JAEA-Technology 2023-001 DOI:10.11484/jaea-technology-2023-001



# JRR-3冷中性子源装置の 新型減速材容器に関わる熱流力設計

Thermal-hydraulic Design Calculations for JRR-3 Cold Neutron Source with the New Moderator Cell

德永 翔 堀口 洋徳 中村 剛実 Sho TOKUNAGA, Hironori HORIGUCHI and Takemi NAKAMURA

> 原子力科学研究部門 原子力科学研究所 研究炉加速器技術部

Department of Research Reactor and Tandem Accelerator Nuclear Science Research Institute Sector of Nuclear Science Research

May 2023

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは国立研究開発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。 本レポートはクリエイティブ・コモンズ表示 4.0 国際ライセンスの下に提供されています。 本レポートの成果(データを含む)に著作権が発生しない場合でも、同ライセンスと同様の 条件で利用してください。(<u>https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.ja</u>) なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ウェブサイト(<u>https://www.jaea.go.jp</u>) より発信されています。本レポートに関しては下記までお問合せください。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 JAEA イノベーションハブ 研究成果利活用課 〒 319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 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. This work is licensed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License (https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.en).

Even if the results of this report (including data) are not copyrighted, they must be used under the same terms and conditions as CC-BY.

For inquiries regarding this report, please contact Institutional Repository and Utilization Section, JAEA Innovation Hub, Japan Atomic Energy Agency.

2-4 Shirakata, 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, 2023

JAEA-Technology 2023-001

JRR-3 冷中性子源装置の新型減速材容器に関わる熱流力設計

日本原子力研究開発機構 原子力科学研究部門 原子力科学研究所 研究炉加速器技術部

德永 翔、堀口 洋徳、中村 剛実

(2023年1月10日受理)

研究用原子炉JRR-3の冷中性子源装置(Cold Neutron Source: CNS)は、原子炉内で発生した熱中性子を減速材容器内に貯留した液体水素により減速し、エネルギーの低い冷中性子に変換する装置である。CNSから発生した冷中性子は、中性子導管を用いて実験装置に輸送され、生命科学、高分子科学、環境科学等を中心とする多くの物性研究に利用されている。中性子科学における世界の研究用原子炉との競争力を維持するためには、冷中性子強度の改善は不可欠であり、新たな知見を取り入れた新型CNSの開発を進めている。

現行のJRR-3のCNSの減速材容器は、水筒型のステンレス製容器を採用しており、材質及 び形状の変更により冷中性子束の強度を向上させることが可能である。そのため、新型減速 材容器の基本仕様は、材質を中性子吸収断面積の小さいアルミニウム合金に変更し、さらに、 モンテカルロ計算コードMCNPを用いて最適化した容器形状に変更した。これらの仕様変更 に伴い、発熱や伝熱の条件に変更が生じることから、熱流力設計上の成立性を確認するため、 JRR-3のCNSについて自己平衡性、熱輸送限界及び耐熱・耐圧等について改めて評価を行っ た。

本報告書は、新型減速材容器に関わる熱流力設計上の評価を実施し、その結果を纏めたものである。

原子力科学研究所:〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 2-4

#### JAEA-Technology 2023-001

#### Thermal-hydraulic Design Calculations for JRR-3 Cold Neutron Source with the New Moderator Cell

Sho TOKUNAGA, Hironori HORIGUCHI and Takemi NAKAMURA

Department of Research Reactor and Tandem Accelerator Nuclear Science Research Institute Sector of Nuclear Science Research Japan Atomic Energy Agency Tokai-mura Naka-gun Ibaraki-ken

(Received January 10, 2023)

The cold neutron source (CNS) of the research reactor JRR-3 converts thermal neutrons generated in the reactor into low-energy cold neutrons by moderating them with liquid hydrogen stored in the moderator cell. Cold neutrons generated by the CNS are transported to experimental instruments using neutron conduits, and are used for many studies of physical properties, mainly in life science, polymer science, environmental science, etc. Improvement of cold neutron intensity is essential to maintain competitiveness with the world's research reactors in neutron science, and we are developing a new CNS that incorporates new knowledge.

The current moderator cell for the CNS of JRR-3 is a stainless-steel container which is a canteen bottle type, and the cold neutron intensity can be improved by changing the material and shape. Therefore, the basic specifications of the new moderator cell were changed to aluminum alloy which has a smaller neutron absorption cross section, and the shape was optimized using a Monte Carlo code MCNP. Since these changes in specifications will result in changes in heat generation and heat transfer conditions, the CNS of JRR-3 was re-evaluated in terms of self-regulating characteristic, heat transport limits, heat resistance and pressure resistance, etc., to confirm its feasibility in thermal-hydraulic design.

This report summarizes the results of the thermal-hydraulic design evaluation of the new moderator cell.

Keywords: JRR-3, Cold Neutron Source, Improvement of Cold Neutron Intensity, Moderator Cell, Self-regulating Characteristic, Liquid Hydrogen

# 目 次

1. 序論
2. CNSの自己平衡性
2.1. 理想状態における自己平衡性
2.2. 周波数応答特性
2.3. まとめ
3. 熱輸送限界
4. 無冷却運転可能な原子炉出力評価
4.1. 耐熱評価
4.2. 耐圧評価
4.3. まとめ
5. ヘリウム冷凍機トリップ後の耐熱耐圧評価
5.1. 耐熱評価
5.2. 耐圧評価
5.3. スクラムしない場合の耐熱評価
5.4. まとめ
6. 水素系圧力のスクラム設定値の妥当性
7. モックアップ試験概念設計
7.1. モックアップ試験装置の設計
7.2. 試験方法
8. 結言
謝辞
参考文献

# Contents

1. Introduction ······1
2. Self-regulating characteristic of a CNS ······9
2.1. Idealized self-regulating characteristic
2.2. Frequency response characteristic 13
2.3. Summary
3. Limit of heat transport ······ 19
4. Evaluation of the reactor power available for the CNS uncooled operation
4.1. Evaluation of heat resistance
4.2. Evaluation of pressure resistance ······ 23
4.3. Summary
5. Evaluation of heat resistance and pressure resistance after helium refrigerator trip
5.1. Evaluation of heat resistance
5.2. Evaluation of pressure resistance
5.3. Evaluation of heat resistance in case of no reactor scram
5.4. Summary
6. Validity of hydrogen system pressure scram setpoint
7. Conceptual design of mock-up test ······ 33
7.1. Design of mock-up test equipment
7.2. Test methods
8. Conclusion ······ 36
Acknowledgements 36
References······37

#### 1. 序論

冷中性子源装置(以下、CNS: Cold Neutron Source という。)は、原子炉内の核分裂反応 によって発生する高速中性子を重水タンク内の重水等にて熱中性子に減速させ、当該熱中 性子を更に、極低温の減速材(液体水素)により減速し、冷中性子に変換する装置である。 Fig. 1.1(a)、(b)及び(c)にJRR-3に設置されているCNSの系統図及び概略図を示す。CNS本体設 備は、原子炉プール内に設置されたクライオスタット、サブプール内のコンデンサ及び水素 緩衝タンク並びに補助設備で構成される。クライオスタットは、減速材容器、真空容器及び 低温流路管で構成され、コンデンサ内で低温へリウムガスにより液化された水素を貯留す る設備である。低温へリウムガスを使用したコンデンサにより冷却され液化した水素は、真 空断熱された低温流路管を通り、減速材容器内に滴下する。減速材容器内に溜まった液体水 素は、核発熱等の熱負荷により気化され、コンデンサまで上昇する。その後、再び液化され て減速材容器内に滴下することで、閉ループサーモサイフォンによる循環が繰り返されて、 一定量の液体水素が減速材容器内に保持される。このように熱流力的なバランスが成立し た条件において、冷中性子を安定的に供給することが可能となる。

CNSから取り出された冷中性子は、中性子導管を通して原子炉外に輸送され、中性子ビーム実験に利用される。冷中性子は、重水タンクから直接取り出される熱中性子に比べて波長が長いことから、高分子の様な多数の原子から構成される物質の構造や原子の結合状態を詳細に調べることができる特徴がある。このため、冷中性子ビームは生命科学、高分子科学、環境科学等の幅広い分野における物性研究に利用されており、冷中性子東強度を向上させて、研究環境を改善することは世界の研究用原子炉との競争力を維持するために必要不可欠である。

既存のCNSよりも冷中性子束を増加させるため、減速材容器の材料(ステンレス)の放射 線損傷による交換時期に合わせて、減速材容器を高度化することが検討されている。この方 法では、減速材容器以外の主要な設備を変更せずに、減速材容器の材質及び形状を変更する ことで冷中性子束を増加させることができる。これは以前にも検討されており、船底型容器 [1]の設計及び試験が行われたが、容器強度と局所的に発生するボイド率の観点で問題が発 生し、最終的に船底型容器が運用されることはなかった。そのため、船底型容器の問題を解 決するような新設計の容器を考える必要があった。

