JAEA-Research
2010-038

HTTR における高温連続運転（HP-11）

ー試験結果の概要ー

High Temperature Continuous Operation in the HTTR (HP-11)
- Summary of the Test Results in the High Temperature Operation Mode -

高松 邦吉　植田 祥平　角田 淳弥　後藤 実
濱本 真平　栃尾 大輔　中川 繁昭

Kuniyoshi TAKAMATSU, Shohei UETA, Junya SUMITA, Minoru GOTO
Shimpei HAMAMOTO, Daisuke TOCHIO and Shigeaki NAKAGAWA

原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ユニット

Small-sized HTGR Research & Development Division
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center

November 2010

Japan Atomic Energy Agency　日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

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, 2010

JAEA-Research　2010-038

HTTR における高温連続運転（HP-11）
－試験結果の概要－

日本原子力研究開発機構　原子力水素・熱利用研究センター
小型高温ガス炉研究開発ユニット

高松　邦吉、植田　祥平、角田　淳弥、後藤　実、濱本　真平+、栃尾　大輔+、中川　繁昭

(2010 年 9 月 1 日　受理)

高温工学試験研究炉(HTTR)において平成 22 年 1 月から 3 月にかけて 50 日間の高温(950℃)連続運転を実施し、水素製造に必要な高温の熱を長期にわたり安定供給できることを世界で初めて示した。

また、本運転や是までの定格連続運転等を通して得られたデータを評価し、高温ガス炉の実用化に必要なデータとして整備・蓄積した。この評価により、燃料から放出される核分裂生成物(FP)の濃度が海外の値よりも 1～3 桁低く、HTTR の燃料が世界最高の性能であること等を明らかにした。

本運転の成功により、高温ガス炉の技術基盤を確立するとともに、低炭素社会に向けて温室効果ガスを排出しない革新的な熱化学水素製造等の熱源として原子力エネルギーを利用できることを世界で初めて実証した。今後、高温ガス炉水素製造システムの実用化のための技術開発を更に推進する計画である。

大洗研究開発センター（駐在）：〒311-1393　茨城県東茨城郡大洗町成田町 4002
＋　高温工学試験研究炉部

JAEA-Research 2010-038

High Temperature Continuous Operation in the HTTR (HP-11)
- Summary of the Test Results in the High Temperature Operation Mode -

Kuniyoshi TAKAMATSU, Shohei UETA, Junya SUMITA, Minoru GOTO,
Shimpei HAMAMOTO+, Daisuke TOCHIO+ and Shigeaki NAKAGAWA

Small-sized HTGR Research & Development Division
Nuclear Hydrogen and Heat Application Research Center
Japan Atomic Energy Agency
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received September 1, 2010)

A high temperature (950 degrees C) continuous operation has been performed for 50 days on the HTTR from January to March in 2010, and the potential to supply stable heat of high temperature for hydrogen production for a long time was demonstrated for the first time in the world.

JAEA has evaluated the experimental data obtained by this operation and past rated continuous one, and built the database necessary for commercial HTGRs. According to the results, the concentration of FP released from the fuels in the HTTR was a single through triple-digit lower than that in the foreign HTGRs. It became apparent that the fuels used in the HTTR are the best quality in the world.

This successful operation could establish technological basis of HTGRs and show potential of nuclear energy as heat source for innovative thermo-chemical-based hydrogen production, emitting greenhouse gases on a "low-carbon path" for the first time in the world.

We have a plan to progress R&D for practical use of hydrogen production system with HTGRs in the future.

Keywords: HTTR, HTGR, Reactor Characteristics, Reactor Performance, Reactor Operation

---

＋ Department of High Temperature Engineering Test Reactor

目　次

1.　はじめに ---------- 1
2.　高温連続運転によって得られた知見 ---------- 6
2.1 高温連続運転の経過 ---------- 6
2.2 炉心の燃焼挙動 ---------- 7
2.3 燃料の挙動 ---------- 15
2.4 ヘリウムの純度管理 ---------- 24
2.5 高温機器の性能 ---------- 36
2.6 炉内構造物の健全性 ---------- 51
3.　まとめ ---------- 58
謝辞 ---------- 59

Contents

1.　Introduction ---------- 1
2.　Results of High Temperature Continuous Operation ---------- 6
2.1 Progress of High Temperature Continuous Operation ---------- 6
2.2 Core Burn-up ---------- 7
2.3 Performance of Fuel ---------- 15
2.4 Helium Purity Control ---------- 24
2.5 Performance of High Temperature Equipments ---------- 36
2.6 Structural Integrity in the Core ---------- 51
3.　Concluding Remarks ---------- 58
Acknowledgements ---------- 59

This is a blank page.

1. はじめに

高温ガス炉とこれによる水素製造技術の研究開発は、総合科学技術会議 [1]が「地球温暖化対策技術」として選定した「水素エネルギーシステム技術」を確立するとともに、原子力委員会 [2]が定めた「地球温暖化対策に貢献する原子力の革新的技術開発ロードマップ」の内、原子力の核熱利用の実現を目指す「原子力による革新的水素製造技術」を確立するもので、2020 年頃に原子力水素製造実用システムの原型を提示することを目指しており、日本原子力研究開発機構は、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）を提示している。

HTTR の基本仕様を表 1.1 に、原子炉本体の構造及び冷却設備系統を図 1.1 及び図 1.2 に示す。HTTR は、燃料に被覆燃料粒子、減速材に黒鉛、冷却材にヘリウムガスを使用する熱出力 30MW、原子炉入口冷却材温度 395℃、原子炉出口冷却材温度が定格運転、及び高温試験運転と 2 種類ある我が国最初の高温ガス炉である。燃料としては、六角柱状の黒鉛ブロックに被覆燃料粒子を内蔵した燃料棒を挿入したピン・イン・ブロック型を採用している。炉心の主要構造物には黒鉛が用いられており、原子炉本体を納める原子炉圧力容器は、外径 5.7m、高さ 13m の円筒形鋼製容器である。原子炉圧力容器と主要な冷却系機器等は鋼製の原子炉格納容器に納められている。原子炉冷却設備は、通常運転時に原子炉を冷却する主冷却設備、原子炉スクラム時等の異常時に原子炉の残留熱を除去する補助冷却設備及び炉容器冷却設備から成る。主冷却設備は、1 次冷却設備として中間熱交換器（IHX：Intermediate Heat Exchanger）と 1 次加圧水冷却器（PPWC：Primary Pressurized Water Cooler）の 2 種類の熱交換器を並列に配置し、原子炉で発生した熱を最終的に加圧水冷却設備の加圧水空気冷却器により大気へ放散するものである。HTTR の運転方法には、PPWC で 20MW 及び IHX で 10MW の除熱を行う並列運転と、IHX は使用せず PPWC のみで 30MW の除熱を行う単独運転がある [3), 4)]。HTTR では高温試験運転として 2004 年 3 月 31 日に開始し、4 月 19 日に最大熱出力 30MW の状態で 1 次冷却材原子炉出口温度 950℃を達成した後、4 月 23 日に高温試験運転の単独運転（PT-5S）の使用前検査、6 月 24 日に並列運転（PT-5P）の使用前検査を受検し、使用前検査合格証を受領した。これにより、HTTR の設置許可申請に係る原子炉の性能試験はすべて終了した [5), 6)]。

そこで、第 1 期中期計画 [7)]では、HTTR を用いて高温ガス炉の技術基盤の確立を目指した研究開発を推進した。平成 19 年度には、定格運転にて 30 日間の連続運転（以下、「定格連続運転」という。）を実施した [8)]。平成 21 年度には、高温試験運転にて 50 日間の連続運転（以下、「高温連続運転」という。）を行い、炉心の燃焼特性、ヘリウムの純度管理、高温機器の性能、炉内構造物等の健全性等に関するデータを取得・評価するとともに、熱化学水素製造等の熱源として利用可能であることを実証した。

本論文は、高温連続運転の経過、得られた主なデータとその評価の結果を報告する。

参考文献

1) 総合科学技術会議 ：http://www8.cao.go.jp/cstp/ (2010-03-25).
2) 原子力委員会 ：http://www.aec.go.jp/ (2010-03-25).
3) S. Saito et. al. : JAERI-1332, “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)” (1994).
4) 高温工学試験研究炉開発部：JAERI-Review 2003-043, “HTTR(高温工学試験研究炉)の試験・運転と技術開発(2002 年度)” (2004).
5) 高松邦吉 他：JAERI-Tech 2004-063, “高温工学試験研究炉の出力上昇試験（高温試験運転）－試験方法及び結果の概要－” (2004).
6) S. Fujikawa, et al：J. Nucl. Sci. Technol., Vol.41, No.12, “Achievement of Reactor-outlet Coolant Temperature of 950℃ in HTTR” (2004).
7) 独立行政法人日本原子力研究開発機構の中期目標を達成するための計画（中期計画）（平成 17 年 10 月 1 日～平成 22 年 3 月 31 日）：http://www.jaea.go.jp/01/pdf/keikaku18.pdf (2010-03-25).
8) 栃尾大輔 他：JAEA-Technology 2009-005, “HTTR 長期連続運転の結果の概要; 定格・並列 30 日運転” (2009).

