JAEA-Research 2010-012

鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた 核変換技術の成立性検討

Feasibility Study for Transmutation System Using Lead-Bismuth Cooled Accelerator-Driven System

辻本 和文	西原 健司	武井 早憲	🗧 菅原 隆徳
倉田 有司	齊藤 滋 ナ	、林 寛生	佐々 敏信
菊地 賢司	手塚 正雄	大井川 宏	. 之

Kazufumi TSUJIMOTO, Kenji NISHIHARA, Hayanori TAKEI, Takanori SUGAWARA Yuji KURATA, Shigeru SAITO, Hironari OBAYASHI, Toshinobu SASA Kenji KIKUCHI, Masao TEZUKA and Hiroyuki OIGAWA

> 原子力基礎工学研究部門 核工学・炉工学ユニット

Division of Nuclear Data and Reactor Engineering Nuclear Science and Engineering Directorate July 2010

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。 本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。 なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ(<u>http://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2番地4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department, Japan Atomic Energy Agency 2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2010

鉛ビスマス冷却加速器駆動システムを用いた核変換技術の成立性検討

日本原子力研究開発機構

原子力基礎工学研究部門 核工学・炉工学ユニット 辻本 和文⁺、西原 健司、武井 早憲⁺、菅原 隆徳、倉田 有司、齊藤 滋⁺、大林 寛生⁺、 佐々 敏信⁺、菊地 賢司^{*}、手塚 正雄⁺、大井川 宏之

(2010年3月31日 受理)

加速器駆動システム (ADS) において核破砕ターゲット及び冷却材として用いられる鉛ビス マス共晶合金 (LBE) に関する研究やビーム窓候補材料に対する照射試験等により新たに得ら れたデータや知見に基づき、ADS 概念の再構築を行い、その成立性を検討した。炉心の核・熱 設計では、燃料被覆管候補材である改良 9Cr-1Mo 鋼の LBE 中での最高使用温度の目安値を 550℃ と設定し、熱出力 800MW を維持するのに必要なビーム電流を可能な限り低減する概念 を構築した。この炉心概念について、1 サイクル 600 日の運転期間中の燃料被覆管及びビーム 窓の健全性評価を行った。その結果、温度及び腐食並びに未照射条件での構造強度について、 高い成立性を有することを確認した。材料特性に対する照射影響に関しては、既存データから の類推等により実機 ADS の使用条件下においては影響がそれほど大きくはないことを示した が、今後の実験データの更なる拡充が必要であり、その結果によっては運転サイクルの短縮等 の対処が必要となる。ADS の安全性に関する検討では、レベル 1PSA (確率論的安全評価)及 び基準外事象の過渡解析を行い、炉心損傷及び損傷に伴う再臨界の可能性が非常に低いことを 明らかにした。

原子力科学研究所(駐在):〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

⁺J-PARC センター

*茨城大学

Feasibility Study for Transmutation System Using Lead-Bismuth Cooled Accelerator-Driven System

Kazufumi TSUJIMOTO⁺, Kenji NISHIHARA, Hayanori TAKEI⁺, Takanori SUGAWARA, Yuji KURATA, Shigeru SAITO⁺, Hironari OBAYASHI⁺, Toshinobu SASA⁺, Kenji KIKUCHI^{*}, Masao TEZUKA⁺ and Hiroyuki OIGAWA

Division of Nuclear Data and Reactor Engineering, Nuclear Science and Engineering Directorate Japan Atomic Energy Agency Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received March 31, 2010)

The design of an Accelerator-Driven System (ADS) was modified and its feasibility was investigated on the basis of new data and knowledge obtained from recent experimental studies on lead-bismuth eutectic (LBE) used as a coolant and a spallation target of the ADS, and on irradiation behavior of candidate materials for a beam window. The neutronics and thermal design was carried out by setting the maximum surface temperature of the fuel claddings at 550 °C for the candidate material Mod.9Cr-1Mo steel, and a modified core concept was established so as to reduce the proton beam current as low as possible with keeping thermal output of ADS at 800MWt. The integrity of fuel cladding tubes and a beam window during 600 operational days per cycle was evaluated for this modified core design. As a result, it was confirmed that their structural strength was sufficient under the conditions of design temperature and corrosion environment without irradiation. Though irradiation effects on material properties were considered not to be so serious under the practical conditions of the ADS according to judgment from existing irradiation data, it was needed to accumulate further experimental data for more detailed evaluation. Depending on the future experimental data, it might be necessary to take measures such as reduction of the period of operation cycles. According to level-1 PSA (Probabilistic Safety Assessment) and dynamic analysis of beyond-design-basis accidents, it was shown that there was little possibility of core disruption and re-criticality accidents for ADS.

Keywords: Feasibility Study, Transmutation, Lead-Bismuth, Accelerator-Driven System, ADS, Beam Window, Modified 9Cr-1Mo, Fuel Cladding, Irradiation, Safety Analysis

⁺J-PARC Center

^{*} Ibaraki University

目 次

1. 序論
2. 従来設計
2.1 加速器駆動核変換システム概念
2.2 本研究における検討項目
3. 成立性検討
3.1 鉛ビスマス中における腐食
3.2 ADS 炉心核設計
3.3 燃料被覆管健全性評価24
3.4 ビーム窓健全性評価
3.5 安全性検討
4. まとめ
付録1 オーステナイト鋼の照射後試験データ45
付録2 フェライト/マルテンサイト (FM) 鋼の照射後試験データ

Contents

1. 1	Introduction 1
2.	Previous design
2.	1 Concept of accelerator-driven transmutation system
2.2	2 Investigated items in the present study
3.	Feasibility analysis
3.	1 Corrosion effect in lead-bismuth eutectic
3.2	2 Neutronics design for ADS
3.	3 Feasibility analysis for fuel clad
3.4	4 Feasibility analysis for beam window
3.:	5 Safety analysis
4.	Conclusion
Appe	endix 1 Irradiation test data for austenitic steel
Appo	endix 2 Irradiation test data for ferritic/martensitic (FM) steel

表リスト

表 2-1	参照とした ADS の基本仕様4
表 2-2	参照とした ADS の燃料仕様4
表 3.2-1	出力を平坦化した ADS の燃料仕様
表 3.2-2	・ サイクル毎、領域毎の希釈材割合16
表 3.2-3	鉛ビスマス中型炉に対する工学的安全係数
表 3.2-4	- 内圧評価の前提
表 3.2-5	気体発生量
表 3.2-6	600日後の内圧
表 3.2-7	/ 被覆管組成
表 3.2-8	第2サイクル末期(600日運転後)における被覆管の放射線損傷(最大値)18
表 3.2-9	9 第 10 サイクルのビーム電流
表 3.2-1	0 第 10 サイクル末期(600 日運転後)におけるビーム窓頂部の放射線損傷18
表 3.3-1	ABAQUS コードによる解析結果
表 3.3-2	燃料被覆管の板殻部における応力強さ
表 3.3-3	燃料被覆管の板殻部における健全性評価
表 3.4-1	陽子ビーム条件
表 3.5-1	事故シーケンスの発生頻度42

図リスト

図 2-1 加速器駆動システム炉心概念図	5
図 3.1-1 放物線則の速度式による腐食深さ(JNC/FZK)	9
図 3.1-2 JNC/FZK の式と Martinneli らの式の比較	9
図 3.1-3 Schroer らによる 550℃ でのループ腐食試験結果と解析	0
図 3.1-4 JNC/FZK の速度式と FZK の放物線則の速度式との比較	0
図 3.1-5 JNC/FZK の速度式と FZK の累乗則及び対数則の速度式との比較	1
図 3.1-6 JNC/FZK の速度式による 3000h 腐食深さと他の結果との比較	1
図 3.2-1 ADS 解析モデル	9
図 3.2-2 基準となった 1 領域炉心の keff とビーム電流の推移	9
図 3.2-3 ビーム電流と出力ピークが低減された炉心の keff とビーム電流の推移	0
図 3.2-4 最も内側のピンの評価方法	0
図 3.2-5 第 2 サイクル末期の被覆管表面温度の径方向分布	.1
図 3.2-6 第2 サイクル末期の最も内側のピン周辺温度の軸方向分布(安全係数=1.2)2	1
図 3.2-7 燃焼末期のペレット内部におけるヘリウム生成量(初期封入分を除く)2	2
図 3.2-8 第2 サイクル末期における最も内側の燃料ピンの中性子フルエンス	2
図 3.2-9 第2 サイクル末期における最も内側の燃料ピンの放射線損傷(JPCA,F82H)2	2

図 3.2-10 第 2 サイクル末期における最も内側の被覆管で発生する軽核(JPCA 鋼)	··23
図 3.2-11 第 2 サイクル末期における最も内側の被覆管で発生する軽核(F82H)	··23
図 3.3-1 燃料被覆管における応力強さ(安全係数=1.2、FP ガス放出率 50%、改良 9Cr-1Mc	,鋼、
外面腐食量 150 μm)	··29
図 3.3-2 燃料被覆管の外面における応力強さ(安全係数=1.2、FP ガス放出率 50%、改良 9Cr-	·1Mo
鋼、外面腐食量 150 μm) ·······	··29
図 3.3-3 F82H 鋼における引張特性の照射量依存性	··30
図 3.3-4 F82H 鋼におけるイオン照射後硬さ試験結果	··30
図 3.3-5 フェライト/マルテンサイト鋼における中性子照射による DBTT シフトの照射温度	依存
性	31
図 3.4-1 ADS とビーム窓の概念図	36
図 3.4-2 一般化長円型モデル	··37
図 3.4-3 板厚 t1 及び t2 をパラメータとした時の座屈圧力	··37
図 3.4-4 STIP-III の T91 鋼試料に対するはじき出し損傷と降伏応力の関係	38
図 3.4-5 非照射時の座屈モード	38
図 3.4-6 照射時 (20dpa) の座屈モード ····································	39
図 3.4-7 シャルピー衝撃試験及びスモールパンチ試験で得たはじき出し損傷(左図)及び	ヘリ
ウム生成量(右図)依存の ΔDBTT	39
図 3.5-1 BOP 時の燃料温度及び被覆管温度の経時変化	··43
図 3.5-2 ULOF 時の燃料温度及び被覆管温度の経時変化	··43
図 A.1-1 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 200°C 以下)・	46
図 A.1-2 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 200°C 以下)	46
図 A.1-3 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 250-300℃)	·47
図 A.1-4 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 250-300℃)	··47
図 A.1-5 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 350-400℃)	·48
図 A.1-6 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 350-400℃)	··48
図 A.1-7 JPCA (STIP-I) の全歪み量と破断サイクル数の関係 (試験温度室温)	··50
図 A.1-8 316F (STIP-I) の全歪み量と破断サイクル数の関係 (試験温度室温)	50
図 A.1-9 JPCA (STIP-II) の全歪み量と破断サイクル数の関係 (試験温度室温)	51
図 A.2-1 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度室温)	53
図 A.2-2 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度室温)	53
図 A.2-3 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 250°C)	54
図 A.2-4 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 250℃) ····································	54
図 A.2-5 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 350℃)	55
図 A.2-6 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 350℃)	
図 A.2-7 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度試験温度 400-600℃) ···································	
図 A.2-8 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 400-600°C)	•56
図 A.2-9 F82H-母材の全金み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)	58

図 A.2-10 F82H-TIG 溶接材の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温) ……58
 図 A.2-11 F82H-EB 溶接材(15 mm)の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)
 9
 図 A.2-12 F82H-EB 溶接材(3.3 mm)の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)

1. 序論

原子力発電で生じる使用済燃料は、再処理によってウラン及びプルトニウムが回収され、残 りの核分裂生成物(FP)やマイナーアクチノイド(MA)は高レベル放射性廃棄物(HLW)と して地層処分される。MAには半減期が数千年を超える核種や長寿命核種の親核種が含まれて おり、長寿命核分裂生成物(LLFP)とともに、処分後は長期間にわたって確実に地層処分場に 閉じ込める必要がある。地層処分の負担を軽減することを目的に、MA及びLLFPをHLWから 分離し、核分裂反応や中性子捕獲反応等によって短半減期あるいは安定な核種に核変換する「分 離変換技術」の研究開発が各国で実施されている。

我が国における分離変換技術の研究開発については、昭和 63 年に原子力委員会放射性廃棄物 対策専門部会において策定された「群分離・消滅処理技術研究開発長期計画」(通称、「オメガ 計画」)に基づいて進められてきた。平成 12 年には原子力委員会原子力バックエンド対策専門 部会においてチェック・アンド・レビューが行われ、その結果に従い、これまで発電用高速炉 利用型と階層型の 2 つの概念に対する研究開発が並行して進められてきた。

階層型概念は、商業炉サイクルとは別に小規模の核変換専用のサイクルを設ける概念であり、 その中心となる核変換システムとして、加速器駆動システム(Accelerator Driven System: ADS) が位置付けられている。ADSは、炉心体系を未臨界に保ったまま、大出力の加速器中性子源で 核分裂反応を起こし、MAを主成分とした燃料で核変換とエネルギー生産を同時に行うシステ ムで、効率的に核変換を行うことができる。

平成14年度には、文部科学省の行う公募型事業「革新的原子力システム技術開発」の一つの テーマとして、旧日本原子力研究所が総括し他の12機関が連携する「加速器駆動核変換システ ムの技術開発等」が採択された。本公募事業では、ADSの概念検討を進めるとともに、核破砕 ターゲット及び冷却材として有望な鉛ビスマス共晶合金(LBE)に関わる研究、ADS用加速器 の開発等を進めた。その結果、基本的成立性の見込める ADS 概念を構築することができたが、 より成立性の高い概念を構築するためには、実験データの蓄積や詳細な設計検討を進める必要 のあることが示された[1-1]。

本研究では、成立性の高い ADS 概念を構築、提示することを目標に、現在得られている知見 に基づいて ADS 概念の再構築を行う。そのため、ADS 炉心設計の改良を行い、燃料被覆管及 びビーム窓に対する寿命評価を実施するとともに、ADS で起こりうる異常な事象を系統的に整 理し、炉心損傷が考えられる事象について詳細な安全解析を実施する。

以下、第2章では、従来の概念設計を基に、より成立性の高い ADS 概念を構築するための検 討項目を示し、第3章では、各課題を検討して新たな概念の提示を行う。

参考文献

[1-1]大井川宏之,他: "原研における長寿命核種の分離変換技術に関する研究開発の現状と今後の進め方", JAERI-Review 2005-043 (2005).