ここで世界のCNS開発の歴史に着目する。京都大学原子炉実験所の河合氏らは、京都大学 研究用原子炉(Kyoto University Research Reactor: KUR)のCNSについて、また、環状の円 筒型減速材容器を用いているサクレー研究所(CEA Saclay)の研究用原子炉ORPHEEのCNS について、安定した閉ループサーモサイフォンを成立させるための条件を理想化したモデ ルから熱力学的考察により求めた[2,3,4,5]。これをCNSの自己平衡性[3]と呼び、減速材容器 の形状として、ORPHEE CNSのような下部開放型と、新たな概念として上部開放型の二種類 を提案した[5](これらの詳細については2.に記載する。)。その後、台湾核能研究所(INER) のC.H.Lee氏らによる台湾研究反応器(Taiwan Research Reactor-II:TRR-II)のCNS開発にお いて、京都大学原子炉実験所の河合氏らのアプローチに基づく閉ループサーモサイフォン の自己平衡性を検証するために、フロン11をサイフォン流体として環状の二種類の形状に ついてモックアップ試験を実施した[6]。韓国原子力研究所(KAERI)の研究用原子炉 HANARO(High-flux Advanced Neutron Application Reactor)のCNSは下部開放型を採用し、 上記の開発の流れを汲み、同様の方法で理論的な解析を行い、また、液体水素をサイフォン 流体として閉ループサーモサイフォンのモックアップ試験を実施した[7]。中国原子能科学 研究院(CIAE)の中国先進研究炉(China Advanced Research Reactor:CARR)のCNSも HANARO CNSと似たように、フロン113をサイフォン流体として閉ループサーモサイフォ ンのモックアップ試験を実施し、自己平衡性を持つための一定の条件を確かめた[8]。

容器強度や局所的なボイド等の問題を解決し、且つ、安定した閉ループサーモサイフォン を成立させるために、我々は世界的にも開発が進んでいる環状の二種類の形状を新設計減 速材容器の候補として考えた。ただし、下部開放型は上記のORPHEE CNSやHANARO CNS、 また、米国標準技術研究所(National Institute of Standard and Technology: NIST)の中性子研 究センター(NIST Center for Neutron Research: NCNR)にある研究用原子炉NBSR(National Bureau of Standards Reactor)のUnit1等で実際に運用されており知見はあるが、上部開放型を 実際に運用した実績はないため、検証は十分に行う必要がある。

以上の考察を踏まえ、モンテカルロ計算コードMCNPを用いてサーベイ計算を基に最適化 することで容器形状を決定した。また、更なる冷中性子束強度の向上のため、従来の材質で あるステンレスから熱中性子吸収断面積の小さいアルミニウム合金に変更した。新型減速 材容器の基本仕様及び計算に使用するパラメータをTable 1.1、Table 1.2及びTable 1.3並びに Fig. 1.2に示す。また、水素の基本的な物性値[9]をTable 1.4に示す。

Fig. 1.3に水平実験孔出口における既存減速材容器と新型減速材容器の中性子スペクトルの比較(減速材容器及び水平実験孔末端を通過した中性子を対象としたMCNP解析値)を示す。減速材容器の材質及び形状変更により中性子エネルギー5meVにおいて約1.6倍の中性子ゲインが得られる結果となった。

高度化により減速材容器の材質及び形状変更が伴うことから、改めて熱流力設計計算を 実施する必要がある。さらに、閉ループサーモサイフォンの成立性を確認するため、京都大 学原子炉実験所の河合氏らが実施した熱力学的評価を参考に、CNSの自己平衡性について評 価した。なお、評価にあたっては、現行のCNSに関する設置当初の熱流力設計計算書を参考 とした。

本報告書は、CNSの自己平衡性の評価及び熱流力設計の再評価を実施し、その結果を纏めたものである。

仕様	既存設備(水筒型容器)	新型容器	
外寸[mm]	H260, W129.5	Н223, Ф128.6	
十十万斤	オーステナイト	アルミニウム合金	
11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11 11	ステンレス鋼(SUH660)	(A6061)	
密度[g/cm <sup>3</sup> ]	7.94	2.63	
体積[cm <sup>3</sup> ]	48.3	221.9	
外表面積S <sub>1</sub> [m <sup>2</sup> ]	0.0575	0.0935	
肉厚[mm]	0.8	1.5	
質量M <sub>1</sub> [kg]	0.3835	0.5836	
輻射率 $\epsilon_1$	0.6	0.055 及び 0.6*1	
発熱密度k[W/kg]*2	330	290	
液相体積[cm <sup>3</sup> ]	736	1215	
気相体積[cm <sup>3</sup> ]	—	123	
増加した体積[cm³]	—	700*3	
最高使用温度[℃]	425	120	
最高使用圧力[MPa]	0.4413	0.4413	

Table 1.1 減速材容器の仕様

\*1:新型減速材容器の輻射率は不明であるが、本報告書では、研磨したアルミニウムの一般 的な輻射率である 0.055 及び表面処理を施した真空容器の輻射率である 0.6 を用いてそれぞ れ評価を行い、結果を比較する。

\*2:モンテカルロ計算コード MCNP を用いて評価した結果であるが、核分裂の遅発γ線及 びβ線(Alを除く)の影響は考慮していない。

\*3: 増加した体積は 602[cm<sup>3</sup>]であるが、本報告書では保守的に評価するため 700[cm<sup>3</sup>]とする。

仕様	真空容器
++ 応	アルミニウム合金
11111111111111111111111111111111111111	(A6061)
減速材容器との輻射伝熱	
の対象となる内表面積	0.128
$S_2[m^2]$	
輻射率 $\epsilon_2$	0.6
最高使用温度[℃]	100

Table 1.2 真空容器の仕様

Table 1.3 原子炉定格出力運転時の熱負荷

容器の核発熱量[W]	153
液体水素の核発熱量[W]	46
その他侵入熱[W]	501*1
系全体の熱負荷Q[W]	700

\*1: サポート、スペーサ及びコンデンサ等からの系全体にかかる侵入熱は、設置当初の熱流力設計計算書と同じ値を使用する。

気体水素密度ρg[kg/m³]1.56液体水素密度ρl[kg/m³]70.16モル質量w[g/mol]2.016蒸発潜熱ΔH[J/kg]442500液粘度μ[kg/(m・s)]1.27×10<sup>-5</sup>

Table 1.4 水素の物性値(20.8[K])

## JAEA-Technology 2023-001







Fig. 1.1(b) CNSの減速材容器部概略図



Fig. 1.1(c) CNSのクライオスタット部概略図



Fig. 1.2 新型減速材容器概念設計図(気体導入孔等は含まない。)



Fig. 1.3 水平実験孔出口における水筒型容器(既存)と新型減速材容器の 中性子スペクトルの比較(減速材容器及び水平実験孔末端を通過した中性子が対象)

#### 2. CNS の自己平衡性

CNSの閉ループサーモサイフォンは、常温部である水素緩衝タンク、低温部であるコンデンサ、低温流路管及び減速材容器で構成される。

CNSの主な設計要求は、冷中性子束の最大化及び安定供給であり、そのためには、適切な 形状の容器で、熱負荷の外乱に対して液面に急激なバブリングがないように流動状態を安 定に保つ必要がある。理想的な閉ループサーモサイフォンの状態をFig.2.1に示す。これは、 コンデンサと減速材容器間の低温流路管に流路抵抗がない単一体積モデルである[5]。この ような系において減速材容器にかかる熱負荷が増加すると、液体水素の蒸発により閉ルー プサーモサイフォン内の圧力が上昇し、これに伴い水素の沸点が上昇する。つまり、水素の 蒸発潜熱が小さくなる。また、系内の温度上昇に伴いヘリウム冷凍機の冷凍能力が増加する。 これに比例してコンデンサの水素液化能力が増加することで、気体水素が凝縮される効率 が向上する。これは、減速材容器に熱負荷を与えても、液体水素の蒸発の促進によるエント ロピーの増加が、系内の温度上昇によって蒸気水素の液化の促進によるエントロピーの減 少によって補償されること意味し、その結果として液体水素の液面が自然に以前の液位に 戻るというものである。京都大学原子炉実験所の河合氏らは、このような減速材容器内の液 体水素の液面が一定に保たれる性質を、CNSの自己平衡性と名付けた[3]。ここで、低温流路 管の流路抵抗が無視できなくなると、減速材容器内の液体水素の蒸発による圧力上昇が時 間差なくコンデンサに伝わらず、自己平衡性は消失する[5]。