表 1.1　HTTR の基本仕様

熱出力	30MW
1 次冷却材	ヘリウムガス
原子炉入口冷却材温度	395℃
原子炉出口冷却材温度	定格運転 高温試験運転
1 次冷却材圧力	4MPa
炉心構造材	黒鉛
炉心有効高さ	2.9m
炉心等価直径	2.3m
出力密度	2.5MW/m^3
燃料	二酸化ウラン・被覆粒子・黒鉛分散型
ウラン濃縮度	3～10%（平均 6%）
燃料体形式	ブロック型
原子炉圧力容器	鋼製（2.25Cr-1Mo 鋼）
冷却回路数	1 ループ（中間熱交換器及び加圧水冷却器）

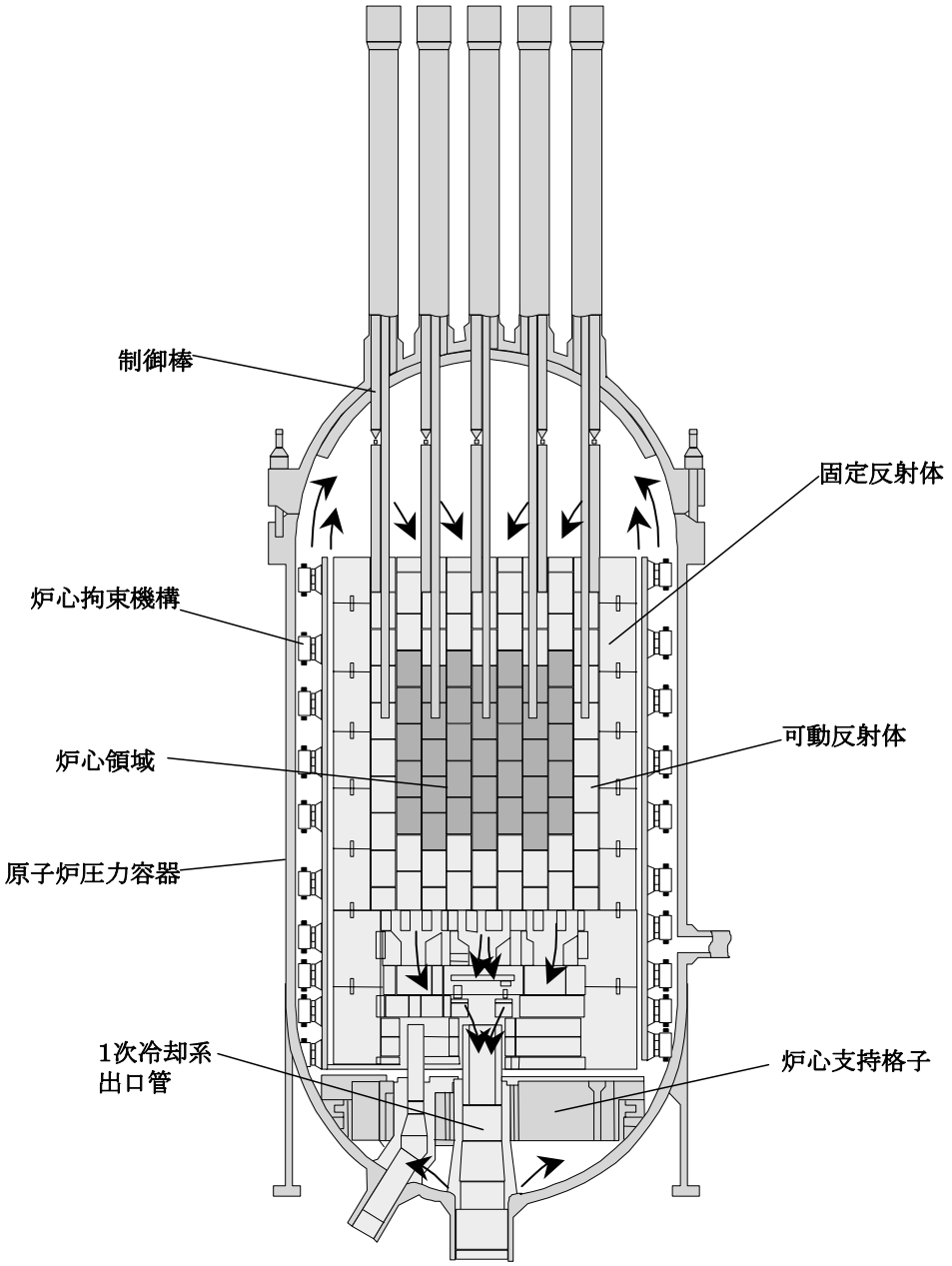
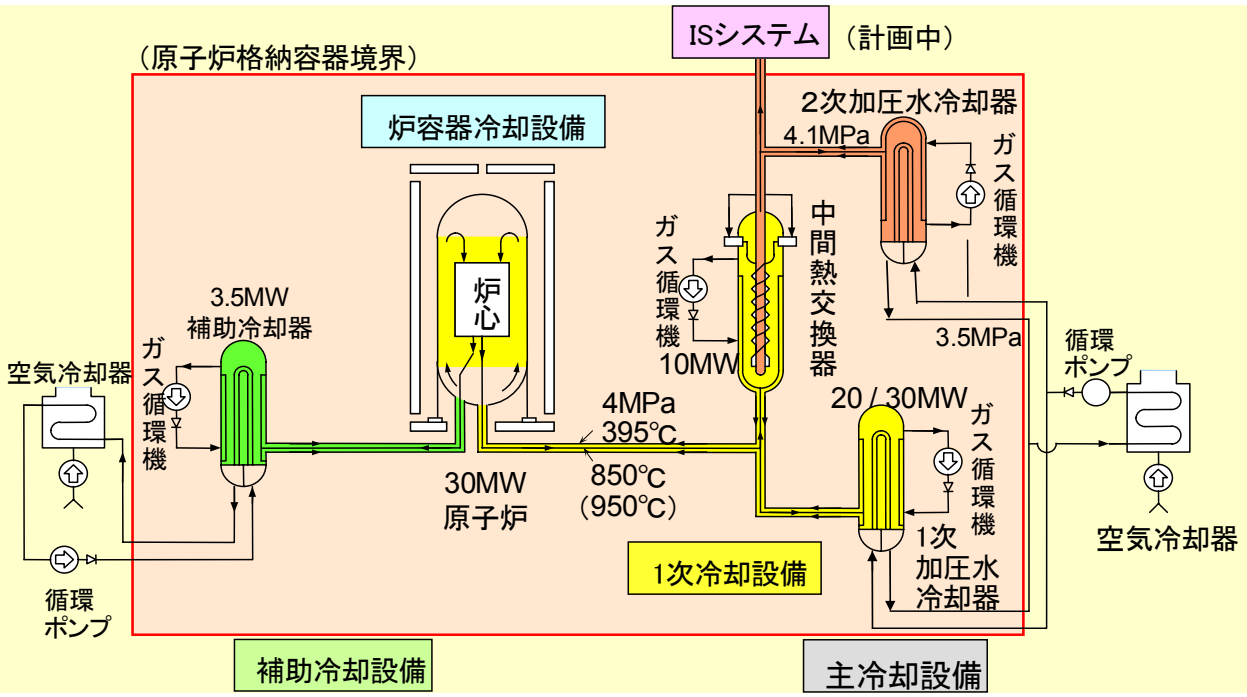


図1.1 HTTRの原子炉垂直断面図



単独運転；1次加圧水冷却器のみ使用、
並列運転；1次加圧水冷却器(20MW)と中間熱交換器(10MW)を使用

図 1.2　HTTR 冷却設備系統

2. 高温連続運転によって得られた知見

2.1 高温連続運転の経過

高温連続運転は、高温ガス炉の熱供給性能を実証するため、図 1.2 に示すように 1 次系の除熱に加圧水冷却器及び中間熱交換器（1 次 He と 2 次 He の熱交換）を使用する並列運転モードで実施した。

