への貢献のみならず、エネルギー資源に乏しい我が国のエネルギーセキュリティを確保する観点からも重要である。さらには、資源偏在や社会的導入の制約が少ないことから、今後エネルギーの消費が伸びるであろうと予想される開発途上国への積極的な導入も期待でき、先進国である日本が技術支援を行う国際協力の意義もある。また、エネルギー分野における輸出技術になりえるので、将来の成長戦略の候補に位置づけることが出来る。

日本は科学技術創造立国として世界の繁栄と国際協調の促進のために積極的に貢献すべき立場にあり、世界のエネルギー・環境問題の解決に資する核融合エネルギーの早期実用化に向けて、リーダーシップをとるべきであろう。

1.2 核融合の特性

エネルギー源に関しては、その技術的成立性に加えて、資源量、安全性、環境負荷、コストなど、様々な観点から評価しなければならない。ここでは核融合エネルギーの特徴を定量的に評価すると共に、他のエネルギー源との比較を行ってみる。

1.2.1 資源量

DT 核融合炉で燃料となる重水素は、水素の同位体（同位体比として約 150ppm）として、広く地球に存在している。従って、資源量の観点からみたら、ほぼ無尽蔵であると言ってよい。

重水素の抽出は、水から重水を分離し、それを電気分解して製造する。重水の分離は、同位体効果による化学交換反応率の差を利用して分離する方法が工業化されている[1-7]。平衡反応であるためエネルギー消費が非

常に少なくすむ。世界にはすでに多くの重水製造プラントがあり、主に化学交換法の一つである GS 法（水-硫化水素二重温度交換法）が用いられている。なお現在のカナダの製造能力のみで 100 万 kW 級核融合プラント約 1 万基分の重水素製造が可能であり、十分な生産能力が現存している。また重水だけにしてから電気分解するので、この電気分解に要するエネルギーは、核融合で得られるエネルギーに比べると非常に小さく無視できるほどである。

一方、トリチウムは、DT 核融合反応で発生した中性子を、ブランケットに充填したリチウムと反応させることにより生成する。従って、トリチウムは一種の媒介物質でしかなく、真に消費される燃料はリチウムである。

リチウム鉱山の埋蔵量は 940 万トンと見積もられている。100 万 kW の核融合炉 1 台分（熱出力として 3GW レベル）の年間消費量は約 10 トンである。ここで全世界に 100 万 kW の核融合炉が 1500 台稼働（これは現在の全世界の電力消費量に相当）している場合を想定してみると、リチウムの年間消費量は約 15,000 トンとなる。従ってリチウムの埋蔵量から換算すると、約 630 年で消費しつくすこととなり、無尽蔵というほど多くはない。

ところで海水中には、様々な元素が溶解している。海水中濃度と市場価格を比較して、海水からの回収が経済的に有望な鉱物であるかどうかの検討がマサチューセッツ大学の Driscoll によってなされている[1-8]。その結果を図示すると図 1-7 のようである。各種海水成分のうち、図中の点線より右にある物質（リチウムなど）が海水から回収しても経済性が成り立つ可能性がある物質で、リチウムは現状の市場価格と比較してもその利用が有望な海水中資源のひとつである。海水中の資源量を利用すると考えれば、DT 核融合プラントのリチウム資源量は、1000 基の核融合プラントを 2300 万年運用できる量になる。

海水からのリチウム回収技術については、リチウムだけを選択的に吸着する結晶を利用したイオンふるい結晶法

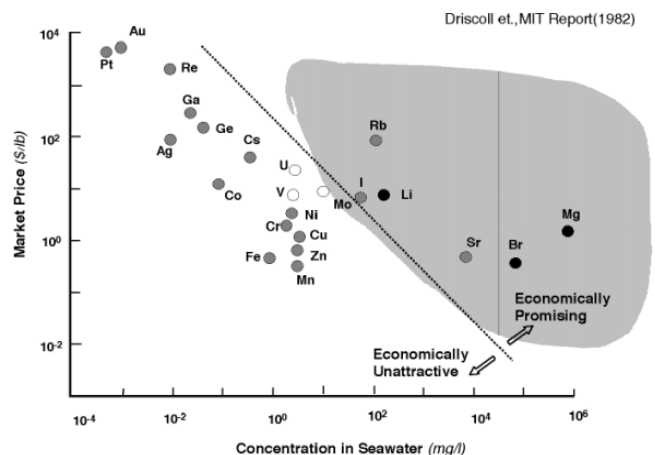


図 1-7 各種元素の海水中含有量と市場価格の比較 [1-8].

によって高い回収効率が期待できる[1-9a,b,c]. ただしそのコストは、現在のリチウムの市場価格の数倍とされている。また、核融合プラントの温排水からリチウムを回収することを考えると、100万kWのプラントー基の温排水だけで年間に最大約230トンのリチウムが回収できると試算できる。この量は核融合プラントー基の年間リチウム消費量の20倍以上になる。

核融合プラントでは、様々な希少元素が大量に使われる可能性があるため、燃料となる重水素とリチウムの資源量に加えて、核融合プラントで使われる希少元素についても考察した。特にここでは超伝導線材の主要元素であるニオブ、中性子増倍材であるベリリウム、構造材候補のバナジウムに注目し、その資源量を検討した。核融合プラントの寿命を30年とし、世界に1500台の核融合プラントが稼働しているとした場合の消費年数を算出した。リチウムも含め、その結果を表1.1に示す。どれも数百年のオーダーであることが判る。ただしリチウムとバナジウムは海水から、ニオブは再利用を、ベリリウムは鉛等の中性子増倍材を流用するなどの対応が考えられる[1-10]。

1.2.2 安全性・安心感

核融合炉の放射線に対する安全性および安心感について考えてみる。核融合炉の主な放射線源は燃料となるトリチウムと、構造材等の放射化物である。

核融合炉心プラズマのトリチウム量は、高々数 mg 程度であるが、炉内機器の材料中に数百 g 規模で、さらに燃料循環系や貯蔵系に数 kg 規模で存在している。一般的に、揮発性放射性物質は、多重防護の考え方に基づいて閉じ込め概念により、十分な安全性を有するプラント設計がなされている。そこでここでは、安全性ではなく、安心感という立場から考察してみる。

放射性物質には、その放射線の特性を加味して、空気中での最大許容濃度が法律的に定められている。一方、プラント内に存在している放射性物質をその最大許容濃度まで希釈させるために必要な空気の量をバイオロジカルハザードポテンシャル (BHP: Biological Hazard

Potential) または潜在的放射線リスク指数と呼び、以下の式で定義される[1-11]。

$$\text{潜在的放射線リスク指数: BHP (m}^3\text{)} \\ = (\text{放射性物質のベクレル数}) / (\text{最大許容濃度})$$

トリチウムの最大許容濃度は $5 \times 10^3 \text{ Bq/m}^3$ (HTO を想定) であることより、核融合プラント内の全トリチウム量を 4.5kg とし、潜在的放射線リスク指数を計算すると、 $3.5 \times 10^{14} \text{ m}^3$ となる。

表 1-2 核融合炉および核分裂炉が有する主たる放射性核種と潜在的放射線リスク指数 (BHP 値)

	核融合炉 (T)	核分裂炉 (^{131}I)
放射線量 (Bq)	1.7×10^{18}	5.4×10^{18}
最大許容濃度 (Bq/m ^{3})	5×10^3	10
潜在的放射線リスク指数: BHP (m ^{3})	3.5×10^{14}	5.4×10^{17}
BHP 値の相対比	1	1,500

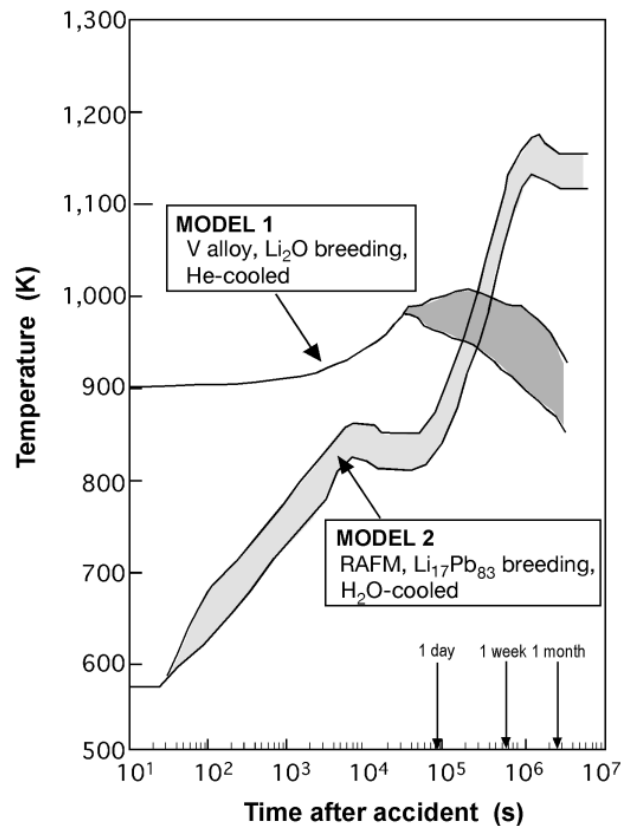


図 1-8 冷却水喪失事故 (LOCA) 時の崩壊熱による構造材の温度上昇の推移 [1-13a]

表 1-1 核融合炉で消費される主な資源量と消費年数

リチウム、ニオブ、バナジウム、ベリリウムの資源量

	リチウム	ニオブ	ベリリウム	バナジウム
核融合炉 1 台分	304 ton	207 ton	30 ton	2400 ton
世界の総需要量	$4.5 \times 10^5 \text{ ton}$	$3.1 \times 10^5 \text{ ton}$	$4.5 \times 10^4 \text{ ton}$	$3.6 \times 10^6 \text{ ton}$
年当たりの消費量 (A)	$1.5 \times 10^4 \text{ ton}$	$1.0 \times 10^4 \text{ ton}$	$1.5 \times 10^3 \text{ ton}$	$1.2 \times 10^5 \text{ ton}$
埋蔵量 (B)	$9.4 \times 10^6 \text{ ton}$	$4.2 \times 10^6 \text{ ton}$	$8.0 \times 10^5 \text{ ton}$	$2.7 \times 10^7 \text{ ton}$
消費年数 (=B/A)	630 years	420 years	530 years	225 years
	海水から	再利用	他の増殖材	海水から

- ・ 30年のプラント寿命
- ・ 全世界で1500台の核融合炉 (現在の全世界の電力消費量)

一方、核分裂炉では様々な放射性の揮発ガスがあるが、ここでは最も影響が大きい ^{131}I を取り上げてみた[1-12]. 表 1-2 は、核融合炉のトリチウムと核分裂炉の ^{131}I を比較した結果であり、核融合炉のトリチウムは、 ^{131}I に比べて、潜在的放射線リスク指数は約 1/1500 と、かなり小さいことが判る。

次に事故時の安全性について考えてみる。炉心プラズマは大幅な核融合出力の増大による核的暴走を起こす事はない。ここでは冷却材喪失事故 (LOCA) での崩壊熱による閉じ込め容器の健全性について考えてみる。図 1-8 は、フェライト鋼とバナジウムの場合の、崩壊熱による温度上昇を表したものである[1-13a,b]. フェライト鋼の場合、炉停止して数週間後に構造材の温度がピークに達するが、それでも溶解する温度まで達していない。

一般的に、原子炉の放射性安全の確保では、「止める」、「冷やす」、「閉じ込める」が重要である核融合炉の場合、核暴走が無いので自然に止まる、崩壊熱が小さいので緊急冷却装置のような冷やす機能を必要としない、と言える。従って、核融合炉は高い固有の安全性を有したプラントであり、トリチウムや放射化物を閉じ込めるのみが必須の機能として求められる。

1.2.3 放射性廃棄物

核融合炉内構造機器は、DT 核融合反応で発生した中性子により放射化し、放射性廃棄物となる。従って、放射化により長寿命核種が生成されないような構造材料が求められる。現在考えられている主な構造材料は、フェライト鋼、バナジウム、SiC である。図 1-9 に、核融合炉運転停止後の構造材表面での被ばく線量の時間変化を示す[1-14a,b]. 最も放射線レベルの高いフェライト鋼の場合でも、約 100 年程度で、リサイクル可能なレベルにまで減衰していることが判る。因みに、構造材料中の不純物にも十分配慮する必要がある。例えば SiC では、通常

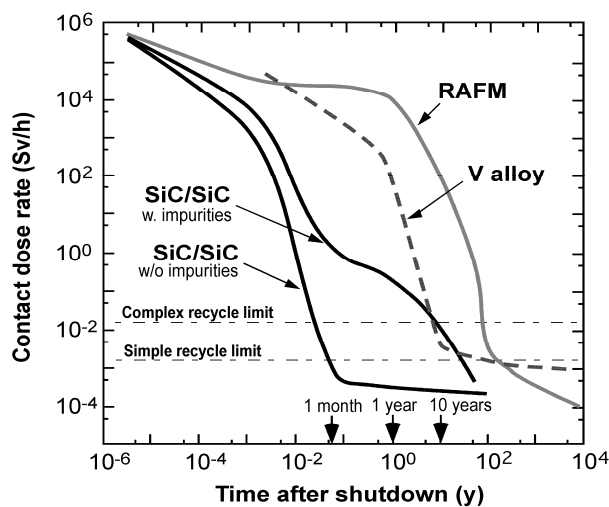


図 1-9 各種構造材の放射化と第一壁表面での被ばく線量の時間的推移 [1-14a]

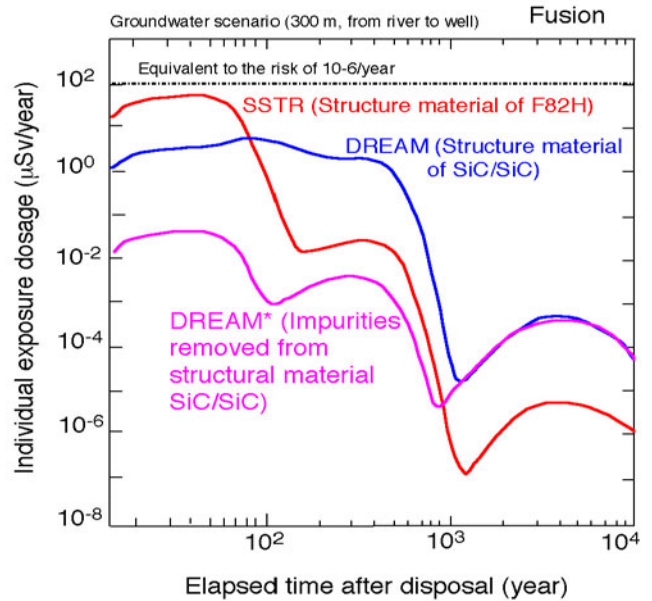


図 1-10 核融合炉における高 β γ 放射性廃棄物を地層処分した場合の一般環境での被ばく線量 [1-10]

含まれている不純物が支配的な放射線源となる。

核融合炉では高レベル放射性廃棄物は発生せず、すべて低レベル放射性廃棄物である。ただし中でも高 β γ 放射性廃棄物の長期的振る舞いを検討してみる。図 1-10 は、核融合炉の高 β γ 放射性廃棄物 (処分体積 2 万 m^3) を 50-100m の地層コンクリートピット処分した時の一般環境での個人被ばく線量の年代推移を計算したものである[1-15]. 同図より、核融合炉の放射性廃棄物は、十分低いレベルに抑えられことが判る。

1.2.4 二酸化炭素排出量

様々な発電プラントの建設・運転・燃料消費などのライフサイクル分析を基礎として、発電量あたりの CO_2 排出量を計算した結果を図 1-11 に示す[1-16a,b,c]. 石炭・石油・天然ガスでは、燃料消費に伴う CO_2 発生が主である。また発生した CO_2 を回収することにより、実効的な発生量は 1/2-1/3 に低減できる。ただし回収設備の製造による CO_2 発生量の増加に加えて、回収および貯蔵のための発電単価の上昇に留意しなければならない。

風力や太陽光の再生可能エネルギーでは、主にプラント製造に伴い CO_2 を発生しているが、それでも化石燃料の 1/5 程度である。また水力・原子力はさらに少なく、化石燃料の 1/20 程度である。

核融合プラントに対しても、ライフサイクル分析を行った結果、 CO_2 排出量は、化石燃料の 1/20 以下であることが判った。

1.2.5 発電コスト

核融合炉の発電単価 (COE: Cost Of Electricity) は、プラント建設費 (割引率も考慮)、ブランケットやダイバータの交換費、燃料費、運転・保守費、廃炉の経費などをベースに算出される[1-17]。図 1-12 に、その内訳例を示すが、約 80% が建設費で占められている事が判る[1-18]。これは、燃料費が発電単価で大きな比重を占める火力発電プラントとの大きな違いである。従って電力の日負荷変動を考えた場合、核融合発電プラントは、電力のベースロードを担う電力源として使われる必要がある。

様々な最先端技術開発を必要とする初期の核融合プラントの発電単価は、相対的に高くなると予想される。しかし電力市場でかなりの割合を占めるようになった場合は、その技術の習熟を加味したプラントコストに下がると期待される。従って、核融合炉の発電単価は、実現可能と予想される目標領域として示すことが多い。例えば米国では、45-80 mil/kWh と予想している[1-19]。また時松らは 51-68 mill/kWh と予測した[1-2]。なお IEA では、図 1-13 に示されているように、他のエネルギー源との比較において、核融合炉が目指すべきコストのターゲットを評価している[1-20]。

発電単価は、時代とともに変遷することもあり、基準となる発電プラントとの相対比で発電単価を評価する試みもなされている。表 1-3 は、3 つの核融合炉設計に対して、コスト評価した結果である。ここでは CO_2 回収無しの石炭プラントを基準とした相対的な発電単価 (COEn) で評価し、比較している[1-10]。その結果、核融合炉の発電単価は、石炭プラントの 2 倍以下程度に抑えられる事が示されている。

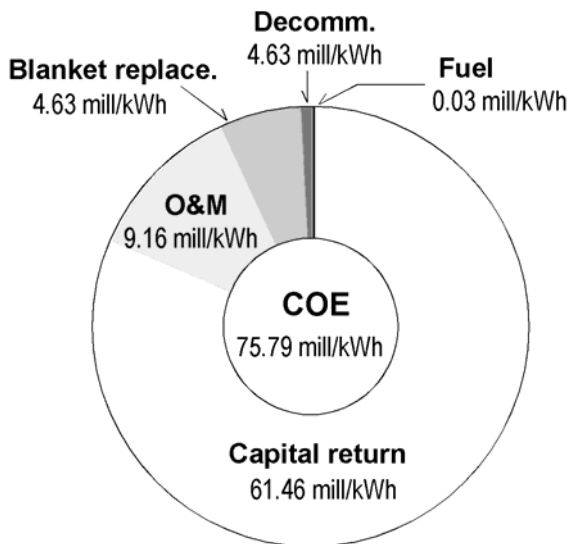


図 1-12 トカマク動力炉 ARIES-RS における発電コストとその内訳[1-18]。

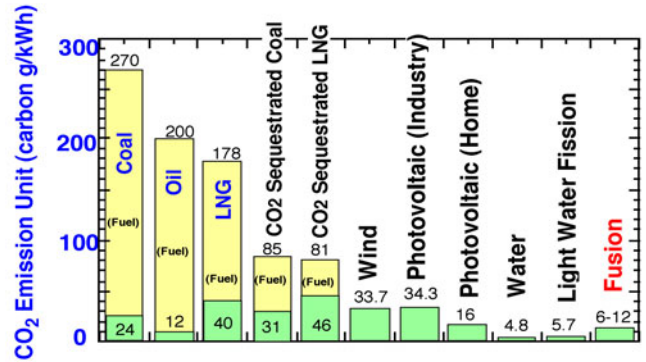


図 1-11 各種エネルギープラントにおける二酸化炭素排出量 [1-10, 1-16a, 1-16b]

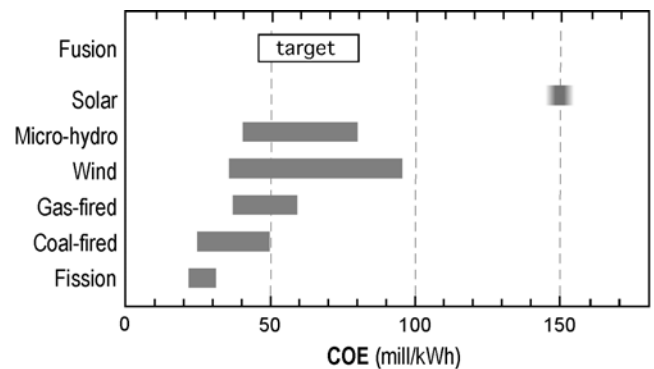


図 1-13 各種エネルギー源の発電コストと IEA のアセスメントとして提示された核融合炉が目標とすべき発電コスト [1-20]。

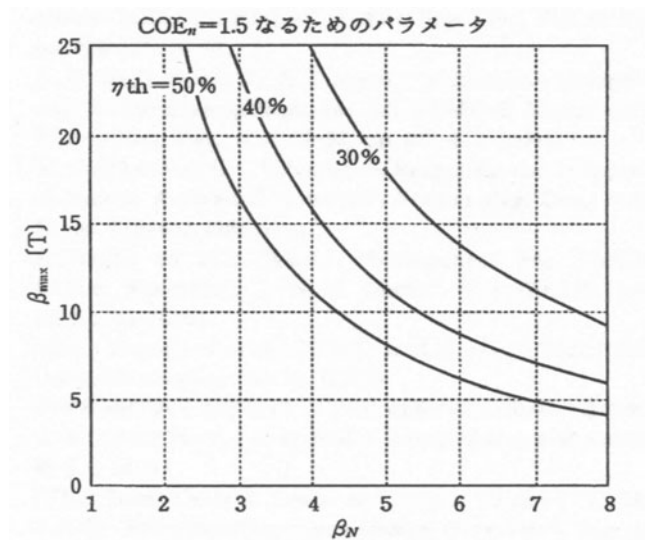


図 1-14 核融合炉の発電コストに対する規格化ベータ値、最大トロイダル磁場および発電効率の影響[1-21]。ここで石炭火力プラントで規格化された発電コスト(COEn)として COEn=1.5 を仮定

核融合炉の発電単価を支配する主要因として、タービンの熱変換効率 η_{th} 、規格化ベータ値 β_N 、最大トロイダル磁場 B_{max} が挙げられる。これら3つの因子と発電単価との関連を図 1-14 に示す[1-21]。同図は相対的な発電単価(COEn と定義)が COEn=1.5 となる場合のパラメータを示したものである。例えば、熱変換効率が $\eta_{th}=50\%$ あれば、規格化ベータが $\beta_N=3$ で、最大磁場が $B_{max}=16T$ 程度あればよいことが判る。一方、熱変換効率が $\eta_{th}=30\%$ 程度であると、規格化ベータが $\beta_N=5$ 以上か、磁場が $B_{max}=20 T$ 以上必要となり、かなり厳しい設計となる。

1.2.6 総合評価

21 世紀後半以後のエネルギー供給技術に要求されると思われる重要条件項目は以下のようなものであろう。

- 1) 資源量が豊富で不偏在なこと
- 2) 環境に対する負荷ができる限り小さいこと
- 3) コストが合理的範囲であること
- 4) 十分なエネルギーを安定して供給可能なこと
- 5) 安全かつ安心であること

そこでこれらを表す指標として、ここでは以下の5つの値に着目した。

- ・燃料資源量の指標として可採年数
- ・CO₂削減効果の指標として、CO₂排出量の逆数
- ・経済性の指標として発電原価の逆数
- ・運転時ハザードの指標として潜在的放射線リスク数の逆数
- ・廃棄物放射線リスクの指標として炉の運用停止後 20 年の時点での放射線リスク指数の逆数

図 1-15 に、これら5つの指標を五角形として示す(経済性のみにニアスケールなのに注意)[1-10]。なお資源量・CO₂削減効果・経済性に関しては、現行石炭火力(CO₂回収なし)の値を基準(=1.0)とした。また、安心・安全と廃棄物放射線リスクの項目は軽水炉を基準とした。同図より、核融合炉は、比較的バランスのとれた魅力ある発電プラントであると言える。

表 1-3 トカマク型動力炉のコスト評価 [1-10]。

	Aタイプ [1.3.6.2-1]	Bタイプ [1.3.6.2-3]	Cタイプ [1.3.6.2-2]
	ITER物理ベース炉 Conservative model	原型炉STR Moderate model	負磁気シア高経済炉 Advanced model
主半径R	7.46 m	7.0 m	5.4 m
電気出力(ネット)	100万kW	108万kW	100万kW
最大トロイダル磁場	12 Tesla	16.5 Tesla	12.5 Tesla
トロロン係数	3.0	3.5	5.5(負磁気シア)
建設コスト	9800億円	7200億円	4800億円
建設単価	98万円/kW	66万円/kW	48万円/kW
COEn(下値～上値)	2.16～2.70	1.6～1.8	1.04～1.30
建設単価/COEn	44.5～36.3万円/kW	41.3～36.7万円/kW	46.2～36.9万円/kW

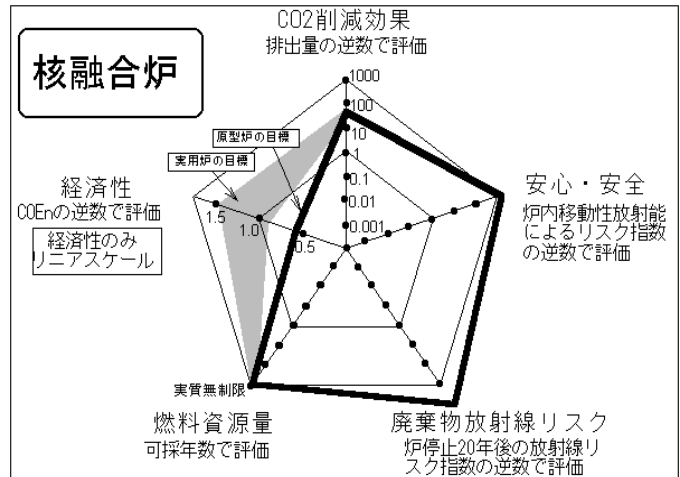


図 1-15 核融合炉の総合評価 [1-10]

1.3 日本の核融合計画

我が国の核融合研究は第 1 回原子力平和利用国際会議がジュネーブで開催された 1955 年ごろから大学や研究機関で始められたが、組織的な議論が開始されたのは制御核融合研究が公開されることになる 1958 年の第 2 回ジュネーブ会議ごろからである。この年、自主的な研究者の集まりとして核融合懇談会(プラズマ・核融合学会の前身)が発足し、また、政府の機関として原子力委員会核融合専門部会が設けられた。さらに、翌年には日本学術会議に核融合特別委員会が設置され、我が国の核融合研究をどのように協力しながら進めていくべきかについて組織的な議論が開始された[1-22]。

現在我が国の核融合研究の殆どは文部科学省が所管する国費によって賄われているが、大学や研究機関への予算の流れは大きく分けて ITER や原子力機構などが関係する原子力予算と核融合科学研究所などの全国共同利用機関への予算、大学への予算とに大きく分かれている。これは政府機関の一つの部署が計画と予算を纏めて担当する米国や欧州での核融合研究における予算の流れとは大きく異なっている。その理由は我が国の核融合に関する科学技術行政が文部省と科学技術庁(一部通産省)に分かれて進められてきたという過去の流れを反映したものである。研究と行政がこのような関係にあることは、一方では集中した投資を鈍らせることになるが、他方競争的な雰囲気を醸し出すことによって研究を促進したり、一部の研究が停滞するような時にも別の研究が進展することにより核融合計画全体を粘り強い(robust な)ものとするなど、良くも悪くも現在欧州と肩を並べて世界の核融合研究を推進する立場に貢献してきた。

これらの予算の仕組みを理解しておくことは原型炉に向かつての核融合計画を打ち立ててゆく上で必要なことと思われるので、トカマク研究が開始された 1960 年代後半からの簡単な流れについて、プラズマ核融合学会誌

特集号「我が国における核融合の歴史と将来展望」[1-23]に纏められたフローチャートの解説から一部を抜粋して以下に示す。

世界中のどの装置も不安定性に悩まされる煉獄の時代(1960年代前半)の中で光明を与えたのは、大河トラス(内部導体系)が平均極小磁場の有効性を実証したことと、ソ連のクルチャトフ研の T-3 トカマクが電子温度 1 keV を達成したことであろう。これらを受けて国内では JFT-2, JFT-2a(原研), JIPP-1 ステラレータが相次いで建設された。

1970年代には、原子力委員会は第二段階核融合研究開発基本計画を策定し、原研では JT-60 の建設に取りかかる。他方、大学における研究の拡充を図るべく文部省学術審議会(学審)の答申によりセンター群が設置される。レーザー核融合は、1971年のプラズマ研共同研究実験での核融合中性子発生の成功を基にその後発展する。工学分野の研究はプラズマの高性能化と表裏一体となって進展してきたが、特に核融合炉工学として要求される性能の達成を目指した研究が、超伝導、加熱、材料、ブランケット、トリチウム等の分野において始まった。原研、東大、富山大、名大、九大、阪大に研究施設が作られた。日本の研究が世界の水準に並んだことが認められ、1974年には第5回 IAEA 会議が東京で開催された。

1980年代には、大学等における核融合の将来計画が学審を中心に議論され、核融合科学研究所(NIFS)が設立された。3大トカマクの成果に基づき、国際実験炉に関する国際的な設計活動が始まり、IAEA の設計活動としての INTOR を経て ITER が政府間協定の下に正式な活動を開始した。炉工学分野では日米協力に基づく炉材料研究、IEA の超伝導コイル LCT 計画等の国際協力が本格的に始まった。

1990年代は、JT-60 によるプラズマ臨界条件の達成などトカマクプラズマの高性能化が進展した。原子力委員会は第三段階核融合研究開発基本計画を策定し、その上で ITER をその中の実験炉と位置づけて推進することとした。NIFS においては LHD が完成した。また、ITER の工学 R&D が始まり、ジャイロトロン、負 NBI、超伝導コイル等の分野で世界をリードする成果が生まれた。LHD では超伝導ヘリカルコイルの運転が始まり、負 NBI も成果を挙げた。

2000年代に入ると、省庁統合により文部科学省が発足し、科学技術・学術審議会は、JT-60, LHD, レーザー、材料照射を4本柱とする「今後の我が国の核融合研究の在り方について」(2003年1月)を策定し、ITER 関連では ITER 建設サイトの決定、ITER 協定および BA 協定の発効など、活動が急ピッチで進行。一方、LHD では、高 β 化、長時間放電等の実験において成果が挙げられた。炉工学分野では総合科学技術会議による評価も受けつ

つ、国際協力により IFMIF/EVEDA, JUPITER/TITAN 等の計画が炉工学研究として進められている。

科研費は、各時代を通して核融合研究の進展に大きな役割をはたしたが、特に、1980年代のエネルギー特別研究(核融合)の役割は大きい。

以上に見られるように、我が国の核融合研究予算は大別して原子力予算と文教予算から出てきた。ITER などのトカマク計画は原子力予算であり、その行政的位置づけは原子力委員会決定などにに基づいている。即ち、現在の研究開発の拠り所は基本的には 1992 年に定められた第三段階核融合研究開発基本計画に沿って実施されている。これは日本の実験炉段階の計画を定めた基本計画であり、その後 2001 年には原子力委員会は「ITER 計画の推進について」と題して、ITER を我が国の実験炉と見なして良く、これに積極的に参加・推進すべきとした。さらに 2005 年「今後の核融合研究開発の推進方策について」では、ITER 計画の進展を踏まえトカマク研究を国のプロジェクト研究として位置づけ、トカマク型原型炉を想定して研究開発をすすめること(註:但しトカマク型原型炉の建設を決定したわけではない。)、チェック&レビューを行うべきタイミングや判断基準などを明らかにするとともに、2020 年代初頭に原型炉段階への移行を行い、速やかに原型炉の建設を進めることができれば、2030 年代には原型炉の運転が可能となり、21 世紀中葉までには実用化の見通しを得る事が出来ると指摘している。また、ヘリカル方式とレーザー方式は将来の適切な時期まで学術研究として進め、その時点でその後の研究開発をどのように位置づけるかを定めることとした。

また、文科省科学技術・学術審議会研究計画・評価分科会原子力分野の研究開発に関する委員会の下に設けられた核融合研究作業部会では国内研究機関の進捗状況をレビューし、実験炉段階の人材育成計画などが議論され、その報告書は行政判断のベースとなっている。トカマク原型炉へのロードマップも核融合エネルギーフォーラム ITER・BA 技術推進委員会への検討依頼によって産業界を含めて検討され、「核融合エネルギー実用化に向けたロードマップと技術戦略」として作業部会に報告されたが[1-24]、行政機関が設置した作業部会報告書としてはまだ取り扱われていない。

参考文献

- [1-1] Climate Change 2007: Synthesis Report, IPCC-4 report in 2007.
- [1-2a] K. Tokimatsu, et al., Studies of breakeven prices and electricity supply potentials of nuclear fusion by a long-term world energy and environment model, Nuclear Fusion **42** (2002), 1289.
- [1-2b] K. Tokimatsu, et al., Role of nuclear fusion in

- future energy systems and the environment under future uncertainties, *Energy Policy* **31** (2003), 775.
- [1-3] T. Hamacher, et al., Economic and environmental performance of future fusion plants in comparison, 18th Fusion Energy Conference in Sorrento, SEP-04.
- [1-4] 「2100 年原子力ビジョン」(独) 日本原子力研究開発機構, 平成 20 年 10 月 16 日
- [1-5] Extern E, Externalities of Energy, vol. 1, Summary, EUR 16520 EN, 1995.
- [1-6] A. Grubler, et al., Dynamics of energy technologies and global change, *Energy Policy* **27** (1999), 247.
- [1-7] エネルギー便覧—資源編—, 社団法人日本エネルギー学会編, コロナ社 (2004)
- [1-8] Driscoll, et al., MIT report (1982).
- [1-9a] 大井健太, 日本海水学会誌 51 巻第 5 号 (1997) 285.
- [1-9b] 信川寿, 日本海水学会誌, 51 巻第 5 号 1997) 289.
- [1-9c] 宮井良孝, 他, 工業技術院四国工業技術研究所研究報告第 28 号 (平成8年3月)
- [1-10] 「核融合エネルギーの技術的実現性, 計画の拡がり」と裾野としての基礎研究に関する報告書, 核融合会議開発戦略検討分科会, 平成 12 年 5 月 17 日
- [1-11] C.E.Easterly, et al., Health physics aspects of fusion power, ORNL-TM-5461 (1975).
- [1-12] THE SUBCOMMITTEE OF THE FUSION COUNCIL FOR FUSION DEVELOPMENT STRATEGY OF JAPAN, Report on technical feasibility of fusion energy and extension of the fusion program and basic supporting researches (2000).
- [1-13a] I. Cook, The SEAFP TEAM, Analyses performed within the European safety and environmental assessment of fusion power (SEAFP), *Fusion Eng. Design* **30** (1995), 171.
- [1-13b] D.A. Petti, B.J. Merrill, R.L. Moore, et al., ARIES safety design and analysis, *Fusion Eng. Design* **80** (2006), 111.
- [1-14a] W. Gulden, I. Cook, G. Marbacj, et al., An update of safety and environmental issues for fusion, *Fusion Eng. Design* **51-52** (2000), 419.
- [1-14b] Y. Katoh, L.L. Snead, JR. C.H. Henager et al., Current status and critical issues for development of SiC composites for fusion applications, *J. Nucl. Mater.* **367-370** Part 1 (2007), 659.
- [1-15] 田原隆志, 他, JAERI-TECH 97-054 (1997).
- [1-16a] 内山洋司, 電力中央研究所報告 Y94009 「発電システムのライフサイクル分析」(1995 年)
- [1-16b] 時松宏治, 他, 6th IAEA-TCM on Fusion Power Plant Design and Technology (1998).
- [1-16c] K. Tokimatsu, H. Honda, Y. Ogawa, et al., Evaluation of CO₂ emissions in the life cycle of tokamak fusion power reactors, *Nuclear Fusion* **40** (2000), 653.
- [1-17] J. Sheffield, R.A. Dory, S.M. Conn, et al., Cost assessment of a generic magnetic fusion reactor, *Fusion Technol.* **9** (1986), 199.
- [1-18] F. Najmabadi, THE ARIES TEAM, Overview of ARIES-RS tokamak fusion power plant, *Fusion Eng. Design* **38** (1997), 3.
- [1-19a] R.W. Conn, F. Najmabadi, M.S. Tillack, Prospects and issues for commercial fusion power systems, *Fusion Eng. Design* **41** (1998), 337.
- [1-19b] R.I. Miller, Economic goals and requirements for competitive fusion energy, *Fusion Eng. Design* **41** (1998), 393.
- [1-20] INTERNATIONAL ENERGY AGENCY, Projected costs of generating electricity 2005 update (2005).
- [1-21] 原子力ハンドブック, オーム社, 平成19年
- [1-22] 山本賢三:核融合の 40 年—日本が進めた巨大科学— (ERC 出版, 1997 年)
- [1-23] 50 周年記念委員会:特集「我が国における核融合の歴史と将来展望」プラズマ・核融合学会誌 Vol84 特集号, 2008 年 10 月
- [1-24] 核融合エネルギーフォーラム ITER・BA 技術推進委員会:報告書「核融合エネルギー実用化に向けて亜ロードマップと技術戦略」, Web にて参照可能, <http://www.naka.jaea.go.jp/fusion-energy-forum/>, (2008 年 7 月)

第2章 トカマク炉の基礎

本章では、第3章から始まる本論に先立って概念的理解を助けるため、トカマク核融合炉の概要を、商用電源として求められる核融合プラントの特性(2.1節)から、トカマク核融合炉の基本構造(2.2節)、プラズマ閉じ込め磁場(2.3節)、プラント構成とエネルギーの流れ(2.4節)、安全性の考え方(2.5節)や将来における核融合エネルギーの利用形態(2.6節)まで、幅広く総合的にレビューする。

2.1 核融合炉に求められる一般要件

電気事業者(電力会社)がビジネスとして核融合プラントを採用する場合には、核融合であることに優遇を与えることは基本的にはないと考えるべきであろう。実用プラントにおいて求められるのは、構成要素個々の高い性能ではなく、システムの中における一つの電源としての総合的性能である。ただし、核融合の初代プラントに関しては、良好な環境負荷特性を評価し、国として積極的に推進するということも考えられなくはない。その場合には、民間会社がビジネスの視点だけから自主採用する場合よりは条件が緩和される可能性はある。しかし、いずれの場合にも、実用プラントとして使用される以上、重要な要求特性は、①発電コストが十分に合理的範囲で、②信頼性(設備利用率)も高く、③エネルギーセキュリティにすぐれ、④立地点の選択の幅が広く、⑤運転保守が容易、といった条件を満足することであろう。核融合プラントはこれらの要請に応えるように開発し、設計しなければならない。

核融合実用プラント(商用炉)、特に初代機に求められる特性については、原子力委員会がまとめた報告書[2-1]によく整理されて記述されている。本節ではこれを基準に、核融合のめざすべき性能を述べる。

2.1.1 プラントの経済性

経済性は大変重要な要素ではあるが、実用プラントに要請される特性のひとつに過ぎない。この点には注意しつつ、経済性として最低限満たすべき目標を考えてみる。

安いコストで発電できることがもちろん望ましい。しかし、かなり複雑な構造を持つ核融合炉において、その初代プラントの直接コスト、たとえばkWhあたりの発電原価(COE: Cost of Electricity)が、すでに技術的に確立されている既存のエネルギーシステムより圧倒的に安いということは期待しにくいように思われる。だからといって、新しいエネルギー技術は、それが何か良い点を持っているなら、或いは政府や国民が普及に強い意志を持っているなら、コストが既存電源より多少高くても市場に入りうることは、過去の経験上から我々は知っている。

このような観点から決められた経済性目標を表2-1の経済性の項に示すよ。ここで、二列目の「商用化に望ましい目標」の記載は、電気事業者(電力会社)が望むとすればこの程度の目標になるのではないかと、という理想的目標である。それに対して、初代炉からそれを目指すのは現実としては難しいと考えられることから、3列目の実在した参考データも考慮し、初代炉の目標を定めたのが4列目の記

載である。

理想的には現行電源の30%減程度のCOEが求められると思われる。実際に、次世代軽水炉(ALWR: Advanced Light Water Reactor)の目標はこの範囲である。一方で、初期の軽水炉において実際に達成された実績は、稼働率の低さもあって当時の商用電源の1.2~1.3倍のCOEであったこと、また、核融合のような大規模プラントの将来のコスト競合相手として有力なCO₂回収付火力(主に石炭)の発電コストは、おそらく現行石炭火力発電のコストの1.5倍程度にはなるであろうことを併せ考え、初代核融合炉のコスト目標は、設計値として現行電源程度より高くならざるをえないとしても、その1.5倍程度がCOE上限と設定されている。

これは、過去の核融合プラント概念設計の経験からは、実現不可能な値ではない。ただし、このコスト目標値さえ達成すれば核融合の導入を保証できるという数字ではないことには注意が必要である。

コストだけの観点で見れば安いに越したことはないが、コスト以外の特性が優れていれば、直接コストとしてはこの程度までは許容される可能性がある、というのが、ここで示した経済性目標の正しい理解である。

2.1.2 運転特性

プラントの運転特性として、表2-1で考えているのは出力安定度、計画外停止率、部分負荷運転(負荷追従運転)性能の3点である。核融合炉はプラズマの特性からみて、出力の安定度はあまり高くないのではないかと想像できる。短い周期の変動はブランケットなどの熱容量でならされるとしても、数分周期の変動は残るであろう。その変動範囲の許容量を考えるにあたり、電力系統負荷の日負荷変動曲線に乗る微細変動(1%程度)までであれば、出力変動が特別に大きな電源であるとはみなされないであろうと考えて、表に示すような目標を定めている。

計画外停止率については、軽水炉が電力量で1.5%程度、事象数で0.2回/年程度であることも考え、初代プラントでは0.5回/年と目標を定めている。

トカマクはディスラプションと呼ばれる現象によるプラズマの突然の消滅が完全には排除できない可能性があるが、上記の0.5回/年にはその発生も含まれる。ディスラプションを多くても2年に1回以下に押さえ込む必要があるということである。また、発生した場合にも、電磁力や熱衝撃による破壊が発生しないよう、電流消滅速度の緩和策が必要であろう。この緩和策としては、たとえば不純物のペレット

表2-1 初代核融合実用プラントで想定される目標性能 [2-1]

現行石炭火力電源の平均的発電単価(COE)で規格化したCOEをCOEnと記載

	商用化に望ましい目標	実在した参考データ	初代の核融合炉に想定される性能目標
経済性	COEn<0.7	軽水炉運用初期: COE _n >1.1~1.2 CO ₂ 回収石炭火力: COEn < 1.5	設計値として COEn<1.0 もし不可能なら COEn<1.5 を上限目標に開発
運転特性 出力安定度 計画外停止 負荷追従容量	±0% ~0% ~17%/h, 100%-50% の範囲	日負荷曲線上の微細変動: ~1% 軽水炉:1.5%, 0.2 事象/年 0.5 事象/年(1985-90) 軽水炉は、日本ではベースロードでのみ使用.	<1% 0.5 事象/年 (含ディスラプション) 緊急時の部分負荷運転
設計出力範囲	1GWe から設計可能なこと. 最大で 1.5-2.0GWe(この場合, 設置は限られる)	ALWR: 1.35GWe 仏の軽水炉:1.7GWe FBR の目標:1-1.5GWe	2 GWe 以下でなるべく小さい ほうが望ましい.
設備利用率	80% 以上	軽水炉の歴史: 1975:40%, 1985:75%, 1995:80%	(計画外停止を含まず) 設計値で 85% 以上 初期の運転値で>70%
可能な導入速度	軽水炉の歴史と同程度	軽水炉の歴史では最大で 15GWe/年	初代炉は TBR~1.1 が望ましい.

(キラーペレットと呼ぶ)のプラズマへの投入が考えられている。

核融合プラントは最大出力運転の方が物理特性上は容易な面が多く、逆に定格以下の小出力では自己点火状態または高エネルギー増倍率状態(高Q)を維持できない可能性がある。

一方、少なくとも初期の核融合プラントはベースロード電源(需要に応じて停止または部分負荷で運用する、という使い方をしないで、できるだけ定格出力で運転する電源)として入る可能性が高く、負荷追従特性の重要性は高くないと思われる。

しかし、電力送電網(電力系統)にトラブルが発生した場合などの緊急時には、出力をできるだけ下げてタービンバイパス(2.4.2 参照)等で待機することが必要であり、いかにベースロード電源であろうとも、部分負荷運転がまったくできなくてよいとはいえない。たとえ効率は下がっても、緊急時には 50%程度の部分負荷運転が可能であることが望まれるだろう。

また、積極的に出力を変動させる運転特性を求めるのであれば、出力変化率は 17%/時間程度の性能が実用上望ましいだろう。

これらの運転特性を可能とする技術は ITER 以後の研究開発を通して得られると考えられる。

2.1.3 出力規模

核分裂や核融合のような電源の定格出力規模は、大型(大出力)になるほどスケールメリットが出て COE が安くなる可能性は高い。一方、昨今の電力会社の傾向とし

て、大規模電源を一気に建設するよりは、中規模電源を順次建設することを望んでいる。これは、必ずしも右上がりでない経済状況で投資リスクの縮小を考えるからである。核融合プラントが投入される時点での経済情勢によるが、国内のエネルギー需要は横ばいになるという将来予測が正しいとすれば、日本国内では今以上の大型のプラントは望まれないであろう。また海外に建設する場合にも、今後は分散電源の普及で電力ネットワークが現在以上に大規模な統合化をめざす方向ではないと想像されるため、やはりあまり大きなプラントは望まれないのではないだろうか。

以上のような視点から、文献[2-1]では核融合プラントの目標として、最大で 2GW、できれば 1GW 以下のプラントから合理的発電コストが達成できることが望まれる、と判断している。

2.1.4 設備利用率

設備利用率(availability)とは、プラントを定格出力で 1 年間連続運転した場合に発電できる電力量と実際に発電できる電力量の比である。トラブルによる停止があれば減少する。定期点検の期間が無故障時の最大値を決めることになる。

現行ベースロード電源のほとんどが 85%程度以上の設備利用率であることから、核融合プラントの設計目標(無故障時)として 85%以上とするのは必須であろう。このことから、定期点検を毎年実施するなら、点検に要する期間は 50 日程度以内となる。

一方、軽水炉の過去の設備利用率が、1975 年で

40%, 1985 年でも 75%に過ぎなかったことを考えると、核融合初代プラントが補修等を含めた実際の設備利用率で 70%を超えたなら、新しいエネルギーシステムの導入事例としては成功とされるであろう。

2.1.5 導入速度とトリチウム増殖率

核融合プラントは、自らの燃料であるトリチウムを自己増殖するだけでなく、次世代プラントの初期装荷トリチウムも生産しなければならないので、増設速度はトリチウム増殖率 (TBR) に大きく依存する。これはこれまでの電源にはない特性である。初期装荷燃料の入手に強い制約があるというのは、少なくとも導入初期段階においてはメリットとは言えないので、燃料入手の問題は確実に解決しておかねばならない。

ちなみに、高速増殖炉 (FBR) も燃料を自己増殖するわけであるが、FBR 投入の時点において、軽水炉で作られたプルトニウムがすでにたくさんあると予想される点で、FBR と核融合プラントの状況はかなり異なっている。

文献 [2-2] によれば、核分裂炉の歴史と同程度の増設速度を望むならば、 $TBR > 1.08$ が必要である (図 2-1)。これは水冷却 + セラミックス増殖材という日本の概念設計で主流とされる方式では、実現不可能な値ではないが、簡単に達成できるといえる数字でもない。トリチウムは天然にはほとんどないため、TBR が 1 をきれば、他の特性がどうであろうと核融合プラントは運用できない。

すなわち、核融合炉実用化の技術的実証においては、正味電力発生の実証や、経済性の実証などが、相対的な目標値 (高ければ高いほどよい) であるのに対して、 $TBR > 1$ というのは、核融合炉が成立するための絶対条件であり、その実証は発電や経済性の実証以上に重要な意味を持つことは認識されなければならない。

なお、初期装荷トリチウムがなくとも、数ヶ月で燃料中のトリチウムと重水素の比が 1:1 の定格運転に到達できるシナリオが可能であることも示されている [2-3, 2-4]。

このシナリオでは、運用開始初期にはトリチウム割合がゼロの重水素プラズマでスタートする。高エネルギー重水素ビームの入射により重水素同士の DD 反応を起こし、その反応で生成されるトリチウムと、発生する中性子によってブランケット内で生成するトリチウムを循環してプラズマに戻しつつ、次第に燃料中のトリチウム比を上げて最後には重水素とトリチウムの比が 1:1 に到達する、という案である。その場合には、ビーム入射電力の外部からの供給が運転開始初期の数ヶ月間に必要である。初期装荷トリチウムがあれば不要な投入電力であるが、このような「トリチウム入手が不要な運転開始のシナリオ」が存在していることは、プラントを運用する事業者にとって初期装荷トリチウムの入手不安を減らすことになる。同時に、トリチウムの入手価格に対するいわゆるバーゲニングパワーともなり、トリチウム価格の上限を抑えることもできよう。また、放射性のトリチウムを外部からプラントに搬入する必要がない点で公衆受容性の増加に寄与できることも考えられる。

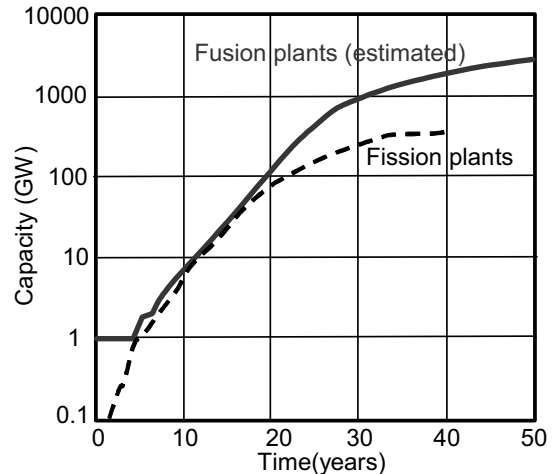


図 2-1 実線: $TBR=1.08$ (稼働率 75%) とした時の核融合炉の可能な最大導入速度。破線: 核分裂炉の導入規模拡大の歴史。[2-2]

以上に示した核融合炉に求められる一般要件は、現時点の要請を基準に考えているが、時代とともに数字が若干変化することはあっても、基本的にはこれが最低限度の目標と考えられる。将来は電力に加えて水素製造も求められる可能性が高いが、電力用として通用するのは水素製造用としても良好な特性であることは疑いない。また、バイオマスからの燃料製造なら電力生産用より低いパラメータの炉でも実現できる可能性がある (補稿 1 参照)。

2.2 トカマク核融合炉の構成

2.2.1 プラズマ閉じ込めのための構造

ここでは、トカマク型核融合装置の構造について基本事項を解説する。

トカマクはトーラス型 (ドーナツ状) のプラズマを磁場の力で閉じ込めようとするもので、その概念は図 2-2 に示した。このようなトーラスプラズマが安定に維持されるには、トーラスに沿った強い磁場 (トロイダル磁場, B_t) とプラズマの中を流れるプラズマ電流が作る磁場 (ポロイダル磁場, B_p) の両方がバランスよく存在している必要がある。図 2-2 ではわかりやすいようにプラズマとプラズマを取り囲むトロイダル磁場発生コイルの約半数だけを示した。図 2-3 の ITER の鳥瞰図 [2-5] のように、実際にはこれ以外にも制御用などのコイルは多数存在する。具体的なコイル類の配置については、図 2-7 でも説明してある。なお、プラズマ断面は通常は真円ではなく、縦長で少し D 形に歪んだ楕円になる。

プラズマを支える磁場は B_t と B_p を合成したもので、磁力線は螺旋状になる。この螺旋のねじれ具合は B_t と B_p の比で決まり、これを q 値と呼ぶ。図 2-4 に示したように、

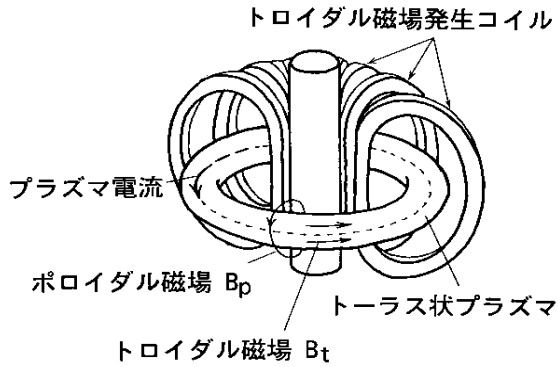


図 2-2 トカマク装置の概念

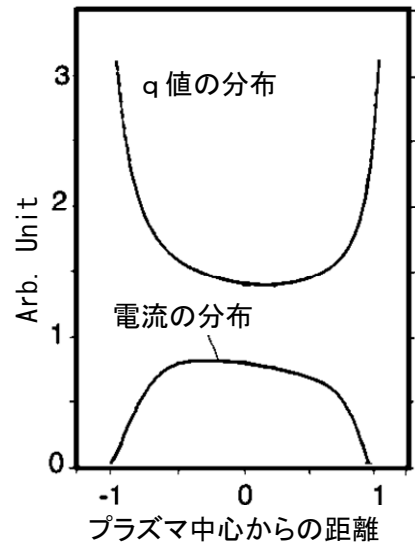


図 2-4 プラズマ断面内の電流分布とq値の関係

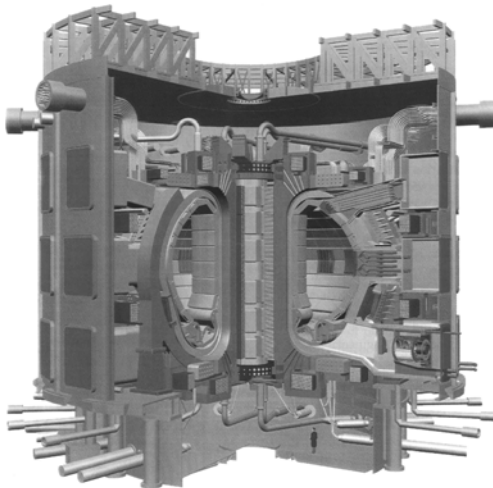


図 2-3 次期核融合実験炉 ITER の鳥瞰図 [2-5]

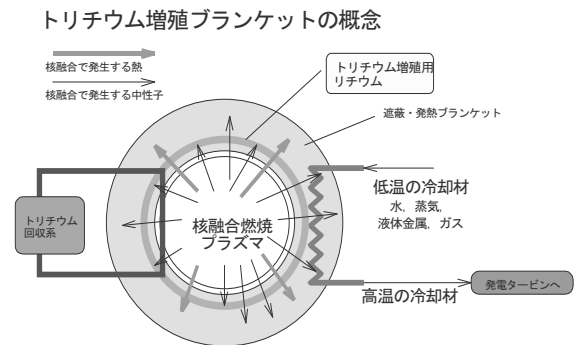


図 2-5 発電・増殖ブランケットの概念 [2-11]

中央の電流密度が高く周辺でゼロに近い自然な電流分布では、 q 値は中心が最小で周辺に向かって単調に増加する。 q 値の分布形状とそのプラズマ表面での値は、プラズマの安定性のみならず、トカマクの性能を大きく支配することが知られているので重要である。なお、 q 値の定義式は 2.3 節に示す。

2.2.2 エネルギーを取り出すための構造

DT 反応によるエネルギーの 80%は中性子(14MeV)の運動エネルギーとして発生する。



ここで n は中性子を表す。この中性子の運動エネルギー

を発電に利用するには、中性子をプラズマを取り囲むブランケットと呼ばれる構造物で受け止めて、その運動エネルギーを熱エネルギーとして回収することになる。

図 2-5 には、ブランケットの役割の概念を示した [2-11]。ブランケットには、3つの役割がある。その1は中性子の遮蔽、その2は熱エネルギーの取り出し、その3はトリチウムの増殖と循環である。いずれの機能が欠けても DT 燃料の核融合炉は成立しない。

熱を取り出すためには液体または気体の冷却媒体(冷却材)を循環させることになるが、その選択に大きな自由度があるのが核融合炉の特徴のひとつである。例えば軽水炉においては、冷却材は中性子減速材をかねており炉心特性に深く関係する。しかしながら、核融合炉においては、炉心プラズマの特性は冷却材にはなん

表 2-2 構造材料と冷却媒体の組み合わせ [2-9]

	低放射化フェライト鋼	バナジウム系合金	セラミックス材 (SiC/SiC 複合材)
冷却媒体	軽水を, 加圧水(圧力 15MPa 程度, 温度 300℃程度), または過熱・超臨界蒸気(圧力 25MPa 程度, 温度 500～550℃程度)として利用. 表面のライナーの工夫により, リチウム鉛(液体金属)が使える可能性もある.	液体リチウムを, 温度 600～800℃程度で利用.	ヘリウムガスを, 高温 (～1000℃)で利用.
特徴	現状技術の延長上で対応可. 構造材としての大量溶融技術も確立されつつあり, もっとも実用化に近い材料であろう.	トリチウム増殖材と冷却材を兼用可能(ただし強磁場中で流動させるには工夫が必要). 低放射化フェライト鋼を超える低放射化性能が期待される.	～1000℃とすることで高発電熱効率 超低放射化材でもある 低放射化フェライトとリチウム鉛の組み合わせでライナーとしての利用も考えられている.

ら影響されないで, 材料との相性や発電効率の観点で冷却材を選択することができる.

具体的には, 構造材料との相性から主に表 2-2 のような組み合わせの研究が進められていて, 各々の冷却材に特徴がある. 表の右にあるものほど発電の熱効率を上げられる可能性があるが, 一方では右にあるほどそれに必要な材料開発に長期間を要すると考えられている. なお, 電導性がある液体金属は核融合炉の強い磁場中ではローレンツ力を感じて流れにくい, という磁場方式核融合炉特有の難しさがあり, その解決のためには流路の絶縁コーティングなどが必要とされる. この点を解決する可能性のある方法として, 表には含めていないが, 溶融塩冷却とフェライト鋼の組み合わせも検討が進められている.

冷却材が水や蒸気の場合には, 発電は軽水炉や火力発電と同様の蒸気タービンによるものとなる. 炉心部から熱交換機を経ずにタービンに行く直接サイクルで蒸気を供給する場合には, 蒸気にトリチウムが混入する可能性を考えねばならず, タービンのリーク防止は軽水炉以上に重要である. 加圧水(300℃程度)で 33%前後, 過熱または超臨界圧蒸気で 40-42%程度の熱効率が予想されている. 液体金属の場合は, 熱交換器で高温蒸気や高温ガスを生成してタービンを回すことになる. この場合の熱効率は 40-45%と予想される. 高温ヘリウム冷却では, 温度を 1000℃前後まで上げられれば, 高温ガス炉と同様のヘリウムガスタービンによって 45%以上の効率も期待できるとされる.

2.3 プラズマの平衡と自己形成

2.3.1 プラズマの力学的平衡

有限の圧力を持ったプラズマが磁場に支えられて存在する

ための力の釣り合いは, 以下を満たすことである:

$$\mathbf{j} \times \mathbf{B} = \nabla p \quad (2.1)$$

ここで, 電流密度 $\mathbf{j}$ と磁束密度 $\mathbf{B}$ は定常でのマクスウェル方程式

$$\nabla \times \mathbf{B} = \mu_0 \mathbf{j} \quad (2.2)$$

$$\nabla B = 0 \quad (2.3)$$

を満たすべきである. ここで, p はプラズマの圧力である. 式(2.1)を満足する磁場の条件を調べると, 2.2.1 節で説明した螺旋状の磁力線が, プラズマの等圧力面の上を廻る構造でなければならないことが示される [2-6] (図 2-6). そのような面を磁気面と呼ぶ. プラズマ断面でみると, ねぎの断面のように磁気面各々が交わることなく多層構造で並ぶことになる. 式(2.1)からは, 電流もこの面上をらせん状に流れることも知れる.

ここで, トーラス形状に関連する半径などの定義をしておこう. 図 2-2 においてトーラスの中央穴部の中心を垂直に通る軸をトーラスの主軸といい, トーラス内部のトロイダル方向の中心軸をトーラスの副軸という. 主軸からの距離を主半径, 副軸からの距離を小半径という.

この定義に沿って, それぞれの閉じ込め磁気面の大半径を R , 小半径を ρ と書くとき, 安全係数 q は以下の式で記述される:

$$q = \oint_C \frac{B_t}{B_p} \frac{dl}{2\pi R} \quad (2.4)$$

ここで, 積分路 C は, トーラス副軸の周りを磁力線にそって一周するものである. プラズマの縦断面(副軸に垂直な断面)は一般には縦長の D 型であるが, 円形であるプラズマを考える場合には, ある磁気面(半径 ρ) の q 値は

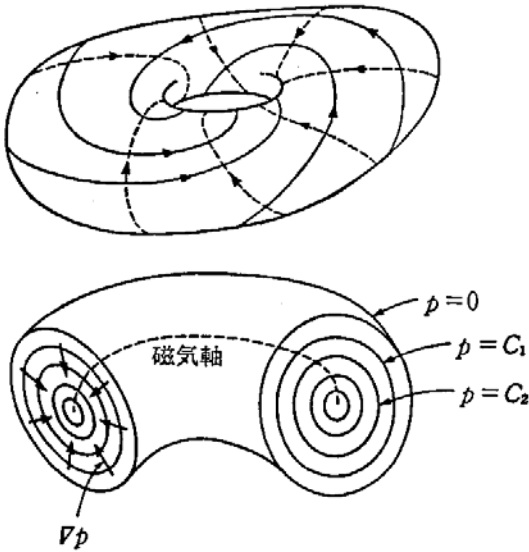


図 2-6 プラズマを支える磁力線と磁気面(等圧面)の概念
図(文献 [2-6]による)

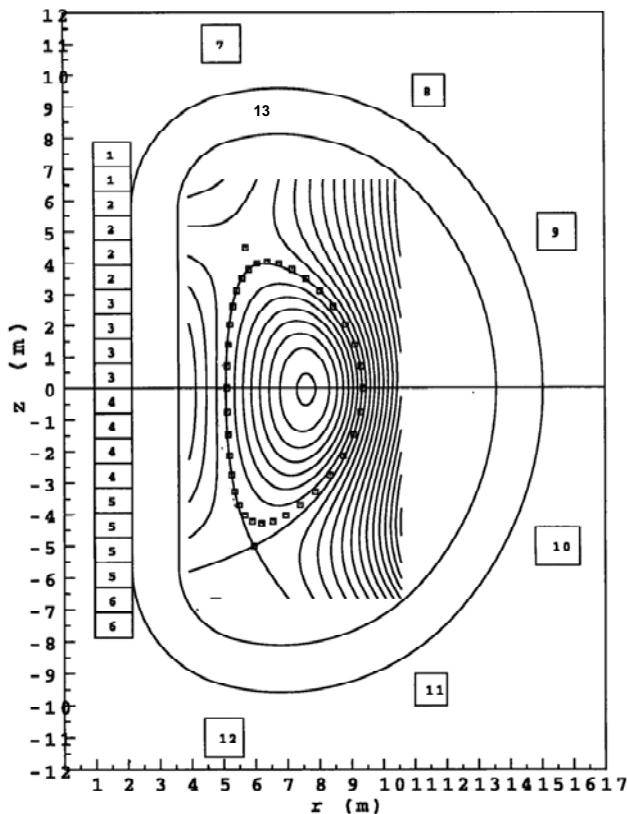


図 2-7 プラズマを支える磁気面の計算例とトカマクの磁場コイル
1～6: 中心ソレノイドコイル(CS, Central Solenoid Coils)
7～11: ポロイダル磁場コイル(PFC, Poloidal Field Coils)
12: ダイバータコイル(Divertor Coil), PFCの一つと見ることもある
13: トロイダル磁場コイル(TFC, Toroidal Field Coils)

$$q(\rho) = \frac{\rho B_t(\rho)}{R B_p(\rho)} \quad (2.5)$$

のようにかける。ただし、この式での B_t と B_p は、磁気面上での平均値である。

式 (2.1)～(2.3)からは、磁場で保持されたプラズマの力学的平衡を記述するグラッド・シャフラノフ方程式が導かれる。それを用い、さらにプラズマの圧力分布と電流分布の関数形状を与えると、存在しうる磁気面形状を数値計算によって求めることができる。図 2-7 にそのようにして求めた磁気面の例(断面)を示した。磁気面がD形に歪んだ楕円の領域がプラズマを閉じ込めておくことが可能な領域である。その外の磁気面は開いているので、この領域で高温プラズマは存在できない。

なお、この力の釣り合い(平衡)が、微小な外乱に対して復元力があり安定に存在し続けられるものであるかどうか(安定性)は、別途確認する必要がある。

図 2-7 には、トカマク装置が備える基本的なコイル類の配置も示してあるので、改めて説明する。図中に示した番号の1～6は、中心ソレノイドコイル(CS, Central Solenoid Coils)で、誘導電流を流すための1次コイルの役割を果たすと同時に、プラズマの形状の制御にも使われる。図中の7～11は、ポロイダル磁場コイル(PFC, Poloidal Field Coils)であり、プラズマの平衡磁場を発生する。PFCが平衡磁場を発生するときの副作用として電流を誘起する磁場(プラズマ・トーラスの中心付近を通過する磁束)もある程度発生する。図中の12は、ダイバータコイル(Divertor Coil)とよばれることもあるが、PFCの一つでもある。ダイバータ・コイルは、たいていの場合は、PFC中で最大の電流が流れるコイルとなる。図中の13がトロイダル磁場コイル(TFC, Toroidal Field Coils)である。

2.3.2 プラズマ自己形成

2.2.1 節で述べたように、トカマクのプラズマは、磁場の存在下で安定に存在するためにプラズマ中の電流によってポロイダル磁場が作られねばならず、そのポロイダル磁場 B_p を含めて力学的平衡を満たすように制御されなければならない。このようなトカマクによるプラズマの制御は、実は、以下のようにさらに複雑な条件が加わっており、それらが矛盾しないパラメータへの自己形成が達成されることで、安定に存続することができる。

- 1) 強い自己加熱: 核融合反応で発生した α 粒子(He イオン)のエネルギーによってプラズマの温度を核融合反応が持続する約1億度に維持するのが自己点火である。核融合炉のプラズマは、この自己点火条件に近い状態で維持されるが、核融合による発生熱の量も分布も、密度や温度の値や分布に強く依存する。
- 2) 自己駆動電流: 高温・高圧のプラズマでは、プラズマが自分自身で電流(ブートストラップ電流)を発生する。

外部からのエネルギー入射で駆動した電流と自己駆動電流を合わせた全電流の分布が、平衡かつ安定なものになる必要がある。

3) 圧力分布の変化による効果： 上記の自己駆動電流は圧力分布によって大きく変化するが、その圧力は、自己駆動電流を含めた磁場によって力学的平衡を満たさねばならない。

・閉じ込め特性

圧力分布の形成は、プラズマ内部の密度と温度の分布によってきまるが、それらの分布はプラズマ内部のエネルギーや粒子の輸送係数で決まる。ところが、その輸送係数そのものが、プラズマ電流や圧力、密度やその分布形状に強く依存することが知られている。

・閉じ込めモード変化

プラズマの輸送係数の変化は必ずしも連続的ではなく、ある条件が満たされると突然変化する。しかも、逆の変化も起こるが、変化する点にはヒステリシスがあって複雑な影響を及ぼす。

これらを簡単に言えば、核融合プラズマは、自己駆動電流によって自分自身を安定に存在させるための磁場を形成し、自己加熱によって一億度を維持し、しかも、電流も熱もその発生量はプラズマ内部構造で決まるが、その構造を決める輸送係数はプラズマ電流や磁場構成に強く依存している、ということになる。

現時点の実験では、核融合反応による自己加熱がほとんど加わっていないが、それ以外の数々の条件を同時に満たす自己無撞着の構造形成が成功している。ITER で燃焼プラズマの自己加熱まで含めた自己無撞着構造の形成過程が研究できれば、それはエネルギー技術とは別の学問的知見にも繋がるかもしれない[2-7]。

2.4 核融合炉におけるエネルギーの流れ

2.4.1 プラズマ中のエネルギーフロー

a)核融合出力

重水素イオンDとトリチウムTとからなる核融合プラズマの中における核融合出力 P_f は、以下のように書ける：

$$P_f = \int n_D n_T \langle \sigma v \rangle_{DT} Q_{DT} dV \quad (2.6)$$

ここで、積分はプラズマ体積全体に行うものとする。 n_D と n_T は、それぞれ重水素イオンの密度とトリチウムイオンの密度である。 $\langle \sigma v \rangle_{DT}$ はイオンの速度分布関数にマックスウエル分布を仮定したときの核融合反応の反応率を表す。 Q_{DT} は一回のDT反応で発生するエネルギー量で、17.6MeV である。内訳は80%が中性子の運動エネルギー、残る20%が α 粒子（ヘリウムイオン）の運動エネルギーとして発生する。中性子は、プラズマ内部ではほとんど相互作用をせず、ほぼすべてがプラズマ対向機器（主にブランケットとダイバータ）に入射する。一方、 α 粒子は電荷を持つため、発生と同時にトカマク内の磁場に捕捉され、高速イオンとして減速しつつ、プラズマの加熱に

寄与する。高速イオンの閉じ込めが良好である場合には、 α 粒子はプラズマ温度と同じ温度まで減速されて熱化したのちに、燃焼灰（ヘリウム）として排気される。

ところで、イオンの密度と電子の密度 n_e の間には、全体として電気的中性であるための制約があり、以下の関係を満たす；

$$n_e = n_D + n_T + \sum_j Z_j n_j \quad (2.7)$$

ここで、 Z_j はプラズマ中の不純物イオンの荷電数で、 n_j はその密度である。和は全不純物イオン種に対して行う。なお、不純物には、先に述べた α 粒子ならびに熱化してプラズマ中に蓄積するヘリウムイオンも含まれる。核融合プラズマにはあまり多くの不純物は含まれず、また核融合反応率を最大にするのは重水素とトリチウムの割合が同じ時であるので、近似的には

$$n_D = n_T \approx \frac{1}{2} n_e \quad (2.8)$$

と考えることができる。ただし、これは近似的な記述で、実際の核融合炉のプラズマにおいては、 $n_D + n_T$ は（いわゆる燃料密度）は、 n_e の90%前後なっていることが多い。以下では(2.8)式が成り立つとして考えることにする。

温度も密度も、プラズマ中で分布があるので、炉心全体の核融合出力を知るには、分布を考慮して(2.6)式の積分を実行しなければならない。したがって厳密に核融合出力を知るには、計算機による数値積分が必要である。実際に、同じ平均温度と平均密度（定義は後述）であっても、その空間分布によって核融合出力は2倍程度まで変化してしまう。ここでは、おおよその核融合出力を知るための計算式を例示しておくことにしよう。

プラズマの平均温度、平均密度を以下のように定義議する。

$$\langle n_k \rangle = \int n_k dV / V_p \quad (2.9)$$

$$\langle T_k \rangle = \int n_k T_k dV / \int n_k dV \quad (2.10)$$

ここで添字kは、電子(e)、イオン(i)を表す。(2.8)式が成り立つなら $n_e = n_i$ である。また、ここでは電子温度とイオン温度は等しいと考えることにする。 V_p はプラズマの体積を表す。近似的には $V_p = \pi a^2 \kappa 2\pi R_0$ と書ける。ただし、 a はプラズマ小半径、 κ は楕円度、 R_0 は大半径である。

ここで、温度の空間分布をプラズマ中心がピークした放物線状、密度の分布はその0.3乗の形状、すなわち

$$T_k \propto (1 - x^2) \quad (2.11)$$

$$n_k \propto (1 - x^2)^{0.3} \quad (2.12)$$

ただし、 $0 \leq x \leq 1$

のように仮定して、(2.6)式の積分を実行し、その核融合出力 P_f をできるだけ簡単な式でフィッティングした例として文献[2-8]に以下のような式がある：

$$P_f = 3.57 \left\{ 1 - 1.36 \left(1 - \frac{\langle T_i \rangle}{35 \text{ keV}} \right)^{1.7} \right\} \left(\frac{\langle n_i \rangle}{10^{20} \text{ m}^{-3}} \right)^2 \left(\frac{V_p}{\text{m}^3} \right) (MW) \quad (2.13)$$

一例として、ITER の標準パラメータとして、 $\langle T_i \rangle = 8.9$ keV, $n_i = 1.0 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$, $V_p = 831 \text{ m}^3$ などを入れてみると、 P_f として約 516 MW を得る。ITER の設計で使われた分布形状が上記の仮定と少し異なるので、この式ではあまり正確な核融合出力を期待することはできないはずではあるが、この例では ITER の設計出力 (500MW) に近い値が求められた。このように、核融合出力のおおよその予想になら (2.13) 式を使うことができる。

b) プラズマ中のパワーバランス

プラズマ中のパワーバランスは、エネルギー閉じ込め時間を τ_E として以下のように書ける：

$$\frac{U_p}{\tau_E} = \frac{1}{5} P_f + P_b - P_{rad} \quad (2.14)$$

U_p はプラズマ中の総エネルギーで、

$$U_p = \frac{3k}{2} \left(\langle n_e \rangle \langle T_e \rangle + \sum_j \langle n_j \rangle \langle T_j \rangle \right) V_p \quad (2.15)$$

である。 k は温度をジュール単位に直すために加えたボルツマン定数である。(2.14) 式の右辺第1項は α 粒子による加熱パワー、第2項は外部から入射している加熱入力、第3項はプラズマからの放射損失を表す。このようなパワーバランスが正確に成り立っている時、核融合プラズマは一定の核融合出力で燃焼することができる。

ここで再び (2.8) 式が成り立ち、かつ電子温度とイオン温度は等しいと考えると、(2.14) 式は以下のように書きなおせる：

$$\tau_E \approx 4.81 \times 10^{-2} \frac{\langle n_e \rangle}{10^{20} \text{ m}^{-3}} \frac{\langle T_e \rangle}{\text{keV}} \frac{V_p}{\text{m}^3} \left/ \left(\frac{1}{5} P_f + P_b - P_{rad} \right) \right. \quad (2.16)$$

ここで P_f, P_b, P_{rad} の単位は MW とする。温度は keV 単位に換算した。再び ITER の標準的パラメータとして、 $n_e = 1.1 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$, $T_e = 8.9 \text{ keV}$, $V_p = 831 \text{ m}^3$, $P_f = 500 \text{ MW}$, $P_b = 60 \text{ MW}$, また P_{rad} は不明なので仮にゼロとして見ると、 $\tau_E = 2.4$ 秒を得る。すなわちエネルギー閉じ込め時間がこの程度であるときに定常燃焼ができる。

トカマク装置のエネルギー閉じ込め時間 τ_E は、大変に複雑なパラメータ依存性を示す。ITER の設計では、世界中のトカマクの実験データから構築したエネルギー閉じ込め時間の予測式、ITER-98H スケーリング式が用いられている：

$$\tau_E = 0.0562 I_p^{0.93} B_T^{0.15} P_h^{-0.69} \left(\frac{n_e}{10^{19}} \right)^{0.41} A^{0.19} R^{1.97} \epsilon^{0.58} \kappa^{0.78} \quad (2.17)$$

ここで、 τ_E の単位は秒、プラズマ電流 I_p は MA、中心磁場 B_T はテスラ、 P_h は (2.16) 式右辺の分母のことで単位は MW、電子密度 n_e の単位は m^{-3} , A はイオンの質量比で DT プラズマの場合は平均をとって 2.5、主半径 R の単位は m (メートル)、 ϵ は逆アスペクト比 (a/R)、 κ は楕円度である。

この式に ITER の設計値、すなわち (2.17) 式の項順に 15 MA, 5.3 T, 160 MW (ここでも P_{rad} は 0 とした)、 $1.1 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$, 2.5, 6.2 m, 0.32, 1.7 を入れてみると、閉じ込め時間の予測値として 2.45 秒を得る。先ほどのパワーバランスから概算した値 (2.4 秒) とよく一致し、ITER の設計が、(2.17) 式を前提としてパワーバランスがとれるように設計されていることが確認できる。

上記の説明は、密度は一定に保たれるという前提でパワーバランスを考えているが、実際にはプラズマ内の粒子輸送によって密度、ならびに密度分布も決まる。すなわち、核融合プラズマの制御は、パワーバランスと粒子バランスを同時に制御しなければならないところが難しい点である。

c) $n\tau - T$ ダイアグラム

核融合反応の継続には燃焼温度を維持し続けることが必要である。同時に、外部から入れるパワーより核融合出力が十分に大きな領域で運転しなければ発電はできない。このような核融合炉のパワーバランス上の成立性をもっとも簡単に示せるものとして、以下に説明する $n\tau - T$ ダイアグラムがよく用いられる。

前節と同様に核融合出力を P_f 、外部からの加熱入力を P_b とするとき、核融合プラントのエネルギーゲイン Q を以下のように定義する：

$$Q = P_f / P_b \quad (2.18)$$

式 (2.14) と (2.15) において、イオン温度と電子温度が等しく、また不純物もなく電子密度とイオン密度も同じであるようなもっとも簡単な場合を考える。さらに放射による損失 P_{rad} もゼロであるとして単純化し、定義式 (2.18) も用いて整理すると、エネルギーゲイン Q を表す式として以下が得られる [2-9]：

$$Q = \frac{n\tau_E \langle \sigma v \rangle_{DT} / kT}{\frac{12}{Q_{DT}} - \frac{1}{5} n\tau_E \langle \sigma v \rangle_{DT} / kT} \quad (2.19)$$

式 (2.19) を用いることにより、たとえば $Q=1$ あるいは $Q=\infty$ となる条件が求められる。 $Q=1$ のことを核融合プラントの「臨界条件」という。 $Q=\infty$ であれば外部からの加熱入力がなくてもパワーバランスが取れるので、これを「自己点火条件」という。それらの条件を縦軸をイオン密度と閉じ込め時間の積 $n\tau_E$ 、横軸をイオン温度 T とする平面上に示したものが、いわゆる「 $n\tau - T$ ダイアグラム」である。またこのような図はローソン [2-10] によって最初に提案されたことから、ローソン図と呼ぶこともある。

図 2-8 は、過去のトカマク装置における進展と臨界プ

ラズマ条件 ($Q=1$), ならびに自己点火条件 ($Q=\infty$) を示した $n\tau - T$ ダイアグラムである。上から二番目の放物線に似た形の曲線が、臨界プラズマ条件が達成されるパラメータを表す。その上の同様な形状の曲線は、自己点火条件を表す。各条件の曲線が太く描かれているのは、プラズマの温度や密度の空間分布を考慮にいたした場合に、その効果で変化する範囲を表している。

図中には、トカマクによる核融合研究での達成パラメータの範囲も 1960 年台から 10 年おきに示してある。これからわかるように、トカマクを用いた核融合研究のパラメータは 10 年ごとに両軸ともおよそ一桁ずつ改善されてきている。そして、1990 年台において、日本の JT-60 と欧州の JET が臨界プラズマ条件 $Q=1$ の領域に到達した。

なお、核分裂炉の場合の臨界条件とは、その点でのみ中性子の収支バランスがとれて連鎖反応が安定して継続する、という非常に重要な物理現象上の臨界点であるが、それに対して、核融合という臨界プラズマ条件は物理的に何か大きく変わる点ではない。言い方を変えれば、 $Q=0.99$ であるときと $Q=1.01$ の時で核融合反応の制御に大きな違いはない。しかし、臨界プラズマ条件の達成は入力より大きな核融合出力を得る、というマイルストーン的な意味がある。一方、 $Q=\infty$ のほうは、外部入力なしの自己加熱だけで核融合を継続できるという点で物理的に意味のある点である。

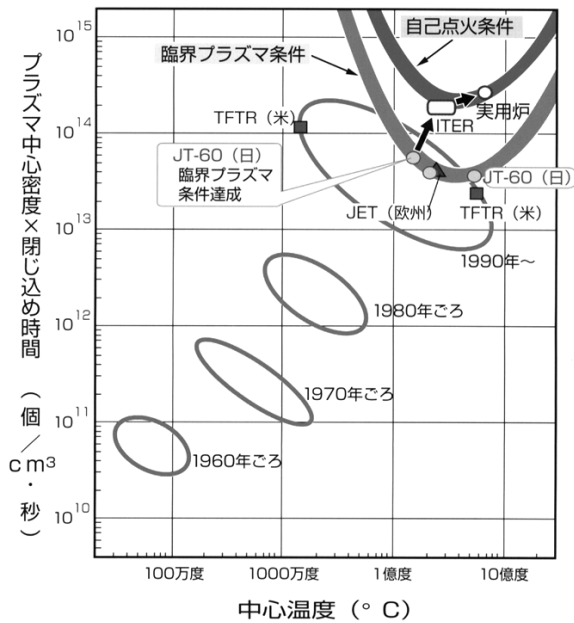


図 2-8 ローソンダイアグラム[10]で見たトカマク型核融合炉の実績と将来見通し[2-1.2-9]

国際協力で現在フランスに建設中のトカマク型核融合実験炉 ITER においては、 Q 値でいえば 10 程度以上の自己点火条件に非常に近いプラズマの達成を目指している。なお、実用炉においても、 Q 値は無限大になる必要はなく、トカマクでは定常運転のための電流駆動パワーが入ることから、自己点火条件よりやや低いところ ($20 < Q < 50$) を達成すれば十分であると考えられている。また、核融合プラントの運転に必要な補助機器の電力は Q の定義に用いた加熱入力以外にも数十 MW* は存在するから、 Q が 30 を超える程度にできれば Q 値をそれより高くすることのメリットは急速に減少する。

(* パワーが比較的大きいものを挙げると、超伝導コイルのための冷凍機動力、冷却媒体のポンプ動力などが考えられる。

2.4.3 節参照。)

2.4.2 プラズマからブランケットへのエネルギーの流れ

核融合炉の炉心からのエネルギーフローの基本的な部分を示したのが図 2-9 である。2.4.1 で述べたように、DT 反応からのエネルギーの 80% は 14MeV の中性子の運動エネルギーとして発生し、20% は 3.5MeV の α 粒子の運動エネルギーとして発生する。

中性子は磁場を通り越してその大部分がブランケットに入射し、その運動エネルギーは弾性散乱によって熱に変換される。一部中性子はブランケット内の材料と非弾性衝突をして、核発熱も起こす。このエネルギー分はブランケットからの熱出力に加わることになる。

α 粒子の多くはいったん閉じ込め磁場によって捕獲され、減速して熱化したのち、プラズマから失われる。熱化過程では放射光として出ていくエネルギーもある。それらの(元は α 粒子の)エネルギーのうち、ブランケットの第一壁への熱負荷として吸収された分は、ブランケットからの熱エネルギーとして発電に利用することができる。

一方、プラズマ周辺領域を通してダイバータに達した α 粒子からのエネルギー分は、ダイバータからの排熱と

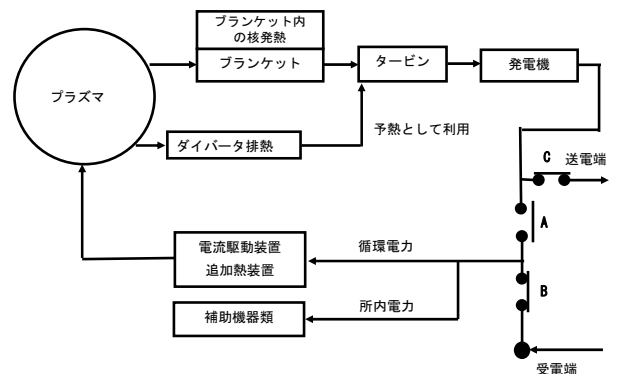


図 2-9 核融合炉におけるエネルギーフロー

なる。一般にダイバータの冷却条件は非常に厳しいため、冷媒の温度を低めに設定して強力に冷却する設計とならざるを得ない。このため、発電に必要な高温高压蒸気や高温高压ガスを作るのは難しいとされており、ダイバータに入ったエネルギーは、比較的低温(200℃以下程度)の排熱となる。この低温排熱は効率のよい発電には利用できないが、多くの概念設計では、タービンに入る前の蒸気やガスの余熱に利用することで、ある程度有効に使うようになっている。

2.4.3 ブランケット外のエネルギーの流れ

核融合発電所は、上記のようにして得た高温高压の蒸気あるいはガスでタービンを駆動し、その回転運動によって発電機を回すことで電力を生産する。これは現在の一般的な発電システムの設計と同じである。この電力は送電端から電力系統へ接続される。

一方、核融合の運転には、多くの電力を要する。もっとも大きいと考えられているのは、起動時の加熱系やCSコイル電源のための電力であり、起動後はトカマクを定常運転するための電流駆動装置(中性粒子入射装置や高周波入射装置)の電力である。なお、加熱装置と電流駆動装置は両方を兼ねていることも多い。

核融合炉の概念設計では、この電流駆動の電力を「循環電力」と呼ぶ。核融合炉の運転に必要な電力は、このほかに、超伝導コイルのための冷凍機、冷却材の循環ポンプ、排気ポンプ、運転管理のための各種機器などの消費電力がある。これらはまとめて「補助機器類の電力」として、循環電力とは分けて考えるのが、核融合炉設計での慣習となっている。

ただし、核融合炉を商用電源として現実に運用する視点で考えると、少なくとも起動時は図2-9中の遮断機Aは解放になっていて、追加熱や電流駆動機器は受電端から受けた電力で運用される。定常運転時においても、運用上で重要な機器類の運転電力は系統から受電するというのがプラントの運用としては自然であることには注意したい。すなわち、「循環電力」という言い方は、核融合プラントの中のエネルギーの収支に関する概念で、必ずしもそれ(循環電力)を核融合プラント自身の発電機出力のみから直接供給していなければならないわけではない。

電力系統異常時には、受・送電端B、Cが解放されることがあり得て、その場合への対応としては、

- ①核融合炉を緊急停止する
- ②遮断機Aを閉じて内部循環で系統の復活を待つ
- ③緊急用発電機を用意し、その電力で運転する

などの選択を迫られる。系統の接続が切られているので、発電電力が余れば、一部のブランケットからの蒸気またはガスを、タービンに送らずに循環(タービンバイパス)するか、放熱器から熱を捨てる必要がある。捨ててしまうエネルギー量を減らすためにも、系統からの隔離時には部分負荷運転が必要とされる可能性も高い。

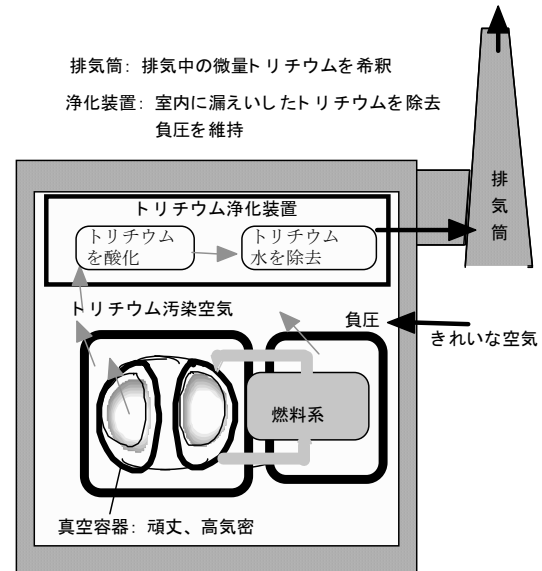


図 2-10 トリチウムの閉じ込めと安全性確保の考え方[2-11]

2.5 核融合炉の安全性

2.5.1 トリチウムの閉じ込めと安全性[2-11]

核融合炉で周辺環境、公衆への潜在的な影響の可能性がもっとも大きいのは、トリチウムの放出による放射線被ばくである。このため核融合炉の安全確保においてはトリチウムの閉じ込めが最重要課題となる。

トリチウムは燃料であり、水素同位体としてプラントの広い範囲に固体、液体、気体、プラズマ、化合物、混合物、固体や液体への溶解状態等様々な形で存在している。このため、単一事象でプラントに存在する量(トリチウムインベントリー)の大部分が放出される恐れはほとんどなく、また単一の区画に存在するインベントリーを制御することでハザードの最大値を制限することになる。一方、多くの装置機器でトリチウムの閉じ込め対策がとられることになる。

核融合施設でのトリチウム閉じ込めの基本は多重格納である。図2-10に概念を示すように、多重の気密隔壁と、トリチウムの除去回収装置によりそれぞれトリチウムを除去して通常時および異常時の漏えいについて、トリチウム濃度と負圧を管理するとともに、環境に排出されるトリチウム量を制御する。環境への排出経路は、排気、廃液があり、それぞれについて濃度と量を制御する。排気中のトリチウムの除去方法としてもっとも一般的なのは触媒で酸化して水としたのち吸着剤で捕集する方法である。ガス分離膜による選択的な透過や活性金属による吸収などが用いられる場合もある。また環境、生体への影響で重要なのはトリチウム水蒸気であり、スクラバーなどで排気中のトリチウム水濃度を低減させることもある。

廃液は、処理対象がトリチウム水、つまり軽水素と混合しているため、トリチウムを選択的に除去するためには

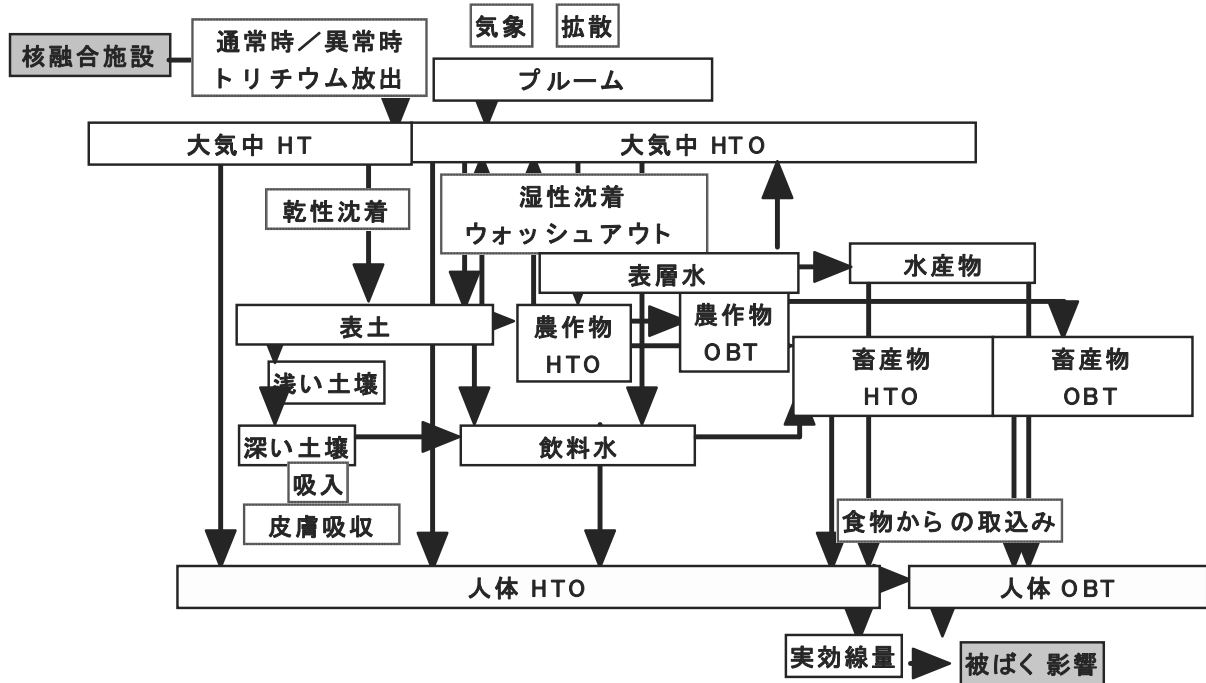


図 2-11 放出トリチウムが被ばくをもたらすまでの経路の概念[2-11]

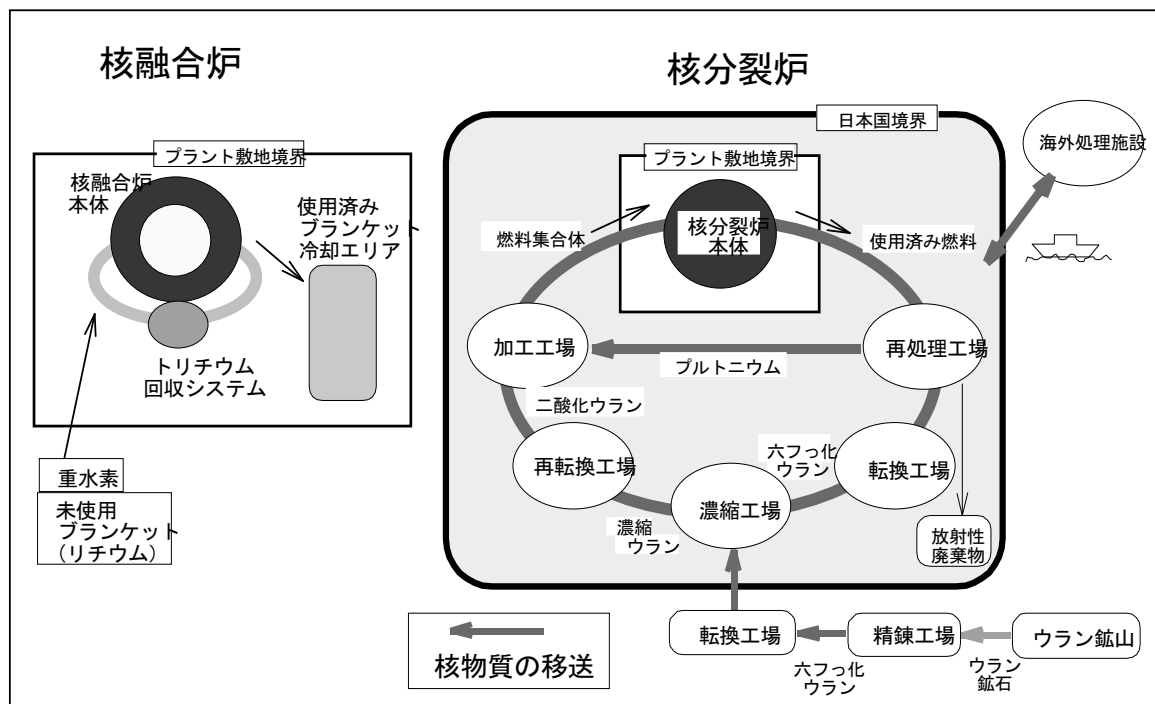


図 2-12 核融合炉と核分裂炉の燃料供給ならびに燃料サイクルの比較[2-11]

この図は運転開始から廃炉前までの炉運用期間中の定常的燃料サイクルのみを示す。

初期装荷燃料の搬入と廃炉処分時などの燃料以外に起因する廃棄物のルートは示していない。

同位体分離を行う必要がある。原理的には確立した技術であるが、大量のトリチウム水に対して経済的、かつ工学的に合理的に同位体分離を行うプロセスについては、技術開発が必要である。少量で、放出濃度のみが問題である場合は、希釈放出や固化という対応がとられることもある。

核融合炉の運転に伴っては、固体廃棄物も発生する。主要なものは、ブランケット、ダイバータなど消耗性のコンポーネントの交換に伴って発生する。その放射性核種は構成材料元素の放射化によるもので、金属などの固体元素が多く、著しい長寿命のものはほとんどない。環境、公衆への放射線の影響は、処分後の廃棄物がサイト外に搬出された場合、そこから放出する放射性物質について考慮する必要がある。ダイバータやブランケットなどの炉内構造物は大量のトリチウムを含んでいるので、これらは搬出前に回収する必要がある、残留するトリチウムは固体廃棄物の環境影響上重要な核種である。運転寿命を終了して解体した核融合炉本体も、放射化の度合いにより固体廃棄物を生成するが、放射性と分類されないものも多く、また環境放出核種がなければ処理処分に困難は少ない。

核融合動力炉の許認可の規則や指針はまだ決められていないが、核融合施設の安全性評価は、基本的には他のプラントや原子力施設と同様に、通常時および異常時の周辺環境、公衆への影響を評価することで行われるものと考えられる。通常時については、施設の設計性能と運転操作により環境に放出されるトリチウム量が制限されているので、その量を評価する。燃料プロセスで扱うトリチウム濃度範囲は、数10%以上であるが、複数段階のトリチウム除去と同位体分離により施設外に放出されるものは濃度限度以下となる。施設全体でのトリチウム量は数 kg と考えられる。異常時については、起こりうる起因事象の確率とその進展の解析からトリチウム閉じ込め境界への影響を調べ、起こりうる環境への放出量を評価する。核融合炉では核分裂で懸念される「暴走」のような著しい反応度の上昇による安全上の懸念が存在しないが、一方、通常時も少量のトリチウム漏れがあるため、装置からの放出トリチウムは、閉じ込め施設で外部への放出を防ぐと共に除去装置により回収することで能動的に安全を確保する。

核融合施設からの放出トリチウムが被ばくをもたらすまでの経路の概念を図 2-11 に示す。トリチウムの放射線は弱い β 線で皮膚を透過しないので、体内に取り込まれた時だけ生体に影響を与える。このため通常時、異常時に放出されたトリチウムが環境や生態系を経て生体に取り込まれる量を評価し、これが健康被害を与えうるものでないことを確認することになる。トリチウムを含む排気は、トリチウムが水蒸気であれば、生体内の水分と交換して取り込まれて放射線被ばくに至るが、水素の場合はほとんど吸収されない。このため、施設から放出されるトリチウムの濃度限度は水素と水では異なり、空気中で水素で 70Bq/cc、水蒸気の形で 0.005Bq/cc、排水中では 60Bq/cc である。トリチウム

は、ほかの多くの FP(Fission Product)や核分裂由来の同位体と異なり、環境中や人体に常時存在しているため、人為放出トリチウムは低濃度になった場合、これらと区別できない。過去、大気圏核実験のフォールアウトで著しく環境中トリチウム濃度が上昇した時期があるが、現在までに減少している。軽水炉などの核分裂炉も少量のトリチウムを放出している。再処理工場、重水炉からの放出量はそれよりも多い。

施設の排気筒から放出されたあと、ブルームと呼ばれる気体の固まりとして移動し、この過程で拡散し、希釈される。排水として海中に放出されたトリチウムは水中で同位体希釈を受ける。これらはさらに環境中で様々な過程を経て人体に入る。人体内に入ったトリチウム水は、約十日の半減期で水分の代謝と共に排出される。通常運転時のトリチウムについては飲料水や食料に含まれる形で体内に取り込まれるものも評価される必要がある。放出トリチウムは、環境中で土壌細菌などによって水に転換されることもある。環境中でトリチウム化した有機物(OBT)に転換されたものを飲食した場合、この滞在時間はより長くなる。

2.5.2 燃料サイクルの視点からの安全性の差異 [2-11]

核融合炉は、トリチウムの自己増殖機能とその回収・分離機能を自ら有し、燃料サイクルが発電所内で完全に閉じているのが原子力システムとしては大きな特徴である。図 2-12 はこのような核融合炉と核分裂炉の燃料供給・サイクル上の差異を概念的に図示したものである。核融合炉では、いわゆる核燃料物質(ウランやプルトニウム)の搬送がないのは当然である。核拡散問題は、基本的にはこれら核燃料物質、原料物質が適切に管理されることが必要であることから、核物質が介在しない核融合燃料サイクルは、この点での制約を受けない。これは、世界規模での核融合の利用の上で大きな利点となりうる。

燃料として定常的に搬入されるのは共に非放射性の重水素とトリチウム(炉内でトリチウムに変換される)なので、初期装荷トリチウムの搬入以外には、所外から所内への放射性物質の搬入を必要としないことになる。しかし、初期装荷トリチウムの必要性は、核融合炉の増設に大きな制限要因となる[2-2]。国際的に入手可能と明らかになっているトリチウムが今世紀前半に ITER の実験によってほとんど使い尽くされる計画であることを考えると、初期装荷用のトリチウムを製造するダブリングタイムで増設速度が制約されるとすると、たとえ 2050 年代に商業炉が導入できたとしても、今世紀中の核融合のエネルギー供給への貢献は微々たるものにしかない。しかし、初期装荷トリチウムがなくても起動可能という運転シーケンスも提案されている[2-3, 2-4]。この方法であれば、初期装荷トリチウムの搬入も不要となり、ダブリングタイムで増設速度が制約されることにならず、また、公衆受容性を高める視点でも有利である。需要に応じて自由に核融合炉を建設することができるため、将来の世界市場にお

いて、核融合エネルギーが大きな貢献をなすうえで重要な要因となる[2-12]。

2.6 核融合炉の運転特性と利用形態

核融合炉はまだ実現していないので、そのプラント特性は不明な点も多いが、核融合であることに起因する特徴的な特性として予想されているものに沿って、運転特性と利用形態を予想してみる。

核融合炉は、冷却配管など大型かつ複雑な構造を含むブランケットを、数年間隔で交換しなければならない可能性が高い。ブランケット交換を含めたメンテナンスシナリオはいくつか検討されており、設計次第では稼働率を大きく下げることなく、定期点検期間内に交換が可能であるとの検討結果もある。しかし、たとえそうであっても、使用済みブランケットが放射性廃棄物としては大きな量を占めることは重大な問題点である。これらの観点ではブランケット交換は明らかに核融合炉の欠点であるといえよう。一方、炉心プラズマの特性はブランケット設計に影響されないので、交換時にブランケットの基本設計を変更することが可能で、この点から核融合炉は非常にフレキシビリティに富んだエネルギー供給システムになる可能性も指摘されている[2-1]。例えば、エネルギー需要に合わせて、電力供給用のブランケットを水素製造用や熱供給用に替えることや、ブランケットからの熱媒体の温度が上がるだけで、発電効率を向上できるため、技術進展に合わせた高効率発電方式に変えることなどが考えられる。図 2-13 は、そのような核融合炉の発展性を示す[2-11]。このような時代の要請に合わせたシステム変更や利用形態の変更が可能な点は、長期にわたって使用する大型システムでは重要になるかもしれない。

核融合では、ブランケットの選択と技術開発により、熱媒体に原理的な制約がない。高温で使用できるブランケットが開発されれば、高温を使用する発電技術が使用でき、熱効率が向上する。このため火力発電や核分裂炉で開発された技術、たとえば高温ガスタービンやコンバインドサイクルが 900℃程度より上の熱では使用でき、400℃以上では超臨界水タービンなどの先進的な発電技術ができる可能性がある。また 900℃を超える高温の熱が使えれば、IS 法(ヨウ素と硫黄を循環物質とする熱化学反応サイクル)に代表される水素製造も利用可能である[2-13, 2-14]。このようなことから、世界中で様々な形式の高温ブランケットが検討されている[2-15]。核融合による熱エネルギーを利用したバイオマスの吸熱分解による水素、液体燃料製造も提案されている[2-16]。電力に比べて燃料の需要は将来のエネルギー市場においても数倍大きいこと、また太陽光や風力などの再生可能エネルギーや軽水炉の利用できる電力と異なり、燃料についてはバイオ燃料以外の低炭素エネルギーがほとんど存在しないことから、燃料製造は核融合にとって、特に重要な利用法になりうる。ことに上記バイオマス

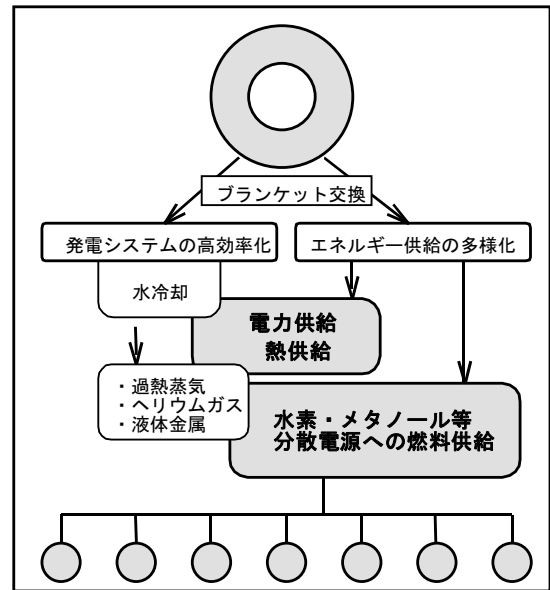


図 2-13 核融合炉のエネルギー利用のフレキシビリティ[2-11]

燃料化では、軽油相当の液体燃料になるため、既存のエネルギーシステムに商品を生供給することができ、将来にわたって、航空機、船舶、大型輸送機器や熱源などの燃料に核融合エネルギーを生供給できることになる。これは、石油や石炭を代替する効果による二酸化炭素削減効果も大きい。エネルギーシステムの低炭素化という観点で見たときに、核融合エネルギーの、特に熱としての多様な利用法は、ほかの代替電源のある電力と違って、場合によってはより重要な利用法となりうる。具体的には、工業的な熱利用や海水脱塩が挙げられる。

2.7 設計に取りかかる前に

本章からは原型炉以降のトカマク型動力炉の設計とそのデータベースについて議論することになるが、本章で解説した核融合の特性を踏まえた上で、これらの炉が ITER までとは異なる、エネルギー生産プラントであるとの認識を新たにすることが必要である。

これまで幾多のトカマク実験装置が世に出、現在では実験炉 ITER を建設するに至ったものの、それらの経験で関係者が積み上げてきたものは装置学であって、核融合炉を設計する方法論が確立しているわけではない。核融合プラントを設計するには足りない要素があまりに多い。例えば、核融合炉の機能を 1)プラズマ発生、2)電磁構造機械、3)Nuclear システム、4)燃料生産システム、5)熱利用システムと捉えたと、図 2-14 に示すように、これまでの核融合炉(装置)と将来の核融合動力炉では機能が大きく異なることが理解できるであろう。ITER までのトカマクは、あくまでも研究・開発側の目的達成のため

「プラズマ発生」あるいはそれに付随する「核エネルギー生成」を目指した装置であり、ユーザーが関心を寄せる「エネルギー利用」や安定な「燃料供給」という機能は将来の炉で初めて考慮されるようになるのである。核融合炉のような複雑なシステムでは、これら様々な要求を整理してそれぞれの関係を明確にしなが設計の着地点を検討する作業が重要になる。ここには示していない「安全性」や「経済性」という上位機能が加われば、設計の着地点はまた違ったものになる。また、これまでの研究開発によって個別技術については様々な選択肢が用意され、正に多岐亡羊の観があるが、システムとして組み上げていくときに羊がそこにいるかどうか、即ち成立性は自明とは限らない。核融合炉の設計においては、研究や開発から少し離れたところに視点を置いてエネルギーシステム全体を眺めることが重要である。

	JT-60	ITER	動力炉
上位機能 (目的)	プラズマ発生	Nuclear facility	熱利用
		プラズマ発生	燃料生産
下位機能 (手段)	電磁機械	電磁機械	Nuclear facility
			プラズマ発生
			電磁機械

図 2-14 核融合炉の機能の考え方

参考文献

- [2-1] 原子力委員会核融合開発戦略検討分科会, 核融合エネルギーの技術的実現性・計画の拡がりと裾野としての基礎研究に関する報告書, 平成 12 年 5 月.
- [2-2] Y. Asaoka, K. Okano, T. Yoshida, R. Hiwatari, K. Tokimatsu, Fusion Technology, Vol.39, pp.518-522 (2001).
- [2-3] 小西哲之, 他, プラズマ・核融合学会誌, Vol.76, No.12 (2000)p.1309.
- [2-4] Y. Asaoka, S. Konishi, S. Nishio, R. Hiwatari, K. Okano, T.yoshida, The 18th IAEA Fusion Energy Conference, PDP-08, Sorrento, Italy (2000).
- [2-5] 国際熱核融合実験と ITER ウェブサイト
<http://www.naka.jaea.go.jp/ITER/iter/index.html>
- [2-6] 内田岱二郎, 井上信幸, 原子力工学シリーズ 12 「核融合プラズマの制御」, 東京大学出版会 (1982).
- [2-7] 岸本泰明, 「シミュレーション」, 22, 89-97, 日本シミュレーション学会(2003).
- [2-8] K. Okano, S. Yamamoto, M. Sugihara and N. Fujisawa, 'Potential of Neutral Beam Current Drive for Steady State and Quasi-Steady State Tokamak Reactors', Fusion Technology, 16(1989), 73-95.
- [2-9] 関昌弘編, 核融合工学概論－未来エネルギーへの挑戦－, 日刊工業新聞社, 東京, 2001 年, ISBN4-526-04799-6.
- [2-10] J. D. Lawson, Proceedings of Physics Society (London) B70, (1957) p.6.
- [2-11] エネルギー便覧(プロセス編), 第 9 章 6 節「核融合炉技術」, 日本エネルギー学会編, コロナ社, 東京, 2005 年.
- [2-12] K. Tokimatsu, Y. Asaoka, K. Okano and S. Konishi, Potential of fusion energy in the context of tritium supply, Fusion Sci. Technol., 41(2002)831-834.I.
- [2-13] H. Chen, Y. Wu, S. Konishi, et al., A high temperature blanket concept for hydrogen production, Fus. Eng. Des 83, 903 (2008)..
- [2-14] S. Konishi, Use of fusion energy as a heat for various application, Fusion Eng. Des., 58-59(2001)1103-1107.
- [2-15] T. Ilhli, et al., Review of blanket designs for advanced fusion reactors, Fus. Eng. Des 83, 919 (2008).
- [2-16] S. Konishi, Potential Fusion Market for Hydrogen Production Under Environmental Constraints, Fus. Sci. Technol., 47(2005)1205-1209.

第 3 章 トカマク炉の設計

この章ではトカマク炉の設計がどのようになされるかについて議論する。核融合炉については、これまでに成された幾つかの設計例はあるが、それらは幾つかの仮定に基づいて設計されており、今後 ITER より先の核融合炉を構想する場合には改めてどのような科学技術的知見に基づき、どのような今後の要素開発の見通しに基づいて設計を進めるかを決めないといけない。その設計手法が確立されているとはいえないものの、これまで積み重ねてきた知見をもとに、設計の進め方や考慮すべき事項について本章で議論する。

3.1 設計の概観

言うまでもないが目標性能が同じであるとしても、工学的な設計は一通りではなく、幾つかの選択肢が考えられ、それらを評価し、選択しなければならない局面が数多く現れる。特に概念を構築する段階の検討が大変重要である。この後の設計の大きな方針を決めてしまうからである。この段階で重要なことは大きな目標に向かって設計を統合してゆくことである。

設計の統合作業は、目標を達成する技術的成立性があるか否か幾度かの見直しが必要となる。そこで、最初に大きな核融合炉設計の流れや制約条件、パワーフローなどを概観しておくことにしよう。

3.1.1 概念設計の大まかな流れ

設計を何から決めていかなければならないという決まりは存在しない。プラズマ性能から決めていっても良いし、装置の大きさ(サイズ)から決めていっても良い。実用炉の段階では電気出力から決めて行くであろう。ここでは初めて発電を実証する原型炉を念頭に置いて、設計のフローを概観することにしよう。

恐らく、原型炉の計画を打ち出すときには、国民的理解、実用炉への展望などを考えて、核融合熱出力を最初に目標設定するであろう。その規模は将来の経済性への繋がりに配慮すれば 200~300 万 KWt と見込まれる。これが決まると設計は炉心設計とプラント設計に大きく分けて進めることができる。もちろん両者間に技術的な関連があるが、概略の取り合い条件が決められた後では、それぞれの設計は当面はほぼ独立して進めることが出来る。

設計の流れが一通りに決められているものではない。したがってここで紹介をするのは一例である。目標とする核融合熱出力を決めて、それを満たす核融合炉の設計手順を考えてみよう。図 3.1-1 に示すように、大きな設計の流れとしては炉心設計とプラント設計に分けることが出来る。もちろん両者の間に情報を交換しつつインターフェイスに矛盾がないように調整しながら設計を進めなければならないが、大まかな仕様さえ決めれば比較的独立してそれぞれの設計を進めることが出来、設計が進んだ段階で見直しをすれば良い。

まず、炉心設計であるが、大きく分けて、完全定常炉とするか、パルス炉とするかの選択がある。また、パルス炉

の場合でも、誘導電流のみ、或いはハイブリッド運転により、比較的短時間(数十分~1~2時間程度)のパルス運転を繰り返し、休止期間における核融合出力低下を外部に付加する蓄熱器で補うことにより電気出力としては一定の定常電源として使う方式が一つあり、もう一つは電力需要が高い昼の間だけ(パルス幅 5~8 時間)誘導電流によって電流を流し、発電するというものである。前者の例は文献[3.1-1]に、また後者の例は補稿の文献[A1-3]に概念的な検討が過去になされている。これらのパルス炉は将来求められる電力エネルギー像が単純な電力料金だけで決まるものではないことを考えて、再度検討する価値はあるが、ここでは標準的な完全定常炉についての流れを説明する。パルス炉でも設計の概略は同様の流れとなる。

定常炉を選択したとき、最初に決めるものは核融合熱出力を生み出す炉の概略サイズであろう。炉のサイズは直接建設費に関わるので、建設費を念頭に置きながら、適切な設計リスクを取り込みつつ炉の最小サイズを決める。次に概略サイズとさまざまな制約条件を勘案しながら炉心プラズマ設計をすすめる。ここで決まるのは中性子束、ダイバータ熱流束、加熱パワー、外部電流駆動割合などである。

次にプラズマ設計に見合う炉構造の設計が進められる。後で出てくる、水平面でのコイルや機器の主要寸法を表示するラディアルビルド(radial build)により、超伝導コイル、真空容器、炉内機器などの概略構造と寸法が決まる。

以上の検討に基づき、各コンポーネント機器の設計が進められ、寸法が決められる。ただし、これらのプロセスは一通りの流れでできるものではなく、一旦決められた寸法などの情報を炉心プラズマ設計や炉構造設計にフィードバックさせ、矛盾がないか、設計の調整など必要に応じて見直しが行われ、無理な設計の部分は変更が施される。

炉構造の概念に大きな影響を与えるのはブランケットの方式と炉内機器の保守方式である。これらは予め検討しておく必要がある。というのはこのいずれもが炉の構造に大きく影響するからである。

さてプラント設計では、核融合熱出力さえ決めれば設計を進めることができるタービン発電系や2次冷却系などと、炉心プラズマ設計や炉構造設計の進捗によって要求仕様が決められて初めて設計を開始することが出来るトリ

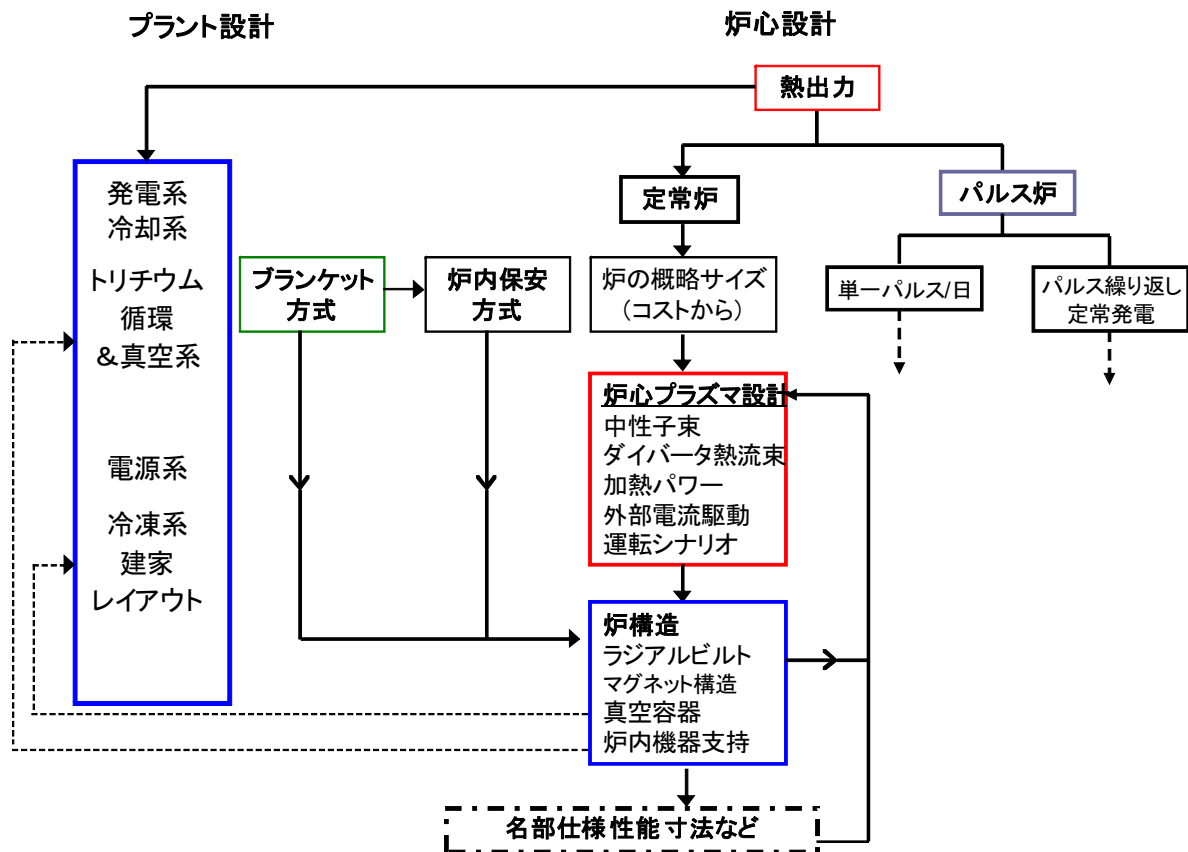


図 3.1-1 核融合炉設計の流れ(熱出力から決める場合)

チウム循環系や真空排気系、ヘリウム冷凍系、加熱・電流駆動装置、粒子補給装置などがある。また、安全設計を含めたサイトレイアウトや建家の設計がある。実際に DEMO-CREST 設計の際に使われたより詳細な設計フロー図を参考までに図 3.1-2 に示す。

商用炉の概念設計を行う際には最初に設計方針を決定する必要がある。発電所を対象とするならば、これまでに建設された発電所のように経済性、社会受容性、安全性、低環境負荷等を考慮しつつ、発電単価[円/kWh]や建設単価[円/kW]などの設計目標値を定める必要がある。

例えば、発電単価を安くするためには建設費を安くする必要がある。物量を小さくするため装置サイズを小さくすることが必要である。また、放射性廃棄物量を少なくする、安全性を高める、社会受容性を高める(トリチウムの運搬をなくする等々)などの考慮が必要である。

通常、炉設計を行う場合には 3.4 節にあるような簡単なモデリングが行われているシステムコードというものをを用いて 3.3 節に示すようなラジアルビルドを作って、核融合出力、発電出力、主要構造物の物量、建設コストの概算などを計算する。この段階で、初めに目標としたターゲットを満たしているかをチェックする。目標を満たしていな

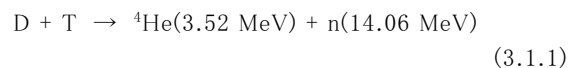
ければ、もう一度設計パラメータを精査し、妥協できる部分等を検討し、システムコード上で設計要求を満たすまで設計の最適化を行う。このように商用炉を設計する場合には、それまでに数多くの設計例やコストに関するデータベースが整っている必要がある。同じ実用段階でも初期の商用炉と何台か建設した後の商用炉では蓄積されたデータの量と質が大きく違ってくるであろう。このテキストでは商用炉が定着する以前の、最初の発電炉としての原型炉や実用第 1 号炉を念頭に置いて記述する。

3.1.2 核融合炉の要件とパワーフロー

核融合炉として成立するためには、まず所内電力も考慮して、発電所として正味の発電出力があること、及びプラズマで燃焼した以上のトリチウムをブランケットにおいて増殖できること(トリチウム増殖比:TBR>1)である。

(1) パワーフロー

図 3.1-3 に核融合炉プラントのパワーフローを示す。第 2 章で説明したように、DT 核融合炉では



核融合原型炉の設計フロー例

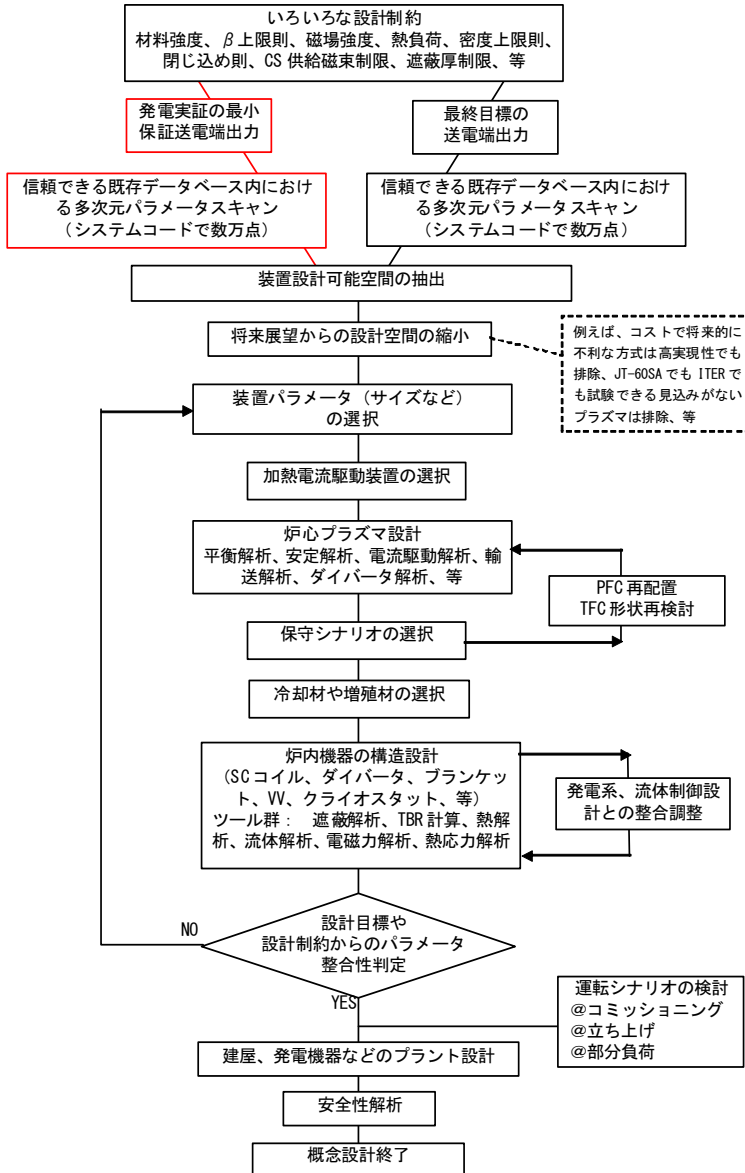


図 3.1-2 核融合炉設計フローの一例

の反応がおこる。DT 反応の Q 値は 17.58 MeV であるので、 ^4He (α 粒子) と中性子の運動エネルギーとして、1/5, 4/5 ずつ割り振られることになる。発生した中性子はプラズマと相互作用せずにプラズマ外に飛び出してしまうが、 α 粒子はプラズマ中に閉じ込められ、プラズマを加熱しつつ減速して、最終的には α 灰になる。したがって、プラズマを加熱するパワーは、 α 粒子の運動エネルギーと外部加熱 (NBI, RF 等) との和になる。一方プラズマからは、熱輸送、粒子輸送、制動輻射等によりエネルギーが失われるが、プラズマが定常であるためには、加熱パワーと損失パワーが等しくなければならない、したがって、

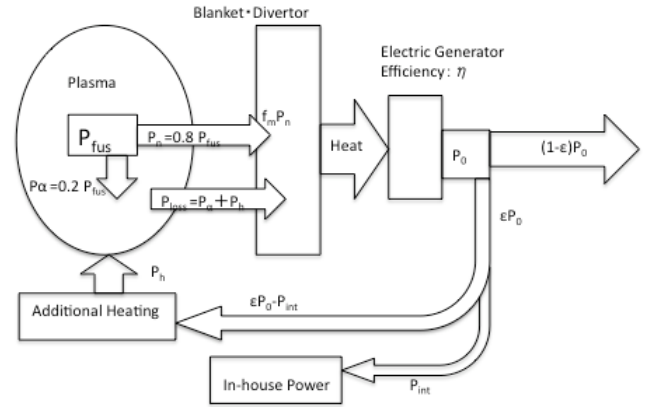


図 3.1-3 核融合炉プラントのパワーフロー

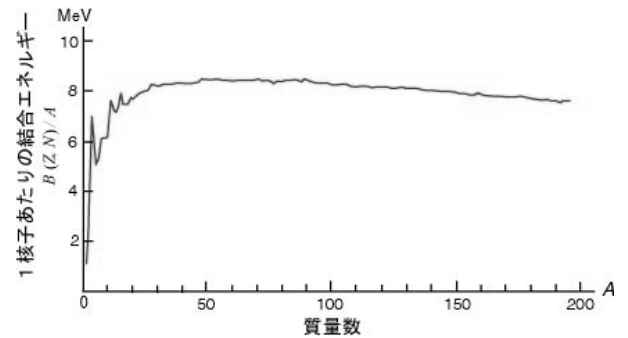
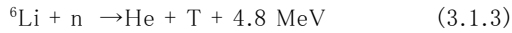


図 3.1-4 原子核における核子の結合エネルギー

$$P_{\text{loss}} = P_{\alpha} + P_h \quad (3.1.2)$$

次に核融合出力のうちどれだけ熱に、さらには電力に変換できるかみてみる。プラズマの損失パワーは最終的には、第1壁やダイバータ板に入射にして、熱に変換される。中性子については、主にブランケットに入射し、トリチウム増殖を行うとともに、その運動エネルギーが熱に変換される。さらにブランケットは十分に厚いので、トリチウム増殖に寄与しなかった中性子も構造材等に吸収され、即発及び遅発ガンマ線を出して、核発熱として熱に変換される。このエネルギーの源は中性子の結合エネルギーであることがわかる。図 3.1-4 に示すように核の中性子(核

子)の結合エネルギーは平均で約 8MeV, 鉄あたりで最も大きく約 8.5MeV である. 逆に重水素は最も小さく 2.2MeV しかない. 入射中性子エネルギー(14MeV)に対する, ブランケット核発熱量の比をブランケットのエネルギー増倍率(f_m)と呼んでいる. 教科書によっては, ブランケットの核発熱を ${}^6\text{Li}$ のトリチウム増殖反応



で発生するエネルギー(4.8MeV)のみ考慮しているものが多いが(この場合エネルギー増倍率 $= (14+4.8)/14=1.34$), 鉄等の構造材の核発熱の寄与も無視できないので, 正確には中性子輸送計算を行い, 評価する必要がある. ちなみに, ステンレス鋼と冷却水からなる ITER の遮蔽ブランケットのエネルギー増倍率は 1.41 である[3.1-2]. 核融合炉設計例の SlimCS の水冷固体増殖ブランケットでも, エネルギー増倍率は 1.47 である. 冷却材に水を使用しない, He 冷却やリチウム鉛ブランケットでは, エネルギー増倍率はより大きく, 1.6 以上にすることができる.

炉内機器でブランケット以外の部分はダイバータが占める. ダイバータでは, プラズマからの損失パワーのほとんどを受けるとともに, 14MeV 中性子の照射も受ける. ダイバータはアーマ材と構造材料と冷却水で構成されるので, ITER の遮蔽ブランケットと同程度の核発熱によるエネルギー増倍を期待でき, かつダイバータの熱も発電に寄与できるとすると, ブランケットとダイバータを合わせて熱変換機と考えることができ, その発熱総量は,

$$\begin{aligned} \text{Heat} &= f_m P_n + P_{\text{loss}} \\ &= (0.8f_m + 0.2)P_{\text{fus}} + P_h \end{aligned} \quad (3.1.4)$$

となる.

ここで具体的に SlimCS の設計パラメータを例にとり, どれくらいの電気出力が期待できるかみてみることにする. ブランケットのエネルギー増倍は 1.47 であるは, ポート等の非熱変換部分を考慮して, 平均的に 1.4 とした.

核融合出力	P_{fus} :	2,950 MW
加熱パワー	P_h :	60 MW
熱出力	$(0.8f_m + 0.2)P_{\text{fus}} + P_h$:	3,954 MW
発電効率	η :	0.34
総電気出力	P_o :	1,344 MW
加熱用電力	$\epsilon P_o - P_{\text{int}}$:	120 MW
(効率 50%とする)		
所内電力	P_{int} :	80 MW
外部電気出力	$(1 - \epsilon)P_o$:	1,144 MW

となり, 1GW 以上の外部電気出力が期待できることが解る. 言うまでもないことであるが, これは設計の一例であり, 普遍的なものではない. 採用した多くの仮定如何では数値も大きく変わり得るが, パワーフローを概念的に理解する上で有効と考え掲載した.

3.1.3 核融合炉の運転領域と動作点

核融合燃焼が比較的安定で制御性のよい状態か, 本質的に不安定で, 継続的な制御が必須であるかを判断

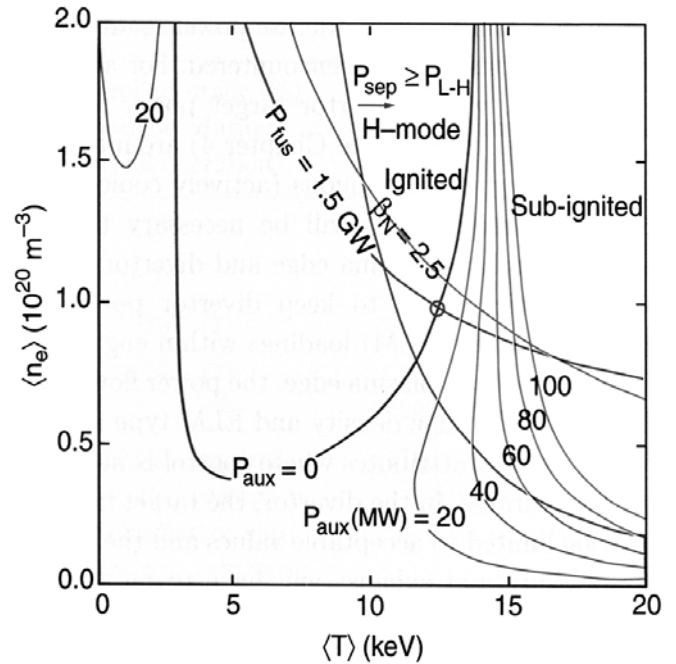


図 3.1-5 FDR-ITER の POPCON ダイアグラムの例

この POPCON ダイアグラムには, P_{aux} の等高線, 核融合出力 P_{fus} が 1.5GW の等高線に加え, 本文では説明していない β_N が 2.5 の等高線と閉じ込めが L モードから H モードに移する等高線も描かれている. $P_{\text{sep}} \geq P_{L-H}$ の線より右が H モード閉じ込め状態で運転できる領域である.

できるチャートとして, POPCONダイアグラムを紹介しておこう. 第2章 2.4 節では, 核融合炉にどれだけ近づいているかを示す指標として $n\tau-T$ ダイアグラム(ローソン図)を使って説明した. しかし, 炉の設計上は POPCON ダイアグラムの方が有効である.

図 3.1-5 が POPCON ダイアグラムの例で, 横軸に平均イオン温度, 縦軸には平均密度(ここでは電子密度)をとる. これは, ITER 工学設計活動(ITER-EDA)の Final Design Report (FDR)で示された ITER 設計(主半径が 8.14 m でプラズマ電流が 21 MA の設計, 以下では FDR-ITER と呼ぶ)における POPCON ダイアグラムの例である[3.1-3].

[注: FDR-ITER は実際に建設されることになった主半径が 6.2m の ITER より大型である点には注意されたい. 自己点火する場合の, すなわち 2 章の(2-14)式が外部加熱なしで満たされる場合のほうが POPCON ダイアグラムの例として分かりやすいことから, ここでは FDR-ITER の例を示した.]

図中で $P_{\text{aux}}=0$ と書かれた D 型の下半分のような線上で自己点火条件が満たされる. すなわち, この線上では外部加熱 P_{aux} がゼロで核融合燃焼が継続する. 一方, この線を境界に, その内側では核融合反応によって発生

した α 粒子による自己加熱がプラズマからのエネルギー損失を上回り、逆にその外側では下回る。図中に「 $P_{aux}(MW)=**$ 」として示されている数字は、その線上でどれくらいの外部加熱が入るとパワーバランスがとれて定常燃焼が続くかを表す。たとえば $P_{aux}=60$ MW の線上であれば、60MW の追加熱（あるいは電流駆動入力）があれば、燃焼は定常になる。

$P_{fus}=1.5$ GW と示された曲線は、核融合出力が 1.5 GW (FDR-ITER の標準出力)になるパラメータを表す。この曲線と $P_{aux}=0$ が交わる点(図中の○)が 1.5GW を維持して自己点火状態が継続しうる点である。ただし、その燃焼が安定とは限らない。燃焼の安定制御については、第 3.4 節で詳細に論じられるが、ここではその安定性について、もっとも簡単な考察を試みよう。

この交点のパラメータで燃焼していたとする。仮に何らかの理由で核融合出力が減少すると、温度が下がって運転点は左に動く。そこは $P_{aux}=0$ の線の内側なので、パワーバランス上で自己加熱が超過し、温度が再び上がる方向に動く。核融合出力が増大した時には逆のことが起こる。密度が少し上がっても $P_{aux}=0$ の曲線の左に入るので、自己加熱が超過し、温度が上がって再び $P_{aux}=0$ の曲線上に戻る。ここで上がった密度をゆっくり下げれば、運転点を○のところにまた戻すこともできるだろう。

このように、一般に $P_{aux}=0$ の曲線の右側(すなわち高温側)に運転点を置くと、その曲線上では少々移動するが、核融合出力には自己制御性がある比較的安定した出力で運転できると考えられている。

この図では書かれていないが、 $P_{aux}=0$ の曲線の左にも交点は現れる。この左の交点(低温側の交点)で運転していた場合には、多少でも核融合出力が増すと、さらに出力が増加する方向にパラメータが動く。すなわち、この場合には自己制御性はなく、何らかの外部フィードバックをかけないと核融合出力は必ず不安定である。

上記は、自己点火している場合を考えたが、電流駆動パワーが常に入射されている定常トカマクの場合には、 $P_{aux}=0$ の曲線の少し外のパワーバランスが取れる点で運転することになる。この場合にも、運転点が $P_{aux}=0$ の曲線より高温側のほうが自己制御性がある安定な運転ができると予想できる。したがって、定常トカマク炉であっても高温側に運転領域を設定するのが普通である。

電流駆動パワーがある場合には、そのパワーの調整である程度の制御性を確保できるので、必ずしも自己制御性のある領域で運転しなくても出力制御が可能かもしれない。しかし、実は、電流駆動効率がプラズマ温度に比例することから、エネルギーゲイン Q 値を大きくする視点でも、電流駆動効率が低い高温側の運転点が有利である。このような事情から、定常トカマクの運転点を、 $P_{aux}=0$ の曲線より左の低温領域(一般には 10keV 以下)に設定する設計例はほとんどない。なお、トカマク核融合炉の設計例については、補稿-1に紹介している。

一方、このようにして建設された核融合炉を発電炉として運転制御するためには、核融合熱出力が一定になる

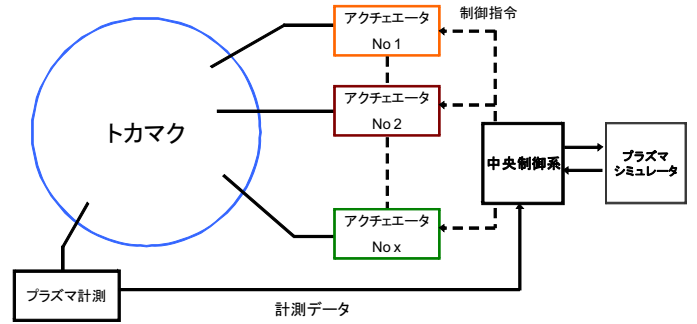


図 3.1-6 原型炉以降の発電炉の制御・計測系

ようなプラズマ制御をしなければならない。制御系がプラズマを制御できるのはコイル電流や加熱パワー、あるいは粒子補給装置などのアクチュエーターであるから、核融合熱出力 P_f は計測可能な物理量の関数として、更には

$$P_f = f(A_1, A_2, A_3, \dots)$$

のようにアクチュエーター $A_i (i=1, 2, 3, \dots)$ の関数として表記できていなければならない(図 3.1-6)。このような応答関数 f の関数形を原型炉完成までに求めなければならないが、このことは組織的で大変な努力が必要となる。そのためには制御系に密着してこれを助ける(或いは制御系の一部を構成する)シミュレーションコードの開発が不可欠であり、コードの開発と ITER や JT-60SA などによる code validation が原型炉のためのリサーチ・プランであると極言することさえ可能である。

3.1.4 核融合炉設計の制約条件

過去には多くのトカマク型核融合炉の概念設計がなされてきたが、その設計はおおむね 1980 年ころを境に大きく変化している。その主要な理由は以下の3点である：

- ① 1980 年ころから圧力上限の比例則が知られるようになった。
- ② 3 大トカマク(日本の JT-60, 欧州の JET, 米国の TFTR)が 1980 年台初頭に稼働し、研究が進展した。
- ③ プラズマ自身が自己駆動するブートストラップ電流の存在が確認された。

1980 年以前の概念炉設計は、①の圧力上限を満たしておらず、現在の知見で見るとプラズマ圧力の設定が極端に楽観的である。また、②の 3 大トカマクによる閉じ込め則の研究進展は炉設計にも大きな影響を及ぼした。③のブートストラップ電流は、3大トカマクでの確認以後、炉設計に取り入れることが常識となった。ブートストラップ電流の取り込みは、その分だけ外部から駆動する電流が少なくできて電流駆動パワーを減らせるので、設計上は楽になる部分もあるが、一方で、ブートストラップ電流を大き

くとるために設計上のパラメータ制約が増えることにもなる。

ここで、トカマク核融合炉の概念設計においてとくに重要である性能指標や制約を整理しておこう。なお、これまでの概念設計の例は、補稿-1 で解説しているので、そちらも参照されたい。

(1) 物理上の性能指標と主要な性能制約

a) プラズマ圧力上限に関する制約 (β_t 値と β_N)

トカマクを安定に運転することができるプラズマ圧力には上限がある。その上限を考える時にとくに重要なのが、「プラズマ圧力とトロイダル磁場強度 B_t による磁気圧の比」として定義される β_t 値である。

$$\beta_t = \sum_j n_j k T_j / B_{t0}^2 / 2\mu_0 \quad (3.1.5)$$

式(3.1.5)の分子はプラズマ圧力を表し、 n_j , T_j はそれぞれ j 粒子の密度と温度である。 k は温度をジュールに換算するためのボルツマン定数、 B_{t0} はプラズマ中心でのトロイダル磁場 (T; テスラ) を表す。

この β_t 値では、装置規模が異なると、MHD 安定性の観点からは同条件での比較とならないことが分かっている。そこで、MHD 安定性の解析結果から示された装置規模によらずに比較できる圧力指標として、規格化ベータ値 β_N がよく用いられる。

$$\beta_t(\%) = \beta_N \frac{I_p}{aB_t} \quad (3.1.6)$$

ここで、 I_p はプラズマ電流 (MA; メガアンペア)、 a (m) はプラズマの小半径である。「規格化」とは呼ぶが、 β_N は次元をもっていることに注意せよ。 β_N が高いほど高い圧力が達成でき、出力密度が高い小型の核融合炉になる。さらに、定常炉の設計では、電流駆動効率 T_e/n_e に比例することと、核融合出力は n_e ($\sim n_i$) の2乗に比例することから、 β_N が高いほど Q 値 (=核融合出力/電流駆動パワー) が大きくできることが示される。したがって、誘導起電力を使うパルス炉に比べれば、定常炉の設計では β_N が一段と重要性を増す。 β_N の上限値は電流分布や圧力分布の制御によって変わるが、それらを最適化した場合の理論上限値で言えば、安定化用の導体壁がプラズマのすぐそばにならない場合に 3.5 程度まで、安定化導体壁がある場合は 5.5 以上である。

b) プラズマ密度の上限

トカマクで安定に支えられるプラズマの密度には、半経験的な上限がある。それをグリーンワルドの密度限界といい、以下のようにあらわされる。

$$n_{GW} = \frac{I_p}{\pi a^2} (10^{20} m^{-3})$$

(3.1.7)

これは絶対超えられない限界ではないが、超えると急速に閉じ込め性能が劣化することが実験結果から知られているので、概念設計もこの値をひとつの目安とする。プラズマを高温・低密度に設定するより、温度は最低限度の 10keV 程度に設定して密度を高める方が大きな核融合出力が発生する。しかし、密度が電流駆動効率 ($\propto T_e/n_e$) と n_{GW} で制約されるために、密度をあまり高く設定できない。補稿-1 で紹介する炉設計例でも、ITER 以外で温度を 10keV 程度に設定してあるトカマク概念設計例はない。また n_e/n_{GW} の値は、どれも1前後、場合によっては1を超えているのがわかる。 n_{GW} が I_p に比例することも見逃せない。電流駆動の視点では I_p を小さく抑えたいのであるが、 n_{GW} の制約で I_p を下げられないことも起こる。

c) エネルギー閉じ込め性能

エネルギー閉じ込め時間 τ_E の経験則のうち、ITER の設計で使われた ELMMy-H モードといわれる閉じ込めモードの式[3.1-3]から重要な依存性だけ取り出して書くと

$$\tau_E \propto I_p^{0.93} R^{1.97} P_{heat}^{-0.69}$$

ここで、 P_{heat} は、 α 粒子分と外部加熱入力を合わせたプラズマ加熱パワーから放射損失分を引いたものである。大型化するか(主半径 R が大)、 I_p を大きくすると τ_E は増加するが、一方で電流をたくさん駆動すべく大きな電流駆動パワーを入射すると P_{heat} が大となり τ_E は小さくなる。

d) 楕円度と上下不安定性

プラズマ楕円度は高ければ β_N 上限は高くなる。また同じ表面 q 値の場合には、より多くのプラズマ電流が流せることから、閉じ込め時間も密度上限も改善できる。それゆえ、高楕円度のほうがプラズマの高性能化を図りやすい。楕円度増加の制約となるのが、上下不安定性である。一般にプラズマ上下位置制御性はプラズマ楕円度が高まるほど不安定化する。また、アスペクト比が小さいほど、上下不安定性は発生しにくく大きな楕円度を取れる。安定限界を超える楕円度を炉設計で設定する場合には、安定化のための制御コイルを設置する。ただし、不安定性が強いと、その制御コイルを置く位置がトロイダルコイルの内側かつ真空容器の中になる。これは工学設計上で大きな制約である。

図 3.1-7 は、補稿-1 で取り上げた7つの設計例のアスペクト比と楕円度を示している[3.1-4]。中黒の丸は上下位置安定化コイルを真空容器外に設置できている設計例。中抜丸は、安定度を確保すべく真空容器内に設置している設計である。破線より上は、コイルを内部におかない限り上下不安定性は抑えられない領域である。

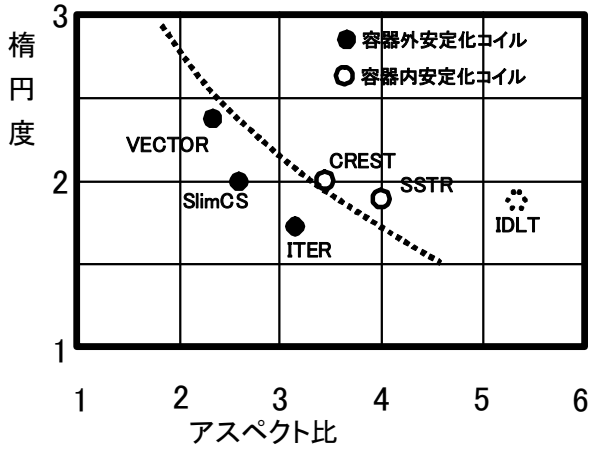


図 3.1-7 様々な概念炉のアスペクト比と楕円度

e) ブートストラップ電流とその割合

ブートストラップ電流とは、プラズマ中の粒子軌道の 3 次元効果 (ネオクラシカル効果ともいう) によって、プラズマ自身が特定方向に偏った粒子の流れを作りだし、それが電流として現れるものである。

トーラスプラズマ中で流れるブートストラップ電流の密度 j_{BS} は、0 次オーダーの近似では以下のように書ける [3.1-5]:

$$j_{BS} = -A^{-1/2} B_p^{-1} \frac{dp}{dr} \quad (3.1.8)$$

ここで A はアスペクト比、 B_p はポロイダル磁場強度、 p は圧力で dp/dr は小半径方向の圧力勾配を意味する。簡単のため、この圧力分布を

$$p \propto \{1 - (r/a)^2\}^n \quad (3.1.9)$$

と仮定し、さらに、安全係数を q と書くとき、ポロイダルベータ β_p とトロイダルベータ β_t との間には

$$\beta_t = \beta_p A^{-2} q^{-2}$$

なる関係があることも用いると、ブートストラップ電流 I_{BS} とプラズマ電流 I_p の比 (BSC 比) は以下のように書ける [3.1-5]:

$$\begin{aligned} \frac{I_{BS}}{I_p} &\approx 0.3(n+1) A^{-1/2} \frac{\beta_p}{q} \\ &= 0.3(n+1) A^{3/2} \beta_t q \end{aligned} \quad (3.1.10)$$

すなわち、同じ β_t と q 値なら BSC 比はアスペクト比 A の

1.5 乗に比例して増加する。あるいはアスペクト比と q 値を決めれば、 β_t が高いほど BSC 比は大きくでき、それゆえ (3.1.6) 式で定義した β_N が大きいことが BSC 比を大きくするのは重要になってくる。

なお、詳細な理論によれば、同じ圧力分布であっても密度分布と温度分布の組合せが異なると、ブートストラップ電流の量は大きく変化するので、概念設計などで正確な BSC 比を予測する場合にはさらに精密な多流体のネオクラシカル理論にもとづく式が用いられることもある。例えば、温度分布、密度分布、 q 値の空間分布を取り込んだ BSC 比の式の一例が文献[3.1-6]にある。

補稿-1 の概念設計例 (表 A1-1) からわかるように、 β_N が 3.5 以上になれば、BSC 比 > 75% の設計も可能で、それによって電流駆動パワーも大幅に減らすことができる。これは、効率のよい定常トカマクを設計するには、 β_N を大きめに設定しなければならないという設計上の制約が増えるともいえよう。なお、自発電流であるブートストラップ電流の割合を増やすということは、電流駆動パワーを減らすことと引き換えに、プラズマ電流の外部からの制御性は下がることも意味するので、安定な運転を実現するうえでは注意が必要である。

(2) 工学設計上の主要な制約

a) 磁場強度

トロイダル磁場も、ポロイダル磁場も基本的には同様の制約を受ける。ITER と同程度の技術を前提とすると、磁場の最大値は 13T 程度であろう。Nb₃Al など新超伝導素材を前提とすると、将来的には 16T 程度は可能と考えられている。高温超伝導体は、さらに強磁場が可能で、慎重な設計をすれば 20T 前後にもできるのではないかと考えられている。なお、トロイダルコイルの場合、最大磁場はコイル上で発生するので、プラズマ中心での磁場強度はそれより低くなる。

b) ダイバータの熱負荷

数 GW の熱出力がある原型炉以後では、SOL (プラズマ外周部) に流入するパワーのすべてがダイバータ板に流れ込むなら、それに耐えるダイバータ板の材料は存在しない。そこで、SOL 中で放射によってパワーを広く分散し、ダイバータ板には 10MW/m² 程度のパワー密度で入ると考えて炉設計を行うことが多い。しかし、そのような低温ダイバータが実現可能かは ITER などによる今後の研究を待つ必要がある。

c) ブランケットと第一壁

中性子壁負荷の設定値によって材料への負担をどの程度かけた設計かがおおよわかる。小型炉にするほどパワー密度が増えブランケットに対する工学的困難は増大する。核融合出力 P_f の中性子分 (80%) はほぼそのままブランケットに入射すると考えてよいので、平均壁負荷 P_w は、 $0.8 \times P_f / S$ である。ここで S は第一壁面積である。また、ブランケットはプラントで必要となるトリチウムを

生産し、運転に必要な量を回収できるものでなければならぬ。

d) 安全上の考慮

保守補修を含め、通常運転時であつてもトリチウムなど可動性 RI の閉じ込めは特別な制約となる。また、その計量管理、廃棄物処理処分についても慎重な考慮が必要となる。

参考文献

- [3.1-1] Y. Murakami, H. Hiriike et al., "Comparison between a steady -state fusion reactor and an inductively driven pulse reactor", JAERI-M 92-056, 1992.
- [3.1-2] 飯田浩正:特集／ITER 工学設計第 11 章遮蔽設計, プラズマ・核融合学会誌, 78 Suppl. 128 (2002).

- [3.1-3] ITER Physics Basis, Nuclear Fusion, Vol.39, No.12, (1999), IAEA, Vienna.
- [3.1-4] 原子力ハンドブック編集委員会編, 原子力ハンドブック, VIII 編「核融合の開発研究」7 章「核融合動力炉概念とシステム工学」, pp.1009-1029, オーム社, 平成 19 年 11 月.
- [3.1-5] K. Miyamoto, 'Fundamental of Plasma Physics and Controlled Fusion', Iwanami Book Service Center, Tokyo Japan, 1997, ISBN4-9000491-11-X C3042.
- [3.1-6] K. Okano & Y.Ogawa, Journal of Plasma and Fusion Research, Vol.69, No.8 (1993) pp.968-974.