以上の考察から、JRR-3の新型減速材容器を導入した CNS において、自己平衡性を有することの確認を行った。

2.1. 理想状態における自己平衡性

(1) 動特性微分方程式

Fig. 2.1 のような低温流路管内に流路抵抗がない理想的な閉ループサーモサイフォンの単 一体積モデルにおいて、コンデンサと接する領域(以下、「外部領域」という。)での気体水 素の質量*M*<sub>1</sub>[kg]のバランスは以下のように与えられる[2,5]。

$$\frac{\mathrm{d}M_1}{\mathrm{d}t} = \{Q_1 - U_1 A_1 (T_1 - T_{\mathrm{He}})\} / \Delta H \cdot \cdot \cdot (2.1)$$

ここで、 $Q_1$ は減速材容器にかかる熱負荷[W]、 $U_1$ は気体水素温度 $T_1$ [K]での総合熱伝達率 [W/(m<sup>2</sup>・K)]、 $A_1$ はコンデンサの熱交換領域の表面積[m<sup>2</sup>]、 $T_{He}$ はヘリウム冷媒温度[K]、 $\Delta H$ は水素の蒸発潜熱[J/kg]を示す。式(2.1)の第1項は、単位時間当たりの蒸発による気体水素 増加量、第2項は、凝縮する気体水素量を示す。

同様に、内部の気相領域(以下、「内部領域」という。)における気体水素の質量*M*<sub>2</sub>[kg]の バランスは以下のように与えられる[2,5]。

$$\frac{\mathrm{d}M_2}{\mathrm{d}t} = \{Q_2 - U_2 A_2 (T_2 - T_1)\} / \Delta H \cdot \cdot \cdot (2.2)$$

ここで、添字2は内部領域に関係する量であることを示すため、A<sub>2</sub>は内部領域の表面積[m<sup>2</sup>] を示す。

定常状態での量を添字 0 を付けて表し、理想気体の状態方程式が気体水素に適用できる と仮定すると、式(2.1)及び式(2.2)は、クラウジス・クラペイロンの式を使って以下のように 変換される。

$$\Delta H \frac{dm_1}{dt} + \eta_1' m_1 = q_1 \cdot \cdot \cdot (2.3)$$
$$\Delta H \frac{dm_2}{dt} + \eta_2' m_2 - \eta_3' m_1 = q_2 \cdot \cdot \cdot (2.4)$$

ここで、

 $\eta_1' = U_1 A_1 R T_{10}^2 / (M_{10} \Delta H), \quad \eta_1 = \eta_1' / w \cdot \cdot \cdot (2.5)$ 

 $\eta_2' = U_2 A_2 R T_{20}^2 / (M_{20} \Delta H), \quad \eta_2 = \eta_2' / w \cdot \cdot \cdot (2.6)$ 

$$\eta_3' = U_2 A_2 R T_{10}^2 / (M_{10} \Delta H), \quad \eta_3 = \eta_3' / w \cdot \cdot \cdot (2.7)$$

であり、 $\eta_1$ はヘリウム温度が一定と仮定した場合のコンデンサの水素液化能力[W/g]、 $\eta_2$ は気体水素量の変化による内部領域の液化能力[W/g]、 $\eta_3$ は外部領域の液化能力が内部領域に及ぼす影響力[W/g]、wはモル質量[g/mol]、Rは気体定数 8.31[J/(mol·K)]、 $m = M - M_0$ [g]は気体水素の定常状態からの質量偏差、 $q = Q - Q_0$ [W]は定常状態からの熱負荷の変動幅である。

t = 0の時にm = 0である境界条件において、ステップ状の熱負荷 $q_1$ 及び $q_2$ を加えた場合、式(2.3)及び式(2.4)は以下のようになる。

$$m_1 = (q_1/\eta_1) \{1 - \exp(-t/\tau_1)\} \cdot \cdot \cdot (2.8)$$

$$m_2 = \alpha_1 \{1 - \exp(-t/\tau_2)\} - \alpha_2 \exp(-t/\tau_2) \times \{1 - \exp(t/\tau_2 - t/\tau_1)\} \cdot \cdot \cdot (2.9)$$

ただし、

$$\alpha_1 = q_2/\eta_2 + q_1\tau_1\tau_2/(\tau_3\,\Delta H)$$

$$\alpha_2 = q_1 \tau_1 / (\tau_3 \Delta H) \{ \tau_1 \tau_2 / (\tau_2 - \tau_1) \}$$

である。ここで、 $\tau = \Delta H/\eta$ は、水素液化能力に関係する緩和時間[s]であり、 $1/\tau_1$ は理想化された二相閉ループサーモサイフォンの自己平衡力を示す。式(2.8)から時間が無限に経過する

と $m_1 = q_1/\eta_1$ という新しい定常状態となり、このとき、 $1/\tau_1$ が大きいほど新しい定常状態が 速やかに確立されることになる。また、 $\eta_1$ が大きい場合、式(2.9)は $m_2 = \alpha_1\{1 - \exp(-t/\tau_2)\}$ と記述される。 $\eta_1$ が大きいほど、 $m_1$ の変化は小さくなり、 $T_1$ も低下する。これにより、内部 領域の液化能力が見かけ上増加することで、 $m_2$ も速やかに新たな定常状態となる。よって、 このときの $m_1$ 及び $m_2$ は、熱負荷の変動に対してほぼ同じ応答を示す。ただし、式(2.9)は式 (2.8)と比べてかなり複雑であることに注意する。内部領域が気体水素のみであり、外部領域 に液体水素がある状態を維持するためには、 $\eta_1$ 、 $\eta_2$ 及び $\eta_3$ の3つのパラメータをバランス良 く制御する必要がある。

以上の考察から、内部領域の底が開いている構造(これを、我々は「下部開放型」と呼ぶ。) と上部が開いている構造(これを、我々は「上部開放型」と呼ぶ。)において、その熱流力 上の制御特性を比較する。Fig. 2.2 にそれぞれの概念図を示す。

下部開放型の場合、核発熱により蒸発した気体水素が液体を押し出すことで、適量の気体 水素が内部領域に収容される。このような構造において、内部領域に気体水素、外部領域に 液体水素がある状態を維持するためには、減速材容器の構造や大きさに依存する 3 つのパ ラメータを工学的に最適化し、バランス良く制御する必要がある。

これに対して、上部開放型の場合、外部領域で蒸気となった気体水素は、上部の導入孔か ら内部領域に収容される。この場合、外部領域の液面を制御する力学的方程式は式(2.3)のみ であり、解は式(2.8)で表されるため、制御するパラメータはη,のみであり、自己平衡は下部 開放型と比べて容易に成立する。また、自己平衡性を決定づけるη<sub>1</sub>の唯一の変数はM<sub>10</sub>であ る。気体水素量の増減は系の圧力の増減で表されることから、水素緩衝タンクでの圧力制御 及びその応答性は系の安定性を示し、閉ループサーモサイフォンにおいては制御が非常に 簡単である。ただし、懸念事項として、このように上部開放型の理論的計算によりサーモサ イフォンの成立性は確認されているが、実機で適用したという実績は世界的にも存在しな い。また、京都大学原子炉実験所の河合氏らにより提案されている上部開放型のモデルを Fig. 2.3 に示すが、導入孔の製作が容易であることから、形状も単純であり、強度を心配す る必要がない。しかし、JRR-3の CNS においては、導入孔の構造最適化や強度の問題が発 生すると考えられる。理由としては、Fig. 1.2 に概念図を記載したが、気相領域(Fig. 2.1 に おける内部領域)の上は液相領域(Fig. 2.1 における外部領域)であり、液体水素が存在し ているため、単に上部を開放すれば液体水素が流入してしまうからである。解決法として、 低温流路管の二重管の外管から内部領域に通ずる気体水素導入管の製作が考えられるが、 導入管の構造の最適化が必要であり、また、耐圧強度上問題がないか評価する必要がある。 この点においては、下部開放型の方が製作は簡単であり、強度も問題ないと考えられる。最 終的な容器形状は、解析及びモックアップ試験の結果により決定する必要がある。

通常の研究用原子炉では、外乱による熱負荷の変動幅を 5%程度と考え、京都大学原子炉 実験所の河合氏らによるとη<sub>1</sub>はその変動幅の 2 倍以上となるよう推奨している。このとき の液面変動率は 3%未満である。 (2) 評価方法

Fig. 2.4 に計算体系図を示す。また、本評価では、上部開放型を想定する。式(2.5)から $\eta_1$ を計算し、液面変動率を評価する。

CNS 運転前初期充填時の系全体に占める水素の物質量n<sub>0</sub>[mol]は、以下の理想気体の状態 方程式から求められる。

$$n_0 = \frac{P_i V_{\text{all}}}{RT_0} \cdot \cdot \cdot (2.10)$$

ここで、*P<sub>i</sub>*は初期充填圧力[Pa]、*V*<sub>all</sub>は系の全体積[m<sup>3</sup>]、*R*は気体定数 8.31[(Pa・m<sup>3</sup>)/(K・mol)]、 *T*<sub>0</sub>は初期充填時温度(サブプール水温度)[K]である。保守的な評価とするため、初期のサ ブプール水温度は 30[℃]とする。