平成 22 年 1 月 5 日に原子炉を起動し、1 月 22 日から定格熱出力状態で、高温連続運転を開始した。その後、定格熱出力状態を維持し、3 月 13 日午後 5 時に目標とする 50 日間の連続運転を達成した。3 月 14 日に出力降下を開始し、3 月 21 日に原子炉を停止した。原子炉の起動から停止までの全運転日数は 76 日である。今回の運転にて、運転開始以来の積算運転日数は約 370 日（EFPD：Effective Full Power Day）となり、初装荷炉心による運転日数制限（660EFPD）の半分を超えた。図 2.1.1 に高温連続運転の出力履歴を示す。

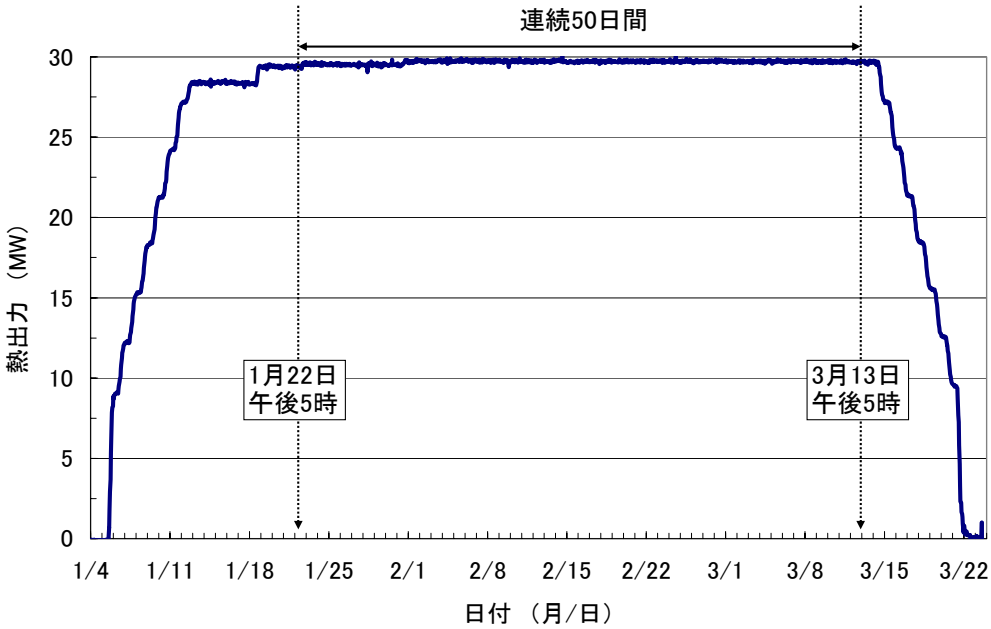


図 2.1.1 高温連続運転の出力履歴

2.2　炉心の燃焼挙動

2.2.1　背景及び研究目的

原子炉の運転期間中の炉停止余裕の確保の観点から、過剰反応度は原子炉を設計する際の重要な核特性の１つである。また、高温ガス炉の場合、運転期間中に原子炉から高温の熱を取り出す観点からも過剰反応度は重要である。

炉心に、燃料のみが装荷されている場合、燃焼初期の過剰反応度を抑制するために、制御棒は炉心へ大きく挿入される。その結果、出力分布が大きく歪み、燃料温度が上昇して、被覆燃料粒子が損傷することにより、FP 閉じ込め機能が損なわれ、高温の熱の取り出しが困難になる。これを防ぐために、HTTR では、可燃性毒物を炉心に装荷して反応度を調整し、運転期間中の過剰反応度が小さく保つように設計している。この炉心設計手法の検証、および燃焼を考慮した炉心燃焼計算手法の検証は、HTTR タイプの実用高温ガス炉の設計を進める上で重要である。

2000 年代初めに、HTTR の臨界近接試験の結果を用いて、高温ガス炉の炉心計算手法（炉心燃焼計算手法ではない）の検証が世界各国で行われたが [1)]、これらは未燃焼炉心を対象としたものであった。当時は、高温ガス炉の過剰反応度の燃焼変化を示すデータが無かったため、可燃性毒物を用いた炉心設計手法、および炉心燃焼計算手法の検証は行われなかった。

JAEA は、2007 年に HTTR の定格連続運転（出力 30MW、原子炉出口冷却材温度: 850°C）に成功し、燃焼度が約 10,000MWD/t に達するとともに、過剰反応度の燃焼変化の指標となる制御棒位置の燃焼変化データを取得した。このデータを用いて、HTTR の可燃性毒物を用いた炉心設計手法の検証が行われ、その妥当性が示された。また、SRAC コードシステム [2)]を用いた炉心燃焼計算手法は、定格運転時の炉心の制御棒位置の燃焼変化を、燃焼期間にわたり 10cm 以内の精度で再現できることが示された [3)]。

高温ガス炉を、IS 法による水素製造プロセス [4)]の熱源として利用する場合、約 950°C の原子炉出口冷却材温度が必要とされているが、定格運転時の原子炉出口冷却材温度 850°C と比べて反応度の温度欠損量が変わるため、その分過剰反応度も変わる。また、950°C の温度欠損量は、850°C に比べて定性的に大きくなると予想されるが、定量的には確認されていない。よって、定格運転時における過剰反応度の既知の計算精度を用いて、950°C の計算精度を結論づけることは困難である。そこで、950°C の原子炉出口冷却材温度についても、燃焼に伴い変化する過剰反応度の計算精度を検証する必要がある。しかしながら、これまで 950°C の燃焼データが無かったため、検証は行われなかった。

2010 年、JAEA は HTTR の高温連続運転（出力 30MW、原子炉出口冷却材温度 950°C）に成功し、燃焼度が約 12,000MWD/t に達すると共に、過剰反応度の燃焼変化を示すデータを取得した。これにより、950°C の過剰反応度の計算精度の検証が可能となった。そこで、HTTR の高温運転を対象とした炉心燃焼計算を行い、950°C の過剰反応度の計算精度を検証した。

2.2.2　炉心管理設備の概要

制御棒

HTTR には 16 対（32 本）の制御棒が設置されており、炉心での設置場所の違いにより C-CR、R1-CR、R2-CR、および R3-CR に大別できる（図 2.2.1）。運転中、R3-CR は全引抜の状態であり、C-CR、R1-CR、および R2-CR の制御棒を用いて出力の制御が行われる。制御棒位置はオンラインで測定されており、各々の制御棒位置の差は 1cm の範囲内になるよう調節される。

運転中は出力が一定になるように、出力制御システムにより制御棒位置が自動的に調節される。したがって、燃焼に伴う過剰反応度の変化は、燃焼日数に対する制御棒位置の変化を測定することで把握できる。

なお、解析値および設計値との比較に用いる制御棒位置の測定値は、C-CR、R1-CR、および R2-CR のそれぞれの制御棒位置の平均値とした。

炉心燃焼計算の概要

HTTR の炉心燃焼計算は、被覆燃料粒子に起因する二重非均質効果を考慮した燃焼計算を可能とするための改造を施した SRAC コードシステム [5]を用いて行った。炉心燃焼計算は、2 つのステップに分けて行った。まず、衝突確率法に基づく SRAC/PIJ によりセル燃焼計算を行い、その後の炉心計算で用いる燃焼依存の少数群定数を作成した。次に、作成した小数群定数を用いて、SRAC/COREBN により拡散法に基づく 3 次元炉心計算を行い、燃焼ステップ毎に実効増倍率を算出した。

セル燃焼計算

各ブロック（燃料ブロック、制御棒案内ブロック、可動反射体ブロック、および照射ブロック）毎にセル計算を行い、少数群定数を作成した。各セル計算は、それぞれのブロックを単位セルとして行った。

燃料ブロックについては、燃焼を考慮したセル計算（セル燃焼計算）を行い、燃焼依存の少数群定数を、可燃性毒物（Burnable Poison:BP）の有無により 120 度と 240 度の 2 領域に分けて作成した（図 2.2.2）。

また、炉内の温度分布、燃料濃縮度、および燃料ブロックの幾何形状の違いを考慮し、20 ケースのセル燃焼計算を行った。被覆燃料粒子に起因する二重非均質効果は、SRAC/PIJ の二重非均質計算オプションを用いて考慮した。

制御棒案内ブロックについては、制御棒案内ブロックの周りに仮想的な燃料領域を設定し、制御棒の有無により 120 度と 240 度の 2 つの領域に分けて作成した（図 2.2.2）。中性子拡散係数の算出には Benoist の式 [6]を適用し、後に行う炉心燃焼計算で軸方向の中性子ストリーミング効果を考慮できるようにした。