3.2 炉の構造を決める

炉設計の始めはラジアルビルド(radial build)を決めることである。ラジアルビルドとは、図 3.2-1 に示すように、炉本体機器の配置及び寸法を半径 R 方向に展開した図である[3.2-1]。ラジアルビルドが描けるということは、炉心プラズマ、トロイダル磁場コイル(TF コイル)、中心ソレノイド(CS)コイル、ブランケットでの TBR の概算、遮蔽など、設計の基本方針が定まっていることである。ここではラジアルビルドと対応させながら、炉構造について考えてみよう。プラズマからみて炉本体機器の中心軸寄りをインボード、反対方向外側をアウトボードと呼んでいる。

3.2.1 超伝導コイル

(1) CS コイル

CSコイルの大きさは炉構造全体の大きさを決める重要な決定要因である。CS コイルは、その核融合炉がプラズマ電流立ち上げに外部電流駆動を必要とするのか、CSコイルによる誘導電流だけで定格電流(flattop)まで立ち上げ可能なのか、あるいはパルス運転ができるほど十分な供給磁束を持たせるのかで、寸法が大きく違ってくる。極端な設計例は VECTOR[3.2-2]であり、CS コイルを完全に排除することにより、プラズマ大半径が 3.2m という非常にコンパクトなトカマク炉概念の可能性を提示している。プラズマ運転技術が成熟し、CS コイルを使わずにプラズマ電流の立ち上げができるようになれば、究極的にはこのような炉概念を構想可能である。しかし、CS コイルの機能はプラズマ電流の誘導だけに留まらず、プラズマ形状制御性という重要な機能があることに注意する必要がある。

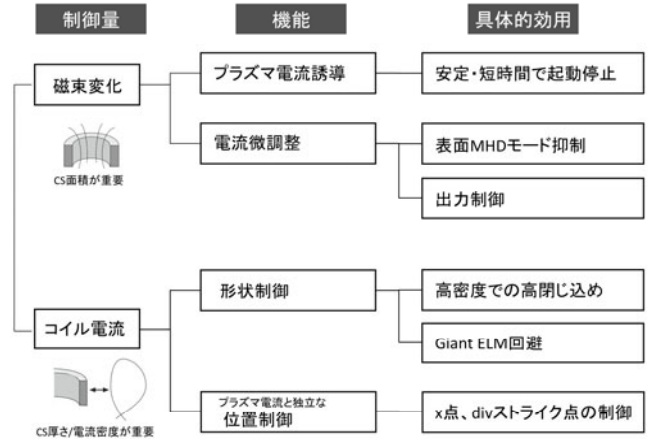


図 3.2-2 CS コイルの機能 [3.2-3]

図 3.2-2 は、CS コイルの機能をまとめたものである[3.2-3]。形状制御で重要なのは、1) 楕円度(高プラズマ電流、グリーンワルド密度限界の向上など)、2) 三角度(周辺での MHD 安定性、高ベータ化)、3) ダイバータ形状制御(x 点、ストライク点位置制御)である。これら形状制御は CS コイル電流値によって決定され、CS 面積には関係しない。一般に、トカマクの運転では定常運転に比べて CS コイルによる誘導電流を利用するパルス運転の方が技術的に易しいと考えられているが、プラズマ形状制御及びダイバータ形状制御から見ると必ずしもそうではな

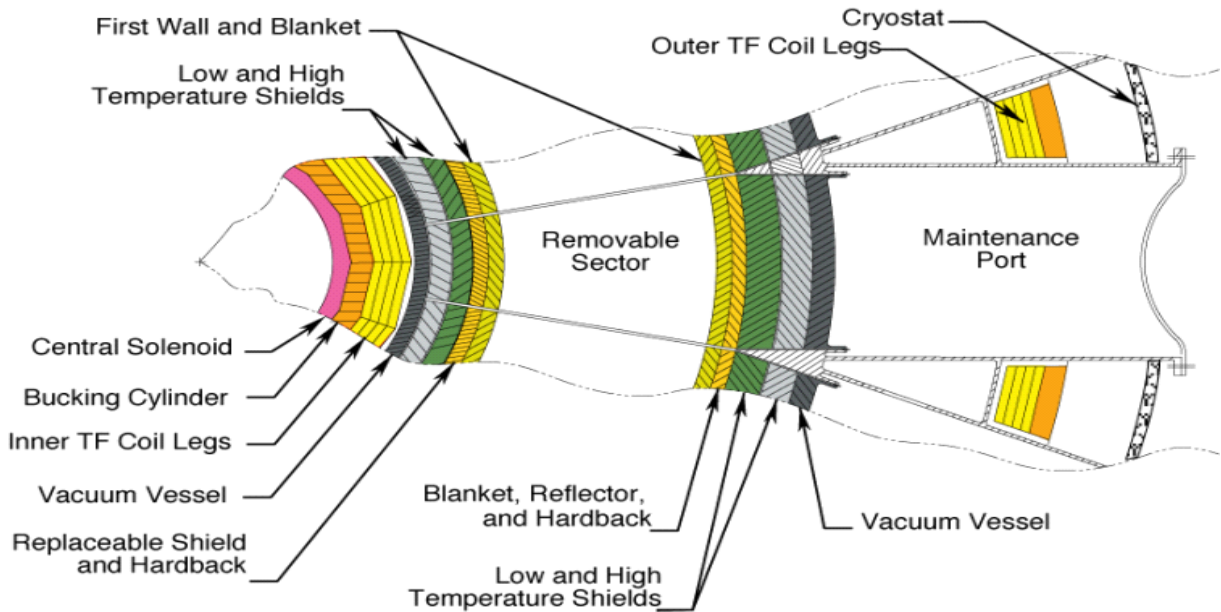


図 3.2-1 核融合炉の本体機器の構成例 (ARIES-RS) [3.2-1]

い. パルス運転では CS コイル電流を振りこみ続けるので平衡配位は時々刻々僅かずつ変化する. この結果, プラズマ形状因子 (楕円度及び三角度) とダイバータx点及びストライク点を一定に保つことが困難であり, プラズマ形状の一定制御を優先するか, ダイバータ排気速度と密接な関係にあるダイバータx点及びストライク点の一定制御を優先するか判断を迫られることになる.

(2) TF コイル

核融合炉設計の初期段階では, TF コイルの内脚表面における最大磁場 $B_{\max}$ とその R 座標 R_{TF} が重要になる. TF コイルの自己電磁力とそれを支持する強度部材の量から, これらの量の概算方法を示す[3.2-4].

TF コイルの設計では, 個々のコイルを剛体とみたときに, コイル内脚と外脚の自己電磁力の差によって生ずる向心力 f_R とフープ力によって内脚部に生ずる上下力 f_z が重要であり,

$$f_R = \frac{\pi (RB_T)^2}{\mu_0 R_C} \quad (3.2.1)$$

$$f_z = \frac{\pi (RB_T)^2}{\mu_0} \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) \quad (3.2.2)$$

で与えられる. ここで, 図 3.2-3 のように, R_C をコイル内脚側 (巻線部) 内周側の R 座標, R_1 及び R_2 をコイル内脚及び外脚側巻線部の R 座標とした. 向心力を図 3.2-1 にあるような円筒形のバックキング・シリンダ (内径 R_i , 外径 R_s) で支持する場合に構造材に作用する圧縮応力 (膜応力) s_m は,

$$\sigma_m = \frac{f_R R_s}{\pi (R_s^2 - R_i^2)} \quad (3.2.3)$$

で与えられる. 応力が特に厳しい内脚側に注目し, コイル内脚断面での支持部材の面積を S_C とし f_z のうち内脚側に働く力の割合を約 0.5 とみなすと,

$$\sigma_z \approx 0.5 f_z / S_C \quad (3.2.4)$$

となる.

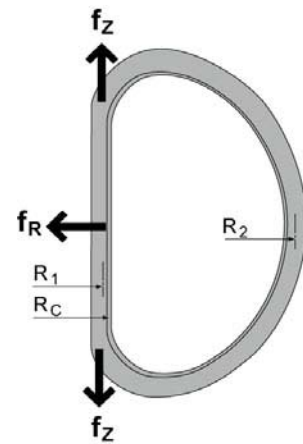
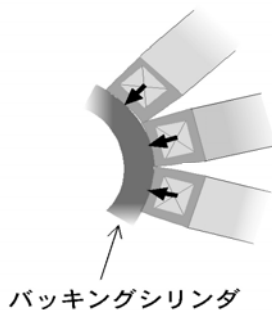


図 3.2-3 TF コイルに作用する力とその概算値算出のための変数

(a)



(b)

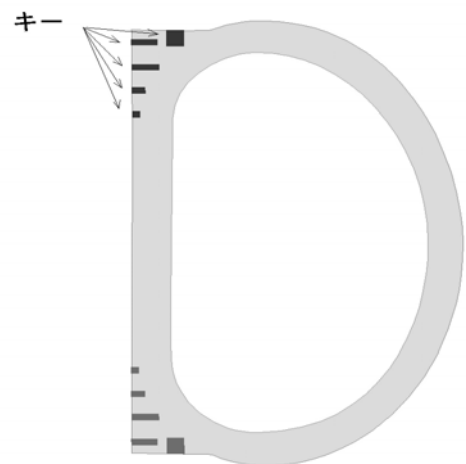
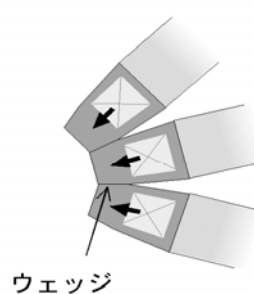


図 3.2-4 TF コイル向心力の支持方法 : (a)バックキングシリンダ方式、(b)ウェッジ方式

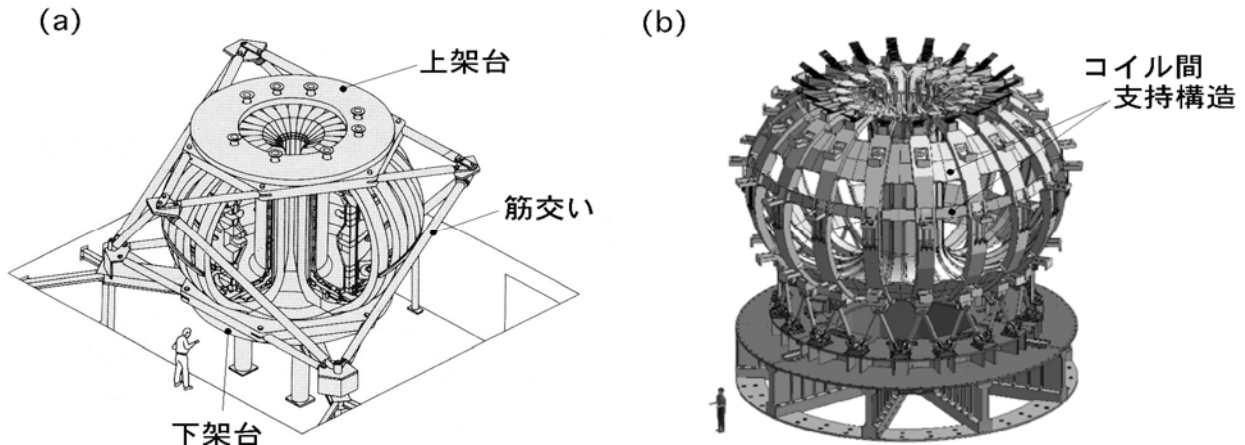


図 3.2-5 TF コイル転倒力の支持方法 : (a)筋交い方式(Doublet), (b)コイル間支持構造(JT-60SA)。

TF コイル内脚側の寸法は、これらの応力の和 $s_{total} = s_m + s_z < S_m$ (設計応力) となるように決定する。原型炉以降であれば、高強度低温鋼 JJ1 の品質の改善を期待して $S_m \sim 800$ MPa と仮定して概算してよいだろう。

TF コイルの設計では向心力 f_r の支持が問題である。図 3.2-4 に示すように、円筒状の支持部材でコイルの向心力を受け止める「バックシングシリンダ (bucking cylinder)」方式と、コイルの中心軸側を楔型 (ウェッジ) とし向心力の作用するウェッジ面圧で隣接するコイル同志を支持し合う「ウェッジ」方式とがある。バックシングシリンダ方式は、支持構造物がコイルの変形を抑制するケーシングと向心力支持のバックシングシリンダの二つに別れるため、中心軸側のスペース利用効率が悪い。ウェッジ方式では、コイルケーシングとウェッジ部が一体化した構造をとり多少省スペースになる。隣接コイル間でウェッジ部の滑りが起こらないようコイル間にキーを挿入して全体の剛性を高める必要がある。なお、ウェッジ方式には TF コイル内脚部全体をウェッジとする考え方もあるが、巻線部への負担やケーシングの製作精度の問題があり、通常は先端の厚肉部のみをウェッジにする。

核融合炉設計では、「ある TF コイルの設置領域を与えたときに発生しうる磁場はいくつか」という問題に答えねばならない場面が多々ある。この設問に答えるためには、クエンチによる常伝導遷移時のヒートバランス (安定化銅などによる保護) 及びコイルに掛かる電磁応力の式を連立して解き、コイルの設計条件 (設計応力、端子間電圧、線材電流の設計裕度など) 及び運転条件 (運転温度など) からコイルの組成 (安定化銅、構造材、線材の量など) の最適値を求める必要がある。ここまで考えるには、一般には TF コイルの詳細構造に踏み込まねばならないが、文献 [3.2-3, 3.2-5] のようにこの問題を単純化して概算する手法もある。

先の問題を「TF コイルの設置領域を与えたときに発生

可能な磁場を最大化するにはどうすればよいか」という問題に置き換えると、その答えの一つは「導体電流及び端子間電圧を高くする」という超伝導コイル開発の方向性を指し示すことになる。これは以下の理由で、安定化銅の割合を減らすことに繋がるからである。すなわち、

導体電流の増加

- 巻き線数の減少
- インダクタンスの低下
- クエンチ時における電流遮断時間の短縮
($L \cdot di/dt < \text{許容端子電圧}$)
- 安定化銅の割合を低減

となる。その一方、TF コイルのクエンチ時電流遮断時間を短縮すると、クライオスタットや炉内機器に大きなボロイダル電流を誘起し、最終的にはボロイダル構造物の膨張力 ($I_{eddy} \times B_T$) となる。この結果、実際の遮断時間はこれら構造物の構造強度との兼ね合いから決定されるものであり、導体電流及び端子間電圧の設計目標値もこれに整合するものでなければならない。

TFコイルには強大な働く転倒力 (TFコイル電流と垂直磁場の作用による) が働き、その支持はTFコイル設計における重要な問題である。実験装置ではその力が比較的弱いので、図3.2-5 (a) のような上・下架台間に渡した筋交い、またはJT-60のように建屋壁で支持することが可能だが、動力炉クラスになるとコイル一つ当たりに働く転倒力は10,000トンに達するためこのような方式では支持できない。このため、同図(b)のような、隣接TFコイル間に箱形のパネルを装着してコイルの変形を抑制する方式 (コイル間支持構造 (inter-coil structure), またはシアパネルという) が採用される。保守のため大口径ポートを用いる場合にはコイル間支持構造物を設置できる領域に制約が生じ、転倒力の支持がクリティカルな問題となる。

3.2.2 増殖ブランケット

増殖ブランケットの理想型の一つは、ARIES-AT で提

案されているように配管状の筐体を持つ構造である。熱応力を緩和でき、中性子照射の厳しい場所での溶接・接合がないという工学上のメリットだけでなく、交換ブランケットの大量生産という点でも優れる。しかし、このように大きいユニットの場合には冷却の難しさがあり (ARIES-AT ではリチウム鉛による直接冷却を想定)、多くの炉概念ではモジュール分割したブランケットを採用する (図 3.2-6)。

増殖ブランケットには耐中性子照射 (100-150 dpa) のほかに、トリチウム燃料の自給、核発熱 ($\sim 100 \text{ MW/m}^3$ を越える) 及び表面熱負荷 ($0.5-1 \text{ MW/m}^2$) の除熱、電磁力耐性、さらには保守時の容易な脱着などの要求を満足するものでなければならない。燃料増殖、除熱、電磁力耐性の役割を担うのは、それぞれ、増殖材／中性子増倍材、冷却材、構造材である。したがって、ブランケット設計の第一段階で行う作業は、これらの材料の構成比に「当たりを付ける」ことである。

一例として、冷却材の考え方を示そう。いま、ある冷却材を使って発熱密度 $q \text{ (W/m}^3\text{)}$ の発熱体を冷却する場合について考える。このとき、ヒートバランスのため次式が成り立つ。

$$\int q dV = S \int_{\Delta T} v(T) \rho(T) C_p(T) dT \quad (3.2.5)$$

ここで、左辺はブランケットの発熱量を、右辺は冷却材による除熱量を示し、 S は冷却流路断面積、 v は速度、 r および C_p はそれぞれ等圧比重および等圧比熱である。この式から、冷却材による除熱量を増やすためには以下の3つの方策が考えられるが、それぞれ工学上のトレードオフに留意して冷却条件 (すなわち、 S 、 v 、 DT) を決定することになる [3.2-3]。

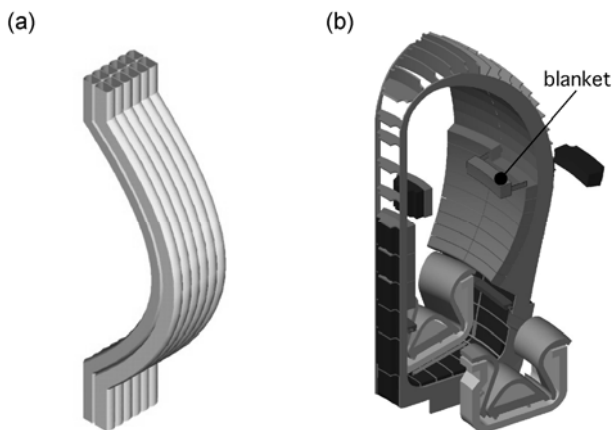


図 3.2-6 (a) 配管構造のブランケット (ARIES-AT), (b) 箱構造のブランケット (SlimCS).

- a) 流路断面積 S を増大 $\leftrightarrow$ TBR の低下を懸念
- b) 流速 v を増大 $\leftrightarrow$ 腐食の増長、圧力損失の増大を懸念
- c) 温度差 DT の増大

$\leftrightarrow$ 材料の腐食、熱関連の新規 R&D を懸念
ブランケット表面付近では軽水炉の燃料棒に匹敵する核発熱 ($\sim 100 \text{ W/cm}^3$) があり、有力な冷却材とされる水及びヘリウムガスですらその除熱は容易ではない。冷却材が水の場合には、水の状態変化に留意しなければならない。図 3.2-7 は水冷却炉の冷却水条件を示したものである。軽水炉で実績のある PWR 条件から、過熱蒸気条件 [3.2-6]、超臨界条件 [3.2-7]、亜臨界条件 [3.2-3] までいくつかのバリエーション提案されているが、いずれも 15-25 MPa の高圧条件が求められ、耐圧の観点から冷却水路は円管で構成するのが合理的である。また、水冷却では材料との共存性について特に注意を払う必要がある。超臨界水で冷却する場合には耐腐食の観点から構造材を酸化物分散強化型鋼 (ODS 鋼) とする。一方、ヘリウムガスには水のような状態変化や腐食の問題が無く、出口温度の高温化によって将来的には高効率発電や多目的熱利用の可能性があるため有望視される冷却材であるが、高速でのガス循環のためポンプ動力が工学的成立性に関わる大きな問題である。欧州の動力炉設計 PPCS の設計例では、電気出力 1.5 GWe のプラントの場合のポンプ動力は 400 MW という報告がある [3.2-8]。

ここまではブランケットのグローバルな冷却の考え方を示したが、ブランケットの内部構造を設計する場合には流路の詳細 (配管径、配管長、ルーティング) に踏み込まねばならない。このとき設計条件となるのは、材料の使用温度である。ブランケット内での核発熱、材料の熱伝導

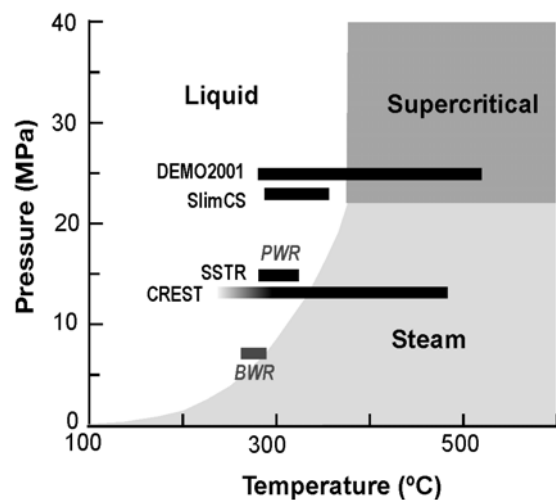


図 3.2-7 水冷却炉の冷却水条件

表 3.2-1 ITER における超伝導コイルの核設計条件
([3.2-10]を参考にした)

設計項目	設計条件
超伝導コイルの核発熱	
超伝導コイル巻き線部	$< 1 \text{ mW/cm}^3$
コイルケース及びコイル構造体	$< 2 \text{ mW/cm}^3$
絶縁材の照射影響	
照射線量 (中性子 + γ 線)	$< 10 \text{ MGy}$
高速中性子フルエンス ($E > 0.1 \text{ MeV}$)	$< 5 \times 10^{17} \text{ n/cm}^2$
線材の高速中性子損傷 ($E > 0.1 \text{ MeV}$)	$< 10^{19} \text{ n/cm}^2$
安定化銅に対する弾き出し損傷	$< 5 \times 10^{-4} \text{ dpa}$

率や熱伝達係数を考慮して伝熱解析を行い、材料の使用温度を満たし TBR を最大化するための詳細配置を決定することになる。ブランケットの熱設計では、中性子壁負荷がポロイダル方向に分布を持つためブランケットの設置場所に依りて発熱量が異なることにも留意する必要がある。この結果、同じ冷却配管構造のブランケットを並べるだけでは、ブランケット毎に冷却材出口温度が異なることになり合理的ではない。冷却材の出口温度が他よりも低いブランケットがあるならば、そこには冷却材を流し過ぎているのであり、冷却材を減らす工夫が必要である。このような冷却材及びその圧力バウンダリとなる構造材の最適化は、TBR の改善につながる。

動力炉では 2~3 年に1回程度の頻度でブランケットの交換を行う。この定期交換のため、ブランケット配管とマニホールド配管とは幾度も切断／再溶接を行える必要がある。F82H 配管は機能傾斜により SUS に変換した後、SUS 部分で切断／再溶接を行うことになる。再溶接に際しては、照射により材料中に蓄積された He(B, Ni, Fe, Cr の(n, α)反応による)に起因するクラックの発生に注意を払う必要がある。ITER の場合、再溶接条件は $\leq 3 \text{ appm-He}$ (0.2 dpa) 程度である。

3.2.3 遮蔽

図 3.2-1 に示すように、ブランケット後方の遮蔽は、ブランケット冷却材と同程度の温度に保つ高温遮蔽と、高温遮蔽と熱絶縁をとった低温遮蔽に分けるのが普通である。熱設計上は、ブランケットから真空容器に向かって温度が滑らかに低下するよう勾配を付けるのが好ましいが、遮蔽の手前の方では数 W/cm^3 程度の核発熱があり、この熱を有効利用するため高温遮蔽を設けブランケットと同じ冷却材で熱を回収するのである。

遮蔽の厚さは、放射線に対して超伝導コイルを防護しその機能を担保するように決定する。炉寸法を最小化する

ためインボード側の遮蔽が重要になる。超伝導コイル内脚側に対して、1)コイルの核発熱、2)絶縁材の照射劣化、3)超伝導線材の中性子損傷、4)安定化銅に対する弾き出し損傷(dpa)の観点でのすべての限界値を満たすように、遮蔽厚さを決定する[3.2-9]。これらの限界値は材料に依存するが、参考として ITER における設計基準[3.2-10]を表 3.2-1 に示す。MCNP 等による中性子束及び γ 線束の解析値にはファクター2程度の不確定があるため、表の上限値の 1/2 を設計値とする。増殖ブランケット及び遮蔽により、動力炉におけるプラズマセパトリックスから TF コイル表面までの距離は、概略、1.4 m 程度になる。

ここまでは超伝導コイルの機能を担保するための遮蔽を考えたが、放射線防護の観点からはクライオスタット内・外に別の遮蔽(生体遮蔽及び建屋構造物による遮蔽)を設置する。放射線防護においては、一般公衆の線量限度である $\leq 1 \text{ mSv/y}$ を満足するように敷地境界での線量率上限を設定する。このため、直接線、スカイシャイン、放射性ダスト及び排出するトリチウムによる平常時の線量率は $0.05\text{--}0.1 \text{ } \mu\text{Sv/h}$ ($0.43\text{--}0.86 \text{ mSv/y}$) より十分低い値に抑える。敷地内での線量率は、放射線作業従事者の被ばく上限 50 mSv/y (ICRP 勧告では、任意の 5 年間の平均で 20 mSv/y) を満足するように炉本体室生体遮蔽外側及び敷地内非規制エリアの線量率を設定する。ITER の場合は、生体遮蔽外側の線量率 $\leq 10 \text{ } \mu\text{Sv/h}$ 、敷地内非規制エリアの線量率 $\leq 0.5 \text{ } \mu\text{Sv/h}$ としている。

核融合実験炉の遮蔽材には、鉄-水(鉄:水 = 7 : 3 程度)、ポリエチレン、鉛、レジンなどが使われる。鉄-水は中性子遮蔽性能だけでなく除熱の観点で優れた遮蔽材であるが、 100°C 以上で使うことが場面が多くなる核融合炉では使用温度や耐圧に留意する。ヘリウムガス冷却の炉では、鉄-ヘリウムという遮蔽も考え得る。その他、 B_4C 、WC、水素化金属(TiH_2 など)も遮蔽材として想定しうる。生体遮蔽は鉄-水、または鉄筋コンクリートが第一候補となる。

3.2.4 導体シェル

導体シェルはプラズマ垂直位置安定化および高ベータ運転のために不可欠であり、導体シェルに誘導される渦電流によって速い時間スケール(<数10 ms)のプラズマ不安定性の成長を抑制するものである。渦電流がこの時定数を持つためには、導体シェルはセクター大でなければならず、図 3.2-6 のように細かく分割されたブランケットでは(たとえブランケット筐体が導体で構成されるにしても)導体シェルとしての機能を期待できない。導体シェルはトロイダル方向に一続きにするのが理想的であるが、メンテナンスを考慮して適度に分割する。図 3.2-8 は垂直位置安定化のための2通りの分割方法[3.2-11]を示しており、いずれも隣接モジュールに流れる渦電流が不整成分を打ち消

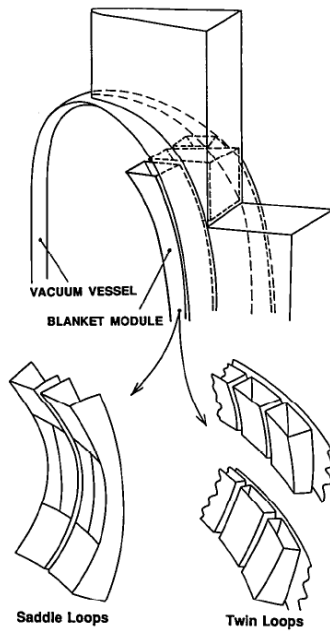


図 3.2-8 プラズマ安定化のための鞍型シェルと二連ループ構造[3.2-13]

しあい、アウトボードの斜め上と斜め下にプラズマの変位の抑制に効果的なトロイダル電流を形成する。プラズマ垂直位置安定化においては赤道面付近の導体壁は不要だが、高ベータに伴うMHDモードの壁安定化のためには弱磁場となる赤道面付近に渦電流が流れる必要があるので、導体シェルはアウトボード側を広くカバーする構造でなければ

ならない。

単純な導体平板の集合体では渦電流の不整成分が残り、プラズマの安定化に不都合がある。図3.2-9はプラズマ表面の $m/n = 2/1$ モード(m , n はそれぞれ、ポロイダル及びトロイダルモード数)が生じたときの導体シェルに誘導される渦電流のパターンとシェル構造の関係を示す[3.2-12]。トロイダル方向に単純分割した導体シェルでは渦電流の不整成分が含む $m/n = 2/1$ 構造となるのに対し、鞍型シェルの場合にはほぼ連続シェルに近い渦電流パターンを形成するのがわかる。

3.2.5 ダイバータ

ITER の核融合出力は 0.5GW であるが、ダイバータは 10 MW/m^2 (最大 20 MW/m^2)の熱流束に耐えるよう設計される。これに対し、電気出力 1GWe の核融合プラントでは、核融合出力が 3 GW 程度に増えるにもかかわらず、ダイバータの熱流束は熱伝導の良い Cu 合金が利用できないため ITER にはとても及ばない。高熱流束に耐える核融合炉のダイバータ概念の提案例を図 3.2-10 に示す。同図(a)はフェライト鋼の冷却管に W モノブロックをアーマーとして接合した水冷却ダイバータの概念であり、 300°C 、 15 m/s の冷却水で冷却する場合、最大 7 MW/m^2 を受熱可能である [3.2-13]。同図(b) [3.2-14] 及び (c) [3.2-15] はいずれもヘリウム冷却によるダイバータ概念であり、受熱面付近のコンポーネントを W または W 合金とすることで 10 MW/m^2 に耐える設計である。いずれも、ほとんど設計裕度のない材料の極限での設計になっており、ダイバータを工学的に成立させるためにはプラズマ物理設計も含めシステム設計を改めて再考する必要がある

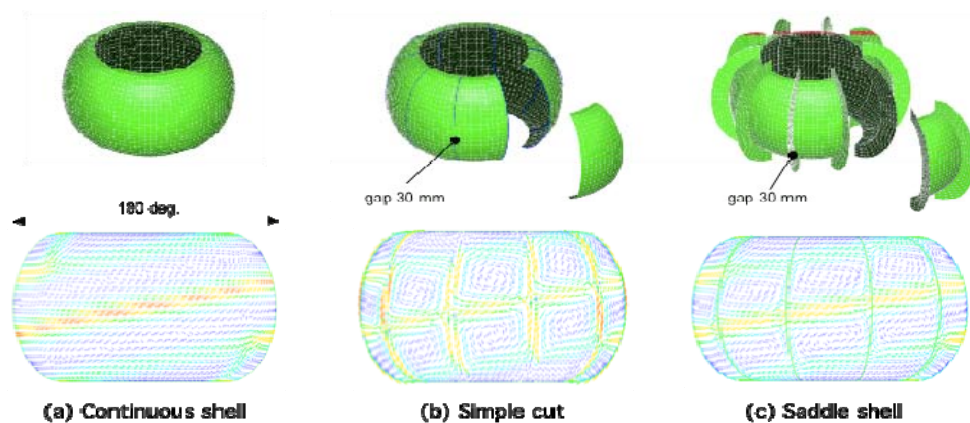


図 3.2-9 導体シェル構造と $m/n = 2/1$ モードに対する渦電流のパターンの例[3.2-14]

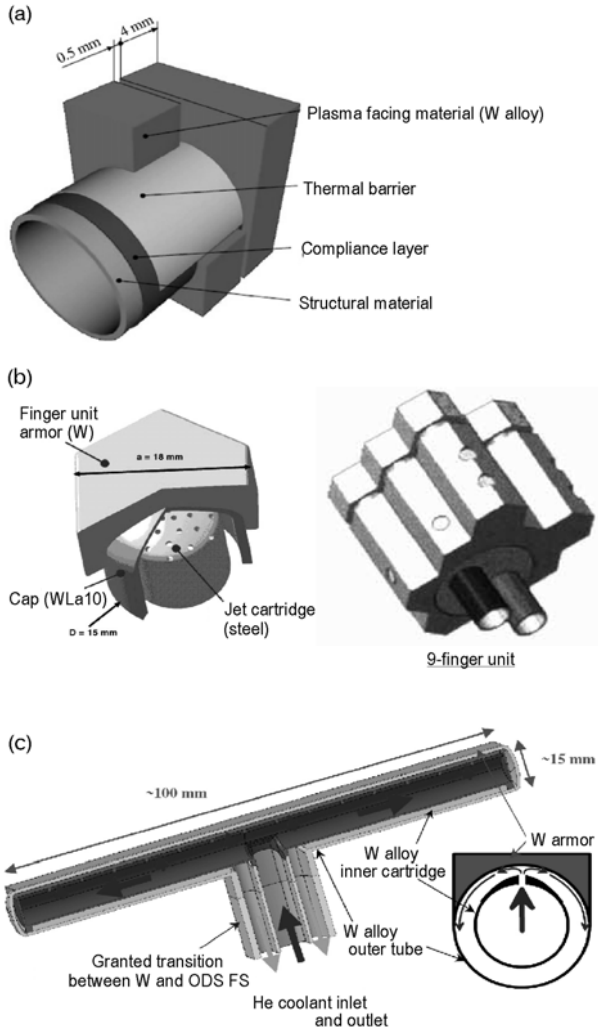


図 3.2-10 高熱流束に対応可能なダイバータ概念の例.

- (a)水冷却ダイバータ[3.2-13],
- (b)PPCS 用の He ガス冷却ダイバータ[3.2-14],
- (c)ARIES-CS 用の He ガス冷却ダイバータ[3.2-15].

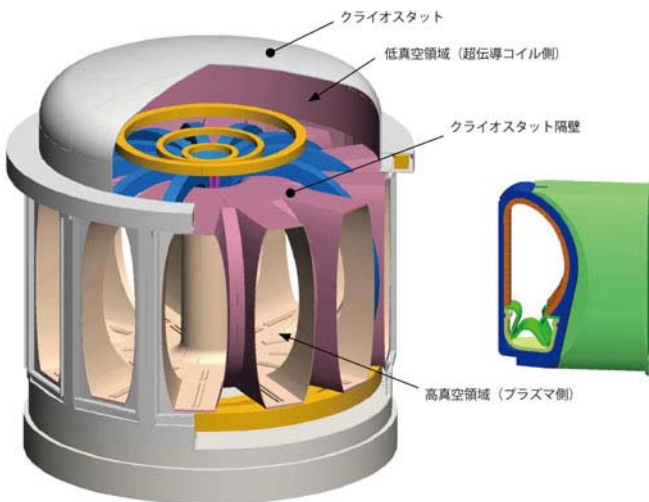


図 3.2-11 SlimCS のクライオスタット概念図[3.2-3]

ある。

ダイバータの設計では、材料の損耗も重要な検討項目である。ダイバータ板の損耗を抑制するためには、対向材料を W とするだけでなく、燃料イオンだけでなく、不純物イオン(例えば、放射冷却のための Ar), W イオンによる物理スパッタリングを低減するため、ダイバータプラズマ温度を <10 eV とする必要がある[3.2-6]。

3.2.6 クライオスタット

クライオスタットは、元々、超伝導コイルの断熱のための容器構造物である。核融合炉ではクライオスタット内側の隔壁を境にして、炉心プラズマを生成する高真空領域と超伝導コイルのある低真空領域とに分ける。クライオスタットの一例を図 3.2-11 に示す。プラズマ側にはブランケット、遮蔽などの炉内機器が設置されメンテナンス時には大気開放されるのに対し、超伝導コイル側は常時真空に保持され超伝導コイルを極低温に保つ。ブランケットの定期交換などのメンテナンス時には、超伝導状態を維持したまま励磁を中断する。このようにすることで、超伝導コイルの再励磁を短時間で行えるようにし、運転再開までのリードタイムが短縮される。

3.2.7 保守方式と炉構造

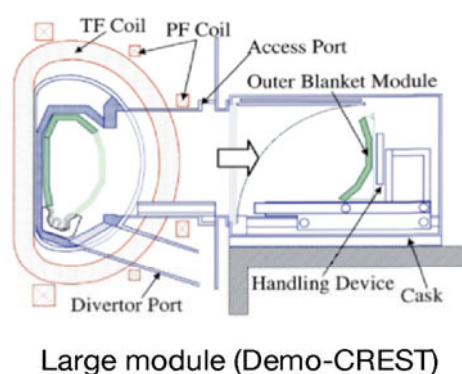
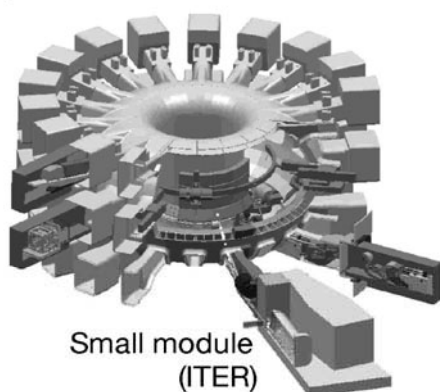
ポロイダルコイルの設置位置、トロイダルコイルの転倒力支持構造のほか、炉内機器のセグメンテーション、炉内機器の熱設計の考え方、冷却配管の処理など、炉構造と保守方式は密接な関係にある。設計の順番からいえば、まず保守方式があつて、そのあと基本的な炉構造、場合によってはプラズマ平衡配位の議論が始まることになる(ポロイダルコイルの配置は保守方式によって制約を受けうるため)。しかし、その一方、核融合における遠隔保守の経験は浅く、核融合炉で成立する保守方式は明らかになっていないのが現状である。ITER では「炉内保守方式」、すなわち、遮蔽ブランケット等の交換作業を炉内で行う方式を採用しているが[3.2-16]、この方式がそのまま将来の核融合炉に適用されるとは考えにくい。フロント・アクセスによる機器の支持、特に、炉内での溶接点数の多さは稼働率の低下をもたらす経済性の観点で致命的である。将来の核融合炉は、開発リスクを負ってでも高稼働率に結びつく保守方式を選択することになる。

図 3.2-12 に、ITER の方式を含めた主な保守方式の概念図を示す。保守方式は「炉内保守」と「ホットセル保守」に大別され、Demo-CREST で採用している「大モジュール炉内保守」は、ブランケットモジュールを大型化して切断・再溶接の工数を減らして稼働率の改善を図るものである[3.2-17]。この方式は ITER の保守技術の拡張という利点はあるが、大モジュールに働く強大な電磁力をフロント・アクセスで強固に支持可能かというところに大き

表 3.2-2 保守方式の主な選定要因と各方式の特徴[3.2-3]

	炉内保守方式		ホットセル保守方式	
	小モジュール	大モジュール	垂直引抜き	水平引抜き
保守所要時間	最も長い	ホットセル方式に劣る	短い	最短
ブランケット取付・取外	フロントアクセスのみ	フロントアクセスのみ	ホットセル内で多方向からアクセス可能	
取付の信頼性	時間の制約大のため、問題残る		時間をかけた調整・検査が可能	
遠隔保守の容易さ	高度なスキルが必要		比較的単純な保守機器	
搬送重量	最軽量	軽量	重量	最重量
建屋への影響	少ない		ホットセルの他に保守回廊が必要	建屋やや大 垂直引抜きよりは小
TF コイル寸法	—		—	大型化が必要
EF コイル設置自由度	自由度大きい	限定的	限定的	限定的
不測のトラブル対策	限定的		自由度大きい	最も自由度あり
改修の自由度	限定的		自由度大きい	セクターごと改造可 最も大きい自由度

(a) In-vessel maintenance



(b) Hot cell maintenance

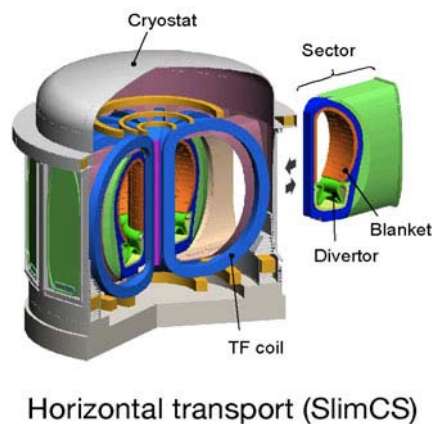
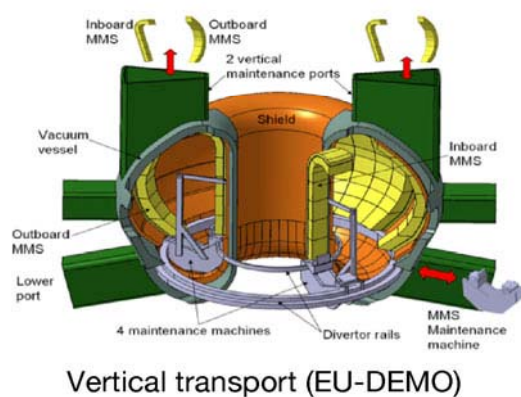


図 3.2-12 核融合炉の主な保守方式

な課題がある。モジュールの取付ボルト部は中性子による重照射を避けるため、その前面に十分な遮蔽を設置しなければならない(したがって腕の長い工具での設置精度の確保が求められる)、核発熱により支持部に温度差があると緩みまたはかじりを生じうる問題がある。「ホットセル保守」では、使用済みユニットをホットセルに搬送したのち、スペアユニットを炉本体に装着し直ちに核融合炉の運転を開始できるのでメンテナンス所要時間の大幅な短縮が可能である。ブランケットの交換作業・検査はホットセルにおいて炉の運転と並行して実施する。ホットセル方式の場合には、大口径の保守ポートを設ける必要があり、トロイダルコイルの設置位置の制約(プラズマ形状制御に影響)、トロイダルコイルの転倒力の支持の制約(コイル間支持構造物の設置領域に制約)の解決策を合わせて提示せねばならない。表 3.2-2 に、保守方式の選定における視点と様々な保守方式の特徴をまとめた。

参考文献

- [3.2-1] <http://www-ferp.ucsd.edu/LIB/CAD/FIGURE/ARIES-RS/>
- [3.2-2] S. Nishio et al., Tight aspect ratio tokamak power reactor with superconducting TF coils, 19th IAEA Fusion Energy Conference, Lyon, IAEA-CN-FT/P1-21 (2002).
- [3.2-3] 飛田健次 他, 核融合原型炉 SlimCS の概念設計報告, JAEA-Research 2010-019 (2010).
- [3.2-4] 例えば, 牛草健吉 他, 定常炉心試験装置の設計研究(第3編)―超伝導コイル設備―, JAERI-Research 97-027 (1997).
- [3.2-5] H. Utoh et al., SCONE code: superconducting TF coils design code for tokamak fusion reactor, J. Plasma Fusion Res. SERIES (印刷中).
- [3.2-6] Y. Asaoka et al., Conceptual design of a breeding blanket with super-heated steam cycle for CREST-1, Fusion Eng. Design **48** (2000) 397.
- [3.2-7] 榎枝幹男 他, 超臨界水冷却固体増殖ブランケットシステムの概念検討, JAERI-Tech 2001-078 (2001).
- [3.2-8] A. Li Puma et al., Breeding blanket design and systems integration for a helium-cooled lithium-lead fusion power plant, Fusion Eng. Design **81** (2006) 469.
- [3.2-9] 例えば, 真木紘一他, 核融合実験炉における炉心部の遮蔽設計, JAERI-M 91-017 (1991).
- [3.2-10] ITER Internal Report 2001 Annex to Design Requirements and Guidelines Level 1 (DRG1) Structural Material Database Article 5. Radiation Limits on Magnets.
- [3.2-11] S. Nishio, M. Sugihara, Y. Shimomura, Feasibility study on plasma vertical position control by ex-vessel coils in ITER-like tokamak fusion reactors, Fusion Eng. Design **23** (1993) 17.
- [3.2-12] S. Nishio et al., Considerations on blanket structure for fusion DEMO plant at JAERI, Fusion Eng. Design **81** (2006) 1271.
- [3.2-13] L. Giancarli et al., Conceptual design of a high temperature water-cooled divertor for a fusion power reactor, Fusion Eng. Design **75-79** (2005) 383.
- [3.2-14] T. Ihli et al., An advanced He-cooled Divertor concept: Design, cooling technology, and thermohydraulic analyses with CFD, Fusion Eng. Design **75-79** (2005) 371.
- [3.2-15] F. Najmabadi, A.R. Raffray, Recent progress in the ARIES compact stellarator study, Fusion Eng. Design **81** (2006) 2679.
- [3.2-16] 例えば, 柴沼清, よくわかる核融合炉のしくみ 第10回 炉内機器を修理する遠隔保守ロボット, 日本原子力学会誌 **47** (2005) 761.
- [3.2-17] R. Hiwatari et al., Analysis of critical development issues towards advanced tokamak power plant CREST, Nucl. Fusion **47** (2007) 387.

3.3 炉の大きさを決める

核融合炉の大きさを決める要因としては、大きく分けて発電性能に関わる核融合出力を決める「炉心プラズマ設計」に関係するものと、炉心プラズマを生成維持するための「炉工学基本設計」に関わるものが存在する。例えば、炉心プラズマ設計において ITER から大きく飛躍しないプラズマ性能（規格化 β 値 $\beta_N \leq 3.0$ 、閉じ込め改善係数 $HH \approx 1.0$ ）と核融合出力 3GW を選択し、炉工学基本設計においてパルス運転を行うために大きな CS コイルを採用すると補稿の表 A1-1 にある IDLT 炉のように 10m という大きな主半径が必要となる。一方、同じ核融合出力 3GW でも、ITER のプラズマ性能からの進展を考慮し最新の知見を反映させ、CS コイルに依らない電流駆動方式さらに中性子照射に強い先進材料 SiC/SiC を採用した場合、VECTOR 炉のように主半径は 3.2m と小さくなる。

炉設計を行う上では、炉心プラズマ設計と炉工学基本設計の整合性を取りつつ、自分が定めた設計目標や設計指針（例えば、設計目標：経済性を高めるために、設計指針：最新のプラズマ物理を適用し装置サイズをできるだけ小さくする事）に対して最適化する作業がもつとも難しく、また研究としては最も興味深いところである。

3.3.1 炉心プラズマ設計

核融合出力 P_f [MW] は、発電出力 P_e [MW] を決めるものであり、発電システム全体の熱電変換効率を η_{th} とすると $P_e \approx \eta_{th} P_f$ と定義される。そのため発電プラントを考えた場合、核融合出力は核融合炉の設計において最も重要なパラメータである。核融合出力は、核融合出力密度 p_f [MW/m³] を炉心プラズマ体積 V_p [m³] に対して体積積分したものであり、 $P_f = \int p_f dV_p$ で定義される。ここでは、簡単のために ITER の設計に用いられた簡易モデル [3.3-1] を用いると

$$P_f = \int p_f dV_p \approx \begin{cases} 1.25 \left(\frac{n_{DT}}{n_e} \right)^2 (n_{20} T_{10})^2 V_p, & \langle T \rangle = 7.5 - 15 \text{ keV} \\ 1.25 \left(\frac{n_{DT}}{n_e} \right)^2 (n_{20} T_{10})^2 \left(\frac{1.5}{T_{10}} \right)^{0.5} V_p, & \langle T \rangle = 15 - 22 \text{ keV} \end{cases} \quad (3.3.1)$$

と定義される。ここで、 n_{DT} は燃料イオン密度、 n_e は電子密度、 $n_{20} = \langle n_e / 10^{20} \text{ m}^{-3} \rangle$ 、 $T_{10} = \langle T / 10 \text{ keV} \rangle$ である。炉心プラズマ体積 V_p [m³] は、プラズマの主半径 R_0 [m] と副半径 a_0 [m]、楕円度 κ を用いて $V_p = 2\pi^2 a_0^2 R_0 \kappa$ と表せる。ここで、核融合出力密度は炉心プラズマ性能から決まり、プラズマ体積は炉心プラズマの大きさから決まってくる。

核融合炉を設計する場合には、目標とする発電出力や核融合出力を満たすべく、核融合出力密度すなわち炉心プラズマ性能と炉心プラズマの大きさを決めていくことになる。例えば、核融合出力 3 [GW] を設計目標と定めた場合、核融合出力密度を大きな値に設定すれば（言い換えると、高性能炉心プラズマを採用すれば）、炉心プ

ラズマサイズは小さくなるし、逆に核融合出力密度を小さい値に設定すると炉心プラズマサイズは大きい値にする必要がある。

次に核融合出力密度を決めている物理条件を考える事にする。式 (3.1.1) にあるように核融合出力密度は炉心プラズマの平均密度や平均温度によって定義される。これら値を決めている主要な物理条件として、 β 値上限、密度上限、閉じ込め性能がある。

β 値上限とは、一言で言うところプラズマの圧力をどこまで高くできるかという制約条件である。まず、 β 値とはプラズマの圧力（密度と温度の積）と磁気圧（閉じ込め磁場の強さの指標）の比であり、磁気軸上のトロイダル磁場強度 B_0 [T] を用いて

$$\beta_{tot} = \frac{\sum_j (n_j T_j)}{(B_0^2 / 2\mu_0)} \quad j = e, DT, imp \quad (3.3.2)$$

と表せる。ここで分子のプラズマ圧力は、プラズマ中の全ての核種（e: 電子, DT: 燃料イオン, imp: 不純物イオン）の和により定義される。現在のプラズマ物理の理解においては、 β 値がある上限値を超えると、電磁流体的（MHD）不安定性が発生し、プラズマ圧力が小さくなったり、最悪の場合にはプラズマが消滅してしまうこと（ディスラプション）が起きる事が分かっている。この β 値上限値 β_{max} は、実験的・理論的研究が進められており、プラズマの電流値 I_p [MW]、トロイダル磁場強度 B_0 [T]、プラズマ副半径 a_0 [m] を用いて

$$\beta_{max} = \beta_N \frac{I_p}{a_0 B_0} \quad (3.3.3)$$

というスケーリング則として理解されている [3.3-2] 詳細は 4.2 章参照）。ここで、 β_N は規格化 β 値もしくはトロイダル係数と呼ばれるもので、大きな値程高压プラズマであることに対応し、通常 5.0 以下の値が用いられる。核融合炉設計を行う際には、

$$\beta_{tot} \leq \beta_{max} \quad (3.3.4)$$

となるようにプラズマの密度・温度、閉じ込め磁場強度を決める必要がある。添付の表 A1-1 にあるように過去の概念設計例をみると実験炉 ITER の場合は、 $\beta_N = 2.0$ と低い値であるが、発電する事を目的としている他の概念設計例では、ITER 以上の核融合出力を必要とするために大よそ $\beta_N \geq 3.0$ としなければならない事がわかる。

次に核融合出力と β 値との関係を結びつけるために、 β 値と核融合出力に必要な燃料粒子密度 (n_{DT}) もしくは燃料粒子密度比 ($f_{DT} = n_{DT}/n_e$) との関係を考えてみる。核融合炉心プラズマは、核融合反応から出てくる 3.5MeV の α 粒子や電流駆動のために NBI で入射される MeV オーダの高エネルギー粒子群と、熱化した粒子群で構成されている。通常 β 値を定義する際もそれらの粒子

群毎に分類し、熱化粒子、 α 粒子、ビーム粒子に対応する β 値の和として以下のように定義する。

$$\beta_{tot} = \beta_{th} + \beta_{\alpha} + \beta_{beam} \quad (3.3.5)$$

はじめに、熱化粒子部分であるが、電子とイオンを区別する事で以下のように定義される。

$$\begin{aligned} \beta_{th} &= \beta_e + \beta_i \\ &= \frac{\langle n_e T_e + n_i T_i \rangle}{(B_0^2 / 2\mu_0)} \\ &\approx 0.4 n_{20} T_{10} (1 + n_i / n_e) / B_0^2 \end{aligned} \quad (3.3.6)$$

ここで、電子とイオン温度は等しい ($T_{10} = T_e / 10 \text{ keV} = T_i / 10 \text{ keV}$) と仮定した。次に、 α 粒子部分は、簡易モデル

$$\beta_{\alpha} \approx 0.29 \left(\frac{n_{DT}}{n_e} \right)^2 (T_{10} - 0.37) \beta_{th} \quad (3.3.7)$$

を用いることにより、熱化部分 β_{th} を用いて定義できる [3.3-1]。燃料粒子の電子密度に対する割合 f_{DT} はイオン粒子の割合 f_i 、ヘリウムの割合 f_{He} 、不純物イオンの割合 f_Z を用いて以下のように定義される。

$$\begin{aligned} f_{DT} &= \frac{n_{DT}}{n_e} \\ &= \frac{(n_i - n_{He} - n_Z)}{n_e} \\ &= f_i - f_{He} - f_Z \end{aligned} \quad (3.3.8)$$

一方、ビーム粒子部分に関しては、どの程度電流駆動のために NBI パワーを必要とするかに依存するため、電流駆動解析から求める必要がある。岡野等による系統的な電流駆動解析によると、ビーム粒子部分の β 値は以下のような関係がある事が提案されている [3.3-3]。

$$\beta_{beam} = 0.998 B_T^{-2} I_{NBCD} a_0^{-2} \kappa^{-1} \quad (3.3.9)$$

ここで I_{NBCD} (MA) は NBI 駆動電流値である。通常、電流駆動パワーについてはエネルギー増倍率 Q を大きく (あるいは、循環電力を小さく) するために、できるだけ小さい電流駆動パワーであることが望ましい。そのため、発電を行うような核融合炉の場合、通常ビーム粒子部分の値 β_{beam} は小さい。しかしながら、添付の表 A1-1 にある出力制御も考慮している Demo-CREST の場合、定格運転時 ($P_f = 3.0 \text{ GW}$) は、2%程度と十分小さいが、低核融合出力時 ($P_f = 1.0 \text{ GW}$) には、駆動電流ならびに電流駆動パワーが大きくなり、ビーム粒子部分の値 β_{beam} も約 20% と大きくなる場合があることに注意が必要である。

これら関係式を用いて、ヘリウムの割合 f_{He} と不純物の割合 f_Z を入力パラメータと考えるとプラズマ β 値と燃料イオンの密度の関係が得られ、最終的に β 値と核融合出

力密度、さらにはプラズマサイズとの基本関係が導出できる。

ここまでで炉心プラズマの β 値と核融合出力との関係を把握できたが、炉心プラズマの設計を行うためには、プラズマ密度とプラズマ温度を決める必要がある。その際、設計条件の一つに密度上限というものが存在する事が実験的にわかっている。現状では、グリーンワールド密度上限値 n_G が用いられ、その定義は以下のようになっている [3.3-4]。

$$n_G = \frac{I_p}{\pi a_0^2} \quad (3.3.10)$$

炉心プラズマ密度は、このグリーンワールド密度上限値 n_G を大きく超える事は出来ない事が実験的に分かっている。例えば、表 A1-1 にある過去の核融合炉概念設計研究においては、グリーンワールド密度比を $f_{n_G} = n_e / n_G$ と定義すると

$$f_{n_G} \leq 1.0 \sim 1.3 \quad (3.3.11)$$

の範囲において設計されており、 $f_{n_G} > 1.5$ となるような設計は実現不可能であると考えられている。これは、グリーンワールド密度比が大きくなればするほど、後述の閉じ込め改善度を大きくするのが難しくなる事が大きな要因となっている [3.3-5]。

このグリーンワールド密度上限に関しては、プラズマ副半径 a_0 で定義されている。そのため、プラズマサイズが大きくなると密度上限値が小さくなり、炉心密度を上げられなくなるという関係があることに注目すべきである。つまり、核融合出力を大きくしたいからといって、単純にプラズマサイズを大きくすれば良いわけではない。装置サイズが大きくなると密度を下げなければならない、密度の低下は燃料イオン数の減少、結果的には核融合出力密度の減少という結果になる場合もある。

最後に、閉じ込め性能に関する設計条件について述べる。閉じ込め性能とは一言で言うと、炉心プラズマが持つエネルギーを十分長い時間維持できるかどうかということで、魔法瓶のように炉心プラズマの保温性の高いものほど性能が良いことに対応する。この保温性が十分確保できなければ、式 (3.3.1) で設定した炉心プラズマを維持できなくなってしまう。

この閉じ込め性能を示す指標として、閉じ込め改善係数 H_{H98} というものがある。これは、設計しているプラズマのエネルギー閉じ込め時間 τ_E [s] と、現在までの実験結果から得られている H-mode エネルギー閉じ込め時間比例則 τ_E^{IPB98} [s] の比であらわされる。

$$H_{H98} = \frac{\tau_E}{\tau_E^{IPB98}} \quad (3.3.12)$$

この H-mode エネルギー閉じ込め時間比例則は以下の式で定義される [3.3-6]。

$$\tau_E^{IPB98} = 0.144 I_p^{0.93} B_0^{0.15} n_{20}^{0.41} R_0^{1.97} M^{0.19} \kappa^{0.78} \epsilon^{0.58} P_{heat}^{-0.69} \quad (3.3.13)$$

ここで、 M は燃料の有効質量比、 $\epsilon = a_0/R_0$ は逆アスペクト比である。表 A1-1 の概念設計においては、この閉じ込め改善係数は、

$$H_{H98} \leq 1.0 \sim 1.5 \quad (3.3.14)$$

となるように設計される。この閉じ込め改善係数は、プラズマ周辺領域に輸送障壁を持つ H-mode 放電を基準とされている。その一方で、近年、プラズマ中心領域に輸送障壁（内部輸送障壁）を持つ負磁気シア放電が注目されている。この負磁気シア放電を利用すると H_{H98} が 1.0 を超える H-mode 放電よりも高性能な閉じ込め性能を得られることが実験的に分かってきている。表 A1-1 にある概念検討の多くが $H_{H98} \sim 1.3$ のように 1.0 を超える値で設計されているが、これは負磁気シア放電による高性能閉じ込めを想定しているためである。

この閉じ込め時間比例則は、主半径 R_0 [m] の 2 乗ならびにプラズマ電流 I_p [MW] に比例している。したがって、装置サイズが大きければ大きいほど、またプラズマ電流が大きければエネルギー閉じ込め時間比例則 τ_E^{IPB98} は大きくなる、結果的に閉じ込め改善係数は小さくなる。その一方で、加熱パワー P_{heat} [MW] が大きければ、 τ_E^{IPB98} は小さくなり、閉じ込め改善係数は大きくなる。ただし、定常トカマクを考えた場合、プラズマ電流を大きくする時には電流駆動パワーすなわち加熱パワーが大きくなり、閉じ込め時間が小さくなる場合がある。また、装置サイズを大きくする場合にも電流駆動パワーすなわち加熱パワーが大きくなり、閉じ込め時間が小さくなる場合がある。このように、閉じ込め改善係数に関しては、装置サイズ、加熱パワー（含む電流駆動パワー）、プラズマ電流の相互関係を定めるものであり、一義的に式 (3.3.13) から装置サイズが決る訳ではないことに注意が必要である。

ここまでは、炉心プラズマ物理の観点から装置サイズ、特に炉心プラズマサイズがどのように決まるかを考えた。この段階では、炉心プラズマサイズを生成・維持するための超電導コイル・ダイバータ・その他制御機器、炉心プラズマからエネルギーを取り出すブランケット等との整合性は考えられていない。次のステップとしては、これら炉システム装置との整合性を考慮することで、装置全体のサイズがどのように決まるかについて述べる。

3.3.2 炉工学基本設計

トカマク装置の構造をトーラス内側から見ていくと、図 2-7 に示すように最内のトーラス中心に、プラズマ中に電流を流す役割を持つセントラルソレノイドコイル (CS コイル)、トーラス方向の閉じ込め磁場を発生させるトロイダル磁場コイル (TF コイル)、TF コイルを核融合反応で発生す

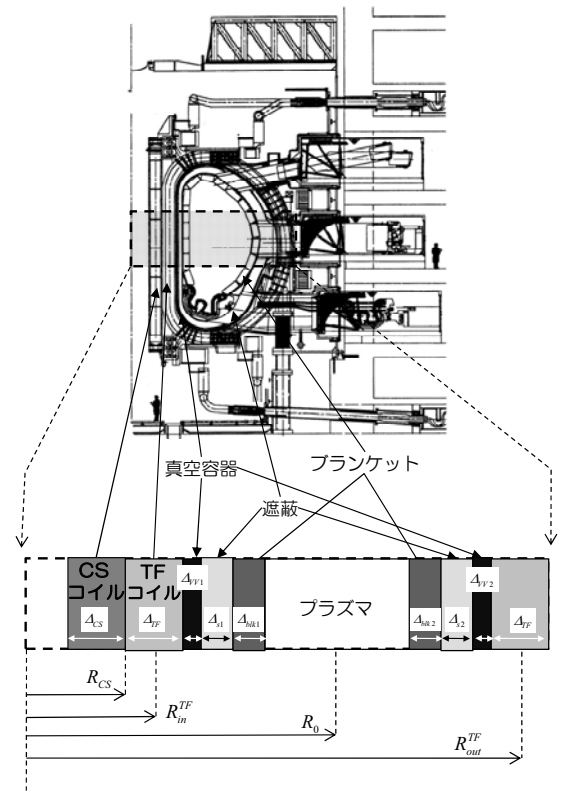


図 3.3-1 核融合炉の主半径方向の基本構造(ラディアルビルド)。ITER の立面図は参考文献[3.3-7]より。

る中性子から守る遮蔽体、エネルギー取出しとトリチウム増殖の役割を担う発電ブランケット、その次に、炉心プラズマというような装置の基本構造となっている。これらの一連の主半径方向の基本構造をラディアルビルド呼んでいる（図 3.3-1）。前節で議論した炉心プラズマの形状が決まったら、このラディアルビルドの成立性を考える必要がある。つまり、トーラス形状の炉心プラズマの内側に、CS コイル、TF コイル、遮蔽体、ブランケットを設置するスペースが十分確保できているかを確認しなければならない。

CS コイルの主半径 R_{CS} [m]、トロイダルコイルの幅 Δ_{TF} [m]、真空容器・熱絶縁層を Δ_{VV1} [m]、遮蔽体の厚さを Δ_{S1} [m]、ブランケットの厚さを Δ_{BLK1} [m] とすると、プラズマ主半径 R_0 はラディアルビルドに関して以下の条件を満たさなければならない。

$$R_0 \geq R_{CS} + \Delta_{TF} + \Delta_{VV1} + \Delta_{S1} + \Delta_{BLK1} + a_0 \quad (3.3.15)$$

もし、上式を満たさない場合、トーラス内側に CS コイル、TF コイル、遮蔽・ブランケットを設置するためのスペースを確保できないことになり、炉心プラズマ設計に戻って、プラズマ主半径を大きくする等の修正を施す必要がある。

CS コイルの大きな役割は、プラズマ中に電流を流すことにある。プラズマ中に電流を流す仕組みは、CS コイルの磁束変化させることによる、誘導電流を用いる方法である。

そのため、プラズマ中に大きな電流を長時間流すためには、CS コイル主半径をできるだけ大きくする必要がある。CS コイル主半径 R_{CS} [m]、最大磁場 B_{CS} [T]の CS コイルが供給できる磁束量 Ψ_{CS} [V・s]は、

$$\Psi_{CS} \sim 2\pi B_{CS} \left(R_{CS}^2 - \frac{d_{CS}^2}{6} \right) \quad (3.3.16)$$

となる。ここで式(3.3.16)の係数2は、CSコイルの電流の流す向きを負から正まで変化する事に対応する。実際に CS コイルによって供給できる磁束量を見積もる際には、プラズマ立上げの際の平衡計算を行い、プラズマ形状制御やコイル最大電流・最大経験磁場に対する運転条件を確認する必要がある。CS コイルはプラズマの平衡磁場を作るという役割も併せ持つため、場合によって式(3.3.16)で定義する磁束量より少なくなる可能性もあることに注意が必要である。

一方、炉心プラズマを運転するために必要となる磁束量 Ψ_{op} は、プラズマ電流を立ち上げるために必要な磁束量 Ψ_{ramp} [V・s]と定格運転の電流を流すために必要な磁束量 $\Psi_{flat-top}$ [V・s]で構成され

$$\Psi_{op} = \Psi_{ramp} + \Psi_{flat-top} \quad (3.3.17)$$

と定義される。ここでプラズマ電流の立上げに必要な磁束量は、

$$\Psi_{ramp} = L_p I_p + C_{Ejima} \mu_0 R_0 I_p \quad (3.3.18)$$

と定義される。第1項は誘導による磁束消費、第2項は抵抗による磁束消費に対応する。ここで L_p はプラズマの自己インダクタンスでありプラズマ内部インダクタンス ℓ_i を用いて

$$L_p = \mu_0 R_0 \left(\ln \frac{8R_0}{a_0} + \frac{\ell_i}{2} - 2 \right) \quad (3.3.19)$$

と定義される。プラズマ内部インダクタンスは、プラズマ中の電流分布によって決まる値であり、通常0.5(凹状の電流分布に対応)～1.0(凸状の電流分布に対応)程度の値である。また C_{Ejima} はエジマ係数というもので通常 $C_{Ejima} = 0.4 - 0.5$ の値である。一方、プラズマ運転中に必要な磁束量は、主に定格運転中に電流を流すために消費される磁束量に対応し、

$$\begin{aligned} \Psi_{flat-top} &\approx V_{loop} t_{flat-top} \\ &= 2.15 \times 10^{-3} Z_{eff} \langle \gamma_{NC} \rangle \frac{(I_p - I_{bs}) R_0}{\kappa a_0^2 (T_{10})^{1.5}} t_{flat-top} \end{aligned} \quad (3.3.20)$$

と表すことができる[3.3-1]。ここで V_{loop} [V]はトーラス一周方向の周回電圧、 I_{bs} はブートストラップ電流と呼ばれるものである。

核融合炉を設計する場合、炉心プラズマを運転する

ために必要となる磁束量 Ψ_{op} に対して、CS コイルの磁束量 Ψ_{CS} をどの程度確保するかによって装置サイズに大きな影響を与えることになる。具体的には、CS コイルの果たす役割について、(1)プラズマ電流の立上げや運転への磁束供給を行わない(CS コイルを設置しない： $\Psi_{CS} = 0$)、(2)プラズマ電流立上げに必要な磁束量または、その一部分を供給する(小さなCSコイルの設置： $\Psi_{CS} \leq \Psi_{ramp}$)、(3)プラズマ電流立上げとその後の定格運転に必要な磁束を供給(大きな CS コイルの設置： $\Psi_{CS} \geq \Psi_{op}$)の以上の3つの設計方針の内どれを選択するかによって、装置サイズの大きさが大きく変わってくる。今までの核融合出力3GW 程度の炉設計の経験から大まか言うと、(1)の設計方針を選んだ場合($R_{CS} = 0$ [m])、装置主半径は5[m]以下、(2)の場合($R_{CS} \leq 2$ [m])、主半径は5～7[m]、(3)の場合($R_{CS} \geq 2$ [m])、主半径は7m以上となり、CSコイルの果たす役割の選択が、装置サイズに大きく影響する事が分かっている。炉設計を行う上で CS 設計に定石はなく、核融合炉の魅力追究(先進性、コスト)と技術的現実性のせめぎ合いの中で設計点を決めることになる。

トロイダルコイルの大半径方向の幅 Δ_{TF} については、発生させる磁場強度とそれによる超伝導体の電磁応力を支持するために必要な構造材、クエンチの際の安定化材、絶縁材によって決まる。コイル電流値を I_{TF} [A]とする

$$B_{Tmax} = \frac{\mu_0 I_{TF} N_{TF}}{2\pi(R_{CS} + \Delta_{TF})} \quad (3.3.21)$$

である。ここで、 N_{TF} はトロイダルコイルの本数である。一方、コイル電流は超伝導コイルだからといって任意の値が取れるわけではない。超伝導体自体に流せる電流密度の上限値が存在するとともに、コイルも構造材・安定化材・絶縁材で構成されているため、コイル自体の電流密度についても制限値 I_{TF}^{lim} [A/m²]があると考えられる。例えば、ITERの場合だとTFコイル全体としての電流密度は10[MA/m²]程度である。もし、このITERの設計基準を適用するならば、トロイダルコイルの幅 Δ_{TF} は、以下の条件を満たさなければならない。

$$\begin{aligned} \frac{I_{TF}}{\pi[(R_{CS} + \Delta_{TF})^2 - R_{CS}^2]/N_{TF}} &\leq I_{TF}^{lim} \\ &= 10[\text{MA/m}^2] \end{aligned} \quad (3.3.22)$$

この場合、コイル電流密度を小さくするためには当然 TF コイル幅 Δ_{TF} を大きくとる必要がある。

ここでは、簡単のためにコイル自体の電流密度から TF コイル幅を議論したが、実際に炉設計を行う際には3.2.1節に説明があるように TF コイルにおける電磁応力を算出して、電磁応力が設計上限値を上回れば、構造材の割合を増やしたり、万が一クエンチが発生した際の条件から必要となる安定化材の割合を定めたりすること

により、TF コイル全体の構造ひいては TF コイルの幅が定められることになる。

TF コイルからプラズマに向かって次の層は、真空容器・熱絶縁層と呼ばれる層であり、炉心の真空維持ならびに、遮蔽体と超伝導コイルの熱絶縁の役割を果たす。超伝導コイルは絶対零度近くの温度まで冷却されている。一方、遮蔽体は核融合反応で発生した中性子によって超伝導コイルが損傷しないようにするものであり、遮蔽体自身は中性子との相互作用による核発熱により常温以上の温度となる。したがって、超伝導体の温度が上昇しないように断熱効果が十分確保できる真空容器・熱絶縁層の幅 Δ_{VV1} を設定する必要がある。

次の層は、遮蔽体であり、前述のように、核融合反応で発生した中性子が超伝導体に到達し、超伝導コイルにおいて中性子損傷が起きないようにするものである。ここでは、簡易的な評価として超伝導コイルへの中性子損傷に大きな影響を与える高速中性子フラックス(中性子エネルギー: $E_n > 0.1$ [MeV]) の遮蔽特性に着目して、必要となる遮蔽体の厚さを検討する。

厚さ Δ の遮蔽体通過前と後の高速中性子フラックスを F_{in}^s, F_{out}^s とすると

$$F_{out}^s = F_{in}^s \cdot \exp\left(-\frac{\Delta}{\lambda_n^s}\right) \quad (3.3.23)$$

となる。ここで、 λ_n^s [m] は高速中性子フラックス減衰の特徴長である。遮蔽体が SUS と水で構成される場合、それぞれの割合に対する特徴長が求められている[3.3-8]。遮蔽体の中性子遮蔽効果が最も良い SUS75(75%) と水(25%) で構成されているとすると、減衰長 $\lambda_n^s = 0.16$ [m] となる。その一方で ITER-CDA では、表 3.2.1 にあるように TF コイル前面における高速中性子フルーエンスの設計上限値として $\Phi_n^{TF-lim} \sim 1.0 \times 10^{23}$ [nm⁻²] が具体的な値として挙げられていた[3.3-9]。実際の核融合炉における設計基準は、ITER のそれより厳しいものとなると考えられるが、仮に ITER-CDA の基準を適用して遮蔽の厚さを評価すると

$$\begin{aligned} \Phi_n &= F_{out} \times 3600 \times 24 \times 365 \times T_{op} \times f_{avail} \\ &\leq \Phi_n^{TF-lim} \\ &\sim 1.0 \times 10^{23} \end{aligned} \quad (3.3.24)$$

を満たすように十分小さい遮蔽体通過後の中性子フルーエンスとなる遮蔽体厚さ Δ_{s1} を設定する必要がある。ここで T_{op} [year] は発電所の運用期間、 f_{avail} は運用期間全体を通してのプラント稼働率である。

遮蔽体の次の層は、ブランケットになる。ブランケットでは、核融合炉の燃料であるトリチウムを増殖する役割と核融合反応で発生したエネルギーを発電(もしくはエネルギー変換)のために取り出す役割を担っている。ブランケットを設計する際は、炉システム全体でトリチウム増殖率

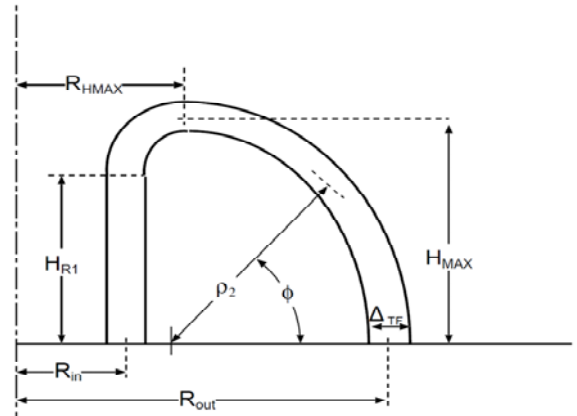


図 3.3-2 TF コイルの各種形状パラメータ

(TBR: tritium breeding ratio) が 1.0 以上となりかつ、エネルギー変換効率が十分高い(冷却材温度条件ができるだけ高い)ように設計の最適化が図られ、ブランケットの厚さ Δ_{blk1} [m] が決まってくる。例えば、固体増殖材・固体中性子増倍材を用い、構造材に低放射化フェライト鋼を適用した水冷却ブランケットの場合、おおよそブランケットの厚さは $\Delta_{blk1} \leq 0.7$ [m] となっている。このブランケットの厚さは、構造材、冷却材、トリチウム増殖材等の材料の組み合わせにより、構造が決まってくるため遮蔽体で用いたような簡単なモデルで厚さを決めるのは難しい。ただし、遮蔽体の厚さを求める際には、ブランケットの厚さと高速中性子フラックスの減衰長 λ_n^{blk} が必要である。ここでは、それらの具体例として核融合商用炉概念検討 CREST におけるパラメータ[3.3-10]、 $\Delta_{blk1} = 0.56$ [m] ならびに $\lambda_n^{blk} = 0.15$ [m] を挙げておく。ただし、CREST のブランケットシステムは増殖材と増倍材を混合させるブランケットシステムとなっており、ブランケットの厚さ $\Delta_{blk1} = 0.56$ [m] は比較的薄い値となっている点には注意が必要である。このパラメータを用いる事で、厚さ Δ_{blk1} のブランケット通過前と後の高速中性子フラックスを $F_{in}^b, F_{out}^b (= F_{in}^s)$ とすると

$$F_{out}^b = F_{in}^b \cdot \exp\left(-\frac{\Delta}{\lambda_n^{blk}}\right) \quad (3.3.25)$$

の関係から遮蔽の厚さ Δ_{s1} の評価に必要な $F_{out}^b (= F_{in}^s)$ が評価可能となる。

以上より、ラディアルビルドに関する制約条件について評価可能となった。ただし、トーラス形状の炉心プラズマ内側の制約条件だけでは決まらないものでかつ、装置サイズに大きな影響を与えるものとして TF コイルの形状がある。最後に、TF コイル形状がどのように決まるかについて述べる。

TF コイル形状に簡易モデルとして Constant tension D-shape Coil モデルというものがある[3.3-11]。これは、コイル周回方向に引っ張り応力が均一になるように形状を定めているモデルであり、図 3.3-2 に示すような D 形状

をした TF コイルの各種形状パラメータ P_i^{TF} (R_{in}^{TF} [m], R_{Hmax}^{TF} [m], R_{out}^{TF} [m], H_{Rin}^{TF} [m], H_{max}^{TF} [m]) は, 表 3. 3-1 に示す係数を用いて簡易的に求める事が可能となっている. TF コイルの形状パラメータ P_i^{TF} は, 表 3. 3-1 の係数 A_j により

$$\frac{P_i^{TF}}{R_{out}^{TF}} = \sum_{j=0}^4 A_j \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^j \quad (3. 3. 26)$$

と関係づけられる. ここでは, TF コイルの内脚位置 R_{in}^{TF} [m] と外脚位置 R_{out}^{TF} [m] を入力パラメータと考える. すると,

$$\begin{aligned} \frac{R_{in}^{TF}}{R_{out}^{TF}} &= \sum_{j=0}^4 A_j \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^j \\ &= A_0 \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^0 + A_1 \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^1 + A_2 \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^2 \\ &\quad + A_3 \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^3 + A_4 \left(\frac{\rho_2}{R_{out}^{TF}} \right)^4 \end{aligned} \quad (3. 3. 27)$$

となり, (ρ_2/R_{out}^{TF}) に関する 4 次方程式となる. この 4 次方程式から, (ρ_2/R_{out}^{TF}) の値を求め, その他の形状パラメータ P_i^{TF} の式に代入する事で TF コイルの形状が定められる. ここで, TF コイルの内脚の位置は, CS コイルの半径ならびに TF コイルの幅から

$$R_{in}^{TF} = R_{CS} + \frac{\Delta_{TF}}{2} \quad (3. 3. 28)$$

となる.

一方, TF コイルの外脚側の寸法は, 1) リップル率, または 2) 保守(セクター水平引抜き)との整合性を考慮して決定する. プラズマ表面におけるトロイダル方向に沿ったトロイダル磁場 B_0 の変動率をリップル率 δ と言い, $\delta = (B_{max} - B_{min}) / (B_{max} + B_{min})$ と定義する. このリップル率 δ は TF コイルの数 N を使って,

$$\delta = 1.5 \left[\frac{1}{\left(\frac{R_{out}^{TF}}{R_0 + a_0} \right)^N - 1} - \frac{1}{\left(\frac{R_0 + a_0}{R_{in}^{TF}} \right)^N - 1} \right] \quad (3. 3. 29)$$

と近似的に表される. δ の許容値はアルファ粒子の損失による壁負荷から決まるが, $\delta \leq 0.005$ [3. 3-12] として外脚寸法 R_{out}^{TF} を決めればよい. 保守の観点からは必要となるメンテナンスポートサイズを確保するための条件から外脚寸法 R_{out}^{TF} のサイズが決定される. 例えば, 表 A1-1 にある Slim-CS や CREST で提案されているようにセクター水平引抜き保守方式を採用する場合には, 「隣接 TF コイル間に設置するメンテナンスポート幅 > 引抜くセクター幅」という条件で外脚寸法を決定する. 図 3. 3-3 のように, R_T , R_B , W 及び θ を定義すると, TF コイル外脚を下式が成り立つように設計する.

表 3.3-1 Constant tension D-shape Coil モデル係数表

P_i/R_{out}^{TF}	N	A_0	A_1	A_2	A_3	A_4
$\frac{R_{in}^{TF}}{R_{out}^{TF}}$	∞	1.000	-1.992	1.923	-1.076	0.281
	48	1.000	-2.075	2.082	-1.202	0.321
	24	1.000	-2.162	2.252	-1.339	0.364
	18	1.000	-2.222	2.374	-1.441	0.398
	12	1.000	-2.346	2.636	-1.664	0.472
$\frac{H_{Rin}^{TF}}{R_{out}^{TF}}$	∞	0.000	0.013	1.450	-1.161	0.353
	48	0.000	-0.052	1.630	-1.330	0.412
	24	0.000	-0.123	1.831	-1.524	0.480
	18	0.000	-0.173	1.976	-1.667	0.531
	12	0.000	-0.281	2.298	-1.991	0.648
$\frac{H_{max}^{TF}}{R_{out}^{TF}}$	∞	0.000	1.000	-0.214	0.046	-0.006
	48	0.000	1.009	-0.220	0.047	-0.006
	24	0.000	1.018	-0.226	0.051	-0.007
	18	0.000	1.023	-0.230	0.052	-0.008
	12	0.000	1.035	-0.238	0.055	-0.008
$\frac{R_{Hmax}^{TF}}{R_{out}^{TF}}$	∞	1.000	-1.000	0.497	-0.156	0.027
	48	1.000	-1.020	0.517	-0.164	0.028
	24	1.000	-1.041	0.538	-0.175	0.031
	18	1.000	-1.055	0.553	-0.182	0.033
	12	1.000	-1.083	0.582	-0.196	0.035

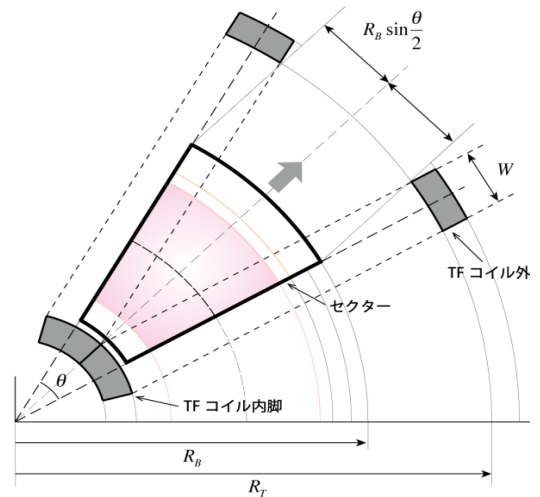


図 3.3-3 セクター水平引抜き保守のための TF コイルの条件

$$\begin{aligned}
 R_T &> R_B + \frac{W/2}{\sin(\theta/2)} \\
 R_T &= R_{out}^{TF} - \frac{\Delta_{TF}}{2} \\
 R_B &= R_0 + a_0 + \Delta_{blk2} + \Delta_{s2}
 \end{aligned}
 \tag{3.3.30}$$

ここで、 Δ_{blk2} , Δ_{s2} はトラス外側のブランケットと遮蔽の厚さである。

最後に炉心サイズを決める条件としてブランケット第一壁における中性子壁負荷条件について述べる。表 A1-1にあるように中性子壁負荷の値は、装置サイズと核融合出力に依存する。例えば、高経済性を目指した商用炉 CREST ではその値は $4.5\text{MW}/\text{m}^2$ である一方、原型炉である Demo-CREST の値は $1.1\text{--}2.7\text{MW}/\text{m}^2$ となっている。ブランケット第一壁は、最も中性子による照射効果が大きく、照射効果によりブランケットの構造材としての健全性が保てなくなる前に交換する必要がある。例えば、低放射化フェライト鋼を主要構造材と選択した場合、その積算中性子照射量(中性子フルーエンス=中性子フラックス×年)の上限値は $10\text{--}15\text{MWa}/\text{m}^2$ と予測されている[3.3-13]。また、電気出力 100 万 kW 級を目指す場合、熱効率 30% 程度と仮定すると核融合出力としては 300 万 kW 程度が必要となる。一方、表 2.1 にあるように稼働率 85% 以上を目指す場合、数か月かかると予測されているブランケットの交換間隔を 2~3 年程度としたいところである。第一壁の中性子フルーエンス $\Phi_n^{FW-design}$ の条件を、中性子フルーエンス上限値 Φ_n^{FW-lim} 、核融合出力 P_f 、運転期間 T_{op} [year]、稼働率 f_{avail} で表すと

$$\begin{aligned}
 \Phi_n^{FW-lim} &\geq \Phi_n^{FW-design} \\
 &= \frac{P_f \frac{P_n}{P_n + P_\alpha} \times f_{avail} \times T_{op}}{S_p}
 \end{aligned}
 \tag{3.3.31}$$

ここで、第一壁の面積を $S_p \approx 2\pi R_0 \times 2\pi a_0 \sqrt{\kappa}$ とすると、装置サイズ(主半径、副半径)と中性子壁負荷との関係が得られる。仮に中性子壁負荷の上限値を $10\text{MWa}/\text{m}^2$ とした場合、核融合出力 300 万 kW、稼働率 85%、運転期間 3 年を可能とするためには、約 600m^2 以上の第一壁面積が最低限必要となる。表 A-1 にある ITER と同じアスペクト比 ($A = R_0/a_0$) と楕円度 κ を考えた場合、装置サイズは約 6m 以上でなければ、第一壁の中性子フルーエンスの条件 Φ_n^{FW-lim} を満たせないことになる。装置サイズを 6m 以下に小さくする場合には、(1) 核融合出力を下げる、(2) 運転期間を短くする、(3) 中性子フルーエンス上限値の大きい第一壁構造材(例えば、ODS 鋼や SiC/SiC)を適用する、の何れかを検討する必要がある。式(3.3.31)では、プラズマ表面積で全中性子フラックスを割ることによって求めた平均値として中性子フルーエンス量 $\Phi_n^{FW-design}$ で評価した。実際の設計では、中性子フルー

エンス量 $\Phi_n^{FW-design}$ は、ポロイダル方向に分布を持つ事を考慮に入れる必要があり、中性子フラックスが最大となるプラズマに対して赤道面上トラス外側の中性子フルーエンスの値を $\Phi_n^{FW-design}$ 値として設定する事になる。その場合、式(3.3.31)で評価した結果よりも大きな主半径が必要となる。

参考文献

- [3.3-1] Uckan N. and ITER Physics Group 1990 ITER physics design guidelines: 1989 ITER Documentation Series No 10 (Vienna: IAEA)
- [3.3-2] F. Troyon et al., Plasma Phys. Cont. Fusion **26**, 209(1984).
- [3.3-3] K.Okano, et al., Fusion Technology **16**, 73-95(1989).
- [3.3-4] M. Greenwald, et al., Nuclear Fusion **28**, 2199(1988).
- [3.3-5] Y.Sakamoto, et al., Plasma and Fusion Research Volume 5, S1008 (2010)
- [3.3-6] ITER Physics Expert Groups, et al., Nucl. Fusion **29**, 2137(1999)
- [3.3-7] ITER Engineering Design, Journal of Plasma and Fusion Research vol78 Supplement(2002)
- [3.3-8] S.Zimin, Fusion Eng. Design **22**, 229-237(1993)
- [3.3-9] ITER Internal Report 2001 Annex to Design Requirements and Guidelines Level 1 (DRG1) Structural Material Database Article 5. Radiation Limits on Magnets.
- [3.3-10] K.Okano, et al., Nucl. Fusion **40**, 635(2000)
- [3.3-11] R.W-MOSES, JR., and W. C. YOUNG, "Analytic Expressions for Magnetic Forces on Sector Toroidal Coils," Proceedings. 6th Symp. Engineering Problems of Fusion Reacarah (1975), p. 917
- [3.3-12] 例えば, K. Tobita et al., Alpha particle loss and neutral beam current drive in fusion plasma with central current hole, Plasma Phys. Control. Fusion **46** (2004) S95.
- [3.3-13] M.Seki, et al., Development of fusion nuclear technologies at Japan Atomic Energy Research Institute, Fusion Technol. **42**, 50-61(2002)

3.4 プラズマの形状を決める

3.4.1 はじめに

トカマクプラズマの性能（エネルギー閉じ込め時間，MHD 安定性等）は，プラズマ断面形状に依存することが理論的に推測され，実験でも実証されている．従って，トカマク型核融合炉ではプラズマ形状制御が性能向上の為の基本的条件となる．またトカマクは原理的に鎖交磁束の変化によってプラズマ電流を誘起してプラズマを維持する為，非誘導電流駆動が援用されるとしても，何らかの鎖交磁束変化機能は不可欠である．ポロイダルコイル（ポロイダル磁場を供給するためトロイダル方向に巻かれる）は，上記2機能を達成する為に設置され，トカマク型核融合炉設計の基本要素となっている．本節では，プラズマ性能を向上するために望ましい平衡形状を達成する為に必要なポロイダルコイルの要件，設計手法についてについて上記の2要素を勘案しながら記述する．

トカマクプラズマの性能向上には，プラズマの楕円度 κ と三角度 δ の増大が有効である．楕円度は，プラズマ断面の垂直方向サイズと水平方向サイズの比で定義される．三角度はプラズマ断面の頂上の大半径位置からずれと小半径の比で定義され，内側へのずれを正とする．トカマクプラズマの電磁流体的安定性を記述する基本的な指標として安全係数がある．任意の磁気面（ポロイダル磁束 Ψ ）の安全係数は次式で定義される．

$$q(\Psi) = \frac{F}{2\pi} \oint_{l_p} \frac{dl_p}{R^2 B_p}$$

$$F = RB_T$$

ここで周回積分は磁気面上でポロイダル方向に1周することによって行い， R は積分点の大半径， B_p はその点でのポロイダル磁場， B_T はトロイダル磁場である．最も重要な値はプラズマ表面（ダイバータプラズマでは95%磁気面の値で代用することが多い）での値で，ポロイダル磁場がプラズマ電流で表示できるため下記のように近似できる．

$$q_a = \frac{2\pi}{\mu_0} \sqrt{\frac{1+\kappa^2}{2}} \frac{1}{A} \frac{aB_T}{I_p}$$

ここで a はプラズマの小半径， A はアスペクト比（プラズマ大半径と小半径の比）である．通常，トカマクではプラズマ表面での安全係数を2.5以上に設定する．即ち一定のトロイダル磁場とアスペクト比に対してプラズマ電流の上限が存在する．プラズマの楕円度が大きくなればその分プラズマ電流を増大できる．アスペクト比はトカマク炉の設計思想によって異なるが，凡そ2.5から5の範囲であり，トロイダル磁場の大きさは工学的な制限があるため，楕円度とプラズマ電流がほぼ一意的に安全係数の大きさを決定していると見なしてよい．

ところでプラズマの経済性能の指標となるトロイダルベータ値（プラズマ圧力と真空トロイダル磁場圧力との比）の最大許容値は，規格化ベータを用いるとプラズマ電流に関連して下記のように表示できることが，実験結果やMHD安定性のシミュレーションで分かっている．

$$\beta[\%] = \beta_N \frac{I_p [MA]}{aB_T}$$

規格化ベータ β_N の値はHモードで2.5程度，先進的プラズマの場合で4.0程度の値が採用される．上式と安全係数の式を結合すると次式が得られる．

$$q_a \beta[\%] = 5 \sqrt{\frac{1+\kappa^2}{2}} \frac{\beta_N}{A}$$

上式は安全係数およびベータ値の何れの増大にも楕円度を増大することが有効であることを示している．三角度の増大は，安全係数の増大に若干寄与すると同時にダイバータプラズマに於けるダイバータ板への熱負荷増大の1要因であるELM抑制に効果的であることが，JT-60Uの実験結果で示されている[3.4-1]．従ってトカマク炉の設計に於いては，如何にして楕円度と三角度の大きいプラズマ形状を実現できるかが焦点となる．一方，楕円度の増大はプラズマの垂直方向不安定を誘起し，この対策としてプラズマに近接した導体壁と，導体壁によって抑えきれないゆつくりとした不安定成長を抑制する位置制御コイルを必要とする．本章では位置不安定は上記方法の採用で制御されているものとし，形状制御を中心に述べる．

3.4.2 プラズマ形状と多重極磁場

トカマク型核融合炉では，不純物制御，プラズマ対向機器の熱対策等でダイバータプラズマの採用は不可欠である．また炉構造の面から炉上部に大型重量物を配置することは望ましくない為，現在では下方シングルヌルダイバータが採用される．従ってプラズマ断面形状は上下非対称となる．このような上下非対称シングルヌルダイバータプラズマの形状制御に際して，トカマクプラズマの平衡を記述するGrad-Shafranov方程式の解析解を求めることは不可能であり，数値解法が使用される．このために種々の物理現象や工学設計の要求を取り入れた平衡解析コードが数多く開発されている[3.4-2]．

炉設計においてはプラズマパラメータや位置形状を指定して，それを実現するポロイダルコイル電流を求めるBackward solutionの平衡計算方法が取られる．実験解析等では，反対にコイル電流が既知であるため，このコイル電流が生成する磁場（場合によっては構造物の電流による磁場も含む）中でどのようなプラズマが実現されるかというForward solutionが対象となる．

炉設計において，ポロイダルコイルの位置，個数は炉本体の設計と密接に関連しているので，炉設計の初期段階で決定しておく必要がある．しかし，初期設定に際して，多様な運転シナリオに対応した平衡計算を行って全ての要求を満足するポロイダルコイル系を決定することは事実上不可能であり，現在では，これまでの経験に基づいた知識と，プラズマ形状と多重極磁場の関係を利用し概略を決定する方法がとられる．炉構造が固まった後には，平衡計算が多用される．

プラズマ形状を特徴づける要素(楕円度, 三角度, 場合によっては四角度)と多重極磁場の間には一定の関係が見られる。ここで多重極磁場は次式に示すように, 赤道面上の平衡磁場をプラズマ断面の幾何学中心で局所的に多項式展開したもので, アスペクト比が大きい場合は磁場の展開法としてよい近似となる。アスペクト比が2程度に下がってもそれほど近似の精度は低下しないので, トカマク炉の設計では十分に耐える。

$$\frac{B_z}{B_a} = b_D + b_Q \frac{r}{a_p} + b_H \left(\frac{r}{a_p} \right)^2 + \dots$$

$$B_a = \mu_0 I_p / 2\pi a_p$$

ここで r はプラズマ断面の幾何学中心からの距離, a_p はプラズマ小半径, B_a は円柱近似でのプラズマ表面磁場, b_D, b_Q, b_H は夫々 B_a で規格化された垂直磁場, 四重極磁場および六重極磁場である。垂直磁場は無限長ソレノイド内の磁場のように完全な垂直方向成分のみを有する一様磁場である。四重極磁場は, アスペクト比無限大の極限でプラズマを取り巻いて配置された総計4本のコイルに正負交互に流れる電流が生成する磁場, 六重極磁場は6本の電流が生成する磁場であり, いずれもプラズマ断面中心では大きさが零となり, プラズマの大半半径位置には基本的に影響しないが, プラズマ断面形状に大きく影響する。

垂直磁場の大きさは基本的に Shafranov 磁場で与えられる大きさを有し, 形状要素に対する依存性は小さく, ポロイダルベータと内部インダクタンスとともに増大する。

$$B_{sh} = -\frac{\mu_0 I_p}{4\pi R_p} \left(\ln \frac{8R_p}{a_p} + \beta_p + \frac{1}{2} - 1.5 \right)$$

規格化された垂直磁場は

$$b_D = -\frac{1}{2A} \left(\ln(8A) + \beta_p + \frac{1}{2} - 1.5 \right)$$

四重極磁場はコイルが赤道面で負電流となるように配置された場合, プラズマ断面をインボード側とアウトボード側でプッシュするので上下方向に断面が伸ばされ楕円度が1以上となる。垂直磁場と四重極磁場が合成された縦長断面プラズマに対する平衡磁場は, 赤道面上で大半半径内側に凸の磁力線となっており, 磁力線の曲率は四重極磁場が大きい程大となる。磁場の曲率は次式の曲率指数で評価される。楕円度の大きいプラズマは負の曲率指数を有する。曲率指数は通常プラズマ断面の幾何学中心で評価される。

$$n = -\frac{R_p}{B_z} \frac{\partial B_z}{\partial R} = -A \frac{b_Q}{b_D}$$

ここで重要なことは, 曲率指数はプラズマ断面中心では規格化された四重極磁場と垂直磁場の比にアスペクト比を乗じた形になっていることである。曲率指数は垂直位置不安定の強度の指数であるが, アスペクト比を考慮

しないで曲率指数の大きさのみで位置不安定の危険性を議論することは正確とは言えないので注意を要する。

規格化された四重極磁場は, 楕円度が小さいうちはほぼ楕円度に比例して増大し, 1.5 程度の楕円度から徐々に変化率が減少し, 2 を超えるあたりから飽和の傾向が見られる。全体的傾向は負の指数を有する指数関数に類似している。六重極磁場は δ/κ^2 に比例して増大する。ここで δ は三角度, κ は楕円度で, 注意すべき点は楕円度に対する感度が三角度よりも大きいことである。垂直磁場と同様に四重極磁場もポロイダルベータと内部インダクタンスとともに増大する。六重極磁場は, 反対にポロイダルベータの増大に従って減少し内部インダクタンスの増大に従って増大する。即ち形状を固定してプラズマ圧力を増大すると, 四重極磁場は増大し六重極磁場は減少する。これはプラズマ圧力増大に伴ってより円形に近い断面形状になろうとする性質と磁気軸の外側シフトにより自然に三角度が発生することに起因する。また電流がピーキングして内部インダクタンスの大きいプラズマはより円形に近い断面になろうとする性質を有する。

上記多重極磁場を達成するポロイダルコイル電流を考察すると, 多重極性が大きい程単位電流のプラズマ領域の磁場生成効率は小さいので, 楕円度が小さく三角度の大きいプラズマ程大きいコイル電流を必要とすることになる。この点はトカマク炉の設計に於いて念頭に置いておく必要がある。

それではプラズマパラメータおよび形状から要求される磁場を生成する為に, どのようなポロイダルコイル配置が必要なのであろうか。直線円筒近似では多重極磁場生成に効率的なコイル位置は容易に推測できる。即ち, 四重極磁場ならば赤道面から4分割した点, 六重極磁場ならば6分割した点にそれにあたる。しかし実際の炉設計にあたってはトロイダル効果と, コイル配置が一般的にD型のトロイダルコイルの外周に沿って配置されることを考慮する必要がある。

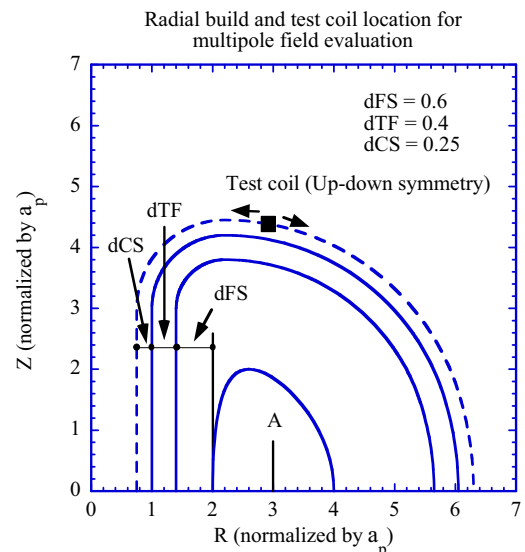


図 3.4-1 多重極磁場生成効率計算の為にテストコイル配置、D型トロイダルコイルの外周の上下対称位置に単位電流のコイルを配置する。

図 3.4-1 に示すポロイダルコイル配置曲線上の任意の点に上下対称に2個の単位電流のコイルを設置し、生成した赤道面上の磁場を多重極磁場の定義式に従って展開した多重極磁場の値を、コイル位置を変えてプロットした結果を図 3.4-2 に示す。図 3.4-1 に示したケースはアスペクト比3のプラズマを想定している。図 3.4-2 の様相はアスペクト比によって異なってくる。図 3.4-3 はアスペクト比5の場合で、大半径外側での生成効率が若干減少し、反対にTFC頂上より内側とりわけ中心ソレノイド位置での生成効率は大幅に増大している。このことはアスペクト比の小さい球状トカマクでは、同様なプラズマ断面形状を達成しようとした場合、中心ソレノイドに大きな電流を必要とすることを示している。

図 3.4-2 のアスペクト比3のプラズマでは、垂直磁場、四重極磁場、六重極磁場の全てで大半径外側の赤道面上が最大生成効率を有している。実際の設計では赤道面上には炉内アクセス用のポートが設置されることが多いので、上下に振り分けられることになる。外側赤道面上コイルのみでは垂直磁場、四重極磁場、六重極磁場を独立して制御できないので、次に赤道面上のコイルとは符号が異なる四重極磁場と六重極磁場を発生する為に、テストコイル位置で100から140の位置に別コイルを設置する必要がある。多様なプラズマ形状を実現しようとする場合は、四重極磁場と六重極磁場の独立制御を効果的に行う為に、独立した2個のコイルを設置することが望ましい。赤道面内側にも感度が高い領域が存在する。ここにもコイルを設置することになるが、この領域はプラズマの鎖交磁束を制御する中心ソレノイド(Central Solenoid)に対応する。中心ソレノイド端部からトロイダルコイル頂上付近にかけての領域は、平衡磁場形成には寄与が少ない領域となっているが、プラズマ電流立ち上げ時の磁束供給に対して重要な役割を果たす。このためこの領域にも独立したコイル配置が必要となる。図 3.4-3 のアスペクト比5の場合も基本的な様相は同様である。

中心ソレノイドを鎖交磁束制御の面からのみとらえて1コイルとすることは、赤道面付近のプラズマ形状制御機能を見捨てることになり、望みうる楕円度と三角度を達成できない状況が発生する[3.4-3]。この点は炉設計に際して十分に考慮する必要がある。またプラズマ大半径より外側のコイルによる大きな垂直磁場発生能力による磁束供給で中心ソレノイドを廃する考え方も存在するが、この場合もプラズマ形状制御能力について十分検討しておく必要がある。通常は赤道面付近とコイル両端の電流を独立に制御できる中心ソレノイドを採用する。

トカマクプラズマの電流立ち上げに際しては鎖交磁束の変化が必要である。効率的な磁束変化を実施する為に、通常、ポロイダルコイルに電流を流し1方向に磁化し、立ち上げ時に磁化を反転させる両振りを採用する。最初に磁化することを初期励磁と呼ぶ。初期励磁とそれ以降の磁束変化に中心ソレノイドは主たる役割を果たすが、それ以外のコイル電流にも注意が必要である。初期励磁は磁化すると同時に、プラズマ領域に磁場を漏洩しない

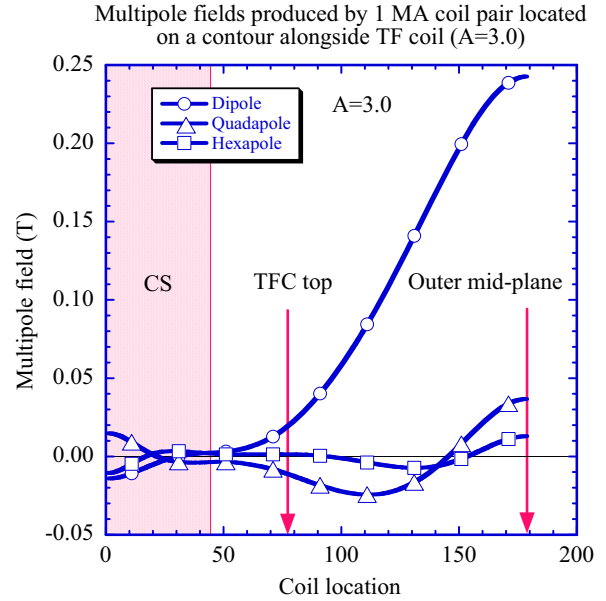


図 3.4-2 アスペクト比3の場合の垂直磁場、四重極磁場および六重極磁場の生成効率。

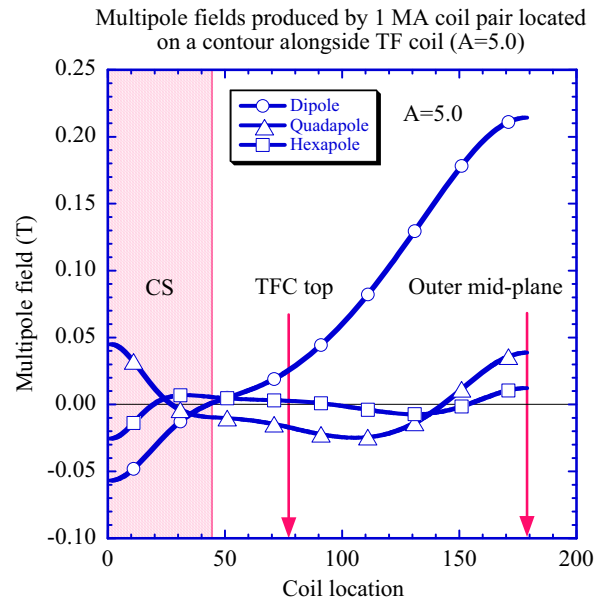


図 3.4-3 アスペクト比5の場合の垂直磁場、四重極磁場および六重極磁場の生成効率、装置中心軸側の効率が大きくなる。

という条件が加わる。漏洩磁場は、ブレイクダウン時にプラズマ生成領域からの電子の損失を増大し、ブレイクダウンを阻害する要因となる。中心ソレノイドのみでは大きな漏洩磁場が発生する為、これを補正する電流をポロイダルコイルに妥当な分布で流す必要がある。補正に最も重要なコイルは、中心ソレノイドに繋がったトロイダルコイルの頂点付近に存在するコイル(しばしばダイバータコイルと呼ばれる)である。この領域に必要な数のコイルを設置し電流を供給しないと、補正は十分に行われず、ダイ

は正電流であり、負電流である直上のコイルとの間からダイバータプラズマのヌル点形成に必要な磁場がプラズマ領域に流入している。

ダイバータプラズマではダイバータ板に熱負荷が集中するため、ダイバータ板とセパトロックスの交点（ストライク点）は厳密に制御されなくてはならない。ポロイダルベータや内部インダクタンスの値の変化に伴って、ヌル点とストライク点の相対位置は変化する。炉設計の立場からは多少のヌル点位置の変動は許容して、ストライク点を固定する制御方法がとられる。

3.4.4 運転シナリオの考え方

トカマク炉ではプラズマ維持に大きなプラズマ電流が必要であるため、必ず最初に電流立ち上げの期間が存在する。最初からフルサイズのダイバータプラズマを形成することは、種々の面から不可能である為、通常プラズマ断面の小さいリミタプラズマから出発して、プラズマ電流増大に伴って徐々にプラズマサイズの増大、楕円度や三角度の増大、リミタプラズマからダイバータプラズマへの移行を実施する。この際、ポロイダルコイルの電源定格（電圧、電流）による制限やコイルの経験磁場、電磁力等を考慮する必要がある。

リミタプラズマとダイバータプラズマではポロイダルコイルの電流パターンが大きく異なる為、移行に際して、特にダイバータコイルの電流値が大きく変化する。この状況を緩和するには、移行直前にヌル点をプラズマ表面に近づけておくことが望ましい。場合によってはオーバーサイズのリミタプラズマを形成してダイバータプラズマ移行時にサイズを絞り込むという方法がとられることもある。リミタへの熱負荷低減のため、ダイバータプラズマへの移行は定格電流に達する以前になされる。プラズマ加熱は、通常、電流立ち上げと同時に進行される。コイル電流が過大とならないようにするため、プラズマ電流が低い状態からベータ値限界の範囲内でプラズマ加熱を行う方法が屢々採用される。これはコイル電流で大きい割合を占める六重極成分に対応する部分を、ポロイダルベータ値を上昇することによって緩和する考えに基づいている。

定格プラズマに達して燃焼が開始すると、ポロイダルコイルには、燃焼時間中のプラズマの抵抗によって失われる磁束を補償するだけの電流変化のみが必要になる。いずれかのコイル（通常は中心ソレノイド）の経験磁場が制限値に達した時点で燃焼を終了することになる。その後電流立ち下げフェーズに入るが、立ち下げに際してはデ

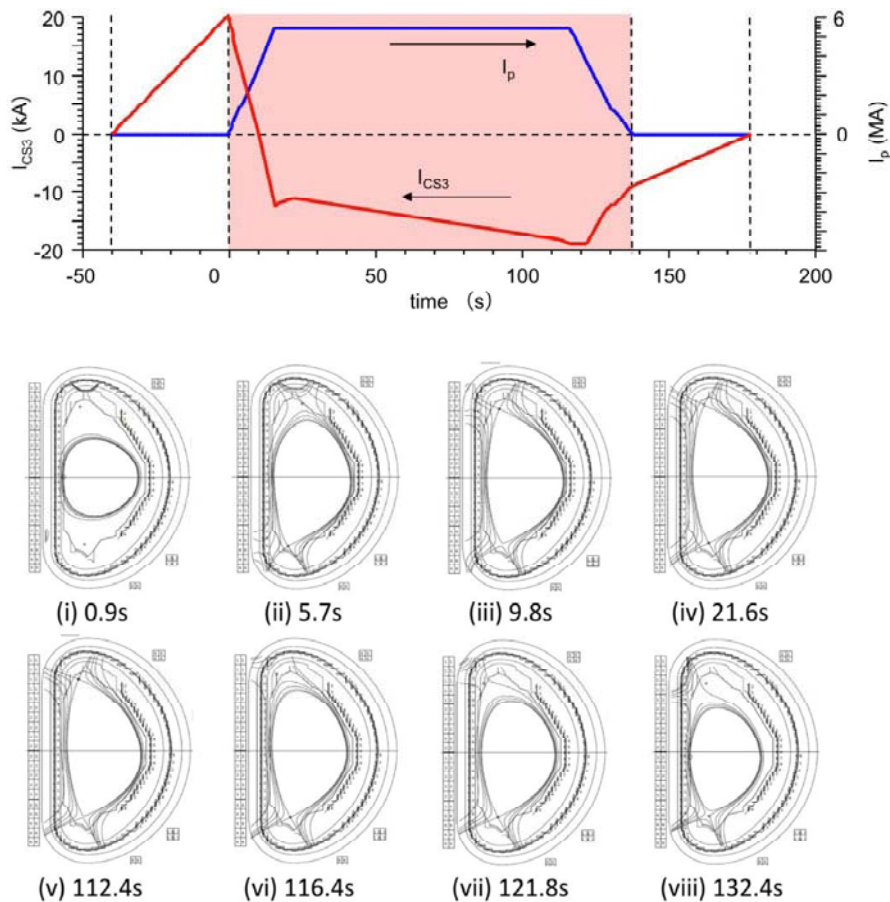


図 3.4-5 JT-60A の誘導駆動による運転シナリオ例。
 (上)プラズマ電流および CS コイル電流の時間変化、
 (下)プラズマ形状発展 (Progress Report of the Broader Approach Activities Part II [3.4-4]より引用)

イスラプションが発生しないような電流減衰，形状制御が必要になる．立ち下げについての検討は深化していない．

運転シナリオは無数のシナリオが想定できる．通常の設計では代表的なシナリオを複数設定し，特徴的な時刻でのスナップショット平衡を計算してコイル電流の時間変化を求める．平衡計算は渦電流の影響，電源電圧，最大電流およびコイルの経験磁場の制限を取り入れて行われる．

図 3.4-5 に JT-60SA の設計で検討された運転シナリオの例を示す²⁾．

参考文献

- [3.4-1] Y. Kamada et al., Plasma Phys. Control. Fusion 42, A247 (2000).
- [3.4-2] コードは公開されているものではないが，MUEDAS, EQUICR, TOSCA, GAQ などの平衡解析コードが開発されている．また，ERATO などの MHD 不安定解析の前段階として必ず平衡を解くことが必要なので，不安定解析には独自の平衡解析機能が組み込まれている．
- [3.4-3] K. Shinya, Plasma Fusion Res. 1, 036 (2006).
- [3.4-4] Description of the Activities of the Broader Approach Projects, Chap.3, p.3-37.

3.5 核融合炉の運転と制御

核融合炉の運転と制御を考えるためには、まず制御対象となる燃焼プラズマの特徴を理解しなければならない。また、除熱能力や設備能力等の炉工学技術に依存する運転上の制約についても明確にしておく必要がある。その上で、運転領域の設定と、燃焼プラズマ制御のための計測機器、アクチュエータ等で構成する制御システムの構築について検討を行うことになる。その際、燃焼プラズマ特性と制御システムを含む炉工学技術の間でイタレーションを繰り返すことによって、運転シナリオと燃焼プラズマ制御システムの概念が構築される。

本節では、4章で詳述される炉心プラズマに関する基盤に基づいて、まず核融合炉の運転の観点から燃焼プラズマの特徴と制御の考え方について述べることにする。除熱能力や設備能力等の炉工学技術に関しては5章に詳述されているので参照して頂きたい。そして、運転領域の設定や、運転シナリオの選択が、核融合炉の設計に及ぼす影響について考える。さらに、核融合炉の運転における各フェーズでの制御の考え方についてまとめ、核融合炉の設計で考慮しておかなければならない機器設備や、プラズマ物理設計に必要な事項について述べる。

3.5.1 燃焼プラズマの特徴と制御の考え方

燃焼プラズマの特徴として、

- (i) 自己加熱、自発電流、自発回転、及びそれらパラメータの相互連関に代表される自律系であること、
 - (ii) 局所的・大域的な連関、異なる時空間スケール揺動(MHD, 乱流) が混在する複合系であること、
 - (iii) 理想 MHD (マイクロ秒)、エネルギー閉じ込め(秒)、電流拡散時間(100 秒)、粒子壁飽和(1000 秒)の幅広い時定数の現象が混在していること、
- が挙げられる。(ii)と(iii)については、燃焼プラズマに限らず既存の炉心プラズマにおいて共通であるので、ここでは(i)について簡単に述べた後に、制御の考え方について述べる。

核融合炉の運転で想定される燃焼プラズマとして、核融合エネルギー増倍率 Q 値が 30~50 の核融合炉を想定すると、 α 粒子加熱によるプラズマ加熱の割合は 85~90%に達し、残りの 10~15%相当の外部加熱パワーで電流駆動を行いつつ、自発電流と併せてプラズマ電流を維持することになる。 α 粒子加熱の分布は燃料粒子の温度と密度の分布によって決まるため、燃焼プラズマ自身が加熱分布を決定する“自己加熱”プラズマとなる。このことは、僅かな外部加熱パワーで燃焼プラズマ制御を行うことを意味している。実際には、プラズマ電流に大きな変動を与えると閉じ込め特性に大きな影響がでてくるので、電流駆動の役割を担う外部加熱パワーの全てを制御に割り当てることはできないだろう。仮に外部加熱パワーの2割程度を制御に割り当てるとすると、プラズマ電流が外部非誘導電流の2割程度減少する可能性があるが、燃焼

プラズマ制御用のパワーは総加熱パワーの数%程度となるのでその影響は限定的であろう。

次に、定常核融合炉について考えると、限られた外部電流駆動源と所内循環電力低減のため、プラズマ電流の 80%程度を“自発電流”で賄う必要がある。この場合、プラズマ電流分布は自発電流分布でほとんど決まる。自発電流は圧力勾配に応じて自然に流れる電流であるため、圧力分布が電流分布を決めることになる。さらに、電流分布は輸送特性を決める重要な要素の一つであるため、電流分布が圧力分布に影響し、両者は相互に連関する。しかも通常、電流分布の変化する特性時間は、圧力分布変化の特性時間よりも一桁程度長いことに注意が必要である。

さらに、トーラス周回方向のプラズマの流れであるトロイダル回転分布は輸送特性やMHD不安定性に大きな影響を与える要素の一つである。輸送特性については径電場シアを通してトロイダル回転が間接的に影響を与えている。トロイダル回転分布は、外部からの運動量入力によって制御することができるが、プラズマの粘性や α 粒子の軌道損失とリップル損失による非両極性流速等の影響を受けて決まる径電場分布にも依存する。燃焼プラズマでは外部からの運動量入力が小さいため、圧力勾配に起因する“自発回転”が特に重要になるであろう。

以上のような“自己加熱”、“自発電流”、“自発回転”によって特徴づけられる自律性を持つ燃焼プラズマの制御に対する考え方は図 3.5-1 の様に表すことができる[3.5-1]。このようなプラズマ諸量の分布が連関する系の下で制御を行うには、圧力分布と電流分布と回転分布をセットとして考えることが重要である。また、複合系の特徴としてコアプラズマにおける分布間の結合に加えて、コアプラズマの境界条件を決める周辺ペデスタルプラズマ、さらにその外側に広がるスクレイブオフ層やダイバータプラズマとの巨視的な相関にも注意を払わなければならない。このような、燃焼ブ

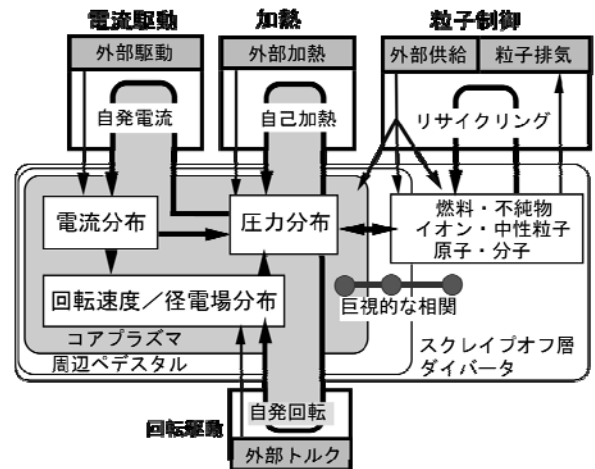


図 3.5-1 自律性の高い燃焼プラズマに対する制御の考え方 [3.5-1]

ラズマが複合系であることと幅広い時定数を持つ現象の集まりであることを利用し、制御ロジックを時空間領域で階層化することも重要な視点であろう。

核融合炉の運転は、3.1 節に述べられているように、基本的に高温側の安定平衡動作点での運転が想定される。パルス運転に適用される自律性の弱いプラズマの様に電流駆動パワーとパワーバランスを決める加熱パワーが独立な場合には、準定常維持フェーズでの燃焼制御は比較的容易だろう。しかし、上述のような定常燃焼プラズマの様に自律性が高まってくると、電流駆動パワーとパワーバランスを決める加熱パワーが独立でなくなるため、プラズマパラメータの連関を通して制御システムを構築する必要がある。

制御応答関数の中に燃焼プラズマの自律性、複合系としての局所的・大域的連関と、幅広い複数の時定数の混在を考慮して制御ロジックを時空間領域で階層化する場合、例えば各半径位置での被制御量 Y 、操作量 X 、応答関数 G 、時定数を τ とすると、

$$\begin{pmatrix} Y_{r1} \\ Y_{r2} \\ M \\ Y_{ra} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} G_{r1r1}(\tau_{11}, \tau_{12}, L) & G_{r1r2} & L & G_{r1ra} \\ G_{r2r1} & G_{r2r2}(\tau_{21}, \tau_{22}, L) & L & G_{r2ra} \\ M & M & O & M \\ G_{raa} & G_{raa} & L & G_{raa}(\tau_{a1}, \tau_{a2}, L) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} X_{r1} \\ X_{r2} \\ M \\ X_{ra} \end{pmatrix}$$

の様に書き表すことができるだろう。さらに、応答関数の中に被制御量自身を組み込むことで、自律性や大域的連関を表現する。被制御量としては、温度、燃料密度、回転、電流、放射損失、中性子発生量、等が考えられる。しかし、このような制御応答関数を同定するのは簡単ではないだろう。定常状態付近での線形応答の近似ができる範囲ではアクチュエータの微小変調に対する被制御量の応答から導出できる可能性はある。しかし、定常状態に到達するまでのプラズマ特性が変化する過程では、適時に制御応答関数を切り替える等の対応が必要であろう。

実際には被制御量 Y を同定するための計測器の設置と操作量 X を与えるアクチュエータの選定が難しい。特に、5.7 節に詳述されているように、原型炉に設置できる計測器は種々の制約を受けるため、得られるデータ種類と質は限られてくる。一方、アクチュエータについても TBR を確保するために専有面積が制限されるため、多種多様なアクチュエータを設置することはできないだろう。

以上のような困難さ克服するためには、燃焼プラズマシミュレータの開発が重要である。例えば、限られた計測機器からの情報を基に、直接測定することができない被制御量をシミュレータで推測する。そして、燃焼プラズマの輸送、MHD 現象とそれによるプラズマ輸送等、過渡応答特性を含めて、正確に記述した統合燃焼プラズマモデルを用いて、アクチュエータに対する燃焼プラズマの応答をシミュレートすることで、被制御量の制御目標値に近づけるために最適な制御手段を判断して実施する。その際、結果として得られる各分

布がセットとして適切になるように制御ロジックを設計することが重要である。また、既存実験装置によって核燃焼を実験的に模擬して、燃焼状態の制御性を調べることも重要である[3.5-2]。

3.5.2 プラズマ運転領域の設定

燃焼プラズマの運転領域の設定は、必要な機器や制御の考え方を通してトカマク炉の設計に大きく影響する。ここでは、(1)ベータ値、(2)安全係数、(3)核融合エネルギー増倍率の運転領域が与える影響について取り上げる。

(1) ベータ値

ベータ値が高いほど、炉心プラズマのエネルギー密度を高くできるため、経済性に有利な核融合炉を構想することができる。しかし、逆に第一壁やダイバータ板への熱・粒子負荷や中性子負荷が大きくなる問題が出てくる。熱負荷低減を放射損失増大に全て押しつけると、燃料純度低下を引き起こし、問題のすり替えになりかねない。総合性能としてどのような燃焼プラズマを構想するかについては 4.5 節で述べられる。

ベータ値は、4.2 節で述べられるように、MHD 不安定性による運転限界(ベータ限界)で制限される。主要な不安定性として、新古典テアリングモード(NTM)、抵抗性壁モード(RWM)があげられる。NTM は、プラズマの圧力と電流分布を上手く調整することで受動的な回避も可能であるが、燃焼プラズマでの電流分布制御の困難さからすると、電子サイクロトロン波入射によって、能動的に安定化できるようにしておかなければならないだろう。そうすると核融合炉には、一般的に電流駆動効率の良くない電子サイクロトロン入射装置を NTM 安定化の専用アクチュエータとして用意しなければならない。一方 RWM は、自由境界での理想 MHD 限界付近、つまり NTM よりも高いベータ領域で不安定化する。RWM はプラズマ回転によって受動的に回避することも可能であるが、外部からの運動量入力が既存装置に比べて相対的に小さい燃焼プラズマでは、RWM 安定化に必要なと考えられているアルフベン速度の 0.3% 以上のプラズマ回転が確実に得られるとは限らない。能動的に安定化するためには、専用の制御コイルをプラズマ表面近くに設置する必要があり、核融合炉の環境下には適さない。また、プラズマの自発回転によって RWM の安定化に必要なプラズマ回転が得られる場合でも、理想壁ベータ限界を上昇させるためには、導体壁の設置位置をどこにするのかは重要であり、これはブランケット設計に大きく影響する。ちなみに、NTM や RWM が発生するベータ限界よりも低いベータ値で運転を行う場合には、上述の専用電流駆動装置や RWM 安定化のための導体壁は不要になり、核融合炉の設計自由度は大きくなる。

(2) 安全係数

トロイダル磁場強度を決めると、炉心プラズマの絶

対的な性能はプラズマ電流の大きさで決まってしまう。そのため、可能な限り高いプラズマ電流に設定すると安全係数は低くならざるを得ない。安全係数は文字通りトカマクプラズマの安定性の指標を表すもので、高い安全係数は高い安定性を示している。核融合炉の設計では、通常、ポロイダルフラックスの95%における安全係数 q_{95} を指標として用いる。例えば、ITER の $Q=10$ のパルス運転では $q_{95}=3$ であり、 $Q=5$ の定常運転では $q_{95}=5$ の領域がそれぞれ設定されている。定常運転で $q_{95}=5$ に設定しているのは自発電流割合を高めるためであるが、プラズマ電流を減少させているため、核融合性能としては $Q=5$ の目標設定になっている。同じベータ限界の条件下では、 q_{95} 運転領域の設定を高くすることで、ポロイダルベータ値を上げて自発電流割合を高めることができる ($f_{BS} \propto \beta_p \propto \beta_N q_{95}$)。つまり、 q_{95} の設定は、核融合性能 (Q 値や核融合出力) と定常性 (自発電流割合) とのトレードオフの関係を左右する。極端な例として、核融合出力よりも定常運転に重心を置く原型炉概念の場合には、 $q_{95} \sim 8$ を運転領域として設定することもあり得るだろう。

(3) 核融合エネルギー増倍率 (Q 値)

核融合エネルギー増倍率 (Q 値) は、単純に高ければ良いとは限らない。 Q 値が高いことは、燃焼プラズマの α 粒子による自己加熱割合が高いことを意味する。 Q 値と自己加熱割合の関係を図 3.5-2 に示す。原型炉として Q 値を 30~50 の範囲で想定すると、 α 粒子による自己加熱割合は 85~90% に達する。また、トカマクプラズマでは閉じ込め磁場配位を維持するために、プラズマ電流を流す必要があるため、残りの 10~15% の外部加熱パワーによる電流駆動で自発電流と合わせて完全非誘導電流駆動を行わなくてはならない。このことから、必然的に高い自発電流割合を持つプラズマの設計が要求される。このように、 Q 値をどこに設定するかは極めて重要な思想になる。燃焼プラズマを制御できる範囲で核融合炉を構想するときに、 Q 値として適切な範囲を考えなければならないだろう。

自己点火状態 ($Q \sim \infty$) の実現について言及する。それには2つの場合が考えられる。(i) 自発電流割合 100% を持つ安定な燃焼プラズマを実現した場合と、(ii) パルス運転となるが自発電流以外のプラズマ電流は誘導電流によって賄い、 α 加熱だけで燃焼プラズマの維持する場合である。但し、いずれの場合でも安定な定常状態に到達させるためには外部加熱パワーが必要なため、外部加熱源を持たなくて良いことはならない。

3.5.3 運転モード(シナリオ)

将来の核融合炉では、定常運転(高稼働率)、高ベータ(高核融合出力)、高自発電流割合(低循環電力)等の性能を満足する炉心プラズマが必要である。一方で、核融合エネルギーの早期実現を目指す戦略では、2030-2040年に原型炉を建設することが検

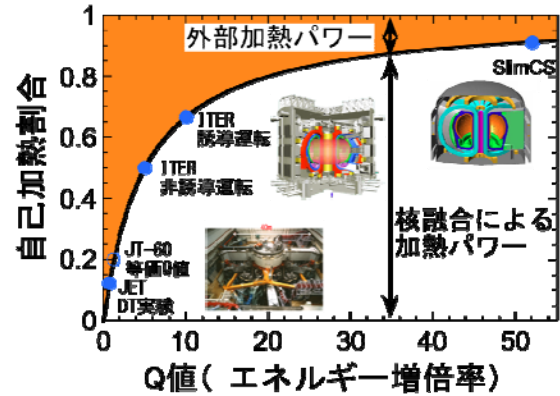


図 3.5-2 Q 値(核融合エネルギー増倍率)と自己加熱割合との関係

討されている。このような時間的制約がある中では、原型炉で最低限実証しなければならないことは何か？何を先送りしてもよいのか？等、原型炉が達成すべきミッションについて議論が必要になってくる。そして、定められた原型炉のミッションによって運転モードはほぼ限定される。例えば、原型炉で定常運転の技術的実証をミッションにした場合、ELMy H モードプラズマではミッション達成は不可能であろう。従って、負磁気シアあるいは弱磁気シアプラズマに代表される先進トカマクプラズマを選択しなければならない。これは、高 Q 値と定常運転を両立するためには、高自発電流割合の運転が必須だからである。逆の見方をすると、既存装置によって先進トカマクプラズマの定常運転の技術的見通しが立たない場合には、原型炉は ELMy H モードを運転モードとしたパルス運転となるだろう。本節では、これら3つの代表的なプラズマ運転モードの特徴とトカマク炉の設計との関係について述べる。

(1) ELMy H モードプラズマ

ELMy H モードプラズマは、ITER 標準運転シナリオと考えられている運転モードである。内部輸送障壁を伴わないため高いベータ値を得ることは困難であるが、その分、NTM や RWM 対策に設計の制約を受けないだけでなく、ディスラプション発生の危険性も少ないため、炉心プラズマの信頼性は高い利点がある。但し、自発電流割合は 20% 程度であり、定常運転のためには大電力の電流駆動装置が必要となるため、エネルギー増倍率が低くならざるを得ず、現実的にはパルス運転になる。パルス幅は CS コイルの容量で決まるため、装置は巨大化する(3.3 節参照)。但し、燃焼プラズマの運転がパルスであっても、外部の二次冷却系に大規模貯熱システムを設置しての電気出力一定の運転が可能になると思われる。また、加熱閾パワーが存在するため(4.1 節参照)、トカマク炉の設計として、H モード遷移に必要な外部加熱源を準備しておく必要がある。この運転モードの特徴の一つである周辺輸送障

壁に局在する ELM と呼ばれる周期的に発生する不安定性はヘリウム灰の排出に有効であるが、ELM に起因する間欠的な熱・粒子負荷はダイバータ板の寿命を制限するため原型炉では許容できない。この運転モードの最大の課題は、ELM の緩和・消失であるが、最近の研究で ELM 発生に伴わない H モードプラズマが開発されてきており[3.5-3]、物理機構の解明等、今後の研究の進展に期待したい。この運転モードは、データベースの充実に加えて、後述の運転モードに比べて制御が容易であるため、とにかく核融合発電の早期実証を原型炉の役割として考える場合に適しているだろう。

(2) 負磁気シア／弱磁気シアプラズマ

いわゆる先進トカマクと定義されているプラズマであり、ITER 定常運転シナリオの候補である。弱磁気シアプラズマ、負磁気シアプラズマともに、内部輸送障壁を形成することによって、ELMy H モードに比べて高い閉じ込め性能(弱磁気シアプラズマ:1.5 倍、負磁気シアプラズマ:2 倍)が得られる特長がある。内部輸送障壁によって自発電流割合を高くすることができるので、外部電流駆動装置(NBCD, ECCD, 等)による非誘導電流と合わせて、完全非誘導電流駆動による定常運転が容易である。また、高自発電流割合を持つプラズマの電流分布との整合性が良いのも特長である。弱磁気シアプラズマでの自発電流割合は 50%程度のため、プラズマ電流の半分以上を駆動できるだけの外部加熱源を準備する必要がある。一方負磁気シアプラズマでは、プラズマ電流の 75%を自発電流で安定に維持することが実証されていることに加えて、短時間であるが 100%自発電流を達成した例もある。さらに、高密度運転が必要な原型炉に対して、密度分布にも内部輸送障壁を形成するため、高密度と高閉じ込め性能の両立も容易である。

しかし、残念ながら良いことづくめではない。内部輸送障壁形成に伴う急峻な圧力勾配形成のため、プラズマの性能はベータ限界で制限される。弱磁気シアプラズマでは、NTM がベータ値を制限するが、NTM 自身は発生してディスラプションに至ることはまれであることを指摘しておく。一方、負磁気シアプラズマのベータ限界は、理想低 n キンク・パルニングモードで制限されるだけでなく、より低ベータ領域でダブルテアリングモードや抵抗性交換型不安定性などによってディスラプションに至るというリスクがある。原型炉概念において、燃焼プラズマの定常運転や経済性を重要な使命の一つとして考えるのであれば、これら先進トカマクプラズマを運転シナリオとして選択する必要があるだろう。この領域の燃焼プラズマを安定に維持するためには、不安定性の回避が必須である。安全係数の分布を上手く調整することにより、ある程度不安定性を回避することが可能なので、電流分布制御は必須の制御システム項目としてトカマク炉の設計に含めておく必要がある。

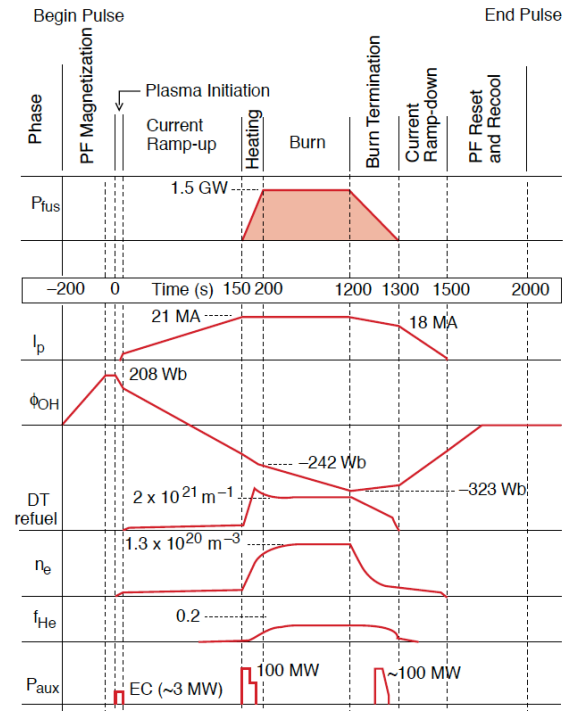


図 3.5-3 FDR-ITER における 1.5GW 核融合出力を発生する自己点火プラズマの運転シナリオ放電波形[3.5-4]

(3) ハイブリッドモードプラズマ

ITER で予定しているブランケット・モジュール試験のために中性子フルエンスを稼ぐ運転モードであり、ELMy H モードプラズマと同様に運転シナリオの信頼性は高い。通常の ELMy H モードよりも高いベータ領域で運転し、閉じ込め性能は 15%程度高い。電流分布は、平坦磁気シアという点で弱磁気シアプラズマに近く、 $q(0) > 1$ のため鋸歯状振動が無いという点で ELMy H モードとは異なる。ELMy H モードと同様に基本的にパルス運転となるが、自発電流割合が 30-40%程度であるため装置の巨大化は多少抑えられるだろう。運転領域としてのベータ値の設定により NTM が不安定化するので、その対策を準備しておく必要がある。プラズマの運転としてはパルス運転でも、外部の二次冷却系に大規模貯熱システムを設置しての電気出力一定の運転が考えられる。

3.5.4 各運転フェーズにおける運転と制御の考え方

装置としてのトカマクの運転について、図 3.5-3 に FDR-ITER で検討された 1.5GW 核融合出力を発生する自己点火プラズマの運転シナリオの放電波形を参考例として示す[3.5-4]。核融合炉においても、パルス幅自身は異なるだろうが、パルス運転の自己点火プラズマであれば基本的に同じである。一方、定常運転

では、燃焼フェーズでポロイダル磁束の時間変化がフラットになることと、電流駆動のための外部加熱パワーが追加されることになる。

本節では、核融合炉の運転を、(1)立ち上げ運転フェーズ、(2)燃焼制御運転フェーズ、(3)立ち下げ運転フェーズ、(4)保守運転フェーズ、の4つのフェーズに分けて、それぞれの運転フェーズにおいて、トカマク炉の設計やプラズマ物理設計において考慮すべき視点から、運転と制御の考え方について述べる。

(1)立ち上げ運転フェーズ

立ち上げフェーズの重要な役割は、プラズマ電流の立ち上げであり、燃焼プラズマの立ち上げでもある。以下に、運転制御に係わるポイントがトカマク炉の設計に与える影響について簡単にまとめる。重要なこととして、このフェーズは外部加熱・電流駆動が支配的であるが、立ち上げ方によっては所定の定常状態に到達できないことを指摘しておく。

(i)プラズマ着火

電子サイクロトロン(EC)波を入射することによってプラズマ着火時の周回電圧を一桁程度低減することができ(0.26V/m [3.5-5])、壁状態があまり良くない場合でも信頼性のある立ち上げが可能である。必要な電力は数 MW 程度であるが、超伝導コイルを使用しているため十分な周回電圧を供給できない核融合炉に EC は必須である。入射ポート等を含めて設計に考慮しなければならないだろう。NTM 制御やプラズマ加熱・電流駆動用の EC 装置と兼用することができる。また、ヘリウムガスを初期封入ガスに使用すると、安定な着火が得られることが分かっており、ガス導入弁として専用に用意しておく必要がある。

(ii)閉じ込め配位形成と維持(MHD 平衡)

特に重要なのが、ダイバータ配位の実現と維持である。プラズマのベータ値が変化すると、ダイバータストライク点の位置も変化するので、ストライク点の位置制御には幅広い制御範囲を持たせるようなポロイダルコイル配置の検討が必要である。さらに、急激な追加加熱や H モード遷移等による配位の変化に対して、ポロイダル磁場用の超伝導コイル電流の追従が困難になるので、そのことに配慮した制御ロジックあるいは放電シナリオのチェック機能も必要だろう。また、VDE 抑制のためにプラズマ電流中心を中立平衡点に置く必要がある。さらに、早期にダイバータ配位に移行することで、第一壁への熱負荷低減、電子温度上昇による CS 磁束の節約が期待できる。

(iii)プラズマ電流の立ち上げ

各種運転限界(特に、ベータ限界、密度限界、低 I_p 限界)に注意しながら立ち上げる必要がある。CS コイルに必要な磁束供給能力が備わっていれば、基本的に誘導電流で立ち上げるが、核融合炉の小型化のために CS コイルのサイズが制限される場合には、非誘導電流駆動で立ち上げることになる。この場合、プラズマ電流は自己誘導電場に抗して増大するため、誘導駆

動方式に比べて立ち上げ速度が遅くなる。また、非誘導電流立ち上げの場合、外部駆動電流と自発電流のどちらを主要電流成分として立ち上げを考えるかによって、密度運転領域が異なってくる。外部電流駆動を主要な機構とする場合には、可能な範囲で低密度領域を選択した方が、効率が良くなる。いずれにしても、高自発電流割合を持つ負磁気シアプラズマになるので、燃焼プラズマの自律性や安定性に注意しつつ立ち上げる必要があるだろう。SlimCS では、3.4MA までは CS コイルによる誘導電流駆動を用いて(0→1MA(0.25MA/s), 1→3.4MA(0.1MA/s))立ち上げ、その後 NBI による非誘導電流駆動により自発電流増大と併せて 3.4MA →16.7MA (定格)まで 8,300 秒で立ち上げるシナリオが検討されている。但し、非誘導電流駆動による電流立ち上げは、実験による原理実証がまだ十分ではなく、JT-60SA 等を用いた実験が必要である。

(iv)トリチウム燃料投入のタイミング

まずは、核融合炉における粒子の流れについて考えてみる。燃焼プラズマを維持するためには、ガスパフやペレットによって効率良く炉心プラズマに燃料(D, T)を供給するとともに、DT 核融合反応によって発生したヘリウム灰を効率良く系外へ排気することが必要である。燃焼率に関しては、イオン温度が 10keV の時の DT 核融合反応断面積は $\langle\sigma v\rangle_{DT}\sim 10^{-22}\text{m}^3/\text{s}$ であるから、燃料密度が $\sim 10^{20}\text{m}^{-3}$ の時に毎秒 1%程度の DT 燃料が消費されて行く見積もりになる。粒子閉じ込め時間は数秒程度であるから、壁飽和の状態なら、導入されたほとんどの燃料粒子は、炉内でリサイクルされるか、ヘリウム灰とともに系外へ排出されることになる。従って、燃料粒子の排気、分離、補給といった循環サイクルを確立することが重要である。

トリチウム燃料投入のタイミングに関しては、トリチウム資源は貴重なので、立ち上げ初期や立ち下げ期等の不必要な期間に投入することは極力避けたいところである。最適な投入タイミングをシミュレーションで検討する必要があるであろう。例えば、追加加熱によって重水素プラズマのイオン温度が 10keV 程度まで上昇した後で、重水素とトリチウムの混合比が 1:1 になるようにトリチウムを導入し、プラズマ密度を上昇させつつ α 加熱を増大させるシナリオ等が考えられる。

(v)追加加熱のタイミング

ELMy H モードを運転シナリオに選択する場合には、プラズマ電流立ち上げ完了後に外部加熱を行っても良い気もするが、外部加熱パワーは α 加熱パワーに置き換えることが可能なので、外部加熱源として用意する機器や電力を節約する観点からすると、最低限の外部加熱を行い、 α 加熱を増大させていく方が良いであろう。最低限の加熱パワーとしては、H モードに遷移させるために必要な、閾パワー程度となる。加熱源として中性粒子ビームを用いる場合には、プラズマ中で電離せずに対向面まで突き抜けるパワーに注意しなければならない。密度が低い(ビームエネルギーが

高い)と突き抜けパワーが大きくなり、入射パワーがプラズマに吸収されないだけに留まらず、対向面を損傷してしまう可能性がある。そのため、追加熱のタイミングとしては、密度限界がプラズマ電流に比例するため、突き抜けパワーが許容値に収まるまでプラズマ電流とともに密度を上昇させてからにしなければならない。あるいは突き抜けない程度にビームエネルギーを下げておき、密度増大とともにビームエネルギーも上昇させれば良い。また、装置保護の観点から、対向面の温度上昇をモニターする機器を設置しておく必要がある。さらに、Hモード閾パワーは、4章に述べるように、密度依存性を持っていることに注意して最適な入射タイミングを決定する必要があるだろう。

弱磁気シアや負磁気シアプラズマの場合には、所定の電流分布定常解に到達するように、内部輸送障壁形成による自発電流分布や外部からの非誘導電流駆動分布の時空間的な発展に注意しながら追加熱のタイミングを吟味する必要がある。その理由は、内部輸送障壁を持つプラズマのように、自律性の高い場合には、プラズマの立ち上げ方によっては所定の定常状態に到達できないことがあるからである。

(vi)内部輸送障壁の形成

非誘導電流駆動によるプラズマ電流のランプアップが必要な場合には、内部輸送障壁の早期形成が必須となる。高自発電流割合のため形成される負磁気シアプラズマでは、電流上昇に伴い安全係数の極小値が低下していくため、プラズマが不安定になりやすい有理面を通過していくことになる。従って、有理面通過の際には、内部輸送障壁を弱める等の分布制御を用いて安定にやり過ごすような対策ができるように設計に反映させる必要がある。

(2)燃焼制御運転フェーズ

燃焼プラズマ制御の目的は、運転限界の範囲内で運転裕度を確保しつつ高い燃焼度を持つプラズマを安定に保持することである。この運転フェーズでは、プラズマの自律性が高く、外部からの制御裕度は小さい。

(i) 核融合出力の計測と制御

運転限界の範囲内で運転裕度を確保しつつ高い燃焼度を持つプラズマを安定に維持するためには、プラズマ緒量の分布計測に加えて、形状位置制御やMHD不安定性検出のための磁気センサーが必要である。核融合出力の計測のためには、中性子の分布計測が必要であり、プラズマ緒量から予想される中性子分布とのクロスチェックも必要である。定格出力運転中に、何らかの事象により過出力あるいは低出力状態に陥った場合には、早期に回復制御の対応を行うことが必要である。対応が早ければ線形制御の範囲内で回復できる可能性があるが、対応が遅れると多大なパワーや回復時間を必要とし、回復自身が困難となる可能性がある。従って、中性子発生量の制御目標値からのずれを検出して、さらにプラズマ緒量の分

布変化からその原因を究明し、それに応じた回復制御を実施する制御ロジックが必要だろう。また、計測と制御については、5.7章に詳述するように、核融合炉設計上の制約から多くの課題を抱えている。特に、強磁性体である低放射化フェライト鋼に囲まれた環境下での高精度の磁気計測やTBR確保のための空間的な観測ポート制限などは燃焼プラズマ制御技術の根幹に係わる問題として指摘しておく。

(ii)定格外出力発電一定制御

核融合炉の運転モードとしてELMy Hモードプラズマのように、各分布の結合が弱い自律性の低い燃焼プラズマならば、DT燃料密度比やプラズマ電流を制御することで定格外の出力一定制御は比較的容易にできると考えられる。例えば、ELMy Hモードプラズマの閉じ込め比例則が示しているように、エネルギー閉じ込め時間はプラズマ電流に比例するので、CSコイルを用いて誘導電流を制御すれば出力を制御できるだろう。一方で、非誘導電流駆動パワーを制御してプラズマ電流を制御する場合には、エネルギー閉じ込め時間の比例則に対する加熱パワーとプラズマ電流のそれぞれの依存性が逆なので単純ではないだろう。また、閉じ込め比例則はエネルギー閉じ込め時間と工学的パラメータとの関係を示しているだけであり、プラズマの応答関数ではないことに注意が必要である。例えば、密度に関していうと、比例則は密度上昇とともにエネルギー閉じ込め時間が改善することを示しているが、アクチュエータとしてガスバフを使用して密度を増大させると、エネルギー閉じ込め時間は劣化する。制御に適用すべき応答関数は後者であり、比例則ではない。

一方で、自律性の高い定常運転燃焼プラズマの定格外の出力一定制御は、外部からの電流駆動パワーと加熱パワーが連動しているため、プラズマパラメータの運転領域が異なると燃焼プラズマの定常解が得られるかは自明でなく、検討が必要である。定常状態では、完全非誘導電流駆動状態でプラズマパラメータの連関を通して、自律分と外部制御分が絶妙にバランスしており、ELMy Hモードによるパルス運転とは大きく異なる。例えば、中性粒子ビームを外部制御分として使用している場合、自律分である自発電流と外部制御分であるビーム駆動電流の和がプラズマ電流と一致している。さらに、自律分である α 加熱と外部制御分であるビーム加熱の和である全加熱パワーがプラズマ圧力を通して自発電流を決定している。プラズマ電流を低減することで低出力一定制御を行う手段として、この状態から中性粒子ビームパワーを低減すると、ビーム駆動電流とプラズマ圧力が同時に減少し、さらに自発電流の減少→負磁気シアの劣化→輸送の増大→ α 加熱の減少→プラズマ圧力・自発電流の減少のように、負のフィードバックがかかり定常状態に落ち着かない可能性もある。但し、プラズマの自律分を補償できるほどのパワーを持つ外部アクチュエータ群を駆使して帰還制御を行えば、他の状態に移行させ

ることは可能かもしれない。いずれにしても、信頼できる燃焼プラズマモデルによるシミュレーションで異なる核融合出力が得られる定常解の探索とその状態への制御パスを明らかにする研究が必要である。

(3) 立ち下げ運転フェーズ

燃焼プラズマの立ち下げの役割は、プラズマ燃焼の停止やプラズマ電流の立ち下げに加えて、後述の緊急停止への対応も必要である。特に緊急停止においては、緊急度のレベルに応じて停止シナリオを選択する制御ロジックが必要である。

プラズマ電流の立ち上げに関しては、基本的には、まずトリチウム供給の停止によりプラズマ燃焼を終息させる。立ち上げに比べれば、操作は単純であるように思われるが、注意しなければならないポイントがいくつかある。密度限界はプラズマ電流に比例するので、密度の減少にあわせてプラズマ電流を立ち下げること、プラズマ電流を急速に立ち下げて高 I_i の運転限界を越えないようにすること、CS コイルの磁束供給容量を考慮して立ち下げシナリオを適用すること、特に非誘導電流駆動でプラズマ電流を立ち上げた場合には、非誘導電流成分の減少後に CS コイルで立ち下げる必要がある。

(4) 保守運転フェーズの考え方

原型炉のファーストプラズマや炉内機器メンテナンスの直後には、本格的な燃焼プラズマ生成に向けた準備が必要である。特に効果的な壁コンディショニング運転は、安定なプラズマ着火、不純物の低減に向けて極めて重要である。壁コンディショニングの方法としては、(i) CS コイルを用いたフラックススイングによるテイラー放電洗浄、(ii) ECRF や ICRF を用いた RF 放電洗浄、(iii) 電極挿入によるグロー放電洗浄がある。テイラー放電洗浄と RF 放電洗浄はトロイダル磁場の励磁が必要である。しかし、超伝導 CS コイルを使用する原型炉ではテイラー放電洗浄は行えない。RF 放電洗浄は共鳴磁場を適切な空間位置に設定することによって壁コンディショニングに利用できる。一方、グロー放電洗浄はトロイダル磁場コイル通電中にはできない。従って、一時的に放電を停止するが直ぐに再開するような場合には、トロイダル磁場を消磁せずに RF 放電洗浄を実施し、メンテナンス直後やトロイダル磁場励磁前には、グロー放電洗浄を実施する。RF 放電洗浄には、プラズマ着火用の ECRF が利用可能であるが、グロー放電洗浄のためには、専用の電極を設置しておく必要がある。また、酸素不純物低減やリサイクリング低減のためにはボロン化処理が有効であり、そのための重水素化デカボラン等の供給装置を用意しておく必要がある。但し、超伝導装置における壁調整シナリオはまだ確立されておらず、ITER や JT-60SA を用いて効果的なシナリオを確立する必要があるだろう。

(5) 緊急プラズマ停止

緊急停止操作が必要になる状況としては、ディスラプション不可避、定格運転領域からの逸脱、燃焼維持に必要な設備の不具合、異常な熱負荷、等が直前に予測されるか、発生した場合である。緊急停止手法としては、不純物ペレット入射が提案されている。放射損失によってプラズマの熱エネルギーを瞬時に散逸するとともにプラズマ電流を消滅させる。その際、逃走電子が多量に発生すると炉内機器に重大なダメージを与える可能性があるため、注意が必要である。放射損失を増大させるためには、高 Z 不純物の使用が効率的だが、密度上昇が抑えられるためドライサ電場や雪崩現象が起きる閾値電場が小さくなり、逃走電子が発生しやすくなってしまふ。特に、核融合炉では現在の実験装置に比べて電流消滅時間が一桁ほど長く、逃走電子が増幅されるため、大きな逃走電子電流の発生が予想される。一方、低 Z ガスとして重水素を使用すると、多量の注入量が必要となるが、電子密度の増大によりドライサ電場や雪崩現象が起きる閾値電場が高くなり、逃走電子の発生を抑制することができる。例えば、ITER では、約 50g の軽水素を $\sim 10\text{ms}$ で導入することが検討されている。また、VDE の発生しない中立平衡点にプラズマの電流中心を置いて設計することが重要である。

従って、構造物へのダメージを最小限にして緊急停止を実現するためには、ディスラプションの予測と前駆現象検出のための機器整備や、燃焼制御に必要な機器の状態監視設備に加えて、短時間に多量の重水素や不純物ガスの導入を可能とする連続ペレット入射装置、高速液体ジェット装置等の設置や急激な圧力変化に対する排気装置の保護対策等をトカマク炉の設計として取り入れておく必要がある。

参考文献

- [3.5-1] Y. Kamada, J. Plasma Fusion Res. 86, 519 (2010).
- [3.5-2] H. Takenaga et al., Fusion Sci. Tech. 50, 76 (2006).
- [3.5-3] K.H. Burrell et al., Plasma Phys. Control. Fusion 44, A253 (2002).
- [3.5-4] “ITER Physics Basis”, Nucl. Fusion 39, 2137 (1999).
- [3.5-5] K. Kajiwara et al., Nucl. Fusion 45, 694 (2005).

