



JAEA-Review
2012-039

FBR プラント工学研究センター年報 (2011)

JAEA FBR Plant Engineering Center Annual Report 2011

F B R プラント工学研究センター

FBR Plant Engineering Center

JAEA-Review

November 2012

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 (<http://www.jaea.go.jp>)
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, 2012

F B R プラント工学研究センター年報 (2011)

日本原子力研究開発機構
F B R プラント工学研究センター

(2012 年 10 月 24 日 受理)

F B R プラント工学研究センターは、2009 年 4 月 1 日に、敦賀市白木地区にある敦賀本部国際原子力情報・研修センターの管理する研究棟内に設置された。当センターは、次世代原子力研究開発部門の重要な業務の一つである、実機「もんじゅ」で得られる運転経験や技術開発成果を実用化につなげる研究開発を担っている。また、これらの研究開発において、国内外の研究機関や大学等と連携して、共同研究や協力研究等により、研究開発の運営や実施を共同して行うことも期待されている。

具体的には、「もんじゅ」の所期の目的である「発電プラントとしての信頼性の実証」および「ナトリウム取扱い技術の確立」に関する研究開発を進めるとともに、「プラント保全等の研究開発」として実機と一体となって実用化につなげる必要のあるプラント工学研究および「もんじゅ」を利用した高性能燃料開発を目指した照射利用研究である。これらのプロジェクト研究開発を進めるために、当センターに五つのグループを設置し、運転・保全工学、ナトリウム工学、炉心・燃料工学、プラント工学、安全工学の各分野について研究開発を進めてきた。

しかし、2011 年 3 月 11 日の東北地方太平洋沖地震で発生した津波による福島第一原子力発電所の事故により、原子力開発そのものが現在見直されており、「もんじゅ」を用いた研究開発は 2011 年度後半より凍結され、国の原子力政策の決定を待っている段階である。

このような状況の中で、当センター発足後、3 年が経過し、研究開発成果を論文として公表するという研究活動が芽を出しつつある。そのため、2011 年度前半の研究活動を対象として本年報をまとめることとした。

本年報は、当センターの担っているプロジェクトの進捗を報告するというよりも、プロジェクトを担っている個々の研究者がどのような具体的テーマで研究を進めているのかということを確認することを意図している。これは、関連する研究を進めている国内の研究者の方々とのコミュニケーションを図りたいという当センターの希望を実現する一つの手段として本年報を考えているということであり、本年報がこのようなコミュニケーションのきっかけを与えることができたとするならば、望外の喜びである。

JAEA FBR Plant Engineering Center Annual Report 2011

FBR Plant Engineering Center
Japan Atomic Energy Agency
Tsuruga-shi, Fukui-ken

(Received October 24, 2012)

The FBR Plant Engineering Center was established on April 1, 2009 located in a research building, of which care is taken by the International Nuclear Information Training Center, Tsuruga Head Office, at Shiraki in Tsuruga. The mission of the center is to perform R&D (research and development) works both for analysis of operational experiences at the prototype fast breeder reactor “Monju” and for technology development concerning design and operation of “Monju”. Moreover it is also required to apply the results to next generation fast breeder reactors, which is an important role of Advanced Nuclear System Research and Development Directorate. And in these R&D activities, it is expected to conduct the works in cooperation with domestic or foreign research organizations or universities by a joint-study or a collaborative-work manner.

The R&D activities have been carried out specifically on the “demonstration of the reliability as a power generation plant” and “establishment of sodium handling technology”, which are originally intended missions of “Monju”. And the other R&Ds have been promoted both for the plant engineering, such as plant maintenance, to effectively use an existing reactor in order to apply the R&D results to a future demonstration reactor, and for the irradiation test study, such as advanced fuel irradiation, to use “Monju” as an irradiation test bed. In order to perform these R&D activities, five R&D groups have been set up in the center. They are operation-and-maintenance engineering, sodium engineering, reactor-core-and-fuel engineering, plant engineering, and safety engineering groups.

However, the Japanese atomic energy policy is being reviewed after the accident of the Fukushima Daiichi nuclear power station caused by a tsunami generated by the Tohoku-district-off-the-Pacific-Ocean Earthquake on March 11, 2011, and all the R&D activities using “Monju” have been suspended since late 2011. And the researchers of fast breeder reactors are waiting for a decision on the nuclear energy policy by the Japanese government.

Three years have passed since the center was established. The research activities of the center have recently begun to thrive at last, though the surrounding environment is not so good as mentioned above. Therefore, I decided to compile this annual report for research activities of early 2011.

This annual report is intended for a report of the activities of individual researcher in the center rather than that of the progress of the center as a whole. I hope this annual report will provide support to our researchers in attempting to communicate with people who are making progress on a similar field.

Keywords : FBR Plant Engineering Center, Annual Report

目次

1. 運転・保全技術開発 Gr.	
1-1 高速炉の蒸気発生器伝熱管用マルチコイル型 RF-ECT センサの開発	1
1-2 Large Scale ECT to Simulate ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR	3
1-3 Multi-Frequencies ECT Algorithms to remove sodium noise in ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR	7
1-4 液体金属流れ系におけるキャビテーション初生条件の検討	11
1-5 FEM Comparisons between RF-ECT Signals in Quasi-Static or Transient and Linear or Nonlinear Regimes for In-service Inspection of magnetic SG tubes in FBR	13
2. ナトリウム技術開発 Gr.	
2-1 液体ナトリウムによる金属メッキ試験体の反応性濡れ	17
2-2 高速炉トリチウム挙動解析コード(TTT)による水素挙動の評価	20
3. 炉心・燃料特性評価 Gr.	
3-1 最新の核データの精度を「もんじゅ」で検証 – 炉定数調整による ^{241}Am 核データの検証 –	22
3-2 「もんじゅ」性能試験データの詳細評価 – 臨界性 –	24
3-3 「もんじゅ」性能試験データの詳細評価 – 制御棒価値 –	27
3-4 「もんじゅ」性能試験データの詳細評価 – 等温温度係数 –	31
4. プラント特性評価 Gr.	
4-1 保安規定における許容待機除外時間の妥当性評価	35
4-2 炉外燃料貯蔵設備の解析モデルの構築及び全交流電源喪失時のプラント挙動評価	38
5. 原型炉安全技術 Gr.	
5-1 地震・津波時の自然循環による「もんじゅ」炉心冷却性評価	42
謝辞	47
付録 1 報告書リスト	48
付録 2 特許リスト	50
付録 3 用語解説	51

Contents

1. Operation and maintenance technology group	
1-1 Development of Multi-coil RF-ECT Sensor for JSFR SG tubes	1
1-2 Large Scale ECT to Simulate ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR	3
1-3 Multi-Frequencies ECT Algorithms to remove sodium noise in ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR	7
1-4 Cavitation Inception in a Flowing Liquid Metal System	11
1-5 FEM Comparisons between RF-ECT Signals in Quasi-Static or Transient and Linear or Nonlinear Regimes for In-service Inspection of magnetic SG tubes in FBR	13
2. Sodium technology development group	
2-1 Reactive wetting of the metallic plated Steels by Liquid Sodium	17
2-2 Evaluation of the hydrogen behavior by fast reactor tritium behavior analysis cord (TTT)	20
3. Reactor physics and fuel analysis group	
3-1 Adjustment of ²⁴¹ Am Cross Section with Mouju Reactor Physics Data	22
3-2 Reactor Physics Test in Monju Restart Core - Criticality-	24
3-3 Reactor Physics Test in Monju Restart Core - Crontrol rod worth -	27
3-4 Reactor Physics Test in Monju Restart Core - Isothermal temperature coefficient -	31
4. Plant dynamics analysis group	
4-1 Validity evaluation of AOT in the preservation rule	35
4-2 Plant dynamics evaluation of a Monju ex-vessel fuel storage system during a station blackout	38
5. Safety technology group	
5-1 Evaluation on coolability of the reactor core in Monju by natural circulation under earthquake and subsequent tsunami event	42
Acknowledgement	47
Appendix 1 List of Pubulication	48
Appendix 2 List of Released Patents	50
Appendix 3 Glossary	51

1. 運転・保全技術開発 Gr.

1-1

高速炉の蒸気発生器伝熱管用
マルチコイル型 RF-ECT センサの開発
山口 智彦（運転・保全技術開発グループ）

要旨

ループ型ナトリウム冷却高速増殖炉（JSFR）の蒸気発生器（SG）で採用を計画している直管型 2 重伝熱管を対象に微小欠陥の検出が可能なマルチコイル型リモートフィールド渦電流探傷（RF-ECT）センサの開発を行い、従来型のボビンコイルでは検出ができなかった微小欠陥や疲労き裂の検出を可能とした。

1. 研究目的

直管型 2 重伝熱管は、9Cr-1Mo 鋼（強磁性体）製の内外管を冷間引き抜き加工で密着させて製作される。伝熱管は、外径 19mm、肉厚 3.1mm（外管 1.7mm、内管 1.4mm）と小径・肉厚で、内外管にギャップ 3 μ m（公称値）が存在するため、既存の技術では分解能が低く微小欠陥の検出は困難となる。そのため、小型コイルをアレー状に配置し分解能を高め、コイルの形状や巻数等の最適化を行うことを考えた。本研究では、検査時間の短縮及びき裂やピンホール等の微小欠陥の検出を可能とするために、「もんじゅ」の伝熱管検査で実績のあるリモートフィールド渦電流探傷（RF-ECT）技術をベースにマルチコイル型 RF-ECT センサを開発し、2 重伝熱管に付与した人工欠陥を S/N 比 2 以上で検出できることを目標とした。

2. マルチコイル型 RF-ECT センサと試験方法

2 重伝熱管は、「もんじゅ」の伝熱管に比べ内径が細く（約 24mm→約 12mm）、内外管にギャップが存在することから、励磁・検出コイルのサイズや配置、チャンネル数を変えて多くのシミュレーションを行うとともに、外径 2mm 程度の小さな検出コイルの製作性などを試作により確かめながらマルチコイル型 RF-ECT センサの製作を行った。

2 重伝熱管の全肉厚の 20% 深さの欠陥（全周減肉、スリット等）を検出目標にマルチコイル型 RF-ECT センサの最適な励磁・検出コイルのサイズや配置、チャンネル数を解析と試作モデルで検証し、微小欠陥の検出に適したセンサを製作した。マルチコイル型 RF-ECT センサは、微小欠陥の検出性を高めるために、励磁コイルを検出コイルの前後に配置するとともに、励磁コイル長を長尺化して巻数を増やし、励磁力を向上させた。さらに分解能を高めるために、検出コイルを周方向に 12 個（差動 24 個）配置させた（図 1）。

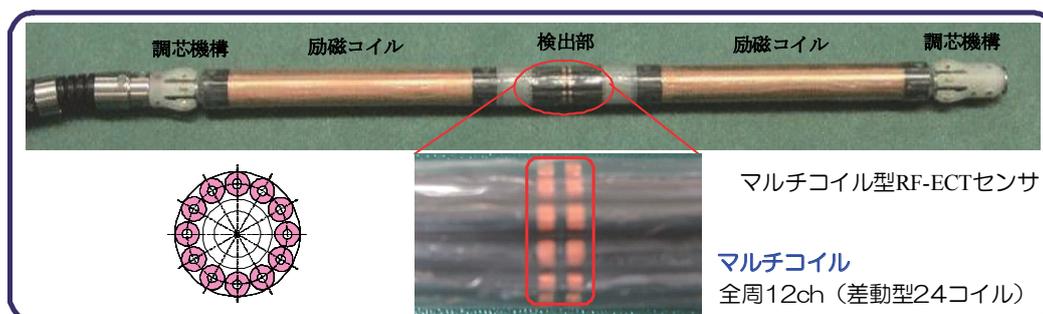


図 1 製作したマルチコイル型 RF-ECT センサ

3. 試験結果

製作したマルチコイル型 RF-ECT センサを用いて、直管型 2 重伝熱管に付与した欠陥の検出性を確認した。まず、放電加工により付与した欠陥を用いて欠陥検出性試験を行った結果例を図 2 に示す。ギャップによる渦電流の浸透しにくさの影響が懸念されたが、外管外面の検出性については、内管内面に比べ 50%程度低下するものの（単管の場合、45%程度低下）、ギャップのみの影響は 5%程度と極めて小さい。試験結果より検出目標である 2 重伝熱管の外管外面に付与した全肉厚の 20%t (0.7mm) 深さ相当の欠陥（全周減肉、全周スリット、周・軸方向ノッチ W0.3mm×L10mm、ピンホール φ1mm）を欠陥対ノイズ比（S/N 比）2 以上で検出できた。

次に、一般的に検出することが難しいとされる開口の狭いき裂状欠陥の検出性を把握するために疲労試験機（引張荷重負荷）により製作した試験片（疲労き裂の破面写真を図 3 に示す）を用いた試験では、2 重伝熱管外管外面に付与した全肉厚の 30%深さの疲労き裂を S/N 比 2 以上で検出することができた。

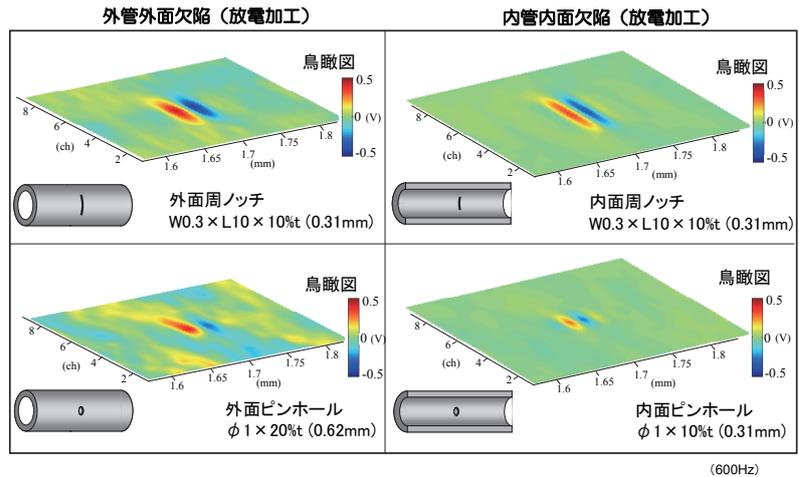
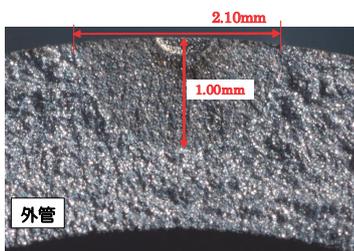


図 2 マルチコイル型 RF-ECT の試験結果(上段;周ノッチ,下段;ピンホール)



2重管設計値
 管内厚：3.1mm
 外管内厚：1.7mm
 内管内厚：1.4mm

疲労き裂の破面写真
 (深さ30%t)

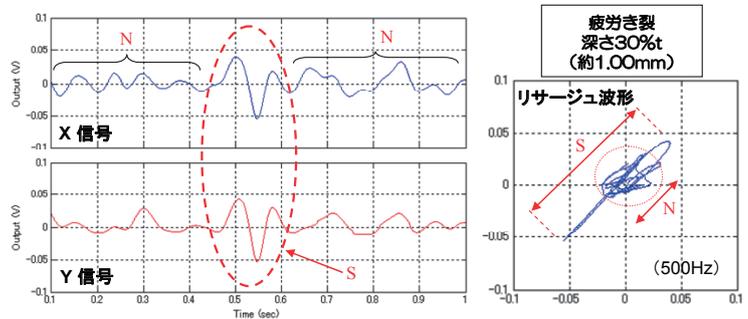


図 3 疲労き裂試験片の断面図と試験結果（深さ 30%t）

4. まとめ

検出目標とした 20%深さの人工欠陥を S/N 比 2 以上で検出できるセンサの開発に成功した。今後、より小さな疲労き裂欠陥について検出できるセンサの開発を進めたいと考えている。

本稿に関する投稿論文

- [0] 山口智彦, ミハラケオビデウ, "高速増殖実証炉に向けた保守技術開発構造物欠陥検査技術開発 (マルチコイル型 RF-ECT センサ)", 2011 年秋の年会, M22.

1-2 Large Scale ECT to Simulate ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR

Ovidiu Mihalache (運転・保全技術開発グループ)

要旨

The paper presents developments and numerical simulations of eddy current testing (ECT) algorithms used during In-Service Inspection (ISI) of ferromagnetic steam generator (SG) tubes of Fast Breeder Reactors (FBR) as in Monju FBR. A 3D FEM code was developed and enhanced to use parallel computing in our laboratory in order to take advantage of JAEA supercomputer and use up to 1024 CPUs. Both OpenMP and MPI libraries were added in pre-solver FEM assembling part and iterative solver. Finite element method (FEM) simulations are used to simulate different areas of ISI of FBR SG tubes as support plate and U-bend part with various sodium structures.

1. 研究目的

The purpose of the research was to develop a numerical 3D tool in order to simulate the ISI of FBR SG tubes using eddy currents and to validate the results also for the case when sodium structures are located outside of SG tube.

2. 評価方法

In Fast Breeder Reactors (FBRs), one of the techniques used in the In-Service Inspection (ISI) of magnetic steam generator (SG) tubes is the eddy current technique (ECT). The SG tubes, made of 2.25Cr-1Mo alloy are fixed in a helical structure shape using multiple support plates (SP) which are also ferromagnetic. The complicated shape of the SP and the multiple connections of several tubes to the SP can be quantitatively analyzed only in a full 3-dimensional (3D) analysis, in order to evaluate the influences in the ECT signal due to the close proximity of the SG tubes.

In a SG mock-up, the SG tubes are supported using only a reduced geometry version of the SP. However, in the reactor, there are multiples SG tubes connected to a big SP and the ECT signal from the SP can varies according to the position of the SG tube in SP.

The code is based on the FEM in the Galerkin approach, starting from the Maxwell electromagnetic equations and uses the magnetic vector potential defined as $\vec{B} = \nabla \times \vec{A}$.

The 3D FEM model is based on (A-V) field formulation with the gauge of the electric scalar potential $V=0$ (in order to reduce the computational burden due to the 3D model). The magnetic vector potential A is divided in two terms as follows: \vec{A}_S – the vector potential of the source field in the free air (calculated with the Biot-Savart law) and \vec{A}_R – the reduced magnetic vector potential, due to the presence of the ferromagnetic region. By adopting the reduced magnetic vector potential, the source and detection ECT coils are not meshed in the FEM model. The electromagnetic field in the 3D-RFECT code is modeled by the Eq. (1).

$$\begin{aligned} \nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}_R) - \nabla \cdot (\nu \nabla \cdot \vec{A}_R) &= 0, & \text{in } \Omega_1 \\ \nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}_R) - \nabla \cdot (\nu \nabla \cdot \vec{A}_R) + \sigma \frac{\partial \vec{A}_R}{\partial t} &= -\nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}_S) - \sigma \frac{\partial \vec{A}_S}{\partial t}, & \text{in } \Omega_2 \end{aligned} \quad (1)$$

The code was parallelized using MPI, OpenMP and block-caching algorithms at both matrix assembling stage and solver solution. The iterative solver convergence was accelerated using various pre-conditioner techniques: ILU0, nodes reordering and by modifying the electromagnetic equations with an additional null term that change the regularization of FEM matrix.

Numerical methods based on three dimensional FEM using the developed 3D-RFECT code in our group to model electromagnetic effect of sodium, and estimates the maximum noise arising from sodium deposition. Modeling focuses on the multiple interactions among sodium, tube, and tube support plate, because those signals could mask out SG tube defects. Two models of SP, presented in Fig. 1 were taken into consideration: a small model of SP with one SG tube (Fig. 1a) and a large SP model (Fig. 2a) with many SG tubes (nine in the present paper). While the small SP model is used in a mock-up test, the large SP model with multiple SG tubes resembles more the real situation in a FBR reactor.

Sodium forms, shown in Fig. 2b, are filling the void between SP and austenitic-stainless steel ring connecting SP and SG tube. Standard groove defects are located mainly in the vicinity of SP, resulting from the fretting-wear mechanism between SP and SG tube. Their position (A) and (B) is indicated in the schematics in Fig. 2a. Both defects are under the main two legs of SP.

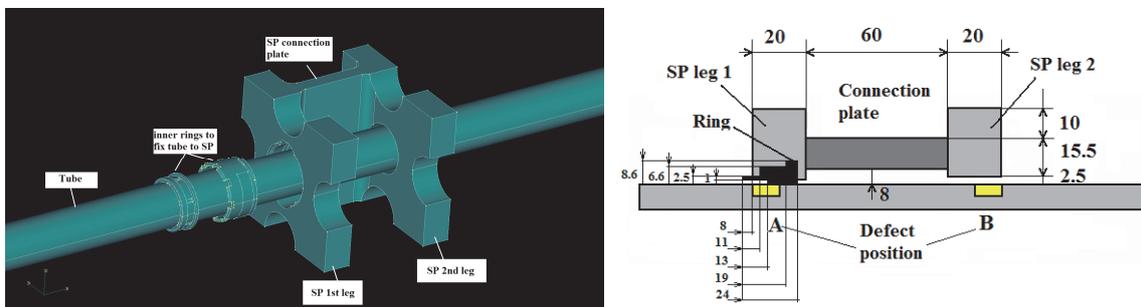


Fig. 1. Geometry and schematics of small SP with a single SG tube

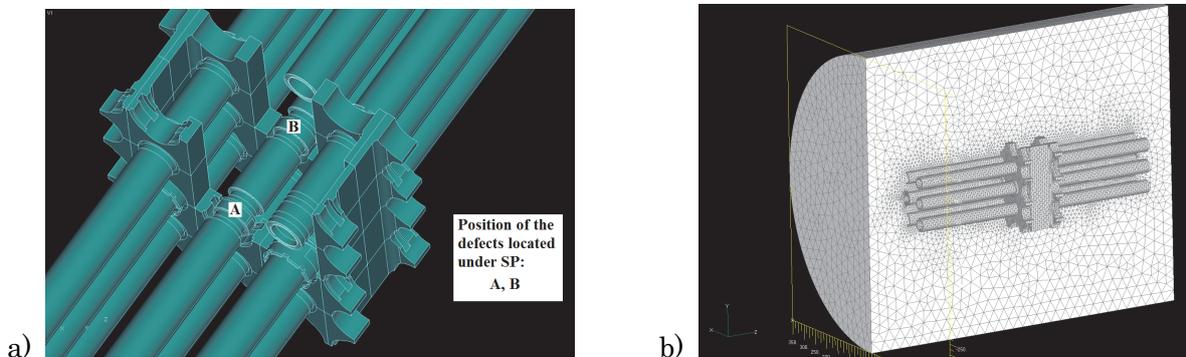


Fig. 2. a) Geometry of large SP with nine SG tubes and defects located under SP; b) FEM model for a large SP with nine SG tubes

The model uses up to 3,000,000 2nd order tetrahedral elements requiring use of parallel computing with up to 1024 CPUs using BX900 JAEA supercomputer. Simulation of 150 scanning points requires almost 12 hours of computation (1024 CPUs).

FEM numerical simulations of the distribution of the magnetic vector potential, using the 3D-RFECT code, is illustrated for the case of the large SP with multiple SG tubes in Fig. 3. The RF-ECT sensor is located in a central SG tube completely surrounded by other 8 tubes. The excitation sensor locations in the RF-ECT system correspond to the red zone on the tube while the sensor location is between them. Simulations of the amplitude of SP signal and field visualizations show that there is a shielding electromagnetic effect due to surrounding SG tubes, that is decreasing the signal from SP by up to 20%.