2. 従来設計

2.1 加速器駆動核変換システム概念

文部科学省の行う公募型事業「加速器駆動核変換システムの技術開発等」において、基本的 成立性が見込める概念として構築した ADS の概要について示す。炉心システムは冷却材に LBE を使用し、図 2-1 に示すように炉心容器内に冷却材ポンプ及び蒸気発生器からなる一次冷却材 システムを内包したタンク型システムである。加速器には超伝導陽子加速器を使用し、1.5 GeV まで加速した陽子を炉心中央の核破砕ターゲット部にビーム窓を通して入射し、発生した核破 砕中性子でターゲットの周囲の未臨界体系中の核分裂反応を起こす。未臨界炉心は MA を主成 分する窒化物で構成し、炉心熱出力は 800 MW である。このシステムを年間 300 日運転するこ とで、約 250 kg の MA を核変換することができる。LBE の流速は最大 2 m/s まで許容できると して、炉心入口温度は蒸気発生器の性能を確保する観点から 300℃ とした。主な炉心仕様を表 2-1 に示す。

炉心領域は84体のダクトレス集合体で構成される。燃料集合体を構成する397本のピンのうち、6本は構造を保つためのタイロッドである。残りの391本の燃料ピンには、燃料を希釈するための窒化ジルコニウムが添加されたアクチノイド窒化物燃料を使用する。燃料は、それぞれ同数の集合体からなる内側及び外側炉心で構成され、それぞれ初装荷燃料中のプルトニウム割合が異なる。これは、燃焼に伴う反応度変化を最小にするとともに出力ピーキングを抑制するためである。燃料は、2年間(600 EFPD)の運転後に全て取り出し、内側と外側燃料を別々に乾式再処理し、核分裂生成物を除去した後、新たに燃焼した分のMAを追加し、燃料として再加工して炉心に再装荷する。主な燃料仕様を表2-2に示す。MA 炉心の外周には構造体とLBEからなる反射体領域及び反射体にホウ素を加えた遮蔽体領域が設けられている。

炉心熱出力 800 MW を維持するためには、約 30 MW の陽子ビーム出力(1.5 GeV、20 mA) が必要であり、ビーム窓は、核破砕ターゲットである LBE によって、最大流速 2 m/s の条件で 適切に冷却される必要がある。燃料集合体にはダクトレス集合体を採用しているために、炉心 領域からの横流れを防止するビーム導入管保護管を設けるとともに、ビーム窓冷却用ノズルを 炉心下部に設けることによりビーム窓温度を約 500℃ とできる設計となっている。

2.2 本研究における検討項目

前節で示したように、これまでの概念検討の結果から、基本的成立性を見込める ADS 概念を 構築することができたが、これをより成立性の高い概念とするために、以下に示すような課題 に対してこれまでに得られた実験データや知見を基に、概念設計の目安値についての検討・評 価を実施した。

(1) 鉛ビスマス中での腐食の影響

従来、燃料被覆管及びビーム窓の健全性検討に際しては、LBE 中の腐食データがわずかであったため、運転中の鋼材腐食を考慮していなかった。3.1 節では、近年の腐食に関する研究を 参考に、現在用いることのできる腐食速度評価式を検討する。この評価式に基づき、腐食後の 被覆管及びビーム窓の健全性評価を行う。

(2) 被覆管温度及びビーム電流低減のための核設計

ADS は従来の臨界炉心と異なり、炉心中心に強力な外部中性子源が存在するため、ターゲット近傍の燃料集合体で高い出力ピークが発生し、燃料被覆管最高温度が高くなるという炉心特性上の特徴がある。これまでの検討では、燃料被覆管材料としているフェライト/マルテンサイト鋼が鉛ビスマス中で著しい腐食を起こさない一般的な条件である、600°Cを上限温度としていた。しかし、(1)項の腐食に関する研究に基づき、本研究では、被覆管表面温度の上限値を550°Cと設定した。この温度制限を達成するために、3.2節では炉心出力分布を平坦化し、燃料被覆管最高温度を低減した炉心概念を構築する。また、同時に、ビーム窓に対する陽子照射などの条件緩和のためにビーム電流の低減も目指す。

(3) 被覆管及びビーム窓の健全性評価

3.3 節及び、3.4 節において、(2) 項で得られた炉心に対して、1 サイクル 600 日間の使用を 想定した被覆管及びビーム窓の健全性評価を行う。また、スイスのポールシェラー研究所 (PSI) の核破砕ターゲット材料照射プログラム (Spallation Target Irradiation Program: STIP) で照射し た試料の照射後試験等によって得られた陽子・中性子照射による鋼材の機械的特性への影響に 関する知見に基づき、燃料被覆管及びビーム窓の寿命に関わる照射の影響を評価する。

(4) 安全性検討

3.5 節において、レベル 1PSA (確率論的安全評価)手法に基づいて異常な事象を系統的に整理し、炉心損傷の可能性が考えられる事象を抽出する。抽出された事象に対して詳細な安全解析を実施する。

	項目	仕様
プラント仕様	熱出力	800 MW
	冷却材	Pb-Bi 溶融金属
	冷却材入口/出口温度	300/407 °C
	冷却材流速	2 m/s
炉心・燃料仕様	燃料	(Pu+MA) N+ZrN 混合窒化物
	集合体タイプ	ダクトレス
	最大実効増倍率	0.97
外部機器	主循環ポンプ	2 基
	蒸気発生器	4 基
	崩壞熱除去系	3 系統
加速器	陽子エネルギー	1.5GeV
	核破砕ターゲット	Pb-Bi 溶融金属
核変換量	核変換量	500 kgMA/Cycle
	運転期間	600 EFPD/Cycle

表 2-1 参照とした ADS の基本仕様

表 2-2 参照とした ADS の燃料仕様

燃料	MA+Pu 窒化物		
希釈材	ZrN (窒化ジルコニウム)		
初装荷 Pu 割合 (wt.%) ^{*1}	30.0 / 42.0		
希釈材割合 (wt.%)	44.1		
燃料ペレット理論密度(%)	90		
ペレットスミア密度(%)	85		
燃料被覆管外径 (mm)	7.65		
燃料被覆管肉厚 (mm)	0.5		
燃料被覆管ピッチ (mm)	1.148		
燃料ピン有効長 (mm)	1000		
ガスプレナム長 (mm)	1000		
燃料ピン本数/集合体	391		
タイロッド本数/集合体	6		
燃料集合体対面距離 (mm)	232.9		
燃料集合体ピッチ (mm)	233.9		
集合体全長 (mm)	3740		
燃料集合体数 (本)	84		

^{*1}重金属中に占める割合= Pu/ (Pu+MA)



図 2-1 加速器駆動システム炉心概念図

3. 成立性検討

3.1 鉛ビスマス中における腐食

ADS の設計においては、核破砕ターゲット及び炉心冷却材に LBE を用いる。LBE は高温で 鋼材に対する腐食性が強いことから、LBE 中の腐食特性に関する研究及び耐食材料の研究が世 界各国で実施されている。ADS の構成機器を設計する上で、LBE 中の腐食量を評価することが 必要になる。LBE 中腐食の研究は、現在活発に実施されている過程にあり、まだ推奨される速 度式を提示できる段階には至っていない。しかしながら、ADS の設計上、LBE 中における腐食 速度式を用いることが必要になるため、現在までに得られている知識と一定の条件下で提案さ れている速度式を当面使用することにする。本節では、腐食量の評価式について調査を行い、 以降の設計に用いる評価式を検討する。

3.1.1 腐食評価式

LBE を原子力システムに用いたロシアの経験から、LBE を用いたシステムを運転するために は、酸素濃度を制御し、比較的酸素濃度の高い条件で LBE を用いることが重要とされている。 こういった経験を基にして、LBE 中腐食の研究が各国で進められ、実験データに基づく LBE 中腐食の速度式がいくつか提案されている。その中に、温度の影響を取り入れた速度式があり、 設計にはこのような式を用いるのが便利である。この式は、旧核燃料サイクル開発機構 (JNC) がドイツ・カールスルーエ研究所 (FZK) に委託して実施した静的腐食試験の実験データに基 づいて得たものである[3.1-1]。

速度式の算出に用いられた実験には、試験片として 9%Cr の ODS 鋼を用いている。試験条件 は、500℃ 及び 550℃ で、試験時間は 800~10000h、LBE 中の酸素濃度は 10⁻⁶wt%を目標とした。 各温度での腐食量は、放物線速度則に従うとして次のような速度式が提案された。D を腐食深 さ(µm)、t を腐食時間(h)とすると、

 $D = At^{1/2}$

(式 3.1-1)

 $A = A_0 \exp(-Q/RT)$

(式 3.1-2)

ここで、 A_0 =8.906x10⁴, Q=1.8736x10⁴[cal]、R は気体定数、T は温度(K) である。この式の有効 温度範囲は 570°C 以下としている。この式を用いて算出した 450°C から 570°C までの各温度で の腐食深さを図 3.1-1 に示す。図 3.1-1 には、2 サイクル運転(600 日)と 3000h の腐食深さを 示した。この速度式は 9%Cr の ODS 鋼を用いた腐食試験から得られたものであるが、ADS の 候補材料である改良 9%C-1Mo 鋼、T91 も同様の腐食特性を示すものと考えられる。この式を ADS の設計に用いるに当たって、他の実験で得られた T91 の腐食試験結果と比較しておくこと も必要である。

最近発表された T91 の腐食試験結果に、Martinneli らによる 470℃ の静的腐食の結果[3.1-2] 及び Schroer らによる 550℃ のループ腐食の結果[3.1-3]がある。これらの文献では実験を行った 温度における腐食速度式が提案されている。最初に、Martinneli らによる結果との比較を示す。 Martinneli らは、飽和酸素濃度の LBE 中で、470℃ で時間を変えて約 8000h までの腐食試験を 行い、腐食深さを放物線則で評価して速度式を得た。図 3.1-2 に Martinneli らによる速度式を用

- 6 -

いた腐食深さと(3.1-1)式による腐食深さ(JNC/FZK)を比較して示す。JNC/FZKの式による 結果は、Martinneliらによる 470℃の結果よりわずかに小さな腐食深さを与えるもののほぼ同等 といえよう。

Schroer らは、T91を用いて、550°Cのループ腐食試験を長時間にわたって実施し、腐食深さ の検討を行って、いくつかの速度式を提案している。図 3.1-3 に Schroer らの発表した結果を示 す。高温部 550°Cの LBE ループを用い、500h から 15000h までの腐食試験を行った。LBE の流 速は 2m/s、酸素濃度は約 10⁻⁶%を目標に制御された。図 3.1-3 には、3 つの速度式(放物線則、 累乗則、対数則)が提案されている。4000h までの実験データを用いた放物線則の速度式は長 時間の腐食量を過大評価している。15000h までの長時間腐食深さの実験データに合致する速度 式として、累乗則や対数則が提案されている。図 3.1-4 に JNC/FZK の速度式による結果と FZK の 4000h までの放物線則の速度式による結果を示す。JNC/FZK の速度式による結果と FZK 影における放物線則の結果より腐食深さは大きい。図 3.1-5 に、JNC/FZK の速度式による結果 と FZK の累乗則及び対数則の速度式による結果との比較を示す。JNC/FZK の速度式による腐 食深さは FZK の累乗則あるいは対数則の速度式による腐食深さよりかなり大きい。

次に、3000hの腐食深さを他の実験データ及び速度式による腐食深さと比較する。図 3.1-6 に JNC/FZK の速度式による 450℃ から 570℃ での 3000h 腐食深さと Martinneli らによる結果 (CEA-Stat) [3.1-2]、Schroer らによるループ腐食試験の結果 (FZK-Dy) [3.1-3]及び JAEA での 静的腐食試験結果 (JAEA-Stat) [3.1-4]を示す。JAEA での静的腐食試験結果は飽和酸素濃度条 件で得られた結果である。温度が比較的低い条件では、JNC/FZK の速度式の結果は、他の結果 とほぼ一致している。高温側では、FZK-Dy や JAEA-Sat の結果は、JNC/FZK の速度式による結 果よりかなり小さい。OECD/NEA の LBE ハンドブック[3.1-5]では、500℃ 以上の LBE 中腐食 では、腐食試験結果に大きなばらつきがみられ、酸素濃度が高く Fe や Cr の酸化膜が形成する はずの条件であっても、腐食が酸化だけでなく鋼材中元素の LBE への溶解や LBE の鋼材組織 への浸透がみられる等、腐食特性を把握する上で、なお正確な実験データの蓄積と腐食モデル の作成が求められている。高温側で、JNC/FZK の速度式は大きめの腐食量を示すかもしれない が、設計上は安全側の評価となる。