3.6 炉のシステム性能を決める

ここでは炉の成立性に関わる最低仕様を決めるものや寿命, 効率などを取り上げる。

3.6.1 トリチウムの自己生産

運転に必要なトリチウムを自己生産できるかどうかの鍵を握るのはトリチウム増殖比 TBR (Tritium Breeding Ratio) である。正味の TBR の設計値の尤度をどれほどとったらよいのかという課題に対しては、明確な回答はない。トリチウム崩壊やその他の要因による減少を考慮すると、核融合炉自身の自立のためには 1.02 程度の値が必要である。核データの誤差 (5~10%), モデリングの誤差 (3~7%), 設計に由来する不確定要因 (0~3%) が考えられる。核データについては、年々改善が進められており、核融合の核データとして、IAEA から FENDL-3 が公開されている[3.6-1]。またモデリングに関しては、3次元モンテカルロ計算が一般的になり、CAD データから直接正確な計算モデルを作成できるようになってきており、その誤差は十分に小さくなってきている[3.6-2]。以上のような状況に基づき、核データやモデリング等の不確定さを考慮し、設計目標値としては、1.05 としている設計例が多い。また核融合炉導入初期には次号機以降の初期装荷分の製造が必要であるためそれ以上の値が必要となるため、1900 年代後半の核分裂炉と同程度の導入ペースを想定すると、要求されるトリチウム増殖比は 1.08 程度とされている。

ブランケットの内部構造・寸法や材料が確定していない概念設計段階においては、3次元モデルを使用せずにブランケットをスラブまたは円筒モデルに単純化して、1次元計算で TBR(局所 TBR)を計算し、増殖領域の積占率(プラズマに面する面積の内、増殖領域の占める割合)を乗じて TBR を算出することが、良く行われている。図 3.6-1 に原子力機構が進めている固体増殖水冷却ブランケットの設計案を示す[3.6-3]。これを2次元のスラブモデルとして、1次元中性子輸送コード ANISN をもちいて計算した、ブランケット中の中性子束分布を図 3.6-2 に示す。

この手法は、総合的には、比較的よい近似であるが、微視的には誤った理解を与えることに注意をする必要がある。トカマクの真空容器内の中性子束は、DT 反応で生成した 14 MeV 中性子ばかりでなく、ブランケットやダイバータ等の機器で反射された、低エネルギーの中性子とからなっている。例えば ITER の場合、全中性子束は、14 MeV 中性子束の約5倍である。つまり、真空容器内は低エネルギー中性子の海になっているのである。現在のブランケットの設計では、 ${}^6\text{Li}$ を濃縮し、 ${}^6\text{Li}(n, \alpha)\text{T}$ 反応を主に用いている。多層のプラズマ側の第1層のトリチウム生成が最も大きい。第1層の場合、トリチウム生成に寄与する低エネルギーは、ブランケット内の中性子増倍材で生成されるとともにプラズマ側からも入射する。NBI ポートのような大口径ポートがあると、それを通して中性子が逃げることになるので、真空容器内の全中性子束(特に壁からの反射による低エネルギー

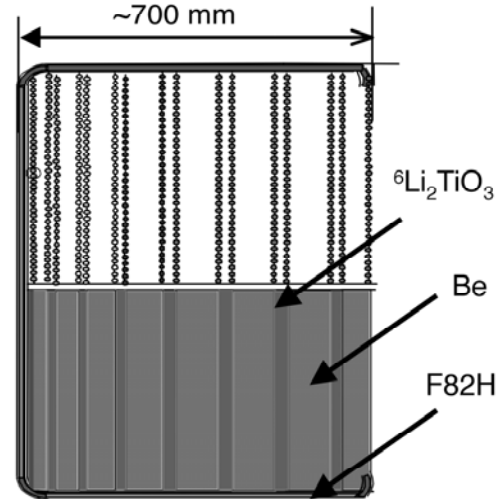


図 3.6-1 固体増殖水冷却ブランケットの設計案

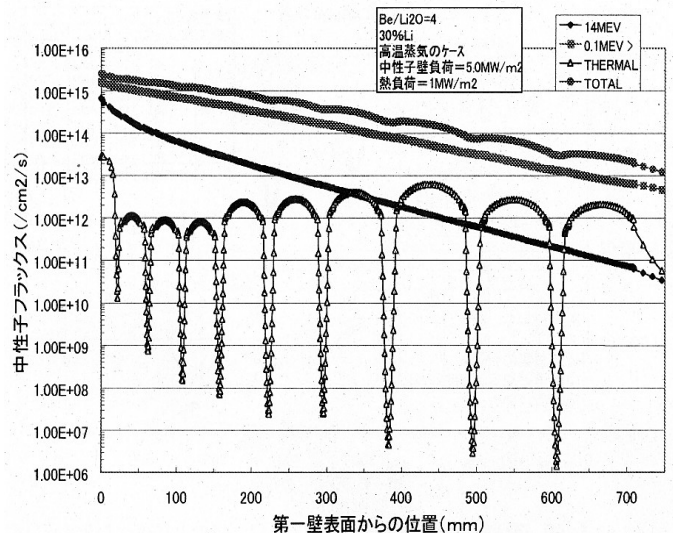


図 3.6-2 固体増殖水冷却ブランケット中の中性子分布

ー中性子束)を減少させるため、ポートの積占率以上の負の効果はTBRに与えるはずである。他方、ブランケットモジュール間のギャップは、それほど広くなければ(2cm 以下)、ブランケットの深部へ中性子を供給する効果が期待できるので、ギャップの積占率より TBR へ与える負の効果は小さいことが期待できる。そこで、非増殖領域の効果を3次元モンテカルロコード MCNP を用いて評価し、積占率の中性子工学的を評価した。ここで、中性子工学的積占率=幾何学的積占率×中性子工学的効果と定義した。またその結果を SlimCM の設計例に適用に、中性子工学的効果を考慮した、ブ

表 3.6-1 ブランケット想定設置面積と幾何学的占有率及び中性子工学的占有率 (SlimCS の例)

領域	機器		表面積(m ²)	幾何学的 積占率	中性子工学 の効果	中性子工学 の積占率
増殖領域	ブランケット	増殖領域	555	75.9%		74.1%
非増殖領域		筐体枠	53	7.3%	1.2	8.9%
		補強リブ	22	3%	1.2	3.6%
		モジュール間ギャップ	7	1%	0	0%
		ダイバータ(シングルヌル)	86	11.8%	1.0	11.8%
	ポート		7.5	1%	1.6	1.6%

ランケットの全積占率を計算した。結果的には、全幾何学的積占率より、約 2%小さくなったが、全幾何学的積占率はそれほど悪くない近似であることがわかる。筐体枠や補強リブ(低放射化フェライト鋼を想定)は、非増殖領域であるばかりでなく、中性子の捕獲効果があるため、TBRに与える負の効果が積占率より20%ほど大きい(つまり中性子工学的効果:1.2)。ダイバータは真空容器内にあるため、中性子の減少効果が少なく、幾何学的な積占率でよい。

ポート面積については、不確定ではあるが、ITER のように、NBI ポート以外の計測ポートや RF 加熱(ECH)の前面にはブランケットを設置し、そこに開けた、ホールまたはスリットから、計測/加熱を行うことができれば、問題となるのはNBIポートのみとなり、積占率で1%程度であり、TBR にそれほど大きな影響を与えない。表 3.6-1 でわかるように、TBR の減少の最も大きな要因は、ダイバータである。これはシングルヌルを想定したもので、もしダブルヌルになれば、中性子工学的効果を考慮した、積占率は約 62%まで減少する。ダイバータ部にもブランケットを設置するというアイデアはあるが、設置スペースが限られること、ダイバータの陰になるため、中性子束が減少すること等により、それほど大きな、TBR の改善は期待できない。SlimSC[3.6-4]の例(シングルヌル)では、ダイバータ部に 30cm 厚のブランケットを設置して、0.018 の TBR 改善に留まっている。

ダイバータにつぐ、TBR の減少の要因は、筐体枠や補強リブである。これについては、炉心プラズマのディスラプション頻度、ディスラプション時定数、ブランケット内圧(冷却材破断等の事故時内圧も含む)等を考慮して決定される。これらのブランケット構造体は、ブランケット、しいては核融合炉の安全性に関わるので、TBRの観点からは薄いことが望ましいが、慎重な設計が必要である。

ブランケット中の Li の燃焼に伴って、Li の量が減少する。しかし、増殖層の厚さが 1cm 以上の場合、平均中性子壁負荷 3 MW/m² で3年間運転(SlimCS の水冷固体ブランケットの場合)しても、TBR の減少率は1%以下である。これは、⁶Li (n, α)T 反応の断面積が熱中性子にたいして大きく、熱中性子の平均自由行程が 1mm 程度のため、増殖層の表面層のみが反応し、

中心部は反応しないためです。表面の ⁶Li が燃焼しても、深部に未反応の ⁶Li が残っているため、増殖層を全体でみると、TBR はそれほど低下しないためである。

これから正味の TBR ≥ 1.05 を満足するために必要な局所 TBR は、1.42 となる。

3.6.2 寿命

(1) 炉本体の寿命

核融合炉において、定期的交換を前提とする、ブランケットやダイバータを除くと、核融合炉本体の寿命は、超伝導コイルの寿命特に照射損傷による劣化によってほぼ決まる。超伝導コイルは、主に超伝導線、安定化導体、絶縁材からなっている。

・超伝導線の照射損傷

超伝導線は中性子照射に敏感であり、中性子照射により、臨界温度の低下や臨界電流の低下をもたらす。図 3.6-3 [3.6-5, 3.6-6, 3.6-7]に、米国の 14 MeV 中性子源 RTNS-II と京大炉(KUR)で得られた、超伝導材の臨界電流の照射効果を示す。RTNS-II では、 $(2 \times 10^{21} \text{ n/m}^2)$ あたりから臨界電流が一端増加し、 $2 \times 10^{22} \text{ n/m}^2$ あたりで減少している。これに対して KUR では、 $5 \times 10^{22} \text{ n/m}^2$ あたりから減少に転じている。核融合炉で

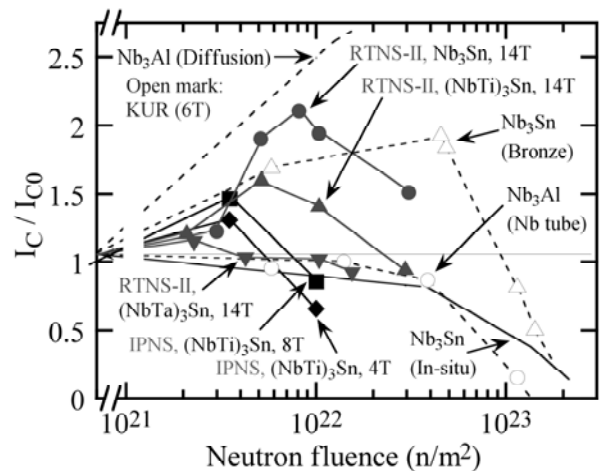


図 3.6-3 超伝導材の臨界電流の中性子照射効果

は、14MeV 中性子がそのまま超伝導コイルに届くことは少なく、減速した低エネルギー中性子が主になると考えられるので、KUR のデータに近いとしてよい。したがって超伝導コイルの照射損傷による寿命としては、 1×10^{21} n/m² あたりとしておく方が無難である。

・銅安定化材の照射損傷

超伝導コイルには、超伝導線がクエンチした時の電流経路として、無酸素銅等の常伝導導体を使用されている。4.5K における中性子のはじき出し効果による無酸素銅の抵抗率は、

$$\rho / \rho_0 - 1 \sim 2 \times 10^{-3} \text{ Fluence(dpa)}$$

で表される。したがって、 5×10^{-4} dpa で約 2 倍、 1×10^{-3} dpa ($\sim 1 \times 10^{22}$ n/m² で) 3 倍に増加することになる。しかし、核融合炉の運転では、定期的な保守点検があり、その期間に超伝導コイルは常温まで昇温されるので、照射損傷がアニールされることが期待できる(常温までの昇温により、抵抗率の変化は約 80%回復するといわれている)。さらに、200～300℃までベーキングが可能であれば、抵抗率は、かなり改善する。したがって、銅の安定化材の照射損傷による抵抗率変化は、超伝導コイルの寿命を考える上で、クリティカルではないとしてよい。

・有機絶縁材の照射損傷

超伝導コイルの絶縁材は、現在、FRP 等の有機絶縁材が使用されている。有機絶縁材の場合、中性子によるはじきだし効果よりも、 γ 線による、電子励起効果による架橋切断等により、機械的強度が劣化することが課題である。エポキシベースの FRP の場合、使用限度は約 10^6 Gy である。有機絶縁材でも、ポイミド系のものは耐放射線性に優れ、使用限度は約 10^7 Gy である。超伝導コイルの場合、比較的厚い金属のケースがあるため、コイル外からの γ 線は、十分に遮蔽される。したがって、超伝導コイルの有機絶縁材に対しては、入射した中性子が、コイルケースやコイル、銅の安定化材と反応して、2次的に生成する γ 線の寄与がほとんど

になる中性子フルエンスとそれによる2次 γ 線の線量との関係は、コイルの構造に依存するが、ITER のコイルをモデルとして計算すると、 1×10^{20} n/m² で約 10^6 Gy となる。

以上総合的に照射損傷から見た、エポキシベースの FRP の場合は、超伝導コイルの寿命は有機絶縁材の寿命できまり、中性子フルエンスで約 1×10^{20} n/m² である。ポイミド系有機絶縁材を採用すれば、有機絶縁材と超伝導線材の寿命はほとんど等しく、 1×10^{21} n/m² 程度である。実際の炉の設計にあたっては、経済的な側面や安全規制の面から、運転年数と稼働率を決め、運転終了時にコイルの寿命内に収まるように遮蔽(さらにコイルの核発熱がコイルの冷却能力内になる必要がある)を施すことになる。例えば、運転期間 30 年、稼働率 75%とすると、超伝導コイルに於ける中性子束の設計目標値は $< 1.4 \times 10^{12}$ n/m²s となる。

(2) ブランケットの寿命と交換時期

ブラケットの寿命／交換時期は、主にアーマー材の損耗、構造材料の照射損傷、トリチウム増殖材中の ⁶Li のバーンアップ、トリチウム増殖材／中性子増倍材の照射損傷で決まる。

・アーマー材の損耗

原型炉ブランケットの第1壁は当初構造材むき出しを考えていたが、現在はタングステン等の比較的薄いアーマー材を貼ることが想定されている。アーマー材には、プラズマから熱や粒子が入射し、その表面が損耗する。表面の損耗には、入射する粒子の運動エネルギーによる表面の原子または分子が叩きだされる物理スパッタリングと入射粒子と表面が科学的に反応して損耗する化学スパッタリングがある。

物理スパッタリングでは、入射粒子の運動エネルギーにより、表面の原子(または分子)の結合を切断しなければならぬので、閾エネルギーが存在し、アーマー材の原子量が大きいほど、閾エネルギーも大きくなる。ちなみに、重水素イオン入射に対して、物理スパッタリングの閾エネルギーは炭素に対して約 10 eV、タングステンに対して約 300 eV である。スクレイブオフ層のイオン温度は数 10 eV 以下であるので、タングステンアーマーではほとんど物理スパッタリングは起らないことになる。

化学スパッタリングは、炭素アーマーの場合、メタン等の炭化水素反応として生じるが、ベリリウムやタングステンでは、ほとんど問題にならない。スパッタリングの観点からは、高 Z 材料であるタングステンが望ましいが、もしスパッタリングや溶融により、アーマー材が不純物として、プラズマ中に混入した場合、放射損失よりプラズマの温度を低下させ、著しい場合にはディスラプションを引き起こす。したがって、アーマー材の選択は非常に重要な課題である。ITER では、不純物の混入を考慮して、ブランケットのアーマー材としてベリリウム(10mm 厚)を採用している。図 3.6-4 は ITER の遮蔽ブランケットであり、ベリリウムのアーマーを銅合金のヒートシンクに

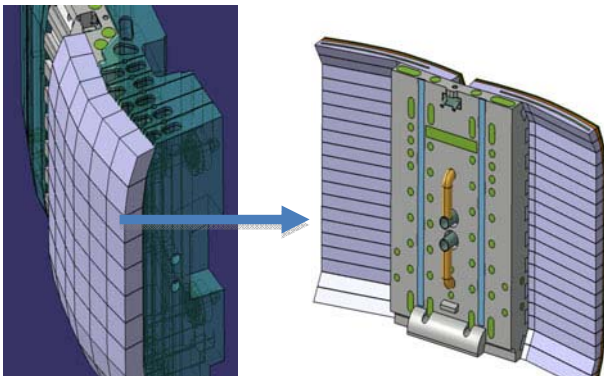


図 3.6-4 ITER の遮蔽ブランケットとアーマー部の構造

貼付けた第1壁パネルを真空容器内で交換できる構造が考えられている。ITER では、10 年間使用することを想定しているが、最近の ELM 等による熱負荷の再評価の結果、寿命は 10 年より短くなる可能性がある。

原型炉では、今のところ、構造材料からなる第1壁に 3～4mm 厚のタンングステンを貼ることを想定している。この厚さは序熱性能や、トリチウム増殖性能への影響等も考慮して決められる。タンングステンアーマーの損耗は、スパッタリングよりは、ディスラプションや ELM (主にタイプ I) による溶融によってきまるが、原型炉におけるそれらの発生頻度は、今後の研究課題である。

・構造材料の照射損傷

原型炉の第1壁は、15～30dpa/年の中性子束にさらされる。ITER ではオーステナイト鋼(SS316LN 鋼)が選ばれているが、原型炉では、低放射化フェライト鋼が最も有力なブランケットの構造材料となっている。低放射化フェライト鋼で、最も大きな課題は、中性子照射による靱性の低下である。原子炉の照射による各種低放射化フェライト鋼の延性脆性遷移温度(DBTT)の変化を図 3.6-5 に示す[3.6-8]。300～330℃の照射の場合、日本が開発した低放射化フェライト鋼 F82H や欧州の EUROFER では、30dpa の照射により、DBTT が約 -50℃から約 150℃まで上昇していることがわかる。つまり、150℃でも脆性破壊を起こすようになる。また 20dpa 以上では飽和する傾向にあり、明るい見通しである。ただしこれらのデータは原子炉照射で得られたものであり、核融合では、入射中性子のエネルギーが 14MeV と高いために、原子のはじき出しとともにヘリウムや水素の生成がおこる。特にヘリウムは、DBTT に影響を与えることがわかっており、今後の研究が必要である。

ブランケット構造体は、高温高压の冷却水の流路となっているため、その健全性は、炉全体の健全性に大きな影響を与える。したがって、ブランケット構造材料の健全性が、ブランケットの寿命／交換時期を決める最も大きな要因になっている。現在ブランケットの寿命／交換時期は2年程度と見積もられているが、ブランケットの使用温度、冷却剤の種類、圧力等も関係するため、詳細な検討が必要である。

・トリチウム増殖材中の ${}^6\text{Li}$ のバーンアップ

トリチウム増殖材中の Li は、燃焼により減少する。液体増殖型のブランケットであれば、トリチウム増殖材を暫時入れ替えることが可能であるが、固体増殖型のブランケットでは、トリチウム増殖材中の Li の燃焼を考慮して、そのブランケットの使用期間内の TBR が1以上となるように、交換時期を設定する必要がある。

SlimCS の固体増殖水冷却ブランケットでは、平均熱負荷が $3\text{MW}/\text{m}^2$ で3年間運転すると、TBR が 6%減少すると評価している。ただしこの計算では、ブランケット内の中性子束は変化しないと仮定している。 ${}^6\text{Li}$ のように反応断面積が大きな物質のバーンアップの場合には、バーンアップによる、その核種の密度減少により、中性子スペクトルとその分布が変化するので、正確は評価

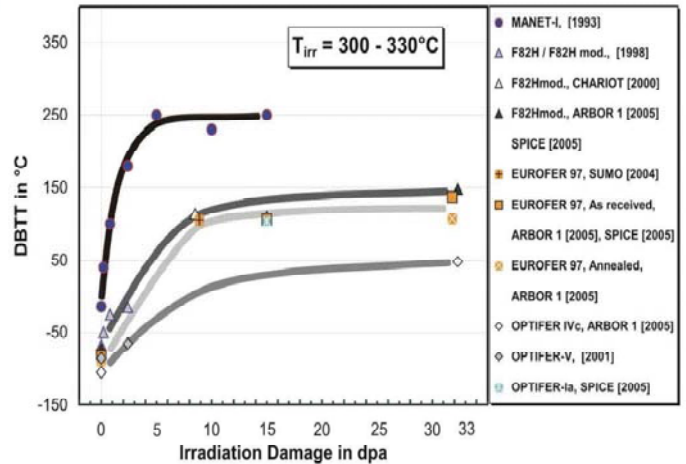


図 3.6-5 各種フェライト鋼の延性脆性遷移温度(DBTT)の変化

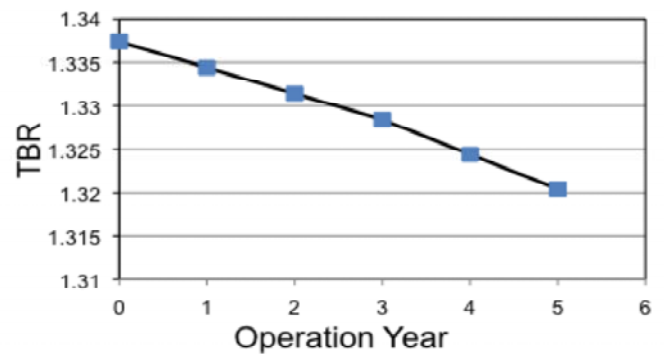


図 3.6-6 SlimCS の固体増殖水冷却ブランケットにおける Li のバーンアップによる TBR の変化 (平均熱負荷が $3\text{MW}/\text{m}^2$)

には、その効果を考慮した核計算が必要である。そこで実際 SlimCS の固体増殖水冷却ブランケット(平均熱負荷が $3\text{MW}/\text{m}^2$)に対して、1年毎にスペクトルを再計算して、TBR の変化を計算すると、図 3.6-6 の様に TBR の減少は非線形になり、3年では、約 0.7%、5年で約 1.3% である。したがって、バーンアップによる TBR の減少は、5年程度の運転では、ほとんど考慮する必要がないことがわかる。

・トリチウム増殖材／中性子増倍材の照射損傷

トリチウム増殖材や「中性子増倍材」は中性照射により、スウェリング等の寸法変化、機械的特性やトリチウム放出特定等の変化がおこることが懸念されている。トリチウム増殖材に関しては、一部の材料について5%の Li 燃焼度までの照射データがあるが、原型炉の設計では、約 20%の Li 燃焼度、約 80 dpa の中性子フルエンス、1000℃までのデータの取得が望まれている。中性子増倍材は、ベリリウムまたはベリリウム合金が想定されており、中性子増倍反応 $\text{Be}(n,2n)2\text{He}$ により、He が蓄積し、

表 3.6-2 原型炉及び発電炉概念におけるブランケットの増殖材、構造材及び冷却材の組み合わせ

炉概念	SSTR	SlimCS	CREST	FFHR	ARIES-RS	DREAM
増殖材	固体増殖材	固体増殖材	固体増殖材	溶融塩 (FLiBe)	液体Li	固体増殖材
構造材	低放射化フェライト鋼	低放射化フェライト鋼	低放射化フェライト鋼	低放射化フェライト鋼	V合金	SiC/SiC複合材
冷却材	水	水(亜臨界水)	水	FLiBe	液体Li	He
入内/出口温度(°C)	285/325	290/360	100/480	450/55	330/610	600/900
圧力(MPa)	15.5	23	13	15.5	0.5	10

スウェリングを起こすことが特に懸念されている。金属ベリウムに対して、3000 appm He、約 30 dpa の照射データがあるが、原型炉の設計では、約 20000 appm He のヘリウム生成量、約 50 dpa の中性子フルエンス、900 °C までのデータの取得が望まれている。Be(n,2n)2He 反応には閾エネルギー(約 2MeV)があり、原子炉では、十分な反応率が得られない。そのため、核融合と類似の中性子エネルギーを有する、国際核融合材料照射施設 IFMIF での照射試験が望まれている。

(3) ダイバータの寿命と交換時期

タングステンアーマーの損耗は、スパッタリングよりは、ディスラプションや ELM(主にタイプ I)による溶融によってきまる。図 3.6-7 は、入射エネルギーに対する CFC 及びタングステンアーマーの挙動を示したものである。ITER に於いて、タイプ I の ELMs のエネルギーは 20MJ (10 MJ/m²)が予想されており、CFC にしろ、タングステンにしろ重大な損傷を与える。もし何らかの方法で 1MJ (0.5MJ/m²)まで ELM のエネルギーを抑制することができれば、ITER では、1ショットあたり 10⁴ 回の ELM として、ダイバータアーマーの寿命は 100-1000 ショットとなる。

原型炉では、ダイバータ部への定常的な流入エネルギーは、ITER(約 100MW)と比べて 5~6 倍大きい、500~600MW が想定されている。それだけでも、成立し得るダイバータの設計が非常に難しく、ブランケットと並んで、原型炉設計の最も困難な課題の一つである。

3.6.3 効率

(1) 核融合出力密度

図 3.6-1 に示した水冷却固体増殖ブランケット(天然リチウムのケース)のブランケット内核発熱分布を図 3.6-8 に示す。⁶Li(n, α)T 反応により、増殖層の表面で核発熱が大きいことがわかる。増殖層内で核発熱が U 字型の分布をしているのは、⁶Li(n, α)T 反応の断面積の大きい低エネルギー中性子(特に熱中性子)が、⁶Li(n, α)T 反応自身のために吸収され、増殖層の中心部で、減少することによる。このケース(天然リチウム)

では増殖第1層表面で、核発熱は 100 MW/m³ 程度であるが、30~40%濃縮 ⁶Li では、200~300MW/m³ 程度になる。

(2) ブランケットの温度条件設定

核融合炉では、ブランケットで発生した熱を取り出し、発電を行う。したがって、核融合炉の発電効率は、ブランケットに使用する冷却材の使用温度に依存する。ブランケットは、大きく固体増殖材方式と液体増殖材方式に分けられる。固体増殖材方式では、冷却材として、水またはヘリウムガスが用いられる。液体型では、増殖材と冷却材を兼ねて、金属リチウム、リチウム鉛、溶融塩(FLiBe など)が用いられる。また増殖材兼冷却材のリチウム鉛にヘリウムガス冷却を併用した、二重冷却方式も考えられている。使用する冷却材とその温度条件により、使用できるブランケットの構造材が限定される。現在考えられている、原型炉及び発電炉概念におけるブランケットの増殖材、構造材及び冷却材の組み合わせを表 3.6-2 に示す。水冷却型ブランケットの構造材としては、低放射化フェライト鋼は最も有力であるが、使用温度上限が 500°C 以下に限られるため、それ以上の温度、例えば超臨界圧水(A-SSTR や DEMO2001 など)では、酸化物分散強化鋼(ODS)が必要になる。また

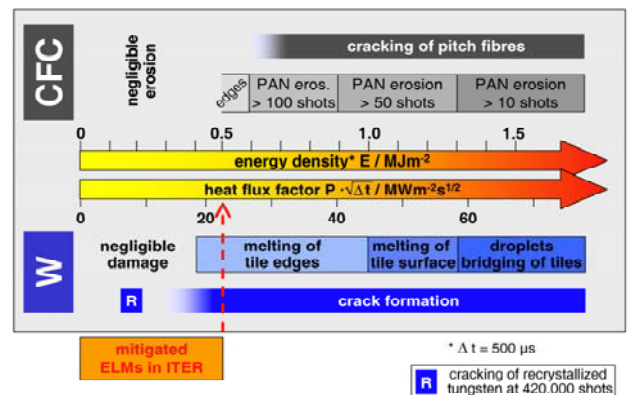


図 3.6-7 入射エネルギーに対する CFC 及びタングステンアーマーの挙動

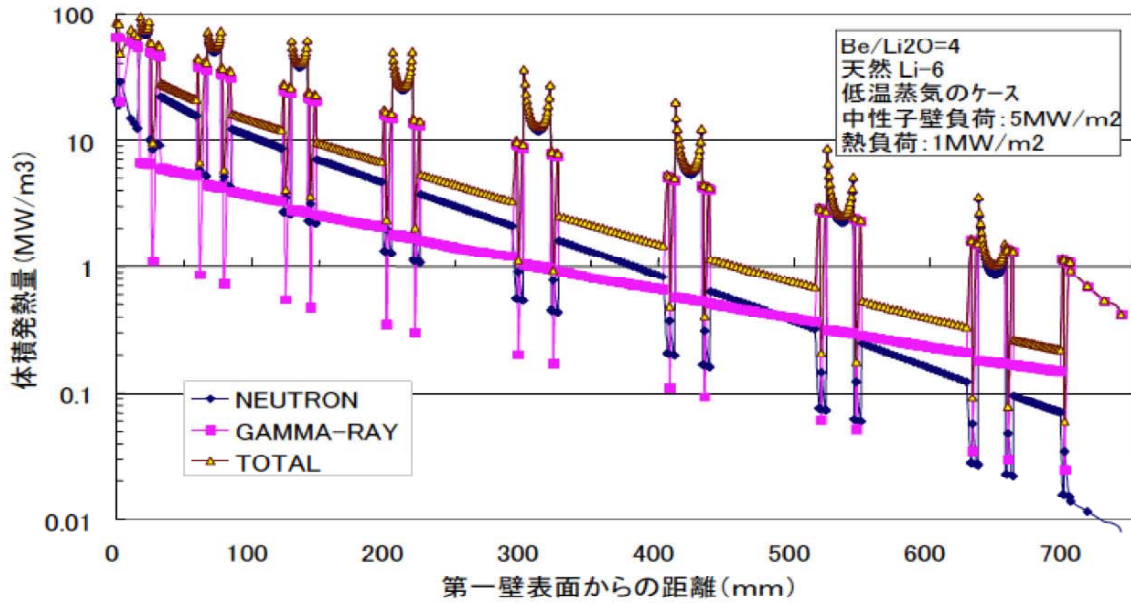


図 3.6-8 水冷却固体増殖ブランケット(天然リチウムのケース)のブランケット内核発熱分布

液体リチウムブランケットでは、液体リチウムとの共存性、耐高温性からバナジウム合金が考えられている。さらに高温のヘリウム冷却ブランケット(DREAM 等)では、セラミック系の SiC/SiC 複合材料が必要となる。

水や液体金属など液体冷却のブランケットでは、冷却材により熱を取り出し、熱交換器を介して蒸気を発生させ、タービンにより発電を行う。ヘリウム冷却の場合には、ヘリウムガスで直接タービンをまわすことも可能である。発電効率は、熱力学法則により、タービンに入る蒸気またはガスの温度できまるため、発電効率は図 3.6-9 のようになる。300℃程度の加圧水冷却の場合には、発電効率は 33～34%程度である。

(3)補機設備の効率

・加熱装置

原型炉の加熱・電流駆動には、中性粒子加熱装置(NBI)と電子サイクロトロン波加熱装置が、主要な候補である。

ITER の NBI は、エネルギー 1MeV、電流 40A、パルス幅 1000 秒である。NBI では、加速されたイオンの中性化効率が大きな課題である。重水素の場合、正イオンでは、100KeV を超えると、中性化効率が急激に小さくなるため、負イオンが用いられるが、それでもガス中性化セルの場合約 60%、開発中のプラズマ中性化セルで約 86%である。将来的には、レーザーを用いた中性化セルをもちいれば、100%近い中性化効率が得られるとされている。ITER の NBI では、NBI 装置用電源の消費電力は 46.8MW であり、入射パワーは 18.6MW であるので、電源まで含めた総合的な効率は約 40%となる。原型炉では、加速エネルギーは、1～

2MeV であるが、連続運転となることが大きく異なる。総合的な高効率化が必要であり、50%以上の効率が望まれている。

電子サイクロトロン波加熱装置(ジャイロトロン)は、導波管とミラーによるランチャーでプラズマへの入射が可能であるため、開口部が小さく、中性子の漏洩が少なくすむため、原型炉及び動力炉では最も有望視されている加熱装置である。現在 ITER 用に 170GHz、1MW のジャイロトロンが開発されており、電磁波に変換されなかった電子のエネルギーを回収して、電源にもどすエネルギー回収型ジャイロトロンが開発されており、発振効率 58%が達成されている。

・冷凍設備

超伝導コイルは、約 5K、0.4MPa の超臨界ヘリウムで

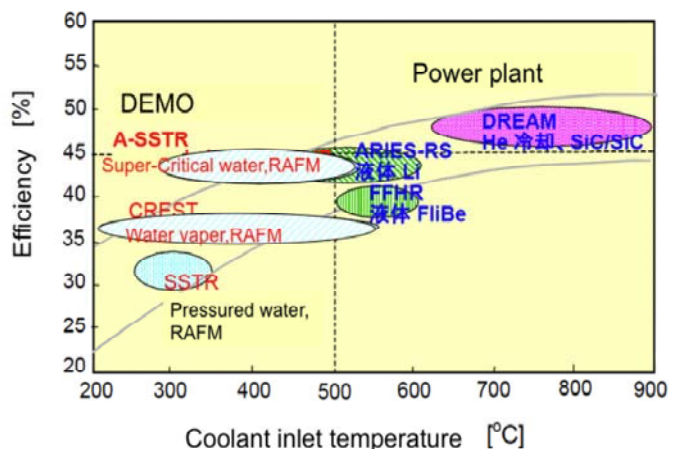


図 3.6-9 冷却材温度と発電効率

冷却される。超伝導コイルの熱負荷は、熱伝導や輻射による定常熱負荷に、核発熱、導体の交流損失、構造体の渦電流損失等がある。ITER では、それらの熱負荷を総合して、約 43 kW の冷凍能力のヘリウム冷凍機が必要とされている。ヘリウム冷凍機の仕事率は、理想的には熱力学のカルノーサイクルで規定され、液体ヘリウムの仕事率は、70.3 となる。つまり液体ヘリウム温度で1Wを得るには70Wの動力が要ることになる。実際の冷凍機は、カルノーサイクルに比べてはるかに大きく、ITER クラスでは、200～300 程度である。

(4) 設備利用率

・運転・保守期間比

現在原型炉の運転期間に対する保守期間比は75%程度と考えられている。しかし、保守期間は、主としてブランケットやダイバータ等の真空容器内機器の交換作業を含む遠隔保守作業が占めるため、それらの真空容器内機器の構造及び遠隔保守方式により、保守期間は大きく左右される。ちなみに ITER では、約 400 個の遮蔽ブランケットの全交換に約 2 年、54 台のダイバータカセットの全交換に約 6 ヶ月が必要である。定期的な交換の他に、予定外の損傷等により、一部のブランケットの交換作業やダイバータの保守作業も当然想定されるため、原型炉においてもITERと同様の真空容器内機器の構造及び遠隔保守方式を採用したとすると、遮蔽ブランケットより、複雑な構造を有する増殖ブランケットの遠隔交換作業には、さらに時間を要することが想定され、75%の稼働率の確保は極めて困難であるといわざるを得ない。一方 SlimCS では、真空容器も含めたセクター一括引き抜き方式が提案されているが、大型構造物の遠隔切断／遠隔溶接、大型のホットセルやキャスク等の R&D 課題は多く、また原理提案の段階である。原型炉以降の核融合炉においては、遠隔保守方式が、運転・保守期間比ばかりでなく、炉の成立性そのものを左右するため、概念設計段階から、十分な検討が必要である。

運転・保守期間比には、遠隔保守等の技術的要素の他に、法令定期点検等の法規制も関係してくる。日本では、ITERの日本誘致に向けて、ITERに対しては、基本的に放射線障害防止法を適用する予定であったが、原型炉以降の核融合炉本体を規制する法体系は

日本では存在していない。核融合炉本体以外にも、発電を行う以上、電気事業法によりタービン等の定期点検を行う必要であり、運転・保守期間比を考える上では、このような法規制も考慮しておく必要がある。

・装置建設vs運転時の利用率

現在、原型炉の建設期間は 10 年、運転期間は 30 年と想定されている。運転期間は、現在の軽水炉と同程度との想定による。軽水炉では、主要構造体である、圧力容器の放射線損傷が装置の寿命を決めているが、核融合炉では、閉じ込め隔壁である、真空容器は、ブランケットによって守られているため、照射損傷は、それほど大きくはない。直接核融合プラズマからの中性子に曝されるブランケットを定期的に交換すれば、30 年以上、運転できる可能性はあり、今後の検討課題といえる。

参考文献

- [3.6-1] IAEA Nuclear Data Section: <http://www-nds.iaea.org/fendl3/>.
- [3.6-2] S. Sato, *et al.*: Nucl. Technol., **168**, 843-847 (2009).
- [3.6-3] M. Enoda, *et al.*: Nucl. Fusion, **43**, 1837 (2003).
- [3.6-4] K. Tobita, *et al.*: J. Nucl. Mater., **386-388**, 888 (2009).
- [3.6-5] H. Weber: Advances Cryogenic Engineering, (Plenum, New York, 1986) p.853.
- [3.6-6] M.W. Guinan, *et al.*: *Studies of Superconductors and Stabilizers for Fusion Magnets, Summary Report on RTNS-II Collaboration Research*, UCID 21298 (1988).
- [3.6-7] 黒田恒生, 他,: 日本原子力学会誌, 37, 652 (1995).
- [3.6-8] C. Petersen, *et al.*: Proc. 21th IAEA Fusion Energy Conference, Chengdu, 2006, FT/1-4Ra,b.

3.7 保守・保全と停止後の対策

3.7.1 点検、保守される機器の分類

設計段階で保守、保全を議論し、その結果を設計に Feed back することは大変重要であり、その作業の繰り返しにより、より合理的な機器設計、設備設計が可能となる。ITER や JT-60SA の設計は最終段階にあり、詳細設計が進められている。また、その後には原型炉の設計、建設が予定されている。これらの機器で想定される保守、保全を議論することによって、核融合炉ではどのような点検、保守が必要であるか、そのためにはどのようなシステム開発、機器開発が必要で、かつ、設計時に考慮しなければならないことは何かを明確にすることができる。本節では、このような視点に立って、融合炉の保守、保全を議論する。

日本で約 50 基建設されてきた原子炉では、炉心は水中にあり、水が中性子吸収材、中性子減速材そして中性子遮蔽材の役割を果たすため、炉心が水で覆われている以上炉心そのものから中性子漏えいはほとんどなく、配管などからの漏えいが問題となる。一方、核融合炉は超伝導磁石を極低温状態に維持するために高真空空間に設置される。核融合反応によって生成された中性子は、ポートから漏洩し、また、ブランケットを透過し、高真空空間に飛び出す。これら中性子が機器を構成する元素に衝突すると、それらの元素の同位体が形成される(放射化)。形成される同位体の種類によっては残留放射能を放出し、点検、保守の作業環境が厳しくなる。核融合炉の点検、保守の基本的な対処方法は、点検、保守の対象となる機器や作業空間が放射化されているかどうか、放射化物を内蔵しているかどうかによって強く依存する。なお、ITER における保守、保全の概要は[3.7-1]に示されている。

生体に対する放射線遮蔽は、ITER の遮蔽設計から推測すると原型炉サイトでは次の 3 つの領域に区別される[3.7-2]。(1)クライオスタット内(プラズマ真空容器外、生体遮蔽内)。(2)生体遮蔽外(核融合炉室内)。(3)非制限区域。各領域での線量率限度は、ITER の設計限界値を参考にして、次のように提案されている。クライオスタット内はシャットダウンの 10^6 秒後に $100 \mu\text{Sv/h}$ 以下。炉室内はシャットダウンの 24 時間後に $10 \mu\text{Sv/h}$ 以下。非制限区域は $0.5 \mu\text{Sv/h}$ 以下。(サイト境界で $0.1 \mu\text{Sv/h}$ の数分の一以下。)通常、炉室内の制限区域は管理区域(ホット領域)と呼ばれ、非制限区域は非管理区域(コールド領域)と呼ばれるが、これらの定義は現在の所、明確ではない。ITER ではクライオスタット内への作業員の入室を前提としており、そのため叙述した線量率限度ではシャットダウン後の経過時間が記述されている。原型炉ではこのような入室は不可能と考えられ、核融合全体の安全設計概念の構築とともに、各作業空間や各機器の安全規制、安全性能について十分な議論が必要である。

現在、日本国内での法規制としては「放射性同位元素等による放射線障害の防止に関する法律」があり、その施行規則および「平成 12 年科学技術庁告示第 5 号(最終改正 平成 18 年 12 月 26 日 文部科学省告示第 154 号)」に管理区域が規定されている。管理区域は以下の数値を越えるおそれのある場所と定義される。(1)外部放射線に係る線量は実効線量で 1.3 mSv/3カ月 。(2)空気中の放射性同位元素の濃度は 3 カ月間についての平均濃度が空気中濃度限度の $1/10$ 。(3)放射性同位元素によって汚染される物の表面密度は表面汚染密度の $1/10$ 。(4)第 1 号及び第 2 号の規定にかかわらず、外部放射線に被ばくするおそ

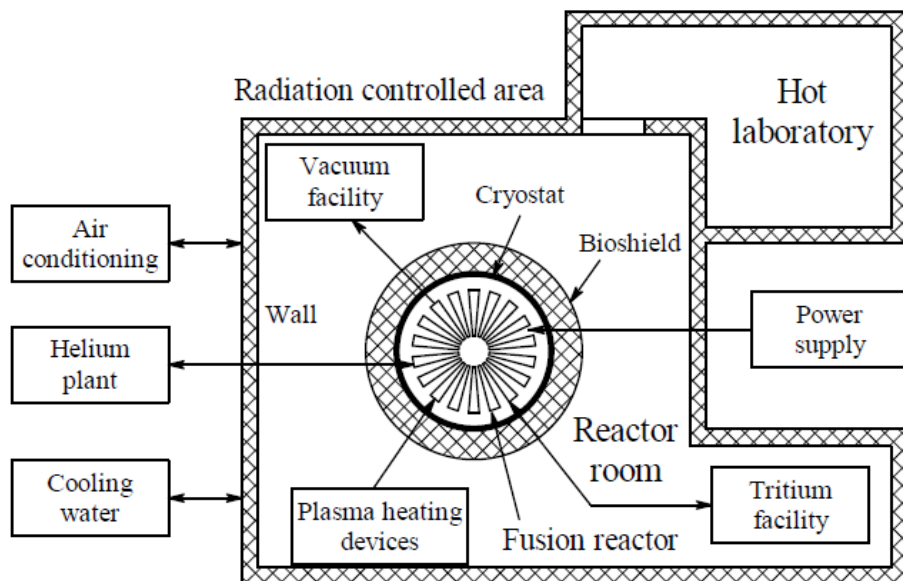


図 3.7-1 核融合炉と各設備との関連性の概念図

れがあり、かつ、空気中の放射性同位元素を吸入摂取するおそれがあるときは、実効線量の第1号に規定する線量に対する割合と空気中の放射性同位元素の濃度の第2号に規定する濃度に対する割合の和が1となるような実効線量及び空気中の放射性同位元素の濃度。第1項は外部被ばくに関わる規制値であり、第2項は内部被ばくに関わるものである。核融合炉建屋では、漏洩中性子による空気中の酸素、アルゴン、水分(水素)などの放射化やトリチウム使用環境にあるため、外部被ばくとともに吸引による内部被ばくにも十分な注意が必要である。

このような規制が直ちに原型炉に適用されるとは考え難いが、原型炉の検討が進むにつれて、安全の観点からの規制体系が明確になっていくものと期待される。

原子炉では保守、保全技術は絶えず検証が繰り返され、高度化されてきている。核融合炉は原子炉に比べて次のような特徴があり、核融合炉の特殊性を考慮した、独自の点検、保守技術体系を構築する必要がある。(1)核融合炉は原子炉に比べて巨大であり、総重量も大変重い。(2)極低温から超高温まで幅広い温度領域で動作する機器がある。(3)水のような中性子遮蔽物はなく、加熱用のポートなど中性子が漏えいする構造がある。(4)ブランケット、ダイバータのように大型、高重量、強く放射化した機器の交換が必要である。

核融合炉本体と核融合炉の運転に必要な各設備との関係を概念的に図3.7-1に示す。核融合炉本体は、漏洩した中性子がコールド領域へ飛び出さないよう、厚さ約3mの鉄筋コンクリート製生体遮蔽内部に設置される。この生体遮蔽より内側の構造物、機器はすべて中性子に曝され、中性子による強い放射化が起こる。生体遮蔽の外側には放射線管理区域があり、この領域には放射化した物質が存在する可能性がある。

保守、保全されるべき機器、設備は次の4つに大別される。(1)プラズマ真空容器内機器。(2)クライオスタット内機器(プラズマ真空容器外、生体遮蔽内機器)。(3)生体遮蔽外機器(放射線管理区域内機器)。(4)放射線管理区域外機器。

以下では、これら4つに大別される機器、設備について、それらの点検、保守技術を概説する。

3.7.2 プラズマ真空容器内機器

プラズマ真空容器の中にはブランケットとダイバータが配置される。ブランケットはプラズマに対向し、核融合中性子を捕捉する。そしてその運動エネルギーを熱エネルギーに変換するとともに、トリチウムを生成する。ブランケットには除熱とトリチウム除去のための冷媒循環システムが接続されるが、循環する冷媒を含め、すべてが高いレベルに放射化される。中性子照射量が極めて高く、ブランケット構造材料は脆化する。そのため定期的な交換が設計の前提となっている。この交換はすべて遠隔操作でなされなければならない、軽量化、モジュール化、容易な脱着機構などが望まれる。

ダイバータは磁力線が貫通し、高エネルギー粒子が

衝突するダイバータ板を支える機器である。ダイバータにも中性子は衝突し、また、各種の荷電粒子が衝突するため放射化される。このダイバータ板も交換する必要があり、ITERではカセット状の設計がなされている。カセットはトラス方向にスライドし、特定の場所から核融合炉外に取出される。この時、スライドがうまくいかなくなることを想定し、ブランケット脱着用の遠隔操作システムを使って、ダイバータカセットそのものを炉内で分解できるような解体シナリオも重要である。

プラズマ真空容器自体は交換機器ではない。そのため、プラズマ真空容器表面に固定される配管、計測管、バスラインなどすべての機器、部品が遠隔操作で交換できる設計が必要である。特にプラズマ真空容器とダクトとの接合部付近に配管などの接続部が配置されることが予想されるが、そのような接続部配置を行わないような設計も考慮されるべきである。

ブランケット、ダイバータ以外にダイバータ部分の部分真空排気装置がある。低温ヘリウムガスを用いたクライオポンプや差動排気システムが想定される。これらの機器も点検、交換可能な設計が必要である。

これらのプラズマ真空容器内機器の点検、交換作業の検討、確認のため、実規模シミュレータが必要であり、作業内容、手順などの十分な検証が求められる。

3.7.3 クライオスタット内機器(プラズマ真空容器外、生体遮蔽内機器)

プラズマが生成される空間には重水素やトリチウムが導入されるが、クライオスタット内部は、プラズマ運転中、真空断熱を維持するために非常に高い真空度に保たれる。この空間はプラズマ生成空間とは独立した空間で、ITERの場合、高さ約30m、直径約30mの柱も梁もない、巨大な空間である。ポートに近い場所では漏洩中性子量が多く、プラズマ真空容器から離れるほど漏洩中性子量は減少する。内部には、超伝導コイル、ヘリウム配管、コイル用電力供給線、プラズマ真空容器、計測素子および計測線(管)が配置される。

超伝導コイルには超臨界圧ヘリウムの供給、回収ラインがあり、これらのラインには電気絶縁継手が挿入される。電力供給線にはセラミックと金属の接合部分があり、熱膨張、熱収縮の影響を低減させている。コイルの健全性を評価するためにひずみゲージや変位計が導入される。計測線は距離がきわめて長くなるため、一旦生体遮蔽内部で中継し、迷路構造を通して生体遮蔽外に引き出すことも検討される。

これらの要素機器のヘリウムリーク、電気絶縁性能、計測線の抵抗値評価、センサーの健全性点検、中継端子板の健全性点検、対地絶縁抵抗測定、コイルの位置計測、熱遮蔽板の点検、などが点検、保守項目として考えられる。電気絶縁継手やセンサーは点検後に交換が必要とされることが考えられ、その交換技術を確認する必要がある。部品交換は機器設計と大きく関係しており、どの部品をどのように交換するかを設計段階で明確にしておく必要がある。

プラズマ真空容器は、ステンレス鋼で製作される巨大な溶接構造物であり、二重板構造で内部に冷却水（加温水）が流される。荷重条件としては、自重、ブランケット、ダイバータなどの死荷重が大部分であり、ディスラプション時の変動荷重などは荷重成分としては比較的小さい。プラズマ真空容器の外側には熱遮蔽板を介して超伝導コイルがあり、プラズマ真空容器は絶えず外側から輻射によって冷却される。ベーキング時にはドーナツ形状全体が加熱されるため外側に向かって拡大し、ベーキング終了時には収縮する。プラズマ真空容器では溶接部からの冷却水の漏えい防止がしっかりと行なわれなければならない。

プラズマ真空容器と直結して、加熱機器（ECH および NBI）のポートがある。ECH ではミラーの交換技術が必要であり、NBI ではイオン源からプラズマ真空容器までのすべてが放射化されるため、これらの点検、保守技術の確立が必要である。これらのポートに接続されるダクトはプラズマ真空容器内と同じ真空度となる。

センサーや計測線が中性子照射により劣化し、抵抗値が異常に大きくなることを想定し、別途、センサーを取り付けたり、計測線を引きまわしたりすることのできるスペースと遠隔装置が必要である。また、配管溶接部にヘリウムリークを発見した場合に備えて、遠隔で切断、溶接できるシステムを導入する必要がある。

核変換により生成された同位体元素は、多くの場合 α 線、 β 線、 γ 線などの放射線を放出する。銅やニッケルから核変換によって形成されるコバルト 60 の場合、1.17 MeV と 1.33 MeV のエネルギーを持つ γ 線を放出する。従って、プラズマ内部での中性子発生量が増えるほど、クライオスタット内の中性子量は増加し、クライオスタット内の機器や部品の放射化が進み、残留放射線量は増加する。元素によって放出する放射線の線質、線量は異なるので、プラズマからの距離が確保されていてもその付近に配置されている機器や部品の構成元素によっては、放射線量が局所的に高くなることも起こり得る。電気絶縁材としてシアネートエステル樹脂やエポキシ樹脂などの有機材料が用いられ、また、断熱材料（Super Insulation, SI と呼ばれる）として、有機材料フィルムにアルミニウムを蒸着したフィルムが多用されるが、これらの有機物に対しては γ 線が絶えず照射されている状況になり、はく離や割れなどの劣化が生じることが危惧される。

点検、保守時に、それぞれの機器がどの程度放射化されているかを知ることは重要である。そのために、空間分解能に優れた詳細な放射能計測が実施されなければなら、クライオスタット内の放射能計測技術が設計段階で確立している必要がある。

3.7.4 生体遮蔽外機器

生体遮蔽外の放射線管理区域内には、真空排気装置、トリチウム循環装置、プラズマ加熱装置などの機器のほか、冷却水設備、超伝導コイル用電源やヘリウム液化冷凍機関係機器とともに重水素ペレット入射装置

や計測機器などが配置される。これらの機器の点検、保守においては、放射線を発生する物質を含有する冷媒などの循環部分を除けば、通常の点検、保守が可能である。ただ、前述したようにトリチウムによる内部被ばくには十分注意する必要がある。

生体遮蔽内部空間と機器との間で行き来する、もしくは循環する物質は以下のようなものがある。放射化物が不純物として含まれる可能性のあるラインと、全く放射化物が混入する可能性がないラインとを明確に分け、放射線を発生するラインを強く認識することが設計段階で特に重要である。

▽ 大気：超伝導コイル昇温時にはクライオスタット内は大気解放される。これらの大気を交換する際にはクライオスタット内の放射化した水分、塵を大気とともに放出する可能性がある。排気される大気の Filtering、通過経路の放射線管理が必要である。また、人工空気の使用が求められる。

▽ 冷却媒体：ダイバータやブランケットでは除熱のための冷却媒体が必要である。ITER では水が用いられるが、原型炉では水以外の冷媒が採用される可能性が高い。いずれにしても生体遮蔽内部で閉じた循環系（一次系）を構成し、二次系、三次系を経て、屋外の冷却塔で排熱されることになる。一次系冷却媒体にはトリチウムが含まれており、温度センサー、圧力センサー、流量センサーなどの点検時に、系外への漏えいを防止しなければならない。特にトリチウム供給、回収系においては、トリチウム管理が確実に実行される設計が必要であり、強制希釈などの非常時対策が十分に検証されなければならない。

▽ ヘリウムガス：ヘリウムは 5.19 K、0.227 MPa に臨界点があり、5.19 K 以下で、0.227 MPa 以上の圧力を加えると超臨界圧ヘリウムとなる。超臨界圧ヘリウムは粘性が大変小さく、狭く長い流路でも大きな圧力低下を生じることなく通過することができる。生体遮蔽内部に超臨界圧ヘリウムの循環サイクルがあり、熱は放射線管理区域内に設置される液体ヘリウムタンクで取り除かれる。ヘリウムガスに含まれる酸素、窒素、水分などの不純物は吸着器などで除去されるが、水素は除去されない。従って、非常に微量ではあるが、不純物としての水素は生体遮蔽内で重水素やトリチウムとなり、ヘリウム循環系内部に蓄積される可能性がある。機器の点検、保守においては、このような不純物の性質を十分に把握しておくことが重要である。

放射線管理が必要な大変重要な空間はホットラボラトリーである。ブランケットやダイバータの交換の際には、核融合炉に巨大な放射線管理容器（キャスク）が接続され、そのキャスクの中に遠隔操作によって放射化した機器が運び入れられ、厳重に密閉されてからホットラボラトリーに運び込まれる。ホットラボラトリー内でキャスクから取り出されたブランケットやダイバータは、必要に応じて、分解、修理、点検、保管がなされる。そのため、室内大気汚染の可能性がある。また、機器に含まれるトリチウム回収も行われる可能性があり、想定される放射

線レベルは非常に高く、高いレベルの放射線管理、汚染管理、遠隔操作技術が要求される。

3.7.5 放射線管理区域外機器

放射線管理区域外には、各種機器の電源、一部の冷却水設備やヘリウム液化冷凍機設備、空調設備などがある。これらの機器では管理区域内機器との取り合い付近での放射化物の移動の有無を適切な検査によって確認する必要がある。安全確認後は一般の機器、設備と同様に点検、保守を行うことができる。

3.7.6 遠隔操作機構

保守、保全のために遠隔操作が必要であると想定される機器は以下のとおりである。これらの機器、設備は設計段階で遠隔操作に十分に対応していることが検証される必要がある。

▽プラズマ真空容器内

ブランケット、ブランケット交換用遠隔操作システム、ダイバータ、ダイバータカセット交換用遠隔操作システム、計測センサー(動作点検)、計測配線(抵抗点検)、配管(リーク点検)。

▽生体遮蔽内

プラズマ真空容器(リーク点検)、超伝導マグネット(リーク、絶縁点検)、フィーダー(リーク、絶縁点検)、熱遮蔽板(SI 劣化、リーク点検)、計測センサー(動作点検)、計測配線(抵抗点検)、配管(リーク点検)。

▽放射線管理区域内

加熱機器(動作点検、リーク点検、放射化点検)、ホットラボラトリー内遠隔操作システム(動作点検)、トリチウム循環設備(動作確認)。必要に応じて、ペレットインジェクション(動作点検、リーク点検、放射化点検)、キャスク内部(動作点検)、空調設備(動作点検)。

また、遠隔操作の作業内容としては、切断、溶接、機械加工、配線、配管、接着、研磨、機器脱着、重量物移動、などがあげられる。

すべての作業は γ 線環境下で行われるため、そのような環境下で長期にわたって安定した映像を撮影し続けることのできる超小型カメラシステム、精度の高い多軸制御システムなども必要とされる。

3.7.7 運転中の廃棄物

運転期間中に点検、保守を行うと、廃棄物が発生する。これらの廃棄物は残留放射能が検査され、許容値以下であれば一般廃棄物として廃棄され、許容値を上回る廃棄物に関しては放射線管理区域内で保管され、法令に従って処理される。残留放射能を放出する運転中の廃棄物として以下のものがある。

▽プラズマ真空容器内の排気に含まれるトリチウム

プラズマ真空容器内には重水素とトリチウムが送り込まれ、これらがプラズマ状態となり D-T 反応が生じ、3.5 MeV のエネルギーを持つ α 粒子と 14 MeV のエネルギーを持つ中性子が発生する。すなわち、プラズマ真空容器の容器壁や容器内構造物には重水素とトリチウム

が吸着、吸収されており、プラズマ真空容器を真空排気する際にはこれらのガスの一部が排気される。排気に含まれるトリチウムはフィルターなどによって除去され、濃縮された状態で保管される。

▽ブランケット、ダイバータ交換に伴う汚染冷媒

ブランケットやダイバータはプラズマからの中性子照射や高エネルギー粒子の衝突によって大きく損傷を受ける。そのため、一定のプラズマ生成期間が過ぎると全数を交換する設計である。ブランケットやダイバータには熱除去のための冷媒(ITER の場合は臨界水、原型炉では Li-Pb や Li が想定される。)が供給されており、交換時には機器内部の冷媒をヘリウムガスなどで押し出し、その後、冷媒配管を着脱する。その着脱の折に微量の冷媒が排出されることが予想される。これらの冷媒は回収され、保管される。

▽ブランケット、ダイバータ冷媒の純化および熱交換時のトリチウム排水

ブランケットやダイバータの冷媒は、その純度を維持するため、循環水の一定量を絶えず精製する。その際にトリチウムの含む排水が発生する。これらの排水も濃縮保管される。また、熱除去のための熱交換機では、熱交換部分の材料をトリチウムが透過し、二次冷却水側にトリチウムが移動することが考えられる。このような移行を低減する対策が必要であるとともに、二次冷却水側の十分な監視が必要である。ITER で設置が予定されている TBM も冷却水が必要であり、ブランケットやダイバータの冷却水と同様の取り扱いが求められる。

▽ホットラボラトリー内の切断、加工時の廃棄物。

使用済みのブランケットやダイバータはホットラボラトリーに運ばれ、修理や解体が行われる。また、残留放射線の減衰を待つために放射化した部材は保管される。ホットラボラトリー内部で発生する切断や加工に伴う廃棄物はすべてホットラボラトリー内部に保管される。

▽点検時交換物(配管、配線、センサー)

点検、保守時には、機器、部品、センサーの交換が必要となる。これらの機器、部品は放射化しており、放射線管理区域での保管が必要である。

3.7.8 停止後の処理

D-T 反応を実現した核融合装置停止後の処置を議論することは、一つの大きなプロジェクトの終焉を見定め、到達地点を明確にする意味において重要である。

核融合装置は上述してきたように巨大な中性子発生源であり、中性子の運動エネルギーを熱エネルギーに変換する装置である。従って、発生した中性子によって部材、機器は放射化され、装置の停止時には非常に高い残留放射能が存在している。ブランケットやダイバータは装置寿命を迎えるまでに何度か交換されており、装置終焉時には交換、保管プロセスが確立されている。この確立されたプロセスによってブランケットやダイバータは解体される。プラズマ真空容器は装置寿命中交換されることはなく、ブランケットの裏側で透過中性子や漏洩中性子を受け続けている。プラズマ真空容器の材料

は強度、靱性、耐食性などの観点から Ni や Cr を含有するステンレス鋼が用いられ、Mo や Nb などの微量添加元素の放射化も含め、場所によってはかなり高い残留放射能が検出されるものと思われる。先に述べた遠隔操作による残留放射線計測が高度化されれば、装置停止に至るまでにどの部位の放射線強度が高いかを示す残留放射線マップを作成することができ、そのマップに従って解体方策を検討することができる。いずれにしても、残留放射能の減衰を待つ必要がある。残留放射能が一定の値を下回るようになると具体的な解体作業工程が実施に移される。常に微量の放射性同位体を含む鋼の場合、再溶解され、他の製品に生まれ変わる道をたどる。

生物遮蔽内に設置される超伝導マグネットやバスライン、各種配管なども、このプラズマ真空容器と同じ考え方で処理される。残留放射能の減衰を確認してから解体し、再利用できるものは再利用され、まだ残留放射能が高いものについては継続して保管される。

一定期間保管され残留放射能の減衰が待たれた後、依然として残留放射能が基準を上回る部材や部品については埋設処理されるものと思われる。現在の所、低レベル放射廃棄物の処分については日本原子力研究開発機構の業務として位置付けられているが [3.7-3]、埋設場所、方法など、今後詳細な検討が進められるものと期待される。

3.7.9 廃炉後の廃棄物

核融合炉の廃炉後に発生する放射性廃棄物は、炉本体の金属材料や建屋のコンクリート等の固体廃棄物、冷却水や増殖ブランケット再処理廃液などの液体廃棄物、およびトリチウムを含む気体廃棄物から構成され、これらの中に高レベル廃棄物はない。このうち固体廃棄物についてはその全てが低レベル廃棄物に対応し、材料中の放射性核種濃度に応じて、余裕深度埋設が必要な廃棄物、浅地埋設で済む廃棄物、放射線リスクが小さいために管理から除外可能なクリアランス廃棄物に分類される。

核融合炉で発生する金属廃棄物に限定すると、その大部分が鉄鋼材料であることは重要な点であり、鉄鋼材料の廃棄物区分を決定づける核種である ^{55}Fe ($T_{1/2} = 2.7\text{y}$)、 ^{54}Mn ($T_{1/2} = 312\text{d}$)、 ^{60}Co ($T_{1/2} = 5.3\text{y}$) の半減期が短いので、廃炉後 50-100 年で放射性核種濃度は大幅に減少する。日本の基準に基づく ITER の評価例では、廃炉直後の放射性廃棄物 39,000 トンのうち 100 年後にはその多くがクリアランス廃棄物となり、放射性廃棄物として残るものは 12,000 トンである [3.7-4]。このように、1) 廃炉直後には大量の放射性廃棄物が発生すること、2) 廃炉後 50-100 年で相当量の放射性廃棄物がクリアランスの対象となる、という二点を考慮すると、核融合の廃棄物処理・処分は次のシナリオに沿って考えるべきであろう (図 3.7-2)。

1) 廃炉後 50-100 年程度貯蔵し、放射線の減弱

を待つ。

- 2) その後、その放射性核種濃度に応じて、
 - ・クリアランス廃棄物
 - ・再利用可能な放射性廃棄物
 - ・埋設処分する廃棄物
 に区分する。

廃棄物の観点で核融合に対する社会受容性を高めるために重要なことは、核融合産業全体あるいは原子力産業の一部としての物質循環に配慮した核融合システムを構築することである。その理想とするところは、資源の導入量及び廃棄物の発生量の少ない「閉じた物質循環システム」を構築することであるが、その実現のためには、1) 設計段階から再利用しやすい材料を利用し廃棄物の資源価値を高めること、2) 再利用先を確保すること、3) 再利用のための資源再生技術を確立すること、4) リサイクル産業としての採算性を追求すること、が必要である。そのハードルは高いが、第一項目の「廃棄物の資源価値を高める」ことについては現段階でも検討可能なことは多い。

まず、クリアランスの対象となる廃棄物の量を増やすことが重要であり、そのためには適切な材料の選定と材料中の有害不純物低減に留意する必要がある。鉱石の選定による不純物低減だけでなく、例えば、 ^{14}C の発生を抑制するため低放射化フェライト鋼中の ^{14}N を ^{15}N で置き換えるという積極的な同位体比調整もその一方策といえる [3.7-6]。放射性廃棄物については再利用、すなわち、リサイクルまたはリユースの可能性を拓けるような物質循環のシナリオ検討が求められる。放射性廃棄物の再利用先は原子力施設に限定されるが、鉄鋼材料であれば、遮蔽材、建屋の構造材や鉄筋、廃棄物処分容器等への利用が想定される。再加工の難しい SiC/SiC は、細かく粉砕して施設内建造物の埋め戻し材等への利用が可能である。リチウム鉛のような液体増殖材は、廃炉後に回収して別の核融合炉にリユース可能であり、将来有望な増殖材と考えられる。この

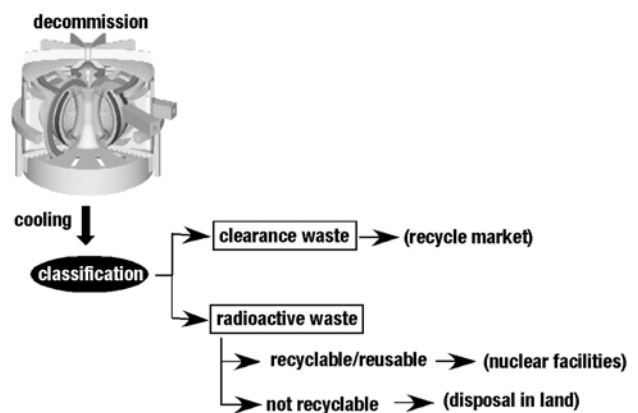


図 3.7-2 廃棄物処理・処分の考え方 [3.7-5]

ような放射性廃棄物の再利用にあたっては、作業従事者の被ばく抑制のため(50 mSv/y 以下)、廃棄物の表面線量率の管理に留意し、ホットセル、マニピュレータ、遠隔操作ロボットの利用を想定する必要がある。

最後に、核融合炉の廃棄物に関するその他の留意事項を述べる。核融合には、他の原子力施設では発生のない特有の放射性核種があり(例えば、 ^{10}Be , ^{26}Al , ^{32}Si , $^{91,92}\text{Nb}$, ^{98}Tc , ^{187}Re など), これらについてはクリアランス濃度などの管理基準値が明らかになっていない[3.7-7]。このクリアランス濃度限度を評価するとともに国内外でのコンセンサス形成を図る必要がある。このような濃度限度は国内法令で規制されるものであるが、廃棄物のリサイクルはグローバルな市場で考えるべきであり、その意味で、国内外で規制値の統一が図られる可能性が高い。原子力施設については、既に IAEA が基準値を提案を提案し[3.7-8], 日本のクリアランス濃度基準も(原子力安全委員会がそれまで独自に評価した基準値の採用を見送って)IAEA の数値を採用している。廃棄物低減のため、構成機器のインバースマニファクチュアリングも考慮すべきであろう。物量が数千トンにも上る超伝導コイルは、廃炉後の放射線核種濃度が極めて低いがそのままではクリアランスの対象材料とはならない。超伝導コイルは、超伝導線材、安定化銅、低温鋼、絶縁材等の複合材料だからであり、クリアランスの対象とするためには同一材料毎に分別する必要がある。Nb を含む超伝導線材は埋設処分せざるを得ないだろうが、それ以外の材料はクリアランス可能になると考えられ、インバースマニファクチュアリングの核融合への適用は放射性廃棄物低減の観点で大きなインパクトがある。

参考文献

- [3.7-1] プラズマ・核融合学会誌, **78** (2002).
- [3.7-2] 真木 紘一 他, 電気学会論文集 A, **129** (2009) 595.
- [3.7-3] 我が国の研究施設等から発生する低レベル放射性廃棄物(研究施設等廃棄物)の埋設事業を日本原子力研究開発機構の業務に位置づける等の原子力機構法の一部改正, 平成 20 年.
- [3.7-4] 核融合エネルギーの技術的実現性・計画の拡がりと裾野としての基礎研究に関する報告書, 原子力委員会核融合会議開発戦略検討分科会, 平成 10 年.
- [3.7-5] 飛田健次, プラズマ・核融合学会誌 **80**, 959 (2004).
- [3.7-6] T. Hayashi et al., Fusion Eng. Design **82**, 2850 (2007).
- [3.7-7] L. El-Guebaly et al., Fusion Eng. Design **83**, 928 (2008).
- [3.7-8] International Atomic Energy Agency, Application of the concepts of exclusion, exemption and clearance, IAEA Safety Standards Series, No. RS-G-1.7 (2004).

3.8 安全確保の考え方と設計対応

核融合炉は前章に述べられているように原子力エネルギーの一形態として我が国においては自主・民主・公開の三原則に基づいて建設利用されることとなろうが、規制体系の整備は新しい法整備の可能性を含めて今後検討されるべき課題である。

安全確保の観点においては、一般的な安全上の特徴——核分裂炉と比べて核的暴走がないなどの優位性——はよく議論されるものの、核融合炉の具体的な工学設計情報が乏しいため、「どのような危険性が技術的な範囲で考えられるのか」、核融合の特徴を十分考慮して安全確保の考え方が検討されてきたとは言い難い。唯一、核融合実験炉である ITER については、日本誘致に際して、その特徴を考慮して安全確保の考え方が議論・整理されており、2つの原子力安全委員会決定(文献[3.8-1]、[3.8-2])が出されている。この決定では、「核分裂炉等では、安全規制の対象である工学的安全設計のほか、広義の多重防護の一環として、原子力災害対策特別措置法等による対策が講じられている。しかしながら、ITER においては、核融合反応の固有の安全性に加えて、放射性物質の崩壊熱密度は小さい実験炉であることなどを考慮すると、上記の意味での原子力災害を想定する必要は無い」と判断された。この判断を踏まえ、文部科学省より「ITER の安全確保について」としてその具体的考え方が纏められたものがある(文献[3.8-3])。残念ながら、ITER の日本誘致はかなわず、整理された「ITER の安全確保について」を実用化するに至っていないが、現時点で核融合炉の安全確保を考える上では、その基本となるものとする。

上記の観点から、本節では、核融合炉の安全上の特徴を ITER と比較しつつできる限り整理し、今後どのようなことを考えなければいけないのかという点を次項に纏める。その上で、設計上どのような対応が可能かについて今後の技術開発の進展をも期待しつつ整理する。なお、基本的な考え方はプラズマの閉込め方式によらないものと考えられるが、閉込め方式に特徴的な部分は随時補足する。

3.8.1 核融合炉の安全上の特徴

エネルギー発生を主とした原子力施設の安全確保の考え方を議論するためには、放射線及び放射性物質の環境放出の潜在性及びその影響度を整理することが重要である。特に、放射性物質を内包する機器を備えた施設では、安全上の措置が講じられていない状況で以下の事項を整理すべきである。

- ・ エネルギー・状態量の制御等に異常が生じた場合に、その機器が破損しうるか
- ・ 放射性物質を内蔵する機器の破損を仮定した場合に、機器外部(例えば建屋内部)への放出物等による荷重により従属的に建屋等の障壁を破損しうるか
- ・ その場合の被ばくの影響度は、他の原子力施設との比較でどの程度か

ITER では、特にその安全上の特徴として、エネルギー源の過渡応答、放射性物質の物理・化学的性質と量、安全を考慮しない場合の異常の進展、および放射性物質の異常漏えいを仮定した場合の第一次障壁機器を収納する建屋等に作用しうる荷重の大きさなどに着目して分析されており(詳細は文献[3.8-4])、同様な観点で核融合炉にむけた追加考慮の視点を加え整理・補足する。

表 3.8-1 安全性を議論するための条件に関する ITER と核融合炉(3GW 熱出力想定)の比較

ITER		核融合炉	
1) ソースターム			
トリチウム(サイト全体)	4 kg	17 kg	定常取扱量: 約1kg、廃棄物: 1kg(ITER 同等想定)
(最大滞留は真空容器と想定していたが、第一壁材料がCFCからWに変更されたため燃料処理設備となる)			貯蔵: 14kg(1ヶ月運転燃料備蓄貯蔵)
放射化ダスト			増殖ブランケットでの生産: 約450g/日、固体増殖・増倍材への滞留量は小さい
W	100 kg	要評価	冷却系内への移行とその処理を含めた滞留評価が必要: 約1kg
C	200 kg	—	—
Be	100 kg	—	—
放射性腐食生成物	問題ないレベルと評価	要評価	選択された冷却材など運転条件により変動
2) 放射性物質を内蔵する機器と作用するエネルギー			
機器	ITER	ITER で考慮すべき事項	核融合炉 核融合炉 で考慮すべき事項
ブランケット(BLK) & ダイバタ(DIV)	—	—	(核融合出力参照)
・中性子反応熱	—	要評価	・冷却配管のみの損傷を考慮すべきか
・増殖材と冷却材の反応熱	—	要評価	・冷却配管のみの損傷を考慮すべきか
・増倍材と冷却材の反応熱	—	要評価	・冷却系圧力制御異常による過圧
・冷却材の内部エネルギー	—	要評価	・冷却系圧力制御異常による過圧
真空容器(VV) & クライオスタット	500 MW	3000 MW	・出力増大に伴う熱負荷
・プラズマの熱エネルギー	400 MJ	要評価	・通常除熱機能喪失による熱負荷及び電磁力
・プラズマに入射するエネルギー	50 MW	要評価	・通常除熱機能喪失による原燃熱負荷
・放射化に伴う原燃熱	0.5 MW/m ³	要評価	・BLK/DIV損傷時の冷却材放出等による過圧
・冷却材の内部エネルギー	—	要評価	・ディスラプション時の熱負荷及び電磁力
・プラズマの磁気エネルギー	300 MJ	要評価	・BLK損傷一冷却材放出時の反応熱&腐食性
・増殖材と冷却材の反応熱	—	要評価	・BLK損傷一冷却材放出時の反応熱負荷
・増倍材と冷却材の反応熱	—	要評価	・コイル短絡等によるコイルの変形
・超伝導コイルの磁気エネルギー	50 GJ	要評価	・冷運転能低下による過圧
燃料処理貯蔵設備	—	—	・冷運転能低下による過圧
・水素同位体内部エネルギー	—	—	—
3) 考慮すべき事項への対応			
考慮すべき事項	ITERの場合	核融合炉の場合	
○真空容器(VV)内などの過圧	○圧力逃がし機構で対応(VVPSSなど)	要検討	●圧力逃がし機構で対応
○崩壊熱除去	○崩壊熱が小さく、自然放熱でも600°C(1ヶ月)	要検討	●崩壊熱は増大、自然冷却でVVが破損しないかを評価(計算コード妥当性検証要)
○電磁力(ディスラプション)	○通常運転時の要求から十分担保される	要検討	●通常運転時の要求から十分担保されると想定
○電磁力(超伝導)	○通常運転時の要求から十分担保される	要検討	●通常運転時の要求から十分担保されると想定
	○BLK/DIVは試験機器、安全上担保なし	要検討	●BLK/DIVは試験機器ではないが、安全上閉込め障壁として設計担保可能か。
	↓↓↓		↓↓↓
	VVの閉込め性能は確保される		VVがCryostatか、又は同方かの閉込め健全性の考慮要

なお、上記を議論するための、放射性物質のインベントリやそれらを内蔵する機器に作用しうるエネルギーと考慮すべき事項については表 3.8-1 に纏めた。

(1) 核融合反応

ITER と同様に、粒子密度やプラズマ圧力に限界があり、燃料の過供給やエネルギーの過注入がおこっても受動的に反応は終息するため、核的暴走の潜在性はない。

(2) 放射線

第一壁表面での DT 反応中性子束は、定常運転維持のためには、超伝導コイルの核発熱を最小化できるような遮蔽設計がなされなければならない。また、漏えい中性子はコンクリートなどの生体遮蔽や建屋内部の区画を構成する壁などで確実に遮蔽する。真空容器や炉内構造物には ITER とは異なって低放射化材料が使用されることになるが、総じて中性子により放射化し放射線を出す。ITER での遮蔽評価の例を運転中の線量率の評価結果として図 3.8-1、文献[3.8-5]に添付するが、炉心位置と比較すると 14 桁程度遮蔽能力が必要となり、核融合炉においても、同程度の状況が想定される。

(3) 放射性物質

a) トリチウム

最も取扱量が多いのは燃料として用いるトリチウムであり、その物理化学的性状から取扱には十分考慮が必要となるが、主燃料循環系での取扱規模(定常存在量)は 1kg 程度であり(装置単位では同位体分離装置内の数百 g が最大値、5.6 節参照)ITER と変わらない。ただし、炉内に配置する増殖ブランケットで常時トリチウムを生産・回収して利用することは大きく異なる。

例えば 3GW の標準熱出力運転とすると、450g/日程度のトリチウムの消費と生産が必要になるが、固体増殖方式の場合はブランケット系内のトリチウム量が数 10g 程度と大きくない。一方、高出力定常運転にともない冷却材中へのトリチウム移行量の増加が想定される。水冷の場合、例えば一次冷却水のトリチウム濃度管理値をカナダの重水炉の重水中のトリチウム濃度管理実績値(1~5mg-T/kg-水)とし、1ループの水量を 250m³程度と考えると最低でも 250g/ループのトリチウムが含まれる。必要ループ数を考えると冷却系統全体のトリチウム量は 1kg 程度となり、さらに低い濃度での管理が必要になる可能性がある(5.9 節参照)。

また、サイト内トリチウム量は、燃料の備蓄量をどのように考えるかに大きく依存し、例えば 1 か月程度の燃料備蓄を考えると、約 14kg のトリチウム保管が別途必要となる。ただ、多くの備蓄分はそれぞれ 100g 程度のトリチウム毎に小分けにして金属貯蔵ベッドに水素化物物として安定貯蔵することから、この備蓄分が増えても、比例して潜在的危険性が増加することはない。さらに、廃棄物等で 1kg 程度を想定すると、サイト内のトリチウムインベントリは約 17kg ということになる(表 3.8-1 参照)。

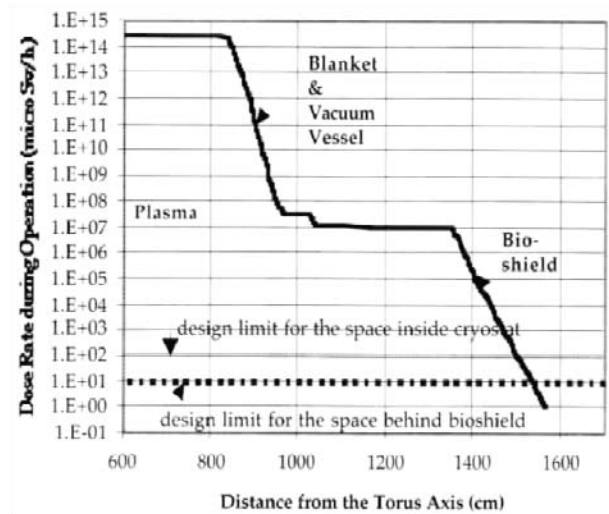


図 3.8-1 ITER における運転時の線量率評価

b) 放射化生成物

上記の他に、可動性の放射性物質としては、放射化した第一壁材料が種々の浸食等により炉内で微細化したダストや冷却材中の放射性腐食生成物、水や空気の放射化生成核種がある。核融合炉の場合、連続運転になるので ITER と比較して放射化のレベルは増大するが、基本的にはフィルター等で比較的容易に除去できるので大きな問題にはならないと考える。しかし、第一壁材料や冷却材に何を使うか、その交換・回収・精製頻度などを考慮し、環境に飛散した場合の影響度を評価しておく必要がある。

なお、最終的な廃止措置を念頭に置くと、相当量の放射性廃棄物(炉内機器や真空容器等)が発生するため、その低減の観点から、可能な限り低放射化材料を利用することが重要である。

ITER 同様、トリチウムや可動性の放射化生成物を安全に閉じ込めて取り扱う必要があり、真空容器や冷却水系統、燃料循環処理系統など、可動性の放射性物質を内蔵する機器は、漏洩に対する一次障壁としての適切な構造健全性を有していなければならない。

(4) 安全を考慮しない場合の異常の影響

放射性物質を内蔵する機器は、その運転制御パラメータの予想変動を考慮して設計されるが、変動範囲を逸脱したときの事象の進展を評価することにより、その破損を防止するための適切な施策を明らかにできる。表 3.8-1 に核融合炉施設で扱うエネルギーを ITER と比較して示す。これらのエネルギーの制御・授受に擾乱が加わった時の事象進展について、ITER での評価を基準として核

融合炉に外挿した時の課題を整理する。特に炉内機器の健全性をどう担保するかが重要である。

a) 真空容器

1) 熱エネルギーに関するものとして、

- 燃料過注入等による過出力や通常運転時の除熱異常については、核融合反応の自己終息性により、真空容器の健全性が損なわれる恐れはない。
- 停止後の除熱異常(崩壊熱の影響)について考慮する必要がある。一次冷却の機能が喪失すると、崩壊熱により、瞬時ではないが(数時間から数日のオーダーで)ブランケット温度が上昇する。必要に応じ、適切な対策を含め真空容器の健全性が損なわれないことを評価確認する必要がある。なお、崩壊熱除去の対策は、蒸気の異常時のみならず、保守時にも十分考慮を要する。
- ITER は実験装置であり、ディスラプションや ELM による過剰な熱エネルギー伝播が想定され評価されているが、核融合炉ではディスラプション回避や ELM 制御は十分に達成されなければならない。安全上はその制御性の評価が必要と考えるが、その上で、ダイバータやブランケットなどの炉内機器の適切な設計・対策により真空容器に影響が及ばないことを評価確認する必要がある。
- なお、慣性閉込め方式における加熱/点火レーザパワーについては、必要な安全上の措置を含め評価する必要がある。

2) 冷却水内部エネルギー・化学反応エネルギーに関するものとして、

- ITER では、炉内機器を試験機器と位置づけ、仮に壊れても安全上支障が無いように設計されている。即ち、安全評価上は冷却配管の全数破断という極端な想定をしても、圧力逃し機構により真空容器の耐圧設計が可能であった。核融合炉でも、上記の想定をした耐圧設計が可能であろうが、増殖ブランケットの破損を伴う増殖材や増倍材の選択によっては冷却剤などとの化学反応熱や反応生成物の発生による真空容器の健全性への影響が懸念される。もちろん、プラズマの運転制御の向上や構造材料の照射データ等の蓄積により、通常運転で想定される荷重に対して十分に健全であるよう設計するが、特に初期段階の核融合炉では共用期間中(交換部は2年、その他は20-30年が目安)の健全性を検査し(2年間に1回程度を想定)保証するには至らない可能性がある。その場合は、安全評価上は壊れるものとして適切な放射性物質の閉じ込め対策が必要となるが、例えば、緊急時炉心冷却システムのような動的な対策が必要ないように設計できるものとする。

- ITER では炉壁温度が低く、Be-水化学反応も加速度的に進展するには至らない。核融合炉での第一壁材料や冷却材の選択によるが、設計炉壁温度如何ではこれらの反応が無視できない可能性がある。その場合は適切な対策が必要となるが、上記の同様に動的な対策は必要ないように設計できるものとする。
- 安全評価上、炉内機器の破損を前提とすれば、計画的遂行の観点から、通常の保守シナリオに加え、上述に事象発生時の復旧のシナリオなどの十分な検討が必要である(3.5節参照)。

3) 磁気エネルギーに関するものとして、

- 超伝導コイルには大きな磁気エネルギーが存在しており、短絡等によるコイルの変形移動が懸念される。本来のプラズマ運転上の要求から、超伝導コイルと真空容器には適切な間隔が存在するため問題はないと考えるが、真空容器の健全性に影響がないことを評価する必要がある。

b) 燃料処理貯蔵施設

ITER 同様に核融合炉においても、燃料処理貯蔵施設における閉じ込め障壁機器等は、ほぼ大気圧以下で運転され(詳細は5.9節参照)、通常運転からの逸脱を想定しても、重大な荷重を生む恐れはない。ただし、ペレット入射及び深冷蒸留ではそれぞれ固体及び液体の水素同位体を取り扱うため、冷却材喪失により過加圧状態を生じうるが、適切な圧力逃し機構を設けるため、設計圧力内に留めうる。

また、取り扱う水素量はITERよりは増大するが、同様な可燃性高圧ガスに準じた安全取扱が必要となる。

c) 冷却系

冷却材の選択によるが、冷却材自身の放射化、放射化腐食生成物及び、混入した燃料トリチウムの共存が想定され、そのインベントリは管理目標値を設定して、それぞれ適切に閉じ込める必要がある。この熱伝達媒体や発電方式にもよるが、水を使用する場合、前述のように核融合炉施設内での最大のトリチウムインベントリとなる可能性があり、相当規模の水処理系によりトリチウムを回収する必要がある。また、水処理方式により、比較的大規模な水素発生が必要となる可能性があり、既存の関連施設に準じた防爆対策など適切な措置も必要となる(5.9節参照)。

(5) 想定異常時の建屋への影響

建屋等は上記の放射性物質を内蔵する機器(第一次障壁)を取り囲む物理障壁であるが、その従属的な破壊の潜在性についても、第一次障壁の破損を演繹的に想定した上で評価することは重要である。ITER の場合は、トカマク建屋内での冷却水全量放出、建屋減圧、トリチウム放出に伴う火災の発生などが評価されており、核融合炉の場合も同様の評価をすべきであろう。

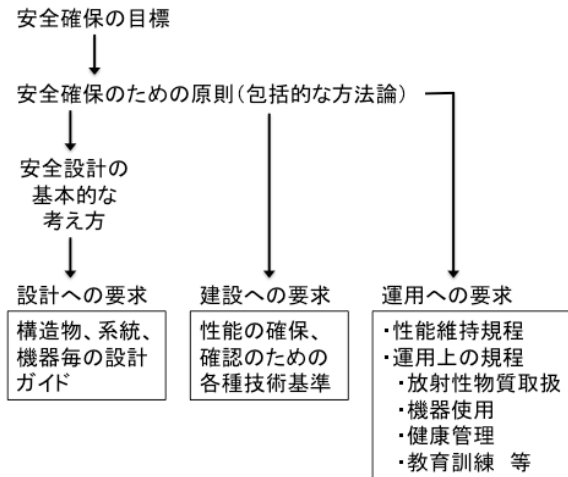


図 3.8-2 安全確保の要件の体系

総じて、ITER と同様に、核融合炉建屋には運転上の要求から適切な容積が存在するため内圧上昇や減圧に係る問題は少ないものと思われるが、冷却材の選択や通常運転温度等によっては、冷却材の内部エネルギーの増大による異常時の建屋の内圧上昇が懸念される。なお、水冷却の場合、この内圧上昇はトリチウム水蒸気によるものであり、ITER で考えられている圧力緩和のための Vault の設置（耐圧 2bar）か、圧力ピーク時にブローパネル等により環境へ噴かせることが必要となろうが、後者の場合には一次冷却水のトリチウム濃度管理値などを検討しておく必要がある。

一方、核融合炉では前述のように相当規模の水素同位体を取り扱うことから、水素火災を引き起こさない設計が必要である。燃料処理貯蔵施設などは必要に応じ適切な防爆機能をもつ障壁内に設置されるため問題は少ないが、真空容器における異常時の高温金属－水反応による水素発生の影響は、設計に応じきちんと評価し対処されなければならない。

上記の異常想定で考慮されるトリチウムの漏洩に関する考え方を表 3.8-2 に整理した。ITER ではフランスカダラッシュでのサイト要件から最大の建家内へのトリチウム漏洩想定は 70g としており、トリチウム除去設備で建家内の負圧を維持しつつ、最低でも 90% 以上のトリチウムを除去すると、敷地境界での公衆の被ばくは 1mSv 以下に抑えられる。日本で核融合炉を設置する場合、自主的にはより厳しい目標を置くことになるが、安全規制上どこまで設計に反映すべきかは、ITER での実績も踏まえつつ、今後の検討課題である。なお、平常時の放射性物質の排出管理は、文部科学省告示別表第二に定められた濃

度限度を基準として実施されるべきであり、例えばトリチウムの場合は、保守的にトリチウム水蒸気の濃度限度（排気口又は敷地境界で 5kBq/m³）をもちい、管理区域の総換気量が保守的に見て 30 万 m³/h 程度とすると、3 ヶ月で約 10mg 以下に放出管理する必要がある。トリチウムの積算循環処理量は ITER で 100kg 程度/3 ヶ月、核融合炉では燃焼率に依存するが 5% とすると 800kg/3 ヶ月と想定され、トリチウムの閉じ込め要求は高い。

(6) 評価を要する安全上の特徴

以上をまとめると、

- ・ 磁場閉込め方式の核融合反応は、固有の安全性により受動的に終息するため、原理的に核的な暴走の危険性はない。なお、慣性方閉込め式の核融合においても、燃焼すべき燃料量を制限するため、その危険性はない。
- ・ 発生する放射線も特段の考慮をせずとも十分遮蔽される。
- ・ 施設全体では相当量の放射性物質を取り扱うため、設計の進展に応じてその種類・性状・量・分布などを評価する必要があるが、飛散性や保有量の観点から、燃料であるトリチウムが最も重要となる。
- ・ 潜在するエネルギーは ITER より大きく、構造材料や冷却材、それらの運転条件（温度・圧力・制御など）を考慮して、放射性物質の一次障壁等（特に、増殖ブランケットなど炉内構造物や真空容器や冷却系）への過加圧、崩壊熱、反応熱の影響を正確に評価する必要がある。
- ・ 現時点では特段の動的措置（例えば緊急停止装置や残留熱除去設備）を講じなくても、受動的に異常事象が終息し、放射性物質の異常な漏えい等の事故には至らないものとする。
- ・ 核的暴走は無く、一次障壁の健全性は設計上担保されるが、万一の放射性物質の異常な漏えいなど事故を想定した時の荷重の最終障壁（例えば建屋）への影響を評価する必要がある、最終障壁の健全性を損ねるレベルに達しないことが示されるべきであると考え。

3.8.2 安全確保の考え方

ITER の安全確保の議論でももちいられたが、安全確保の要件の体系を図 3.8-2 に示す。

(1) 安全確保の目標

前項で述べたように、核融合炉は今後の設計の具体化と並行して安全上の評価を実施する必要があるが、ITER の延長線上にある「放射線の発生と放射性物質の取扱において安全上の考慮を有する施設」であることに違いはない。したがって、現段階においては、「公衆及び放射線作業従事者（以下、従事者）に放射線障害を及ぼすおそれがないように措置を講ずること」が、安全確保の目標であると考え。

表 3.8-2 平常時のトリチウム排出基準と仮想事故時のトリチウム漏洩想定及びその対処

	ITERの場合(フランスカダラッシュサイトでの想定)	核融合炉の場合
平常時	●ICRPの勧告に基づき、核種毎に定められた排出濃度限度に従う。トリチウム水蒸気の場合は5kBq/m³(3ヶ月平均値)。 ●排出量は、管理区域の換気総量に依存。30万m³/hとすると、3ヶ月で10mg程度が制限値ということになる。 ●3ヶ月の総トリチウム循環処理量は、100kg程度(=100g/shot × 2shot/h × 8h/d × 5d/w × 13w)	●同左 ●考え方は左に同じ。管理区域位の総換気量に依存。 ●3ヶ月の総トリチウム循環処理量は、800kg程度(=450g/d燃焼(3GW出力) × 20(燃焼率5%と仮定) × 90d)
閉じ込め対策	●主燃料については、トリチウムプラント全体のトリチウム回収性能として7-8桁程度が設計上要求されている。 - 例えば、1)パラジウム拡散器で1~2桁、2)触媒化学反応による回収装置で2桁、3)同位体交換による洗浄装置で2桁、4)最終的なトリチウム除去設備で2桁程度。 ●既存施設で実質的に放出量に寄与しているのは、保守補修作業時及び廃棄物の一時保管時であり、この閉じ込め管理が重要。 ●被ばく管理上は空調換気ダクトを付けた簡易テントハウスを検討。	●左記ITERの実績を踏まえ、全体として更に1桁程度の性能向上が望ましい。 ●被ばく管理上は遠隔機器対応。保守補修時や廃棄物一時保管時の閉じ込め対策には特段の考慮が必要。あらかじめ想定される区画の循環トリチウム除染機能や、トリチウム除去設備と連結した拡張機能性テントハウスの類を準備するなどの設計対応が必要であろう。
異常時 仮想漏洩量	◎火災時を含め、1事故あたり、最大70g—Tの建家内漏洩 ・ 閉止弁等で区切ることができる1区画内の上限値として原則全ての一次閉込め設備等に設計上の対応を適用。 ・ 真空容器と水素同位体分離設備のみ除外。 - 現実的評価では<70g以下と想定。	◎ITER同様に想定する必要があるか？ ・ 少なくとも自主的に1区画内の上限値は100g程度とするのは妥当。 ・ 冷却系1系統内も100g以内に制御可能。 ・ 真空容器も水素同位体分離設備も、材料選択と機能分散で適用可能。
除去機能 (性能保証値)	◎建家のトリチウム除去設備のトリチウム除去機能は90%以上* ・ 最大7gの排気口からのトリチウム放出 ⇒ カダラッシュサイトの敷地境界で1mSvとの評価 (* 設計上は99.9%、検査は99%、異常時の最低性能保証が90%)	◎建家のトリチウム除去設備のトリチウム除去機能の保証値を1桁向上(99%) ・ 仮想事故時は最大1g程度の排気塔からの放出 ⇒ サイトの敷地境界で0.1mSv以下となるよう設計対応可能

(2) 安全確保のための原則

核融合炉の設計、建設、運転において、上記の安全確保の目標を達成するためには、以下を原則とすることが適切と考える。

- 平常時において環境中に放出される放射性物質及び施設から直接放出される放射線に対して、公衆及び従事者に対する放射線防護が適切にされること(実効線量等量が国の定める法的限度を超えないことはもとより、合理的に達成できる限り低減すること)。
- 核融合炉の安全上の特徴を考慮して、放射性物質を内蔵する機器等については、必要に応じ圧力逃し機構を設けるなど、十分な構造強度を確保・維持して、事故の発生防止を適切に図ること。
- 万一の事故を想定しても、公衆及び従事者に過度の放射線被ばくを及ぼすおそれがないよう、適切な設備により影響を緩和すること。

上記の a)は放射線・放射性物質を取り扱う施設に共通するものであるが、b)は一次障壁を保護するために特別な動的措置を講じなくても放射性物質の異常漏えいなどの事故の発生が防止できることが前提となる。c)は核融合炉での放射線・放射性物質の取り扱いに関してより高いレベルの安全性を確保することを意味する。なお、核融合炉においても ITER 同様に工学的防護の範囲で十分であり、原子炉施設に対して要求されるような事故の拡大防止のための要件(例えば、公衆避難)は必要とされないものとする。

(3) 安全設計の基本方針

図 3.8-1 に示すように、前述の原則を具現化する際の、安全設計に係る包括的な基本方針は、ITER の延長線上として以下に大別されるものとする。

- ・ 平常時の放射線防護
 - ・ 事故の発生防止
 - ・ 事故の影響緩和
 - ・ 安全設計の評価
 - ・ 共通事項
- 以下に項目ごとに整理する。

a) 平常時の放射線防護

適切な放射線遮蔽、換気、ならびに排気設備および排水設備を備えるとともに、放射性物質を内蔵する機器等の平常時の運転条件を考慮し、それらからの漏えいを制限する。さらに、放射性物質による汚染の拡大防止、作業雰囲気中の放射性物質濃度、周辺環境への放射性物質の放出量及び放射性物質濃度の低減を図る。

なお、大型構造物の定期点検などを含めた保守・補修時も平常時であり、保守シナリオ(3.7 節参照)との整合性をとりつつ放射性物質を効率的に閉じ込めるよう、設計上十分考慮する。表 3.8-2 に示すように、トリチウムの閉じ込めに関しては平常時の管理要求とその対処について整理した。放射線遮蔽については、前述のように図 3.8-1 程度の能力が想定されている。(具体的には 5.8 節、5.9 節参照)

また、放射線管理及び防護活動のための適切な施設並びに器材を備える。

表 3.8-3 異常事象の評価に関する ITER と核融合炉の比較

	ITERの場合(フランスカダラッシュサイトでの想定)	核融合炉の場合
平常時	●ICRPの勧告に基づき、核種毎に定められた排出濃度限度に従う。トリチウム水蒸気の場合は5kBq/m³(3ヶ月平均値)。 ●排出量は、管理区域の換気総量に依存。30万m³/hとする、3ヶ月で10mg程度が制限値ということになる。 ●3ヶ月の総トリチウム循環処理量は、100kg程度(=100g/shot × 2shot/h × 8h/d × 5d/w × 13w)	●同左 ●考え方は左に同じ。管理区域位の総換気量に依存。 ●3ヶ月の総トリチウム循環処理量は、800kg程度(=450g/d燃焼(3GW出力) × 20(燃焼率5%と仮定) × 90d)
閉じ込め対策	●主燃料については、トリチウムプラント全体のトリチウム回収性能として7-8桁程度が設計上要求されている。 - 例えば、1)パラジウム拡散器で1~2桁、2)触媒化学反応による回収装置で2桁、3)同位体交換による洗浄装置で2桁、4)最終的なトリチウム除去設備で2桁程度。 ●既存施設で実質的に放出量に寄与しているのは、保守補修作業時及び廃棄物の一時保管時であり、この閉じ込め管理が重要。 ●被ばく管理上は空調換気ダクトを付けた簡易テントハウスを検討。	●左記ITERの実績を踏まえ、全体として更に1桁程度の性能向上が望ましい。 ●被ばく管理上は遠隔機器対応。保守補修時や廃棄物一時保管時の閉じ込め対策には特段の考慮が必要。あらかじめ想定される区画の循環トリチウム除染機能や、トリチウム除去設備と連結した拡張機能性テントハウスの類を準備するなどの設計対応が必要であろう。
異常時 仮想漏洩量	◎火災時を含め、1事故あたり、最大70g-Tの建室内漏洩 ・ 閉止弁等で区切ることができる1区画内の上限値として原則全ての一次閉込め設備等に設計上の対応を適用。 ・ 真空容器と水素同位体分離設備のみ除外。 - 現実的評価では<70g以下と想定。	◎ITER同様に想定する必要があるか？ ・ 少なくとも自主的に1区画内の上限値は100g程度とするのは妥当。 ・ 冷却系1系統内も100g以内に制御可能。 ・ 真空容器も水素同位体分離設備も、材料選択と機能分散で適用可能。
除去機能 (性能保証値)	◎建家のトリチウム除去設備のトリチウム除去機能は90%以上＊ ・ 最大7gの排気口からのトリチウム放出 ⇒ カダラッシュサイトの敷地境界で1mSvとの評価 (＊設計上は99.9%、検査は99%、異常時の最低性能保証が90%)	◎建家のトリチウム除去設備のトリチウム除去機能の保証値を1桁向上(99%) ・ 仮想事故時は最大1g程度の排気塔からの放出 ⇒ サイトの敷地境界で0.1mSv以下となるよう設計対応可能

b) 事故の発生防止

放射性物質を内蔵する機器等は、想定される運転条件を適切に考慮してその構造健全性を確保するとともに、内蔵する放射性物質が機器等の外部に異常に漏えいすることを防止する。この際、過加圧については適切な圧力逃がし機構を設ければよいが、崩壊熱・反応熱の適切な除去が課題とならないよう考慮する必要がある。

また、供用中に上記機器の構造健全性を確認できるよう設計し、確認のための試験・検査は構造強度等を確保する上で適切と認められる規格・基準等に準拠して実施する。なお、この規格・基準の整備は、各種構造材料の開発・選択と並行して、今後の重要な課題である。

c) 事故の影響緩和

事故の影響緩和設備は、放射性物質の放出に伴い流出する流体等の状態、放射性物質の放出経路、想定すべき地震力と事故により発生する荷重との組み合わせ、商用電源の利用が期待し得ない場合の想定、動的機器の起動失敗などの仮定などを考慮して設計する。

また、事故の状況を把握するために必要な情報を監視できる設備が必要となる。

d) 安全設計の評価

a).b).c). の設計の妥当性を確認するため、以下のように評価する必要がある。

・ 平常時の影響評価

放射線による線量、排気・排水に伴う放射性物質の放出に起因する線量当量を解析し、「放射線を放

出する同位元素の数量等を定める件」文部科学省告示(第百五十四号)の第四条第一号に定める管理区域に係る線量等、第十条第一項、第二項第一号に定めるしゃへい物に係る線量限度、及び同告示別表第2の濃度限度以下であることはもとより、ALARAの精神に基づき設定する目標(例えば公衆に対して100μSv/年など)を満たすことを評価する。

・ 異常時の影響評価

技術的見地から放射性物質の放出が最大となる事故を放出経路ごとに想定し、その影響を解析する。代表事象は内蔵する放射性物質の量及びその放出の駆動力を考慮して選定する。解析の際は、各種条件を十分考慮し妥当な保守性を加味した解析条件とするとともに、動的機器の起動失敗や商用電源の利用が期待し得ない場合も考慮する。

なお、評価の判断基準は、ITERの安全確保でも議論になったが、公衆の実効線量当量として5mSv(ICRPの補助的線量限度に準拠)を用いるべきと考える。

3.8.1節に記述したが、平常時の設計上の考慮として、炉内機器の健全性をその供用期間中において確保できるかが重要であり、表3.8-3にその評価の考え方を整理した。

e) 共通事項

上記に共通する要件として、火災に対する防護、地震に対する防護および品質保証に関するものが挙げられる。

・ 火災に対する防護

火災の発生の防止を基本とするが、万一に備え、

火災の検知、消火、影響の拡大防止措置などの方策を適切に組み合わせて、核融合施設の安全性確保できるよう設計する。事故の発生防止のためには、火災によっても放射性物質を内蔵する機器等の一次障壁の健全性が確保されなければならない。特に、燃料処理貯蔵施設においては一次障壁の耐火性を確保するとともに、設置する部屋等の耐火性・不燃性を確保する。また、万一に備え、適切な区画を設け、区画内の放射性物質の量や燃焼物量を制限することも有効となる。さらに、影響緩和設備においては、火災が生じてその機能が損なわれないよう設計する。

- ・ 地震に対する防護

放射性物質を内蔵する機器等に対しては、想定される地震による放射性物質の漏えいを防止するに十分な耐震性を確保するとともに、事故時に機能する影響緩和設備においては、その機能期間中に発生しうる地震に対して十分な耐震性を確保する。なお、放射性物質を内蔵する機器や万一の事故時の影響緩和設備などの安全機能を有する施設は、安定な地盤に支持する。また、適切な地震力を定めるとともに、特に免震装置を利用する場合はその特性を考慮して長周期領域における地震力の影響を適切に考慮する必要がある。

- ・ 品質保証

放射性物質を内蔵する機器や万一の事故時の影響緩和設備は、信頼性を確保する。設計・製作・据付けなどの各段階において、定められた性能が確保されていることを確認できるよう考慮するとともに、ISO規格等に準じて適切な品質保証活動を実施する必要がある。

参考文献

- [3.8-1] 原子力安全委員会,「ITER の安全確保について」,平成13年8月6日原子力安全委員会決定
- [3.8-2] 原子力安全委員会,「ITER の安全規制のあり方について」,平成14年6月3日原子力安全委員会決定
- [3.8-3] 文部科学省,「ITER の安全確保について」,ITER 安全規制検討会報告書,平成15年11月28日
- [3.8-4] ITER 工学設計活動報告:V. ITER の安全上の特徴と安全確保の考え方,原子力学会誌,Vol.44(2002) 75-82.
- [3.8-5] ITER EDA Documentation Series No.24, ITER Technical Basis, Chapter 2.14, Page 13, IAEA, Vienna, 2002.

炉でも商用炉と同じ方式を取れなくはないが、発電の前に定格熱出力を確認しようとすれば、冷却設備は 2/3 ではなくて、3/3 の熱出力に対応した容量が必要となる。

このため原型炉が商用炉に近い熱出力(電気出力～100 万kW)を持つと想定するならば、核融合炉の中で原型炉の設備や敷地面積が一番大きくなることは不思議ではない。

技術的には完成の域に達している既存の軽水炉と比較すれば、軽水炉では一つのサイトに複数の原子炉が設置されており、100 万kWレベルの原発 1 基分あたりの敷地面積は約 20 万 m^2 ～60 万 m^2 程度である。大きな数値は同一サイトで将来の増設分も含まれているので、1 基あたりの最小敷地面積は凡そ 20 万 m^2 強と見込まれる。核融合炉にこれら軽水炉と同等のコンパクトさを求めることは困難としても大きく見劣りしないサイト条件が望まれる。特に核融合炉が寿命を迎える既存原発の後に置き換わっていくとするならば、一基あたりの敷地面積はほぼ同等であることが望ましい。原型炉の検討は以上のような商用炉への一般的要請を念頭に置きながら進められなければならない。

3.9.2 核融合炉の電源の有効利用率

核融合炉を実験装置からエネルギーシステムに転換しようとするならば、将来の経済性追求の方向性についても考察しておく必要がある。即ち、如何に装置や設備を単純化できるかという視点での検討である。実験装置であれば許されていた装置の冗長度も商用炉では切り捨てなければならない。

そこで、まず核融合炉の電源の利用率を考えてみよう。商用炉では一度起動して電気出力が一定になった後は定常運転を継続する。それぞれの電源がどのような使われ方をするか見てみると、

1) 超伝導コイル電源

トロイダルコイル電源は初期励磁の時間を十分長く取って充電するのであれば、電源としては大電流ではあるが低電圧電源で良い。

ポロイダルコイル電源は起動時にコイルの電流変化を必要とするため、kV を超える電圧の発生が必要となる。プラズマが定常状態になってからはコイル電流は一定のままなので、必要となる電源電圧は低くて良い。つまり、高い電圧は起動時にしか使わないので設備利用率は極めて低い電源である。更に大電力を使うので電力系統への影響が無視できず、その対策のための設備は大規模なものとなる。一つのサイトに核融合商用炉が数多く建設されるようになれば、立ち上げ時のみ使う電源を複数の炉に共有して用意するなどの合理化が求められよう。脚注(一日に 1 回運転するようなパルス炉の場合[3.9-2]にはポロイダル電源は毎日 1 回、起動時に有効に使われる。)

2) 加熱装置電源

この電源は起動時にフル稼働。核燃焼が始まり、加熱入力を小さくしてもパワーバランスは成立することになる

が、定常核融合炉では電流駆動のために加熱装置の稼働が必要なので、電流駆動効率に応じた運転継続や、プラズマの安定性回復のための制御用運転が必要となり、電源の稼働率は高い。

3) 冷凍機用電源

超伝導コイルの冷却は常時必要となるので、定常的に冷凍機用電源は稼働する。電力の殆どはヘリウム圧縮機で消費される。核融合プラントの循環電力を低減する目的で冷凍効率を高める必要はあるが、設備利用率は高い。

4) 電源システムの合理化

ITER のトロイダル磁場コイルは、コイル 9 個ずつの 2 グループに分け、それぞれ 9 個のコイルを直列にして、68 kA, 900 V の直流電源に繋いでいる(図 3.9-3)[3.9-4]。コイルの充放電時間は約 30 分である。原型炉以降の核融合炉では一度コイルに充電すれば済むので、このような早い充電時間には必要なく、したがって、電源に必要な電圧ももっと低くて良い。例えば、原型炉のコイルのインダクタンスが ITER の 2 倍であったとしても、10 時間で充電するのであればコイル電流が同じであったとして、電源に必要な電圧は 10 分の 1 で済むことになる。即ち、トロイダル磁場コイル電源は低電圧のものでよい。また稼働率も高いので必要な設備は有効に使われることになる。

一方、中心ソレノイドコイルを含むポロイダルコイルには起動時にはプラズマ電流立ち上げのために各コイルに変化する電流を流す必要があり、電源は過渡的ではあるが高い電圧と大電流を担えるものが必要となる。しかし、一旦定常になってからは電流こそ大きい、電圧は TF コイル電源と同じように低い電圧で済むことになる。したがって、直流発生用電源としては高電圧対応の稼働率は極めて低いものとなる。

一つの対策として採用されているのが、JT-60SA で使われようとしているコイル電源である(図 3.9-4)。これは長

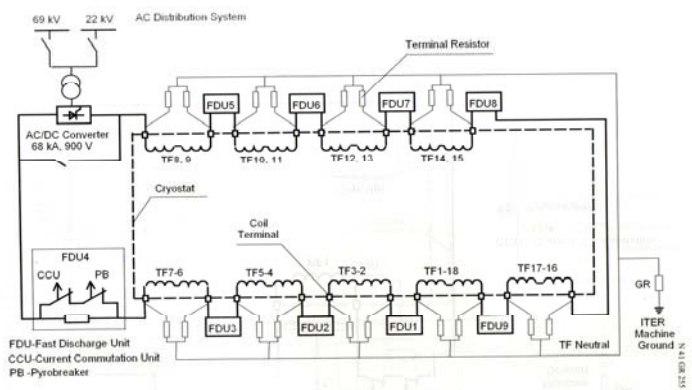


図 3.9-3 ITER のトロイダル磁場コイル結線図

時間低電圧の電源を基本回路として、この低電圧に、立ち上げ時の短時間のみ、高い電圧を担える電源を重畳上積みするものである。こうすることによって、上積み電源は短時間定格のもので合理化できることになる[3.9-5]。

コイル電源や加熱装置の電源など、大電力を扱う核融合の電源の大部分は直流電源であるため、交流から直流への電力変換が必要である。このため、コイル負荷などの場合には有効電力の2～3倍の大きさの無効電力を消費する。例えば ITER の電源では系統からの受電点から見た場合、15 MA の誘導プラズマ電流、加熱入力 73 MW の標準運転の場合、図 3.9-5 のように何らの補償をしない場合には 230 MW 程度の有効電力に対して 800 Mvar もの無効電力を消費する[3.9-4]。このうち加熱装置の高圧電源の力率は 90% 程度と高いので、大部分の無効電力はコイル電源起源のものである。商用の系統はこのような力率が悪い負荷に大電力を供給出来ないため、電力会社からの要請により受電側で電力コンデンサなどを用いた力率改善装置を設置して補償している。ITER の設計では補償措置により、800 Mvar を約半分の 400 Mvar まで抑えている。ただし、このように低い力率の運転は炉が定常になるまでの話であって、核融合出力が定常になったあとでは電源の構成を工夫すれば改善される余地はある。

3.9.3 電力系統への接続

近隣発電所との距離や接続点での系統容量などに大きく依存するが、JT-60 の 275 kV 受電では許容される瞬時の電圧変動は 40 MW に制限されている。これ以上の電力を受電するには時間をかけて順次増やしていくか(7秒ごとに 40 MW ステップ)、プラント内に電動発電機などを備えてエネルギーを蓄積し、系統への影響を抑制する必要がある。

JT-60 は自らは発電しない実験装置なので系統との電力の授受は受電のみであるが、原型炉の場合には起動時の受電のほかに、系統に電力を送り出す場合にも大電力の出し入れがある。なお、ここでいう瞬時とは電力系統から見て短時間という意味であり、数秒以内の変動のことを指す。核融合炉の運転では定常運転に入ってから後でも予定外の核融合熱出力の変動の他に、プラズマ安定性制御のためのアクチュエーター用電源の電力変動も考慮する必要がある。例えば、核融合熱出力が何らかの異常で低下し始めたとき、コイルや加熱装置などを制御して低下を防ごうとする場合、系統へ送り出している電力はこれらの制御電力分のために低下することになる。系統への瞬時電力変動を抑える必要がある場合には出入り電力の瞬時の変化を平滑化するエネルギー蓄積装置が必要となろう。平滑化すべき電力変動はどのようなものが想定されるかによって導入すべきエネルギー蓄積装置も異なる。例えばパルス出力炉で定常的な電気出力を得ようとする場合には、パルスとパルスの間の核融合熱出力の休止時間(dwell time)のエネルギー欠損を埋めようとするならば、膨大な熱エネルギーの蓄積装置が必

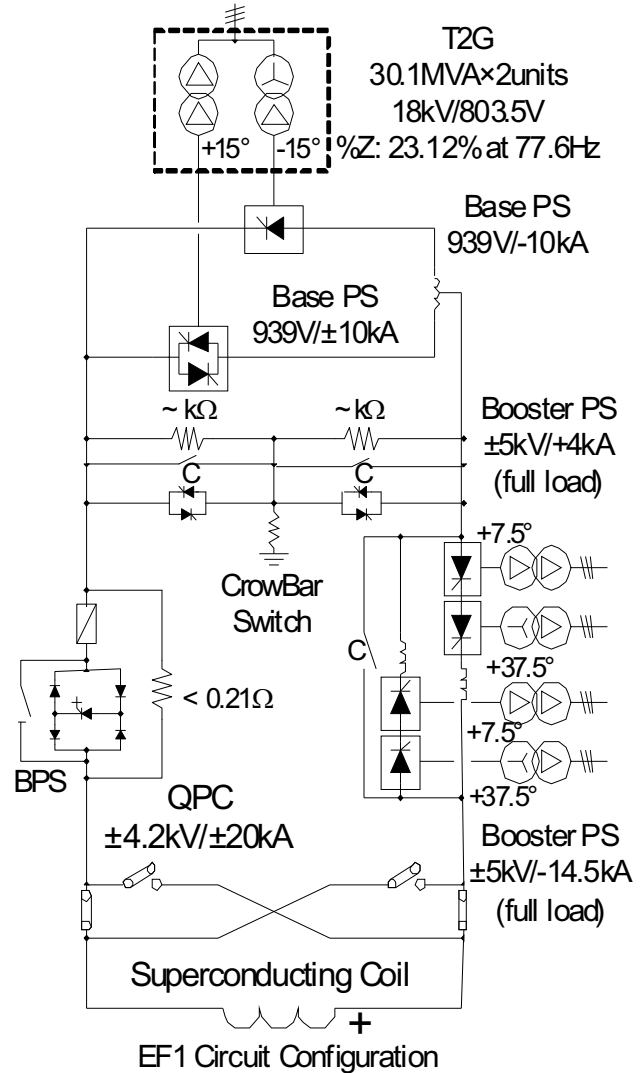


図 3.9-4 JT-60SA の平衡磁場コイル電源の設計例

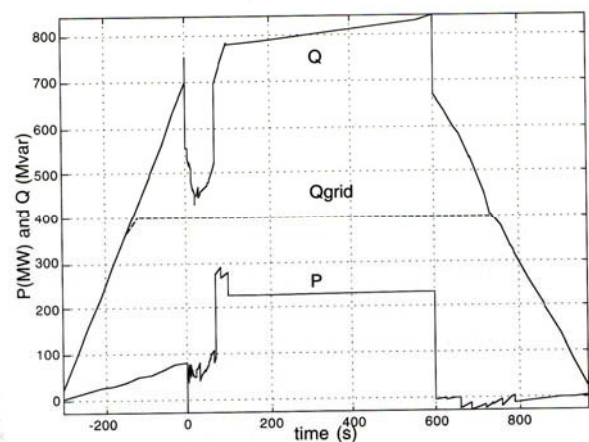


図 3.9-5 ITER の消費非定常電力パターン

要となる[3.9-6].

エネルギー蓄積装置としては熱エネルギーで蓄えるものと電気エネルギーで蓄えるものが考えられる. 後者の例として電動発電機(MG)は民生用に確立された技術により入手可能である.

エネルギー蓄積装置としてどのようなシステムが適用可能であるかについて, 粗い見積もりを試みよう. 例えば 100 万 kW 電気出力の核融合発電所があるとして, その電気エネルギー 5 秒分を蓄積しようとする, $10^9 \text{ W} \times 5 \text{ sec} = 50 \text{ GJ}$ のエネルギーの蓄積が必要となる.

例1 超伝導エネルギー貯蔵

その技術開発が行われてきたが, 磁束が外部に漏れ難いという面では最適な形と考えられる磁場核融合炉の TF コイルの群の配位で考えると, 上記エネルギーは ITER 全 TF コイルの蓄積エネルギー(～40 GJ)に匹敵する. もし核融合熱出力低下をこの種の蓄積装置からのエネルギー供給により補おうとすると, 出し入れに有効に使えるエネルギーの割合を貯蔵能力の約 7 割として, ITER 規模の TF コイル群が約 2 セット必要ということになる.

例2 バッテリー

バッテリーによる蓄電もリチウムイオン電池の目覚ましい開発により, 短時間なら可能性がでてきた. 例えば, 中国製大容量バッテリーで市販のものは 800 AH, 放電電圧約 3 volt, 重量 25 kg, サイズ 850x288x71 mm があるが, この蓄積エネルギーは $800 \text{ amp} \times 3600 \text{ sec} \times 3 \text{ volt} = 2400 \text{ Wh} = 8.6 \text{ MJ}$ となるので, 5 秒分のエネルギー蓄積のためには 約 5800 個のバッテリーが必要となる(約 150 ton). ただし, これには 5 秒間で急速放電ができ, かつ大電力用安全装置も開発が可能との仮定での話である.

急速充放電が技術的に可能な機器としては, バッテリーのような化学反応を利用しない, 電荷を直接蓄積するコンデンサーがある. 近年これに類するものとして, 電気二重層コンデンサーが開発されている. これは従来の電解コンデンサーに比べて蓄積エネルギー密度が数十倍大きく, 鉛蓄電池に近い性能を持ち, 充放電繰返し数が電解コンデンサーと同様大きく取れる特徴があるが, 8 kg 程度の大きさ(サイズは 380x175x110 mm)で蓄積エネルギーは 20-30 Wh (70-110 kJ)程度に過ぎず, リチウム電池に比べると重量あたり, 30 分の 1 の容量である.

すなわち, エネルギーを電磁氣的に蓄積することは原理的に可能であっても膨大な設備になる懸念があり, 用途を限定して設計し, システムに取り込むことが必要である.

一方, 熱容量の大きな物質(例えば金属)に熱を蓄え, 核融合出力の低下を補おうとする場合は, 文献[3.9-6]では加圧水を 150 atm の冷却材に使用した場合, 直径 3 m 長さ 20 m のタンクの中に多数のステンレス管を並べて配置した貯熱器 1 基あたり, 約 15.5 GJ のエネルギーを出し入れできるとしている. 50 GJ のエネルギー貯蔵には約 3 基以上必要となるが, 超伝導コイルによるエネルギー

貯蔵に比べれば遙かに小型で単純なシステムとなろう. ただし, どの程度の応答の時定数が期待できるかなど具体的な要件に応じた解析が必要である.

参考文献

- [3.9-1] M.Kikuchi et al, The advanced SSSTR, Fusion Engineering and Design **48** (2000) 265-270
- [3.9-2] ITER Technical Basis Chapter 3.6, IAEA,ITER Documentation Series No.24 (2002)
- [3.9-3] N.Inoue et al., Feasibility Study on Inductively Operated Day-long Tokamak reactor, Nuclear Fusion Supplement (Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion research 1992)vol.3(1993),347:
- [3.9-4] ITER Technical Basis Chapter 3.4, IAEA,ITER Documentation Series No.24 (2002)
- [3.9-5] A. Coletti et. al., " JT-60SA POWER SUPPLY SYSTEM", to be published in Proc. of 26th SOFT, Portugal, 2010.
- [3.9-6] H.Horiike et al; Comparison between a steady-state fusion reactor and an inductively driven pulse reactor, JAERI-M 92-056 April 1992 and JAERI M 93-208 Oct. 1993

第4章 炉心プラズマに関する基盤と課題

本章では第3章で述べたトカマク炉を設計するに当たってそのベースとなる、炉心プラズマに関する基盤が何処までできているか、また今後の課題は何かについてまとめたもので、設計者からみれば設計のデータベースであり、研究開発担当者からみれば設計との関わりにおいて今後進むべき方向を決める際の根拠と示唆を含むものである。

4.1 閉じ込め性能

プラズマの輸送は極めて複雑であり、多くの現象が完全には理解されてはいない現状において、原型炉設計に必要な閉じ込め性能を予測するためには、既存装置の実験データベースに基づいた閉じ込め比例則が必要である。これまでにITERの閉じ込め性能を予測するため、ITER物理R&D活動および、その後の国際トカマク物理活動(ITPA)において、閉じ込め性能や輸送に関するデータベースが構築・更新され、様々な比例則が提案されている。

本節では、原型炉に向けた炉心プラズマに関するデータベースとして、ITER物理設計のために構築された既存トカマク装置の実験データに基づく(i)LモードおよびHモードプラズマのエネルギー閉じ込め時間の比例則、(ii)Hモード閾パワーの比例則を紹介する。また、原型炉の物理設計において重要であるが比例則の構築にまで至っていない閉じ込め特性として、(iii)周辺ペデスタル、(iv)内部輸送障壁、について簡単にまとめておく。さらに、閉じ込め特性と関わりの深い(v)粒子輸送と(vi)トロイダル回転について、最近の知見まとめておく。なお、最近のトカマクプラズマの閉じ込めと輸送研究について文献[4.1-1,2]のそれぞれ第2章に詳しくまとめられているので是非、参照いただきたい。

4.1.1 閉じ込め比例則

トカマクプラズマの閉じ込め比例則は、将来の装置の閉じ込め性能を予測するために、エネルギー閉じ込め時間を工学的パラメータで記述している。このような比例則は、原型炉設計における0次元の炉心プラズマ設計において有用である。

まず、トカマクプラズマの閉じ込め性能の基準になるLモードの比例則(ITER89P則)[4.1-3]は、次のように表される。

$$\tau_{E,th}^{ITER89P} = 0.048 M^{0.5} I_p^{0.85} B_t^{0.2} R^{1.2} a^{0.3} \kappa^{0.5} n_{20}^{0.1} P^{-0.5}.$$

ここで、 τ_E はエネルギー閉じ込め時間[s]、 M はイオン質量数、 I_p はプラズマ電流[MA]、 B_t はプラズマ中心のトロイダル磁場[T]、 R は主半径[m]、 a は小半径[m]、 κ は楕円度、 n_{20} は線平均密度[10^{20}m^{-3}]、 P は加熱パワー[MW]である。

また、ITERの標準運転モードであるELMy Hモードの熱エネルギー閉じ込め時間 $\tau_{E,th}$ の比例則IPB98(y)が構築され、次のように表される(図4.1-1)[4.1-1]。

$$\tau_{E,th}^{IPB98(y)} = 0.0365 M^{0.2} I_p^{0.97} B_t^{0.08} R^{1.7} a^{0.23} \kappa^{0.67} n_{19}^{0.41} P^{-0.63}.$$

ここで、 n_{19} は線平均密度[10^{19}m^{-3}]である。この比例則を無次元の物理量とボーム時間 τ_B で書き表すと、

$$\tau_{E,th}^{IPB98(y)} \propto \tau_B \rho_*^{-0.83} \beta^{0.50} \nu_*^{-0.10} M^{0.97} q^{-2.52} \varepsilon^{-0.55} \kappa^{2.72},$$

となることから、ELMy Hモードの閉じ込め特性がジャイロボーム型($\tau_E / \tau_B \propto \rho_*^{-1}$)であることが分かる。従って、 ρ_* の値が小さいITERや原型炉における閉じ込め改善度は既存トカマクに比べ大きくなることが期待できる。その後、 ρ_* 依存性が過大評価することを避けるために、小型装置(大 ρ_*)を省いた比例則IPB98(y,2)が構築され、次のように表される[4.1-1]。

$$\tau_{E,th}^{IPB98(y,2)} = 0.0562 M^{0.19} I_p^{0.93} B_t^{0.15} R^{1.39} a^{0.58} \kappa_a^{0.78} n_{19}^{0.41} P^{-0.69}.$$

ここで、 κ_a は実効的な楕円度(ポロイダル断面積 S_c を用いて $\kappa_a = S_c / \pi a^2$)である。 ρ_* 依存性がわずかに小さくなっている($\tau_{E,th}^{IPB98(y,2)} / \tau_B \propto \rho_*^{-0.70}$)。現在、ITERの性能予測や

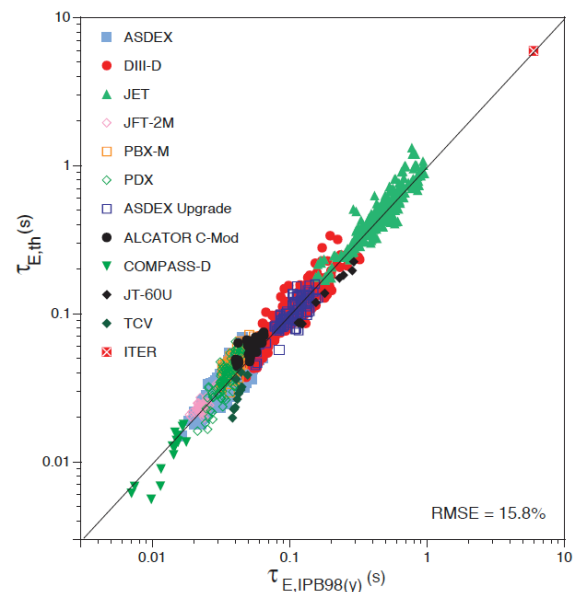


図4.1-1 ELMY Hモードの熱エネルギー閉じ込め時間と比例則IPB98(y)との比較 [4.1-1]

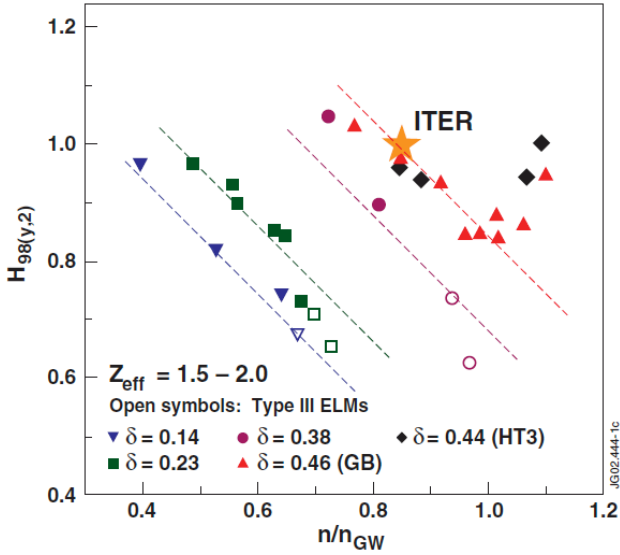


図 4.1-2 異なる三角度における閉じ込め改善度の密度依存性 [4.1-4]

既存トカマクの閉じ込め性能評価には、この IPB98(y,2) 比例則が使用されることが多い。さらに、H モードプラズマでは周辺輸送障壁によってペDESTAL 分布が形成されることで閉じ込め性能が改善されることを考慮して、プラズマの蓄積エネルギーをペDESTAL 分と中心成分に分けて考えるオフセット非線形の比例則が次のように提案されている [4.1-4]。

$$\tau_{E,th}^{ONL} = 0.082 I_p B_t R \alpha K P^{-1} b^{-0.1} + 0.043 I_p^{0.6} n_{19}^{0.6} R^{1.3} \alpha P^{-0.4} b^{-0.15}.$$

ここで、 b は無次元パラメータである ($b = B_t R^{1.25}$)。

H モードの閉じ込め比例則を原型炉の物理設計に適用する上で注意しなければならないことを指摘しておく。H モード閉じ込めデータベースには、イオン加熱主体のデータが多く含まれている。しかし、電子系とイオン系での乱流輸送機構が異なることと、原型炉では α 加熱主体のため電子加熱になることから、電子加熱主体の場合でも比例則が成立することを広いパラメータ領域で確認する必要がある。当然、ECH 等を用いた電子加熱プラズマでの閉じ込め性能が IPB98(y,2) 比例則等に矛盾しないことが確認されているが、密度等のデータ範囲は限られている。

また、IPB98(y,2) 比例則等には、高密度運転に好ましい依存性が現れている ($n_{19}^{0.41}$)。しかしながら、H モードプラズマでガスパフにより密度を増大させると、閉じ込め性能が劣化する現象が観測されている。このような高密度領域における閉じ込め劣化は多くの装置で観測されており、特にグリーンワルド密度限界の 80% 以上の密度領域での劣化が著しい。このような比例則に矛盾する現象は、比例則導出に使用したデータベースに強力なガスパフによって得られた高密度側のデータが含まれていないためと考えられる。従って、ベータ限界の範囲内で高い核融合出力を得るために高密度領域を設定することの多い原型炉の物理設計においては、閉じ込め比例則を用いた高密度 & 高閉じ

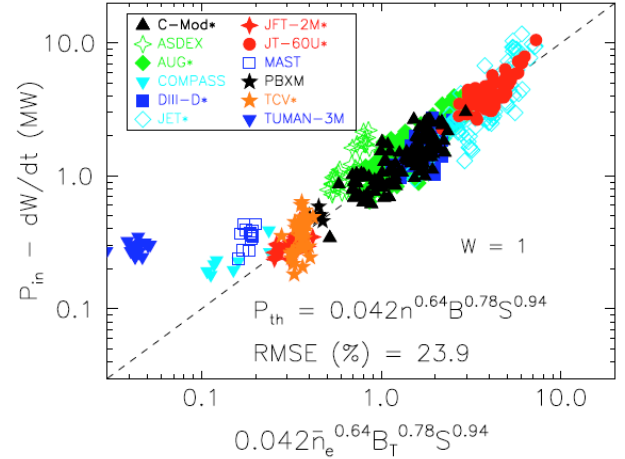


図 4.1-3 H モード加熱閾パワーの実験データと比例則との比較 [4.1-15]

込め性能の領域設定には注意が必要である。最近の研究で [4.1-5, 6]、プラズマ断面形状の三角度を大きくすることによって H モードの閉じ込め性能を改善し、高密度運転領域で高い閉じ込め性能 ($HH_{98y2} \sim 1$) を得ている (図 4.1-2)。

4.1.2 H モード閾パワー

H モード遷移の物理機構としては、電場の分岐の考え方が主流となっており、結果として形成される径電場シア流が乱流揺動を抑制することで輸送が低減し、閉じ込め改善が起こる。電場分岐をトリガーする物理機構については種々の理論的考察がなされており、(i) Reynolds ストレス [4.1-7]、(ii) イオン軌道損失 [4.1-8]、(iii) Stringer スピンアップ [4.1-9]、等が代表例として挙げられる。しかし、理論の実験による検証は難しく、H モード遷移の物理機構は未だ解明に至っていない。理論を検証するためには、温度、密度、電位等の物理量を狭い領域を高空間分解かつ高速で同時に測定する必要がある。また、おそらく実験条件の微妙な違いによって複数の物理機構のどれが主要機構なのかが変わっていることが、理論の実験的な検証を難しくしている。

一方、実験の経験からすると、不純物が少なく、リサイクリングも少ないなどの壁コンディショニングの良い条件で十分な外部加熱を行うと、容易に H モード遷移が起こり高閉じ込め状態に移行する。そこで、国際トカマク物理活動の閉じ込めとモデリンググループにおいて、既存装置の実験データに基づいた経験的な H モード閾パワー比例則が構築・改良されている [4.1-10-14]。H モード遷移閾パワー (P_{thr}) の比例則が次のように提案されている (図 4.1-3) [4.1-15]。

$$P_{thr} = 0.042 n_{20}^{0.73} B_t^{0.74} S^{0.98} \text{ [MW]}$$

ここで、 n_{20} は電子密度 [10^{20} m^{-3}]、 B_t はトロイダル磁場

[T], S はプラズマ表面積[m²]である. 例えば, ITER の H モード閾パワーは, $n_e=0.5 \times 10^{20} \text{ m}^{-3}$, $B_t=5.3 \text{ T}$, $S=680 \text{ m}^2$ のとき, 52MW と予想されている. 比例則の密度依存性が示すように, 低密度であるほど H モード閾パワーは小さくなる. 従って, 低密度で H モード遷移させる運転シナリオを描くことで, 必要な加熱パワーを下げるができるだろう. しかし, (i) 極端な低密度側では H モード閾パワーが増大すること, (ii) 外部加熱源として中性粒子ビームを低密度プラズマに入射するとプラズマ中で電離せずに対抗壁に熱負荷が集中すること, に注意が必要である. 後者に対しては, 中性粒子ビームを低密度プラズマに入射して H モードに遷移させるときにはビームエネルギーを下げておき, その後の密度が上昇しても中心部まで中性粒子ビームが到達できるようにビームエネルギー上げるようなシナリオが考えられる.

さらに最近の研究では, H モード遷移閾パワーに対する様々な効果(アスペクト比, 赤道面外側でのトロイダル磁場, 実効電荷, トロイダル回転)の研究が行われている. また, 前述の H モード閉じ込め比例則において $HH_{98Y2}=1$ が得られる加熱パワーは, H モード遷移閾パワーよりも大きくなるため, 現在, そのデータベース構築と解析が進められている段階である. これらの研究課題に取り組みつつ, H モード閾パワーの予測精度を高めていくことが原型炉に向けた課題の一つであろう.

H モード閾パワーは, 原型炉に装備すべき最低限の加熱パワーに関係してくるため原型炉設計の観点から重要である. 実際には, 外部加熱パワーだけで H モード遷移しなくても α 加熱パワー分との和である全加熱パワーが H モード閾パワーを超えていれば H モードプラズマが得られることになるが, H モード遷移しなければ十分な α 加熱を得ることは困難であろう. 関連して, その他に装備すべき最低限の加熱パワーを規定するものとしては, 完全電流駆動に必要な電流駆動装置用のパワーが挙げられる. これは自発電流割合をどの程度に設定するか大きく依存する.

4.1.3 周辺ペデスタル

周辺輸送障壁を形成する H モードプラズマでは, セパトトリックス内側に急峻な圧力勾配が形成される. このような分布構造を周辺ペデスタルと呼んでいる. H モードの閉じ込め特性は, この周辺ペデスタル部の閉じ込め改善でほぼ決まるため, その構造形成機構を明らかにすることは極めて重要である. 特に H モードプラズマのコア領域の温度は, 分布の硬直性のため境界条件に相当する周辺ペデスタル部の温度に強く依存する. ITER における核融合エネルギー増倍率の予測値のペデスタル温度に対する依存性を図 4.1-4 に示す[4.1-16]. 輸送モデルによって多少の違いはあるが, 核融合エネルギー増倍率がペデスタル温度に大きく依存することが分かり, 周辺ペデスタルの予測が原型炉設計においても極めて重要であることが分かる.

周辺ペデスタル構造は, 輸送障壁による急峻な圧力勾配と輸送障壁が形成される領域の幅で決定される. ELM の発生は最大圧力勾配をほぼ規定する. 一方で幅は, 径電

場シアが形成される領域で決まる. 従って, 周辺ペデスタルを高くするためには, 周辺部の安定性を高めて圧力勾配を大きくするか, 輸送障壁が形成される領域を拡大する必要がある.

MHD 理論解析によって, 臨界圧力勾配や Type I ELM のトリガーは理想 MHD 限界(トロイダルモード数 $n \sim 6-12$ の peeling-ballooning モード)で決まっていることが共通理解になっている. そのため, 到達可能な最大圧力勾配は, 圧力勾配自身と電流密度の影響を受ける. 一方で, ペデスタル幅に関しては, データベースに基づいた比例則が検討されている. これまで, ペデスタル幅について $\Delta\alpha(\rho_{pol,a})^{0.5}$ [4.1-17], $\Delta\alpha R(\beta_p)^{0.5}$ [4.1-18], $\Delta\alpha \rho_{tor} S^2$ [4.1-19]等のモデルが提案されている. さらに, 軽水素と重水素プラズマの比較から, $\Delta\alpha a(\rho_{pol}^*)^{0.2} \beta_p^{0.5}$ が提案されている[4.1-20]. また, ペデスタル圧力の比例則が次のように提案されている[4.1-21].

$$p_{ped} = 2.41 \times 10^3 \left(\frac{M}{n_{ped,20}} \right)^{1/3} \frac{R^{4/3}}{a^4} \frac{I_{p,MA}^2}{\left(\frac{1+\kappa^2}{2} \right)^{7/3}} \times (1+\delta)^{3.2} \kappa^{3.62} A^{-2.94} \left(\frac{P_{tot}}{P_{LH}} \right)^{0.06}$$

ここで, $P_{LH}=2.84 M^1 B^{0.82} n^{0.58} Ra^{0.81}$ である.

原型炉に向けた課題としては, 上述の周辺ペデスタルの圧力分布構造の予測に加えて, 温度分布と密度分布の決定機構の解明が挙げられる. 圧力は密度と温度の積なので, 圧力一定の条件では, 密度が変われば当然温度も変化する. ペデスタル部の温度が核融合性能に大きく影響することを考えると, 両者の分担がそれぞれどのように決

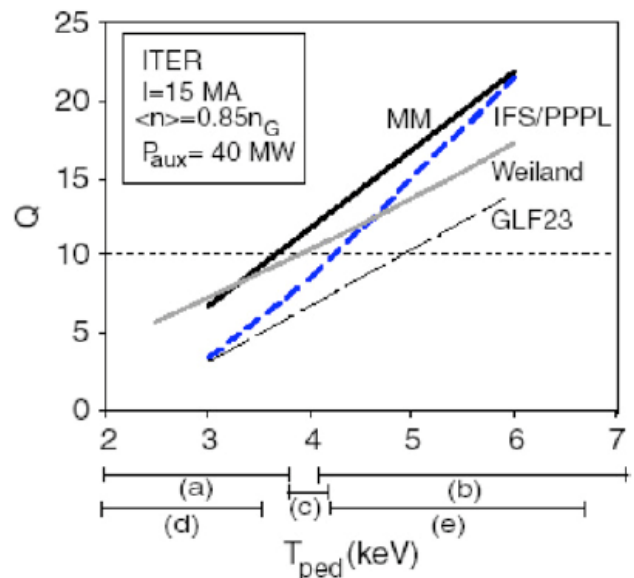


図4.1-4 ITERにおける核融合エネルギー増倍率の予測値のペデスタル温度に対する依存性。[4.1-16]

定するかは極めて重要である。密度のペDESTAL分布は中性粒子分布で決まっているとの結果が報告されている[4.1-22]。また、閉じ込め性能を高めるために周辺ペDESTAL圧力を高くすると、ELMによって吐き出されるエネルギーも大きくなるので、その場合にはダイバータ板への熱負荷に留意する必要がある。

4.1.4 内部輸送障壁

Hモードのようにプラズマ境界近傍の狭い領域(小半径の10%程度)に形成される輸送障壁を周辺輸送障壁あるいは境界輸送障壁と呼ぶのに対して、プラズマ内部に形成される輸送障壁は内部輸送障壁(ITB)と呼ばれる。ITBは、プラズマ中の微視的乱流の渦がEXBシア流により分断・消滅することで形成されるとの考え方が広く認識されている。負磁気シアプラズマのITBでは、局所的に急峻な圧力勾配を形成し、そこでの輸送係数は新古典輸送レベルにまで低減することがあり、局所的とはいえ乱流輸送が完全に抑制されている状態が得られている。核融合炉を目指した内部輸送障壁に関する詳細はレビュー文献[4.1-23, 24]を参照していただきたい。

原型炉プラズマにおけるITBの意義は、高閉じ込め性能が得られることに加えて、自発電流割合を高くできる点にある。完全電流駆動を行うためには、ITB形成による自発電流の利用が必須であり、これまでの実験で自発電流割合75%を電流拡散時間の3倍程度維持した実績がある[4.1-25]。また、ITBプラズマの閉じ込め性能は、Hモードプラズマの2倍程度まで得られている。原型炉に必要な閉じ込め性能は、Hモードを上回る閉じ込め性能が要求されており、その観点からもITBの形成は必須であろう。

しかしながら、ITBプラズマの閉じ込め特性に関する比例則の構築は進んでいない。ITBプラズマに対しても比例則構築の重要性は認識され、閉じ込め性能や加熱閾パワーの比例則構築を目的として、グローバル(0次元)データベースがITPAにおいて構築されている。しかしながら、ITBは様々な分布構造を持っていることと、その特性は局所物理量に大きく影響を受けるため、境界の輸送で全体の閉じ込めがほぼ決まってしまうようなHモードに比べて、比例則構築は困難である。今のところ、0次元データベースは性能と運転領域のマッピングに利用されている[4.1-26]。現在は、ITBプラズマの閉じ込め性能のグローバルパラメータによる記述の試みから、予測モデリング研究のためにITBプラズマの分布データベース構築が進められている[4.1-27]。内部輸送障壁に関する原型炉設計のための課題としては、(i)閉じ込め比例則の確立、(ii)ITB形成条件あるいは加熱閾パワー比例則の確立、(iii)輸送モデル確立、が挙げられる。

ITB形成によってHモードの2倍の閉じ込め性能を得ることができるが、ここで原型炉に必要な閉じ込め性能を決める制約について考えてみる。高い閉じ込め性能を追求すると、外部加熱パワーはどんどん小さくなり、最終的に自己点火状態となって外部加熱パワーがゼロになる。一方で、トカマクの定常運転のためには、全てのプラズマ電流を自発電流で流さない限り、電流駆動パワーが必ず必要

である。従って、必要な閉じ込め性能は、運転領域として設定する自発電流割合にも依存する。例えば、自発電流割合が小さい場合には、大きな電流駆動パワーを必要とするため、閉じ込め性能は低くて良いだろう。むしろ閉じ込め性能が高いとベータ限界に達してディスラプションに至る可能性が高い。一方、自発電流割合が高い場合には、小さな電流駆動パワーしか必要としないため、高い閉じ込め性能を持ったプラズマが必要である。その究極は、自発電流割合100%の自己点火プラズマ状態になる。

4.1.5 粒子輸送

粒子輸送研究は、拡散係数だけでなく対流速を考慮しなければならないことや(ガスパフ変調等の特殊な実験が必要)、リサイクリングによる粒子源の定量化の難しさもあり、その重要性は指摘されながらも、熱輸送の研究に比べてあまり活発に行われていないのが現状である。一方で、ベータ限界の範囲内で原型炉のプラズマ設計を行う場合に、中心温度を高く設定(>15keV)するよりも中心密度を高くした方が核融合出力を高くできる($P_{\text{fusion}} \propto n^2 \langle \sigma v \rangle_{DT} \propto n^2 T^{1.5}$; $T > 15\text{--}22\text{keV}$)ため、密度分布を決定する粒子輸送の理解は極めて重要である。トカマクプラズマでは、粒子源が周辺部にしかなくてもホロー形状の分布ではなく、一般的に、平坦か中心ピークした分布形状を持つ。新古典理論は、トロイダル電場によって誘起される内向き対流(Ware pinch)を示しているが、この効果だけでは定量的に説明できていない。特に、Tore SupraやTCVにおいて、(新古典理論で説明できないという意味で)異常内向きピンチの存在を明確にする実験結果が得られている。即ち、粒子補給を伴わない低域混成波や電子サイクロトロン波による加熱電流駆動によって完全電流駆動状態を電流拡散時間よりも十分長く維持して、トロイダル電場が空間的にゼロになる条件下でも明確に中心ピークした密度分布が観測された[4.1-28, 29]。また、複数のトカマクのHモードデータベースから規格化衝突周波数 $\nu_{\text{eff}} < 1$ で密度ピーク度が増大すること明らかとなり(図4.1-5)注目を集めている。この物理機構として乱流の数値シミュレーションに

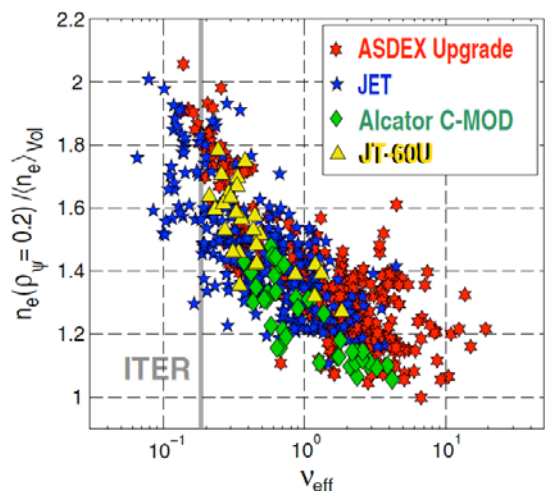


図4.1-5 Hモードプラズマにおける密度ピーク度の規格化衝突突度に対する依存性。[4.1-31]

よって、ITG や TEM 等の乱流が異常内向きピンチを引き起こすことが確認されている[4.1-30, 31]. この結果を ITER に外挿すると、想定していた平坦分布よりも 30%程度核融合出力が大きくなる. このように、密度分布は核融合出力に大きな影響を与えるため、(i)密度分布を決定する物理機構の解明と予測に加えて、(ii)燃焼制御としての密度分布制御手法の確立、が原型炉に向けた課題として考えられる.

DT 燃焼の結果生成された He や、ダイバータ板への熱負荷を低減するために導入される不純物ガス(Ne, Ar 等)等がプラズマ中に蓄積すると、燃料が希釈され核融合出力が低下し、さらには燃焼状態を維持できなくなる. どんなに苦労して高密度や高ベータを達成しても、核融合出力は n_0 と n_T の積に比例するので、燃料純度が低ければ核融合炉は成立しない. 従って、不純物の発生抑制、蓄積回避は、原型炉に向けて重要な課題である.

He の輸送に関しては、これまでの実験で電子密度よりもピーキングしたような分布は観測されておらず、原型炉において問題になるほど蓄積する可能性は低いと思われる. 一方、軽不純物(Ne, Ar)の輸送は、新古典的な輸送特性を示すが、重不純物(Kr, Xe)に関しては拡散係数も対流速度とも新古典レベルよりも大きいことが調べられている[4.1-32]. また、各種不純物の輸送が、ITB プラズマにおいて調べられているが[4.1-33-35], 統一的な見解に至っていない. 最近の研究で、中心を加熱すると Ar や金属等の重不純物が排出される結果[4.1-36, 37]が得られており、原型炉に向けた不純物制御として、その物理機構解明が期待される.

4.1.6 トロイダル回転

トロイダル回転は、乱流輸送抑制による輸送障壁形成や RWM 抑制による自由境界ベータ限界を超えた運転領域の開発において、最近、特に注目されている研究対象である. しかし、ITER や原型炉では外部アクチュエータからの運動量入射が少ないために十分なトロイダル回転が得られないと考えられている. この懸念に対して、近年の研究から、大きな自発トロイダル回転の予測[4.1-38], RWM 抑制のための小さな回転閾値の発見[4.1-39, 40], 周辺ペダスタルや ELM 特性への影響[4.1-41]が明らかになっている. 従って、原型炉に向けては、トロイダル回転分布を予測するための運動量輸送の理解が重要である.

自発的トロイダル回転が多くの特カマク装置で観測され、ITPA においてデータベースを構築し、自発トロイダル回転速度として次のような比例則を導出している(図 4.1-6) [4.1-38].

$$\Delta V = C B_0^{1.1} \Delta \langle p \rangle^{1.0} I_p^{-1.9} R^{2.2},$$

ここで、 C は定数である. 例えば、ITER の定常運転シナリオでは 300km/s 以上のトロイダル回転速度が

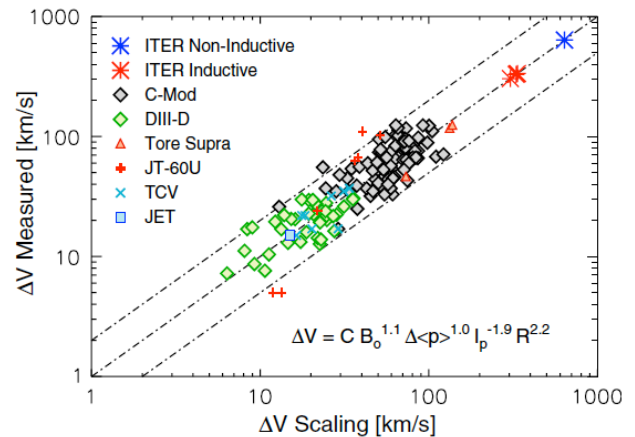


図 4.1-6 自発トロイダル回転速度と比例則との比較.[4.1-38]

予測され、REM 安定が十分期待できるレベルである. 自発トロイダル回転を駆動する自発トルクとしては、Residual stress[4.1-42], 圧力勾配駆動[4.1-43], 新古典トロイダル粘性トルク[4.1-44], イオン軌道損失[4.1-45], jxB トルク[4.1-46, 47], 等が提案されている.

運動量輸送に関しては、NBI によるトルク変調実験等により複数装置で運動量ピンチの存在が議論され、JT-60, JET, DIII-D で得られた運動量ピンチの分布形状は良く似ており、値も数 10m/s 程度である[4.1-43, 48, 49]. 理論的な考察[4.1-50, 51]と矛盾のない結果が得られている[4.1-49, 52].

4.1.7 高エネルギー粒子

DT 核融合反応によって生成された α 粒子(3.5MeV)は、電子やイオンとの衝突により減速しつつバルクプラズマを加熱し、燃焼プラズマを維持する. α 粒子が自身のエネルギーをバルクプラズマに移行させる前に系外に損失してしまえば、燃焼プラズマを維持できない. 従って、高エネルギー粒子の輸送は、原型炉等の燃焼プラズマにおいて極めて重要である. 高エネルギー粒子の軌道はバルクプラズマの異常輸送を引き起こす乱流の空間スケールよりも十分大きいので、その輸送は新古典輸送レベルの輸送特性を示している[4.1-53].

原型炉において検討が必要な高エネルギー粒子の輸送機構として、(i)トロイダルリップル輸送、(ii)アルヴェン固有(AE)モードや MHD 不安定性による輸送、が挙げられる. トロイダルリップルによる輸送は、軌道追跡モンテカルロコード(OFMC コード)で十分予測可能であり[4.1-54], 局所的な壁熱負荷などは設計段階で検討しておく必要があるだろう. 一方、AE モードは多くの装置で観測されるとともに、理論モデルとの定量的な比較が行われている. また、AE モードによる高エネルギー粒子の空間的な再分配が観測されている[4.1-55]. ITER や原型炉では、様々なトロイダル構造、径方向の構造を持つ小振幅の高 n モードが、多数不安定化することが指摘されている.

以上のことから、原型炉の条件下での AE モードの特徴や飽和レベル等の予測に加えて、 α 粒子に与える影響について、今後の研究に期待したい。

参考文献

- [4.1-1] “ITER Physics Basis”, Nucl. Fusion **39**, 2137 (1999).
- [4.1-2] “Progress in the ITER Physics Basis”, Nucl. Fusion **47**, S1 (2007).
- [4.1-3] P.N. Yushmanov *et al.*, Nucl. Fusion **30**, 1999 (1990).
- [4.1-4] T. Takizuka, Plasma Phys. Control. Fusion **40**, 851 (1998).
- [4.1-5] J. Ongena *et al.*, Nucl. Fusion **44**, 124 (2004).
- [4.1-6] O. Gruber *et al.*, Nucl. Fusion **41**, 1369 (2001).
- [4.1-7] P.H. Diamond and Y.-B. Kim, Phys. Fluids B **3**, 1626 (1991).
- [4.1-8] K.C. Shaing and E.C. Crume Jr., Phys. Rev. Lett. **63**, 2369 (1989).
- [4.1-9] A.B. Hassam *et al.*, Phys. Rev. Lett. **66**, 309 (1991).
- [4.1-10] ITER Confinement Database and Modelling Expert Group (presented by T. Takizuka), Fusion Energy 1996 (*Proc. 16th Int. Conf. Montreal*, 1996) (IAEA, Vienna, 1997) Vol.2, p.795.
- [4.1-11] K. Thomsen *et al.*, 17th Int. Conf. Fusion Energy, Yokohama, 1998, IAEA-CN-69/ITERP1/07.
- [4.1-12] J.A. Snipes and International H-mode Threshold Database Working Group, Plasma Phys. Control. Fusion **42**, A299 (2000).
- [4.1-13] F. Ryter and H-mode Threshold Database Group, Plasma Phys. Control. Fusion **44**, A415 (2002).
- [4.1-14] ITPA H-mode Power Threshold Database Working Group (presented by T. Takizuka), Plasma Phys. Control. Fusion **46**, A227 (2004).
- [4.1-15] ITPA Confinement and H-mode Threshold Database Working Group (presented by J.A. Snipes), *19th IAEA Fusion Energy Conf.* (Lyon) IAEA-CN-94/CT/P-04 (2002).
- [4.1-16] V. Mukhovatov *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **45**, A235 (2003).
- [4.1-17] M. Sugihara *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **44**, A299 (2002).
- [4.1-18] J.E. Kinsey *et al.*, Nucl. Fusion **43**, 1845 (2003).
- [4.1-19] A.H. Kritz *et al.*, Proc. 29th EPS Conf. on Controlled Fusion and Plasma Physics (montreux, 2002) (Geneva: European Physical Society) vol 26B (ECA) paper D-5.001.
- [4.1-20] H. Urano *et al.*, Nucl. Fusion **48**, 045008 (2008).
- [4.1-21] M. Sugihara *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **45**, L55 (2003).
- [4.1-22] R.J. Groebner *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **44**, A265 (2002).
- [4.1-23] J.W. Connor *et al.*, Nucl. Fusion **44**, R1 (2004).
- [4.1-24] X. Litaudon, Plasma Phys. Control. Fusion **48**, A1 (2006).
- [4.1-25] Y. Sakamoto *et al.*, Nucl. Fusion **45**, 574 (2005).
- [4.1-26] X. Litaudon *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **46**, A19 (2004).
- [4.1-27] C.M. Roach *et al.*, Nucl. Fusion **48**, 125001 (2008).
- [4.1-28] G.T. Hoang *et al.*, Phys. Rev. Lett. **90**, 155002 (2003).
- [4.1-29] A. Zabolotsky *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **45**, 735 (2003).
- [4.1-30] C. Angioni *et al.*, Phys. Rev. Lett. **90**, 205003 (2003).
- [4.1-31] C. Angioni *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **51**, 124017 (2009).
- [4.1-32] R. Dux *et al.*, Nucl. Fusion **39**, 1509 (1999).
- [4.1-33] H. Takenaga and the JT-60 Team, Phys. Plasmas **8**, 2217 (2001).
- [4.1-34] H. Chen *et al.*, Nucl. Fusion **41**, 31 (2001).
- [4.1-35] W.P. West *et al.*, Phys. Plasmas **9**, 1970 (2002).
- [4.1-36] H. Takenaga *et al.*, Nucl. Fusion **43**, 1235 (2003).
- [4.1-37] T. Nakano *et al.*, Nucl. Fusion **49**, 115024 (2009).
- [4.1-38] J.E. Rice *et al.*, Nucl. Fusion **47**, 1618 (2007).
- [4.1-39] M. Takechi *et al.*, Phys. Rev. Lett. **98**, 05502 (2007).
- [4.1-40] H. Reimerdes *et al.*, Phys. Rev. Lett. **98**, 05501 (2007).
- [4.1-41] K. Kamiya *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **49**, S43 (2007).
- [4.1-42] Ö.D. Gürçan *et al.*, Phys. Plasmas **14**, 055902 (2007).
- [4.1-43] M. Yoshida *et al.*, Phys. Rev. Lett. **100**, 105002 (2008).
- [4.1-44] A.J. Cole *et al.*, Phys. Rev. Lett. **99**, 065001 (2007).
- [4.1-45] M. Honda *et al.*, Nucl. Fusion **48**, 085003 (2008).
- [4.1-46] F.L. Hinton and M.N. Rosenbluth, Phys. Lett. A **256**, 267 (1999).
- [4.1-47] M. Honda *et al.*, Nucl. Fusion **49**, 035009 (2009).
- [4.1-48] T. Tala *et al.*, Phys. Rev. Lett. **102**, 075001 (2009).
- [4.1-49] W. Solomon *et al.*, Nucl. Fusion **49**, 085005 (2009).
- [4.1-50] T.S. Hahm *et al.*, Phys. Plasmas **14**, 072302 (2007).
- [4.1-51] A.G. Peeters *et al.*, Phys. Rev. Lett. **98**, 265003 (2007).
- [4.1-52] W. Solomon *et al.*, Phys. Rev. Lett. **101**, 065004 (2008).
- [4.1-53] W. Heidbrink and G. Sadler, Nucl. Fusion **34**, 535 (1994).
- [4.1-54] K. Tobita *et al.*, Nucl. Fusion **35**, 1585 (1995).
- [4.1-55] M. Ishikawa *et al.*, Nucl. Fusion **45**, 1474 (2005).