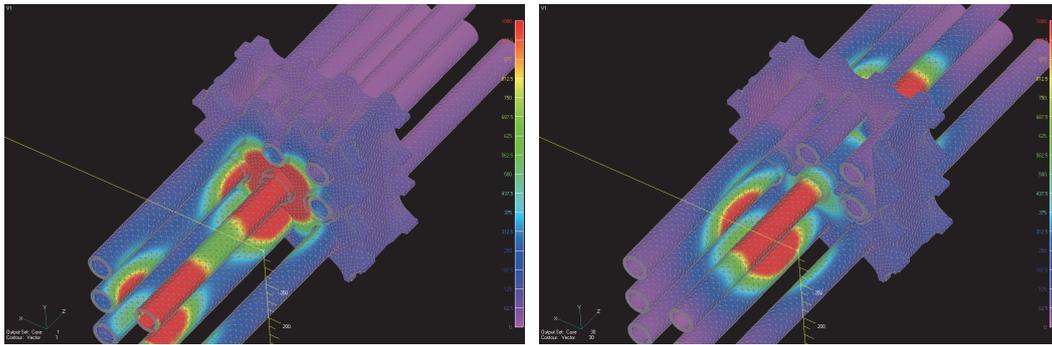
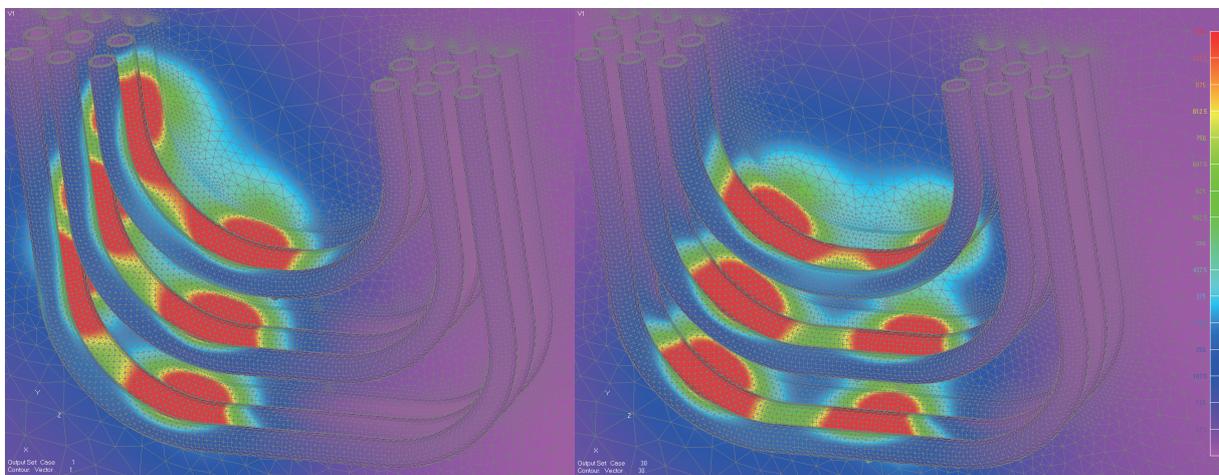
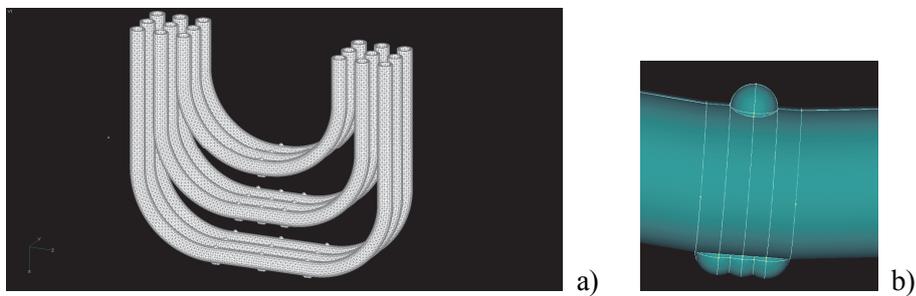


Fig. 3. Simulation of distribution of the magnetic vector potential when RF-ECT sensor inspect the SG tube located in the middle of SP and surrounded by other eight SG tubes



c)

Fig. 4. a) FEM model of multiple U-bend tubes with various curvature; c) Model of sodium drops located outside of SG tube; c) Simulation of distribution of the magnetic vector potential in U-bend SG tubes with sodium drops located on

Development and validation of the 3D RF-ECT code was realized with both experimental and theoretical solutions for simpler geometries. The main innovative parts in this work was to find a suitable electromagnetic formulation which could be scale to work with many CPUs and to parallelize the code and the iterative solver those convergence usually worsen as the simulation problem increase in size. New parallel algorithms were developed in order to take full advantage of JAEA supercomputer. Another innovative works was related to validation of 3D electromagnetic models of ISI using ECT for both cases: SG tubes without sodium and with sodium structures.

Based on 3D simulations and validations ECT probes could be enhanced for better detection of defects in SG tubes of FBR.

3. 評価結果

Development of the 3D code to simulate ISI of SG tube using eddy currents enable analysis of large structures of SG tubes with geometry similar with SG tubes of Monju FBR or future FBR. Innovative approaches were added in both code development in order to be able to scale the code to a large number of CPUs (up to 1024) and using two parallelization schemes (MPI and OpenMP). It was shown that the 3D code model provides a higher resolution with complex SP structure conditions, where the amplitude of defect (OD20%tw) is limited to only a 20-30% reduction but without changing significantly the defect signal/noise ratio from the case of one SG tube to the case of many SG tubes connecting to SP. Also, it could be simulated and validate the noise from sodium drops near support plates or U-bend tubes.

本稿に関する投稿論文

- [0-1] Ovidiu Mihalache, Toshihiko Yamaguchi, Masashi UEDA, Shinya Miyahara, "3D Remote Field-Eddy Current Simulations of the Support Plates of the Magnetic Steam Generator Tubes in FBR", 7th NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear and Pressurized Components, Yokohama, May 12-14, 2009.
- [0-2] Ovidiu Mihalache, Toshihiko Yamaguchi, Masashi Ueda, " Advancement and Performance in Large Scale Eddy Current Simulations for ISI of FBR Steam Generator Tubes", Joint International Conference on Supercomputing in Nuclear Applications and Monte Carlo 2010 (SNA + MC2010), Tokyo, 2010.

1-3 Multi-Frequencies ECT Algorithms to remove sodium noise in ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR

Ovidiu Mihalache (運転・保全技術開発グループ)

要旨

The paper presents developments and application of multi-frequency eddy current to be used during In-Service Inspection (ISI) of ferromagnetic steam generator (SG) tubes of Fast Breeder Reactors (FBR). Signal enhancement by means of multi-frequency ECT techniques are validated through 3D simulations of both signals and noise due to sodium forms around SG tube or SP. The purpose of such algorithms is to remove from ECT signal the electromagnetic noise resulting from sodium accumulated outside of SG tubes after SG vessel draining. Finite element method (FEM) simulations are used to analyse different sodium build-up scenarios observed experimentally, and to determine optimal multi-frequency ECT algorithms to suppress the most efficiently sodium noise. Also a new "window multi-frequency" algorithm is applied and validated using 3-dimensional FEM simulations of SP and sodium forms.

1. 研究目的

The purpose of research was to check and validate the feasibility of applying standard and a news developed multi-frequency algorithms to be applied to the removal of sodium noise from the ECT signal using numerical 3D FEM simulations when taking into account both large SG tubes SP plates and multiple tubes.

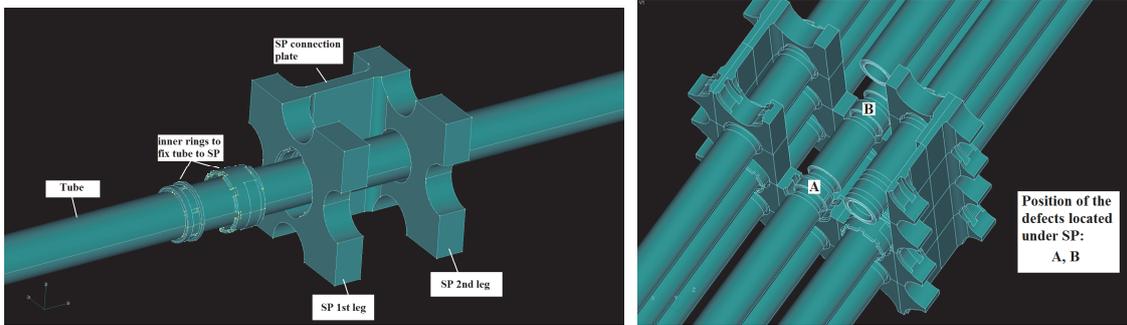
2. 評価方法

In Fast Breeder Reactors (FBR) using liquid sodium as a coolant, In-Service Inspection (ISI) of Steam Generator (SG) tubes based on Eddy Currents Testing (ECT) has to consider the electromagnetic interferences from the conductive sodium. Because sodium is highly conductive, ECT signal during ISI is polluted by sodium signal and a through analysis is required to understand signal variation especially near large SP structures. In the numerical simulations of ISI of FBR tubes using ECT, the variability of sodium forms and positions along SG tubes and structures around SG tube has to be taken into account in the most conservative case, and even if those shapes were actually not observed in the limited number of experimental measurements. ISI feasibility of FBR SG tubes using ECT should take into account accurate numerical modeling of all electromagnetic noises due to coupling of sodium with tube discontinuities, SP, or other structures around SG tubes.

Numerical methods based on three dimensional FEM using the developed 3D-RFECT code in our group to model electromagnetic effect of sodium, and estimates the maximum noise arising from sodium deposition. Modeling focuses on the multiple interactions among sodium, tube, and tube support plate, because those signals could mask outer SG tube defects. While experimental measurements showed only partially filling of defects or void gap with sodium, in the 3D computational model it were introduced models of sodium forms that would represent the worst cases which could be ever observed experimentally. Two models of SP, presented in Fig. 1 were taken into

consideration: a small model of SP with one SG tube and a large SP model with many SG tubes. While the small SP model is used in a mock-up test, the large SP model with multiple SG tubes resembles more the real situation in a FBR reactor.

Sodium forms, are filling the void between SP and austenitic-stainless steel ring connecting SP and SG tube. Standard groove defects (position A and B) are located mainly in the vicinity of SP, resulting from the fretting-wear mechanism between SP and SG tube.



b)

Fig. 1.) Geometry of SG tube with small or large SP and defects located under SP

The main innovation of the present research is to check and prove the feasibility of applying multi-frequency ECT in order to remove the electromagnetic noise due to the unknown sodium distribution located outside of SG tube. Based on experimental measurements we know sodium distributions and sodium drops sizes. However, using 3D numerical simulations, is it possible to validate the multi-frequency algorithms with the worst case scenario, even for the moment this scenario could not be recorded experimentally during the limited set we could measure in our mock-up tests.

In the multi-frequency ECT algorithm two detection signals of the RF-ECT sensor at different frequencies are combined in order to minimize the noise in the signal. If we consider that signal at frequency ν_1 is C_1 and signal at frequency ν_2 is C_2 , then the multi-frequency algorithm first map the signal C_2 to signal C_3 at frequency ν_1 . The multi-frequency signal S is then computed after reducing the initial signal C_1 by the mapped signal C_3 . Each signal (C_1 , C_2 and C_3) have two components related to the resistive and inductive components respectively.

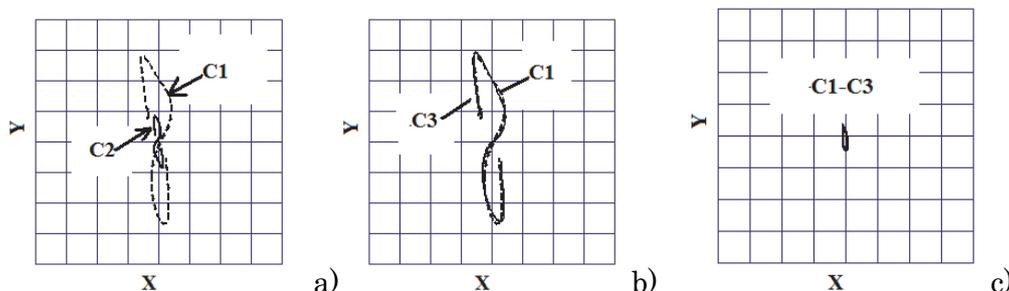


Fig. 2. Schematic of the multi-frequency ECT technique: a) initial signals at two different frequencies; b) mapping of signal from one frequency to the other; c) multi-frequency signal

When using a single ECT frequency is difficult to make a difference between a sodium signal and a defect signal. Also, because we do not know the size of sodium structure and how much can fill gaps

or defects, the ECT signal can vary large making difficult to have a clear interpretation/analysis of signals.

In the ISI of FBR SG tubes, the signal of noise is considered to be the combined signal from tube SP and sodium. Because of the non-linear effect of the sodium to the RF-ECT signal, the mapping of the multi-frequency algorithm is based on a linear algorithm, which is more robust against unknown non-linear behavior of input signals. However, because there are variations in the SP signal due to sodium filling the air-gap between SP and SG tube, for each sodium form, a multi-frequency algorithm can be determined to reduce to a minimum the SP signal. Among all multi-frequency algorithms, it is chosen the one that minimize the difference (C1-C3) for all sodium forms.

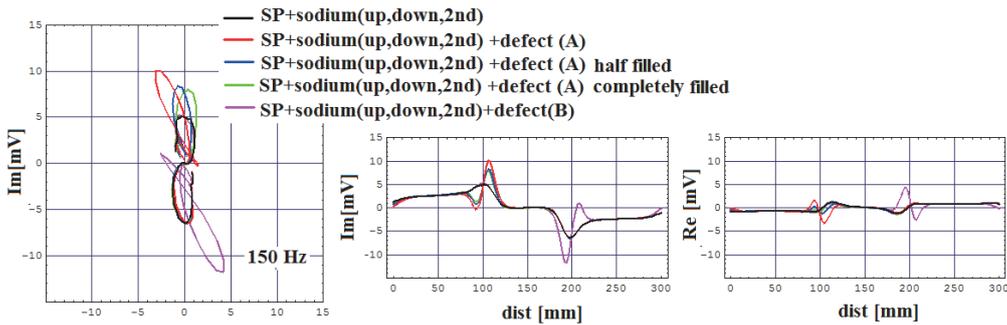


Fig.4. ECT signal at 150 from OD 50%tw position "A", "B" under large SP with 9 tubes

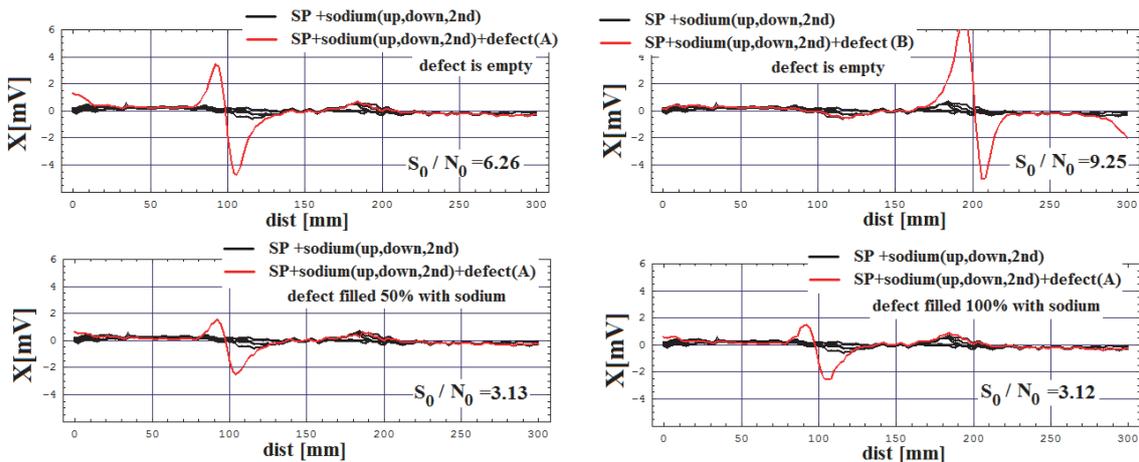


Fig. 5. Multi-frequency algorithms for 9 tubes-SP with sodium

Fig. 4 shows the simulated signal when defect position is "A" or "B" and the defect is either 50% or 100% filled with sodium at 150Hz. The large SP plate model has 9 SG tubes. By applying multi-frequency ECT algorithms, we can detect defects filled partially 50% or even 100% with sodium in both position A and B with a signal/noise ratio larger by 3 (see Fig. 5).

In the papers, is at also developed a new enhanced algorithm, defined by the name “window multi-frequency” that is able to enhance the defect detection when there is sodium as shown in Fig. 6. Increased S/N ratios are obtained when window multi-frequency algorithm is determined directly from 3D FEM simulations of large SP with multiple SG tubes.

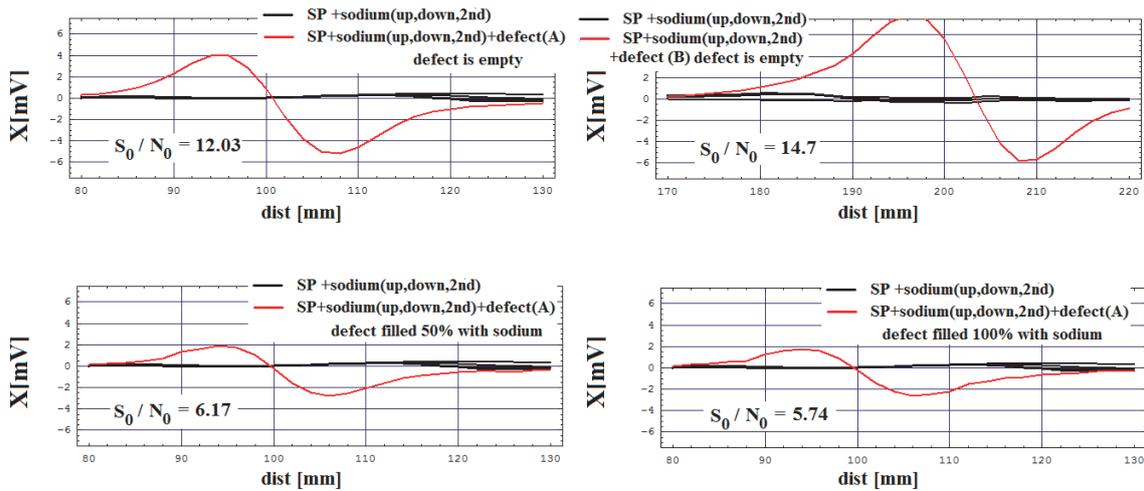


Fig. 6. “Window multi-frequency” algorithms for 9 tubes-SP with sodium

By applying the new multi-frequency technology the S/N ratio doubles from 3 to almost 6 independently from sodium noise level showing the effectiveness of the algorithm even when we do not know sodium forms sizes.

3. 評価結果

We showed the feasibility of applying multi-frequency algorithm to reduce electromagnetic noise from sodium structures. The papers show how to choose this algorithm among many options, and enhancing Signal/Noise ratio. Both multi-frequency and window multi-frequency algorithms were applied to models of small SP with one SG tube or large SP with nine SG tubes and with sodium.

Also it was developed and enhanced "window multi-frequency" algorithm which could provide a larger signal/noise ratio of defect detection under SP and in presence of sodium than classical multi-frequency algorithm. The algorithm feasibility was demonstrated using 3D numerical simulations based on FEM, even when the algorithm parameters were determined from a small SP model (1 SG tube) and then applied to the large SP model (9 SG tubes). However, the best results in multi-frequency algorithms were obtained when their parameters are determined directly from the full large SP model with 9 SG tubes.

本稿に関する投稿論文

- [0-1] O. Mihalache, T. Yamaguchi, M. Ueda, "Computational Challenges in Numerical Simulations of ISI of Ferritic Steam Generator Tubes in Fast Breeder Reactors using Eddy Currents and Multi-frequency Algorithms", *E-Journal of Advanced Maintenance*, Vol. 3, No. 2, pp. 54-77, August, 2011.
- [0-2] Ovidiu Mihalache, Toshihiko Yamaguchi, Masashi Ueda, "Multi-Frequencies ECT Algorithms for ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR using FEM Simulations", *Proceedings of 15th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics*, 6-9 September 2011, Napoli, Italy, 2011 (accepted March 30, 2012, after per review for publication in *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*).

1-4 液体金属流れ系におけるキャビテーション初生条件の検討
 矢田 浩基 (運転・保全技術開発G r.)

要旨

本研究では内部流体に液体金属を使用可能なループ型のキャビテーション試験装置を開発し、水中及び融点が68℃の低融点合金中それぞれのキャビテーション初生条件について噴流試験により実験的に検討を行い、キャビテーション初生は水中と液体金属中とでほとんど差がないことを明らかにした。

1. 研究目的

キャビテーションは流体の圧力が部分的に蒸気圧以下に低下したときに気泡が生じる現象であり、キャビテーション気泡が後流の圧力の回復する場所で消滅するときに衝撃波やマイクロジェットが発生して流体機器を損傷させる。液体金属流れ系でのキャビテーションに関する研究は、水中に比べ特殊なケースであることや実験の困難さから、水中のキャビテーション研究に比べ、ほとんど行われていない。

一方で、液体金属中でのキャビテーション壊食速度は水中よりも速いことが報告されており、キャビテーションの初生条件を十分に知ることは、ナトリウムを冷却材とする高速増殖炉配管や流体機器でのキャビテーション壊食を予測、防止するために非常に重要である。

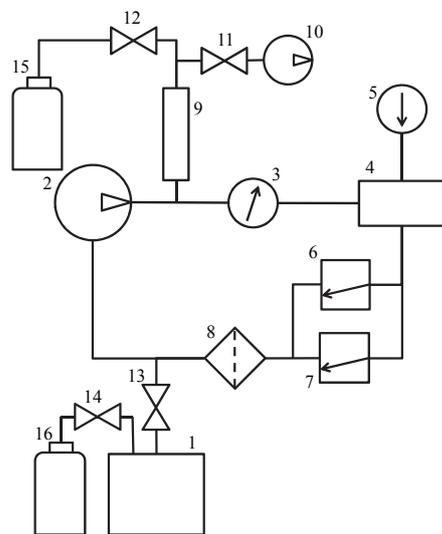
本研究では液体金属流れ系でのキャビテーション初生についての実験データを拡充するため、試験装置を開発し、液体金属中キャビテーション初生条件について実験的に検討を行った。

2. 試験装置及び試験方法

本研究では ASTM G134-95 に準拠して、液体金属中キャビテーション試験装置を開発した。試験装置の概略図を Fig.1 に示す。試験装置は、試験流体に Bi、Pb、Sn、Cd からなる融点が68℃の低融点合金（以下、PbBi-68）を使用するため、試験流体の流路に設置されたヒータにより120℃まで昇温可能である。また、液体金属の酸化を防ぐため系統内は Ar ガス雰囲気とした。テストセクションには0.6mm のノズルを設置し、噴流法によりキャビテーションを発生させた。

キャビテーション発生試験は、式(1)により定義されるキャビテーション数 σ をパラメータとして行った。キャビテーション数はキャビテーションの状態を表す無次元数である。

$$\sigma = \frac{P_d - P_v}{P_u - P_d} \quad (1)$$



- | | |
|-----------------------------|------------------------------|
| 1. Tank | 7. Pressure-regulating valve |
| 2. Pump | 8. Filter |
| 3. Upstream pressure gage | 9. Accumulator |
| 4. Test section | 10. Vacuum pump |
| 5. Downstream pressure gage | 11-14. Valve |
| 6. Pressure-relief valve | 15, 16. Ar gas tank |

Fig. 1 Liquid metal test circuit

P_d : 下流圧、 P_v : 試験液の蒸気圧、 P_u : 上流圧

キャビテーションの発生は、テストセクションに設置した加速度センサによりキャビテーション気泡崩壊時の衝撃力により生じる振動を測定し、その出力電圧の Root Mean Square (RMS)値により判断した。