高温運転時の炉心の温度分布は、定格運転時の温度分布 [5]をベースに、新たに作成したものを用いた（表 2.2.1）。多群断面積セットは、JENDL-3.3 に基づくものを用いた。これは、JENDL-3.3 に基づく断面積セットを用いた HTTR の炉心計算結果が、ENDF/B-6.8 または JEFF-3.1 に基づくものを用いた場合に比べて、測定値に対して良い一致を与えるためである [7]。

炉心燃焼計算

三角メッシュを用いて、各ブロックの径方向を 24 メッシュ、軸方向を 14 メッシュに分割して HTTR 炉心の解析モデルを作成し、3 次元炉心計算を行った（図 2.2.2）。

燃焼ステップは以下のように設定した。燃焼初期から 100EFPD にかけては燃焼ステップを短くし、その後は燃焼ステップを 50EFPD とし、最後は HTTR の最大燃焼日数である 660EFPD とした。過剰反応度に大きな影響を及ぼす Xe-135 の原子個数は燃焼初期に大きく変化するため、燃焼変化の精度を良くするために、燃焼初期のステップを短くした。

0, 1, 7, 15, 30, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450, 500, 550, 600, 650, 660EFPD

2.2.3　運転中の制御棒の挙動

制御棒位置

図 2.2.3 は、高温運転時の燃焼日数に対する制御棒位置の変化を示す。制御棒が燃料領域の下限まで挿入された場合、制御棒位置は 0mm、制御棒が全引抜の場合、制御棒位置は 4000mm、燃料領域の上限は 2900mm である。

測定値

測定値は、前回の高温運転（平成 16 年、燃焼日数 180～224EFPD）および今回の高温連続運転（燃焼日数 301～370EFPD）の値である。HTTR は平成 16 年に初めて 30MW 高温運転を実施したため、それより以前の測定値は無い。

制御棒位置の変化率は、平成 16 年の高温運転の-0.69mm/EFPD に対し、高温連続運転では -0.10mm/EFPD と変化率が小さく、制御棒の挿入は止まる傾向にある（表 2.2.2）。

2.2.4　HTTR の設計の評価

目的

原子炉出口冷却材温度が 950°C の炉心の過剰反応度を検証するため、HTTR の高温連続運転の制御棒位置について、解析値と測定値を比較した。また、炉心設計手法を検証するために、設計値と測定値の比較も併せて行った。

比較方法

制御棒位置の解析値は、炉心燃焼計算を行い、燃焼ステップ毎に算出した。具体的には、各燃焼ステップで制御棒位置の異なる 2 つの炉心計算を行い、得られた実効増倍率と制御棒位置を線形内挿（または外挿）することにより、実効増倍率が 1 となる制御棒位置を算出し、測定値と比較した。設計値は、HTTR 建設時の設計図書を参照した。

解析値

解析値は、SRAC コードシステムを用いた炉心燃焼計算結果で、HTTR の最大燃焼日数である 660EFPD までの結果を示した。解析値は、制御棒位置の燃焼変化の傾向を良く再現している。図 2.2.3 より、解析値と測定値の差異は、燃焼中期から初期に向かって大きくなる傾向がある。また、測定値をスプライン補間して得られる近似曲線と解析値の差異は最大 12cm である。従って、HTTR が燃焼初期から高温運転を行った場合、燃焼期間中の解析値と測定値は 12cm の差異の範囲で一致すると考えられる。

さらに、炉心上部に向かって中性子束は小さくなるため、高温運転時の制御棒位置（燃料領域 1 段目）付近の制御棒価値の解析値は、定格運転時に比べて 8%小さい。この制御棒価値の違いを考慮し反応度に換算すると、高温運転時の 12cm の制御棒位置の差異は、定格運転時の 10cm の差異となる。

従って、SRAC コードシステムを用いた高温運転時の過剰反応度の燃焼計算は、定格運転の場合と同程度の精度で、計算できることが確認された。

設計値

設計値は、HTTR 建設時の設計図書に記載されている値で、制御棒位置が燃焼領域の上部に達する 550EFPD までの結果を示した。

設計値も 12cm 以内の差異で測定値と一致するが、燃焼に伴う制御棒位置の変化は再現できていない。反応度バランスが燃焼に伴い変化する点については、設計に用いた計算手法を改良する必要がある。また、設計値と測定値の差異は、燃焼中期から初期に向かって大きくなる傾向がある。測定値をスプライン補間して得られる近似曲線と解析値の差異は最大 27cm である。

従って、SRAC コードシステムを用いた高温運転時の過剰反応度の燃焼計算は、設計時の計算手法と比べて精度を 2 倍向上させることができた。

2.2.5　将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の設計への展開

燃焼日数 450EFPD 以降の制御棒位置の解析値は、設計値より低く、その差は燃焼末期に向かい大きくなる傾向が認められる。すなわち、SRAC コードシステムを用いた炉心燃焼計算手法を実用炉の設計に用いれば、従来の設計に比べて長い期間、原子炉を運転することが可能となる。

例えば、HTTR タイプの原子炉において、反応度制御の観点から運転中の制御棒の最大引抜位置を燃料領域上部（制御棒位置 2900mm）に制限した場合、最大運転日数は、従来の計算手法の 550EFPD 程度に対し、SRAC コードシステムを用いた手法は 660EFPD であり、20%長い期間、運転が可能となる。つまり、SRAC コードシステムを用いた炉心燃焼計算手法を、HTTR タイプの実用炉の設計に適用することで、従来の設計手法に比べて、約 20%燃焼期間を改善できる。

参考文献

1) IAEA, "Evaluation of high temperature gas cooled reactor performance: Benchmark analysis related to initial testing of the HTTR and HTR-10", IAEA-TECDOC-1382 (2003).
2) K. Okumura, et al., "SRAC2006 : A Comprehensive Neutronics Calculation Code System", JAEA-Data/Code 2007-004 (2007)
3) M. Goto et al., "Analysis for HTTR Burnup Characteristics", Proc. of ICAPP '09, Tokyo, May 10-14, 2009.
4) A. Terada, et al., "Development of Hydrogen Production Technology by Thermochemical Water splitting IS Process", J. Nucl. Sci. Technol. 44(3), pp.477-482.
5) 藤本望、野尻直喜、高田英治、他、“HTTR 出力上昇試験での臨界制御棒位置と温度係数－中間報告－” JAERI-Tech 2000-091 (2001)
6) P. Benoist, "Theory of the diffusion coefficient of neutronics in a lattice containing cavities", CEA-R-2278, 1964.
7) M. Goto, et al., "Neutronics Calculations of HTTR with Several Nuclear Data Libraries", J. Nucl. Sci. Technol. 43(10), pp.1237-1244.

表 2.2.1　30MW（高温運転時）の炉内温度分布（K）

炉心領域	コンパクト	スリーブ	燃料ブロック BP ペレット C-CR ブロック R1-CR ブロック	可動反射体 R2-CR ブロック R3-CR ブロック	固定反射体
上部	-	-	680	680	680
1 段目	1130	1040	920	740	740
2 段目	1320	1220	1110	800	800
3 段目	1400	1330	1250	800	800
4 段目	1420	1390	1360	800	800
5 段目	1420	1390	1360	800	800
下部	-	-	1360	800	800