4.2 運転限界

核融合炉の運転は、運転限界(ベータ限界, 密度限界等)の範囲内で適切な運転裕度を確保しつつ行わなければならない。特に, トカマク型核融合炉では, 運転限界に達するとディスラプションが発生し, トカマクを構成する機器に重大な影響を及ぼすことになる。そのため, 原型炉を構想するときには, ディスラプションが発生しない運転領域の設定が不可欠である。トカマク実験の経験からすると, 制御用磁気センサーの1個に異常が発生しただけでディスラプションに至ることもある。従って, トカマク型核融合炉ではディスラプション発生は不可避であることを念頭において, ディスラプションの予測技術, 回避制御, 緩和手法の研究開発が必要である。

運転限界は, 必ずしも固定されたものでなく, プラズマパラメータによって変化する。従って, 運転限界によって原型炉のプラズマ設計範囲を制限するというよりは, 運転限界自身を高めるための工夫を凝らすことによって, 原型炉プラズマの性能を高める視点が大切である。

本節では, まず炉心プラズマの運転限界として重要な(I)ベータ限界, (II)密度限界について述べた後, 運転限界に至ることによって引き起こされる(III)ディスラプションと付随的な現象, さらに(IV)ディスラプション制御について述べる。但し, ディスラプションによる熱負荷の制御手法については次節を参照されたい。詳細は文献[4.2-1]の第3章に最近の成果が詳しく纏められている。また, ベータ限界については文献[4.2-2], ディスラプションについては文献[4.2-3]に分かり易く解説されているので必要に応じて参照していただきたい。

4.2.1 ベータ限界

ベータ限界は, 理想 MHD 安定性において, 長波長(低 n キンク)および短波長(高 n バルーンリング)の各モードの発生によって決定される。本項では原型炉で想定される代表的な MHD 不安定性について簡単に述べる。特に, トカマクプラズマの高ベータ化において克服すべき代表的な MHD 不安定性は, 新古典テアリングモード(NTM)であり, NTM が回避できた後, より高いベータ値で課題になるのが抵抗性壁モード(RWM)である。以下では, この2つの不安定性を中心にして, その他に, 鋸歯状振動や負磁気シアプラズマでの MHD 不安定性について述べる。

(i) 鋸歯状振動

中心の安全係数が $q(0) < 1$ になったときに発生する $m/n=1$ の内部キンク不安定性である。 $q=1$ 面の内側の温度や密度が急速に平坦化, 回復を繰り返し, 中心付近の温度や密度等の時間変化が鋸歯状の波形となるため, 鋸歯状振動と呼ばれている。 $q=1$ 面の内側から放出された熱粒子束は, 熱パルスとして周辺部へ伝搬し壁熱負荷となる。鋸歯状振動をトリガーする物理機構は, 理想 MHD 理論では正確に説明することができないが, 内部キンク不安定性は, α 粒子を含む高エネルギー粒子の運動論効果, 有限電気抵抗・粘性効果, 反磁性効果, 有限イオン軌道効果の影響を受けるため[4.2-4],

鋸歯状振動の周波数はプラズマパラメータによって変化する。原型炉において問題になるのは, 鋸歯状振動の周波数が長くなることで $q=1$ 面のプラズマ小半径が広くなると, 中心付近の温度・密度の変化が大きくなり核融合出力も大きく変動してしまうことと, 放出された熱粒子パルスがダイバータ部や第一壁への熱負荷を大きくしてしまうことが挙げられる。鋸歯状振動は, $q=1$ 面付近に加熱や電流駆動を行うことで制御できることが示されている。例えば, $q=1$ 面の外側(内側)にプラズマ電流方向(逆方向)の ECCD を行うと鋸歯状振動が安定化され発生周期が長くなる[4.2-5]。ECCD の他にも, NBI や ICRH/ICCD による鋸歯状振動の制御が実証されている。鋸歯状振動発生の本質的な原因は $q=1$ 面の存在であるため, 周辺電流駆動や, 自発電流増大によって中心部のプラズマ電流を減少させて $q=1$ 面をなくすことによって完全に抑制することが可能である。

(ii) 新古典テアリングモード(NTM)

無衝突領域の高ベータプラズマで, 小さな磁気島があると磁気島内でプラズマ圧力が平坦化し自発電流が流れない領域ができる。磁気シアが正の場合に, 磁気島内外の電流差が磁気島の幅を拡げる方向に力が働く。この効果により成長する不安定性を新古典テアリングモード(NTM)と呼んでいる。NTM は自発電流を活用する先進トカマクプラズマの到達ベータ値を, 理想 MHD ベータ限界よりも低く制限する要因として, これまで活発な研究が行われている。NTM の磁気島幅 w の時間発展は, 修正 Rutherford 方程式で次のように記述される[4.2-6]。

$$\begin{aligned} \tau_R \frac{d}{dt} \left(\frac{w}{r_s} \right) = & \Delta'(w) r_s - k_0 \varepsilon_s^2 \beta_{ps} \frac{L_q^2}{L_p} (1 - q_s^{-2}) \frac{1}{w} \\ & + k_1 r_s \sqrt{\varepsilon_s} \beta_{ps} \frac{L_q}{L_p} \frac{w}{(w^2 + w_d^2)} \\ & - k_2 r_s \rho_p^2 \beta_{ps} \left(\frac{L_q}{L_p} \right)^2 g(v_{is}, \varepsilon) \frac{1}{w^3} \\ & - k_3 \frac{16 \mu_0 L_q I_{aux}}{\pi B_p} \frac{f_{aux}}{w^2} \end{aligned}$$

ここで右辺第1項の $\Delta'(w)$ は磁気島幅を考慮したテアリングモードの安定指標, 第2項は磁気井戸による安定化項, 第3項は自発電流による不安定化項, 第4項は分極電流による安定化項, 第5項は外部電流駆動による安定化項である。 $L_q = q/(dq/dr)$, $L_p = p/(dp/dr)$ はそれぞれ安全係数と圧力の空間スケール長であり, 正磁気シアの場合に第3項が不安定化項となることがわかる。この式から磁気島幅の振る舞いが図4.2-1のように理解される[4.2-7]。NTM 発生には種となる磁気島が必要であり磁気島幅は増大後に飽和する。また, ポロイダルベータ値 β_p の増大は, 必要な種磁気島幅を減少させるとともに, 飽和磁気島幅を増大させる。従って, NTM は高い β_p を持つプラズマほど到達ベータ値を制限することに

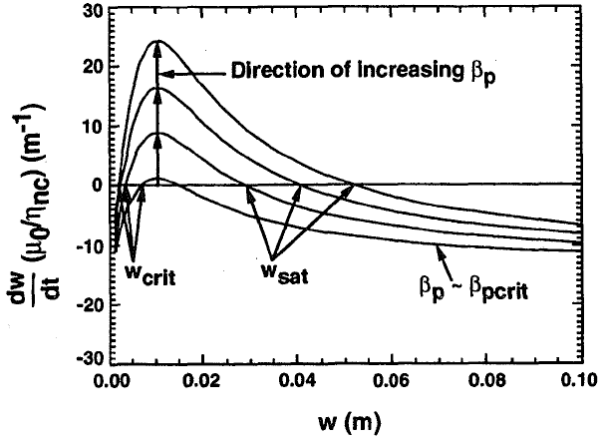


図 4.2-1 NTM における磁気島幅の振る舞い。NTM 発生には $w_{crit} < w$ を満たす種磁気島が必要であり、磁気島は成長後飽和する (w_{sat})。 β_p の増加は必要な種磁気島幅を減少させ飽和幅を増大させる[4.2-7]。

なる。原型炉では、例えばプラズマ電流の半分程度を自発電流、残りを中心電流駆動で流すような正(弱)磁気シアプラズマを構想するときに問題になる不安定性である。NTM の安定化手法として、磁気島内で不足した自発電流を ECCD によって補うことで安定化する実験が、ASDEX-U [4.2-8], JT-60U [4.2-9-11], DIII-D [4.2-12, 13]において精力的に行われている。さらに、実時間安定化システムとして、DIII-D のトロイダル磁場強度やプラズマ大半径を微調整しながら ECCD で安定化する手法[4.2-12]や、JT-60U のECE 計測による電子温度摂動から NTM 位置を同定し可動鏡を用いて ECCD 位置を制御するシステム[4.2-14]が開発されている。さらに、NTM が発生する前に ECCD を行うことで効率良く安定化できることが確かめられている[4.2-15]。また、ECCD による NTM 安定化を効率良く行うには、駆動電流分布の幅を磁気島幅以下にして磁気島中心に入射する必要があり、磁気島中心から磁気島幅程度ずれた位置に ECCD を行うと逆に不安定化してしまう[4.2-10]ことが調べられている。

原型炉に向けた課題としては、(a)NTM 発生の物理機構解明、(b)比例則の構築、(c)安定化に必要な条件やパワーの解明等が挙げられる。NTM 発生には種磁気島が必要と考えられているが、JT-60U や ASDEX-U では、鋸歯状振動やフィッシュボーン不安定性がなくても NTM が発生するため、種磁気島の原因を同定できないことが報告されている[4.2-16, 17]。これに対し、乱流[4.2-18]、ELM[4.2-19]、誤差磁場[4.2-20]等も種磁気島を供給する可能性が指摘されている。また、NTM が発生する規格化ベータ値の比例則について、 $\beta_N \propto \rho^{*\alpha}$ の相関が多く装置で指摘され、 α はおよそ 0.5-1.5 程度である[4.2-21]。このことは、既存装置よりも大きな ITER や原型炉において、NTM 発生の規格化ベータ値が

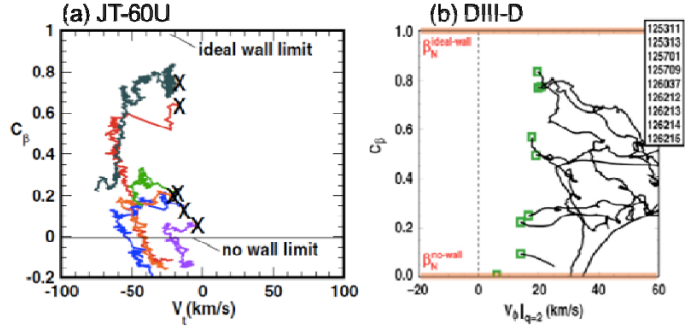


図 4.2-2 抵抗性壁モードの安定化に必要なプラズマ回転閾値を同定した実験結果。(a)JT-60U ではベータ値を維持しながらプラズマ電流と逆向きのプラズマ回転を減速し[4.2-24]、(b)DIII-D ではプラズマ電流方向のプラズマ回転を減速させて[4.2-26]、RWM が不安定化する回転速度を調べた。横軸は $q=2$ 面におけるトロイダル回転。縦軸の C_β は、自由境界 MHD ベータ限界 $\beta_N^{no-wall}$ をどの程度超えて壁安定化 MHD ベータ限界 $\beta_N^{ideal-wall}$ にどの程度近いかを表し、 $C_\beta = (\beta_N - \beta_N^{no-wall}) / (\beta_N^{ideal-wall} - \beta_N^{no-wall})$ で定義される。

下がることを示しており、ITER や原型炉において NTM によるベータ限界が低下することが懸念される。ベータ値上昇の妨げになる主要な NTM ($m/n=3/2$ および $2/1$ モード)の発生を抑制するために、 $q_{min} > 1.5$ かつ $q=2$ 面が外側に位置する q 分布、あるいは全領域にわたって $q_{min} > 2$ となるような q 分布を形成することが考えられているが、そのような q 分布が定常解として成立するかについて検討する必要がある。

(iii)抵抗性壁モード(RWM)

プラズマの周りに真空領域を仮定する自由境界理想 MHD 不安定性によるベータ限界は、規格化ベータ値 3~3.5 程度である。これに対して、プラズマの周囲を完全導体壁で取り囲むと、MHD 不安定性によって引き起こされる磁場の変形が、完全導体壁に流れる渦電流によって安定化され、自由境界理想 MHD ベータ限界を超えるベータ値を得ることができる。SlimCS の様なコンパクトで経済性に優れた原型炉を構想する場合には、このような自由境界理想 MHD ベータ限界を超えた運転領域の設定が必要になる。しかし、実際には導体壁は有限の電気抵抗を持っているため、渦電流は壁の時定数(導体壁の電流拡散時間)で減衰し、不安定性が成長することになる。この不安定性を RWM と呼んでいる。RWM を安定化すると、壁安定化理想 MHD 限界として規格化ベータ値 5~6 を得ることが可能になる[4.2-22]。これまで RWM の抑制については、(a)プラズマ回転による安定化と、(b)外部磁場コイルによる帰還制御の研究が行われている。

(a)プラズマ回転による RWM の安定化

理論的な予測からは、アルヴェン速度の数%程度のプラズマ回転があると、RWM がトロイディシティにより音波と結合し、音波との共鳴により減衰する[4.2-23]。一方、プラズマ回転による安定化実験では、理論的予測よりも遥かに小さなプラズマ回転(アルヴェン速度の 0.3%程

度)で安定化されることが見いだされている。RWM 安定化に必要な最小プラズマ回転(トロイダル回転)が JT-60U [4.2-24]と DIII-D [4.2-25, 26]において調べられ、その実験結果を図 4.2-2 に示す。JT-60U では自由境界 MHD ベータ限界以上の高ベータ値をプラズマ電流と逆方向の高速トロイダル回転で維持し、その後トロイダル回転を減速して RWM を不安定化させることで安定化に必要なプラズマ回転閾値を同定した。DIII-D では、逆にプラズマ電流方向のトロイダル回転で同様の結果を得ている。図 4.2-2 に示した結果から、RWM の安定化に必要なプラズマ回転が、回転方向に依存しないことと、その閾値がベータ値に大きく依存しないことも明らかになった。既存装置に比べて相対的に外部からのトルク入力が小さくなる原型炉では、小さなプラズマ回転閾値の発見は大きな意味がある。もし、閾値よりも大きなプラズマ回転をプラズマ自発回転によって得ることができれば、RWM の安定化のための特段の追加設備もなしに、自由境界 MHD ベータ限界を超える運転が可能になる。

(b) 外部磁場コイルによる帰還制御

有限の電気抵抗を持つ導体壁によって拡散した磁束を外部磁場コイルによって補うことで RWM を安定化する方法である。また、マージナルな RWM が誤差磁場を増幅してプラズマ回転を減速させてしまうため、外部磁場コイルによる誤差磁場の補正も重要である [4.2-27]。外部磁場コイルを用いた RWM の安定化実験は、DIII-D で精力的に進められている [4.2-28, 29, 30]。DIII-D で RWM 安定化に用いられる制御コイルを図 4.2-3 に示す [4.2-31]。DIII-D では真空容器内に 12 個 (I-coil)、真空容器外に 6 個 (C-coil) の制御コイルを設置している。RWM 制御には数 ms 程度の速い制御が必要なため真空容器内に設置された I-coil で RWM の帰還制御を行っている。一方、誤差磁場の補正のためには数 10ms から数 100ms 程度の遅い制御で良いため真空容器外に設置された C-coil を用いている。ちなみに ITER では、同様の外部磁場コイルの設置の検討が進められている。外部磁場コイルの配置や導体壁の三次元形状を考慮した RWM の評価には、VALEN コード [4.2-32, 33] が用いられている。

以上のように、近年の RWM の安定化に関する研究の進展は目覚ましく、原型炉において自由境界 MHD ベータ限界を超える高ベータ運転が期待できる。しかし、最近の実験で、プラズマ回転シアや回転分布の効果も重要であることや [4.2-34]、十分なプラズマ回転であっても高エネルギー粒子によって RWM が不安定化される場合や [4.2-35]、ELM が RWM を誘発する場合 [4.2-36] などが報告されており、原型炉で RWM の安定化を確実にするためには、さらなる実験研究・理論研究の進展が必要である。

(iv) 負磁気シアプラズマの MHD 不安定性

負磁気シアプラズマでは、上述の鋸歯状振動や NTM が不安定化されることはないが、大きな圧力勾配が形成される内部輸送障壁を有するため、導体壁による安定化が無い場合のベータ限界は通常 $\beta_N < 2$ 程度と弱磁気

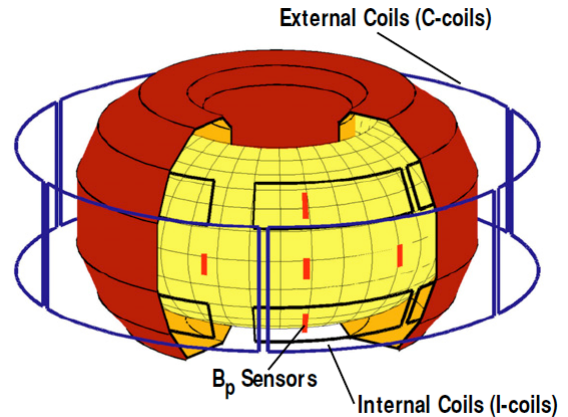


図 4.2-3 DIII-D に設置されている RWM 帰還制御用 (I-coil; 真空容器内、12 個) と誤差磁場補正用 (C-coil; 真空容器外、6 個) の外部磁場コイル [4.2-31]。

シアプラズマと比較して低い。負磁気シアのベータ限界は理想低 n キンク・バルーニング不安定性で制限され [4.2-37-41]、安全係数の極小値 q_{min} が整数値になるところで、ベータ限界はさらに低くなる。また、負磁気シアプラズマ実験では、理想低 n キンク・バルーニング不安定性によるベータ限界よりも低い領域でも崩壊現象が頻繁に発生する。その原因として、低い内部インダクタンス (L_i) による表面付近の電流に起因するモードロック不安定性や、ダブルテアリングモード、および内部輸送障壁に局在した抵抗性交換型モードのような内部モードと q_{min} の外側の有理面で発生したテアリングモードのような外部モードが結集してグローバルモードに発展することが考えられる [4.2-42]。

以上のことから、原型炉で負磁気シアプラズマを想定する場合には、低ベータ領域で発生する不安定性に注意しつつ安定に立ち上げる運転シナリオの確立が極めて重要である。負磁気シアプラズマは、プラズマ電流のランブアップ中にベータ値を上昇させつつ立ち上げる必要があるため、基本的に電流分布は変化している。つまり、低 L_i 状態でかつ MHD 不安定性が発生しやすい条件 (q_{min} やプラズマ表面の安全係数が整数値) を通過しながらベータ値を上昇させていかなければならないので、MHD 不安定性回避の観点から厳しい。また、負磁気シアプラズマの電流分布は圧力勾配によって駆動される自発電流分布でほとんど決まってしまうため、MHD 不安定性の安定性を左右する圧力分布と電流分布を独立に制御することができないことに注意しなければならないだろう。

4.2.2 密度限界

トカマクの密度限界には、一般的にグリーンワルド密度限界 [4.2-43] $n_{GW} = I_p / \pi a^2$ が用いられている。グリーンワルド密度限界は、ジュール加熱プラズマのデータベースから導出され、基本的にガスパフによる密度上昇によってプラズマ周辺部の温度が低下し、不純物等による

放射損失増大によってパワーバランスが崩れることに対応し、閉じ込めの劣化やディスラプションを引き起こす。従って、グリーンワルド密度限界は、一般的に加熱パワー、不純物量、燃料供給手法等に依存する。実際にペレットとガスパフを共用することでグリーンワルド密度限界の1.5倍に相当する高密度プラズマを維持できることがASDEX-Uで実証されている[4.2-44]。また、DIII-Dではダイバータ排気の強化により、グリーンワルド密度限界の1.5倍に相当する高密度プラズマを得ている[4.2-45]。JT-60Uでは、プラズマ電流ランプダウン実験において過渡的であるが、グリーンワルド密度限界の1.5倍に相当する高密度プラズマと高閉じ込め性能($HH_{98y2} \sim 1$)を達成している[4.2-46]。グリーンワルド密度は、いわゆる密度限界として捉えるよりは、高密度レベルの指標として考えた方が良いだろう。従って、原型炉の出力密度向上のために、グリーンワルド密度限界以上の高密度運転領域を設定するためには、高密度領域での閉じ込め性能劣化の物理機構解明と高密度化への運転シナリオ確立が今後の課題として挙げられる。

4.2.3 ディスラプション

ディスラプションはトカマクプラズマが一瞬にして消滅する現象である。原型炉では10MA以上のプラズマ電流や、1GJ程度のプラズマ蓄積エネルギーが一瞬にして何処かに行くことになるので、ディスラプションによる電磁力、熱衝撃は甚大になる。トカマク型核融合炉である限り、発生頻度は極めて稀であっても、ディスラプションを完全に排除することはできない。近年の中型・大型トカマク実験では、ITERの標準運転シナリオであるELMy Hモードを扱っている限りディスラプションが発生することは極めて稀である。例えばJT-60U実験でディスラプションが発生するのは、不純物を大量に入射する実験や負磁気シアプラズマ実験ぐらいである。このことは、Hモードや弱磁気シアプラズマ実験では、かなり高性能な運転領域であってもディスラプションが発生する運転限界に対して十分な裕度を保って実験を行っているからでもあり、プラズマ制御技術において信頼性の高いシステムを構築しているからでもある。原型炉でも状況は同じではなく、むしろプラズマ物理の理解と制御技術の進展により、負磁気シアプラズマのディスラプションですら、過去の遺物になっていることを期待している。しかしながら、計測装置や電源設備等の周辺設備を含むプラズマ制御システムの一部に故障等の不具合が発生したことによって、ディスラプションに至ることもあり得るので、そのような場合にも対応できる備えが必要であるのは言うまでもない。

原型炉以降の核融合炉を想定するときの設計上の基本的な考えは、頻度こそ1年に1度有るか無いかの回数だとしても、ディスラプションは起こりえるものとし、かつトリチウム障壁を壊すような安全上の事象とはしないように設計することである。

(i) ディスラプションの特徴

ディスラプションは、まず熱エネルギーの急速な放出(熱消滅)が起こり、その後プラズマ電流の急速な消滅(電流消滅)が発生する。熱消滅では、プラズマの蓄積エネルギーがミリ秒程度の時定数で放出される。熱消滅発生時には、大きな磁場揺動を伴うため、その原因はMHD不安定性による閉じ込め磁場の大きな乱れと考えられている。電流消滅は、熱消滅によりプラズマの電子温度が極端に低温化することによってプラズマの電気抵抗が極端に増大し、プラズマ電流を維持することができなくなるために発生する。電流消滅の時定数は L/R (L :プラズマのインダクタンス, R :トロイダル方向の電気抵抗)程度であり、JT-60Uの場合には、数ミリ秒程度になる。電流消滅によって以下に述べるハロー電流と逃走電子が発生し、炉内機器への重大な影響(4.2.4節参照)が懸念される。

(ii) ハロー電流

垂直位置移動現象VDEが発生し、プラズマが上下方向に $\sim 100\text{ms}$ で移動しながら消滅(ディスラプション)すると、移動中にトロイダル磁束を保存するようにポロイダル方向に電圧が誘起されて、スクレイプオフ層、プラズマ対向機器にハロー電流が流れる。さらに、プラズマ電流消滅時にもポロイダル磁束を保存するようにハロー電流が流れるため、ハロー電流はトロイダル方向に強い非対称性を持って流れるヘリカル電流となる[4.2-47]。その結果、ハロー電流のポロイダル成分がトロイダル磁場と作用してプラズマ対向機器に電磁力が発生する。ハロー電流はディスラプション直前のプラズマ電流の半分に達する場合があり、電磁力も巨大になることから、ハロー電流の評価は炉内構造物の設計において極めて重要である。プラズマを中立平衡点[4.2-48, 49]で消滅させることでVDEを回避し、ハロー電流を抑制することが必要である。

(iii) 逃走電子

ディスラプション発生時にポロイダル磁束を保存するために大きなトーラス周回電場が形成される。それがドライサ電場を超えるとプラズマ中の電子の大部分が高エネルギー(数MeV～数10MeV)の逃走電子になる。また、衝突過程を通して雪崩状に逃走電子が増幅される。その結果、逃走電子電流の大きさとしては、ディスラプション直前のプラズマ電流の半分以上に達する場合がある。逃走電子は局所的に大きな熱負荷($100\text{MJ}/\text{m}^2$ 以上)をプラズマ対向機器に与えるため[4.2-50]、逃走電子発生の回避と抑制は原型炉においても極めて重要である。例えば、ベリリウムの場合逃走電子の入射角 1° の時の侵入深さは 2.5mm であり、それに対する臨界エネルギー密度は $7\text{MJ}/\text{m}^2$ 程度と評価されるため、逃走電子電流を $1/10$ 以下の抑制する必要がある[4.2-51]。逃走電子の抑制法としては、大量の不純物をガスまたはペレットで入射する方法[4.2-52]と共鳴擾乱磁場印加(RMP)[4.2-53, 54]が試験されている。RMPでは、プラズマ境界付近にトロイダル磁場の0.1%程度の擾乱磁場与えることによって逃走電子発生を抑制することが示

されている。

4.2.4 ディスラプションの影響

ディスラプションが生じた場合、それに伴う電磁力および入熱により炉内機器の損傷が懸念される。ディスラプションにより、炉内機器の変形や表面材料の著しい溶融が拡大し、冷却材が真空容器内に侵入する事象が生じてトリチウム閉じ込めバウンダリの健全性を脅かすような安全上のチャレンジャーとなることがないよう、設計においては特に留意する必要がある。ここでは、炉内機器への影響という観点で、ディスラプションに伴う諸現象に対する考え方を考察する。

(i) プラズマ対向材料の溶融・溶発

前述のように数 10MeV 越えるエネルギーを持つ逃走電子はプラズマ対向材料を貫通して冷却管に達する深い溶融、または、冷却管には達しないまでも構造材料の健全性を損なうような重大な溶融を招く可能性がある。ディスラプション時にプラズマが対向材料に接触する場合、対向壁アーマ材の溶融・損傷は広範囲に及ぶ可能性がある。構造的な健全性に問題はなくとも、損耗抑制のために設置する薄いアーマ(例えば、タングステンの蒸着層)が喪失することになれば、その後の長期間にわたる連続運転が難しくなるであろう。

ダイバータに関しては、ディスラプション初期に生ずる熱消滅(thermal quench)を回避しなければダイバータ板に重大な損傷を生じうる。核融合出力 3 GW の核融合炉ではプラズマ蓄積エネルギーは 1 GJ 程度になるので、例えばそのごく一部が熱衝撃密度($\sim 10 \text{ MJ/m}^2$)でダイバータ板に到達したとするとタングステンの溶融が生じうる。不確実性はあるが、この事象の時間発展を定性的に示すと、熱消滅の熱パルスがダイバータ板に到達するとその数 ms 後にはタングステンの一部で溶融が始まり、その後 20ms 程度で溶発へ移行すると考えられる[4.2-55]。このタングステン蒸気により流入エネルギーの大部分(>90%)は散逸されてダイバータ板への局所的な熱集中は緩和されるが、他方、タングステンの線放射のため広範囲にわたってダイバータ室の壁材の溶融と溶発が生ずる。これを回避するには、熱消滅に至る前に ITER で検討されている Massive material injection 等によってプラズマをソフトランディングさせる必要がある。

(ii) 電磁力による炉内機器の変形・破壊

炉内機器に電磁力が働く原因は 3 つある。ハロー電流の流れ込み、鎖交磁束の変化による渦電流、及びプラズマ変位に伴う渦電流とトカマク磁場の作用による電磁力である。ITER の遮蔽ブランケットで考慮されているスリットを導入したり、炉内機器のモジュール寸法を小さくしたりする対策はこの電磁力の軽減のために有効であるが、トリチウムの増殖領域を可能な限り広くとることが求められる原型炉以降の核融合炉では炉内機器の工学設計条件が妥当となるようディスラプション条件の緩和を仮定し、両方の設計条件に折り合いをつける必要がある。その一例として、SlimCS の設計では、ディスラプション時にプラズマは中立平衡点で消滅すると仮定して

VDEを設計条件から外し、電磁力の原因を炉内機器の鎖交磁束変化によるものだけとした。しかし、中立平衡点は安定点ではないので、外部コイル系、プラズマ形状、電流分布、渦電流などを常にモニターしながら中立平衡点からプラズマが外れないように運転しなければならない。

炉内機器に働く電磁力の多くは回転力であり、最終的に機器の支持キーには剪断力が作用する。キーは剛構造であり強度の設計計算は比較的単純であるが、健全性の確認のためにはより現実的に即したモデルで構造強度を調べる必要がある。ブランケットの場合、電磁力はまず比較的薄い(すなわち軟構造の)ブランケット筐体に働き、最終的に剛構造のキーで支持される。したがって、ブランケットの電磁力耐性を確保するためには、筐体の変形をある程度許容しながら電磁力をキーに伝達可能な構造とする必要がある。

4.2.5 ディスラプションの制御

トカマク型核融合炉においてディスラプションの発生は、完全に排除することはできない。従って、ディスラプションが発生しても、トカマク装置に大きなダメージを与えないように制御する技術確立する必要がある。そのためには、ディスラプションの予測、回避、緩和がキーワードである。

(i) 予測

磁気プローブでの磁気揺動や、不純物混入による放射損失の急激な増大など、前兆信号を捕らえることができる場合には、ディスラプションの発生を予測することができる。近年の研究では、複数の入力信号を用いてディスラプション発生時の信号パターンを予め学習しておいてから予測に適用する、ニューラルネットワークを用いたディスラプションの予測技術の開発が行われている[4.2-56-59]。

(ii) 回避

ディスラプションの発生を予測できたとしても、抵抗性 MHD 不安定性のように比較的時間的余裕がある場合には回避制御が可能であるが、理想 MHD 不安定性の場合には時間的余裕がないため回避操作は難しい。従って、ディスラプションを回避するためには、運転限界に対して十分な裕度を確保することに加えて、中立平衡点による VDE 回避、前兆信号の観測、予測技術の高度化が必要である。回避操作としては、次に述べる緩和に加えて、安全係数が2の磁気面に生じた磁気島の成長を ECCD で抑制することでディスラプション回避が実証されている[4.2-60, 61]。

(iii) 緩和

ディスラプションの発生が不可避である場合、いまのところ大量水素や希ガス元素(ヘリウム、ネオン、アルゴン、クリプトン、キセノン)を、気体、液体、固体の状態で短時間に注入して、放射損失を急増させる手法しかない。これにより、熱エネルギーを散逸させるとともに、電流消滅の時定数を長くすることによって、ディスラプションの熱衝撃、ハロー電流、逃走電子の発生を緩和させること

ができる。但し、入射ポートを分散させるなどして、放射損失が局所的な熱負荷にならないようにする必要がある。

原型炉では、実時間で MHD 安定性解析や輸送解析を行うことによって、プラズマ状態の時間発展の予測と運転限界からの裕度を確認しつつ、ディスラプションの予測を行うようなシステムの構築が必要であろう。そして、運転限界からの裕度が狭まれば直ちに軌道修正のための制御を実施する。ディスラプションの与えるダメージを考慮すれば、想定した運転シナリオ(例えば核融合出力)からのズレが確認できた時点で、燃焼プラズマの停止操作に移行するぐらいの慎重な対応が必要かもしれない。

参考文献

- [4.2-1] “Progress in the ITER Physics Basis”, Nucl. Fusion **47**, S1 (2007).
- [4.2-2] 鎌田裕, プラズマ・核融合学会誌 **79**, 123 (2003).
- [4.2-3] 河野康則 他, プラズマ・核融合学会誌 **86**, 3 (2010).
- [4.2-4] F. Porcelli *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **38**, 2163 (1996).
- [4.2-5] H. Zohm *et al.*, Nucl. Fusion **43**, 1570 (2003).
- [4.2-6] C.C. Hegna, Phys. Plasmas **4**, 2940 (1997).
- [4.2-7] D. A. Gates *et al.*, Nucl. Fusion **37**, 1593 (1997).
- [4.2-8] H. Zohm *et al.*, Nucl. Fusion **39**, 577 (1999).
- [4.2-9] A. Isayama *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **42**, L37 (2000).
- [4.2-10] A. Isayama *et al.*, Nucl. Fusion **47**, 773 (2007).
- [4.2-11] A. Isayama *et al.*, Nucl. Fusion **49**, 055006 (2009).
- [4.2-12] R. J. La Haye *et al.*, Phys. Plasmas **9**, 2051 (2002).
- [4.2-13] C.C. Petty *et al.*, Nucl. Fusion **44**, 243 (2004).
- [4.2-14] A. Isayama *et al.*, Nucl. Fusion **43**, 1272 (2003).
- [4.2-15] K. Nagasaki *et al.*, Nucl. Fusion **43**, L7 (2003).
- [4.2-16] A. Isayama *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **41**, 35 (1999).
- [4.2-17] A. Gude *et al.*, Nucl. Fusion **39**, 127 (1999).
- [4.2-18] S. -I. Itoh *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **46**, 123 (2004).
- [4.2-19] O. Sauter *et al.*, Phys. Plasmas **4**, 1654 (1997).
- [4.2-20] V.D. Pustovitov, Nucl. Fusion **45**, 245 (2005).
- [4.2-21] R.J. La Haye *et al.*, Phys. Plasmas **7**, 3349 (2000).
- [4.2-22] A.D. Turnbull *et al.*, Nucl. Fusion **38**, 1467 (1998).
- [4.2-23] A. Bondeson and D.J. Ward, Phys. Rev. Lett. **72**, 2709 (1994).
- [4.2-24] M. Takechi *et al.*, Phys. Rev. Lett. **98**, 055002 (2007).
- [4.2-25] H. Reimerdes *et al.*, Phys. Rev. Lett. **98**, 05501 (2007).
- [4.2-26] A.M. Garofalo *et al.*, Nucl. Fusion **47**, 1121 (2007).
- [4.2-27] A.H. Boozer, Phys. Rev. Lett. **86**, 5059 (2001).
- [4.2-28] M. Okabayashi *et al.*, Phys. Plasmas **8**, 2071 (2001).
- [4.2-29] E. J. Strait *et al.*, Phys. Plasmas **14**, 056101 (2007).
- [4.2-30] A.M. Garofalo *et al.*, Phys. Plasmas **13**, 056110 (2006).
- [4.2-31] M. Okabayashi *et al.*, Nucl. Fusion **45**, 1715 (2005).
- [4.2-32] A.H. Boozer, Phys. Plasmas **5**, 3350 (1998).
- [4.2-33] J. Bialek *et al.*, Phys. Plasmas **8**, 2170 (2001).
- [4.2-34] G. Matsunaga *et al.*, Proc. 22nd Fusion Energy Conference, EX/5-2 (2008).
- [4.2-35] G. Matsunaga *et al.*, Phys. Rev. Lett. **103**, 045001 (2009).
- [4.2-36] G. Matsunaga *et al.*, Nucl. Fusion **50**, 084003 (2010).
- [4.2-37] G.T.A. Huysmans *et al.*, Nucl. Fusion **39**, 1489 (1999).
- [4.2-38] Y. Ishii *et al.*, Plasma Phys. Control Fusion **40**, 1607 (1998).
- [4.2-39] S. Takeji *et al.*, J. Plasma Fusion Res. **76**, 575 (2000).
- [4.2-40] T.C. Hender *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **44**, 1143 (2002).
- [4.2-41] A.D. Turnbull *et al.*, Nucl. Fusion **42**, 917 (2002).
- [4.2-42] S. Takeji *et al.*, Nucl. Fusion **42**, 5 (2002).
- [4.2-43] M. Greewald *et al.*, Nucl. Fusion **28**, 2199 (1988).
- [4.2-44] ASDEX-U
- [4.2-45] R. Maingi *et al.*, J. Nucl. Mater. **266**, 598 (1999).
- [4.2-46] H. Yamada *et al.*, Nucl. Fusion **47**, 1418 (2007).
- [4.2-47] R. Granetz *et al.*, Nucl. Fusion **38**, 449 (1998).
- [4.2-48] R. Yoshino *et al.*, Nucl. Fusion **36**, 295 (1996).
- [4.2-49] Y. Nakamura *et al.*, Nucl. Fusion **36**, 643 (1996).
- [4.2-50] S.V. Putvinski *et al.*, Proc. 17th IAEA Fusion Energy Conference, PTERP1-10 (1998).
- [4.2-51] M. Lehnen *et al.*, J. Nucl. Mater. **390-391**, 740 (2009).
- [4.2-52] D. Whyte, J. Nucl. Mater. **313-316**, 1239 (2003).
- [4.2-53] Y. Kawano *et al.*, Proc. 16th IAEA Fusion Energy Conf. Vol. 1 (Vienna: IAEA, 1997) p. 345.
- [4.2-54] M. Lehnen *et al.*, Phys. Rev. Lett. **100**, 255003 (2003).
- [4.2-55] G. Federici *et al.*, Fusion Eng. Design **61-62**, 81 (2002).
- [4.2-56] D. Wroblewski *et al.*, Nucl. Fusion **37**, 725 (1997).
- [4.2-57] G. Pautasso *et al.*, Nucl. Fusion **42**, 100 (2002).
- [4.2-58] R. Yoshino *et al.*, Nucl. Fusion **43**, 1771 (2003).
- [4.2-59] R. Yoshino *et al.*, Nucl. Fusion **45**, 1232 (2005).
- [4.2-60] H. Hoshino *et al.*, Phys. Rev. Lett. **69**, 2208 (1992).
- [4.2-61] F. Salzedas *et al.*, Nucl. Fusion **42**, 881 (2002).

4.3 熱・粒子制御

本節ではプラズマからの熱や粒子がプラズマを取り囲む機器にどのような影響を及ぼし、それをどのように扱おうとしているかについて述べる。中でもダイバータは高い熱負荷を受ける機器であるので、ダイバータを中心として、定常的な熱負荷をどうするか、次に過渡的な熱負荷の影響について触れ、最後にプラズマと壁との相互作用という視点から注意を払うべきことを纏めた。

4.3.1 定常熱負荷

核融合炉の中で、熱と粒子の制御の役割を担うダイバータは最重要課題の一つである。ITER よりも核融合出力が数倍大きな核融合原型炉では、当然ながらさらにコアプラズマから周辺部へ排出される熱流は増加し、除熱性能を改善する工学設計以上にプラズマを低温化する物理設計への課題は厳しいものとなる。ITER では、熱負荷の最も大きなストライク点（プラズマがダイバータ板に当たる位置）付近で放射損失による熱流の分散、および原子・分子の再結合過程を最大限に利用する「非接触ダイバータ」の生成が不可欠であるが、原型炉ではさらに広い領域で「非接触ダイバータ」を生成し、安定に維持することが要請される。ここで、「非接触ダイバータ」の物理機構は例えば文献[4.3-1]で解説されている。

一方、炉心プラズマで発生した α 粒子は境界磁気面（セパトロックス）を横切ってスクレイプ・オフ層（SOL）に拡散し、低温のヘリウム灰となる。粒子制御としてダイバータが担う基本的な役割は、炉心において燃料であるDTイオンの希釈が進まないように、ダイバータからヘリウム灰をDT原子・分子と共に真空排気ポンプに導くことである。ここで、ペレット入射装置などから導入したDT燃料のうち、実際に炉心に達し核燃焼反応を起こして消費される割合はごく僅かであり、この供給割合を改善することも物理および工学設計の重要な課題である。排気された混合ガスはヘリウムなどの不純物と燃料のDTガスとに分離され、DTガスは再び燃料として使用される（5.5節参照）。

ところで、ヘリウム灰は核融合炉の熱出力とともに増加するため、単純に排気量を増加することは、「非接触ダイバータ」の生成および燃料粒子の利用の観点からは効果的でない。これらの一見相反する要請を満たす物理および工学的な設計を行うことが重要である。さらに、ダイバータに求められる熱・粒子制御の性能およびその形状や磁場構造は、主プラズマの性能や形状に大きく依存し、むしろ工学設計の要請により制限される場合が多いため、物理設計への課題は厳しいものとなる。

核融合炉におけるダイバータ設計の物理および工学研究課題は多いが、ここでは最大の課題である定常的な熱流の低減の考え方について簡単に説明する。

1) ダイバータ板への熱流の低減

除熱機器であるダイバータのプラズマ対向面には

SOLから磁力線に沿って流れ込むプラズマ粒子束がもたらす熱負荷の他に近辺のダイバータプラズマからの放射による照射熱負荷、再結合や荷電交換による中性粒子束（フラックス）、さらには中性子の入射による発熱などが加わる。通常の「非接触ダイバータ」では、プラズマ粒子束による熱負荷が最も大きく、ストライク点付近では極めて高い熱流束となる。熱出力3GWの核融合炉を構想した場合、第3章に述べたように核融合エネルギー出力の20%（600 MW）は α 粒子が受け持ち、高温の主プラズマでは放射損失は少ないため、このパワーの大部分（約500 MW）はSOLへ排出されることになる。もし、SOLへの熱流束が全てダイバータ板に入るとすれば、ゼロ次元の見積もりでは、磁力線の広がりダイバータ板を傾けた効果を入れたダイバータ板での入熱領域の幅を $\Delta=0.2$ mとすると、炉の大半径を $R=6$ mとして、片側のダイバータ板の受熱面の総面積は $2\pi R\Delta \sim 6 \times 6 \times 0.2 \sim 7$ m²となる。ここに500 MWのパワーが入るので平均熱流束は36 MW/m²になる。ダイバータ板への入熱分布を考慮すると、ピーク値はこの2-3倍近くになるであろう。これはとてつもなく大きな値であり、ダイバータ板が工学的に耐えうる熱流束を10 MW/m²のレベルとすれば、入熱量を大幅に下げなければならない。そこで考えられる主な方法としては、以下の工学的および物理的手法が挙げられる。

- (1) ダイバータ板の形状を工夫し、受熱部分をさらに広くして単位面積あたりの熱負荷を下げる。このため、ダイバータ板のセパトロックスに対する傾き角を小さくする。
- (2) ボロイダルコイルの配置を工夫し、磁力線間隔を広げること（磁力線のピッチをより傾斜することに相当）により単位面積あたりの熱負荷を下げる。
- (3) SOLプラズマから排出される熱流のうち、出来るだけ多くを放射損失および荷電交換や分子再結合により分散させ、ダイバータ板への入熱を軽減させる。
- (4) ヌル点（X点）からダイバータ板までの距離（深さ）を十分に長くすれば、項目(3)の効果を増加でき、ダイバータ板への入熱を軽減することが可能である。

さらに、ダイバータ板での熱負荷分布のピークが比較的小さく、時間的な遷移許容値の限界（数秒程度の間20 MW/m²）以下では次の様な工学的手法もあり、5.3節にて議論される。

- (5) ストライク点を時間的に移動させ、長時間の熱負荷ピークの集中を避ける。
- (6) 専用のボロイダルコイルを設置し、SOLあるいはダイバータ板上流の磁力線に揺動磁場を与えることにより、ダイバータ板に当たる熱負荷ピークを低減すると共に受熱面積を増加させる。

ここでは、特にダイバータプラズマを制御する上記

(3)の物理的課題の検討を中心に解説する。

2) 原型炉 SlimCS でのダイバータ熱流制御

具体的な検討例として、原型炉 SlimCS [4.3-2]を ITER と比較し概略を説明する。図 4.3-1 に示すように、SlimCS の核融合熱出力は約 3 GW ($Q > 30$)、一方の ITER は 0.5 GW ($Q = 10$)なので、 α 加熱を中心とする加熱パワーはそれぞれ、600-700 MW、と 150 MW となる。したがって、SlimCS では、ITER (約 100 MW) と比較して 5-6 倍大きい 500-600 MW のエネルギーが主プラズマから境界磁気面を横切って SOL へ排出 (P_{out}) される。この熱流を全てダイバータ板で受けることは出来ないもので、ITER では約半分のパワーを SOL とダイバータプラズマからの放射によって分散させようとしている。これに比べて SlimCS ではダイバータの冷却能力が ITER 程度としても、 P_{out} の大部分を放射によって分散させないといけないことが予想される。

一般的に、原型炉のダイバータは、中性子照射、高い使用温度、スパッタリングによる損耗の観点から材料の制約が大きい。水冷却を基本と考えている SlimCS の設計 [4.3-2] では、対向材をタングステン、冷却配管と構造材を低放射化フェライト鋼、ベース温度 290℃ の高温加圧水での冷却とならざるを得ないため、冷却能力は ITER (10 MW/m²) より低くなる。このため、 P_{out} の 90% 以上 (450 から 550 MW 程度) を放射損失で分散させないとダイバータの定常運転は成立しないことになる。特に、熱負荷はセパトロクス付近に集中するため効率良く熱流束を低減する必要がある。そのため SlimCS のダイバータは、ITER のダイバータ物理設計 [4.3-3,4] で提案されている「部分非接触ダイバータプラズマ」がより発生しやすいダイバータ形状にすると共に不純物ガス入射によって放射損失を増加する手法が検討された [4.3-5] (図 4.3-2)。特に、熱流束が非常に大きくなる外側ダイバータの形状は、ダイバータ板の上流における放射損失とプラズマの体積再結合が大きくなるように以下に示す方策を講じ、ダイバータ板の工学的な熱除去設計との成立性が検討された。

- I) ダイバータの深さおよびダイバータ板の傾斜を ITER より大きくすることにより、高密度化、熱負荷軽減、部分非接触プラズマ発生に有利となるようにした。
- II) ダイバータのドーム部に設置する排気溝を底から離して V 字型のコーナーを持つ形状とし、ストライク点上流での中性粒子密度を増加させリサイクリングを増加させた。
- III) 比較的高いイオン価数 (Z) の Ar 不純物をガス入射することにより、低温のダイバータだけではなく高温の周辺プラズマでの放射損失パワーも増加させた。

現在の実験装置では模擬できない大きなダイバータへの熱流および粒子束の振る舞いは、2 次元プラズマ流体輸送コード (SOLDOR) と中性粒子モンテカルロ輸

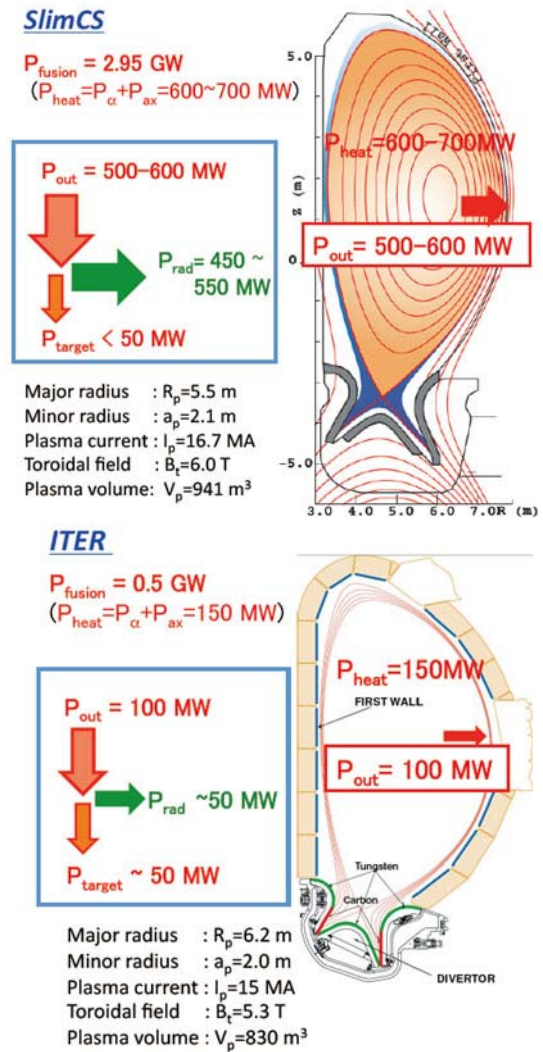


図 4.3-1 核融合熱出力とエネルギーの流れ

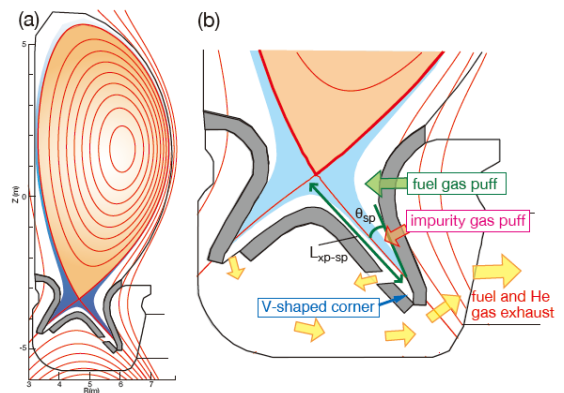


図 4.3-2 SlimCS のプラズマ平衡磁気面(左)と、V 字型ダイバータ部拡大図

送コード (NEUT2D) [4.3-6,7] により反復計算を行い、収束解を求めることにより、物理設計が進められた。原型炉のダイバータでは熱流低減のため、多量の不純物ガス入射を行うことが予想されるが、その際、放射損失の増加およびプラズマの低温化により非線形性が強くなるため、反復計算の収束が不安定となることが懸念される。本解説では、不純物イオンの輸送を含めた統合的なダイバータプラズマ・シミュレーション (SONIC) を開始する前段階として、放射損失を最も高めた外側ダイバータ領域に一樣な不純物密度比 (n_{Ar}/n_i) を与えると共に放射損失パワー計算は非コロナ平衡モデルとした簡易不純物輻射モデルを用いた以下の3ケースについて示す。

【ケース1】

ダイバータ底部から排気する標準的ダイバータ。
 $n_{Ar}/n_i = 2\%$ (外側ダイバータ), 他領域は 1%。

【ケース2】

外側は V 字型コーナー付きダイバータ (図 4.3-2)。
 $n_{Ar}/n_i = 2\%$ (外側ダイバータ), 他領域は 1%。

【ケース3】

外側は V 字型コーナー付きダイバータ (図 4.3-2)。
 $n_{Ar}/n_i = 5\%$ (外側ダイバータ), 他領域は 1%。

ここでは、SOL へ排出される熱流を $P_{out} = 500$ MW, コアプラズマへの粒子供給を $100 \text{ Pam}^3\text{s}^{-1}$ および ITER で想定される最大の排気速度を与えている。

ダイバータ板への熱負荷は簡易的には以下の式で与えられる。

$$Q_{target} = \gamma n_d C_{sd} T_d + n_d C_{sd} E_{ion} + f_1 (P_{rad}) + f_2 (1/2 m v_0^2 n_0 v_0)$$

ここで第 1 項は電子やイオンの熱伝導と対流輸送, 第 2 項はダイバータ板表面での再結合損失, 第 3 項は放射損失による照射熱負荷, 第 4 項は中性粒子による熱負荷である。

計算結果では、上記 II) に記したダイバータ底部の形状を V 字型コーナー形状とすることによる効果、および 上記 III) に記した不純物ガスによる放射冷却効果が示されている。この内、図 4.3-3 には V 字型コーナー形状であるケース 2 および 3 の場合で外側ダイバータ板の上流での放射パワー分布を、図 4.3-4 にはダイバータ板への熱負荷分布が示されている。曲線間の差が上記式における各項からの寄与を示すもので、最上位の曲線が全熱負荷分布を示している。また、図 4.3-5 には、外側ダイバータ板の形状効果と不純物の導入により、外側ダイバータでの放射損失 (P_{rad}^{o-div}) に対するダイバータ全体での放射損失 (P_{rad}^{div}) と熱負荷の形で示してある。V 字型コーナーを設置するダイバータ形状 (ケース 2) にすることで、放射損失パワーはケース 1 と比較して $P_{rad}^{o-div} = 85$ MW から 142 MW へ大きく増加し、ピーク熱負荷は $q_{target}^{peak} = 70 \text{ MW/m}^2$ から 27 MW/m^2 へ低下する。ストライク点付近は非接触プラズマとなっている。

さらに、Ar 密度の増加 (ケース 3) により、放射損失分

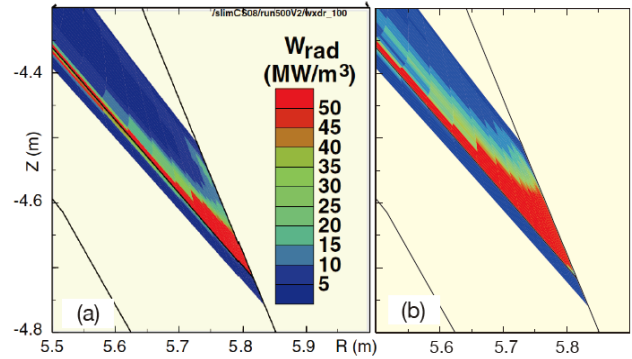


図 4.3-3 外側 (V 字型コーナー付き) ダイバータにおける放射損失分布 (a) $n_{Ar}/n_i = 2\%$ (ケース 2), (b) $n_{Ar}/n_i = 5\%$ (ケース 3) [4.3-10]

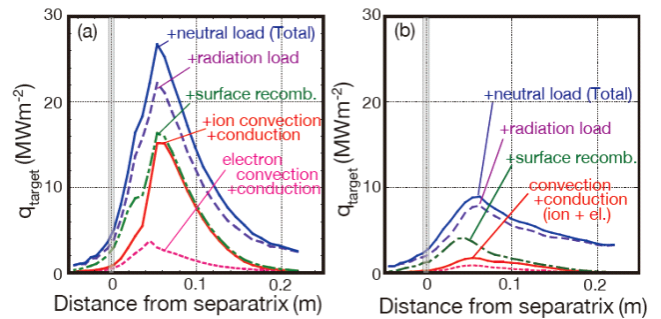


図 4.3-4 外側ダイバータ板への熱負荷, (a) $n_{Ar}/n_i = 2\%$ (ケース 2), (b) $n_{Ar}/n_i = 5\%$ (ケース 3) [4.3-10]

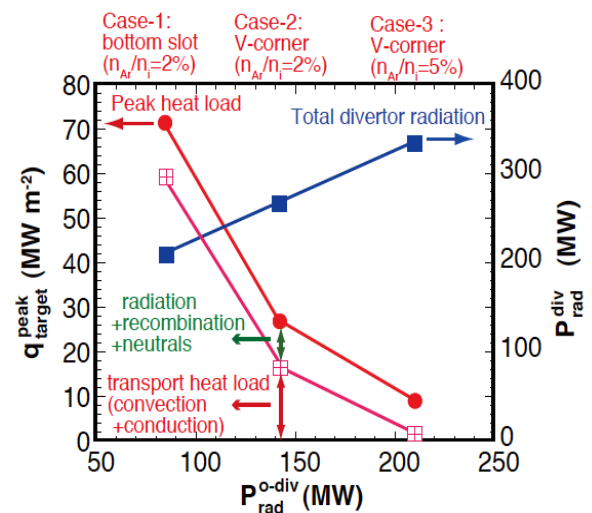


図 4.3-5 外側ダイバータでの放射損失 (P_{rad}^{o-div}) に対するダイバータ全体での放射損失 (P_{rad}^{div}) とプラズマ輸送による熱負荷と放射損失及び中性粒子の照射による熱負荷 [4.3-10]

布は上流およびダイバータ板の上側へ広がり $P_{\text{rad}}^{\text{o-div}} = 210 \text{ MW}$ まで増加する。部分非接触プラズマも拡大し、プラズマの低温化によりプラズマ輸送による熱負荷は 2 MW/m^2 へ減少する。一方、放射損失や体積再結合した中性粒子による熱負荷が顕著 (7 MW/m^2) になるため、ダイバータ板上流でのそれらの分布がダイバータ板への熱負荷を決める要因となる。ケース3の場合、ダイバータ全体での放射損失は $P_{\text{rad}}^{\text{div}} = 330 \text{ MW}$ ($f_{\text{rad}}^{\text{div}} = P_{\text{rad}}^{\text{div}}/P_{\text{out}} = 66\%$) および周辺プラズマでの放射損失は $P_{\text{rad}}^{\text{edge}} = 130 \text{ MW}$ ($f_{\text{rad}}^{\text{edge}} = P_{\text{rad}}^{\text{edge}}/P_{\text{out}} = 26\%$) であり、合計 $P_{\text{rad}} = 460 \text{ MW}$ ($f_{\text{rad}} = P_{\text{rad}}/P_{\text{out}} = 92\%$) の放射損失に達する。電子温度はダイバータ板付近の広い領域で数 eV まで低下した「完全非接触ダイバータ」となり、ピーク熱負荷は $q_{\text{target}}^{\text{peak}} = 9 \text{ MW/m}^2$ まで低減する。この場合の熱エネルギーの流れの概要を図 4.3-6 に示す。

この際、放射損失の強い領域や体積再結合の発生が大きな領域がダイバータへの熱負荷分布に大きく影響することから、複数の不純物ガス入射などにより放射損失パワーの大きな領域を広く(ダイバータ部および主プラズマ周辺に)分散させて、一部のプラズマ対向材への熱集中を低減することが今後の課題である。他方、信頼性のあるダイバータ熱負荷分布の評価のためには不純物イオンの輸送の物理プロセスを正確に評価することが求められ、粒子運動モデルを容易に組み込むことの可能な不純物モンテカルロ輸送コード(IMPIC)を含めた統合コード(SONIC)[4.3-8, 4.3-9] によるシミュレーションを原型炉設計に適用するための開発研究が進められつつある[4.3-10]。また現状の実験結果を反映した物理設計を行うためには、主プラズマの周辺部(エッジおよび SOL 領域)のプラズマ分布を反映した拡散係数 (χ , D) の分布モデルを、実験データベース[4.3-11]や経験則から与えることが重要となる。

非接触ダイバータを生成するためにはガス圧およびリサイクリング束を高める必要があるが、一方、「ヘリウム灰」がプラズマ中に蓄積しないよう十分な粒子排気を行うことも原型炉のダイバータの重要な設計要件である。SlimCS でヘリウムの蓄積が $n_{\text{He}}/n_i = 5\%$ から 10% まで増加すると核融合出力は大きく減少 ($P_{\text{fus}} = 3.0$ から 2.2 GW へ) するため、これら相反する要求の整合を図ることも未解決の課題である。このほか、今後の物理設計を進める上で、以下の研究課題が重要と思われる。

- (i) トリチウムやヘリウム灰の排気性能の物理評価とそれらに適したダイバータ形状と放射冷却シナリオの改善,
- (ii) 高密度ダイバータにおける原子・分子過程の効果(弾性散乱, 光子吸収によるプラズマ加熱, 分子活性再結合過程などの影響),
- (iii) 完全非接触ダイバータの熱的安定性およびその制御手法の検討。

3) 周辺プラズマでの放射損失の課題

前述のように SlimCS では、ITER で考えられている放

Power flow in Slim CS (normalized to P_{heat})

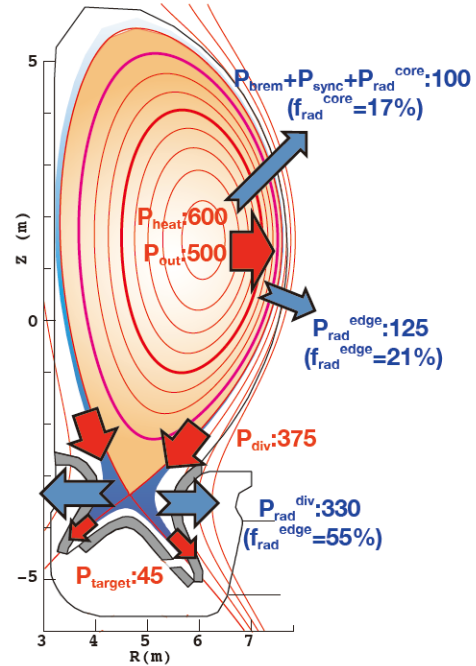


図 4.3-6 SlimCS における熱流の制御の例(ケース 3)

$P_{\text{fusion}} \sim 3 \text{ GW}$, $P_{\text{out}} = 500 \text{ MW}$, $P_{\text{rad}}^{\text{tot}}/P_{\text{out}} = 0.91$,
 $P_{\text{rad}}^{\text{div}}/P_{\text{out}} = 0.66$, n_{Ar}/n_i 一定

射損失 ($P_{\text{rad}} = 50 \text{ MW}$ 程度)より一桁大きな値 ($P_{\text{rad}} = 460 \text{ MW}$ 程度)が求められ、同時にプラズマ対向材への放射パワーの集中を低減する必要もある。現状のトカマクで行われている高放射損失 ($f_{\text{rad}} > 60\%$) と高エネルギー閉じ込め性能を両立させる実験では、異なる不純物ガス (N_2 , Ne , Ar) 入射が主に行われているが、このうち高電荷イオンの Ar を用いる場合に主プラズマの周辺部で最も大きい放射損失割合を得ることができる。例えば、JT-60U の不純物ガス入射実験 ($f_{\text{rad}} = 70\text{--}90\%$) [4.3-12] では、 Ne 入射 ($f_{\text{rad}}^{\text{edge}} \sim 20\%$ および $f_{\text{rad}}^{\text{div}} = 50\text{--}70\%$) と比較して、 Ar 入射 ($f_{\text{rad}}^{\text{edge}} = 30\text{--}40\%$ および $f_{\text{rad}}^{\text{div}} = 40\text{--}50\%$) の方が主プラズマ周辺部での放射損失割合がダイバータ部での放射損失パワーに近い値まで達する ($P_{\text{rad}}^{\text{edge}}/P_{\text{rad}}^{\text{div}} = 0.7\text{--}0.8$)。ガス入射位置よりも不純物イオン種による輸送と放射損失特性の違いが関与すると考えられ、この結果に基づいて、高 Z と低 Z 不純物ガスとの複合入射による放射損失の分布制御が提案されている。ITER のプラズマエッジおよび SOL 領域(ペデスタルで $T_e^{\text{ped}} \sim T_i^{\text{ped}} = 3\text{--}4 \text{ keV}$, セパトロクスで $T_e^{\text{sep}} = 160\text{--}180 \text{ eV}$, $T_i^{\text{sep}} = 250\text{--}320 \text{ eV}$) [4.3-13, 4.3-14] よりも高温条件(セパトロクスで $T_e^{\text{sep}} \sim 370 \text{ eV}$, $T_i^{\text{sep}} \sim 800 \text{ eV}$) で放射損失を高めるために、 Kr , Xe 等のさらに高 Z の不純物ガス入射との比較、また、原型炉へ向けてペレットによるメインプラズマへの不純物注入の検討も必要である。

一方、主プラズマ周辺部での放射損失パワーが制限される要因として、閉じ込め性能の劣化が挙げられる。

境界領域プラズマにおける放射損失の増加により、温度や密度分布に見られる周辺輸送障壁 (Edge Transport Barrier) は変化し、ついには閉じ込め性能の劣化に至る。JT-60U[4.3-15]では、 $f_{\text{rad}}^{\text{edge}} > 35\%$ でペデスタル (高閉じ込めプラズマの周辺部に発生する閉じ込め改善障壁) でのプラズマ圧力の低下が始まると同時に、と閉じ込め性能の劣化が観測されている。原型炉の運転領域を検討するため、このような物理データベースを整理し、信頼できる経験則や理論モデルを構築することも重要である。

4) 核融合炉における熱制御の役割

原型炉さらには商用炉を視野に入れる際に、核融合反応で発生した中性子と熱エネルギーがどのように処理されるかについて見通しを立てることは重要である。そうした視点から、ダイバータでの熱処理とブランケット表面である第一壁での熱処理のバランスを考える。

核融合熱出力 3 GW の SlimCS では、中性子エネルギーの 1/5 に相当する熱出力 $P_{\text{heat}} = 600 \text{ MW}$ の行き先については、前項のケース3の場合、コアプラズマからのエネルギー輻射 (Bremsstrahlung 輻射, シンクロトロン輻射, 不純物放射損失) である $P_{\text{rad}}^{\text{core}} = 100 \text{ MW}$ と周辺プラズマからの放射損失である $P_{\text{rad}}^{\text{edge}} = 130 \text{ MW}$ の合計が第一壁に照射される。さらにイオンの荷電交換損失を考えると対向材の表面での熱負荷は平均 0.6 MW/m^2 程度と考えられる。一方、核融合反応で発生し照射される中性子はブランケット内部で増倍されると共にトリチウムの増殖が行われるため、核融合中性子を利用する観点から考えると対向材や構造材および冷却配管や冷却媒体 (高温加圧水) を必要最小限に配置することが望ましい。さらに、中性子出力は約 2.4 GW であり、これに対する中性子壁負荷は平均 3 MW/m^2 (ピーク値 5 MW/m^2) と見積もられ、この中性子束が大きいほど第一壁直下での冷却能力を高めなければならない。こうしたブランケットの工学設計の点からも、ダイバータと異なり対向材表面での除熱設計値を単純には大きくできず、定常的な表面への熱負荷は 1 MW/m^2 が限界であり低減することが望ましい。

さらには発電炉では、ダイバータおよびブランケットの熱処理により回収した熱エネルギーを電気エネルギーとして変換することから、ダイバータで熱エネルギーおよび中性子エネルギーを効率的に回収しやすい物理および工学設計も重要となる。

4.3.2 ELM, ディスラプション等による非定常熱負荷と制御手法

ダイバータ等の受熱機器に対して定常的な熱負荷の他に、熱の吐き出しを周期的に繰り返す ELM (Edge Localized Mode) や瞬時にエネルギーを排出するディスラプションによる非定常熱負荷を検討する必要がある。

1) ELM プラズマによる熱負荷の緩和の必要性

ELM は、H モードプラズマの周辺輸送障壁部に局在

化した MHD 不安定性である。ELM が発生すると、周辺輸送障壁の崩壊によって、内部に閉じ込められていた蓄積エネルギーの一部が瞬間的に SOL に吐き出され、その多くはダイバータストライク点付近に照射される。ELMy H モードプラズマでは、周辺輸送障壁の ELM による崩壊と回復を周期的に繰り返すため、実質的な閉じ込め性能は若干低下するが、ヘリウム灰や放射損失増加のため入射した不純物を排出する効果が期待され ITER の標準運転モードとして採用されている。

既存装置で ELM 発生に伴いダイバータ部へ流出するエネルギー (W_{ELM}) は、最大でも 1 MJ 程度であるため、熱・粒子負荷および表面温度の上昇は大きな問題とはならなかった。一方、それらの実験で得られたデータベースを整理した結果、ペデスタル上端部の蓄積エネルギー (密度 $\times$ 温度) で規格化した ELM による放出エネルギー $W_{\text{ELM}}/W_{\text{ped}}$ は、プラズマの衝突頻度 (電子衝突周波数 $\nu^* = R_p q_{95} A^{1.5}/\lambda_e$ を指標としている。ここで、 A はアスペクト比、 λ_e は電子の平均衝突距離) の減少と共に増加する傾向が明らかとなった [4.3-16]。ここでエッジプラズマとは閉じ込め改善されたペデスタル部のプラズマを指すこととし、そこで高温 (3.5 keV 程度) が予想される ITER ($\nu^* = 0.06$) では、 22 MJ ものプラズマ蓄積エネルギーが、1回の ELM で放出される可能性が示唆されている。また、近年、ELM を模擬したプラズマのパルス照射実験結果 [4.3-17] から、ダイバータ対向材 (炭素およびタングステン) への非定常熱負荷の限界 ($q_{\text{div}}^{\text{max}} = 0.5 \text{ MJ/m}^2$) が指摘されている。この値に対応するおよそその流出エネルギーは、単純な磁力線に沿う評価から $W_{\text{ELM}}^{\text{max}} = q_{\text{div}}^{\text{max}} \cdot A_{\text{wet}} \cdot (1 + P_{\text{out}}/P_{\text{in}})/f_{\text{loss}} = 1 \text{ MJ}$ となり、現在の大型トカマク装置で観測された最大級程度、つまり約 $1/20$ まで W_{ELM} を緩和する必要がある。ただし、この評価では ELM が照射される領域 A_{wet} は通常の熱負荷分布と同程度であり、内側ダイバータへのエネルギー分配比率が 2 倍程度大きいという実験データベース ($P_{\text{out}}/P_{\text{in}} = 0.5$) [4.3-18] と、ELM で流出したエネルギーが損失せずそのままダイバータへ照射される ($f_{\text{loss}} = 1$) という尤度を見込んだ仮定を使用している。

この簡単な評価を、さらに高温のエッジプラズマ (例えば 7 keV 程度) となりうる原型炉に当てはめると、衝突頻度はさらに低下し ($\nu^* = 0.01-0.02$)、 $W_{\text{ELM}} = 48-60 \text{ MJ}$ が予想されることとなる。従って、例えば SlimCS のダイバータ形状を考えると、 A_{wet} が増加するため $W_{\text{ELM}}^{\text{max}} = 1.6 \text{ MJ}$ となるが、 $1/30-1/38$ まで W_{ELM} を緩和する必要がある、したがって物理研究に課せられる要請はますます厳しくなる。次項で ELM の種類とその緩和手法の概要について触れる。

コアプラズマから放出されるエネルギーの検討と同時に、ELM プラズマが SOL からダイバータへ輸送される物理機構の理解も高速の 2 次元計測手法の開発と共に進められ、単純な磁力線に沿うモデルでは説明できないことが明らかとなった。例えば文献 [4.3-19] で解説されている。つまり、磁力線に沿う構造を持った複数の

高温プラズマの帯“フィラメント”が主プラズマ周辺を磁力線を横切り第一壁方向に拡散し、ダイバータ板への熱負荷(q_{div})は緩和される。具体的には、複数の装置のデータベースでは、ELM 放出エネルギーあるいはプラズマ電流の増加に伴い 60-70%に減少する。同時に、ダイバータ板での熱負荷分布の広がり幅も増加し、ELM プラズマが照射される領域(A_{wet})も ELM 発生前のその 1.5-2.5 倍に増加することが明らかとなってきた。プラズマ“フィラメント”の輸送は、古典的輸送とは異なる 3 次元空間で発展する物理現象として、現在、興味深い研究である[4.3-20,21,22]と共に、これによるブランケット第一壁構造あるいはアンテナ・リミターなどの僅かな突起構造物に至っても熱及び粒子負荷分布の正確な評価が必要となっている[4.3-23]。

2) ELM の種類と制御法

ELM に関連する理想 MHD 不安定性は、1)プラズマ圧力勾配が臨界に到達したときに不安定化する高トロイダルモード数のバルーニングモード(ballooning mode)と、2)周辺部の電流密度(電流密度勾配)増大により不安定化するピーリングモード(peeling mode)である。中間トロイダルモード数 $n \sim 6-12$ が観測される場合の ELM は、両者が結合したピーリング・バルーニングモードと考えられている。高トロイダルモード数のバルーニングモードは小さい周辺電流、大きな圧力勾配で不安定化し、大きな周辺電流と大きな圧力勾配の場合にピーリング・バルーニングモードが不安定になり、その固有関数が大きな空間幅(δr)を持つことから大きなエネルギーを排出する ELM に関連すると考えられる。一方で、ピーリングモードは大きな電流密度で低い圧力勾配のときに不安定化し、その固有関数がプラズマ表面付近に局在化しているため、小さな ELM に関連している。

本節では、実験で観測されている大小様々な ELM の種類や ELM 無し H モードの特徴について簡単にまとめ、現在研究が進められている ELM 制御手法について簡単に述べる。詳細は多くの文献[4.3-24~28]で解説されている。

(1) Type I ELM [4.3-29]

H モードプラズマで観測される典型的な ELM であり、前節で記した ITER の標準運転シナリオとして考えられているが、非常に大きなパルス状の熱負荷をダイバータ部に繰り返し与えることになる。ペデスタル部が臨界圧力勾配に達したときに発生するため、ELM 周波数は加熱パワーに比例して増大する。また、ELM 特性はプラズマ断面形状によっても変化する。最近の研究では、ELM の大きさがトロイダルリップルの大きさや、プラズマのトロイダル方向への回転あるいはそのシアの影響を受けることが分かってきた。

(2) Type II ELM

DIII-D[4.3-30], ASDEX-U[4.3-31], JET[4.3-32]で得られている。高三角度(>0.5)や高楕円度(>1.8)のプ

ラズマ断面形状で発生し、ELM による放出エネルギーは Type-I ELM の 1/10 程度まで減少する。また、高い密度領域($n_e/n_{GW} \sim 0.85-0.95$)で高いエネルギー閉じ込め性能が得られる特長がある。ペデスタル部で比較的低い周波数の磁気揺動(30-50 kHz)が観測されており、Type-I ELM の安定化に寄与していると考えられているが、今後の研究が期待される。

(3) Type III ELM

H モードへの遷移に必要な加熱パワーをすこし越えた領域で発生し、Type-I とは逆に加熱パワー増大により ELM 周波数が減少する。ELM による放出エネルギーは Type-I ELM の 1/10 以下まで減少するが、エネルギー閉じ込め性能も 10-30%低下する[4.3-33,34]。原因となる MHD 不安定性として、抵抗性交換型モードや抵抗性バルーニングモードが考えられる。ペデスタル電子温度が閾値よりも低い場合に発生することが分かっており[4.3-35]、高密度のプラズマや不純物ガスを入射し放射損失パワーを増加したプラズマ放電で発生することが多い。閉じ込め性能が改善できれば、4.3.1で説明した核融合炉設計で不可欠な放射損失を増加した運転で利用可能と思われる。

(4) Grassy ELM

JT-60U において最初に見出され[4.3-36,37]、JET[4.3-38], ASDEX-U [4.3-39]でも観測され、高三角度(>0.4)かつ高安全係数で発生し、三角度が高いとより低い安全係数で出現する。Type-I ELMy H モードと同等のエネルギー閉じ込め特性が得られる。他の小振幅の ELM で観測されている周辺部の磁気揺動は観測されていない。最近の研究で、プラズマのトロイダル回転がプラズマ電流と逆向きに増大するにつれて、ELM 周波数が増加(ELM 振幅が低減)することが明らかになっている [4.3-40]。

(5) Quiescent H-mode (QH-mode)

DIII-D で見出された後[4.3-41], ASDEX-U [4.3-42], JT-60U [4.3-40,43], JET[4.3-44]でも観測され、ELM が発生しないにもかかわらず Type-I ELMy H モードと同等のエネルギー閉じ込め性能が得られる。EHO (Edge Harmonic Oscillation)と呼ばれる高調波を伴う MHD 揺動がプラズマ周辺部に局在化し、熱および粒子の排出が増大することでプラズマ放電の定常性が得られている。

(6) EDA (Enhanced D.) H-mode

現在、Alcator C-Mod で観測されており[4.3-45]、ELM が発生しないにもかかわらず、Type-I ELMy H モードと同等の閉じ込め性能が得られる。QH モードと良く似た特徴を有し、周辺部での磁場揺動(50-120 kHz)によって、プラズマ放電の定常性が得られている。ただし、EDA H モードの場合には高い衝突周波数 ($\nu^* > 1.5$)で得られるのに対して、QH モードはむしろ比較的

低い衝突周波数 ($\nu^* \sim 0.1$)で得られる違いがある。現在トカマク実験で観測されている各種の ELM について、ELM による蓄積エネルギーの放出割合 ($W_{\text{ELM}}/W_{\text{ped}}$)と衝突周波数について出現領域を図 4.3-7 にまとめる[4.3-27]。先に説明した ITER や原型炉で想定される低い衝突周波数領域 ($\nu^* = 0.06$ および $0.01-0.02$)では、それぞれ $W_{\text{ELM}}/W_{\text{ped}} = 0.9\%$ および 0.6% 程度まで緩和が必要である。このように衝突周波数領域の観点から、ELM 熱負荷に対する ITER の要求を満たすのは grassy ELM と QH モードである。原型炉に向けては、より低い衝突周波数領域での実証が重要な研究課題である。

それ故、核融合炉では、ELM の放出エネルギーを小さくする制御技術の導入が必須課題である。現在研究が進められている ELM 制御手法について簡単に紹介する。ELM 放出エネルギー緩和・抑制のポイントは、ELM 周波数を増加することで1回あたりの ELM 放出エネルギーを小さくすること、および ELM が発生する臨界圧力勾配に到達しないように例えばプラズマの拡散を増大させることである。

(i) ペレットによる ELM 周波数制御 (Pellet Pacing)

ペレット入射を ELM 周波数よりも速く繰り返し、ELM を発生させ、ELM 周波数 (f_{ELM})を支配し、ELM 毎の放出エネルギー (W_{ELM})を少なくする手法である。ASDEX-U で精力的に研究が行われ[4.3-46,47]、ITER でも適切なペレットの大きさや入射位置などの検討が進められている[4.3-48]。

(ii) 共鳴摂動磁場印加法 (RMP 印加法)

外部磁場コイルを用いて共鳴磁場摂動 (Resonant Magnetic Perturbation; RMP)を印加することで、ペDESTAL領域にエルゴディック層を形成し、3 次元的なプラズマ拡散を増大させることで ELM が発生する臨界圧力勾配に到達しないように圧力勾配を抑制する手法である。DIII-D において精力的に実験が行われ[4.3-49,50]、JET[4.3-51]や MAST[4.3-52]でも独自の揺動磁場を印加する実験が進められている。この手法のためには真空容器内へのコイル設置が必要となり、

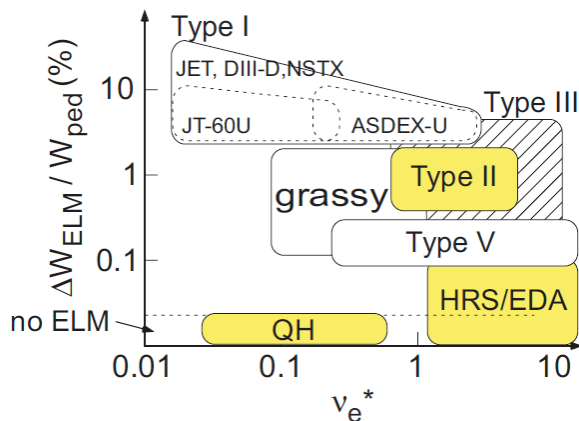


図 4.3-7 トカマク実験で観測されている ELM の出現領域:蓄積エネルギーの放出割合 ($W_{\text{ELM}}/W_{\text{ped}}$)と衝突周波数 (ν_e^*)の関係

原型炉への適用は、支持構造と冷却機構、放射線照射による損傷、遠隔保守の観点から多くの課題がある。ITER でもその採用が議論されている。

他に、プラズマ垂直位置を繰り返し急速に移動させる手法[4.3-53~55]や、変調 ECH をペDESTAL部に行うことで、ELM 周波数を制御[4.3-56]する試みが行われている。これらの制御手法が前述のように低い衝突周波数領域で実現可能か、それぞれの運転シナリオ (例えば、パルス運転の ITER では $q_{95} = 3$ 、および高 β_N 定常運転の原型炉 SlimCS では $q_{95} = 5.4$)でも安定化に有効か等について検討および実証することが重要である。

3) 核融合炉の第一壁への ELM 熱負荷

ELM により排出されるエネルギーの緩和・制御は最も重要な研究課題であるが、その際、SOL におけるプラズマ輸送は核融合炉の設計要素と密接に関係する。最初に述べた 3 次元的に伝搬するプラズマ“フィラメント”は、ブランケット第一壁へ熱及び粒子負荷をもたらす。特に、プラズマ形状要素の高いプラズマ配位 (例えば SlimCS では $\delta_{95} = 0.35$, $\kappa_{95} = 2$)では、ダイバータとは反対側の上部の容器内に第2のヌル点が発生し、ヌル点付近の第一壁へ照射されるため ELM 熱負荷への対処が必要となる。現在、ITER の第一壁はベリリウム材で保護されるが、スッパリング閾値が高く、高温で使用できるタングステン (あるいは炭素 CFC)材の部分的な設置も考えられる。

具体的な熱負荷を評価するためには、過渡的に 3 次元空間を輸送されるプラズマ“フィラメント”の運動モデルが必要である。図 4.3-8 は赤道面 SOL での熱流束の減衰を示すが、ITER のセパトリスで発生する“フィ

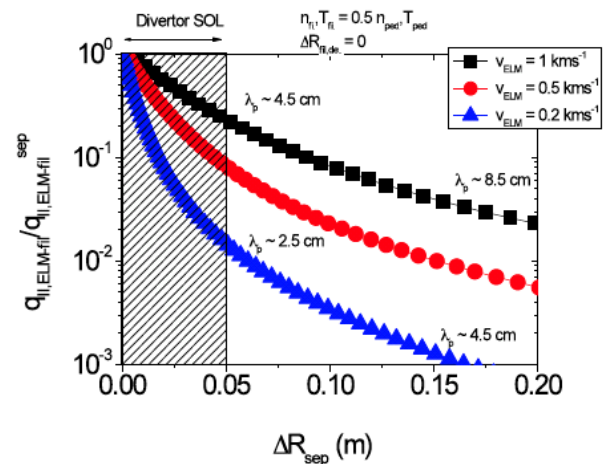


図 4.3-8 フィラメント輸送の簡易モデルから評価した ITER プラズマ赤道面 SOL での熱流束の減衰の例 (第2セパトリスおよび第一壁までをそれぞれ 5, 20 cmとしている)

ラメント”プラズマの温度・密度をエッジプラズマのそれぞれ半分と仮定し、外側への伝搬速度 ($V_{\perp}^{\text{ELM}}$) を 0.2, 0.5, 1 km/s とした簡易モデルにより評価された結果である。ここで、“フィラメント”プラズマのエネルギーは磁力線方向の古典的な熱伝導と対流輸送により散逸する。ITER では、第1セパトロクス(ダイバータ・ヌル点で規定される磁気面)から第一壁表面までの距離 (Δr_{wall}) を約 20 cm, 第1-2セパトロクス間の距離 ($\Delta r_{2\text{sep}}$) を 5 cm としており、伝搬速度が速い場合 ($V_{\perp}^{\text{ELM}} = 1 \text{ km/s}$) には、熱流束は $\Delta r_{2\text{sep}}$ および Δr_{wall} で 1/4 および 1/50 となる。前述の実験データのように W_{ELM} の約 30% がダイバータへ到達せずに上側の第一壁に照射されたと仮定すると、磁力線に沿う最大熱負荷 ($E_{\text{ELM}/\text{2ndX}}$) は、ELM 緩和をしない場合 19 MJ/m^2 、緩和した場合 0.9 MJ/m^2 に達する。対向材表面への磁力線の侵入角度を考慮すると 1/10 程度になり第一壁形状の設計(タイル端部の構造など)も工夫が必要であるが、前者の場合はタングステン(あるいは炭素 CFC)材でも対処は難しい。また、赤道面の第一壁への最大熱負荷 ($E_{\text{ELM}/\text{mid}}$) は、それぞれ 2.3, 0.1 MJ/m^2 となり、ELM エネルギーの緩和手法の開発は重要な物理課題である。

原型炉の磁場配位では上側の第一壁に照射される ELM 熱負荷は厳しくなる。例えば高 β_N プラズマ運転のコンパクトな原型炉を目指す SlimCS では、高磁場側 SOL での磁気面間隔が広がるため、低磁場側の赤道面では $\Delta r_{2\text{sep}} = 3 \text{ cm}$ としている。さらに、高 β_N プラズマの安定化のため導体シェル(赤道面での設置位置と小半径の比を $r_s/a=1.35$ とするため $r_s=2.84 \text{ m}$, $a=2.1 \text{ m}$ となる)とその前面にトリチウムを増殖するブランケット(厚さ 0.5-0.6 m で検討している)を設置するため、 Δr_{wall} は 14-24cm と ITER 程度かそれよりも厳しい設計が要求される。原型炉設計をより高い精度で進めるためには、「形状要素の高いプラズマ」での ELM 放出エネルギーの緩和手法を開発すること、および“フィラメント”プラズマのダイナミクスも考慮した精度の高い ELM 熱・粒子輸送のモデルを確立することは重要な物理検討課題である。

4) ディスラプションによる熱負荷と制御法

核融合出力 3GW の核融合炉では、プラズマの蓄積エネルギーが 1GJ 程度になり、ディスラプションによる熱消滅が起こると、放出されたエネルギーはミリ秒程度の時定数でスクレイブオフ層の開いた磁力線に沿ってダイバータ部に流れ込み熱負荷を与えることになる。熱パルスがダイバータ板に到達すると、その数 μs 後にはタングステンの一部で溶融が始まり、その後の 20ms 程度で溶発へ移行し[4.3-57]、このタングステン蒸気により流入エネルギーの大部分(>90%)は散逸されてダイバータ板への局所的な熱集中は緩和されるが、放射のためダイバータ室の壁の溶融と溶発が発生する可能性[4.3-58]が指摘されている。このような装置に甚大な影響を引き起こす可能性のある熱負荷を回避するための手段として、大量の不純物入射による放射によってエ

ネルギーを散逸させる方法が検討されている。例えば、ITER では、 500kPam^3 の重水素やヘリウムガスあるいは 100kPam^3 のネオンガス入射、または 200kPam^3 の重水素ペレットや 40kPam^3 のネオンペレット入射が緩和方法の候補案として検討されている[4.3-59, 4.3-60]。

4.3.3 プラズマ・壁材料相互作用現象の課題

プラズマと接する壁材料の選択、及びプラズマ対向機器設計は、核融合発電炉実現のための重要な課題の一つである。壁材料の選択においては、高性能プラズマとの共存性、核融合炉運転中における壁材料の健全性確保、及び安全基準(トリチウムのサイトインベントリ制限など)の遵守、というプラズマ制御に関わる問題から安全性に関わる問題までを総合的に考慮して判断を行なう必要がある。高性能プラズマと壁材料の共存性を考える上では、プラズマから熱・粒子負荷を受けた壁材料の損耗と周辺プラズマ及びコアプラズマにおける壁からの不純物の輸送の理解が必要である。壁材料の健全性確保を考える上では、プラズマからの熱・粒子負荷(パルス負荷、定常負荷)に対する壁材料の応答(損耗・溶融・亀裂発生(破断))などを理解する必要がある。また、安全性の確保には、壁材料(再堆積層含む)中でのトリチウム蓄積挙動、及びダスト粒子の発生や輸送などを理解する必要がある。これらの現象を総称して、プラズマ・壁材料相互作用(Plasma Wall Interaction, PWI)と呼ぶ。プラズマ・表面相互作用(Plasma Surface Interaction, PSI)という用語も良く用いられるが、これはそのまま解釈すると、プラズマと壁材料が接触することによって起こる表面現象

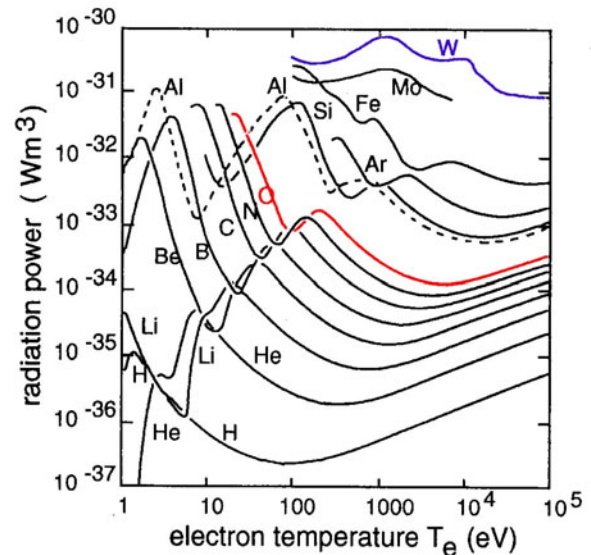


図 4.3-9 種々の元素がプラズマ中に混入した場合の放射強度(クーリングレート)

(シース内熱・粒子輸送, 壁材料損耗, トリチウム蓄積など)になる. しかし, 上記で述べたように, 単に材料表面現象だけを理解できれば, 核融合発電炉における壁材料の問題を解決できるわけではなく, 炉心及び周辺プラズマ中での壁材料イオンの輸送や, 壁材料内部でのトリチウム挙動や材料特性変化まで, 広い視野に立って総合的に現象を捉えることが, 壁材料に関わる課題を解決するためには不可欠である. プラズマと壁材料が接する領域は, プラズマから見た場合, あるいは材料から見た場合の, 熱・物質輸送の境界条件を与えるだけの存在ではないことを理解しておく必要がある.

壁材料の選択 (特にダイバータのアーマータ) においては, プラズマから高熱負荷を受けることから, 高い熱除去性能を有する必要がある. 高熱伝導率で高融点の材料が必要である. また, 炉の放射化を低く抑えるため, 低放射化材料でなければならない. さらに, 低損耗, 低炉心プラズマ影響, 及び炉内環境における低トリチウム蓄積特性, を有することが望ましい. なお, 本節では詳しく述べないが, 上記に加え中性子照射耐性 (低照射脆化など) を有する必要がある. このような壁材料の開発研究は, まだ十分ではなく, 今後精力的に研究を進めていかなければならない.

さて現時点では, 高熱伝導率, 高融点, 低放射化の条件を満たす壁材料候補は, タングステンと炭素繊維複合材料 (CFC, Carbon Fiber Composite) である. しかしながらこれらの材料は, 熱特性を除くと核融合炉壁材料としての特性は全く異なる. 図4.3-9にプラズマ中に混入した場合の放射損失 (クーリングレート) の電子温度依存性を示す[4.3-61]. タングステンは高Z材料であるため, 核融合炉心プラズマ (電子温度: 20~30 keV) に混入しても完全電離せず, 線輻射により大きな輻射損失をもたらす. 一方で, 炭素は炉心プラズマに混入すると完全電離するため, 制動輻射のみであり輻射損失への寄与は大きくない. その結果, タングステンは炭素に比べ, 3~4桁程度高いクーリングレートを有する. このため, 炉心プラズマのタングステン許容密度は非常に低くなる. 図4.3-10に炉心プラズマに炭素, あるいはタングステンが混入したときの点火条件を満たす領域を示す[4.3-62]. ここでは, ゼロ次元モデルを用い, 実効的なヘリウムの粒子閉じ込め時間 (リサイクリングの効果を考慮) をエネルギー閉じ込め時間の5倍として計算を行なっている (ITERの参照値). ヘリウムの効果を考えると, 点火領域は図4.3-10のように閉じた領域で表される. 不純物 (炭素, タングステン) が存在しない場合, 点火領域はかなり大きい, 不純物が混入すると点火領域は狭まり, 炭素の割合が 3×10^{-2} 程度以上になると点火条件は満たされない (図4.3-10 (a)). 一方, タングステンの場合は 1.2×10^{-4} 程度以上になると点火条件は満たされず (図4.3-10 (b)), 炭素に比べ許容量は2桁程度小さい. なお, 図4.3-10において, タングステンの場合は輻射損失が点火領域に影響するが, 炭素の場合はプラズマの密度希釈が点火条件に

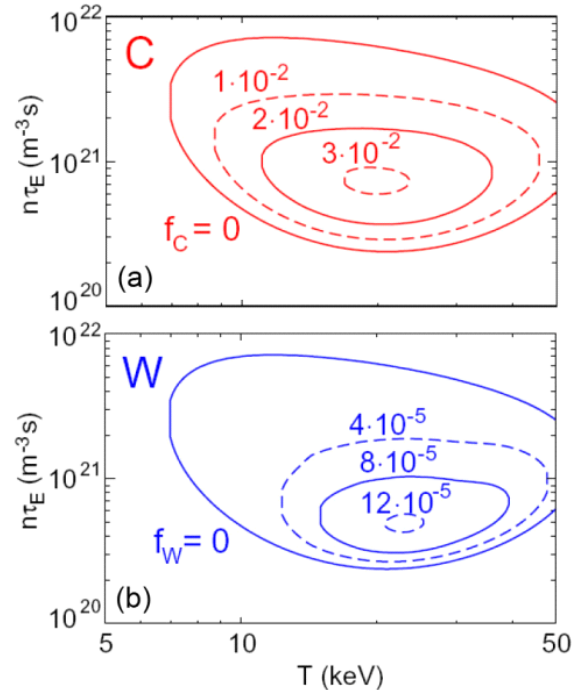


図 4.3-10 炭素とタングステンのプラズマ中割合を変化させた場合の点火領域. 実効的なヘリウムの閉じ込め時間をエネルギー閉じ込め時間の5倍として計算.

影響している. このように炉心プラズマに対する影響はタングステンの方が遙かに大きい, タングステンを壁材料として使用する場合には, 炉心プラズマへの混入を避ける様にプラズマの制御を行なう必要がある. タングステンの蓄積量を減少させるためには, ELMによる不純物掃き出し, 中心加熱[4.3-63], 及びトロイダル回転制御[4.3-64]などの方法が知られている. もちろん, これらの制御法は高い核融合反応率を持つ炉心プラズマの実現と両立するものでなくてはならない. 従って, タングステン壁材料を使用する場合, その輸送制御は極めて重要な課題の一つである.

一方で, プラズマにさらされた壁材料の損耗は炭素材料の方が遙かに大きい. 図4.3-11に種々の材料を重水素イオンで照射した場合のスパッタリング率と, タングステンを種々のイオンで照射した際のスパッタリング率のエネルギー依存性 (温度は室温) を示す[4.3-65]. ストライク点近傍での重水素イオンの衝突エネルギーは, 数eVから数10eVと考えられる. このエネルギー領域で炭素の物理スパッタリングはエネルギーの減少と共に急激に減少する. しかしながら, 化学スパッタリング (炭化水素を発生して損耗する現象) のスパッタリング率は, ほとんど減少せず大きな値を保つ. 一方, タングステンの場合は, 重水素イオン (三重水素イオン) によるスパッタリングの閾値エネルギーは250 eV (180 eV) 程度であり, ストライク点近傍の水素同位体イオン衝突ではスパッタリングされない. 従って, タングステンのスパッタリングは, 水素同位体イオン以外の不純物イオンによっ

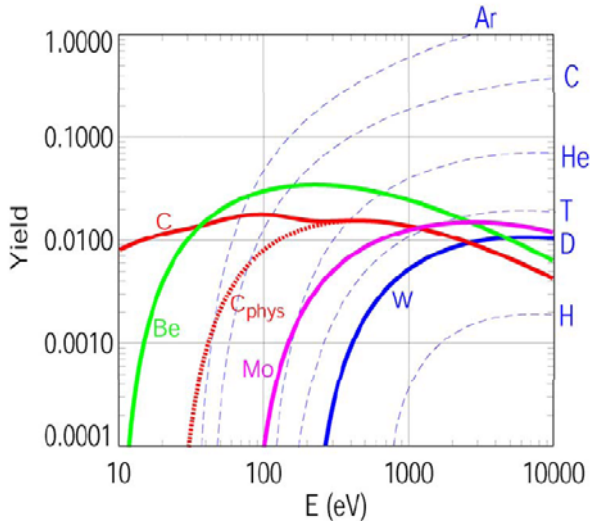


図 4.3-11 実線は、核融合炉壁材料の重水素イオンによるスパッタリング率のエネルギー依存性(室温). 炭素の場合は、物理スパッタリングと化学スパッタリングの和(C_{phys} が物理スパッタリングの寄与を表す). 破線は、タングステンへ種々のイオンが照射された場合のスパッタリング率.

て生じる. 図 4.3-11より, 炭素やAr等のイオンでは, 100 eV以下でも大きなスパッタリング率を有する. また, これらの不純物イオンは, 周辺プラズマでは多価イオンで存在する. 従って, ストライクポイント近傍の低温プラズマ($T_e \sim 10$ eV程度)でも, シース加速により100 eV以上のエネルギーを得て壁材料に衝突し, タングステンをスパッタリングする. 4.3.2で詳しく述べられているように, ダイバータへの熱負荷を軽減するために, 周辺プラズマに不純物ガスを注入して放射損失を増やすことが検討されている. しかしながら, この不純物ガスは同時にタングステンのスパッタリング損耗を促進することになるため, タングステン材料の寿命や, 炉心プラズマに与える影響についても十分な配慮が必要である.

ここまでは, 損耗過程としてスパッタリング(物理スパッタリングと化学スパッタリング)を想定してきた. 実際にはこれ以外に, 高い熱負荷が加わった場合の熔融に伴う損耗(蒸発, 液滴放出など), 亀裂発生などに伴う微粒子放出, アーキングに伴う壁材料放出などの損耗過程がある. 壁材料(特に金属材料)表面でこれらの現象が起これば, 凹凸(リーディングエッジ)が発生し, 局所的に熱負荷が加わることでその部分がさらに熔融しやすくなる. この結果, プラズマへの壁不純物流入の増大や, 壁材料の寿命低下などが懸念される. 熔融や亀裂発生などは, 基本的にはパルス負荷(ELMやディスラプション)で生じるものである. 従って, パルス負荷に対する壁材料の応答を理解し, プラズマからのパルス熱負荷を壁材料の許容限度以下に抑制すること, 及びパルス負荷に耐性の高い材料を開発することが, 核融合発電炉を実現するためには, 極めて重要な課題である. パルス負荷に対する壁材料の応答については,

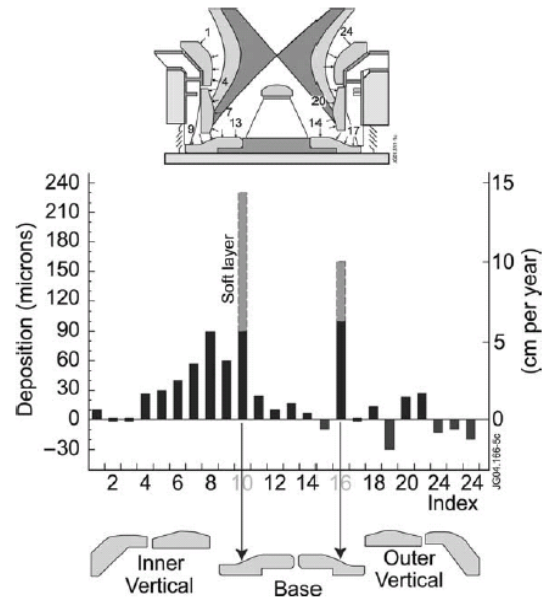


図 4.3-12 炭素タイル上の損耗と再堆積分布 (JET MkIIIGB ダイバータ, 1999-2001)

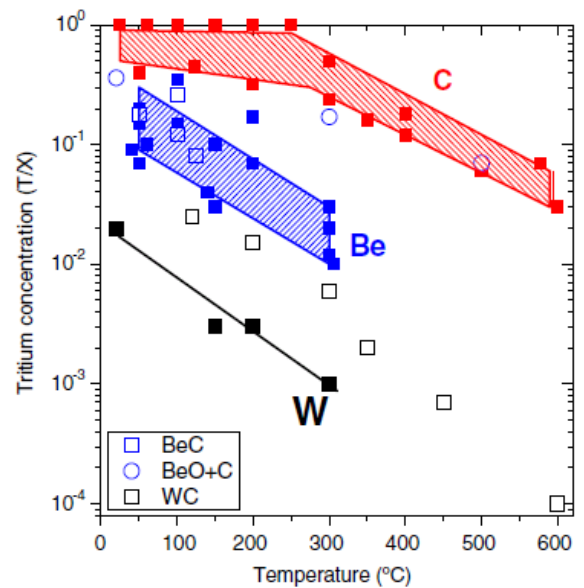


図 4.3-13 炭素, ベリリウム, タングステン再堆積層中の重水素蓄積割合の温度依存性

後でもう一度議論する.

前パラグラフで, スパッタリング損耗について説明を行なったが, 実際の壁材料の損耗速度は, イオン照射によるスパッタリング損耗(gross erosion)と, 再堆積(gross deposition)のバランスで決まり, たとえスパッタリング損耗が大きくても, 同時に再堆積が起これば, 実効的な損耗(net erosion)は少なくなる. タングステ

ンのような高Z原子は、壁表面から周辺プラズマ中に放出された後にイオン化するまでの距離(イオン化の平均自由行程)は低Z原子に比べて短く、またラーマー半径も大きい。その結果、周辺プラズマの密度が高くなると、平均自由行程がイオンのラーマー半径より小さくなる。この場合にはスパッタリングされたタングステン原子はすぐにイオン化し、ラーマー運動の1周期以内で再び壁表面に衝突する。このような現象をPrompt Redepositionと呼ぶ[4.3-66]。この現象は実効的なタングステンの損耗を大きく減少させるため、実際の核融合炉壁におけるPrompt Redepositionの影響を正しく評価することが重要である。

さて、損耗場所近傍に再堆積しなかった壁材料イオンは、周辺プラズマや炉心プラズマ中を輸送された後、損耗場所と異なった場所に再堆積する。図4.3-12にJETのダイバータ部分で壁材料(炭素材)の堆積を調べた結果を示す[4.3-67]。外側ダイバータは場所によって、少ない損耗や堆積が見られる一方で、内側ダイバータ(特にストライク点の近傍)には大きな堆積が認められる。タングステン壁材料でも似たような結果が得られている[4.3-68]。また、第一壁は基本的には損耗が主であることが分かっており、外側ダイバータから第一壁の領域において損耗された壁材料イオンは、最終的にその多くが内側ダイバータに再堆積する。図4.3-11で、ほとんどの場所で再堆積が起こっている(正の値を取っている)理由は、第一壁で損耗された材料が再堆積しているからである。さらに注目すべきは、プラズマが直接当たらない場所(Shadowed areaと呼ぶ)にも大きな堆積が見られることである(図4.3-12の10と16の場所)。これは、化学スパッタリングで放出された炭化水素が比較的長い距離を電離せずに移動して、低温領域に堆積したものと考えられている。一方で、ベリリウムはこのような Shadowed Area には堆積しないことが分かっている。炭素が炭化水素の形で移動するということは、トリチウムも同時に移動することになり、炭素材を壁材料として使用した場合は、プラズマから離れた場所(Remote areaと呼ぶ)への再堆積、及びそのトリチウム蓄積が懸念される。

図4.3-13に堆積層中の水素同位体吸蔵量の温度依存性を、炭素、ベリリウム、タングステンについて示した[4.3-69]。この図より分かるように、炭素は比較的高温になってもトリチウム蓄積量がベリリウムやタングステンに比べて大きい(500℃でも、原子数比で0.1程度)。ITERではほとんどの場所で壁温度が低い(200℃以下)のため、炭素の再堆積層に多くの水素同位体が含まれることが想定され、このためDT放電時には炭素の壁材料を使用しないことが予定されている。発電炉ではITERとは事情が異なり、壁温度が高いため炭素堆積層中のトリチウムはITERに比べれば少ない。しかし、図4.3-14より600℃程度でもまだ水素同位体を含みうることと、Remote Areaに堆積する可能性があること(排気ダクトなどでは、壁表面より温度が低いと考えられる)等を考えると、炭素材を使用する際は炭素の再堆積、特に

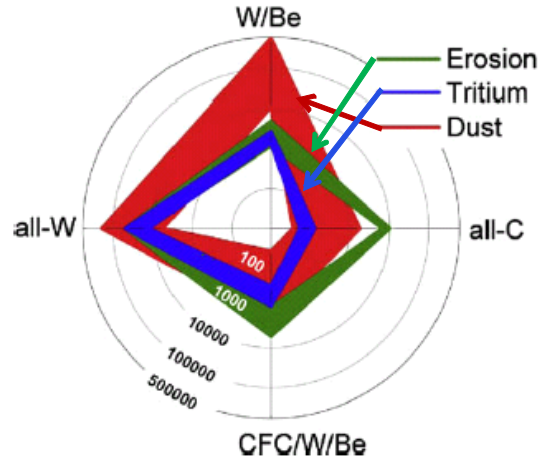


図 4.3-14 ITERにおける、安全限界に達するショット数の見積もり。

損耗量(Erosion)、トリチウム蓄積量(Tritium)、及びダスト発生量(Dust)の観点から算出。all-Cは壁材料がすべて炭素材の場合。CFC/W/Beはダイバータに炭素繊維複合材とタングステン、第一壁にBeを使用した場合(ITER第1期の壁材料)。W/Beは、ダイバータはすべてタングステンで、第一壁がBeの場合。all-Wはすべての壁をタングステンとした場合。

Shadowed Areaでの再堆積の影響が懸念される。なお、窒素を加えるとCN結合を持つ再堆積しにくい物質が形成され、再堆積が軽減されるという研究結果[4.3-70]が示されており、常に新しい可能性を探る努力は必要と思われる(ただし、窒素は中性子照射により半減期の長い(5730年)放射性物質 ^{14}C が生成されるため、発電炉では大量に使用できない)。また、金属壁を使用した場合は、トリチウムの拡散・透過という現象にも気を配る必要がある。トリチウムが大量に冷却材まで透過すれば、トリチウム除去系への負担も大きくなる。従って、核融合発電炉では、このような動的なトリチウムの挙動の評価も重要な課題である。

損耗や再堆積は、壁材料の寿命やトリチウム蓄積だけではなく、ダストという問題とも深く関わる。ダストは、主には壁材料からの微粒子放出と再堆積層の剥離により生じる。これらは特に壁へのパルス負荷(ELMやディスラプション)が大きな影響を与えている可能性が指摘されている。たとえば、ELMy H-modeでは、壁材料の損耗が促進されることで、結果として堆積層の成長速度が速いことが分かっている[4.3-71]。図4.3-14にITERにおける許容ショット数をトリチウム蓄積、壁材料の損耗、及びダスト発生の観点から、壁材料ごとに予測した結果を示す[4.3-69]。ここでは、安全性の観点、及び機器健全性の観点から評価を行なっている。もちろん、この予測は多くの仮定を含むこと、今後の研究の進展で改善策が見いだされることで、評価が変わりうることを念頭に置いておく必要がある。さて、ダストに関してであるが、ITERのダスト許容量は、高温のダストが水と接触し

て生じる水素の発生量から決められている。従って、ダイバータの冷却材として水以外のものを使用することになれば、話は大きく変わってくる。また、プラズマ影響の観点からのダストの制限量については現時点でははっきりした見積もりはなく、今後の課題である。

図4.3-14より、ITERではトリチウム蓄積量とダスト発生量が壁材料の寿命（許容ショット数）を決める大きな要因であることが分かる。特に炭素を含む場合（all-C:すべて炭素、CFC/W/Be:ITERの第1期）は、ダスト発生量、もしくはトリチウム蓄積によりショット数は大きく制限される可能性が示されている。一方、タングステン（all-W）の場合は、許容ショット数が大きく増え、その制限要因として、ダスト発生、損耗、トリチウム蓄積のどれかが関わる可能性がある。先に述べたようにトリチウム蓄積の問題は、発電炉ではあまり問題にならないと考えられるが、損耗と再堆積、及びそれと密接に関係するダストの問題は、発電炉ではその重要性がより大きくなる。核融合発電炉を1年間連続して運転すると、運転時間は約 3×10^7 秒であり、ITERのショット数に換算すると75,000ショット（400秒放電）となる。図4.3-14よりこのショット数を越えられる可能性があるのは、タングステンを用いたときのみであり、これがタングステンが核融合炉の壁材料第一候補と考えられている所以である。もちろん、炭素の場合も原型炉ではトリチウム蓄積の問題がかなり軽減されるが、損耗とそれに伴うダストの問題は残り、これらの（特に、実効的な損耗を少なくすること）解決なしに、炭素材の使用はあり得ない。これらのことから分かるように、プラズマ壁材料相互作用の観点から見た場合に、原型炉を成立させるための最も大きな課題はこの損耗と再堆積、及びダスト発生をどのように制御・低減するかということである。

以上のようにタングstenは、現在のところ核融合発電炉の壁材料の第一候補であるが、実際には発電炉における損耗挙動や材料特性変化については、未だ分からないことが多く、今後精力的に研究を続けていかなければならない。その代表的なものとして、Heプラズマ照射と、パルス負荷による表面損傷について以下で説明を行なう。まず、Heプラズマ照射の影響であるが、これは近年、名古屋大学[4.3-72]やUCSD[4.3-73]の直線型高密度プラズマ発生装置で精力的に研究が進められ、その概要が明らかになってきた。図4.3-15にダイバータのストライク点近傍の温度（1120 K）で、Heプラズマをタングstenに照射した場合に生じるナノ構造の断面写真を示す。直径数10 nm程度の綿毛状の構造がタングstenにより形成されている。綿毛状の構造の中には、Heバブルが存在しており、この構造の安定化に寄与している可能性がある。この構造が形成された場合の損耗・堆積などへの影響についても近年詳しく調べられている。スパッタリング損耗の減少[4.3-74]、再堆積の促進[4.3-75]、2次電子の発生の抑制[4.3-76]、パルス熱負荷影響の低減[4.3-77]、などの効果があることが分かってきた。これらは、タングstenの損耗に対して好ましい現象であるが、一方でアーキングが発生し

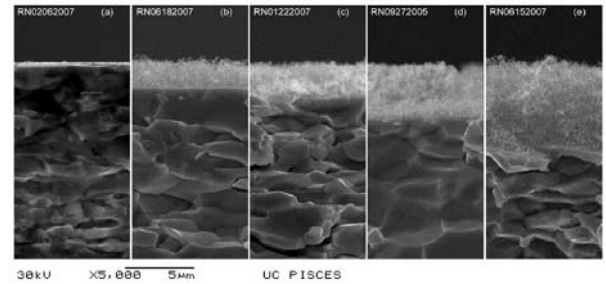


図 4.3-15 タングstenにヘリウムプラズマを照射した場合に生じるナノ構造（温度 1120 K, 断面写真）。

やすい[4.3-78]、などの問題点も指摘されている。今後は、核融合発電炉環境におけるナノ構造の発生・損耗やダスト発生への影響の評価が重要であり、もしこの現象が問題であると分かれば、抑制策を検討する必要がある。

タングstenは金属材料であり、高い熱負荷（特にパルス熱負荷）が入射すると表面が熔融する。表面の大幅な熔融は、凝固時の大きな内部応力による材料の破壊、表面の凹凸の形成による局所的な熱負荷の増加とさらなる熔融、熔融層の剥離によるダストの発生、等の問題を引き起こす可能性があり、少なくとも数ミメートル厚以上の熔融層が発生する熱負荷は避ける必要がある。さらに、熔融層がタイルエッジから流出し、隣接したタイルに到達した後凝固すると、冷却管に大きな応力が加わり最悪の場合は破断する危険がある。このような現象を架橋（Bridging）[4.3-79]と呼び、避けるべき現象であると認識されている。

表面層の熔融限界以下であっても、タングstenの表面に熱負荷が繰り返し加わると（ELMを想定）、表面層が膨張と収縮を繰り返し、熱疲労で亀裂が発生する[4.3-79]。その様子を図4.3-16に示す。この実験では

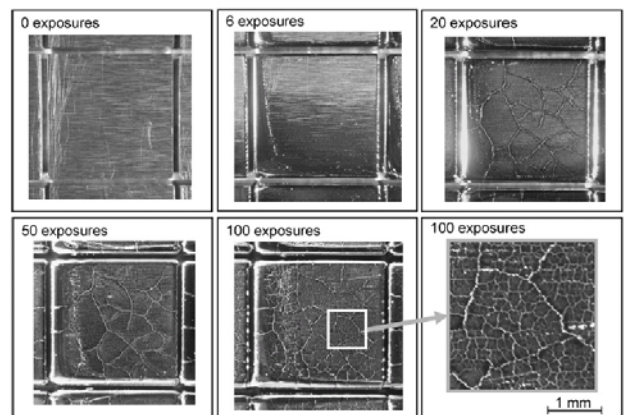


図 4.3-16 ELMのパルス長に近いパルスプラズマを照射したタングstenタイルの表面状態変化（吸収エネルギー密度: 0.9 MJ/m^2 ）

パルスプラズマを用い、そのパルス長は0.1~0.6 msとELMのパルス長に近い。図8より繰り返し回数が増えると、亀裂の密度が増加している様子が見られる。また、エッジについては若干溶融していることが確認できる。亀裂の発生はかなり低いエネルギー密度でも起こるので($\sim 0.2 \text{ MJ/m}^2$) [4.3-80], その発生を避けるためには、大幅にELMのパルスエネルギーを減じる必要がある。ただ、一端表面近傍に亀裂が発生すれば熱応力が緩和されるため、亀裂が内部に進展せず、材料の健全性が保たれるという意見もある。さらに、壁材料はパルス熱負荷に加えて、定常的な熱負荷も受け、これらの相乗効果の検証も今後重要である。このようにパルス熱負荷影響については、今後さらに研究とタングステン材料開発を続けていく必要があるが、エッジが明確に溶融し、損耗が観測される 1.0 MJ/m^2 を越えたエネルギーを持つELMは必ず避けるべきであろう。

ELMに加えディスラプションによる熱負荷も懸念材料である。核融合発電炉では、ディスラプションが頻繁に起こるようではそもそも炉として成り立たないため、その頻度は異常停止程度以下と考えられる。しかし、このように頻度が低いディスラプションに対してどのように対応するかが、実用化を視野に入れた場合の最後の課題となる。ディスラプション時の熱負荷の大きさによるが、もしほとんど熱負荷が緩和されずにダイバータへ入射した場合は、金属材料の場合は表面のかんりの厚みが溶融し、再び使用できなくなる可能性も高い。このような事象、あるいは許容限度を超えたELMに対する保護の必要性については今後議論を進めていかなければならない。ただ、核融合装置の信頼性を上げるという観点からは、何らかの保護対策を施すことが望ましいと思われる。現在、提案されている保護法は、低Z材のコーティング、あるいは混合層を表面に施すというものである [4.3-81]。薄い保護層は当然短い時間で損耗されるため、その場コーティングが必要である。また、損耗された低Z材料は、再堆積層を形成し、先に触れたダスト発生の問題が再び浮上することになる。従って、この保護法もこの問題を解決しないと核融合発電炉には適用できない。壁材料保護の問題は、さらに新しいアイデアが必要であり、今後の研究の進展に期待したい。

以上、壁材料に係わる基礎過程と、その核融合発電炉実現へ向けての課題を説明してきた。これまでに単一イオン種と単一材料が関わる基礎過程については、かなり多くのことが明らかになってきたと考えられる。今後はさらに複雑環境下での現象の解明と、そのモデリングやシミュレーション研究をさらに発展させる必要がある。また、壁材料の損耗を制御し、その健全性を保つためには、ダイバータへの熱・粒子制御が極めて重要であり、プラズマ制御研究と材料研究(熱・粒子負荷応答)が密接に連携を保ちながら進めていく必要がある。そして、プラズマ壁相互作用を単に表面現象としてとらえず、ダイバータ開発研究の大きな枠組みの中で発展させていくことが何より重要である。

参考文献

- [4.3-1] 朝倉伸幸 他, J. Plasma Fusion Res. 80 (2004) 181.
- [4.3-2] 飛田健次他, 「核融合原型炉 SlimCS の概念設計」 JAEA-Research 2010-019
- [4.3-3] ITER Physics Expert Group on Divertor, ITER Physics Expert Group on Divertor Modelling and Database, ITER Physics Basis Editors, Nucl. Fusion 39 (1999) 2391.
- [4.3-4] A. Loarte, B. Lipschultz, A.S. Kukushkin, et al., Nucl. Fusion 47 (2007) S203.
- [4.3-5] H. Kawashima, K. Shimizu, et al., Simulation study for divertor design to handle huge exhaust power in the SlimCS DEMO reactor, Nucl. Fusion 49 (2009) 065007.
- [4.3-6] K. Shimizu, et al., J. Nucl. Mater. 313-316 (2003) 1277.
- [4.3-7] H. Kawashima, K. Shimizu, et al., Plasma and Fusion Research: Regular Articles Volume 1, (2006) 031.
- [4.3-8] K. Shimizu, et al., J. Nucl. Mater. 390-391 (2009) 307.
- [4.3-9] K. Shimizu, T. Takizuka, et al., Nucl. Fusion 49 (2009) 065028.
- [4.3-10] N. Asakura, K. Shimizu, et al., J. Plasma Fusion Res. SERIES, 9 (2010) 136.
- [4.3-11] A. Kallenbach, N. Asakura, A. Kirk, et al., J. Nucl. Mater., 337-339 (2005) 381.
- [4.3-12] N. Asakura, T. Nakano, N. Oyama, et al. Nucl. Fusion 49 (2009) 115010.
- [4.3-13] A. S. Kukushkin, H.D. Pacher, G.W. Pacher, et al., Nucl. Fusion 42 (2002) 187.
- [4.3-14] A. S. Kukushkin, H.D. Pacher, G. Janeschitz, et al., Nucl. Fusion 43 (2003) 716.
- [4.3-15] Y. Kamada, JT-60 Team, Extended JT-60U plasma regimes for high integrated performance, Nucl. Fusion 41 (2001) 1311.
- [4.3-16] A. Loarte *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 45, 1549 (2003).
- [4.3-17] A. Zhitlukhin et al., J. Nucl. Mater. 363-365, 301 (2007).
- [4.3-18] T. Eich, et al., J. Nucl. Mater. 363-365, 989 (2007).
- [4.3-19] 朝倉伸幸, 大野哲靖, プラズマ核融合学会誌 82, 582 (2006).
- [4.3-20] A Kirk *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 47, 995 (2005).
- [4.3-21] W. Fundamenski *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 49, R43 (2007).
- [4.3-22] A Kirk, et al., Journal of Physics: Conference Series 123, 012011 (2008).
- [4.3-23] P. Stangeby, Nucl. Fusion 50, 035013 (2010).
- [4.3-24] "ITER Physics Basis", Nucl. Fusion 39, 2137 (1999).
- [4.3-25] "Progress in the ITER Physics Basis", Nucl. Fusion 47, S1 (2007).

- [4.3-26] 鎌田裕 他, プラズマ核融合学会誌 82, 565 (2006).
- [4.3-27] N. Oyama, Journal of Physics: Conference Series 123, 012002 (2008).
- [4.3-28] K. Kamiya *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 49, S43 (2007).
- [4.3-29] A.W. Leonard *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 48, A149 (2006).
- [4.3-30] T. Ozeki *et al.*, Nucl. Fusion 30, 1425 (1990).
- [4.3-31] J. Stober *et al.*, Nucl. Fusion 41, 1123 (2001).
- [4.3-32] G. Saibene *et al.*, Nucl. Fusion 42, 1769 (2002).
- [4.3-33] J. Rapp *et al.*, Nucl. Fusion 49, 095012 (2009)
- [4.3-34] N. Asakura *et al.*, Nucl. Fusion 49, 115010 (2009)
- [4.3-35] W. Suttrop *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 39, 2051 (1997).
- [4.3-36] Y. Kamada *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 42, A247 (2000).
- [4.3-37] Y. Kamada *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 44, A279 (2002).
- [4.3-38] G. Saibene *et al.*, Nucl. Fusion 45, 297 (2005).
- [4.3-39] J. Stober *et al.*, Nucl. Fusion 45, 1213 (2005).
- [4.3-40] N. Oyama *et al.*, Nucl. Fusion 45, 871 (2005).
- [4.3-41] K.H. Burrell *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 44, A253 (2002).
- [4.3-42] W. Suttrop *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 45, 1399 (2003).
- [4.3-43] Y. Sakamoto *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 46, A299 (2004).
- [4.3-44] W. Suttrop *et al.*, Nucl. Fusion 45, 721 (2005).
- [4.3-45] M. Greenwald *et al.*, Nucl. Fusion 37, 793 (1997).
- [4.3-46] P. Lang *et al.*, Nucl. Fusion 44, 665 (2004).
- [4.3-47] P. Lang *et al.*, Nucl. Fusion 48, 095007 (2008).
- [4.3-48] L.R. Baylor *et al.*, Nucl. Fusion 49, 085013 (2009).
- [4.3-49] T.E. Evans *et al.*, Phys. Rev. Lett. 92, 235003-1 (2004).
- [4.3-50] T.E. Evans *et al.*, Nucl. Fusion 48, 024002 (2008).
- [4.3-51] Y. Liang *et al.*, Phys. Rev. Lett. 98, 265004 (2007).
- [4.3-52] A. Kirk *et al.*, Nucl. Fusion 50, 034008 (2010).
- [4.3-53] A.W. Degeling *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 45, 1637 (2003).
- [4.3-54] P.T. Lang *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 46, L31 (2004).
- [4.3-55] F. Romanelli *et al.*, Fusion Eng. Des. 84, 150 (2009).
- [4.3-56] L.D. Horton *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion 46, B511 (2004).
- [4.3-57] G. Federici *et al.*, Fusion Eng. Des. 61-62, 81 (2002).
- [4.3-58] G. Federici *et al.*, J. Nucl. Mater. 283-287, 110 (2000).
- [4.3-59] D.G. Whyte *et al.*, Proc. 22nd IAEA Fusion Energy Conf. (2008) IT/P1-23.
- [4.3-60] M. Sugihara *et al.*, 36th EPS Conf. Plasma Phys., Vol.33 (2009) P4.165.
- [4.3-61] R. Hawryluk, Nucl. Fusion 19 (1979) 1307.
- [4.3-62] R. Neu, *et al.*, Fusion Eng. Des. 65 (2003) 367.
- [4.3-63] H. Zohm, *et al.*, Nucl. Fusion 49 (2009) 104009 (9pp).
- [4.3-64] T. Nakano, *et al.*, Nucl. Fusion 49 (2009) 115024 (10pp).
- [4.3-65] G. Matthews, J. Nucl. Mater. 337-339 (2005) 1.
- [4.3-66] A. Field, *et al.*, J. Nucl. Mater. 220-222 (1995) 553.
- [4.3-67] P. Coad, *et al.*, J. Nucl. Mater. 313-316 (2003) 419.
- [4.3-68] Y. Ueda, *et al.*, Nucl. Fusion 49 (2009) 065027 (7pp).
- [4.3-69] J. Roth, *et al.*, J. Nucl. Mater. 390-391 (2009) 1.
- [4.3-70] W. Bohmeyer, *et al.*, J. Nucl. Mater. 390-391 (2009) 560.
- [4.3-71] H.G. Esser, *et al.*, J. Nucl. Mater. 337-339 (2005) 84
- [4.3-72] S. TAKAMURA, *et al.*, Plasma Fusion Res. 1, 051 (2006).
- [4.3-73] M. Baldwin, *et al.*, Nucl. Fusion 48 (2008) 035001 (5pp).
- [4.3-74] D. Nishijima, *et al.* presented at 15th PSI (2010).
- [4.3-75] Y. Ueda, *et al.*, presented at 15th PSI (2010).
- [4.3-76] S. Takamura, *et al.*, presented at 15th PSI (2010).
- [4.3-77] D. Nishijima, *et al.*, presented at TRITIUM2010 (2010).
- [4.3-78] S. Kajita, *et al.*, presented at 15th PSI (2010).
- [4.3-79] A. Zhitlukhin, *et al.*, J. Nucl. Mater. 363-365 (2007) 301-307.
- [4.3-80] K. Wittlich, *et al.*, Fusion Eng. Des. 84 (2009) 1982.
- [4.3-81] C. Wong, J. Nucl. Mater. 390-391 (2009) 1026-1028.

4.4 電流維持制御

トカマクでは、トロイダルコイルによるトロイダル磁場とトロイダル方向のプラズマ電流によるポロイダル磁場とを組み合わせることによって螺旋状の磁力線を形成し、プラズマを閉じ込める。トロイダル磁場は、外部電源によりトロイダルコイルに電流を供給することによって定常的に維持することができる。一方、ポロイダル磁場を発生させるプラズマ電流は、通常、トランスの原理によって一次巻線に相当するポロイダルコイルの電流を変化させ続けることによって、プラズマ中に誘導電流として発生させる。しかし、ポロイダルコイル電流を増大(減少)させ続けることはできないため、誘導電流を利用している限り、トカマクはパルス運転になる。従って、トカマク型定常核融合炉では、誘導電流以外の手法(非誘導電流駆動)だけで、プラズマ電流を完全に維持しなければならない。幸運なことに、プラズマの圧力勾配に比例して流れる自発電流が見出され、トカマク型定常核融合炉概念が構築されるに至った[4.4-1]。従って、原型炉に向けては、自発電流と後述の非誘導電流駆動の組み合わせだけで、プラズマ電流を完全に維持するための制御技術の開発が必要である。さらに、プラズマ電流の分布自身が、閉じ込め性能やMHD不安定性に大きく影響することが明らかになっており、単に全てのプラズマ電流を非誘導電流駆動で流すだけでなく、目標とする閉じ込め性能およびベータ値を満足できる電流分布を得るために、外部電流駆動を最適化しなければならない。本節では、電流維持制御に必要な様々な非誘導電流駆動方式について概観し、原型炉に向けた課題について述べる。

4.4.1 非誘導電流駆動

トカマクの定常運転には、非誘導電流駆動が不可欠である。以下に、原型炉設計の観点から各種非誘導電流駆動方式の特徴と課題について簡単にまとめる。

(1)中性粒子ビーム電流駆動(NBCD)

既存のトカマク実験で最も実績のある電流駆動方式の一つである。プラズマに入射した中性粒子ビームは、荷電交換や衝突電離によって減衰しながらプラズマ中を侵入する。従って、原型炉のようにプラズマサイズが大きく、高密度のプラズマにおいて、コアプラズマ領域に十分な電流駆動を行うためには、ビームエネルギーを高くしなければならない。ITERでは1MeVのビームが検討されており、原型炉では1~2MeVが必要になる。このビームエネルギー領域では、中性化効率の観点から、負イオン源中性粒子ビーム(NNB)が必要である。JT-60用の大規模なNNB(0.5MeV, 10MW)が開発され重要な成果が得られている。また、駆動電流の評価に必要な中性化効率、電離断面積(多段電離効果[4.4-2,3])、高速イオンの減速過程に関して、実験データと理論モデルとの良い一致が得られている。さらに、NNBによる電流駆動分布の理論予測(ACCOMEコード[4.4-4])と実験データとの比較が行われ、誤差の範囲内で良い一致が得られている(図4.4-1)[4.4-5]。以上の成果は、原型炉でのNBCD予測

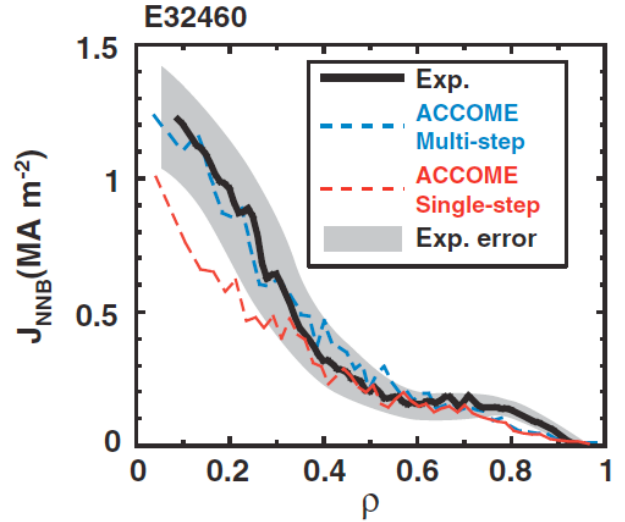


図 4.4-1 NB 電流駆動効率の電子温度に対する依存性 [4.4-6,13]. E32460 は放電番号

を行うための重要な基礎となっている。

ビーム電流の駆動機構について簡単に述べる。ビーム駆動電流 j_{bd} は、入射ビームによって発生する高速イオン電流と電子による遮蔽電流の釣合で決まり、

$$j_{bd} = j_b \frac{v_b \tau_s}{2\pi R} \left(1 - \frac{Z_b}{Z_{eff}} \right)$$

で表せる。ここで、 j_b :高速イオン電流、 v_b :ビーム速度、 τ_s :ビーム減速時間、 R :プラズマ大半径、 Z_b :ビームイオンの電荷数、 Z_{eff} :実効電荷数である。 $v_b \tau_s / 2\pi R$ は入射高速イオンがビーム減速時間でトラスを周回するための因子である。また、 τ_s は、

$$\tau_s = \frac{\tau_{ei}}{3} \ln \left[1 + \left(\frac{E_b}{E_{cr}} \right)^{3/2} \right], \quad E_{cr} = 14.8 T_e \left(\frac{A_b^{3/2} \sum n_i Z_i^2}{n_e A_i} \right)^{2/3}$$

で表され、 τ_{ei} :電子・イオン衝突時間、 E_b :ビームエネルギー、 E_{cr} :イオンあるいは電子加熱主体の臨界ビームエネルギー、 T_e :電子温度、 n_e :電子密度、 n_i :イオン密度、 A_i :バルクイオン質量数、 A_b :ビームイオン質量数である。以上より、NBCDにおける重要な特徴がわかる。すなわち大半径の大きな原型炉を構想した場合に、 j_{bd} が小さくなるため、大電力の中性粒子ビーム装置が必要になる。また、 j_{bd} を大きくするには低密度および高電子温度の条件が良いので、プラズマ電流立ち上げフェーズで有用である。さらに、当然ながらビームエネルギーは高いほど j_{bd} が大きくなるので、密度が高い定常運転フェーズでは、ビームが突き抜けない範囲で可能な限り高いビームエネルギーで入射した方がよい。JT-60ではNNBを用いて、1MA程度の駆動電流と、 $1.55 \times 10^{19} \text{ Am}^{-2}\text{W}^{-1}$ の電流駆動効率(図4.4-2)を実証[4.4-6]しており、ビームエネルギーと電子温度に対して電流駆動効率が増大する良好な結

果が示されている。

物理課題としては、小半径中心よりも外側領域の駆動電流について実験結果と理論モデルとの不一致が指摘されており[4.4-7], 原因を解明し理論モデルの精度を向上させること, 原型炉で発生が予想される TAE 等の不安定性による NBCD の損失評価などが残されている。

(2)電子サイクロトロン電流駆動(ECCD)

ECCD の最大の特徴は、局所電流駆動による優れた制御性にある。EC 波は減衰せずに真空中を伝播できるので、入射経路にミラーを設置することで入射角度を変えてプラズマ中の吸収位置を制御することが容易である。また、多くの既存トカマク装置に据え付けられ、単なる電流駆動だけでなく、プラズマ着火、電流分布制御による閉じ込め制御、NTM や鋸歯状振動等の MHD 不安定性制御に適用されている。原型炉においても同様の用途への利用が可能であり、種々の役割を担うことができる便利な制御ツールである。さらに、光線追跡法による波動伝播解析とフォッカー・プランク方程式による速度分布解析を組み合わせた数値計算コードとして、CQL3D [4.4-8], BANDIT-3D [4.4-9], TORAY-GA [4.4-10]などが開発され、実験との比較やコード間のベンチマークにおいて、良い一致が得られており(図 4.4-3) [4.4-11,12,13], 原型炉設計において信頼性のある ECCD の予測計算が可能である。

EC 波の吸収位置は電子サイクロトロン共鳴条件

$$\omega = \frac{n\omega_{ce}}{\gamma} + k_{\parallel}v_{\parallel e}$$

で与えられる。ここで ω : 波の角周波数, n : 高調波次数(整数), ω_{ce} : 電子サイクロトロン周波数, $\gamma=(1-v^2/c^2)^{-0.5}$: 相対論指数, $k_{\parallel}$: 磁力線方向の波数, $v_{\parallel e}$: 磁力線方向の電子の速度である。原型炉で想定される高温プラズマでは1回の共鳴層通過でほとんどの入射パワーが吸収される。原型炉では、アンテナを設置しやすい弱磁場側から正常波で入射する。この場合、トロイダル入射角を大きくすると吸収領域幅の拡がり電流駆動効率が増大できるが、入射角を大きくしすぎるとトーラス形状と密度勾配に伴う回折効果でサイクロトロン共鳴条件に到達しなくなり電流駆動効率は低下することが知られている。

従来から用いられている ECCD の電流駆動効率 $\eta_{ECCD}[\text{Am}^{-2}\text{W}^{-1}]$ は、

$$\eta_{ECCD} = \frac{n_e I_{ECCD} R}{P_{EC}}$$

で評価されてきた[4.4-8]。ここで、 n_e : 線平均密度, I_{ECCD} : EC 駆動電流, R : プラズマ大半径, P_{EC} : EC 入射パワーである。最近は、 $nev_{th}/nkTv_e$ (v_{th} : 電子熱速度, v_e : 衝突周波数)で規格化した無次元化された駆動効率 ζ_{ECCD} [4.4-12,14]

$$\zeta_{ECCD} = 3.27 \frac{I_{ECCD} R n_{19}}{P_{EC} T_e}$$

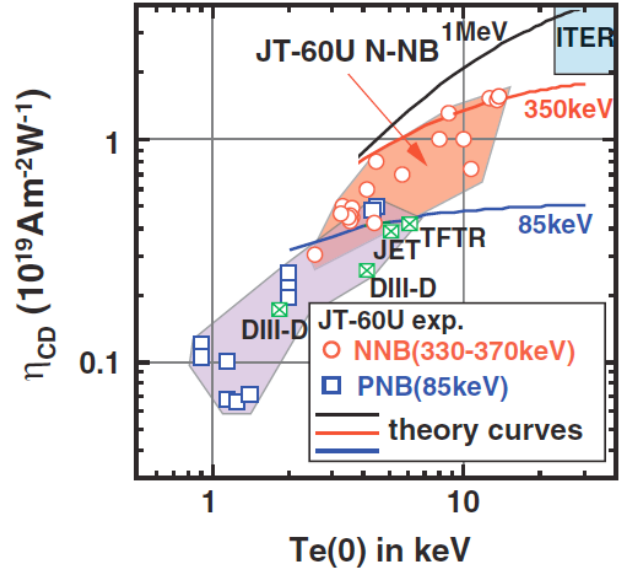


図 4.4-2 NB 電流駆動効率の電子温度に対する依存性。
[4.4-6,13]

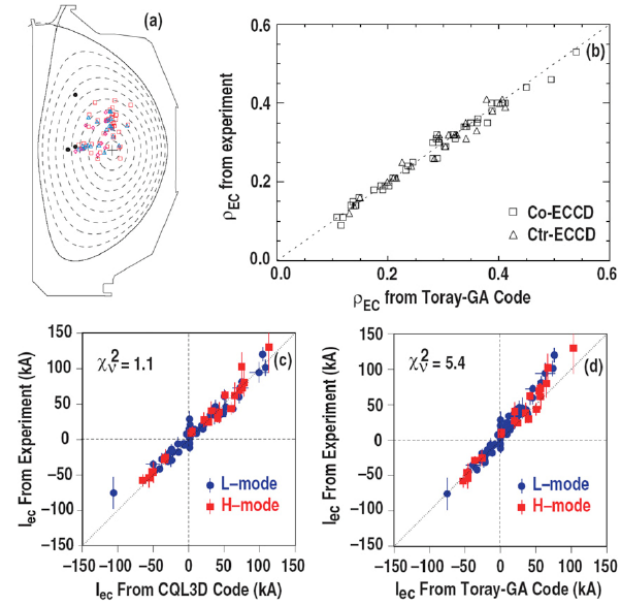


図 4.4-3 DIII-D で得られた ECCD 測定結果。(a)EC パワーの吸収位置, (b)実験データから求めた ECCD の最大位置と TORAY-GA 計算結果との比較, ECCD 測定値と (c)准線形フォッカー・プランクコード, (d)線形光線追跡コードとの比較。[4.4-13]

が用いられることも多い。ここで、 T_e : 電子温度, n_{19} : 電子密度 [10^{19}m^{-3}]である。この式から、EC 駆動電流は、NBCD と同様に R が大きな大型装置では小さくなり、低密度・高温度のプラズマ条件で多く流すことが可能である。JT-60 では、21keV の高電子温度プラズマにおいて、 $0.4 \times 10^{19} \text{Am}^{-2}\text{W}^{-1}$ の電流駆動効率を達成している

[4.4-15]. ECCD では波との相互作用によって高速電子が生成されることが少ないため、一般には駆動効率が低いのが課題である。例えば、ECCD の駆動効率は、NBCD の半分から数分の1との試算がある[4.4-16]。そのため、原型炉での ECCD の使い方としては、バルクプラズマの電流駆動というよりは、プラズマ着火、MHD 不安定性制御、安全係数分布制御と考える必要があるだろう。

(3)イオンサイクロトロン周波数帯波による電流駆動

イオンサイクロトロン周波数帯の波は、電子加熱、イオン加熱、電流駆動、プラズマ回転駆動に関して実績があり、実験・理論の両面において多くの研究が長年にわたって行われている。原型炉においても、適用価値のある手法であるが、波とプラズマのカップリングのためにアンテナをプラズマに近接する必要がある、周辺プラズマの影響や熱負荷の問題がある。また、アンテナが比較的大きく TBR 確保の観点から不利である。一般に、イオンサイクロトロン波の共鳴条件は、

$$\omega = n\omega_{cs} + k_{||}v_{||s}$$

で与えられる。ここで ω : 波の角周波数, n : 高調波次数 (整数), $\omega_{cs} = Z_s e B / m_s$: s 種の粒子のイオンサイクロトロン周波数, $k_{||}$: 磁力線方向の波数, $v_{||s}$: 磁力線方向の速度である。つまり、磁力線方向に速度 $v_{||s}$ で運動している s 種の粒子が感じる波の周波数とそのサイクロトロン周波数 ω_{cs} の整数倍になる条件で波と粒子の共鳴が起こる。吸収機構としては、イオンのサイクロトロン減衰 ($n > 0, s = i$), 電子によるランダウ減衰 ($n = 0, s = e$), トランジットタイム減衰 (TTMP) がある。速波を用いることで電流を駆動することができ (FWCD), 多くの実績がある[4.4-17]。FWCD の電流駆動効率としては、 $\eta_{FWCD} = n_e I_{FWCD} R / P_{FWCD} = 0.4 \times 10^{19} \text{ Am}^{-2} \text{ W}^{-1}$ が DIII-D において得られており、理論的に予測される通り電子温度に比例して増大する結果が得られている (図 4.4-4) [4.4-18, 19]。ITER へ外挿すると、 $1.5\text{--}2.5 \times 10^{19} \text{ Am}^{-2} \text{ W}^{-1}$ の電流駆動効率が予想される。

(4)低域混成波電流駆動(LHCD)

LHCD の大きな魅力は、高い電流駆動効率と長時間維持の実績である。これまでの LHCD 実験において、3.6MA (JT-60U) [4.4-20], 3.0MA (JET) [4.4-21] の電流を全て LHCD で駆動した実績がある。また、TRIAM-1M で 5 時間 16 分 ($I_p \sim 15 \text{ kA}$) [4.4-22], Tore Supra で 6 分以上維持 ($I_p = 0.5\text{--}0.7 \text{ MA}$) [4.4-23] した実績もある。既存トカマクで得られた LHCD の駆動効率を図 4.4-5 に示す [4.4-17]。この図に示すように JT-60U において $\eta_{LHCD} = n_e I_{LHCD} R / P_{LHCD} = 3.5 \times 10^{19} \text{ Am}^{-2} \text{ W}^{-1}$ が得られており、この値は上述の電流駆動方式に比べて数倍から一桁高い。

低域混成共鳴周波数は、

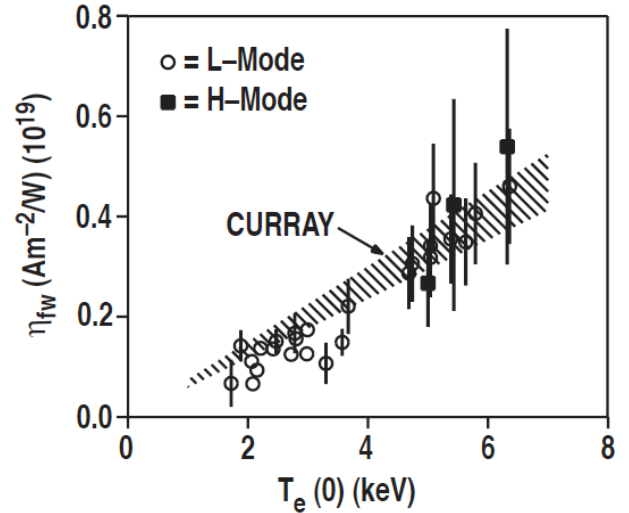


図 4.4-4 測定した FWCD の駆動効率の中心電子温度に対する依存性 ($I_p = 300\text{--}400 \text{ kA}$, $B_T = 1.1 \text{ T}$). 実線は光線追跡コード (CURRAY) による理論曲線。[4.4-19]

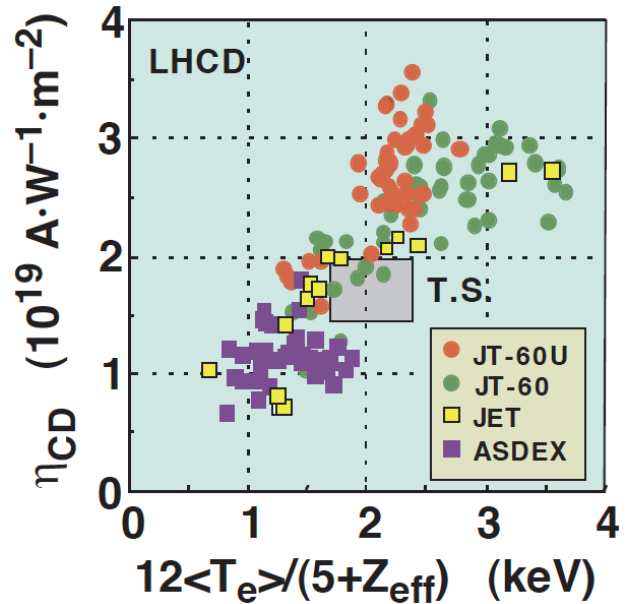


図 4.4-5 既存トカマクで得られている LH 電流駆動効率と JT-60U で得られた比例則 ($\eta_{CD} = 12 \langle T_e \rangle / (5 + Z_{eff})$) との比較。[4.4-17]

$$\omega = \frac{\omega_{pi}}{\sqrt{1 + (\omega_{pe}/\omega_{ce})^2}}$$

で与えられる。ここで、 ω_{pi} : イオンプラズマ周波数, ω_{pe} : 電子プラズマ周波数, ω_{ce} : 電子サイクロトロン周波数である。

共鳴条件は $\omega = k_{\parallel} v_{\parallel}$ あるいは波の屈折率の磁場と平行な成分 $N_{\parallel}$ を用いて $N_{\parallel} = c/v_{\parallel}$ (c は光速)と表せる. LHCD では $N_{\parallel}$ スペクトルを変えることにより駆動電流分布を制御することができることも特徴の一つである.

原型炉に向けて2つの課題が挙げられる. 一つは, ランチャーとプラズマの結合である. LH 波とプラズマの結合を高める(反射波を抑える)ためには, ランチャー前のプラズマ密度をある値以上にしないと良好な結合が得られない. この密度は, GHz を単位とした波の周波数 f_{GHz} を用いて, $3.1(f_{\text{GHz}}/5)^2 \times 10^{17} \text{ m}^{-3}$ と表せる. 通常, この密度をランチャーとプラズマの距離を短くすることで確保するが, ELM があると SOL 領域のプラズマが大きく変動するため H モードプラズマへの結合について課題が残されている. また, 安定な結合を得るためにガスパフ等の手法が試みられている. もう一つの課題は, ランチャーへの熱負荷である. ランチャーをプラズマに近接させる必要があるため, 原型炉ではプラズマからの輻射や熱・粒子束の影響が無視できなくなると思われる. その結果, 導波管内での放電発生やランチャーの溶融が懸念される.

(5)その他の電流駆動機構

上記(1)–(4)では外部電流駆動装置を用いた能動的な方式について述べたが, ここでは受動的駆動方式について簡単に触れておく.

最も広く知られているのは, 自発電流とも言われているブートストラップ電流である. トカマクの定常核融合炉概念は, ブートストラップ電流を活用することで初めて構築された. ブートストラップ電流は, 密度勾配がある時にある空間点を通過する内側と外側から出発するバナナ粒子の数に差が生じることで余剰の運動量が発生し, 粘性を通してこの余剰運動量を通過粒子が運び去ることで流れる電流のことである. これまでの実験で, 自発電流割合75%のプラズマを電流拡散時間の3倍程度安定に維持することができている[4.4-24]. さらに, 維持時間こそ短い, 自発電流割合 100%を達成している[4.4-25].

最近, 核融合反応によって生成された α 粒子が正味の電流を駆動することがシミュレーションで示されている[4.4-26]. その駆動機構は, α 粒子の有限バナナ幅による非対称捕捉粒子によって発生する通過電流が, 粒子源の非一様性と有限バナナ幅の共同効果で大幅に増幅される効果に因る. シミュレーションによると標準的なアスペクト比の ITER で 0.4MA, 低アスペクト比の VECTOR で 1MA の α 粒子駆動電流が流れる. これらは, それぞれプラズマ電流の 4%, 6%に相当する.

さらに, 古くからのアイデアだが, シンクロトロン輻射を用いた電流駆動が提案されている[4.4-27]. 30–50keV の温度領域では, 核融合出力の数%に相当するパワーがシンクロトロン輻射で損失する. このシンクロトロン輻射パワーを特殊な形状の壁を用いて, 正味にプラズマ電流方向に反射させる(逆方向は吸収させる). そして, 輻射圧力を通して電子に運動量を与えることでプラズマ電流を駆動する手法である.

4.4.2 原型炉に向けた課題

トカマクの非誘導電流駆動に関する実験データベースが豊富で, 理論モデルの検証も精力的に進められているため, 開発されている電流駆動解析コード群は原型炉の設計検討に十分適用可能である.

原型炉では, 非誘導電流駆動による完全電流駆動だけでなく, 高閉じ込めや高ベータ等の性能を得るために, プラズマ電流分布の最適化が重要である. 従って, 原型炉に必要な電流維持制御は, 電流分布の維持制御である. そのためには, 実時間で電流分布を解析する計測システムと, それに組み合わせる電流分布を制御するためのアクチュエーターの選択が重要な課題である.

通常のトカマクの運転において, プラズマ電流の立ち上げ・立ち下げは, 誘導電流方式を基本に行う. しかし, 原型炉で想定されるプラズマ電流を誘導電流ベースで立ち上げるには巨大な CS コイルが必要になり, 装置全体の大きさに大きく影響する. 原型炉の巨大化を回避するための手段の一つとして, SlimCS は全プラズマ電流の20%だけ誘導電流を発生させることができる小規模な CS コイルしか持たない. そのため, 非誘導電流の過剰駆動によってプラズマ電流の立ち上げを行う必要がある. このような過剰駆動の場合, プラズマ電流は自己誘導電場に抗して増大するため, 誘導駆動方式に比べて立ち上げ速度が遅くなる. SlimCS では, 3.4MA から定格の16.7MA まで非誘導電流駆動の過剰駆動によって立ち上げるのに8,300秒を要すると試算している. 一方, 非誘導電流の過剰駆動によるプラズマ電流の立ち上げは, 実験的には十分に実証されておらず, CS コイル電源のリチャージとして観測されているだけである. トカマク実験による実証のためには, 大容量の非誘導電流駆動装置と長パルス運転が必要であり, 今後の本格的な実証実験に期待したい.

参考文献

- [4.4-1] M. Kikuchi, Nucl. Fusion **30**, 265 (1990).
- [4.4-2] M. Nemoto *et al.*, J. Plasma Fusion Res. **73**, 1374 (1997).
- [4.4-3] S. Suzuki *et al.*, Plasma Phys. Control. Fusion **40**, 2097 (1998).
- [4.4-4] K. Tani *et al.*, J. Comput. Phys. **98**, 332 (1992).
- [4.4-5] T. Oikawa *et al.*, Nucl. Fusion **40**, 435 (2000).
- [4.4-6] T. Oikawa *et al.*, Nucl. Fusion **41**, 1575 (2001).
- [4.4-7] J. Hobirk *et al.*, 30th EPS conf. (St. Petersburg), O-4.1B (2003).
- [4.4-8] R.W. Harvey *et al.*, Nucl. Fusion **37**, 69 (1997).
- [4.4-9] M.R. O'Brien *et al.*, 1992 IAEA Technical Committee Meeting on Advances in Simulation and Modelling of Thermonuclear Plasmas (Montreal, 1992) p. 527.
- [4.4-10] A.H. Kritz *et al.*, 1982 3rd Int. Symp. On Heating in Toroidal Plasmas (Grenoble, 1982) p. 707.
- [4.4-11] R. Prater *et al.*, Phys. Plasmas **11**, 2349

- (2004).
- [4.4-12] C.C. Petty *et al.*, Nucl. Fusion **42**, 1366 (2002).
 - [4.4-13] Progress in the ITER Physics Basis, Nucl. Fusion **47**, S1 (2007).
 - [4.4-14] T.C. Luce *et al.*, Phys. Rev. Lett. **83**, 4550 (1999).
 - [4.4-15] T. Suzuki *et al.*, Nucl. Fusion **44**, 699 (2004).
 - [4.4-16] K. Tobita *et al.*, JAEA-Research 2010-019.
 - [4.4-17] ITER Phys. Basis, Nucl. Fusion **39**, 2175 (1999).
 - [4.4-18] C.C. Petty *et al.*, Nucl. Fusion **35**, 773 (1995).
 - [4.4-19] C.C. Petty *et al.*, Nucl. Fusion **39**, 1421 (1999).
 - [4.4-20] Y. Ikeda *et al.*, Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research 1994 (Proc. 15th Int. Conf., Seville, 1994) IAEA, Vienna (1995) Vol. 1, p.415.
 - [4.4-21] JET team (presented by F.X. Soldner), Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research 1994 (Proc. Int. Conf., Seville, 1994) IAEA, Vienna (1995) Vol. 1, p. 423.
 - [4.4-22] H. Zushi *et al.*, Nucl. Fusion **45**, S142 (2005).
 - [4.4-23] J. Jacquinot, Nucl. Fusion **45**, S118 (2005).
 - [4.4-24] Y. Sakamoto *et al.*, Nucl. Fusion **45**, 574 (2005).
 - [4.4-25] M. Ushigome *et al.*, Nucl. Fusion **46**, 207 (2006).
 - [4.4-26] K. Tani and M. Azumi, Nucl. Fusion **48**, 085001 (2008).
 - [4.4-27] J.M. Dawson and P.K. Kaw, Phys. Rev. Lett. **48**, 1730 (1982).