3.1.2 流速等の影響

上述のように、FZK による、ループ腐食試験での 550℃・2m/sec 流動条件下の実験では、静 的な腐食評価式よりも小さな腐食量を示す結果となっており、現時点では、式(3.1.1)を用い た腐食量は、2m/sec の流速の影響も安全側に評価することになる。なお、これまで述べてきた 腐食速度式は、酸素濃度が比較的高く、鉛ビスマス中腐食では、腐食量が小さい場合の式であ る。鉛ビスマス中の酸素濃度が下がった場合には、腐食量が増大することから[3.1-5]、今後、 酸素濃度が低い場合のデータ及び速度式の評価が必要である。さらに、鉛ビスマスの流速の効 果に関しても、系統的な実験を行い、エロージョン・コロージョンのデータを取得することが 必要であろう。

また、ループ試験では、鉛ビスマスによる流れと高温部/低温部の温度差による質量移行に より、高温部で腐食量が大きくなるとともに、低温部では配管の詰まりを起こす可能性がある。 550℃、600 日では腐食膜厚さが 100µm 以上となること及び、現在、ロシアを除いて、550℃ を超える温度で、鉛ビスマスループを長時間、安定して運転している施設はないことから、現時点では、550℃以下を設計目安値とするのが妥当であると考えられる。今後、ループ運転の経験、腐食データの蓄積、得られたデータを用いた設計の進捗により、設計温度の見直しが必要である。

3.1.3 まとめ

JNC/FZK の(3.1-1) 式は、酸素濃度が高い条件では、T91 の他の実験結果とほぼ同等あるい は大きめの腐食量を与えている。この式は、種々の制約はあるものの、現時点では、ADS の設 計において、使用することが可能であると考えられる。今後、酸素濃度が異なる条件の試験、 長時間試験、ループ試験等によって、腐食試験データが蓄積され、より信頼性の高い腐食速度 式が提案されることが期待される。

参考文献

[3.1-1] 青砥紀身,古川智弘: "鉛ビスマス中におけるマルテンサイト系鋼の腐食代の評価",日本 原子力学会「2004 年秋の大会」予稿集, E27 (2004).

[3.1-2] L. Martinnelli et al.: "Oxidation mechanism of a Fe-9Cr-1Mo steel by liquid Pb-Bi eutectic alloy (Part I)", Corros. Sci., <u>50</u>, p.2523 (2008).

[3.1-3] C. Schroer, J. Konys: "Quantification of the long-term performance of steels T91 and 316L in oxygen-containing flowing lead-bismuth eutectic at 550° C", Proc. ICONE 17, 75770 (2009).

[3.1-4] Y. Kurata, M. Futakawa and S. Saito: "Comparison of the corrosion behavior of austenitic and ferritic/martensitic steels exposed to static liquid Pb–Bi at 450 and 550 °C", J. Nucl. Mater., <u>343</u>, p.333 (2005) .

[3.1-5] Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility,

Thermal-hydraulics and Technologies (2007), (online) available from

http://www.nea.fr/html/science/reports/2007/nea6195-handbook.html (accessed 2010-03-24)



図 3.1-1 放物線則の速度式による腐食深さ(JNC/FZK)



図 3.1-2 JNC/FZK の式と Martinneli らの式の比較



図 3.1-3 Schroer らによる 550°C でのループ腐食試験結果と解析[3.1-3]



図 3.1-4 JNC/FZK の速度式と FZK の放物線則の速度式との比較



図 3.1-5 JNC/FZK の速度式と FZK の累乗則及び対数則の速度式との比較



図 3.1-6 JNC/FZK の速度式による 3000h 腐食深さと他の結果との比較

3.2 ADS 炉心核設計

ADS は従来の臨界炉心と異なり、炉心中心に強力な外部中性子源が存在するため、ターゲット近傍の燃料集合体で高い出力ピークが発生し、燃料被覆管最高温度が高くなるという問題がある。第2章に示した ADS 概念では冷却材平均温度を 300/407°C (入口/出口)程度と通常の高速炉よりも低く設定しているが、被覆管表面最高温度は 600 °C に達していた。本節では、不確実性を考慮した工学的安全係数を導入した上で、被覆管表面最高温度が 550°C 以下となる炉心設計を行う。

また、陽子・中性子の照射を受け、高温で高い外圧に耐える必要があるビーム窓も、不確定 性の大きい ADS 特有の課題である。ビーム窓の負担を軽減するためには、ビーム電流を低減し、 ビーム窓温度を下げるとともに陽子照射量を下げることが最も有効であるため、ビーム電流を 可能な限り低減した炉心設計を行う。

得られた炉心概念に対して、被覆管のピーク温度、照射損傷、ピン内圧等を評価し、3.3 節 における被覆管健全性評価の条件を示す。また、ビーム窓頂部における被覆管損傷を評価し、 3.4 節におけるビーム窓健全性評価の条件を示す。

3.2.1 ビーム電流と出力ピーク低減のための核設計[3.2-1][3.2-2]

既往研究において、燃料被覆管表面最高温度を 550℃ 以下に保ち、一定出力を維持するため に必要なビーム電流をできるだけ低減するために幾つかの設計手法を試み、最適な炉心として 以下の手法を組み合わせた炉心概念を提案した。

- MA 炉心部分を4領域化し、出力が平坦になるように希釈材(ZrN)の割合を調整する。
- 各燃焼サイクル初期の未臨界度が一定値となるように、サイクル毎に燃料中の希釈材割
 合の調整を行う。
- ビーム窓を有効炉心上部から 30cm 下げた位置にする。

図 3.2-1 に得られた炉心概念図を、表 3.2-1 に燃料仕様を、それぞれ示す。MA 炉心は 4 層の 集合体領域からなる。従来は、これらの領域において燃料組成は同一であったため、炉心中央 に大きな出力ピークが発生する問題があった。また、使用済みの ADS 燃料は、FP を取り除く ために再処理され、減少した MA を商業炉サイクルからの MA で補い、新たな ADS 用燃料が 作製される。この新燃料の希釈材割合が各サイクルを通じて一定であった。そのため、MA の 組成変化によって、図 3.2-2 に示すように実効増倍率(*k*eff)が大きく変動し、それに伴って、 ビーム電流の最大値が 22mA に達していた。

これらを改善するために、図 3.2-1 上図に示すように、燃料領域を 4 つの領域に分割し、それぞれに異なる希釈材 (ZrN)割合を用いて、出力ピークを低減した。また、表 3.2-2 に示すように、ZrN割合をサイクル毎でも調整した。これは、MA組成変化による *k*_{eff}の変動を抑制するためである。その結果、図 3.2-3 に示すように初期サイクルにおける *k*_{eff}変動が抑制され、最大ビーム電流は 16mA 以下に低減された。

また、図 3.2-1 下図に示すように、ビーム窓の高さが、従来の炉心発熱部上端位置から、30cm 下に変更された。これは、中性子源の実効度を最大にするように最適化された結果であり、ビ ーム電流・ビーム窓発熱の低減に寄与している。

- 3.2.2 被覆管表面温度評価手法
 - (1) ヌッセルト数

被覆管表面の熱伝達は次式で表される。

$$h_{film} = \frac{k \times Nu}{D_e} \tag{$\pi 3.2-1$}$$

- *h_{film}*: 熱伝達係数 (W/m²/K)
 - k : 冷却材熱伝導率 (W/m/K)
 - *D*_e: 等価水力直径 (m)

Nu: ヌッセルト数

ヌッセルト数の評価には、近年 OECD/NEA から発刊されたハンドブック[3.2-3]に示され た次式を使用した。

$$Nu = 7.55x - 20x^{-13} + \frac{3.67}{90x^2} Pe^{0.56+0.19x}$$
 (式 3.2-2)
 $x : ビンビッチ (P) をピン直径 (D) で割った量 (P/D)$
適用範囲は $1 < x < 2$
 $Pe : ペクレ数。適用範囲1 < Pe < 4.10^3$

(2) 工学的安全係数

被覆管温度評価に用いる工学的安全係数については、高速炉の設計に用いられた値を参考に 設定した。表 3.2-3 は文献[3.2-4]で、鉛ビスマス中型炉に対して適用された安全係数である。冷 却材温度上昇に対する HSF(ホットスポットファクター)(HSF_{cool})は 1.20、被覆管-冷却材温 度差に対する HSF(HSF_{film})は 1.59、被覆管内温度差に対する HSF(HSF_{clad}) 1.63 である。ペ レット偏心効果の影響が大きく、ペレット偏心効果を無視した場合は、HSF_{film} 及び HSF_{clad} は 1.2 以下となる。このペレット偏心の評価は MOX 燃料に対して行われたものであり、ADS で 使用する窒化物燃料でも同様のペレット偏心効果を見込むべきか不明である。しかし、窒化物 燃料では、燃料温度が低くスウェリングが殆ど起こらないため、ペレット-被覆管間のギャップ を小さくすることができ、偏心効果が小さくなることが期待できる。今後、窒化物燃料研究の 進捗と共に見直されるべきであるが、本検討ではペレット偏心効果を無視し、全ての HSF を 1.2、すなわち、HSF_{cool}=1.2、 HSF_{film}=1.2、 HSF_{clad}=1.2、として評価を行った。

(3) ターゲット最近傍の燃料ピンの評価

炉心の出力密度分布の評価には R-Z モデルを用いているため、図 3.2-1 上図に示すような六 角集合体を厳密に扱っているわけではない。最も出力密度が高くなる炉心再内層は、 r=32.49-38.38cmのメッシュ幅で評価されているが、実際に最も内側に燃料ピンが存在し、その ターゲット中心からの距離は 28.46cm である。このピンの出力密度を評価するために、図 3.2-4 に示すように、R-Z モデルの内側 2 層から出力密度を外挿した。

3.2.3 評価結果

(1) 被覆管表面温度

図 3.2-5 に被覆管最高温度が最も大きくなる第2 サイクル末期の被覆管表面温度の径方向分 布を、安全係数の影響とともに示す。3 つの安全係数をすべて 1.2 に設定した場合、安全係数 を無視した場合に比べ約 40°C 高い評価結果となる。さらに、ペレット偏心効果を考慮した場合、 12°C 高い評価結果となることがわかった。安全係数を 1.2 とした場合、被覆管表面最高温度は 538°C となり、被覆管温度制限目安値である 550°C を下回る炉心概念を構築することができた。 安全係数が 1.2 の場合の R=28.46cm における軸方向温度分布を図 3.2-6 に示した。

(2) 被覆管内圧

被覆管の応力評価を行うために、燃料ピン内に封入されているガスの内圧を評価する。前提 条件を表 3.2-4 に示す。燃焼末期において、燃料ピン内部には、①初期ヘリウム、②揮発性 FP、 ③α 崩壊等によって新燃料貯蔵中及び燃焼中に生成するヘリウムが存在する。これらをそれぞ れ、以下のように評価する。

①初期ヘリウムの内圧は 0.1MPa である。

②1本のピン中で起こる核分裂回数の平均値は、次式で求められる。

800[MWt]×600[日]×24[時/日]×3600[秒/時]/ (200[MeV/核分裂]×1.6E-19[J/eV]) /84[集合体] /391[ピン/集合体]=3.94E+22[核分裂/ピン]

FP ガスの収率は 0.27 原子/核分裂であるので、径方向の出力ピーキング係数と共に乗じて、 FP ガスの生成量が求まる。

③運転中に発生するヘリウムガスについては、ORIGEN コード[3.2-5]を用いて計算を行った 結果(図 3.2-7)、第一燃焼サイクルにおける、最も内側のピンで最大となる事がわかった。ま た、貯蔵中のヘリウム生成量については、最長の貯蔵期間を3年と仮定して、第一燃焼サイク ルに用いられる燃料に対して、0.0022mol/ピンを得た。

これらの検討から得られる最大の気体発生量を表 3.2-5 に示す。FP ガスとヘリウムガスの窒 化物燃料からの放出は、燃料温度に依存するが、燃焼後の熱伝導率の低下や、スウェリングに よるギャップ熱伝達率の上昇に関する知見が不足しているため、燃焼度に応じた窒化物燃料の 温度を評価することは難しい。また、放出率についても、MA 窒化物に対しては参照可能なデ ータが無いため、設定は困難であるが、窒化物燃料では、燃料温度が融点よりも大幅に小さい (1000℃ 前後) と考えられるため、FP ガスの放出は大幅に抑えられる可能性が高い。そのた め、FP ガスについては 50%が放出されると仮定する。ヘリウムガスについては、100%の放出 を仮定する。

燃料ピン内の気体発生量から算出した燃料ピン内圧の評価結果を表 3.2-6 に示す。

(3) 被覆管の放射線損傷

被覆管最高温度が最も高くなる第2サイクル末期における被覆管の照射損傷を評価する。被 覆管表面温度の評価と同様に、最も内側のピンを外挿によって評価する。用いるコード及び手 法は文献 [3.2-6]で示されたビーム窓放射線損傷評価と同等である。高エネルギー粒子による損 傷については PHITS コードを、低エネルギーの損傷については、TWODANT コードを用いて いる。なお、はじき出し損傷(dpa)の評価では、簡単のために⁵⁶Feの断面積を全ての核種に 対して用いた。候補材を構成する核種の dpa 断面積は類似であり、大きな影響はない。

被覆管として、オーステナイト鋼を代表して JPCA 鋼を、フェライト/マルテンサイト鋼 (FM 鋼)を代表して F82H を想定した (表 3.2-7)。現在の候補材である改良 9Cr1Mo 鋼の組成は F82H と類似しており、結果も同等であると考えられる。

解析の結果を表 3.2-8、図 3.2-8~3.2-11 に示す。600 日運転後の dpa は炉心中央部で最大値を 取る。この部分の被覆管表面温度は、492/530℃(外面/内面)である。脆化が問題となる発熱 部下端(350℃)では 50dpa 程度の照射量であった。同じく脆化に影響するヘリウムの生成量に ついては、JPCA 鋼で 110appm、F82H 鋼で 40appm 程度であった。

(4) ビーム窓の放射線損傷

文献[3.2-6]で示されたビーム窓の放射線損傷評価手法を新たな炉心に適用する。図 3.2-2 に示 すように、最もビーム電流が大きくなるのは、第 10 サイクルである。第 10 サイクルにおいて 必要なビーム電流を表 3.2-9 に示す。これらの値を用いて、600 日運転後のビーム窓に対して評 価した放射線損傷を表 3.2-10 に示す。

参考文献

[3.2-1] 岩永宏平, 西原健司, 辻本和文, 倉田有司, 大井川宏之: "加速器駆動炉の出力分布平坦化の ための核設計", JAEA-Research 2007-025 (2007).