3. 試験結果

Fig.2 は PbBi-68 中のキャビテーション数と加速度センサにより検出した RMS 値の関係である。バックグラウンドノイズは実験系により変化するものであるが、本試験では RMS 値で約 7.5 であった。流速 31m/s~40m/s の条件ではキャビテーション数 0.8~0.6 付近を境にキャビテーション数の減少と共に RMS 値の増加が見られ、初生キャビテーション数は 0.8~0.6 であると考えられる。流速 28m/s のデータについては、他の流速とは異なった挙動を示しており、キャビテーション数 0.6 以上では RMS 値はほぼバックグラウンドノイズと同じであり、キャビテーション数 0.6~0.4 付近でキャビテーションが初生する。これはキャビテーションの発生における流速の下限界であることが考えられる。

Fig.3 は、初生キャビテーション数とレイノルズ数の関係を表したグラフである。図には今回の試験結果と合わせて、神山らの水銀中及び水中のデータ、Ardiansyah らのナトリウム中のデータをプロットしている。このように、水、液体金属にかかわらず同一の試験装置を用いた試験では、初生キャビテーション数はほぼ同じ値となる。また、キャビテーション発生の下限界のような低流速域を除いたキャビテーションが安定して発生する流速条件では初生キャビテーション数に対するレイノルズ数の影響は顕著ではない。

以上のように、水中及び PbBi-68 中でキャビテーション発生試験を行い、同一体系での試験であれば、キャビテーション初生条件におよぼす液体種の影響はほとんど見られないことが示された。

本研究は、国立大学法人 福井大学との共同研究として実施したものである。

本稿に関する投稿論文

- [0] 矢田浩基, 金川晃大, 服部修次, “水中及び液体金属中流れ系におけるキャビテーション初生と壊食に関する基礎的研究”, 日本機械学会論文集 B 編 78 巻 788 号, p.811-820(2012)

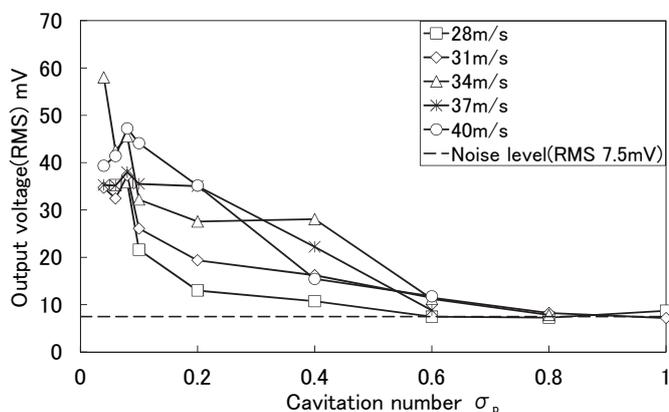


Fig. 2 Relation between RMS and cavitation number (in PbBi-68)

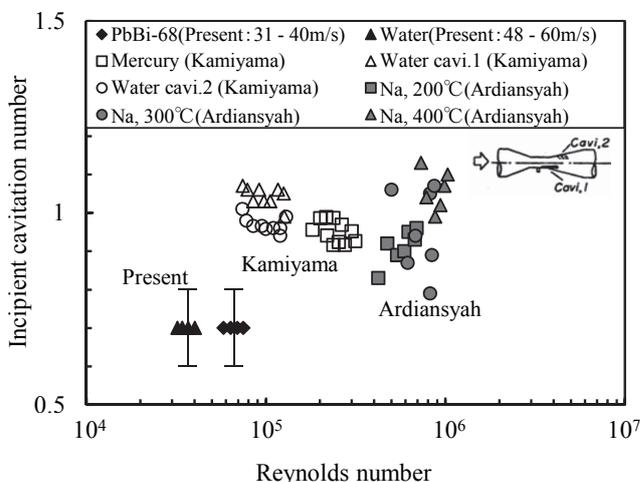


Fig. 3 Relation between incipient cavitation number and Reynolds number

1-5 FEM Comparisons between RF-ECT Signals in Quasi-Static or Transient and Linear or Nonlinear Regimes for In-service Inspection of magnetic SG tubes in FBR

Daniel Garcia-Rodriguez (運転・保全技術開発グループ)

Outline

During In-service-Inspection (ISI) of ferromagnetic steam generator (SG) tubes in fast breeder reactors (FBR), “remote field eddy current testing” (RF-ECT) is used to check for possible defects. In recent years our group has developed finite element method (FEM) simulation codes, aimed at speeding up design of RF-ECT probes while improving detection performance and reducing costs. In this work, we investigate the impact of two common approximations made in simulations: the quasi-static formulation of Maxwell equations, and the linear material properties of the tubes. To that aim we first evaluate the validity range of the simplified model, and then estimate the maximum error that can be expected against real world measurements.

1 Introduction

In the modelling of the RF-ECT technique [1], when applied to ISI of ferromagnetic SG tubes in FBR, the traditional approach is based on the quasi-static approximation of Maxwell equations at low frequency. Displacement currents are therefore neglected and, at low values of the excitation density current, the electromagnetic properties of the SG tube material are considered to be linear. This approach has been proven satisfactory at low probe speeds, and widely confirmed by both simulations and experimental measurements. As the ECT probe speed increases though, especially at higher density currents and for small defects of characteristic length size comparable to the eddy current wavelength, the validity of the linear and quasi-static approximations remains to be proven. To that aim we implemented a full time transient RF-ECT model and took into account the nonlinearity of the B-H virgin curve of the tubes.

2 FEM simulations fundamentals

2.1 Simulation codes

Two FEM simulation codes, based on different numerical approaches, have been used throughout. The first one is COMSOL [2], a general purpose FEM toolbox for solving physical problems formulated in differential equations. The second one has been developed in house purposely for the analysis of 2D axisymmetric RF-ECT problems [3]. Both codes have been used at every step as a mean to cross-check validate our results. In practice, the specialized JAEA code was always faster than the commercial-but-general-purpose one, the difference being as noticeable as 180x for some simulations.

2.2 Finite Elements domain

Fig.1 shows the basic axisymmetric layout for the simulations. In all of them we analyzed the presence of both inner and outer defects (ID and OD respectively) in a 380mm long, 12.1mm inner radius, and 3.75mm thick ferromagnetic SG tube. For each case, several defect geometries were evaluated, with widths of either 0.25mm (slit) or 5mm (circumferential defect) and depths of either 20 or 50% of wall thickness. The probe had two receiver coils 58mm far from the exciter and separated by 3mm; output signal was obtained as its difference. Probe stepping ranged from 0.01mm (38k calculation steps) to 1mm (380 steps), and the mesh size varied from 55k to 450k elements.

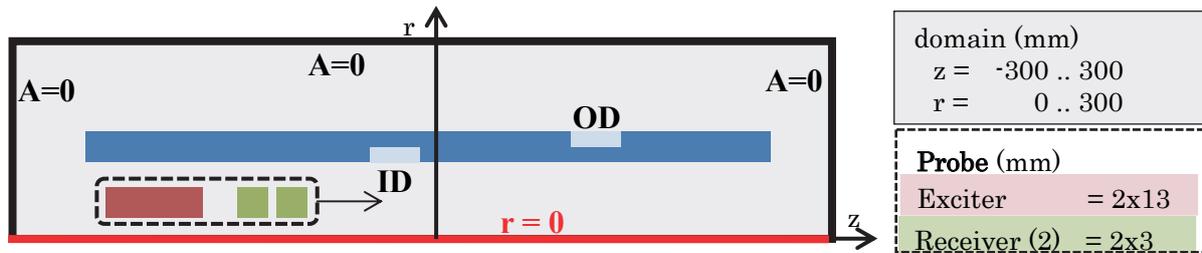


Fig. 1 : Schematic RF-ECT FEM simulations layout; A represents the magnetic vector potential magnitude

3 Results

3.1 Influence of non-linear material properties

The steam generator tubes of Monju FBR are made of a ferromagnetic 2.25Cr-1Mo steel, whose relative magnetic permeability (μ) depends on the field intensity. Fig.2a shows the effect of the rising μ up to 800 A/mm²: on one hand the maximum magnetic flux density norm (B) increases versus the linear case, but on the other hand the whole field concentrates on the region near the tube inner surface (Fig.3), and that results in worse detection for both the circumferential slit and 5mm defect (Fig.2b). These results are consistent with theoretical predictions and by comparison with COMSOL validate the ability of the JAEA code to simulate the non-linear domain. However, it is important to note that during actual inspection with current techniques typical excitation currents are 1~3 A/mm², i.e. well within the linear domain, which extends up to 17 A/mm² at 150 Hz (Fig.2a).

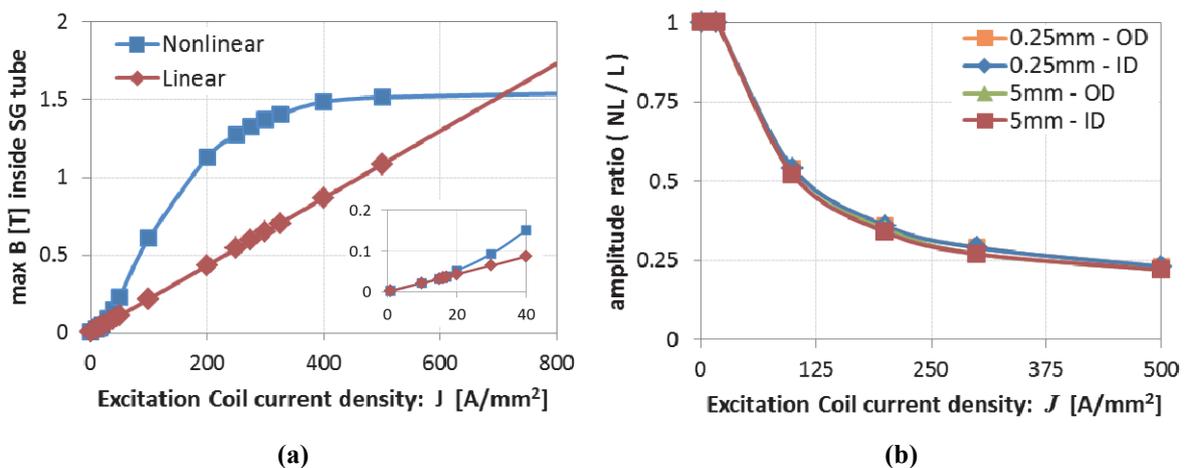


Fig.2: Effect of non-linear magnetic permeability on RF-ECT of Monju’s SG tubes: **a)** Maximum magnetic flux density norm measured inside the SG tube with increasing excitation coil current density; non-linear

behavior shows up from $\sim 17\text{A/mm}^2$, and saturation at $\sim 400\text{ A/mm}^2$. **b)** RF-ECT simulations in Monju SG tubes for 50% w.t. deep defects of 0.25mm and 5mm widths.

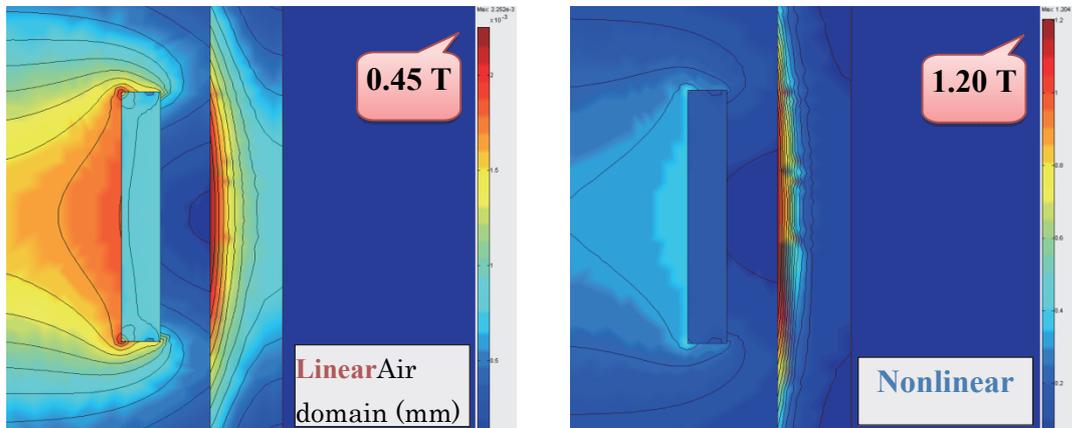


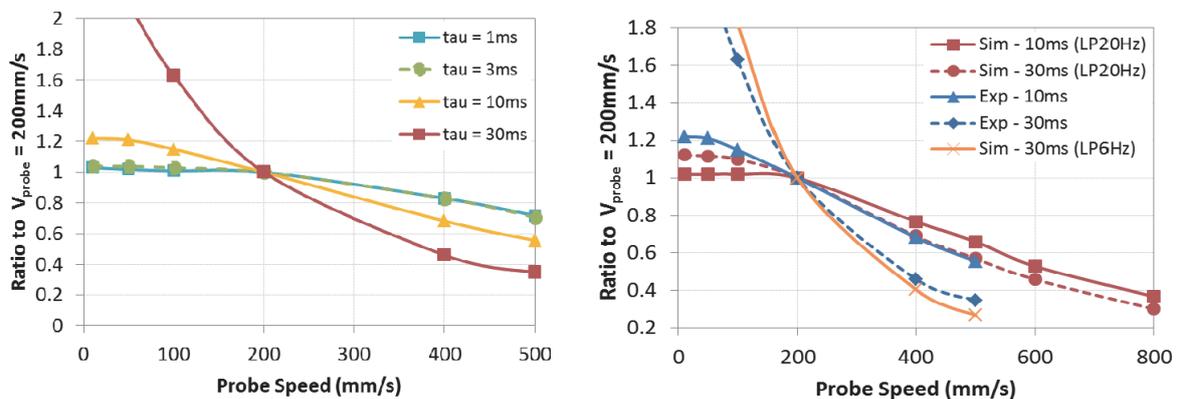
Fig.3: Magnetic flux density norm distribution during RF-ECT simulations: comparison between linear and non-linear magnetic permeability for an excitation current density of 200 A/mm^2

3.2 Influence of time transient analysis on probe speed effect

Typically during ISI of Monju SG tubes RF-ECT is performed at a probe speed of 200mm/s . However, because in the actual inspection the probe is pushed by compressed air into the highly bended tubes, it is believed that in some cases instantaneous speed can reach values as high as 800mm/s . Since the quasi-static approximation leads to results independent of probe speed, the possible impact of those brief accelerations in defect detection was analyzed in time-transient, including the lock-in amplifier used in our experimental setup.

Fig.4 summarizes our results. Experiments were carried out using a 1m long SG tube calibration sample, consisting of both inner and outer 5mm -wide and $20\%\text{w.t.}$ -deep defects separated by 30cm . A motor-driven platform with precise and stable control of the probe speed up to 500 mm/s . is used instead of the actual ISI compressed air mechanism. Two effects can be observed on Fig.4a:

1. Defect amplitude measured over Lissajous diagrams decreases at higher speeds.
2. Higher lock-in amplifier time constants lead to greater variations with speed (for $\tau > 3\text{ms}$).



(a)**(b)**

Fig.4: Effect of RF-ECT probe speed on 5mm wide 20% w.t. deep defect signal: **a)** signal amplitude variations for different speeds (10mm/s – 500mm/s) and lock-in amplifier time constant $\tau = 1 - 30$ ms; **b)** comparisons between simulation and experiment for a lock in amplifier time constant $\tau = 10 - 30$ ms.

As seen on Fig.4b both traits are adequately reproduced by simulations when using the standard lock-in amplifier time constant $\tau = 10$ ms, for which 70% of the defect signal could be lost at 800mm/s.

With $\tau = 30$ ms there were considerable quantitative differences between modeling and experiment. We believe these discrepancies arise from the low pass filter in the lock-in amplifier, which had a great impact on the simulations outcome. Indeed, it was enough to change the cut-off frequency to a lower value (20Hz \rightarrow 6Hz) to closely match the experimental data.

It is finally worth noting that results were found to be independent on defect nature in additional runs for 0.25mm and 5mm wide - 50% w.t. deep defects.

4 Conclusions and perspectives

The present work estimates the maximum error in RF-ECT detection of inner/outer FBR SG tube defects at various probe speeds and simulation regimes.

The nonlinear magnetic permeability of the SG tubes had no influence on defect signals for coil excitation currents up to 17 A/mm², which is well above the standard level in actual ISI (1~3 A/mm²).

By adopting a time-transient simulation approach we showed that sudden accelerations of RF-ECT probe speed up to 800 mm/s could result in as much as 70% of defect-signal drop. Results for the standard lock-in amplifier time-constant ($\tau = 10$ ms) showed a reasonable agreement with experimental data, but further work will be needed to account for the discrepancies at larger τ .

Contribution article concerning to this report

- [0] Daniel Garcia-Rodriguez, Ovidiu Mihalache, Masashi Ueda, "FEM Comparisons between RF-ECT Signals in Quasi-Static or Transient and Linear or Nonlinear Regimes. ECT Probe Speed Effect for In-service Inspection of Ferromagnetic SG tubes in FBR, *Proceedings of 15th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics*, 6-9 September 2011, Napoli, Italy, 2011 (accepted March 30, 2012, after peer review for publication in *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*).

References

- [1] D. L. Atherton, S. Sullivan and M. Daly, *Br. J. Nondestructive Testing*, 30, No. 1, pp. 22-28, Jan. 1988.
- [2] Femap User Guide, Version 8.3, 2004.
- [3] O. Mihalache, "Advanced remote field computational analysis of steam generators tubes", IOS Press, *Electromagnetic Nondestructive Evaluation VII, Studies in Applied Electromagnetics and Mechanics* 26 (2006), 220–227.
- [4] R. Wait, A. R. Mitchell, "Finite Element Analysis and Applications", John-Wiley and Sons Ltd., 1985
- [5] Multifunction LI Digital Lock-in Amplifier LI 5640 Instruction Manual, NF Corporation.

2. ナトリウム技術開発 Gr.

2-1 液体ナトリウムによる金属メッキ試験体の反応性濡れ 河川 宗道 (ナトリウム技術開発 Gr.)

要旨

ナトリウム冷却型高速炉 (SFR) の炉内は、液体ナトリウム (Na) で満たされているため光学的に目視することは困難である。そのため原子力機構は超音波信号で Na 中の目視・体積検査を行う Na 中目視検査装置 (USV: Under Sodium Viewer) を開発してきた。本研究は、USV の実用化のために Na と超音波受発信面の反応性濡れに関する実験的研究を行ったものである。実験では、SUS-304 鋼の表面に溶解度の異なる金属 (Ni, Pd, Au, In) でメッキ処理した試験体を用意し、試験体上の Na の面積、及び拡がり面積速度を測定した。

1. 研究背景

軽水炉の冷却材である水は光学的に目視が可能であるが、SFR の冷却材である Na は可視光を通すことができないため、炉内の光学的な目視は困難である。そこで原子力機構は USV 装置の研究開発を行ってきた。この USV 装置は Na 中を透過した超音波信号を開口合成処理により画像化するため、本装置の性能発揮には超音波受発信面と Na とが十分に濡れ、音響結合する必要がある。そのため、Na の濡れ性確保が実用化上重要となる。現在、USV 装置の受発信面に金メッキ処理を施して、濡れ性の向上を試みているが、濡れに時間を要したり、部分的な濡れが起こる等、超音波受信感度のバラツキの原因となっている。本研究は、実験的に濡れ性の定量評価を行い、メッキ条件の影響を把握するものである。

2. 実験及び評価

実験は、高純度アルゴンガス雰囲気 (酸素濃度 0.02ppm/vol, 露点-70℃以下) に置換したグローブボックス内で行った。メッキ元素の溶解度 (n) による影響を調べるため、SUS-304 の試験体に表 1 の条件で溶解度の異なる元素 Ni, Pd, Au, In をメッキ処理した。Na に対する溶解度は、それぞれ Ni が約 6×10^{-4} mol%, Pd が約 0.7 mol%, In が約 10 mol%, Au が約 25 mol% である。メッキ処理では、表 1 の上から順番に "+" となっている金属を SUS-304 表面に積層させている。例えば、試験体 No.1 は SUS-304 の上に Pd(2.0 μ m), Au(0.05 μ m), Au(1.0 μ m), In(2.0 μ m) のメッキ層となる。実験は、試験体を約 250℃ に加熱し約 20mg の Na を滴下し、滴下後の時刻 t における Na の面積 $S(t)$ 、及び拡がり面積 ($\Delta S(t) = S(t) - S(0)$) を測定した。濡れ性の評価には、 $\Delta S(t)$ を滴下 Na 量 (M) で規格化した $\Delta S(t)/M$ (以下、 $\Delta S/M$) を用いた。滴下した Na 量は誘導結合プラズマ発光分光分析装置を用いて測定した。また、濡れ性の時間依存性を求めるために、実験から得られた $\Delta S/M$ を近似曲線 γt^α (γ, α は定数) でフィッティングし、濡れ性の時間依存パラメータ α を求めた。

表 1. 試験体のメッキ条件 (+はメッキ処理を表す)

Material ^{a)}	Thickness (μ m)	Specimen												
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ni	5.0	+	+	+	+	+								+
Pd	2.0	+	+	+	+		+	+	+	+				
Au	0.05	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+
Au	1.0	+	+		+		+	+			+	+	+	
In	2.0	+	+	+							+	+	+	

^{a)}Order from SUS304

3. 実験結果及び考察

図1のマーカ及び実線は、それぞれ表面メッキの種類で整理した $\Delta S/M$ 及び近似曲線である。 $\Delta S/M$ は両対数グラフ上でおよそ直線的に振る舞い、近似曲線 γt^α でフィッティングすることができた。よって、 α は図1の傾きと等価である。図1によると、表面メッキの種類により $\Delta S/M$ はほぼ同じ傾きとなり、濡れ性の時間依存性は表面メッキに関する結果となった。また、試験体No.4, No.5, No.7については、約20秒で $\Delta S/M$ に折れ曲がりが見られた。これは、表面メッキが溶解した後、下層のメッキが溶解し始めたためであり、 α が表面のAuが溶解するときの値から下層のPdが溶解するときの値へと変化したためである。よって、No.4, No.5, No.7については折れ曲がり前(0秒~20秒)、折れ曲がり後(80秒以降)で近似曲線を描き、それぞれAu及びPdが溶解するときの α とした。これらフィッティングにより得られた α は、Auが1.62~2.29, Inが0.9~1.27, Pdが0.16~0.58となり、Niでは α の寄与は観測されなかった。

Naは表面メッキを溶解しながら拡がり、かつ上述の通り表面メッキの種類により α が決まる。表面メッキの溶解は、表面メッキ粒子がNa中へ移動することであり、これはNa中の表面メッキ粒子のケミカルポテンシャルによって決定される。溶解した表面メッキ粒子のケミカルポテンシャルの変化は、単純には溶解量の対数で特徴づけられる。ここで図2に示すように、 α と溶解度 n の関係を整理すると、 $\alpha \propto \log n$ の関係が得られる。これより α を決定する重要な因子は、溶解した表面メッキ粒子のケミカルポテンシャルであることが分かる。

本研究により、反応性濡れは金属表面の溶解度により特徴づけられる現象であり、反応性濡れの時間依存性は、金属表面における溶解度といった基本的な性質に支配されることが示された。