4.5 総合性能

近年の先進トカマク実験は、核融合三重積 $n\tau T=1.53 \times 10^{21} \text{ m}^{-3} \text{ sec keV}$ [4.5-1]やDT等価エネルギー増倍率 $Q_{DT}^{eq}=1.25$ [4.5-2]等の高い核融合性能を達成している。また、JETやTFTRのDT燃焼プラズマ実験によって核融合エネルギー生成が実証されている[4.5-3~6]。さらに、これまでに設計検討が行われているITERや原型炉、動力炉の装置サイズ、絶対値性能、規格化性能と、実験で得られた最高値を比較すると(表4.5-1)、当然装置サイズや絶対値性能には大きな開きがあるが、規格化性能については、設計値と同等あるいは凌駕する性能が既に得られていることがわかる[4.5-7,8]。ここで、コンパクトな原型炉設計の例としてSlimCS [4.5-9]、動力炉の例としてPPSC model A [4.5-10]の設計値を使用した。これらの成果は、核融合プラズマ研究のマイルストーンとして、それぞれ重要な意義がある。しかし、個々の性能を際立たせるために他の性能を犠牲にしたり、ディスラプションが起こることを承知でその直前に最高性能を達成したりする場合もあって、必ずしも原型炉の炉心プラズマ条件に適しているわけではない。

原型炉では、特定の性能に偏ること無く、総合性能として各種要素性能をバランス良く満たす必要がある。本節では、原型炉に求められる炉心プラズマの総合性能に対して、実験で達成されている現状、原型炉に向けた課題について述べる。

4.5.1 原型炉に要求される総合性能

原型炉の重要な役割の一つとして、一定の経済性を確保した核融合エネルギーによる発電の実証がある。そのためには、高いエネルギー増倍率、高い出力密度を得ることが必要である。さらに定常運転実証の要求が課せら

れれば、高自発電流割合を利用した完全非誘導電流駆動が必要な条件に加わる。一方で、装置の小型化や高い出力密度を目指す、必然的に第一壁やダイバータ部への熱・粒子負荷が過酷になる。第一壁やダイバータ部に損傷が生じれば、直ちに運転停止、点検、交換が必要になるから、いわゆる炉心プラズマのコア性能よりも熱・粒子ハンドリングや除熱性能に係わる炉心プラズマ性能の方が、原型炉を構想する上で本質的な課題であるとも言える。

原型炉に要求される総合性能を簡単にまとめれば、高い閉じ込め性能で所要の出力を発揮し、第一壁やダイバータ板への熱・粒子負荷を許容範囲内に保ちつつ、高い出力密度でコンパクトな炉心を実現すると同時に、小さな循環電力で定常的にプラズマを維持することである。そのために、総合性能として同時に達成すべき性能要素を7つ挙げると、

- ・ 閉じ込め改善度 (HH_{98y2}) $\leftarrow$ Q値増大
- ・ 規格化ベータ値 (β_N) $\leftarrow$ 出力密度増大
- ・ 自発電流割合 (f_{BS}) $\leftarrow$ 循環電力低減
- ・ 非誘導電流駆動割合 (f_{CD}) $\leftarrow$ 定常運転維持
- ・ 密度指数 (n_e/n_{GW}) $\leftarrow$ 核融合出力増大
- ・ 放射損失割合 ($f_{rad}=P_{rad}/P_{heat}$) $\leftarrow$ 壁熱負荷低減
- ・ 燃料純度 ($f_{fuel}=n_{D,T}/n_e$) $\leftarrow$ 核融合出力増大

であろう[4.5-11]。これらの各要素性能を高いレベルで同時に達成できる運転シナリオや制御手法の開発が重要である。一方で、これらの要素性能の最適化条件は異なることも多く、また各要素性能の間にトレードオフの関係があるため、実際の実験で高い総合性能を得ることは容易でない。例えば、ITER定常運転シナリオでは、 HH_{98y2}

表 4.5-1 ITER, 原型炉, 動力炉の設計における、装置サイズ、絶対値性能、規格化性能と、実験によって達成された最高値、形状と安定性については 3.4 を見よ。

	Parameters	Reactor Design		ITER			Achieved values in experiments
		Slim CS (DEMO)	Model A (Power Plant)	Inductive	Steady state Scenario 4	Steady state Scenario 6	
Size & Configuration	Major radius, R_0 (m)	5.5	9.55	6.2	6.35	6.35	3.56 (JT-60U), 2.91 (JET)
	Minor radius, a (m)	2.1	3.18	2	1.85	1.85	1.05 (JT-60U), 0.96 (JET)
	Aspect ratio, A	2.6	3	3.1	3.43	3.43	
	Elongation, κ_{95}	2	1.7	1.7	1.85	1.86	
	Triangularity, δ_{95}	~0.35	0.25	0.33	0.4	0.41	
	Safety factor, q_{95}	5.4		3	5.3	5.4	2.1 (DIII-D), 2.2 (JT-60U), 2.3 (JET)
	Plasma Volume (m^3)	941		831	793		~90 (JT-60U)
	Toroidal magnetic field, B_t / B_{max} (T)	6 / 16.4	7 / 13.1	5.3 / 11.8	5.18 / 11.8	5.18 / 11.8	8 (C-Mod), 4.8 (JT-60U)
Absolute Performance	Plasma current, I_p (MA)	16.7	30.5	15	9	9	4.5 (JET), 5.0 (JT-60U)
	Electric output, P_e (Gwe)	1	1.55				
	Fusion output, P_{fus} (MW)	2950	5000	400	356	340	16 (JET), 10.7 (TFTR)
	Fusion gain, Q	≥ 30	20	10	6	5.7	0.8 (JET), 1.25 [DT equ] (JT-60U)
	Heating power (α + external), P_{heat} (MW)	650-690	1246	120	130.2	128	40 (JT-60U), 39.5 (TFTR)
	Current drive power, P_{CD} (MW)	60-100	246	40	59	60	
	Ion temperature, vol-ave. / central (keV)	17 / 28	22 / 23	8.0 / 19	12.5 / 25	12.1 / 26	Ti(0)= 45 (JT-60U), 39 (JET)
	Ele. temperature, vol-ave. / central (keV)	17 / 28	22 / 23	8.8 / 23	12.3 / *	13.3 / 27	Te(0)=26 (JT-60U)
	Ele. density, vol-ave. / central ($\text{E20}/\text{m}^3$)	1.1 / 1.7	1.1 / *	1.01 / 1.05	0.67	0.65	
	Stored Energy (thermal / fast-ion) (MJ)	942 / 299		320 / 32	287 / *	287 / *	Wth= 12.9 (JET), 10.9 (JT-60U)
Normalized Performance	Confinement improvement, HH_{y2}	1.3	1.2	1	1.57	1.61	2.3 (JT-60U)
	Normalized beta, β_N	4.3	3.5	1.8	2.95	2.93	4.5 (DIII-D), 4.8 (JT-60U)
	Bootstrap current fraction, f_{BS}	~0.75	0.45	0.15	0.481	0.463	>0.9 (JT-60U), 0.85 (DIII-D)
	Non inductive CD fraction, f_{CD}	1	1	0.21	1	1	1.0 (JT-60U, DIII-D)
	Normalized density, n_e/n_{GW}	0.98	1.2	0.85	0.82	0.78	1.4 (DIII-D), 1.7 (JT-60U)
	Radiation power fraction, P_{rad} / P_{heat}	~0.9		0.35	0.53	0.53	>1 (JT-60U)

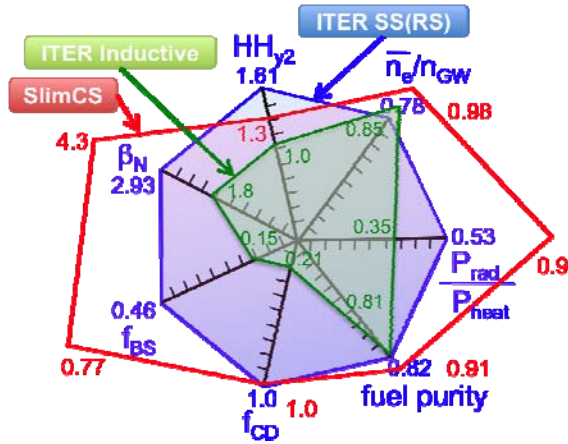


図 4.5-1 ITER 標準運転シナリオ, ITER 定常運転シナリオ, SlimCS の性能設計値との比較。

$= 1.61$, $\beta_N = 2.93$, $f_{BS} = 0.46$, $f_{CD} = 1.0$, $n_e/n_{GW} = 0.78$, $f_{rad} = 0.53$, $f_{fuel} = 0.82$ の同時達成が必要だが[4.5-12], これまでの実験で過渡的な条件でさえ要求性能を実証できていないのが現状である。

次節では, これまでの実験で得られている総合性能の達成度を評価するために, 上述の7つの要素性能を正七角形の頂点にしたダイアグラムを用いて, 原型炉(ここでは SlimCS とする)で要求される性能設計値と実験で同時達成された値を比較する. その前に, ITER 定常運転シナリオと SlimCS の性能設計値の比較を図 4.5-1 に示す. この図から ITER から SlimCS への見通しを得るためには, サテライトカマク装置において, 規格化ベータ値, 自発電流割合, 放射損失割合を ITER よりも 50% 程度増大することが, 重要な開発要素であることが分かる. また, SlimCS に要求される7つの要素は既存トカマク装置によって個別には達成されているが, 各要素間にはトレードオフ関係が存在するため同時に達成することが難しいのが現状である. 例えば, 高密度化を指向した運転シナリオでは閉じ込め性能や規格化ベータ値を高いレベルに維持することが困難であり, また放射損失割合を高めるために不純物ガスを導入すると高い燃料純度を維持するのが困難となる. 原型炉の炉心プラズマ性能を設計するためには, このようなトレードオフの関係に配慮しつつ, 各要素性能を高いレベルで達成する総合性能の落とし所を見極めなければならない. 一方, ITER 標準運転シナリオでは, $HH_{y2} = 1$, $\beta_N = 1.8$, $f_{BS} = 0.15$, $f_{CD} = 0.21$, $n_e/n_{GW} = 0.85$, $f_{rad} = 0.35$, $f_{fuel} = 0.8$ であり, 図 4.5-1 に示すように密度と燃料純度は ITER 定常運転シナリオと同程度だが, それ以外のパラメータに対する要求は大幅に軽減されており, これまでの実験でほぼ満足するデータが得られている。

4.5.2 過渡的な条件での総合性能の現状

これまでの実験で, 過渡的な条件であるが達成されている2つの代表的な総合性能を図 4.5-2 に示す. ここで, 正七角形の頂点は SlimCS の性能設計値に対応している. 過渡的な性能では原型炉にそのまま適用することはできない

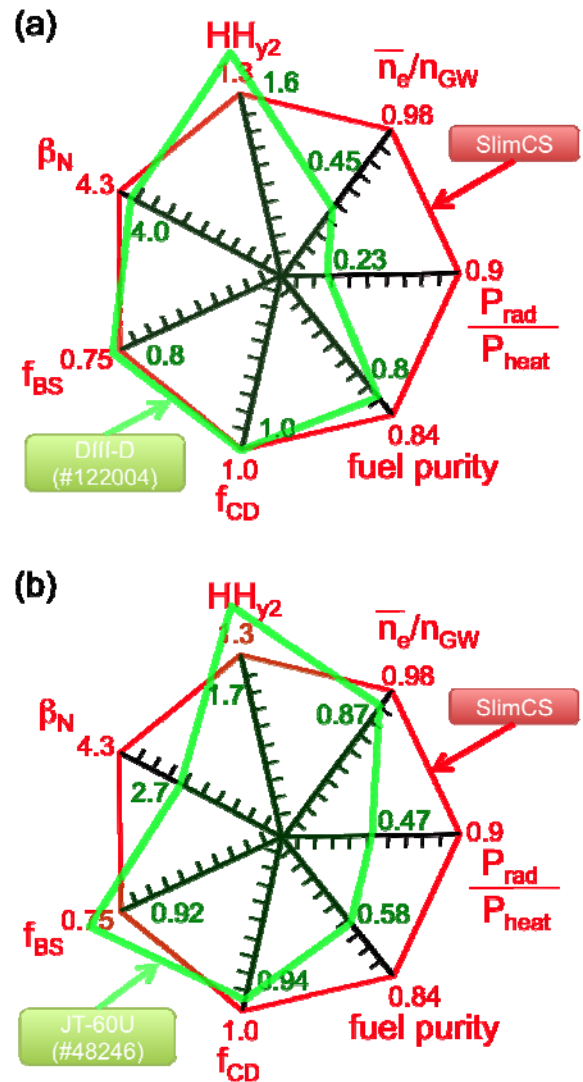


図 4.5-2 過渡的な条件下で達成された高総合性能プラズマと SlimCS の性能設計値との比較. (a) DIII-D 負磁気シアプラズマ, (b) JT-60U 負磁気シアプラズマ.

いが, 過渡的な状態でどこまで性能を上げられるか? そしてその状態を定常維持するためには何をすれば良いか? 等を考えることも必要なアプローチである. 例えば, 電流分布が変化しているためにディスラプションに至るような場合なら, 外部からどの位置に, どの程度の電流を駆動してやれば電流分布の定常維持ができるか等を検討することができるだろう.

一つの例は DIII-D の結果 (放電番号 #122004) である [4.5-13]. これは, トカマク炉の定常運転シナリオに向けた放電シナリオ開発実験で最も高い総合性能を達成している成果の一つである. この放電の $t=2$ 秒での条件は, $I_p \sim 1.35$ MA, $B_T \sim 1.7$ T, $q_{95} \sim 5.0$, $\kappa \sim 1.9$, $\delta \sim 0.8$ である. この放電では, 負磁気シア配位と高ベータを維持するためにプラズマ電流のランプアップとトロイダル磁場のランプダウンを行っていることと, プラズマ形状を強くすることでベータ限界自身を高めている. そのため達成性能は過渡的な

放電条件だが、 $\beta_N \sim 4$, $HH_{98y2} \sim 1.6$, $q_{min} \sim 2$ を2秒間維持しているが、 $f_{BS} \sim 60\% \sim 80\%$ と $f_{CD} \sim 1.0$ は過渡的に得られている。この放電では、密度分布とイオン温度分布に明確なITBがあるが電子温度分布にはITBが形成されていない。その結果、比較的平坦な圧力分布となり、不安定性を引き起こす圧力勾配を低く抑えることで高規格化ベータ値を達成しているのが特徴である。また、高性能状態を維持するために、外部制御コイルを用いたRWM安定化制御、NBIを用いたベータ値制御、ガスパフを用いた電子密度制御の複数の帰還制御を同時に行うことが不可欠であった。図4.5-2(a)に示すように、 HH_{98y2} , β_N , f_{BS} , f_{CD} , f_{fuel} においてSlimCSの性能設計値をほぼ満足しているが、 n_e/n_{GW} と f_{rad} の改善が残された課題である。

もう一方の例は、JT-60Uの結果(放電番号#48246)であり[4.5-14]、この放電は $I_p = 0.8\text{MA}$, $B_T = 2.0\text{T}$, $q_{95} \sim 5.3$, $\kappa \sim 1.5$, $\delta \sim 0.37$ で得られている。この放電の高総合性能はRWMの不安定化に起因するディスラプションの直前に得られているため過渡的な性能だが、JT-60Uにおいて最も総合性能の高い放電の一つであり、 $HH_{98y2} \sim 1.7$, $\beta_N \sim 2.7$, $f_{BS} \sim 0.92$, $f_{CD} \sim 0.94$, $n_e/n_{GW} \sim 0.87$ の高い要素性能を同時に達成している。さらに、原型炉の α 加熱が主要な加熱源となる燃焼プラズマで想定される条件下(低運動量入射、イオン温度と電子温度が同程度)で高総合性能が得られていることは意義深い。Hモード閉じ込め比例則の1.7倍の閉じ込め性能は、輸送が新古典輸送レベルまで低減する内部輸送障壁の形成によって得られている。一方、ベータ値については、導体壁による安定化効果によって、壁なしの理想ベータ境界の1.5倍に相当する高規格化ベータ値を得ている。ディスラプションの原因としては、 $q=3$ 面のトロイダル回転の減速によってRWMが不安定化したと考えられ、高総合性能状態を安定に維持するためにはトロイダル回転の維持制御が重要である。

これら2つの例に共通することは、(i)負磁気シアプラズマ運転モードによって高閉じ込め性能と高自発電流割合 & 高非誘導電流駆動割合を得つつ、(ii)導体壁の安定化効果を利用して規格化ベータ値を高めたことである。一方で、ITBの特性に起因して、高規格化ベータ性能か、高密度性能かの違いが生じている。負磁気シアプラズマは、高い総合性能を達成する抜群の能力を持っているが、長時間維持することが最大の課題である。この課題を克服して、負磁気シアプラズマを原型炉運転シナリオの有力候補として確立するためには、燃焼プラズマの制御技術として、実時間予測技術と分布制御を組み合わせるなど、現在よりも飛躍的に高度化する必要があるだろう。

4.5.3 準定常状態での総合性能の現状

ここではエネルギー閉じ込め時間の数倍～十倍程度、安定に維持している例として、JT-60Uで得られた弱磁気シアプラズマ(#36715) [4.5-15]と負磁気シアプラズマ(#43046) [4.5-16]の総合性能を図4.5-3に示す。

弱磁気シアプラズマでは50%程度の自発電流割合が得られるが、定常運転のために完全電流駆動を行うには外部電流駆動装置によって残りの電流を賄う必要がある。

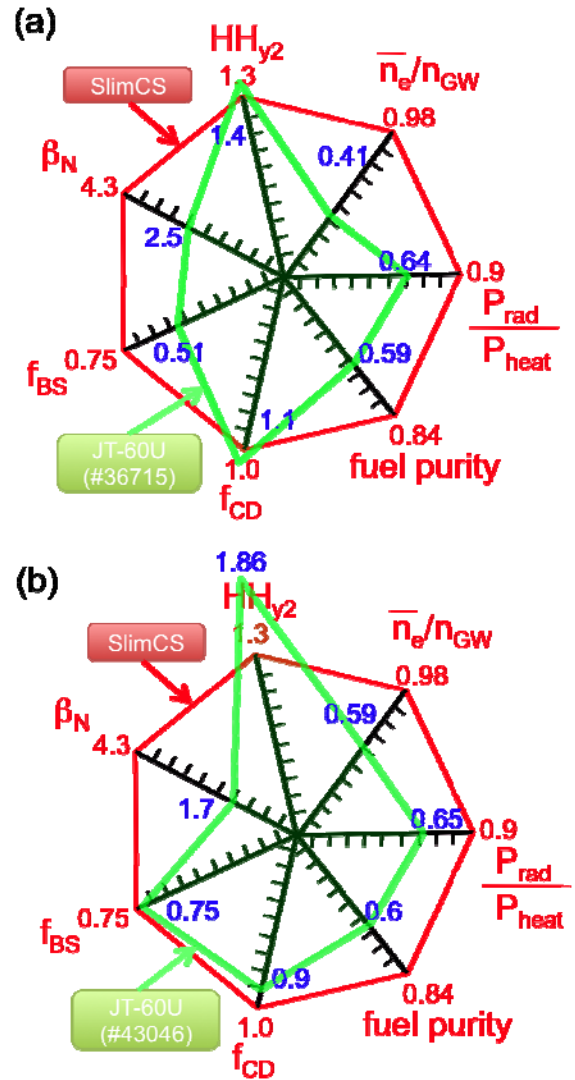


図 4.5-3 準定常状態で得られた高総合性能プラズマと SlimCS の性能設計値との比較. (a)JT-60U 弱磁気シアプラズマ, (b)JT-60U 負磁気シアプラズマ.

ここに示す弱磁気シアプラズマの例では、NNB入射(ビームエネルギー360keV)で非誘導電流駆動割合を高めることによって完全非誘導電流駆動を達成している。重要なことは、NNBによるビーム駆動電流と自発電流の和として形成される電流分布と高い規格化ベータを得ている圧力分布との組み合わせにおいて、 $q=1.5, 2$ の有理面での圧力勾配を小さくすることでNTM発生の回避に成功している点である。さらに、電流分布解析の結果、計測した電流分布が定常解に近いことが分かっており、相互に関連する圧力と電流の分布がほぼ定常状態に達していることを示している。この放電は $I_p = 1.5\text{MA}$, $B_T = 3.7\text{T}$, $q_{95} \sim 4.7$, $\kappa \sim 1.5$, $\delta \sim 0.35$ で得られている。図4.5-3(a)に示すように、 HH_{98y2} , f_{CD} の2つの要素においてSlimCSの性能設計値を超えているが、残りの要素性能は要求の半分程度しか達成できていない。

一方、負磁気シアプラズマの例では、図4.5-3(b)に示

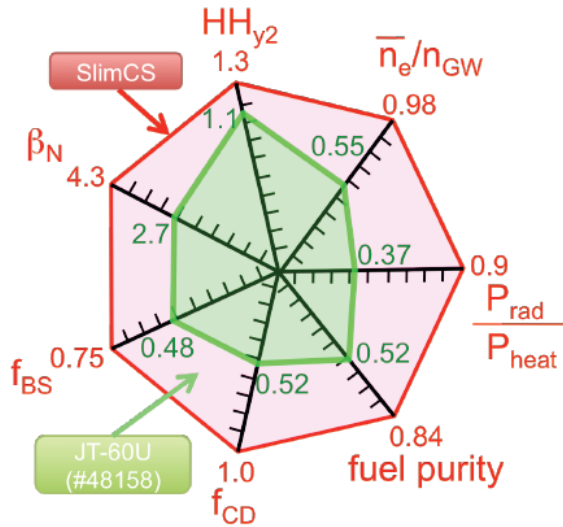


図 4.5-4 定常状態で達成された高総合性能プラズマと SlimCS の性能設計値との比較.

すように、75%の高自発電流割合を達成し、正イオン源 NBIによる電流駆動と合わせて、完全非誘導電流駆動に近い条件を得ている。但し、自由境界ベータ限界の範囲内で自発電流割合を高めるために、高い安全係数領域で達成した結果である ($I_p=0.8\text{MA}$, $B_T=3.4\text{T}$, $q_{95}\sim 8.3$, $\kappa\sim 1.6$, $\delta\sim 0.42$)。原型炉で想定される $q_{95}\sim 5$ 領域へ拡張するため、導体壁を用いた壁安定化実験が行われたが、図 4.5-2(b)に示した放電のように過渡的な状態しか得られておらず、今後の課題として残っている。この放電では、電流分布が定常解に向かって変化している途中で q_{min} 値が整数となる時刻において発生する MHD 不安定性を回転分布制御によって一時的に圧力勾配を弱めることで回避することに成功している。その結果、電流拡散時間の3倍程度に相当する7.4秒間維持している(エネルギー閉じ込め時間の16倍に相当)。今のところ維持時間は、NBパルス幅で制限されており、プラズマとしては更に長時間維持できることが期待される。

4.5.4 定常状態での総合性能の現状

図 4.5-4に JT-60U の長パルス運転 (30秒加熱) で得られた正磁気シアプラズマの総合性能を示す[4.5-17]。この性能の維持時間は28秒であり電流拡散時間の14倍に相当する。しかしながら達成された性能は SlimCS の要求のほぼ半分程度であるのが現状である。この放電では、徹底的にリサイクリングが低い状態を作ることによって、高閉じ込め性能を長時間維持することに成功している。しかし見方を変えれば、壁が飽和した状態(リサイクリング係数 ~ 1)となる原型炉条件とは相反する条件で達成したに過ぎない。実際に、放電の後半ではダイバータタイルの温度上昇によってリサイクリングが増大し、閉じ込め性能の劣化が始まっている。従って、原型炉に向けては、ダイバータタイルの水冷等の冷却機能強化による温度上昇の抑制とともに、壁飽和状態でもダイバータ部の排気能力を向

上させることで如何に高閉じ込め状態を長時間維持するかを実証しなければならないだろう。

4.5.5 原型炉に向けた課題

原型炉に向けた炉心プラズマに関する重要な課題の一つは、各性能要素間のトレードオフ関係の存在する条件下で高い総合性能を確立するための運転シナリオの確立であろう。上述のこれまでに達成された高総合性能は、工学機器の性能で制限されているというよりも炉心プラズマ物理のトレードオフに関する課題を多く含んでいる。但し、工学機器の性能向上は炉心プラズマの性能要素の向上に寄与することは明らかである。例えば、ダイバータ排気速度や容量の向上によって、粒子制御の制御範囲が拡大し、不純物制御による燃料純度向上、閉じ込め性能向上、さらには燃焼プラズマの制御ツールとして有用である。また、非誘導電流駆動装置の分布制御性が向上すれば、電流分布制御による閉じ込め性能制御や MHD 不安定性制御を通して、燃焼制御、出力密度増大が可能になり運転裕度の拡大に繋がるだろう。

表 4.5-1からも分かるように、高密度運転は原型炉の設計パラメータを検討する上で主要な要求項目の一つになっている。それは、ベータ限界の範囲内で核融合出力を増大するためには、DT核融合反応断面積の温度依存性から、ある程度以上温度が高い領域では、温度上昇よりも密度増大の方が有利なためである。しかしながら、ガスパフ等による高密度実験では、通常、閉じ込め性能の劣化が観測される。従って、トレードオフ課題の一つとして、高密度運転と高閉じ込め運転の両立が挙げられる。高密度運転の閉じ込め性能劣化の原因の一つとして考えられているのが、分布の硬直性に起因するプラズマ温度の低下である。つまり、ペデスタル圧力が ELM のような周辺安定性限界で制限されている時にガスパフ等で周辺の密度を上昇させると周辺部温度が低下する(温度と密度の積が一定)。その結果、分布の硬直性すなわち温度スケール長 ($T/\text{grad}T$) が一定のため、中心部の温度が大幅に減少し、閉じ込め性能が劣化する。これに対して、これまで以下の2つの手法が試みられている。

(i) 燃料ペレット入射:

高速で燃料ペレット入射することにより、ペデスタル部よりも内側に粒子を供給することができるため、ペデスタル部の密度に大きな影響を与えずに中心部の密度を増加させることができる。その結果、分布の硬直性に起因するような中心温度の大幅な減少による閉じ込め劣化を引き起こさずに、高閉じ込めと高密度を両立することができる[4.5-18]。

(ii) 周辺部安定性向上:

周辺部圧力限界が高ければ、密度を増大させることで温度が減少しても、圧力限界が低い場合に比べて、高い閉じ込め性能を高密度で得ることができる。例えば、JET 装置ではプラズマ形状(三角度 δ)の増大によって周辺部安定性を向上させ、 $n_e/n_{GW}\sim 1$ で $HH_{95y2}\sim 1$ を得ている ($\delta\sim 0.4$) [4.5-19]。

閉じ込め改善度の規格化密度依存性を図 4.5-5 に示

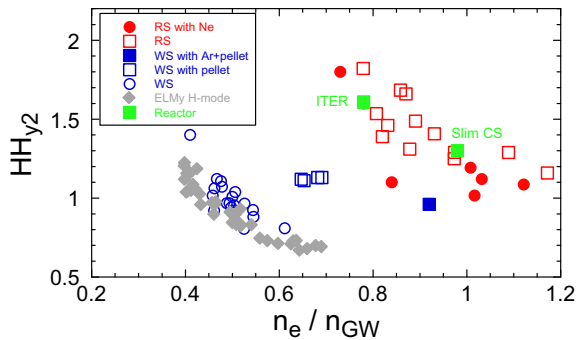


図 4.5-5 JT-60U で得られた H モード、弱磁気シアプラズマ、負磁気シアプラズマにおける閉じ込め改善度の規格化密度依存性。

す[4.5-20]. 基本的にどの運転モードにおいても密度を上昇させると閉じ込め性能が劣化していることが分かる。原型炉で要求されている $n_e/n_{GW} > 1$ で $HH_{y2} \sim 1.3$ が得られているのは、今のところ負磁気シアプラズマだけである。

2つ目のトレードオフ課題として、高ベータ限界と高閉じ込めが挙げられる。閉じ込め性能を向上させるためにプラズマ輸送が低減すると、圧力勾配が上昇し、圧力勾配を駆動源とするMHD不安定性によるベータ限界が低減する。電流分布はプラズマ輸送とベータ限界に影響を与えるため、ベータ限界と閉じ込めのトレードオフ課題の落とし処が電流分布に求められている。負磁気シアプラズマと弱磁気シアプラズマを比較すると、一般的に負磁気シアプラズマの方が閉じ込め性能が高いが、弱磁気シアプラズマの方がベータ限界は高い。そこで、両者の中間の電流分布として、弱負磁気シア配位が検討されている。その特徴は、弱磁気シアプラズマのベータ限界を規定するNTMの回避と内部輸送障壁形成のために負磁気シア配位とするが、ベータ限界が低くならないように弱い負磁気シア配位とする。具体的には、 $q_{min} > 2$ かつ $q(0) < 3$ となる電流分布が検討されている。これまでの実験では、図 4.5-2(a)のDIII-Dの成果で、導体壁の安定化効果を利用した弱負磁気シアプラズマで、原型炉に要求されるベータ値と閉じ込め性能に匹敵する値を同時に達成している。ただし、負磁気シアプラズマは、弱磁気シアプラズマに比べてディスラプティブであるため、慎重な炉心プラズマの立ち上げシナリオ検討が必要になるだろう。

原型炉の炉心プラズマ制御において熱・粒子ハンドリングは本質的な課題の一つである。核融合反応によって発生する α 粒子の膨大なエネルギーがダイバータ板へ流出させないためには、不純物による放射損失増大が必須である。例えば、 α 加熱を含む全加熱パワーの内、ITERでは60%、SlimCSでは90%を放射損失によって熱を拡散する必要がある。一方で、不純物の注入は燃料純度の劣化を引き起こすので、核融合反応が集中して発生するコア領域への不純物の侵入・蓄積は回避しなければならない。従って、放射損失の増大と燃料純度の両立が3つ目のトレードオフ課題である。最近の実験では、複数の不純

物(Ar, Ne等)を入射することで放射損失分布を制御することができている[4.5-21]。原型炉に向けては、排気機能と不純物入射系を用いた帰還制御手法の確立が必要である。

参考文献

- [4.5-1] S. Ishida *et al.*, *Proc. 16th Int. Conf. Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research*, Montreal, Canada, October 7-11, 1996, Vol. 1, p. 315, International Atomic Energy Agency (1997).
- [4.5-2] T. Fujita *et al.*, *Nucl. Fusion* **39**, 1627 (1999).
- [4.5-3] JET Team, *Nucl. Fusion* **32**, 187 (1992).
- [4.5-4] A. Gibson and the JET Team, *Phys. Plasmas* **5**, 1839 (1998).
- [4.5-5] J. D. Strachan *et al.*, *Phys. Rev. Lett.* **72**, 3526 (1994).
- [4.5-6] R. J. Hawryluk *et al.*, *Phys. Rev. Lett.* **72**, 3530 (1994).
- [4.5-7] V. Mukhovatov *et al.*, *Nucl. Fusion* **47**, S404 (2007).
- [4.5-8] Y. Kamada *et al.*, *J. Plasma Fusion Res.* **81**, 849 (2005).
- [4.5-9] K. Tobita *et al.*, *Nucl. Fusion* **49**, 075029 (2009).
- [4.5-10] D. Maisonnier *et al.*, *Nucl. Fusion* **47**, 1524 (2007).
- [4.5-11] Y. Kamada and the JT-60 team, *Nucl. Fusion* **41**, 1311 (2001).
- [4.5-12] Plasma Performance Assessment 2004 section 3.4, ITER Technical Basis ITER EDA Documentation Series.
- [4.5-13] A. M. Garofalo *et al.*, *Phys. Plasmas* **13**, 056110 (2006).
- [4.5-14] Y. Sakamoto *et al.*, *Nucl. Fusion* **49**, 095017 (2009).
- [4.5-15] A. Isayama *et al.*, *Nucl. Fusion* **41**, 761 (2001).
- [4.5-16] Y. Sakamoto *et al.*, *Nucl. Fusion* **45**, 574 (2005).
- [4.5-17] N. Oyama *et al.*, *Nucl. Fusion* **49**, 065026 (2009).
- [4.5-18] Y. Kamada *et al.*, *Plasma Phys. Contrl. Fusion* **44**, A279 (2002).
- [4.5-19] J. Ongena *et al.*, *Nucl. Fusion* **44**, 124 (2004).
- [4.5-20] Y. Sakamoto *et al.*, *Plasma and Fusion Res.* **5**, S1008 (2010).
- [4.5-21] N. Asakura *et al.*, *Nucl. Fusion* **49**, 115010 (2009).

4.6 炉心シミュレーション

4.6.1 統合コード

原型炉の設計にあたっては、核融合反応を維持する炉心プラズマの振る舞いを、その時間発展を含めて正確に予測する必要がある。炉心プラズマの時間発展には、電磁流体平衡、粒子や熱の輸送、巨視的な安定性、外部からの加熱や燃料供給等のさまざまな現象が関与しており、それらの時間スケールの広がりも 14 桁以上、空間スケールも 7 桁以上にわたっている。したがって、炉心プラズマを単一のシミュレーションで記述することは不可能であり、個々の現象を記述する要素コードを組み合わせた統合シミュレーションコードを必要とする。そのような統合コードは、コアから周縁、SOL、ダイバータにわたるプラズマ全体を、プラズマの立ち上げ、維持、突発事象への応答、立ち下げにわたる放電時間全体を記述し、実際のプラズマ実験結果との比較によりその妥当性が検証されていなければならない。このような統合コードは、原型炉設計における炉心プラズマの予測に加えて、プラズマ制御システムの設計や原型炉の実時間制御への応用のために必須である。

統合コードの代表的な構成を図 4.6-1 に示す。平衡、炉心プラズマ輸送、巨視的安定性、粒子・加熱・運動量源、周辺プラズマ輸送等のモジュールからなる。それぞれのモジュールは、個々の現象に合わせた複数の要素モジュールから構成されることもあり、同じ現象に対して解析レベルの異なる複数の要素モジュールが用意される場合もある。乱流輸送や巨視的不安定性によるプラズマの変形等は強い非線形性をもつ現象であり、大規模シミュレーションを必要とする。統合コードにおいてこのような現象を取り扱うためには、大規模シミュレーションの結果を簡約化したモデルが必要となる場合もある。これらのモジュールは、標準化されたデータを共通化されたインターフェイスを介して互いに交換して相互作用し、プラズマの時間的发展を自己無撞着に記述する。

炉心プラズマの運転シナリオの開発やプラズマ制御システムの設計にあたっては、計算されたプラズマデータを計測装置の出力の形に変換する計測モデルモジュールやアクチュエータとのインターフェイス或いは簡単な制御アルゴリズムを組み込んだ制御モデルモジュール

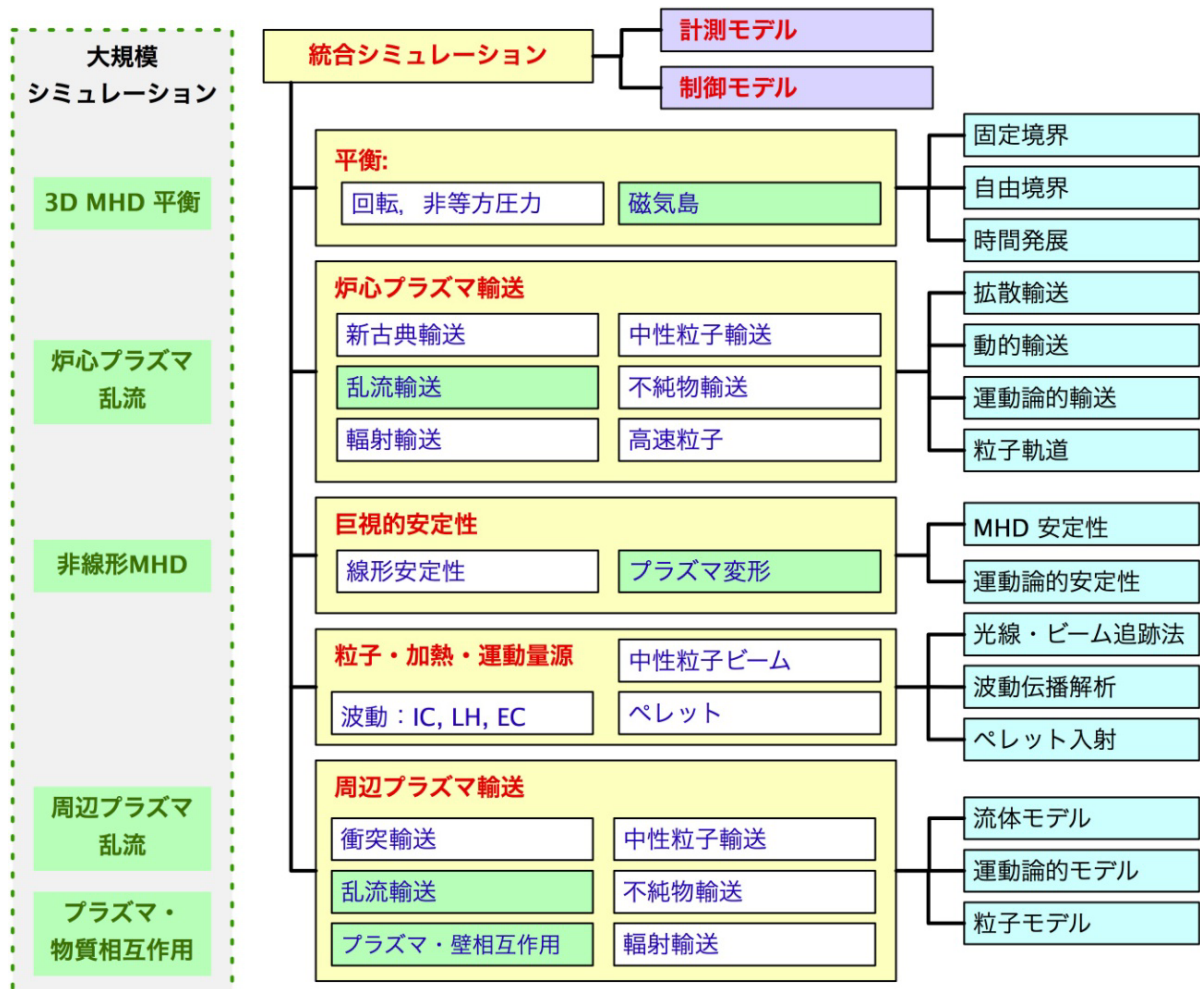


図 4.6-1 トカマク統合コードの代表的な構成

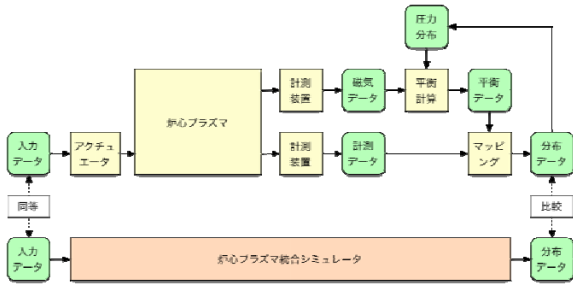


図 4.6-2(a) 炉心プラズマ統合シミュレーション開発フェーズの構成 (分布データで実験と比較)

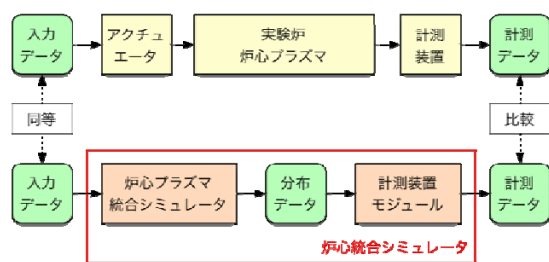


図 4.6-2(b) 炉心統合シミュレーション開発フェーズの構成 (計測データで実験と比較)

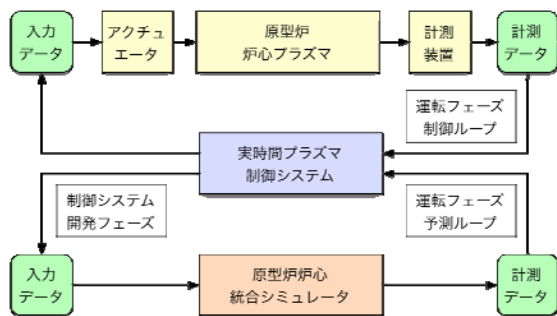


図 4.6-2(c) 制御システム開発フェーズおよび原型炉運転フェーズの構成

ルが必要となる。図 4.6-2(a)に示すように、現在は実験計測データから平衡データに基づくマッピングによって得られた分布データをシミュレーション結果と比較している。しかしながら、より高速に、またより正確に実験データと比較するためには、図 4.6-2(b)に示すようにシミュレーション結果を計測装置の出力値に変換し、実験計測データと直接比較することが必要となる。さらに、図 4.6-2(c)に示すように、原型炉制御システムの開発にあたっては炉心シミュレータが不可欠であり、運転時には通常の制御ループと並行して、プラズマの振る舞いを先行して予測する予測ループが必要となろう。実

時間制御への利用にあたっては、高速応答を実現するために、必要十分な解析レベルを維持し、並列処理に適した解析手法を用いた要素モジュールが必要である。

原型炉設計に必要な統合シミュレーションの実現にむけて、統合コードの開発が進められている。原子力機構では、コアプラズマを中心に電磁流体安定性や高速粒子軌道追跡を含めた統合コード TOPICS-IB とダイバータ統合コード SONIC を開発し、両者の統合を進めている。京都大学では、輸送モデリングの高度化や波動伝播解析を含めた統合コード TASK を開発しており、3次元効果を含むように拡張した TASK3D の開発を核融合研と共同で進めている。

4.6.2 炉心シミュレーションに求められるもの

(1) MHD 安定性の実時間評価

炉心プラズマの平衡および MHD 安定性を実時間で計算し、分布制御することは核融合出力を定常維持する上で重要と考えられる。デモ炉の循環パワーの許容範囲でどのようなタイプのアクチュエータが成立するのか検討することが不可欠であるが[4.6-1]、ここでは、高速な安定性解析をいかに実現するかその取り組みの一例を紹介する[4.6-2]。

原子力機構では、MHD 安定性解析コード MARG2D[4.6-3]を開発し、JT-60U の実験データ解析を進めている[4.6-4]。安定性の実時間制御を行うためには、MARG2D で大きな CPU 時間を占める固有値ソルバーの高速化が不可欠である。今回、PlayStation3[®]にも搭載された実績を持つ Cell を複数台ネットワーク接続し、固有値ソルバーを Cell 間並列、Cell 内並列、演算レベル並列の 3 階層並列化処理により高速化を試みた。この結果、固有値を 1 秒以内で求めることが可能となった。図 4.6-3 にトカマク装置にお

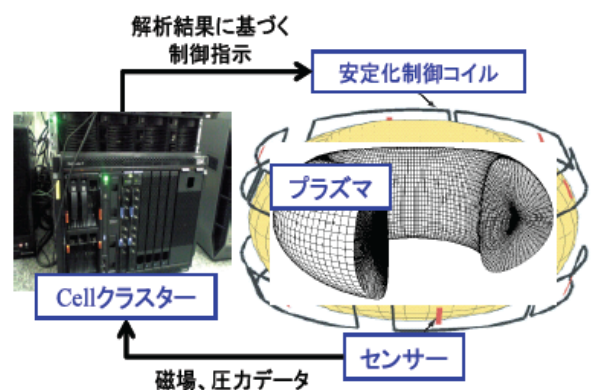


図 4.6-3 トカマク装置におけるプラズマ安定性制御の概念図
プラズマの安定性を制御するためセンサにより不安定の兆候をモニターし、外部コイル磁場により安定化する。センサからの情報をもとに平衡・安定性を高速に解析できる専用計算機が必要となる。

ける Cell クラスタを用いた MHD 安定性制御の概念図を示す。実際の応用のためには、(1) 平衡を実時間で再構成すること、(2) 上記の高速ソルバーを MARG2D に実装し、想定されるすべてのモードを実時間内に計算すること等、解決すべき課題が残されている。将来の原型炉では制御対象の時定数が数秒程度であるため、数十～百ミリ秒程度の時間内に安定性計算を終えることが最終目標となるが、今後、GPU ボードの性能が向上してくれば、GPU/CPU ハイパフォーマンスクラスタを用いて十分達成可能な課題と考えられる。

(2) 統合コードによる MHD 制御 : ECCD による新古典テアリングモードの抑制

統合コードによる MHD 制御の例として、新古典テアリングモードの電子サイクロトロン波電流駆動 (ECCD) による安定化がある。MHD ブートストラップ電流割合が大きい高ベータポロイダルプラズマでは、磁気島形成による圧力分布の平坦化が、磁気島内のブートストラップ電流を局所的に減少させ、その減少が磁気島を成長させるのが新古典テアリングモード (NTM) であり、トカマクプラズマの高ベータ・定常化において、大きな課題となっている。新古典テアリングモードを回避するには、電流分布および圧力分布の適切な制御によって不安定性を抑制する方法があるが、磁気島内で不足したブートストラップ電流を電子サイクロトロン波電流駆動 (ECCD) 等によって補うことで安定化する方法が有効である事の実験的検証が盛んに行われている [4.6-5~4.6-7]。安定化にはモード位置に正確に ECCD を入射する必要があるため、JT-60U においては繰り返し放電によって予め予想される q 分布から NTM 発生の狙いを定め、ECE ヘテロダインラジオメータによる電子温度計測から、磁気島のある磁気面の位置を正確に同定して、ECCD の入射角を 10ms で実時間制御した。その結果、磁気島への ECCD により、モード安定化及び β 値の上昇が得られ、ITER や核融合炉での実行可能性を示した。このため、ITER でも採用され、 $m/n=3/2, 2/1$ の両モードを安定化するため、20MW 程度の EC 波入射パワーを用意している [4.6-8]。核融合炉を考えたとき、シミュレーションによる q 分布等の内部分布予測に基づき、まず安全係数の最小値 $q_{\min}$ を 2 以上にして、テアリングモードがより安定な分布にするなど、安定な圧力・電流分布を持ったプラズマを形成する運転をすることや、EC 波による NTM 安定化の最適化が必要である。また、実時間のプラズマ平衡の再構築等による NTM の位置の同定と EC 波の最適入射条件の予測に基づいた、安定化が重要な制御要素と考えられる (図 4.6-4)。

新古典テアリングモードは、輸送過程のエネルギー閉じ込め時間とほぼ同等の時間スケール ($\sim 10^{-2} \tau_p$, ここで、 τ_p は、抵抗性磁場拡散時間) を持っており、ブートストラップ電流や垂直や水平方向の熱拡散と関連している。このため、輸送と MHD を結合して考慮するこ

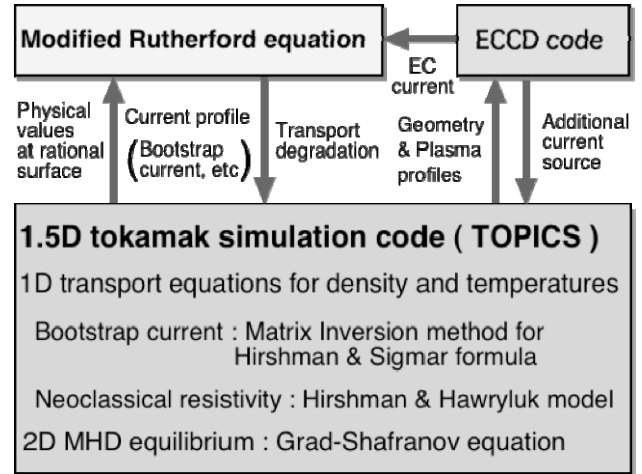


図 4.6-4 新古典テアリングモード予測計算統合モデル

とが重要であり、統合コードによるシミュレーションが必要な課題である。新古典テアリングモードによる磁気島の成長は、次式の修正ラザフォード方程式 [4.6-8] によって良く表わされる。

$$\frac{\mu_0}{\eta} \frac{dw}{dt} = \Gamma_{\Delta} + \Gamma_{GGJ} + \Gamma_{BS} + \Gamma_{pol} + \Gamma_{EC} \quad (1)$$

ここで、 Γ_{Δ} , Γ_{GGJ} , Γ_{pol} は、各々テアリングモードの安定性の指標、磁気井戸による安定化項、分極電流による安定化効果である。 η は、新古典抵抗率。 Γ_{BS} はブートストラップ電流の減少による不安定化項である。

$$\Gamma_{BS} = k_2 \mu_0 L_p j_{BS} \left\langle \frac{\nabla \rho}{B_p} \right\rangle \frac{w}{w^2 + w_d^2} \quad (2)$$

ここで、 j_{BS} は、ブートストラップ電流密度、 L_p は圧力勾配長、 w_d は垂直と水平の熱輸送係数の比に関連した量であり、これらの物理量は輸送コード TOPICS で求めることができる。そこで、図 4.6-4 の様に輸送コード TOPICS と修正ラザフォード方程式に基づく新古典テアリングモードの磁気島成長モデルを結合し、ECCD コードを統合し EC の局所電流による安定化効果 Γ_{EC} を、式 (1) に加えた。 Γ_{EC} は、ECCD コードにより輸送コードから得られたプラズマデータを基に、EC の入射条件から磁気島への駆動電流を求め、磁気島安定化効果を求める。方程式 (1) における未定係数は、JT-60U における実験結果を用いて決められた。このモデルは、図 4.6-5 に示す様に、新古典テアリングモードによる磁気島の成長と EC 電流駆動による安定化を良く説明できている。この統合モデルにより、170GHz の EC 波を持つ ITER の場合の予測を行い、トロイダルおよびポロイダル

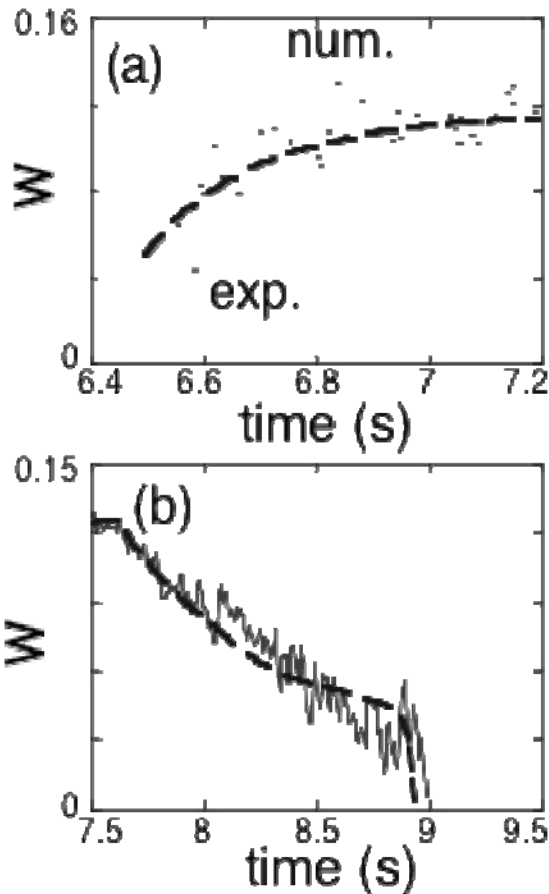


図 4.6-5 新古典テアリングモードによる磁気島幅 W の(a)成長と(b)EC 電流駆動による安定化の時間変化. 実線は実験値, 点線はシミュレーション.

入射角の最適化等を図ることによって, 12MW 程度の入射パワーで新古典テアリングモードの完全な安定化が可能であることが示せた[4.6-9]. また, 同じ統合コードによるシミュレーションにより, EC の入射位置の精度や, 入射電流幅, 入射時期を早める事などが安定化に有効である事を示している.

(3) 計測モジュール開発

トラスプラズマの輸送現象を理解するために, 近年, 高時間・空間分解能をもつ測定器の開発が進み, 乱流構造の同定, 輸送に果たす役割の定量的評価が可能となってきた. 核融合科学研究所と九州大学では, 乱流輸送現象の定量的評価手法の確立をめざし, 乱流シミュレーションデータを用いて実験計測を模擬する乱流計測シミュレータ(Turbulence Diagnostic Simulator)の開発を進めている[4.6-10].

乱流計測シミュレータはトロイダルプラズマにおける乱流コードと様々な実験計測を模擬する計測モジュールから構成される. 解析に必要なのは統計操作が可能なサンプル数を持つ3次元数値乱流場であり, 第一原理

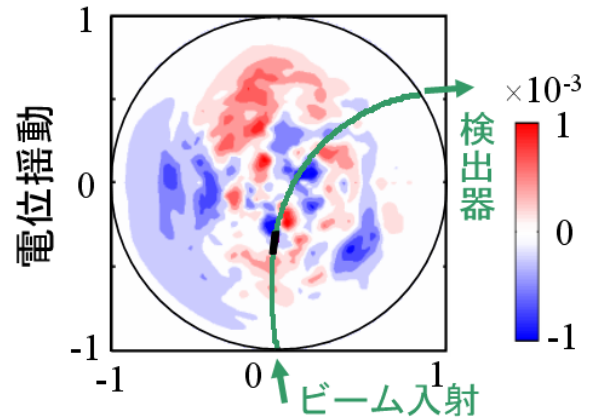


図 4.6-6 乱流シミュレーションで得られた電位揺動の瞬間値と重イオンビームの軌跡. 緑線でビームの軌跡を示す. 黒色領域で重イオンが一価から二価に電離.

シミュレーション等により計算する. そのデータに対して実験で乱流計測に用いられる計測手法を模擬した解析を行う. 一例として重イオンビームプローブ(HIBP)の数値計測について説明する. HIBPでは重イオンビームをプラズマ内に入射し, 電離したイオン束を測定することでプラズマ中の電位, 密度に関する情報が得られる(図4.6-6). 乱流計測シミュレータでは, シミュレーションデータ, 実験データをもとに構成された任意の乱流場の粒子軌道およびビーム強度を計算し, さらに有限ビーム幅を考慮することで, 乱流場上で測定器の分解能を取り込んだ測定値が得られる(図4.6-7). 実際のポテンシャルと計測により得られたポテンシャルを比較することで計測手法の妥当性を検証することが可能となる.

乱流計測シミュレータは, 次世代磁気核融合装置の計測機開発に対して有用と考えられる. また, デモ炉のオペレーションを制御するための核燃焼プラズマシミュ

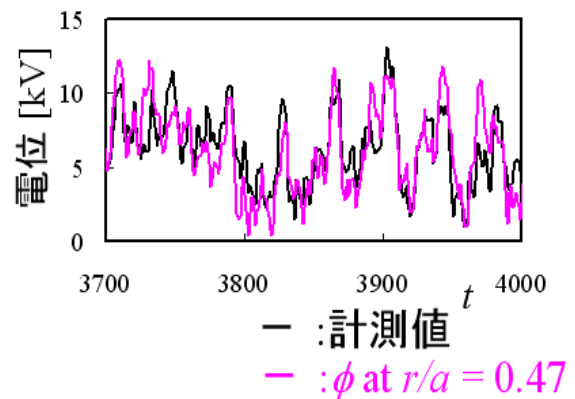


図 4.6-7 電位の時間発展. HIBP計測模擬による値(黒)と固定点における値(赤)を示す.

レータに実装することで原型炉から得られる限られた計測データを補完するものとして応用が期待される(図4.6-8)。

4.6.3 今後の開発課題

炉心プラズマを記述する統合コードの開発課題としては、個々の現象に対する物理モデルの精密化・高度化に加えて、実験データとの比較による物理モデルの検証がまず必要である。燃焼プラズマに対する検証はITERにおけるDT燃焼実験を待つことになる。また、乱流輸送現象や巨視的非線形現象の大規模シミュレーションの結果を系統的に取り入れることも不可欠である。要素モジュールの統合において重要となるモジュール間のデータ交換と実行制御の標準化については、国内では核燃焼プラズマ統合シミュレーション構想(BPSI)を中心に進められており、将来的にはITER統合モデリング活動との整合を検討する必要がある。原型炉の性能予測やプラズマ制御システムの開発に向けては、計測モデルや制御モデルの開発に加えて、物理モデルの簡約化ならびに並列処理による高速化を進める必要がある。

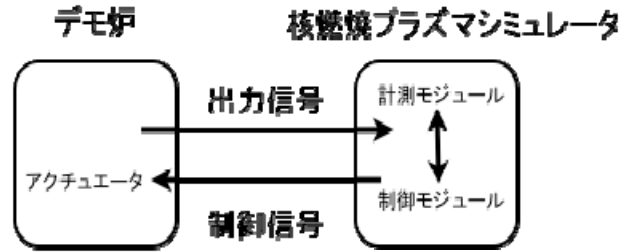


図 4.6-8 核燃焼プラズマシミュレータ概念図

デモ炉の出力信号を基に核燃焼プラズマシミュレータによりデモ炉の核燃焼を模擬し、内部診断を実時間で行う。分布制御の必要性が生じた時、制御信号をデモ炉へ送り、アクチュエータを起動する。

炉工学および炉設計におけるコード開発と組み合わせた原型炉設計制御コードの開発計画を図4.6-9に示す。炉工学におけるブランケット統合コードは、中性子遮蔽、トリチウム増倍、熱流動等の要素コードを含ん

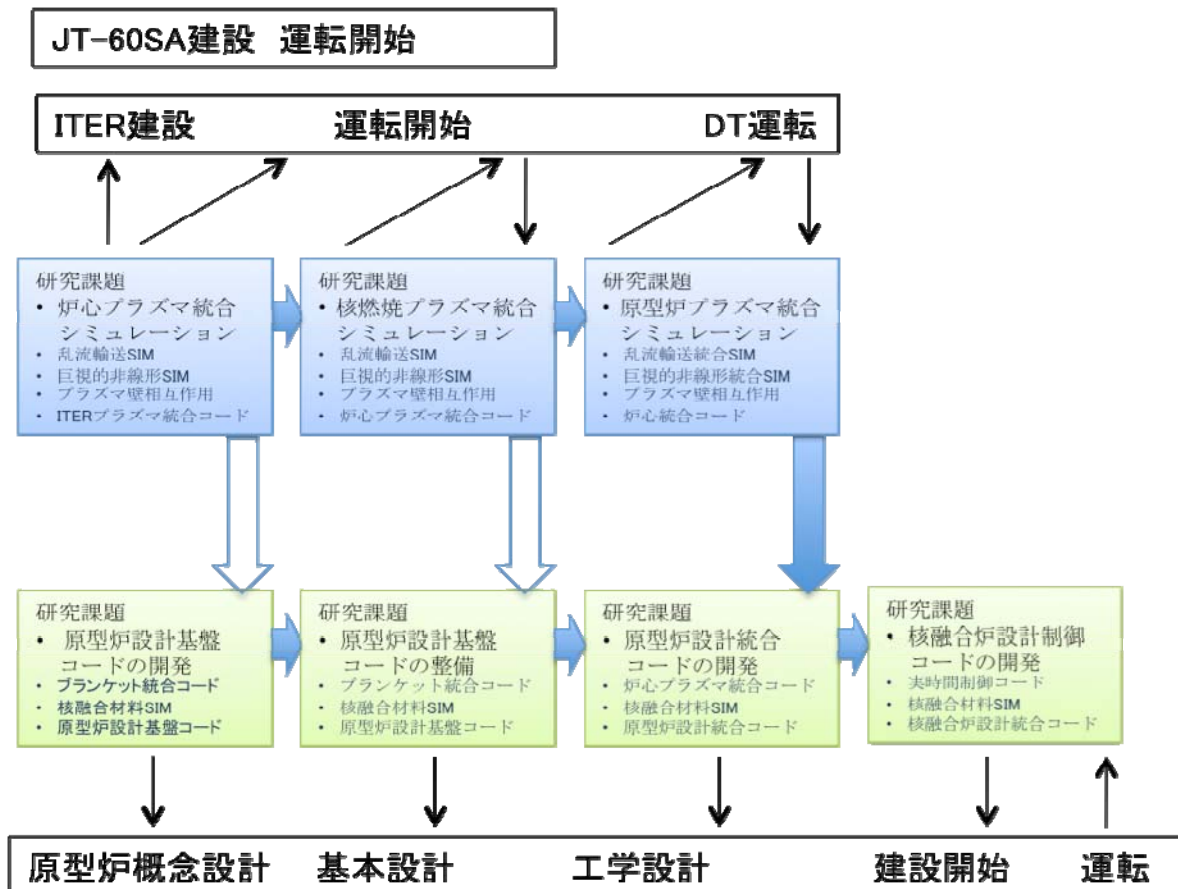


図 4.6-9 原型炉の設計・制御に向けたコード開発

でおり、原型炉設計基盤コードは炉システム設計に必要なコード群からなる。原型炉設計統合コードは、この基盤コードをベースに、炉心プラズマ統合コードおよびブランケット統合コードを組み合わせて構成され、原型炉の設計に必要なコード群となる。原型炉の運転時にむけて、炉心プラズマの実時間制御予測コードを開発することも必要である。

参考文献

- [4.6-1] 次世代核融合実験装置の実時間制御に向けた取り組みに関しては、以下の小特集が参考となる。
出射浩，小特集「燃焼・高ベータプラズマの実現に向けたプラズマ分布制御の課題：5. 実時間データ処理・演算の進展と課題」，核融合学会誌 2010 年
- [4.6-2] N. Kushida, et al., Proc. of The 18th Euro-micro International Conference on Parallel, Distributed and Network-Based Computing (2010) 482.
- [4.6-3] S. Tokuda et al., Phys. Plasmas 6, 3012 (1999).
- [4.6-4] 矢木雅敏，NEXT 計画とBA CSC を利用した理論・シミュレーション研究，
RIST NEWS No.49, 2010
http://www.rist.or.jp/rist/rnews/49/ristnews_49.html
- [4.6-5] AUG: H. Zohm et al., Proc. 21st IAEA Conf. EX/ 4-1Rb.
- [4.6-6] DIII-D: R. Prater et al., Proc. 21st IAEA Conf. EX/4-2.
- [4.6-7] JT-60U: A. Isayama et al., Proc. 21st IAEA Conf. EX/ 4-1Ra.
- [4.6-8] C.C. Hegna and J.D. Callen, Phys. Plasmas 4, 2940 (1997).
- [4.6-9] N. Hayashi, et al., J. Plasma Fusion Res. 80, 605 (2004).
- [4.6-10] 糟谷直宏他，3次元シミュレーションデータを用いたトロイダルプラズマにおける乱流計測，第8回核融合エネルギー連合講演会，高山市高山市民文化会館，2010年6月10～11日，10A-29P

第5章 炉工学技術に関する基盤と課題

本章では核融合炉設計の基盤となる主要な炉工学技術について、それぞれの現状と今後の課題について、設計との関わりを意識しながら纏めた。まず最初に、5.1節で原型炉になって初めて構成機器として組み込まれることになるトリチウム増殖ブランケットについて取り上げ、5.2節で炉の構造全体について核工学機器としての視点から記述した。5.3節以降では各技術分野、主要機器毎に現状と課題を記述した。この中では研究開発を計画する上で、参考となり、指針となり得る事項について、示唆することに努めた。最後に5.8節と5.9節では炉全体にまたがる、運転保守と安全性の視点から基本的な考え方や今後の検討課題を纏めた。

5.1 ブランケットと熱変換システム

5.1.1 ブランケットと冷却・発電システム

1) ブランケットの役割

核融合炉におけるブランケットは、プラズマの周りに設置され、熱の取り出し、燃料の生産、中性子の遮蔽、の3つの機能を持つ機器である。以下に各機能の必要性について説明する。

熱の取り出し: D-T反応を利用する核融合炉では、核融合エネルギーは中性子の運動エネルギーとして放出されるため、これを熱エネルギーに変換して、取り出す必要がある。

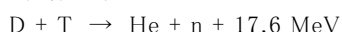
燃料の生産: 燃料であるトリチウムは天然には存在しないため、中性子との核反応を利用してトリチウムを生成する必要がある。後で述べるように、現在検討されている全てのブランケット概念において、リチウムと中性子との核反応からトリチウムを生産することが考えられている。

遮蔽: 超伝導磁石や真空容器、交換・保守の際に再接触をする部分などにおける中性子の照射量を下げることが必要とされる。

これらの機能すべてに中性子が関わっているため、ブランケットはプラズマの直近に設置される。また、一つの機器として3つの機能を同時に果たすことが求められる。これらの機能の内、ITERのブランケットは遮蔽の機能しか持たないために、遮蔽ブランケットと呼んで区別している[5.1-1]。核発熱を除熱するために、遮蔽ブランケットも水冷の冷却流路を有しているが、取り出した冷却水を利用した発電は計画されていない。冷却水の条件は4 MPa、100～150℃であり、発電を考慮する場合(例えば、加圧水型軽水炉では15 MPa、280～325℃)とは条件が大きく異なっている。つまり、ITERまでの実験装置と、原型炉以降の核融合炉とを比較したとき、ブランケットはその役割と仕様とが最も大きく異なる機器の一つであり、熱の取り出しと燃料生産の機能に関しては原型炉で初めて供用される機器である。その役割からして、核融合炉の成立性を左右する重要な機器であると言える。

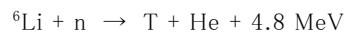
2) トリチウムの生産

D-T核融合反応は以下の式で表される。

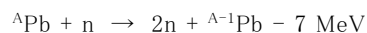
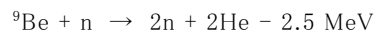


燃料のうち重水素は、海水中から取り出すことができ、ほとんど無尽蔵に得ることができる。一方のトリチウムは天然にはほとんど存在せず、また、大量に生産可能な工業基盤もない。原子炉を用いて生産することは可能である

が、核融合炉で消費する全量をまかなうことは不可能だと考えられている。そこで、ブランケットの中にリチウムを装荷し、中性子との反応によりトリチウムを生産する。天然のリチウムには2種類の同位体があり、 ${}^6\text{Li}$: ${}^7\text{Li}$ = 7.4:92.6の割合で存在している。それぞれ以下の反応によりトリチウムを生成する。



${}^7\text{Li}$ の反応では中性子の数が減らず、連鎖的に反応が進み得るため、トリチウムを生産する観点で好ましい。しかし ${}^7\text{Li}$ の反応は断面積が小さいために、トリチウム生産量への寄与は小さい。例えば固体増殖方式の検討例では、 ${}^6\text{Li}$ の反応に比べて2桁程度も小さい寄与しか持たない。 ${}^6\text{Li}$ の反応では、一つのトリチウムを生産するために一つの中性子が消費されるため、発生した中性子が全て ${}^6\text{Li}$ と反応した場合にのみ、消費したトリチウムと同じ量のトリチウムが生産できることになる。消費量に対する生産量の割合をトリチウム増殖比(Tritium breeding ratio: TBR)と呼び、ブランケットの重要な設計パラメータの一つとしている。実際には、ポートやダイバータが存在するためにブランケットの設置領域が制限されること、ブランケットに注目しても、構造材料や冷却水などにも中性子が吸収されること、ブランケットを透過する中性子もあること、などから、リチウムを単純に中性子で照射するだけでは、1以上のTBRを得ることは困難である。そこで、多くのブランケット概念ではベリリウムや鉛などの中性子増倍反応を利用する。



(A: 204, 206, 207, 208)

後で述べるように、中性子の増倍反応を利用してもなお、1以上のTBRを確保することは容易ではなく、他の設計要求と折り合いをつけつつ、TBRを確保することがブランケット設計の最重要課題である。

これまでに述べたのはpure fusion方式のブランケットであるが、ブランケット内にウランを設置するfusion-fission hybrid方式と呼ばれる概念も検討されている[5.1-2]。ここでは、ブランケットにウランなどの核燃料を装荷することにより、中性子とエネルギーとを増倍する設計としている。TBRの確保が極めて容易になること、ブランケット内でのエネルギー増倍率が高まることでプラズマのエネルギー増倍率(Q値)が低くても成立性のある炉概念が検討できること、などの特長を有するが、固有の安全性や廃棄

物の問題など, pure fusion 方式の利点のいくつかを失うことにもなる. 本稿では以後, pure fusion 方式のブランケットに限って議論を進める.

3) ブランケットの方式

国内外で, 複数のブランケット概念が検討されており, それぞれの特長を有している[5.1-3]. 図 5.1-1 に増殖材料と冷却材とに注目した分類を示す. 固体増殖方式では, リチウムを含むセラミックスを増殖材料として用い, 主にベリリウムを増倍材料として用いる. 液体増殖方式では, 液体リチウムやリチウム鉛合金などの液体金属, Flibe などの熔融塩を増殖材料として用い, 液体リチウム増殖方式では, 増倍材料が不要な設計案も検討されている. 過去に様々な組み合わせについて検討がなされ, 増殖材料/増倍材料/冷却材/構造材料間の共存性や, TBR, 発電効率, 安全性などの観点から, 絞り込みが進んでいる. ここでは, ITER においてテストブランケットモジュール (Test Blanket Module: TBM) 試験が計画されている各概念について表 5.1-1 に整理する[5.1-4 - 9]. ITER と原型炉とでは中性子負荷が異なるために, 冷却材の温度条件は必ずしも原型炉のブランケットで想定される条件と同じではない点に注意が必要である.

固体増殖材料は概して化学的に安定しており潜在的な安全性が高く, 構造材料との両立性にも優れている. また, 冷却材として用いる水とヘリウムガスについて, 既往の除熱技術を適用できるなどの利点を持つ. スイープガスによるトリチウムの回収技術にも多くの実績がある. しかし, 熱伝導率が低いために熱設計が難しいこと, 中性子の照射によって増殖および増倍材料の特性が劣化すること, ブランケット筐体内の構造が複雑になること, などの課題が挙げられる.

液体増殖材料は, 放射線損傷の問題が軽微であり, 高い TBR を得やすい, などの利点を持つ. また, 増殖材料が冷却材の役割を兼ねる自己冷却方式の場合には, 筐体内の構造を単純にできることも利点である. さらには, 増殖材料の交換のためにブランケットを交換する必要がないため, 構造材料の照射劣化が解決すれば非常に高い稼働率を達成できる可能性も有する. しかし, 化学的に活性であることから構造材料との両立性や安全性などに課題がある. また, 液体金属を流動させる場合には MHD 圧損を避けるために, 冷却流路の内面に電気絶縁膜が必要になることも課題である. 本稿では主に, TBM 試験に向けてわが国では製作性の検討を含めた設計が最も進んでいる, 固体増殖方式のブランケット設計について述べることにする. 液体増殖方式の設計例や課題については 5.1.5 で触れるが, 詳細は他の報告を参照されたい[5.1-10].

4) ブランケットと冷却・発電システム

炉設計によって多少は異なるが, 全除熱量の約 80%はブランケット, 約 20%はダイバータが受け持つとされている. ブランケットを冷却した冷却材の温度は発電効率と直接

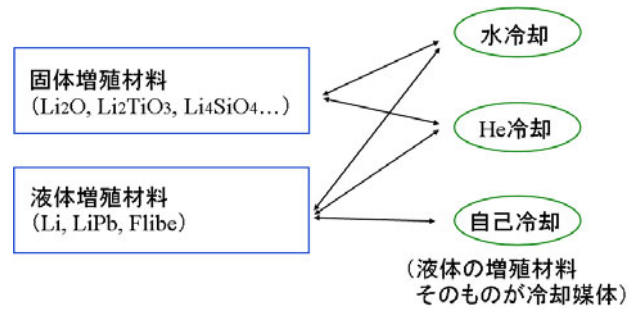


図 5.1-1 増殖材料と冷却方式の組み合わせ

関係するために, ブランケットにおける冷却の方式選定および設計はプラントの経済性と密接に関わるものである. 冷却材の温度が高いほど発電効率の点で有利になるが, 構造材料および増殖・増倍材料の使用温度制限を考慮して, 冷却条件を設定する. 例えば低放射化フェライト鋼を直接冷却する構造の場合, 冷却材の温度は 500℃程度に制限される. 表 5.1-2 に, この温度領域の冷却材を用いた発電システムの概念設計例を示す [5.1-11]. 水冷却方式の場合には, 1 次冷却水をタービンに供給する直接サイクルと, 蒸気発生器を介して 2 次系の蒸気をタービンに供給する間接サイクルとが検討されている. ヘリウム冷却の場合には, この温度領域の直接サイクルでは発電効率が低いため, 2 次系に水を利用する間接サイクルが検討されている. ブランケットをヘリウムで冷却する一方でダイバータは水冷却であり, ダイバータの冷却水はタービンを通過した蒸気の再加熱に使われている. 欧州ではヘリウム冷却のダイバータも検討されており, ダイバータの冷却ガスで 2 次系の蒸気を加熱する概念が報告されている[5.1-12]. 熱負荷が高いために, ダイバータの冷却材温度はブランケットの冷却材温度よりも低くせざるを得ず, ダイバータで除熱したエネルギーを有効に利用するためには冷却システムに工夫が必要である. また, ダイバータとブランケットで冷却材が異なる場合には, システムの機器構成が複雑になることにも注意が必要である. これらの点を踏まえて, 核融合炉の冷却・発電システムを検討することになる.

高温で使用できる構造材料, 増殖および増倍材料の開発や, 断熱性能を持つ SiC/SiC 複合材料をうまく配置して構造材料の温度を抑える工夫により, 冷却材の温度をより高くすることが可能であるため, より高い経済性を目指して, 材料開発や対応するブランケット概念の検討が進められている.

5.1.2 ブランケットの構造と負荷条件

1) 固体増殖・水冷却方式のブランケット

図 5.1-2 に, 固体増殖・水冷却方式のブランケットの構造概念を示す. この方式については様々な検討が進められているが, その特徴は以下のようにまとめることができる[5.1-13 - 15].

筐体: 低放射化フェライト鋼で箱構造を作り, その中に

表 5.1-1 テストブランケットの概念案 [5.1-4 - 9]

方式 (提案極)	固体増殖/ He 冷却 (欧州)	固体増殖/ 水冷却 (日本)	リチウム鉛増殖/ He 冷却 (欧州)
増殖材	Li_4SiO_4 or Li_2TiO_3	Li_2TiO_3	LiPb
増倍材	Be	Be	
冷却材	He (8 MPa, 300–500°C)	水 (15.5 MPa, 280–325°C)	He (8 MPa, 300–500°C)

リチウム鉛増殖/He および 自己冷却 (米国, 韓国)	リチウム鉛および固体増殖/He 冷却 (インド)	固体増殖/ He 冷却 (中国)
LiPb	LiPb, Li_2TiO_3 (LiPb)	Li_4SiO_4 Be
He (8 MPa, 360–420°C) LiPb (360–470°C)	He (8 MPa, 350–480°C) LiPb (350–460°C)	He (8 MPa, 300–500°C)

表 5.1-2 500°Cの冷却材を用いた核融合炉発電
システムの設計例 ([5.1-11]より抜粋)

	超臨界圧水 (直接サイクル)	超臨界圧水 (間接サイクル)	He ガス (間接サイクル)
核 融 合 出 力	2,300 MW		
全 熱 出 力	2,910 MW		
ブ ラ ン ケ ッ ト	除 熱 量	2,420 MW	
	冷 却 材	超臨界圧水	He ガス
	圧 力	25 MPa	10 MPa
	入口/出口温度	280°C/500°C	250°C/500°C
ダ イ バ ー タ	流 量	1,250.2 kg/s	1,865.1 kg/s
	除 熱 量	490 MW	
	冷 却 材	加圧軽水	
	圧 力	10 MPa	
発 電 シ ス テ ム	入口/出口温度	150°C/200°C	200°C/250°C
	流 量	2,250.4 kg/s	2,132.3 kg/s
	主要蒸気圧力	25 MPa	13.0 MPa
	タービン入口温度	500 °C	480 °C
発 電 シ ス テ ム	流 量	1,250.2 kg/s	1,036.8 kg/s
	総 発 電 量	1,203.4 MWe	1,028.3 MWe
	発 電 効 率	41.4%	35.3%

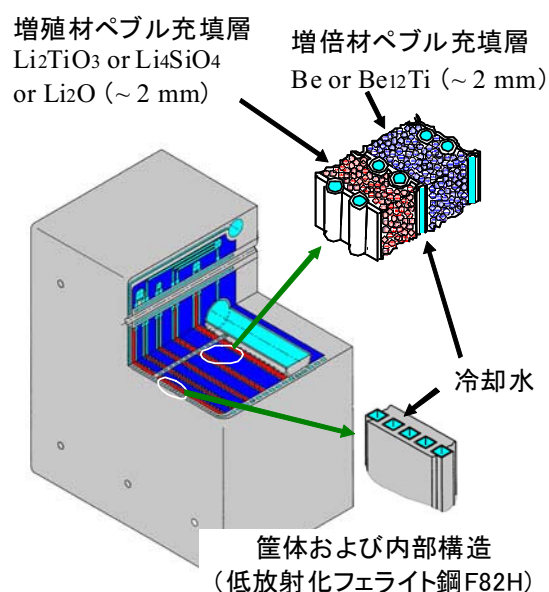


図 5.1-2 固体増殖・水冷却方式ブランケットの構造例

増殖材料と増倍材料を充填する。箱を構成する板材は、冷却流路を内蔵しており、特に高熱負荷にさらされる第一壁は、矩形の冷却流路を短い間隔で並べた構造となっている。

アーマ材: イオンによるスパッタリングやプラズマディスラプション時の熱衝撃から第一壁を保護するために、タングステンなどを第一壁の表面に被覆することが検討されている。

増殖材料と増倍材料: Li_2O , Li_2TiO_3 , Li_4SiO_4 などが増殖材の候補であり、初期の設計案では Li_2O が採用され

ていたが、特に高温での化学的安定性の観点から、最近では Li_2TiO_3 や Li_4SiO_4 を採用した検討例が多い。増倍材にはベリリウムが用いられる。中性子照射に伴うヘリウム生成によって生じるスエリングや、温度分布によって生じる熱応力を緩和するために、直径が 1~2 mm 程度の粒状に加工して使用することが検討されている。生成したトリチウムがベリリウムに吸蔵されること、増殖材料と増倍材料とが高温で反応すること、などを避けるため、両者の間に仕切り板を設けている。

スweepガス: 粒状に加工した増殖材の充填体内に、ヘ

リウムガスを流して、増殖材料中に生成したトリチウムを回収する構造としている。表面での交換反応を利用して放出を促進するため、0.1 MPa 程度のヘリウムに分圧 1 Pa 程度の水素を添加することが考えられている。

冷却材: 加圧水型軽水炉 (PWR) 相当の条件 (15.5 MPa, 280–325 °C), 亜臨界圧水条件 (23–25 MPa, 290–360 °C), 超臨界圧水条件 (25 MPa, 280–510 °C) などが検討されている。筐体に内蔵した冷却流路, 充填層内に挿入した冷却配管に通水してブランケットを冷却する。

2) ブランケットに作用する荷重と設計条件

ブランケット設計にあたって検討すべき主な荷重をまとめる。

熱応力: 表面熱負荷により、第一壁内に温度分布が生じ、熱応力が発生する。プラズマディスラプション時には、通常時よりも高い熱負荷が一時的に負荷されることもあり、局部的により高い熱応力が発生することも予想される。第一壁以外の部分では、核発熱の分布と材料による熱伝導率の違い、冷却構造などによって生じる温度分布によって、熱応力が発生する。アーマー材を被覆する場合には、アーマー材と構造材との接合部に、温度分布と熱膨張率の差に起因する熱応力が発生する。

電磁力: プラズマディスラプション時には、プラズマ電流の消滅に伴ってブランケット内に誘起された電流と、コイルが作る磁場とが作用して、非常に短い時間 (例えば 10 ms) に電磁力が生じる (図 5.1-3)。

冷却材の圧力: 冷却流路もしくは配管には、冷却材の圧力が内圧として負荷される。

従って、ブランケットの機器設計に際して、第一に必要な設計条件は、表面熱負荷、中性子壁負荷、冷却水条件、電磁力である。これらの内、前者3つの条件は、プラント設計との整合に注意しつつ定量的に定めることができる。電磁力については、そもそも原型炉で想定すべきプラズマディスラプションの条件がはっきりしないこと、さらに与えられたプラズマ挙動から誘起電流の計算を経て電磁力を求める一連の解析について、特に増殖ブランケットのような複雑な構造については検討されていないこと、

と、などの課題がある。これら基礎的な条件に加え、冷却材による腐食、クリープや疲労なども考慮する必要があり、放射線場やプラントの運転シナリオなどから、これらの負荷条件を評価する必要がある。さらに、ブランケット設計が他のプラント機器設計と大きく異なる点は、高いエネルギーを持つ中性子の重照射を受ける点であり、材料の特性劣化を考慮した上で設計をする必要がある。

5.1.3 概念設計の実例

ここからは、固体増殖・水冷却方式のブランケットについて、設計の具体例と注意すべき点をまとめてみる。なお、設計の手順は確立したものでなく、また、紹介する設計にも課題が残っている点に注意して頂きたい。設計例としては、原子力機構において検討された原型炉である DEMO2001 と SlimCS におけるブランケットを取り上げつつ、PWR 相当の冷却条件について適用性を検討してみる。

1) 設計条件の決定と材料の選定

プラント設計、機器設計、材料開発が重なる領域である。核融合炉の場合、建設時期の設定に幅があり得るため、これが採用する材料とブランケットの性能とに関係する。ここでは、原型炉の早期実現を目標として、構造材料には低放射化フェライト鋼を、増倍材料にはベリリウムを採用する。増殖材料については選択肢があることを後述する。主な仕様を以下にまとめる。

構造材料	低放射化フェライト鋼 (F82H)
最大表面熱負荷	1 MW/m ²
最大中性子壁負荷	5 MW/m ²
冷却水	15.5 MPa, 280 - 325 °C
電磁力	30 ms で定点消滅

表面熱負荷と中性子負荷とについて最大値を示しているのは、これらの値がポロイダル方向に分布を持つためであり、概念設計は最大値を対象として進めることにする。

2) ブランケットの寸法検討

ブランケットの寸法は、除熱性、電磁力、製作性、遠隔保守性などを考慮して決定する。除熱については、特に温度差が小さい PWR 条件で冷却する際には注意が必要であり、寸法が大きくなると 1 つのブランケットを冷却するだけで設計値以上の温度差を生じることになる。電磁力については、寸法が大きくなれば、概して電磁力も大きくなる傾向がある。一方で、1 つのブランケットには最低限、冷却水とスweepガスの出入口配管が必要なので、寸法を小さくし、ブランケットの数を増やすことは保守の観点からは望ましくない。また、寸法が小さくなると、筐体の壁や冷却水マニフォールドなどの領域が増殖材料の

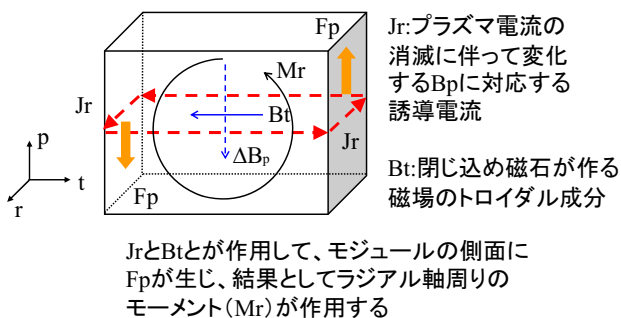


図 5.1-3 ブランケットにおける代表的な誘導電流と電磁力

領域と比べて相対的に大きくなるため、TBR 確保の観点からは大きなモジュールが望ましい。これらを踏まえて DEMO2001 の検討では、プラズマ対向面の大きさを $1 \sim 2 \text{ m} \times 1 \sim 2 \text{ m}$ と設定している。

3) 冷却流量とモジュール間接続の検討

正確な除熱量は後述する核計算によるが、ブランケットでのエネルギー増倍率を仮定すればおよその除熱量を決めることができ、必要となる冷却材の量を評価することができる。DEMO2001 検討では、ポロイダル方向の中性子負荷分布を考慮した上で、図 5.1-4 のような冷却系統としている。ポロイダル方向に 16 個あるモジュールを 3 つの系統に分け、それぞれの系統内でまず第一壁を冷却し、その後で内部の充填体を冷却している。これは、最も熱負荷の高い第一壁の温度を低くするためであり、全体としては 25 MPa の水を用いて入口温度 280°C 、出口温度 508°C の冷却条件としている。ここで同じ DEMO2001 の設計に対して、ブランケットを PWR 条件で冷却した場合について検討してみる。最も除熱量が大きいモジュールは図 5.1-4 の⑬番であり、8.3 MW とされている。定圧比熱は温度によって変化するため、 300°C での $5458 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ で代表し、このモジュール内で 280°C から 325°C の温度差を生じるとする。 $5458 [\text{J/kg}\cdot\text{K}] \times 34 [\text{kg/s}] \times 45 [\text{K}] = 8.4 \text{ MW}$ となり、このモジュール 1 つに 34 kg/s の冷却水が必要となることが分かる。この値が妥当かどうかは、これから述べるモジュール内の流路設計において、配管内の流速や圧損を評価した上で判断する必要がある。

4) 第一壁の構造検討

第一壁は 6 面の箱構造の 1 面に相当するため、構造部材として機能を果たす必要がある。DEMO2001 の検討では、スweepガス圧 0.1 MPa に耐える構造として、第一壁の厚さを 18 mm と設定している。さらには、電磁力や事故時に想定される内圧（冷却水の圧力）についても検討が必要である。

次に冷却構造を設計する。核発熱に加えて表面熱負荷を除熱する必要があり、構造材料を使用制限温度である 550°C 以下に保ち、かつ、過大な熱応力が生じないような冷却流路を内蔵する必要がある。具体的には、核計算から核発熱率を求めた上で、表面熱負荷、核発熱率、除熱条件を設定して、熱構造解析を実施する。図 5.1-5 に DEMO2001 での設計と、解析に必要な条件とを整理する。応力は原子力プラントの設計にならい、一次および二次応力に分類して評価している。ここでは検討の結果、冷却管の形状を $8 \times 8 \text{ mm}^2$ とし 11 mm のピッチで並べ、プラズマ側の壁を 3 mm、増殖材側を 7 mm と設定している。

応力計算には数値解析コードが必要であるが、簡易的な熱計算は容易に実施できることを、PWR 条件での冷却を例にとって紹介する(図 5.1-6)。核計算の結果から、第一壁領域の平均核発熱率は、 43 MW/m^3 である。第

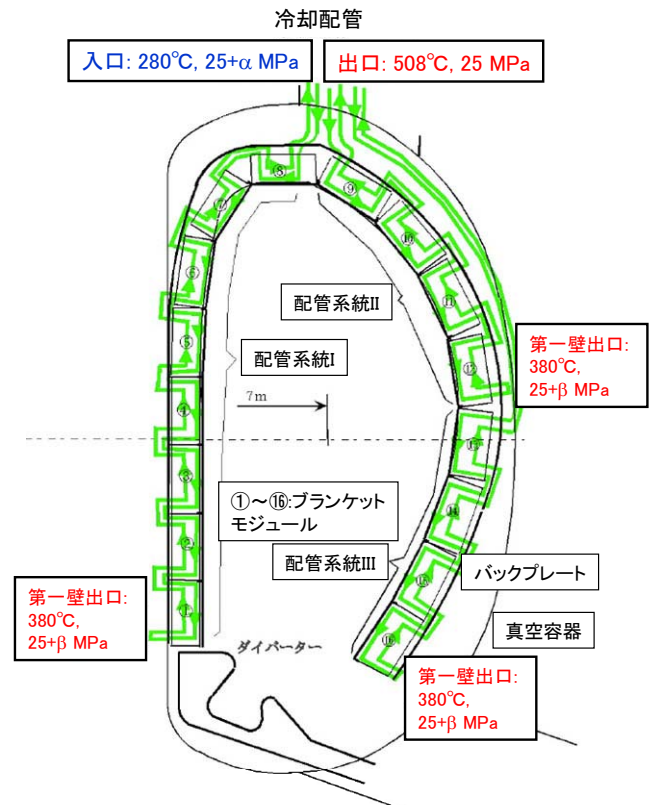


図 5.1-4 ブランケット冷却系統の検討例

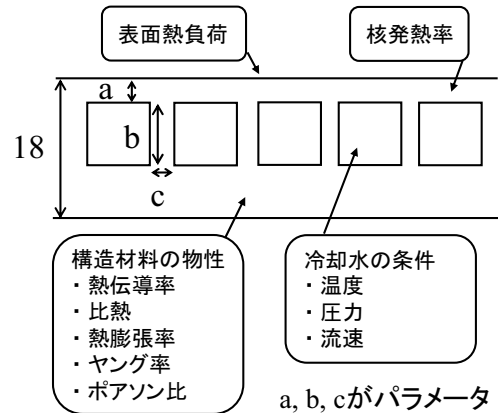


図 5.1-5 第一壁の熱構造設計に必要な条件

一壁の寸法を 1.2 m (トロイダル) $\times 1.0 \text{ m}$ (ポロイダル) としているので、表面熱負荷による入熱は $1.0 [\text{MW/m}^2] \times 1.2 [\text{m}] \times 1.0 [\text{m}] = 1.2 \text{ MW}$ 、核発熱による入熱は $43 [\text{MW/m}^3] \times 1.2 [\text{m}] \times 1.0 [\text{m}] \times 0.028 [\text{m}] = 1.4 \text{ MW}$ となる。合計 2.6 MW を 280°C 、 34 kg/s の水で除熱すると、 $2.6 [\text{MW}] \div (5073 [\text{J/kg}\cdot\text{K}] \times 34 [\text{kg/s}]) = 15 \text{ K}$ から、冷却水温は最高 295°C になることが分かる。次に、冷却管壁と冷却水との界面での温度上昇を評価する。 $8 \times 8 \text{ mm}^2$ の冷却管が合計 108 本内蔵されているので、 295°C での密度 7370 kg/m^3 を用いて、流速は 6.7 m/s と

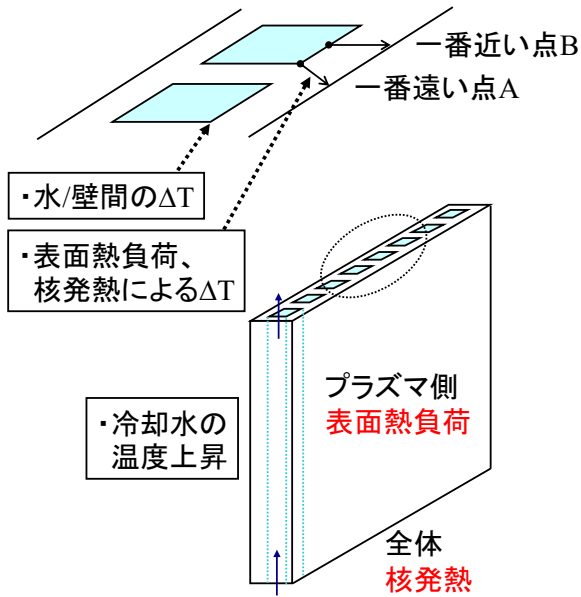


図 5.1-6 第一壁の熱計算の模式図

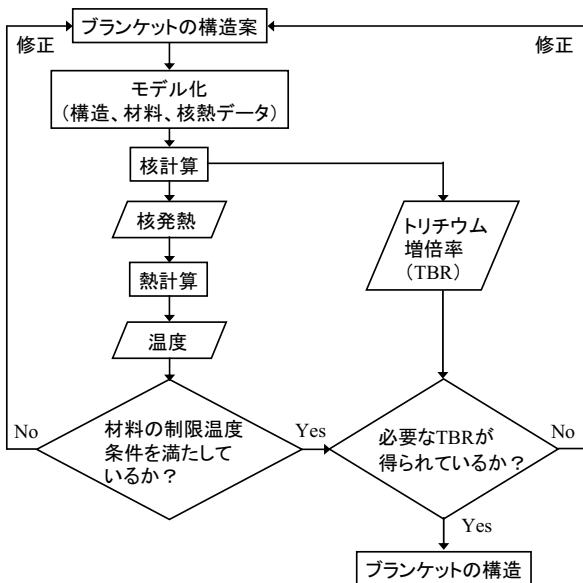


図 5.1-7 核熱計算のフロー図

なる。さらに定圧比熱 ($5.3 \text{ kJ/kg} \cdot \text{K}$)、粘性係数 ($9.1 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$) を用いれば熱伝達率 ($4.7 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$) が求まるので、上述の表面熱負荷と核発熱とを考慮した熱流速 (1.5 MW/m^2) に対して、 $1.5 [\text{MW/m}^2] \div (4.7 \times 10^4 [\text{W/m}^2 \cdot \text{K}]) = 43 \text{ K}$ となり、冷却管内壁の温度が 338°C となることが分かる。最後に構造材中の温度上昇を評価する。矩形の冷却管に対して一番近い表面と遠い表面との2点に注目し、1次元の熱計算で評価してみる。2本の矩形管の間に当たる点Aまでの距離は

3.4 mm なので、 500°C における F82H の熱伝導率 ($33.3 \text{ W/m} \cdot \text{K}$) を用いると、表面熱負荷による温度上昇は $1 [\text{MW/m}^2] \div 33.3 [\text{W/m} \cdot \text{K}] \times 3.4 [\text{mm}] = 102 \text{ K}$ 、核発熱による温度上昇は核発熱率の最大値 58 MW/m^3 に対して $58 [\text{MW/m}^3] \div (2 \times 33.3 [\text{W/m} \cdot \text{K}]) \times (3.4 [\text{mm}])^2 = 10 \text{ K}$ となり、合計で 112 K の温度上昇となる。したがって、この点の構造材料の温度は 450°C となることが分かる。同様の計算を冷却管から一番近い表面である点Bについても行うと、構造材料の温度は 437°C となる。これらの検討により、超臨界圧水条件で最適化した第一壁構造について、PWR 条件でも冷却が成立することが分かる。むしろ、冷却水の入口温度が低いために、PWR 条件では構造材の温度が低い結果となっており、この点では裕度が増している。流速が 6.7 m/s とやや大きい点については、圧力損失と流れ加速型腐食の観点で注意が必要である。

5) 核熱計算と TBR 評価

ここまでの検討で、モジュール当たりの冷却水量と入口温度、第一壁の構造を決めた。これらを基にして、ここでは増殖材料および増倍材料、モジュール内部の冷却流路の設置条件について検討する。検討には核熱連成計算コードの利用が便利である。原子力機構が開発した1次元の核熱計算コードである ANIHEAT などを利用する。2次元もしくは3次元の核計算と熱構造計算を連成することも可能であるが、概念検討の段階では1次元モデルが手軽であり、また、3.6節で述べたように比較的よい近似を与えることも分かっている。ANIHEAT コードでは、入力された材料の核データと配置から中性子束とγ線束分布を ANISN コードで算出し、核発熱分布と TBR を算出する。さらに、算出した核発熱率と入力された材料の熱特性から伝熱計算を行い、定常状態における温度分布を算出する。図 5.1-7 に、核熱設計の手順を示す。モジュールの3次元構造を1次元化する際には、まず代表的な2次元断面を考える。図 5.1-8 に、DEMO2001での検討例を示す。図の上半分はラジアル-トロイダル断面で、左がプラズマ側である。左から順に、第一壁、増殖材層、隔壁付き冷却管、増倍材層と並んでおり、以後、増殖・増倍材層が交互に設置されている。これを1次元にモデル化したのが図の下半分であり、例えば第一壁は、プラズマ側から順に 3 mm の構造材、 8 mm の水/構造材の混合物、 7 mm の構造材と、3層にモデル化されている。 8 mm の混合層では、2次元断面における断面積の比から構造材料および水の原子密度を決定している。冷却管のピッチは仮定しておく。このモデルの計算結果である中性子フラックスの分布を図 5.1-9 に示す。図より、 14 MeV の中性子が厚みに対して単調に減少する一方で、熱中性子は増殖材層で消費され、隣の増倍材層で増倍される様子がよく分かる。図 5.1-10 に示す TBR の分布からは、 ^7Li の反応によるトリチウム生成が単調減少するのに対して、ベリリウムで増倍される熱中性子と反応する ^6Li によるトリチウムが増殖材の領域で U の字の分布を持つことが

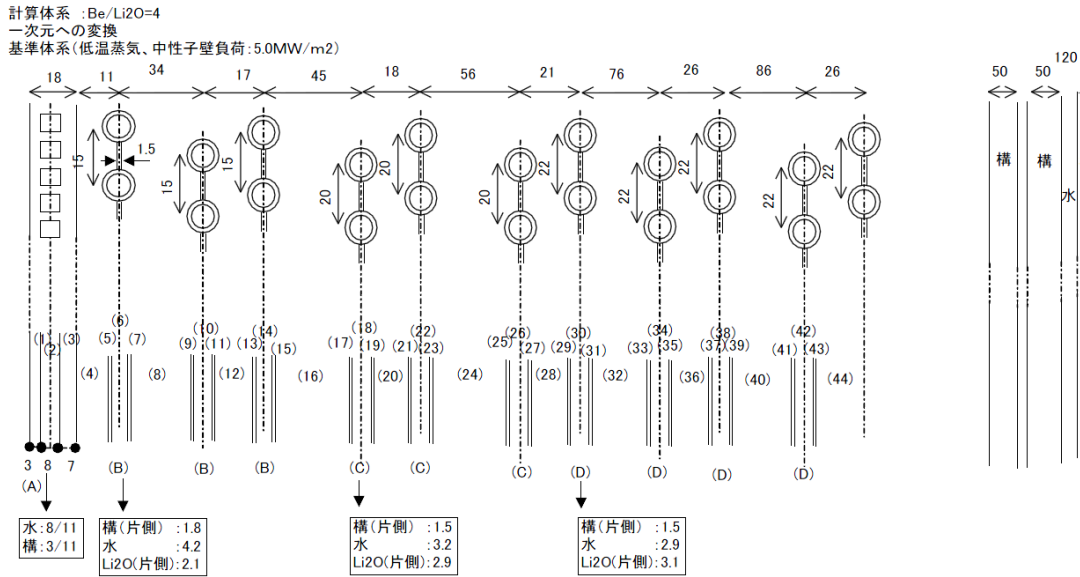


図 5.1-8 1次元にモデル化したブランケットの構造

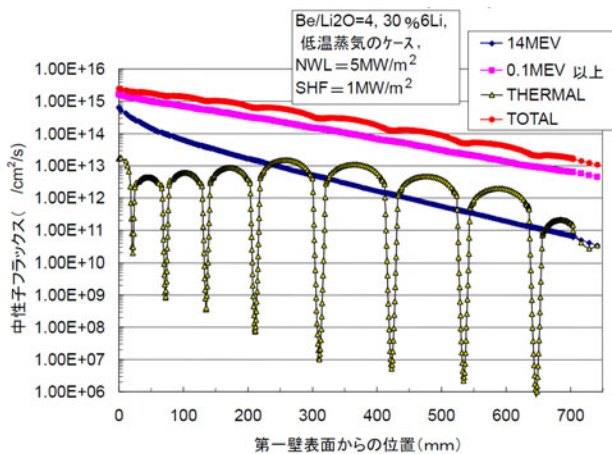


図 5.1-9 中性子フラックス分布の計算例
(NWL: 中性子壁負荷、SHF: 表面熱負荷)

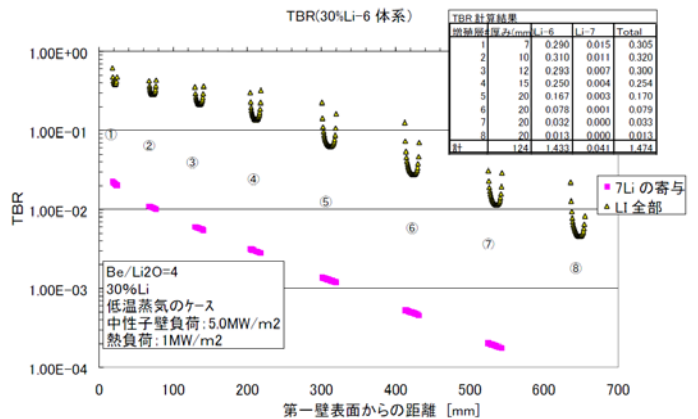


図 5.1-10 トリチウム生成量分布の計算例

分かる。これは、プラズマに対して後ろ側の増倍層で増倍かつ反射された中性子が前側の増殖層に入射しているためである。また、既に述べたように⁷Liの寄与は⁶Liの寄与に比して小さく、ここでは約3%であることも分かる。

次に注意すべき制限事項について説明する。図 5.1-11 に、温度分布の計算結果を示す。ここでは、増殖材料として酸化リチウム、増倍材料としてベリリウムを採用しており、それぞれの使用制限温度を 900℃と 600℃に設定している。各層の厚さと位置は、材料の温度が制限を越えないように設定する必要がある。また、先に仮定した冷却配管のピッチについては、増殖および増倍材層内の核発熱率を算出した後、4) 第一壁の構造検討で述べたような熱計算を実施して、中心温度が制限温度を

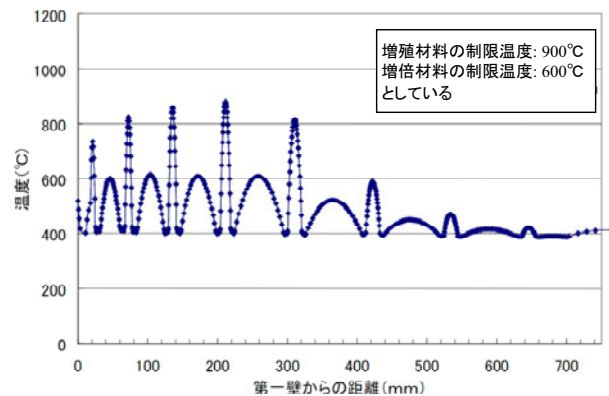


図 5.1-11 温度分布の計算例

表 5.1-3 固体増殖・水冷却方式のブランケットにおける局所 TBR の計算例

増殖材/増倍材	Li ₂ O/Be *		Li ₂ TiO ₃ /Be *		Li ₄ SiO ₄ /Be **	Li ₂ TiO ₃ /Be **
温度制限(°C)	900/600		900/600		900/600	900/600
⁶ Li の濃縮度	30	90	30	90	90	90
TBR	1.53	1.56	1.41	1.52	1.42	1.38

* DEMO2001 検討, ** SlimCS 検討

越えないように設定する。従って、ピッチの最適化のためには、数回の繰り返し計算が必要となる。また、ブランケットの厚さ寸法については、炉設計からの制限が生じる点に注意が必要である。インボード側では空間的な制約が大きく、例えば SlimCS の検討では 0.3 m とされている。一方、アウトボード側にはプラズマの上下位置不安定性を抑制するための安定化板を設置するために、ブランケットの厚さは 0.3~0.4 m とされている。安定化板の外側にさらにブランケットを設置するが、箱構造が 2 つに分割されること、安定化板が挿入されることなどから、TBR が低下してしまう。

これらの傾向と制限条件とを理解しつつ、増殖および増倍材料の種類、⁶Li の濃縮度、増殖・増倍・冷却層の厚みと位置などを調整し、より高い TBR を得られるように設計することが求められる。3.6 で述べたように、1 次元計算で求めた局所の TBR を増殖領域の積占率と乗ずることで、炉全体の TBR に換算することができる。局所 TBR の計算例として、DEMO2001 および SlimCS における評価結果を表 5.1-3 にまとめる。また、積占率の評価として SlimCS の検討例を図 5.1-12 に示す。ここでは、増殖材料の積占率を 75.9%としているため、炉全体での TBR の目標値を 1.05 とする場合、 $1.38 \times 0.759 = 1.05$ 、より、1.38 が局所 TBR の目標値となる。DEMO2001 のブランケットは厚みが 0.7 m なので単純に比較できないが、ここでは ⁶Li の濃縮度が 30%でも裕度があるのに対して、SlimCS による検討では ⁶Li の濃縮度を 90%として、ようやく成立していることが分かる。この原因の一つはアウトボードに設置した安定化板による TBR の減少であり、もう一つはベリリウム充填層の有効熱伝導率の設定を保守的に設定したことだと考えられる。概念設計から詳細設計に移るに従って、概念設計で求めた TBR が増加することは予想しにくく、さらに余裕が得られる構造概念が求められている。増殖材料について比較すると、Li₂O の適用が最もよい評価を与えているが、これは制限温度について Li₂TiO₃ および Li₄SiO₄ と同じ 900°C と設定しているためである。最近の検討では、リチウムの蒸気圧や LiOH の生成などを考慮すると、Li₂O の制限温度を 900°C とすることには問題があると考えられている。Li₂TiO₃ と Li₄SiO₄ の比較では、核熱特性の評価ではほぼ同等であり、材料の安定性やトリチウム放出挙動など面から選択することになる。

なお、ここでは増殖および増倍材料の層をラジアル方向に交互に設置する構造案のみを説明したが、必ずしも

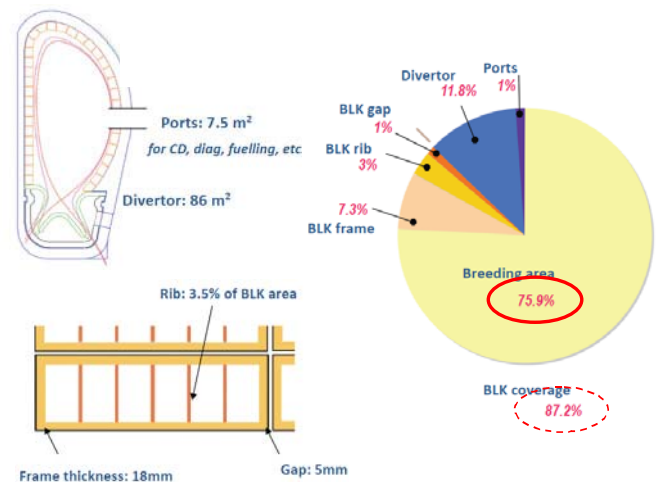


図 5.1-12 SlimCS 検討におけるブランケットの積占率

層状である必要はなく、実際に欧州で設計されている固体増殖・ヘリウム冷却方式のブランケットでは、増殖材と増倍材がともにラジアル方向に挿入されるような形状で並べられている。このような体系では 1 次元のモデル化は適切ではなく、2 次元もしくは 3 次元解析に基づいた最適化が必要だと考えられる。

6) 製作性の検討

ここまで、手順 1) から 5) を通してブランケットの設計を紹介してきた。既に述べた通り、これらの検討は一方通行で順に決定していくものではなく、相互に影響する項目があるために、必要に応じて繰り返し検討しつつ、精度を高めていくものである。1 次元の核熱評価で設計概念を設定したら、次は 3 次元の実構造へと展開していく。まず検討するのは配管の引き回しである。手順 5) で検討した冷却水の分配を実現するために、必要となるマニフォールドの大きさや設置箇所、さらにマニフォールドと各冷却配管との接続方法を検討する。1 次元の検討には第一壁と後壁の一部しか含まれないため、残る 4 面分の筐体については、2 次元もしくは 3 次元の核計算から核発熱率を求め、適切な冷却流路を設定する。筐体内部の冷却構造については、図 5.1-2 に示した DEMO2001 ブランケットのように、マニフォールドはなるべく増殖・増倍材料の充填領域の背後に設定することが、TBR 確保の観点から望ましいと考えられている。また、多数の枝管

を有する並列多流路型の冷却流路が想定されるため、各流路に適切な流量を配分するような工夫も必要となる。

筐体および内部構造についておよその設計が固まったら、次に組み立て手順を検討する。この際に注意すべき点は、溶接施工および溶接後試験、溶接後熱処理などの適用性である。後で述べるように、例えば低放射化フェライト鋼を構造材として使用する場合には、溶接残留応力の緩和や溶接部の強度を調整するために、溶接後熱処理が必要である [5.1-16]。ブランケットの組み立てに必要な溶接部は、板厚も様々であり、これらの溶接部を熱処理した際に生じる変形が組み立てに影響を及ぼさないか検討し、必要に応じて筐体や内部構造の設計を変更する。組み立て手順の後半では、増殖・増倍材料を内部に充填した状態での溶接施工も生じ得るため、その場合には溶接時および溶接後熱処理による熱履歴が、増殖・増倍材料の特性に影響を与えないようにする工夫も必要である。製作性を含む設計の妥当性を確認するためには、各部品の試験体試作から始め、最終的には組み合わせ試験体を製作することが必要となる。

7) その他の検討事項

その他に考慮すべき主な課題として、故障時の影響評価と対策、増殖層内で生成したトリチウムの挙動評価などが挙げられる。トリチウム挙動については後述する。生じ得る故障を特定した上でその影響を評価し、特定したリスクを解消もしくは低減するための手法としてFMEA(Fault Mode Effect Analysis)があり、TBMの開発においても適用されている。FMEAでは、故障の相対リスクとその影響を、故障が発生した場合の影響、故障が発生する確率または頻度、故障の検出可能性、の3つの要素で評価し、これらの要素に対する評価の積が容認可能なレベルになるよう設計を改善する[5.1-17]。影響の大きい故障の例として、筐体内部の冷却管破断を考える。通常運転時の筐体には、ヘリウムスイープガスにより0.1 MPa程度の内圧が負荷されているが、冷却管が破断すると冷却水の圧力も筐体に加わることになる。さらに、発熱を伴うベリリウムと水との反応が進行するおそれもある。TBMでは、実験装置であるITERの試験計画に悪影響を及ぼすことを確実に避けるために、筐体を冷却水圧である15.5 MPaの内圧に耐える構造としている[5.1-18]。ベリリウムの反応については、筐体内を水で直接冷却し続けることにより、反応が終息することを確認している[5.1-19]。この方針の下では筐体を構成する壁が肉厚となるが、この筐体構造を原型炉のブランケットへ適用した場合には、TBRの確保が非常に困難になる。原型炉での対策としては、圧力逃がし機構を設置して筐体への過大な内圧の負荷を避けること、筐体が壊れて真空容器内へ冷却水や増殖・増倍材料が侵入することを許容すること、などが考えられる。圧力逃し機構を設計するためには、水の状態変化や充填体内の圧力損失、粒子と冷却水との混合流の挙動などを評価する必要がある。ベ

リリウムと水との反応については、より複雑な状況を網羅的に評価して、安全性を確保する必要がある。また、故障頻度を評価するためには、プラズマディスラプションの想定シナリオや、詳細な電磁力および構造解析、実機相当の試験体を用いた試験が必要であり、これらは今後の重要課題となっている。最終的な設計方針は、ブランケット設計の観点のみでは決められず、プラント全体の設計および安全確保の指針と整合する必要がある点にも注意が必要である。例えば、ブランケットの筐体が壊れて水が真空容器内に侵入する頻度が非常に小さいと評価されても、またその影響を公衆安全の観点から許容可能な程度に限定できたとしても、故障モードを最初から排除するという方針もあり得る。欧州ではこのような考え方に加え、予算の制約により開発を合理化する必要性から、ヘリウム冷却方式に注力しているようである[5.1-20]。

5.1.4 関連する技術開発の現状

1) 製作技術

ここでは実機大の試験体の開発が進められているTBMを取り上げ、低放射化フェライト鋼に関する製作技術の現状と課題をまとめる。部材の製作技術については、TBMの設計で必要とされる管および板材の製作に見通しが得られている。TBMの製作には、厚さが1.5 mmから90 mmまでの板材、外径が11 mmで肉厚が1.5 mmの条件から外径が76.3 mmで肉厚が9.5 mmの条件までの円管、さらに第一壁の製作に用いる一辺が11 mmで肉厚が1.5 mmの矩形管が必要とされている。板材と矩形管については製作実績があり、強度特性データも充実している。管については一般に用いられる耐熱鋼と同様の技術で製作できることが実証されており、必要な強度特性データの取得が進められている。今後の課題としては、実績のある5tレベルの溶解から大規模溶解へと品質を保ちつつ展開すること、特に低放射特性に注目し、規格化を目指した成分設計と製造プロセスとを最適化することが挙げられる。

接合技術については、一般的な溶接に加えて、熱間等方圧(Hot Isostatic Pressing: HIP)拡散接合を適用することが検討されている。HIP接合は、主に不活性ガスを媒体として静的かつ等方的な圧力を接合面に作用させることで接合を行う拡散接合法の一種であり、ITERの遮蔽ブランケットにおいても、プラズマ対向部分の製作に適用することが検討されている。TBMでは、第一壁の製作に適用することが検討されており、実機大の試験体を製作する段階に到っている[5.1-21]。製作した試験体には、既存の非破壊検査技術である放射線透過試験および超音波探傷試験で識別されるような欠陥が無いことが実証されている。しかし、微細で検出が困難な酸化物がHIP接合界面に形成されることにより、接合部の靱性が低下することが分かっており、課題とされている。溶接技術については、TIG、電子ビーム(EB)溶接による厚板溶接、ファイバーレーザー溶接による薄板溶接が技術的に可能であることが実証されてきている[5.1-22]。厚さ15

mm と 25 mm の板材に対する TIG 溶接および EB 溶接部の評価試験により、溶接部が良好な衝撃特性、クリープ特性を保持していること、熱影響部が小さいEB溶接では最弱部の影響が強度特性に表れにくいことが示されている。ステンレス鋼との異材溶接についても、TIG、EB や摩擦撹拌接合 (FSW) が適用できることが示されている [5.1-23,24]。溶接部については、製作過程で溶接後熱処理を繰り返すと母材が軟化してしまうこと、照射によって母材および溶金部と最弱部との強度差が拡大する傾向にあること、などが明らかになりつつあり、これらの特性を理解した上で材料の特性と整合する機器設計とすることが課題とされている。

製作性を確認するための試験体製作については、第一壁、側壁、増殖材用の充填容器をそれぞれ製作し、第一壁と側壁については EBW により組み合わせる段階まで進んでいる。TBM から原型炉のブランケットへ展開する際には、大量生産の観点から、品質を確保しつつ製作工程を最適化することも必要だと考えられている。

2) トリチウム関連技術

先に述べたように、TBR を確保することがブランケット設計において第一に優先される要求事項であり、原型炉ブランケットの設計、製作を開始するまでに、TBR を確保できる技術を確認する必要がある。具体的には、設計で想定した量のトリチウムが増殖材中に生成し、想定した通りに回収され、燃料として使用できることを実証する必要がある。ここでは、トリチウム技術に関する最新の取り組みと課題とを整理する。

増殖材中に生成するトリチウム量は、5.1.3 で説明したように核計算によって評価する。核計算の妥当性は、中性子条件と実験体系を共に精度よく制御した照射実験との比較によって検討する。一例として、原子力機構の核融合中性子源 (Fusion Neutronics Source: FNS) 設備を利用した照射実験を取り上げる。FNS では、トリチウムを含むターゲットに加速した重水素イオンを照射し、D-T 反応による 14 MeV の中性子を発生させる。そして、増殖材料を構造材料や中性子増倍材料と組み合わせた試験体系に中性子を照射した際に生成されるトリチウム量を評価している。体系内に設置した炭酸リチウムのペレットを液体シンチレータに溶解し計測したトリチウム量と、3次元モデルを用いたモンテカルロ計算の結果とを比較すると、6%の精度内で計算値と実験値とが一致するという最新の結果が得られている [5.1-25]。FNS における既往の成果を総合すると、現在のトリチウム生成に関する予測精度は 10%程度だと考えられている。この予測精度を基に安全側に検討すれば、精度の分だけ TBR の設計値を上積みする必要が生じるが、これはブランケットの方式によらず非常に厳しい要求である。したがって、計算と実験とをさらに精度よく一致させる技術開発が必要とされている。

次の課題は、生成したトリチウムの移行挙動を評価することである。上述の FNS での実験では、生成したトリチ

ウムが全て増殖材料もしくは炭酸リチウムのペレット中に保存される条件である。一方、運転中のブランケットにおいては、ヘリウムスイープガスに移行したトリチウムは、構造材料中や増倍材料中に溶解、滞留したり、構造材料を透過して回収用の経路外へと漏洩したりすることが想定される。過去には原子炉を用いて比較的大量の増殖材料を照射し、トリチウムの放出挙動を評価した例もある [5.1-26]。これらの実験では回収系の経路も長く、得られているデータには滞留や透過の影響も含まれていると考えられるが、精度のよい定量評価は十分に進んでおらず、今後の課題である。また、水冷却方式のブランケットの場合には、水からトリチウムを取り出すための設備が大型化することもあり、冷却水への透過、漏洩を低く抑えることが特に重要だと考えられている。冷却水の条件として、TBM の条件でもある 300℃程度を想定する場合には、水へと漏洩するトリチウムは生成した量の 1%以下になると評価されており、TBR の確保という観点では大きな問題にはならないようである [5.1-27]。しかし、原型炉においては、安全性や経済性の観点から透過量をさらに低く抑える必要が生じる可能性があり、また、冷却水の温度を 500℃程度まで高める場合には透過量が大きく増加する。このため、透過低減皮膜の開発が進められており、600℃において透過量を 1/300 程度にまで低減できる実績を得ている [5.1-28]。熱サイクルや熱衝撃への耐久性、照射による劣化などを確認することが課題とされている。また、透過低減皮膜の施工には加熱処理が必要であり、ブランケットの組み立て工程と整合する施工方法を確立することも重要である。

TBM 試験では、増殖機能を持つブランケットを核融合中性子環境に設置し、そこから回収したトリチウム量を評価することで核設計の妥当性を実証することが目的とされている (図 5.1-13)、これは容易なことではない。第一に、ITER の燃焼プラズマから生じる中性子は中性子照射設備での試験のように精度よく制御されないと思

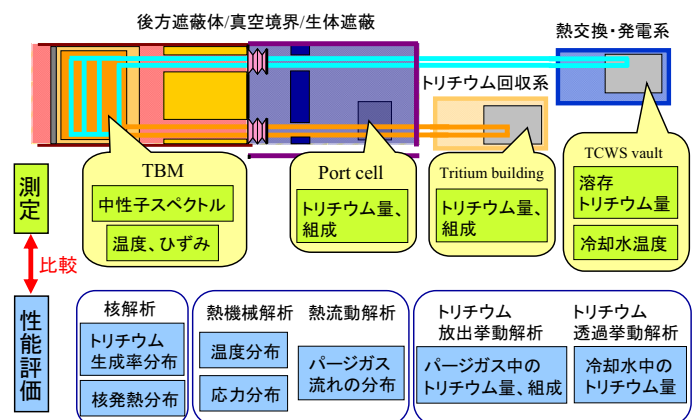


図 5.1-13 TBM 試験で計画されている計測および評価項目

定されるため、ブランケットへ照射される中性子量の評価に誤差が含まれる。さらに、ブランケットの設置環境はトカマク装置の一部であり、非常に複雑な環境効果を含んだ体系を核計算で取り扱う必要がある。さらに、トリチウム量の評価についても、筐体内からペレットを取り出して溶解、計測するような手法は適用が難しいと考えられ、スイープガスにより回収される量を直接評価することが目標とされている。中性子場の評価については、気送管を用いてTBMの筐体内に放射化箔を設置することでスペクトルを評価したり、フィッションチャンバによってフルエンスを評価したりすることが計画されている。ITERに設置される他の計測器から得られるデータも総合して、精度を高める工夫が必要であろう。複雑なモデルを作成する手法としては、CADモデルをモンテカルロ計算用のモデルへ変換するコードの開発が進められている[5.1-29]。トリチウム放出量の評価については、放出量を直接評価した値とペレットを溶解して得られた値との精密な比較が進められており、最新の成果では両者が5%程度の誤差内で一致している[5.1-30]。さらに検討を進め、核計算による予測値と放出量の実測値とがより高い精度で一致するような技術が求められる。これらの技術はTBM試験を通じて開発が進むものではなく、TBM試験で得られるものは、ブランケットに対する境界条件の一つである実際のプラズマおよび中性子条件に関する知見と、TBM試験までに開発したトリチウム評価技術の実証である。したがって、TBM試験までに核計算、核計測の技術とそれに即したブランケット設計とを確立し、原型炉への見通しを得ることが極めて重要である。

5.1.5 材料開発

ここでは、ブランケットを構成する構造材料と増殖および増倍材料について、設計との関わりに注目しつつ現状と課題とを整理する。

1) 構造材料

5.1.2 2)で述べたように、ブランケットの構造材料にはプラズマからの熱および中性子負荷によって生じる熱応力、冷却材による内圧、プラズマディスラプションに伴う電磁力が負荷される。また、発電効率の観点からは、冷却材の温度はなるべく高くしたいという要求がある。したがって構造材料には、高い熱伝導率、小さい熱膨張率、優れた高温強度、などの特性が必要とされる。これらは高温で使用する構造材料一般に要求される特性であるが、ブランケットに適用する場合には、14 MeVの中性子が重照射されることによる特性の劣化を低減すること、照射に伴う放射化の程度を低く抑えること、などの要求が加わる。一般の耐熱鋼が主に円管へ加工されるのに対して、ブランケットでは箱型の構造が必要とされるため、部材の加工技術や接合技術も重要であり、接合部の特性、特に照射影響を明らかにすることも重要である。TBMで想定される中性子の照射量は、低放射化フェライト鋼の場合で3 dpa程度の弾き出し損傷量に相当し、照射による材料の特性劣化は問題にならないと考えられている。原型

炉では中性子壁負荷を5 MW/m²と仮定し、経済性の観点からブランケットを3年間使用することを想定すると、10 MWa/m²が約100dpaに相当することから、最大で150 dpa程度相当の照射量を受けることになる。このような重照射を受けるとヘリウムや水素が核変換生成物として材料中に生じ、材料特性が劣化することが懸念される。こうした課題については、原子炉やイオン照射設備を利用した模擬的な照射研究の成果から影響を予測する取り組みが進められる一方で、国際核融合照射施設(IFMIF)を利用した14 MeV中性子の照射試験による確認が必要だと考えられている。さらに、冷却材や増殖および増倍材料との共存性、トリチウムとの共存性および透過速度などは、設計に大きな影響を与える課題である。ブランケットの大量製造に向けては、工業基盤技術やコストについても検討する必要がある。ここでは、候補材料として研究が進められている低放射化フェライト鋼、バナジウム合金、SiC/SiC複合材料を取り上げる。

低放射化フェライト鋼 [5.1-31]

F82H鋼やJLF-1鋼などの低放射化フェライト鋼は、高Cr系耐熱鋼の組成を基本としつつ、高温強度と靱性のバランス、低放射化性、溶接性を考慮して開発された材料である。F82H鋼の場合、耐熱鋼として優れた実績を持つMod9Cr鋼を改良し、核反応によって長寿命核種を生成するNiやCoを排除し、MoやNbをWやTaに置換して低放射化を実現している。使用制限温度は550℃程度とされており、水冷却およびヘリウム冷却の固体増殖方式、リチウム鉛増殖方式、熔融塩増殖方式のブランケットへの適用が検討されている。固体増殖方式への適用については、先に述べたようにTBMの候補材料として製作技術を含めた開発が最も進んでいる。照射によって延性脆性遷移温度(DBTT)が上昇する現象についても、原子炉での照射試験などを通じて明らかにされつつある[5.1-32]。DBTTの上昇だけに注目すれば、照射温度、すなわち構造材としての使用温度が高いほど照射影響が小さいことが分かっているが、高温強度やクリープ特性などとのバランスが必要であり、照射量と温度、部材に加わる荷重などを総合的に判断して成立性を確認する必要がある。水冷却方式の場合には、除熱のために水の流速を高める必要があり、配管の腐食、特に流れ加速型腐食の影響評価が課題とされている[5.1-33]。一般のプラントでは、予め配管の肉厚を大きくすることによって腐食の問題を解決できる場合が多いが、ブランケットの場合には構造材料の増加がTBRの低下に直接つながるために、腐食量を精度よく評価する必要がある。TBMで想定している冷却条件は325℃、15.5 MPaであるが、原型炉では経済性を向上する目的で510℃、25 MPaの超臨界水条件も検討されている。そこで高温での強度を改善するために、Y₂O₃などの微粒子を分散させた酸化物分散強化型(ODS)鋼の開発も進められている。リチウム鉛増殖方式や熔融塩方式への適用では、腐食やトリチウムの透過・漏洩を低減することが課題であり、腐食および透過低減皮膜の開発が進められている。

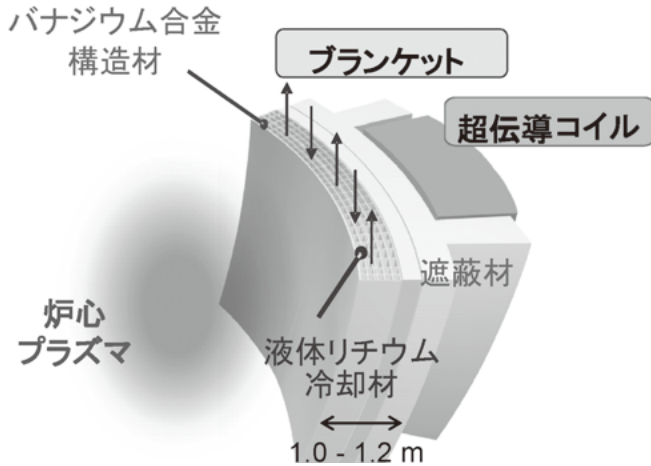


図 5.1-14 バナジウム/液体リチウムブランケットの構造例
[5.1-34]

バナジウム合金 [5.1-34]

バナジウム合金は高温強度と耐照射特性、低放射化特性に優れていること、中性子吸収断面積が小さいこと、などの特長を有している。一方で水との共存性がよくなく、微量の不純物酸素とも反応することからヘリウム冷却の適用も困難であることから、冷却材を液体リチウムとし、増殖材料も兼ねる設計を適用することが考えられている。これまでの成果から、現在はV-4Cr-4Tiが第一候補として研究されている。低放射化フェライト鋼と比べて高温強度に優れており、原型炉ブランケットの設計例としては冷却材である液体リチウムの圧力が0.5 MPaで、出口温度を610℃とするものがある[5.1-35]。図 5.1-14 に日本で検討されている概念構造を示すが、ここではベリウムを使わなくてもTBRを確保できる見通しが得られており、ブランケットは非常に単純な構造となっている。液体増殖材の場合には、モジュールを交換しなくても増殖材の成分調整が可能であることから、バナジウム合金の長寿命化が進めば、理想的にはブランケットの交換が不要になるという可能性を有している。このブランケット概念における最も大きな課題は、液体リチウムを強磁場下で流動させた際に生じるMHD圧損を低減することである。このためにバナジウム合金製の配管内面を絶縁性のセラミックスで被覆することが検討されており、研究が進められている。その他には、熱クリープ強度の向上やヘリウム脆化の影響を明らかにすることなどが課題とされている。

SiC/SiC 複合材料 [5.1-36]

炭化ケイ素(SiC)は、約1400℃まで室温とほぼ変わらない強度を持ち、熱伝導率や耐酸化性に優れ、熱膨張率が小さいという優れた特性を有する材料である。低放射化特性も非常に優れている。SiCそのものは脆性材料であるため、直径10 μm程度のSiC系繊維束をSiC系セラミックスで固めた複合材料とすることで破壊じん性値を大きく改善したSiC/SiC複合材料の開発が進められ、ブランケットへの適用も検討されている。SiC/SiC複合材料は絶縁性なので、構造材として適用する場合には、ブ

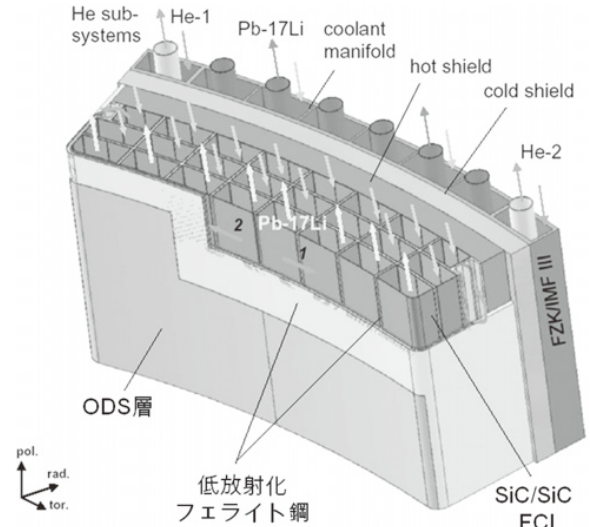


図 5.1-15 SiC/SiC 複合材料を利用した dual coolant 方式ブランケットの構造例 [5.1.39]

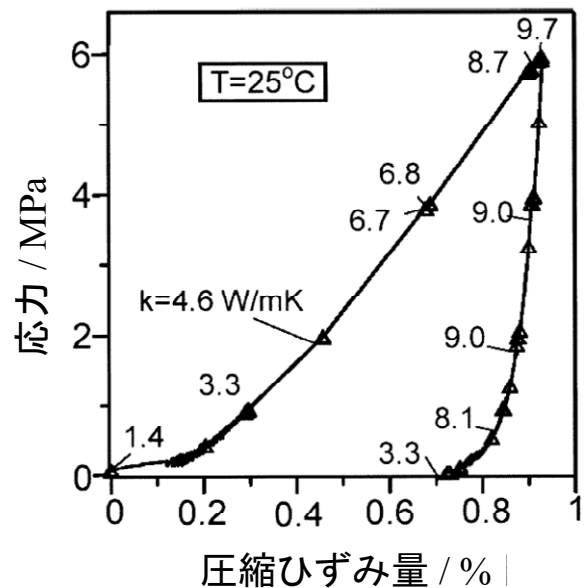


図 5.1-16 圧縮変形を与えたベリウム粒子充填体の有効熱伝導率[5.1-54]

ランケットにディスラプションに伴う電磁力が発生しない、という大きな利点が生じる。優れた高温強度特性を反映して、冷却材の圧力が10 MPa、出口温度が900℃の固体増殖・ヘリウム冷却方式[5.1-37]や、冷却材の圧力が1.25 MPa、出口温度が1100℃の液体リチウム鉛増殖方式[5.1-38]などへの適用が検討されている。照射による熱伝導率の低下、クリープ変形、金属材料よりも多く発生する核変換ヘリウムの影響、気密性の改善などが課題

表 5.1-4 固体増殖材料の特性 ([5.1-3]より抜粋)

	Li ₂ O	Li ₂ TiO ₃	Li ₄ SiO ₄	Li ₂ ZrO ₃	•-LiAlO ₂
融点 (°C)	1423	1535	1250	1615	1610
密度 (g/cm ³)	2.02	3.43	2.21	4.15	2.55
Li 原子密度 (g/cm ³)	0.94	0.43	0.51	0.38	0.27
熱伝導率, 500°C (W/m・K)	4.7	1.8	2.4	0.75	2.4

とされている。

SiC/SiC 複合材料については、耐圧機能を要求される構造材料ではなく、熱および電氣的絶縁性を利用することも検討されている。この設計概念について、補稿 2)で述べられている高温技術の適用を参照しつつ説明する。A2.2.1 で説明されるように、高温機器の耐圧技術を整理すると a) 耐圧部を低温ガス等で冷却する、b) 耐圧部の内面に断熱材を設置して耐圧部の温度を低下させる、c) 負荷する圧力を最大許容応力強さの範囲内とする、とまとめることができる。例として図 5.1-15 に示す dual coolant 方式のブランケットでは SiC/SiC 複合材料を利用することで[5.1-39,40]、上記の a)および b)の方法を適用し高温を取り出すことを検討している。ここでは、低放射化フェライト鋼を用いて筐体と筐体内を区切るリブとし、筐体壁およびリブに内蔵した冷却流路に 8 MPa のヘリウムガスを流して構造材料を冷却している。ヘリウムガスの出口温度を 480°C とすることで、フェライト鋼の温度を使用制限温度以下に抑えている。リブで囲まれた矩形の領域の内面に、flow channel insert と呼ぶ厚さ約 5 mm の SiC/SiC 複合材料を設置し、その中を冷却材と増殖材料の役割を兼ねる液体リチウム鉛が流動する。ここで SiC/SiC 複合材料は、リブを構成するフェライト鋼の温度上昇を抑えるとともに、電気絶縁性を利用して MHD 圧損を低減する役割を担っている。この構造によりリチウム鉛について出口温度 700°C が達成できるとされている。Flow channel insert として SiC/SiC 複合材を使用する場合には構造材料の場合とは異なり、熱伝導率は低いことが求められる。電気絶縁性は低いほどリチウム鉛の圧力損失が小さくなる点では有利となるが、同時に流動特性にも影響を与えるために、熱流動解析などを通して最適な条件を明らかにする取り組みが進められている[5.1-41]。また、このような比較的低い温度領域では、照射によるスエリングが問題になる可能性があり課題とされている。

2) トリチウム増殖材料

5.1.2 で述べたように、固体増殖材料の候補としてリチウムを含む様々なセラミックスが研究されている。増殖材料は第一にトリチウムを生成、放出する機能を持ち、同時に自身の核発熱を除熱する必要があることから、以下の特性が求められる。

- リチウム原子密度が高く、リチウム以外の核種の中性子吸収断面積が小さいこと

- 熱伝導率が高く、熱膨張率が小さいこと
- トリチウムの放出特性に優れていること
- 中性子照射による特性の劣化が小さいこと、放射化の程度が小さいこと
- 化学的に安定であること

表 5.1-4 に主なリチウムセラミックスの特性を整理する[5.1-3, 42- 44]。Li₂O はリチウム原子密度、熱伝導率が共に最も高く、優れた特性を持っている。また、原子炉での照射実験などにより、トリチウム放出の挙動もよく解明されている。しかし、高温でリチウム蒸気圧が高いこと[5.1-45]、水と反応して強アルカリ性の LiOH を容易に形成することなどから、最近の検討では化学的な安定性の高い Li₂TiO₃ や Li₄SiO₄ などが取り上げられている。リチウムセラミックスの加工については、ゲル状の溶液を凝固剤中に滴下することで球状にし、乾燥、焼結処理を施す湿式造粒法や[5.1-46]、高温で溶解したセラミックスを気中に噴霧し、冷却過程で球状に形成する melt-spraying 法[5.1-47]などが開発されており、大量製造の見通しが得られている。固体増殖方式では、TBR を確保するために⁶Li の濃縮が必須だと考えられているため、濃縮技術を確立することが課題とされている。また、現在検討されている交換シナリオに基づけば、ブランケットの交換により取り出した⁶Li は初期装荷量の 20~30%程度しか消費されないため、貴重な資源を有効利用するためのリサイクル技術も課題とされている。

一方、ブランケットの熱構造設計の観点からは、増殖材料の粒子充填体の熱および機械特性が重要である。充填体の熱機械特性は材料自体の特性とは異なるために、充填体の有効熱伝導率や圧縮特性などが評価されている[5.1-48,49]。有効熱伝導率については、精度のよい評価値がすでに整理されているが、容器壁と充填体との間の熱伝達率の評価は不十分であり、今後、設計を詳細化する際には制限となることが懸念される。機械特性については、粒状の摩擦材料の降伏、圧密挙動を表現するモデルを数値計算に適用し、実験結果を説明する試みが進められている[5.1-50]。

3) 中性子増倍材料

増殖材料には様々な候補があるのに対して、増倍材料としてはベリリウムが最も優れた特性を持つために、ほとんどの設計検討においてベリリウムが採用されている。材料特性に関する課題としては、照射に伴うスエリングの評

価が挙げられる。スエリングにより、材料そのものの熱機械特性が劣化するとともに、大きな応力が発生することが問題になるため、原子炉での照射試験などが進められている[5.1-51]。粒子の製造方法としては、回転する電極をアーク放電により溶融し、遠心力で飛び出したベリリウムが冷却中に球状になることを利用した回転電極法が開発されており、大量製造の見通しが得られている[5.1-52]。水冷却方式を採用する場合には、水とベリリウムとの反応性が問題となる。発熱反応であり、また水素を発生することから、反応が進行して事故へと繋がるのが懸念されている。先に述べたように、TBM では配管の破断時にも十分な冷却能力を維持する設計とすることでこの問題を解決しているが、原型炉への適用に際しては、より詳細な故障時の影響評価が必要である。このような背景から、スエリングおよび水との反応性を低減することを主な目的として、 Be_{12}Ti などのベリリウム金属化合物の開発が進められている[5.1-53]。

粒子充填体の熱機械特性が重要になることは、増殖材料の場合と同様である。増殖材料では有効熱伝導率が圧縮変形にほとんど依存しないが、ベリリウム充填体の熱伝導率は圧縮変形に大きく依存することが分かっており、詳細な特性を明らかにすることが必要とされている。図 5.1-16 に、機械荷重を加えることにより圧縮変形を生じさせた、ベリリウム粒子の充填体における有効熱伝導率の変化を示す[5.1-54]。荷重が加わることで、熱伝導率が 7 倍以上も大きくなっていることが分かる。また、加えた荷重を除いた後にはひずみが残留し、熱伝導率が初期値に対して 2 倍程度になっている。図 5.1-17 に、これまでに報告されているベリリウム粒子充填体の有効熱伝導率を整理する[5.1-55～57]。充填率が 60%程度のものは直径が単一の球（1 次球）を充填したものであり、80%程度のものは大きな球と小さな粒とを混合（2 次球）して充填したものである。有効熱伝導率の温度依存性は小さいが、1 次および 2 次球充填の違い、圧縮変形によって大きく変化することが分かる。運用時には充填体の熱膨張により圧縮変形が生じるために、圧縮変形の無い条件の熱伝導率で設計が成立すれば、運用時には安全側の条件とすることができる。一方で、TBR を確保するために充填体の冷却に必要な構造を少しでも減らしたいという要求があるため、より精度の高い有効熱伝導率を採用することが設計の合理化に繋がる。ベリリウムの取り扱いには注意が必要なこともあり、既往の研究は必ずしも十分でないため、今後、より詳細な評価が必要である。

参考文献

- [5.1-1] K. Ioki et al., Progress on design and R&D of ITER FW/blanket, *Fusion Eng. Des.* **61-62** (2002) 399.
- [5.1-2] 例えば Y. Wu et al., Conceptual design of the fusion-driven subcritical system FDS-I, **81**, (2006) 1305.

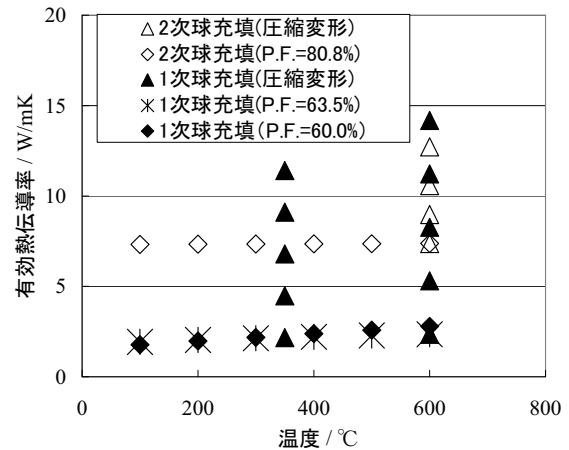


図 5.1-17 ベリリウム粒子充填体の有効熱伝導率
[5.1-55 - 57]

- [5.1-3] 関昌弘 編, 核融合炉工学概論, 日刊工業新聞社 (2001).
- [5.1-4] S. Tanaka et al, Present status of ITER test blanket development, *J. Plasma Fusion Res.* **81** No.6 (2005) 434.
- [5.1-5] J.-F. Salavy et al., Overview of the last progresses for the European Test Blanket Modules projects, *Fusion Eng. Des.* **82** (2007) 2105.
- [5.1-6] Y. Nomoto et al., Structural concept of Japanese solid breeder test blanket modules for ITER, *Fusion Eng. Des.* **81** (2006) 719.
- [5.1-7] C.P.C Wong et al., An overview of dual coolant Pb-17Li breeder first wall and blanket concept development for the US ITER-TBM design, *Fusion Eng. Des.* **81** (2006) 461.
- [5.1-8] E. R. Kumar et al., Preliminary design of Indian Test Blanket Module for ITER, *Fusion Eng. Des.* **83** (2008) 1169.
- [5.1-9] K.M. Feng et al., Preliminary design for a China ITER test blanket module, *Fusion Eng. Des.* **81** (2006) 1219.
- [5.1-10] 例えば A. Sagara et al., Innovative liquid breeder blanket design activities in Japan, *Fusion Sci. Technol.* **47** (2005) 524.
- [5.1-11] Y. Asaoka et al., Roles and requirements of the blanket system of fusion power reactors, *J. Plasma Fusion Res.* **79** No.7 (2003) 652.
- [5.1-12] M. Medrano et al., Power conversion cycles study for He-cooled reactor concepts for DEMO, *Fusion Eng. Des.* **82** (2007) 2689.
- [5.1-13] Y. Asaoka et al., Conceptual design of a breeding blanket with super-heated steam

- cycle for CREST-1, Fusion Eng. Des. **48** (2000) 397.
- [5.1-14] 榎枝 他, 超臨界水固体増殖ブランケットシステムの検討, JAERI-Tech 2001-078 (2001).
- [5.1-15] 飛田 他, 核融合原型炉 SlimCS の概念設計, JAEA-Research 2010-019 (2010).
- [5.1-16] T. Sawai, K. Shiba and A. Hishinuma, Microstructure of welded and thermal-aged low activation steel F82H IEA heat, J. Nucl. Mater. **283-287** (2000) 657.
- [5.1-17] 今井義男 訳, FMEA の基礎 - 故障モード影響解析 -, 日本規格協会 (2008).
- [5.1-18] 鈴木哲, 秋場真人, 斉藤正克, 講座 核融合炉の炉内機器の構造を理解する - 3. ブランケットの構造を理解する -, J. Plasma Fusion Res. **82** No.11 (2006) 768.
- [5.1-19] D. Tsuru and M. Enoda, Heatup event analyses of the Water Cooled Solid Breeder Test Blanket Module, Fusion Eng. Des. **83** (2008) 1238.
- [5.1-20] L.V. Boccaccini et al., Materials and design of the European DEMO blankets, J. Nucl. Mater. **329-333** (2004) 148.
- [5.1-21] T. Hirose et al., Structural material properties and dimensional stability of components in first wall components of a breeding blanket module, Fusion Eng. Des. **83** (2008) 1176.
- [5.1-22] H. Tanigawa et al., Technical issues of reduced activation ferritic/martensitic steels for fabrication of ITER test blanket modules, Fusion Eng. Des. **83** (2008) 1471.
- [5.1-23] N. Hara et al., Mechanical property changes and irradiation hardening due to dissimilar metal welding with reduced activation ferritic/martensitic steel and 316L stainless steel, Fus. Sci. Technol. **56** (2009) 318.
- [5.1-24] Y.D. Chung et al., Dissimilar friction stir welding of F82H steel and austenite stainless steels without transformation, Proc. 8th Int. FSW symp. **8** (2010) 8B-4-1-8B-3-10.
- [5.1-25] K. Kondo et al., Measurement of TPR distribution in natural $\text{Li}_2\text{TiO}_3/\text{Be}$ assembly with DT neutrons, Fusion Eng. Des. **85** (2010) 1229.
- [5.1-26] K. Tsuchiya et al., In-situ tritium recovery experiments of blanket in-pile mockup with Li_2TiO_3 pebble bed in Japan, J. Nucl. Sci. Technol. **38** No.11 (2001) 996.
- [5.1-27] H. Tanigawa et al., R&D of a Li_2TiO_3 pebble bed for a test blanket module in JAEA, Nuclear Fusion **49** (2009) 055021 (6pp).
- [5.1-28] M. Nakamichi et al., In-pile tritium permeation through F82H steel with and without a ceramic coating of $\text{Cr}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ including CrPO_4 , Fusion Eng. Des. **82** (2007) 2246.
- [5.1-29] S. Sato, H. Iida T. Nishitani, Development of CAD/MCNP interface program prototype for fusion reactor nuclear analysis, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 2767.
- [5.1-30] K. Ochiai et al., Tritium Recovery Experiment from Li Ceramic Breeding Material Irradiated with DT Neutrons, 23rd IAEA Fusion Energy Conference, FTP/3-2Rb (2010).
- [5.1-31] 例えば K. Shiba, A. Hishinuma, Current status of the development of low-activation ferritic steels, プラズマ・核融合学会誌 第74巻第5号 (1998) 436.
- [5.1-32] M.A. Sokolov et al., Fracture toughness and Charpy impact properties of several RAFMS before and after irradiation in HFIR, J. Nucl. Mater. **367-370** (2007) 68.
- [5.1-33] 廣瀬貴規, 谷川尚, 小特集 核融合ブランケット燃料増殖材・冷却材中の材料の共存性 4.1 水冷却固体増殖ブランケットにおける共存性研究, J. Plasma Fusion Res. Vol.86, No.7 (2010) 398.
- [5.1-34] 例えば T. Muroga et al., 3. Study on vanadium alloy-liquid lithium systems, J. Plasma Fusion Res. Vol.85, No.5 (2009) 260.
- [5.1-35] F. Najmabadi et al., Overview of the ARIES-RS reversed-shear tokamak power plant study, Fusion Eng. Des. **38** (1997) 3.
- [5.1-36] 例えば Y. Katoh et al., Perspectives of SiC-based ceramic composites and their applications to fusion reactors, J. Plasma Fusion Res. Vol.80, No.1 (2004) 12.
- [5.1-37] S. Nishio et al., Improved tokamak concept focusing on easy maintenance, Fusion Eng. Des. **41** (1998) 357.
- [5.1-38] A.R. Raffray et al., High performance blanket for ARIES-AT power plant, Fusion Eng. Des. **58-59** (2001) 549.
- [5.1-39] 小西哲之 他, 小特集 核融合環境に耐える機能材料の開発 - 3. ブランケット機能材料 -, J. Plasma Fusion Res. Vol.84, No.10 (2008) 646.
- [5.1-40] P. Norajitra et al., Conceptual design of the dual-coolant blanket in the frame of the EU power plant conceptual study, Fusion Eng.

- Des. **69** (2003) 669.
- [5.1-41] S. Smolentsev et al., Numerical analysis of MHD flow and heat transfer in a poloidal channel of the DCLL blanket with a SiC_p/SiC flow channel insert, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 549.
- [5.1-42] N. Roux, C. Johnson, K. Noda, Properties and performance of tritium breeding ceramics, J. Nucl. Mater. **191-194** (1992) 15.
- [5.1-43] A. Donato, A critical review of Li₂O ceramic breeder material properties correlations and data, Fusion Eng. Des. **38** (1998) 369.
- [5.1-44] P. Gierszewski, Review of properties of lithium metatitanate, Fusion Eng. Des. **39-40** (1998) 739.
- [5.1-45] A. Suzuki et al., Application of high temperature mass spectrometry and work function measurement to evaluation of thermochemical performance of ceramic breeders, Fusion Eng. Des. **49-50** (2000) 681.
- [5.1-46] K. Tsuchiya et al., Fabrication development and preliminary characterization of Li₂TiO₃ pebbles by wet process, J. Nucl. Mater. **258-263** (1998) 1985.
- [5.1-47] R. Knitter, P. Risthaus, Fabrication of lithium orthosilicate pebbles by melt-spraying, Proc. 12th Int. Workshop on Ceramic Breeder Blanket Interactions (CBBI-12), Karlsruhe, Germany, Sep. 16-17, 2004 (2004).
- [5.1-48] J. Reimann et al., Thermomechanics of solid breeder and Be pebble bed materials, Fusion Eng. Des. **61-62** (2002) 319.
- [5.1-49] H. Tanigawa et al., Effective thermal conductivity of a compressed Li₂TiO₃ pebble bed, Fusion Eng. Des. **75-79** (2005) 801.
- [5.1-50] Y. Gan, M. Kamlah, Identification of material parameters of a thermo-mechanical model for pebble beds in fusion blankets, Fusion Eng. Des. **82** (2007) 189.
- [5.1-51] J.B.J. Hegeman et al., The HFR Petten high dose irradiation programme of beryllium for blanket application, Fusion Eng. Des. **75-79** (2005) 769.
- [5.1-52] E. Ishitsuka, H. Kawamura, Thermal and mechanical properties of beryllium pebbles, Fusion Eng. Des. **27** (1995) 263.
- [5.1-53] H. Kawamura et al., Application of beryllium intermetallic compounds to neutron multiplier of fusion blanket, Fusion Eng. Des. **61-62** (2002) 391.
- [5.1-54] A. Sagara et al., Blanket designs in fusion power reactors, J. Plasma Fusion Res. Vol.79, No.7 (2003) 663.
- [5.1-55] T. Kurasawa et al., Ceramic breeding blanket development for experimental fusion reactor in JAERI, Fusion Eng. Des. **27** (1995) 449.
- [5.1-56] M. Dalle Donne, Measurement of the thermal conductivity and heat transfer coefficient of a binary bed of beryllium pebbles, JAERI-conf 98-001 (1998) 17.
- [5.1-57] J. Reimann et al., Thermal conductivity of compressed beryllium pebble beds, Fusion Eng. Des. **81** (2006) 449.

5.2 炉構造と放射線遮蔽

5.2.1 炉構造

核融合炉の構造例を図 5.2-1(a) [5.2-1] に示す。核融合炉を構成する超伝導コイル、増殖ブランケット、放射線遮蔽体、ダイバーター等の主要な機器が設置される空間は、運転中は全て真空環境に保たれる必要がある。真空を保つバウンダリーは2層あり、超伝導コイルの冷却のために必要となる真空を保持するためのクライオスタットが最も外側におかれ、炉心プラズマを生成・維持するために必要となる真空を保持するための真空容器が超伝導コイルと放射線遮蔽体の間に設置される。クライオスタット、真空容器はともに、炉内で生じる放射性物質を閉じ込める障壁でもある。また、真空容器は、プラズマに沿う形状設計の場合、完全に閉じた導体であるため、プラズマ安定性にも寄与する[5.2-2]。メンテナンスの観点から、図 5.2-1(b) 示すように、クライオスタットおよび真空容器が一体となった設計も提案されているが[5.2-3]、プラズマ領域と超伝導コイルが個別の真空領域に置かれる点に変わりはない。クライオスタットおよび真空容器については、建設中の ITER において詳細な設計・製作が進められており、原型炉においても同様の構造、課題をもつと考えられることから、以下に設計例として記述する。

ITER の設計例 [5.2-4] では、クライオスタットは厚み 100 mm の単純な円筒形状となっており、通常は炉外からの大気圧に耐えるとともに、ITER ではヘリウムや冷却材漏洩を伴う事故に対応するために内圧 2 気圧に耐える設計がなされている。

一方の真空容器には、設計に応じて真空保持以外に様々な機能が要求される。ITER では遮蔽ブランケットとダイバーターを直接支持しているが、多くの原型炉設計では、増殖ブランケット、放射線遮蔽体、ダイバーターを支持することになる。真空容器の設計では重量物を支えるのは勿論のこと、特に、ディスラプションやプラズマ位置変動の際に真空容器が支持する内包物に生じる電磁応力、モーメントに耐える設計であることが重要な課題となる。これらの真空容器の設計作業では、CAD データを用いた有限要素法計算 (ANSYS コード等) による詳細な応力解析が進められる。さらに真空容器には、プラズマ制御用のコイルの取り付けも行われる。図 5.2-2 に ITER の真空容器の例を示す [5.2-2, 5]。60 mm 厚のステンレス板による二重シェル構造となっており、容器としての厚みはインボード側で約 35 cm、アウトボード側で約 75 cm となっている。冷却水を含まない、主容器のみの重量で約 2500 t、その中にさらに約 2900 t の遮蔽材料を納める。60 mm 厚の 2 枚のシェルは、その間に溶接された 40 mm 厚のリブによって支えられている。2 枚のシェルの間でリブの溶接が必要となるため、二重壁構造の内部における溶接部の健全性を担保する検査手法などが課題となる。ITER の例では応力、モーメントが最大になるインボード側で特にリブによる補強がなされている。応力解析の値としては、冷却水圧力による応力～90 MPa、ブランケット支持ハウジングへの応力～200 MPa、電磁力によるリブへの応

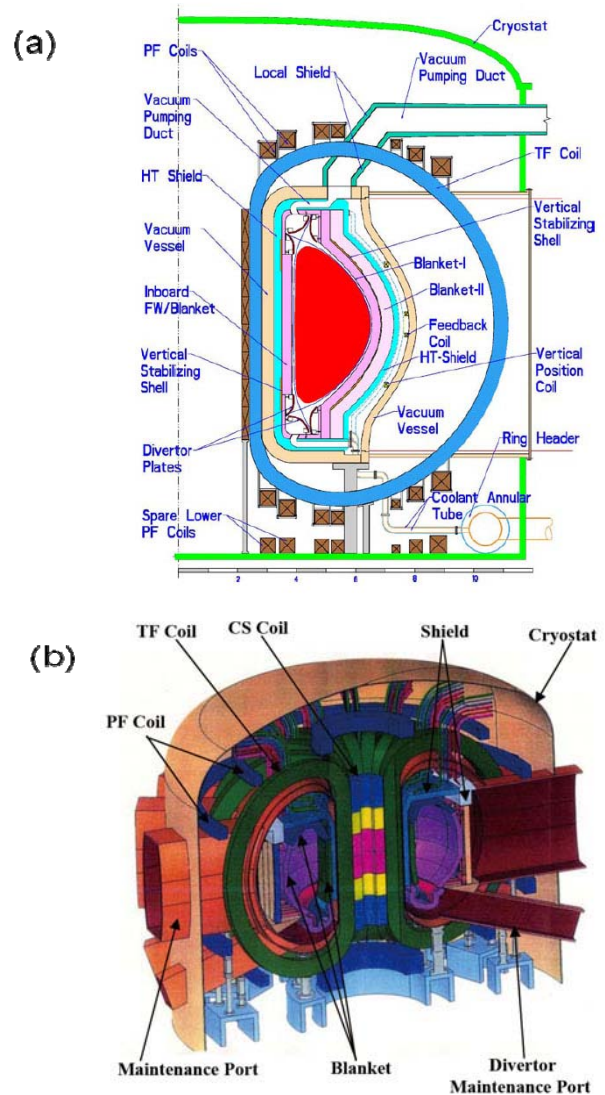


図 5.2-1 炉内構造の例 (a) ARIES-AT [5.2-1]
(b) Demo-CREST [5.2-3]

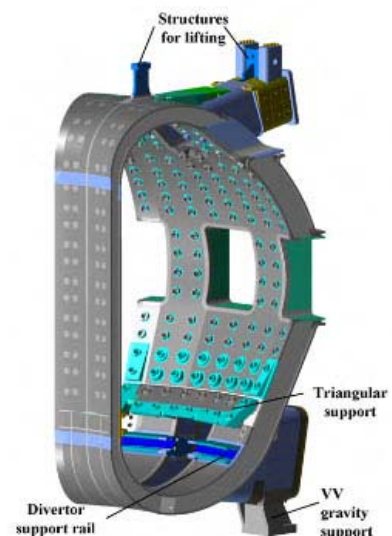


図 5.2-2 ITER 真空容器の構造 [5.2-5]

力 ~ 100 MPa 等が示されている[5. 2-5]. また, 真空容器はかなりの厚みを持つため, 放射線遮蔽の点からも重要な構成要素となる. ITER の設計例では, 二重構造の内側に中性子遮蔽効果の高いボロンを添加した SS304 のプレート体を積比で 60 $\sim$ 80% 充填するとともに, 冷却材として水を循環させることにより約 100 $^{\circ}$ C に保つ設計となっている[5. 2-2].

増殖ブランケットについては, 保守交換の観点やディスラプションやプラズマ位置変動に伴い生じる電磁力の観点からモジュール化された設計が多い. この電磁力は, 図 5. 2-3 に示すように, 磁場の変動に伴いモジュール内に流れる誘起電流が引き起こすトルク応力であり, モジュール支持構造が許容する大きさに抑える必要がある[5. 2-6]. モジュールのサイズは設計により異なるが, 幅 $\times$ 高さ $\times$ 奥行きが 0.3 $\times$ 1.5 $\times$ 0.6 m³ [5. 2-6] のものから 2 $\times$ 4 $\times$ 1 m³ [5. 2-7] のものなどがみられる. これら増殖ブランケットモジュールは, 複数のモジュールを一括して支持するバックプレートもしくは放射線遮蔽体に取り付けられる[5. 2-6, 7, 8]. 各モジュールには冷却材を出し入れするため少なくとも 2 本の配管が必要となり, これらは放射線遮蔽体, 真空容器およびクライオスタットを貫通して, 炉外に抜ける必要がある. モジュール形式で増殖ブランケットを設置する場合には, 各モジュールから出る多数の配管を, ブランケットを支持するバックプレート部分もしくは遮蔽体に統合させた形でマニフォールド(分岐管)を設けて集約した後, 炉内と炉外を接続する(図 5. 2-4) [5. 2-8, 9]. 増殖ブランケットの構造に関しては, 特に液体冷却方式において, 構造を簡素化できる利点を活かすためにボックス型のモジュール形状をとらない設計案がある [5. 2-1, 10].