- [3.2-2] K.Nishihara, et al.: "Neutronics Design of Accelerator -Driven System for Power Flattening and Beam Current Reduction," J. Nucl. Sci. Technol., <u>45</u>, p.8 (2008).
- [3.2-3] "Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies", OECD/NEA, p.460 (2007) .
- [3.2-4] "高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズ II 技術検討書 (1) 原子炉プラントシステム", JAEA-Research 2006-042, p.971 (2006).
- [3.2-5] A. G. Croff: "ORIGEN-2: A Revised and Updated Version of Oak Ridge Isotope Generation and Development Code", ORNL-5621, Oak Ridge National Laboratory (1980).
- [3.2-6] K.Nishihara and K.Kikuchi: "Irradiation Damage to the Beam Window in the 800MWth Accelerator-Driven System", J. Nucl. Mater., <u>377</u>, p.298 (2008).

燃料	MA+Pu 窒化物		
希釈材	ZrN (窒化ジルコニウム)		
初期装荷 Pu 割合(wt%) ^{*1}	29.2		
希釈材重量割合(wt%)	33.5~61.1 ^{*2}		
燃料ペレット理論密度(%)	90		
ペレットスミア密度(%)	85		
燃料被覆管外径(cm)	0.765		
燃料被覆管肉厚(cm)	0.05		
燃料被覆管ピッチ (cm)	1.148		
集合体全長 (cm)	374		
燃料ピン発熱長(cm)	100		
ガスプレナム長 (cm)	100		
ピン配置	三角配列		
燃料ピン本数/集合体	391		
タイロッド本数/集合体	6		
燃料集合体対面距離(cm)	23.29		
燃料集合体ピッチ (cm)	23.39		
燃料集合体数(本)	84		
燃料領域等価内半径 (cm)	32.5		
燃料領域等価外半径 (cm)	117.1		

表 3.2-1 出力を平坦化した ADS の燃料仕様

^{*1}重金属中に占める割合, Pu/ (Pu+MA)

*2 サイクル毎、領域毎に異なる(表 3.2-2)

表 3.2-2 サイクル毎、領域毎の希釈材割合

領域		1^{st}	2^{nd}	3 rd	4 th
初装荷燃料」	Pu割合	29.2%	\leftarrow	\leftarrow	\leftarrow
ZrN 希釈材	第1サイクル	51.8%	45.4%	41.4%	33.5%
割合	第2サイクル	57.8%	50.4%	45.8%	36.8%
	第3サイクル	59.7%	52.0%	47.2%	37.9%
	第4サイクル	60.3%	52.5%	47.6%	38.2%
	第 5-10 サイクル	61.1%	53.1%	48.2%	38.6%

		HSFcool	HSFfilm	HSFclad
	出力分布誤差	1.05	1.05	1.05
	炉心熱出力構成誤差		1.02	1.02
	流路変形効果	1.02		
	集合体間流量配分誤差	1.05		
乗算項	原子炉出入り口温度誤差	1.02		
	炉内流量配分誤差	1.03		
	物性値誤差	1.02	1.1	1.03
	各部製造誤差	1.03	1.04	1.05
統計項	ペレット偏心効果		1.47	1.52
乗算項		1.15	1.07	1.07
統計項		1.05	1.48	1.52
HSF		1.20	1.59	1.63
HSF (ペレット偏心無視)		1.20	1.19	1.13

表 3.2-3 鉛ビスマス中型炉に対する工学的安全係数 [3.2-4]

表 3.2-4 内圧評価の前提

	3 94F+22 / ビン/600
平均核分裂回数	日
FP ガス収率	0.27 /核分裂
初期ピン径	0.765 cm
初期被覆管厚さ	0.05 cm
下部プレナム長	20 cm
上部プレナム長	100 cm
下部プレナム温度	300 °C
初期 He 封入圧力	1 atm
径方向ピーキング係	
数	1.395
He 放出率	100%
FP ガス放出率	10, 50, 100%
	上部・下部プレナ
その他	ムを考慮する。

表 3.2-5 気体発生量 (mol/燃料ピン)

He 初期封入	0.0017
新燃料貯蔵中 He 生成	0.0022
運転中揮発性 FP 生成	0.0247
運転中 He 生成	0.0216
合計	
FP10%放出	0.0280
FP50%放出	0.0378
FP100%放出	0.0501

$13.2-0$ 000 $\square \otimes \square$ (101)	表:	3.2-6	600	日後の内圧	(MPa
--	----	-------	-----	-------	------

FP10%放出	4.00
FP50%放出	5.41
FP100%放出	7.17

表 3.2-7 被覆管組成

	Fe	Cr	Ni	Мо	Mn	Ti	Со	Cu	В
JPCA	65.27	14.14	15.87	2.34	1.54	0.22	0.028	-	0.004
F82H	89.62	7.87	0.02	0.003	0.1	0.004	-	0.01	-
	С	Si	Р	S	Ν	V	Nb	W	Та
JPCA	0.058	0.5	0.026	0.004	0.003	-	-	-	-
F82H	0.09	0.07	0.003	0.001	0.007	0.19	0.0002	1.98	0.03

表 3.2-8 第 2 サイクル末期(600 日運転後)における被覆管の放射線損傷(最大値)

		JPCA	F82H
dpa		111	111
$^{1}\mathrm{H}$	appm	771	675
² H	appm	10.7	10.5
³ H	appm	1.6	1.6
³ He	appm	0.7	0.7
⁴ He	appm	112	41

表 3.2-9 第 10 サイクルのビーム電流

運転日数(EFPDs)	ビーム電流(mA)
0	11.9
300	12.8
600	15.6

表 3.2-10 第 10 サイクル末期(600 日運転後)におけるビーム窓頂部の放射線損傷

		JPCA	F82H
dpa		176	176
(内 20MeV 以上の)粒子)	22	22
¹ H	appm	17,200	16,200
² H	appm	2,010	2,010
³ H	appm	450	450
³ He	appm	360	360
⁴ He	appm	2,290	2,140



図 3.2-2 基準となった 1 領域炉心の k_{eff} とビーム電流の推移



図 3.2-3 ビーム電流と出力ピークが低減された炉心の keff とビーム電流の推移



図 3.2-4 最も内側のピンの評価方法



図 3.2-5 第2 サイクル末期の被覆管表面温度の径方向分布



図 3.2-6 第2 サイクル末期の最も内側のピン周辺温度の軸方向分布(安全係数=1.2)



図 3.2-7 燃焼末期のペレット内部におけるヘリウム生成量(初期封入分を除く)



図 3.2-8 第2 サイクル末期における最も内側の燃料ピンの中性子フルエンス



図 3.2-9 第2 サイクル末期における最も内側の燃料ピンの放射線損傷(JPCA,F82H)



図 3.2-10 第2 サイクル末期における最も内側の被覆管で発生する軽核(JPCA 鋼)



図 3.2-11 第2 サイクル末期における最も内側の被覆管で発生する軽核(F82H)

3.3 燃料被覆管健全性評価

3.3.1 腐食及び内圧上昇を考慮した燃料被覆管の構造健全性検討

マルテンサイト鋼である改良 9%Cr-1%Mo 鋼 (T91) を材料とする燃料被覆管の構造的な健全 性を確認するため、最もターゲットに近い燃料被覆管に対して、文献[3.3-1]と同様に、汎用非 線形有限要素解析プログラム ABAQUS (ABAQUS コード) [3.3-2]を用いて熱伝導・熱応力解析 を実施した。ABAQUS コードでの解析では、第 3.2 節に示された出力密度、燃料被覆管表面に おける熱伝達率等の条件を用いた。

また、熱伝導・熱応力解析で設定する LBE による燃料被覆管表面の腐食量は、燃料被覆管の 内圧による影響を保守的に評価するため、腐食速度の実験データのうち肉厚が最も薄くなる条 件、すなわち 600 日間の腐食量の最大値 150 µm (570 ℃)を採用した(図 3.1-1 参照)。この腐 食による減肉により、三角格子内に流入する LBE 質量が増加し、燃料被覆管の温度を下げる可 能性があるが、燃料被覆管温度を保守的に評価するため、三角格子内に流入する LBE の質量流 量が一定であると仮定した。そのために、腐食が有る場合の LBE 入り口流速を 2.0 m/s ではな く 1.9 m/s とした。

解析結果を表 3.3-1、図 3.3-1~3.3-2 に示す。表 3.3-1 は燃料被覆管表面の腐食の有無による 最高温度等の解析結果を示している。図 3.3-1 は FP ガス放出率 50%の内圧(表 3.2-6)、LBE の 外圧及び熱応力を燃料被覆管に加えた場合の応力強さ(主応力差の最大値:トレスカ応力)を 示している。応力強さは燃料被覆管の外面で最大となり、最大値は 100 MPa である。また、図 3.3-2 は被覆管の外面における応力強さを内外圧による応力と熱応力に分けて示している。燃料 被覆管の外面において、内外圧による応力の各成分と熱応力の各成分が同じ方向になるため、 内外圧による応力と熱応力を同時に加えた場合の応力強さは各応力の応力強さの和となる。し かし、燃料被覆管の内面では、応力の各成分が異なる方向になるため、内外圧による応力と熱 応力を同時に加えた場合の応力強さは各応力の応力強さの和にならない。

次に、熱応力解析で得られた応力を、文献[3.3-3]及び[3.3-4]に基づき、膜応力 Pm と曲げ応力 Pb からなる一次応力と、熱応力 Q の二次応力に分けて健全性を評価する。表 3.3-2 は燃料被覆 管を円筒殻と見なした場合における板殻部の一次応力及び二次応力を示す。これらの応力が満 足しなければならない条件として式(1)~(3)がある[3.3-4]。

$$P_m \le S_m \tag{1}$$

$$P_m + P_b \le 1.5S_m \tag{2}$$

$$P_L + P_b + Q \le S_v \tag{3}$$

ここで、 S_m は時間に依存しない設計応力強さ、 S_y は設計降伏点を表し、燃料被覆管の肉厚中心における最高温度 550°C における値とする。また、 P_L は一次局所応力を表すが、燃料被覆管は円筒殻と考えているため局所応力は発生しない。ここでは、保守的に評価するため、一次一般膜応力 P_m に等しいと仮定する。さらに、累積疲労損傷係数 D_f と累積クリープ損傷係数 D_c は式(4) ~ (5)を満足しなければならない[3.3-4]。

$$D_c \le 1 \tag{4}$$

$$D_c + D_f \le 1 \tag{5}$$

ここで、 D_c は肉厚中心温度と応力強さから計算されるクリープ破断時間が最も短くなる場所 (有効部下端からの距離が 99.7 cm) での値を用いた。この位置におけるクリープ破断時間は 1.0×10^7 時間であり、運転期間は 1.4×10^4 時間(600 日) であるから、Dc は 2.9×10^{-3} と求まる。

また、 D_f の算出では、ABAQUS コードを用いてビームトリップ時の熱応力解析を行い、ビームトリップ事象による相当歪み範囲を、ビーム停止直前とビーム復帰直前の相当歪みの和として評価した。その結果、ビーム停止直前の相当歪みの最大値は 4.4×10^4 であり、ビーム復帰直前の相当歪みの最大値は 2.0×10^4 であるから、相当歪み範囲は最大 6.5×10^4 となる。この相当 歪み範囲から、材料温度が 550 °C における許容繰り返し回数は 1×10^6 回を超えると評価される [3.3-5]。一方で、現在の加速器技術から評価される年間のビームトリップ回数は 2.1×10^4 回/年 [3.3-1]であるから、2 年間の運転後において D_f は 0.042 と評価される。

式(1)~(5)の左辺で求められる評価値と右辺の許容値を表 3.3-3 にまとめる。この表より、全ての評価値は許容値よりも小さいため、燃料被覆管の健全性が確認された。

3.3.2 中性子による放射線損傷

改良 9Cr-1Mo 鋼は、ADS の設計温度では強度及び熱伝導率が高い、熱膨張係数が小さい、照 射によるスウェリングが小さい等の特性を有しており、燃料被覆管の材料として有望である。 しかし、FM 鋼の特徴でもあるが、改良 9Cr-1Mo 鋼は照射により延性脆性遷移温度(DBTT, Ductility Brittle Transition Temperature)が上昇し、材料特性が延性から脆性に変化することが懸 念されている[3.3-6]。