表 2.2.2　制御棒位置の変化率

	変化率 （mm/EFPD）	燃焼日数 （EFPD）
H16 年高温運転	-0.71	180～224
高温連続運転	-0.10	301～370

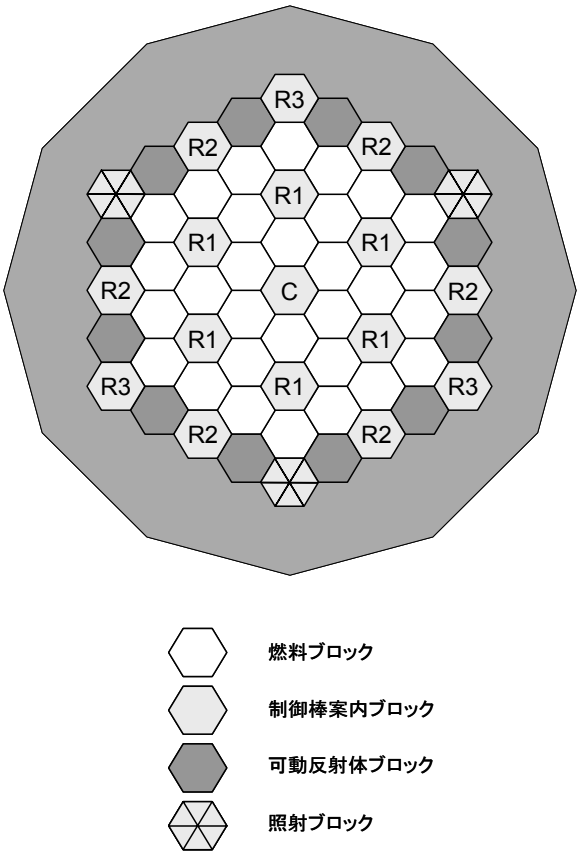


図 2.2.1　HTTR の制御棒の配置

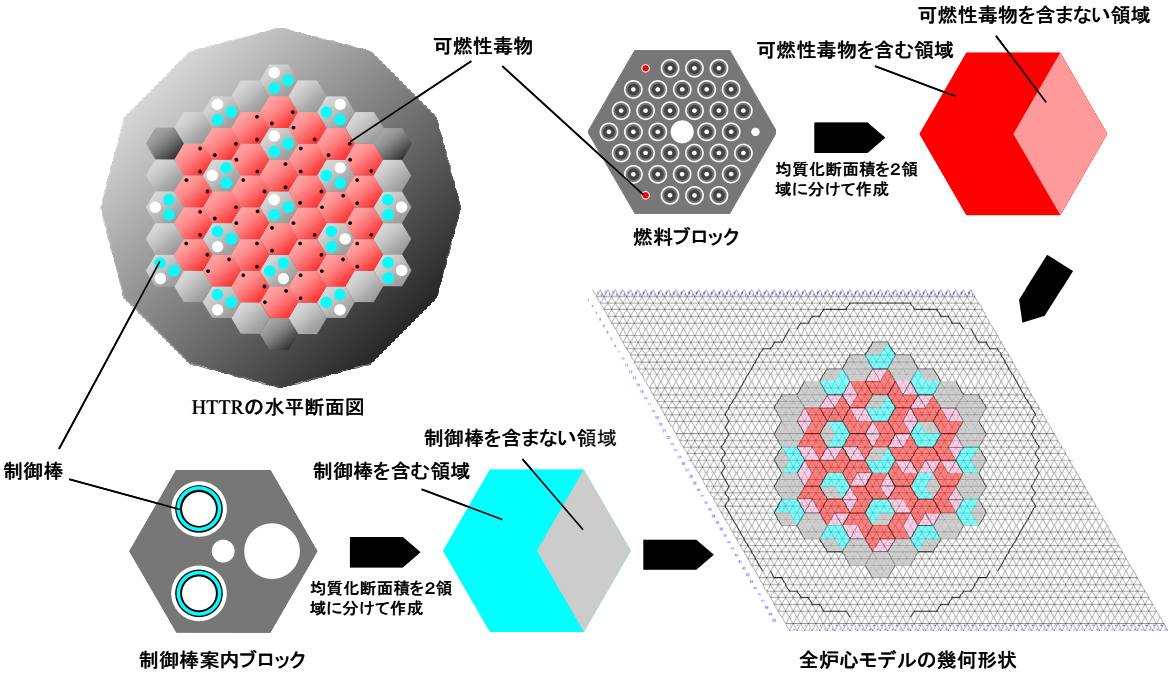


図 2.2.2　HTTR の 3 次元炉心計算の幾何形状モデル

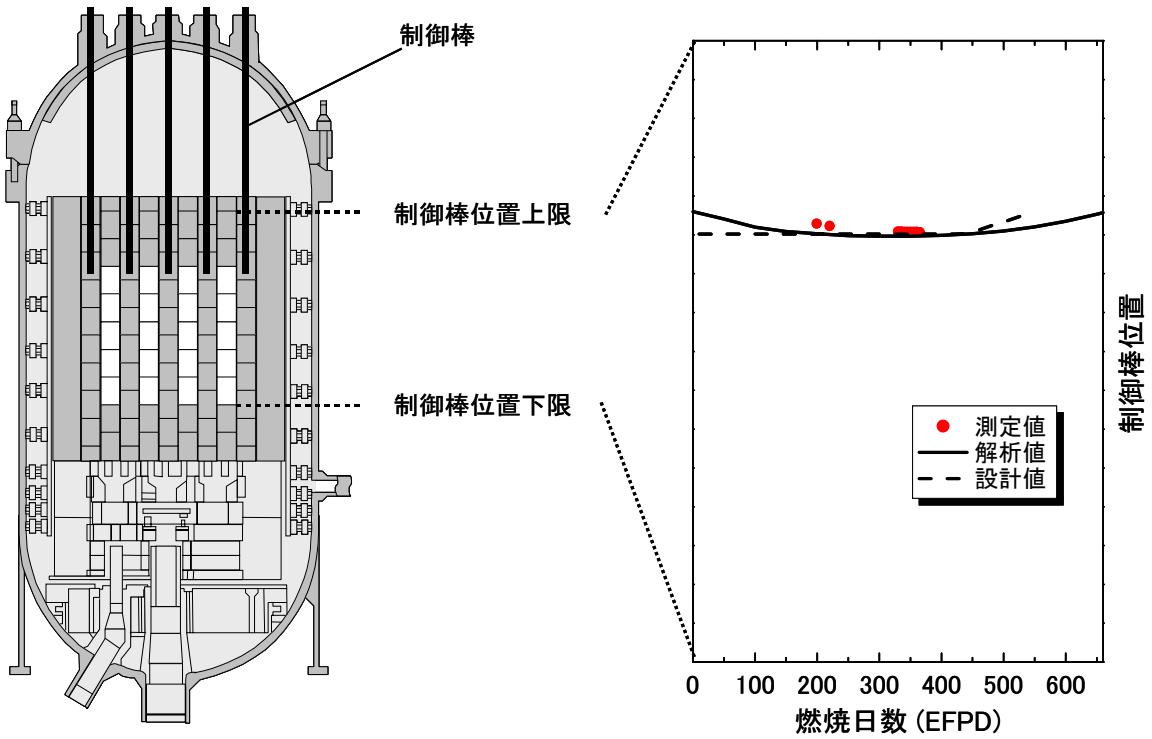


図 2.2.3　高温運転時の制御棒位置の燃焼変化

2.3　燃料の挙動

高温ガス炉燃料の性能としては、被覆層による核分裂生成物（FP）の閉じ込め能力が最も重要である。このため、原子炉運転中の燃料健全性を把握するために循環する 1 次冷却材中の放射能濃度及び FP ガスの放射能濃度を測定する。測定設備としては、1 次冷却材放射能計装、燃料破損検出装置及び 1 次冷却材サンプリング設備がある [1)]。

2.3.1　HTTR の設計との関係

2.3.1.1　1 次冷却材放射能計装

本計装は、原子炉保護設備に属し、独立した 3 系統により循環する 1 次冷却材中の放射能濃度を測定するもので、値の異常な上昇に対して原子炉スクラム前警報及び原子炉スクラム信号を発信する。また、出力信号は、原子炉スクラム用レンジ及び監視用レンジで計測される。

原子炉スクラム用レンジの測定範囲は、燃料破損率 4%程度に相当する約 0.001～0.3MBq/cm^3 に設定されている。なお、原子炉スクラム用レンジの下限値は高く設定されているため、原子炉スクラム前警報は監視用レンジにて計測される [1)]。監視用レンジは電離箱信号をプラント計算機により線量当量率（mSv/h）の対数スケールで処理する。

高温連続運転中の放射能濃度については、定格出力時における 1 次冷却材放射能濃度は極めて低く、3 チャンネルの信号は全て検出限界値（監視用レンジ、14Bq/cm^3）以下であり、当初の予想通り、HTTR の設計上、原子炉の運転には問題がないことを確認した。

2.3.1.2　燃料破損検出装置（FFD）

本装置は、通常運転時の燃料の健全性を監視するもので、運転中に万一著しい燃料破損が生じた場合、破損が生じている燃料領域を特定することができる。本装置は独立 2 系統のプレシピテータ、7 領域の高温プレナムブロックからサンプリングする配管等で構成され、領域 1～4 を A 系統、領域 5～7 を B 系統で測定している。1 次冷却材中の短半減期の希ガス核分裂生成物の娘核種をプレシピテータ内のワイヤに吸着させ、その崩壊により放出される β 線を NaI(Tl) シンチレーションカウンタで計数する。計測範囲は 1～10^6 cps（破損率 1%相当）である [1)]。

FFD では FP ガス核種のガンマ線エネルギー分析を行わないため、直接的に核種毎の（R/B）値を求めることができないが、各領域における放射能強度の相対値を得ることができる。