マニフォールドでまとめられた冷却配管には構造物への固定や, 密閉された真空バウンダリーである真空容器やクライオスタットを抜けて外部に通過させることが必要となる. そのため, 高温の冷却材を通す配管との温度差による熱応力が, 使用する材料の許容値以下に収まるような設計が要求される. また, 図 5. 2-5 (a) に示すペローズの例のように, 配管の温度変化に伴う熱収縮を吸収する機構の検討等が必要となる[5. 2-10]. ヘリウム冷却 Li-Pb ブランケットのように, 冷却材温度(900 $^{\circ}$ C)が構造材の使用最高温度(550 $^{\circ}$ C)を上回る場合には, 外側をインレット冷却材が, 内側をアウトレット冷却材が流れるような, 二重管構造を提案している例もある(図 5. 2. 5 (b), [5. 2-11]).

放射線遮蔽体の構造については, 核発熱の大部分は増殖ブランケットに付与されるものの, 設計によっては 10 $\sim$ 20% 程度が遮蔽層の前面側に付与されるため, 高温遮蔽層, 低温遮蔽層の 2 層に分ける設計例が見られる. [5. 2-7, 5. 2-9, 5. 2-12, 5. 2-13]. 増殖ブランケットのすぐ後ろに置かれる高温遮蔽層には, 増殖ブランケットと同様の冷却材を循環させて熱回収を行う. 一方, 低温遮蔽層は温度が低く(設計によるが ~ 200 $^{\circ}$ C 以下 [5. 2-14]), 熱回収をしても発電には向かないため, ヘリウムや水による温度保持のための冷却をおこない, 真空

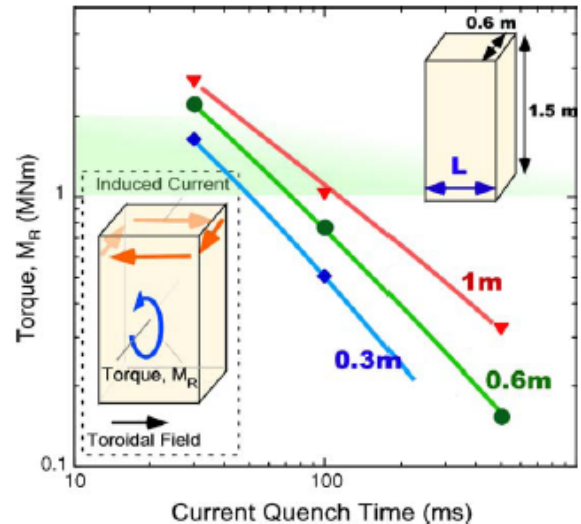


図 5.2-3 SlimCS 設計におけるディスラプション時にブランケットモジュールに生ずるトルク応力解析例 [5.2-6]

容器に近い温度に保つ. 低温遮蔽層では水を冷却材とするのが放射線遮蔽の観点からは有利であるが, 液体 Li 冷却ブランケットのように, 増殖ブランケットの冷却材によっては安全性の観点から水が使用できず, ヘリウム冷却とする例がある[5. 2-14]. 設計によっては, 放射線遮蔽層は一層とされ, その場合は, 真空容器に近い温度に冷却する設計とされることが多い. 増殖ブランケットと遮蔽層の厚みは, 限られた炉内空間の中でトリチウム増殖性能と放射線遮蔽性能のバランスをとって決定される.

その他に, プラズマの安定性を高めるために, 真空容器とは別に, 増殖ブランケットの背面にシェル構造の銅板を設置する設計がみられる. 図 5. 2-6 にその例を示す [5. 2-15].

以上の増殖ブランケット, 放射線遮蔽体等の大型構造物を支持する手法について, 有限要素法による応力解析に基づいた詳細な検討が必要となる. 特に, 重量, 電磁力による応力, モーメントに加えて, 温度が大きく異なる大型構成要素間では熱膨張の違いを考慮した支持手法の検討が重要である. 放射線遮蔽体を高温遮蔽層と低温遮蔽層の 2 層構造とした場合は, それらの間で大きな温度差が生じる. また, 設計によっては, 増殖ブランケット層(+マニフォールド層)と放射線遮蔽体との間で温度差が最大となる. これらの部分では, 構造物同士の連結にボルトによる完全な固定手法を用いることができない. ITER では, 真空容器と遮蔽ブランケットの間をスリットの入った筒状のカートリッジを介して接続することで径方向以外に柔軟性を持たせる flexible support (図 5. 2-7 (a), (b)) や Shear key が採用されている [5. 2-16, 17]. また, カートリッジのフランジ等にセラミック被覆を施すなどして, 真空容器と遮蔽ブランケット間の電気絶縁を確保することで電磁応力の低減が図られている. 図

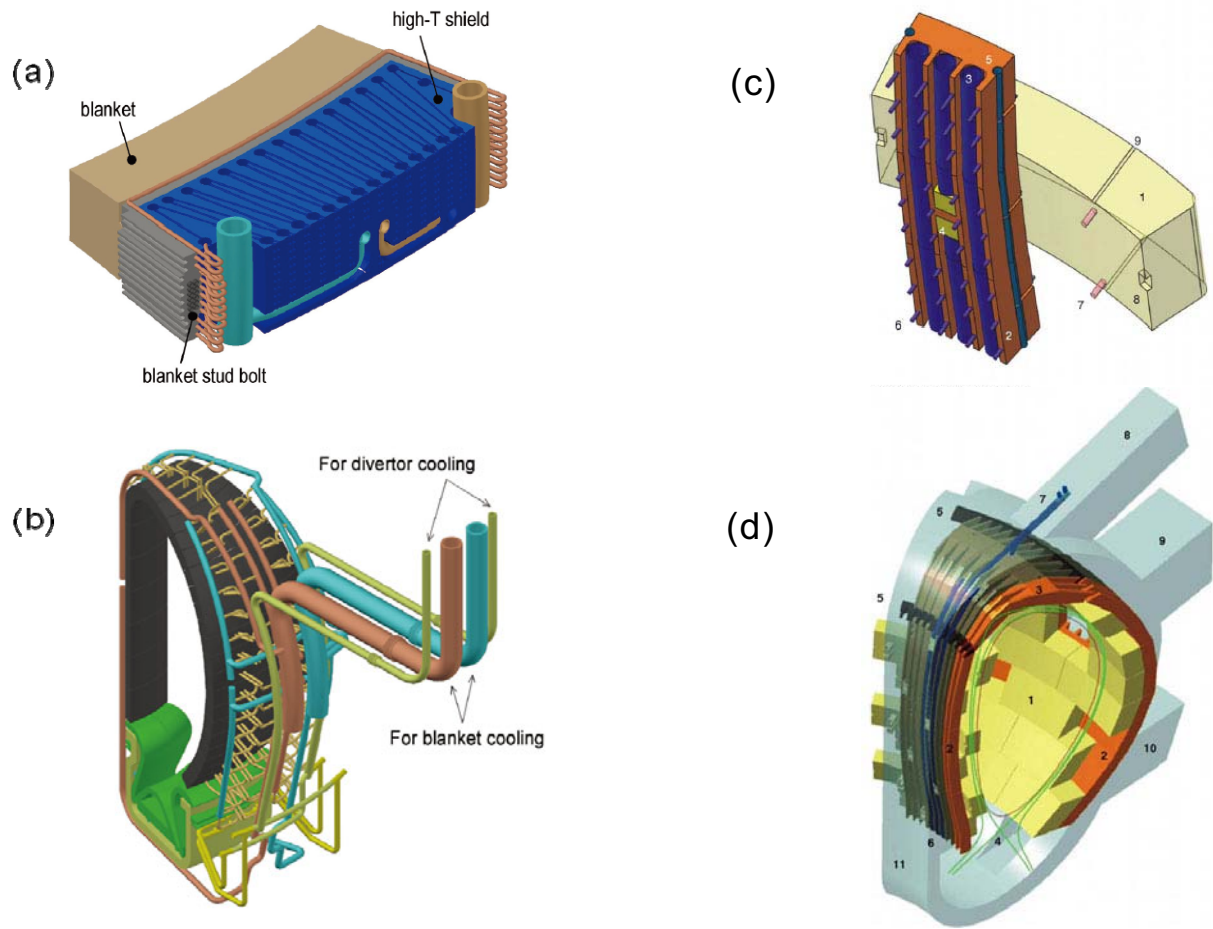


図 5.2-4 増殖ブランケットモジュールの取り付けとマニフォールド、配管経路の設計例
 ((a),(b) SlimCS 設計 [5.2-9]、(c),(d) EU DEMO 設計 [5.2-8])

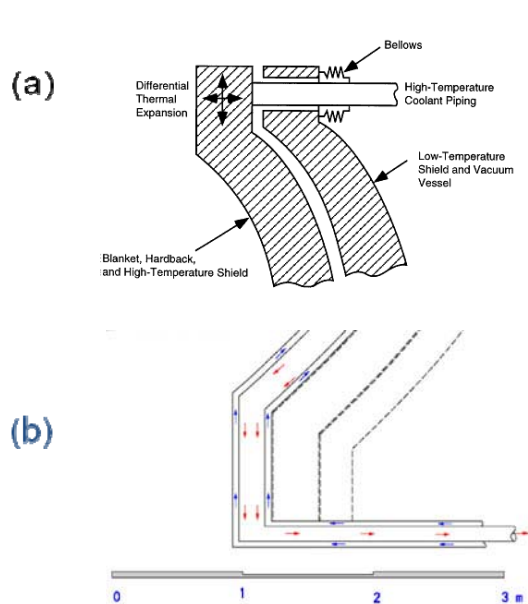


図 5.2-5 (a)ベローズによる熱膨張の緩和 (ARIES-RS) [5.2-10],
 (b) 二重管による高温冷却材の循環 (ARIES-AT) [5.2-11]

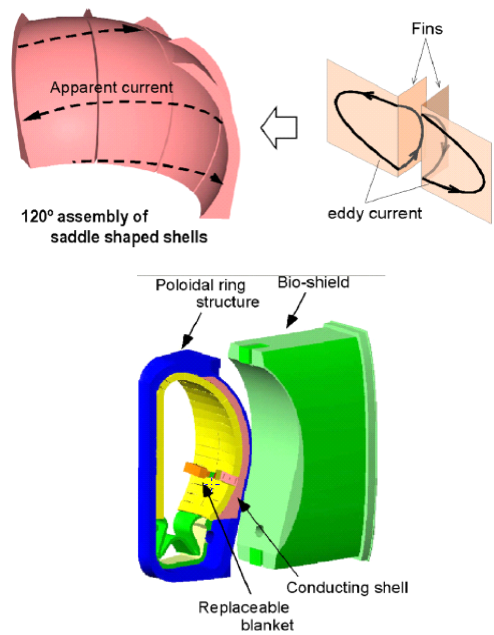


図 5.2-6 プラズマ安定化のための導電性シェル
 (SlimCS) [5.2-15]

5.2-7(c)に示す DEMO 炉設計の例では, Fix point, Shear key, ヒンジの3つの組み合わせで重量物支持, トルク応力, 熱膨張に対応する設計となっている[5.2-7]. 他に, 熱応力を緩和する支持方法として, Bending bar(図 5.2-7(d))等の検討などがなされている[5.2-18].

一方, 真空容器とクライオスタットの間に位置する超伝導コイルは, 室温から4K付近の極低温まで冷却されるために, 熱収縮による位置変動分を吸収して支持する機構が必要となる. ITER においては, トロイダルコイルの冷却に伴い, 径方向に最大 32 mmの変位が生じる. そのため, 図 5.2-8(a)に示すように, 厚み 30 mmの板, 21枚からなる重力支持構造を用いる設計となっている[5.2-19, 20]. 支持構造には80 Kのヘリウムガス冷却チャンネルが

設けられ, 室温側からの熱の流入を防ぐ. JT-60SA では, 各コイルケースを2本の支持脚で支え, 接続部分に可動部分を設けている(図 5.2-8(b)) [5.2-21].

炉内機器の保守交換に関しては, ITERの実験炉同様にレールとマニピュレーターを用いた遠隔操作により, 増殖ブランケットモジュールやダイバーターカセットを個別に交換する手法も検討されている. この場合, 各モジュールやカセットの重量に制限が生じる. しかし, この方式では数年毎の定期交換時に, すべてのブランケットモジュール, ダイバーターカセットを短時間で交換することは難しく, 炉の停止時間が長くなると考えられる[5.2-22]. DEMO 炉設計では, より短時間に保守交換を行う方法として, 複数の増殖ブランケットモジュールをバックプレート, マニフォールドとともにポートからまとめて引き

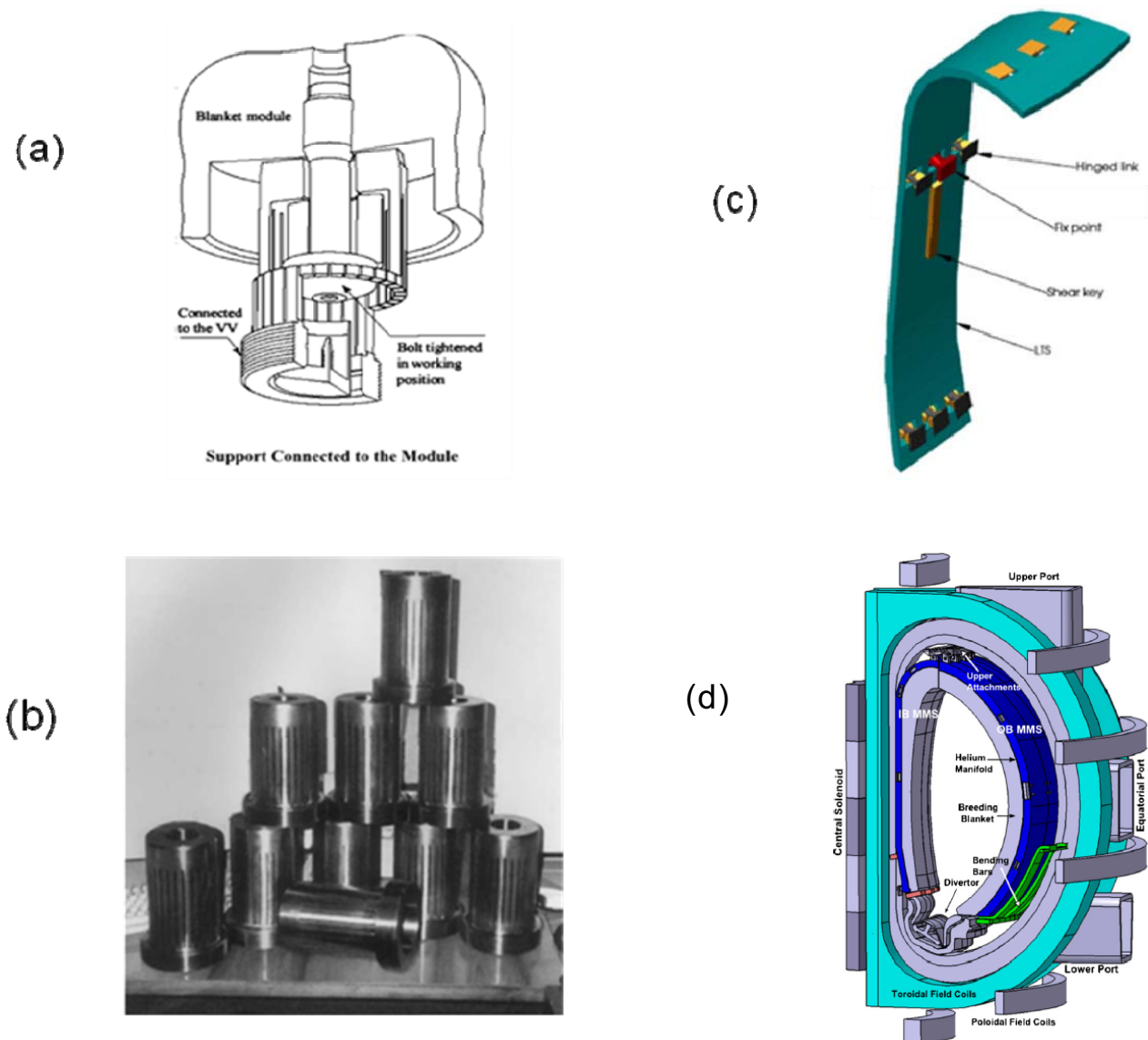


図 5.2-7 温度差の大きい構造物の支持方法の例 (a), (b) ITER Flexible Cartridge [5.2-16,17] (c) EU DEMO Fix point, Shear key, ヒンジによる支持[5.2-7], (d) EU DEMO Bending Bar による支持[5.2-18]

出す手法[5.2-23]が見られる他、多くの設計例でトロイダルコイル間から増殖ブランケット、ダイバーター、遮蔽体などを一体で引き出すセクター交換方式が提案されている[5.2-1, 5.2-9, 5.2-10, 5.2-24]. 採用する交換方式に応じて、冷却配管、マニフォールド、増殖ブランケットモジュールを支持するバックプレート、遮蔽体等の分解、再組み立てができる構造、作業手順を決定する必要がある。また、冷却配管や、設計によっては真空容器等の切断・再溶接が必要となるが、再溶接部分において、材料原子と高速中性子の核変換に伴って生ずるヘリウムの濃度に許容値が存在する。フェライト鋼では、この濃度は 1 appm 以下とされており、後述する放射線遮蔽計算によって、溶接すべき部分のヘリウム濃度が十分に抑えられた設計を行う必要がある。また、切断時の放射化した粉塵の拡散を防ぐ処置も必要となる。冷却配管の接続については漏洩の観点から配管の機械的な接続が困難であるため、溶接が必要と考えられている。中性子ストリーミングを抑制するためにモジュール間の間隔が非常に狭く、配管外側からの切断が難しい場合、配管内からの

切断・再溶接の検討が必要となる[5.2-22].

以上の炉内機器の配置設計においては、組み立て時、通常運転時、ディスラプションや冷却材漏洩・喪失等の事故時のそれぞれの場合について、重量物支持、熱膨張、電磁力といった応力・変異解析を 3 次元有限要素法により詳細に実施する必要がある。また、3D バーチャル・リアリティー・システム等を用いた、組み立て、保守交換時における機器の干渉、設置に必要な空間尤度の検討や確認も重要な技術である。大型構造物の製作では、実現可能な、溶接手法、構成部品の分割、組み立て手順、検査手法を示すことが重要となる。構造物の健全性を保つ機構としては、ITER の真空容器設計では、容器や冷却水温度、容器の応力・ひずみ、動的変位、加速度についての監視センサーの取り付けについて検討されている[5.2-2]. DEMO 炉において、大型重量物を支持し続ける炉内構造物の長期にわたる健全性を、放射線環境下で検査、モニターする手法については今後の研究が必要と考えられる。

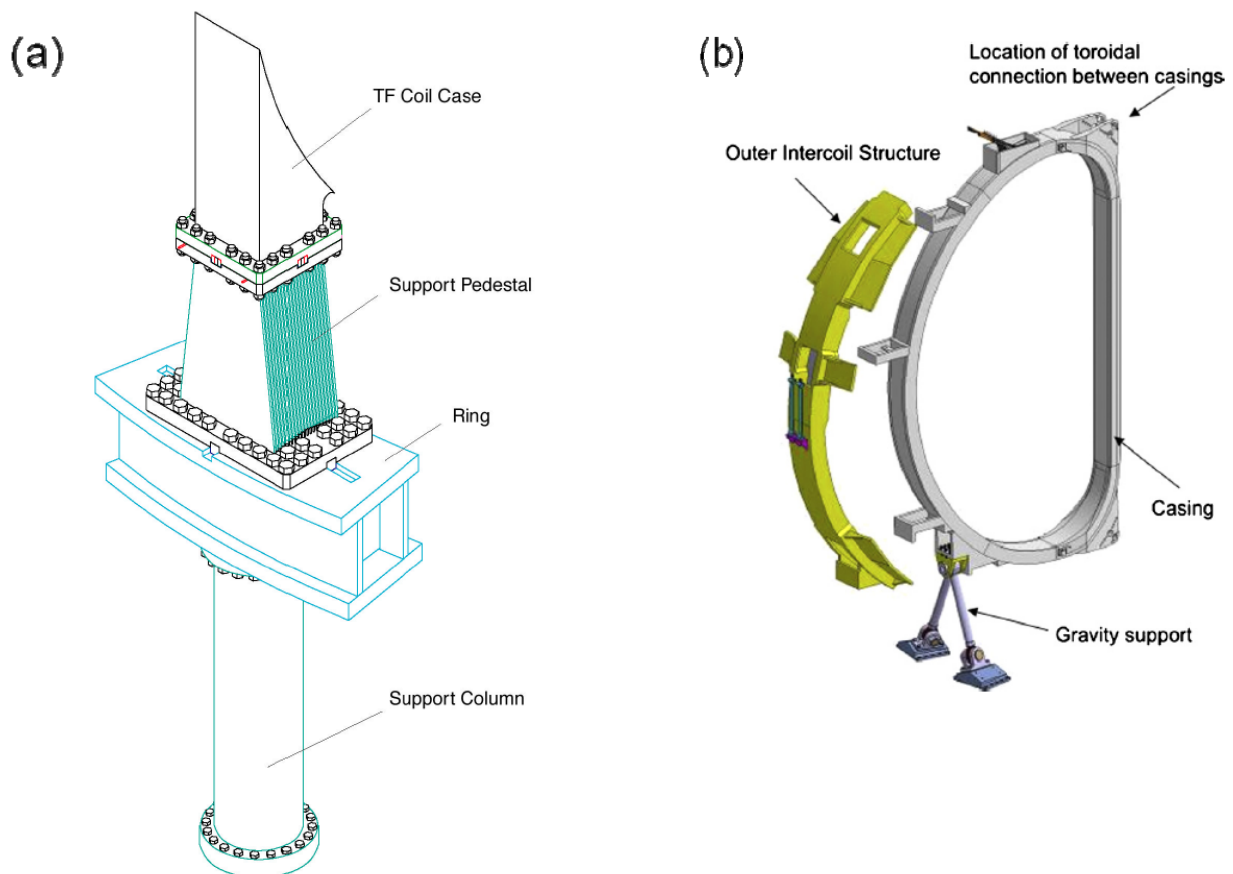


図 5.2-8 (a) ITER [5.2-19] (b) JT-60SA [5.2-21] におけるトロイダル・コイル・ケース支持構造

5.2.2 放射線遮蔽

炉内の放射線遮蔽は炉の成立性を左右する大きな課題の一つである。遮蔽には大きく2つの目的があり、一つは超伝導コイルシステムの健全性を確保すること、もう一つは炉内機器保守の際に切断・再溶接が必要となる部分の核変換に伴うヘリウム生成量を抑えることである。

DEMO 炉の基本的な設計パラメーターの一つである中性子壁負荷（炉心プラズマから第一壁に入射してくる 14 MeV 中性子の単位面積、単位時間当たりの数に相当）は数 MW/m² に設定されており、プラズマ側から 1 m² 当たり 10¹⁸ 個/秒オーダーの 14 MeV 核融合中性子が入射する。コイルの中性子損傷を抑えるための遮蔽設計では、はじき出しに大きく寄与する 0.1 MeV 以上の高速中性子フラックスを設計基準に用いることが多く、増殖ブランケット、放射線遮蔽層、真空容器により、5 桁程度の減衰が必要である。増殖ブランケットや放射線遮蔽層を設置できる空間は、炉の設計方針や超伝導コイル設計等から決められるが、限られた空間の中で、十分なトリチウム燃料増殖比 (TBR; Tritium Breeding Ratio) を得るための増殖ブランケット厚みと、運転期間中の超伝導コイルの健全性を保つために必要な放射線遮蔽層厚みを確保する必要がある。多くの設計例で、増殖ブランケットおよび放射線遮蔽層の厚みの合計は 0.8–1.2 m 程度となっている。さらに、遮蔽層と超伝導コイル間に存在する真空容器層についても、20–30 cm の厚みを持つ設計では、放射線遮蔽に大きく寄与する。

超伝導コイルに対する放射線遮蔽では、炉の運転期間中、中性子照射損傷による超伝導線材の特性劣化を防ぐ必要がある。多くの設計例では、はじき出し損傷の観点から、超伝導コイル線材部における 0.1 MeV 以上の高速中性子フルエンスについて、1.0×10¹⁹ n/cm² を全運転期間中の設計許容値としている[5.2-25, 26, 27]。これは、炉の稼働時間を 40 年とした場合、 $\sim 8 \times 10^9$ n/cm²/s の高速中性子フラックスに相当する。また、銅の安定化材部分で 1.0×10⁹ n/cm²/s を遮蔽の要件としている例もある[5.2-28]。電気絶縁材料については、許容積算線量として、ITER では、10 MGy が設計目標とされている[5.2-29]。コイルシステム内における核発熱は、コイル冷凍能力を超えてクエンチを生じさせないように抑える必要がある。ITER では、局所的な冷却能力の観点から超伝導材部分において 0.3 mW/cm³ となっている[5.2-30]。

一方、保守・交換作業のためのヘリウム生成の抑制では、溶接が必要となる部位において、高速中性子による核反応に伴うヘリウムの生成量をステンレスおよびフェライト鋼では 1 appm 以下に抑える必要があるとされている[5.2-25, 5.2-28]。異なる材料の溶接が必要な場合には、新たに試験データに基づく基準が必要になると考えられる。

以上に例として記述した超伝導コイルに対する放射線遮蔽、および、再溶接部におけるヘリウム生成量に関する放射線遮蔽の目標値は、材料開発研究における実験データの蓄積に伴い変化する可能性がある[2-25]。

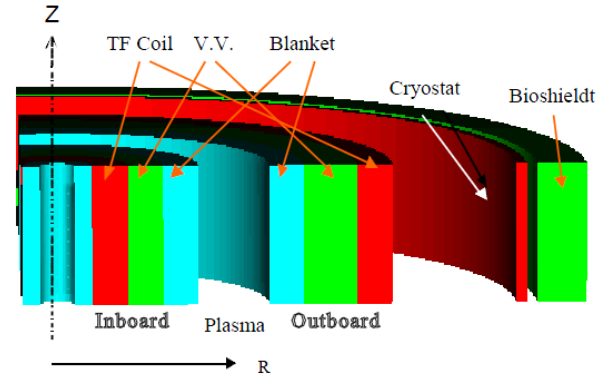


図 5.2-9 1次元シリンダー体系での中性子・γ線輸送計算体系例 (ITER) [5.2-30]

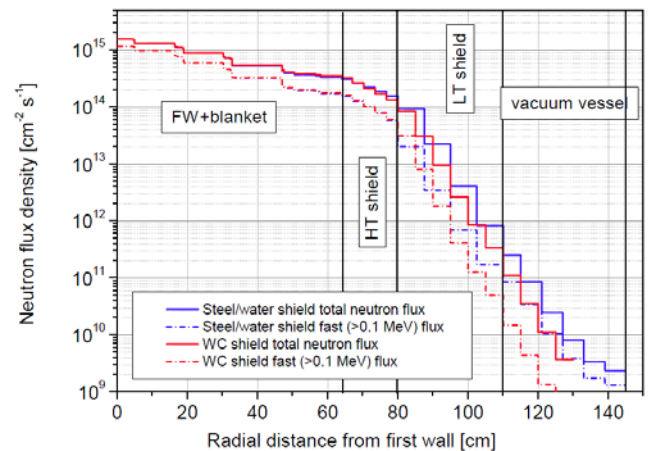


図 5.2-10 炉内における径方向の高速中性子フラックス (>0.1MeV) 分布計算例 (EU-DEMO) [5.2-13]

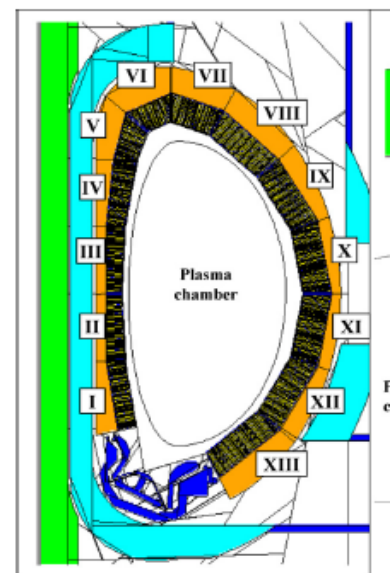


図 5.2-11 モンテカルロ 3次元中性子・γ線輸送計算における DEMO 炉模擬体系の断面図例 (EU-DEMO) [5.2-28]

多くの設計においては、第一段階として図 5.2-9 [5.2-30]に示すような、シリンダー体系等の単純な計算体系を用いた中性子・ γ 線輸送計算を実施し、各構成要素の材質および厚みの最適化を図る。計算コードとしては、各領域をメッシュに分割し、ボルツマン輸送方程式を解く ANISN コードなどが計算速度、計算条件変更の容易さの点から用いられることが多い。この計算により、局所 TBR (Local Tritium Breeding Ratio; ダイバーター、ポート等からの中性子漏洩を考慮しない、プラズマがブランケットに完全に覆われているとした場合のトリチウム増殖比)、中性子・ γ 線フラックス分布、核発熱、さらに、中性子損傷量 (dpa; displacement per atom)、核反応によるヘリウム生成率等も算出される。図 5.2.10 に [5.2-13] 炉内における径方向の高速中性子フラックス分布の計算例を示す。

遮蔽体を用いる材料としては、フェライト鋼など鉄をベースとした材料は 14 MeV 中性子の遮蔽に高い能力を持っており、増殖ブランケット構造材としてだけでなく、遮蔽体としても適した材料である。超伝導コイル線材の劣化抑制の観点からは、0.1 MeV 以上の高速中性子フラックスを低減させる必要があるため、水素の弾性散乱による中性子の減速効果が大きい冷却水と合わせて使用することにより、効果的な遮蔽が可能となる。また、Li 冷却増殖ブランケットを採用した場合など、安全性の観点等から遮蔽層において水を使用しない場合では、 B_4C との組み合わせも有効である [5.2-31]。0.1 MeV 以上の高速中性子に対する遮蔽効果がさらに大きな遮蔽材としては WC があげられている [5.2-14, 25]。WC はコストや重量の点から、遮蔽層を設置する空間の確保が難しい部位への限定的な使用が検討されている。また、水以上の密度で水素を含む ZrH_2 等の水素化物も検討されている [5.2-13, 27, 32] が、長期間にわたる材料の安定性、冷却手法に関する研究が必要であると考えられる。放射線遮蔽体は体積も大きいので、運転停止後の放射性廃棄物としての観点からの検討も必要である。また、コイル領域での発熱は (天然組成比の MgB_2 を線材に用いるなど特別な場合を除いて) γ 線による発熱が主となる。 γ 線の線量を抑えるためには、もともとなる中性子の遮蔽を十分に行うことが必要であるが、フェライト鋼は γ 線を発生させる材料でもある。コイルシステムにおける電気絶縁材料であるエポキシに対する γ 線の線量を抑制する観点から、遮蔽層の最背面に WC 層を設ける設計例などがある。 [5.2-33]

核融合炉では、概してインボード側 (トラス内側) で、増殖ブランケットおよび放射線遮蔽体を設置できる空間の制限が厳しくなる。特に、低アスペクト比のトカマク炉設計では、インボード側のセンターソレノイドコイルの周囲は、放射線遮蔽に重点を置いた設計が見られる [5.2-27, 34]。この場合、インボード側の材料の選択が中性子の反射に変化を与え、アウトボード側 (トラス外側) におけるトリチウム増殖比にも無視できない影響を及ぼすことや、アスペクト比の TBR に及ぼす影響が指摘されている。

遮蔽設計の次の段階では、トカマク炉の構造を模擬し

た中性子・ガンマ線輸送計算が必要となる。計算体系例を図 5.2-11 [5.2-28] に示す。この計算には、形状模擬の正確さの観点から MCNP などの三次元モンテカルロコードが用いられることが多い。プラズマ形状を反映させた中性子発生を模擬し、増殖ブランケットモジュール毎に異なる中性子壁負荷分布を設計に反映させるとともに、特に、ダイバーター領域における中性子の漏洩の影響を調べる必要がある。これにより、炉全体としてのトリチウム増殖比 (Total TBR, Global TBR) がより正確に見積もられるとともに、ダイバーター周辺の放射線遮蔽について検討する。

さらに、設計の最終段階では、増殖ブランケット間の隙間やメンテナンス、加熱、計測用のポート等を通じた中性子ストリーミングの影響を含めて、超伝導コイルや再溶接が必要となる部位の遮蔽を確認するための詳細な計算が必要となる。ITER における NBI ポート周辺の線量率分布の詳細計算の体系例を図 5.2-12 に示す [5.2-30]。計算機能力の向上により、モンテカルロ輸送計算による解析が可能となっており、また、CAD データを輸送計算コードの入力フォーマットに変換して、詳細な遮蔽設計をおこなうためのシステムの開発が進められている (GEOMIT システム等) [5.2-35]。一方、詳細な3次元体系内の中性子輸送について、輸送方程式を解く例も見られる [5.2-36] (ATTILA コード)。

放射線遮蔽の設計マージンは、放射線輸送計算の精度検証実験結果に基づいて検討する必要がある。輸送計算における誤差の主な要因として、計算コードの精度、体系模擬の精度、核データの精度が上げられる。これらの精度に関しては、原子力研究開発機構 FNS 施設 [5.2-37]、大阪大学 OKTAVIAN 施設 [5.2-38] 等における 14 MeV 中性子源を用いたベンチマーク実験が行われてきている。14 MeV 中性子の強度が 6 桁程度減衰する厚み ~ 1 m の SS316/水遮蔽体に対するベンチマーク実験では、すべてのエネルギー領域の中性子および γ 線フラックス計算結果について $\pm 20\%$ 以内で、一方 SS316 のみでは $\pm 40\%$ 以内で実験と一致していることが示されている [5.2-39, 40, 41, 42, 43]。構成元素の全く異なる材料の遮蔽体を用いる際には、その典型的な材料配置を模擬したベンチマーク実験による遮蔽計算精度検証を実施し、その結果を設計に反映させることが重要と考えられる。また、中性子ストリーミングの計算精度を検証するベンチマーク実験が実施されており [5.2-44, 45, 46]、最近の ITER ポートプラグを模擬したギャップストリーミング実験では、屈曲部を含む幅 20 mm のダクト内において、深さ 1 m 程度まで、中性子輸送計算の予測精度は 30% 程度とされている [5.2-47]。核データは精度向上を目指した改訂が続けられるため、新しいバージョンの核データに対しては、実施済みのベンチマーク実験と同様の体系に対する中性子輸送計算を実行して比較することにより、精度の向上を確認することができる [5.2-48]。日本においては原子力研究開発機構により JENDL [5.2-49] が作成、公開されており、他に各国が作成した核データをもとに IAEA により核融合炉設計用に編集され

た核データライブラリ FENDL も標準的なライブラリーとして使用されている。また、遮蔽設計マージンの変更に伴ってトロイダルコイルサイズの変更が必要な場合の材料重量、コストへの影響について検討した例として参考文献 [5.2-50] がある。

参考文献

- [5.2-1] F. Najmabadi, “The ARIES-AT Advanced Tokamak, Advanced Technology Fusion Plant”, Fusion Engineering and Design 80 (2006) 3-23.
- [5.2-2] ITER – Final Design Report / Plant Description Document (PDD), “2.2 Vacuum Vessel”, July 2001.
- [5.2-3] Hiwatari et al., “Demonstration tokamak fusion power plant for early realization of net electric power generation”, Nuclear Fusion 45 (2005) 96-109.
- [5.2-4] ITER – Final Design Report / Plant Description Document (PDD), “2.8 Cryostat, Vacuum Vessel Pressure Suppression System and Thermal Shields”, July 2001.
- [5.2-5] K. Ioki et al., “ITER Vacuum Vessel Design and Construction”, Fusion Engineering and Design (2010), doi: 10.1016/j.fusengdes.2010.03.027.
- [5.2-6] S. Nishio et al., “Consideration on Blanket Structure for Fusion DEMO Plant at JAERI”, Fusion Engineering and Design 81 (2006) 1271-1276.
- [5.2-7] G. Barrera et al., “Conceptual Design of the Blanket Mechanical Attachment for the Helium-Cooled Lithium-Lead Reactor”, Fusion Engineering and Design 83 (2008) 6-20.
- [5.2-8] S. Hermsmeyer et al., “Reactor Integration of the Helium Cooled Pebble Bed Blanket for DEMO”, Fusion Engineering and Design 75-79 (2005) 779- 783.
- [5.2-9] 飛田健次他, “核融合原型炉 SlimCS の概念設計”, JAEA-Research 2010-019.
- [5.2-10] M.S. Tillack et al., “Configuration and engineering design of the ARIES-RS tokamak power plant”, Fusion Engineering and Design 38 (1997) 87-113.
- [5.2-11] A.R. Raffray et al., “Advanced power core system for the ARIES-AT power plant”, Fusion Engineering and Design 82 (2007) 217-236.
- [5.2-12] F. Najmabadi et al., “Overview of the ARIES-RS reversed-shear tokamak power

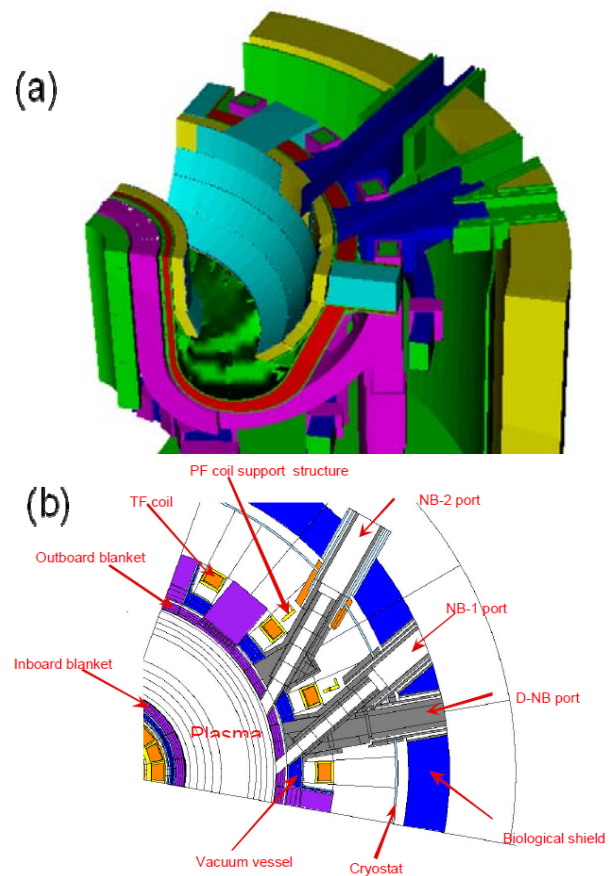


図 5.2-12 ITER NBI ポート周辺の線量率分布評価のための 3 次元モンテカルロ輸送計算用体系例(a) 3 次元形状 (b) 水平断面 [5.2-30]

- plant study”, Fusion Engineering and Design 38 (1997) 3-25.
- [5.2-13] Y. Chen et al., “The EU Power Plant Conceptual Study – Neutronic Design Analyses for Near Term and Advanced Reactor Models” FZKA6763, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe 2003.
- [5.2-14] L.A. El-Guebaly et al., “Overview of ARIES-RS neutronics and radiation shielding: key issues and main conclusions”, Fusion Engineering and Design 38 (1997) 139-158.
- [5.2-15] K. Tobita et al., “Search for reality of solid breeder blanket for DEMO”, Fusion Eng. Des. (2010), doi:10.1016/j.fusengdes.2010.03.038.
- [5.2-16] K. Ioki et al., “Progress on design and R&D of ITER FW/blanket”, Fusion Engineering and Design 61-62 (2002) 399-405.
- [5.2-17] W. Danner et al., “ITER R&D: Vacuum Vessel and In-Vessel Components: Shield Blanket Module”, Fusion Engineering and Design 55

- (2001) 205–217.
- [5.2-18] E. Magnani et al., “Attachment Concept for the “Multi Module Segments” in a Pulsed DEMO Reactor”, *Fusion Engineering and Design* 84 (2009) 1238-1244.
- [5.2-19] ITER – Final Design Report / Plant Description Document (PDD), 2.1 Magnets, July 2001.
- [5.2-20] P.Y. Lee et al., “Redesign of gravity support system for ITER construction”, *Fusion Engineering and Design* 85 (2010) 33-38.
- [5.2-21] S. Ishida et al., “Status and prospect of the JT-60SA project”, *Fusion Engineering and Design* 85 (2010) 2070–2079.
- [5.2-22] L.M. Waganer et al., “ARIES-AT maintenance system definition and analysis”, *Fusion Engineering and Design* 80 (2006) 161–180.
- [5.2-23] T. Ihli et al., “Recent Progress in DEMO Fusion Core Engineering: Improved Segmentation, Maintenance and Blanket Concepts”, *Fusion Engineering and Design* 82 (2007) 2705-2712.
- [5.2-24] Y. Asaoka et al., “Maintenance and radiation protection issues of the CREST reactor”, *Fusion Engineering and Design* 51–52 (2000) 461–466.
- [5.2-25] L.A. El-Guebaly et al., “Nuclear performance assessment of ARIES-AT”, *Fusion Engineering and Design* 80 (2006) 99–110.
- [5.2-26] L.A. El-Guebaly et al., “Nuclear Issues and Analysis for ARIES Spherical and Advanced Tokamaks”, *Fusion Engineering and Design* 51-52 (2000) 325-330.
- [5.2-27] T. Nishitani et al., “Neutronics design of the low aspect ratio tokamak reactor, VECTOR”, *Fusion Engineering and Design* 81 (2006) 1245-1249.
- [5.2-28] U. Fischer et al., “Nuclear Design Analyses of the Helium Cooled Lithium Lead Blanket for a Fusion Power Demonstration Reactor”, *Fusion Engineering and Design* (2010), doi: 10.1016/j.fusengdes. 2010.02.023.
- [5.2-29] Nuclear Analysis Group, “Nuclear Analysis Report”, ITER Garching Joint Work Site NAG-201-01-06-17- FDR (2001).
- [5.2-30] ITER – Final Design Report / Plant Description Document (PDD), “2.14 Nuclear Assessment”, July 2001.
- [5.2-31] A. Sagara et al., “Blanket and divertor design for force free helical reactor (FFHR)”, *Fusion Engineering and Design* 29 (1995) 51-56.
- [5.2-32] T. Hayashi et al., “Neutronics assessment of advanced shield materials using metal hydride and borohydride for fusion reactors”, *Fusion Engineering and Design* 81 (2006) 1285-1290.
- [5.2-33] J. Jordanova et al., “Parametric Neutronic Analysis of HCLL Blanket for DEMO Fusion Reactor Utilizing Vacuum Vessel ITER FDR Design”, *Fusion Engineering and Design* 81 (2006) 2213-2220.
- [5.2-34] M. Yamauchi et al., “Neutron Shielding and Blanket Nuclonics Study on Low Aspect Ratio Tokamak Reactor”, 電気学会論文誌 A, 125 巻, 2005 年 943-946.
- [5.2-35] S. Sato et al., “Progress of conversion system from CAD data to MCNP geometry data in Japan”, *Fusion Engineering and Design* 85 (2010) 1546–1550.
- [5.2-36] M.Z. Youssef et al., “Neutronics analysis of the international thermonuclear experimental reactor (ITER) MCNP “Benchmark CAD Model” with the ATILLA discrete ordinance code”, *Fusion Engineering and Design* 83 (2008) 1661-1668.
- [5.2-37] “Review of Research Activities in the Fusion Neutronics Source from April 1, 2004 to March 31, 2006”, JAEA-Review 2006-021.
- [5.2-38] 「核融合研究Ⅱ 核融合炉工学」第2編第3章「中性子工学とその周辺」, 名大出版会.
- [5.2-39] C. Konno et al., “Summary of Bulk Shielding Experiments for ITER at JAERI/FNS”, *Fusion Technology*, edited by B. Beaumont, P. Libeyre, B. de Gentile, G. Tonnon (1998), Vol. 2, 1263-1266.
- [5.2-40] C. Konno et al., *Fusion technol.*, “Bulk shielding experiments on large SS316 assemblies”, 21 (1992) 2169-2173.
- [5.2-41] F. Maekawa et al., “Analysis of bulk shielding experiments on large SS316 assemblies”, *Fusion Technol.*, 21 (1992) 2107-2111.
- [5.2-42] F. Maekawa et al., “Validity assessment of shielding design tools for ITER through analysis of benchmark experiment on SS316/water shield conducted at FNS/JAERI”, *Fusion Technol.*, 30 (1996) 1081-1087.
- [5.2-43] C. Konno et al., “Benchmark experiment on bulk shield of SS316/water with simulated superconducting magnet”, *Fusion Engineering*

and Design 42 (1998) 267-273.

- [5.2-44] C. Konno et al. "Overview of Gap Streaming Experiments for ITER at JAERI/FNS", Fusion Technology, edited by B. Beaumont, P. Libeyre, B. de Gentile, G. Tonnon (1998), Vol. 2, 1473-1476.
- [5.2-45] C. Konno et al., "Overview of Straight Duct Streaming Experiments for ITER", Fusion Engineering and Design 51-52 (2000) 797-802.
- [5.2-46] K. Ochiai et al., "Thin Slit Streaming Experiment for ITER by Using D-T Neutron Source", Fusion Engineering and Design 82(2007) 27494-2798.
- [5.2-47] 落合謙太郎他, "ITER 中性子ストリーミング研究の現状", J. Plasma Fusion Res. 84 (2008) 594-599.
- [5.2-48] T. Nishitani et al., "Integral Benchmark Experiments of the Japanese Evaluated Nuclear

Data Library (JENDL)-3.3 for Fusion Reactor Design", FT/P1-22, Proceedings of 20th IAEA Fusion Energy Conference 2004, Villamoura, Portugal, Nov. 1-6, 2004.

- [5.2-49] K. Shibata et al., "Japanese Evaluated Nuclear Data Library Version 3 Revision-3: JENDL-3.3", *J. Nucl. Sci. Technol.* 39 (2002) 1125.
- [5.2-50] K. Maki, C. Konno, F. Maekawa, H. Maekawa, K. Hayasgi, K. Yamada, "Effect of Shielding Design Margin on the Quantity of Fusion Reactor Material", Fusion Technology 36 (1999) 52-61.

放射線遮蔽全班に関する資料

"中性子遮蔽設計ハンドブック", 「放射線挙動工学」研究専門委員会, 「中性子遮蔽設計法」ワーキンググループ, 日本原子力学会(1993年4月)

5.3 耐熱構造機器

真空容器より内側の炉内機器は高い熱負荷と強い中性子の照射に曝される。受熱機器としては特にダイバータの技術的成立性が重要である。そこで本節では受熱機器としてのダイバータに焦点を絞って概観するとともに、現状と課題を記述する。

5.3.1 ダイバータの除熱技術

プラズマ対向機器、特にダイバータは 4.3 節で述べたとおりセパトリックス外側の磁力線が表面を交差することにより、従来にない高い熱及び粒子負荷(高速中性子、水素同位体、ヘリウム等)に片面から晒され、これら进行处理する重要な機器である。その環境は、たとえば実験炉 ITER を例にとると、定常的に $10\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の熱流束を除熱することが求められる。このため、冷却水による除熱技術向上を目指した研究開発が ITER 工学設計活動を通して精力的に行われ、当初の目標性能を満たす除熱構造を有したダイバータ設計が確立している。なお、ITER のダイバータにおける主たる目的は熱除去であり、この意味で熱的環境は原型炉と同程度に厳しいものの、中性子積算照射量($< 0.5\text{MWa}/\text{m}^2$)や冷却水条件(入口水圧;20 気圧, 入口水温;100 度程度)などはそれほど厳しくないため、銅合金などの熱特性に優れた材料が利用できることを注記したい。つまり、銅合金などの、いわゆる原型炉材料としての適応性が乏しい機能材料を含めた広範な材料が適用されていることが成立性の大きな要因となっている。従って、ダイバータは材料と伝熱流動の練成構造を成しており、図 5.3-1 にその構造概念を示す[5.3-1]。また、本図には、ITER を例としてプラズマから入熱がある場合のダイバータ受熱部温度分布(2次元)を合わせて示す。本ケースでは、アーマ材としてタングステンを用いた場合であり、表

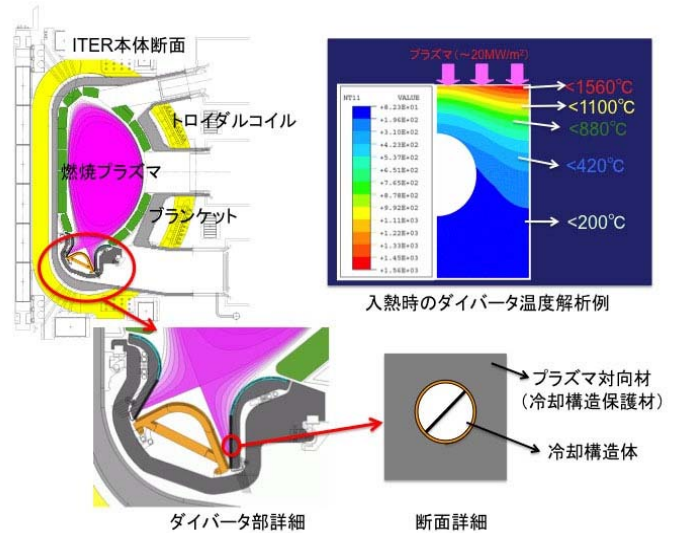


図 5.3-1 ダイバータ構造概念(ITER-EDA)

面温度は 1500 度を超えることが想定され、ダイバータが置かれている環境の厳しさが明らかである。

これより、ダイバータの技術開発課題は次のようにまとめることが出来る。①高熱負荷や高粒子束に耐える材料開発、②保護材料と冷却構造の接合技術開発、③高熱負荷を除去する冷却構造開発、④長期運転に十分耐える熱疲労寿命の確保、⑤中性子照射による性能劣化の低減が挙げられるが、本節では③の片面加熱条件下における伝熱促進技術の観点から検討を行う。④長期運転に十分耐える熱疲労評価の一環として冷却構造の繰り返し熱疲労並びに亀裂進展評価については次節で言及する。

典型的なダイバータへの入熱は、図 5.3-2 に示すようにボイラーや軽水炉等と比べ、定常的表面熱流束が 1 桁以

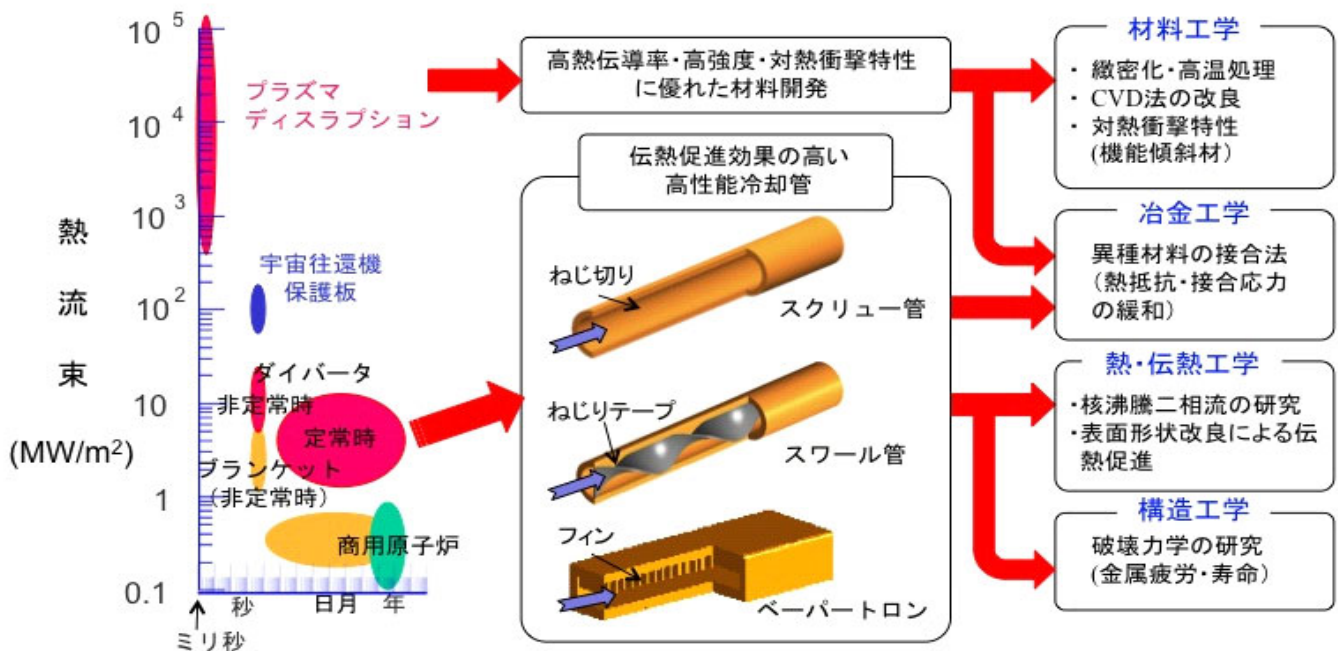


図 5.3-2 ダイバータ除熱要求と冷却構造・検討課題

上高く、かつ、その片面から受ける。受熱面には図 5.3-1 に示すようにプラズマからの熱衝撃や粒子スパッタリングから冷却構造部を保護するアーマ材が接合された構造である。また、核融合炉では仮に極短時間（～数 10 ミリ秒）のディスラプションが発生する場合にも装置の健全性は保たれるように設計される。

ディスラプションが発生した場合は、時間スケールから判断して伝熱論的取扱いではなく熱衝撃論的取扱いが適当である。そのときの熱衝撃負荷は数ミリ秒の間に数 10^5 MW/m^2 にも及ぶものと想定され、蒸発損耗を考慮した 1 次元解析の結果では大部分の熱は高融点材料であるタングステンなどのアーマ材表面が溶融・昇華することにより熱処理されるので、冷却構造部に流入する熱による二次応力に関する検討課題は少ない。ただし、ディスラプション時の電磁力による冷却構造部の健全性は、それぞれの条件で評価しておく必要があり、材料選定の大きな要因の 1 つである。一方、原型炉ではダイバータ領域に数 100MW の熱負荷が流入すると想定される。この熱負荷を平坦化することにより、熱流束分布の局在化が抑制されて、軽水炉レベルの熱流束分布を実現することが可能となるよう、プラズマ設計・炉構造概念設計に期待したい。一例としてダイバータ部に流入する熱流束を受熱面に沿ってゆっくりと移動させて受熱面の熱流束分布を一様化する方法が検討されている（セパトリックス・スイーピング）。このためには、ダイバータ近傍のポロイダルコイルに、ある周波数の電流を付加することでダイバータ近傍の磁場に小さな磁場揺動を発生させる必要があるが、プラズマ制御設計と整合を図りつつ詳細なコイル設計を実施してシステムとしての成立性を議論する必要がある[5.3-2]。

このことが実現することを前提として、セパトリックス・スイーピングの概要を図 5.3-3 に示す[5.3-3]。本例は初期の ITER や FER の概念設計（アーマ材：炭素繊維強化複合材、冷却管：スワール管（銅合金））で検討されていた比較的厳しい熱流束分布（ピーク熱流束： 30MW/m^2 、半値幅：3cm）を、周波数 2Hz、振幅 $\pm 10\text{cm}$ でスイングした場合である。同図から明らかなように、ピークを持った熱流束分布（ 30MW/m^2 、半値幅：3cm）をスイングすることにより、一ヶ所に集中していた熱流束はスイング範囲全域に分散して、ダイバータ表面の最大熱流束は約半分（約 15MW/m^2 ）に低減できる。反面、ダイバータは均一化された熱流束約 15MW/m^2 をほぼ 10 数 cm の領域に受けることになる。この時のダイバータ受熱機器温度応答例を図 5.3-4 に示す。プラズマに直面するダイバータ表面では、熱流束がスイングする影響を受けて、ベース温度の上昇（本例では約 600 度）とともに約 200K の温度振幅が発生する。しかしながら、この熱は冷却構造体に移るうちに、アーマ材及び冷却構造体内を拡散するため、温度振幅は大幅に低減されることが期待できる。本例の場合、冷却構造体最上面で最も大きな温度振幅が予想され、その値は $\Delta T \sim 6\text{K}$ である。従って、熱疲労を検討するための条件としては、ベース温度 $265^\circ\text{C} \pm 6\text{K}$ となり、ベース温度 265°C の $\pm 4\%$ の変動となる。なお、これらパラメータ間の相関関係は以下のように整理出来る。

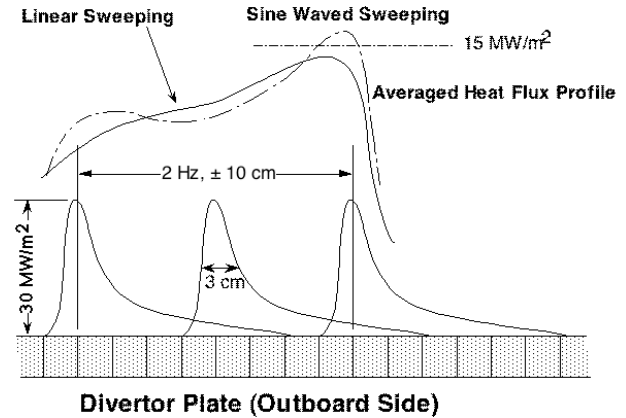


図 5.3-3 セパトリックス・スイーピング概要

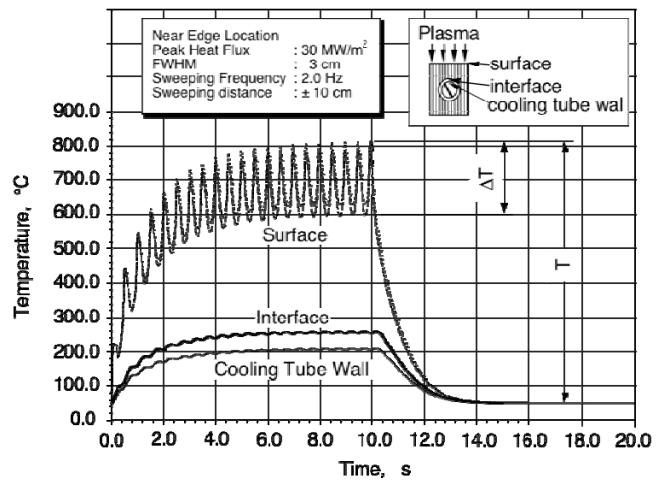


図 5.3-4 セパトリックス・スイーピング時のダイバータ受熱機器の温度応答の例

$$\Delta T \propto \frac{q \cdot \Delta L^m}{F_s} \quad (5.3-1)$$

$$T \propto \frac{q}{F_s \cdot \Delta L^n} \quad (5.3-2)$$

$$\frac{\Delta T}{T} \propto \Delta L^m \cdot \Delta L^n \quad (5.3-3)$$

ここで、 ΔT : 温度振幅 (K)

T : 最高到達温度 (°C)

q : 表面熱流束 (MW/m^2)

ΔL : スイープ幅。 m 及び n は、それぞれ温度振幅及び最高温度に対する影響指数であり、 <1 。

F_s : スイーピング周波数 (Hz)

上記相関関係より、各箇所における温度振幅/最高温度は、材料の熱特性が温度変化に対して一定したとき、その

時の表面熱流束とは無関係にスweep幅と強い相関関係があることが分かる. このように除熱の観点から高い効果が期待され, 実験及び解析的な検討が行われている一方で, スイングすることにより熱的にはある振幅で繰り返し熱負荷が加わることとなる. このため, 繰り返し熱疲労に関する寿命や材料の初期欠陥・熱疲労に伴う亀裂の進展を評価する必要があり, 実験及び解析的研究が進められている.

現状の SlimCS などの原型炉概念検討では, しかしながら熱流束分布は局在化しており, 定常的に 10MW/m^2 オーダーの高い熱流束を除去することが要求されている. 一般的に数 MW/m^2 の熱流束を除熱するためには, 平滑円管に流速 10m/s 以下の加圧水(サブクール度 $\sim 30\text{k}$ 程度)を供給することで相変化を起こすことなく除熱が可能であり, 従来の除熱技術が適用できる. しかし, 10MW/m^2 以上の表面熱流束では, 加圧水を用いた場合は除熱特性に優れた核沸騰熱伝達特性を適用するとともに, 何らかの伝熱促進効果を考慮した構造設計が必要である.

伝熱促進効果を高めるための研究開発は, 重要な研究テーマであり, 以下に今までに行われてきた取り組みを簡単に紹介する. 伝熱促進効果を高めるためには, 一般的に1)伝熱面積を増やす, 2)伝熱面近傍の流体の乱れを促進する, 3)境界層を剥離して伝熱面に低温水を供給する, などが主な方法であり, 古くから行われている研究開発分野でもある. しかし, 原型炉や核融合動力炉では, 片面加熱条件のもと従来以上に高い熱流束を対象としなければならない. 図 5.3-2 に今までに開発された伝熱促進効果の高い冷却管構造の一例を示す. この中で, ベーパーパトロンと呼ばれる冷却構造では, 受熱面側に流路方向に直角にいくつものフィンを並べることで, 伝熱面積を増やすとともに, フィン間で核沸騰により発生した気泡がフィン下方の冷却水主流により吸い出される(エジェクター効果)ことにより, 低温の冷却水が流れ込んで, 高い除熱効果が期待される構造である. また, スワール管では, 冷却管流路にねじりテープを挿入することにより, 強制的に旋回流を発生させて境界層を剥離するとともに, 冷却管受熱面の熱を背面に伝える効果を期待した構造である. さらにスクリュー管では, 冷却管内面にねじを切ることで, 伝熱面積を増やすとともに, 表面の凹凸が伝熱面近傍の流れを乱し, かつねじ山に沿って旋回する冷却水により境界層が剥離される効果が期待される構造である. これら冷却管における片面加熱条件下における限界性能(冷却管外壁で定義)を図 5.3-5 及び図 5.3-6 に示す[5.3-4, 5.3-5]. ここで, 各種冷却構造に対して, 軸流速の増加に伴い, 限界性能はほぼ線形的に改善される. しかし, 実際の冷却構造に適用する上では, その流速を確保するためのポンプ動力で評価する必要があり, 図 5.3-5 に示すように, 限界性能改善効果は低ポンプ動力時に顕著である. しかし, ポンプ動力の増加に伴い, 限界性能の改善は飽和傾向にあるため, 注意が必要である. また, 限界性能は, 冷却水サブクール度に大きく依存することから, ポンプ動力と併せて評価・検討することが重要である.

限界性能はこのように, 現状においても高い限界熱流束が得られているが, ベーパーパトロンにおいてはフィンの高さ

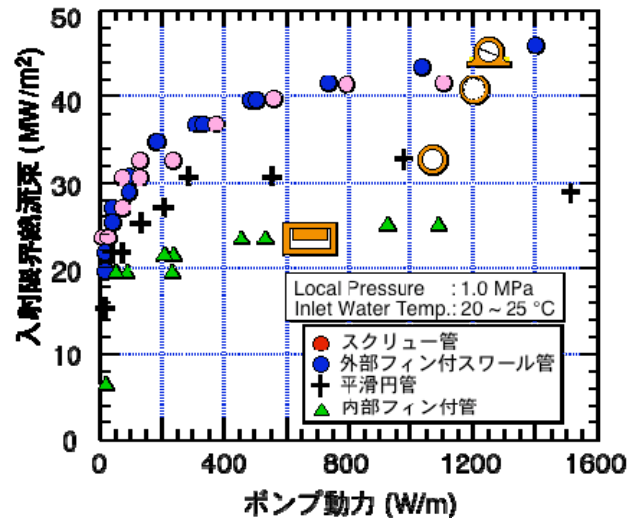


図 5.3-5 限界熱流束—ポンプ動力依存性の例

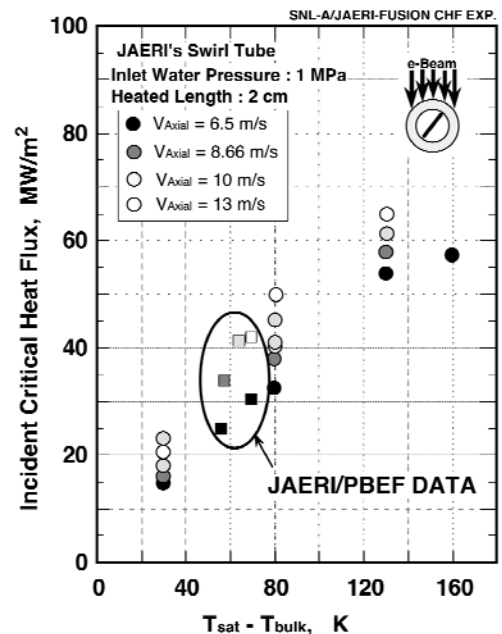
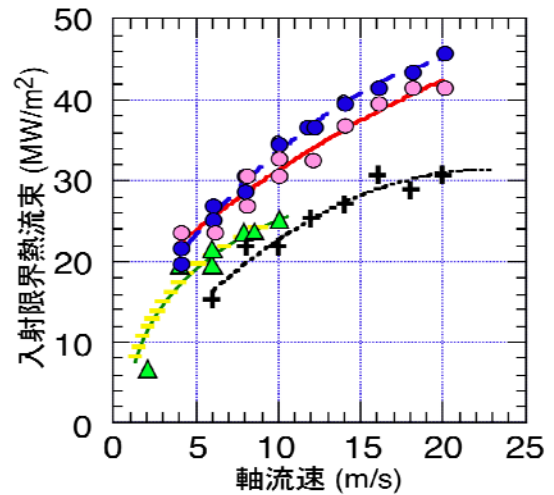


図 5.3-6 各種冷却管構造におけ 限界熱流束—軸流速・サブクール度依存性の例

とそのピッチの最適化、スワール管においてはねじりテープのピッチ、またスクリー管においてはねじの最適化(山の高さ、形状、ピッチなど)などの性能向上的検討のみならず系の圧力損失低減や製作性・信頼性の向上、核融合炉材料の適用性など、今後更なる検討・最適化が必要である。

特に、伝熱促進効果の高い冷却構造に対する伝熱特性、例えば、核沸騰熱伝達特性などの設計上重要なパラメータの確定や数式化が必要である。なお、スワール管に関しては、いくつかの研究が行われており、以下のような実験式(5.3-4)が提案されているが[5.3-6]、原型炉への適用拡張が必要である。また、スクリー管を始めとする他の伝熱促進効果を施した冷却構造に対する各種熱特性評価(特に、核沸騰熱伝達率)も必要である。

$$T_{\text{wall}} - T_{\text{sat}} = 25.72 \times q^{1/3} / \exp(p/8.6) \quad (5.3-4)$$

適用範囲:

$$T_{\text{wall}} - T_{\text{sat}} = 40 \sim 90 \text{ K}, p = 0.5 \sim 1.6 \text{ MPa},$$

$$T = 30 \sim 80^\circ\text{C}, q < 60 \text{ MW/m}^2$$

また、現時点では検討が進んでいないが、今後、冷却媒体として固体、液体(液体金属等)、及び気体を検討することも重要である。例えば、固体金属を考える場合、プラズマからの熱は、一端固体金属の溶融・蒸発潜熱として固体に吸収させて、周囲の金属に伝導・輻射することで熱を分散させる方法などが考えられる。この場合、固体金属そのものがアーマ材の役割を兼ねる利点がある一方、蒸発した気体金属は完全電離しないので、ガス状態で拡散して燃焼プラズマに混入しないようにする必要がある。また、溶融・昇華した液体金属の拡散や変動強磁場下における振る舞いなど、4.3.5 節でより詳細な多くの検討課題が示されている。このように多くの課題がある一方で、画期的な除熱法の発見なども期待される。液体金属については、高速炉や高速増殖炉の分野で古くから各種特性評価が進められているので、ここでは特に触れないが、液体ダイバータ壁概念などが応用例として挙げられる。この場合も、カーテン状に流れる液体金属がアーマ材としての役割を果たす。課題としては、固体金属ダイバータ概念と同様に変動強磁場中の液体金属の安定性他に、流動安定性に関する適正評価が必要である。また、気体冷却については、水や液体金属の代わりにヘリウムなどの安定なガスを用いるもの、真空容器内へ漏洩した場合などの事故時の対応を考える上で多くの利点がある一方で、熱容量が液体に比べても小さいことにより、多量の気体を高圧(～15 MPa)・高速(200m/s以上)で供給する必要がある。なお、ダイバータ構造は従来通りであり、革新性はすくなく、材料構成や高圧・高温の気体輸送系など、検討課題は多い。

これら冷却媒体に関する研究は長期にわたり検討が進められてきたが、今後核融合原型炉の要求を明確にし、これに適合する解決策を検討することが必要である。

表 5.3-1 軽水冷却型原子炉と核融合炉ダイバータの冷却条件

	沸騰水型 (BWR)	加圧水型 (PWR)	核融合炉 ダイバータ [5.3-8]
冷却水圧力	約 7MPa	約 15MPa	4MPa
冷却水温度	約 280℃	約 320℃	200℃

5.3.2 ダイバータの熱応力と疲労

ダイバータは核融合炉において最も過酷な環境にさらされる機器であり、粒子制御機能というダイバータ本来の機能を満足するために、いわば副次的/不可避免的に生じる「高熱負荷の除熱機能」及び高熱負荷の除熱機能を満たすために必要な「冷却材と真空環境との圧力バウンダリの維持機能」が、工学的な機能要求として課せられる。[5.3-7]

核融合炉のダイバータは強制冷却方式を採用した場合、圧力バウンダリを構成する機器となる。既存の軽水冷却型原子炉においては、一次応力、特に長期的に機器に作用する一次応力に対して注意が払われている。一次応力とは「荷重制御型応力」と呼ばれるものであり、機器に作用する力の釣り合いによって生じる応力である。この応力は、作用する力によって機器に変形が生じても低減することはないため、機器が進行性の変形を生じやすく、構造設計上、最も重要な応力である。核融合炉ダイバータでいえば冷却水の水压で生じる応力が一次応力に属する。ここで表 5.3-1 に既存の軽水冷却型原子炉(沸騰水型、加圧水型)と核融合炉ダイバータの冷却水条件について示す。

核融合炉ダイバータでは表 5.3-1 に示される通り、例えば Slim-CS のような核融合原型炉のダイバータを例にとれば、既存の原子炉と比較して一次応力の発生原因となる冷却水圧力が低いことが特徴である。一方、核融合炉ダイバータは既存の原子炉の炉内機器(ここでは燃料被覆管)やその他の工学機器に比べ、はるかに高い熱負荷を受けるため、熱応力が支配的である。

熱応力は二次応力に分類される。二次応力とは「変位制御型応力」と呼ばれるものであり、機器に対する拘束や温度勾配によって生じる応力のことである。また、機器が変形(変位)を生じた場合には応力が低減する性質をもっている。熱応力についてここで考えてみると、図 5.3-7 に示すように、棒状の部材が温度 0℃の初期状態にあり、その後、部材の温度が初期温度から 100K 上昇したと仮定する。ここで、部材の線膨張率 α を $17 \times 10^{-6}/\text{K}$ 、弾性係数 E を 200GPa とすると、外部からの拘束が全くない(a)の場合、部材は自由に変形することができるため、熱応力は発生しない。一方、横方向の変形(熱伸び)を完全に拘束する(b)の場合に発生する熱応力 σ は約 340MPa(圧縮応力)にも達する。

上記の例ではステンレス鋼の物性値を仮定したが、例えば ITER ダイバータの冷却管構造材となる銅合(CuCrZr)

熱応力 $\sigma = R/A$

$$= E \alpha \Delta T / (1 + \alpha \Delta T)$$

ここで、

R : 反力

A : 部材の断面積

E : ヤング率

α : 線膨張係数

ΔT : 温度差

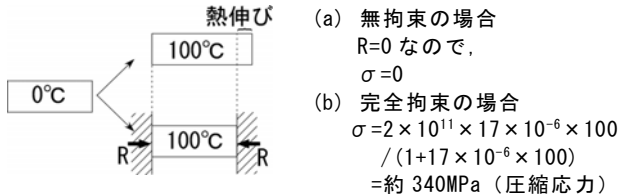


図 5.3-7 棒状部材に発生する熱応力

を仮定すれば $\alpha = 16 \times 10^{-6} / \text{K}$, $E = 130 \text{GPa}$ となり、発生する熱応力 σ は 210MPa となる。高々 100K の温度変化に対して、発生する熱応力は想像以上に大きなものとなりうる事がわかる。もちろん実際の機器において、図 5.3-7 のように部材が完全に変形を拘束されることは稀であり、現実には部材同士が反力によって互いに変形することにより釣り合い、発生する熱応力はこの計算値よりは小さくなる。しかしながら、ダイバータでは熱負荷が高い上に、圧力バウンダリとしての機能が失われた場合、すなわち真空環境に冷却材が漏洩した場合、ITER のような実験炉においてすら復旧に相当の期間を要すると目されると共に、原型炉では炉の安全確保の観点から、より深刻な問題となる。したがって、ダイバータに要求される圧力バウンダリとしての機能は、最優先で維持されるべき機能であり、例えば ITER においても圧力バウンダリを直接構成するダイバータ冷却管の損傷について特に留意した設計がなされている。

ダイバータは、炉の運転/停止によって繰り返し熱負荷を受ける。したがって、この繰り返し熱負荷による構造材料の疲労がダイバータの寿命を決める大きな要因の 1 つとなっている。例えば、ITER ダイバータ開発においては、これまでに高熱負荷試験装置等を用いて、ダイバータ模擬試験体に対して繰り返し熱負荷を与え、その構造健全性を評価する実験が数多く行われてきており、それらの中には熱応力の繰り返しによって冷却管構造材が疲労破壊して冷却水が漏洩するような事例も見受けられる。[5.3-9] [5.3-10] 図 5.3-8 に示すように、ターゲット部の構造はトロイダル方向に冷却構造体を並べた並列流路構造となっており、約 20 ~ 30mm 角のアーマ材でプラズマ対向表面を構成している。これは主に、プラズマディスラプション時にターゲット表面(アーマ材)に誘起される渦電流の経路を、アーマ材をブロック状にすることによって細かく分断することにより、トロイダル磁場と発生する渦電流とのカップリングで生じる電磁力を低減するためのものである。一方、このような構造ではア

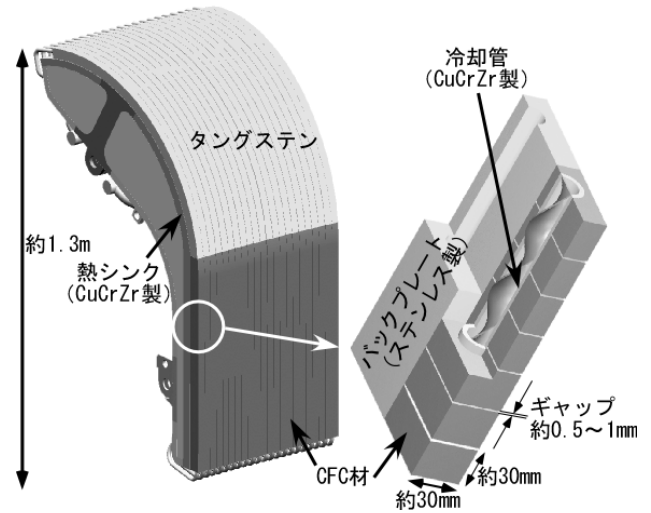


図 5.3-8 ダイバータターゲットの概念構造図 (ITER ダイバータ垂直ターゲット)

ーマ材同士の間ギャップ (例えば ITER のターゲットでは 0.5 ~ 1.0mm) が必要となるため、ギャップ部分に位置する冷却管に応力やひずみの集中が生じやすい。

図 5.3-9 に繰り返し加熱試験中に疲労破壊したダイバータターゲット模擬試験体の冷却管を示す。この試験体は炭素繊維複合材 (CFC 材) 製のアーマ材が銅合金製の冷却管に冶金的に接合されており、アーマ材と冷却管は、バックプレートに対する相対的な変位を拘束されている。このような構造では、受熱部分 (アーマ材、冷却管) の最も剛性の低い部分、すなわちアーマ材間のギャップに位置する冷却管に、加熱によって生じる応力/ひずみが集中することになり、繰り返し加熱による疲労によって冷却管が破壊に至っ

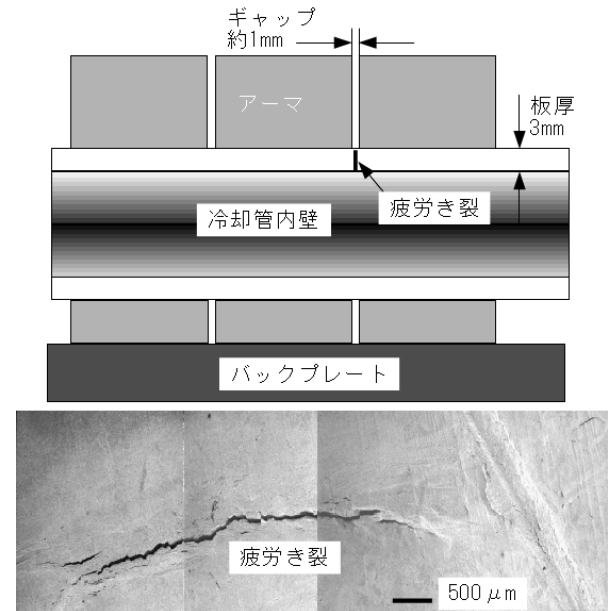


図 5.3-9 スワール冷却管を貫通した疲労亀裂 (冷却管内壁から観察)

たものである。

ダイバータ開発では、このような模擬試験体に対する繰り返し加熱試験を実施すると共に、有限要素法による熱応力解析を実施して冷却管への応力/ひずみの集中及び繰り返し時におけるそれらの振幅を評価することにより、ダイバータの熱疲労に対する寿命評価を実施してきた。その一例として、現状の設計では冷却管への応力/ひずみの集中を抑制するために、図 5.3-10 に示すような摺動支持機構を備えた支持構造を採用し、アーマ材や熱シンクの支持構造に対する相対的な変位(熱による軸方向への伸び)を許容する設計が行われている。

また、冷却構造部における亀裂の発生及び進展挙動に関して、ダイバータと同様に核融合炉のプラズマ対向機器の1つである第1壁を解析モデルとし、過去に国際原子力機関(IAEA)の数値解析ベンチマーク問題として協力研究活動が展開された。この協力研究活動では、円形断面の冷却チャンネルを内蔵したステンレス製第1壁をモデルとし、有限要素解析による数値解析と、高熱負荷実験の結果を比較検討し、解析手法の妥当性を検証した。亀裂発生までの熱負荷繰り返し数の解析では、数値解析から得られた応力/ひずみ振幅を既存の原子炉構造設計基準(例えば、ASMEコードやRCC-MR等)に当てはめ、疲労寿命を算出すると共に解析モデルの妥当性の検証をおこなった。[5.3-11] また、亀裂進展挙動の解析では、人工欠陥を有する第1壁モデルの数値解析を実施し、破壊力学的なパラメータ(たとえば、応力拡大係数 K や J 積分)を援用して、ステンレス製第1壁模擬試験体の熱疲労亀裂進展実験との比較検討をおこなった。[5.3-12] ダイバータに関しては、従来、構造材として使用実績の殆ど無い銅合金であったため、ステンレス製機器の寿命評価と同様な手順に基づいた数値解析による寿命評価を実施した例は少なく、直接、高熱負荷実験によって冷却構造の熱疲労寿命を把握する例が多かった。図 5.3-11 に2例ではあるものの、高熱負荷実験によって得られたダイバータ用無酸素銅製冷却管の疲労破壊のデータを示す。ここでは参考のために弾塑性材料の疲労評価に用いられているManson-Coffin則に基づく疲労曲線もあわせて図示している。

一方、原型炉のダイバータ構造材として、現状ではF82Hに代表される低放射化フェライト鋼が有望であり、その他の機器にもこのフェライト鋼が広く使用される見込みであることから、機器の寿命評価のためのデータの蓄積が精力的に行われている。[5.3-13]

原型炉では定常運転が行われるため、ITERのようなパルス運転の繰り返しを行う装置に比べ、ダイバータの疲労が問題となるような熱負荷の繰り返し入射の可能性は低いとみられる。しかしながら、プラズマの運転方法によっては、原型炉においてもダイバータに深刻な疲労の懸念が生じることもある。原型炉のダイバータでは、銅合金の1/10程度

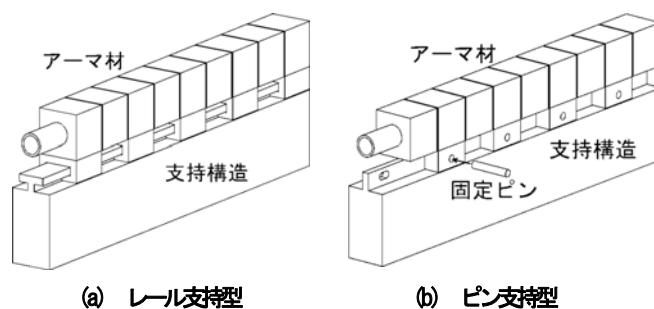


図 5.3-10 ダイバータ摺動支持機構概念図

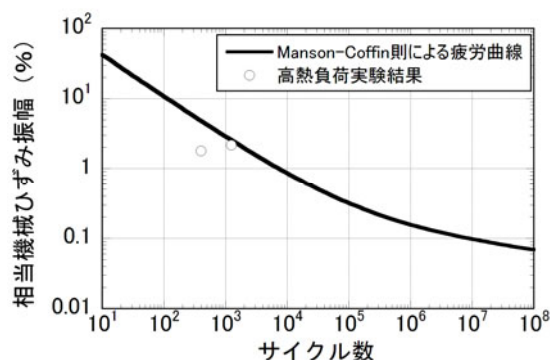


図 5.3-11 高熱負荷実験から得られた無酸素銅製冷却管の疲労強度と疲労曲線(Manson-Coffin 則)

の熱伝導率である低放射化フェライト鋼が構造材となるため、除熱性能はITERのダイバータに比べて低い。単純に考えても、ITERのダイバータと同程度の表面温度(アーマの表面温度)に抑制するには、低放射化フェライト鋼製冷却管の肉厚を、ITERのダイバータ冷却管の肉厚(=1.5mm¹)の1/10にする必要があり、現実的でない。さらに、ダイバータへの入射熱負荷は、原型炉の核融合出力を考慮すれば、ITERの5~6倍になると見積もられる上に、中性子照射による材料の熱伝導率の低下を考慮すれば、ダイバータへの実効的な熱負荷を低減する方策の採用が必須である。その一つとして、前節でも取り上げているように、セバトリクスを掃引(スイープ)し、ダイバータ上のストライク点の位置を連続的に変化させて、実効的な熱負荷の低減を実現するような運転方法も検討されている。このようなダイバータ・スイープを伴うようなプラズマ運転を行う場合、掃引周波数(スイープ周波数)の選び方によっては、ダイバータに疲労損傷を引き起こすことになる。図 5.3-12 は核融合原型炉のダイバータのアーマ候補材であるタングステンに対して、正弦波状に周期的に変動する熱負荷が入射した場合に、無限板厚をもったタングステンアーマ(半無限固体)に生じる温度振幅とその板厚(タングステンアーマ表面からの深さ)の関係を、掃引周波数1Hz~1kHzの場合について示した。この場合のタングステンアーマ内部での温度応答は、(5.3-5)式で表される。[5.3-14] なお、前項の3次元

熱応答解析とは、取扱う材料構成、物性値の温度依存性などで解析条件が異なることに留意する必要がある。

$$T = \frac{A}{\sqrt{2\lambda k}} e^{-kx} \sin(\omega t - kx - \frac{\pi}{4}) \quad (\text{式 5.3-5})$$

A : 熱負荷振幅 (ここでは 5MW/m^2 の振幅とし, $0 \sim 10\text{MW/m}^2$ の熱負荷の変動を仮定)

λ : 熱伝導率 (W/m/K) $k : \sqrt{\frac{\omega}{2a}}$

a : 熱拡散率 (m^2/s)

ω : 角周波数

x : タングステンアーマの深さ方向距離 (m)

この計算では、タングステンアーマを半無限固体とみなし、その表面に正弦波状に周期的に変動する熱負荷が入射することを仮定している。この図からわかるように、タングステンアーマ内部での温度振幅は、アーマ表面からの距離が大きくなるに従い小さくなり、掃引周波数を 1kHz とすれば、ダイバータの構成材料はセパトリクスの掃引による影響をほとんど受けないことが予想される。逆に、掃引周波数が低くなると、タングステンアーマ内部 (この場合、冷却管との接合部近傍を考慮) において有意な温度振幅を生じることになり、掃引による疲労が懸念されることになる。

なお、この計算は、1次元の定常周期熱伝導計算という簡易モデルでの計算であるため、セパトリクスの掃引周波数とタングステンアーマ内部に生じる温度振幅に関して、ある程度の目安を与えることを目的としたものであり、セパトリクスの掃引周波数を精確に決めるためには、前節で示したようなダイバータ断面構造を模擬した3次元モデルによる熱応答解析を実施する必要がある。

本節では、核融合炉ダイバータとして Slim-CS と呼ばれる原型炉のダイバータや、現在製作を進めつつある ITER ダイバータを例に取ったため、一次応力が低く、二次応力が支配的なダイバータ構造の熱応力や疲労について述べた。一方、核融合炉による効率的な発電の観点から、ダイバータ冷却水の熱利用を考慮する場合、冷却水条件は既存の軽水炉の冷却水条件と同等のものが必要になるとみられる。そのような場合には、二次応力の評価のみならず、冷却水内圧による一次応力の評価も重要となる。

今後、原型炉のより詳細な設計に向け、ダイバータ構造に対する、冷却水内圧・電磁力による一次応力評価に加え、ダイバータ冷却構造部の構成材料及び断面の接合構造並びにセパトリクスの掃引のようなプラズマの運転方法をも考慮した熱応力・疲労の評価を行う必要がある。

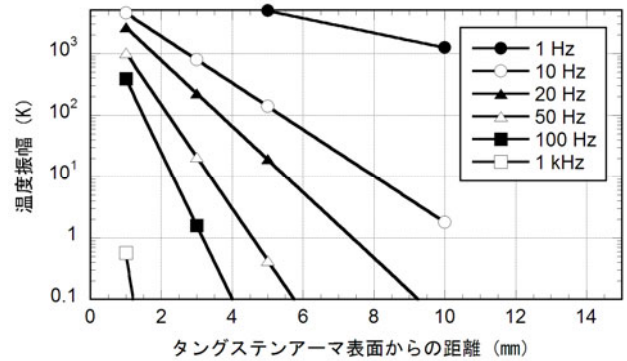


図 5.3-12 半無限固体の定常周期熱伝導に基づくタングステンアーマ内に生じる温度振幅 (表面熱負荷が $A \cdot \sin(\omega t)$ で与えられる場合)ただし、タングステンの熱物性値は高温 (1000K) 時のものを使用した。

参考文献

- [5.3-1] 関 昌弘, 荒木政則, 機械の研究 (Science of Machine), Vol. 47, No. 1, January 1995 85-89, also ITER Technical Basis, ITER EDA Doc. Series No. 24, IAEA, Vienna, 2002.
- [5.3-2] S. Nishio et al., Fusion Engineering and Design 19(1992) 203-211
- [5.3-3] M. Araki et al., Fusion Engineering and Design 22(1993) 217-227
- [5.3-4] M. Araki et al., Fusion Technology, Vol. 29, 519-528 (1996)
- [5.3-5] M. Araki et al., in Proc. of 18th SOFT, Fusion Technology 1994, 251-254 (1995)
- [5.3-6] M. Araki et al., Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 39, No. 14, 3045-3055 (1996)
- [5.3-7] S. Suzuki et al., J. Plasma Fusion Research, Vol. 82, No. 10, pp.699-706 (2006)
- [5.3-8] K. Tobita et al., Fusion Engineering and Design, Vol.81 pp.1151-1158 (2006)
- [5.3-9] S. Suzuki et al., Journal of Nuclear Materials, Vol. 258-263, Part 1, pp.318-322 (1998)
- [5.3-10] S. Suzuki et al., Fusion Engineering and Design, Vol. 49-50, pp.343-348 (2000)
- [5.3-11] E. Diegele et al., Nuclear Engineering and Design, Vol.158, pp.95-110 (1995)
- [5.3-12] E. Diegele et al., Journal of Nuclear Materials, Vol. 233-237, pp.62-71 (1996)
- [5.3-13] たとえば, S. Jitsukawa et al., Journal of Nuclear Materials, Vol. 307-311, Part 1, pp.179-186 (2002)
- [5.3-14] 伝熱工学資料 改訂第 4 版 日本機械学会 (1986)

5.4 超伝導コイルと極低温システム、電源システム

5.4.1 超伝導コイル

重水素(D)―三重水素(T)反応を継続して起こさせる核融合炉では、大きなプラズマ小半径を有するプラズマの生成、維持が必要である。また、プラズマの閉じ込め時間はプラズマ中心磁場を上げると増加する。核融合炉用大型超伝導コイルは磁場閉じ込めのための強い磁場を安定して作り出すものであり、トカマク型核融合装置では、図 5.4-1 に示すように、トロイダル磁場(TF)コイル、ポロイダル磁場(PF)コイルおよび中心ソレノイド(CS)コイルから構成される。

大きなプラズマ断面でかつプラズマ中心磁場を上げるためには TF コイルのコイル電流を上げる必要がある。PF コイルは大半径方向のプラズマ位置を制御するが、この上下方向の磁場と TF コイルの電流とが作る電磁力は中央水平面から上と下で逆方向となる。ちょうど、大きなボールの上半分と下半分をねじめるような荷重が作用する。導体について見れば、導体長手方向と垂直な方向の電磁力(横荷重)を受けることになる。また、プラズマ断面形状が一定で、プラズマ中心磁場を上げる場合を考えると、中心磁場を 2 倍にするためには TF コイルの電流を 2 倍にする必要があり、PF コイルが作る上下方向の磁場も 2 倍になる。すると、TF コイルが受ける電磁力は 4 倍となり、構造材料の設計耐力が同じであるとすれば必要となる構造材料の断面積は 4 倍となる。さらに、核融合反応で発生する中性子は、ブランケットを透過し、また、加熱用のポートなどから漏れいし、超伝導コイルに到達する。この中性子による超伝導コイル材料の特性変化も大変重要な検討課題である。

このようなことから、ITER 以降の DEMO などの核融合装置を想定した場合、以下のような項目が重要検討課題である。

(1) 超伝導導体の長手方向と垂直方向(横方向)に巨大な電磁力が作用する。後述するように導体内部には多数の撚られた超伝導素線が通されているが、この電磁力によって素線同士は横方向に圧縮され、素線が斜めに交差している場所では交差点に大きな集中荷重が作用し、素線の超伝導特性が劣化する[5.4-1]。ITER TF コイルの場合、導体の通電電流は 68 kA、導体受ける最大経験磁場は 11.8 T である。従って直径約 40 mm の導体受ける最大の横方向電磁力は約 80 ton/m となる。例えば、導体の通電電流 100 kA、経験磁場 15 T の場合を考えると、横方向電磁力は約 150 ton/m となり、導体が 100 本あるコイルを想定するとコイル電流は 10 MA、導体を格納している構造物(コイル容器)が支えるべき電磁力は 1 m あたり 15,000 トンとなる。このような巨大な横方向電磁力に耐える導体開発が必要である。(横荷重対策と大電磁力導体開発)

(2) 核融合炉運転中に超伝導コイルは中性子の照射を受ける。この中性子照射により構成材料は放射化され γ 線などの放射線を発生するようになる。そのため、

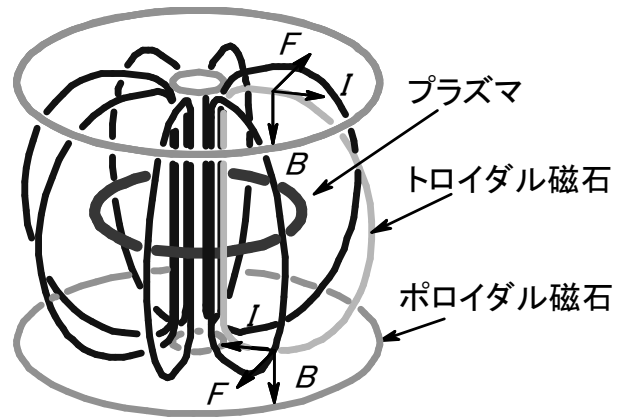


図 5.4-1 三つのコイルの模式図と電磁力

中性子ならびに γ 線などの照射による超伝導コイル材料の特性変化を把握することが設計上、また、装置運転上重要である。(放射線照射効果)

(3) プラズマ断面積を大きくするほど、また、プラズマ中心の磁場を上げるほど、電磁力は大きくなり、それを支持するための構造材料の断面積が大きくなる。ITER ではこれまでに開発されてきた極低温構造材料で設計、製作が可能であるが、今後の更なる大電磁力化に対してどのように対応できるか検討が必要である。(極低温構造材料)

以下にこれら 3 項目に焦点をあてて解説する。

5.4.2 横荷重対策と大電磁力導体開発

核融合炉では大きな空間に高い磁場を作り出す必要がある。そのため、コイル電流はメガアンペア・ターン級となる。ITER TF コイルの場合には、必要とされるコイル電流は 9.11 MA で、その電流を 134 ターンの導体で作りに出している。従って、一本あたりの導体電流は 68 kA となる。ターン数を決定する際にはインダクタンス(L)が重要で、導体を小さくし、ターン数を増やして導体電流(I)を下げるとLが大きくなる。Lは通電開始時や減磁時のコイル両端電圧に影響し、コイル電流変化(dI/dt)に対して、L(dI/dt)の逆電圧が発生する。Lが大きいとコイル電源には高い電源電圧が必要となり、電源容量が大きくなる。また、Lが大きいと、コイル遮断時のコイル電圧が非常に高くなり、高い対地絶縁性能が要求される。逆に、ターン数を減らしてLを下げるとIが増加する。Iが大きいと電源の電流容量が大きくなり、また、dI/dtも大きくなる。このようにLとIの決定はコイル製作に決定的な影響を及ぼすため、電源や絶縁方法などを考慮して決定することになる。

数十 kA といった大電流を流すための導体として、ケーブル・イン・コンジット(cable in conduit)超伝導導体を用いられる。直径 0.8 mm 程度の超伝導素線を約 1000 本撚り合わせ、一本のケーブルとしたものをステンレス鋼などで製作されたコンジットと呼ばれる円管の中に引き込んだ導体である。ITER CS コイル用導体の模式図と断面写真を図 5.4-2 に示す。[5.4-2]

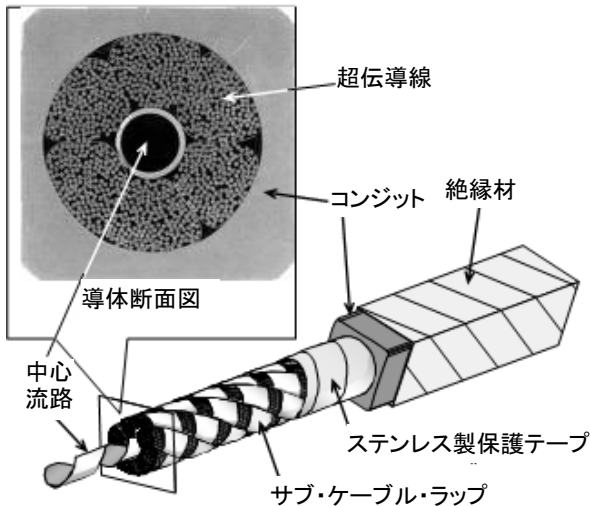


図 5.4-2 ケーブル・イン・コンジット導体の例 (ITER CS 用超伝導体)

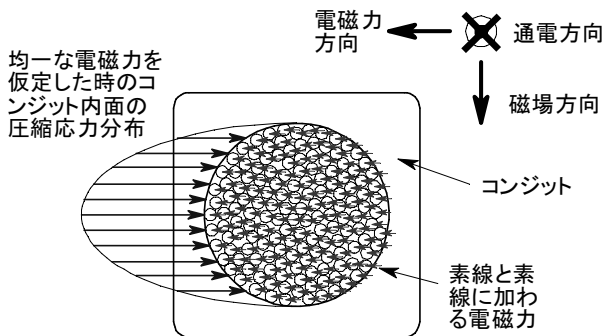


図 5.4-3 素線とコンジット内面の受ける電磁力

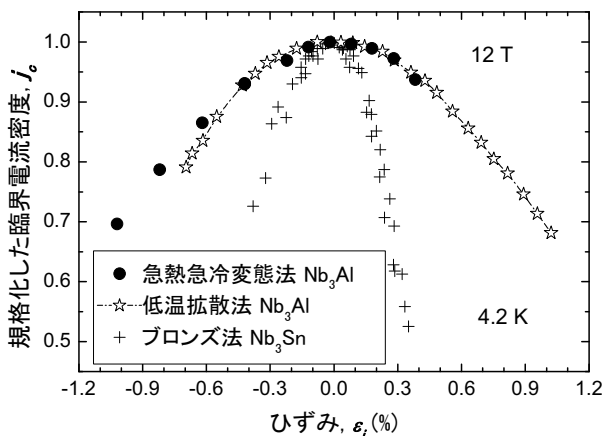


図 5.4-4 臨界電流の軸ひずみ依存性

中心部に超臨界圧ヘリウムを流すための流路を確保し、周辺部に超伝導素線が配置されている。このような導体に電流を流すと各素線に分散して電流は流れる。各素線の電流値が同じであるとすると(実際にはわずかの接続抵抗の違いやインダクタンスの違いによって各素線の電流値は大きく異なる。), 図 5.4-3 に示すように外部磁場に依存して、素線全体が一定方向に寄せられるような電磁力を受ける。素線が通過している側を内面とすると、内表面には図 5.4-3 に示すような圧縮応力が分布することになり、図の左側のコンジット内表面に接するように位置する素線は大変大きな横方向圧縮荷重を受けることになる。素線は撓られているため、横方向荷重が最大となる位置にある素線は導体長手方向に見ていくと順に変わっていき、すべての素線が壁際の位置にくる。この圧縮荷重により素線は機械的ひずみを受け、臨界電流は低下する。

臨界電流の軸ひずみ依存性を図 5.4-4 に示す[5.4-3]。縦軸は素線長手方向ひずみが零の時の臨界電流で規格化したもので、横軸は素線を長手方向に引張もしくは圧縮した時のひずみである。 Nb_3Sn 、 Nb_3Al ともに上に凸の放物線のような形となり、引張ひずみに対しても、圧縮ひずみに対しても臨界電流が劣化する。 Nb_3Sn の場合には、ひずみに対する臨界電流の劣化が甚だしく、そのためコイル巻き線時には巻線(機械ひずみ付与)後に Nb_3Sn 生成の熱処理をするという Wind and react を行うことになる。しかし、 Nb_3Al では劣化の度合いが小さいため、巻線前に超伝導相生成のための熱処理を行い、その後に巻線を行うという React and wind が可能となる。 Nb_3Al 線材は Nb_3Sn 線材より臨界磁場が高く臨界電流も大きいので、次期の大型核融合炉用超伝導コイル用素線としてその使用が期待されている。

横方向荷重による臨界電流の低下を抑えるため、ITER TF コイル用導体では、撓り線の撓りピッチを長くし、かつ、コンジット内の空隙率(Void ratio)を 2-3% 下げて、コンジット内に素線をさらに詰め込む対策がなされた。その結果、空隙率は 30% 程度となり、定格通電の繰返しによる臨界電流の低下はかなり小さくなった。これらの結果に基づき、2 万回から 3 万回の通電の繰返しに対しても臨界電流の劣化が少ない CS や PF 用導体の製作が進められている。

今後の素線開発においては、臨界電流の向上をさらに進めるとともに、素線表面が硬く素線間の圧縮によって局所的な変形が生じにくく、かつ、交流損失低減のために素線表面が適当な電気抵抗を有するような断面構成が必要となる。また、電磁力による素線の移動を抑える超伝導体構造の検討も必要である。素線の移動を抑制した導体の一例として、超伝導ケーブルを氷で固め、臨界電流の劣化を検討した結果を図 5.4-5 に示す[5.4-4]。氷は極低温でダイヤモンド並みの熱伝導率を有するが、撓り線ケーブルに氷を含浸させることにより、30 kN 近い荷重(荷重が 25 kN の時、ケーブル部分の応力は 36.6 MPa)に対しても臨界電

流の低下が抑えられていることが分かる。氷の効果は、素線が交差する位置に機械的ひずみを集中させないことにある。素線全体を氷で包み込むことにより機械的ひずみを広い範囲に分散させることができ、局部的なひずみ集中を抑制した結果、臨界電流の低下を防止できたものと考えられる。

図 5.4-6 は高温超伝導線材を含む幾つかの超伝導線材の臨界電流密度の磁場依存性を示したものである[5.4-5]。温度が 4.2 K の場合、YBCO や Bi2223 の臨界電流密度は大変高い。このことから高温超伝導材料の核融合炉用超伝導コイルへの期待があるが、次のような問題点が指摘されている。一つは線材が丸線ではなくテープ状であることである。テープ線材では磁場変動時に大きな遮蔽電流が流れ、そのまま流れ続ける。そのため実効的な臨界電流は低下する。二つ目は電磁力対策が明確でないことである。これらの高温超伝導テープ線材は機械的ひずみに大変敏感であり、上述したような非常に大きな電磁力が作用した時、テープ線材に作用する機械的ひずみが確実に一定値以下となるような構造上の対策が必要である。また、高温超伝導コイルの使用によってコイル温度を向上させることができるという期待があるが、後述するように極低温構造材料の設計耐力は温度の上昇とともに減少するため、同じ電磁力を支えるための構造材料断面積は設計耐力の減少分だけ増加することになる。

超伝導コイルの一部が常伝導となり、その常伝導部が広がって抵抗を生じ始めるとジュール発熱を生じるようになり、どんどん発熱を続けるようになる。このような状態になるとコイルを守るために電流を遮断する必要がある。このような状態をクエンチと呼ぶ。クエンチはコイル両端部等に取り付けた電圧端子からの信号によって判断され、コイル電流の遮断動作に引き継がれる。核融合炉用超伝導マグネットは非常に巨大で、コイルの蓄積エネルギーが大変大きい。従って、電流を遮断する際に、その大きなエネルギーを如何に消費するかを検討する必要がある。また、一つのコイルが突然磁場を減少させると、全体の電磁力のバランスが崩れ、構造自体が崩壊することも考えられる。このようなことから、遮断時には、コイル保護と同時に核融合炉全体の健全性を保つような対策が必要である。具体例は後述するコイル電源の課題を参照されたい。

本稿では触れないが、導体接続部構造と接続部抵抗、交流損失、絶縁抵抗などの項目も大電磁力導体の開発、核融合炉用超伝導コイルの製作にあたって重要な検討項目である。

5.4.3 超伝導コイル材料の放射線照射効果

超伝導コイルは超伝導線材、電気絶縁材料、構造材料で構成され、それぞれ以下のような特徴がある。

超伝導線材：Nb₃Sn のような超伝導材料(Nb₃Sn を生成するため純 Nb と Sn-Cu 合金(ブロンズ法)もしくは純 Sn, 純 Nb と Cu(内部錫拡散法))。安定化材としての純銅もしくは純アルミニウム。表面抵抗を確保するため

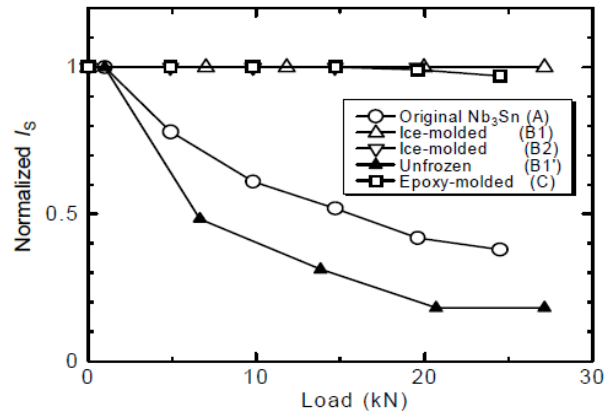


図 5.4-5 氷含浸した撚り線ケーブルの臨界電流の変化

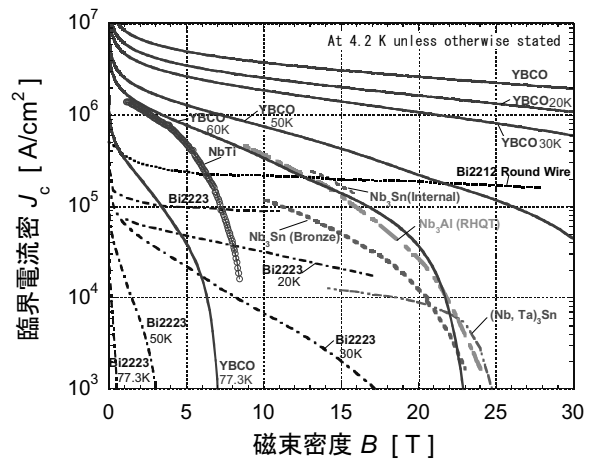


図 5.4-6 幾つかの超伝導線材の臨界電流密度の磁場依存性

の Ni や Cr などの素線表面メッキ材料。

電気絶縁材料：電気絶縁を担うポリイミドフィルム、ポロン無添加のガラスクロスや紐、有機樹脂。

構造材料：コンジット、コイル容器、電磁力支持構造、コイル同士を固定するボルトやキー。材料としては SUS316LN, JJ-1 や Ni 基超合金など。

これらの材料の内、中性子照射によって最も早く(少量の照射量で)特性変化を生じるのは純銅や純アルミニウムの電気抵抗である。電気抵抗値は照射に伴って増加する。照射量の増加に伴い超伝導線材と絶縁材料の特性変化が表れるようになる。しかし、超伝導材料の特性変化が表れるのは、構造材料の強度変化が生じ始める照射量より 3 桁ほど小さい領域である。

以下に超伝導線材と電気絶縁材料の中性子照射効果について概説する。

▽ 超伝導線材

超伝導材料の中性子照射効果に関する研究は 1970 年代後半にすでに始められており、1980 年代に研究用原子炉などで貴重な研究が実施された。しかし、

超伝導線材の技術開発が飛躍的に進んだことから、2000 年に入り新しい超伝導線材の特性評価を体系的に進めようという動きが起こっている。

NbTi, Nb₃Sn, Nb₃Al 線材の中性子照射後の臨界電流の磁場依存性を図 5.4-7 に示す[5.4-6]. NbTi は合金であり、中性子照射に対して強いことが知られている。Nb₃Al 線材は 1980 年代から開発が進められてきた線材であり、中性子照射効果は全くと言って良いほど研究されていない。上述したように、機械的ひずみに対する特性が Nb₃Sn 線材より優れていることから、ITER 後の有力な線材であり、その特性評価が待たれる。これまでの研究では、Nb₃Al 線材は 19 T 以上の磁場範囲では明確な臨界電流の変化は認められていない。Nb₃Sn 線材については、中性子照射量の増加に伴って臨界電流は増加しており、また、その増加は低磁場側から大きくなっていくことが明らかにされてきている。臨界磁場に近い高磁場領域では、ある程度以上の中性子照射がなされないと、臨界電流、臨界磁場ともに変化が起きない。

臨界電流は量子化された磁束のピン止め点の強さに依存し、また、結晶粒界付近の酸化物などがピン止め点となることが知られている。中性子照射によって結晶粒内部に格子間原子や原子空孔が形成され、これらの照射欠陥の密度が上がるにつれて、ピン止め力の増加し、その結果、臨界電流が増加するものと考えられる。

Nb₃Sn 線材の中性子照射量と臨界電流の変化の度合いに関する従来の結果を図 5.4-8 に示す。横軸は 0.1 MeV 以上の中性子の個数である。図 5.4-7 に示したように、臨界電流の変化の度合いは、臨界電流を計測する磁場の強さに依存する。図 5.4-8 の結果はある一定磁場において求められたものであり、磁場の影響が考慮されていない点に注意が必要である。一般的な傾向としては、中性子照射量が増えるにつれて臨界電流は増加し、その後減少する。1.0 x 10²³ n/m² 程度の照射量になるとほぼ確実に臨界電流は未照射のものより低くなる。上述したように、臨界電流は磁束のピン止め点のピン止め力に依存する。ピン止め力は超伝導線材の製法に依存するため、同じ Nb₃Sn 線材でも異なった結果となる。

臨界温度と照射量の関係を図 5.4-9 に示す。1.0 x 10²¹ n/m² 以上の照射量で臨界温度は低下し始め、1.0 x 10²³ n/m² 程度で 4 割から 8 割程度に臨界温度は低下する。このような臨界温度の低下が起こり始めると、電流分流通開始温度と臨界温度との差が小さくなり、超伝導導体の熱的安定性が低下することになる。

ITER 以降の DEMO 炉では、ITER 以上の中性子が発生する。しかし、Nb₃Sn 超伝導線材では、ITER の設計値である 1.0 x 10²² n/m² 以上の中性子照射量は臨界温度を低下させるため危険である。従って、ITER 以上の中性子遮蔽が実現される必要がある。Nb₃Al 線材については、Nb₃Sn 線材でなされてきたような実験を実施し、臨界電流や臨界温度の変化の特性を正確

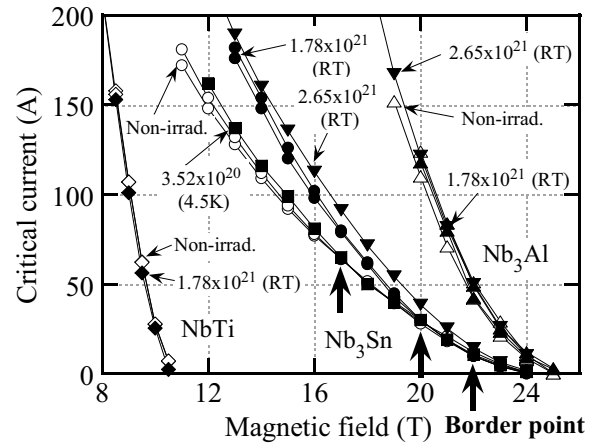


図 5.4-7 NbTi, Nb₃Sn, Nb₃Al の 14MeV 中性子照射による臨界電流の変化

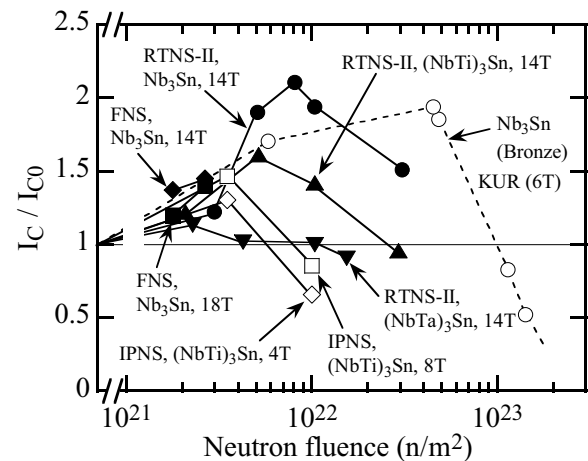


図 5.4-8 臨界電流の変化と中性子照射量の関係

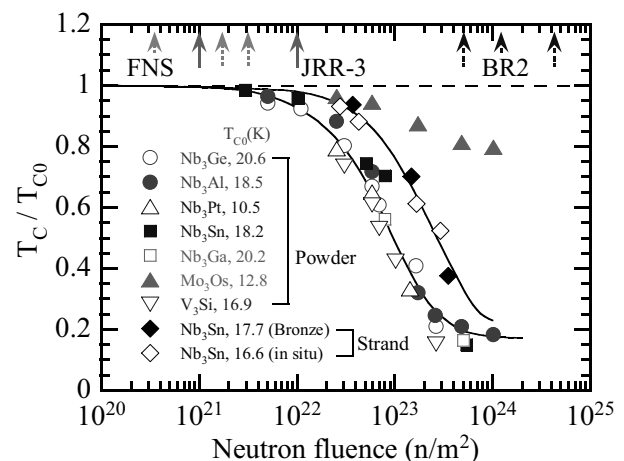


図 5.4-9 臨界温度の変化と中性子照射量の関係

に把握しなければならない。超伝導コイルは核融合装置の運転中に中性子を受け、次第に臨界電流が変化し、臨界温度が低下して行くが、それらの変化の過程を検出する手段は今の所考えられていない。照射量が最も高いと想定される場所にモニター用の小型の超伝導コイルを設置し、そのコイルの臨界電流、臨界温度を定期的に測定して大型超伝導コイルの状態を推定するといった方法も検討されなければならない。

▽ 電気絶縁材料

ITER の超伝導コイル設計では、0.1 MeV 以上のエネルギーを持つ中性子量は $1.0 \times 10^{22} \text{ n/m}^2$ 以下と決められており、この中性子量は大雑把に 10 MGy の吸収線量に相当する。従って、これらの中性子量、吸収線量における絶縁材料の特性評価が求められる。超伝導コイルの電気絶縁は大きく二つに分けられる。一つは超伝導導体間の絶縁であり、他の一つは超伝導コイルの対地絶縁である。導体の絶縁にはポリイミドフィルムが用いられ、フィルムの固定と形状の確保のために有機樹脂が用いられる。樹脂が割れてポリイミドフィルムが裂けるのを防ぐためにガラスクロスもポリイミドフィルムの間にはさみ、有機樹脂で強化する構造となっている。一般には、ガラスクロス／ポリイミドフィルム／ガラスクロス(G/K/G 構造)が繰り返され、一定の幅のテープの半分が重なり合うようにして(half lapping)順次導体に巻きつけられていく。コイル状に成形された後に樹脂が真空含浸され、ガラスクロス中に樹脂をきれいに浸み込ませる。その後、百数十℃でキュアされ、樹脂は硬化する。樹脂を含浸させたテープ(Prepreg)を用いる場合もあるが、ITER TF コイルでは残留気泡を低減し、確実に含浸させるために真空含浸が行われる。コイル容器の対地絶縁は、コイル容器内面に Prepreg などを積層しキュアによって硬化させるもので、作業空間としては十分な空間がある。コイル容器とコイルパック(導体をコイル状に成形したもの)との隙間には、ガラスクロスやガラス繊維紐等が詰め込まれる。この空間もコイル容器側の対地絶縁の一部ということができる。

このような電気絶縁材料に中性子や γ 線などの放射線が照射されると樹脂とポリイミドの界面の接合力が低下し、はく離を生じ易くなる。また、樹脂の粘さがなくなり脆くなるとともに、圧縮や引張強度が低下する。このような機械的特性変化は引張試験や層間せん断強度で評価されてきている。

図 5.4-10 はシアネートエステル(CE)とエポキシ(EP)の混合樹脂を用いて GFRP を試作し、その板から切り出した試験片で 77 K の疲労強度を評価した結果である。 $1.0 \times 10^{22} \text{ n/m}^2$ 照射した(TRIGA 炉、ウィーン)後でも、静的強度、動的強度はほとんど低下しないことが分かる。1990 年代からオーストリア大学連合の H. Weber のグループがこのような研究成果を発表しており[5.4-7]、ITER においてもシアネートエステルの採用が検討されている。近年、西村らは真空含浸による GFRP 板の試作や JRR-3 での照射などを行い、その照射効果を明らかにしてきている[5.4-8]。

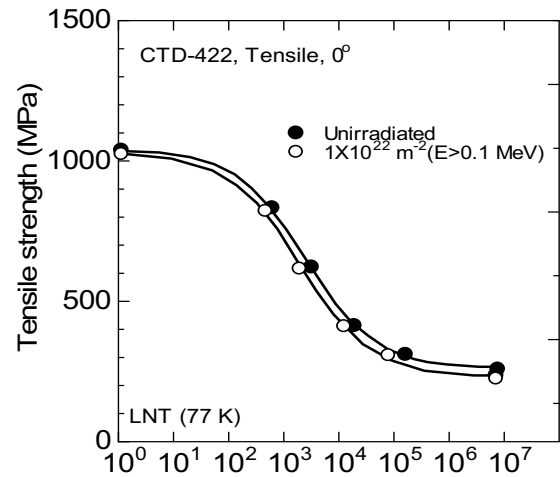


図 5.4-10 CE/EP 混合樹脂 GFRP の中性子照射前後の疲労強度の比較

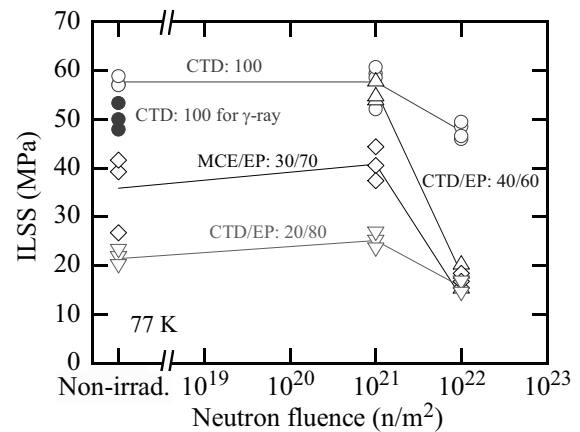


図 5.4-11 CE/EP 混合樹脂 GFRP の中性子照射後の層間せん断強度

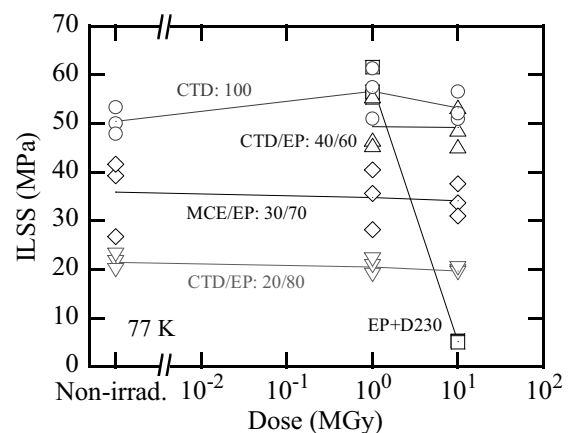


図 5.4-12 CE/EP 混合樹脂 GFRP の γ 線照射後の層間せん断強度

表 5.4-1 各装置の TF コイル断面に占める構造材料の割合

	EAST	JT60-SA (Old design)	ITER
TF コイルの断面積	0.07 m ²	0.18 m ²	0.78 m ²
最大経験磁場	5.8 T	6.4 T	11.8 T
定格電流 (コイル電流)	14.3 kA (1.86 MA)	26.5 kA	68 kA (9.11 MA)
導体 1 本の電磁力	8.2 ton/m	16.9 ton/m	80.2 ton/m
構造材料の割合	0.37	0.52	0.78
コンジットの割合	0.23	0.18	0.04
絶縁物の割合	0.08	0.06	0.03
ヘリウム流路の割合	0.11	0.10	0.05
銅の割合	0.18	0.12	0.07
超伝導材料の割合	0.03	0.02	0.03

図 5.4-11 はシアネートエステルとエポキシの混合比率を変えて試作した GFRP と 0.1 MeV 以上の中性子量の関係を調べたものである。また、同じ試料を用いて γ 線の吸収線量の影響を調べた結果を図 5.4-12 に示す。これらの試料ではボロン無添加のガラスクロスが 11 層、コロナ処理を施したポリイミドフィルム 10 層が交互に積層されており、成型時の板厚は 2.5 mm である。

シアネートエステルは米国 CTD 社のもの(図中 CTD と表記)、日本製試作樹脂(図中 MCE と表記)を用い、エポキシは一般によく使用される Epikote828 である。これらの樹脂の重量百分率をシアネートエステル 100%、シアネートエステル/エポキシが 40/60, 30/70, 20/80 と変化させている。未照射材の結果はシアネートエステルの混合率を下げると ILSS は低下しており、シアネートエステルが少ないと樹脂の硬化反応自体が十分に進行しないことが分かる。JRR-3 での中性子照射後の結果を見ると、 $1.0 \times 10^{21} \text{ n/m}^2$ の結果は ILSS がほとんど変化しないかもしくは若干増加しており、未反応分の樹脂の硬化が進行しているように思われる。しかし、 $1.0 \times 10^{21} \text{ n/m}^2$ の結果はシアネートエステル 100%の結果も ILSS が低下しており、混合率を変化させたものはその低下が著しい。ウィーンの研究グループからはこのような顕著な ILSS の低下は報告されておらず、原子炉照射時の試料温度などの照射環境が何らかの影響を及ぼしている可能性がある。

Co60 を用いた γ 線照射では、10 MGy で若干の ILSS の低下が認められる場合があるが、その低下の度合いは中性子照射の場合より明らかに少ない。Epikote828 を D230 によって硬化させた GFRP の γ 線照射結果を図 5.4.12 中に示すが、通常よく用いられるエポキシ樹脂と硬化剤の組み合わせでは 10 MGy の γ 線照射で ILSS は大きく低下する。なお、D230 を用いて硬化させた GFRP を中性子照射すると $1.0 \times 10^{21} \text{ n/m}^2$ の照射でスウェリングをおこし、板厚が増加する。

シアネートエステル樹脂で作成した GFRP は中性子照射に対して抵抗があるが、照射環境によっては十分その強度を維持できない可能性がある。中性子照射

環境の影響を十分に検討されなければならない。また、ITER 以後の核融合装置を想定すると、超伝導線材と同様、中性子遮蔽の更なる向上がなければ、有機絶縁材料の使用はかなり難しくなることが予想される。一方、すでにフランスでその取り組みが始められているが、無機絶縁材料の探索、開発研究が必要である。

5.4.4 極低温構造材料

プラズマ中心磁場を上げようとする、電磁力がその二乗に比例して大きくなることを述べた。具体的な例として、中国で建設された EAST、日本の JT-60 の後継装置として設計された JT-60SA(2009 年に設計見直しが行われる前の旧設計)、ITER、それぞれの TF コイルの断面に占める構造材料の割合を検討した結果を表 5.4-1 に示す[5.4-9]。表中には、それぞれの装置の TF コイルの断面積、最大経験磁場、定格電流なども同時に示す。コイルの最大経験磁場が増加するにつれて一本の導体が受ける電磁力は大きくなり、EAST と ITER では約 10 倍異なっている。コイル断面に占める構造材料の割合は EAST で約 37%であるのに対して、ITER では約 78%を占める。EAST では Type316 ステンレス鋼が用いられ、ITER では窒素添加で強度を向上させた Type316LN が用いられる。ITER TF コイルの In-board 側では、さらに強度が必要であるため、設計耐力が 1,070 MPa の FMJJ1 鋼が用いられる。

この結果から ITER 後の DEMO 炉などを推測すると、コイルの断面構造が構造材料ばかりになってしまうのではないかと危惧される。例えば、最大経験磁場 15 T、導体の定格電流 100 kA 場合、導体一本作用する電磁力は 150 ton/m になり、ITER の約 2 倍の電磁力となる。ITER と同じような構造であるとすれば、コイル断面積も約 2 倍となり、このような構造では TF コイル自体が大変太くなり、特に In-board 側で構造が成立しなくなる可能性が高い。

2008 年に機械学会規格として、「核融合設備規格 超電導マグネット構造規格(JSME S KA1-2008)」が制定された。この規格は ITER TF コイル容器の設計、

表 5.4-2 超電導マグネット構造規格 (JSME S KA1-2008)に規定された極低温構造材料

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	N	C+N
FMJJ1	0.030 max.	0.75 max.	9.00 - 11.00	0.035 max.	0.015 max.	11.00 - 13.00	11.00 - 13.00	4.00 - 6.00	0.21- 0.27	-
FM316LNL	0.030 max.	0.75 max.	2.00 max.	0.035 max.	0.020 max.	10.00 - 14.00	16.00 - 18.50	2.00 - 3.00	0.05- 0.12	≥ 0.080
FM316LNM	0.030 max.	0.75 max.	2.00 max.	0.035 max.	0.020 max.	10.00 - 14.00	16.00 - 18.50	2.00 - 3.00	0.10- 0.17	≥ 0.130
FM316LNH	0.030 max.	0.75 max.	2.00 max.	0.035 max.	0.020 max.	10.00 - 14.00	16.00 - 18.50	2.00 - 3.00	0.15- 0.22	≥ 0.180

製作を想定したもので、品質管理をも含め、世界初の超伝導コイル製作に関わる総合的な規格である。

この規格では、4種類の極低温構造材料が規定され、それらの超伝導コイル製作への使用が認められている。4種類の構造材料の化学組成を表 5.4-2 に示す。材料コードの初めの FM は Fusion Magnet の頭文字をとったものである。初めの FMJJ1 はこれまで JJ1 鋼として開発されてきたもので、4 K での強度が大変高い。他の 3 種類の鋼は、SUS316LN 鋼を炭素量と窒素量の和 (C+N) でグループ分けしたもので、FM316LNH が (C+N) が最も高く、極低温強度も 3 種の中で最も高い。超電導マグネット構造規格では、これらの鋼を溶体化熱処理したままで使用する場合の設計降伏強度、設計引張強度を規定している。最も高強度な FMJJ1 鋼の設計降伏強度および設計引張強度の温度依存性を図 5.4-13 に示す。板厚が 200 mm 以下の場合、設計降伏強度は 1,070 MPa であり、設計引張強度は 1,445 MPa である。現在の所、これらの強度以上の構造材料は規定されておらず、新たな極低温構造材料の開発が期待される。

極低温構造材料は、4 K 下で高い降伏強度と十分な破壊靱性を有するように、精力的にその開発がなされ 4 K での降伏強度 1,200 MPa 以上、破壊靱性 $200 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 以上を目標とした鋼材開発が推し進められた。FMJJ1 鋼はその結果開発された高マンガン非磁性鋼の一つである。今後の更なる高強度材料の開発を展望すると、JAERI Box の破壊靱性を多少犠牲にし、

降伏強度をさらに向上させるという方向性が考えられる。しかし、同時に溶接性、加工性が良いことも要求されるため、溶接材料の開発とバランスを取りながら構造材料開発が進められなければならない。

なお、これまでの議論は 4 K での超伝導コイルの運転を前提としているが、例えば 20 K での運転を想定する場合、FMJJ1 の設計降伏強度は 992 MPa となり、4 K 運転の場合に比べ約 80 MPa 小さくなる。この設計降伏強度の減少分は、コイル構造の断面積を増やすなどの対策によって補われなければならない。

5.4.5 コイル電源

核融合炉用の大型超伝導コイルの定格電流値は数十 kA から 100 kA である。電圧は水冷バスラインの距離やコイルのインダクタンス、励磁速度に依存するが、1,000 V 程度である。このような大電流直流電源の設計、製作はすでに行われており、新たな研究開発要素はほとんどない。ただ、重要なことは、緊急時に確実にコイル電流を遮断し、コイルが保持しているエネルギーを放出させることである。

ITER TF コイルの回路概念図を図 5.4-14 に示す。ITER の場合には二つの TF コイルが 1 セット (セットコイル) になり、それぞれのセットコイルの両端に 1-2 kΩ の終端抵抗 (Terminal Resistance) が設けられている。セットコイル間には高速放電ユニット (Fast Discharge Unit) が挿入され、FDU の内部では、直流遮断機 (DCS, 真空遮断器とバイパススイッチで構成)、起爆始動型遮断機 (Pyrobreaker, PB, 爆薬を使って回路を断つ機構) と抵抗が図 5.4-14 のように結線されている。通常は、直列につながれている DCS と PB に 68 kA の電流が流れているが、遮断が必要になると DCS を開放し、それでも解放されない場合には PB が起動し、回路を開放する [5.4-9]。回路が解放されると電流は並列に設置されている抵抗に流れ、9 個のセットコイル (L) と 9 個の抵抗 (R) が交互に配置された L-R 回路が構成される。セットコイルに蓄積されていたエネルギーはこの抵抗で熱に変わり、電流は減衰する。鉄の比熱が $0.444 \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ で温度に対して一定とすると、1 GJ の蓄積エネルギーによって 2 トンの鉄は 1,126 度に加熱させる。ITER TF コイルは 18 個あり、総蓄積エネルギーは約 35 GJ である。単純に計算すれば、70 トンの鉄を約 1000 度に加熱することになる。この鉄が超伝導

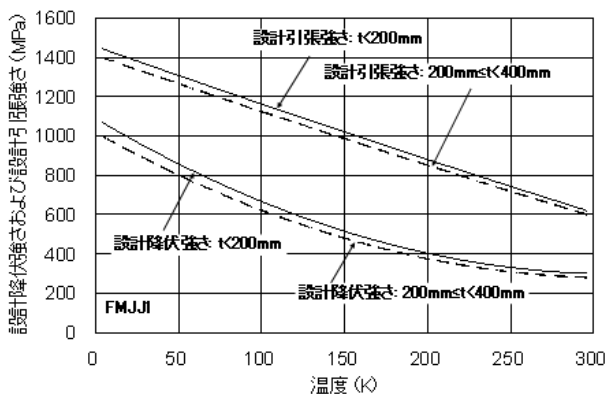


図 5.4-13 FMJJ1 の設計強度と温度の関係

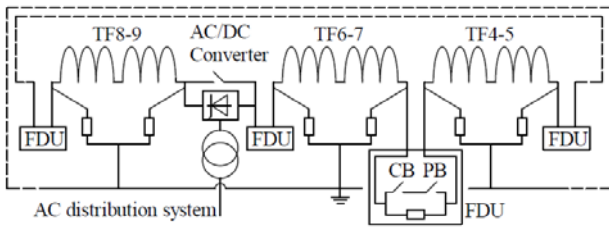


図 5.4-14 ITER TF コイルの結線概念図

コイルの保護抵抗の役割を果たす。もしコイルの持つエネルギーが超伝導コイル内の限られた領域に集中するとコイルの一部は溶解する。このようなトラブルは核融合炉用超伝導マグネットシステムとしては致命的である。ITER TF コイルでは 9 個の FDU が設置され、これら 9 個の FDU で確実に同時電流遮断がなされなければならない。もし、一つの FDU の遮断が不成功の場合、保護抵抗が一つなくなることになり、電流の減衰時定数が大きくなるとともに保護抵抗の温度上昇が大きくなる。各 TF コイルは直列に配列されているため、減衰中も各コイルの電流値は同じであり電磁力の不均衡は生じない。PF コイル、CS コイルにはそれぞれ 6 個の FDU が設けられており、TF コイルの遮断時には、これらの FDU も同時に遮断する必要がある。これは、TF、PF、CS それぞれの強い電磁氣的結合による各コイル間の電磁エネルギーの移動の低減と、装置全体としての電磁力バランスを維持するためである。

ITER の場合、21 個の FDU すべてが確実に、同時に電流遮断をするシステムを確立する必要がある。また、異常電圧を検出し、評価し、遮断信号を出し、遮断動作に至る時間も重要である。これらの動作過程で時間を費やしているとコイル内部のある特定の場所の温度がどんどん上昇していくことになる。これらの時間設定においても、TF、PF、CS それぞれのコイルの特性を考慮し、バランス良く設定を行う必要がある。

5.4.6 ヘリウム液化冷凍機

超伝導マグネットを超伝導状態に維持するためには、超伝導マグネットやその支持構造物の温度を 4.5-5.0 K という極低温に維持する必要がある。1 気圧下で沸点が 4.2 K のヘリウムは、極低温機器の冷媒として利用できる唯一の物質である。

超伝導マグネットの熱負荷は大きく分けると次のようなものがある。高温側からの輻射熱および高温側からの伝導熱（定常熱負荷）、磁場変動時の交流損失および渦電流発熱（交流損失）、超臨界圧ヘリウムポンプや低温圧縮機からの熱侵入（低温圧縮機負荷）、放射線照射による核発熱（核発熱）である。その他に NBI などのクライオポンプや低温利用者の熱負荷がある。ITER では、定常的な運転の場合、定常熱負荷は約 12 kW、交流損失は約 15 kW、低温圧縮機負荷は約 17 kW、その他が約 10 kW で、核発熱が約 3 kW とされている。（熱負荷はいずれも 4.2 K における平均的

な値）特に核発熱については、中性子の透過や漏えいが多い場合にはかなり増加することが考えられる。

ヘリウム液化冷凍機は、日本の LHD、CERN の LHC など 10 kW (4.2 K) 前後の製作実績があり、これら大型冷凍機を並列に配置することによって巨大なヘリウム液化冷凍システムを構築することができる。

このヘリウム液化冷凍システムの設計において非常に重要なことの一つは、ディスラプションや垂直不安定性などの急激な熱負荷変動が生じた時に、如何に安定してコイルと液化冷凍機を切り離すか、また、切り離れた後、コイルが健全性を保ちながら異常事態に耐えることができるか、さらに、再接続を容易に行うことができるか、といった運転シナリオが事前に十分検討されていることである。模式的なヘリウムフロー図を図 5.4-15 に示す。ヘリウム圧縮機で圧縮されたヘリウムガスは断熱膨張によって温度が下がり、その冷えたヘリウムガスと室温のヘリウムガスを熱交換させながら 10 K 以下のヘリウムガスを生成する。その極低温ヘリウムガスを J-T バルブで断熱膨張させ、液化する。巨大な冷凍能力が要求されるため、ヘリウム圧縮機やコールドボックス（熱交換機や断熱膨張タービンなどが格納された真空容器）は核融合炉本体から何百 m も離れた場所に設置される。このような距離を液送すると液体ヘリウム中にヘリウムガスが混在した 2 相ヘリウムとなり、冷却能力が低下する。そのため、核融合炉近くに別の液体ヘリウム貯槽を設置し、その貯槽内に熱交換機を設け、独立した別の冷却回路（cooling circuit）を構成する。超伝導コイルや支持構造物への冷却回路を CC-I、CC-I が接続される液体ヘリウム貯槽を LHeT-II とすれば、超臨界圧ヘリウム圧縮機 (SHeC) により約 4.5 K、5 Bar の超臨界圧ヘリウムが超伝導マグネットなどに送られ、温まった超臨界圧ヘリウムが LHeT-II に戻ってくる。LHeT-II からの戻りのガスは低温圧縮機で 400-500 m 離れた圧縮機建屋内の液体ヘリウム貯槽 (LHeT-I) に送られ、そこで冷却されて再び LHeT-II に戻ってくる (CC-II)。このような構成によって、長距離の液体ヘリウムの移送を可能にし、核融合炉の超伝導マグネットから取り出した熱を室温圧縮機まで輸送する。

ディスラプションのような急激な熱負荷増加があると、コイルや構造物の温度が上がり、超臨界圧ヘリウムの

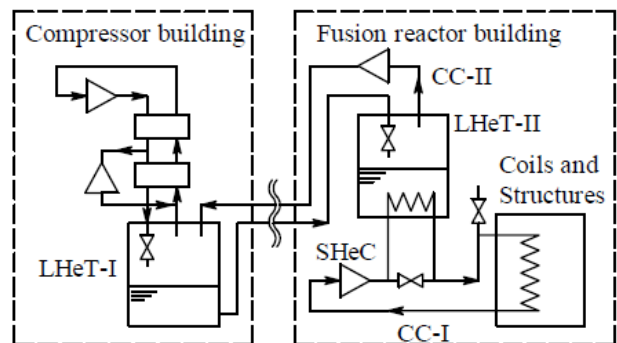


図 5.4-15 ヘリウム液化冷凍機システム

冷却配管内の圧力が増加する。その圧力上昇のため超臨界圧ヘリウムの循環圧縮機は空転せざるをえなくなる。やがて、圧力上昇はSHeCの出口、入口に到達し、既定の圧力を越えるとクエンチタンクへつながるバルブが開き、CC-I内の圧力を低下させる。CC-Iの配管には、電気絶縁を確保するための絶縁継手が接続されており、その継ぎ手の保護のためにも高圧は避けなければならない。異常な熱負荷増加が一段落すると、CC-Iに液体ヘリウムを補充し、加圧後SHeCによる循環が再開される。このように、巨大なヘリウム冷却冷凍システムでは、冷却回路を熱交換器と液体ヘリウム貯槽で順次連結していくことにより、急激な熱負荷変動をある特定の冷却回路部分に限定するような構成を採用することができる。

急激な変動負荷からの冷却冷凍システム立て直しにはかなりの時間を要することが予想される。システム設計にあたって、どのような運転シナリオが選択できるか、事前のシミュレーションが重要である。核融合科学研究所で開発されてきた大型冷凍機のシミュレーションシステム[5.4-10]の高度化は、今後の核融合炉用ヘリウム液化冷凍システムに大きく貢献するものと期待される。

5.4.7 熱遮蔽板

温度 $T(K)$ の物体 1 m^2 から放出されるエネルギー (I) はステファン・ボルツマンの法則により、温度の 4 乗に比例する。

$$I = \sigma \cdot T^4$$

ここで、 σ は 5.67×10^{-8} ($W/(m^2 K^4)$) である。300 K の物体 1 m^2 から放出されるエネルギーは 460 W、80 K の物体 1 m^2 から放出されるエネルギーは 2.3 W となる。80 K の熱シールドがなければ 460 W/m^2 のエネルギーが 4.2 K 物体面に到達するが、80 K のシールド板を挿入することにより、4.2 K への輻射熱を 2.3 W/m^2 に低減させることができる。4.2 K の物体が黒体 (吸収率が 1.0) の場合、これらのエネルギーはすべて黒体に吸収される。しかし、現実にはステンレスや銅合金の表面を研磨し、吸収率を落としているので、これらのエネルギーの約半分程度が 4.2 K の熱負荷となる。直径 1 cm の穴がシールド板に開いていて、300 K から 4.2 K のステンレス配管が直視できる場合、その穴を通過して、0.036 W の熱が 4.2 K に到達し、約半分の熱、すなわち 0.018 W の熱が輻射熱としてステンレス配管に吸収される。4.2 K のステンレスの比熱が 0.002 kJ/(kg K) であり、断熱状態 (4.2 K での熱伝導率は 0.2 W/(m K) 程度で、大変小さい) を仮定すると、0.018 W の熱で 1 秒間あたり約 9 度の温度上昇を生じることになり、ホットスポットが形成される。すなわち、300 K から 4.2 K に直視できる場所があると、明らかにその部分の温度は上昇する。熱遮蔽板のコイル側に多層断熱材 (Super-insulation, SI) を配置し、SI 部分に温度勾配を作ると、4.2 K の構造に面する部分の SI 表面温度を 80 K 以下に下げることができる。そして、4.2 K 側への

輻射熱をさらに低減させることができる。

このように、輻射熱低減のために、4.5 K 付近で運転される超伝導マグネットでは熱遮蔽板は不可欠である。遮蔽板は超伝導マグネットを覆うように、プラズマ側とクライオスタット側にあり、ディスラプションなどの急激な磁場変動が生じるとプラズマに近いプラズマ側の遮蔽板に渦電流が流れ、電磁力が発生する。そのため、熱遮蔽板自体に電磁力に耐える構造強度が必要であり、かつ、熱を移送するために熱伝導率が良くなければならない。このような要求に対して、ステンレス鋼に銅合金を重ね合わせた (Cladding) 複合鋼板が製作され、多くの極低温機器に応用されている。核融合応用では、中性子や γ 線環境にあるため、中性子照射による電気抵抗や熱伝導率の増加、 γ 線照射による SI の劣化などに配慮することが必要である。

参考文献

- [5.4-1] N. Mitchell, Fusion Engineering Design **66-68**, (2003) 971.
- [5.4-2] 小泉他, 日本原子力学会誌, Vol.47 (2005) 703-709.
- [5.4-3] T. Takeuchi et al., Applied Physics Letter Vol.71 (1997) 122-124.
- [5.4-4] K. Seo et al., J. of Plasma and Fusion Research, Vol.3 (2008) 042.
- [5.4-5] 竹内他, プラズマ・核融合学会誌, Vol.83 (2007) 44-49.
- [5.4-6] A. Nishimura et al., Advances in Cryogenic Engineering, Vol. 56 (2010) 255-262.
- [5.4-7] K. Bittner-Rohrhofer et al., Cryogenics Vol.42 (2002) 697.
- [5.4-8] A. Nishimura et al., Advances in Cryogenic Engineering, Vol.56 (2010) 127-134.
- [5.4-9] C. Neumeyer 他, プラズマ・核融合学会誌, Vol.74 (1998) 1201-1205.
- [5.4-10] R. Maekawa et al., Advances in Cryogenic Engineering Vol.51 (2006) 2002-2009

5.5 粒子補給と粒子排気システム

本節ではプラズマの外側で、DT燃料の粒子や核燃焼の生成物であるヘリウム灰などがどのように処理されるかについて述べる。図 5.5-1 に核融合炉の燃料処理に関連する設備群の基本的な構成例を示す。前節までに示されているように、真空容器内に注入された燃料は核融合反応で消費されるが、その一時的な反応量は核融合炉でも数%程度と想定され(実験炉であるITERでは1%以下)、ほとんどの燃料はプラズマ排ガスとして真空容器から排出される。したがって、プラズマ排ガスから燃料を効率よく回収精製し再利用することが重要である。本節では、主に図 5.5-1 内の点線部の設備群について、個別にその開発の現状と課題を整理した後、燃料補給、排気、精製、分離、回収といった連続循環処理システム群としての要求事項に係る最適化や今後の課題を整理する。

5.5.1 高効率粒子補給

燃料粒子の補給方法は主にガス注入法やペレット入射法(及び中性粒子ビーム加熱による注入)が用いられているが、核融合炉における高温・高密度プラズマの中心部へ効率よく燃料粒子を補給するためには、他の方式ではプラズマとの衝突による電離のため、中心部まで到達しないため、基本的にペレット入射方式に限定される。ペレットの入射方式には、主として圧縮ガスを駆動力とするガスガン方式と遠心力による方式が開発されてきているが、ITERではTore SupraやLHDでの運転実績による信頼性の観点から、ガスガン方式が採用されている。図 5.5-2 にTore Supraの装置の概念図を示す。

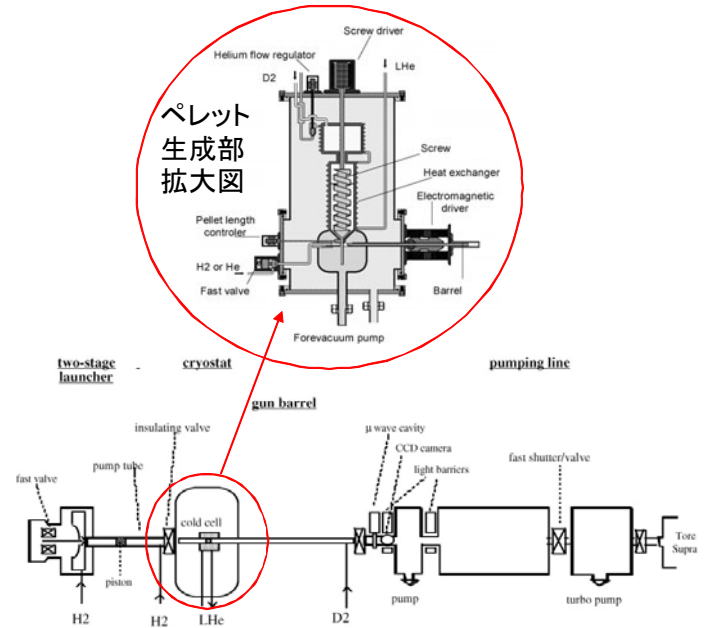
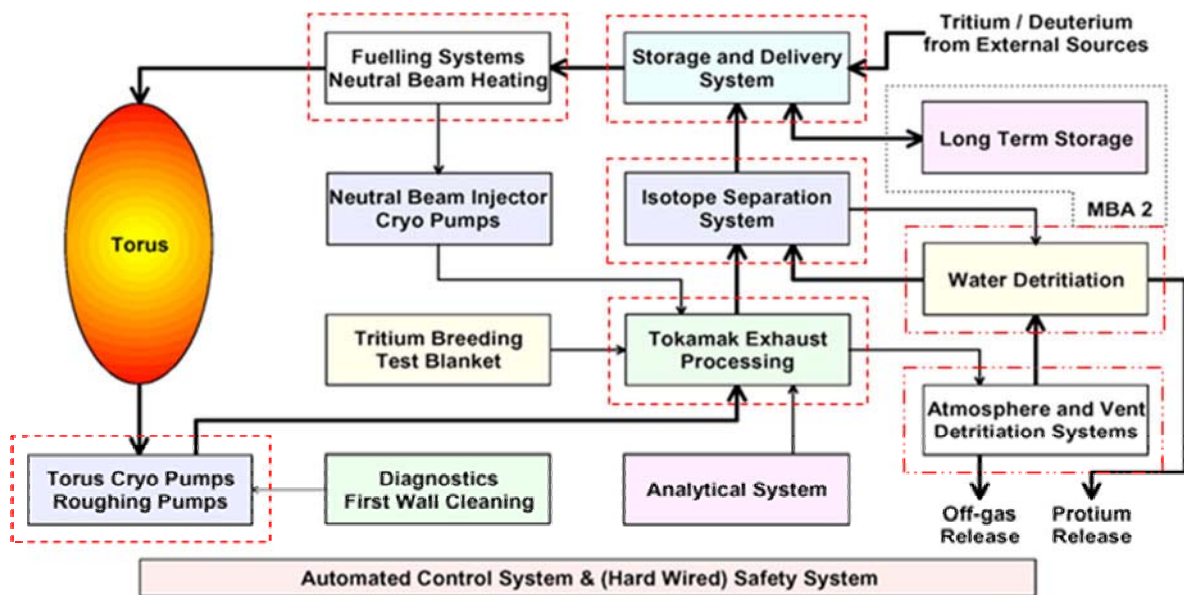


図 5.5-2 ガスガン方式のペレット入射装置概念図 (Tore Supra の例)

ITERではトリチウム用、重水素用入射装置があり、それぞれ $100 \text{ Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 程度の供給能力がある[5.5-1], [5.5-2]。なお、比較のため図 5.5.3 に遠心式装置の概念図を示した。



主に5.5節で記述する設備

図 5.5-1 核融合炉の燃料循環処理設備群の基本構成例 [5.5-1]

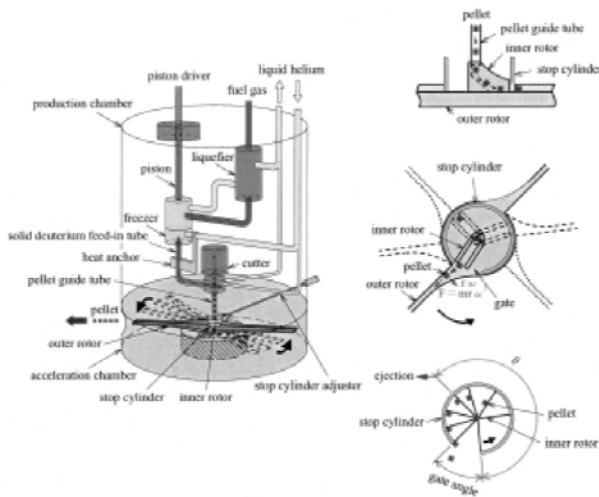


図 5.5-3 遠心式ペレット入射装置の概念図 [5.5-3]
(JT-60 の例)

単位時間あたりの燃料注入量は、要求される核融合出力に依存するのは当然であるが、実質的にはプラズマ内における核融合反応率と反応生成物であるヘリウムの排気率などとのバランスにより決まる。ITER では最大 $200 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ (トリチウム原子換算で 5.4×10^{22} 個/s=A の注入) としているが、0.5 GW 出力 (1 回の核融合反応で $17.6 \text{ MeV} = 2.8 \times 10^{-12} \text{ J} = B$ の出力、 $0.5 \text{ GW} = 0.5 \times 10^9 \text{ J/s} = C$ なので、 1.8×10^{20} 個/s ($= C/B = D$) のトリチウムが反応) とすると実質的な核融合反応率 (注入した燃料が真空容器から排気されるまでの間に核融合反応で消費される割合) は 0.3% 程度 ($= 100D/A$) となる。理想的には核融合熱出力に対応した粒子数だけ供給すれば良いはずであるが、融合反応で生成するヘリウムが燃料プラズマを冷やしてしまうことを避けるための有効な選択的排気手段がなく、ヘリウム濃度を注入燃料で希釈して低く保ちつつ、プラズマの周辺の燃料中性粒子と同時に排気することになる。よって、燃料の利用効率が極めて悪くなり、循環処理により再注入し効率を上げることになる。第4章でも議論されているがこの核融合反応率の向上が図 5.5-1 の設備群の規模に大きな影響を与えることは自明であり、例えば核融合反応率が6倍程度よくなれば、ITER 規模の設備で 3 GW の核融合炉をまかなえることになる。

燃料注入装置の課題としては、長時間連続運転と、より密度の高いプラズマの中心部への入射が挙げられる。前者は ITER の運転実績の蓄積による改良と予備機等の効率の配置により対応可能と考えるが、後者は、プラズマ密度条件やクライオスタット内の配置制約などにより、圧縮ガス駆動方式の場合には射出用圧縮ガスと差動排気に一層の考慮が必要となり得ることから、遠心方式 [5.2-3] の信頼性の向上など技術開発が重要である。

また、核融合炉では ITER と異なり、プラズマ排ガスは不純物 (軽水素やヘリウムなど) を除去する必要があるが、

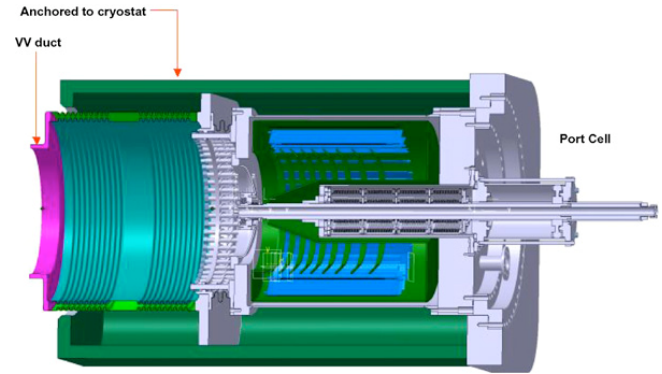


図 5.5.4 ITER のクライオポンプの概念図 [5.5-5]

基本的には重水素とトリチウムに分ける必要はなく、同位体濃度の確認 (と必要に応じた調整) のみでよい。しかしながら、重水素とトリチウムの凝固点は大きく異なっており、トリチウムは崩壊熱もあることから、製氷容器内で分離が起きないかどうか、重水素とトリチウムの 1:1 の固体ペレットが安定に保持できるかどうかは、十分な確認が必要と考えられる。

ちなみに、中性粒子ビーム加熱装置から注入される重水素の量も ITER では燃料補給量としてそれなりに存在するが ($50 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$)、核融合炉では加熱電流駆動等の考え方に依存する (4.3 節参照)

5.5.2 粒子排気

上述のように、核融合反応で生成したヘリウムは、反応維持の観点から効率的に排気する必要がある。排気量は、5.5.1 で注入した燃料に加え、加熱やプラズマ制御などのための中性粒子ビームからの入射量とダイバータでの放射冷却を促進するための不純物ガス注入量、ディスラプションの回避のための不純物ガス注入量の総量に対応する能力が必要である。ITER では $200 \text{ Pa}\cdot\text{m}^3/\text{s}$ の排気能力が確保されているが、ITER と比較して核融合炉では発生熱量が増大するため (6 倍 $= 3 \text{ GW}/0.5 \text{ GW}$)、ダイバータの設計に依存して不純物ガス注入量が増える可能性がある。一方で真空排気速度は確保できるコンダクタンスの制限もあり、構造的に取り得る上限が存在する。よって、前述の燃料注入要求とも連動し、この排気速度で排気できるダイバータ部のヘリウムの圧力と中性粒子 (燃料ガス) の圧力がダイバータプラズマの成立に適合するかどうか、確認すべき設計上重要な事項となる。