ここでは、改良 9Cr-1Mo 鋼と同様の照射挙動を有する低放射化フェライト鋼 F82H 鋼等の中 性子照射による引張特性の変化、DBTT の上昇について検討し、燃料被覆管における中性子に よる放射線損傷の影響を評価した。評価では、600 EFPD における中性子照射量として、図 3.2-8 の最大値である 2.3×10^{27} n/m² (E > 0.1MeV)を用いた。このとき、最も内側の燃料被覆管に対 する 600 日運転後の最大放射線損傷は、はじき出し損傷 111 dpa、ヘリウム生成量 41 appm と評 価された (表 3.2-8)。

図 3.3-3 は中性子照射によって得られた F82H 鋼の引張特性の照射量依存性を示している [3.3-7]。図からわかるように、400 ℃以上の照射温度では最高 34 dpa までの照射後でもほとん ど降伏応力の上昇は認められない。さらに、約 30dpa 以上の照射量に対して照射硬化の照射量 依存性を調べるために、イオン照射を用いた実験が行われている[3.3-7]。図 3.3-4 は、照射温度 360 ℃ で鉄イオンを最高 105 dpa まで照射した F82H 鋼について硬さ試験の結果を示しており、 イオン照射の結果は、照射温度 300 ℃ で最高 26 dpa まで中性子で照射した F82H 鋼の降伏応力 と良く似た照射量依存性を示している。この結果から、中性子による 111 dpa の照射に関して、 約 30dpa 以上の照射量に対してはほとんど照射量には依存しないものと推測できる。

従って、燃料被覆管の表面温度が400℃以上の領域では、例えば、最も内側の燃料被覆管で

は有効部下端から 20 cm 以上の領域が該当するが、現在得られている照射データから推測する と、中性子照射材は未照射材と同程度の強度があり、中性子による放射線損傷は問題無いと考 えられる。

一方、燃料被覆管の表面温度が 400 ℃ 以下の領域では、例えば、最も内側の燃料被覆管では 有効部下端から 20 cm 以下の領域が該当するが、照射硬化によって引き起こされる DBTT シフ トの上昇が懸念される。図 3.3-5 は、中性子照射によって得られた種々の FM 鋼の DBTT シフ トの照射温度依存性を示している[3.3-7]。照射温度が 400~550 ℃ において DBTT の上昇はわ ずかであるが、照射温度が 400 ℃ より低くなると DBTT の上昇が顕著になる。現状の ADS の 設計では、冷却材の入口温度を 300℃ としているため、照射脆化の観点から、低温での照射が DBTT の上昇を大きくする恐れがある。

燃料被覆管における DBTT の上限として、運転停止時に冷却材温度が低下した場合でも脆性 破壊されないことが一つの目安として考えられる。すなわち、炉内の冷却材が凍結しないため に融点+100℃程度を目安値として考えると、約230℃が冷却材温度の下限目安と考えられる。 従って、燃料被覆管の DBTT を 230 ℃以下に抑えるためには、未照射材の DBTT である-50 ℃ を基準として、DBTT シフトの制限目安は 280 ℃ となる。図 3.3-5 に示された改良 9Cr-1Mo 鋼 の DBTT シフトは、381~544 ℃ でプロットされているが、温度が低くなると DBTT の上昇は 大きくなる。改良 9Cr-1Mo 鋼の照射は、高速中性子フルエンス~3x10²⁶n/m²(>0.1MeV)で、これ はほぼ 15dpa に相当し、この結果から、燃料有効長下端付近における 300~400℃で約 50dpa (図 3.2-6 及び図 3.2-9) という照射の DBTT シフトを予測するのは難しいが、DBTT の上昇はかな り大きいと考えられる。

改良 9Cr-1Mo 鋼の DBTT に対する実験値は現状では、十分に評価されてはいない(図 3.3-5)。 今後、更に精度の高い燃料被覆管の健全性評価をするためには、照射温度 300~400 ℃、中性子 照射量 1.0×10^{27} n/m² (E > 0.1MeV) (はじき出し損傷 50 dpa) における改良 9Cr-1Mo 鋼 (又は F82H 鋼)の照射データを取得する必要があると考えられる。また、照射温度が 300~400 ℃ と 低い F82H 鋼では、DBTT シフトに中性子照射に加えてヘリウムの影響が指摘されていること も考慮する必要がある[3.3-6]。

以上をまとめると、以下の通りとなる。

- (1) 改良 9Cr-1Mo 鋼を材料とする燃料被覆管において、表面温度が 400 ℃ 以上となる領域にお いては、現在得られている照射データから推測すると、中性子照射材は未照射材と同程度 の強度があり、中性子による放射線損傷は問題無いと考えられる。
- (2) 一方、燃料被覆管の表面温度が400 ℃以下となる領域では、照射硬化やDBTTシフトの上昇が懸念される。そのため、照射温度が300~400 ℃と比較的低い場合における改良9Cr-1Mo 鋼(又はF82H鋼)の中性子照射データの取得、影響の評価が必要になる。

3.3.3 まとめ

改良 9Cr-1Mo 鋼を材料とする、未照射の燃料被覆管の構造的な健全性を評価し、成立性を確認した。中性子照射の影響については、現在得られている照射データから、表面温度が 400 ℃ 以上となる領域では、大きな問題は無いと考えられる。一方、表面温度が 400 ℃ 以下となる領

域では、燃料被覆管が脆性破壊される可能性があり、300~400℃の材料温度における中性子照 射データの拡充が必要である。

参考文献

- [3.3-1] 武井早憲,西原健司,辻本和文,古川和朗,矢野喜治,小川雄二郎,大井川宏之:"加速 器駆動未臨界システム用加速器における許容ビームトリップ頻度の評価と現状との比 較", JAEA-Research 2009-023 (2009).
- [3.3-2] "Unified Finite Element Analysis ABAQUS", Dassault Systemes Simulia Corp., Rising Sun Mills, 166, Valley Street, Providence, RI 02909-2499, USA.
- [3.3-3] 沢田誠:"高速原型炉第1種機器の高温構造設計指針-解説要約版-", PNC TN9430 89-005 (1989).
- [3.3-4] 上羽智之, 鵜飼重治: "燃料ピン短時間応力制限値の検討", JNC TN9400 2002-075 (2003).
- [3.3-5] 社団法人日本溶接協会 原子力研究委員会 FME 小委員会:"明日のエネルギーの礎に -高速炉新材料の実用化に向けて-"(1999).

[3.3-6] 上平明弘, 鵜飼重治: "高強度フェライト/マルテンサイト鋼 (PNC-FMS) の衝撃特性の 評価", JNC TN9400 2000-035 (2000)

[3.3-7] 芝清之:"低放射化フェライト鋼の中性子照射特性と核融合ブランケット設計指針に関する研究",学位論文,北海道大学 (2005).

項目	腐食無し	腐食 150 µm
最高温度		
肉厚中心	551 °C	551 °C
外面	540 °C	543 °C
応力強さの最大値	109 MPa	100 MPa
相当歪みの最大値	4.9 ×10 ⁻⁴	4.4×10^{-4}

表 3.3-1 ABAQUS コードによる解析結果

表 3.3-2 燃料被覆管の板殻部における応力強さ(単位 MPa)

刻 伍 西 日	句 旦	応力強さ				
計 ៕ 項 日	記 万	腐食無し	腐食 150 µm			
一次一般膜応力	P_m	34	47			
一次(一般膜+曲げ)応力	$P_m + P_b$	39	52			
二次応力 ^{a)}	Q	89	63			
ピーク応力	F	0.1	0.1			

a) 熱応力に起因する膜応力と曲げ応力の和と定義される[3.3-4]。

条件	評価値 ^{a)}	許容値 ^{b)}		
式 (1)	47	116		
式 (2)	52	174		
式 (3)	115	287		
式 (4)	2.9×10 ⁻³	1		
式 (5)	0.045	1		

表 3.3-3 燃料被覆管の板殻部における健全性評価(単位 MPa)

a) 腐食量 150 µm における各条件式の左辺の値を表す。

b) 各条件式の右辺の値を表す。

JAEA-Research 2010-012



図 3.3-1 燃料被覆管における応力強さ(安全係数=1.2、FP ガス放出率 50%、改良 9Cr-1Mo 鋼、 外面腐食量 150 µm)



図 3.3-2 燃料被覆管の外面における応力強さ(安全係数=1.2、FP ガス放出率 50%、改良 9Cr-1Mo 鋼、外面腐食量 150 µm)





図 3.3-4 F82H 鋼におけるイオン照射後硬さ試験結果[3.3-5]



図 3.3-5 フェライト/マルテンサイト鋼における中性子照射による DBTT シフトの照射温度依存 性 [3.3-6]

3.4 ビーム窓健全性評価

ADS において用いられるビーム窓(図 3.4-1)は、「LBE による外圧」、「陽子ビームによる発熱」、「高温クリープ変形」、「LBE による腐食」、「陽子・中性子による照射損傷」といった、非常に厳しい環境で使用される。本節では ADS ビーム窓概念の成立性について、外圧・発熱・腐食を考慮した構造検討及び照射試験に基づく照射効果の検討を行い、寿命を評価する。

3.4.1 ビーム窓の構造検討 [3.4-1]

成立性の高いビーム窓概念を創出することを目的として、ビーム窓の形状に着目した検討を 行った。まず文献[3.4-2]に基づき、包括的な評価を行ったところ、現在の ADS の設計条件下で は、座屈による破損が最も重要であるとの結果を得た。この結果に基づき、座屈を防止する点 からビーム窓の形状についての検討を行った。

検討では、有限要素法解析コード FINAS[3.4-3] を使用し、図 3.4-2 に示す長円型の解析モデ ルを用いて解析を行った。ここに先端位置の厚さt1、先端部と遷移部の境界位置での厚さt2 を パラメータとし、これらの値を変えた場合の座屈圧力を計算して、ある基準を超えれば成立性 の高い概念であるとした。この基準として、「設計外圧 1.0 MPa(外圧のノミナル値=0.8 MPa) に対して安全率 3 を確保する」と設定した。安全率は、ASME N-284[3.4-4] と文献[3.4-1]で行 った初期不整解析の結果に基づき設定した。なお材料には、高温強度が優れている T91 鋼(改 良 9Cr-1Mo 鋼)を用いることとした。

ビーム窓検討において、陽子ビームによる発熱は非常に重要な要因になる。発熱により生じ る窓内外面の温度差によって大きな熱応力が生じ、これが座屈に対する耐性に対して大きな影 響を与える。本検討では、ビーム窓に接する位置の冷却材温度と、ビーム窓の発熱密度を使用 して詳細な温度分布を計算し、解析モデルに反映させて構造解析を行った。冷却材温度は文献 [3.4-5]で行われた STAR-CD コード[3.4-6] による熱流動解析の結果を、ビーム窓の発熱密度分 布は PHITS コード[3.4-7] による計算結果を用いた。これらの解析で用いた陽子ビーム条件を 表 3.4-1 にまとめる。この検討では、文献[3.4-8]で検討されたプルトニウム富化度を2 領域とし た炉心を念頭に、最も電流値が大きくなる第2サイクル末期の炉心状態を対象とし、20mA と いう値を用いた。3.1節で得られた4領域炉心では、電流値が最大16mAに低減されることから、 本節のビーム窓温度評価は保守的な条件となっている。座屈圧力と電流値の関係については、 文献[3.4-1]において中空球を対象とした検討が行われ、線形の関係が認められている。この結 果ではビーム電流値が20mA から 16mA に減少することで、座屈圧力が約 15%向上する結果が 得られており、4 領域炉心でも同程度の向上が見込まれる。

図 3.4-3 に板厚に関するパラメトリックサーベイの結果を示す。これらの図では、板厚 t1 及 び t2 をパラメータとした時の座屈圧力をプロットしている。板厚 t1 については、t1=2.0mmの 時に座屈圧力が最大となり、薄くなった場合は構造強度の低下、厚くなった場合は熱応力の増 加によってそれぞれ座屈圧力が低下している。板厚 t2 に関しては、厚くなるほど座屈圧力が増 加する結果を得た。これは板厚 t2 の位置の発熱密度が、先端部(t1)における値よりも低いた め、板厚増加による熱応力の増加がそれほど大きくないためである。以上の結果から、設計外 圧 1.0 MPa、安全率 3 を確保する概念は、2.0≦t1≦2.4 mm、t2≧2.0mmの概念であり、これら が現在の ADS の設計概念に対して成立性が高いと考えられる。

一方腐食に関しては、500°C、600 日後の腐食深さを JNC/FZK の速度式(3.1節)に基づいて 計算すると約 54µm と計算される。ここに温度 500°C は、ビーム窓における最高温度である。 ここで、ビーム窓全体が一様に腐食する場合を考える。典型的なビーム窓概念として、t1/t2/t3 = 2.0/3.0/3.0 mm の概念を考えた場合(座屈圧力 3.54 MPa)、600 日後の各位置の板厚は 1.946/ 2.946/2.946 mm となる。この時の座屈圧力を図 3.4-3 から読み取ると、座屈圧力は腐食前後で ほとんど変わらないと推測される。よって、現在の LBE 腐食に関する知見に基づくと、酸素濃 度が適切に管理されれば、ビーム窓の健全性に対して腐食は大きな問題にならないものと考え られる。