CNS 通常運転時の低温部の温度を $T_A[K]$ 、常温部の温度(サブプール水温度)を $T_B[K]$ とする。ここで、保守的な評価とするため運転中のサブプール水温度を  $10[^{\circ}C]$ とする。常温部は水素緩衝タンクのみで構成されることから、常温部の気体水素の物質量 $n_B[mol]$ は以下の理想気体の状態方程式から求められる。

$$n_{\rm B} = \frac{PV_{\rm B}}{RT_{\rm B}} \cdot \cdot \cdot (2.11)$$

ここで、Pは運転時圧力[Pa]、 $V_B$ は水素緩衝タンク体積 $[m^3]$ である。低温部に存在する水素の物質量は $n_0$ 及び $n_B$ を用いて以下の式で表せる。

$$n_0 - n_{\rm B} = n_{\rm g} + n_l \cdot \cdot \cdot (2.12)$$

ここで、ngは低温部の気体水素の物質量[mol]、nlは低温部の液体水素の物質量[mol]である。 また、ngは以下の理想気体の状態方程式で表される。

$$n_{\rm g} = \frac{P}{RT_{\rm A}}(V_{\rm A} - V_l) = \frac{P}{RT_{\rm A}}\left(V_{\rm A} - \frac{w}{\rho_l \times 10^3}n_l\right) \cdot \cdot \cdot (2.13)$$

ここで、 $V_A$ は低温部の体積[m<sup>3</sup>]、 $V_l$ は液体水素量[m<sup>3</sup>]、wはモル質量[g/mol]、 $\rho_l$ は液体水素密度[kg/m<sup>3</sup>]である。式(2.13)を式(2.12)に代入することで、 $n_g$ が求まる。よって、 $M_{10}$ は以下の式から求められる。

$$M_{10} = n_g w \times 10^{-3} \cdot \cdot \cdot (2.14)$$

ここで求まるM<sub>10</sub>を用いて式(2.5)からη<sub>1</sub>を計算する。

熱負荷i[%]変動下における液面変動率αは以下の式から求められる。

$$\alpha = \frac{i}{\left(\frac{\eta_1}{q_1}\right)} \cdot \cdot \cdot (2.15)$$

ここでは 5[%]変動として評価を行う。 $q_1$ は CNS の系全体にかかる定格熱負荷 $Q_0$ (本報告書では原子炉出力 20[MW]での熱負荷を示す。)である 700[W]の 5[%]変動分の熱負荷増加量であることから 35[W]である。また $\alpha$ が 3[%]となるときの $q_1$ を式(2.15)から逆算し確かめる。

現在の CNS における水素の流動状態は、JRR-3 炉外作動試験報告書から第2安定流動領域と名付けられているが、新型減速材容器を用いた CNS における流動状態は不明であるため、本計算におけるP<sub>i</sub>及びPは既存設備の運転パターンの値を使用する。

#### (3) 評価結果

計算に使用したパラメータを Table 2.1 に示す。計算の結果、 $\eta_1$ は 118.8[W/g]となり、 $q_1$ に 対して 3.4 倍の能力があり、また、そのときの $\alpha$ は 1.5[%]と河合氏らが推奨する値を十分に 満たす評価となった。よって、新型減速材容器を用いた CNS において、理想的な系とした ときのコンデンサの水素液化能力は十分であり、熱負荷 5[%]変動下では急激なバブリング が発生せず、冷中性子束の最大化及び安定供給が期待できる。

また、αが 3[%]となるときのq<sub>1</sub>は 70[W]であり、これはステップ状の熱負荷 10 [%]の変 動が発生した場合である。これは定格出力 20[MW]での原子炉運転中において、外乱等によ り 2.0[MW]の出力変動が発生することを意味するが、ここまでの変動を与える外乱の発生 は考えにくいため、通常の原子炉運転中においてαが 3[%]となる可能性は低い。

2.2. 周波数応答特性

(1) 概要

2.1.の議論は、低温流路管の存在を無視した理想的な閉ループサーモサイフォンであるが、 実際の系には低温流路管が存在し、その流路抵抗を無視することはできない。つまり、Fig. 2.1 で示した理想的な状態から逸脱するため、自己平衡性が消失する恐れがある。しかし、 低温流路管の存在があったとしても、CNS の系が周期的な熱負荷の変動に対して式(2.3)と 似たような応答を示せば、その系の流路抵抗は無視できるほど小さいことを意味し、自己平 衡性を有すると結論づけることができる[4]。式(2.3)のq<sub>1</sub>は入力の変化量、m<sub>1</sub>はこの入力変 化に対する系の応答、すなわち、出力を表しているため、系の入力及び出力の関係を記述し ており、伝達関数法によって分析できる。このように周波数応答の特性を調べることで系の 安定性を理解することができる[2,4]。故に、系の安定性を評価するうえで実験値と計算値の 比較が必須であるが、既存設備に実験装置を設置することが不可能であるため、本報告書で は計算値による CNS の特性のみを記載する。

(2) 評価方法

熱負荷 $q_1$ が $q_1^0$ sin $\omega t$ のように正弦波状に変化するとして、 $q_1^0$ は入力としての熱量の振幅 [W]、 $\omega$ はその周波数[rad/min]である。これらを式(2.3)に代入して得られる微分方程式をラプ ラス変換し、ラプラス変換の作用因子sを $j\omega$  ( $j = \sqrt{-1}$ ) で置換すると周波数応答関数G( $j\omega$ ) が次のように得られる[2,4]。

$$G(j\omega) = \left(\frac{1}{\sqrt{1 + (\omega\tau)^2}}\right) \exp(j\Phi) = A \exp(j\Phi) \cdot \cdot \cdot (2.16)$$

ここで、Aはゲインであり出力と入力の振幅比、 $\Phi = -\arctan(\omega\tau)$ は位相差を表し、 $\omega = 0.1$ におけるAを1とする。縦軸をデシベル[db]として、 $\omega$ に対するAを図示することで周波数応 答特性の理論値となる Bode 線図が得られる。

実験においては、任意の熱負荷変動幅[%]を決め、任意の周期で変動させ、その変動率に おける系の圧力変動を記録しておき、Bode 線図を作成する。京都大学原子炉実験所の河合 氏らは、最大 30[%]の変化において Bode 線図を作成し、理論値の Bode 線図と比較してい る。これらがよく似た曲線を描くことから、30[%]未満の熱外乱に対して自己平衡性を有す ると結論付けている。

(3) 評価結果

縦軸をデシベル[db]、横軸を周波数ωとしたときの Bode 線図を Fig. 2.5 に示す。 $\eta_1$ の値は 2.1.(3)の評価結果の値とする。 $\omega$ が 5.37[rad/min]を超える値、すなわち熱負荷変動の周期が 1.17[min]より早い場合、位相差は 90[°]に近づく。よって、それより遅い周期では、低温流 路管の存在を考慮しても、系は自己平衡性を有すると予測できる結果となった。

2.3. まとめ

低温流路管内に流路抵抗がない理想的な閉ループサーモサイフォンの単一体積モデルを 想定した場合、系は自己平衡性を有することがわかった。また、計算上ではあるが、熱負荷 変動の周期が 1.17[min]より遅い周期では、低温流路管の存在を考慮しても、系は自己平衡 性を有すると予測できる結果となった。しかしながら、この結果はあくまでも参考値であり、 実際の低温流路管の流路抵抗によって、変動率や周期がいくつまで許容できるかは不明で ある。よって、新型減速材容器を実際に重水タンク内に設置し、特性試験等の原子炉運転中 における中性子計数率等のデータを基に系の安定性を判断する必要がある。

	2
初期充填圧力P <sub>i</sub> [Pa]	$3.58 \times 10^{5}$
運転時圧力P[Pa]	$1.18 \times 10^{5}$
系の全体積Vall[m <sup>3</sup> ]	0.6083
低温部体積V <sub>A</sub> [m <sup>3</sup> ]	0.0103
水素緩衝タンク体積V <sub>B</sub> [m <sup>3</sup> ]	0.598
気体定数R[(Pa・m <sup>3</sup> )/(K・mol)]	8.31
初期充填時温度T <sub>0</sub> [K]	303.15
CNS 通常運転時の低温部温度T <sub>A</sub> [K]	20.8
CNS 通常運転時の常温部温度T <sub>B</sub> [K]	283.15
モル質量w[g/mol]	2.016
液体水素密度 $\rho_l[kg/m^3]$	70.16
コンデンサ総合熱伝達率 $U_1$ [W/(m <sup>2</sup> ・K)]	275.8
コンデンサ熱交換領域表面積 $A_1$ [m²]	1.3
水素蒸発潜熱ΔH[J/kg]	442500
熱負荷変動率i[%]	5
熱負荷增加量 $q_1[W]$	35