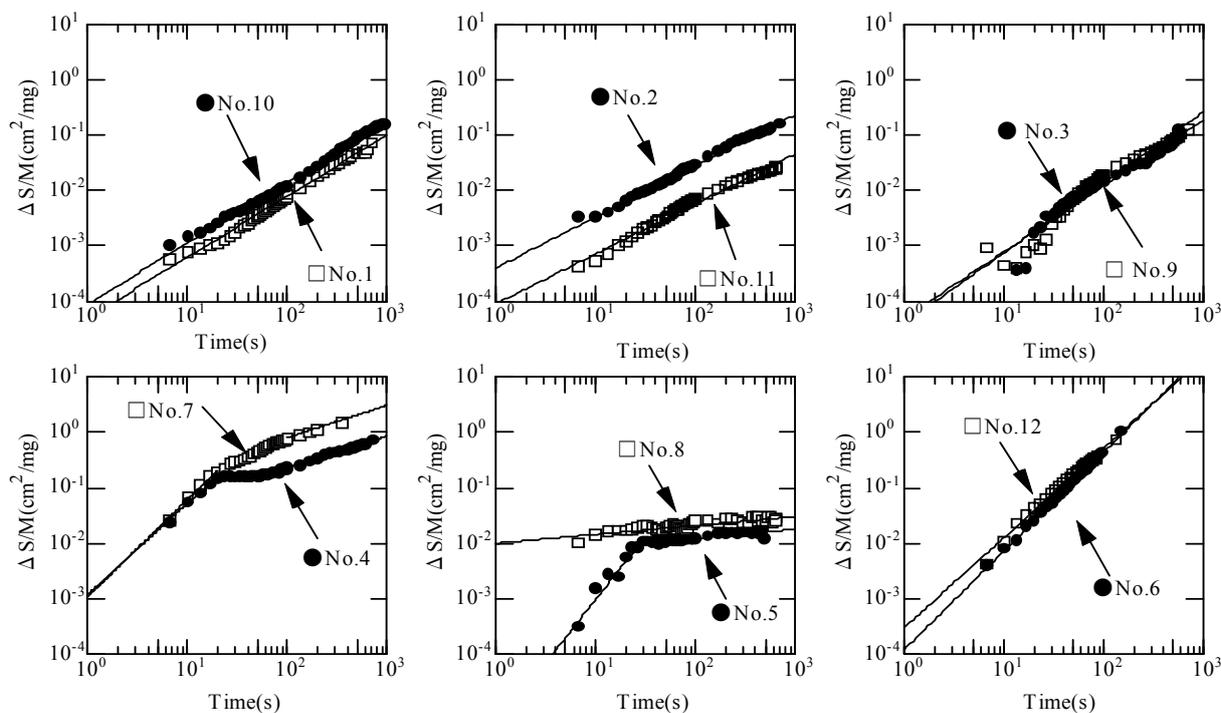


図1. $\Delta S/M$ の時間依存性

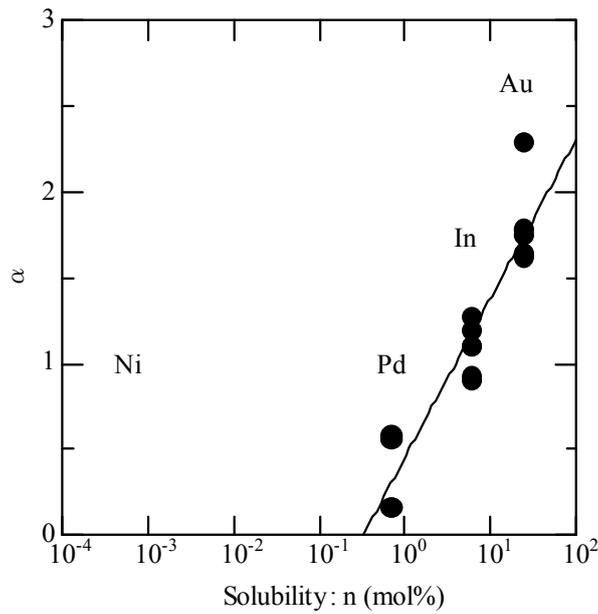


図 2. 時間依存パラメータ α と表面メッキの溶解度 n の関係

本稿に関する投稿論文

[0-1] M. Kawaguchi, A. Tagawa, S. Miyahara, S. Honda, H. Kiyokawa, "The experimental study on wetting behaviour between liquid sodium and various plated stainless steel under low temperature condition", proceedings of International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles -Challenges and Opportunities- (2010)

[0-2] M. Kawaguchi, A. Tagawa, S. Miyahara, "Reactive Wetting of Metallic Plated Steels by Liquid Sodium", Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 48, No. 4, p. 499-503 (2011)

2-2 高速炉トリチウム挙動解析コード(TTT)による水素挙動の評価
土井 大輔 (ナトリウム技術開発G r.)

要旨

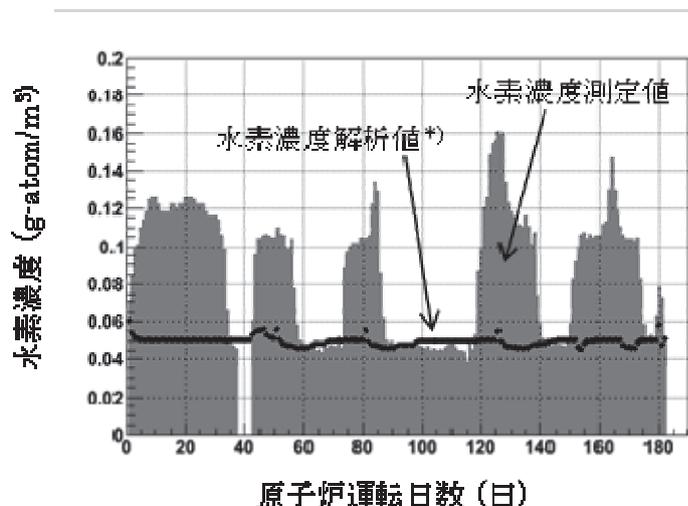
高速増殖炉におけるトリチウム挙動を評価するためには、同位体効果を通じて影響を及ぼし合う水素挙動の評価が必要である。そこで1995年に「もんじゅ」性能試験で取得された水素濃度データ、および原子力機構が開発してきたトリチウム/水素挙動を対象とした解析コード(TTT: Tritium Transport and Trap)等を利用し、蒸気発生器から2次系ナトリウムへ拡散する水素量(拡散水素量)の時間依存性および温度依存性を評価した。

1. 研究目的

高速増殖炉におけるトリチウム挙動の評価は、保守補修時の運転員の被ばく管理や、環境への放射性物質の放出量低減対策のために重要である。その評価に際しては、同位体効果を通じて影響を及ぼし合う水素挙動も同時に考察する必要がある。水素は主に蒸気発生器伝熱管の水側腐食により発生し、伝熱管壁を透過して2次系ナトリウムへ拡散すると考えられているが、実機データを用いた検証は行われていない。そこで「もんじゅ」性能試験データで取得された1次系/2次系の水素濃度データとTTTコード等を利用して、拡散水素量の原子炉運転時間依存性および蒸気温度依存性を評価する。

2. 評価方法

原子炉運転中の1次系/2次系のナトリウム及びカバーガスにおける水素濃度は、主要な水素発生源である水・蒸気側からナトリウム側へ蒸気発生器伝熱管を透過する拡散水素に加え、機器・配管のナトリウム側内表面に付着した不純物からの溶出水素、コールドトラップで捕獲される水素、ナトリウム-カバーガス間を移行する水素等により変動する。また拡散水素量も蒸気温度や流量といったプラントの運転条件に応じて、伝熱管壁に生成される酸化皮膜の成長や剥がれ等の影響を受け、水蒸気雰囲気下の酸化現象自体も十分に解明されていないため、機構論に基づいて各システムにおける水素量を推定することは難しい。そして図1に示すように、原子炉運転中に新たに発生する水素を考慮しない場合では水素濃度測定値と水素濃度解析値に乖離が生じる。



水素濃度解析値に乖離が生じる。

原子炉運転中に発生した水素量がこの差分にほぼ相当すると考えられるため、各システムの水素濃度データ、およびTTTコード内の移行モデルによるプラント

*)：拡散水素量を考慮せずに、初期水素濃度およびTTT内の移行モデルのみを用いた解析結果

図1 拡散水素量を考慮しない場合の2次系ナトリウム中水素濃度推移

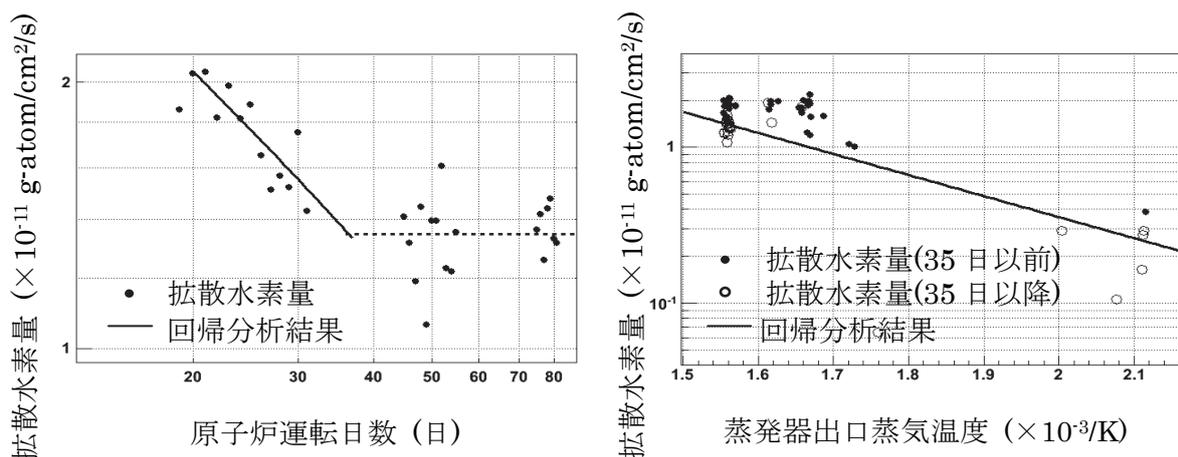


図2 拡散水素量の時間依存性(左)、温度依存性(右)

全体の水素挙動(1次系-2次系間の移行、コールドトラップによる捕獲、ナトリウム-カーバイド間の移行など)等を考慮して、各系統の水素濃度測定値と整合するように、各時刻において発生した拡散水素量を推定した。

3. 評価結果

図2に拡散水素量の原子炉運転時間依存性および蒸気温度依存性を示す。定常温度で運転された期間における拡散水素量は、30日~40日まで経過時間の-0.5乗で単調減少する傾向を示す。一方、水蒸気酸化による酸化皮膜は、酸化皮膜厚(x)、時間(t)、放物線速度定数(k_p)を用いて以下のように表される。

$$x^2 = k_p t \quad \therefore \text{拡散水素量} \propto \frac{dx}{dt} = \frac{\sqrt{k_p}}{2} \frac{1}{\sqrt{t}}$$

これより、酸化皮膜厚の形成速度は時間の-0.5乗となり、図2の解析結果と合わせると、拡散水素量の時間依存性は酸化皮膜形成に起因することが示唆される。50MW蒸気発生器試験施設では詳細な時間依存性は評価されていないが、通水開始後10日程度、50日程度まで、それ以降でそれぞれ6~10×10⁻¹¹、4×10⁻¹¹、1~2×10⁻¹¹[g·atom/cm²/s]であったと報告されており、同様の減少傾向が見られた。また35日以降における拡散水素量については、従来よりも広範な温度域でアレニウス型の温度依存性を示しており、伝熱管の腐食過程および伝熱管壁中の拡散過程の活性化エネルギーの文献値(それぞれ326、42.7[kJ/mol])と得られた活性化エネルギーの値(25.8[kJ/mol])との比較により、伝熱管壁中の水素拡散過程が支配的となっていることを確認できた。

本稿に関する投稿論文

- [0] Doi, D., Nakagiri, T., "Evaluation of Hydrogen Transport Behavior in the Power Rising Test of Japanese Prototype Fast Breeder Reactor Monju", Proceedings of the 2012 20th International Conference on Nuclear Engineering Collocated with the ASME 2012 Power Conference (ICONE20-POWER2012), Anaheim, USA, 2012, Paper ICONE20POWER2012-54176, 6p., in CD-ROM.

3. 炉心・燃料特性評価 Gr.

3-1 最新の核データの精度を「もんじゅ」で検証
 ー炉定数調整による ^{241}Am 核データの検証ー
 羽様 平 (炉心・燃料特性評価 Gr.)

要旨

1994年と2010年に実施された「もんじゅ」性能試験結果の分析に炉定数調整技術を適用し、 ^{241}Am の核データについて、「もんじゅ」性能試験データが検証に有効であり、JENDL-4.0の信頼性が高いことを実証した。

1. 研究目的

高速炉には長半減期の核種（マイナーアクチノイド（MA）核種）を燃料に混ぜて燃焼させることにより、高レベル放射性廃棄物を低減できるという特徴がある。その実現のためにはMA核種を混ぜた炉心を的確に設計することが不可欠であるが、核特性解析において鍵となる核データの精度は、MA核種については検証実績に乏しく、核特性レベルで検証されているのは ^{237}Np のみである。

2010年に再開された「もんじゅ」の性能試験では、1994年の試験に比べて ^{241}Am 含有率が3倍高い炉心で核特性が測定されている。 ^{241}Am は ^{237}Np と並ぶ代表的なMA核種である。両炉心の核特性解析精度を分析し、 ^{241}Am の核データ検証に対する「もんじゅ」性能試験データの有効性を評価する。

2. 評価方法

炉心間（Core1994⇔Core2010）の差異は主に燃料組成であるが、 ^{241}Am 以外の組成も異なるため、炉心間の解析精度の差だけで ^{241}Am の核データの精度に言及することは困難である。本研究では、炉定数調整技術を活用することによって解析精度差の原因の特定を試みた。炉定数調整とは、核特性測定値を解析で再現するように炉定数（核データ）をその誤差の範囲で調整する技術であり、炉定数の信頼性を向上させるために用いられている。ここでは調整量の大小が元の炉定数の信頼性を示す1つの尺度でもあることに着目する。

核特性測定値には、 ^{241}Am の影響が比較的現れやすく、測定データの精度も高い臨界性（実効増倍率）データを使用した。測定値の誤差(1 σ)は両炉心ともに $0.18\%\Delta k/k$ であり、炉心間の誤差の相関係数は0.90である。解析値には、基準計算値（格子計算コードSLAROM-UFによるエネルギー70群非均質集合体計算と炉心計算コードDIF3Dによる3次元TriZ拡散計算）にエネルギー・空間メッシュの離散化や拡散計算に伴う近似を補正した最確値を使用した。解析手法の誤差は両炉心ともに $0.03\%\Delta k/k$ であり、炉心間の誤差は独立とした。炉定数調整に必要な感度係数（炉定数の単位変化に対する核特性の変化）には基準計算値を使用した。

核データには現在標準使用しているJENDL-3.3(2002年公開)に加え、最新のJENDL-4.0(2010年公開)を適用し、各々の場合について調整結果を分析した。

3. 評価結果

表1に調整前後の解析精度を示す。炉心間の解析精度差に着目すると、JENDL-3.3の場合、調整前で $0.18\%\Delta k/k$ の差異が現れており、調整により低減している。解析精度差は、

前述の誤差から $0.09\% \Delta k/k^1$ 内に収まるべきであり、調整により有意な差異が解消していると言える。一方、JENDL-4.0 の場合は調整前で既に有意な精度差はなく、調整による変化も軽微である。図 1 には調整による解析精度差の変化に対する核種・反応毎の寄与を示す。

JENDL-3.3 では主に ^{241}Am 捕獲反応が寄与しており、 ^{241}Am についてオリジナルデータの修正余地が大きいこと、JENDL-4.0 ではその寄与は小さく、オリジナルデータの信頼性が高いことを示している。

表1 炉定数調整前後の解析精度の比較

対象	核データ			
	JENDL-3.3		JENDL-4.0	
	調整前	調整後	調整前	調整後
(a) 1994年炉心	-0.08	0.01	0.20	0.00
(b) 2010年炉心	-0.26	-0.04	0.15	-0.01
解析精度差 (b)-(a)	-0.18	-0.05	-0.05	-0.01

(単位 % $\Delta k/k$)

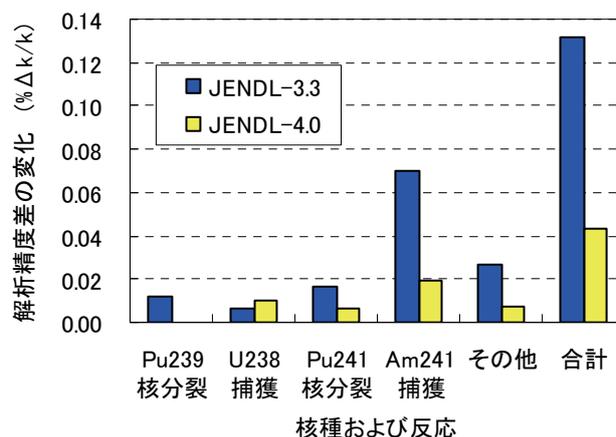


図 1 炉定数調整による解析精度差の変化の内訳

4. まとめ

1994年と2010年の「もんじゅ」臨界性試験結果を炉定数調整により分析し、 ^{241}Am の核データの検証に有効であり、JENDL-4.0の信頼性が高いことを実証した。

本稿に関する投稿論文

[0] Hazama, T. et al., "Adjustment of ^{241}Am Cross Section with Monju Reactor Physics Data", Proceedings of 2011 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP'11), Nice, France 2011, Paper 11206, p.1527, in CD-ROM.

¹ 測定値の誤差 $\sqrt{(2*0.18^2-2*0.90*0.18^2)}$ と解析値の誤差 $\sqrt{(2*0.03^2)}$ の2乗和平方根

要旨

1994年と2010年に実施された「もんじゅ」性能試験の臨界性データについて、補正值及び誤差を詳細評価し、最確測定値を得た。解析値との比較により世界の主要核データの精度を評価し、実効増倍率については JENDL-3.3、-4.0、ENDF/B-VII が 0.2%以内の精度を有すること、 ^{241}Pu 崩壊による反応度変化については JENDL-4.0 や JEFF-3.1 が 1%以内の精度を有することを明らかにした。

1. 研究目的

2010年に再開された「もんじゅ」性能試験の炉心には、1994年の試験に比べて ^{241}Am 含有率が3倍高いという特徴があり、その核特性解析精度が注目されている。しかしながら ^{241}Am の蓄積量を差で見ると 1wt%/HM と微量であるため、 ^{241}Am の寄与を抽出するためには、従来にない詳細な誤差評価が必要である。

本研究では、1994年と2010年の試験データ（以下 Core1994、Core2010 と記す）を、世界最高レベルの品質²で評価し、その結果に基づき世界の主要核データの精度を評価する。ここでは、臨界性（実効増倍率）の結果を示す。

2. 測定データの評価

2.1. 評価方法

測定機器の特性、試験方法、試験体系（物質組成・形状）に含まれるあらゆる不確定要因を分析し、誤差を評価した。不確定要因は可能な限り補正值とその誤差に区分し、誤差の最小化を図った。また、炉心間の差異の評価に必須となる誤差の相関も定量評価した。なお、臨界での実効増倍率は正確に 1.0 であり本来補正は不要であるが、解析でのモデル化（炉心長 930mm や温度 200°C などの区切りの良い値を使用）に対応して補正值を導入した。

2.2. 評価結果

最終的に実効増倍率の最確測定値として以下を得た。

Core1994 0.99972 ± 0.00128

Core2010 0.99940 ± 0.00129 誤差の炉心間相関 0.985

適用した補正值と誤差の内訳をそれぞれ表 1、表 2 に示す。

補正值の中では、 α 線自己照射効果（燃料中で発生する α 線により燃料の格子定数が増大する効果。応じて燃料が軸方向に膨張するものとみなしている。）の補正が最大である。燃料製造後の経過年数の差により Core2010 の値が大きくなっている。

測定誤差は臨界確認時の温度等のパラメータの評価誤差を、形状誤差は解析時に使用する形状情報の誤差を、組成誤差は、解析時に使用する組成の誤差を意味する。性質は炉心間で誤差が共通か否かを示している。表には示していないが、各誤差の主要因は、測定誤差につ

²国際炉物理ベンチマーク実験プロジェクト(IRPhEP)で要求される評価レベル

いては温度、形状誤差については α 線自己照射効果、組成誤差については燃料組成となっている。中でも燃料組成に起因した共通誤差成分が誤差全体に対して支配的である。当該誤差は組成分析機器の系統的なバイアスに起因するものであるが、本評価では実測データではなく、IAEAの目標値に基づいて設定している。分析機器の校正データなど実測データが利用できれば低減が期待できる。

表 1 補正值評価結果

Parameter	Core1994	Core2010
制御棒指示値	-0.007	-0.002
制御棒駆動軸の熱収縮	- ^{a)}	0.001
冷却材温度	- ^{a)}	-0.003
燃料長	-0.001	0.004
α 線自己照射効果	-0.032	-0.063
流量	0.009	0.003
下部軸ブランク長	0.003	-0.001
Total	-0.028	-0.060

a) 詳細データ不足により不確定要因は誤差のみに考慮。
(Unit: % Δ k/k)

表 2 誤差評価結果

種別	性質	Core1994	Core2010
測定誤差	共通	0.0069	0.0064
	独立	0.0031	0.0011
形状誤差	共通	0.0021	0.0023
	独立	0.0109	0.0053
組成誤差	共通	0.1268	0.1285
	独立	0.0136	0.0121
Total		0.1282	0.1293

(Unit: % Δ k/k)

3. 解析精度の評価

3.1. 評価方法

解析値は、制御棒挿入状態など測定体系を正確に模擬して評価した。解析手法は決定論的手法であり、基準計算値（格子計算コード SLAROM-UF によるエネルギー70 群非均質集合体計算と炉心計算コード DIF3D による3次元 TriZ 拡散計算）にエネルギー・空間メッシュの離散化や拡散計算に伴う近似を補正して最確計算値を得た。

解析手法の誤差は、参照解（連続エネルギーモンテカルロコード計算値）との差に基づき設定した。Core2010 については、燃焼組成の誤差を追加考慮した。

核データには標準として使用している JENDL-3.3 に加え、世界の主要核データとして、日本の JENDL-4.0、米国の ENDF/B-VII、欧州の JEFF-3.1 を適用した。

3.2. 評価結果

解析値と実験値の比(C/E 値)を図1に示す。誤差は実験誤差と解析手法誤差の和であり、C/E 値の1からのずれは核データの精度を表している。C/E 値のずれは JEFF-3.1 を除いて誤差(1 σ)の2倍(0.2% Δ k/k)以内に収まっている。

臨界性には様々な核種・反応の核データが寄与するため、図1の結果だけで²⁴¹Am核データの妥当性に言及することは困難である。そこでCore1994とCore2010の差異に着目した。図2に炉心間差異に寄与する核種の内訳を示す。²³⁹Pu、²⁴¹Pu、²⁴¹Amが主に寄与しており、炉心間差異に着目することにより精度評価の対象核種をそれら3核種に限定できることが分かる。そのうち²³⁹Puについては、核データ誤差が他の2核種に比して比較的小さく炉心間差異の解析精度への寄与は無視できる。また、²⁴¹Puと²⁴¹Amの寄与は、燃料交換でも変化するが、組成データの変化はほぼ²⁴¹Puの崩壊による反応度変化(²⁴¹Pu崩壊効果)に対応している。結果的に炉心間差異の解析精度は、²⁴¹Pu崩壊効果に対する核データの精度で決定されていると言える。

炉心間差異に対する解析値と実験値の差(C-E 値)を図3に示す。JENDL-4.0とJEFF-3.1では、誤差内で一致している。²⁴¹Pu崩壊効果について、JENDL-4.0やJEFF-3.1は0.05% Δ k/k

(相対精度 1%) 内の精度を有すると評価できる。

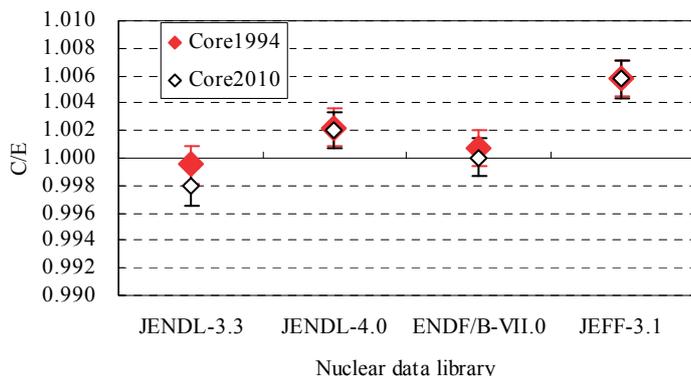


図 1 臨界性解析精度の核データライブラリ間の比較

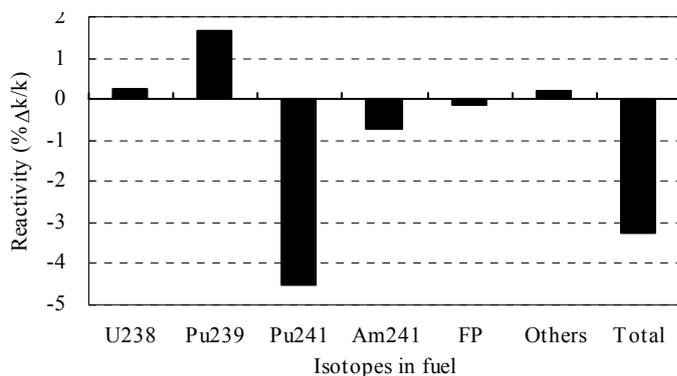


図 2 炉心間差異 (Core2010 - Core1994) に対する核種毎の寄与の内訳

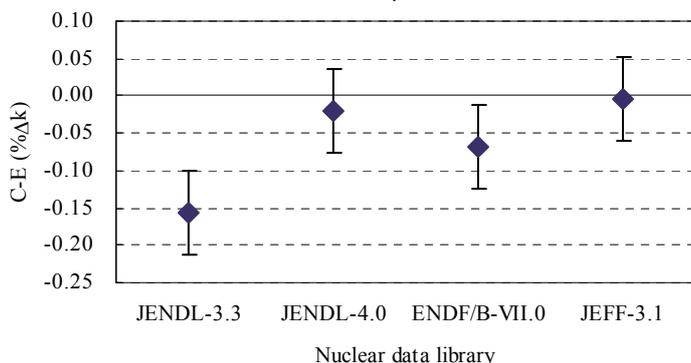


図 3 炉心間差異 (Core2010 - Core1994) に対する解析精度 (C-E 値) の核データ間比較

4. まとめ

1994 年と 2010 年の「もんじゅ」炉心の臨界性（実効増倍率）試験結果について、補正值及び誤差を詳細評価した。誤差要因の中では燃料組成分析の系統誤差が支配的であることを明らかにした。

両炉心の実効増倍率について解析値と比較し、核データ JENDL-3.3, -4.0、ENDF/B-VII が 0.2%Δk/k 内の解析精度を有することを明らかにした。

同一の炉心形状であるが燃料組成のみが異なる点に着目し、炉心間の微細な差異を明確にできる「解析値と測定値との差」で整理し、²⁴¹Pu 崩壊による反応度変化について JENDL-4.0 と JEFF-3.1 が 1%内の解析精度を有することを明らかにした。

本稿に関する投稿論文

[0] Hazama, T. et al., “Criticality Evaluation for the Monju Restart Core”, Nucl. Technol., 179, p. 250 (2012).