3.4.2 ビーム窓に対する照射の影響 [3.4-9]

(1) 照射硬化の影響

陽子及び中性子による照射の影響としては、照射硬化、照射脆化、スウェリング等が挙げら れる。また材料が FM 鋼の場合には、延性脆性遷移温度(DBTT)の変化も重要な現象である。 文献[3.4-9] では、照射効果に関する検討の第一歩として、STIP 実験の結果に基づき、照射硬 化の影響を検討した。

実験値としては STIP-III で行われた T91 鋼に関するデータ(図 3.4-4) [3.4-10] を使用した。 このデータは、580MeV の陽子で、照射温度 180-560℃、照射量 7.7-20.2dpa の条件で照射し、 機械的試験を~450℃の条件で実施したものである。このうち、照射温度 560℃、試験温度 450℃、 照射量 20.2dpa の実験値における降伏応力の値を有限要素解析に用い、座屈解析を行った。

解析の結果、20dpa の照射を受けた場合、降伏応力が非照射時よりも値が大きくなることか ら、座屈耐性も向上する結果が得られた。解析では、非照射時に比べて約 80%座屈圧力が増加 した。また図 3.4-5 に示すとおり、非照射時の座屈モードはビーム窓の先端位置だったのに対 して、照射の影響を考慮した場合には、図 3.4-6 に示すとおり、座屈モードがビーム窓とビー ムダクトの接続位置で確認された。これは窓先端位置の降伏応力が増加することで、相対的に 接続位置の強度が弱くなったためだと考えられる。

以上の結果から、照射硬化の観点からは、ビーム窓の座屈現象に対して悪影響を与えないこ とが確認された。またこれらの結果は、ビーム窓設置直後の最大ビーム入射時に座屈が起きな ければ、その後は座屈圧力が増加するため、座屈現象は大きな問題にならないことを示してい る。

なお同様の解析を、材料を JPCA 鋼に変え、STIP-II の実験結果 [3.4-11] (照射温度=425℃、 試験温度 350℃、18.4dpa)を基に行ったところ、座屈圧力が約 1.9 倍になる結果が得られた。 また座屈モードについても、T91 鋼とほぼ同様の傾向が得られた。

(2) 延性脆性遷移温度(DBTT)の変化

第 3.4-2 節で述べたように、FM 鋼では、DBTT が照射によって変化する。しかし、ADS のビーム窓に対して照射による DBTT 変化を直接評価する実験データは現状では存在しない。例えば、STIP や PSI での LBE ターゲット実証プログラム MEGAPIE (Megawatte Pilot Experiment)

のターゲットの照射場と比較して、ADS のビーム窓は陽子、核破砕中性子及び核分裂中性子の 混合照射を受けるために、dpa あたりのヘリウム生成量や中性子スペクトルが異なっている。 したがって、STIP 照射や MEGAPIE ターゲットの評価で用いたデータを用いて、直接 ADS の ビーム窓の寿命評価を行うことは難しいが、これらの実験データ等を参考に DBTT の影響評価 を試みた。

図 3.4-7 には T91 や F82H 等のマルテンサイト鋼の照射後の DBTT シフトを示す。これらは PSI の SINQ 照射場で得られたデータであり、シャルピー衝撃試験(CVN) とスモールパンチ 試験(SP)による DBTT シフトを示している。世界で最初の LBE を用いた核破砕ターゲット の実証試験である MEGAPIE 実験におけるビーム窓の寿命評価はこれらのデータを用いて行わ れた。MEGAPIE の最低使用温度を 230°C、T91 の未照射材の DBTT を-50°C として、DBTT が 230°C まで上昇する(280°C の DBTT シフトが起こる)までの照射量から寿命が評価された。 SINQ の照射場では、約 9dpa のはじき出し損傷、約 800appm の He 生成量の照射で、DBTT が 230°C まで上昇すると評価された[3.4-11]。

ここでは、MEGAPIE と同様の陽子と中性子の照射場(SINQ 照射場)を考え、ビーム窓の寿 命を推定する。600 日照射後の ADS ビーム窓中の He 生成量は 2500appm(表 3.2-10)であるの で、約 800appm に達するのは、約 190 日(600×800/2500)後であると評価される。しかしなが ら、STIP や MEGAPIE ターゲットの照射では、照射温度が 380°C 以下と ADS のビーム窓より 低いため、照射による脆化がより大きく出ていると考えられる。中性子による照射データ(図 3.3-5)から推定すると、ビーム窓の運転温度である約 500°C では、DBTT の変化はほとんど無 いといえる。このことは、付録 2 に示す FM 鋼の照射後引っ張り試験の結果からも支持される。 図 A.2-4 および図 A.2-6 に示すように、250°C および 350°C の照射温度においては、最大 20dpa の陽子照射によって、全伸び量が低下し、脆化が起こっていると考えられる。しかし、図 A.2-8 に示すように、照射温度が 500°C の場合は、10dpa 付近までの陽子照射量ではあるが、全伸び 量は殆ど低下しない。このことから、照射温度が 500°C の場合は、DBTT の変化が小さいこと が推測される。

以上の結果から、現状では ADS のビーム窓に対する DBTT の変化は運転温度が高いことか ら脆化の問題は軽減されることが推定されるが、今後より精度の高い評価を行うためには 500°C 付近の陽子照射による DBTT 上昇に関する実験データの拡充が必要である。

また、316SS や JPCA のようなオーステナイト系ステンレス鋼は、DBTT シフト等の低温照 射脆化を起こさないが、ビーム窓の設計を行う上では、以下のような課題がある。(1) マルテ ンサイト鋼に比べ、短時間強度及び熱伝導率が低いため、構造設計に工夫が必要である、(2) He の生成により高温 He 脆化の問題があり、スウェリングが大きく、照射によるクリープ破断 寿命の低下を考慮する必要がある、(3) LBE への溶解度が比較的高い Ni を含むため LBE との 両立性に注意する必要がある。

3.4.3 まとめ

ADSの成立性に関わる課題の1つであるビーム窓について、構造検討、照射の影響を考慮した検討及び照射実験の結果に基づく暫定的な寿命評価を実施した。構造検討については、詳細

な温度分布を考慮した有限要素法による座屈解析により、設計外圧 1.0 MPa、安全率 3 以上を 満足する概念を提示した。

照射の影響に関しては、照射硬化に着目し、STIP 試験の結果に基づき検討を行った。その結 果、照射硬化により降伏応力値が増加することで、座屈耐性が向上することが確認された。T91 鋼については約1.8倍(照射量20.2dpa)、JPCA 鋼については約1.9倍(照射量18.4dpa)の座屈 圧力の増加が確認された。また、T91 鋼を用いた場合に懸念されるDBTT 変化については、ADS のビーム窓に対してその影響を直接評価できる実験データは存在しないが、500°C 程度の高温 での照射ではDBTT の上昇が緩和されるというこれまでの実験データから推定すると600日の 運転期間中の健全性を確保できる見通しが得られた。ただし、より精度の高い評価を行うため には、500°C 付近の陽子照射による DBTT 上昇に関する実験データの拡充が不可欠である。そ のような試験の結果、600日の連続運転が不可能な場合は、運転サイクル期間を短縮する等の 対処が必要となる。

参考文献

[3.4-1] 菅原隆徳、鈴木一彦、西原健司、佐々敏信、倉田有司、菊地賢司、大井川宏之: "加速器 駆動未臨界システムのビーム窓構造の設計検討 -簡易的な包括検討及び座屈に関する詳細検討 -", JAEA-Research 2008-026 (2008).

[3.4-2] 日本機械学会: "発電用原子力設備規格 設計・建築規格 -第 II 編 高速炉規格-", JSME S NC2-2005, (2005).

[3.4-3] 日本原子力研究開発機構、伊藤忠テクノソリューションズ株式会社: "FINAS 汎用非線 形構造解析システム Version 18.0" (2007).

[3.4-4] ASME : "2004 ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section III" (2004) .

[3.4-5] S. Saito, K. Tsujimoto, K. Kikuchi, et al.: "Design optimization of ADS plant proposed by JAERI", Nuclear Instruments and Methods in Physics Research A, <u>562</u>, pp.646-649 (2006).

[3.4-6] CD-Adapco : "STAR-CD", CFD Commercial Code.

[3.4-7] H. Iwase, K. Niita and T. Nakamura: "Development of General-Purpose Particle and Heavy Ion Transport Monte Carlo Code", J. Nucl. Sci. Technol., <u>39</u>, p.11, 1142 (2002).

[3.4-8] K. Nishihara, K. Iwanaga, K. Tsujimoto, et al.: "Neutronics Design of Accelerator-Driven System for Power Flattening and Beam Current Reduction", J. Nucl. Sci. Technol., <u>45</u>, 8, p.812 (2008).

[3.4-9] T. Sugawara, K. Kikuchi, K. Nishihara, H. Oigawa: "Investigation of beam window buckling with consideration of irradiation effects for conceptual ADS design", J. Nucl. Mater. <u>398</u>, p.246 (2010).

[3.4-10] Z. Tong, Y. Dai: "The microstructure and tensile properties of ferritic/martensitic steels T91, Eurofer-97 and F82H irradiated up to 20 dpa in STIP-III", J. Nucl. Mater. <u>398</u>, p.43 (2010).

[3.4-11] 斎藤滋、菊地賢司、濱口大、宇佐美浩二、遠藤慎也、小野勝人、松井寛樹、川合将義、 Yong Dai: "核破砕環境で照射された JPCA 鋼の引張り特性"、日本原子力学会 2009 年秋の年会、 B52 (2009)

[3.4-12] Y. Dai et al.: "Assessment of the lifetime of the beam window of MEGAPIE target liquid metal container", J. Nucl. Mater., <u>356</u>, 308 (2006).

項目	値
陽子ビームエネルギー	1.5 GeV
ビーム電流値	20 mA
ビームプロファイル	ガウス分布(1σ=11.16 cm)

表 3.4-1 陽子ビーム条件



図 3.4-1 ADS とビーム窓の概念図



図 3.4-3 板厚 tl 及び t2 をパラメータとした時の座屈圧力



図 3.4-4 STIP-IIIの T91 鋼試料に対するはじき出し損傷と降伏応力の関係



図 3.4-5 非照射時の座屈モード



図 3.4-7 シャルピー衝撃試験及びスモールパンチ試験で得たはじき出し損傷(左図)及びヘリ ウム生成量(右図)依存の ΔDBTT [3.4-12]

3.5 安全性検討 [3.5-1]

加速器駆動未臨界システム(ADS)は、未臨界状態で運転するため、通常の臨界炉に比べて 安全性が高いとされている。本検討では、原子力機構で検討されている ADS が炉心損傷事故の 可能性を包含していないかどうかを確認するため、レベル 1PSA(確率論的安全評価)手法を 用いて異常事象の系統的な整理を行い、炉心損傷事故につながる可能性のある事象については、 詳細な安全解析を実施した。

3.5.1 レベル 1PSA による異常事象の検討

異常事象の系統的な整理については、レベル 1PSA 手法[3.5-2] を用いた。PSA においては、 「リスク」を「被害をもたらす事故の発生頻度」と「被害の大きさ」の積で定義する。本検討 では、レベル 1PSA として、炉心損傷事故の発生頻度を、「起因事象の発生頻度」と「影響緩和 機能の非信頼度」から定量化した。

「起因事象の発生頻度」及び「影響緩和機能の非信頼度」の値については、基本的に大型高 速炉に関する PSA 評価例[3.5-3] を参照した。ADS 固有の起因事象については、炉心損傷事故 につながる可能性のあるものとして、「ビーム出力増加」(頻度=1x10⁻¹/炉年)、「ビーム窓破損」 (=1x10⁻¹/炉年)等を仮定した。影響緩和機能の非信頼度についても、「陽子ビーム停止」(非 信頼度=1x10⁻⁶/demand)等について仮定し、評価を行った。

これらの検討結果を表 3.5-1 にまとめる。この表では、事故シーケンスの発生頻度が 1x10⁻⁶ / 炉年を超えるものをまとめている。頻度の足切り値とした 1x10⁻⁶ / 炉年は高速炉検討で用いられ たもの[3.5-4] であり、これより頻度が大きいものは事故事象、小さいものは基準外事象として 扱う。評価の結果、ADS の事故事象としてはビーム窓破損(BWB: Beam Window Breakage) に よる反応度投入事象(UTOP: Unprotected Transient Over Power)と、外部電源喪失による除熱 源喪失事象(PLOHS: Protected Loss of Heat Sink)が足切り値を超える見込みとなった。

炉心損傷事故につながるかどうかという点から検討すると、PLOHS 事象はスクラム成功の後 に除熱源を喪失する事象であり、炉心内部の温度上昇はそれほど急激に起きないと考えられる。 簡易モデルで行った計算では、想定している運転期間内(40年)ではほとんど温度が上昇せず、 設定した基準である被覆管の CDF 値(累積クリープ損傷和: Cumulative creep Damage Fraction) で 0.5 を超えないとの結果を得た。また UTOP-BWB についても、窓の破損によりビームダクト 内に LBE が流入し、炉心内の実効的な外部中性子数が減少し、出力は低下すると考えられるこ とから、BWB による炉心損傷の可能性も極めて低いと考えられる。

一方で、基準外事象についても考察を行った結果、流量喪失事象(ULOF: Unprotected Loss of Flow)及びビーム出力増加事象(BOP: Beam Over Power)については、炉心損傷事故につながる可能性があると考えられたことから、この2つの事象について詳細な安全解析を行った。