Table 2.1 計算に使用したパラメータ一覧



Fig. 2.1 理想化された閉ループサーモサイフォン







Fig. 2.3 上部開放型のモデル



- 17 -



Fig. 2.5 周波数応答特性の計算値

### 3. 熱輸送限界

#### (1) 概要

JRR-3 CNS は、二重管式の低温流路管を採用しており、その水素の流動状態は、熊井氏らの実験[10]及び JRR-3 炉外作動試験報告書において第2安定流動領域と名付けられている。 Fig. 3.1 に第2安定流動領域における流動状態を示す。この領域では、内管と外管の間隙に存在する気液ミクスチャーがコンデンサまで上昇し、内管を液体水素が下降するような循環が起こっている。すなわち、この領域での流動は液単相流に近い閉ループサーモサイフォンとなる。

減速材容器内の液体水素量が連続的に減少する程の熱負荷が加えられた場合、水素系の 閉ループサーモサイフォンは成立しなくなる。これをドライアウト現象と呼び、そのときの 熱負荷を熱輸送限界値と呼ぶ。閉ループサーモサイフォンを成立させるためには、想定され る熱負荷に対して熱輸送限界値に裕度があることが求められる。

新型減速材容器を使用した場合においても閉ループサーモサイフォンが成立することを 確認するため、CNSの系全体にかかる定格熱負荷 700[W]に対して熱輸送量に裕度があるこ とを評価により確認する。

(2) 評価方法

第2 安定流動領域における熱輸送限界値は、減速材容器とコンデンサ間に存在する気液 ミクスチャー液柱の高さによる圧力によって決定される。ここで、外管全体が気液ミクスチ ャーで満たされ、内管全体が液で満たされていると仮定し、内管の液中の高さによる圧力と 内管の液の流路抵抗が外管の気液ミクスチャー流の圧力損失と釣り合っているとする。こ の場合、内管では以下の定常流動状態が成立する。

$$\Delta P = \rho_l g L'_i - \rho_l \lambda \frac{u_l^2 L_i}{2 D_i} \cdot \cdot \cdot (3.1)$$
$$u_l = \frac{Q}{\Delta H \rho_l A_i} \cdot \cdot \cdot (3.2)$$

ここで、 $\Delta P$ は(減速材容器最上部圧力) - (コンデンサ気相部圧力) [Pa]、 $\rho_l$ は密度[kg/m<sup>3</sup>]、 gは重力加速度[m/s<sup>2</sup>]、 $u_l$ は流速[m/s]、 $L_i$ は内管の液柱の長さ[m]、 $L'_i$ は内管の液柱の鉛直面投 影長さ[m]、 $\lambda$ は管摩擦係数、 $D_i$ は内管の内径[m]、Qは熱負荷[W]、 $\Delta H$ は水素の蒸発潜熱[J/kg]、  $A_i$ は内管断面積[m<sup>2</sup>]である。円管内における流体の摩擦損失はダルシー・ワイスバッハの式 であり、 $\lambda$ は以下のコールブルックの式から求める。

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}} \qquad (\text{Re} < 3000) \cdot \cdot \cdot (3.3)$$
$$\frac{1}{\lambda^{1/2}} = -2\log_{10}\left(\frac{\varepsilon}{3.7} + \frac{2.51}{\text{Re}\lambda^{1/2}}\right) \qquad (\text{Re} \ge 3000) \cdot \cdot \cdot (3.4)$$

$$\operatorname{Re} = \frac{\rho_l u_l D_i}{\mu} \cdot \cdot \cdot (3.5)$$

ここで、Re はレイノルズ数、 $\varepsilon$ は相対租度、 $\mu$ は液粘度[kg/(m・s)]である。

 $\Delta P < 0$ とは、コンデンサ気相部圧力が減速材容器最上部圧力を上回ることを示し、その条件下では気液ミクスチャーはコンデンサまで上昇しなくなる。それを決定づける変数は $u_l$ であり、 $u_l$ はQによって求められる。すなわち、そのときのQが熱輸送限界値に相当する。

(3) 評価結果

計算に使用したパラメータを Table 3.1 に示す。計算の結果、ΔP < 0となるQは 2898[W]と なった。よって、CNS の系全体にかかる定格熱負荷 700[W]は系の熱輸送限界までに十分な 余裕があり、ドライアウト現象は発生しない。すなわち、減速材容器内の液体水素が熱負荷 により消失することはなく、閉ループサーモサイフォンは常に成立する。

液体水素密度 $\rho_l[kg/m^3]$	70.16
重力加速度g[m/s <sup>2</sup> ]	9.8
内管の液柱の長さ $L_i[m]$	7.5
内管の液柱の鉛直面投影長さL' <sub>i</sub> [m]	3.719
水素蒸発潜熱ΔH[J/kg]	442500
内管の内径D <sub>i</sub> [m]	8.0×10 <sup>-3</sup>
内管断面積A <sub>i</sub> [m <sup>2</sup> ]	5.027×10-5
相対租度 <i>ε</i> [-]	0.001
液粘度µ[kg/(m・s)]	1.27×10 <sup>-5</sup>

Table 3.1 計算に使用したパラメータ一覧



Fig. 3.1 第2安定流動領域における流動状態

#### 4. 無冷却運転可能な原子炉出力評価

4.1. 耐熱評価

(1) 概要

減速材容器の高度化に伴い、ステンレス(SUH660)からアルミニウム合金(A6061)への 材質の変更が検討されている。ステンレスと比較したときのアルミニウム合金の懸念事項 はその耐熱性であり、最高使用温度が 425[℃]から 120[℃]となる。

JRR-3 では、ヘリウム冷凍設備を運転せずに定格出力 20[MW]の原子炉運転をすることは ない。しかし、燃料交換後の反応度測定及び制御棒校正等の特性試験のための原子炉運転に おいては、50[kW]程度での原子炉運転となるため、耐熱上問題がないことからヘリウム冷凍 設備を運転せず、CNS は無冷却運転状態となっている。

このような条件で、新型減速材容器においても最高到達温度が最高使用温度未満であることを評価により確認する。

(2) 評価方法

Fig. 4.1 に示す計算体系において、減速材容器の温度T<sub>1</sub>を評価する。CNS の系全体にかか る定格熱負荷は、原子炉出力 20[MW]で 700[W]であり、熱負荷量は原子炉出力に比例して いると仮定して、原子炉出力 20[kW]における核発熱量 1[W]とする。減速材容器で発生する 核発熱量が全て真空容器に輻射して除熱されているとして、真空容器の温度T<sub>2</sub>は結果を保守 的に算出するために真空容器の最高使用温度である 100[℃]を使用し、T<sub>1</sub>が 120[℃]となると きの核発熱量Q[W]からその値に対する原子炉出力を求める。Qはステファン-ボルツマンの 法則を用いた輻射伝熱の一般的な計算式から求まる。

$$Q = \frac{\sigma S_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{S_1}{S_2} (\frac{1}{\epsilon_2} - 1)} \cdot \cdot \cdot (4.1)$$

ここで、 $\sigma$ はステファン-ボルツマン定数 5.67×10<sup>8</sup>[W/(m<sup>2</sup>・K<sup>4</sup>)]、 $\varepsilon$ は輻射率、Sは伝熱面積[m<sup>2</sup>] である。添字 1 及び 2 はそれぞれ減速材容器及び真空容器を表す。 $\varepsilon_1$ の値に関して、Table 1.1 に記載のとおり、研磨したアルミニウムの一般的な輻射率である 0.055 及び表面処理を 施した真空容器の輻射率である 0.6 を用いてそれぞれ評価を行い、結果を比較する。

(3) 評価結果

計算に使用したパラメータを Table 4.1 に示す。評価の結果、 $\varepsilon_1$ が 0.055 のとき、Qは 1.3[W] であり、これに対する原子炉出力は 25[kW]となった。よって、JRR-3 の原子炉起動ステップ上から、CNS の無冷却運転可能な原子炉出力は 10[kW]となり、そのときの $T_1$ は式(4.1)から逆算することで 108.2[°C]と求まる。また、 $\varepsilon_1$ が 0.6 のとき、Qは 11[W]であり、これに対する原子炉出力は 220[kW]となった。よって、JRR-3 の原子炉起動ステップ上から、CNS の