要旨

1994年及び2010年に実施された「もんじゅ」制御棒価値測定試験について、測定値及び測定誤差の詳細評価を実施した。得られた測定値及び誤差に基づき、解析精度を評価した結果、炉心体系や制御棒の径方向位置、種類に依らず解析精度はほぼ一定（ばらつきが±2%の範囲内）となり、かつ解析値と測定値は両者の誤差合計値（約±3%：1σ）の範囲で一致することを確認した。

1. 研究目的

制御棒価値（以下、CR 価値）は主要核特性の1つであり、また、他の核特性測定でも反応度の基準として用いられるため、可能な限り正確に評価する必要がある。本研究では、1994年及び2010年に実施された「もんじゅ」性能試験のCR 価値測定試験結果（以下 Core1994、Core2010 と記す）を詳細に評価し、その結果を基に「もんじゅ」のCR 価値に対する解析精度を検証する。

2. CR 価値評価

炉心中心に位置する粗調整棒（CCR1）は正のペリオド法で、それ以外の位置にある制御棒はCCR1の微分価値を基にした置換法で測定されている。従来の「もんじゅ」性能試験での評価は種々の要因を一括して誤差としていた。本研究は、これを要因ごとの補正值とその誤差として扱い、最確測定値を評価した。

補正值及びCR 価値評価結果を表1、図1に示す。補正項目の例として「CR 駆動軸熱収縮補正」の概要を述べる。制御棒（CR）引抜に伴いCR 駆動軸の一部

は炉心部(200℃)から炉上部(約70℃)に移動し、熱収縮する。この影響を考慮するために、過去に実測された熱収縮の時間変化とCR 操作履歴から測定ステップ毎の熱収縮量を求め、補正值としている。

補正項目の中では、表1に示すように、Core1994における「外部中性子源効果補正」が最大であり、後述する誤差合計に比べても無視できない。その他の補正についても、制御棒間の差異を詳細に評価する場合は無視できないと考えられる。

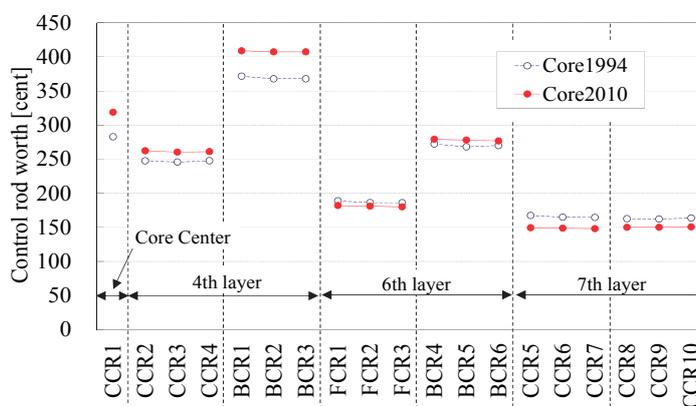


図1 CR 価値評価結果

表 1 CR 価値評価結果

		補正前CR価値		臨界判定補正	外部中性子源効果補正	トップラ効果補正	CR駆動軸熱収縮補正	補完解析値のE/C補正	補正後CR価値		
		測定範囲内	測定範囲外 ^(*)						測定範囲内	測定範囲外	フルストローク
Core1994	CCR1	276.55	-	-	+2.30	+0.77	+0.37	-	279.99	-	279.99
	CCR2	245.71	-	-	-	-	-0.14	-	245.57	-	245.57
	CCR5	168.28	-	-	-	-	0.00	-	168.28	-	168.28
	CCR6	163.55	-	-	-	-	+0.05	-	163.60	-	163.60
	FCR1	188.80	-	-	-	-	-0.02	-	188.78	-	188.78
	BCR1	333.84	-	-	-	-	+0.07	-	333.91	-	333.91
	BCR4	249.53	-	-	-	-	+0.03	-	249.56	-	249.56
Core2010	CCR1	170.96	141.03	+0.30	+0.51	+0.41	+0.52	+0.94	172.70	141.97	314.67
	CCR2	172.93	85.01	-	-	-	+0.10	+0.20	173.02	85.20	258.23
	CCR5	148.36	-	-	-	-	-0.21	-	148.16	-	148.16
	CCR6	149.01	-	-	-	-	-0.32	-	148.69	-	148.69
	FCR1	171.89	6.36	-	-	-	-0.43	+0.02	171.45	6.38	177.83
	BCR1	172.93	229.24	-	-	-	+0.38	+2.15	173.31	231.39	404.70
	BCR4	172.93	100.83	-	-	-	-0.09	+1.39	172.83	102.22	275.05

単位: [ε]

*1) 炉心反応度が小さいため測定範囲外となる範囲については解析値にて補完

誤差評価結果を表 2 に示す。「臨界性再現性」や「遅発中性子データ誤差」(遅発中性子ファミリーデータの誤差)は、本評価において新たに考慮した項目である。各 CR に対する誤差評価結果は約 1.6~1.7% (相対値、1σ) であり、いずれの CR においても「遅発中性子データ誤差」が支配的である。CR 価値測定のさらなる精度向上のためには当該誤差項目の低減が有効である。

なお、本報では省略するが、得られた補正および誤差評価の妥当性は対称位置における CR 価値が誤差の範囲内で概ね一致することにより確認している。

表 2 CR 価値誤差評価結果

	測定誤差									遅発中性子データ誤差		組成誤差		合計	
	計数率データ処理	臨界判定	制御棒位置表示	デラッチ・ラッチ操作	トップラ効果補正	制御棒駆動軸の熱収縮補正	外部中性子源効果補正	臨界性再現性	基準制御棒	先行核ファミリー相対割合	先行核ファミリー崩壊定数	燃料	制御棒(¹⁰ B)		
Core 1994	CCR1	0.30	0.10	0.01	0.01	0.04	0.01	0.01	-	-	1.26	0.81	0.15	0.23	1.56
	CCR2	-	0.03	0.05	0.03	-	0.02	-	-	1.54	-	-	0.16	0.23	1.57
	CCR5	-	0.04	0.10	0.00	-	0.02	-	0.48	1.56	-	-	0.17	0.24	1.66
	CCR6	-	0.04	0.11	0.00	-	0.01	-	0.49	1.56	-	-	0.17	0.24	1.67
	FCR1	-	0.04	0.08	0.01	-	0.00	-	-	1.55	-	-	0.16	0.26	1.58
	BCR1	-	0.02	0.09	0.02	-	0.00	-	0.24	1.65	-	-	0.14	0.11	1.68
	BCR4	-	0.03	0.12	0.02	-	0.01	-	0.32	1.63	-	-	0.14	0.11	1.68
Core 2010	CCR1	0.07	0.13	0.10	0.09	0.04	0.02	0.02	-	-	1.32	0.87	0.16	0.26	1.62
	CCR2	-	0.04	0.13	0.07	-	0.04	-	-	1.59	-	-	0.16	0.26	1.63
	CCR5	-	0.05	0.13	0.01	-	0.01	-	-	1.59	-	-	0.16	0.24	1.62
	CCR6	-	0.05	0.13	0.00	-	0.01	-	-	1.59	-	-	0.16	0.24	1.63
	FCR1	-	0.04	0.11	0.02	-	0.03	-	-	1.59	-	-	0.16	0.24	1.62
	BCR1	-	0.04	0.16	0.11	-	0.03	-	-	1.59	-	-	0.14	0.18	1.62
	BCR4	-	0.04	0.13	0.07	-	0.04	-	-	1.59	-	-	0.14	0.17	1.61

(単位: %)

3. 測定誤差の相関評価

誤差の相関は、複数データを解析値と比較する際に必須となる項目であり、これにより複数の CR 値の差の有意性を的確に判断することが可能となる。ここでは、表 2 を基にして、同一炉心および炉心間 (Core1994⇔Core2010) の複数 CR 間における誤差の相関 (共通の誤差ソースによる誤差項目が全誤差に占める割合) を定量的に評価した。評価結果を表 3 に示す。

異なる炉心間であっても誤差は互いに強い相関 (相関係数≒1) を示す。これは誤差評価(表 2)において「遅発中性子データ誤差」が支配的かつ共通の誤差要因であることに起因する。尚、枠で囲んだ箇所は比較的弱い相関を示している。これは Core1994 のみに計上した「臨界性再現性誤差」や BCR 値測定手法の炉心間差異 (Core1994 のみ CCR1 に加えて FCR1-3 も基準として使用) が寄与している。

表 3 誤差相関評価結果

		Core 1994						Core 2010							
		CCR1	CCR2	CCR5	CCR6	FCR1	BCR1	BCR4	CCR1	CCR2	CCR5	CCR6	FCR1	BCR1	BCR4
Core 1994	CCR1	-	1.00	0.95	0.94	0.99	0.95	0.92	0.97	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96
	CCR2		-	0.95	0.95	1.00	0.96	0.93	0.97	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96	0.96
	CCR5			-	0.91	0.95	0.92	0.89	0.91	0.90	0.90	0.90	0.90	0.90	0.90
	CCR6				-	0.95	0.92	0.89	0.91	0.90	0.90	0.90	0.90	0.90	0.90
	FCR1					-	0.97	0.94	0.96	0.95	0.95	0.95	0.95	0.95	0.95
	BCR1						-	0.98	0.89	0.89	0.88	0.88	0.89	0.89	0.89
	BCR4							-	0.89	0.88	0.88	0.88	0.88	0.88	0.88
Core 2010	CCR1							-	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	
	CCR2								-	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	
	CCR5									-	0.98	0.99	0.98	0.99	
	CCR6										-	0.99	0.98	0.99	
	FCR1											-	0.99	0.99	
	BCR1												-	0.98	
	BCR4													-	

4. 解析精度の評価

CR 値は他の CR との相互干渉により変化するため、解析と測定間の CR 位置の差を補正する必要がある。本研究では、測定時の CR 位置情報から解析によって補正值を求め、様々な CR 位置での臨界データに対する解析精度を分析することにより、その誤差も評価した。

CR 値の解析値は、これまでの「もんじゅ」性能試験解析で培った手法³に基づいて評価した。

解析値と測定値の比(C/E 値)を図 2 に示す。干渉効果補正の適用 (図中の●) により、炉心体系や CR の径方向位置、種類に依らず解析精度はほぼ一定 (C/E 値 (ノミナル値) のばらつきが±2%の範囲内) となり、かつ、解析値は測定値と誤差 (解析誤差を含む) の範囲 (約±3% : 1σ) で一致する。

³ JENDL-3.3、3次元拡散計算結果に対し、輸送、空間メッシュ、エネルギー群補正を考慮。

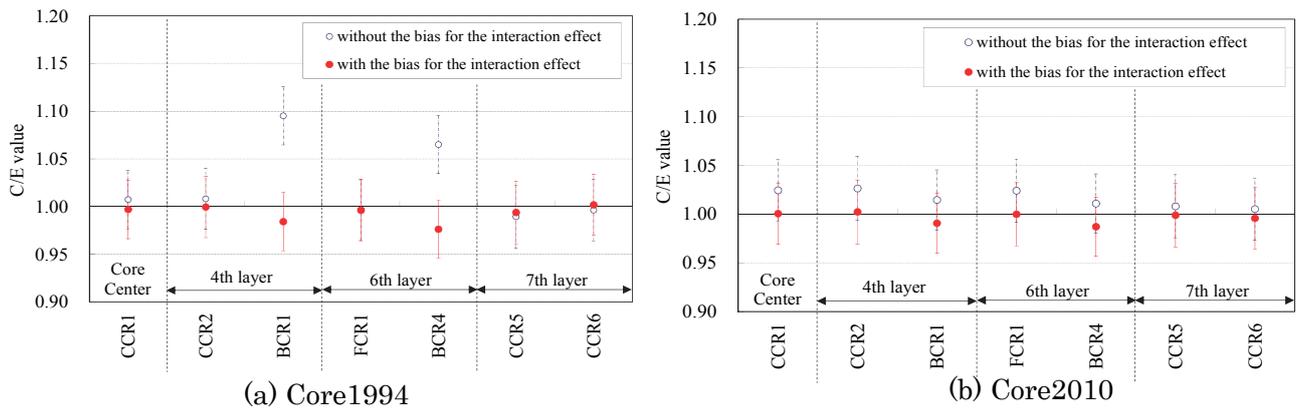


図 2 CR 価値に対する C/E 値評価結果

5. まとめ

1994 年と 2010 年の「もんじゅ」CR 価値測定試験について、測定値及び誤差を詳細評価し、解析値と比較した。解析精度は、炉心体系や制御棒の径方向位置、種類に依らずほぼ一定（ばらつきが±2%の範囲内）となり、かつ解析値と測定値は両者の誤差合計値（約±3% : 1 σ ）の範囲で一致することを確認した。「もんじゅ」設置変更許可での設計精度の設定根拠として使用された臨界実験での C/E 値(0.91-1.03)[1]に比して良好であり、設計裕度の合理化に活用できるものと考えている。

本稿に関する投稿論文

[0] Takano, et al., “Control Rod Worth Evaluation for the Monju Restart Core”, Nucl. Technol., 179, p. 266 (2012).

参考文献

[1] 原子力安全・保安院，“独立行政法人 日本原子力研究開発機構 高速増殖炉研究開発センター 原子炉設置許可変更許可申請 核設計について”，高速増殖炉原型炉もんじゅ原子炉施設の変更に係る審査会合<第 111 部会>A グループ 第 2 回会議，資料第 111A-2-1 号(2007).

3-4

「もんじゅ」性能試験データの詳細評価
 ー等温温度係数ー
 毛利 哲也（炉心・燃料特性評価G r.）

要旨

等温温度係数について 1994 年と 2010 年の「もんじゅ」性能試験結果を誤差を含めて詳細に評価し、解析値と比較した。その結果、最新の核データライブラリ JENDL-4.0 を用いた場合、解析値は 1994 年炉心に対しては実験誤差の範囲内で測定値と一致するが、2010 年炉心に対しては誤差の範囲を超えて過大評価することが分かった。

1. 研究目的

等温温度係数は炉心の温度上昇によって生じる負の反応度フィードバックの大きさを示すものであり、原子炉の安全性や核設計の観点から重要な核特性である。

1994 年と 2010 年の「もんじゅ」性能試験にて実施された等温温度係数測定結果（以下 Core1994、Core2010 と記す）を詳細評価し、「もんじゅ」の等温温度係数の解析精度を把握する。

2. 測定値及び解析値の評価方法

(1)測定

測定はゼロ出力状態にてポンプ入熱や空気冷却器による除熱にて炉心温度を均一に変化させ、炉心中心の制御棒（CCR1）により各温度で炉心をゼロ出力臨界状態にする方法で実施した。温度変化は 190℃から 300℃の範囲内で、以下の 5 ケースで実施した。

Case1：約 200℃から約 190℃へ降温

Case2：約 190℃から約 300℃へ昇温

Case3：約 300℃から約 190℃へ降温

Case4：約 190℃から約 250℃（Core2010 では約 280℃）へ昇温

Case5：約 250℃（Core2010 では約 280℃）から約 200℃へ降温

反応度変化は温度変化前後の臨界制御棒位置の変化から求め、経過時間による反応度変化、制御棒干渉効果による反応度変化、炉心と制御棒の相対位置変化による反応度変化をそれぞれ補正し最確値を得た。誤差には、測定誤差に加え、炉心形状や燃料組成などあらゆる誤差要因を網羅的に考慮した。

(2)解析

解析は以下の 3step で実施した。まず、実効増倍率の最確値を、70 群 Tri-Z 拡散計算にメッシュ、輸送、エネルギー群の各補正を適用して 3 種類のパターン（核種と体系温度 190℃、核種と体系温度 300℃、核種温度のみ 300℃）について求めた。次に、得られた 3 種の実効増倍率（最確値）を用いて、190℃から 300℃への温度変化に対するドップラ効果に起因する反応度係数と、膨張に起因する反応度係数を求めた。最後に、これらの反応度係数に測定時の温度変化を反映して等温温度係数を評価した。誤差は、モンテカルロ法による解析結果との差異から得た解析手法の誤差と、核データの不確かさに起因する誤差を考慮した。核データライブラリには、JENDL-3.3 と JENDL-4.0 を用いた。

3. 評価結果

表 1 及び図 1 に等温温度係数の測定結果、解析結果及び両者の比 (C/E 値) を示す。JENDL-4.0 による Core1994 の C/E 値は 0.98~1.02 であり、誤差の範囲内で良い一致を示しているのに対し、Core2010 では 1.01~1.05 であり、誤差の範囲を超えて全体的に過大評価傾向である。その原因分析として温度変化中の積算反応度変化の測定結果と解析結果の差分 (C-E 値) を比較した (図 2)。

Core1994 の場合、Case2 及び Case3 では温度変化が約 50°C 以下の範囲では「0」近傍で推移しているが、約 50°C を超えてからは線形に「0」から離れる傾向が現れている。一方、Core2010 では温度変化初期から C-E 値は線形に「0」から離れる傾向となっている。この傾向、特に Core1994 での 50°C を境界とした変化を、解析側の問題として説明することは困難であり、測定側に何らかの要因があると考えられる。

炉心間での測定条件の違いとしては、CCR1 以外の制御棒位置が挙げられる。すなわち、Core1994 は中途挿入 (565mm 引抜)、Core2010 は全引抜 (1000mm 引抜) で、Core2010 の方が深度が浅い。制御棒の挿入深度と上記傾向の関係は現時点では解明できていないが、1 つの可能性として以下の仮説を立てている。

燃料集合体は、原子炉容器下部に設置された炉心支持板により支持されるため、入口温度の変化により炉心支持板の熱膨張に追従して配列ピッチが変化する。制御棒案内管も同様に炉心支持板に支持されており、入口温度の変化に追従して変位する。一方、制御棒吸収体部は、原子炉容器上端の遮蔽プラグ (回転プラグ) に上端が固定されており、原子炉入口温度に追従して変位しない (回転プラグ上面は室温で一定)。よって、制御棒吸収体部が温度変化による径方向の炉心膨張を抑制し、その強さが制御棒挿入深度によって変わると考えれば、炉心間で測定結果と解析結果の差異の傾向が説明できる。定量的にも最外周の制御棒位置において 1mm 未満の抑制効果を見込めば上記傾向を説明可能である。

4. まとめ

1994 年と 2010 年の「もんじゅ」等温温度係数試験結果について、補正值及び誤差を詳細評価し、解析値と比較した。解析値は、1994 年試験に対しては実験誤差の範囲内で測定値と一致するが、2010 年試験に対しては誤差の範囲を超えて過大評価することが分かった。

炉心間の解析精度の差異の要因として、測定時の制御棒挿入深度に着目している。再現性などその他の要因が影響している可能性も否定できないため、今後の試験において、制御棒挿入深度のみを変えた測定を実施し、測定と解析の両面から詳細に評価していく予定である。

本稿に関する投稿論文

[0] Mouri, T. et al., "Isothermal Temperature Coefficient Evaluation for the Monju Restart Core", Nucl. Technol., 179, p. 286 (2012).

表 1 等温温度係数の測定値、解析値及び C/E 値
(a) Core1994

Item		Unit	Case1	Case2	Case3	Case4	Case5
Experiment	Value	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.42E-05	-3.08E-05	-3.12E-05	-3.29E-05	-3.21E-05
	Uncertainty	-	$\pm 4.1\%$	$\pm 1.8\%$	$\pm 1.7\%$	$\pm 1.9\%$	$\pm 1.9\%$
Calculation	JENDL-3.3	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.40E-05	-3.18E-05	-3.20E-05	-3.27E-05	-3.27E-05
	JENDL-4.0	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.35E-05	-3.13E-05	-3.15E-05	-3.23E-05	-3.22E-05
	Uncertainty ^{a)}	-	$\pm 3.1\%$				
C/E	JENDL-3.3	-	0.99	1.03	1.03	1.00	1.02
	JENDL-4.0	-	0.98	1.02	1.01	0.98	1.00

a) The sum of the calculation method and nuclear data induced uncertainty are $\pm 0.5\%$ and $\pm 3.1\%$, respectively.

(b) Core2010

Item		Unit	Case1	Case2	Case3	Case4	Case5
Experiment	Value	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.14E-05	-2.81E-05	-2.85E-05	-2.86E-05	-2.88E-05
	Uncertainty	-	$\pm 4.3\%$	$\pm 1.7\%$	$\pm 1.7\%$	$\pm 1.7\%$	$\pm 1.8\%$
Calculation	JENDL-3.3	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.20E-05	-2.99E-05	-3.00E-05	-3.02E-05	-3.02E-05
	JENDL-4.0	$\Delta k/k/^\circ\text{C}$	-3.16E-05	-2.95E-05	-2.97E-05	-2.99E-05	-2.99E-05
	Uncertainty ^{a)}	-	$\pm 3.3\%$				
C/E	JENDL-3.3	-	1.02	1.06	1.06	1.06	1.05
	JENDL-4.0	-	1.01	1.05	1.04	1.04	1.04

a) The sum of the calculation method and nuclear data induced uncertainty are $\pm 0.5\%$ and $\pm 3.2\%$, respectively.