3.5.2 安全解析

安全解析には、高速炉用安全解析コード SIMMER-III [3.5-5] を使用した。最新の SIMMER-III では、未臨界炉を外部中性子源で駆動するモデルの扱いも可能となっており、また冷却材に LBE を用いることも可能である。解析モデルには、文献[3.5-6] のプルトニウム 2 領域炉心を対 象として、RZ2 次元体系のモデルを構築し、解析を行った。この2 領域炉心は、3.1 節で示した4 領域炉心の検討を行う上で基本炉心としたもので、ピーキングの点から温度条件について4 領域炉心よりも厳しいため、本解析の結果は保守側のものとなる。

図 3.5-1 に BOP 時の燃料温度及び被覆管温度の経時変化を示す。この計算では、ビーム出力 を定格時の 2 倍になるとして解析を行っている。図中では、被覆管軸方向位置について、下部 (Bottom, z=2.9m)、中央(Middle, z=3.4m)、上部(Top, z=3.9)の温度変化を示している。燃料 温度の図における z=3.65m(発熱部上端から-0.25m)は燃料温度が最大となった位置を示して いる。これらの結果から、BOP 時の燃料の最高温度は約 2500°C、被覆管の最高温度は約 900°C になることがわかる。現在の設計で想定している窒化物燃料の固相線温度(≒融点)は 2781°C、 被覆管材料である T91 鋼の融点が約 1300°C であることから、BOP 時においても燃料及び被覆 管の溶融の可能性はないことが確認された。

図 3.5-2 には、ULOF 時の燃料温度及び被覆管温度を示している。この計算では、冷却材ポン プ駆動力の停止時間を 5sec として解析を行った。ポンプが停止し、約 20sec で各温度は最大値 となるが、LBE の自然循環により定格時の約 35%に相当する流量が確保され、各温度は一定値 に収束している。最大値に着目すると、燃料温度は約 1800℃、被覆管温度は約 1100℃ であり、 上述の融点よりも値は低く、ULOF についても燃料及び被覆管の溶融の可能性はないことが確 認された。

一方で、BOP、ULOFの両ケースにおいては、被覆管温度が高温のままであるとの結果が得られた。この場合、被覆管の高温クリープ破断の可能性が考えられる。T91 鋼については 600℃ までのクリープ破断時間評価式が整備されているが、BOP、ULOF 時の 900℃ から 1150℃ に適用できる評価式は存在しない。そこで本検討では、予備的な検討として、既存の評価式を外挿して、クリープ破断時間の評価を試みた。この検討では、被覆管 CDF 値を計算し、この値が 0.5 を超えた場合にクリープ破断に至るとした。

解析の結果、CDF=0.5 に至るまでの時間は、BOP 事象の場合、約 2sec、ULOF 事象の場合、約 7sec との結果となった。すなわち、BOP 及び ULOF 事象が起きた場合、通常の溶融による 炉心損傷の可能性は極めて低いものの、高温クリープ破断により被覆管が損傷する可能性があ ることが確認された。これらの事象は、実際には基準外事象であるため、設計対応の必要はな いと考えられるが、クリープ破断後、どのような挙動になるかを知るためにも、今後の課題と して、クリープ破断時の詳細な過渡解析を行う必要がある。

3.5.3 まとめ

本検討では、未臨界状態で運転するため既存の臨界炉よりも安全とされている ADS が、炉心 損傷の可能性を包含していないかどうか確認することを目的として、異常な事象を系統的に整 理し、炉心損傷の可能性が考えられる事象については詳細な安全解析を実施した。

レベル 1PSA による異常事象の検討においては、ビーム窓破損と除熱源喪失事象が事故事象 となる結果を得た。しかしながら、これらの事象は炉心損傷事故につながるものではないと考 えられる。すなわち、ADS の事故事象については、炉心損傷事故に至る可能性は極めて低いこ とが確認された。一方、発生頻度が極めて低い(1x10⁻⁶/炉年を下回る)基準外事象である BOP 及び ULOF 事象については、炉心損傷に至る可能性が考えられたことから、SIMMER-III コードによる詳細な安全解析を行った。

解析の結果、両事象とも、燃料及び被覆管の温度が非常に高くなるものの、それぞれの融点 を超えるまでには至らず、溶融による炉心損傷の可能性は極めて低いことが確認された。一方 で、これらの事象については被覆管のクリープ破断の可能性が考えられる。BOP 及び ULOF 事 象は基準外事象であるため、クリープ破断に対する設計対応の必要はないものの、今後の課題 として、クリープ破断時の詳細な過渡解析を行う必要がある。

以上の結果から、対象とした ADS は、 炉心損傷及び損傷に伴う再臨界の可能性が非常に低い システムであるといえる。

参考文献

- [3.5-1] 菅原隆徳、西原健司、辻本和文、倉田有司、大井川宏之: "加速器駆動未臨界システムの 安全性検討 -異常事象の検討と事故事象の安全解析-", JAEA-Research 2009-024 (2009).
- [3.5-2] 渡辺憲夫: "原子力発電所の確率論的安全評価 (Probabilistic Safety Assessment: PSA): 内 的事象に対するレベル 1PSA", JAEA-Review 2006-041 (2007).
- [3.5-3] 日置一雅、栗坂健一、三原隆嗣: "大型高速炉のレベル1 PSA 概括評価", PNC TN9410 93-134 (1993).
- [3.5-4] "高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究 フェーズ II 技術検討書 (1) 原子炉プラ ントシステム -", JAEA-Research 2006-042 (2006).
- [3.5-5] H. Yamano, S. Fujita, Y. Tobita, et al.: "SIMMER-III: A Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis -Version 3.A Model Summary and Program Description-", JNC TN9400 2003-071 (2003).
- [3.5-6] K. Nishihara, K. Iwanaga, K. Tsujimoto, et al.: "Neutronics Design of Accelerator-Driven System for Power Flattening and Beam Current Reduction", J. Nucl. Sci. Technol., <u>45</u>, 8, pp.812-822 (2008).

				影響緩和機能の失敗							
シーケンス No	カテゴリー	起因事象	スクラム 信号	ビーム 停止	1次 ポンプ トリップ	ガード ベッセル 健全性	ポニー モータ 起動	タービン バイパス	PRACS 起動	非常用 電源 確保	頻度(/炉年)
2-15	UTOP	ビーム窓破損	×								2.00E-05
9-5	PLOHS	外電喪失								×	5.00E-06

表 3.5-1 事故シーケンスの発生頻度



図 3.5-1 BOP 時の燃料温度及び被覆管温度の経時変化



図 3.5-2 ULOF 時の燃料温度及び被覆管温度の経時変化

4. まとめ

(1) 成立性の高い ADS 概念の構築

文部科学省の公募型事業「革新的原子力システム技術開発」で採択された「加速器駆動核変 換システムの技術開発等」(平成 14~16 年度)では、基本的成立性が見込める ADS 概念を構築 した。その後、核破砕ターゲット及び冷却材として有望な LBE に関わる研究やビーム窓候補材 料に対する照射試験等の進捗により、ADS の工学的成立性の確立に必要な知見の取得が進展し た。本研究では、その結果を受けて、ADS 概念の再構築を行い、より成立性の高い ADS 概念 を構築することを目的とした。

炉心概念の構築では、燃料被覆管候補材である改良 9Cr-1Mo 鋼の LBE 中での上限目安値で ある 550℃ を満たし、更に熱出力 800MW を維持するのに必要なビーム電流を可能な限り低減 するために、炉心を4領域に分割し、それぞれに燃料組成を調整する概念を提示した。

この炉心概念を基にし、LBE による腐食を考慮して、600 日の使用期間中の燃料被覆管温度 及びビーム窓の健全性評価を行い、候補材である改良 9Cr-1Mo 鋼の成立性を示した。また、照 射効果に関する検討を行い、今後更なる照射実験データの拡充が望まれるものの、実機 ADS 使用条件下における照射の影響はそれほど大きくないことを示した。

さらに、ADS で起こりうる異常な事象を系統的に整理し、炉心損傷が考えられる事象につい て詳細な安全解析を実施した。その結果、対象とした ADS は、炉心損傷及び損傷に伴う再臨界 の可能性が非常に低いシステムであることが明らかになった。

以上によって、最新の知見を反映した概念検討の見直しを行い、より成立性の高い ADS 概念 を構築することができた。

(2) 今後の課題

一方、今後の課題として以下のことが考えられる。

燃料製造との整合性

燃料被覆管の構造健全性確保の観点から、出力ピーキング係数を下げるために炉心を4領域 に分割してそれぞれに燃料組成を調整する炉心概念を提示した。燃料製造や運転後の燃料再処 理の観点から、このように多種類の燃料を製造することの課題を検討する必要がある。

DBTT 変化評価のための実験データ拡充

以下の2種類の照射データを取得することが望まれる。

- 被覆管の中性子照射による脆化を評価する為に、照射温度 300~400 ℃、中性子照射量 1.0×10²⁷ n/m² (E > 0.1MeV) (はじき出し損傷 50 dpa) までの改良 9Cr-1Mo 鋼 (又は F82H 鋼)の中性子照射データ
- ビーム窓の陽子/中性子照射による脆化を評価する為に、照射温度 500℃、He 生成量
 2500appm(高エネルギー粒子によるはじき出し損傷 20~30dpa)程度までの改良
 9Cr-1Mo鋼(又はF82H鋼)の陽子/中性子照射データ及び核分裂中性子の寄与の評価

付録1 オーステナイト鋼の照射後試験データ

(1) 陽子/核破砕中性子照射による引張り特性の変化

・照射データの現状

陽子/核破砕中性子環境で照射されたオーステナイト鋼の引張り試験データは、ロスアラモ ス国立研究所の LANSCE における ATP や AAA (800MeV、~7 dpa、25~165℃、304L、316L 等) [A.1-1~5]及びポールシェラー研究所で進行中の STIP (580MeV、~19 dpa、90~430℃、 316F、JPCA、EC316LN 等[A.1-6~8]) から報告されている。

・照射データのまとめ

照射温度、試験温度 200°C 以下の条件で、照射量と耐力変化の関係を図 A.1-1 に、照射量 と延性の関係を図 A.1-2 に示す。耐力増加は、5 dpa 付近までは原子炉中性子照射材と同等で あるが、5 dpa 以上ではやや大きくなる。10 dpa 付近で耐力増加は飽和する。延性低下は 10 dpa 付近で止まり、20 dpa 付近まで延性を維持する。

照射温度、試験温度 250~300℃ の条件で、照射量と耐力変化の関係を図 A.1-3 に、照射量 と延性の関係を図 A.1-4 に示す。これらの図から、250~300℃ では、10 dpa 以上でも耐力増 加は飽和しない。JPCA の延性低下は 10 dpa 付近で止まり、20 dpa 付近まで延性を維持する。

照射温度、試験温度 350~400℃ の条件で、照射量と耐力変化の関係を図 A.1-5 に、照射量 と延性の関係を図 A.1-6 に示す。これらの図から、350~400℃ では、10 dpa 以上でも耐力増 加は飽和しない。

JPCA は 20 dpa 付近まで延性を維持するが、EC316LN は 17dpa で延性低下した。

参考文献

[A.1-1] S. A. Maloy, M. R. James, G. Willcut, W. F. Sommer, M. Solokov, L. L. Snead, M. L. Hamilton,F. Garner, J. Nucl. Mater., <u>296</u>, p.119 (2001) .

[A.1-2] S. A. Maloy, M.R. James, W. R. Johnson, T. S. Byun, K. Farrell, M.B. Toloczko, J. Nucl. Mater., <u>318</u>, p.283 (2003) .

[A.1-3] Y. Dai, X. Jia, J. C. Chen, W. F. Sommer, M. Victoria, G. S. Bauer, J. Nucl. Mater., <u>296</u>, p.174 (2001) .

[A.1-4] K. Farrell and T. S. Byun, J. Nucl. Mater., 296, p.129 (2001) .

[A.1-5] T. S. Byun, K. Farrell, E. H. Lee, L. K. Mansur, S. A. Maloy, M. R. James, W. R. Johnson, J. Nucl. Mater., <u>303</u>, p.34 (2002) .

[A.1-6] K. Kikuchi, S. Saito, Y. Nishino, K. Usami, Proc. Accelerator Applications in a Nuclear

Renaissance (AccApp'03), San Diego, California, June, p.874 (2003).

[A.1-7] S. Saito, K. Kikuchi, K. Usami, A. Ishikawa, T. Nishino, M. Kawai, Y. Dai, J. Nucl. Mater., <u>343</u>, p.253 (2005) .

[A.1-8] Y. Dai, G. W. Egeland, B. Long, J. Nucl. Mater., <u>377</u>, p.109 (2008)

JAEA-Research 2010-012



図 A.1-1 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 200°C 以下)



図 A.1-2 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 200℃以下)



図 A.1-3 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 250-300℃)



図 A.1-4 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 250-300℃)



図 A.1-5 オーステナイト鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 350-400℃)



図 A.1-6 オーステナイト鋼の照射量と延性の関係(照射温度、試験温度 350-400℃)

(2) 陽子/核破砕中性子照射による曲げ疲労特性の変化

・照射データの現状

陽子/核破砕中性子環境で照射された鋼材の曲げ疲労試験データは、PSI で進行中の STIP (580MeV、~19dpa、90~430℃、316F、JPCA) [A.1-9]から報告されている。

・照射データのまとめ

試験温度室温における JPCA (STIP-I) 及び 316F-SA の疲労試験の結果をそれぞれ図 A.1-7 及び図 A.1-8 に示す。両材料共に未照射材と照射材の疲労寿命には殆ど差が見られなかった。 また、照射量の影響も見られなかった。

試験温度室温における JPCA (STIP-II)の疲労試験の結果を図 A.1-9 に示す。未照射材と照 射材の疲労寿命には殆ど差が見られなかった。照射量の影響も見られなかった。

参考文献

[A.1-9] S. Saito, K. Kikuchi, K. Usami, A. Ishikawa, T. Nishino, M. Kawai, Y. Dai, J. Nucl. Mater., <u>329-333</u>, p.1093 (2004).