なお、トリチウムを排気することからオイルフリーであるべきことも ITER と同様である。

現状、ITER では、高真空排気用としては、可動部がなく高磁場の真空容器直近に設置できることなどから液体ヘリウム温度でのクライオポンプを用い (図 5.5-4 参照)、粗引き用の機械式オイルフリーポンプ等と組み合わせて使用する設計となっている [5.5-1], [5.5-4]。1 ポートに 1 基、4 基を 1 組として 4 組 (計 16 基) のクライオポンプセット

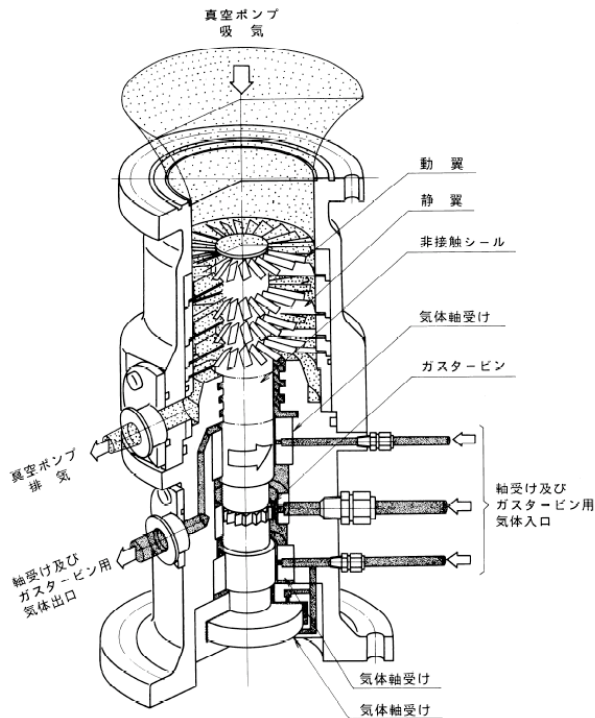


図 5.5-5 セラミックターボ分子ポンプの構成

を配置し、各組内で排気、部分再生、冷却、待機の状態をポンプ毎に順次切り替えることで疑似連続排気を達成する(稼働しているのは常時4基のみ)。クライオパネルの完全再生は、数週間の実験キャンペーン毎に実施する計画である。(なお、1基あたりの排気速度は軽水素で77000 L/sであり、トカマク排気用としては世界最大級。)

核融合炉においての課題は、長期連続運転への対応であり、高真空排気用にクライオポンプを使用する場合は、上述の不純物注入ガス種にも依存するが、完全再生をどのように実施するかが問題である。後段の燃料精製装置との整合性との観点からみると、後段への供給流量やガス組成が大きく変動しうことは連続運転制御上の困難を増す。また、クライオパネルへのトリチウムの経年蓄積も懸念される。一方、これらの問題がないターボ分子ポンプの開発(1基あたりの排気速度は、市販で5000 L/sが最大級、10 m³/sまでの研究開発例も存在)もすすめられているが、真空容器近傍に設置するためには磁場に影響しないことが必須である。このため、図5.5-5に示すように、回転子を金属ブレードからセラミックへ、磁気浮上やモータ駆動をガスタービン駆動に替えるなど進展はあるが[5.5-5]、大型実証による信頼性の検証が待たれる。拡散ポンプそのものは構造が単純で数万L/s程度までの大型化にも実績があることから、金属鉛蒸気ジェットを用いた拡散ポンプの研究開発(数10L/s)実績がある。慣性閉じ込め方式の核融合炉設計では、燃焼サイクル毎のアブレーションによる排気ガス中への液体第一壁の蒸気の混入が懸念され、その耐性を考慮して上記の金属蒸気拡散ポンプが採用された。[5.5-6]

粗引きポンプについては、スクロール型[5.5-7]や往復動圧縮型(図5.5-6参照)[5.5-8]があり、大容量型の水素排気ではどちらも到達真空度で100 Pa程度、大気圧近傍での排気速度では排気ガス種に依存しない後者(約200 m³/h)に利点がある。いずれも、オイルフリーでトリチウム環境下での使用実績もあるが、さらなる長期信頼性の実証や、供用中の保守点検時の雰囲気濃度管理などが鍵であり、ITERなどでの経験の蓄積が重要となる。施設規模が大きくなると高真空ポンプと粗引きポンプの配置や中間移送ポンプの設置など効率的な設備設計も重要である。

5.5.3 燃料精製・回収・不純物分離

排気ポンプを介して真空容器から排出されたプラズマ

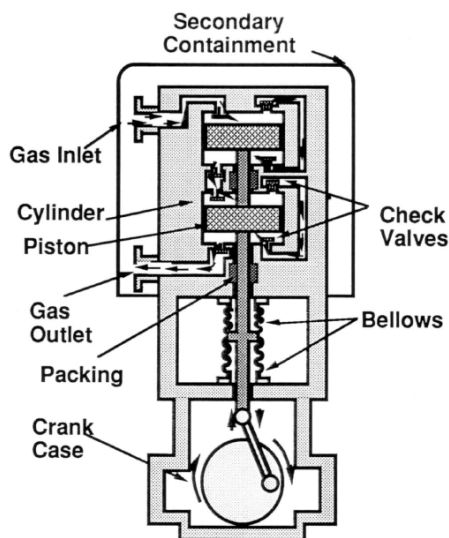


図 5.5-6 往復動型粗引きポンプの概念図 [5.5-8]

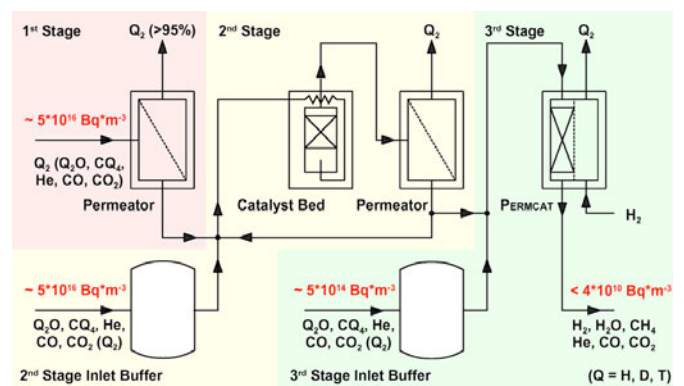


図 5.5-7 プラズマ排ガス処理(燃料精製・回収・不純物分離)の構成 [5.5-1.9]

排ガスは、水素同位体ガスと不純物に分離精製され、水素同位体ガスは、軽水素と、重水素及びトリチウムに分離する。一方、不純物は各種の化学反応によって分解され、水素同位体ガスとその他を分離し、水素同位体を含まないガスのみを排出する。図 5.5-7 に典型的な例として 3 段階の処理を組み合わせた ITER におけるプラズマ排ガス処理（燃料精製・回収・不純物分離）設備の概念系統構成を示す。

最初の段階で水素同位体ガスの分離精製を行うが、ITERを含め一般的にパラジウム膜拡散器が用いられる。本装置は石油化学プラントでの水素精製用に開発・実用されており、通常 300-400 °C・15 MPa 程度で混合ガスを供給して大気圧の水素を取り出すもので十分な実績がある。但し、核融合炉ではトリチウムを含む水素同位体ガスの精製が必要となるため、安全上、常圧で供給して減圧下で水素同位体ガスを取り出す。供給ガス中の不純物含有量やその抜き出し制御に依存するが、水素同位体ガスの回収率は 95%以上(=1 桁)を期待できる。

分離された不純物ガス中には、わずかに残留した水素の他、炭素や酸素などと化合した種々の化学形のトリチウムが含まれている。第2段階としてはこれらのトリチウムを回収する必要がある、酸化、分解、交換、還元など、主に触媒反応や電気化学反応などを利用してトリチウムを水素同位体ガスに変換し、再度パラジウム膜により精製回収することを基本とする。ITER では、主たる不純物ガスが前述のクライオポンプの高温再生運転時のみまとめて供給されてくるため、また実験に応じ不純物ガス種や発生量に変動があり、定常処理が難しい。そこで、複数のバッファタンクに不純物ガスを集め、順次、パラジウム膜容器内に触媒を充填した反応塔を用いて循環処理するバッチ方式の装置が検討されており、適宜不純物ガス種を分析しつつ、水蒸気や一酸化炭素など種々のガスを調整し処理する [5.5-9]。この段階のみでも 99%以上 (≥ 2 桁) のトリチウム回収能力が期待される。

最終的にトリチウムを含まない不純物のみを排出するため、ITER では軽水素との同位体交換反応を利用して洗浄する。洗浄に用いた軽水素はトリチウム水処理設備からの軽水素とともに水素同位体分離装置に送り、トリチウムを回収する。この段階でも99%程度の(=～2桁)洗浄率を期待し、3つの段階を統合すると約6桁程度の回収効率(99.9999%)を達成する。ちなみに、上記の第2第3段階を統合して、酸素導電性セラミクスによる酸化還元を利用する装置も検討されてきており、連続運転に向けた有効性は実証されているが[5.5-10]、製作性と耐久性に開発要素が残っているとの認識から、ITER では採用されていない。

なお、核融合炉では不純物ガス種や発生量は定常化するものと思われるが、クライオポンプの使用の有無によっては同様の変動は避けられず、不純物ガス処理の安定制御に課題がある。また、前述のダイバータ部において放射損失の効率を優先して Ar ガスなどを注入すると、Ar の放射化が問題となり、別途一次貯留タンクを用意し

て崩壊を待つ必要がある。すなわち、燃料循環処理系統全体としてどのような組み合わせが最適かを十分検討する必要がある。その場合も、1 段の装置の回収率には限界があり、有効な計測・計量範囲の問題(3 桁～4 桁)もあることから、6桁の回収効率の達成には、複数段の処理もしくは別の計測が必要となる。

上記処理後のトリチウムを含まない不純物ガスは、最終的にトリチウム除去装置(触媒酸化／水分吸着方式:5.9節参照)を介してさらに2桁程度の効率で除染して施設外に排出されるが、排気口までの間の希釈効果を含めて、3.8節でも触れたように排気口若しくは事業所境界でのトリチウムの濃度限度(3ヶ月平均値)を十分下回るべくトリチウムの閉じ込め管理が必要である。(表 3.8-2 参照)

5.5.4 水素同位体分離

プラズマ排ガスから回収された水素同位体ガスは、同位体分離装置で軽水素を除去し、重水素とトリチウムは燃料として再利用する。一般的に水素の同位体分離手法は、質量差、拡散定数の差、各種固体等との吸脱着係数の差などを利用するものもあるが、大量処理の観点からは、水素同位体の沸点の差 (H_2 :20.4K, D_2 :23.6K, T_2 :25.0K) を利用して、液体水素を蒸留する方式(深冷蒸留法)が有利とされている。

図 5.5-8 に示すが、ITER ではこの深冷蒸留塔をカスケード状に組み合わせて使い、90%以上の純度をもつ重水素やトリチウムを得る[5.5-1, 5.5-11]. ITER では実験計

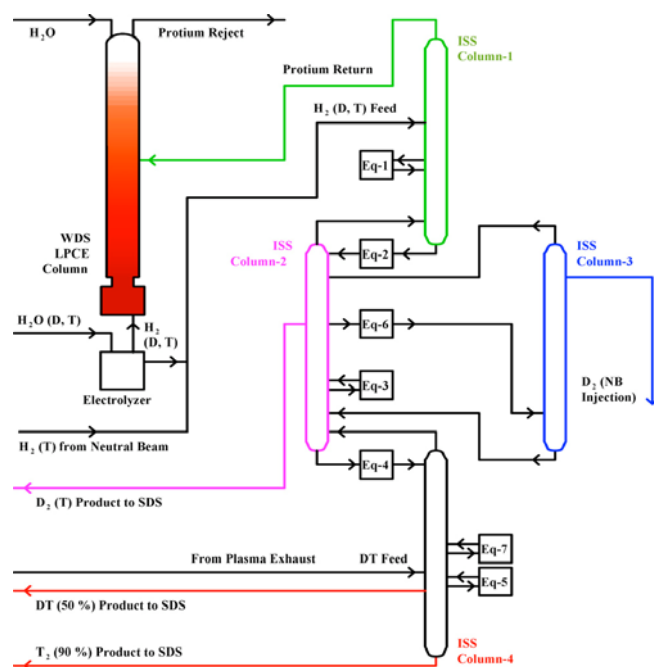


図 5.5-8 ITER の水素同位体分離装置における液体水素蒸留塔の連結構成 [5.5-1. -11]

画に応じて、使用する燃料の水素同位体比が異なりうるため、本設備へ供給されてくる燃料ガスの同位体比も時間変動する可能性があり、常時水素同位体濃度比を計測し、分離濃縮後の製品ガスの同位体純度を安定制御する必要がある。なお、90%の同位体純度をさらに上げることは可能であるが、トリチウム濃縮塔内全体のトリチウム濃度をあげることで、トリチウムの滞留量が増大する。一部、中性粒子ビーム加熱装置で使用する分の重水素は、加速装置部分でのDT反応やTイオンの衝突による影響などの懸念から可能な限り高い純度(99.9%程度)が要求されている。さらに、分離された軽水素はトリチウム水処理設備に戻して最終洗浄し、希釈・燃焼させつつ排気塔より排出する。

核融合炉では、基本的に軽水素(及びトリチウムの崩壊により蓄積するヘリウム-3)が除去できれば、(DT燃料ペレットが安定して製作できなければならないが)、強いて重水素とトリチウムを分離する必要はなくDT混合燃料で問題はない。供給されてくるガスの同位体濃度も大きな変動はないものと思われ、製品の純度制御も単純化できうる。但しその場合でも、中性粒子ビーム加熱装置においてはD₂またはT₂ガスが必要であり、その分の重水素またはトリチウムガスの分離(高純度化)が最低限必要となる。高純度トリチウムガスの必要量と設備内の滞留量を考慮し、別途最適な設備を用意することも一案である。

分離されたD₂またはT₂及びDT混合燃料は、貯蔵・供給設備で一次保管して同位体比を確認し、必要に応じてD:T=1:1となるよう調整後、ペレット入射装置を介して再度プラズマに供給する。一方、H₂は基本的に防爆の観点から希釈して排気するが、ITERでは、トリチウム水処理設備(向流型水-水素交換塔、5.9節参照)に移送し、わずかに残留しうるトリチウムを除去する設計となっている。

ITERと異なり核融合炉では、増殖ブランケットにおいて燃料となるトリチウムを生産する必要がある(5.1節参照)。特に固体増殖材を使う場合においては、生産したトリチウムは、軽水素を0.1%程度添加したヘリウムガスパージにより回収されるため、最終的には水素同位体分離が不可欠である。このブランケットからのトリチウムを分離回収するためには、本水素同位体分離装置を用いて統合処理するか、もしくは同等の装置を別途専用に配置して処理される。また、ブランケットで水冷却方式を採用する場合は、トリチウムの冷却水への移行が懸念され、その濃度制御が不可欠である(3.8節参照)。トリチウムの透過防止技術の到達レベルにも依存するが、上述のトリチウム水処理設備を常時運転する必要がある、トリチウム回収の観点から、本水素同位体分離設備と連結して稼働させる必要がある。

5.5.5 燃料貯蔵・計量管理

分離されたD₂またはT₂及びDT混合燃料は、貯蔵・供給設備の主要機器である金属ベッドに水素化物として

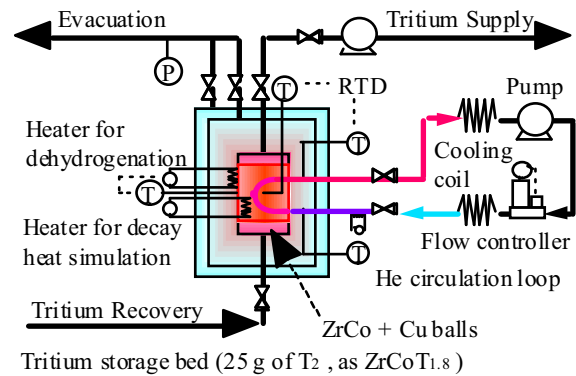


図 5.5-9 通気式熱量計量方式トリチウム貯蔵金属ベッド [5.5-18]

室温で貯蔵保管し、必要となときに400℃程度に昇温して解離させ供給する。貯蔵用の金属として、最も都合がいいのはウランであるが、ウラン(特に微粉末)は発火性が非常に強く、特段の安全上の注意を要する。また、劣化ウランといえども我が国では核燃料物質としての管理が必要であり、核融合炉の場合、備蓄量を含めると、400kgを超える取扱が必要となり難しい。一方、水素貯蔵金属材料は自動車用として多く開発されてきたが、ウランに替わる性能を持つものとして最も実用されているのはジルコニウムコバルトである[5.5-12]。核燃料物質でなく、発火性もなく、水素の吸蔵放出特性もウランと同程度で非常に有利であるが、400℃以上で1気圧以上の水素雰囲気で放置すると、2元系合金の特性である不均化が起こり安定なジルコニウム水素化物ができてしまうと、容易には水素として取り出せなくなる。この不均化は可逆反応で、1昼夜程度、600℃程度で高真空排気すると再生できるが、労力を要するため、不均化を起こさせない取扱が必要になる[5.5-13]。

上述の燃料循環処理ループでは、燃焼等により消費した分を、増殖ブランケットで生産回収したトリチウムと外部から購入した重水素により補給する必要がある、連続的な燃料計測・計量管理が必須である。ラマン分光法(水素同位体ガス)[5.5-14]、赤外吸収法(水蒸気やメタンなどの同位体ガス)[5.5-15]、マイクロガスクロマトグラフ法(各種化学形のガス)[5.5-16]、質量分析法、電離箱(放射能)、制動X線計測(放射能)[5.5-17]など多くの分析手段が利用できるが、万能のものではなく、分析目的や濃度などに応じ最適なものを選択して使用することとなる。連続濃度計測は1%程度の誤差で可能であろうが、その時間積分による計量評価には信頼性の向上など、ITERでの実証を含め、今後の改良の余地がある。現状ITERでは、各種ガス及び水素同位体ガスなどの定性・定量分析が少量のサンプルで短時間に実施できうという観点から、マイクロガスクロマトグラフ法が標準設計となっているが、今後の開発の進展に応じ最適なものを選択することとなる。

一方、定期点検等においては、一時的にトリチウムを含

む燃料ガスを全て貯蔵し、計量する必要がある。ITER では、サイトの安全要求からトリチウム70 g 以下に分割し、金属水素化物として安定貯蔵する。このためベッドを複数基用意し、ベッド毎にトリチウムの崩壊熱を計測してトリチウム貯蔵量を計量[5.5-18]するとともに、適宜、加熱放出して容量法(PVTc法)にても計量し、クロスチェックする。図 5.5-9 に崩壊熱計測の例として通気式熱量計量方式のトリチウム貯蔵ベッドの概念図を示す。金属トリチウム化物容器内に敷設した二次配管内にヘリウムガスを循環させ、崩壊熱を回収しヘリウムガスのベッドの出入り口での温度上昇(差)によりトリチウムを計量するもので、トリチウム貯蔵量にもよるが半日程度で約1%の精度で計量可能である。同様の方式が ITER のトリチウム貯蔵ベッドにも採用される予定である。ちなみに、容量法は大量のトリチウムをベッドから加熱放出して移送する作業のため、安全上も作業労力上も頻繁に実施するのは効率的ではない。

上記の計量管理は安全上必須のものであり、どの程度の誤差で管理できるかが設備内に残留するトリチウムを把握する上で非常に重要である。なお、外部から購入輸送したトリチウムは、最初に独立の熱量計をもちいて計測し管理する。市販の熱量計では分析のために持ち込める試料サイズに制約があるため、輸送容器で運んできた収納物内の熱量をそのまま計測できるようにしたものを用いられる。

核融合炉では、ITER での計量要求に加え、生産分のトリチウムの計量が追加される。ブランケットトリチウム回収装置において回収されたトリチウムは、上述とほぼ同様の1%程度の精度で計量できるものと考えてるが、生産量の評価は、本質的に核反応断面積自体に5%程度の誤差があることから、中性子線束の評価をいくら向上させても5%以上に精度はあがらない。したがって、このような核反応による生産量の評価値は一つの目安値として整理し、現実的な生産量は、実際のトリチウム回収量とその他の冷却水や閉じ込め空間などへの移行量の和として管理することとし、それらを可能な限り精度よく計測して実績を蓄積していくことが必要と考える。このためには、その場及びインラインでの、より高精度の計測・計量手法の開発整備が不可欠である。

参考文献

- [5.5-1] M. Glugla et al., Fusion Eng. & Des., 82 (2007) 472-487.
- [5.5-2] B. Pegourie et al., Fusion Science and Technol., 56 (2009) 1318-1333.
- [5.5-3] 平塚 一ほか, プラズマ核融合学会誌, 76 (2000) 1189-1197
- [5.5-4] V. Hauer et al., Fusion Eng. & Des., 82 (2007) 2113-2119
- [5.5-5] Y. Murakami et al., J. Vac Sci. Technol. A 9 (1991) 2053-2057
- [5.5-6] 神前康次ほか, プラズマ核融合学会誌, 83 (2007) 19-27
- [5.5-7] U. Barndt et al., Fusion Eng. & Des., 28 (1991) 73-77
- [5.5-8] T. Hayashi et al., Fusion Eng. & Des., 28 (1995) 357-361
- [5.5-9] B. Bornschein et al., Fusion Eng. & Des., 82 (2007) 2133-2139.
- [5.5-10] M. Nishi et al., Fusion Eng. & Des., 49-50 (2000) 879-883
- [5.5-11] Y. Iwai et al., J. Nucl. Sci. Technol., 39 (2002) 661-669
- [5.5-12] N. Bekris et al., Fusion Eng. & Des., 49-50 (2000) 781-789
- [5.5-13] M. Hara et al., Fusion Eng. & Des., 49-50 (2000) 831-838
- [5.5-14] S. Ohira et al., Nucl. Fusion, 40 (2000) 519-525
- [5.5-15] S. Ohira et al., Fusion Eng. & Des., 49-50 (2000) 905-914
- [5.5-16] R. Lasser et al., Fusion Eng. & Des., 69 (2003) 813-817
- [5.5-17] W.M. Shu et al., Fusion Eng. & Des., 81 (2006) 830-808
- [5.5-18] T. Hayashi et al., Fusion Eng. & Des., 83 (2008) 1429-1432

5.6 加熱・電流駆動システム

5.6.1 電子サイクロトロンシステムなど

1) 電子サイクロトロン加熱電流駆動システムの概要と現状

電子サイクロトロン加熱電流駆動 (EC H&CD) システムは、プラズマの着火、加熱、電流駆動、新古典論的テアリングモード (NTM) の抑制などに用いられる [5.6-1~5.6-5]。強力な電磁波を用いて、磁場に閉じ込められたプラズマのうち、ドップラーシフトした電子サイクロトロン共鳴条件 $f = nf_{ce} / \gamma + v_{||} k_{||} / (2\pi)$ を満たす電子を選択的に加速し、次いで衝突によりプラズマが加熱される。ここで、 $f, f_{ce}, \gamma, v_{||}, k_{||}$ は、それぞれ電磁波の周波数、非相対論的電子サイクロトロン周波数、相対論的ファクタ、電子の磁場方向速度、プラズマ中の電磁波の波数の磁場方向成分である。また、 n はサイクロトロン共鳴の次数を表す整数である。サイクロトロン周波数は $f_{ce} (GHz) = 28 \cdot B(T)$ で、トカマクのトロイダル磁場 B_T は、大半径方向の距離を R とすると、 $B_T \sim B_0(R_0/R)$ と近似できるため (ここで B_0 は半径 R_0 のトロイダル磁場)、共鳴はプラズマ中の比較的狭い領域で満たされることになる。ITER クラスの高温プラズマでは波の吸収効率が良いため、波のエネルギーは局所的な磁気面領域で吸収される。これを利用し、入射角度、トロイダル磁場、あるいはミリ波の周波数を変更することにより、加熱電流駆動位置の能動的制御が可能となる。特に、新古典論的テアリングモード (NTM) の抑制に使用する場合には、磁気島内に電磁波を集中させ、局所的電流駆動を行うことにより電流分布のゆがみを直しプラズマを安定化させる。なお、大型トカマクの磁場強度 B は数テスラであるため、対応する電磁波の周波数は 100 GHz 以上のミリ波帯となる。

EC H&CD システムは、大電力ミリ波源であるジャイロトロンと呼ばれる大型の電子管を中心に、これに電力を供給する直流電源 (50 kV 程度)、大電力ミリ波をトカマクまで伝送する伝送系 (導波管方式、あるいは準光学伝送方式)、プラズマにミリ波を入射する入射系 (ランチャー) より成る。この構成は原型炉においても不変であろう。そこで、ITER を例に取って、大型トカマクにおける EC H&CD システムの概要を説明する [5.6-6, 5.6-7]。図 5.6-1 に示す通り、ジャイロトロン及び電源はトカマク建屋とは別に設けられた RF 建屋に据え付けられる。ITER では、出力 1 MW のジャイロトロンが 24 本用いられる。1階に直流主電源、2階に電子ビーム加速電源と on/off スイッチ (IGBT スイッチ)、3階にジャイロトロン等が置かれる。各ジャイロトロンからの出力は、それぞれ準光学結合回路を用い、内径 63.5 mm のコルゲート導波管に導入される。24本の導波管はトカマク建屋まで約 150 m 引き回される。伝送系の方向変換にはベンドが用いられる。ベンドのうち、2個は偏波変換器で、プラズマ中での入射角度に応じた最適の偏波度を持つ楕円偏波に変換される。導波管内は放電防止のため真空中に保たれている。このように、システムの

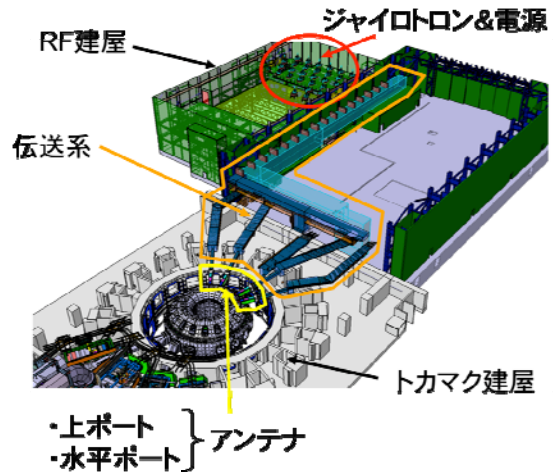


図 5.6-1 電子サイクロトロン加熱電流駆動装置の概要 (ITER)。ミリ波電力は、RF 建屋に置かれたジャイロトロンからトカマク建屋の核融合炉まで導波管を用い約 150m 伝送される。

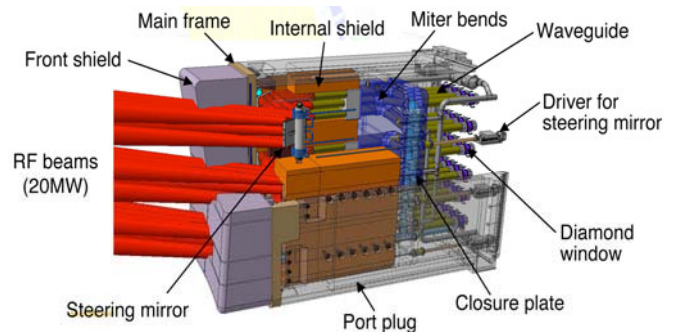


図 5.6-2 ITER 用 RF 入射系。1つのポートより加熱電流駆動のため 20MW 入射する。角度可動ミラーにより、入射角度を 20 度~40 度変更可能。

主要部である電源および発振源を遠方におき、炉環境から完全に切り離すことができるのも EC H&CD システムの大きな特徴である。トカマク建屋では、いわゆるバイオシールドの内側において、各導波管にそれぞれトリチウムシールド用真空封じ窓とゲート弁が設けられ、トリチウムの伝送系上流への拡散を防ぐ。また、窓破損や、トカマク真空容器の圧力上昇などの有事の際には各導波管に設けられたゲート弁で安全を担保する。加熱電流駆動用ランチャーの構造は、図 5.6-2 に示す通りである [5.6-8]。3グループ・8本の導波管で導入され、2枚のミラーを介してランチャー先端に設けられた遮蔽ブランケットの開口部を通して斜めに入射される。入射角度は、角度可変ミラーにより 20 度~40 度の範囲で制御できる。中性子遮蔽のため、ランチャー内導波管は屈曲構造となっており、空間は遮蔽体で埋められる。

加熱電流駆動用ランチャーの他に、4つの上ポートに装着される新古典論的テアリングモード (NTM) 抑制用ランチャーがあり、それぞれ6本の導波管から RF 電力が供給される。実験目的に応じ、導波管切り替え器を用いて、上ポートランチャーあるいは水平ポートランチャーへの電力供給の選択がなされる。

原型炉においても、ITER で得られた成果の多くはそのまま適用できる[5.6-9, 5.6-10]。最近の原型炉設計では、想定される EC H&CD システムにおける想定周波数は 160 GHz~220 GHz で ITER の 170 GHz はそのまま使用可能である。一般に周波数 f が上がるほど、同一モードでは共振器の熱負荷が $f^{2.5}$ に比例して高くなる。200 GHz 帯ジャイロトロンが必要とされる場合、新たに開発を行う必要があるが、技術的ギャップはなく、大きな障害とはならない。一方、原型炉では、パルス幅が数ヶ月~1年にわたる完全連続であること、プラズマからの中性子が 100 dpa と非常に高いことなど、ITER と大きく異なる点も存在する。また、トリチウム増殖用ブランケットを出来るだけ確保するため、RF 入射用ポート面積は出来るだけ小さいこと、言い換えると出来るだけ高い電力密度が望まれる。

EC H&CD に求められる役割が、ITER での経験を経た上で、将来変化する可能性も考えられる。しかし、ここでは EC H&CD の役割は、ITER と同様に、プラズマ着火、自己点火までの加熱、中心電流駆動、新古典論的テアリングモードの抑制であることを基本に考える。これらのことを念頭におき、原型炉に向けさらなる進展が要求される技術的課題を摘出し、その見通しについて議論する。

2) 原型炉用 EC H&CD システムの要素技術

(1) 加熱電流駆動用ミリ波入射系

入射系は、プラズマ対向機器であり、原型炉の EC H&CD システムにおいて唯一炉環境の影響を受ける機器で、最も注意が必要である。現在考えられる候補は次の3つである。

(1)-1 ITER 方式

ITER で用いた入射角度可変ミラーを用いたビーム入射角度制御システムである。プラズマ対向面の開口面積は、ビームの可変角度に依存する。実験のフレキシビリティは高いが、ミラーがプラズマ周辺から1~2m の位置に置かれ、長期に亘り中性子や中性粒子環境に晒されることなどの問題がある。ミリ波は長波長のため、ミラー表面は必ずしも鏡面を保つ必要はないが、経年変化により実効的表面抵抗損失の増大も懸念される。損傷の少ない材料の開発等、今後の研究の進展を注視する。

(1)-2 遠隔制御アンテナ[5.6-11, 5.6-13]

断面の長さ a の矩形コルゲート導波管の入り口部に、角度を付けてガウスビームを入射すると、矩形導波管の長さが $L = 4a^2/\lambda$ の場合には、同じ角度でガウスビームが放射されるという性質がある(ここで λ はミリ波の波

長)。これを入射系に適用すると、角度可変ミラーを 10 m 以上遠方に置くことができ、ミラーのダメージが抑えられ、炉に適した方式の一つである。導波管の屈曲構造も可能で、中性子遮蔽の点からも有利である。このランチャーは ITER では採用されていないが、すでに 170 GHz における大電力実験の結果が報告されている[5.6-12]。導波管毎に角度制御できることはプラズマ制御の観点からもメリットである。

(1)-3 周波数可変方式

ジャイロトロン周波数を高速制御することにより、固定された導波管から直接する方式。導波管の開口面積から放出されるため、高い電力入射密度が可能である。可動部がなく、炉周りのメンテナンスの観点からは最も優れている。現在までトカマクで実証された例はないが、技術的には既に可能なレベルになっている[5.6-14~17]。詳細は次のジャイロトロン項に記す。

(2) ジャイロトロン

ITER 計画が始まった 1980 年代後半の EC 加熱実験に使用されていた代表的なジャイロトロンは、周波数 60 GHz、出力 200 kW、パルス幅 100 ミリ秒、エネルギー変換効率は 20% 台であった。その後、ITER 計画での R&D の中で、エネルギー回収による電力変換効率の 30% から 50% への上昇(1994 年)、高次モードによる 170 GHz での 1 MW 発振の成功(1995 年)、人工ダイヤモンド窓による連続出力化への見通し(1997 年)などのブレイクスルーが立て続けに得られ、また内蔵モード変換器の変換効率も、初期の 80% 以下から現在は 99% 以上まで改良されるなど、EC H&CD システムの ITER への適用見通しが得られた[5.6-18~5.6-20]。現在もさらに大電力化、高機能化に向けて進化を続けており、原型炉も十分見通せるまでになっている。現状の代表的な達成値は、表 5.6-1 に示すように、周波数 170 GHz で 1 MW の 800 秒、エネルギー変換効率 55%(投入 DC 電力とミリ波出力電力の比)、パルス幅 800 秒が達成されたほか、0.8 MW で 1 時間連続出力の実証、最高効率 60% の達成など、当初の目的を上回る結果が得られた[5.6-21, 5.6-22]。達成した 1 時間運転においては、ジャイロトロンすべての部分で温度は完全に熱平衡に達しており、内部も出力中に 10^{-5} Pa 以下の高真空を保っている。原子力機構にて 2006 年に実験を開始した 170 GHz ジャイロトロン I-J5M2 は、上記の結果を出した後、現在もミリのパワー源として活躍しており、これまでの実験運転で 250 ギガジュールを出力している。過去のジャイロトロン出力エネルギーと比較すると、3 桁以上上回る成果ではあるが、原型炉の目標である 1 MW を 10 ヶ月フルに出力させると、総エネルギーは 26 テラジュールとなり、あと 2 桁増の実績を積み必要がある[5.6-19]。とはいえ、広い目で見て電子管には放送機などで完全連続運転の実績もあり、決して不可能な目標ではない。

表 5.6-1 炉の主要諸元とジャイロトロンのパラメータ

パラメータ	ITER	DEMO
主半径 R_p (m)	6.2	5.5
小半径 a (m)	2	2.1
アスペクト比	3.1	2.6
Elongation	1.7	2
トロイダル磁場 (T) @プラズマ中心	5.3 @R=6.2m	6.0 @R=6.0m
プラズマ電流 (MA)	15	16.7
ブートストラップ割合		0.77
核融合出力 (MW)	500 (700 ^a)	3000
中性子壁負荷 (MW/m ²)	0.57 (0.8 ^a)	3.5
冷却水温度	120	200
EC 加熱電力 (MW)	20 (合計 73)	~60
EC 加熱パラメータ		
周波数 (GHz)	170	170-220
パルス幅 (秒)	400 (自己点火)	完全連続 (1年)
	3000 (連続運転)	

他に、原型炉に向けての開発課題として、効率のさらなる向上がある。現在、ジャイロトロンのエネルギー変換効率は、最高 60%という高い値が得られているが、見方を変えればまだ 40%の投入電力が冷却水の温度上昇という形で浪費されていることになる。100 MW 級の加熱電流駆動システムでは、67 MW が損失する訳で、エネルギー発生装置である核融合炉への適用にはさらにエネルギー変換効率を上げる努力が必須である。具体的には、現在の1段エネルギー回収システムをマルチステージタイプに変えること、初期電子ビームの速度分散を抑えエネルギー回収効率をさらに上げること等が考えられる。

原型炉向け入射系の簡素化を計るために、表 5.6-1 で示した仕様に加え、周波数の高速可変を加える。ジャイロトロンの発振周波数 f は、次の式で表される。

$$f = \frac{c\chi_{m,n}}{2\pi a}$$

ここで、 c は光速、 a は発振部である共振器の半径、 $\chi_{m,n}$ は共振器に励起される $TE_{m,n}$ モードに対応する固有値である。すなわち、ジャイロトロンの発振周波数は

励起するモードと共振器の半径によって決まる。共振器の熱負荷を許容範囲に抑えるためには共振器の半径をある程度広げる必要があり、このために発振モードの次数は高くなる。ちなみに 1 MW ジャイロトロンの発振モードは $TE_{31,8}$ であり、このとき $a=17.9$ mm, $\chi_{31,8}=63.7675$, である。目的のモードは、共振器内の電子ビームの位置、印加する静磁場の強度を最適化し選択的に励起させる。周波数を変えるためには、この条件を変え、別モードを励起させる。従って、必然的に発振周波数はとびとびとなる。例えばそのまま磁場を下げると発振は $TE_{31,8}$ モードから $TE_{30,8}$ モード(166.75 GHz)にシフトする。この2つのモードの周波数ギャップは 3.2 GHz であり、入射位置、角度にも依存するが水平ポートから入射した場合、ITER では大体 100 mm の加熱位置の移動に対応する。より細かい加熱位置制御が求められる場合、この周波数ギャップをより小さくする、すなわちジャイロトロンの発振設計として、より高次の発振モードを選択する必要がある。発振モードの高次化に伴って問題となるのは、モードが密になることによる、いわゆるモード競合である。過去にもより高い次数のモードの発振を試みる度に、常に発振安定性に関する懸念が議論されたが、最強のモードのみが生き残るという非線形効果がうまく機能し、非常に安定した単一モード発振が実現されてきた。今後、高周波数化、高出力化、より小さい周波数ギャップを得るためには、発振モードをさらに上げることは必須である。ここで、これまでのように単純な円筒空洞の共振器でどこまで高次モードでの単一モード発振が可能か、実験的に検証する必要がある。場合によっては、同軸空洞共振器のように、積極的に競合モードを抑制する手法が必要となるかもしれない。この同軸空洞共振器は、EU 等で開発中であるが、技術的な難しさから現在のところ長パルスの実績はないが、今後の進展に期待したい [5.6-23]。いずれにしても、高周波数・高出力領域で安定した単一モード発振が実現できるよう、物理・技術両面からの研究開発が必要である。

3) 原型炉のシステム効率と運転シナリオ

(3)-1 システム効率

表 5.6-2 に現状の各構成要素の電力変換効率あるいは伝送効率と DEMO に向けた目標値を示す。システムはジャイロトロンの電力を供給する DC 電源、ジャイロトン、伝送系、結合系からなり、電源への交流入力電力からミリ波のプラズマへの入射電力の比、すなわち総合効率はこれらの積となる。ITER を目標に開発した総合効率の現状値は 47.5%である。DC 電源はサイリスタを用いた一般的な高圧電源であり、50Hz 商用電力から 50 kV, 40 A レベルの直流電力への変換である。ここで、エネルギー回収ジャイロトンに必要な電圧は 50 kV 以下であり、一般的な電源技術で事足りる。伝送系効率は、JAEA のテストスタンドで得られた値であり、全長は 40m 程度であるが、直線導波管での損失は通常小さいので、全長が長くなっても効率の劣化は小さいと

思われる。DEMO では、効率は高ければ高いほど良いが、65%が現状から考えられる現実的な目標値であろう。当然ながら、新たなブレークスルーを探し、さらに良い効率をめざす努力は必須である。

(3)-2 原型炉の運転シナリオ

発振モードの高速変更(周波数の高速制御)は、ジャイロトロンに印加する電子ビーム加速電圧を変えることによって実現できる。物理的には、電子ビームの加速エネルギーすなわち相対論的ファクターの変化により、サイクロトロン周波数を制御することに対応する。技術的にはIGBTを用いた加速電源を用いることにより可能である。さらに、空洞共振器への印加磁場を高速で変更することにより、発振をとめないまま、大電力出力の発振調整が可能である。0.4 T/10 秒レベルの磁場変更であれば、市販電源を用いたシステムがすでに実現している。

また、1年近くの連続運転を高い信頼性で運用するためには、予備のジャイロトロンシステムを数基設けることが重要であろう。ECH&CD システムでは、個々のジャイロトロンが独立し、他のラインに影響を与えない分散システムの構築が可能である。ジャイロトロンは数10台同時に運転されており、仮に1つのジャイロトロンにトラブルが発生した場合でも、電力損失は数%程度であり、全体には深刻な影響を与えないが、システムの設計を数%の増力が瞬時に可能なように余裕を持った運転を標準化しておけば、個々の要素のトラブルによる数%の低下も防ぐことができる。さらに予備ラインを設けることにより、システム稼働中でも、ジャイロトロン交換等にも対応でき、システムや原型炉のパフォーマンスを劣化させることのない、高い信頼性でのシステム運用が可能となる。

4) まとめ

原型炉で予想される EC H&CD システムの概要と見通しを検討した。EC H&CD 技術では、その多くがITERで開発された技術がそのまま使用できる。ITER で得られる経験、データベース、信頼性や性能向上の努力がそのまま原型炉に適用できるメリットは大きい。その一方、原型炉に特徴的な課題として、完全連続運転の実証、エネルギー変換効率の更なる向上、信頼性の高い加熱位置制御手法の開発(周波数高速制御等)、がある。原型炉には十分間に合うと思われるが、ITER やミリ波技術の産業応用による相乗効果等で、できるだけ効率よく、少ない投資最大の効果を得るべく、開発を進めることが必須であろう。

最後に、他のRF加熱電流駆動装置、すなわち低域混成波帯(LH)とイオンサイクロトロン共鳴波帯(IC)について簡単に触れておく。両加熱電流駆動装置は、それぞれ電流駆動、イオン加熱について、これまで多くの磁気閉じ込め装置において多くの実績を挙げてきた。原型炉への適用にあたっての最大の課題はRF電力をプラズマに結合させるために、入射系先端を周辺プラズマ近傍に置く必要があり、このため入射系が高い中性

表 5.6-2 現状とDEMOに向けた各要素の効率と総合効率

	現状(170GHz)	DEMO 目標
電源 (AC to DC 50kV)	95%	98%
ジャイロトロン	55%	70%
伝送系(結合回路, ベンド 7個を含む)	92% (40m)	96%
ランチャー	99%(計算)	99%
総合効率	47.5%	65%

子フルーエンス、高熱負荷など、入射系が厳しい炉環境にさらされることである。1年間の連続使用に耐えうる信頼性の高い入射系の概念構築およびその開発が必須である。

5.6.2 中性粒子入射装置

1) はじめに

過去25年の間に、TFTR, JET, JT-60をはじめとする多数の核融合プラズマ実験において、中性粒子入射装置(NBI)のプラズマ加熱と電流駆動の有効性が証明されてきた。これら既存装置では、100 kV/核子程度まで加速した水素同位体の正イオンビームを中性化して用いていた。しかしながら実験炉以降では十分な核融合出力を得るためにプラズマ体積が大きくなり、ビームをプラズマ中心部まで到達させるには、500 keV~1 MeV程度のビームエネルギーが必要となる。ここで図5.6-3に発生したイオンビームが中性ビームに変換される効率をビームエネルギーの関数として示す。従来用いていた正イオンでは、ビームエネルギーとともに中性化しにくくなり、200 keV/核子程度のエネルギーで中性化効率はゼロとなってしまう。そこで実験炉以降の核融合炉では、重水素の負イオンを一次ビームとし、これを中性化する方式のNBI [5.6-24,5.6-25]が検討されている。ITER[5.6-26]では、33 MWの中性粒子ビームを入射するため、1 MeVの負イオンを一次ビームとするNBI 2機が採用されている。

本章では、これまでのNB開発とプラズマ入射実験の実績に基づき、原型炉用NBI概念を構想する。建設が開始されたITERとそのNBIの設計は最新のR&D、解析、及び設計に基づいており、これを基礎として原型炉用NBIを構想することは合理的であろう。ITER NBIの断面図を図5.6-4に示す。ITER NBIの特徴は、

(1) NBI1機に大型の負イオン源と静電加速器各一台を組合せて構成することにより設計を小型化, 単純化しており, さらに,
(2) NBIの軸長を短くしてトカマク建屋の小型化に貢献し, 炉全体のコストへのインパクトを最小化している。
これらの特徴は, 原型炉においても継承されるべきと考ええる。

本節では, まず 2)項においてNB 概念設計に必要な原型炉のパラメータを設計条件として仮定する. ここでもITER とそのNBIの設計を基礎として原型炉そしてそのNBI の設計要求条件を構想する. その上で 3)項において, NBシステムの成立の鍵を握るいくつかの機器について, 最近のR&Dの進展に基づき, また既存技術の合理的な外挿の範囲内で, 実現可能性を議論する. この議論を通して, 原型炉用 NBI のR&D 課題をも明らかにする。

2) 設計要求条件(仮定)

(1) 年オーダーの連続運転

まず, 原型炉最大の特徴としての設計要求は1年程度に及ぶ連続運転である. 大型トカマクにおけるNBIのパルス長さは10秒程度であり, JT-60負イオンNBIでも最長パルスは30秒である. 1年近く, あるいはそれ以上にも及ぶ定常運転のためにはNBシステムの信頼性をこれまで以上に向上させる必要がある. このような定常運転を実現するためには具体的に二つの課題を解決する必要がある. それは中性化セルでのガス導入量の大幅な低減と1年以上の間保守不要の機器の開発である. 前者では処理すべきガス量からクライオポンプが

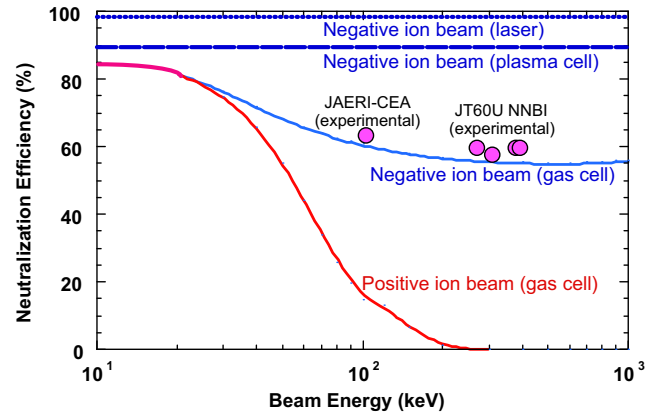


図 5.6-3 イオンビームが中性ビームに変換される効率 (中性化効率)

必要となるが, 表面がガスで飽和して再生が必要となるまでの時間が短く, とても定常運転に耐えられないため, 従来のガス中性化方式は採用できない。

(2) システム効率 $\geq 50\%$

ITER NBIのシステム効率, すなわち, NBI電源で受電した電力のうちどれだけが中性粒子ビームとなってITER真空容器に入射されるかを解析し結果を表 5.6-3[5.6-26]にまとめて示す. 負イオン源と加速器の性能をITER工学設計活動(EDA)期間の開発レベルから, 特に実証されていないビームの発散角について現実的と考えられる範囲(3~7 mrad)で外挿したため, その範囲の中で不確実性を持った数値が示されているが, ITER NBIのシステム効率は, 加速器内の負イオンストリッピング損失, ビーム輸送効率, 再電離損失, 及

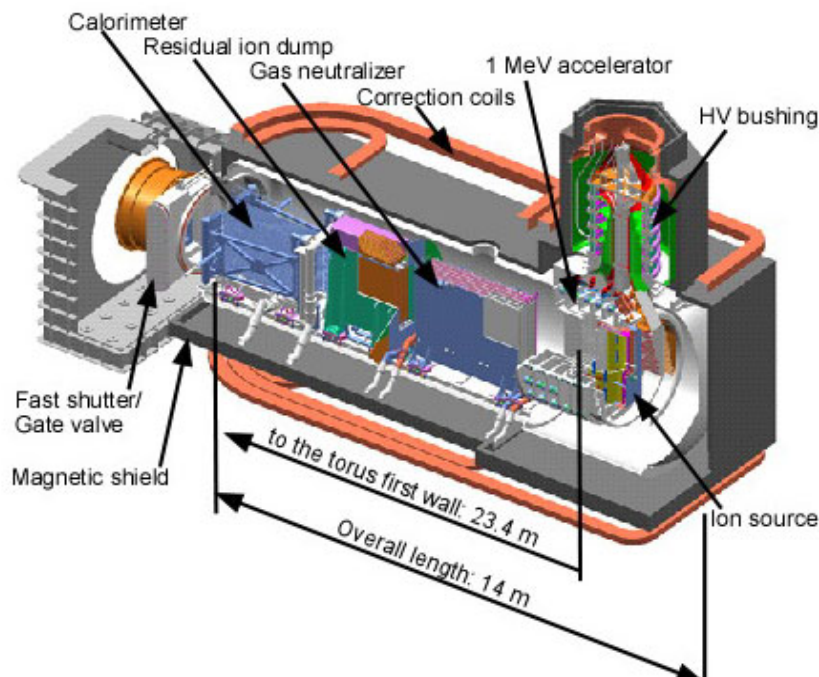


図 5.6-4 ITER NBI 断面図

表 5.6-3 ITER NBI のシステム効率. 電源で受電した電力と中性粒子ビームとなって ITER 真空容器に入射されるパワーの解析結果.

Component	Power (MW)	Comments
Ion source		
Arc power	0.79	
Filaments	0.22	
Plasma grid bias	0.0125	
PG filter	0.024	
Extractor		
Extracted electrons	0.53	
Accelerator		
Stripped electrons	~ 1.6	0.3 Pa D ₂ filling pressure assumed
< 1 MeV atoms	1.0	
1 MeV D ⁺ ions	40.0	
Neutralizer		
		60% neutralization assumed
Ion dump PS		
7.4 A D ⁺ ions	0.148	-20 kV bias
Secondary electrons 7.4 x 6.5 = 48.2 A	0.964	Secondary electron emission coeff. = 6.5 for 1 MeV D ⁺
Correction coils		
Auxiliary power	0.18	Mainly water pump for cooling. Cryo system not included
Total consumption		
	46.8	
Injection power		
Beam divergence		Power efficiency
7 mrad	16.3	0.348
5 mrad	18.6	0.397
3 mrad	20.5	0.438

びガス中性化効率を考慮して、約40%[5.6-26]と見積もられている。ITER NBIが最大中性化効率60%のガス中性化セルを採用していることから、より高い中性化効率の得られる中性化方式を採用すれば、さらなるシステム効率が期待できる。

商用炉への見通しを得るためには、原型炉でも所内循環電力が合理的な範囲に収まることを実証することが求められるであろう。このためNBIも、炉の全体設計の観点からは50%以上のシステム効率を満足することが求められる。中性化効率が最大60%のガス中性化方式では高いシステム効率を実現することはできず、より高い中性化効率を得られるプラズマ中性化(約80%)、光中性化(理論的には100%)を追求することが必要となる。

(3) 小開口入射ポートと遮蔽

NBシステムはトカマク真空容器と直接接続され、ビームはビームラインから入射ダクトまで直進してプラズマに入射する。たとえばITER NBIでは真空容器内ブランケットに開けた入射ポート開口は幅50 cm、高さ1.2 m程もあるが、原型炉では、TBRを確保するため可能な限り入射ポートの開口を小さくすることが求められる。

また従来のNBIでは入射ポートやビームライン内に放射線遮蔽もないため、核融合反応の結果発生した中性子やガンマ線がNBIのビームライン内に進入する。ITER NBIにおける核環境並びに各機器の核的レスポンスは第一壁位置での壁負荷 $0.7\sim1.0\text{ MW/m}^2$ の条件で解析されており、その結果の一例を図5.6-5に示す。永久磁石やセラミック絶縁材といった機能性材料を劣化させない、十分低いレベルであることが確認されている[5.6-28]。しかしイオン源・加速器周囲の空間におい

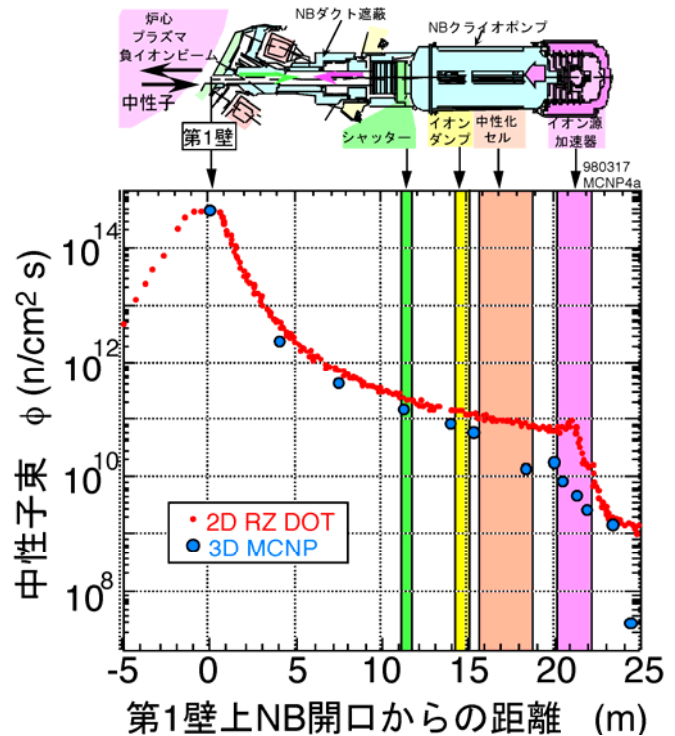


図 5.6-5 第一壁位置での壁負荷 $0.7\sim1.0\text{ MW/m}^2$ における ITER NBI の核環境

てSF₆等の絶縁ガスを用いると放射線誘起伝導によるガスの発熱が許容できないことが判明したので、ITER NBI加速器は高電圧絶縁に真空絶縁を採用することになっている。

原型炉では壁負荷が $3\sim4\text{ MW/m}^2$ にも達すると予想される。この放射線レベルでは、イオン源や加速器での機能性材料の照射劣化も不可避であろう。それどころか、SF₆ガスはより電源に近い位置まで使用できず、また電源伝送系を通しての中性子ストリーミングにも注意することが必要となる。このためビームライン内に遮蔽を挿入することが不可欠となる。この点はNBIを原型炉以降に採用するか否かの選択の際に重要な判断材料となる。設計を行う際には早い段階でNBI以外の機器への影響も含めて中性子の影響を十分に検討評価する必要がある。

(4) ビームパワーとエネルギー

NBIの第一の目的はプラズマ加熱である。NBI以外の加熱装置と合わせて、L-H遷移に必要なプラズマ加熱パワーを確保し、プラズマ閉じ込めが良好なHモードプラズマを実現しなければならない。ITER 物理R&D[5.6-28]において、数々のトカマクに対するL-H遷移しきいパワーのスケージング則が求められている。これによると原型炉で必要な加熱パワーは数十MWとなる。

ITER NBIでは表5.6-2に記載の通り、NBI単機入射可能パワーを $16.3\sim20.5\text{ MW}$ と想定している。原型炉NBIの技術課題の詳細は次節で議論するが、本稿では、このITER NBI設計から想定しうる現実的な範囲内

として、単機出力20 MW程度の原型炉NBIを想定する。

もうひとつのNBIの目的はプラズマ電流駆動である。電流駆動効率はビームエネルギーの関数であってエネルギーが高いほど電流駆動効率は緩やかに上昇し、約3 MeVでピークとなる。しかしながら上述の高電圧の真空絶縁、あるいは高エネルギービームを低密度プラズマに入射した際のビーム突き抜け等のリスクを考えると、ビームエネルギーは1~1.5 MeVとするのが現実的であり、この時、電流駆動効率は $0.2 \text{ AW}^{-1}\text{m}^{-2}$ 程度を確保するのが上限であろう。

3) 設計

(1) イオン源

ITERでは、大型のイオン源一台/NBI一機でD⁺イオンを40 A生成する。D⁺イオンの電流密度は 200 A/m^2 (加速器出口)が要求されているが、重要なのはこの大電流・大電流密度を0.3 Pa以下という低圧力で発生することにある。イオン源は加速器に直結されているため、イオン源に導入されたガスは加速器を通して排気される。このため、イオン源の圧力が高いと加速器内の圧力も高くなり、加速途中の負イオンがガスと衝突して中性化(ストリッピング)し、損失が増えることになる。加速器内でのストリッピング反応の増大は加速器内での電子生成・加速につながり、加速に要する電力の無駄使いとなって、NBIのシステム効率を落とすことになる。したがって、定圧力での大電流・高密度負イオン生成が重要な要件である。上記の負イオン源の要求性能は、すでに原子力機構のカマボコ型負イオン源[5.6-25, 5.6-29]で達成されており、ITER NBIはこれに基づいて設計されたものであるが、負イオンビームは収束性がよいことから、加速電極のビーム通過孔から発生する一本一本のビームレットのピークパワーが高く、さらにビームレット集束によって2本のビームレットが重なり合うビームライン機器受熱面での熱負荷は限界に近い。原型炉では必要となるビームエネルギーが~1.5 MeVとITERよりも高く設定され、熱負荷はビームエネルギーに比例することを考慮すると、ビーム電流や電流密度をこれ以上高く設定することは得策ではないであろう。

以上のような低圧力下での大電流・高密度負イオン生成はフィラメントを熱陰極とするアーク放電型負イオン源にセシウム蒸気を添加して得られている。ITERでは6カ月に一度のフィラメント交換のための保守が想定されていたが、現在ではRF放電型の負イオン源[5.6-30, 5.6-31]を採用して放電開始時のみフィラメントを使用することから、フィラメント交換は不要となる見込みである。しかし、依然として負イオン表面生成を促進するセシウムを年間10 g程度使用することが前提となっている。蒸気圧の高いセシウムを長期間使用すれば、引出電極、加速電極等に付着して高電圧絶縁が困難になることは容易に想像できる。そこでITERでは、加速器とイオン源を取り外してセシウム清掃を行うための遠隔保守機器が開発されており、その保守頻度は12カ

月に1度程度と見積もられている。原型炉を考える場合にはフィラメント無しは当然として、一年以上にわたる連続運転性能を確保するために、セシウムフリーの負イオン源を使用することが不可欠となるだろう。セシウム添加による負イオン表面生成の促進には、負イオン源プラズマに面するプラズマ電極面の仕事関数低下が関与しているといわれており、セシウムフリーで仕事関数を低下しうる電極材料を見つけ出すことが課題である。

(2) 加速器

原型炉で必要とされる1~1.5 MeVのビームエネルギーを達成しうる大電流加速器は、従来のNBI、そしてITERでも採用されている静電加速器を考えるのが現実的である。電極を適当な間隔で複数枚並べ、電極間に電位差を与えて電極に設けた多孔から小ビームを多数平行して加速するもので、大電流イオンビームを容易に得ることができる。静電加速方式のもう一つの利点は、加速効率が非常に高いことであり、負イオンのストリッピングと二次電子挙動にも依存するが、その加速効率(加速器出口での負イオンビームパワー/加速器への投入電力)は80%以上を達成することが可能である。

静電加速器で達成可能な最高ビームエネルギーは加速器の真空絶縁性能で制限される[5.6-32]。既存の核物理学研究等に用いられる静電加速器(コックロフト、バンデグラフ、タンデム等)では、加速管内の高真空中での真空放電に対して、保持可能電圧(V)が真空絶縁距離(d)の平方根に比例するとする「クランプ理論[5.6-33]」を用いて絶縁設計を行っている。一方NBIの加速器では、イオン源に導入されたガスが加速器を通して排気されるため、運転中の加速器内圧力は0.02-0.2 Pa程度と高く、グロー放電を起こす可能性もある。したがってグロー放電のクライテリアであるパッシェンの法則をも考慮する必要がある。パッシェンの法則は、放電開始電圧が圧力(P)と絶縁距離(d)の積で決まるとするもので、Pdがある値を超えると加速された電子が残留ガスを次々とイオン化し、電子雪崩を生じてグロー放電が発生する。ここで注意すべき点は、高電圧絶縁のために、真空中では長い絶縁距離が必要なのに対して、グロー放電領域の圧力では、電子雪崩を防ぐためには電子の加速距離(絶縁距離)が短い方が有利であるということである。このように、運転時の各部圧力に注意して、加速器の真空絶縁距離を設計する必要がある。

真空放電、グロー放電の特性をそれぞれ図5.6-6、図5.6-7に示す。図5.6-6からは、1-1.5 MVの高電圧を真空絶縁するために必要な絶縁距離は0.4~1.2m程度であることが分かる。一方図5.6-7からは、グロー放電のしきい値となるPd値は $0.06 \text{ Pa}\cdot\text{m}$ である。グロー放電がおこる可能性の高い場所の一つは、真空放電に対して十分な絶縁距離を設定されて全電圧が印加される加速器外周部であろう。1.5 MVの真空絶縁に対する絶縁距離を1.2 mとし、加速器外周部の圧力をITER NBIと同じ0.02 Paであるとする、Pd値は $0.024 \text{ Pa}\cdot\text{m}$ となる。すなわち、原型炉に必要な加速電圧として1-1.5 MV

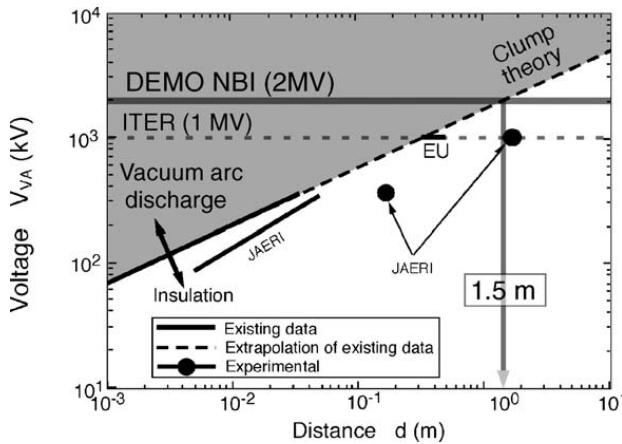


図 5.6-6 真空アーク放電特性と原型炉 NB システムで想定される絶縁距離と電圧のパラメータ領域。

を想定しても、加速器外周部で真空絶縁を抑制し、かつ、グロー放電の発生も回避できる絶縁距離が設定可能である。一方で、このような高電圧を真空中に導入するためには、できればセラミック製ブッシングの構成部品として、この絶縁距離を有する大口径の個体絶縁材の開発が必要となる。

(3) ビーム集束

第2節で述べたように、ブランケット上への入射ポート開口径を小さくし、またビームライン内に遮蔽を挿入するためのアイデアの一つとして、大面積から引き出した負イオンビームを集束してビーム断面を縮小することを考える。図 5.6-8 にそのアイデアを示す。通常の

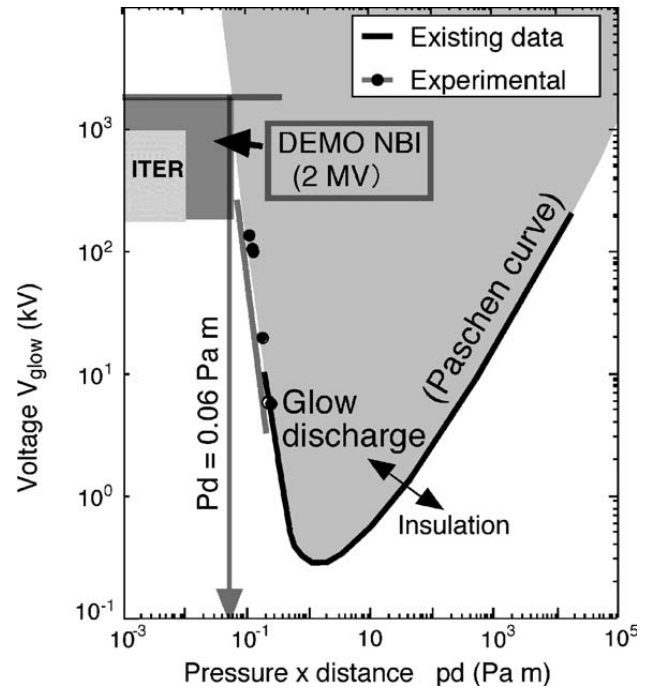


図 5.6-7 グロー放電特性と原型炉 NB システムで想定される絶縁距離と電圧のパラメータ領域。

NBIでは、イオン源からビームを引き出した後、ビームライン内においてもその断面積はほとんど変わらず、その結果、ビームライン内のビーム通過空間は巨大な空洞となっている。ここでは、イオン源から引き出したマルチビームを加速途中にいくつかのビームグループに集束

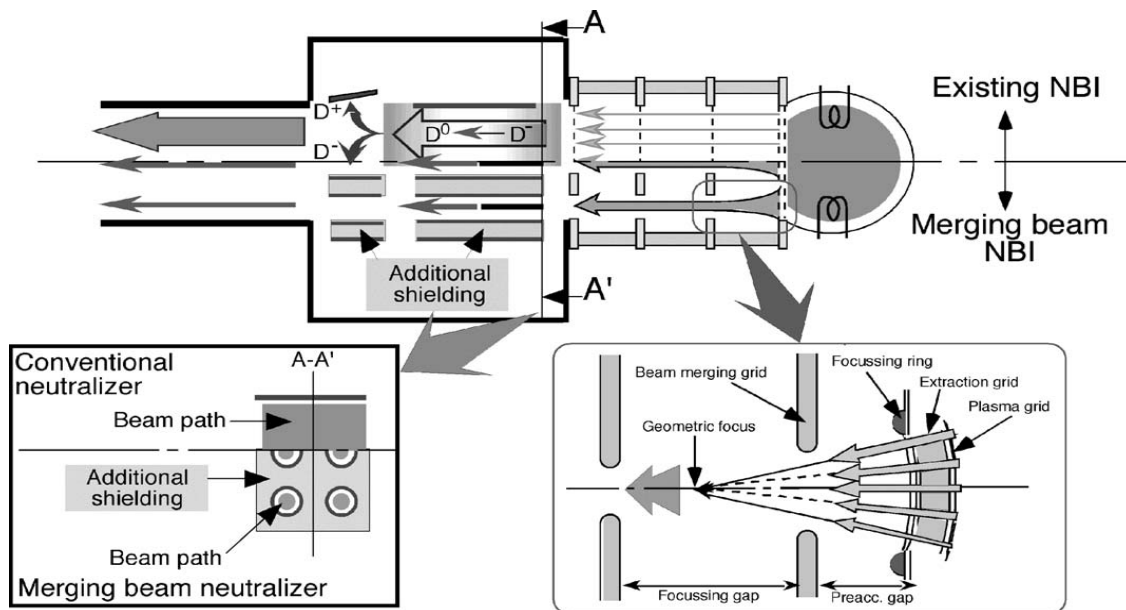


図 5.6-8 ビームライン内への追加遮蔽挿入を可能とするビーム集束技術を用いた NB システム概念

することを考える。集束することによってビームの断面積は縮小され、集束されたビームグループの周囲には追加遮蔽を挿入可能となる。

ビーム集束技術の成立性は、直径80 mmの円形領域から引き出した19本のH⁺イオンビームを収束した実験[5.6-29]で示されている。この実験では、引き出し部の電極を球形に湾曲させることにより、19本のビームを直径23mm、100 mAの一本のビームに集束して200 keVまで加速することに成功している。またITER NBIを目指して仏CEAカダラッシュで開発されたSINGAP加速器[5.6-34]では、100 keV程度に加速した後、電界を意図的に歪ませて緩やかにビーム集束することが提案されていた。以上のように、加速電極の幾何学的形状や静電界を操作することによってビームを集束し、断面積を縮小することが試みられてきたが、今後はビーム光学的な観点からより正確かつ良質なビーム集束技術を確立することが課題である。

(4) 中性化セル

原研においては、理論的に80%以上の中性化効率を達成可能なプラズマ中性化セルの原理実証試験が行われた。これは両端にビーム出入口として直径20 cmの大開口を有し、直径60 cm、長さ2 mの大容量アークプラズマ源である。当初、両端部開口からのプラズマ漏洩により中心部プラズマで十分な密度が得られないことが問題であったが、出入口開口部においてビームと直交するわずかに30ガウスの弱い横磁場を形成することによって $9 \times 10^{17} \text{ m}^{-2}$ のプラズマ密度を達成した。このプラズマに200 keVのH⁺イオンビームを通すことにより、中性化効率の増加を確認[5.6-35]した。露・クルチャツフ研究所ではマイクロ波を使ったプラズマ中性化セル[5.6-36]の開発が進められてきた。ガス中性化セルに比べて1/30という少量のガス導入で電離度10-20%のプラズマ生成を実証した。しかしそのガス導入量はイオン源よりも多量であり、大容量のクライオポンプが必要となる。しかも長期間の連続運転を実現するためには複数台のクライオポンプを用意して交互に再生させる等、初期コスト、運転コスト共に高くなる。プラズマ中性化セルでもガス消費量が多量に過ぎ、年オーダーの連続運転には不適当と言わざるを得ない。

レーザー中性化法はガスの不要な究極の中性化法として検討されてきた[5.6-24]。しかしながら長年にわたって、高出力、高効率、連続発振といった中性化に必要な要件を満足するレーザーがなかった。最近、図5.6-9上に示すような高出力半導体レーザー[5.6-37, 5.6-38]が開発されてきた。図のレーザーは0.05 mm × 0.05 mmという微小な発光面を60-70個有するレーザーバーを15 × 6個配列したアレイであり、波長808 nmのレーザー光を2.7 kW出力可能である。連続運転下で発振効率は40%と非常に高い。発光面自身は非常に小さいので、レーザーアレイを放射線遮蔽内に埋め込んで小径の孔を通してレーザーをガイドする設計も可能であろう。

従来のレーザー中性化セル[5.6-24]は強力な色素レ

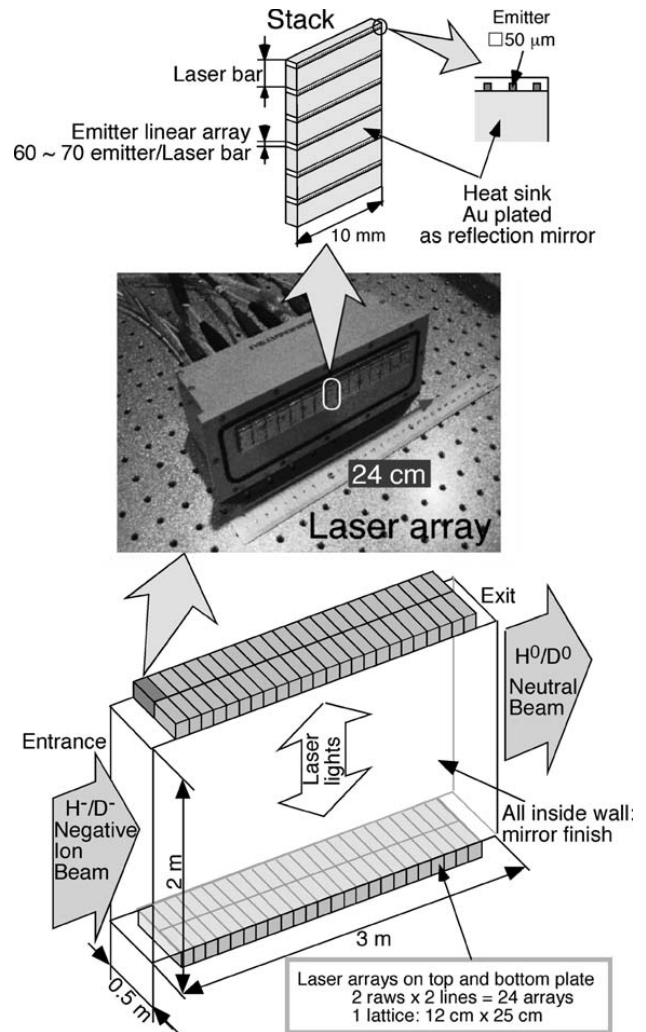


図 5.6-9 高出力半導体レーザーアレイを用いたレーザー中性化セルの概念

ーザーの単一光源の利用を想定していたのに対し、上述の半導体レーザーは多数の分散光源となるため、独自の発想が必要となる。その一例を図5.6-9下に示す。これは、ITER NBIのガス中性化セルの上下面(長さ3 m、幅0.5 m)に上述のレーザーアレイを48台並べたものである。この方式の半導体レーザーの特徴は、光子が発光面から10-35°という比較的大きな発散角を持って放出されることである。[5.6-24]の単一強力光源の場合には、直進するレーザー光を中性化セル上下面の鏡で多数回反射させる方式であったのに対し、この半導体レーザーを使用した場合には、レーザー光放出面以外の上下面に加えて左右側面をも鏡として、入射するレーザーをビームの入射・射出開口以外の面に多数回反射させる構造とする。簡単な見積もりでは、中性化効率90%以上を達成するためには、鏡面の反射率を99.95%と仮定して、レーザー光を2000回以上の反射可能な構造とする必要がある。すなわち、大開口を持つ

中性化セルの中に一定の反射回数以上，光を閉じ込め得る反射鏡を有する構造のセル，あるいはこのセルから漏れ出さない光学系の開発が不可欠である。

参考文献

- [5.6-1] V.Erckmann, et al., Plasma Phys.Control Fusion, **36**, 1869 (1994).
- [5.6-2] O.Sauter, et al., Phys.Rev.Lett., **84**, 4550 (2000).
- [5.6-3] T.Luce, et al., Phys.Rev.Lett., **83**, 4550 (2000).
- [5.6-4] A.Isayama, et al., Plasma Phys.Control. Fusion, **42**, L37-45 (2000).
- [5.6-5] G.Gantenbein, et al., Phys.Rev.Lett., **85**, 1242 (2000).
- [5.6-6] J.How, (ed) 2007 Project Integration Document PID ITER_D_2234 RH Ver3.0 and <https://user.iter.org/?uid=2234RH&version=v3.0>
- [5.6-7] M.Henderson, et al., Nucl.Fusion **48** 054017 (2008).
- [5.6-8] K.Takahashi, et al., Nucl.Fusion **48** 054014 (2008).
- [5.6-9] K.Tobita, et al., Fusion Eng. Design, **81**, 1151 (2006).
- [5.6-10] K.Sakamoto, et al., Fusion Eng. Design, **81** 1263 (2006).
- [5.6-11] C.P.Moeller, Proc. Of the 23rd Int. Conf. on Infrared and mm waves, 116 (1998).
- [5.6-12] K.Takahashi, et al., Fusion Eng. Design, **65**, 589 (2003).
- [5.6-13] H.Idei, et al., Nuclear Fusion, **46**, 489 (2006).
- [5.6-14] M.Thumm, et al., Fusion Eng.Design, **53**, 407 (2001).
- [5.6-15] K.Sakamoto, et al., J. Phys.:Conf Ser.**25**, 33 (2005).
- [5.6-16] R.Hirose, et al., IEEE Trans.Appl.Supercond., **18** 920 (2008).
- [5.6-17] K.Sakamoto, et al., Nucl. Fusion, **49**, 095019 (2009).
- [5.6-18] K.Sakamoto, et al., Phys.Rev.Lett., **73**, 3532 (1994).
- [5.6-19] K.Sakamoto, et al., Rev.Sci.Instrum., **70**, 208 (1999).
- [5.6-20] J.Neilson, IEEE Trans.Plasma Sci., **34**, 635 (2006).
- [5.6-21] K.Sakamoto, et al., Nature Phys., **3**, 411 (2007).
- [5.6-22] A.Kasugai, et al., Nucl.Fusion **48** 054009 (2008).
- [5.6-23] B.Piosczyk, et al., IEEE Trans.Plasma Sci., **32**, 853 (2004).
- [5.6-24] H. Horiike, Y. Ohara, Y. Okumura, et al., Conceptual design of negative ion based 500 keV 20MW neutral beam injector, Japan Atomic Energy Research Institute report, JAERI-M 86-064, 1986 (in Japanese).
- [5.6-25] M. Kuriyama, N. Akino, N. Ebisawa, et al., Operation and development of the 500 keV negative-ion-based neutral beam injection system for JT-60U, Fusion Sci. Technol. **42** (2002) 410-423.
- [5.6-26] ITER-FEAT, Final Design Report, IAEA 2001.
- [5.6-27] T. Inoue, K. Shibata, E. Di Pietro, et al., Radiation analysis of the ITER neutral beam system, Fusion Technol. **1** (1998) 411-414.
- [5.6-28] ITER Physics Basis Editors, ITER Physics expert Group Chairs and Co-Chairs and ITER Joint Central team and Physics Integration Unit, Nucl. Fusion **39** (12) (1999) 2137.
- [5.6-29] T. Inoue, K. Miyamoto, M. Mizuno, et al., A merging preaccelerator for high current H⁻ ion beams, Rev. Sci. Instrum. **66** (7) (1995) 3859-3863.
- [5.6-30] E. Speth, M. Ciric, J.H. Feist, et al., Rf ion sources for fusion applications: design, development and performance, Fusion Eng. Des. **46** (2-4) (1999) 383-388.
- [5.6-31] H.D. Falter, et al., Proceedings of the 20th IAEA Fusion Energy Conference FT/1-2Rc, Vilamoura Portugal, November 1-6, 2004, 2004.
- [5.6-32] T. Inoue, E. Di Pietro, P.L. Mondino, et al., Neutral beams for the international thermonuclear experimental reactor, Rev. Sci. Instrum. **71** (2) (2000) 744-746.
- [5.6-33] L. Cranmberg, J. Appl. Phys. **23** (5) 518-522 (1932).
- [5.6-34] H.P.L. de Esch, R.S. Hemsworth, P. Massmann, SINGAP: the European concept for negative ion acceleration in the ITER neutral injectors, Rev. Sci. Instrum. **73** (2) (2002) 1045-1047.
- [5.6-35] M. Hanada, M. Kashiwagi, T. Inoue, et al., Experimental comparison between plasma and gas neutralization of high-energy negative ion beams, Rev. Sci. Instrum. **75** (5) (2004) 1813-1815.
- [5.6-36] V.A. Zhil'tsov, E.D. Dlugach, E.P. Gorbunov, et al., The next step in the development of a negative ion beam plasma neutralizer, Nucl. Fusion **41** (4) (2001) 355-361.
- [5.6-37] K.K. Hamamatsu Photonics, <http://www.hpk.co.jp/>.
- [5.6-38] H. Kiriya, K. Yamakawa, T. Nagai, et al., 360W Average power operation with a single-state diode-pumped NdYAG amplifier at a 1 kHz repetition rate, Opt. Lett. **28** (18) (2003) 1671-1673.

5.7 制御用測定装置と制御機器

本節では、原型炉の炉心プラズマ制御に向けて必要な計測装置と制御機器について現状の知見と課題について述べる。計測機器については、ITERの計測器とその開発状況について概観し、それらが原型炉に適用可能であるかを検討する。また、ITERと原型炉での計測環境のギャップに対して今後のR&Dの必要性について言及する。さらに、最小限の計測器と制御機器で実施する燃焼プラズマ制御の課題について述べる。

5.7.1 ITERの計測器と原型炉に求められる要件

本節では原型炉に装備される計測機器を検討する上で、実験炉ITERにおけるプラズマ計測の現状を整理する。

プラズマ計測に要求される性能は、ITERの場合、様々な運転シナリオに対応して各物理量ごとの計測レンジ・時間分解能・空間分解能・精度として挙げられている[5.7-1]。これらを実現すべく具体的な計測手法が検討され、計測機器ごとの開発研究および詳細設計が展開されている。炉心プラズマ計測に関する課題は、計測に関する国際トカマク物理活動(ITPA)[5.7-2]に集約され、議論されている。燃焼プラズマ計測に関する近年の展開は文献[5.7-3, 4]に詳しい。

一方で実験における役割の観点から、計測すべき物理量は3グループに分類されている。表5.7-1に示す最も優先度の高いグループは「装置保護と基本制御のための計測」(Measurements for machine protection and basic control)であり、プラズマ位置形状・プラズマ電

流・ループ電圧・線平均電子密度・核融合出力などが含まれる。2番目のグループは「特定の運転シナリオに必要な制御のための計測」(Additional measurements for control in specific scenarios)である。空間分布計測のほとんどは、このグループに属している。3番目のグループは「燃焼プラズマの性能評価と物理研究のための計測」(Additional measurements for performance evaluating and physics)である。しかし、ITERにおける分類と原型炉における分類は一致しない。

原型炉においては、(1)機器保全・環境安全のための計測(インターロックに用いる)、(2)運転制御のための計測、(3)商用炉建設の設計基準を確立するための計測に分類することができる。このうち、(2)運転制御のための計測に関しては原型炉運転開始の当初にあって原型炉プラズマの特性把握を目的とする第1期と、発電実証及び定常長期間運転の第2期とに分けられるであろう。第1期にあっては原型炉にあって初めて定常高Q値核燃焼が実現されるので、まずそのプラズマ特性を把握する必要がある。そして、制御系の不可分一体を成すシミュレーションコードの確証(validation)を行い、さらにアクチュエータとプラズマ諸量の応答関数を見出すことによってプラント全体の制御システムを確立することが求められよう。第2期では運転シナリオを最適化し、発電実証と定常運転、長寿命試験を行うことが目的となるため、計測器に課される寿命に大きな違いが出てくる。即ち、第1期目的の計測器は第1期が終了すれば機能しなくなっても良いのに対して、第2期の計測器は原型炉停止までの期間に亘って機能し続ける必要がある。

表 5.7-1 Assessed measurement capability relative to requirements. 文献[5.7-1]より引用

GROUP 1a Measurements for machine protection and basic control	GROUP 1b Additional measurements for control in specific scenarios	GROUP 1c Additional measurements for performance evaluating and physics
Plasma shape and position, separatrix-wall gaps, gap between separatrices	Neutron and α -source profile	Confined α -particles
Plasma current, $q(a)$, $q(15\%)$	Helium density profile (core)	TAE modes, fishbones
Loop voltage	Plasma rotation (toroidal and poloidal)	T_e profile (edge)
Fusion power	Current density profile (q -profile)	n_e , T_e profiles (X-point)
$\beta_N = \beta_{tor}(aB/I)$	Electron temperature profile (core)	T_i in divertor
Line-average electron density	Electron density profile (core and edge)	Plasma flow (divertor)
Impurity and D,T influx (divertor and main plasma)	Ion temperature profile (core)	$n_T/n_D/n_H$ (edge)
Surface temp. (divertor and upper plates)	Radiation power profile (core, X-point and divertor)	$n_T/n_D/n_H$ (divertor)
Surface temperature (first wall)	Z_{eff} profile	T_e fluctuations
Runaway electrons	Helium density (divertor)	n_e fluctuations
'Halo' currents	Heat deposition profile (divertor)	Radial electric field and field fluctuations
Radiated power (main plasma, X-point and divertor)	Ionization front position in divertor	Edge turbulence
Divertor detachment indicator (J_{sat} , n_e , T_e at divertor plate)	Impurity density profiles	MHD activity in plasma core
Disruption precursors (locked modes, $m=2$)	Neutral density between plasma and first wall	
H/L mode indicator	n_e of divertor plasma	
Z_{eff} (line-averaged)	T_e of divertor plasma	
n_T/n_D in plasma core	Alpha-particle loss	
ELMs	Low m/n MHD activity	
Gas pressure (divertor and duct)	Sawteeth	
Gas composition (divertor and duct)	Net erosion (divertor plate)	
Dust	Neutron fluence	

原型炉では、ITER より高い規格化ベータ値で、定常または準定常で運転されることが想定されている。原型炉の制御にはどのような計測器が必要かについては現在の大型トカマクでも、高い規格化ベータ値で長時間パルスの放電を行うために高度な分布計測と制御を必要としていることから、原型炉においても、密度、温度等の基本的物理量の分布計測 (ITER では物理理解用に分類されているが) は不可欠と予想される。

次に計測システムに課される制約について挙げてみる。例えば ITER で検討されている主な制約事項は、ポート位置、他の構造物との干渉、メンテナンスフリー期間、中性子フラックス、熱 (壁温度/プラズマからの熱負荷) などである。強い中性子フラックス環境下であることを除けば、従来の装置でも存在した制約条件が一段階厳しくなった状況と捉えることもできる。従って ITER 計測の大部分は既存の装置で十分実績のある計測法を採用することができるものの、それらを ITER へ実装するための工学的研究と設計に多大な努力が払われている。図 5.7-1 に ITER のポートプラグの設計例を示す。扇状の視野を持つ中性子カメラ (分布測定装置) であるが、ポートプラグの前面には遮蔽ブランケットが付き、ピンホールカメラの焦点位置を遮蔽ブランケットの直後に置くことによって、開口部の面積を極力小さくしている。このような工夫は、ライダートムソン散乱計測等多の分布計測でもなされている。

ITER においても中性子に対する考慮はなされており、ほとんどの計測器は直接プラズマを見込むことがないように設計されている (図 5.7-2)。マイクロ波や、レーザー等の光を用いた計測では、導波管や導光路を迷路構造とし、中性子のストリーミングを避けるようにしている。しかしこれらの計測装置では、第1段の反射鏡はプラズマを見込まざるを得ず、その中性子照射やプラズマからの中性粒子照射による影響が ITER でも完全に解決してはいない。センサー自体を真空容器内部 (または極近傍) に取り付けなければならない計測器もある程度残ってしまう。プラズマの位置制御に不可欠な電磁気計測器やボロメータ、プローブ類、中性ガスセンサーや、さらには、熱電対やストレインゲージ等機器の保全に必要なセンサーもある。このような真空容器内センサーは ITER の環境条件では、一応動作可能との見通しが得られている。[5.7-5~10] しかし、原型炉の計測システム設置に関する制約条件はさらに一段階厳しい条件となることが想定される。

原型炉において新たに課される制約については、これまでの計測システムで実績を積んでいない点で、より慎重な対応が必要となる。特に中性子照射の影響を考慮しなければならない。図 5.7-3 に ITER の径方向の中性子及びガンマ線フラックスの分布を示す [5.7-11]。ただし、NBI ポートのストリーミングなどの影響を考慮していない1次元の予測計算結果である。ITERの第一壁中性子熱負荷は、0.5 GW 核融合出力運転時に約 0.5 MW/m² (8×10¹⁷/m²/s @14MeV) である。原型炉の中性子

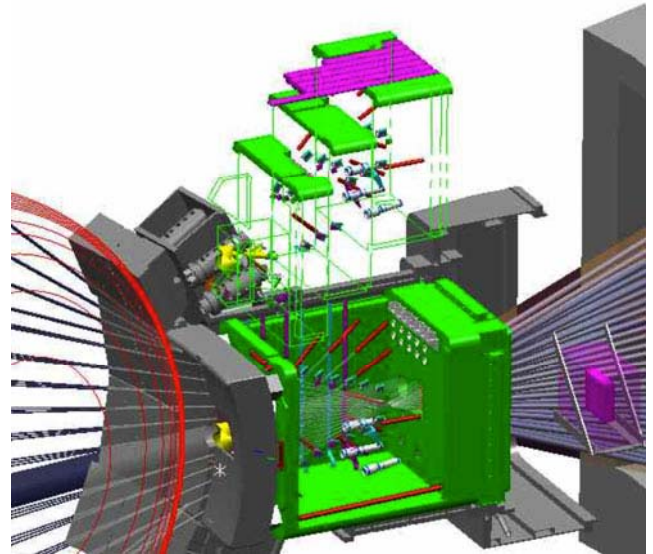
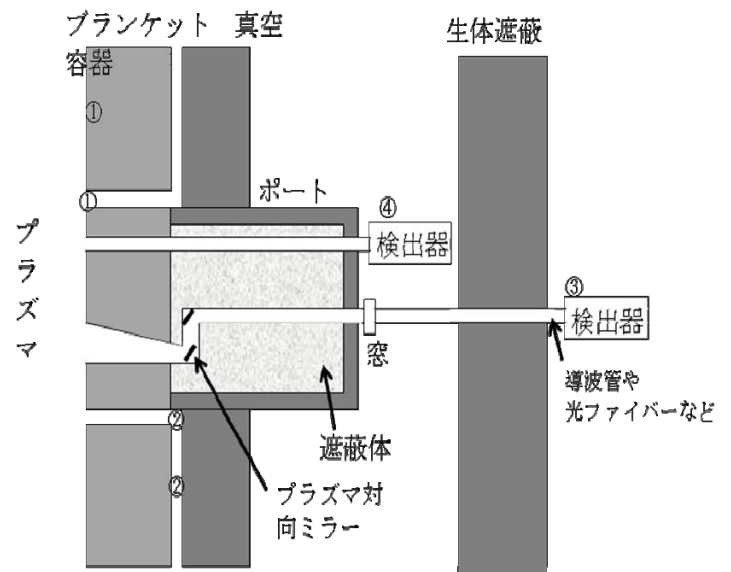


図 5.7-1 ITER の中性子分布測定装置



①	②	③	④
プラズマ表面近傍	ブランケット ギャップ底、ブランケット裏面	迷路構造	プラズマ直視
ラングミュアープローブ、熱電対	ピックアップコイル、ボロメータ、中性ガスセンサー、マイクロフュージョンチェンバー	トムソン散乱、ECE放射計等光、電磁波を用いたほとんどの計測	中性粒子分析器、結晶分光器、中性子分布測定 (窓有)

図 5.7-2 ITERにおける代表的計測器とその設置ゾーン概念図。
原型炉の場合はこの通りの設置が困難な計測器が出てくる。

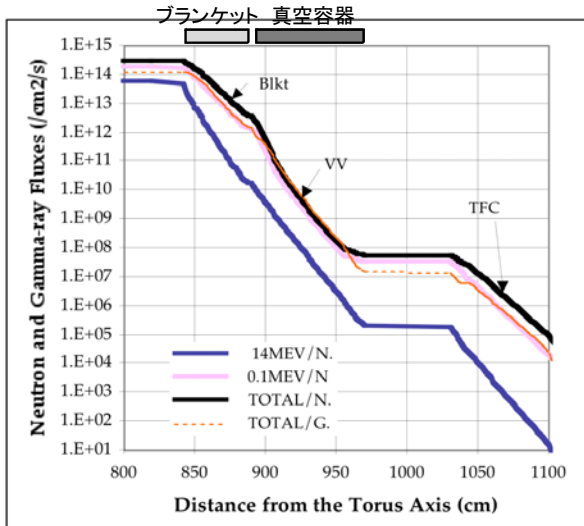


図 5.7-3 ITER の中性子及びガンマ線の径方向分布

壁負荷はもちろん設計に依存するが、核融合出力が 3 GW でサイズが ITER 程度とれば、核融合出力に比例することになるので、 $2 \times 10^{18}/\text{m}^2/\text{s}$ @14 MeV 程度と見積もられ、炉内設置機器の発熱と損傷をもたらす(図 5.7-4)。

原型炉において全く新規に課される制約は、中性子フルーエンスと定常または準定常の運転条件である。積算運転時間とフラックスの積でフルーエンスは決まる。年 1 回程度交換が可能な機器では ITER の年間照射量の 10 倍程度、運転開始から 30 年間交換不可能な機器では ITER の 300 倍程度である。

はじき出し損傷の dpa 値と一般的な材料の性能劣化の関係は金属材料と、計測で重要なセラミックス系の機能材料では大きく異なり、複雑である。セラミックスは金属と異なり、主として共有結合で材料が構成されているので、はじき出し以上に放射線による電子励起効果が重要になる。とくに計測用機能材料で重要となる電気的特性、光学的特性はほとんど電子励起効果が主になり、さらにははじき出し効果が重畳する。中性子フルーエンス(二次的に生成する γ 線の電子励起効果も含めて)に起因する性能劣化を軽減する研究開発も必要であるが、遠隔でそれらの機器を交換する技術の開発も不可欠である。

ITER は基本的にパルス運転であるのに対し、原型炉では定常または準定常であり、ピックアップコイルを用いた磁気計測等原理的に適用が困難な計測器もある。

5.7.2 原型炉における計測機器

原型炉用計測器については多様な計測機器全てについて要求される性能要素(確度、精度、時間応答性、稼働率、耐久性、コスト)を原型炉環境を要因とする制約(占有空間、放射線場、温度、磁場、法規制等)の元で検討しなければならない。膨大なこれらの項目について、不十分であるが、これまでの検討で明らかとなった科学

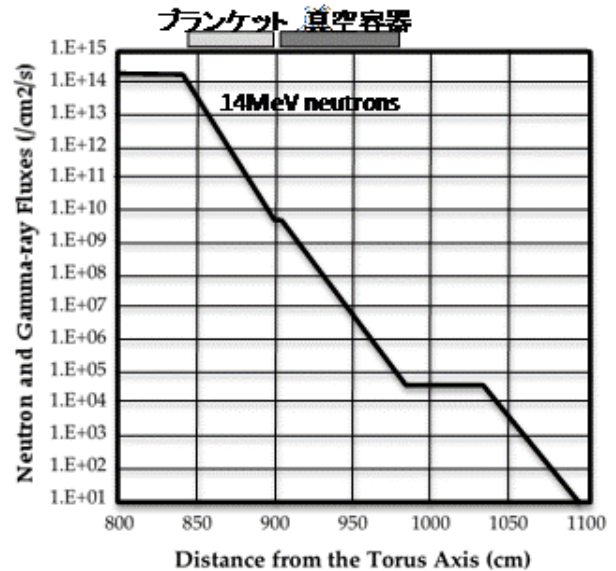


図 5.7-4 DEMO の 14MeV 中性子束分布(条件:核融合出力 3GW, ITER と同じプラズマサイズ、ブランケット厚: 60cm)

的知見と今後の課題について以下に纏める。

原型炉における計測機器の課題としては、第1に中性子環境、第2に定常または準定常運転への対応、第3にトリチウム増殖比への影響が考えられる。

1) 中性子環境下での課題

中性子の影響では、前節で述べた真空容器内センサーと導波管や導光路を用いた計測では大きく異なる。ITER の計測器開発の過程で、プラズマ対向反射鏡の中性子影響が主要課題であると認識され、多くの反射鏡に関する照射試験が実施された。その結果、Mo 等の金属ミラーであればほとんど問題がないことが確認されている。プラズマ対向反射鏡では、中性子よりむしろプラズマからの中性粒子やプラズマによる損傷・再体積、ダストの体積などのほうが深刻な課題である。特にトムソン散乱計測等の強力なレーザーを使用する場合には、反射鏡の反射率が減少すれば、反射されなかったパワーは反射鏡に吸収されることになり、反射鏡の溶融や破損を引き起こす。しかしこれらは、ITER と共通の課題であり、高速シャッターや遠隔クリーニング等の技術が開発されることを期待する。

電磁気計測器やボロメータ、プローブなどの真空容器内センサーでは、絶縁材の照射効果が大きな課題である。これらのセンサーではセラミックスが絶縁材として使用されている。セラミックス系材料は、電氣的絶縁材として、真空導入端子や絶縁フランジに使用されるだけでなく、電磁気計測器等に使用される MI (Mineral Insulated) ケーブルの充填材としても使用されている。電氣的絶縁

材用セラミックスの照射効果の問題となっている現象として、照射中にセラミックスの電気伝導度が増加する照射誘起伝導(RIC: Radiation Induced Conductivity)と照射によって永久的に電気伝導度増加する照射誘起絶縁劣化(RIED: Radiation Induced Electrical Degradation)がある。

RIC については電子線や γ 線の電子励起効果による電気伝導度の増加と理解されている。核融合環境下でも 14 MeV 中性子でも弾性散乱、非弾性散乱による反跳原子核や、荷電粒子生成反応による荷電粒子を介して 2次的に RIC が起こる。14 MeV 中性子に対する RIC も含めて絶縁材物質へのエネルギー付与(Gy 値)でプロットすると他の電離放射線による RIC と一致することがわかる。このデータをITERの第1壁の条件($\sim 3 \times 10^3$ Gy s $^{-1}$)まで外挿すると 8×10^{-7} S m $^{-1}$ であり計測・制御機器で要求される絶縁性能(以下 1×10^{-8} S m $^{-1}$ 以下)をかなり満たしている。図 5.7-2 に示したように ITER においては、電磁気計測器やボロメータは遮蔽ブランケットモジュール間のギャップの底(真空容器面)に取り付けられるので、第1壁表面よりは2桁ほど中性子束が低いのでほぼ問題はない。原型炉でも第1壁の中性子負荷は1桁程度大きくなるだけであるので、ITER のようにブランケットモジュール間のギャップ内に取り付けるのであれば第1壁中性子負荷が原型炉になって1桁増加したとしても、ギャップの底の中性子束は表面より2桁低いのでかなり絶縁材として使用できると予想できる。しかしラングミュアプローブのように第1壁(①の領域)に直接取り付けのようなセンサーの場合には、原型炉における使用は不可能と考えられる。④の領域に示した粒子計測器はトリチウム境界の設定が困難である。また、中性子の影響とは別に、ピックアップコイルなどをフェライト鋼などの磁性材料に近接して設置する場合は、測定信号に対する補正が可能かどうかを良く検証しておく必要がある。

一方 RIED はセラミックスに高電圧を付加したまま照射を続けると、ある照射量(積算値)から電気伝導度が急激に増大する現象であり、RIC と異なり永久的な電気伝導度の増大を引き起こす。RIED の機構はまだよく解明されていない。絶縁材表面の汚れによる絶縁劣化ではないかとの指摘もあったが、RIED は発生したアルミナを電子顕微鏡で観察したところ粒界にアルミニウムが析出していることが観測され、アルミニウムの析出がバルクの RIED の機構の一つ候補と考えられている。定量的な目安としては、RIED は材料にも依存するが電場(>200 V/mm)温度(>200 deg. C)放射線強度(吸収線量率 >100 Gy/s)の長時間(>1000 s)重畳で発生することが分かっている。ブランケットや冷却媒体の温度を考えると炉内設置コイルの温度は200度Cを超えるであろうから、放射線の遮蔽を考慮することが RIED 対策として重要となる。核発熱率 10 W/cm ^{3} は ITER (1×10^{18} /m ^{2} /s @14 MeV, 1×10^{18} /m ^{2} /s @0.1 MeV)の第一壁表面近傍の値であるがこれは 10 kGy/s 程度に相当する [5.7-12]。RIED 対策は電磁気計測の他にも炉内から電気信号をケーブル

により伝送する計測システム全般に共通する課題でもある。

以下、幾つかの計測器例について中性子環境下での課題を述べる。

(1)電磁気計測に要求される確度に対する中性子フルーエンスの影響

現在電磁気計測器等に MI ケーブルが使用されており、MI ケーブルの絶縁材として、Al $_2$ O $_3$ や MgO 等のセラミックスが使用されている。セラミックスの照射効果には前述の RIC や RIED があるが、MI ケーブルを使用した場合には、放射線による複雑な電離課程により心線導体と被覆導体の間に微小な電流がながれ、ピックアップコイルの両端に微小な起電力(RIEMF: Radiation Induced Electrical Motive Force)が生じることが観測されている。電磁気計測ではピックアップコイルの両端の起電力を積分して磁場を測定するため、わずかな起電力では、原型炉のような定常または準定常の運転では大きな誤差を生じてしまう。現在 ITER では RIEMF を低減するために被覆導体を用いないセラミックス線によるピックアップコイルの試作をすすめているが、機械的な信頼性が MI ケーブルに劣ることは否めない。今後の進展を期待するとともに、ピックアップコイルを使用しない磁場計測法の開発を進める必要がある。

(2)中性子計測に要求される空間・時間分解能に対する制約

中性子発生率は炉出力に直結する物理量であり、フィードバック制御を行う上で重要である。ITER で採用されている計測機器のいくつかを原型炉用に設計するなかでより厳しい制約を包含しなければならない。一方で、核燃焼プラズマの中性子計測は ITER が初めてであるため、今後の ITER 実験の進展に伴って新たな課題が出てくる可能性がある。したがって ITER の様々な運転により計測システムの信頼性を高めるとともに、原型炉を想定して(中性子計測を主とした)行っていくことが ITER における重要なミッションであると考えられる。なおブランケットの外側に設置する検出器については、中性子発生率に対する検出効率がブランケットおよび冷却材の密度に依存する可能性について留意しなければならない。

2)定常または準定常運転への対応

ピックアップコイルのように時間積分することによって物理量を得るような測定法は、放射線誘起起電力などの寄生起電力によるドリフトが避けられず、全く新たな原理に基づく測定法を開発するか、定期的に自動校正する手法を開発する必要がある。

そのような個々の計測器の課題の他にもパルス運転の計測と定常運転の計測では、大きな違いがある。現在の大規模装置では、放電後に多くの計測器の測定データを解析し、プラズマの状態を“診断”することが行われている。(例えば JT-60 では 10 msec 毎に制御するために主要プラズマパラメータの計測は 1 msec 間隔で行っている。ただし、計測の結果を制御に反映させるのは次のパルス運

転においてである。ITER でも主要パラメータの計測は 1 msec で行おうとしている。)しかし定常運転では、実時間でプラズマの状態を“診断”し、それに基づいて適切な制御がなされなければならない。そのためには、多くの計測器からのデータを実時間で処理し、総合的にプラズマの状態を“診断”する技術が不可欠になる。これは計測制御理論でいわれている“センサーフュージョン”の概念に相当し、ニューラルネットワークもその一つである。

定常または準定常運転の場合にはプラズマ対向ミラーの反射率や偏向特性に対するプラズマ粒子フルーエンスの影響も検討されなければならない。プラズマからの荷電交換中性粒子・イオン照射の反射率に及ぼす影響[5.7-13]と同様に、粒子堆積による表面粗さが反射率を支配すると考えることができる(Bennett の公式[5.7-14])。たとえば波長 50 μm のレーザーを 3 回反射で戻すとき、表面粗さ 1 μm で反射率は 80%程度になる。単位時間当たりの粒子フルーエンス(つまりフラックス)は炉心からの距離に依存するため、プラズマ対向ミラーを第一壁よりも遥かに遠方へ設置することは対策の一案である。これはプラズマからの荷電交換中性粒子フラックス低減にも好都合であるが、レーザーの指向安定性、振動の影響などとのトレードオフであり、総合的な計が今後必要となる。

3) トリチウム増殖比(TBR)への影響

ITER でも計測器がプラズマを見込む面積は極めて小さく押さえられているし、ボロメータや電子サイクロトロン放射計測等は遮蔽ブランケットモジュール間のギャップを利用して計測をおこなっている。

例えば線積分密度計測等のために用いられる干渉/偏向計は、想定される炉心プラズマに対応して光源として波長 10-100 μm (~ 10 THz)程度のレーザーが必要となる。レーザー入射のための第一壁の開口部は直径数 cm (10^{-3} m^2)程度に過ぎない。導波管構造材厚さ、導波管内光学機器保護のための局所遮蔽材、迷宮構造のための折り返し、対向面の反射鏡占有面積を考慮しても第一壁全面積の 10^{-3} 程度でこの占有面積はTBR確保の観点からは許容されるであろう。多視線による空間分布計測が要求される場合には、占有空間が増大するが原型炉でも、ITERのような、計測器の視野を開けたような特殊構造の増殖ブランケットを入れることができれば、TBR への影響は無視しうる。そのような増殖ブランケットが不可能としてもITERのように遮蔽のみの構造としても、中性子の反射効果があるので、NBI 用の大口径ポートのように中性子が突き抜けていくポートに較べれば TBR への影響は小さい。ITER 以降の装置では、現在の JT-60 や JET の装置のような大口径ポートに計測器が遮蔽なしで取り付けことは不可能であり、必然的にプラズマを見込む面積は小さくならざるを得ない。そのため TBR を減少させることはほとんど考慮しなくてよいと考えられる。

5.7.3 制御機器

本節では、燃焼プラズマ制御の観点から将来の核融合炉で適用可能と思われる外部アクチュエータの特徴と制御システムの構築に向けた課題について簡単に述べる。その前に、一つのアクチュエータが複数の物理量に直接影響を与えることを認識しておく必要がある。そのため、制御システムを構築するときには、被制御量と外部アクチュエータとを結びつける制御応答関数(マトリックス)の非対角項も重要になる。ITER において外部アクチュエータと被制御量の対応について、主要な効果と二次的な効果を詳細に整理しているので参考文献[5.7-15]を参照していただきたい。

1) 中性粒子ビーム入射装置

中性粒子ビーム入射装置(NBI 装置)は、これまでのトカマク実験装置で最も実績のあるアクチュエータの一つである。ITER では、1 MeV, 33-50 MW の負イオン源 NBI が計画されている。NBI はプラズマ加熱、電流駆動、回転駆動、粒子補給の役割を同時に担うが、それぞれとして作用する程度はビームエネルギーや入射角度等により変わる(変えられる)。ビームエネルギーを高くすると回転駆動量や粒子供給量は相対的に小さくなり、加熱や電流駆動の分布形状も変化する。また、高密度プラズマへの入射やビームエネルギーが低い場合のように、ビームが周辺部分で電離する場合には、加熱分布はホローな分布になるが、電流駆動分布や運動量入力分布は周辺部での捕捉イオンの割合が増えるためホローな分布にはならず駆動量が減少する。そのため、例えば輸送や不安定性の制御性を確保するために、ビームエネルギーを低くして回転駆動量を稼ぐことは残念ながらできない。なお、NBI によるトロイダル回転制御は輸送に影響を与える径電場の制御にも利用される[5.7-16]。

原型炉に向けては、TBR 確保の観点から入射ポートの小型化(ビームの高密度化)に加えて、実用的なビームエネルギー制御や入射角度制御の実証を期待したい。

2) 電子サイクロトロン波入射装置

電子サイクロトロン(EC)波入射装置は、長距離伝送が可能のため発振装置であるジャイロトロンを炉心プラズマから離れた所に設置できることや、入射ポートに必要な空間が小さいためブランケットの占有面積に与える影響が小さいなどの工学的利点を持つ。さらに、局所的な加熱と電流駆動が行える特長に加えて、可動鏡を利用して入射位置を自在に制御できるため、核融合炉の分布制御において有用なアクチュエータである。また、最近の研究でトロイダル回転に影響を与えることが明らかになってきており[5.7-17]、トロイダル回転分布の制御アクチュエータとしての可能性も考えられる。しかしながら、他の電流駆動装置に比べて駆動効率が低く、自発電流を除く全ての非誘導電流を賄うには膨大な電力が必要になる短所がある。

従って原型炉に向けては、電流駆動効率を上昇させ

ることが唯一でかつ最大の課題である。

3) 粒子供給・排気装置

自己加熱が支配的な燃焼プラズマにおいて、外部加熱源を利用しない制御手段の一つとして有用なアクチュエータである。粒子供給装置としては、ガスパフ、ガスジェット、ペレットが挙げられる。ガスパフは、バルブ開閉とポンペの圧力により供給量を制御することが可能である。ガスジェットは、特殊なバルブを用いることで、高圧力のガスをプラズマに吹き付け、ガスパフよりもプラズマの内部まで燃料を供給させることが期待されている。ペレットは、固体燃料を入射するため、ガスパフやガスジェットよりもさらにプラズマ奥深くまで粒子を供給することが可能である。プラズマへの燃料粒子の侵入長が異なるこれらの装置の組合せを変えつつ、ダーバータ部からの粒子排気量を制御することで、密度の分布制御が期待できる。さらに、導入ガス種として不純物を使用すると、主にダイバータ板への定常熱流束を放射損失によって低減することにより利用できる。特に、分布制御の観点からは、ガス種（アルゴン、ネオン等）を組み合わせることにより、放射分布や不純物（実効電荷）分布を制御することが可能である。また、不純物混入による燃料希釈を通して自己加熱分布を制御することも検討されている。

原型炉に向けては、ペレットサイズの実時間制御が可能な連続ペレット入射装置や、ガス種が臨機応変に変えられるシステム構築が挙げられる。

4) 外部磁場コイル

通常のプラズマ断面形状制御に加えて、粒子供給・排気装置と同様に、外部加熱源を利用しない燃焼プラズマ制御手段の一つになり得る。定常トカマク運転では非誘導電流駆動によって全てのプラズマ電流を駆動するため、プラズマ電流の立ち上げ・立ち下げ時にのみ利用が想定されている中心ソレノイドコイルは、定常運転中は電流を流し続けているだけであり、制御への利用が検討されている。中心ソレノイドコイル電流に微小変化を加えることで周回電場を誘起し、過渡的ではあるが、プラズマ電流分布に影響を与えることができる。また、ダイバータコイル電流を制御することでダイバータストライク点の位置を挿引し、ダイバータ板への熱・粒子負荷を分散させることが検討されている。さらに、ダイバータストライク点と排気スロットの相対的な位置関係によりダイバータ排気量を制御することも可能である。

5.7.4 原型炉の制御システムの課題

発電実証を基本ミッションとする原型炉にあつては

1) 如何にして目標である高 Q 値定常核燃焼状態にプラズマを立ち上げてゆくかのオペレーションシナリオの確立。

2) 発電を実証する段階で求められる核融合出力一定制御のための帰還制御を含めたアルゴリズムの構築。の二つが大きな課題である。2) のような制御システムの

構築を最終目的として、それに到達する道筋を1) で見出さなければならない。

核燃焼プラズマを制御するために最低限必要なものは、上述したプラズマ状態を診断する計測機器とプラズマパラメータを操作するための外部アクチュエータである。制御システムは計測機器の出力から実時間で必要な物理量を導出しなければならない。同時に外部アクチュエータへの制御指令を出さなければならない。このためには、計測量またはそれから導出されるプラズマパラメータとアクチュエータとを関連付ける制御応答関数（マトリックス）が分かっている必要がある。

原型炉に設置できる計測器、特に電磁気計測器は、本節前半で述べたように、その設置環境が極めて限られるため、外部アクチュエータの制御対象になる物理量を精度良く計測できるとは限らない。ITERや既存トカマク装置に比べると、計測できる物理量は大きく制限されるだろう。最小限の計測器で燃焼プラズマの状態を正確に把握し予測するためには、実時間でのシミュレーション技術による補完が不可欠である。実時間シミュレーションには2つの役割が必要である。一つは、実時間の限られた計測信号からプラズマの内部状態を把握するための物理量を推測し、制御応答関数を通して外部アクチュエータに指令を出すことである。また、ある時刻までの履歴情報を合わせて、その時刻以降のプラズマの振る舞いを予測することが実時間シミュレーションのもう一つの役割である。このような実時間シミュレーション制御技術は、いきなり原型炉で構築するものではなく、事前に ITER やサテライトトカマク装置において開発され、完成度を高めておかなければならない。

ITER やサテライトトカマクはプラズマ内部の物理量を詳細に測定できるが、これらの装置に於いてあえて原型炉で測定可能な計測器信号のみを使ってプラズマを制御することができるか、実時間シミュレーション制御技術の R&D を実施することが必要であろう。そして、実時間シミュレーションでの推定値と実際の計測値を比較することにより、シミュレーションコードの精度を高めて行くことが必要である。このような制御支援コード群は原型炉運転開始の第 1 期において最終的な調整・確証が必要であろう。

原型炉の第一期で高 Q 値定常核燃焼状態に到達する立ち上げ運転シナリオと到達運転点（プラント動作点）が見出された後には（或いはその過程で）、これらの立ち上げシナリオと運転点が安定性限界に対してどれ位の運転裕度を持っているかを調べなければならない。例えば、外部アクチュエータに変調を掛けて、プラズマの応答を測定（磁気計測、中性子分布）するなどの実験的方法も考えられよう。

いずれにしても、このような検討を進めるために設計と計測関係者が先ず最初に検討しなければならないことは、原型炉環境に於いてどのような計測器がどのような条件の下で設置可能かという計測器設置マップを作ることである。これを基本的条件として（支援コード群の開発も含

めた) 原型炉の制御システムを構想していくことが可能となる。これらの作業は原型炉に向けての研究開発計画の基本を形成することになると思われる。

参考文献

- [5.7-1] A.J.H. Donne, et al., Nuclear Fusion **47**, S337-S384 (2007).
- [5.7-2] Website of ITPA Topical Group on Diagnostics, <http://www.rijnhuizen.nl/ITPA/>
- [5.7-3] *Special Issue on Plasma Diagnostics for Magnetic Fusion Research*, Guest Editors: A. E. Costley and D. W. Johnson, Fusion Science and Technology **53**, 281-759 (2008).
- [5.7-4] M. Sasao, et al., Journal of Plasma and Fusion Research **83**, 957-1022 (2007) (in Japanese).
- [5.7-5] Rostyslav PAVLICHENKO, Kazuo KAWAHATA and Tony DONNÉ, Plasma Fusion Res. 2, S1040 (2007).
- [5.7-6] Hiroaki OGAWA, Tatsuo SUGIE, Satoshi KASAI, Atsushi KATSUNUMA, Hirotugu HARA and Yoshinori KUSAMA, Plasma Fusion Res. 2, S1054 (2007).
- [5.7-7] Kazuyoshi SATO, Junji OHMORI, Katsuyuki EBISAWA, Yoshinori KUSAMA and Yuzuru NEYATANI, Plasma Fusion Res. 2, S1088 (2007).
- [5.7-8] Taiki YAMAGUCHI, Yasunori KAWANO and Yoshinori KUSAMA, Plasma Fusion Res. 2, S1112 (2007).
- [5.7-9] Shin KAJITA, Takaki HATAE and Vladimir S. VOITSENYA, Plasma Fusion Res. 3, 032 (2008).
- [5.7-10] Atsushi IWAMAE, Tatsuo SUGIE, Hiroaki OGAWA and Yoshinori KUSAMA, Plasma Fusion Res. 4, 042 (2009).
- [5.7-11] Nuclear Analysis Report, G73 DDD 2 01-06-06 W0.1. NAG-201-NAR, ITER Joint Central Team, Garching, Germany, (2001).
- [5.7-12] H. Iida, V. Khripunov, L. Petrizzi, G. Federici, Nuclear Analysis Group, "Nuclear Analysis Report", ITER document G 73 DDD 2 W 0.2 (2004)
- [5.7-13] Voitsenya V.S. et al Rev. Sci. Instrum. **76** 083502 (2005).
- [5.7-14] H. E. Bennett. J. Opt. Soc. Am. **53**, 1389 (1963).
- [5.7-15] J.B Lister *et al.*, Nucl. Fusion **40**, 1167 (2000).
- [5.7-16] E.J. Synakowski et al., Phys. Rev. Lett. **78**, 2972 (1997).
- [5.7-17] M. Yoshida *et al.*, Phys. Rev. Lett. **103**, 065003 (2009).

5.8 運転保守

車や航空機が定期的な保守・点検を行うことによって運転(或いは飛行)を継続するための安全を維持しているように、供用中の原子力発電プラントにおいても、供用期間中の構造安全上の機能を確保するために経年的に健全性を確認するための保守を実施し、プラントの安全で継続的な運転を維持している[5.8-1][5.8-2]。

このように、プラントの安定的な運転を維持するために運転・保守は重要な技術によって支えられている。それらは、一言で言えば、プラントの「構造健全性」を確保する技術である。核融合炉においても、所定の性能・機能を維持できるように運転するためには、ブランケットやダイバータ等の中心構造体の「構造健全性」を維持する必要がある。この「構造健全性」を確保するためには、次の2つの事項を相互に融合し、運転保守技術の信頼性を高める必要がある。

- (1) 原子力発電設備の維持規格(検査, 補修, 評価)に相当する核融合炉の規格の整備
- (2) 上記の維持規格に基づいて計画される保守技術

前者については、構造設計に依存するところが大きいので、ここでは紙面の都合上、割愛する。参考文献[5.8-3][5.8-4]を参照されたい。本節では、後者について、核融合炉の保守の観点から、実際に建設が進められているITERの保守技術について主に述べる。

最初に、保守技術について議論を進める上で前提となる保守条件について整理する。次に、この保守条件に基づいた遠隔保守技術の代表例として、ITERブランケット保守の技術課題とその解決策を示し、炉内機器(ダイバータやブランケットなど)を補修する施設であるホットセル施設について簡単に触れる。最後に、原型炉に向けての課題と方針について議論する。

5.8.1 保守条件

核融合炉は、燃料となる重水素とトリチウムの核融合反応によってエネルギーを生成する装置であり、ITERの場合も同様に核融合反応時に14MeVの中性子が発生しITERトカマク本体(図5.8-1)を構成する炉内機器(ダイバータ, ブランケット等)が放射化される。このため、トカマク本体を構成する機器が故障や損傷した場合には、人のアクセスによる保守が不可能となる

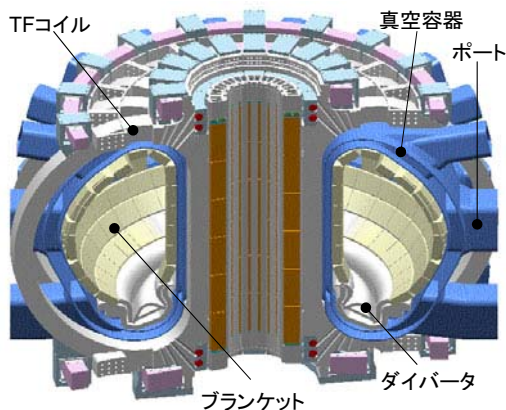


図 5.8-1 ITERトカマク本体

るため、遠隔保守機器(保守ロボット)による保守が必要となる。この人のアクセスが不可能となる点が、通常のプラント(火力や水力発電プラントなど)で行われる人手による保守設計をそのまま適用することを困難にし、完全自動の遠隔保守技術を強く意識した保守シナリオに基づく保守ロボット設計と保守ロボットが扱いやすい炉構造設計が必要になる。以下に核融合炉の保守シナリオの検討に必要な保守条件について示す[5.8-5][5.8-6]。

(1) 保守環境(放射線環境)

炉内の放射線線量率(最大)は500Gy/hr(ガンマ線)である。このガンマ線により炉内保守ロボットを構成するサーボモーターやケーブル、潤滑材が劣化する。このため、これらの部品の放射線による寿命を高めるための開発[5.8-7][5.8-8]は、日本原子力開発機構・高崎量子応用研究所の協力を得て現在も精力的に進められている。

(2) 保守分類及び保守時間

ITERトカマク本体を構成する機器は、故障や損傷の頻度を考慮して、クラス分けが行なわれている(表5.8-1)。各クラスの定義は次の通りであり、核融合炉を構成する機器の熱負荷や荷重条件を考慮した設計寿命の評価によって決定される。

- クラス1：定期交換
- クラス2：不定期交換
- クラス3：炉寿命中に交換を予定しないが、交換のための保守シナリオを用意する。

(3) 放射化ダストの閉じこめ管理と除染

放射化ダスト(炭素やタングステンなど)が炉内保守作業中に保守ロボットに付着する。このため、付着した放射化ダストを炉外に拡散させないように閉じこめ管理する。加えて、保守ロボッ

表 5.8-1 保守分類及び保守時間

ITERの構成機器	クラス	頻度	保守時間
ダイバータ	1	3回/10年	<6ヶ月(全交換) <8週間(1台)
テストブランケット		~1回/年	2週間~1ヶ月
計測プラグ		~10回/20年	<1ヶ月
ブランケットモジュール	2	不定期	<8週間(1個) <3ヶ月(1列) <2年(全交換)
クライオポンプ		4台/20年	~1ヶ月
RFアンテナ		<5回/20年	~1ヶ月
ECH&CDシステム		<5回/20年	~1ヶ月
・クライオスタット ・熱シールド ・超電導コイル ・真空容器セクター	3	不定期	

表 5.8-2 ITER の構成機器における個数と重量

ITER の 構成機器	個数	サイズ(m)	重量(kN)
ダイバータカセット	54	3.4x2.1x0.8	117.6
ブランケット モジュール	440	(1.3-2.0)x (0.9-1.2)x0.45	44.1
TF コイル	18	16.6x9.0x2.7	3185
真空容器セクター (初期組立時)	9	14.0x8.0x8.0	6860

トは、保守ロボット自体のメンテナンス(点検や部品の交換など)を手で行う必要があることから、付着した放射化ダストを除染しやすい構造とする。

(4) 保守ロボットと保守される構造(炉内機器)との間の取合い(モジュール構造、取扱い重量、支持構造、最終設置精度)

ITER 炉内の中心構造体であるブランケットを例に取ると、図 5.8-2 に示すように保守の容易さ、損傷部のみの部分的な保守に対応できるように、約 440 個のモジュール構造(幅 2m、重量 41 kN)を採用し、電磁力によるガタをなくすために最終設置精度(キーと溝の隙間)は 0.5mm としている。

表 5.8-2 に ITER を構成する主な機器の個数と重量を示す。

5.8.2 遠隔保守技術

保守の設計では、最初に保守シナリオ検討を実施する。この検討は、前節 5.8.1 の保守条件を満足するように次の検討を行うことであり、検討結果によって、保守作業に高度なロボット技術が必要な場合や作業の手数が多いため保守時間に影響を与えるような場合は、この結果を炉構造側にフィードバックし、構造変更を要求する。これにより、保守ロボットが扱いやすい構造となるように保守ロボットと炉構造との整合が取れた設計となる。

- ・保守作業項目を明確にする保守手順検討
- ・手順に従い必要な保守ロボットやツール(溶接/切断、非破壊検査など)の種類と仕様の明確化
- ・上記の仕様に基づいて、保守ロボットの設計検討を実施し、技術課題を抽出する。この抽出された技術課題に対し、解決策を試作試験により検証することによって、製作仕様が決定される。

本節では、ITER遠隔保守技術の代表例としてブランケット遠隔保守技術について、保守シナリオ検討から明らかになった次の技術課題とその解決策を示す。

- ・保守ロボットを炉内(真空容器内)に設置する技術
- ・高精度ハンドリング技術
- ・保守ロボットの故障時に対処するレスキュー技術

上記の技術課題やその解決策について理解を助けるために、ITERブランケットの保守ロボットの概要を最初に説明する。

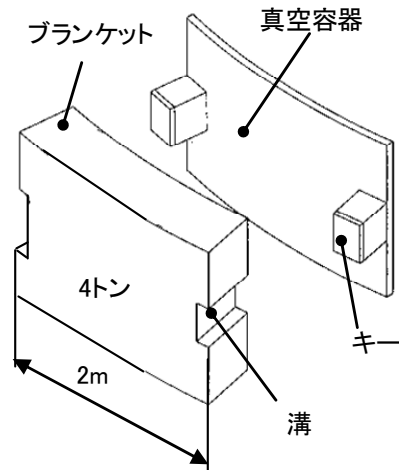


図 5.8-2 ITER ブランケットの支持構造
(キーと溝により支持する)

(1) 保守ロボットの概要

ドーナツ状真空容器内の全てのブランケットにアクセス可能で、大型・重量物であるブランケットを狭い真空容器内で高精度に設置できるように、図 5.8-3 に示すように、真空容器内にリング状に敷設された軌道上を移動可能なビークル/マニピュレータによりブランケットの交換保守を行う「軌道走行ビークル型保守ロボット」が提案された[5.8-9]。

本ブランケット用の保守ロボットは、図 5.8-3 に示すように軌道(真空容器内にリング状に敷設)、ビークル/マニピュレータ(軌道上を走行可能)、軌道支持機構(軌道の支持)から成る。軌道は、ブランケットの交換保守時にはドーナツ状の真空容器内でリング状構造体として形成されることが要求されるため、保守の最初の段階で軌道を直線状の保守ポートからドーナツ状の真空容器内に展開する必要がある。このため、軌道は多関節構造を採用している。軌道が真空容器内に展開された後は、軌道は大型・重量ブランケットを高精度で取り扱うための基準構造体とする必要があり、真空容器の赤道面に設置された4つの水平ポートから 90 度ごとに軌道支持機構により強固に支持される。ビークルは軌道を走行する以外に軌道周りに回転可能

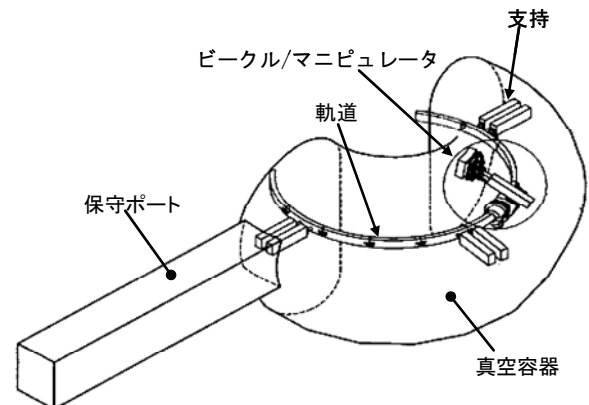


図 5.8-3 軌道走行ビークル型保守ロボット

な機構を持ち、最大6mの伸縮マニピュレータとブランケットを把持するエンドエフェクタを搭載している。これらのドーナツ状の真空容器内に円周方向に敷設された軌道と軌道回りに回転可能なマニピュレータにより、真空容器内の80%を占める440個から成る全てのブランケットに保守のためにアクセス可能となる。本保守ロボットシステムの特徴は、ビークル/マニピュレータが軌道上に最大4台搭載可能であることによる保守の機動性と高精度な保守を行う上で重要となる軌道の剛性が高いことである。

(2) 保守ロボットを炉内(真空容器内)に設置する技術

真空容器内へ保守ロボット(軌道, ビークルマニピュレータなど)を設置するために要求される条件は, 1) 炉内の保守空間(12 m, 6 m)に比較し, 狭隘なアクセスポート(2.2 m, 1.7 m)を通過して炉内に保守ロボットを設置すること, 2) 保守ロボットはキャスク(長さ:8.5m, 幅:2.5m, 高さ:3m)によって自在に搬送できる大きさであることの2つである(図 5.8-4)。これら2つの要求条件を満足するために, 保守ロボットの主要な機構要素である軌道と軌道接続・展開装置をモジュール化し分離した。モジュール単体では目的の作業は不可能であるが, 作業目的に応じて機構要素である各モジュールを組み合わせて保守作業を行う。このモジュール化によって狭隘なアクセスポートからの保守ロボットの挿入と, キャスクでの搬送が可能な軌道接続・展開機構の小型化を実現した(図 5.8-5)。

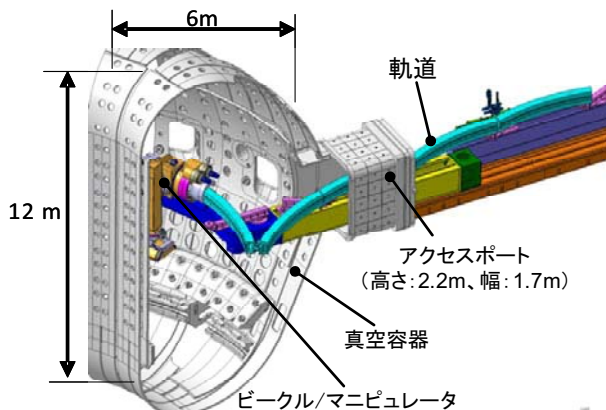


図 5.8-4 保守ロボットを真空容器内に設置するときの条件

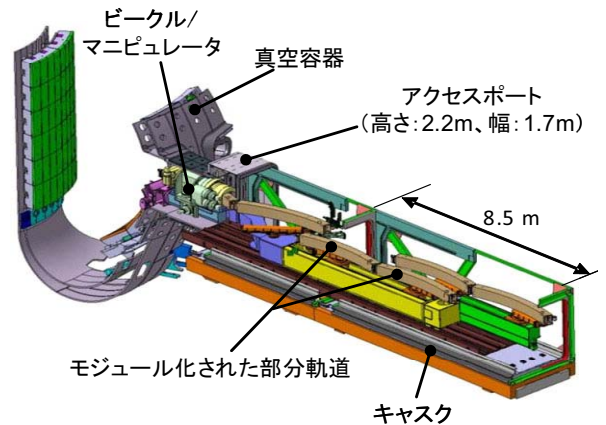


図 5.8-5 保守ロボットを真空容器内に設置する装置
(軌道接続・展開装置)

モジュール化による技術課題は, 軌道上をビークル/マニピュレータが円滑に走行する為に, モジュール化した部分軌道の組立(接続)に0.1 mm 程度の高精度が要求される点である。一方, 組み立てを行うアクセスポート付近も放射線環境下であるため, 位置測定のための精密なセンサ類を使用できず, ガイド構造による受動的な位置合わせに依らざるを得ない。そこで, 従来方式で関節部の強度を増すために用いていたフックが, 分割された軌道同士の最終位置決めにも適用できることに着目し, 高精度の組立てを可能とする新たな軌道組み立て機構を考案した, この軌道組み立て機構により高精度な軌道の組立て技術に関する技術課題を解決した[8.5-10]。

キャスク内で組立てられた軌道は, ドーナツ形状の真空容器内に円弧上に軌道を敷設する必要がある。真空容器内に軌道を敷設する際には, 軌道は直線状の保守ポート(図 5.8-6 (a))からドーナツ状の真空容器内に展開(図 5.8-6 (b))する必要があるため, 軌道は多関節構造を採用し, 故障の原因となる駆動源やセンサを持たない構造とした。この駆動源がない多関節軌道を「単純な繰り返し動作」の原理を利用して軌道を安定に真空容器内に展開させるための技術を確認する必要がある。

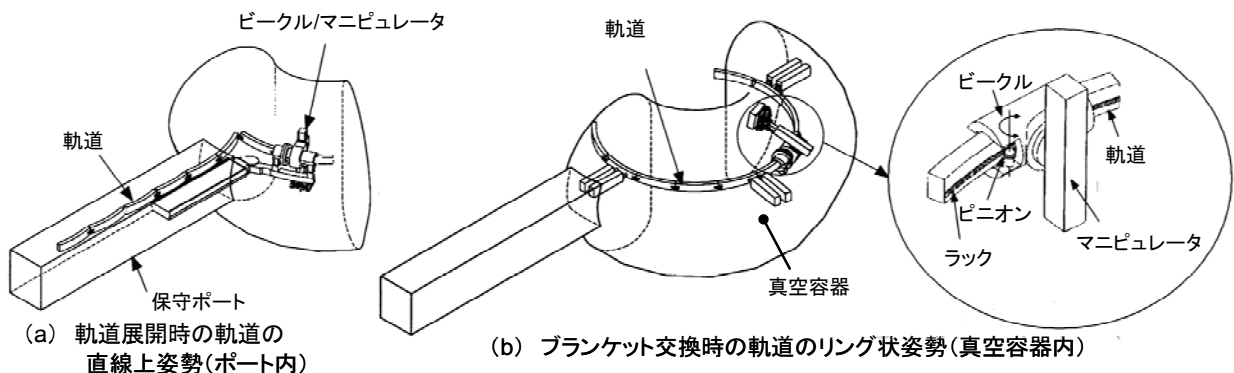


図 5.8-6 保守時(真空容器内)と軌道展開時(ポート内)での軌道の形態と機能

最大の技術課題は、信頼性を向上させるための軌道の単純化と真空容器内軌道への展開の安定化の2つを同時に両立させることである。このため、多関節軌道の繰り返し動作を利用した新しい軌道展開概念を考案した。

軌道の展開に関する基本的な考え方として、通常のブランケット保守時において、軌道が展開・固定された後には、図 5.8-6 (b) に示すように、ビークル／マニピュレータはラックとピニオンの走行機構により軌道上を走行できる。ここで、ビークルを固定し軌道を拘束なしのフリーな状態でこの走行機構を動作させた場合、軌道はビークルの走行機構により送り出される。この軌道が送り出される原理を繰り返して利用すれば、最小限の単純な外部駆動機構を追加するだけで軌道内には何の駆動源も必要とせずに軌道は真空容器内に展開が可能となる。

多関節軌道は、図 5.8-7 (a) のように基本的にはビークルの走行機構であるピニオン(歯車)の回転による送り出し原理に

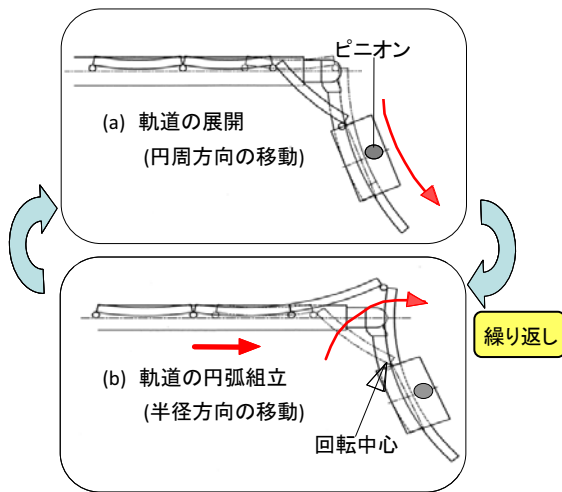


図 5.8-7 多関節軌道の繰り返し動作を利用した軌道の展開法

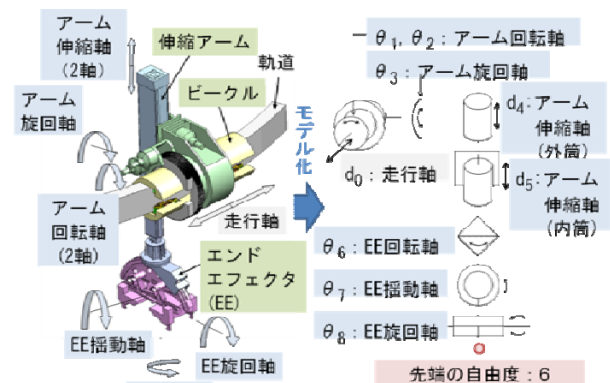


図 5.8-8 ビークル/マニピュレータのモデル化

より真空容器内へ展開される。このビークルによる軌道の展開を繰り返し動作により連続して行うためには、次に真空容器内に展開する軌道リンクを円弧化する必要がある。それには、まず次に送り出される軌道リンクを図 5.8-7 (b) のように真空容器の中心に向かって単に径方向へ押し出すことで関節部を中心に軌道を回転させる。この動作により、結果的に軌道リンクが円弧化されることになり、軌道リンクを円弧化する動作としては最も簡単な方法である。このように、軌道リンクの繰り返し動作による軌道展開の基本シナリオは、ビークルの走行機構の他に、径方向への軌道リンクの押し出し動作を行うことができる単純な駆動機構の追加が必要となる。これらの動作を組み合わせることで、従来のように関節部毎に駆動源を持たなくても多関節軌道を真空容器内に展開することが可能となる[5.8-11]。

(3) 高精度ハンドリング技術

保守ロボットを運用するとき、軌道上を動くビークル／マニピュレータと他のブランケットや真空容器との干渉(衝突)の回避は高精度ハンドリング技術の重要な技術課題での1つである。

この技術では、事前の作業シミュレーションによる運転シナリオ確認と、運転中の状況監視が必要である。前者はシミュレータによって行いが、後者についても、放射線環境であることからカメラ設置が困難であり、視覚情報が限定されるため、シミュレータが必要不可欠である。また、操作者の訓練もシミュレータの重要な機能である。

ここでは、大型重量ブランケットの高精度ハンドリング技術として、運転シナリオ確認・状況監視・操作者訓練の機能を有するシミュレータ及び、運転が容易な操作系(ヒューマン・マシン・インターフェース)について、その概要を示す。

運転シナリオ(各ステップにおける全モータ軸の位置)に基づいた作業シミュレーションを可能とする為、図 5.8-8 に示すモデル化を行い、マニピュレータの各軸(ビークル走行軸を除くと軸数8)とマニピュレータ先端の自由度(並進: x, y, z , 回転: R_x, R_y, R_z)との関係を表す運動学方程式により、運転シナリオからロボット先端の位置・姿勢を予測することが可能となる。このロボットの位置姿勢予測と3D CADによって作成した形状モデルとを適用することにより、シミュレータを構築した。これにより、計画した運転シナリオを事前に確認することを容易にした。

構築したシミュレータとマニピュレータを図 5.8-9 に示すネットワーク上で接続することによりマニピュレータの動作時における姿勢を実時間で把握することができる。これにより、マニピュレータの姿勢だけでなく他機器との相対関係の把握について、コンピュータ画面上で干渉と距離の確認を行うことが可能となる。

さらに、運転が容易な操作系として、一般的なロボットの運転に用いられるジョイスティック(最大4軸)よりも軸数の多いゲームパッド(10軸)に着目し、これを用いてマニピュレータ用操作系(ビークル走行軸を含む9軸に対応でき、かつ、モード切り替えによりマニピュレータ先端の6軸操作を可能とした)を構築した。この操作系はネットワークを介してシミュレータの操作にも使用でき、この両者を組み合わせて操作者の訓練用シミュレータとしても活用している[5.8-12]。

(4) 保守ロボットの故障時に対処するレスキュー技術

人間が近づけない放射線環境下で保守作業を行う保守ロボ

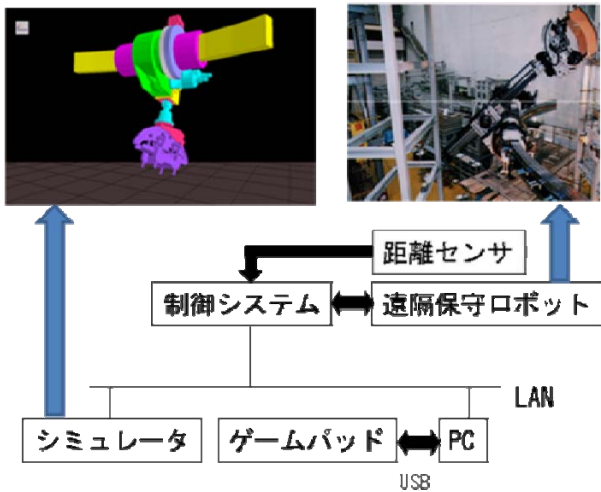


図 5.8-9 シミュレータと実機を結ぶネットワーク

ットにとって、保守ロボットを構成する部品の故障は致命的な事象である。故障は、これら部品の信頼性を高め、保守/点検による保全措置を講ずれば故障確率を小さくはできるが、その確率がゼロにはなりえない。よって、起こり得る故障事象とその原因を評価し、保守ロボットの故障に対するレスキュー法を技術的に確立する必要がある。

保守ロボットは、機能(機構)別に見ると、軌道を炉内に敷設する機能、炉内でブランケットを交換する機能に大別され、全体で80軸以上の自由度(駆動機構)から構成される。ここでは、基本的な考え方を確立するために、ブランケットを交換するビークル/マニピュレータに主眼を置いて、故障モード影響解析(FMEA: Failure Mode Effect Analysis)に基づく致命度分類と故障事象に対する具体的なレスキュー方法について述べる。

(a) 故障モードと致命度(Failure Criticality)の同定

故障モードと致命度の同定には、機器の故障を体系的に解明する FMEA を適用した[5.8-13]。信頼性ブロック線図からビークル/マニピュレータの機器構成を分類すると、機械系部品

としては重量物の負荷に耐えうる強度部材、減速機やベヤリングのような駆動系部品、電気系部品としてはサーボモータ/エンコーダーやケーブル/コネクタが挙げられる。これらのメカトロニクス部品から故障モードは、機械系部品の場合、摺動部分を有する駆動系に集中し、故障原因としては、焼き付き、摩耗(凝着摩耗、アブレンシブ摩耗、疲れ摩耗:ピッチング、フレーキング)等が考えられる。また、電気系部品の場合は、絶縁劣化が故障モードの支配的な因子として同定できる。以上の結果から、致命度を分類すると以下のようになる。

- I Catastrophic:機器の機能を全く果たせない。
 - ・構造部材の破損
 - ・焼き付き
- II Critical:機器の機能がほぼ失われる。
 - ・重度の凝着摩耗
 - ・電気系部品の絶縁劣化
- III Marginal:機器の機能は保たれるが不完全
 - ・軽度の凝着摩耗やアブレンシブ摩耗、疲れ摩耗

(b) 故障時のレスキュー方法

前項(a)の評価結果と耐放射線性機器の開発過程で知り得た知見[5.8-7]を考慮に入れると、放射線環境下で最も故障が起こり得る事象は、電気系部品の絶縁劣化(致命度 II)に起因する電源又は信号の断線よりモータが動作しないという故障事象である。よって、致命度 II の故障に重点をおいた設計を行う必要がある。

この致命度 II の場合、駆動系は外力を加えれば回転できることに着目し、図 5.8-10 に示すような冗長機構を減速機とモータの間に組み込み、外部の駆動系によって冗長機構の回転導入軸を回転することにより、その回転力は歯車を介して減速機に伝わり、出力軸を動作させることができる。

ブランケットの保守時には、4 台のビークル/マニピュレータが 360 度の軌道上に存在する。例えば、図 5.8-11 に示すように、ビークル/マニピュレータ B のエンドエフェクタ(7 個のモータを具備)の一部であるモータが致命度 II の故障を発生した

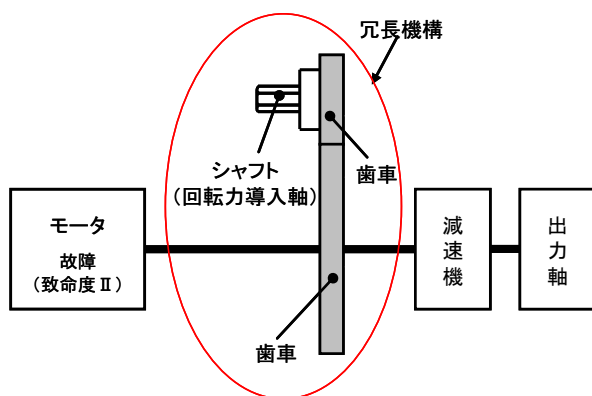


図 5.8-10 モータやケーブルの絶縁劣化や機械部品の凝着摩耗である致命度 II の故障に対処するための冗長機構概念

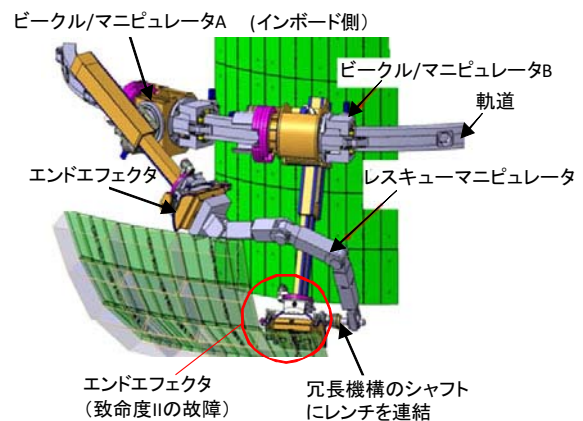


図 5.8-11 故障時のレスキュー方法

場合、この故障部位に備えてある冗長機構のシャフト(図 5.8-10 に示す回転力導入軸)を回転させ出力軸を動作させられれば、故障した駆動系を動かすことができる。このため、ビークル/マニピュレータ A(故障なし)がレスキューマニピュレータを把持し、故障したエンドエフェクタの冗長機構部(回転力導入軸)にレスキューマニピュレータ先端のレンチを接続し、レンチの回転を回転力導入軸に伝える。加えて、レスキューマニピュレータは、故障時に迅速に対応するため、コンパクトに折り畳むことが可能で、真空容器ポート部から出し入れを行う設計としている。

5.8.3 ホットセル施設

ホットセル施設の主な機能は、放射化した炉内機器(ダイバータ、ブランケット、計測プラグ、RF アンテナ等)の補修と、補修で発生した不要部品(放射化している)の廃棄処理である。これら 2 つの機能を満足するホットセルの配置設計を図 5.8-12 に示す [5.8-5]。この配置設計は、2001 年当時の ITER 設計であり、ホットセル配置設計の 1 つの例として、参考のために示す。

炉内機器の補修のために必要なプロセス毎にエリアが区画され、それぞれ、除染エリア、補修エリア、検査エリア、炉内機器の一時保管エリア、廃棄物処理エリアから構成される。各エリアに必要な機能は以下に示す通りである。

1) 除染(放射ダストのクリーニング)エリア

炉内から補修のために搬送された炉内機器(ダイバータやブランケット、ポートプラグなど)は放射化ダストが付着している。この放射ダストがホットセル内に飛散し汚染を拡大させないために、セル内に持ち込む前に炉内機器に付着した放射化ダストを除去する。

2) 補修エリア

炉内機器の損傷した部品の交換や修理を行う。例えば、ダイバータの場合は、受熱版である内側ターゲットやドームが交換の対象となる。

3) 検査エリア

補修した炉内機器に対して、機能試験や溶接部検査(非破壊検査やリーク試験)などを実施する。

4) 保管エリア

炉内へ戻す前に一時的に保管し、炉内への供給タイミングに応じて、搬出する。

5) 廃棄物処理エリア

交換で不要になった部品は減容処理(切断など)を実施し、適切に処分される。

ホットセルは、炉内保守と同様に、補修する炉内機器が放射化しているため補修作業は全て専用の補修ロボットで行う。故障時には人間が近づくことが不可能であるため、これらのロボットの故障時の対策を十分に考慮に入れて、設計を進める必要がある[5.8-14]。

5.8.4 原型炉に向けての課題と方針

実験炉 ITER までは核燃焼の技術的成立性に目的が収められているのに対して、原型炉からは明確にエネルギー発生プラントとして商用炉への適用を明確に意識して装置設計が成され

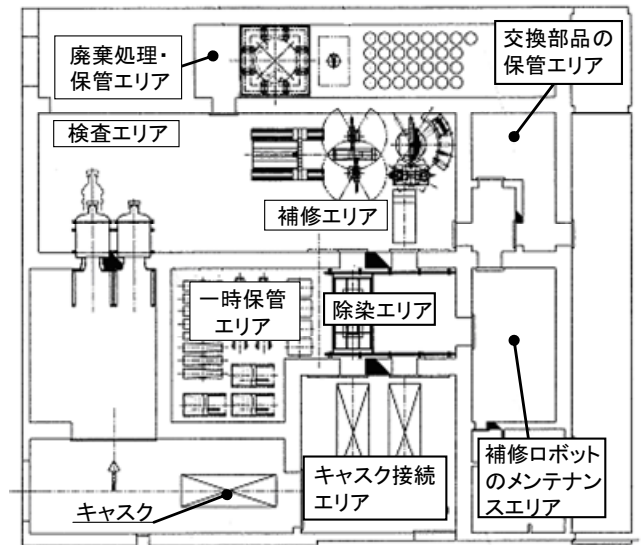


図 5.8-12 2001 年当時の ITER ホットセル設計

なければならない。運転保守・保全の観点からは装置設計が定常、長期間(高いフルーエンス、強い放射化レベル、大量の燃料トリチウム取り扱い)プラントの運転保守を可能とするものでなければならない。このためには定期交換機器は複数回の交換が可能な構造であること、殆ど全ての機器が遠隔操作による保守が可能であること、リサイクル対象となる交換機器や廃炉機器に対する保全設計上の配慮がなされていることなどが要求される。また、定期交換が必要なブランケットに関しては、保守時の放射化材料による放射線遮蔽とともに、放射性ダストやトリチウムによる炉本体室内の汚染が生じないことが求められる。とくに、ブランケットの交換方式の選択は、ブランケットモジュールをホットセルへ運搬する際のキャスクの構造や炉室の構造にまで影響するものなので、早期にこれらのことを決定する必要がある。

例えば、商用炉への繋がりを考えて原型炉の保守時間を低減し、炉の運転稼働率を上げることが最重課題とする方針の場合には保守する構造物が大型化(重量:約 6860kN)する傾向にある[5.8-15]。この大型化の主な理由は、冷却配管の切断・溶接・検査(溶接検査、リーク試験)が保守時間の大部分を占める要因になっていることに着目し、冷却配管の数を減らして溶接・検査にかかる時間を合理化しようとしたためである。大型化による課題は、重量物の搬送や高精度な位置決め技術だけでなく、ホットセルでの補修が大がかりになることにより、ホットセル施設が肥大化し、ホットセル施設のコストにインパクトを与えることが懸念される。このため、ホットセルを含めた保守の全体シナリオを早期に構築し、保守時間や建設コストの合理化検討と並行して、維持規格(検査、補修、評価)についても段階的に整備して行くことが必要である。

参考文献

- [5.8-1] 北条 公伸, 日本機械学会誌, Vol. 113, No. 1094, January 2010 16-17

- [5.8-2] 上坂 充, 鬼沢 邦雄, 笠原 直人, 鈴木 一彦,
原子炉工学, オーム社 (2009)
- [5.8-3] 中平 昌隆, 武田 信和, 保全学会誌, Vol. 4, 2006
- [5.8-4] 日本機械学会 発電用原子力設備維持規格 2008 年
版 (JSME SNA1-2008), 日本機械学会
- [5.8-5] ITER Technical Basis, ITER EDA Doc. Series No.24,
IAEA, Vienna, 2002
- [5.8-6] 特集/ITER 工学設計, プラズマ・核融合学会誌,
Vol.78 Supplement, January 2002 114-125
- [5.8-7] K. Obara et al, Irradiation Tests of Critical Components
for Remote Handling System in Gamma Radiation
Environment, JAERI-Tech96-011, 1
- [5.8-8] JAEA Takasaki Annual Report 2008, JAEA-Review
2007-006, March 2008
- [5.8-9] K. Shibamura, et al.: Blanket Remote Handling
Systems, Fusion Eng. Des., 55, 249-257 (2001)
- [5.8-10] N.Takeda, et al., Fusion Engineering and Design,
Vol.84, pp.1813-1817(2009)
- [5.8-11] 角舘 聡, 柴沼 清, プラズマ・核融合学会, Vol.82,
N0.9, pp.628-637(2006)
- [5.8-12] N.Takeda, et al., Fusion Engineering and Design,
Vol.83, pp.1837-1840(2008)
- [5.8-13] 藤崎 定昭, メカトロニクスの信頼性工学, 槇書店,
1985
- [5.8-14] 柴沼 清, 角舘 聡, 武田 信和, JAEA-Technology
2006-038, June 2006
- [5.8-15] 飛田 建次 他, JAEA-Research 2010-019, August
2010

5.9 放射線環境安全, 機器安全

本節では, 平常時及び異常時の放射線被ばく防護に係る遮蔽(しゃへい)と空气中放射性核種濃度管理に関する機器と, 各種廃棄物(気体, 液体, 固体)処理に関する機器についてITERでの検討の現状を踏まえ核融合炉への課題等を整理する. なお, 総合的な安全設計上の観点から以下の考え方を前提とした設計とする.

- ・平常運転時の事業所境界の線量率は, ALARA の観点から可能な限り低く抑えること. ($<0.1 \mu\text{Sv/h}$)
- ・人口密集地近郊での立地を可能にするため, 万が一の仮想定異常時においても, トリチウム, 放射性ダスト等放出に伴う敷地境界の線量は 5 mSv 以下に抑える.
- ・従事者の被ばく抑制の観点から, 管理区域内の線量率を $<10 \mu\text{Sv/h}$ に抑える.

5.9.1 外部被ばく防護に係る遮蔽(しゃへい)とゾーニングの考え方

第 3.8 節の安全設計でも述べられているように, 核融合炉における放射線(DT 反応中性子や, それに伴う構造材の放射化生成物)は, そもそも本来の要求である定常運転維持のために, 超伝導コイルの核発熱を最小化できるような遮蔽設計がなされる. また, 漏えい中性子はコンクリートなどの生体遮蔽や建屋内部の区画を構成する壁などで確実に遮蔽する. 図 3.8-1 に ITER での遮蔽評価の例が示されているが[5.9-1], 炉心位置と比較すると 14 桁程度遮蔽能力が必要で, 核融合炉においても, 同程度の状況が想定される. よって通常運転時は, ブランケット等の設計にもよるが, 生体遮蔽との組み合わせにより管理区域内線量率を $<10 \mu\text{Sv/h}$ に抑えることになる. また, 建屋の壁や距離による減衰を加味し, 管理区域境界および敷地境界の線量率を線量限度以下に抑える.

保守補修時については, 遮蔽が問題となる可能性もあるが, 総じて遠隔機器を介した作業以外に想定できうる環境ではないことから, 被ばく防護の観点からは, 特に人の出入り管理に重点をおいたゾーニング管理が必要となる. 表 5.9-1 に ITER での放射線管理に係る 6 段階のゾーニングの例を示すが[5.9-2], 非管理区域を含めそれぞれゾーン毎に, 全身被ばく線量率の上限(下限)値と手足への局部(外部)被ばく線量率の上限(下限)値が定められている. また, 各管理ゾーンにおけるリスク表示と作業者の入室管理の設定例を表 5.9-2 に示す. 実際は可能な限り低く被ばく管理をするが, 必要に応じ, 防護機材の装着や作業時間制限などを含め出入り管理することになる. 核融合炉においても, 同様の考え方に基づくゾーニングと出入り管理をすることが重要と考える. なお, 遠隔機器の完成度やその保守ロボットなどの配置にも依存するが, 最終的に人が直接関与する必要がある場合は特に注意を要する.