燃料領域間の偏差の有無については、図 2.3.1 に示す相関から、領域 2 に対する領域 1、3、4 の相対値は 4～8%、領域 5 に対する領域 6、7 の相対値は 2～4%と、PT-5（3～5%）領域間の偏差は 8%以下と十分小さいことを確認した。以上より、7 つの燃料領域毎の相関に有意な偏差がなく、HTTR の設計上、原子炉の運転には問題がないことを確認した。

一方、高温連続運転における定格出力時の FFD 計数率（燃料領域 1～4 における平均値）は、ばらつきはあるものの約 280～290cps で推移し、これまでに実施した短期間の高温試験運転 [2)] での数値（PT-5、約 230cps）に比べて 2 割程度の上昇が確認された。これを領域別にみると、PT5 の領域 2 に対する高温連続運転での上昇割合は、領域 1 及び 4 で約 28%、領域 3 で約 24%、領域 2 で約 19%であり、特に領域 1 及び 4 において、FFD 計数率の上昇が顕著であることが

分かった。

2.3.1.3　1 次冷却材サンプリング設備による FP ガス放出率による評価

運転中の燃料健全性の監視は、1 次冷却材放射能計装による 1 次冷却材中の放射能濃度の連続測定により行われる。一方、燃料破損原因を特定する目的でより詳細な情報を得るために、1 次冷却材サンプリング設備による FP ガスの γ 線エネルギー分析による核種毎濃度測定（以下、サンプリング測定と呼ぶ）を間欠的に行っている [1)]。また、移行時間の誤差等が少なくなるよう、燃料領域に近い原子炉出口においてサンプリングを行った。

^{88}Kr の放射能濃度と FFD 計数率（領域 1）の相関を図 2.3.2 に示す。これまでの短期間の高温試験の相関と共に、よく一致することを確認した。

1 次冷却材中の放射能濃度測定から放出率（R/B として示す。FP の生成速度・Birth に対する放出速度・Release の比として定義、指標として ^{88}Kr の放出率を使用）を算出し燃料健全性を評価した。原子炉出口冷却材温度と FP 放出率の関係を図 2.3.3 に示す。定格出力での ^{88}Kr の放出率は約 1.2×10^{-8} であり、これまで実施した短期間の高温試験運転 [2)]における評価値(約 1×10^{-8})に比べて 2 割程度上昇したものの、当初の予想通り、燃料の製造時破損率と製造時汚染ウラン率、燃料温度設計値に基づき評価した事前予測値のレベルの範囲内であり、有意な追加破損が生じていないことを確認できた。

以上より、燃料の挙動の観点では、HTTR の設計上、原子炉の運転に問題が無いことを確認できたと共に、^{88}Kr の放出率については、HTTR の燃料設計上の安全に係る判断基準（1%破損での ^{88}Kr の放出率 5.35×10^{-4}）よりも 4 桁以上も低く、商用規模で製造した国産高温ガス炉燃料が極めて高品質であることを確認できた。

2.3.1.4　考察

^{88}Kr の放出率並びに FFD 計数率において、過去の運転実績 [2)]に対して測定値に 2 割程度の増加の傾向がみられた点については、以下の 2 点が考えられる。

① 燃料コンパクトマトリックスの照射収縮による黒鉛スリーブ間とのギャップ拡大に起因する燃料温度の上昇。

② FFD 計数率の上昇がみられた特定の燃料領域における追加破損による上昇。

このうち、□に関しては、高温連続運転後の HTTR 燃料の燃焼度レベル（約 370EFPD、ここでは相当する高速中性子照射量を 1×10^{25}m^{-2}、E>29fJ と仮定する）では、燃料コンパクト並びに黒鉛スリーブの寸法収縮率(図 2.3.4) [3,4)]からそれぞれ約 1.2%並びに約 0.2%であり、燃料コンパクト外径（中央値 φ26mm）及び黒鉛スリーブ内径（中央値 φ26.25mm）の差によるギャップ幅（片側 0.125mm）は 2 倍近い値（片側 0.27mm 程度）へ拡大する可能性が推測される。すなわち、初期のギャップ幅における温度差（53□、図 2.3.5）[5)]の 2 倍近い温度差が生じている可能性が推測される。

そこで、これまでの短期間での高温試験運転で得られた放出率測定値に対して、今回の高温連続運転で測定した放出率の上昇が、燃料温度の上昇による温度拡散放出の増加によるものと仮定し、希ガス放出率モデルから炉心平均燃料温度の増加を推測評価することとした。ここで

は、追加破損率ゼロ、初期破損率のみを考慮した条件で、出力 100%において、これまでの短期間での高温試験運転での放出率測定値を基準とする炉心平均の燃料温度に対し、今回の高温連続運転での放出率測定値に良く一致する炉心平均の燃料温度の増加を求めた。その結果、図 2.3.6 に示すように、炉心平均での燃料温度の増加は 40□程度と推測された。これは、黒鉛スリーブギャップの増加により推察される温度上昇に対して、大きく違わないと言える。

また、□に関しては、燃料領域毎に評価した放出率に対して、燃料領域毎に燃料の追加破損があった場合を仮定し、追加破損率が放出率へ及ぼす影響を希ガス放出率モデルを用いて推測評価することとした。ここでは、放出率の上昇の割合を、炉心平均で 20%、このうち燃料領域 1 においては 30%程度の上昇があるものと仮定し、これに相当する追加破損率を燃料領域 1～4、並びに炉心全体について求めた。その結果、表 2.3.1 に示すように、燃料領域 1 において約 2×10^{-5}、その他の燃料領域において約 1×10^{-5}、炉心全体では約 1×10^{-5} と推測された。特に、燃料領域 1 では、製造時の貫通破損率（約 2×10^{-6}）よりも 1 桁高い数値と推測されたが、この場合においても、コンパクト 1 個あたり 1 粒子の破損粒子を含む場合の割合（約 8×10^{-5}）の 1/4 程度と極めて低い数値であると言える。なお、原子炉運転中において、照射により優先的に追加破損を生じるのは、健全粒子よりも被覆層強度が小さい SiC 層破損粒子（製造時の SiC 層破損率は約 8×10^{-5}）であると考えられる。

2.3.2　将来の高温ガス炉の設計への応用

高温連続運転中の ^{88}Kr の放出率の推移を図 2.3.7 に示す。定格連続運転時と同様に、連続運転中ほぼ一定の値を示し、米国 FSV 炉[1]、独国 AVR 炉[2]の燃料の実績値に比べ 2～3 桁低い値を示した。この結果、燃料の FP 閉じ込め性能は海外の高温ガス炉燃料に比べて格段に高く、HTTR の燃料が高温ガス炉燃料として世界最高水準の品質を有していることを実証した。

また、将来の第四世代原子炉の最有力候補である超高温ガス炉（VHTR）のように、燃料温度がより高い使用条件においては、燃料の追加破損率を極めて高精度に評価していく必要がある。今回の高温連続運転において、希ガス放出率モデルを用いて、燃料温度並びに追加破損率に対する感度評価を行ったことで、現行の放出率モデルを用いれば極めて高精度に燃料破損を検出できる可能性があることを示した。

今後は、燃焼度がさらに進んだ（HTTR 設計燃焼度：22,000MWd/t）条件において、燃料及び FP 挙動評価を行い、商用規模で製造した世界最高品質の国産高温ガス炉燃料の健全性を実証していく。さらに、日本の燃料技術を用いて、GIF 並びに米国、カザフスタン等海外との国際共同研究を通じて、高燃焼度対応燃料の設計研究、製造技術開発を進め、VHTR へ適用可能な高品質な高燃焼度対応燃料を開発する。

---

[1] 1981 年～1989 年運転。マルチホールブロック型原型炉、定格熱出力 842MW、原子炉出口冷却材温度約 780℃

[2] 1967 年～1988 年運転。ペブルベッド型実験炉、定格熱出力 46MW、炉心出口冷却材温度約 950℃

いずれの炉も高温のヘリウムガスを原子炉圧力容器の外に取り出していない。

参考文献

1) 植田祥平、江森恒一、飛田勉、高橋昌史、黒羽操、石井太郎、沢和弘「HTTR 出力上昇試験における燃料及び核分裂生成物挙動の検討;その 2:30MWまでの結果」JAERI-Research 2003-025(2003)
2) 高松邦吉、中川繁昭、坂場成昭、高田英治、栃尾大輔、島川聡司、野尻直喜、後藤実、柴田大受、植田祥平、足利谷好信、「高温工学試験研究炉の出力上昇試験（高温試験運転）—試験方法及び結果の概要—」JAERI-Tech 2004-063(2004)
3) 福田幸朔他、「高温ガス炉用燃料に関する試験研究」、JAERI-M 89-007(1989).
4) 松尾秀人、「高温ガス炉用黒鉛材料の寸法及び物理的性質に及ぼす高温照射の影響」、JAERI-M 87-207(1988).
5) 林君夫、私信（1991）.