無冷却運転可能な原子炉出力は200[kW]となり、そのときのT<sub>1</sub>は式(4.1)から逆算することで 118.2[℃]と求まる。

以上の評価から、 $\varepsilon_1$ が 0.055 である場合は、燃料交換後の反応度測定及び制御棒校正等の 特性試験のための原子炉運転が実施できず、CNS の冷却運転が必要となる。しかし、 $\varepsilon_1$ が 0.6 である場合は、そのような運転においても CNS は無冷却運転で問題ない。よって、今後 の減速材容器製作の過程においては、 $\varepsilon_1$ が 0.6 以上となるような、輻射率を上げるための表 面加工法の検討が必要である。

4.2. 耐圧評価

(1) 概要

真空断熱層が真空の状態で、さらにヘリウム冷凍設備が運転していない状態で原子炉を 運転した場合、減速材容器等の温度上昇に伴い気体水素の圧力も上昇する。その場合の減速 材容器の健全性を確認するため、4.1.で求めた原子炉出力に対する減速材容器の温度*T*<sub>1</sub>を用 いて容器内の圧力を計算し、最高使用圧力 0.4413[MPa]未満であることを確認する。

(2) 評価方法

計算体系図は、Fig. 2.4 と同様である。式(2.10)より $n_0$ [mol]を算出した後、水素系の圧力 P[Pa]を求める。ここで、 $T_0$ は保守的に 10[ $^{\circ}$ C]とする。Pは理想気体の状態方程式を用いた以 下の式により求まる。

$$P = \frac{n_0 R}{\frac{V_A}{T_1} + \frac{V_B}{T_P}} \cdot \cdot \cdot (4.2)$$

ここで、T₁は 118.2[℃]、T<sub>B</sub>は保守的に 10[℃]とする。

また、この条件で最高使用圧力となってしまう場合のP<sub>i</sub>を逆算し確かめる。

(3) 評価結果

計算に使用したパラメータを Table 4.2 に示す。計算の結果、内圧は 0.36[MPa]となり、最 高使用圧力未満であった。以上より、原子炉出力 200[kW]運転時における CNS 無冷却運転 は耐圧評価上問題ない。また、内圧が 0.4413[MPa]となる場合の*P<sub>i</sub>*は 0.439[MPa]となった。

4.3. まとめ

 $\epsilon_1$ が 0.6 である場合において、無冷却運転可能な原子炉出力は、起動ステップ上 200[kW] であり、耐熱耐圧評価上問題ないことが示された。よって、燃料交換後の反応度測定及び制 御棒校正等の特性試験のための原子炉運転においても CNS は無冷却運転で問題ない。ただ し、 $\epsilon_1$ が 0.6 以上となるような、輻射率を上げるための表面加工法の検討が必要である。

減速材容器温度T <sub>1</sub> [K]	393.15
真空容器温度T <sub>2</sub> [K]	373.15
減速材容器輻射率 $\epsilon_1[-]$	0.055及び0.6
真空容器輻射率 $\epsilon_2$ [-]	0.6
減速材容器伝熱面積 $S_1[m^2]$	0.0935
真空容器伝熱面積S2[m²]	0.128
ステファン-ボルツマン定数 <i>σ</i> [W/(m <sup>2</sup> ・K <sup>4</sup> )]	5.67×10 <sup>-8</sup>

Table 4.1 計算に使用したパラメータ一覧

Table 4.2 計算に使用したパラメータ一覧

初期充填圧力P <sub>i</sub> [Pa]	3.58×10 <sup>5</sup>
系の全体積V <sub>all</sub> [m <sup>3</sup> ]	0.6083
低温部体積V <sub>A</sub> [m <sup>3</sup> ]	0.0103
水素緩衝タンク体積V <sub>B</sub> [m <sup>3</sup> ]	0.598
気体定数R[(Pa・m <sup>3</sup> )/(K・mol)]	8.31
初期充填時温度T <sub>0</sub> [K]	283.15
減速材容器温度T <sub>1</sub> [K]	391.35
CNS の常温部温度T <sub>B</sub> [K]	283.15



Fig. 4.1 計算体系図

5. ヘリウム冷凍機トリップ後の耐熱耐圧評価

5.1. 耐熱評価

(1) 概要

4.1.(1)に記載のとおり、新型減速材容器の懸念事項はその耐熱性であり、最高使用温度が 120[℃]となることである。原子炉運転中にヘリウム冷凍機がトリップした場合、コンデン サは冷却能力を喪失し、液体水素が蒸発して減速材容器の温度が上昇する。このような条件 で、新型減速材容器の最高到達温度が最高使用温度未満であることを評価により確認する。

(2) 評価方法

スクラム後の減速材容器の温度T<sub>1</sub>の時間的変化を、真空容器と減速材容器間の輻射伝熱と 非定常な核発熱を考慮して計算し、最高温度を求める。このとき真空断熱部の希薄気体の熱 伝導による除熱を無視して保守的に算出する。真空容器の温度T<sub>2</sub>は結果を保守的に算出する ために真空容器の最高使用温度である 100[℃]を使用する。また、減速材容器の初期温度は 20.8[K]として、スクラム直後は減速材容器内に液体水素が残っているため全量消失するま では温度は変化しないと考えられるが、ここでは保守的に評価するためスクラム後直ちに 昇温開始するものとする。

本計算では、原子炉停止後 30 秒間は1 点動特性計算による熱出力の影響を考慮し、それ 以降は崩壊熱によるものとして原子炉規格化出力W(t)を定める。原子炉停止後 30 秒間の W(t)は、Fig. 5.1 に示すとおり、設置当初の熱流力設計計算書の解析と同じ値を使用する。 また、原子炉停止後 30 秒以後は、下記に示す Shure の崩壊熱評価式から算出された値に、 安全率として 1.2 を乗じた値を用いる。

$$W(t) = At^{-a} \cdot \cdot \cdot (5.1)$$

ここで、A及びaはTable 5.1 に示すShureの定数、tは原子炉停止後の時間[s]である。 減速材容器温度の時間的変化は以下のエネルギー保存式から算出する。

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{dt}}(C_1 M_1 T_1) = \frac{\sigma S_1 (T_2^4 - T_1^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{S_1}{S_2} (\frac{1}{\varepsilon_2} - 1)} + \mathrm{Q}(\mathrm{t}) \cdot \cdot \cdot (5.2)$$

ここで、Cは比熱[J/(kg・K)]、Mは質量[kg]、Tは温度[K]、tは時間[s]、 $\sigma$ はステファン-ボルツ マン定数 5.67×10<sup>-8</sup>[W/(m<sup>2</sup>・K<sup>4</sup>)]、 $\varepsilon$ は輻射率、Sは伝熱面積[m<sup>2</sup>]、Q(t)は減速材容器の核発熱 量[W]であり、減速材容器の発熱密度k[W/kg]とW(t)と $M_1$ を乗じた値である。添字 1 及び 2 はそれぞれ減速材容器及び真空容器を表す。 $\varepsilon_1$ の値に関して、Table 1.1 に記載のとおり、研 磨したアルミニウムの一般的な輻射率である 0.055 及び表面処理を施した真空容器の輻射 率である 0.6 を用いてそれぞれ評価を行い、結果を比較する。 A6061 の比熱の値は、Table 5.2 に示すアルミニウムの物性値[11]を基に以下の近似曲線を 求め、*C*<sub>1</sub>として使用する。

 $T_1 = 6.883 \times 10^4 C_1^{3} - 1.677 \times 10^4 C_1^{2} + 1.722 \times 10^3 C_1 + 13.24 \cdot \cdot \cdot (5.3)$ 

式(5.2)の $C_1M_1T_1 = \dot{Q}$ とし、 $\dot{Q}_k = C_1^k M_1 T_1^k$ とする。t = 0における $\dot{Q}$ を $\dot{Q}_0$ とし、微小時間dtにおける $\dot{Q}$ の変位を $\Delta \dot{Q}_1$ とすると、微小時間dt経過後の $\dot{Q}_1$ は以下のように求まる。

$$\dot{\mathbf{Q}}_1 = \dot{\mathbf{Q}}_0 + \Delta \dot{\mathbf{Q}}_1 \cdot \cdot \cdot (5.4)$$

 $\dot{Q}_1 = C_1^1 M_1 T_1^1$ であるから、そのときの $T_1^1$ は簡単に求まる。この操作をn回実施し図示する。 すなわち、 $\dot{Q}_{k+1} = \sum_{k=0}^n (\dot{Q}_k + \Delta \dot{Q}_{k+1})$ から $T_1^{k+1}$ を求め図示することで $T_1(t)$ の近似曲線を求め ることができ、最高温度を予想することができる。ここで、dtに関して、0.1[s]から 5.0[s]ま での様々な値で計算を実施したが、有意な差はなかったため 1.0[s]とする。