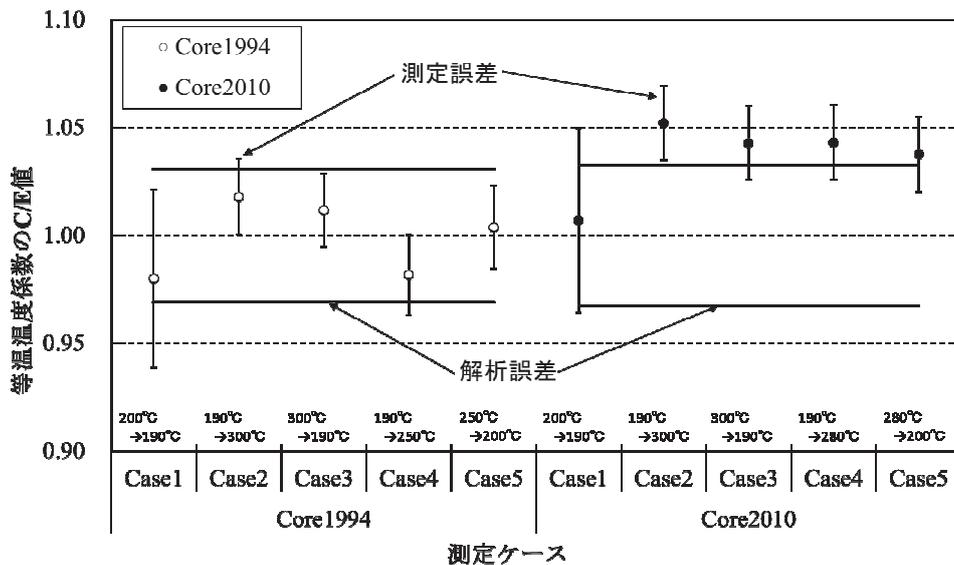


図1 等温温度係数の C/E 値 (JENDL-4.0)

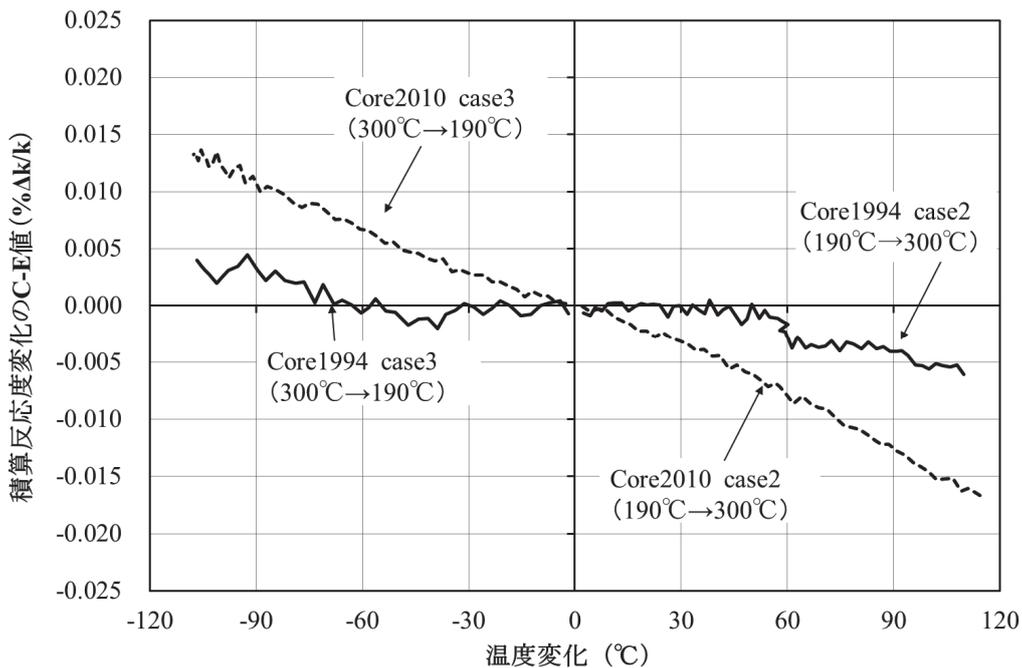


図2 温度変化毎による積算反応度変化の C-E 値 (JENDL-4.0)

4. プラント特性評価 Gr.

4-1 保安規定における許容待機除外時間の妥当性評価 素都 益武 (プラント特性評価 Gr.)

要旨

一般に、原子力発電プラントにおける重要な設備・系統は、多重性を有しており、単一の系統が停止した場合、それが常用系設備ならば通常運転系統の多重性低下、安全系設備あるいはそのサポート設備ならば事故時の安全機能の低下に直接または間接的に関連している。

「もんじゅ」の保安規定では、このようなプラント状態を運転上の制限 (LCO) の逸脱と定義し、必要な措置が定められている。LCO の逸脱が定められている設備は単一の系統が機能喪失した場合の運転継続状態または待機状態からの除外が直接運転を阻害することにはならない。従って、必要な措置には、その完了時間が定められており、その時間内は原子炉の運転継続が許容されている。

この完了時間の増大が炉心損傷のリスクをどの程度変動させ得るのか、確率論的安全評価 (PSA) の手法に基づいて評価し、現状の保安規定に定める完了時間は妥当であることを明らかにした。

1. 研究目的

「もんじゅ」において整備されている保安規定で定める運転上の制限及びこれを満足していない場合に要求される措置の完了時間について、PSA の観点から妥当性を評価するため、モデル化されているシステムを対象に、保安規定に定める 1 系統が機能喪失した場合について算出し、完了時間すなわち許容待機除外時間 (AOT) の妥当性について考察する。

2. 評価方法

本研究[1]では炉心損傷頻度 (CDF) を指標とする。先行例として米国 NRC による AOT の変更に係るガイドライン R.G.1.177[1]に示される手法を適用して評価する。対象とする設備の 1 系統の機能喪失による CDF の増大を ΔCDF とすると、以下の(1)式にて算出できる。

$$\Delta CDF = R(p_i=1) - R_0 \quad (1)$$

ここで、

$R(p_i=1)$: 1 系統の機能喪失確率を 1 とした条件付き CDF

R_0 : 基準となる CDF

この ΔCDF を基に、完了時間を AOT (単位: 時間) と見なすと、条件付き炉心損傷確率増分 (ICCDP) は、以下の(2)式にて求められる。

$$ICCDP = \Delta CDF \times AOT / 8760 \quad (2)$$

R.G.1.177 に示されるリスク許容基準では ICCDP $< 5 \times 10^{-7}$ としており、これと先に得られた結果とから、完了時間の妥当性を評価した。

3. 評価結果

図1に対象とする設備ごとに算出した Δ CDFを示す。

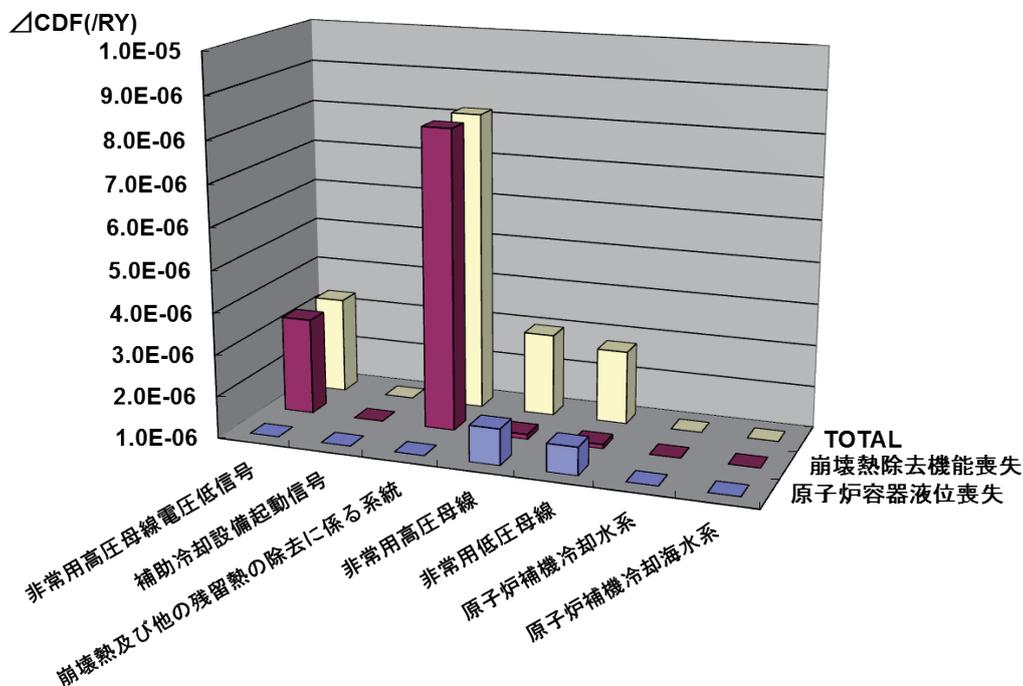


図1 対象設備毎の Δ CDF

影響が最も大きい「1 系統の崩壊熱及び他の残留熱の除去に係る系統の機能喪失」は、「崩壊熱除去機能喪失」の発生確率を有意に増大させる。これは「崩壊熱除去機能喪失」の構成要因である「補助冷却設備 1 ループ以上の強制循環除熱失敗」, 「中央制御室または現場手動操作による 1 ループ以上の自然循環除熱失敗」, 及び「全交流電源喪失信号による 1 ループ以上の自然循環除熱失敗」の確率が増大するからである。

2 番目に影響が大きい「1 系統の非常用高圧母線電圧低信号」の発信に失敗すると, 全交流電源喪失信号を発信できない。これは全交流電源喪失信号の発信条件は全ての「非常用母線電圧低信号発信」が必要であることによる。

3 番目に影響が大きい「1 系統の所内非常用高圧母線の機能喪失」は, 「原子炉容器液位喪失」及び「崩壊熱除去機能喪失」の発生確率を有意に増大させる。これは, 「メンテナンス冷却系緊急起動による崩壊熱除去」, あるいは「1 次ナトリウムオーバーフロー系汲み上げ電磁ポンプのサポート系等の機能」を喪失するからである。

これらの Δ CDFに基づき, $ICCDP < 5 \times 10^{-7}$ を満たす AOT 及び保安規定に定められている完了時間を図2に示す。

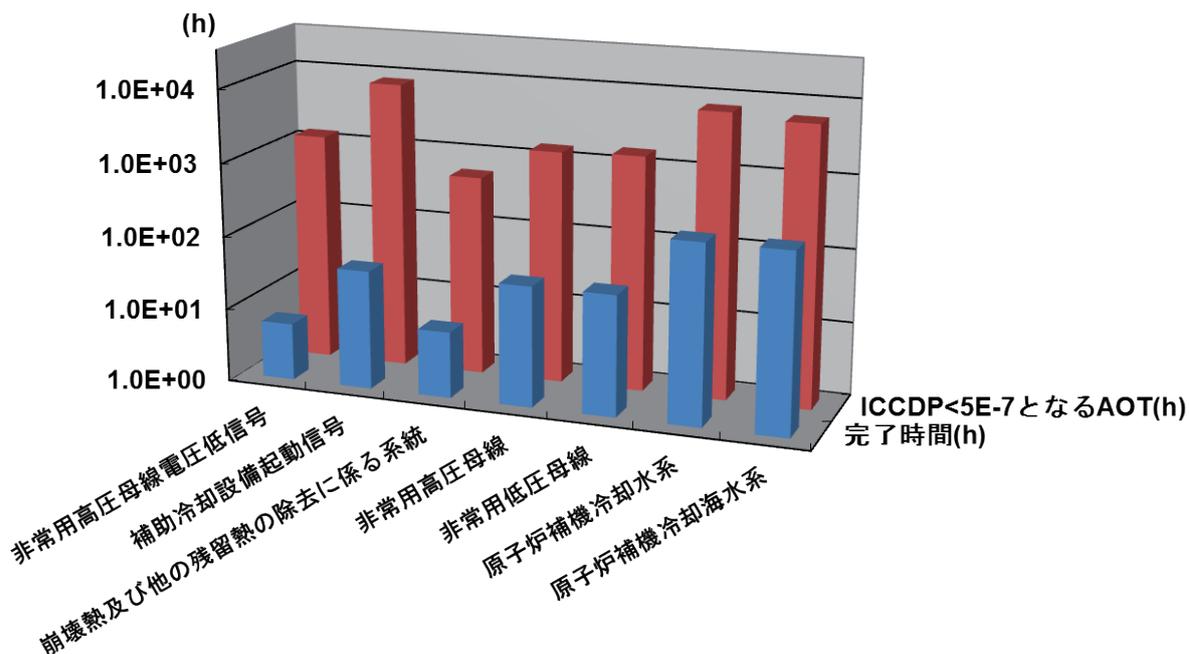


図2 対象設備毎の完了時間と許容できる AOT

許容できる AOT に対し、保安規定に定める完了時間はいずれも短く、完了時間の設定は妥当であると言える。また、図1に示す影響の大きい設備に対し、許容できる AOT は相対的に短くなっており、保安規定の完了時間もこの傾向と一致している。これは既往の完了時間の設定の際になされた工学的判断において個々の設備に対する相対的な重要性を適切に考慮した結果と考えられる。

4. まとめ

保安規定で LCO 逸脱時の措置が定められている設備を対象に PSA でモデル化されているシステムの 1 系統の機能喪失を解析し、その完了時間を NRC の R.G 1.177 のリスク許容基準を用いて定量的に評価を行った。その結果、保安規定で定める完了時間は妥当であるとの結論を得た。

本稿に関する投稿論文

- [0] M. Sotsu and K. Kurisaka, “Evaluation of MONJU Core Damage Risk with Change of AOT Using Probabilistic Method”, Journal of Power and Energy System, 2010

参考文献

- [1] US Nuclear Regulatory Commission, “An Approach for Plant-Specific, Risk-Informed Decision making : Technical Specifications”, RG1.177, 2002

4-2

炉外燃料貯蔵設備の解析モデルの構築及び
全交流電源喪失時のプラント挙動評価
森 健郎 (プラント特性評価 G r.)

要旨

炉外燃料貯蔵設備 (Ex-Vessel Fuel Storage System ; EVSS) の除熱能力を確認するため、EVSS のフローネットワーク解析モデルを構築し、全交流電源喪失 (SBO) 時のプラント挙動を評価した。解析モデルは、低流量時の圧力損失特性や伝熱特性を適切に模擬できるように設計情報や既往の研究結果を基に構築した。本モデルを用いて、SBO を想定した解析を行った結果、自然循環能力の維持が使用済燃料及び設備の健全性の維持に重要であることを確認した。

1. 研究目的

2011年3月11日に発生した福島第一原子力発電所事故では、地震発生後の津波により、非常用ディーゼル発電機が停止し、SBOとなった。もんじゅにおいても、長期のSBOは、原子炉の設計基準事象として想定されていないため、本事象の評価を実施した。本研究では、評価対象をEVSSとして、フローネットワーク解析モデルを構築し、SBO時のプラント挙動を評価することを目的としている。

2. 炉外燃料貯蔵設備の概要

EVSSは、燃料取扱い及び貯蔵設備の一部であり、主に炉外燃料貯蔵槽 (EVST) 及びEVST冷却系で構成されている。

EVSTは、たて型円筒二重容器であり、新炉心構成要素及び使用済炉心構成要素合計約250体を1次ナトリウム中に貯蔵できる。炉心構成要素は移送ポットに挿入され、6列同心円状に配置された貯蔵位置に収納される。

図1にEVST冷却系の概要図を示す。EVST内の1次ナトリウムは、崩壊熱による入熱と冷却管による除熱により変化する密度差で生じる自然循環力によって循環させている。

EVST冷却系は、2次ナトリウムを用いた独立した3系統の熱輸送系 (330kW/系統) から成り、電磁ポンプにより、強制的に循環させている。EVST冷却系には、ループ毎に空気冷却器が設置されており、2次ナトリウムの熱は、空気冷却器で外気に放出される。空気冷却器伝熱管の中心位置は、冷却管の中心位置より約13.5m高い位置にあり、また、空気冷却器の出口には、ドラフト力を得るためにダクトが設けられているため、全交流電源が喪失した場合でも、構造上は2次ナトリウム及び空気の自然循環冷却に期待できる。通常の運転は、全3ループのうち2

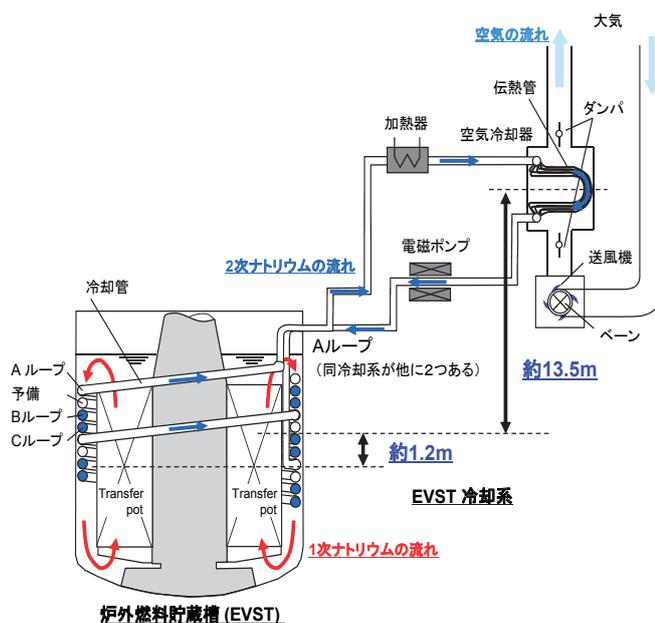


図1 EVST冷却系の概要

ループを使い、最大 660kW の熱を除去する。空気冷却器出口ナトリウム温度を $200 \pm 5^{\circ}\text{C}$ に保つよう送風機と入口ベーン開度の調整により空気流量を制御している。残りの 1 ループは、出入口ダンパ及び入口ベーンを全閉とし、待機状態としている。

3. 全交流電源喪失時の事象推移

津波時の基本的な事象推移を以下に示す。

(1)地震発生

地震の影響で外部電源が喪失し、運転していた冷却系の機器（電磁ポンプ及び送風機）が停止する。なお、非常用ディーゼル発電機（EDG）は、「地震加速度大」信号による原子炉側のインターロックによって自動起動する。EDG 起動約 10 分後、オートピックアップにより、冷却系は地震発生前の状態に復旧される。

(2)EDG の停止（SBO 発生）

約 13 分後に津波による潮位低下により、原子炉補機冷却海水系の全ての系統で取水できず、EDG などに冷却水を供給することができなくなり、EDG が停止する。これにより、冷却系が再度停止する。すなわち、SBO が発生する。

(3)現場手動操作開始（アクシデントマネジメント）

SBO 発生 30 分後、運転していた 2 ループの入口ベーン、待機状態であった残りの 1 ループの出入口ダンパ及び入口ベーンを手動で全開にすることにより、自然循環冷却を促進させる。

(4)代替発電機設備起動（緊急安全対策）

約 8 時間後に、電源車の繋ぎ込みにより冷却系に電源が供給され、電磁ポンプが起動し、強制循環により、EVST 内の使用済燃料の崩壊熱は除去される。

4. 解析モデルの構築

炉心冷却評価に用いている 1 次元のプラント動特性解析コード Super-COPD を用いて、EVST から空気冷却器までの機器・配管等の圧力損失特性や伝熱特性を考慮した解析モデルを構築した[1]。解析モデルの概要を図 2 に示す。移送ポットは、ポット内の自然対流は考慮せず、ポット内の各部を一様に混合させた物質とし、等価物性値[2]を用いてモデル化した。EVST の上部及び下部プレナム部は、完全混合モデルと配管モデルで構成した。冷却管は、それぞれのループのヘリカル型伝熱管が、貯蔵槽の側面に約 2 周する形で設置されている。そこで、各ループ 1 周分を一つの向流型熱交換モデルとした。管外（1 次ナトリウム）側はループを区別せず伝熱管の配置の順に直列に連結し、管内（2 次ナトリウム）側はループ毎に直列に連結することでモデル化した。これにより EVST 冷却系は、3 ループを模擬し、運転想定に応じてループを切り替えることを可能とした。空

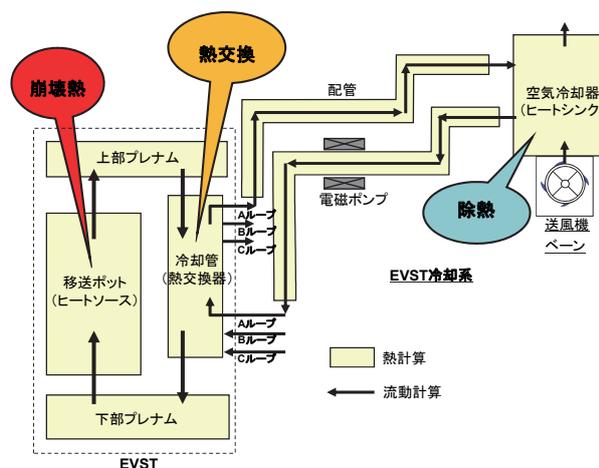


図 2 解析モデルの概要

気冷却器の解析モデルは、冷却管同様、向流型熱交換モデルを採用した。

EVST 関連の総合機能試験の中で、電磁ポンプを停止した際の運転データが収録されており、その状態を本解析モデルで解析した結果、2次ナトリウムの流量変化は運転データとほぼ一致しており、解析モデルが妥当であることを確認した。

5. SBO 時のプラント挙動評価

5.1 基準シナリオによる解析

3章の事象推移に基づき解析を実施した(基準解析 B)。また、8時間後に電源を復旧しないケースも実施した(基準解析 A)。ここでは、設計の最大崩壊熱である 660kW が貯蔵された状態を想定し、また、運転ループは B および C ループ、待機ループは A ループとする。

解析結果を図 3 に示す。地震発生から約 1 時間は、各部温度及び流量は振動的な挙動となったがそれ以降は、自然循環・自然通風の冷却が安定し、安定的な挙動となった。基準解析 A において、EVST 内の 1 次ナトリウムの流量は、初期流量約 32kg/s から約 13kg/s まで低下したが、その後約 26kg/s (定格流量の 85%) となった。EVST の高温領域のナトリウム温度は、初期温度約 230°C から約 80 時間後に約 320°C まで上昇し、それ以降は緩やかに低下した。EVST 冷却系各ループの 2 次ナトリウムの流量は、EVST 冷却系停止により初期流量約 13kg/s から約 0.7kg/s まで低下するが、ホットレグとコールドレグの温度差が大きくなり、その密度差によって生じる自然循環により、約 1.5kg/s (定格流量の 12%) となった。冷却管出口ナトリウム温度は、EVST の温度とほぼ同等の温度となり、約 80 時間後には約 320°C まで上昇し、それ以降は緩やかに低下した。空気冷却器の風量は、送風機停止により自然通風となり、初期流量約 2.0kg/s (C ループ) から、約 0.5kg/s (定格風量の約 25% (C ループ)) まで低下するが、入口ベーンを手動で全開とすることにより、両ループ約 0.8kg/s (定格流量の約 40% (C ループ)) となった。空気冷却器出口空気温度は、両ループ共に、初期温度約 160°C から約 250°C まで上昇し、それ以降は緩やかに低下した。