表 2.3.1　燃料領域毎の追加破損率に対する放出率変化

燃料領域番号	領域 1	領域 2	領域 3	領域 4	合計
追加破損率をゼロとした場合の ^{88}Kr の放出率(R/B)	1.63×10^{-8}	1.08×10^{-8}	1.02×10^{-8}	1.16×10^{-8}	1.18×10^{-8}
仮定した追加破損率	2×10^{-5}	1×10^{-5}	1×10^{-5}	1×10^{-5}	1×10^{-5}
追加破損による ^{88}Kr の放出率(R/B)の上昇割合（%）	33	17	16	12	20

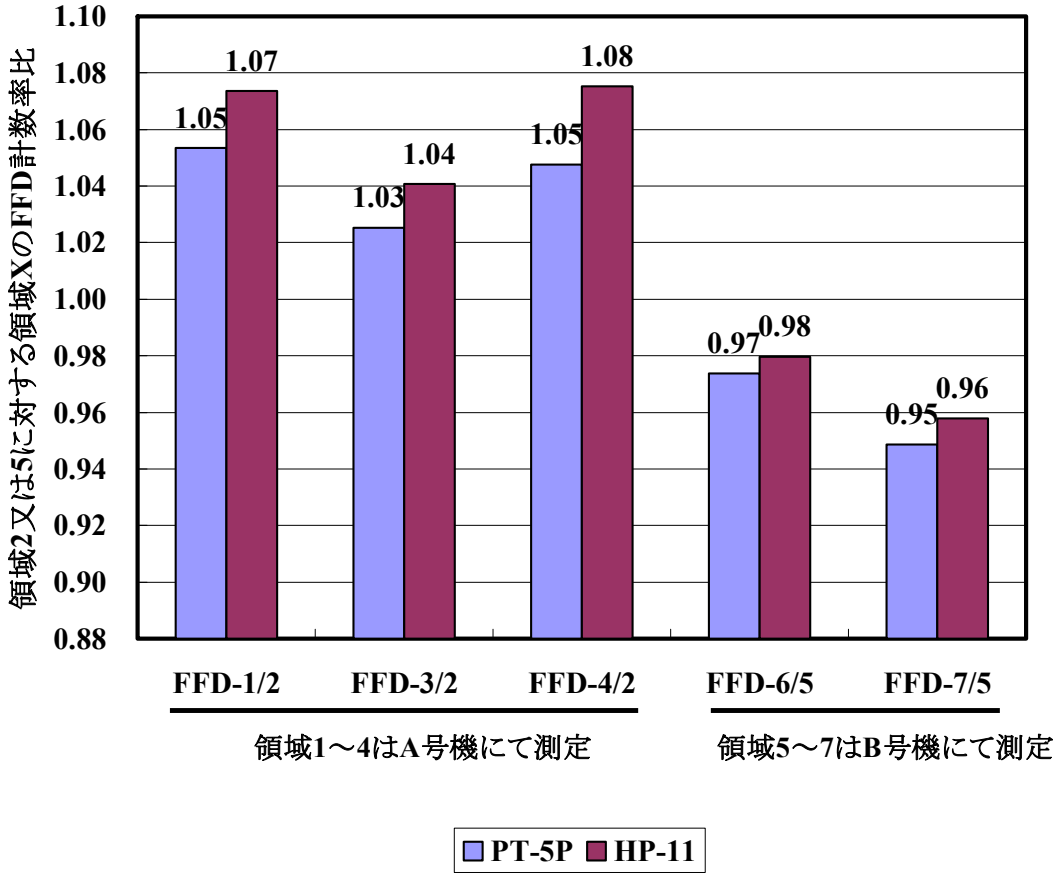


図 2.3.1　FFD による燃料領域間の相関