(3) 評価結果

計算に使用したパラメータを Table 5.3 に示す。 $\epsilon_1$ が 0.055 である場合の計算の結果を Fig. 5.2 に、 $\epsilon_1$ が 0.6 である場合の計算の結果を Fig. 5.3 に示す。 $\epsilon_1$ が 0.055 のとき、原子炉停止後約 75000 秒後に最高温度 117.2[°C]に到達する評価となった。また、 $\epsilon_1$ が 0.6 のとき、原子 炉停止後約 11500 秒後に最高温度 103.5[°C]に到達する評価となった。以上より、ヘリウム 冷凍機がトリップした場合において最高使用温度に到達することはなく、新型減速材容器 の耐熱評価上の安全性は確保される。

ここで、高温側から低温側への壁面間の熱輸送は、輻射率によって決定される。Fig. 5.2 及 び Fig. 5.3 のT<sub>1</sub>を比較すると、最高到達温度を抑えるためには輻射率の大きい方が有利であ るが、その分早い時間で温度は推移する。逆に、低温を長く持続させたい場合は輻射率の低 い方が有利であるが、輻射伝熱による冷却が期待できず、最高到達温度が高くなることがわ かる。本評価では、どちらの場合においても最高使用温度に到達することはないが、減速材 容器製作の過程において、その表面加工が与える温度特性の変化を理解しておく必要があ る。

5.2. 耐圧評価

(1) 概要

水素系高温部(通常低温部)の温度が 5.1.で求めた減速材容器の最高温度に等しくなるとして水素系の圧力を計算し、ヘリウム冷凍機トリップによる原子炉スクラム後の水素系の 最高圧力として求める。評価方法は 4.2.と同様である。 (2) 評価結果

5.1.の評価結果から 117.2[℃]における圧力が最高使用圧力である 0.4413[MPa]未満である ことを計算で確かめるが、4.2.の評価条件の方がより厳しくこの時点で最高使用圧力未満で あることが示されているため、自明である。よって、ヘリウム冷凍機トリップによる原子炉 スクラム後において、新型減速材容器は耐圧評価上問題ない。

#### 5.3. スクラムしない場合の耐熱評価

(1) 概要

5.1.及び 5.2.ではヘリウム冷凍機トリップ事故時のスクラム後の減速材容器の耐熱耐圧評価を実施した。ここでは、同様の事故時において、何らかの原因によりスクラム信号が発振されずに原子炉運転が継続されてしまった場合の温度の時間変化を確認する。

#### (2) 評価方法

計算方法は 5.1.(2)と同様であり、保守的にヘリウム冷凍機トリップ後に直ちに昇温開始するものとする。ただし、スクラムしない場合を想定するため、W(t)を常に1とする。

#### (3) 評価結果

計算に使用したパラメータは Table 5.3 と同様である。 $\varepsilon_1$ が 0.055 である場合の計算の結果 を Fig. 5.4 に、 $\varepsilon_1$ が 0.6 である場合の計算の結果を Fig. 5.5 に示す。 $\varepsilon_1$ が 0.055 のとき、ヘリ ウム冷凍機トリップ後約 1310 秒で最高使用温度 120[°C]を超える評価となった。また、 $\varepsilon_1$ が 0.6 のときは、約 1160 秒という評価となった。よって、輻射率の値によって結果はあまり変 わらないが、ヘリウム冷凍機トリップ時には、素早くスクラム信号を発信させることが重要 である。

5.4. まとめ

ヘリウム冷凍機トリップ時の原子炉スクラム後の新型減速材容器の健全性に関して、耐熱耐圧評価上問題ないことが示された。また、同様の事象において、スクラム信号が発振しない場合は、輻射率の値に関わらず約 1000 秒程度で最高使用温度に到達してしまうため、素早くスクラム信号を発信させることが重要であるとわかる。

ヘリウム冷凍機トリップ時には、系内の水素温度が上昇することで液体水素が蒸発し、最 終的にはドライアウト現象が発生してしまう。ドライアウトに至るまでの過渡期において は、系の圧力が上昇する。5.1.の評価から、液体水素が全量蒸発する前に系の異常な圧力上 昇を検知して原子炉をスクラムさせれば、新型減速材容器の温度は最高使用温度に到達せ ず、設備の安全性は確保されることが示されている。よって、スクラム設定値の妥当性につ いて検討する必要があり、その詳細については6.に記載する。なお、既存設備において水素 圧力のスクラム値は2.1[kgf/cm<sup>2</sup>] (=0.206[MPa])に設定されている。

温度範囲t[s]	A	а
$10 < t \leq 1.5 \times 10^2$	0.0766	0.1807
$1.5 \times 10^2 < t \le 4.0 \times 10^6$	0.1301	0.2834

Table 5.1 Shure の定数

Table 5.2 アルミニウムの比熱

温度[K]	比熱
20	0.0024
50	0.0337
77	0.0815
90	0.102
100	0.116
150	0.164
200	0.191
298	0.215

Table 5.3 計算に使用したパラメータ一覧

減速材容器質量 $M_1[kg]$	0.5836
真空容器温度T2[K]	373.15
減速材容器輻射率ε1[-]	0.055 及び 0.6
真空容器輻射率 $\epsilon_2$ [-]	0.6
減速材容器伝熱面積S <sub>1</sub> [m <sup>2</sup> ]	0.0935
真空容器伝熱面積S2[m²]	0.128
ステファン-ボルツマン定数σ[W/(m <sup>2</sup> ・K <sup>4</sup> )]	5.67×10 <sup>-8</sup>
減速材容器の発熱密度k[W/kg]	290



Fig. 5.1 原子炉停止後 30 秒間の原子炉規格化出力



t[s]

Fig. 5.2 評価結果(ε<sub>1</sub> = 0.055)



t[s]

Fig. 5.3 評価結果 ( $\varepsilon_1 = 0.6$ )



t[s]

Fig. 5.4 評価結果 ( $\epsilon_1 = 0.055$ )



 $T_1[K]$ 

t[s]

Fig. 5.5 評価結果 ( $\varepsilon_1 = 0.6$ )

#### 6. 水素系圧力のスクラム設定値の妥当性

設置当初の熱流力設計計算書によれば、水素圧力のスクラム値は 0.206[MPa]と評価され ている。これは液体水素の量及び初期充填圧力に関わらず、液体水素 850[cm<sup>3</sup>]が蒸発したと きの圧力であり、スクラム信号発振時の減速材容器の温度は液体水素の飽和温度 20.8[K]で あることが示されている。算出の過程においては様々な熱伝達量、質量保存式、運動量保存 式、エネルギー保存式等を用いて、体系的に過渡現象を分析している。

元々の設計思想では 875[cm<sup>3</sup>]~980[cm<sup>3</sup>]程度の液体水素量での運用(第1安定流動領域) を検討していたが、現在のJRR-3 CNS は 1600[cm<sup>3</sup>]程度の運用(第2安定流動領域)をして いる。熱流力設計計算書では、液体水素量が 850[cm<sup>3</sup>]より多い場合でも、ほぼ 850[cm<sup>3</sup>]の液 体水素が蒸発すれば、水素系の圧力がスクラム設定値に到達すると結論付けている。よって、 第2安定流動領域においては、熱流力設計計算書で求めた厳しい条件(第1安定流動領域) での水素圧力のスクラム設定値 0.206[MPa]が十分保守的であることから、液体水素量が全 量蒸発する前に水素系の圧力がスクラム設定値に到達すればよいため、再評価をする必要 はなく妥当である。

故に、ヘリウム冷凍機トリップ後において、液体水素が全量蒸発する前に系の異常な圧力 上昇を検知して原子炉をスクラムさせることができ、その結果新型減速材容器の温度は最 高使用温度に到達せず、設備の安全性を確保できる。

#### 7. モックアップ試験概念設計

モックアップ試験での確認事項を整理する。

(1) ボイド率の測定(解析結果との比較)

(2) 外管の圧力損失

(3) 熱輸送限界の確認

(4) 第2安定流動領域となるような初期充填圧力及び運転時圧力の決定

(5) 正弦波状の熱負荷変動を与えたときの圧力変動及び位相差(周波数応答特性)の確認 このうち(5)に関しては、実規模のヘリウム冷凍機、液体水素、コンデンサ等を用いて実験 をしなければ確認することができないため、計算での確認のみ(詳細は2.2.参照。)とする。

#### 7.1. モックアップ試験装置の設計

(1) 概要

JRR-3 CNS の低温流路管とほぼ同等の寸法の流路管(以下、「サイフォン管」という。)及 び減速材容器を備えたガラス製のサーモサイフォン実験装置を製作し、サイフォン回路内 に充填するサイフォン流体の液量をパラメータとして、熱輸送量(=コンデンサ交換熱量) に対する熱流力特性を調べる。ただし、実際の CNS のサイフォン流体は水素であることか ら、物性値の比較には十分注意する。また、モックアップ試験前にはサイフォン流体の流動 状態を流体解析ソフトを用いて解析しておくことが望ましい。