一方、基準解析 B すなわち地震発生後 8 時間後に冷却系を復旧する場合、EVST 冷却管入口ナトリウム温度は、約 260°C までの上昇に留まり、それ以降は緩やかに低下した。冷却管出口ナトリウム温度は、復旧直前の約 260°C から約 240°C まで低下し、それ以降は緩やかに低下した。冷却管出入口温度差は、復旧直前は B ループで約 84°C、C ループで約 83°C であるが、それぞれ約 18°C、約 16°C となる結果が得られた。

5.2 各種条件解析

EVSS の冷却能力に影響する要因は、自然循環力、自然循環流路及び状態監視の確保の 3 つに分類できる。これらに関連す

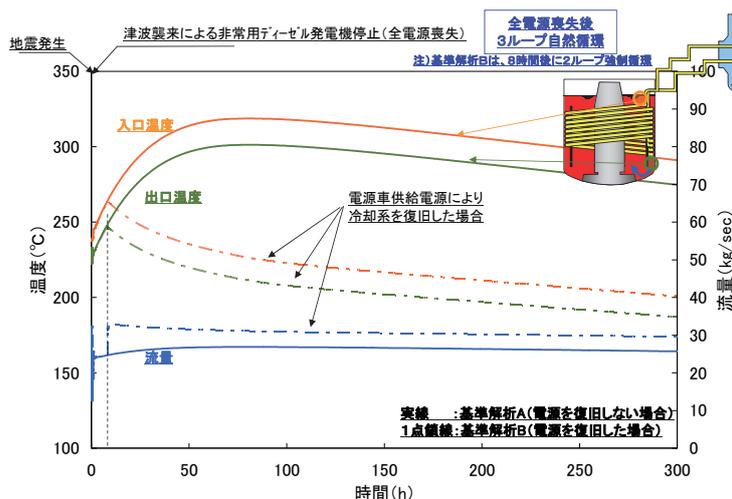


図 3 EVST 冷却管部出入口ナトリウム温度及び流量 (1 次系)

表 1 各解析ケースの各部の最高温度

るパラメータを解析条件として抽出し、感度解析を実施した。解析条件を表 1 に示す。ケース 1.1 及び 1.2 は 2 ループによる自然循環、ケース 2 は空気冷却器ベーンの手動全開 1 ループ失敗、ケース 3.1 及び 3.2 は外気温度及びケース 4 は電源車繋ぎ込みによる電源復旧後の 1 ループの制御系故障を想定した解析条件とした。

	解析条件	EVST ナトリウム最高温度	冷却系コールドレク ナトリウム最高温度	空気冷却器出口 空気最高温度
基準解析A	電源車による電源復旧無	約320℃	約220℃	約250℃
基準解析B	電源車による電源復旧有	約260℃	約230℃	約200℃
ケース 1.1	1. 冷却系統故障 2ループ自然循環冷却[660kW]	約450℃	約320℃	約350℃
ケース 1.2	1. 冷却系統故障 2ループ自然循環冷却[580kW]	約410℃	約280℃	約316℃
ケース 2	2. 機器故障 1ループ手動開操作失敗	約340℃	約250℃	約270℃
ケース 3.1	3. 気象条件 外気温度-10℃	約280℃	約200℃ (初期温度より 上昇しない)	約200℃
ケース 3.2	3. 気象条件 外気温度40℃	約350℃	約250℃	約280℃
ケース 4	4. 制御系誤動作 1ループ制御系停止	約260℃	約230℃	約200℃

各部の最高温度を表 1 に示す。最も温度が高かったケースは、ケース 1.1 であり EVST 高温領域の温度は 450℃まで上昇した。この温度を用いて別途評価した使用済燃料の被ふく管温度は、約 604℃であり、異常な過渡変化時の被ふく管最高温度 675℃を下回る結果が得られた。

6. まとめ

EVSS の過渡挙動を評価するため、本研究において新たに EVSS のフローネットワーク解析モデルを構築した。解析モデルは、冷却系の運転データとの比較により、SBO 時のような低流量時のプラント挙動を適切に評価できることを確認した。本解析モデルを用いて SBO を模擬した解析を実施すると共に、冷却能力に影響する因子を評価し、感度解析を行った結果、EVST 内のナトリウムの温度が最大となるケースでも約 450℃までの上昇に留まり、使用済燃料及び設備の健全性は維持されることを示した。本評価により、SBO 時の崩壊熱除去において、自然循環能力の重要性を明らかにすることができた。

本稿に関する投稿論文

- [0-1] Mori, et al., “Plant dynamics evaluation of a Monju ex-vessel fuel storage system during a station blackout,” ICONE20-POWER2012, 2012.
- [0-2] JAEA-Evaluation 2011-004, "地震・津波発生時の「もんじゅ」の安全確保の考え方と炉心冷却等に関する評価", 2012

参考文献

- [1] 日本機械学会, "管路・ダクトの流体抵抗", 1979
- [2] 日本機械学会, "伝熱工学資料 改訂第 5 版", 2009

5. 原型炉安全技術 Gr.

5-1 地震・津波時の自然循環による「もんじゅ」炉心冷却性評価
 山田 文昭 (原型炉安全技術グループ)

要旨

東京電力福島第一原子力発電所事故を踏まえ、地震・津波により「もんじゅ」が全交流電源喪失 (SBO) となった場合の冷却材ナトリウム自然循環による炉心冷却性について、「もんじゅ」ナトリウム自然循環予備試験結果等により解析の妥当性を確認したプラント動特性解析コード (Super-COPD) を用いて解析した。その結果、冷却材の流路が確保されている限り冷却材の自然循環によって炉心が冷却できることを明らかにした。

1. 研究の背景及び目的

「もんじゅ」では、地震を検知して炉心内に制御棒が挿入され、原子炉が停止しても、炉心の崩壊熱があるため、この熱を確実に除去する必要がある。このため原子炉停止後は、仮に外部電源が失われても非常用ディーゼル発電機が起動し、その交流電源により循環ポンプが低速運転され、系統内の冷却材は強制的に循環される。また、蒸気発生器から2次冷却材流路を切り替えた空気冷却器を介して、炉心の崩壊熱は大気へ放散される。但し、その後来襲する津波の規模によっては、補機冷却海水ポンプから非常用ディーゼル発電機を冷却する冷却水 (海水) が供給されなくなり、非常用ディーゼル発電機が停止し、SBOに至る。万一、このような場合でも、循環ポンプに拠らず冷却材の温度差 (密度差) によって冷却材が系統内を自然循環し、炉心を冷却できるよう、設計段階から炉心と空気冷却器は約 24m の高低差を設けている。また、炉心を冷却する空気冷却器などの安全上重要な設備は、津波の影響を受け難い海拔 21m 以上の高い位置に設置されている (図 1 参照)。

これらを踏まえ、東京電力福島第一原子力発電所事故に鑑み、「もんじゅ」において地震・津波後、SBO になった場合の冷却材の自然循環による炉心冷却性について評価した。

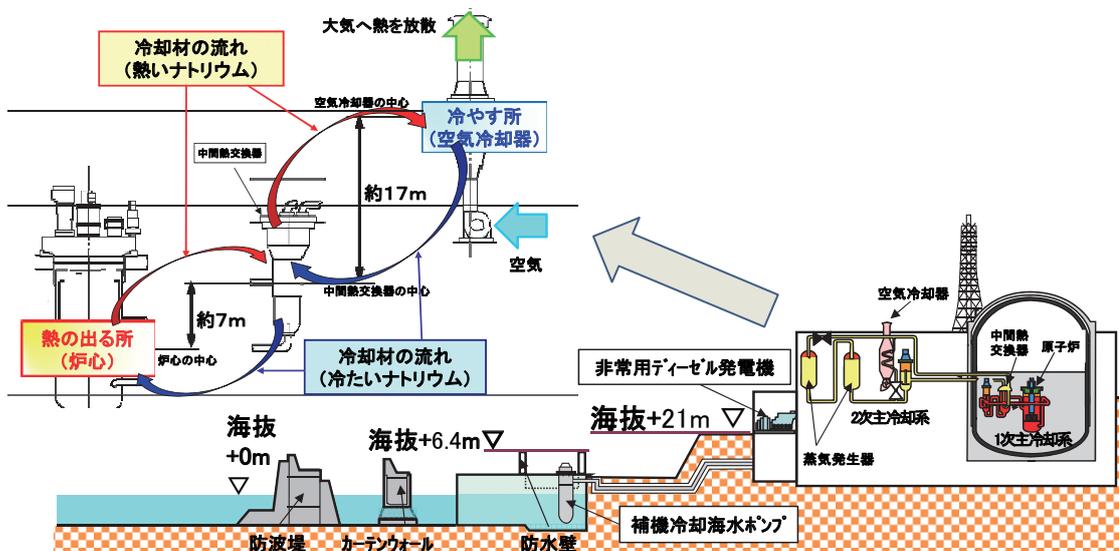


図 1. 「もんじゅ」プラントの高低差と冷却材自然循環の仕組み

2. 評価方法及び評価条件

評価方法は、地震・津波時の基本的な事象推移を設定し、この推移について「もんじゅ」自然循環予備試験結果等により解析モデルの妥当性を確認したプラント動特性解析コード (Super-COPD) ^[1]を用いて炉心の冷却性を評価した。

基本の事象推移の評価条件を図2に示す。この基本ケースでは、本格運転開始直後の原子炉定格出力運転中に地震と同時に外部電源喪失が生じ、別途評価された津波が13分後に来襲することによりSBOに至ると想定した。SBO以降、主循環ポンプ及び空気冷却器送風機は停止し、冷却系は自然循環となる。自然循環は、空気冷却器出口ナトリウム温度制御系（出口ナトリウム温度の設定値になるようベーン及びダンパの開度は制御される）の動作により制御される。ベーン及びダンパ等の電源は、常設の蓄電池により給電されるが、この蓄電池の持続時間を越えた場合には緊急安全対策により配備した電源車から給電される。低温停止（1次冷却材温度250℃以下180℃以上）に至れば、復旧した非常用ディーゼル発電機1台からの給電により1ループポニーモータ運転を再開させるものとした。

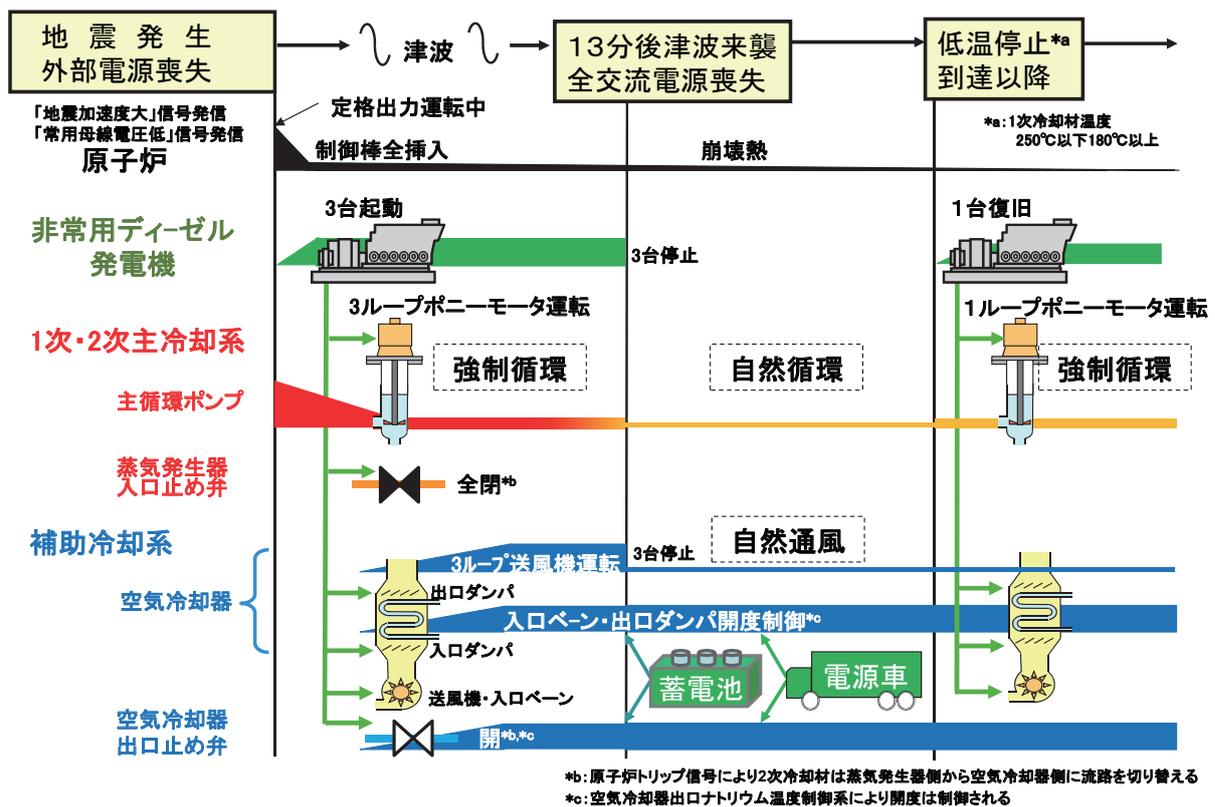


図2.地震・津波時の基本の事象推移

3. 評価結果

この基本の事象推移では、図3に示すように地震と外部電源喪失により、制御棒は炉心内に挿入され、原子炉は自動停止する。13分後、津波来襲によってSBOとなるが、炉心の崩壊熱は、1次及び2次主冷却系の自然循環、及び空気冷却器を介して大気に放散される。こ

れにより 1 次主冷却系ナトリウム温度は低温停止へ向かって緩やかに低下し、約 3 日後にプラントは低温停止に至る。なお、3 日目には、復電によるポニーモータ起動によって、1 ループが強制循環され、その後は低温停止が維持される。

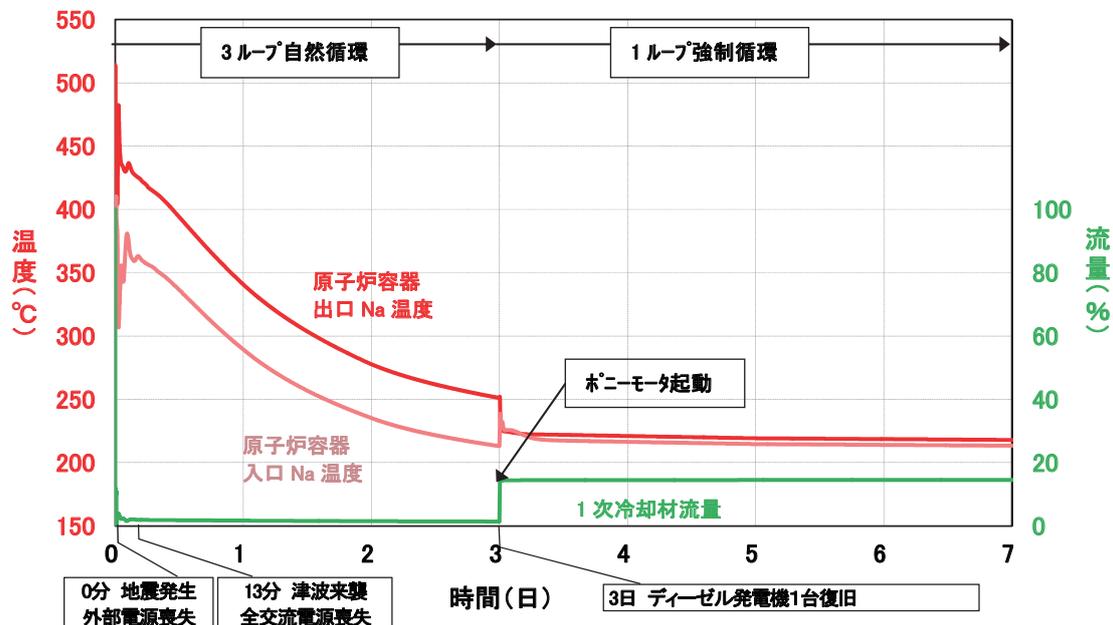


図 3.基本事象推移の冷却材温度変化(解析結果)

4. 自然循環阻害要因の系統的解析と解析評価

以上の基本的な事象推移に対し、自然循環を阻害し得る要因を図 5 に示す通り系統的に分析するとともに、抽出した要因の内、解析評価が必要なものに対して、自然循環の成立性や炉心冷却能力を確認する Super-COPD 評価を実施した。これより、以下のような結果を定量的に明確にした。

(1) 冷却能力

- ① 津波来襲時刻： 津波来襲時刻が変化した場合、9 分後に来襲する場合に燃料被覆管温度が最も高くなり、この場合でも、被覆管最高温度は高々 730°C である。本事象は設計基準を超える事象であるが、より判断基準の厳しい設計基準事象に対する安全評価の「運転時の異常な過渡変化」における被覆管肉厚中心温度 830°C 以下という基準を適用しても、この温度すら下回る (図 4 参照)。

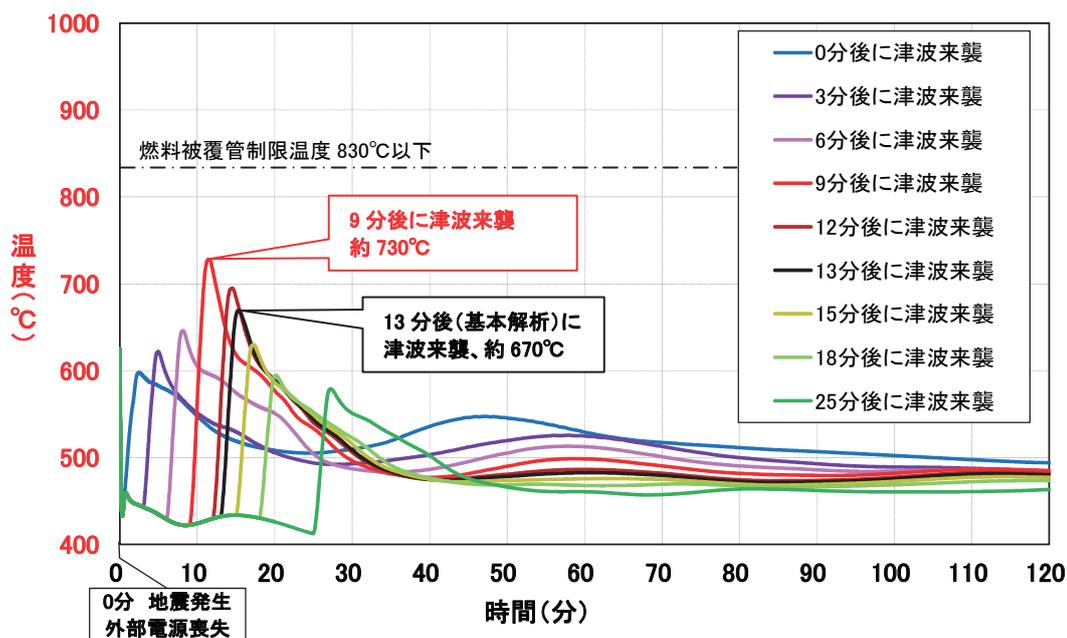


図 4.津波来襲時刻変化の燃料被覆管最高温度(解析結果)

- ② 原子炉出力(炉心崩壊熱)と外気温： 原子炉出力や空気冷却器に取り入れる外気の温度を-10℃から 40℃まで変化させても、上記①の判断基準以下となり、自然循環による炉心冷却により低温停止に至る。
- ③ 電源復旧： 非常用ディーゼル発電機を復旧できない場合、あるいは復旧後に再停止した場合でも、自然循環により低温停止を維持できる。

(2) 流路の確保

- ① 蒸気発生器入口止め弁故障： 万一、蒸気発生器入口止め弁が故障し、自動で閉じない場合でも、空気冷却器側への自然循環流により炉心冷却され低温停止に至る。
- ② 空気冷却器ベーン・ダンパ故障： 仮に3ループの空気冷却器のベーン及びダンパが故障し自動で開かない場合でも、現場にアクセスし約 30 時間までに1ループのベーン及びダンパを手動で開くことで自然循環による炉心冷却により低温停止に至る。
- ③ 予熱電源喪失： 低温停止後、予熱電源が無くとも、空気冷却器のベーン及びダンパを手動で閉とすることにより、約1ヶ月は低温停止を維持できる。

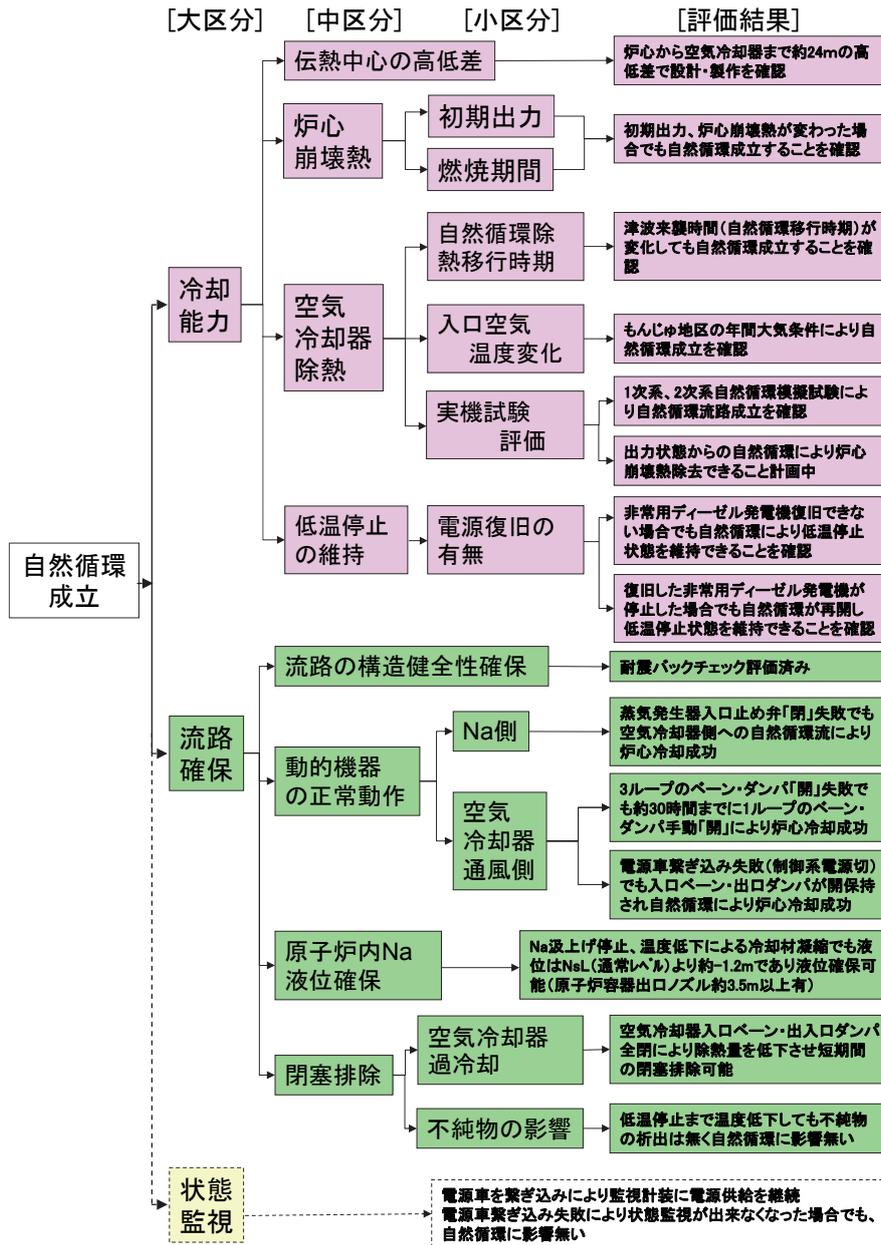


図 5.ナトリウム自然循環成立の評価結果

5. 結論

本研究は、地震・津波によって全交流電源喪失に至ったとしても、「もんじゅ」では、冷却材の流路が確保されている限り、自然循環が成立し、炉心冷却できることを示した。さらに、自然循環を阻害し得る要因を系統的に分析し、個々の要因を解析評価した結果、長期にわたって自然循環冷却が成立し、原子炉の安全が確保されることを明らかにした。

本稿に関する投稿論文

[0] FBR プラント工学研究センター他, 「地震・津波発生時の「もんじゅ」の安全確保の考え方と炉心冷却等に関する評価」, JAEA-Evaluation 2011-004, pp55-76 (2011 年).