図 A.1-7 JPCA (STIP-I) の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)



図 A.1-8 316F (STIP-I)の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)



図 A.1-9 JPCA (STIP-II) の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)

付 録 2 フェライト/マルテンサイト (FM) 鋼の照射後試験データ

(1) 陽子/核破砕中性子照射による引張り特性の変化

・照射データの現状

陽子/核破砕中性子環境で照射されたフェライト/マルテンサイト(FM)鋼の引張り試験デ ータは、ロスアラモス国立研究所のLANSCE(800MeV、~9dpa、35~67°C、F82H、9Cr-1Mo 等)[A.2-1~4]及びポールシェラー研究所で進行中のSTIP(580MeV、~19dpa、90~430°C、 F82H、T91、Cr-1Mo等)から報告されている。

・照射データのまとめ

照射温度、試験温度室温の条件における照射量と耐力変化の関係を図 A.2-1、照射量と延 性の関係を図 A.2-2 に示す。照射により硬化するが、15dpa 付近まで延性を保持する。16dpa 以上で延性喪失するが、これは DBTT が室温を超えるためである。20dpa 照射材を照射後ア ニールすると軟化、延性回復することが示された。

照射温度、試験温度 250°C の条件における照射量と耐力変化の関係を図 A.2-3 に、照射量 と延性の関係を図 A.2-4 に示す。照射により硬化するが、18dpa 付近まで延性を保持する。 19dpa 以上で延性を喪失する。

照射温度、試験温度 350℃ の条件における照射量と耐力変化の関係を図 A.2-5 に、照射量 と延性の関係を図 A.2-6 に示す。照射により硬化するが、20dpa 付近まで延性を保持する。

照射温度、試験温度 400~600℃ の条件における照射量と耐力変化の関係を図 A.2-7 に、照 射量と延性の関係を図 A.2-8 に示す。照射により硬化するが、12dpa 付近まで延性を保持す る。

参考文献

[A.2-1] P. Spatig, R. Schaublin, S. Gyger, M. Victoria, J. Nucl. Mater., <u>258-263</u>, p.1345 (1998).

[A.2-2] Y. Dai, B. Long, Z. F. Tong, J. Nucl. Mater., <u>377</u>, p.115 (2008) .

[A.2-3] Y. Dai, S. A. Maloy, G. S. Bauer, W. F. Sommer, J. Nucl. Mater., <u>283-287</u>, p.513 (2000) .

[A.2-4] Y. Dai, X. Jia, S. A. Maloy, J. Nucl. Mater., <u>343</u>, p.241 (2005) .



図 A.2-1 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度室温)



図 A.2-2 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度室温)



図 A.2-3 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 250℃)



図 A.2-4 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 250℃)



図 A.2-5 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度、試験温度 350℃)



図 A.2-6 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 350℃)



図 A.2-7 FM 鋼の照射量と耐力変化の関係(照射温度試験温度 400-600°C)



図 A.2-8 FM 鋼の照射量と延性変化の関係(照射温度、試験温度 400-600℃)

(2) 陽子/核破砕中性子照射による曲げ疲労特性の変化

・照射データの現状

陽子/核破砕中性子環境で照射された FM 鋼の曲げ疲労試験データは、PSI で進行中の STIP (580MeV、~9dpa、130~260℃、F82H、F82H Welds) [A.2-5]から報告されている。

・照射データのまとめ

F82H 母材の疲労試験結果を図 A.2-9 に示す。疲労寿命は変化なし又は低下した。

F82H-TIG 溶接材の疲労試験結果を図 A.2-10 に示す。いずれの試験片も 10⁷回以内では破断しなかった。

F82H-EB 溶接材(15 mm)の疲労試験結果を図 A.2-11 に示す。疲労寿命は増加した。

F82H-EB 溶接材(3.3 mm)の疲労試験結果を図 A.2-12 に示す。疲労寿命は増加した。

参考文献

[A.2-5] S. Saito, K. Kikuchi, D. Hamaguchi, K. Usami, A. Ishikawa, Y. Nishino, Endo, M. Kawai, Y. Dai, J. Nucl. Mater., <u>398</u>, p.49 (2010).



図 A.2-9 F82H-母材の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)



図 A.2-10 F82H-TIG 溶接材の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)



図 A.2-11 F82H-EB 溶接材(15 mm)の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)



図 A.2-12 F82H-EB 溶接材(3.3 mm)の全歪み量と破断サイクル数の関係(試験温度室温)

This is a blank page.

表 1. SI 基本单位				
甘木昌	SI 基本単位			
本平里	名称	記号		
長さ	メートル	m		
質 量	キログラム	kg		
時 間	秒	s		
電 流	アンペア	А		
熱力学温度	ケルビン	Κ		
物質量	モル	mol		
光度	カンデラ	cd		

表2.基本単位を用いて表される	SI組立単位の例
a d d d d d d d d d d d d d d d d d d d	基本単位
和立重 名称	記号
面 積 平方メートル	m ²
体 積 立法メートル	m ³
速 さ , 速 度 メートル毎秒	m/s
加速 度メートル毎秒毎	秒 m/s ²
波 数 毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度キログラム毎立方	メートル kg/m ³
面 積 密 度キログラム毎平方	メートル kg/m ²
比体積 立方メートル毎キ	ログラム m ³ /kg
電 流 密 度 アンペア毎平方	メートル A/m^2
磁界の強さアンペア毎メー	トル A/m
量濃度(a),濃度モル毎立方メー	トル mol/m ³
質量濃度 キログラム毎立法	メートル kg/m ³
輝 度 カンデラ毎平方	メートル cd/m^2
屈 折 率 ^(b) (数字の) 1	1
比 透 磁 率 (b) (数字の) 1	1

(a) 量濃度(amount concentration)は臨床化学の分野では物質濃度(substance concentration)ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

			SI 組立里位	
組立量	名称	記号	他のSI単位による 表し方	SI基本単位による 表し方
平 面 隹	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
· 体 催	ステラジア、(b)	er ^(c)	1 (b)	m^{2/m^2}
周 波 数	ヘルツ ^(d)	Hz	1	s ¹
力 力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
压力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー、仕事,熱量	ジュール	J	N m	$m^2 kg s^2$
仕事率,工率,放射束	ワット	w	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷,電気量	クーロン	С		s A
電位差(電圧),起電力	ボルト	V	W/A	$m^2 kg s^{-3} A^{-1}$
静電容量	ファラド	F	C/V	$m^{-2} kg^{-1} s^4 A^2$
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	$m^2 kg s^{-3} A^{-2}$
コンダクタンス	ジーメンス	s	A/V	$m^{-2} kg^{-1} s^3 A^2$
磁東	ウエーバ	Wb	Vs	$m^2 kg s^{-2} A^{-1}$
磁束密度	テスラ	Т	Wb/m ²	$kg s^{2} A^{1}$
インダクタンス	ヘンリー	Н	Wb/A	$m^2 kg s^2 A^2$
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光東	ルーメン	lm	cd sr ^(c)	cd
照度	ルクス	lx	lm/m^2	m ⁻² cd
放射性核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量,比エネルギー分与,	グレイ	Gv	J/kg	m ² s ⁻²
カーマ		, and	0.115	
線量当量,周辺線量当量,方向	SUNCE (g)	Sv	J/kg	m ² a ⁻²
性線量当量, 個人線量当量		50	orkg	III 8
酸素活性	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a)SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはや

(a)SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはや コヒーレントではない。
 (b)ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c)測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d)ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性抜種の統計的過程についてのみ使用される。
 (e)セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。
 (e)セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度で表すために使用される。
 (f)数単位を種の大きさは同一である。したがって、温度差や温度問隔を表す数値はとちらの単位で表しても同じである。
 (f)数単性核種の放射能(activity referred to a radionuclide)は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g)単位シーベルト(PV,2002,70,205)についてはCIPM勧告2(CI-2002)を参照。

表4.単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

	S	I 組立単位	
組立量	名称	記号	SI 基本単位による 表し方
粘质	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
カのモーメント	ニュートンメートル	N m	$m^2 kg s^2$
表 面 張 九	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角 速 度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
角 加 速 度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s^2	$m m^{-1} s^{-2} = s^{-2}$
熱流密度,放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
熱容量、エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 kg s^{2} K^{1}$
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	$m^2 s^{-2} K^{-1}$
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^{2} s^{-2}$
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電 荷 密 度	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ sA
表 面 電 荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² sA
電 束 密 度 , 電 気 変 位	クーロン毎平方メートル	C/m^2	m ⁻² sA
誘 電 率	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3} kg^{-1} s^4 A^2$
透 磁 率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	$m^2 kg s^2 mol^1$
モルエントロピー,モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	$m^{2} kg s^{2} K^{1} mol^{1}$
照射線量(X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ sA
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	$m^{2} s^{-3}$
放射 強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 m^{-2} kg s^{-3} = m^2 kg s^{-3}$
放射輝 度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2 sr)$	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ⁻³ s ⁻¹ mol

表 5. SI 接頭語					
乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10^{24}	э 9	Y	10^{-1}	デシ	d
10^{21}	ゼタ	Z	10^{-2}	センチ	с
10^{18}	エクサ	Е	10^{-3}	ミリ	m
10^{15}	ペタ	Р	10^{-6}	マイクロ	μ
10^{12}	テラ	Т	10^{-9}	ナーノ	n
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピョ	р
10^{6}	メガ	М	10^{-15}	フェムト	f
10^{3}	キロ	k	10^{-18}	アト	а
10^{2}	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	z
10^{1}	デ カ	da	10^{-24}	ヨクト	У

表6.SIに属さないが、SIと併用される単位					
名称	記号	SI 単位による値			
分	min	1 min=60s			
時	h	1h =60 min=3600 s			
日	d	1 d=24 h=86 400 s			
度	۰	1°=(п/180) rad			
分	,	1'=(1/60)°=(п/10800) rad			
秒	"	1"=(1/60)'=(п/648000) rad			
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²			
リットル	L, 1	1L=11=1dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³			
トン	t	$1t=10^{3}$ kg			

_

表7.	SIに属さないが、	SIと併用される単位で、	SI単位で
	まとわて粉は	ぶ 中 瞬時 ほう や て そ の	

衣される剱旭が夫破的に待られるもの				
名称記		SI 単位で表される数値		
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J		
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg		
統一原子質量単位	u	1u=1 Da		
天 文 単 位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m		

表8.SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位				
	名称		記号	SI 単位で表される数値
バ	1	ル	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀	柱ミリメー	トル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オン	グストロー	- 4	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海		里	М	1 M=1852m
バ	-	\sim	b	1 b=100fm ² =(10 ⁻¹² cm)2=10 ⁻²⁸ m ²
1	ッ	ŀ	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネ	-	パ	Np	
ベ		N	В	▶ 51 単位との 叙 値的 な 阕徐 は 、 対 数 量の 定 義 に 依 存.
デ	ジベ	N	dB -	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位					
名称	記号	SI 単位で表される数値			
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J			
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N			
ポアズ	Р	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s			
ストークス	St	$1 \text{ St} = 1 \text{ cm}^2 \text{ s}^{\cdot 1} = 10^{\cdot 4} \text{ m}^2 \text{ s}^{\cdot 1}$			
スチルブ	$^{\mathrm{sb}}$	$1 \text{ sb} = 1 \text{ cd} \text{ cm}^{-2} = 10^4 \text{ cd} \text{ m}^{-2}$			
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx			
ガル	Gal	$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm s}^{-2} = 10^{-2} \text{ ms}^{-2}$			
マクスウェル	Mx	$1 \text{ Mx} = 1 \text{ G cm}^2 = 10^{-8} \text{Wb}$			
ガウス	G	$1 \text{ G} = 1 \text{Mx cm}^{2} = 10^{4} \text{T}$			
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≙ (10 ³ /4π)A m ⁻¹			

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「 ▲ 」 は対応関係を示すものである。

	表10. SIに属さないその他の単位の例					
	3	名利	尓		記号	SI 単位で表される数値
キ	ユ		IJ	ĺ	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
$\scriptstyle u$	\sim	ŀ	ゲ	\sim	R	$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{C/kg}$
ラ				ド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
$\scriptstyle u$				ム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガ		$\boldsymbol{\mathcal{V}}$		7	γ	1 γ =1 nT=10-9T
フ	I		N	11		1フェルミ=1 fm=10-15m
メー	- トル	系	カラゞ	ット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10-4kg
ŀ				ル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標	準	大	気	圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
力			IJ	ļ	cal	1cal=4.1858J(「15℃」カロリー), 4.1868J (「IT」カロリー)4.184J(「熱化学」カロリー)
Ξ	ク			ン	μ	$1 \mu = 1 \mu m = 10^{-6} m$

この印刷物は再生紙を使用しています