なお、流体に関して、異なる種類のサイフォン流体を使用した場合の流動現象については、 液体窒素、液体重水素及び液体水素を使用した単管の気液対向二相流の実験により、液体の 種類によって変わりがないことが示されている[12]。よって、熊井氏らが実施した以前の実 験[10]と同様のサイフォン流体(R113相当品等)を使用し、モックアップ試験装置の基本的 な構造もこれに準ずれば問題はない。

(2) 設計基準

本実験で使用する実験装置は、サイフォン回路内の流体の流動状況を目視できる硬質ガ ラス製とし、サイフォン流体の流動状況に直接影響を及ぼす減速材容器、コンデンサ下部の 液溜及びサイフォン管の寸法・形状はほぼ CNS と同じとする。

·減速材容器

減速材容器は CNS で使用する減速材容器とほぼ同じ容量、同じ寸法のもので、減速材容 器内の液レベル及びボイド率を測定するために、液相領域側に5本の細管等を、また気相領 域側に2本の細管等を側部に取り付ける。詳細は7.2.に記載する。上部はフランジ接続とし、 上部開放型及び下部開放型等の形状を変えて様々な条件における試験を可能とする。 ・保湿フード

サイフォン管から周囲への放熱を遮断するために、サイフォン管全体をアクリル製のフ ードで覆い、ドライヤ等を使用して温風を循環させることによりサイフォン管の周囲温度 をサイフォン流体の沸点の温度に保つ。

・コンデンサ

本試験では自己平衡性を確認することはできないため、コンデンサの水素液化能力を JRR-3 CNS に準拠する必要はない。冷却水の流量調整を行うことで運転圧力(0.10~ 0.12[MPa]程度)を一定にするだけの能力があれば良いといえる。コンデンサ交換熱量は冷 却水の流量と出入口の温度差と比熱の積で求まる。

・ヒーター

予算の問題、ガラスの耐熱性及びコンデンサによる除熱量が許容できる場合、3.(2)と同様 の方法で求めた熱輸送限界値を出力できるヒーターを用意し、熱輸送限界(ドライアウト現 象)を実際に確認する。不可能な場合は、以前の実験と同様の仕様とする。

計測機器

実験時の圧力、差圧、電力、温度等を測定及び記録する。

·液体量

液体量は、第2安定流動領域であれば良いとの見解及び現在までのJRR-3 CNSの運転実績から、1500[cm<sup>3</sup>]から確認する。

7.2. 試験方法

(1) ボイド率の測定

Fig. 7.1 にモックアップ試験用の上部開放型減速材容器概念図を示す。基本的な試験方法 は以前の実験に準拠するが、異なる点としては、新たに増える気相領域における気液ミクス チャーの減速材容器内平均ボイド率を理解したいということである。液相のように高さ方 向の微分ボイド率、高さ方向の平均ボイド率を測定するのは難しいと思われるため、このよ うな設計とした。新たに増える気相領域のボイド率は、第2安定流動領域を決める上で重要 なパラメータになると思われる。下部開放型の場合は、新たに増える気相領域のボイド率を 測定できないため、以前の実験に準拠すれば良い。

(2) 外管の圧力損失

流動状態が安定しているかどうかは圧力損失を測定することで確かめることができる。 以前の実験と同様の条件で運転させたときに不安定な挙動を見せた場合、既存の設備とは 異なる流動状態になってしまったと考えられるため、新たな流動領域の検討が必要になる。

以前の実験と異なる点としては、Fig. 7.1 に記載したとおり、新たに増える気相領域の圧 力損失を測定することにある。特に上部開放型の場合、外管の設計が大きく変更されるため、 その挙動を実際に測定し、どのような影響を及ぼすか確認する。 (3) 熱輸送限界の確認

上部開放型の場合は、熱輸送限界値まで出力できるヒーターを用意できた場合、熱輸送限 界(ドライアウト現象)を目視で確認する。

下部開放型の場合は、Fig. 1.2 の液相領域(Fig. 2.1 における外部領域)と気相領域(Fig. 2.1 における内部領域)に、それぞれ別のヒーターを設置することでそれぞれの領域で発生する核発熱を模擬し、サイフォン流体の液量、圧力及びそれぞれのヒーターの出力等を測定しながら、内部領域に気相が形成されるときの条件や熱輸送限界が発生しない条件等を調べる。

(4) 第2安定流動領域となるような初期充填圧力及び運転時圧力の決定

サイフォン流体の充填液体量、コンデンサの熱交換量の関係から、閉ループサーモサイフ オンの流動状態を記録し、以前の実験と近い結果を得られれば、現在の運転状態である第2 安定流動領域と等しいと結論付けることができる。しかし、モックアップ試験と実際の運転 状態では流体が異なることから、相違が生まれるはずである。これは実際に新設計減速材容 器を原子炉内に設置し、現在の運転パターンから安定した中性子束を提供できるかを確認 するべきである。確認できなかった場合は、徐々に条件を変えていく特性試験を行う必要が ある。



Fig. 7.1 モックアップ試験用減速材容器概念図(上部開放型の場合)

# 8. 結言

上部開放型の新型減速材容器を用いた CNS は、想定される熱負荷変動に対して十分な自 己平衡性を有する。よって、外乱等が発生したとしても、安定した閉ループサーモサイフォ ンによる循環が行われる。また、その外乱等により熱負荷が変動しても系の熱輸送限界まで には裕度があり、ドライアウト現象が発生することはない。以上から、減速材容器内に一定 量の液体水素を常に保持することができ、冷中性子の安定供給が期待できる。また、輻射率 が 0.6 以上となるような表面加工をした場合、反応度測定及び制御棒校正等の特性試験の無 冷却運転時やヘリウム冷凍機トリップ時の耐熱耐圧評価も問題なく、設備の安全性も期待 できる。

一方、系の安定性を示す周波数応答特性は計算値のみでの考察となっているため、安定性 に確証がない。また、新たな系における第2安定流動領域についても、今後実施する解析及 びモックアップ試験だけでは確実に決定することはできない。よって、新型減速材容器を重 水タンク内に設置した後、定格出力20[MW]での原子炉運転下で特性試験を実施する必要が ある。

#### 謝 辞

研究炉加速器技術部和田茂部長、研究炉加速器技術部永冨英記次長、JRR-4 管理課長明彦 課長のご指導のもと、JRR-3 管理課及び利用施設管理課の方々に多大なるご協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

#### 参考文献

- [1] 新居昌至,田村格良,羽沢知也:JRR-3 冷中性子源装置における高性能減速材容器の開発,JAEA-Technology 2015-010, 2015, 52p.
- [2] 河合武, 杉本正明, 岡本朴: KUR 冷中性子源装置 -I.その製作と原子炉外における性能試験-, 低温工学 Vol.15, pp.339-347, 1980.
- [3] 河合武:密閉熱サイフォン型冷中性子源の非連続モデルによる熱力学的考察,低温工学 Vol.23, pp.357-361, 1988.
- [4] T.Kawai, M.Utsuro, S.Okamoto : Numerical simulation of self-regulating characteristics of a cold neutron source with a closed-thermosiphon, Nuclear Instruments and Methods A285, pp.520-523, 1989.
- [5] T.Kawai, H.Yoshino, Y.Kawabata, M.Hino, C.H.Lee, Y.K.Chan, T.C.Gunng : Self-regulating characteristics of a cold neutron source with a cylindrical-annulus moderator cell, Physica B 311, pp.164-172, 2002.
- [6] C.H.Lee, T.Kawai, Y.K.Chan, W.T.Hong, D.J.Lee, T.C.Guung, K.C.Lan : Simulation and mockup tests for developing TRR-II CNS, Physica B311, pp.173-181, 2002.
- [7] J.Choi, M.Kim, B.S.Kim, K.H.Lee, H.R.Kim : Thermo-siphon mock-up test for the cold neutron source of HANARO, Annals of Nuclear Energy 37, pp.113-119, 2010.
- [8] S.Du, Q.Bi, T.Chen, Q.Feng : Thermal hydraulic tests for developing two-phase thermo-siphon loop of CARR-CNS, Physica B358, pp.285-295, 2005.
- [9] R.D.McCarty, J.Hord, H.M.Roder : Selected Properties of Hydrogen (Engineering Design Data), NBS MONOGRAPH 168, 1981.
- [10] 熊井敏夫,工藤三好,坂本正誠, 圷長,高橋秀武:JRR-3 改造炉の冷中性子源装置のための二重管式閉ループサーモサイフォン実験(II),JAERI-M 89-114,1989,32p.
- [11] Russell B.Scott: Cryogenic Engineering, 1959.
- [12] R.Ewald, P.Perroud : The flooding phenomenon in a cryogenic heat pipe with vertical countercurrent two-phase flow, Cryogenic Conference, ICEC3 Berlin, 1970.

This is a blank page.