参考文献

[1] Yamada, F., Ohira, H., “2010. Numerical simulation of Monju plant dynamics by SUPER-COPD using previous startup tests data”, ASME 2010 3rd Joint US-European Fluids Engineering Summer Meeting.

謝辞

最後に、このような機会を作ることに快諾くださった佐賀山豊次世代原子力研究開発部門長に感謝いたします。

付録1 報告書リスト

松尾陽一郎、長谷川 正憲、前川 嘉治、宮原信哉

“粒子状 CP 移行を考慮した「もんじゅ」定格運転での 1 次冷却系室放射線被ばく線量の予測”,
日本保健物理学会誌 46, pp.304-313 (2011)

森 健郎、素都益武、鈴木悟志、本多慶、大平博昭

“DEVELOPMENT OF A PLANT DYNAMICS ANALYTICAL MODEL USING FLOW
NETWORK FOR THE MONJU EX-VESSEL FUEL STORAGE SYSTEM”,
Annals of Nuclear Energy2012, (in printing)

吉川榮和、玉山清志、大草享一

“Integrated method for constructing knowledge base system for proactive trouble prevention
of nuclear power plant”, Nuclear Safety and Simulation

大平博昭、本多 慶、素都益武

“Numerical simulations of upper plenum thermal-hydraulics of Monju reactor vessel using
high resolution mesh models”, NURETH14-028, 2011.

大草享一、木村浩一、素都益武、村中 誠

“Characteristic Evaluation of Ultrasonic Sodium Thermometer in System Startup Test of
Monju”, Procs. of ANS 2011 Annual Meeting, 2011.

吉川榮和、玉山清志、大草享一

“Multi level Flow Modeling of Monju Nuclear Power Plant”,
ICI2011, 2011.

羽様 平

"Reactor Physics Test in Monju Restart Core I. Criticality",
Nucl. Technol., Vol.179, No.2, p.250-265, Aug. (2012).

高野和也

"Reactor Physics Test in Monju Restart Core II. Control rod worth",
Nucl. Technol., Vol.179, No.2, p.266-285, Aug. (2012).

毛利哲也

"Reactor Physics Test in Monju Restart Core III. Isothermal temperature coefficient",
Nucl. Technol., Vol.179, No.2, p. 286-307, Aug. (2012).

ミハラケビテウ、山口智彦、上田雅司

“Computational Challenges in Numerical Simulations of ISI of Ferritic Steam Generator Tubes in Fast Breeder Reactors using Eddy Currents and Multi-frequency Algorithms”,
E-Journal of Advanced Maintenance (EJAM)

ミハラケビテウ、山口智彦、上田雅司

"Multi-Frequencies ECT Algorithms for ISI of Ferromagnetic SG Tubes of FBR using FEM Simulations",
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics

ダニエル ガルシア ロドリゲス、ミハラケビテウ、上田雅司

"FEM Comparisons between RF-ECT Signals in Quasi-Static or Transient and Linear or Nonlinear Regimes. ECT probe speed effect for In-service Inspection of magnetic SG tubes in FBR",
International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics"

矢田浩基, 金川晃大(福井大), 服部修次(福井大), “水中及び液体金属中流れ系におけるキャビテーション初生と壊食に関する基礎的研究”,

日本機械学会論文集 B 編 78 巻 788 号, pp.811-820(2012)

宮原信哉、中桐俊男

"The dependence of equilibrium partition coefficient of cesium and iodine between sodium pool and the inert cover gas on the concentration in the pool",
Nucl Eng.and Design, 241, 4731-4736 (2011)

土井大輔、中桐俊男

“Evaluation of hydrogen transport behavior in the power rising test of Japanese prototype Fast Breeder Reactor MONJU”,
ICONE20POWER2012-54176

松尾陽一郎, 宮原信哉, 泉(福井大)

“Simulation of Radioactive Corrosion Product in Primary Coolin System of Japanese Sodium-Cooled Fast Breeder Reactor”,
Journal of Power andEnergy Systems, 6, pp.6-17(2012)

付録2 特許リスト

- 特許登録（日本）：中桐俊男、堤泰行
「亜硫酸電解セル」
特許第 4756188 号、2011/6/10 登録.
- 特許登録（フランス）：中桐俊男、田中耕太郎、本多武夫、藤井孝博、青砥紀身
「Reacteur refroidi par metal liquide (Reactor cooled by liquid metal)」、
No de publication 2 888 982（登録番号）、2011/7/1 登録.
- 特許登録（日本）：田川明広、山下卓哉、上田雅司
「高温環境下に存在する物体の状態を測定するための超音波センサ」
特許第 4911630 号、2012/1/27 登録
- 特許登録（日本）：田川明広、山下卓哉
「高解像度対応超音波センサ」
特許第 4953177 号、2012/3/23 登録

付録3 用語解説

(1) RF-ECT (リモートフィールド渦電流探傷法 Remote-field Eddy Current Testing)

FBR プラント工学研究センター 副センター長 仲井 悟

① 渦電流探傷試験 (ECT) の原理

ECT とは、コイルに電流を流したときの磁場によって金属内部に発生した渦電流が、傷などにより乱れることを利用して、傷を検知する試験方法である。コイルに交流電流を流し、測定物(導体)に近づけると、測定物には渦電流(同心円状の電流)が発生する。下図のように、検査物に傷がある場合と無い場合では、渦電流の流れが異なります。渦流探傷試験では、この渦電流の流れの差異を元に、傷を検出する。

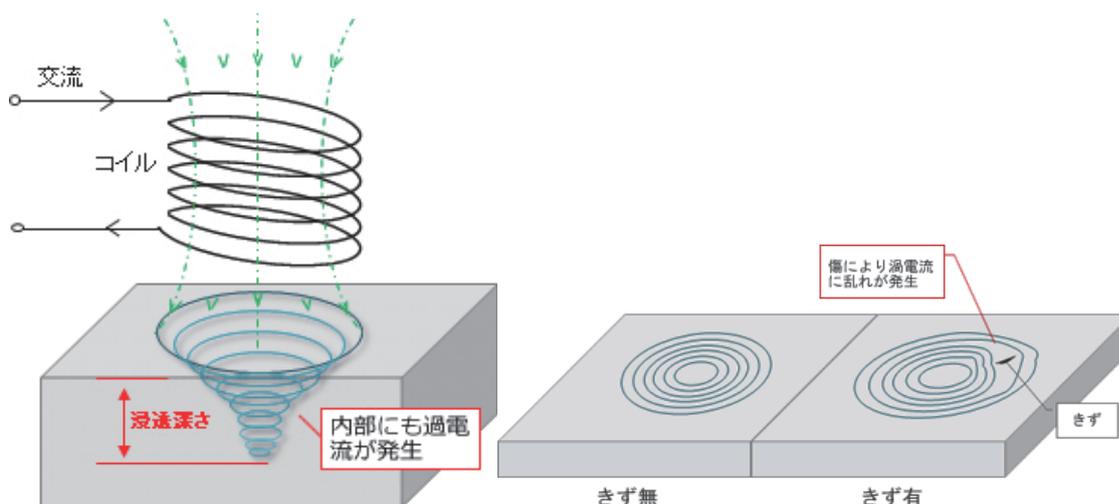


Fig. 1 渦電流探傷試験 (ECT) の原理

② コイルの種類

渦電流探傷試験は、渦電流探傷器にコイル(プローブ)を接続して行う。コイルには以下の3種類がある。

- 内挿コイル
- 貫通コイル
- 上置コイル

内挿コイルは、配管やパイプに挿入して探傷を行う。熱交換器などの保守検査で広く適用されている。

貫通コイルは、ワイヤーや棒、配管・パイプの探傷に使用され、内挿コイルとは逆に、コイルの内側に試験体を通して探傷を行う。

上置コイルは、上記2種類のコイルに比べ、より微小な欠陥を検知することができる。微細な傷の検出や、平板状の試験体の探傷に使用されている。

③ リモートフィールド渦電流探傷試験 (RF-ECT)

ECTは、電磁誘導作用によって発生する渦電流の変化から「きず」を探傷する検査技術で、通常は銅、チタン、アルミ等非磁性管のみを対象としているが、RF-ECTは、炭素鋼、フェライト系鋼等の磁性材料で、間接磁場より信号を受信する技術である。

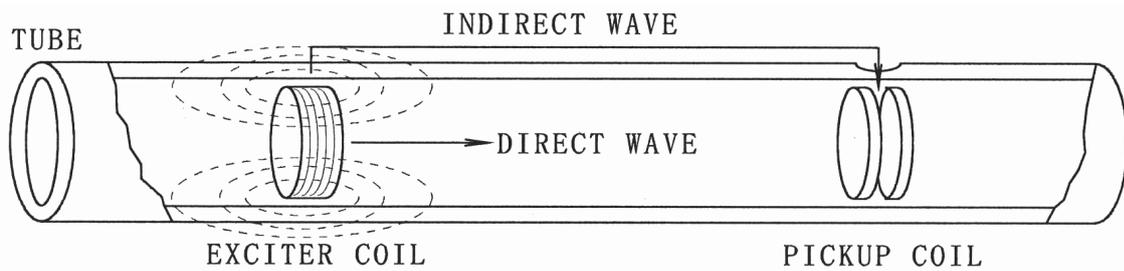


Fig. 2 RF-ECT の探傷概念図

RF-ECTでは、励磁コイル (Exciter Coil) と検出コイル (Pickup Coil) の2種類のコイルを1組としたプローブを管軸に平行移動させて欠陥探傷を行う。Fig. 2 の概念図で示すように、励磁コイルに交流電流を流すと、管壁内に渦電流が流れる。この渦電流により生じる磁場を間接誘導磁場と呼び、この間接誘導磁場成分が支配的になる領域をリモートフィールド領域と呼ばれている。

管に流れる渦電流からの磁場を検出するため、管に傷が存在した時、渦電流が乱れ同時に磁場も乱れる。この磁場の乱れにより欠陥の確認と位置を同定するのがリモートフィールド探傷法である。

数 kHz といった低周波数で探傷が行なわれるというのが RF-ECT の特徴でもある。低い周波数を用いると管壁の奥まで磁場が伝播することができ、それによって管の内側にある欠陥も外側にある欠陥も同程度に検出することができる。また、超音波など MHz の周波数帯を用いて探傷を行なう場合はリフトオフ (管とプローブとの距離) が問題になるが、RF-ECT では低い周波数帯を用いていることでリフトオフが欠陥検出信号に与える影響も少ないといったメリットがある。

(2) MA 燃焼の仕組み

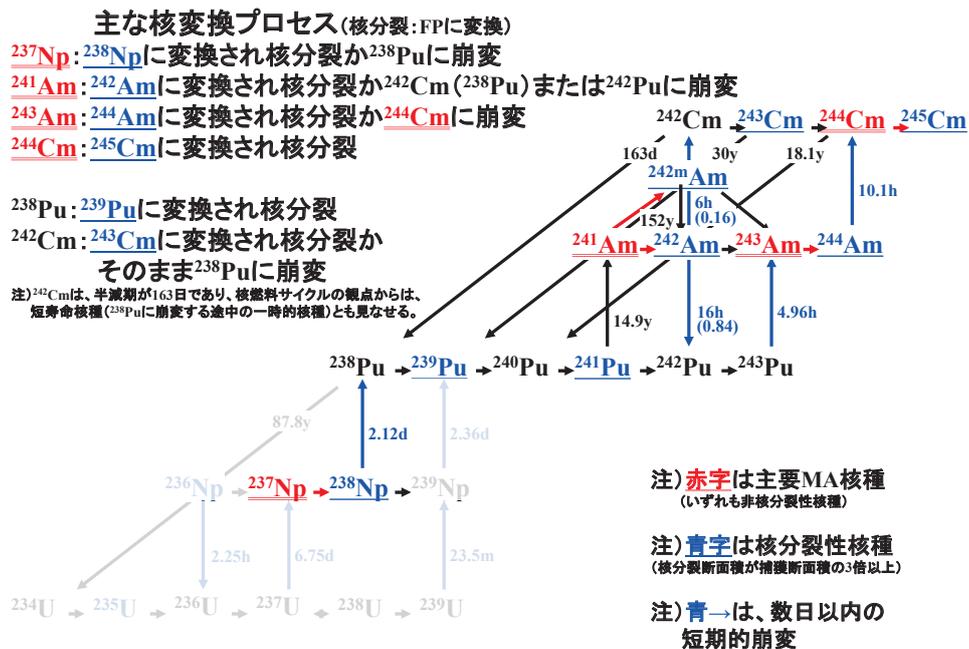
FBR プラント工学研究センター 研究主幹 西 裕士

原子炉内でウラン燃料（主として ^{235}U ）が燃焼（核分裂反応）すると、同時に装荷されている燃えないウラン（ ^{238}U ）が中性子を捕獲して、プルトニウム（ ^{239}Pu ）が生成される。その結果、使用済み燃料中には、プルトニウムが蓄積される。ただし、同時に ^{238}U の (n, 2n) 反応（中性子を1個吸収して2個放出する反応）や、生成された ^{239}Pu の中性子捕獲反応の繰り返し等により、 ^{240}Pu 、 ^{241}Pu 等の高次化 Pu だけでなく、ネプツニウム（ ^{237}Np ）、アメリシウム（ ^{241}Am 、 ^{243}Am ）、キュリウム（ ^{242}Cm 、 ^{244}Cm ）等の微量元素も併行して生成・蓄積されて行く。

これらの元素は、その生成・蓄積量が微量（軽水炉使用済み燃料では、Pu 蓄積量の 1/10 程度）であることから、アクチニウム系列元素（アクチニド | 原子番号 89 番のアクチニウム：Ac から始まる一連の重核種元素。原子番号 92 番の U や 94 番の Pu が代表的で「メジャー」）の内でも、特に「マイナー」アクチニドと呼ばれる（原子番号は Np が 93 番、Am は 95 番、Cm は 96 番）。

これらマイナー・アクチニド（MA: Minor Actinide）は、現行の再処理方式では、核分裂生成物（FP: Fission Products）と同様に放射性廃棄物として扱われる。ただし、半減期の長いものが多く（ ^{237}Np : 2.14 百万年、 ^{241}Am : 432 年、 ^{243}Am : 7.37 千年、 ^{244}Cm : 18.1 年）、放射性毒性が比較的長く残る（代表的 FP 核種の半減期は ^{90}Sr : 28.8 年、 ^{137}Cs : 30.0 年）。よって、これを高速炉炉心内に装荷して、核分裂により短半減期核種（FP）に核変換する事が考えられている。これを一般には「MA 燃焼」と呼び、放射性廃棄物を核燃料親物質として回収・再利用する事にも相当する。

事実、これら MA 核種は、いわゆる偶奇核（原子番号と質量数が偶数と奇数の組合せになっている核種）ではなく、いずれも非核分裂性核種である。したがって、実際の炉内では ^{238}U 等と同様に、一部は高速中性子により直接核分裂するが、大半は先ず中性子捕獲により核分裂性核種に核変換され、その上で核分裂により FP に変換される。詳細を以下に図示する。当然新たな MA の生成もあるが、初期装荷量が多ければ差引では消滅する。これが「MA 燃焼の仕組み」である。



主要MA核種の核変換(燃焼)プロセス

出典) オーム社「原子ハンドブック」および高速炉用ORIGEN2断面種ライブラリ(JENDL3.3)

アルファベット順

EVST(Ex-Vessel fuel Strage Tank、炉外燃料貯蔵槽):新燃料及び使用済燃料の中継貯蔵を行う貯蔵容器、遮へいプラグ、回転ラックなどから構成される設備。炉心内で所定の燃焼期間を経た使用済燃料を炉心から取り出す際に、使用済燃料から発生する崩壊熱が十分低下するまで、一定期間ナトリウム中で貯蔵できる冷却系統設備を有する。

FP(Fission Products、核分裂生成物):原子力発電における燃料のウランなどの核分裂によってできた核種、またはそのような核種(核分裂片)から放射性の崩壊によってできた核種をいう。核分裂に伴う生成核種の主要なものとしては、セシウムCs-137、ストロンチウムSr-90 などがある。核分裂生成物は、使用済燃料の再処理工程で、高レベル放射性廃棄物の放射線と崩壊熱の発生の主要な原因となる物質の総称である。

ISI(In-Service Inspection、供用期間中検査):原子力発電所など原子力施設は、安全性を重視するため、通常の運転休止期間中に非破壊検査を実施し、機器に要求される安全上の機能の確認を行っている。このような検査をISIとよんでいる。例えば、原子炉容器など高放射線領域の検査のため、遠隔操作が可能な自動超音波探傷装置などを用いた検査の事をいう。

JENDL (Japanese Evaluated Nuclear Data Library): 日本原子力開発機構 核データ評価研究グループ(旧 日本原子力研究所・核データセンター)が日本国内の核データ関係者の協力を得て、原子炉核計算などで必要となる多くの核種の核データの推奨値をまとめ、世界共通のフォーマットでファイル化したもの。アメリカの ENDF、欧州の JEFF 等とともに代表的な核データライブラリとなっている。

MA (Minor Actinide、マイナーアクチニド): 周期律表において原子番号 89 のアクチニウムから 103 のローレンシウムに至る 15 の元素を総称してアクチノイド元素といい、このうちアクチニウムを除いたものをアクチニド元素という。高速増殖炉使用済燃料の主要成分である U、Pu に比べ存在量の少ない Np、Am、及び Cm 等のその他のアクチニドをマイナーアクチニド(MA)という。

RF-ECT(Remote-Field Eddy Current Testing):強磁性体の欠陥検査には材料の持つ磁気特性の不均一を原因とする雑音のため通常の渦流探傷法(ECT)の適用が困難だったことから、間接磁場を利用して、配管や容器などの傷の有無を検査する(探傷)方法の一つである。

SG (Steam Generator、蒸気発生器):タービンを駆動するために蒸気を発生させるための熱交換器。軽水炉の PWR では、原子炉 1 次冷却材と水/蒸気側で熱交換させているが、ナトリウム冷却高速増殖炉では、放射化されていない 2 次冷却材ナトリウムと、水/蒸気側で熱交換させている。

Super-COPD: プラント動特性解析コード:(機器・配管等の解析対象を 1 次元で各々モデル化し、系統構成に組合せて計算)

五十音順

アクチノイド: 原子番号 89 のアクチニウムから 103 のローレンシウムに至るアクチノイドのうち、原子番号 89 のアクチニウム(Ac)を除く、原子番号 90 から 103 までの 14 元素 Th、Pa、U、Np、Pu、Am、Cm、Bk、Cf、Es、Fm、Md、No、Lr の総称である。アクチニウムに類似しているという意味でこのように言われる。

確率論的安全評価(PSA : Probabilistic Safety Assessment): 確率論的安全評価とは、発生する可能性のあるさまざまな事象に対して、その発生の確率を考慮して安全性を評価することである。原子炉の場合、原子力施設等で発生し得るあらゆる事故を対象として、その発生頻度と発生時の影響を定量評価し、その積である「リスク(危険度)」がどれ程小さいかで安全性の度合いを表現する。なお、PSAと対比される決定論的安全評価では、ある事故は起きるものとして、その時のプラントや環境に対する影響を定量評価し、それが一定基準以下であれば、その事故に対して安全性が確保されていると判断する。PSAは、施設・設備の劣化を考慮に入れた安全評価として、海外では、広範に利用されている。

カバーガス: 容器に入った液体が空気に触れて反応することを防ぐ目的で、液面上部に充填する気体をいう。例えば、ナトリウム冷却の高速炉では、液体ナトリウムが活性なので原子炉容器の上部には不活性気体のアルゴンガスを充填する。また、研究炉ではヘリウムが使われている。ただし、カバーガスは不活性気体(希ガス)である必要はなく、原子炉以外では窒素ガスが用いられることもある。原子炉では、窒素が中性子を吸収して半減期が長い放射性の ^{14}C ができるので、カバーガスに窒素を用いることは適当でない。

コールドトラップ(cold trap): 一般には、真空ポンプを用いたシステムにおいて真空ポンプを保護する目的で、水蒸気等の気体を減圧・冷却して液体または固体の形で除去する装置をいう。原子力分野では、高速炉の冷却材ナトリウム中の不純物を除去する精製装置の一種として用いられ、CT とも呼ばれる。不純物(普通は酸化ナトリウム)の溶解度が低温で小さくなる性質を利用して、ナトリウム中の酸素、水素、炭素などの不純物を低温下で多様な化合物(反応生成物)の形で析出させ、分離・回収する。一次系のコールドトラップは、核分裂生成物や放射化された不純物も反応生成物として析出させ、それを分離・回収する。

トリチウム(tritium): 水素の同位体で、原子核が陽子 1 個と中性子 2 個からなる核種。日本語では三重水素と呼ばれ、 ^3H または T と表記される。半減期 12.3 年の放射性同位体で、18.6keV の β 線を放出する。宇宙線による核反応で生成するが、天然にはごく微量にしか存在しない。人工的には原子炉燃料内で生成し、使用済燃料の再処理時に放出される。核融合炉の燃料の一つであるが、天然には得られないので、親物質のリチウム 6 を中性子照射して製造する。ただ、水素の同位体であるので水素と同様な性質を有しており、工学的には金属中の透過(閉じ込めの困難さ)や金属材料の水素脆化が問題となる。

ブランケット(blanket): 核分裂性物質に転換する目的で、炉心内もしくはその周囲に配置される親物質をいう。プルトニウムを利用する高速増殖炉では、親物質であるウラン 238 をブランケット材とし、燃料ピンの上下端部に配置(軸方向ブランケット)する場合や、炉心の外周部にブランケット材だけで集合体(ブランケット集合体)を作って配置(径方向ブランケット)する設計例が多い。ブランケット集合体を、炉心内部に、燃料集合体と交互に配置する炉心設計を、非均質炉心という。

崩壊熱除去: 原子炉では核分裂連鎖反応によりエネルギーを発生するとともに、核分裂生成物が生成される。この核分裂生成物は放射性物質であり、核崩壊により放射線を放出しながら熱を発生する。このため原子炉の炉心は、炉停止後も核分裂生成物の崩壊により、持続して熱が発生する。これを崩壊熱

といい、その発生量は、原子炉停止直後では、定格出力の約 7%に相当する。その後、核分裂生成物の崩壊に伴って崩壊熱の発生量は減少する。したがって原子炉は運転停止後もこの崩壊熱を除去する必要があり、この目的のための冷却系を崩壊熱除去系(余熱除去系)と呼ぶ。

崩壊熱除去機能喪失(PLOHS、Protected Loss of Heat Sink):制御棒が既に炉心に挿入された状態での、空気冷却器等の崩壊熱の除去機能を喪失すること。

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	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	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質	モル	mol
光	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

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
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	数メートル	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	キログラム毎立方メートル	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

組立量	SI組立単位			
	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
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz	1	s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 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	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		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	ジーメンズ	S	A/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束密度	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	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
光照射度	ルーメン	lm		cd sr ^(c)
放射線核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
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、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみに使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (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 (CF-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

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘着力	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
表面張力	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
比エントロピー	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 s A
電表面積電荷	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻² 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 s A
吸収線量	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 ³ 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	ヨタ	Y	10 ¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ²⁴	ヨクト	y

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	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	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単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	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
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm ² =(10 ⁻¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	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	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
ストルブ	sb	1 sb=1cd cm ⁻² =10 ⁻⁴ cd m ⁻²
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1G cm ² =10 ⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≡ (10 ⁷ /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

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	fm	1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ), 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1μm=10 ⁻⁶ m