表 5.9-1 ITER における放射線管理ゾーニング

ゾーン種別	放射線ゾーン表示	全身被ばく線量(内部と外部)	手, 足への外部被ばく線量
非管理区域	白	$<80\text{ZSv/毎月}$	
監視区域	青	$<7.5\text{ZSv/毎時}$	$<0.2\text{mSv/毎時}$
管理区域	緑	$<25\text{ZSv/毎時}$	$<0.65\text{mSv/毎時}$
	黄	$<2\text{mSv/毎時}$ 線量当量率 $<2\text{mSv/毎時}$	$<50\text{mSv/毎時}$
	橙	$<100\text{mSv/毎時}$ 線量当量率 $<100\text{mSv/毎時}$	$<2.5\text{Sv/時}$
	禁止	$>100\text{mSv/毎時}$ 線量当量率 $>100\text{mSv/毎時}$	$>2.5\text{Sv/時}$
	赤		

表 5.9-2 各管理ゾーンにおけるリスク表示と入室管理

ゾーン種別	入室管理条件
青	外被ばくリスクの表示 非作業従事者の入室制限 クラスA及びBの作業従事者は制限無し
緑	内部被ばく(外被ばく)リスクの表示 通常時の内部被ばく(外被ばく)は無し 非作業従事者及びクラスBの作業従事者の入室制限 クラスAの作業従事者は入室制限無し
黄	内部被ばく(外被ばく)リスクの表示 通常時の内部被ばく(外被ばく)は無し 全ての人の入室制限
橙	内部被ばく(外被ばく)リスクの表示 全ての人の入室制限
赤	内部被ばく(外被ばく)リスクの表示 原則入室禁止(適切な指導と許可がある場合のみ除く)

クラスA: 放射線被ばく(X)が $6 < X < 20\text{mSv/y}$
 クラスB: 放射線被ばく(X)が $0 < X < 6\text{mSv/y}$

5.9.2 内部被ばく防護に係る放射性物質の閉じ込めと段階的負圧管理や風向制御のあり方

内部被ばく防護の基本は濃度管理であり, 特に常時人の出入りがある管理区域では核種ごとに濃度限度が(1週間の平均として)定められており[5.9-3], 複数の核種が混在する場合は, それぞれの濃度限度との比の総和が1を超えないよう管理する必要がある. 安全設計上の考慮については 3.8 節に整理されているが, 個々の機器においてその品質保証活動を通して放射性物質の閉じ込め機能をきちんと達成すること, 必要に応じた定期検査等でその健全性が確保されていることを確認することが基本となる. その上で, 特に, 保守補修時等を念頭に置いて, 放射性物質による汚染拡大の防止の観点からも表 5.9-1 に示すゾーニングに分類がされ, 表 5.9-2 に示す入室管理をする. 作業従事者の内部被ばくに関する汚染管理の観点からみると, 核融合炉でここまでの細かな分類が必要かどうかは今後の検討によるが, 特に大規模な保守補修時には多段階のゾーンを設け, 最も汚染の可能性が高いエリアを最も深い負圧として段階的に負圧を維持管理することが大事である. 現実的に負圧管理を徹底する場合, ゾーン間での負圧差は $50 \sim 100\text{Pa}$ 程度が必要であり, 空調換気系統もそのような管理ができるようにダクト配置を含め考慮する必要がある. 一般的にはワンスルー換気とし, 換気回数も人が常時立ち入る区域は数回換気毎時以上とする. 但し, 空調

容量を軽減する観点から、特に汚染レベルの低いところでは、外気取り入れ量を減らし、循環換気をするという考え方もある。いずれにしても、建屋の換気は、設計上考慮すべき全ての状況においてフィルター等によりダストを取り除いた後、放射性核種濃度をモニタリングしつつ、排気塔より排出されるよう考慮する必要がある。

5.9.3 モニタリング設備

前項における管理をするためには、外部被ばく評価のための適切な空間線量率のモニタリング設備と、内部被ばく評価のための空気中の放射性同位元素濃度計測装置が不可欠である。γ線用の空間線量率測定には、GM 計数管、電離箱、半導体検出器やシンチレーション検出器などが用いられるが、各検出器とも測定範囲は 4～5 桁程度である。管理区域用には $0.1 \sim 10^4 \mu\text{Sv/h}$ 及び $10 \sim 10^6 \mu\text{Sv/h}$ の GM 計数管、電離箱、半導体検出器が一般的。シンチレーション検出器は感度がよいので施設周辺の環境監視用として用いられバックグラウンドレベルから最大 0.1 Sv/h 程度までの計測が可能である。中性子線用の空間線量率測定には BF_3 (3フッ化ホウ素)ガスまたは ^3He ガスを用いた比例計数管が用いられる。測定範囲は $10^{-3} \sim 5 \times 10^4 \mu\text{Sv/h}$ のものがある。少なくとも、管理区域内の必要箇所、管理区域境界、及び敷地境界にいずれかのモニタリング設備が配備される必要があり、データは常時集中管理される必要がある。このほか、積算型のガラス線量計や熱ルミネッセンス線量計なども併用される。また、個人の被ばく評価のための線量計測には、積算型のガラス線量計などが一般的に用いられる。

空気中の放射性同位元素濃度の計測には、ダスト用のモニターと気体状放射性同位元素用のモニターがある。ダストモニターはサンプリングしたガスをフィルターでろ過し、一定期間ごとにろ紙を交換し、ガスフロー計数管や半導体検出器等で分析する。気体状の放射性同位元素モニターは、電離箱方式と比例計数管方式があり、感度は比例計数管が1桁程度良く、 10^3 Bq/m^3 程度である。電離箱方式のものにはサンプリングを必要としないヌード型のモニターも実用されている。これらの検出器の感度はトリチウムの管理区域内の濃度計測には十分であるが、排気中の濃度計測には濃度限度が例えば、HTO の化学形で $5 \times 10^3 \text{ Bq/m}^3/3$ ヶ月平均なので、十分であるとは言いがたい。よって、水又は有機バブラー等に一定期間、測定区画の雰囲気ガスを通気し、積算捕集して、液体シンチレーション計数器により測定し、平均濃度として評価する。トリチウムのより正確な排出評価のためには化学形弁別測定が必要であり、環境監視目的を中心として、低温及び高温触媒とバブラーを組み合わせ化学形を弁別計測しているところもある[5.9-4]。より簡便な化学形弁別モニタリング装置は今後の開発課題であろう。

なお、トリチウムについては、適当な個人線量計は存在しない。よって、管理区域内での作業内容に応じ、その都度、呼気中の水分を捕集して、液体シンチレーション計数器にて計測する。また、定期的(1ヶ月程度毎)に尿を採取し、呼気中水分同様に分析する。

5.9.4 気体廃棄物処理設備

平常時の部屋の換気及び負圧維持のために排気するガスは、主として、フィルター、排気ブローア、モニター、防火ダンパー、閉止弁などで構成する空調換気設備で処理され、排気塔で希釈排出される。一方、トリチウムの空間濃度が管理目標値を超えた場合は、当該区画の空調換気系統を閉止弁で遮断し、トリチウム除去設備で除染処理する。室内に漏えいしたトリチウムは換気流れに沿って移動し迅速に均一濃度になることが実験的に確認されている[5.9-5]、閉止弁で換気系統から隔離するまでに排気塔から直接放出されるトリチウム量が全放出量の半分以上を超えることもありうる。より迅速な検出のためのモニターの配置や、信頼性のある濃度計測のためのモニター数は、室内の換気流れの解析とともに検討すべきである[5.9-6]。

トリチウム除去設備は、一般に触媒酸化・水分吸着方式であるが、ITER では仮想的なトリチウム漏えい時用として、触媒酸化・向流型水-水蒸気交換塔を用いる設計となっている[5.9-7]。図 5.9-1、図 5.9-2 に、ITER のトカマク複合建屋用のトリチウム除去設備系統図とその機器構成図を示す。また、図 5.9-3 に、ITER のホットセル建屋用のトリチウム除去設備系統図を示す。長期間の連続使用を想定すると、弁切替時の故障確率が高くなる水分吸着塔方式に比べ、向流型水-水蒸気交換塔では弁切替の必要がなく、信頼性が向上する[5.9-8]。ただし、向流型水-水蒸気交換塔は多くの化学プラントで有害化学物質の除去に使用実績があるが、トリチウム除去にはプラント規模での実績がないため、今後の R&D を含めて ITER での実証が待たれる。トリチウム除去設備の必要処理流量は、通常運転時や保守補修時における定常処理要求に加えて、トリチウムの漏えいを仮想する最大空間の負圧維持量との和で決まる。系統数は商用電源停止や非常発電機などの 1 基の同時故障の考慮、火災時の対応や除去設備自身の保守の考え方、標準モジュール化などをも考慮して、適切に設定する必要がある。

触媒酸化・水分吸着方式では $3000 \text{ m}^3/\text{h}$ 以上の処理流量のものが作られており[5.9-9]、触媒酸化・向流型水-水蒸気交換塔においても、約 $1500 \text{ m}^3/\text{h}$ のものが ITER で実用されようとしている。核融合炉においても、ある程度の気密機能($100 \text{ vol. \%}/\text{h}$ 以下の漏えい率)をもつ単位区画の大きさに依存するが、上記と同様に 1 系統で数 $1000 \text{ m}^3/\text{h}$ 程度の処理能力を備えたものが、複数

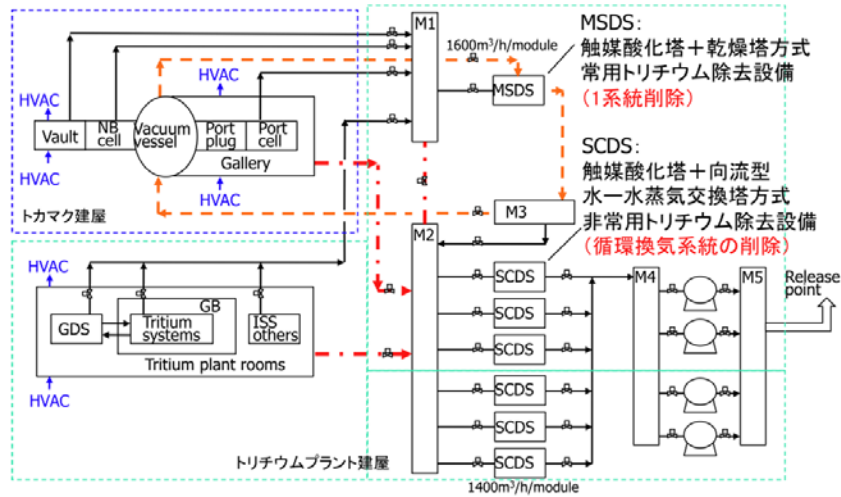


図 5.9-1 ITERトカマク複合建屋のトリチウム除去設備系統概念図

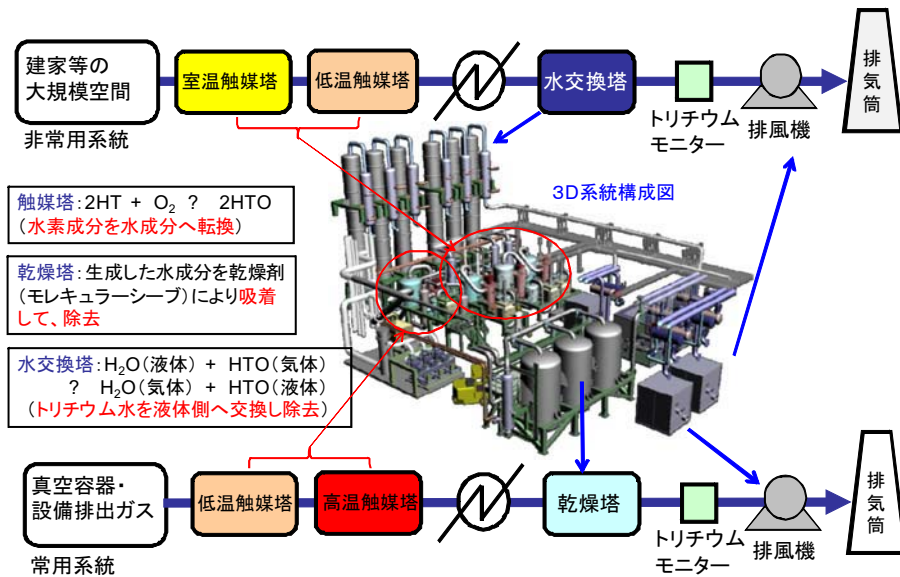


図 5.9-2 ITERトカマク複合建屋のトリチウム除去設備機器構成概念図

常用系統：低温触媒塔で水素ガス(トリチウム含む)を水に酸化し、乾燥塔で除去。

非常用系統：室温低温触媒塔で酸化し、水交換塔で除去。標準化したモジュール系統で構成。

系統あれば安全上の要求には対応できると考える。なお、除染係数は ITER の場合、サイト条件から最低 90%の保証が要求されているが、核融合炉を日本に建設する場合も 100 m程度の排気塔があり、同程度の除染係数が確実に保証されれば(実態的には 2 桁以上の除染係数があるので)評価上問題はない。いずれにしても、平常時については 3.8 節でも触れたように、排気口若しくは事業所境界での放射性同位元素(主にトリチウム)濃度(3 ヶ月平均値)が、その濃度限度を十分下回る必要がある[5.9-3]。なお、上記に加え、除去設備に、財産保護上どの程度の余力を持たせるかは、今後の検討課題である。また、その余力分を系統数増などで対応するのか、気体

分離膜などを利用した前濃縮設備[5.9-10]のようなものと組み合わせるのかも今後の検討課題であろう。

5.9.5 液体廃棄物処理設備

前項で除去したトリチウムは廃液として回収されるが、多くの場合希釈しても排水中のトリチウムの濃度限度を満たすのは困難であり、トリチウム水処理設備で処理する必要がある。この技術は重水炉(CANDU 炉)の重水中に生成したトリチウムの除去技術として、VPCE(蒸気相化学交換塔: Vapor Phase Chemical Exchange)及び水素同位体分離塔(液体水素蒸留)を組み合わせた設備が実用されている。しかしながら、ITER では、処理要求が

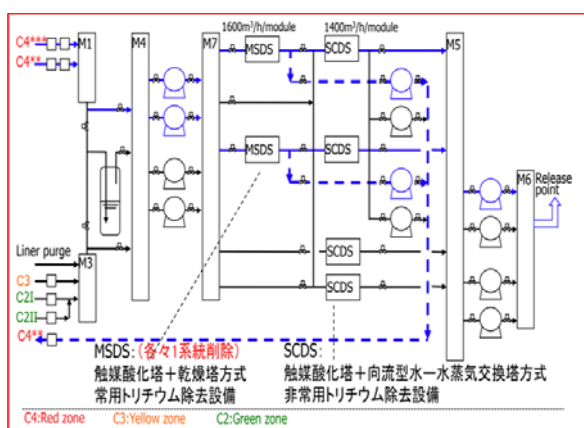
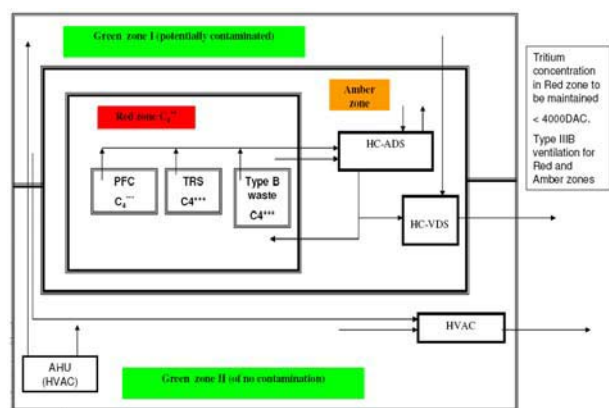


図 5.9-3 ITER ホットセル建屋のトリチウム除去設備系統概念図

小さい(数 10 kg/h 程度:主にホットセルでの定常的な雰囲気トリチウム制御のためのトリチウム除去設備から発生するトリチウム水(水分吸着塔の再生時)のみを想定)ことと、より小型で効率的であることから、前述の VPCE を液相化学交換塔と電気分解セルに置き換えた CECE (Combined Electrolysis and Chemical Exchange)装置を採用している[5.9-11]。図 5.9-4 に液相化学交換塔と電気分解セルを組み合わせた方式の概念図を示すが、国内でも重水炉の“ふげん”にて同様の設備の稼働実績がある。異なるのは、“ふげん”では電気分解セルとしてアルカリ電解層を用いていたが、分解効率や安全性の観点から ITER では固体高分子電解膜を用いることである。この固体高分子電解膜は耐放射線耐久性が懸念されていたが、約 10 TBq (270 Ci) /kg 程度のトリチウム水で2年以上の耐久性があることが近年模擬実証された。但し、この膜の耐放射線性の向上はシステム全体の小型効率化の観点や、交換頻度の削減と廃棄物の軽減などから大変重要であり、今度の課題である。

核融合炉では、ブランケットで水冷却方式を採用する場合は、トリチウムの冷却水への移行が懸念され、その濃度制御のためにはトリチウム水処理設備が不可欠であ

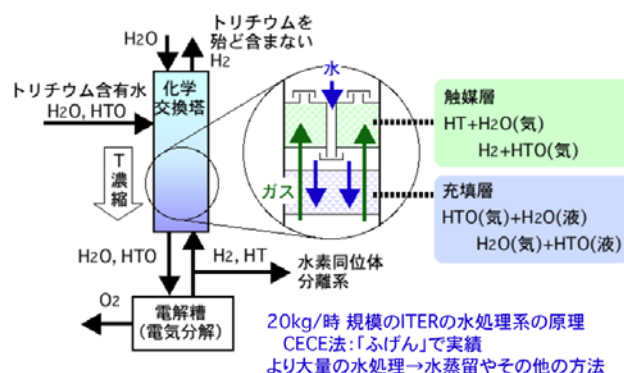


図 5.9-4 向流型水-水素化学交換塔方式のトリチウム水処理設備の概念図

る(3.8, 5.5 節参照)[5.9-12]。トリチウムの透過防止技術の到達レベルに依存するが、その処理量の増大が懸念される。実際の処理量の軽減のための前濃縮設備として水蒸留塔を用いる考え方もあるが、設備規模が増大する。そこで、種々の水分吸着材(ゼオライトなど)の吸脱着係数の差を用いた前濃縮技術開発[5.9-13]などが原理実証にむけ進められており、総合的にみてより効率的なプラント設備の開発実証が課題である。

5.9.6 固体廃棄物処理設備

核融合炉では、いわゆる高レベル放射性廃棄物は発生しないが、核融合中性子により重度に放射化した炉内構造物の一部(ダイバータ板や真空容器の第一壁など)は、定期点検時に交換が想定されており、高 $\beta\gamma$ の固体廃棄物となる。さらに、多くの場合、これらはトリチウムに曝されており、一定量のトリチウムをも含有する。図 5.9-5 に ITER での廃棄物処理の流れを示す。ITER では、これらは遠隔保守機器にて真空容器内から取り外され、気密の運搬キャスクにのせてホットセルに移送する。セル内ではダスト除去後に、前面のタイル類を取り外し、真空もしくは低水素分圧下で加熱して可能な限りトリチウムを気相中に移行させ回収する。但し、トリチウムの残留量や回収率の計測は非常に難しい。近年、非破壊で定量的に分類できる簡便な測定法としてイメージングプレート(IP)を用いた計測法 [5.9-14]が報告されており、高ガンマ場でのトリチウム表面汚染計測には大変有用である。しかし、数 10 mm 以深のトリチウムには感度がなく、深さ方向にトリチウム濃度分布をもつ試料における定量性の向上が今後の課題である。トリチウム回収後のタイル類は廃棄体としてドラム缶等に溶接封入し、計量管理後に一時保管区画へ移動させる。フランスでは、トリチウム汚染を伴わない高 $\beta\gamma$ 放射性廃棄物の処分場は存在しており、定期的に搬出が想定されているが、トリチウム汚染を伴うも

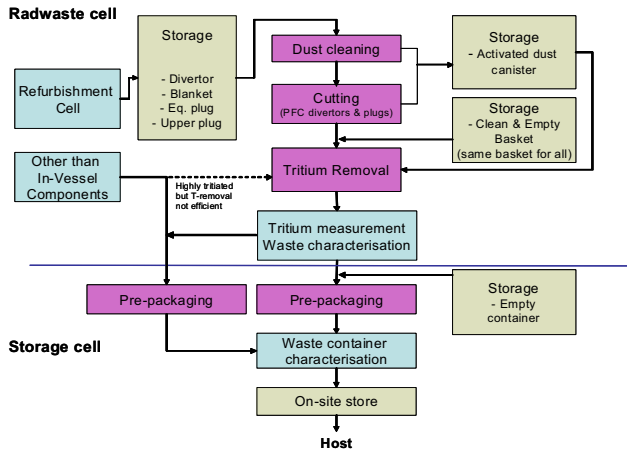
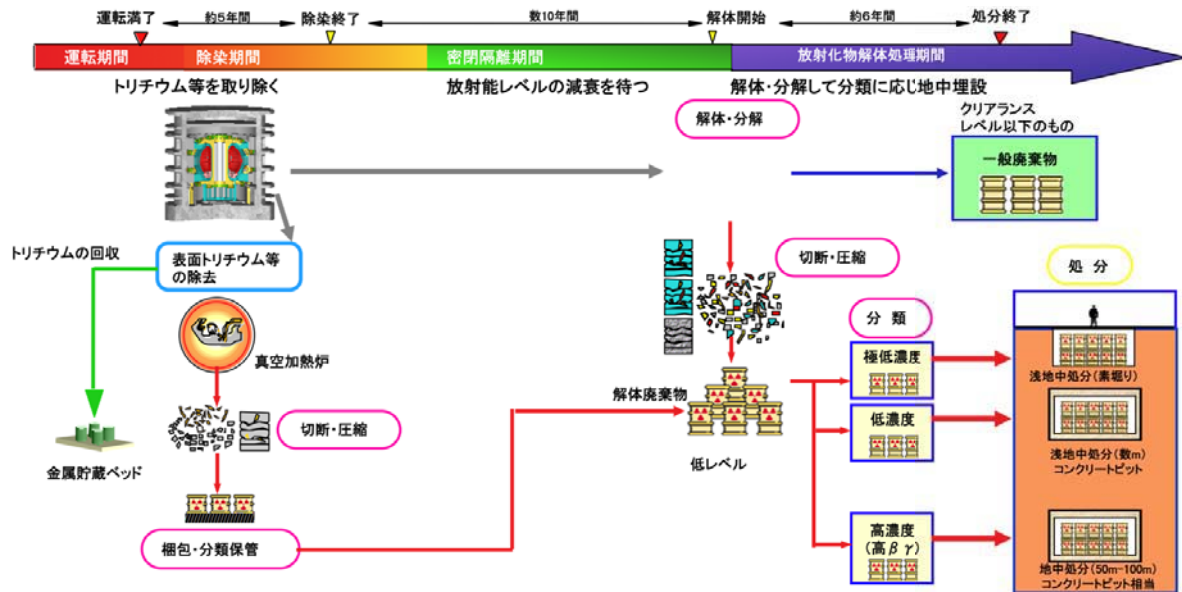


図 5.9-5 ITER で想定される固体廃棄物処理手順

の搬出は経験がない。崩壊熱による廃棄体の温度上昇にともない内部に残留するトリチウムの拡散・放出・溶接ドラム缶の透過が懸念されており[5.9-15]、その廃棄体の長期健全性が実証されない限り難しい可能性がある。そのため、ITER では、必要に応じ、廃棄物保管区画を増築する計画となっている。上記の状況はわが国でも同様であり、除染してクリアランスレベル以下にできるもの

以外については、どの程度除染することが望ましいかを考えないと 2 次廃棄物を増やすだけという結果になりかねない。なお、可燃性の低レベル放射性廃棄物も合わせて、これらの固体廃棄物の一時保管中の雰囲気管理には考慮を要する。安全規制上は濃度管理であるので換気回数を増やせば問題はないが、既存の核融合研究施設から環境へのトリチウム排出量の相当部分が上記の一時保管中(及び保守補修作業中)の排出であろうことを念頭に置く必要がある。社会的受容性の観点からより効率的な大量・低濃度トリチウム除染ガスの処理手法の開発は、今後とも継続すべきである。

一方、図 5.9-6 に ITER における解体処分シナリオの検討例を示すが、最終的な廃炉に向けた考え方も十分考慮されるべきである。核融合炉は、既存の核分裂炉と比較して炉心に水がないことから、高 $\beta\gamma$ 放射性廃棄物の発生量が多くなりうることを念頭に置く必要がある。このために、低放射化構造材料が使用されることになるが、ブランケットやダイバータ及び真空容器そのものが大型であり空隙率が多く、中途半端な解体では廃棄体としての容積が増大する。トリチウム汚染状況や放射化のレベルにも依存するが、既存の原子炉の減容処分技術を十分参考にして、核融合炉の放射性廃棄物の適切な処理技術・減容処分技術を確立すべきである。



ITER解体廃棄物量(運転停止後30年冷却を想定、充填率:金属30%、コンクリート60%で評価)
 高ベータ・ガンマ廃棄物 低レベル廃棄物 極低レベル廃棄物
 ~7700トン ~9000トン ~3200トン
 ~3300m³ ~4900m³ ~8000m³
 (内~1000m³は二次廃棄物)(内~6600m³はコンクリート)

図 5.9-6 ITER における解体処分シナリオの例

参考文献

- [5.9-1] ITER EDA Documentation Series No.24, ITER Technical Basis, Chapter 2.14, Page 13, IAEA, Vienna, 2002.
- [5.9-2] ITER EDA Documentation Series No.24, “ITER Technical Basis, Chapter 5, P.22, IAEA, Vienna, 2002
- [5.9-3] 「放射線を放出する同位元素の数量等を定める件(平成十二年科学技術庁告示第五号)告示別表第2(最終改正 平成十八年十二月二十六日 文部科学省告示第百五十四号)
- [5.9-4] 百島, 林, プラズマ核融合学会誌, Vol.85 (2009) 36-40.
- [5.9-5] T. Hayashi et al., Fusion Technology, 34, 521-525 (1998)
- [5.9-6] T. Hayashi et al., Fusion Sci. & Technol., 41, 647-651 (2002)
- [5.9-7] D. Murdoch et al., Fusion Eng. & Des., 83, (2008) 1355-1358.
- [5.9-8] T. Hayashi et al., Fusion Eng. & Des., In Press Corrected proof on line Apr. (2010)
- [5.9-9] R.S. Willms et al., Fusion Eng. & Des., 61-62, (2002) 575-583.
- [5.9-10] T. Hayashi et al., Fusion Eng. & Des., 39-40, (1998) 901-907
- [5.9-11] Y. Iwai et al., Fusion Sci. & Technol., 41, (2002) 1126-1130.
- [5.9-12] H. Nakamura et al., Fusion Eng. & Des., 81, (2006) 1339-1345.
- [5.9-13] Y. Iwai et al., Fusion Sci. & Technol., 54 (2008) 462-465.
- [5.9-14] H. Ohuchi, Y. Hatano, Radiochimica Acta (2011), accepted
- [5.9-15] R.-D Penzhorn et al., Fusion Sci. & Technol., 57 (2010) 185-195

第6章 商用炉への道

本章では実験炉建設段階にある現在から核融合エネルギーが実用化される商用炉に至るまでの道のりについて述べる。これまで、核融合関係者や産業界、また国民からの要望に応える形で、国においても如何にして核融合開発を進めるべきかについて議論され、長期的で重要なものは国の計画として策定され、それに見合った予算措置も成されてきた。しかし、これらの計画は金科玉条、不変のものではなく、必要性や緊急度に応じて見直されるべきものであろう。したがって、これまでの計画がどのような考えの下に作られてきたかを振り返り、今後商用炉に向かって取るべき道を決める際の糧としたい。

6.1 段階的开发

実用化を最小の投資で実現するにはどうしたらよいかという観点で構想されるのが段階的开发計画である。これは商用炉に至るまでの研究開発を大きな段階に分け、それぞれの主要課題を明確に定義した上で、ある段階の開発の成果が目的を達したか否かを正しく判断した上で、それを踏まえて次の大きな段階に進むというものである。この方式は、数十年にわたって開発研究が必要な長期的なプロジェクトにおいて、重複を無くして、全体の開発コストを最小化しつつ、後戻りや失敗リスクを最小限に抑えるという考えに基づいている。着実であり、思い通りに行かなかった場合の損失を最小限に抑えることが出来るかわりに、前段階の成果が出るまでは次の段階に進めないため、時間的には長くなる。日、欧など ITER を主導してきた国々の長期的な核融合計画は、基本的にはこのような考えに基づいてきた[6-1][脚注1]。

多くのトカマク型核融合炉の設計検討によって信頼性や高い稼働率を維持できるまで技術が成熟し、 Q 値が 30~50 に到達すれば、商用炉が実現できると考えられている。しかし、これまでに実現できた大型トカマク($Q \sim 1$)の次のステップとして、第 1 号発電実証プラントですら建設することは技術的な無理がある。トカマク炉で $Q \sim 1$ を達成してから実用炉に至る段階的开发の例を図 6-1 にスケッチとして示す。実用炉に至るまでには少なくとも二つのステップが必要と考えられている。主な理由は以下の 2 点に基づいている。

第 1 点はプラズマに関する知見の不足である。核融合研究者にとっては核融合反応で発生するエネルギーがプラズマの振る舞い(温度、密度、電流、不純物などの分布とその時間的变化)を支配するような領域のプラズマはこれまでに扱ったことがない未知の領域である。ここで未知の領域の核燃焼プラズマとは Q の値で少なくとも 10 以上となるような領域のプラズマをいう。従来の装置によるプラズマは外部からの注入エネルギーによってプラズマのパラメータが決まってしまう、プラズマの分布がその影響を受けることはなかったのに対し、 Q 値が大きなプラズマでは核融合反応で生まれたエネルギーがプラズマの振る舞い(分布や時間変化など)を決めてしまう。このように自己形成するプラズ

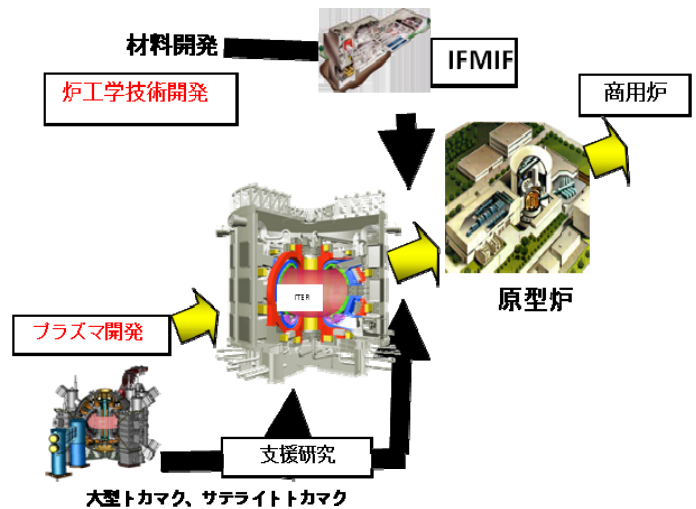


図 6-1 核融合における段階的开发

マは少なくとも実験的に得られていないし、どのように生成し、制御することができるかは実際に DT 燃料で燃焼する炉を建設して調べてみるまでは確証が難しい。これが実験炉における最大の課題である。

第 2 の理由は炉工学技術に関するものである。これまでの実験装置は中性子が本格的に発生する環境で試験されていない。初めての電力発生装置を中性子技術に関する十分な知識と経験が乏しいなかで、いきなり建設することは現実的でない。その前の段階で、超伝導コイル技術、中性子工学技術、トリチウム取扱い技術、遠隔操作技術など新たな炉工学技術を取り入れた統合装置が必要であり、これらを中性子の環境の下で試験する必要がある。

このように、臨界クラスの装置の次に発電炉に直接移ることはステップが大きすぎて現実的でなく、核燃焼プラズマの制御と炉工学試験を主目的とする中間段階が必要となる。これが実験炉段階である。したがって、発電炉 (DEMO 炉或いは原型炉) はプラント規模で最初にプラズマ性能と炉工学技術を統合するものであり、

実用化の前に実験炉段階と、原型炉段階が必要である。

6.2 実験炉

核融合炉は数秒以上のプラズマエネルギーを閉じこめておくことが必要であるため、正味の出力を出すには大きなプラズマ断面が必要となる。即ち、核分裂炉と比較して核融合炉の場合には実験炉でさえも核燃焼プラズマを扱うためには大きなプラズマ体積と強い磁場が必要となる。核燃焼プラズマの制御は最重要課題であるので、エネルギーシステムとしての核融合はその魅力的なポテンシャルにもかかわらず、核融合炉の実現には不確実性が残っていると言える。

実験炉は1970年代の終わり頃から1980年代にかけて、大型トカマク装置に続くものとして欧州のNETや日本のFERなどそれぞれの国内計画として企画された。計画を始めるためこれと並行して、各極はIAEAのもとでINTOR(International Tokamak Reactor)計画(1978-1985 [6-2])として実施された実験炉の設計研究に参加した。しかし、どの国も独自に或いは国際協力により実験炉の建設を立ち上げるだけの十分な技術ポテンシャルや資金力は無かった。このため、INTORは建設には結びつかなかったが、設計の手法を提供し、次に現れてくるITERの基礎を固めた。

国内実験炉計画に関する滞留した雰囲気は政治家によって破られた。1985-1986年に米ソ首脳会談でレーガンとゴルバチョフはジュネーブとレイキャビックでの会談で冷戦終結のための象徴的事業として核融合実験炉実現に協力することを合意した。米ソ両国はその後ECと日本の参加を促し、結局米、ソ、EC、日本の4カ国でITER(International Tokamak Experimental Reactor)計画の概念設計活動を均等貢献の原則で共同実施することを決めた(1988-1990, ITER/CDA [6-3])。1988年5月から開始された概念設計活動は西ドイツ、ミュンヘン郊外のマックスプランク・プラズマ物理研究所において各極から集まった約40人の研究者による共同作業により、1990年まで3年間に亘って進められた。この概念設計に続き、ITERの工学設計と原型級試作・試験を含む工学R&Dを行う工学設計活動が1992年～2001年までの9年間に亘って実施された[6-4]。参加国が合計の投入資源は約1000 M\$である。このようにITERの建設決定を判断するに必要な情報が得られた。

この間、ITER計画によって各極独自の計画は次第に消滅し、特にITERの工学設計段階が開始されるに至ってITERに集約されるようになった。各極において国内計画と国際協力計画が併存することの社会的理解を得ることが困難となったからである。我が国に置いては原子力委員会でITERを我が国の第三段階計画に言う実験炉として適切であるとの判断を示す[6-5]とともに、ITER建設参加を前提とした核融合装置の整理統合化が進められた[6-6]。

6.3 原型炉とロードマップ

ITERの建設が議論され始める前の段階1990年代の後半までは、ITER以降実用核融合炉に至る開発について、如何なるステップを踏むかについては各国においても明確な議論はなかった。即ち、実験炉の次に原型炉がくるであろうことまでは言えても、その後、如何に実用化に向かうのか実用化の前にもう一段階必要か否かといった議論である。我が国ではITER推進について原子力委員会核融合会議で議論され、その中で実験炉→原型炉→実証炉→実用炉という従来のステップ論を一步進め、原型炉と実証炉を一つに絞ることが可能であることを示唆している[6-7]。欧州においてはITERの建設問題を契機として政治(=国民)レベルが関心を持ちえる年次スケールである30年以内に核融合エネルギーを実現するには如何なる条件が満たされれば可能かという問いかけ(Fast Track Approach)から検討が始められ[6-8]、実験炉ITERと並行して材料開発が進められること、その中で特にIFMIF建設の重要性がうたわれた。

日本では1992年に策定された第3段階核融合研究開発基本計画に対して、2005年にチェック&レビューがなされ[6-9]、原型炉の発電実証を一定の経済性を念頭に置いて実現することが妥当であると結論づけるとともに、ITERの他に原型炉に必要な研究開発として、高密度プラズマ定常運転に見通しをつける先進プラズマ研究と、材料開発の重要性が指摘され、ITERと並行して進めるべきことが指摘された。米国においては大統領からの諮問にこたえる形でFESACが核融合界の見解をまとめ、答申した[6-10]。韓国においては2007年核融合推進基本法を法律として制定し、その下で2035年までの原型炉を含む計画を議論している[6-11]。これらすべての計画で共通していることは、原型炉(DEMO炉)を実用化前の最後の研究開発統合装置と位置付けていることである。中国では首相レベルの期待のもと、核融合の早期実用化の検討が行われている。

原型炉の設計は熱出力1500～5000 MWの範囲で幾つかのグループによって試みられ(補講1表A1-1参照)、これらの多くが2030年代に発電実証の技術的可能性があると見積もっている。これまでの設計から学んだ鍵となる要素は高プラズマ圧力密度で安定なプラズマとトリチウム増殖比を含めたブランケットシステム、性能対装置サイズ、ブランケット・モジュールやダイバータなどの炉内機器の使用可能寿命と短期間の定期交換シナリオである。

これらの計画では原型炉は最初の商用炉の一つ前の最後の統合装置であることが殆ど共通認識になっている。このことは原型炉までの資金は(産業界の強い参画を期待しつつも)基本的に政府に頼り、それ以降は電力界などの利用側の資金に拠ることを示唆している。

もちろんどのような商用炉を構想するかにはよるが、

一旦原型炉を上のように定義してしまうと、その基本的な役割とミッションは明確である。原型炉は核融合炉に必要な全てのコンポーネントを統合して建設され、発電を実証し、かつ適切な信頼性を有し、保守が可能なものとしなければならない。

原型炉は全てのプラズマ物理と炉工学機器を初めて完全に統合した最初の核融合炉であるため、装置に柔軟性と同時に冗長度も持っている(完全に最適化されていない)ことが重要である。別の見方をすれば、個々のコンポーネントの仕様はコストを削減しえるマージンを持っていることを意味する。また、原型炉は第1世代の商用炉に要求される品質を見通せるものであることが望まれるが、最初の完全統合装置であるために信頼性や稼働率向上のための改良すべき性能が残る。このため、商用第1号炉は原型炉の建設と運転経験を通じた最適化を反映すると同時に、原型炉以降も継続して実施される信頼性の向上と経済性追求のためのコンポーネントレベルでのR&Dの成果を反映するものでなければならない。これらの原型炉段階の活動計画は、次世代のプレーヤーである電力使用者によって建設される第1世代の商用炉に繋がる実現可能なものでなければならず、このため、社会・経済的側面を取り入れながら、ロードマップを提示し、合意形成する必要がある。第1章で述べたようにロードマップ作成の努力は既に始められている[1-24]。

ITERや他の装置によって成される研究の成果が期待通りに得られて、それが原型炉の建設にタイムリーに反映されるならば、プラントレベルでの原型炉による発電の実証は約30年以内で実現できるであろう。また、品質管理や許認可に必要な設計や製作、試験の基本的な基準は原型炉の段階で構築されなければならない。

6.4 ITERから原型炉、商用炉に向かった課題

前節のように一旦原型炉の目的が決まれば、原型炉や商用炉への課題が明らかになる。ITERは大きな核融合出力を生み出すが、ITERと商用炉の間にはプラズマ性能と工学性能の両方についてギャップがある。表6-1はITERと代表的な商用炉の設計例における主要パラメータを比較して示した。

まず第1に、プラズマ性能においてはITERでは高いQ値(Q値が10以上)での自己点火領域の核燃焼実験は(外部の中心ソレノイドコイルを励起して)誘導電流による状態でしか達成できず、トカマクの定常運転に必要な非誘導電流のモードではQ値が5以下で実現できることを目的としているにすぎない。この状況ではプラズマ電流の殆どはプラズマ圧力勾配によって駆動され(bootstrap current)、残りのプラズマ電流は中性ビームやRF入射によっている。しかし、定常商用炉では高いQ値(Q>30-50)と定常運転を同時に

実現しなければならない。即ち、プラズマに関して“高いQ値の核燃焼”と“定常運転”の性能統合は原型炉の段階において初めてなされることになる。さらに、ダイバータ板への熱負荷が除熱性能を超えないようにダイバータプラズマを制御することは、原型炉がITERに比べて数倍核融合出力が大きくなることを考えれば、もう一つの大きな課題である。更に、原型炉の装置サイズをITERより余り大きくしないことが経済的・魅力であることに鑑み、高いプラズマ圧力の運転を追求しなければならない。

第2に、炉工学性能に関して、ITERはトリチウム増殖ブランケットを装着していない。即ち、中性子のエネルギーから発電のためタービンを駆動する流体への熱変換の機能と、トリチウムを自己生産する機能を持たない。ITERでプラズマに対向する第一壁をカバーするブランケットは核融合中性子のエネルギーは吸収するが、運転のためのトリチウムの生産機能はなく、また発電もしない。トリチウム増殖ブランケットはITER段階で開発して次の段階で取り入れないといけない。この視点からITERと並行して進めなければならないR&D課題が決められる。

炉工学分野では幾つかの種類の増殖ブランケット・モジュールによる機能試験がITERを中性子照射の試験設備として使って実施される。これらのモジュールは特別に用意されたITERのポートから挿入され、試験に供される。これが第5章で説明されているTBM(ブランケット試験モジュール)である。

しかし、高い中性子束で長期間に亘る中性子の照射に対するブランケット構成材料の寿命試験はITERの低い中性子フルーエンス(1年間の積算中性子束 $\sim 0.3 \text{ MWa/m}^2$)のために実施することは出来ない。ブランケットを構成する候補材料が 3 MWa/m^2 レベル以上の中性子束に対して(参考:ITERでは 0.5 MW/m^2)どれくらいの期間、機械的性能を劣化させずに耐えうるかは大きな課題であり、またこの耐性がブランケットの交換期間と交換シナリオを決めるものである。なお、原型炉以降の炉の候補材料を試験するには積算中性子束(フルーエンス)が $10\sim 15 \text{ MWa/m}^2$ 程度必要である。

この目的で核融合14 MeV中性子を模擬した強力な中性子の照射施設((図6-1参照)が必要となり、「国際核融合材料照射施設(IFMIF)」と呼ばれる計画が企画され、その概念設計と鍵となる工学活動(IFMIF/KEP)がIEAの国際協力のもとで実施された(1995~2003)[6-12]。IFMIFでは加速された重水素ビーム(40 MeV, 250 mA)を金属リチウム流に当てることにより、高いエネルギーの中性子が定常で得られる。材料試験片はこの照射面の背後に設置され、中性子の照射を受ける。KEPの次の活動はIFMIFの建設の一つ前の活動であり、工学設計・工学実証活動(IFMIF/EVEDA)と呼ばれ、2007年から日欧の二国間国際共同事業である幅広いアプローチ活動の一部

表 6-1 ITER と代表的な核融合商用炉設計の主要パラメータ比較

	ITER [6-13]	SSTR[6-14]	ARIES-AT[6-15]	PPCS-B[6-16]
$R(m)/a(m)$	6.2/2.0	7/1.7	5.2/1.3	8.6/2.87
κ / δ	1.7/0.33	1.85/0.4	2.1/0.9	1.7/0.25
$I_p(\text{MA})/q.(95\%)$	15/3.0	12/5.0	13/3.7	28/
$B_t(\text{T})/B_{\text{max}}(\text{T})$	5.3/11.8	9/16.5	5.8/11.5	6.9/13.2
HH	1.0	1.14	2.0*(H89)	1.2
β_N	1.8	3.5	5.4	3.4
$\langle n \rangle / n_{GW}$	0.85	1.1	0.9	1.2
f_{bs}	<15%	75%	91%	43%
$P_{cd}(\text{MW})$	73	60	35	270
$P_f(\text{GW})$	0.5	3	1.72	3.6
$P_{net}(\text{GW})$	---	1.08	1.0	1.33
material	---	Ferrite	SiC	Ferrite
Blanket breeder	---	Li ₂ O	LiPb	Li ₄ SiO ₄
coolant	---	water	LiPb	Helium

として組み入れられて進められている。

IFMIF は高い中性子束を定常的に作り出すことができるが(年間 2-5 MW/m²)、照射試験に供することができる体積は極めて限られており(約 500 cm³)、材料の小サンプルだけがセットできる。ITER のブランケット試験モジュール(幅 0.5 m, 高さ 1.7 m, 奥行 0.6 m)のような大きなモジュールは IFMIF では大きすぎて試験が出来ない。

したがって、原型炉用のトリチウム増殖ブランケットの開発は ITER での TBM 計画による機能試験と、IFMIF による高中性子束寿命試験の組み合わせによって進められる。増殖ブランケット用に数種類の候補が挙げられている。構造材料、トリチウム増殖材、中性子増媒材、冷却材の選定に関しては共存性の課題がある。また、それぞれの候補ブランケットは冷却材出口温度に上限があり、熱の品質の重要な基礎となっている。低放射化フェライト鋼と個体のペブル状増殖材、中性子増倍材の組み合わせのブランケットがこれまでのとこ

ろ、一番多くのデータベースを有している。これらの試験を踏まえて選定されたブランケットは原型炉のプラズマ対向面全面を覆う。言い換えれば、核融合炉用増殖ブランケットの技術は原型炉段階で初めて統合され、試験されることになる。以上の基本的課題に加えて原型炉やその後の商用炉の運転開始のためのトリチウムの初期供給を検討しなければならない。高いトリチウム増殖比のブランケットが開発され、多くの核融合炉に取り入れられるまでは、各々の核融合炉の運転開始のための初期供給用トリチウム量は核融合炉建設シナリオとの関連をよく考えて計画され、モニターしなければならない。

6.5 原型炉から商用炉への開発

商用の電力系統と接続して原型炉による発電が実証された後からはプラズマ性能に関する大きな開発や改良は必要ではないと考えられるが、幾つかの検討事項については原型炉で実証することが必要となろう。

例えば、一旦プラズマの立ち上げから核燃焼定常運転に至る最適化された運転シナリオが確立すれば、炉を構成する各要素機器やシステムの運転領域が明確になり、各要素機器やシステムの合理化の余地が明らかになる。同様に、原型炉の運転を最小限のセンサーや制御手段で運転することを追求することにより、商用炉を単純化する指針を見つけることが出来るであろう。このように、原型炉の実験、運転、保守を通して、製作や運転コストを削減したり、信頼性を向上させるためのコンポーネントの改良や簡素化の具体策が見つかる場合、それ以降の核融合炉の設計に取り入れられるであろう。しかし、これらの改良は必ずあると考えられるものの、どのような改良策が見つかるかは現時点で見通すことは原理的にできない。

最初の商用炉の後からは第1世代の核融合炉(複数)の運転経験を反映した改良が続けられるであろう。そして、核融合炉プラントの数が増加するとともに、他分野と同様に経済的な核融合炉を作るための組織的な取り組みがなされるであろう。

脚注1) 段階的開発とファースト・トラック

核融合開発計画を更に積極的に加速するために、実用炉に向かって段階的な進め方とは異なるやり方が考えられる(これはスーパー・ファースト・トラックとも呼び得るものである。)。この考え方は有る段階の成果を待たずに次の段階のR&Dや建設を進めることにより、早く実用炉に到達しようとするものである。例えば、プラズマの振る舞いは十分予測可能との判断の下にITERでの核燃焼実験の成果が出ないうちに原型炉の建設を開始し、ITERの成果は原型炉建設の途中や運転段階に反映させるという考えです。もし、社会の要請が強く、資金的にもゆとりがあれば核融合エネルギーを最も早く手に入れることが出来よう。一方で仮にITERで失敗すると建設に取りかかった原型炉への投資も無駄にしかねないというリスクを負っている。

脚注2) パルス炉 vs 定常炉

定常的運転でなく、準定常的に核融合炉を運転する炉(パルス炉)が構想されたことがある。トカマクではプラズマ電流は誘導電場を用いれば容易に流すことが出来るが、その場合、電流の継続時間は中心のソレノイドコイルによって供給される磁束に対応して決まってしまう。誘導方式の利点は装置が単純であることと高いプラント効率が期待できることである。というのはトカマクの外部から電流を駆動するシステムが不必要であること、プラントの循環電力を大幅に削減できるからである。過去に概念的な検討がなされ[3.9-3]、その結果によると、5-8時間の準連続運転をしようとすればより大きな装置サイズが必要となること、外部システムにより連続発電に供することを目指す場合には巨大な熱の蓄熱装置が必要となること、超伝導コイルを含む炉の構成機器に対する熱サイクルの影響が鍵となることなどが指摘されている[3.9-6]。

脚注3) 幅広いアプローチ活動

ITERのサイト問題を契機として始められた日欧によるBA計画は将来の核融合炉に向かって必要なITER以外の研究開発のうち、日欧の共通の関心事について日欧の共同事業として実施する計画のもので、2007年にその活動が開始された。その内容は、DEMO炉の設計とR&D調整センター、IFMIFの工学設計・工学実証活動、JT-60トカマクを超伝導コイル装置に改造するJT-60SA計画、以上の計画を支援する核融合計算機シミュレーションセンター、ITER遠隔実験センターから構成される。

参考文献

- [6-1] 「第三段階核融合研究開発基本計画」原子力委員会, 1992年
- [6-2] S. Mori INTOR Group, INTOR introductory remarks, Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research **3** (1987), 195.
- [6-3] ITER Concept Definition Vol.1,2 (ITER Documentation Series No.3) IAEA Vienna (1989).
- [6-4] ITER EDA, Technical Basis for the ITER Final Design Report, Cost Review and Safety Analysis, (ITER EDA Documentation Series No.16), IAEA, Vienna (1998).
- [6-5] 原子力委員会核融合会議決定 1996年
- [6-6] 「今後の我が国の核融合研究の在り方について」文科省科学技術・学術審議会学術分科会基本問題特別委員会・核融合研究WG報告, 2003年
- [6-7] 「核融合エネルギーの技術的実現性、計画の広がりと裾野としての基礎研究に関する報告書」核融合会議開発戦略検討分科会, 2000年
- [6-8] D. King, D., et al., A Report of the Fusion Fast Track Experts Meeting, Nov. 2001, <http://www.fusion.org.uk/research.html>
- [6-9] 「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
- [6-10] A Plan for the Development of Fusion Energy, Final Report to FESAC, March 2003
- [6-11] M. Kwon, et al, A strategic plan of Korea for developing fusion energy beyond ITER, Fusion Engineering and Design **83** (2008), 883.
- [6-12] IFMIF INTERNATIONAL TEAM, IFMIF Comprehensive Design Report, Jan. 2004, http://www.jea.org/dbtw-wpd/Textbase/techno/technologies/fusion/IFMIF-CDR_PartA.pdf.

- [6-13] M. Shimada, et al., Progress in the ITER Physics Basis, Chapter 1: Overview and summary; Nuclear Fusion **47** (2007), S1.
- [6-14] M. Kikuchi, et al., Conceptual design of the steady state tokamak reactor(SSTR), Fusion Engineering Design **18** (1991), 195.
- [6-15] F. Najmabadi, et al., The ARIES-AT advanced tokamak, Advanced technology fusion power plant, Fusion Engineering and Design **80** (2006), 3.
- [6-16] D. Maisonnier, et al., Power plant conceptual studies in Europe, Nuclear Fusion **47** (2007), 1524.

補稿 1 いろいろな核融合炉概念設計

本補稿では、これまでに国内で実施されてきたトカマク型核融合炉の概念設計の主要なものを取り上げ、その設計上の特徴などを解説する。特に、概念設計の役割や注意点の理解の一助とするため、それぞれの設計で特別な目的をもった部分や、その目的のためになされた仮定などについても解説する。

A1.1 トカマク発電プラントの概念例

トカマク型核融合炉の概念設計は、おおむね 1980 年ころを境に大きく変化していることは 3 章 1 節で述べた。そこで本節で解説するのは、現在の知見でも設計制約上での大きな齟齬がない 1990 年以後の設計に限ることとした。表 A1-1 にはここで取り上げる 6 つの概念設計例と各種パラメータを示す。比較のための ITER も加えた [A1-1]。表 A1-2 には、それぞれの設計の特徴的な点を示した。以下に、それぞれの設計について解説していく。

A1.1.1 SSTR

JT-60U でも確認されたブートストラップ電流を最大に利用する定常炉として最初の概念設計が SSTR (Steady State Tokamak Reactor) である [A1-2]。第 3 章で示したように、ブートストラップ電流とプラズマ電流の比 (BSC 比: f_{BS}) は 0 次オーダーの近似では、 $f_{BS} \propto A^{-1/2} \beta_p / q$ の比例関係がある。ここで A はアスペクト比、 q は安全係数である。さらに $\beta_t = \beta_p A^{-2} q^{-2}$ なる関係から、 $f_{BS} \propto A^{3/2} \beta_t q$ なる関係が導かれる。すなわち、同じ β_t と q 値なら BSC 比はアスペクト比 A の 1.5 乗に比例するので、SSTR の設計では ITER の $A=3.1$ より高いアスペクト比、 $A=4.0$ に設定し、高 BSC 比を得ることを狙っている。その結果、BSC 比は 75% に達した。また、アスペクト比を大きめに取ったことで CS コイルの容量は、定格電流 (12MA) まで誘導電流駆動で立ち上げられる容量 ($L_p I_p$ 比=100%) を持っている。

ただし、BSC 比は β_t が高いほど大きく、かつ、アスペクト比が小さいほどその β_t 限界は高くできることから、必ずしも大アスペクト比のほうが BSC 比で有利とはいえないことがその後わかってきた。表中の他の概念設計を見ると、IDLT を除けば、他の設計もすべて BSC 比が 75% を超えているが、どれもアスペクト比は SSTR より小さい。

SSTR の β_N は 3.5 と設定されている。これは他の炉設計に比べると低めにも見えるが、SSTR の設計では内部導体壁を想定していないため、 $\beta_N=3.5$ でも、導体壁なし平衡の理論上限に達している。

SSTR は 2MeV の NBI 電流駆動を採用した。これは電流駆動効率の観点から選択されたが、2MeV の NBI が 1MeV の ITER 用 NBI と同様の高効率加速法 (静電加速) で実現できるかは今後の課題が残る。

超電導コイルの線材に Nb_3Sn でなく Nb_3Al を採用することで、16.5T の最大磁場を前提とする点も、SSTR が最初

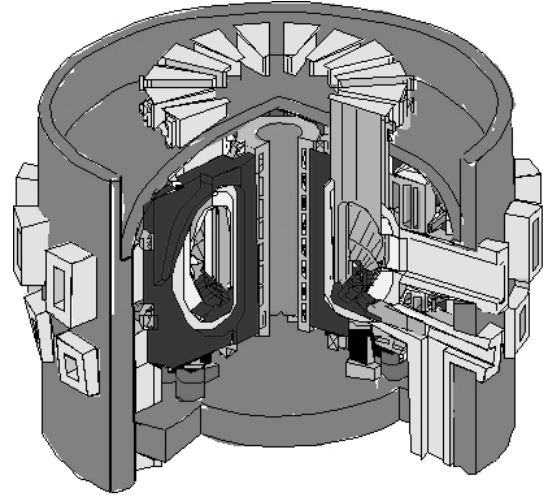


図 A1-1 SSTR の鳥瞰図

の設計であった。この設計は、その後の日本の概念設計の多くに踏襲されている。

ブランケットの設計では、加圧水型軽水炉と同様の蒸気条件 (15MPa, 330°C) を採用している。SSTR 以後の概念設計では、15MPa の過熱蒸気 (CREST), 23MPa の未臨界加圧水 (SlimCS), 25MPa の超臨界水 (Demo-CREST 運用後期) などの設計も試みられている。

1990 年台になされた SSTR の設計は、やや古さを感じられる部分もあるが、全体としては今の知見で見てもバランスのとれた設計例であり、Steady State Tokamak Reactor 名の通り、定常炉概念の基準にふさわしいものである。

A1.1.2 IDLT

IDLT (Inductive Day-Long-pulse Tokamak) [A1-3] は、表 A1-1 の中では、唯一の誘導電流駆動の概念設計である (ITER を除く)。これは、SSTR をはじめとする他の完全定常運転の設計との比較の視点から、仮に誘導電流で炉を設計すればどのようなものになるかを確認した設計である。

一言でいえば、誘導電流で運転するパルス・トカマクは大型にならざるを得ない。CS コイルの容量を大きくするために、中心部の空間を大きくとる必要があるからである。IDLT も $R=10m$ と大型になったが、その代わりに、パルス長は約半日である。1日に 2 回起動程度の長パルス (Day-long-pulse) であれば、パルス運転も許容できる余地があるという設計ポリシーに立っているわけである。 $R=8m$ 程

度では 1 時間程度のパルスしか取れないこともわかり、 $R=10\text{m}$ が設定された。

電磁誘導で十分な電流を流し、かつ大型化することで、プラズマパラメータはかなり緩和されている。たとえば、 β_N は 2.7 で、概念設計中では最小である。定常炉であれば、 β_N が 3 以下で実用炉に十分な Q 値 (>30) を得ることは難しい。

密度限界に対する比も 0.98 と、1 以下である。定常炉の設計では、大型になるほど密度限界との比は大きくなってしまいう傾向だが、 $R=10\text{m}$ と大きな IDLT で密度限界比を 1 以下にできたのは、誘導電流で十分な電流を流せたためと考えられる。誘導電流の駆動効率は温度のみに依存するので、高い密度でも効率よく電流が駆動できる。ただし、IDLT の電子温度は 15KeV と意外に高い。これを低くすれば密度限界が 1 を超えることになるのに加え、プラズマの電気抵抗が $T_e^{-1.5}$ に比例するのでパルス長も短くなってしまふ。それらを考慮して決められた電子温度である。

中心部のスペースを確保するためにアスペクト比は 5.35 と大きくとってある。その犠牲としてここで採用されている楕円度 1.85 では、3.1.4 節で述べたとおり、内部安定化コイルがない限り上下位置は不安定であると予想される。大型であることから中性子壁負荷は $2.1\text{MW}/\text{m}^2$ と低めになり、この点では工学的に余裕がある。アスペクト比と主半径が大きいので出力に比してダイバータの面積は大きく、プラズマ密度も高いことから、ダイバータ設計も比較的楽になるだろう。

A1.1.3 CREST

負磁気シアと MHD 安定化用近接導体壁の組合せを考えると、 β_N が理想 MHD の計算上では 5.5 にも達しうることを利用して、超高 β_N による高経済性核融合炉の目標として設計されたのが CREST (Compact REversed Shear Tokamak) である [A1-4]。現実の設計なら理想限界にいくらかの余裕を持つべきだが、CREST は極限の設計例として理論限界の β_N が仮定されている。負磁気シア高 β_N 平衡の維持には、電流分布の制御、近接導体の設置、トロイダル回転の誘起による抵抗性壁モード (RWM) の安定化、の 3 つがポイントとなる。

電流分布は 2 本のオフセットした NBI で制御し、理想 MHD 的に $\beta_N=5.5$ でも安定な電流分布を維持し、またその NBI の入射運動量によって $100\text{km}/\text{秒}$ 以上のトロイダル回転速度を誘起している。この速度はアルフベン速度の数%に当たるので、RWM も安定化できる可能性がある。また、高 β_N であることから、BSC 比は 83% に達する。

またブランケット設計では、ジルコニウム製で 10mm 厚の導体シェルが増殖ブランケット内に設置されている。これによる TBR の損失は、0.05 と計算されている。このブランケットはフェライト系 ODS 鋼製で水冷却であるが、 15MPa で 480°C の過熱蒸気を生成することで、熱効率 42% を期待している。冷却水は、第一壁を冷却後に上向きの流路で蒸気化し、 480°C まで過熱される。超臨界圧 ($\sim 25\text{MPa}$) は避けつつ、発電効率向上を図った設計例で、高速増

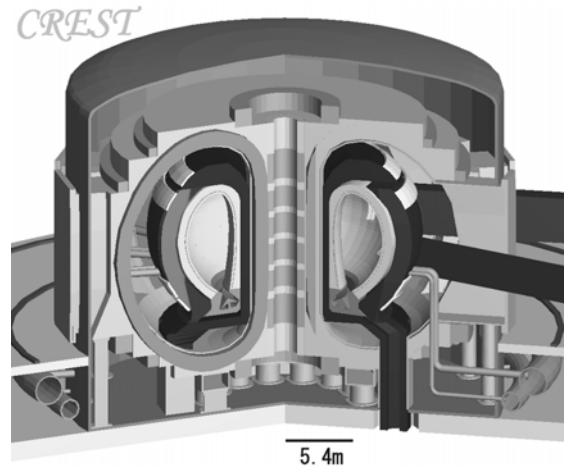


図 A1-2 CREST の鳥瞰図

殖炉「もんじゅ」用の熱交換器の設計に沿ったものであるが、核融合炉ブランケットの内部で水が蒸気化するというのは工学的には難しい設計である。

CREST のアスペクト比 3.4 は ITER の定常運転実験の想定パラメータと同じである。すなわち、CREST は ITER 相似のトカマクの延長上に実用炉を考えるなら、どのような開発をしなければならないのかを追及している。この設計思想は、原型炉として設計された Demo-CREST でも踏襲される。

CREST は小型で高性能・高経済性を目指した 1 例だが、このような小型炉の共通の宿命として、ダイバータの面積が ITER より小さいのに ITER の何倍ものエネルギーが流入する。CREST の設計ではこの点も考慮し、高い Z_{eff} を仮定するなどして、ダイバータに流入する前にコアと SOL で合計 85% のパワーを放射拡散する設計としている。しかし、実現が難しいダイバータ設計であることは疑いない。また β_N が高いことを利用し、プラズマ電流を 12MA に押さえてある。これは電流駆動パワーの削減に効くが、反面、密度上限比が 1.3 と大きくなっているという犠牲を払っている点は注目しておく必要がある。すなわち、高 β_N の設計は必然的に大きな密度限界比が必要になる。

磁場の最大値が 12.5T と低く抑えられた点は高 β_N の工学上の効用になった。ただし、小型化のためにトロイダルコイルの太さを極力抑えたことから、強度設計上の余裕は SSTR などの 16T の例とあまり変わらない。また、電流駆動用 NBI が 2.5MeV と設定されているが、これは高効率な静電加速では実現できない可能性が高い。

A1.1.4 Demo-CREST

実験炉 ITER と実用炉 CREST の間を 1 台の原型炉でつなぐことを目標に設計されたのが Demo-CREST である [A1-5]。ITER 相似のアスペクト比を仮定したこの概念設計のもっとも大きな特徴は、設計パラメータの決定過程にある。従来の概念設計は、定格運転 (最大出力) を基準にして設計をしていた。しかし、原型炉は運用による開発そのものが目標であろうから、最大定格でプラズマを設計してよいのか、という疑問が Demo-CREST の出発点になっている。

表 A1-1 トカマク型核融合概念炉の主要設計パラメータ

名称 [代表文献]	ITER [A1-1]	SSTR [A1-2]	IDLT [A1-3]	CREST [A1-4]	Demo-CREST [A1-5]	VECTOR [A1-6,7]	SlimCS [A1-8,9]
設計年		'90-'92	'91-'96	'96-'99	'00-'08	'01-'04	'05-'10
想定した位置づけ	実験炉	原型炉 初代実用炉	原型炉	実用炉	原型炉 段階的改良	実用炉	原型炉
核融合出力 [GW _α]	0.5	3.0	2.7	2.97	1.3-3.2	2.50	2.95
電気出力(送電端)[GW _e]	-	1.08	1.00	1.16	0.03-1.09	N.A.	1.0
プラズマ主半径 [m]	6.2	7.0	10.0	5.4	7.25	3.2	5.5
プラズマ副半径 [m]	2.0	1.5	1.87	1.59	2.1	1.4	2.1
アスペクト比	3.1	4.0	5.35	3.4	3.4	2.3	2.6
楕円度 (上側/下側)	1.70/1.85	1.85	1.85	2.0	1.85	2.35	2.0
プラズマ電流 [MA]	15.0	12.0	13.9	12.0	15.9-13.2	14.0	16.7
安全係数	3.0	5.0	3.0	4.3	5.0-6.5	6.0	5.4
中心トロイダル磁場 [T]	5.3	9.0	8.08	5.6	8.0	5.0	6.0
最大トロイダル磁場 [T]	11.5	16.5	12	12.5	16	19	16.4
規格化ベータ値	2.0	3.5	2.7	5.5	1.9-4.0	6.0	4.3
閉じ込め改善係数(HH ₉₅)	1.0	1.14	0.94*	1.3	1.0-1.4	1.2	1.3
プラズマ温度 [keV]	8.9	17.0	15.0	15.4	17.9-20.7	20.0	17.0
電子密度/GW密度上限	0.94	1.2	0.98	1.3	0.5-1.3	1.0	1.0
ブートストラップ電流割合	~0.15	0.75	0.37	0.83	0.24-0.73	0.78	0.75
電流駆動パワー [MW]	50(加熱)	60	40(加熱)	97	190-107	60	60-100
電流駆動・加熱装置	1.0MeV NBI	2.0MeV NBI	N.A.	2.5MeV NBI	1.5MeV NBI	ECRF	NBI+ECRF
CS容量 (対L _p I _p 比%)	200	100	>>100	50	80-100	~0*	20
運転モード	400秒～ パルス	定常	約半日 パルス	定常	定常	定常	定常
エネルギー増倍率 Q	10	30	8	31	1-30	42	49-30
中性子壁負荷 [MW/m ²]	0.6	3.0	2.1	4.5	1.1-2.7	6.4	3.0
ブランケット構造材料	-	F82H	N.A.	ODS鋼	F82H	SiC/SiC	F82H
冷却材		加圧水 15MPa	N.A.	過熱蒸気 15MPa	加圧・超臨界水 15-25MPa	Heガス	加圧水 23MPa
トリチウム増殖材	-	Li ₂ O	N.A.	Li ₂ ZrO ₃	Li ₂ ZrO ₃	LiPb	Li ₄ SiO ₄
中性子増倍材	-	Be	N.A.	Be	Be	LiPb	Be ₁₂ Ti

*文献値ではなく、筆者らが他のパラメータから算出した値

Demo-CREST の設計では、運転初期に確実な達成ができそうなプラズマ性能、すなわち、その時点ですでに成功しているはずの ITER 標準運転のパラメータ(表 A1-1 参照)と同等のプラズマ性能で発電実証が成功することを基準にした。その時の β_N は 1.9 と低い(運転フェーズ Op1)。このプラズマでも、発電効率 30%とすれば、送電端出力(発電端出力から循環電力を引いた値)がわずかに正(30MWe)になることが示されている。同時にブランケットの TBR>1も確認が終了する。ただし、ITER の標準運転と異なり、完全定常を目指すので、定常運転の物理は ITER 以外、具体的には JT-60SA 等によって確立されていることが前提となる。

発電実証の実現後、プラズマ改善フェーズへと移行する。 β_N を2.5にできれば送電端出力は23万kWeまで上昇する(フェーズ Op2)。さらに、ブランケットを数年ごとに全交換する核融合炉の宿命を逆用し、第2世代以後のブランケットでは内部導体壁や先進技術(超臨界水等)

を入れて β_N のさらなる増加と発電効率の向上を図る。 $\beta_N=3.4$ では49万kWeという十分な送電端出力を得る(フェーズ Op4)。また、負磁気シアにより $\beta_N=4.0$ が実現し、発電効率を40%にできれば送電端出力は109万kWeになる(フェーズ OpRS)。この時の Q 値は30で、実用炉の経済性への見通しも得られる。また、プラズマは CREST とも相似であるので、原理的には CREST と同等の β_N まで目指すことはできる。

この設計の最大の弱点は、大型化である。建設費の増大は言うまでもないが、大型化は工学上も困難を増す部分がある。たとえば、コイルの応力設計は大型コイルほどきびしい。実際に Demo-CREST では、同じ16T程度を設定した後述の SlimCS より設計応力は大きくなっている(SlimCSは800MPa、Demo-CRESTは1000MPaのコイル内応力限界を仮定)。

電流駆動用 NBI は1.5MeVで、ITER用の延長上で考えうるエネルギーであろう。運転密度限界の点でも初期フ

表 A1-2 各概念設計の特徴

SSTR	①ブートストラップ電流の有効利用. ②Nb ₃ Al による強磁場設計(16.5T). ③表面ペレット入射によるダイバータ制御. ④15MPa 加圧水冷却. ⑤導体シェルなしでの理論上限ベータ ($\beta_N=3.5$)で設計.
IDLT	①Day-Long (約半日) パルスの誘導電流駆動. ②極力低いプラズマ性能で設計. ③CS を大きくとるため大アスペクト比 (=5), 大きな主半径(R=10m). ⑤電流駆動での分布制御も考慮($q_0>1$ を保持). ⑥ITER タイプの保守方式を想定.
CREST	①導体シェルあり負磁気シア高ベータの理論上限で設計 ($\beta_N=5.5$). ②ITER 相似のアスペクト比. ③NBI による電流分布制御. ④NB 誘起トロイダル回転 RWM 制御. ⑤高 Z_{eff} 放射と高 HH の組合せでダイバータ流熱制御, NBCD 効率の弱 Z_{eff} 依存性を利用. ⑥MHD 安定化導体シェル内蔵ブランケット. ⑦一体引抜保守.
Demo-CREST	①ブランケット総入替を前提とした段階的高性能化(早期実用化対応). ②ITER 相似のアスペクト比. ③ITER 定格プラズマと同程度でも最小限の発電実証(=送電端ゼロ出力)を保証できる大型設計. ただし建設費は大. ④最終段階では負磁気シア高ベータ($\beta_N=4$) ⑤トロイダル方向3分割の大モジュールブランケットによる保守.
VECTOR	①低アスペクト比(2.3)高性能プラズマ設計. ②内側は増殖ブランケットなしの遮蔽のみ. ③高温超電導による強磁場設計(19T)の提案. ④SiC/SiC 材の採用による高効率発電, 低放射化設計. ⑤小アスペクト比を生かす CS レス設計. ⑥一体引抜保守.
SlimCS	①JT-60SA で確認可能な低アスペクト比 (2.6)で設計. 小型で低建設費. ②低アスペクト比による大電流で密度上限を緩和. ③ECH を用いた電流分布制御. ④不純物調整によるダイバータ流熱制御. ⑤Be12Tiを用いた増殖材・増倍材混合設計. ⑥起動も非誘導で行う CS 最小化設計. ⑦一体引抜保守.

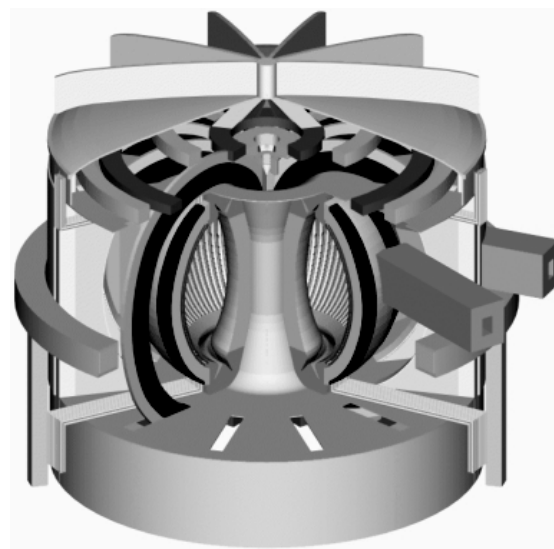


図 A1-3 VECTOR の鳥瞰図

ューズは楽なパラメータである。ただし、ダイバータに関しては、初期の $0p1 \sim 0p2$ では密度が低いことから、放射冷却を大きくした高密度低温ダイバータの成立はむしろ厳しいのではないかという解析もある。やはり今後のダイバータ研究開発を待たなければならない。

A1.1.5 VECTOR

β_N 値の向上に有利との観点から、'80年代半ばにアスペクト比 $A \sim 1.5$ 程度の球状トカマク (Spherical Torus; ST) の提案がなされた。その後、1990年代後半以降、 A が 2 以下の球状トカマクに関する炉心プラズマおよび炉設計研究が一つの潮流を形成した。

ただし、このような A が 2 以下のコンパクトな ST 炉を実現するためには、超高熱負荷を取り扱う技術を開発する必要がある。また $A < 2$ では中心部分のスペースが不足して中性子遮蔽を置けないため、超電導コイルを諦めて常電導コイルを採用せざるを得ない。その結果、コイルの消費電力が大きくなるなど、工学上の困難は大きい。電流駆動パワーでさらに所内電力を増加しないために、BSC 比 ~ 1 という極端な物理設計にならざるを得ない点も、ST 炉で具体的な炉設計を行う時の困難の一つであった。

しかし、低アスペクト比トカマクには、大電流が流れて閉じ込めが改善される、 β_N 限界が高くてできる、上下不安定性が改善される、楕円度・三角度が高いプラズマを作りやすいなど、炉心プラズマ設計上の多くのメリットがある。また、トロイダルコイルの蓄積エネルギーが小さくなるので、スリムなコイル系を採用できるという特筆すべき工学上の優位性もある。

西尾敏らは、これらの利点に注目し、超伝導コイルを採用した低アスペクト比核融合炉「VECTOR」を提案した [A1-6, A1-7]。

超伝導を採用するためにインボード側への中性子遮蔽の設置が必要になることから、従来考えられていた ST 炉

よりはアスペクト比の高い $A=2.1 \sim 2.4$ がこの炉概念の設計領域となる。VECTOR の設計では $A=2.3$ が選択された。

BSC 比も 1 まで高くする必要がないため、グリーンwald 密度限界やベータ限界に対して現実的な設計裕度を確保し、低アスペクト比のメリットを十分に活かせる点が VECTOR の特長である。表 A1-1 でわかるように、密度限界比は 1.0 に収まっている。これは 14MA と大きさの割には大電流であることによるところが大きい。それでも安全係数が 5.4 と高く維持できるのが低アスペクト比の特徴である。 β_N は 6 で数値としては CREST より高いが、低アスペクト比の効果で、CREST ほど MHD 限界に近くはない。

ただし、小型であるがゆえに、VECTOR は、第一壁やダイバータの除熱技術に課題がある。ブランケット第一壁は、平均中性子壁負荷で 6.4 MW/m^2 で、ピーク値を考えると 9 MW/m^2 程度での設計が必要である。同じ理由で熱負荷が非常に厳しいダイバータの設計も含めて、このような条件下の除熱技術が実現可能かどうか、VECTOR の設計が示した今後の課題である。

VECTOR はトカマクをベースとした究極の小型炉概念であり、将来にトカマク核融合炉が他のエネルギー源と十分なコスト競合力を確保するには、今後何を目標とすべきかについて多くの貴重な示唆を与えてくれる。

A1.1.6 SlimCS

この概念設計は、 $R=5.5\text{m}$ 、最大磁場 16.4T (中心磁場は 6T) で 2.95MW の核融合出力を達成する小型低アスペクト比の原型炉概念である[A1-8]。アスペクト比の 2.6 は JT-60SA で確認が可能な数値となる。

設計上の大きな特徴は、最小化された CS コイルにある。前述の実用炉 VECTOR は、小型化のために起動から運転まで、プラズマ電流を非誘導電流駆動で流すこととし、CS コイルを置いていない。この VECTOR の設計により、低アスペクト比炉の優れた特性の多くが明らかになったが、同時に、電流値ゼロからのプラズマの起動や運転中のプラズマ形状制御において、CS がまったくないといろいろな困難が発生することが分かった。そのため、原型炉として設計された SlimCS においては、ある程度の大きさの CS コイルを制御用として残している。

SlimCS の CS コイルの半径は 0.7m と、ITER よりもずっと小さい。しかし、この CS コイルは、 $\delta \sim 0.35$ の形状制御を可能とし、またプラズマ立ち上げ時には、 I_p をゼロから 3.5MA (定格の 21%) まで起動できる。そこから定格 (16.7MA) までの立ち上げは非誘導電流駆動で行う。起動の大部分を非誘導で電流を立ち上げなければならない点には今後の開発課題が残るが、トカマク平衡がない電流ゼロ領域で誘導電流を使って起動できることによって、CS 無しよりは運転柔軟性は増大している。また、SlimCS のトロイダルコイルは小型であり、その磁気エネルギーは 50GJ と低い。これは建設コストの低減に大きく貢献する。

SlimCS の保守方式は、トロイダルコイル間ごとにセクター化されたブランケットを、一括一体で引きぬける方式である。これによって、1) セクター全体に広がった安定化導

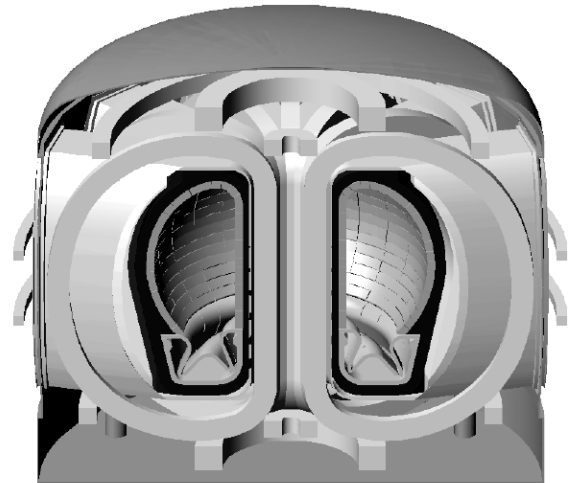


図 A1-4 SlimCS の鳥瞰図

体壁を内蔵可能、2) 炉心へのアクセスが良好、3) 迅速な保守で稼働率が向上、といったメリットを生じる。特に 3) については、セクター一体引き抜きであることで、現場で行うパイプ類のカットや溶接も最小限にでき、さらに、ブランケットのセクター部の予備を用意して使用済セクターと入れ替えることで、保守時間も最小化できることになる。解析によれば、2か月で全セクターの交換が可能である。また、電流駆動と加熱は ECRF を前提としている。ポート構造がシンプルであり、これも保守の迅速化に貢献する。

ブランケットは、日本の開発戦略に沿い、セラミックス増殖材と水冷却であるが、中性子増倍材に Be_{12}Ti を採用することで、トリチウム増殖材 (Li_4SiO_4) と層を分けることなく混合し、従来の設計に比べてブランケット構造の大幅な単純化を図っているのも特徴である[A1-9]。

セクター内に設置される導体壁は、保守時に交換する増殖層とその後方の永久遮蔽層の間に配置してある。これにより構造上も単純化され、TBR への悪影響も最小化されている。導体の位置は小半径の 1.35 倍で、MHD 不安定性の安定化には適切である。

ブランケット冷却は 23MPa の未臨界の加圧水を採用している。SSTR などの 15MPa 加圧水に比べると、全体を高温高圧で運転できることからブランケット内での水の割合が減らせて、TBR の視点で有利になる。超臨界にしている理由は、F82H の腐食を抑制するためである。

このように、SlimCS は単に低アスペクト比というだけでなく、工学設計においても様々な工夫があり、概念炉研究に大きな進展をもたらした設計例である。

A1.2 バイオマスとのハイブリッド炉概念例

前節では、電力生産を前提とした概念設計例を紹介した。本節では別の可能性として、石油代替として使うことができるバイオマス起源の液体・気体燃料の生産に核融合エネルギーを使用する場合の設計例を紹介する。前節の電力生産用のプラントに比べると、発電では 30 程度

は必要な核融合のエネルギー増倍率 Q が、5 程度と低くても正味で正のエネルギー生産が可能である点が大きな特徴といえる。この特徴は核融合プラントの小型化や早期実現に繋がる可能性もあるので、本節で解説しておくことにした。

本書の 2 章 6 節で述べたように、核融合エネルギーを用いて廃棄物系バイオマス燃料を燃料化する利用法が、核融合エネルギーの利用法として提案されている [A1-10]。これは、廃棄物系バイオマスの代表的な成分であるセルロース、リグニンに水蒸気を加え、吸熱反応により水素と一酸化炭素に高効率で転換するものであり、すでに実験室規模では 95% 以上の変換効率が確認されている。吸熱反応であり、排熱を伴わないため熱利用効率はカルノー効率に支配されず、しかも廃棄物バイオマスが本来持っている化学エネルギーを利用するため、製品として得られるエネルギーは、核融合エネルギーの 2.7 倍、発電に比べれば約 10 倍になる。

つまり、核融合開発の観点で見れば、低い性能のプラズマでも十分にエネルギー生産炉として成立することになる。得られるエネルギー製品は電力ではなく H_2+CO の混合ガスであるが、バイオマスのもとも持っている化学エネルギーを核融合エネルギーに加え、かつ吸熱反応を用いて熱効率の制約を受けないため、 $Q \sim 5$ のプラズマを持つ核融合炉でも、総合的にプラント出力を正とすることができる。この概念はバイオマス核融合ハイブリッド炉とでも呼ぶべきもので、かつ近未来に可能な核融合炉を設計することができる。第二章で示した $n \tau - T$ ダイアグラム (図 2-8) 上で目標領域を考えれば、 $Q=1$ と ITER の目標領域の中間程度でよいことになる。わが国でこれまで行われてきた核融合炉の設計研究では、外国で行われたような核分裂核融合ハイブリッド炉の検討は少なく、十分大きなエネルギー増倍率 (Q) を持つ発電炉のみであるので、かなり異なるパラメータ領域を探ることになる。

バイオマス核融合ハイブリッド炉は、 $Q \sim 5$ でなるべく小型の装置を、現在の技術からの飛躍を可能な限り少なくしてできる限り早い時期に実現することを目標とする。概念設計したトカマク炉 GNOME の主要諸元を表 A1-3 にまとめてある。主半径は約 5 m で ITER より小さく、トロイダル磁場コイル、CS コイルなどはほとんど ITER と同じ技術を使用すると仮定すると、新たな技術開発の要素はトカマク本体ではほとんどない。プラズマパラメータは現在のトカマクプラズマの理解で実現可能と考えられる範囲内である。発電でなく熱利用を想定する場合、定常運転が望ましいものの、必ずしも定常プラズマは必要でない。長パルス、あるいは連続パルスでの運転でも、熱利用系を間欠運転することでプラントの多くの部分を一定温度に保つことができるため、技術的には成立する。外部入力約 60MW と大きいので燃焼プラズマといってもアルファ加熱と外部加熱がほぼ同程度であり、また、自発電流割合も 50% 程度である。

ITER の 500MW 熱出力に対して 300MW と、熱出力も大きくなく、ダイバータ、ブランケットへの負荷も ITER と同等で

表 A1-3 バイオマスハイブリッド炉 GNOME の主要諸元

名称 [代表文献]	ITER [1]	GNOME [10]
核融合出力 $[GW_{th}]$	0.5	0.324
プラズマ主半径 $[m]$	6.2	5.2
プラズマ副半径 $[m]$	2.0	1.7
アスペクト比	3.1	3.1
プラズマ電流 $[MA]$	15.0	10.4
中心トロイダル磁場 $[T]$	5.3	4.4
規格化ベータ値	2.0	3.1
閉じ込め改善係数 (HH_{98})	1.0	1.4
プラズマ温度 $[keV]$	8.9	13.0
電子密度 / GW 密度上限	0.94	0.54
電流駆動パワー $[MW]$	50(加熱)	61
中性子壁負荷 $[MW/m^2]$	0.6	0.48
冷却材		He + LiPb
トリチウム増殖材	-	LiPb
中性子増倍材	-	無

ある。プラズマの密度、規格化ベータなども ITER および既存の大型トカマクの設計及び実験で経験した範囲内のパラメータである。

しかし、ダイバータ、ブランケットについてはかなりの技術開発が必要となる。ブランケットは 900℃ 以上の熱を取り出す必要があり、これを目指した LiPb-SiC システムの概念が提案され、開発が進められている。ブランケットモジュール容器は F82H 製とするが、その内側を SiC 複合材製のクーリングパネルで能動的に熱伝導を制御することで、900℃ の LiPb を得る。モジュール容器、SiC とともにパネル内部はヘリウムで冷却する。このタイプのブランケットモジュールは ITER の TBM 等の開発でたとえば欧州のヘリウム冷却リチウム鉛方式や米国案の二重冷却材リチウム鉛方式の設計を通じて基本的な技術と知見はあり、また京都大学で SiC 製の流路に 950℃ 以上の LiPb を流した実験があるため、今後開発を進めれば十分実現性があると考えられる。また、2.6 節に説明したようにブランケットは数年おきの交換に応じて段階的に性能を向上することができる。ブランケットは液体増殖材である LiPb をドレンした後は、大きなセクターモジュールで交換される。ダイバータは ITER とおなじく、カセットで交換する。真空バウンダリーはクライオスタットのみで、真空容器を持たない構造とする。

プラントの熱利用とトリチウムのシステムを図 A1-1 に示す。高温の LiPb 媒体は SiC 製熱交換器を介して 2 次系の鉛に熱を移送する。この熱交換器の基本技術はすでに開発されている。LiPb 中に生成したトリチウムは真空シ

ープトレイにより回収する。二次系の鉛は廃棄物バイオマスを経由してガス化する反応器に熱を供給する。二次系の鉛ループにもトリチウム回収装置を設置するが、これらにより製品水素中のトリチウム濃度は許容値の 1/10 以下に保たれる。これら熱利用系は、ほとんどすべてが常圧で運転されるため、安全上の懸念は小さく、放射性物質の閉じ込め制御は比較的容易であるが、高温であるためトリチウム透過対策が重要である。

バイオマスガス化装置は、熱交換型反応器で、セルロースやリグニンを主体とする廃棄物系バイオマスを粉砕したのちに投入し、水蒸気と混合して吸熱反応によりガス化する。得られた H_2+CO の混合ガスは、すでに実用レベルにあるフィッシャー・トロプッシュ合成により容易に軽油、灯油と同等の液体燃料に転換する。フィッシャートロプッシュ反応は約 400℃の発熱反応であるため、反応器を冷却した水蒸気により発電することができる。

ダイバータは、ITER と同等の、 $10MW/m^2$ ないしそれ以下の熱負荷となるが、最大の技術課題である。ITER の炭素系材料ではトリチウムインベントリー、銅材料の照射損傷で長期間のトリチウム環境での使用は困難であり、また水冷却では利用可能な高温の熱を取り出すことができない。ここではタングステン被覆 LiPb 冷却 SiC ブロックダイバータを設計し、技術開発を進める計画である。

この炉概念は、プラズマ性能が ITER より高度な目標を置いていないため、ITER による実験の成功や、その成果に基づいて建設するのではなく、より早期の建設、運転が可能である。しかし工学的にはダイバータ、ブランケットをはじめ、総合的な技術開発と成熟が必要であり、核融合工学の総合試験装置としての性格が強い。比較的長期の重水素運転や限定された DT 実験を経て最終的に各コンポーネントの長期の核融合の核的環境での実証試験を行うことが当面の重要なミッションのひとつとなる。したがって、少量の初期装荷トリチウムしか必要とせず、またブランケットとプラントが設計通りの TBR を持つことを確認しながら、トリチウムを増殖することができる。十分な設備利用率が確立されたのちに初めて本格的なエネルギー発生が可能となり、最終的にエネルギー収支が十分に正になること、核融合が実用的なエネルギー源となることを総合的に実証することができる。

参考文献

- [A1-1] Summary of the ITER Final Design Report, July 2001.
- [A1-2] M. Kikuchi, "Steady State Tokamak reactor Based on the Bootstrap Current", Nucl. Fusion **30**, (1990)265.
- [A1-3] N. Inoue, Y. Ogawa, T. Yamamoto, Z. Yoshida, K. Okano and A. Hatayama, "Feasibility study for an Inductively Operated Day-long Tokamak Reactor", Proc. of 14th IAEA Conf. on Controlled Fusion and Plasma Physics Research, vol.3, (1993) pp.347-353.

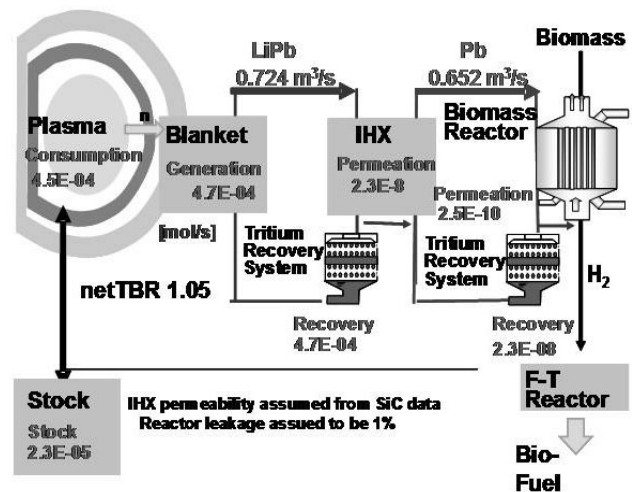


図 A1-5 バイオマスハイブリッドのトリチウムシステム

- [A1-4] K. Okano, Y. Asaoka, T. Yoshida, M. Furuya, K. Tomabechi, Y. Ogawa, et al., "Compact Reversed Shear Tokamak Reactor with a Superheated Steam Cycle", Nucl. Fusion **40**, (2000) 635.
- [A1-5] R. Hiwatari, K. Okano, Y. Asaoka, K. Shinya and Y. Ogawa et al., "Demonstration tokamak fusion power plant for early realization of net electric power generation", Nucl. Fusion **45**, (2005) pp.96-109.
- [A1-6] S. Nishio, K. Tobita, S. Konishi, et al., "Tight Aspect ratio Tokamak Power Reactor with Superconduction TF Coils", 19th IAEA Fusion Energy Conference, Lyon, IAEA-CN-FT/P1-21 (2002).
- [A1-7] S. Nishio, K. Tobita, K. Tokimatsu, K. Shinya, I. Senda, et al., "Technological and Environmental Prospects of Low Aspect Ratio Tokamak Reactor VECTOR, 20th IAEA Fusion Energy Conf., Vilamoura, IAEA-CN-FT/P7-35 (2004).
- [A1-8] K. Tobita, S. Nishio, M. Sato, S. Sakurai, T. Hayashi et al., "SlimCS - compact low aspect ratio DEMO reactor with reduced-size central solenoid," Nucl. Fusion, **47**, (2007) pp.829-899.
- [A1-9] Y. Someya, H. Takase, Y. Utoh et al., "Simplification of blanket system for the SlimCS DEMO reactor", to be submitted to Fusion Eng. Design.
- [A1-10] S. Konishi, Potential Fusion Market for Hydrogen Production Under Environmental Constraints, Fus. Sci. Technol., **47** (2005) pp.1205-1209.

補稿2 高温の熱工学

本補稿では、核融合炉の出口冷却材温度の高温化への対応として、発電を例に取り、冷却材温度と熱効率(発電効率)の関係、高温環境下における耐圧、構造物の支持に関わる高温技術、ヘリウムガスタービンを用いた高温用発電技術について解説するとともに、核融合炉への適用性について述べる。

A2.1 産業における高温技術

熱利用において熱源温度を上昇させると熱効率が向上することは一般的に知られている。産業界では、特に発電において熱源温度を上昇させて熱効率(発電効率)を向上させるための技術開発が行われており、産業界における最も高温の熱利用は、燃焼ガスタービンを用いた発電である。本節では、発電を例にして熱源温度と熱効率の関係を概説するとともに、産業界における蒸気タービン発電及び燃焼ガスタービン発電の概況を紹介する。

A2.1.1 熱源温度と熱効率の関係

熱機関における最も熱効率の高い理想的なサイクルはカルノーサイクルであり、二つの可逆等温変化(BC, DA)と二つの可逆断熱変化(CD, AB)からなる。その圧力と比体積の線図を図 A2-1 に示す。ここで、”比”は、単位質量当たりの状態量を表す。図の BC は高温熱源(温度 T_h)から与えられた熱量 Q_h による等温膨張変化、CD は断熱膨張変化、DA は低温熱源(温度 T_c)への熱量 Q_c の放出による等温圧縮、AB は断熱圧縮変化である。なお、断熱変化の場合、熱の移動は生じない。

図 A2-2 は、温度と比エントロピーの線図を示したもので、エントロピー S は、次式で定義される。

$$dS = \frac{dQ}{T} \quad (\text{A2.1.1})$$

ここで、 dQ は熱量の変化、 T は温度であり、 dS は熱の移動に伴うエントロピーの変化である。熱量の変化は等温変化(BC, DA)の際に生じるため、図 A2-2 においてエントロピーの変化量を Δs とすると、 $Q_h (=T_h \cdot \Delta s = \text{面積 EBCF})$ 、 $Q_c (=T_c \cdot \Delta s = \text{面積 EADF})$ となり、ABCD で囲まれる四角形がカルノーサイクルの仕事量($=Q_h - Q_c$)となる。熱効率 η は作動流体の種類に関係なく次式で示され、高温熱源が高いほど、熱効率は高くなる[A2-1]。なお、可逆変化を実際に行うことは難しく、カルノーサイクルの実用化は困難である。

$$\eta = 1 - \frac{Q_c}{Q_h} = 1 - \frac{T_c}{T_h} \quad (\text{A2.1.2})$$

産業界で実用化されている熱機関として、蒸気タービン発電(ランキンサイクル)とガスタービン発電(ブレイトンサイクル)の原理を以下に述べる。

蒸気タービン発電の系統図を図 A2-3、温度と比エントロピーの線図を図 A2-4 に示す[A2-1]。なお、図 A2-4 の点線で示した四角形は、カルノーサイクルの仕事量である。蒸気タービン発電は、飽和

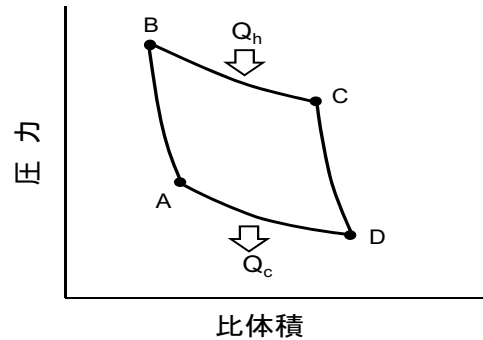


図 A2-1 カルノーサイクルの圧力と比体積の線図 [A2-1]

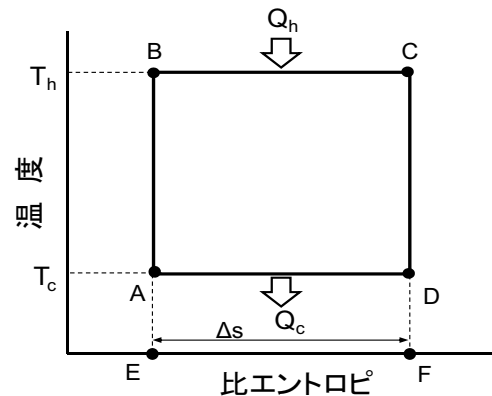


図 A2-2 カルノーサイクルの温度と比エントロピーの線図 [A2-1]

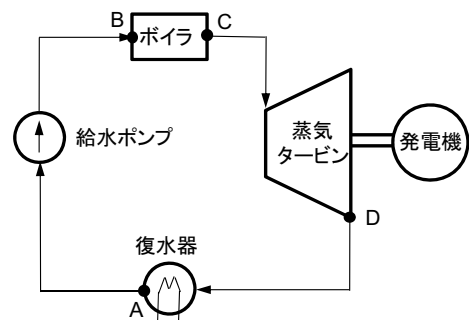


図 A2-3 蒸気タービン発電の系統図[A2-1]

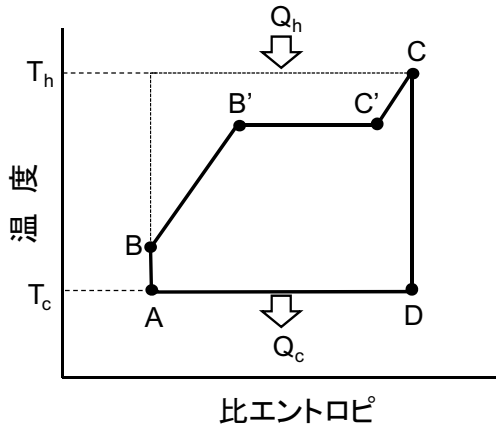


図 A2-4 蒸気タービン発電の温度と比エントロピの線図 [A2-1]

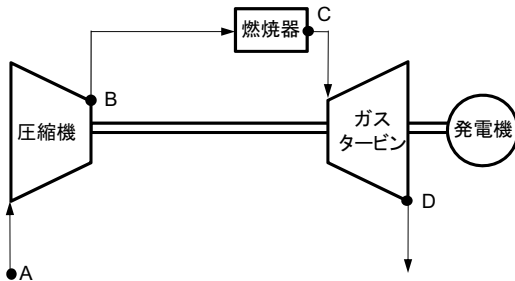


図 A2-5 ガスタービン発電の系統図 [A2-1]

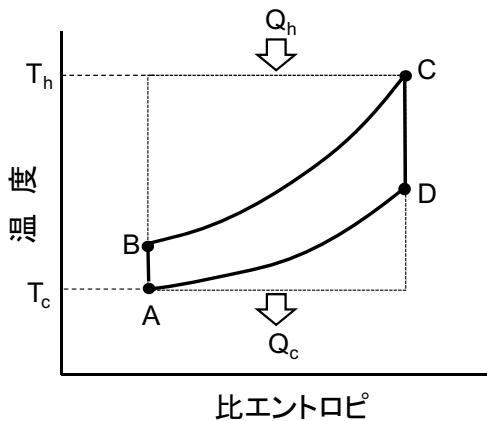


図 A2-6 ガスタービン発電の温度と比エントロピの線図 [A2-1]

水を給水ポンプで断熱圧縮してボイラへ送る過程(AB), ボイラで可逆等圧加熱を行い過熱蒸気とする過程(BB'C'C), 蒸気タービンで可逆断熱膨張させて仕事を得る過程(CD), 復水器で可逆等圧冷却され復水となる過程(DA)から構成される。このときの仕事量は, ABB'C'CD で囲まれる部分である。この仕事で蒸気タービ

ンを駆動し, 蒸気タービン駆動力により発電機に駆動して発電する。

ガスタービン発電の系統図(開サイクル型)を図 A2-5, 温度と比エントロピの線図を図 A2-6 に示す[A2-1]。ガスタービン発電は, 圧縮機による可逆断熱圧縮(AB), 燃焼器による可逆等圧加熱(BC), ガスタービンによる可逆断熱膨張(CD), 可逆等圧変化(DA, 排気過程に相当)から構成される。このときの仕事量は, ABCD で囲まれる部分である。この仕事でガスタービンを駆動し, ガスタービンの駆動力により圧縮機を駆動するとともに, 発電機を駆動して発電する。なお, 図 A2-5 は, 大気から空気を取り込んで圧縮機で圧縮し, ガスタービンを駆動後, 燃焼ガスを大気へ放出するため, 開サイクル型と呼ばれる。

蒸気タービン発電とガスタービン発電の仕事量(図 A2-4 及び図 A2-6)を比較すると, 蒸気タービン発電の仕事量がカルノーサイクルに近く, 熱効率が低いように見える。しかしながら, 蒸気タービン発電の仕事量をカルノーサイクルに近づけるためには, 飽和水の蒸発温度(図 A2-4 の B'C' の温度)と高温熱源の温度 T_h の差を小さくする必要がある。したがって, 蒸気タービン発電において高い熱効率を得るためには, “高温熱源温度の上昇”=“飽和水蒸発温度の上昇”, すなわち, “高温熱源温度の上昇”=“飽和水圧力の上昇”が不可欠である。我が国の火力の蒸気タービン発電では, 超臨界圧の発電プラントが 1990 年以降, 継続的に建設されているが, 高温・超高压に対する材料が技術課題である。

一方, ガスタービン発電では, 図 A2-6 に示すようにガスタービンの排気温度(D の温度)が高いため, 熱効率向上のためにはガスタービン排熱の有効利用が不可欠である。有効利用法の一つがガスタービンの下流に蒸気タービン発電を接続したコンバインドサイクルであり, ガスタービン排熱を利用した蒸気タービンにより仕事量を増やす方法である。もう一つの方法は, 再生熱交換器によりガスタービン排熱を利用して, 燃焼器入口の温度を上昇する方法である。この場合, 同じ仕事量に対して, 高温熱源からの熱量を低減することができるため, 結果として熱効率を向上させることができる。ガスタービン発電では, 圧縮機出入口の差圧(圧力比)が発電効率に大きく影響を及ぼす。再生熱交換器及び圧力比の効果については, A2.3 節で述べる。

A2.1.2 蒸気タービン発電

沸騰水型軽水炉(BWR)では約 7MPa(飽和温度:約 280℃)の蒸気を製造し, 発電を行っている。また, 加圧水型軽水炉では, 原子炉内圧力が約 16MPa で原子炉出口温度が約 325℃の高温水から, 蒸気発生器で約 5.5MPa(飽和温度:約 270℃)の蒸気を製造し, 発電を行っている。熱効率(発電効率)は約 33%である。なお, 以下, 発電に係わる熱効率は, 全て発電効率と表現する。

火力による蒸気タービン発電では, USC(Ultra Super Critical: 超々臨界圧)石炭火力発電が開発され, 蒸気の最高温度は 600℃~610℃, 最高圧力 25MPa のものが商用化され, 送電端効率としては 42%程度を達成している。現在, USC よりさらに発電効率を上げるために, 最高蒸気温度を 700℃まで上げた A-USC(Advanced Ultra Super Critical: 先進超々臨界圧)の開発が行われ

ている。700℃まで上げることにより、46%以上の送電端効率が期待できる[A2-2]。

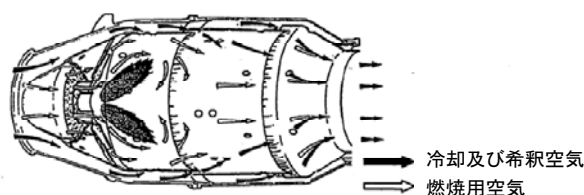
この高温・高圧プラントを支える最も重要な要素技術の一つとなる高温部品を構成する材料には、これまでよりさらに高い耐熱性が要求される。USC では、高温部の材料にはフェライト系耐熱鋼である12%Cr含有鋼が使用されている。A-USCでは、USCの蒸気タービン材料として使用されているフェライト系耐熱鋼は630℃程度が適用限界であるため、700℃以上の蒸気環境で使用できるNi基合金の適用が考えられている。蒸気タービンのケーシングは、極端な肉厚の増加や大きな温度差による過大な熱応力の発生を緩和するために二重構造を取っているものがある。内側と外側のケーシングの間には蒸気タービン排気側の圧力が作用するようになっている。これによって、内外の各ケーシングに加わる圧力差は一重のケーシングにする場合に比べて約半減するため、ケーシングの肉厚を小さくすることができ、さらに内部ケーシングは、その内外両面から加熱されることで熱応力上も有利となる[A2-3]。

A2.1.3 燃焼ガスタービン発電

燃焼ガスタービン発電では、LNG 焚きコンバインド発電プラントや石炭ガス化複合発電プラント(GTCC)などが実用化されている。LNG 焚きコンバインド発電プラントは、川崎火力発電所において、タービン入口温度1500℃級の高圧タービンと蒸気タービンを組み合わせた排熱回収型コンバインドプラントが導入され、発電効率53%を達成している[A2-4]。重電用の圧縮機の圧力比は最大で30まで達しており、コンバインドサイクルでは、サイクル効率の最適圧力比が15～18にあることから、このレベルの圧力比が採用されている。現在、さらなる高効率化を目指して、タービン入口温度1700℃級の高圧タービンの開発が行われている。タービン入口温度を1700℃にすることで、コンバインドプラントの発電効率は62～65%と予想される[A2-5]。

燃焼ガスタービンで最も高温のガスに曝される燃焼器は、Hastelloy XなどNi基合金やHaynes188などのCo基合金が使用されている。圧力は最大で約3MPaであり、その耐圧構造として図A2-7に示すように薄い超合金の二重板金構造の間に冷却空気用の流路を設けて耐圧部を冷却するほか、二重板金構造の内部に蒸気を通して燃焼器を冷却するとともに、蒸気タービンで電気出力として回収するものもある[A2-3]。

蒸気タービン発電、燃焼ガスタービン発電、並びにA2.3節で述べる高温ガス炉ヘリウムガスタービン発電に関するシステムの比較を表A2-1に示す。



図A2-7 燃焼器内部の空気の流れ [A2-3]

A2.2 高温の取扱技術

高温工学試験研究炉 HTTR(熱出力:30MW, 原子炉出口温度:950℃)の経験を基に、高温における耐圧技術及び高温機器の支持技術を以下に述べる。図A2-8は、HTTRの冷却系統を示したもので、1次冷却系では、原子炉から1次加圧水冷却器(PPWC)、中間熱交換器(IHX)、補助冷却器(AHX)まで、2次冷却系ではIHXから2次加圧水冷却器(SPWC)までが高温二重配管で接続されている。IHXでは1次から2次のヘリウムガスへ熱交換が行われ、2次ヘリウムは2次加圧水冷却器(SPWC)で除熱される。

A2.2.1 高温機器の耐圧技術

図A2-9は、HTTRで使用した各種金属の温度に対する最大許容応力強さを示したもので[A2-6]、500～600℃を超えるところから最大許容応力強さが急激に減少している。なお、Hastelloy XRはHTTRの高温機器(IHX、高温配管等)用に開発された耐熱合金で、Hastelloy XのSi, Al, Ti, B等の添加物量を最適化して耐食性、クリープ強度を向上させている。また、2¼Cr-1Mo鋼は、HTTRの原子炉圧力容器、IHX圧力容器、高温二重配管の耐圧部等に使用している。軽水炉の原子炉圧力容器にはMn-Mo鋼が使用されているが、HTTRでは使用温度が軽水炉よりも約100℃高くなるため、Mn-Mo鋼よりも高温で使用できる材料を選定している。2¼Cr-1Mo鋼は、化学プラントや火力蒸気タービン発電の圧力容器等での使用実績を有しているが、材料特性への照射の影響については、JMTR等により、別途、取得した。

500～600℃以上の高温域における最大許容応力強さの低下に対しては、機器の肉厚を増加することで対応可能である。しかし、肉厚の増加は、材料費及び機器重量の増加、製作性の低下、肉厚内部での温度変化増大による熱応力の増加等、マイナス面が大きくなる。そこで、経済的、工学的に適切な肉厚を有する耐圧構造を確保する方法として、a)耐圧部を低温ガス等で冷却する、b)耐圧部の内面に断熱材を設置して耐圧部の温度を低下させる、c)負荷する圧力を最大許容応力強さの範囲内とする、が考えられる。A2.1節に述べた産業での高温利用では、燃焼ガスタービンの燃焼器やタービンケーシングはa)やb)の方法を、蒸気タービンのケーシングはc)の方法を用いている。HTTRでは、a)を原子炉圧力容器、b)を高温配管、c)をIHX伝熱管に適用している。以下にその概要を述べる。

(1) 原子炉圧力容器

表A2-2はHTTRの原子炉圧力容器の主要仕様[A2-7]、図A2-10に原子炉圧力容器内の構造物及び冷却材(ヘリウム)の流れを示したものである。主冷却配管は環状の二重流路であり、外側の流路を通して395℃、4MPaのヘリウムが原子炉圧力容器内に流入し、耐圧境界である原子炉圧力容器、炉心、固定反射体等の炉内構造物を支持するダイアグリッド、固定反射体を外部から締め付ける炉心拘束機構等の金属構造物を冷却しながら、上部へ流れる。ヘリウムは上部で反転して炉心で加熱され、主冷却配管の内側流路を通して原子炉圧力容器を流出する構造である。炉心、固定反射体等は黒鉛ブロックの積層構造であり、気密性はないが、原子炉

表 A2-1 発電システムの比較

	温度・圧力条件	発電効率	備考 (耐圧部の主要材料 他)	商用化／開発中
原子力蒸気タービン ・BWR ・PWR	280°C, 7MPa 270°C, 5.5MPa	33% 33%	Mn-Mo 鋼 Mn-Mo 鋼	商用化 商用化
火力蒸気タービン ・USC(超々臨界圧) ・A-USC(先進超々臨界圧)	600°C~610°C, ~25MPa ~700°C	42%* 46%以上*	12%Cr 含有鋼 (二重ケーシング構造) Ni 基合金	商用化 開発中
火力ガスタービン ・LNG, 石炭ガス化	1500°C, 15~18MPa(ター ビン圧力) 1700°C	53%** 62~65%**	Ni 基合金(Hastelloy X 等), Co 基合金(Haynes188 等) (二重板金構造)	商用化 開発中
原子力ヘリウムガスタービン ・GTHTR300(高温ガス炉)	850°C, 6.9MPa	45.6%	Mn-Mo 鋼	開発中(設計例)

注) *: 送電端効率

**: 蒸気タービンを組み合わせたコンバインドサイクル

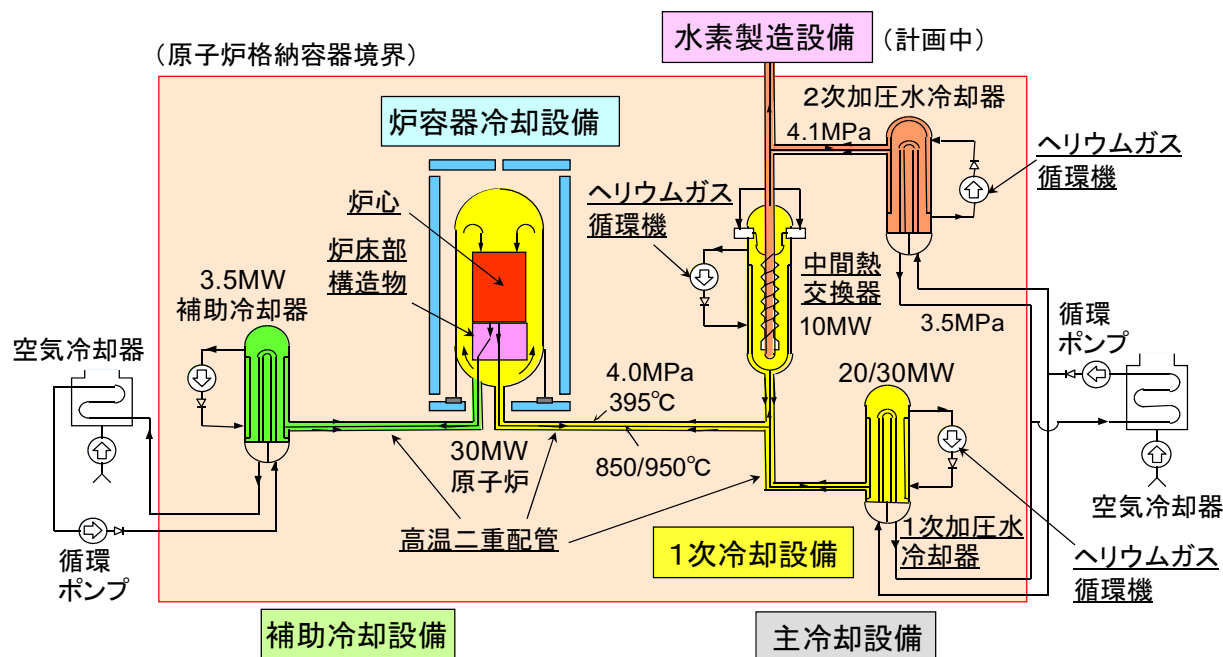


図 A2-8 HTTR の冷却系統

表 A2-2 原子炉压力容器の主要仕様 [A2-7]

設計圧力	4.7MPa
設計温度	440℃
主要寸法	
内径	5.5m
高さ	13.2m
胴肉厚	120mm
上鏡肉厚	160mm
主要材質	2¼Cr-1Mo

表 A2-3 高温二重配管の主要仕様 [A2-7]

設計圧力(外管)	4.8MPa
設計温度(外管)	430℃
主要寸法	
外管外径	860mm
外管肉厚	42mm
内管外径	660mm
内管肉厚	15mm
断熱材厚さ	90mm
主要材質	
外管	2¼Cr-1Mo
内管	2¼Cr-1Mo
ライナー	HastelloyXR

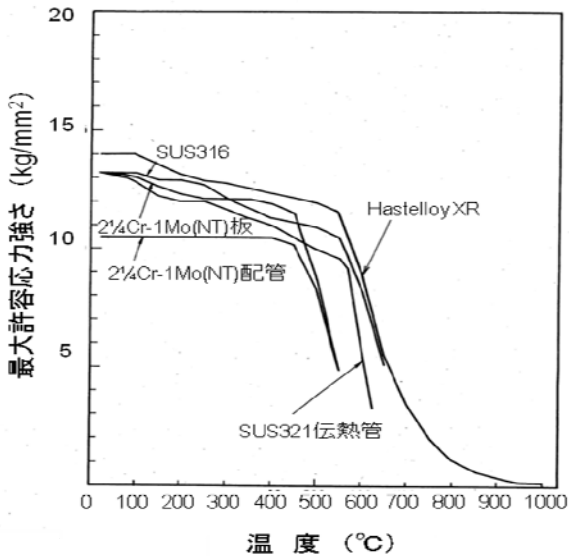


図 A2-9 HTTR で使用した各種金属の温度に対する最大許容応力強さ [A2-6]

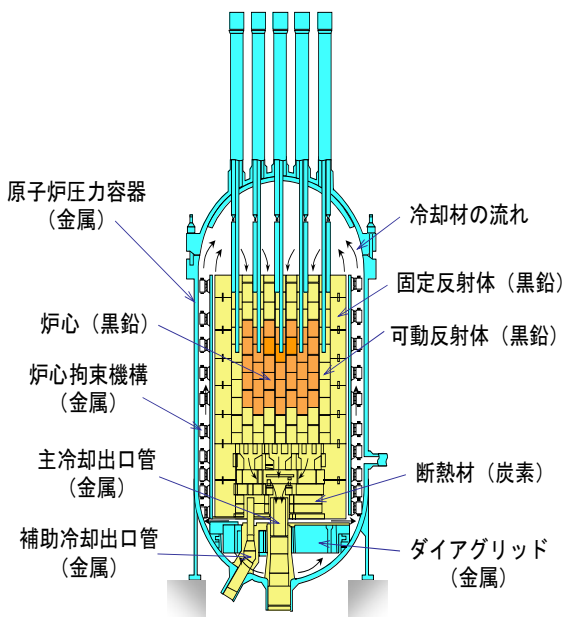


図 A2-10 HTTR の原子炉压力容器内の構造物及び冷却材の流れ

压力容器の内面を冷却するヘリウムの圧力が炉心内のヘリウムの圧力よりも高いため、炉心で加熱された高温ヘリウムが固定反射体の外側へ出ることはなく、原子炉压力容器は常に約 400℃のヘリウムで冷却されている。HTTR がスクラム停止をした場合、炉心の崩壊熱は、原子炉压力容器の外部に設置した炉容器冷却設備で除熱するため、原子炉压力容器の内面に断熱材は設置していない。

(2) 高温二重配管

表 A2-3 は高温二重配管の主要仕様[A2-7]、図 A2-11 は構造を示したものである。高温二重配管は環状の二重流路であり、内側の流路を高温ヘリウム(約 950℃)、外側の流路を低温ヘリウム(約 400℃)が流れる構造としている。この二重流路方式は、高温及び低温のヘリウム用に各々配管する方法に比べて、配管スペースをコンパクトにできる。図 A2-12 は、原子炉から PPWC 及び IHX への高温二重配管の断面図を示したもので、原子炉からの高温ヘリウムは、PPWC 及び IHX へ分岐される構造である[A2-7]。図 A2-13 は、PPWC と IHX 下部の高温二重配管(1次ヘリウム)、図 A2-14 は IHX 上部の高温二重配管(2次ヘリウム)の配置状況を示したものである。

高温二重配管では、耐熱境界と耐圧境界に分離した構造としている。ライナーが耐熱境界として高温ヘリウムの流路を形成し、ライナーと内管の間には繊維状の断熱材(主成分:SiO₂, Al₂O₃ 等)を設置して、高温ヘリウムと低温ヘリウムの耐圧境界となる内管の温度を低減している。また、この断熱材は、高温ヘリウムから低温ヘリウムへの熱移動を低減し、高温ヘリウムの温度降下を抑制する機能を有している。さらに、外管の外周に厚さ 150mm の保温材を設置し、低温ヘリウムの熱損失を抑制している。また、高温二重配管のエルボの曲げ半径は約 900mm である。

この内部断熱構造では、i) ライナーの熱伸びの吸収、ii) ライナーにヘリウム圧力がかかることを防止、iii) 断熱材の断熱性能の低下の防止、を考慮する必要がある。

ライナーと内管はスタッドで接続されているが、ライナーの温度が内管よりも高いため、その熱伸び量も内管に比較して大きくなる。i)の対応として、図 A2-11 の A 部にすき間を設け、ライナーをスライ

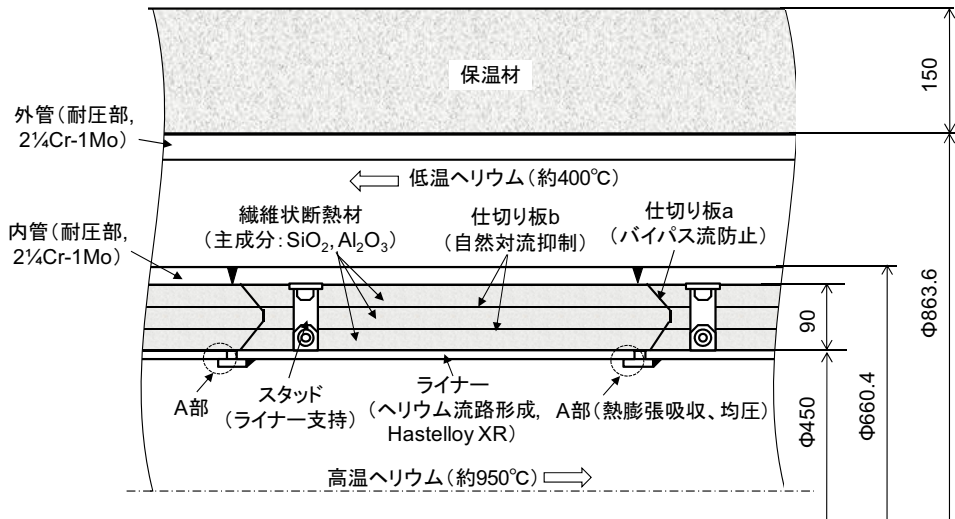


図 A2-11 高温二重配管の構造

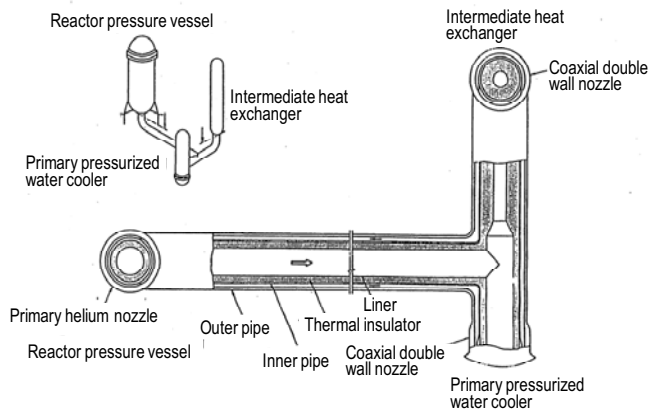


図 A-12 高温二重配管の分岐管構造 [A2-7]

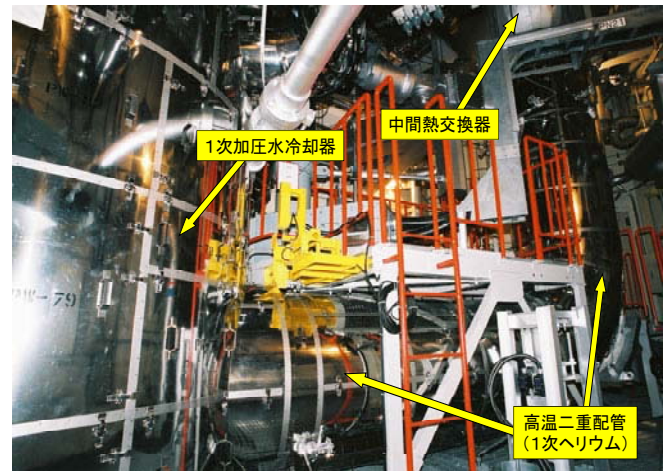


図 A2-13 1次加圧水冷却器と中間熱交換器下部における高温二重配管（1次ヘリウム）の配置状況

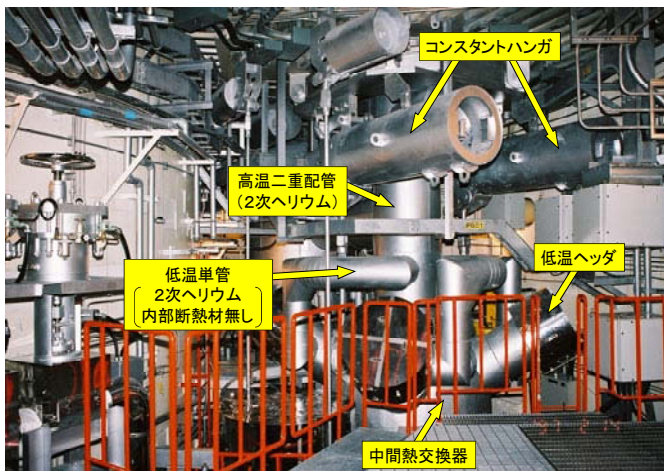


図 A2-14 中間熱交換器上部の高温二重配管（2次ヘリウム）の配置状況

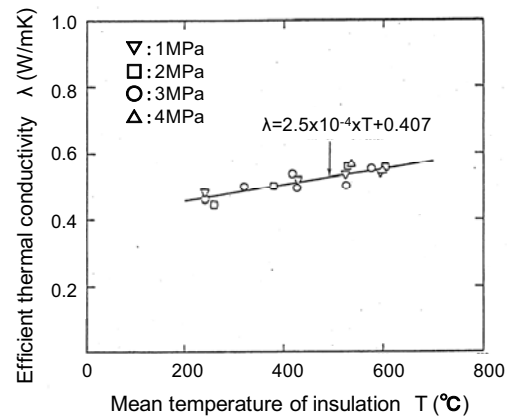


図 A2-15 断熱材の熱伝導率 [A2-7]

ドさせて熱伸びを吸収する構造としている。また、ii)に対しては、A部のすき間がライナー内外のヘリウムを均圧化させる機能を有しており、ライナーに圧力がかかるとのを防止している。

断熱材内はヘリウムで満たされているため、断熱材の理想的な熱伝導率はヘリウムの熱伝導率となるが、iii)の断熱性能の低下させる要因として、断熱材内におけるヘリウムのバイパス流及び自然対流の発生がある。ライナーにはi)及びii)のためにA部にはすき間を設ける必要があり、軸方向にこの隙間が2ヶ所以上あると、すき間からすき間へのバイパス流が発生する。このため、仕切り板aを設置することにより、仕切り板a間におけるすき間を1ヶ所としてバイパス流の発生を防止している。自然対流については、その発生を完全に防止することは困難であるが、仕切り板bを設けて自然対流が生じる空間を小さくすることにより、その影響を抑制している。

図 A2-15 は、断熱材の熱伝導率の測定値を示したものである [A2-7]。4MPa、500～650K におけるヘリウムの熱伝導率 0.22～0.27W/mK に対して、同じ温度域にある断熱材熱伝導率の測定値はその 2 倍程度であり、また、圧力の変化に対して熱伝導率の変化が見られないことから、iii) に対する対策が有効であったと考えられる。なお、ヘリウムの熱伝導率よりも上昇した要因としては、断熱材の繊維や構造材の熱伝導が考えられる。

(3) IHX

表 A-4 は IHX の主要仕様 [A2-7]，図 A2-16 は IHX の構造 [A2-8] を示したものである。伝熱管及び下部で伝熱管を結合するセンターパイプは上端から吊り下げ，下端は拘束しない構造とすること，並びにヘリカルコイルの曲げにより伝熱管の熱膨張を吸収する構造としている。

表 A2-4 中間熱交換器の主要仕様 [A2-7]

型式	ヘリカルコイル対向流型	
設計圧力		
外胴	4.8MPa	
伝熱管	0.3MPa(差圧)	
設計温度		
外胴	430℃	
伝熱管	955℃	
熱交換量	10MW	
主要寸法		
伝熱管本数	96	
伝熱管外径	31.8mm	
伝熱管肉厚	3.5mm	
外胴外径	2.0m	
高さ	11.0m	
主要材質		
伝熱管	HastelloyXR	
外胴	2¼Cr-1Mo	
	定格運転	高温運転
1次ヘリウム流量	15t/h	12t/h
1次ヘリウム入口温度	850℃	950℃
1次ヘリウム出口温度	390℃	390℃
2次ヘリウム流量	14t/h	12t/h
2次ヘリウム入口温度	300℃	300℃
2次ヘリウム出口温度	775℃	860℃

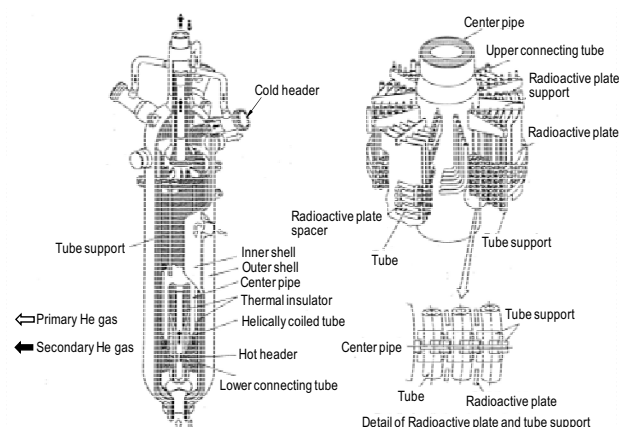


図 A2-16 中間熱交換器の構造 [A2-8]

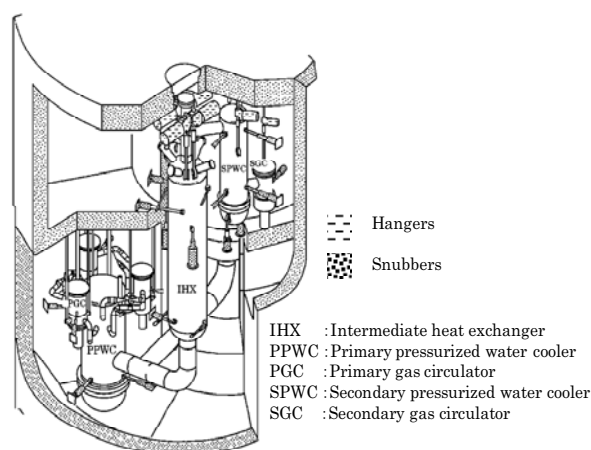


図 A2-17 HTTR 原子炉格納容器内の高温機器の支持 [A2-11]

伝熱管は1次と2次のヘリウムの耐圧境界となるが、図 A2-9 に示すように設計温度における最大許容応力強さが非常に小さいため、1次及び2次のヘリウムの全圧(4.0~4.1MPa)に対応した設計が不

可能である。そこで、1次と2次のヘリウムの運転時の差圧(0.1MPa)を基に設計圧力(0.3MPa)を定めている。したがって、運転においては1次及び2次のヘリウムの圧力差を設計圧力範囲内に制御することが重要である。運転時に配管破断等により片側のヘリウムを喪失する事故(減圧事故)が生じた場合、伝熱管にはどちらか片方のヘリウムの全圧がかかることになる。この事象に対しては実験及び解析により、減圧事故時の温度、圧力条件では伝熱管に有意な変形が生じず、健全性を確保できることを確認している[A2-9]。

IHX の伝熱管は、その使用温度が常時約 930℃であることからクリープが顕著となる。運転時における 1 次と 2 次のヘリウム の差圧が約 0.1MPa であるために伝熱管の 1 次応力は小さく、1 次応力によ

るクリープひずみ及びクリープ損傷は、寿命期間中の全クリープひずみ及びクリープ損傷に対して支配的ではない。熱過渡におけるクリープひずみ及びクリープ損傷が支配的となることから、熱過渡時における評価を行い[A2-10]、650℃以上では昇温・降温速度を15℃/hに制限する等、運転方法に反映している。

IHXの压力容器については、a)~c)の方法を併用している。压力容器は二重胴構造であり、内胴の内面に断熱材を設置し、内胴と外胴の間の流路に熱交換後の低温の1次ヘリウムを流し、内胴の外表面を冷却している。

A2.2.2 高温機器の支持技術

通常、配管の熱伸びは、配管のエルボで吸収するが、HTTRでは高温となる原子炉格納容器内の主要機器の支持方式を浮動支持方式とし、配管等の熱伸びを機器が変位することで吸収し、配管の反力を低減させる方法を用いている。原子炉压力容器はスカートで床に固定されているが、それ以外の主要機器(IHX, PPWC, SPWC, ヘリウム循環機等)については、図 A2-17 に示すようにコンスタントハンガ、リジッドハンガ、スプリングハンガ等で支持している。HTTRの定格運転(熱出力:30MW, 原子炉出口温度:850℃)における機器の変位量は、IHx が約 50mm, PPWC が約 40mm であった[A2-11]。

HTTRでは、将来、IHxからの2次ヘリウム配管は原子炉格納容器を貫通させ、原子炉建家外に設置した水素製造設備へ接続することを計画している。この場合、配管の距離が長くなるため、配管の熱膨張を吸収する手段として、高温二重配管の外管及び内管にベローズの適用を検討している。ベローズに技術的課題はないと思われるが、適用に当たっては、内管用ベローズの収縮・伸びの繰り返しに対する断熱材の耐久性等を事前に確認する必要がある。

A2.2.3 高温機器の開発試験

HTTRで高温機器を用いるに当たっては、大型構造機器実証試験装置(HENDEL)[A2-12]等を用いて様々な開発試験を実施した。図 A2-8 の下線で示した機器が開発試験を行った主要な高温機器である。以下に開発試験の概要を述べる。

原子炉内の構造物については、HENDELの実寸大のモデルを用いて、炉心の燃料棒の伝熱流動特性、隣接した燃料ブロック間の隙間を流れるクロス流れ等の評価、炉心を支持する炉床部構造物におけるヘリウムガス漏えい量及び冷却材混合の評価、主冷却配管の構造健全性等について開発試験が行われ[A2-13]、HTTRの炉心設計に反映された。

内部に断熱材を設置した高温配管については、高温ヘリウム流路を対象とした単管の開発試験が、「高温還元ガス利用による直接製鉄技術」プロジェクトにおいて実施された[A2-14]。また、HENDELにおいても単管の開発試験を行い、断熱材の有効熱伝導率の評価、構造健全性の実証が行われた[A2-15]。

IHXについては、「高温還元ガス利用による直接製鉄技術」プロジェクトにおいて、ヘリカルコイル型高温熱交換器(交換熱量:1.5MW, 伝熱管本数:30)が製作され、約 2000 時間にわたって開

発試験が行われた[A2-16]。この成果を受けて、交換熱量9MWのIHxの開発試験がHENDELで計画されたが中止となり、IHxの健全性を実証する上で重要と思われる①高温外圧下における伝熱管のクリープ挙動試験、②高温ヘッダ部の構造健全性試験、③地震時における伝熱管群の振動挙動試験、④伝熱管群の流体励起振動挙動・伝熱特性試験、⑤伝熱管 ISI 機器開発試験、が部分モデルを用いて実施された[A2-8]。

このほか、ヘリウムガス循環機、加圧水冷却器が HENDEL に設置され、運転・保守技術の蓄積が行われた。

A2.3 高温発電技術

現在、原子力で行われている発電は、原子炉出口の冷却材温度が約 300℃の軽水炉による蒸気タービン発電であり、原子炉出口の冷却材温度を 700℃程度に上昇させるとUSC発電を利用できる。これらの蒸気タービン発電の場合、原子炉の1次冷却系に蒸気発生器を設置すればよく、発電設備は産業界の既存の技術をそのまま利用することができる。ただし、高温ガス炉では、蒸気発生器伝熱管の破損に起因する水進入が炉心等の黒鉛構造物に腐食を生じさせるため、その安全対策が必要になる。USC発電では、さらに、超高压の水/蒸気の1次系への進入による圧力上昇に対する安全対策も必要である。ちなみにHTTRのPPWCの加圧水の運転圧力は 3.5MPa で、1次ヘリウムの圧力よりも低く設定しており、伝熱管が破損しても水進入が発生しにくい構造としている。

さらに高温の熱を用いた高効率発電システムとして、ヘリウムガスタービン発電の研究開発が行われている。ヘリウムガスタービン発電の利点は、水進入がないこと、蒸気タービン発電に比べて機器数が少ないため発電システムを簡素化できることである。以下にヘリウムガスタービン発電について概説する。

図A2-18は、閉サイクル型のヘリウムガスタービン発電の系統図を示したもので、原理は図A2-5の開サイクル型と同じである。タービンの駆動力は、圧縮機及び発電機へ伝達され、このサイクルにおけるヘリウムガスタービン駆動力 W_t 、圧縮機動力 W_c 、発電量 W_g 、加熱器での入熱量 Q 、発電効率 E は次式で示される[A2-17]。

i) タービン駆動力

$$W_t = Cp \cdot T_C \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{P_D}{P_C} \right)^{(\kappa-1)/\kappa} \right\} \cdot \eta_t \quad (A2.3.1)$$

ii) 圧縮機動力

$$W_c = Cp \cdot T_A \cdot \left\{ \left(\frac{P_B}{P_A} \right)^{(\kappa-1)/\kappa} - 1 \right\} \cdot \frac{1}{\eta_c} \quad (A2.3.2)$$

iii) 発電量

$$W_g = (W_t - W_c) \cdot \eta_g \quad (A2.3.3)$$

iv) 入熱量

$$Q = Cp \cdot (T_C - T_B) \quad (A2.3.4)$$

v) 発電熱効率

$$E = W_g / Q \quad (A2.3.5)$$

ここで、 T :温度(K), P :圧力(Pa), C_p :定圧比熱(kJ/kg), κ :断熱係数である。また、ヘリウムガスタービンや圧縮機ではヘリウムの膨張及び圧縮が各機器でのエネルギー損失により理想状態(断熱)とはならず、発電機においてもエネルギー損失があるため、効率 η を考慮している。添字は、t:タービン, c:圧縮機, g:発電機を示す。上式に示すように、高い熱効率を得るためには、ヘリウムガスタービン駆動力を向上させる、すなわち、ヘリウムガスタービン入口のガス温度 T_C を高くすること、また、圧縮機動力を低減させる、すなわち、圧縮機入口のガス温度 T_A を低くすることが必要である。

図 A2-19 は、原子炉出口のヘリウム温度、圧縮機の圧力比と発電効率の関係を示したものである。サイクル内での配管等における圧力損失は無いものとし、圧力比は $P_B/P_A=P_C/P_D$ である。また、

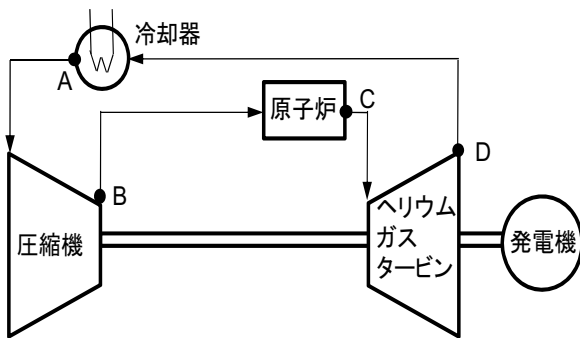


図 A2-18 ヘリウムガスタービン発電の系統図

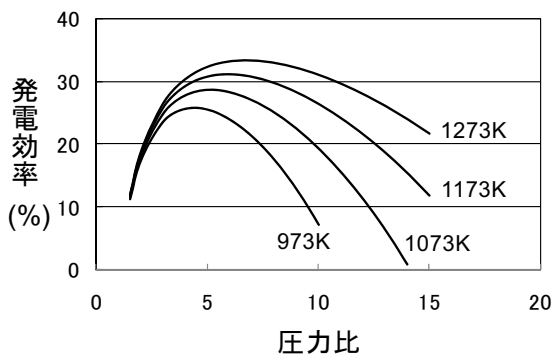


図 A2-19 原子炉出口のヘリウム温度、圧力比と発電効率の関係

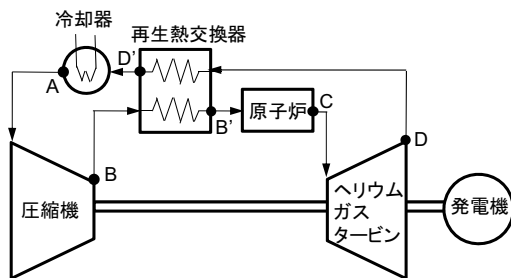


図 A2-20 ヘリウムガスタービン発電の系統図(再生熱交換器を設置)

サイクルから外部への熱損失は無いものとしている。圧縮機入口のヘリウム温度は、冷却器により $T_A=30^\circ\text{C}$ で保持するものとし、 $\eta_t=\eta_c=0.90$ [A2-3], $\eta_g=0.987$ [A2-18]とした。原子炉出口のヘリウム温度 T_C を高くするほど、発電効率は向上している。一方、圧力比については、発電効率が最大となる圧力比(最適圧力比)が存在し、その圧力比を超えると発電効率は減少する。ヘリウムガスタービン出口のヘリウム温度(=冷却器入口温度) T_D については、 $T_C=1000^\circ\text{C}$ (1273K) のときに $T_D=368^\circ\text{C}$ (圧力比:6.8, 発電効率:33.3%), $T_C=800^\circ\text{C}$ (1073K) のときに $T_D=266^\circ\text{C}$ (圧力比:5.2, 発電効率:28.6%)であり、冷却器によって $T_A=30^\circ\text{C}$ まで冷却する際の熱損失により、発電効率は 30% 台となっている。この冷却器による熱損失を低減し、発電効率を向上させる方法として、ヘリウムガスタービンの出口に再生熱交換器を設置する方法がある。

図 A2-20 は、再生熱交換器を設置した場合の系統図である。ヘリウムガスタービン出口と圧縮機出口のヘリウム間で熱交換を行うことにより、原子炉入口のヘリウム温度 T_B を上昇させて、原子炉からの入熱量を低減させる方法である。再生熱交換器で熱交換を行う際の温度効率 η_r は次式で示される[A2-19]。

$$\eta_r = \frac{T_D - T_{D'}}{T_D - T_B} = \frac{T_{B'} - T_B}{T_D - T_B} \quad (\text{A2.3.6})$$

また、このときの原子炉からの入熱量 Q' は次式となる。

$$Q' = C_p \cdot (T_C - T_{B'}) \quad (\text{A2.3.7})$$

図 A2-21 は、再生熱交換器を設置した場合の原子炉出口のヘリウム温度、圧縮機の圧力比と発電効率の関係を示したもので、 $\eta_t=0.95$ [A2-18]とした。 $T_C=900^\circ\text{C}$ (1173K) で発電効率は 50% 以上であり、図 A2-19 に比較して大幅な発電効率の向上となっている。また、最適圧力比は 2 以下へ減少しており、ヘリウムガスタービンによる減圧や圧縮機による昇圧を低減できるため、これらの機器の小型化が可能となる利点を有している反面、大型の再生熱交換器が必要となる。例えば、 $T_C=1000^\circ\text{C}$ (1273K, 圧力比:1.8) における再生熱交換器の熱交換量は、原子炉からの入熱量の約 2.3 倍である。再生熱交換器のコンパクト化技術として、原子力機構と三菱重工業(株)は共同で超細密オフセットフィンを用いたプレートフィン型熱交換器の要素技術を開発しており[A2-20]、実用化の目処を得ている。

これまでに述べた評価では、サイクル内の圧力損失、サイクルから外部への熱損失を考慮していないため、これらを考慮した詳細設計に比べ、発電効率が高めになっている。図 A2-22 に示す商用ヘリウムガスタービン発電炉 GTHTR300 の設計では、原子炉出口のヘリウム温度が 850°C で発電効率は 45.6% である[A2-18]。GTHTR300 では、圧縮機出口の低温ヘリウム(140°C)の一部を利用して原子炉圧力容器を冷却する等の工夫により、原子炉圧力容器の材料に $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼よりも安価な Mn-Mo 鋼(軽水炉と同じ材料)を採用する等、経済性に配慮した設計を行っている。

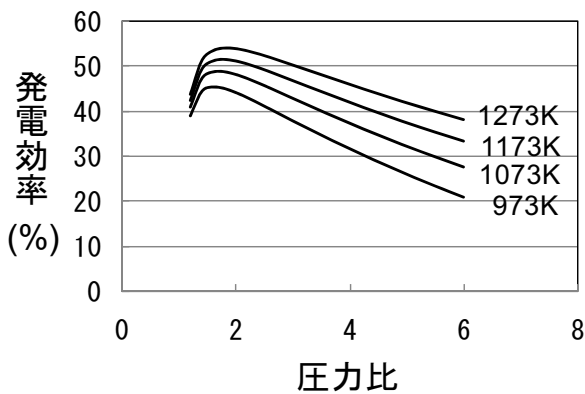


図 A2-21 原子炉出口のヘリウム温度、圧力比と発電効率の関係
(再生熱交換器を設置)

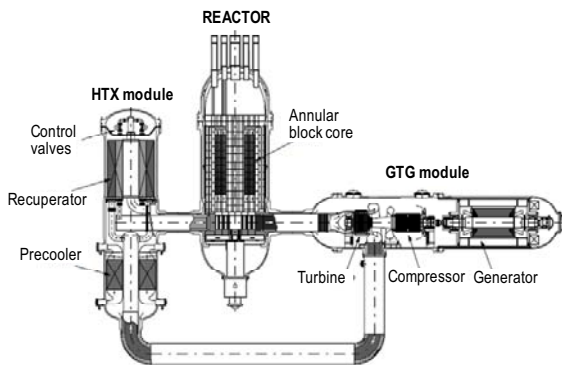


図 A2-22 ガスタービン発電高温ガス炉 GTHT300 の系統構成 [A2-18]

A2.4 核融合炉への適用性

本稿で述べたように熱源の温度が高いほど熱効率は上昇し、エネルギーを有効に利用することができる。また、原子炉から約 900℃の高温が得られれば水の熱分解による高効率水素製造が可能となり、これまで発電に限られていた原子力の利用を非発電分野にまで拡大することができる。このように原子炉出口温度の高温化は、原子力エネルギーの有効利用、並びに利用の多様化の観点から、原子力の開発において、今後、目指すべき一つの方向と考えられる。

このためには、高温・高圧の過酷な環境下で放射性物質を如何に安全に閉じ込めるかが、機器設計の重要な鍵となる。当然のことながら高温ガス炉と核融合炉では炉心構造が異なるため、HTTR の技術をそのまま核融合炉心へ適用できる訳ではない。しかしながら、本稿で紹介した耐圧技術等の考え方は汎用性を有するものであり、核融合炉心の構造に活用できるものである。

また、高温二重配管、IHX、発電等の熱利用技術は、核融合炉にそのまま適用可能であり、HTTR で培った高温技術を核融合炉へ引き継がれることを期待するものである。

参考文献

- [A2-1] 日本機械学会編, “機械工学便覧 基礎編応用編”, A6, pp.55-62 (1987).
- [A2-2] 須賀威夫, 高橋武雄, 今井潔, “700℃級先進超々臨界圧蒸気タービンシステム”, 東芝レビュー, 63, No.9, pp.8-11 (2008).
- [A2-3] (社)火力原子力発電技術協会, “火原協講座 31 タービン・発電機および熱交換器”, (2005).
- [A2-4] 川上潔, 河合潤, 永井雅明, “1500℃級ガスタービンコンバインドプラントの設計と試運転実績—東京電力(株)川崎火力発電所第1号系列の建設—”, 三菱重工技報, 46, No.2, pp.30-33 (2009).
- [A2-5] 塚越敬三 ほか, “大型発電用ガスタービンの最新技術の動向”, 三菱重工技報, 42, No.3, pp.98-103 (2005).
- [A2-6] 羽田一彦, 元木保男, 馬場治, “高温工学試験研究炉高温構造設計方針材料強度基準等の作成方法の検討”, JAERI-M 90-148 (1990).
- [A2-7] S. Saito, et al., “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)”, JAERI 1332 (1994).
- [A2-8] Y. Inagaki, K. Kunitomi, M. Futakawa, I. Ioka, Y. Kaji, “R&D on High Temperature Components”, Nucl. Eng. Des., 233, pp.211-223 (2004).
- [A2-9] Y. Kaji, I. Ioka, K. Fukaya, “Structural Integrity Test for Heat Transfer Tube of Intermediate Heat Exchanger”, Trans. ASME, 118, (1996).
- [A2-10] 国富一彦, 竹田武司, 篠崎正幸, 大久保実, 丸山茂樹, 小池上一, “高温工学試験研究炉の中間熱交換器の構造設計”, 原子力誌, 37, No.4, pp.316-326 (1995).
- [A2-11] 篠原正憲, 濱本真平, 藤本望, “高温工学試験研究炉 (HTTR) の高温機器・配管における熱変位挙動の評価”, JAEA-Tech 2009-057 (2009).
- [A2-12] 下村寛昭 ほか, “大型構造機器実証試験装置 (HENDEL) の概要と建設”, 原子力誌, 26, pp.239-248 (1984).
- [A2-13] Y. Inagaki, R. Hino, K. Kunitomi, K. Takase, I. Ioka, S. Maruyama, “R&D on Thermal Hydraulics of Core and Core-Bottom Structure”, Nucl. Eng. Des., 233, pp.173-183 (2004).
- [A2-14] 梅田, 西原, “1.5MWt 高温ヘリウムテストループにおける高温断熱配管の設計, 製作および運転結果”, 石播技報, 20, pp.416-421 (1980).
- [A2-15] 菱田誠 ほか, “大型構造機器実証試験装置 (HENDEL) による高温配管の断熱性能試験”, 原子力誌, 26, pp.506-518 (1984).

- [A2-16] 渡辺 ほか, “1.5MWt He-He 高温熱交換器の伝熱特性”, 第 17 回日本伝熱シンポジウム講演論文集, pp.460-462 (1980).
- [A2-17] 日本機械学会編, “機械工学便覧 基礎編応用編”, B5, pp.5-6 (1987).
- [A2-18] X. Yan, T. Takizuka, S. Takada, K. Kunitomi, I. Minatsuki, Y. Mizokami, “Cost and Performance Design Approach for GTHTR300 Power Conversion System”, Nucl. Eng. Des., 226, pp.351-373 (2003).
- [A2-19] 日本機械学会, “伝熱工学資料 改訂第4版”, pp.246 (1986).
- [A2-20] 石山新太郎, 武藤康, 緒方寛, 上戸好美, “高温ガス炉ガスタービンシステム用コンパクト再生熱交換器の開発 (Ⅱ) 超細密オフセットフィンの伝熱流動特性試験”, 原子力誌, 43 pp.708-717 (2001).

編集後記

巻頭の「はじめに」に書いた動機によって本テキストの作成が企画された。テキストの性格上、執筆者の原稿の単なる寄せ集めでは目的を達しないことが予想され、核融合炉という統合装置を構想する視点から設計を中心軸として各研究課題との関係を議論し、認識を深める必要があった。このため、学会の平成22年度専門委員会「若手研究者育成のための教材作成、核融合炉（設計とプラズマ物理・炉工学）企画」を提案してテキストの内容に関する科学技術的議論の場とし、委員の他に協力執筆者を募って主要な課題は網羅することに努めた。専門委員会の組織構成は以下のとおりで計5回開催した。

委員長： 松田慎三郎

幹事： 小川雄一、飛田健次、関昌弘

委員： 岡野邦彦、西村 新、田中照也、坂本宜照、
日渡良爾、新谷吉郎、谷川 尚、西谷健夫

執筆者： 上記委員の他、坂本慶司、井上多加志、角館 聡、
林 巧、朝倉伸幸、荒木政則、鈴木 哲、松川 誠、
上田良夫、福山 淳、矢木雅敏、小関隆久、岡本 敦、
小西哲之、稲垣嘉之、小川益郎

なお、執筆は表紙裏の執筆者一覧に沿って分担したが、内容については上記5回の委員会とメールにより活発な議論を通して全員で纏めたものである。

言うまでもなく本テキスト作成の主目的は若手研究者・技術者や中堅研究者を対象としているが、執筆者自身も議論と執筆を通して核融合炉に係わる課題を再構築し、また、これまで認

識が低かった領域に光を当てる役割を担うことが期待された。とくに、ITER段階の研究開発の目的と意義を明確にするためには必然的に次の発電原型炉がどんな装置で、どのように進めるかが問われることになる。今後広範に展開される個々の研究開発は、原型炉との関わりにおいてどのような役割を担うか、明確な研究開発計画を世に示す必要がある。本テキスト作成を通して行われた議論は、かかる計画の科学技術的基盤を形成するために役立つものとなろう。

テキスト編集を終えるにあたり、議論を通して浮かび上がってきた、今後精力的に取り組まなければならない課題として以下の4点に光を当てて締めくくりたい。

- 1) ダイバータ概念の科学的・技術的成立性（周辺プラズマ、除熱、材料、粒子制御など全ての課題を統合した研究開発シナリオ）
- 2) 増殖ブランケットの技術的成立性と将来発展（炉設計の技術的成立性、運転温度と効率、廃棄物リサイクル・処理処分などを含む長期的開発シナリオ）
- 3) 核融合炉出力制御システムの開発計画（プラズマ物理、計測、アクチュエーター、シミュレーションコード、制御を統合した研究開発シナリオ）
- 4) 中性子利用と遮蔽、トリチウム燃料プラント、放射化機器取扱など核融合炉の特徴を踏まえた、概念、安全性、運転保守保全を含む炉工学技術と規制、規格・基準の総合の開発シナリオ。

プラズマ・核融合学会役員

会 長	本島 修	副 会 長	小川 雄一	藤山 寛	常務理事	中村 幸男（総務委員長）
理 事	疇地 宏（企画委員長）		板垣 正文（広告委員長）	伊藤 早苗		
	上杉 喜彦		斧 高一	加藤 敬		
	近藤 光昇（財務委員長）		坂本 慶司（広報委員長）	笹尾眞實子（プログラム委員長）		
	寺井 隆幸		永津 雅章	林 康明（出版委員長）		
	堀池 寛		山崎 耕造（編集委員長）			
監 事	飯尾 俊二		松尾 慶一			

プラズマ・核融合学会誌編集委員会

編集委員長・チーフエディター 山崎耕造（名大）

エディター 関子秀樹（九大）、田中雅慶（九大）、福山 淳（京大）、村上匡且（阪大）、室賀健夫（核融合研）

編集委員 秋山毅志（核融合研）、市来龍大（大分大）、出射 浩（九大）、大原 渡（山口大）、神谷健作（原子力機構）、片山一成（九大）、假家 強（筑波大）、菊池崇志（長岡技科大）、熊谷 晃（㈱ジェイ・イー・ティー）、後藤拓也（核融合研）、小林進二（京大エネ理研）、近藤正聡（核融合研）、三瓶明希夫（京都工繊大）、四竈泰一（京大）、柴垣寛治（鈴鹿高専）、曾我之泰（金沢大）、高橋幸司（原子力機構）、田代真一（阪大接合研）、中村龍史（原子力機構）、原 正憲（富山大）、東口武史（宇都宮大）、藤岡慎介（阪大レーザー研）、前原常弘（愛媛大）、三浦英昭（核融合研）、三宅弘晃（東京都市大）、宮本光貴（島根大）、吉沼幹朗（核融合研）

乱丁・落丁本は、ご面倒ですが学会編集委員会宛ご送付ください。送料当方負担にてお取り替えいたします。

プラズマ・核融合学会誌 第87巻増刊

編集・発行

〒464-0075 名古屋市中種区内山3丁目1-1 4階

社団法人 プラズマ・核融合学会 編集委員会

Tel. 052-735-3185 Fax. 052-735-3485

E-mail: plasma@jpsf.or.jp URL: http://www.jpsf.or.jp/ 定価4,200円（本体4,000円）

印刷 株式会社 太洋社

2011年（平成23年）2月25日

本誌に掲載された寄稿等の著作権は（社）プラズマ・核融合学会が所有しています。