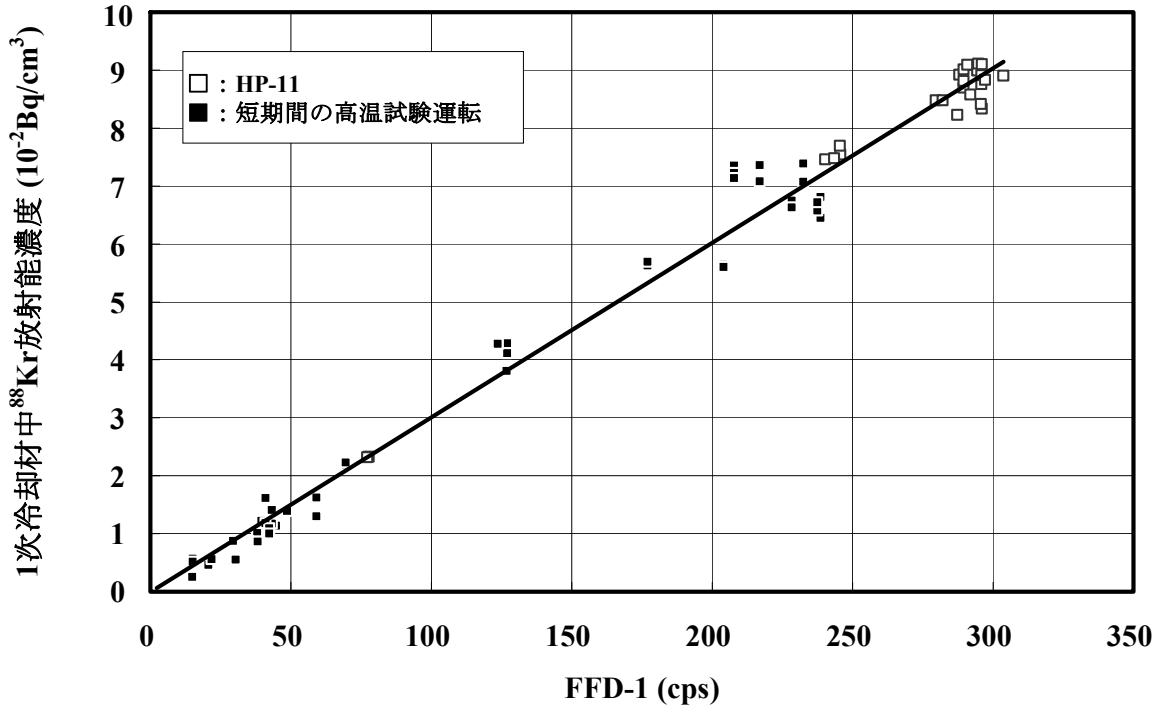


図 2.3.2　FFD 計数率（領域 1）と ^{88}Kr 放射能濃度の相関

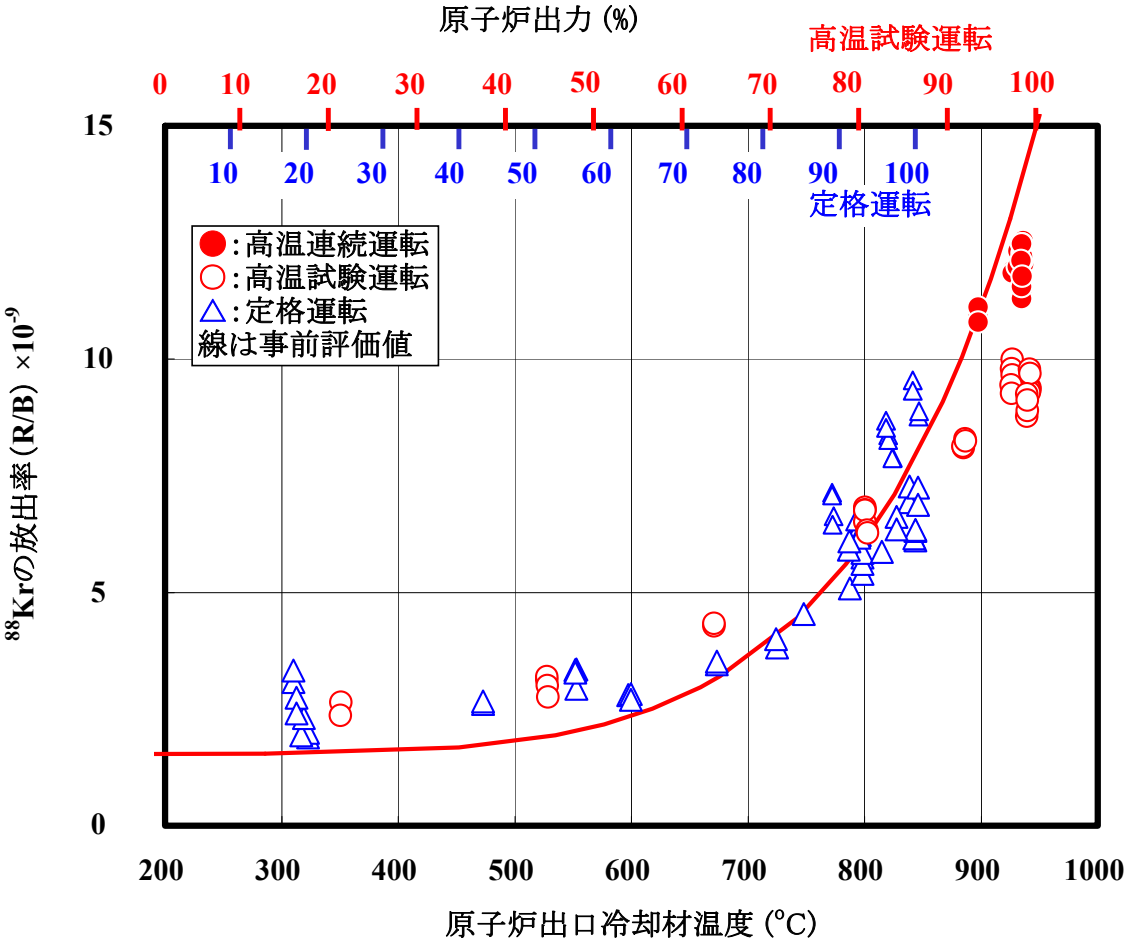


図 2.3.3　出口冷却材温度に対する FP 放出率評価結果

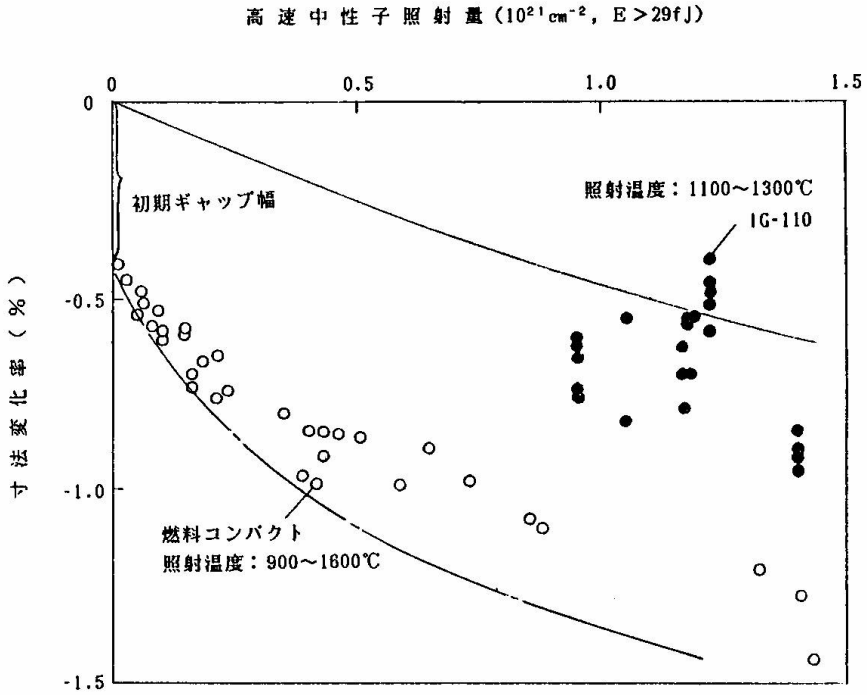


図 2.3.4　燃料コンパクトと黒鉛の照射寸法変化 [3,4]

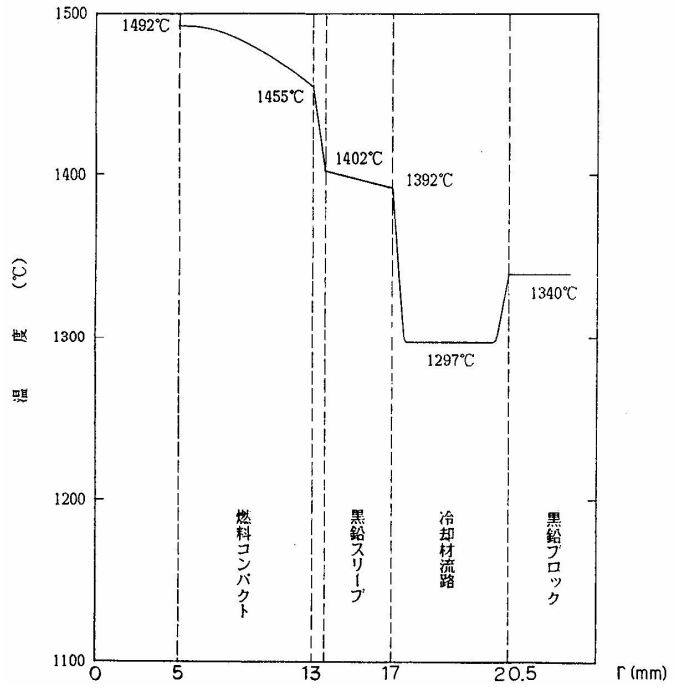


図 2.3.5　燃料棒の半径方向温度分布 [5)]

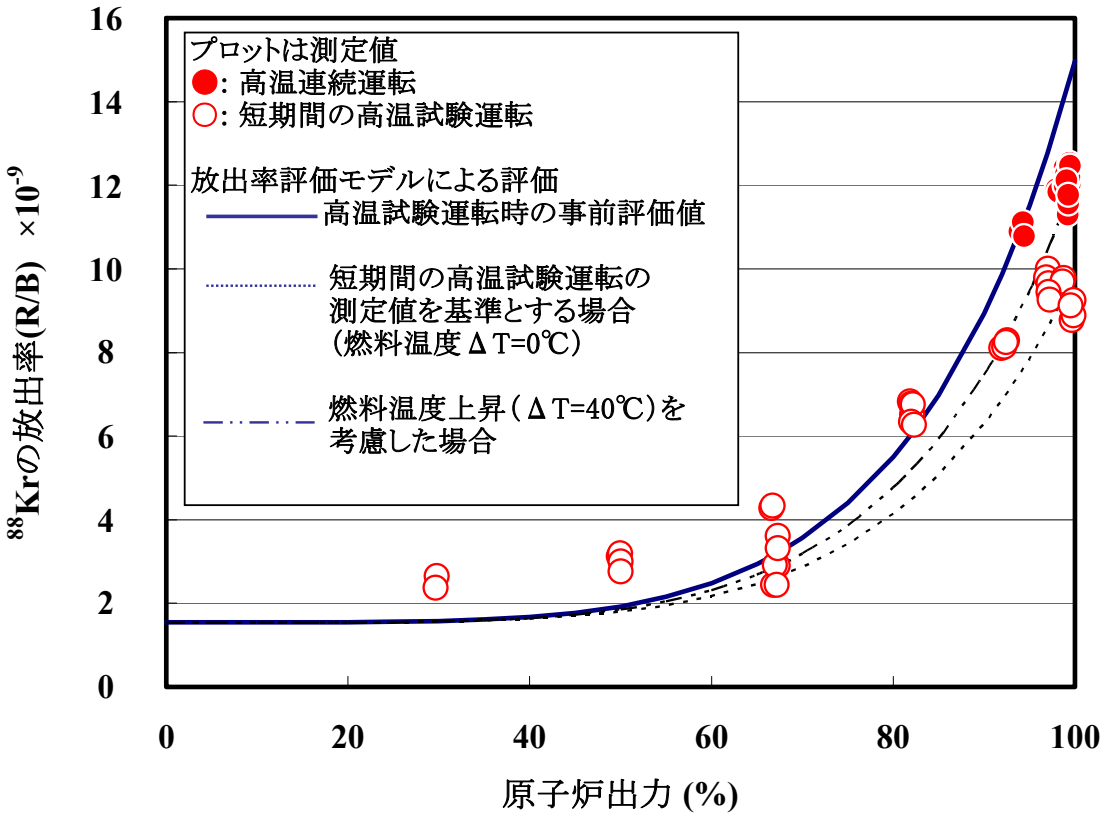


図 2.3.6 燃料の炉心平均温度の差に対する放出率

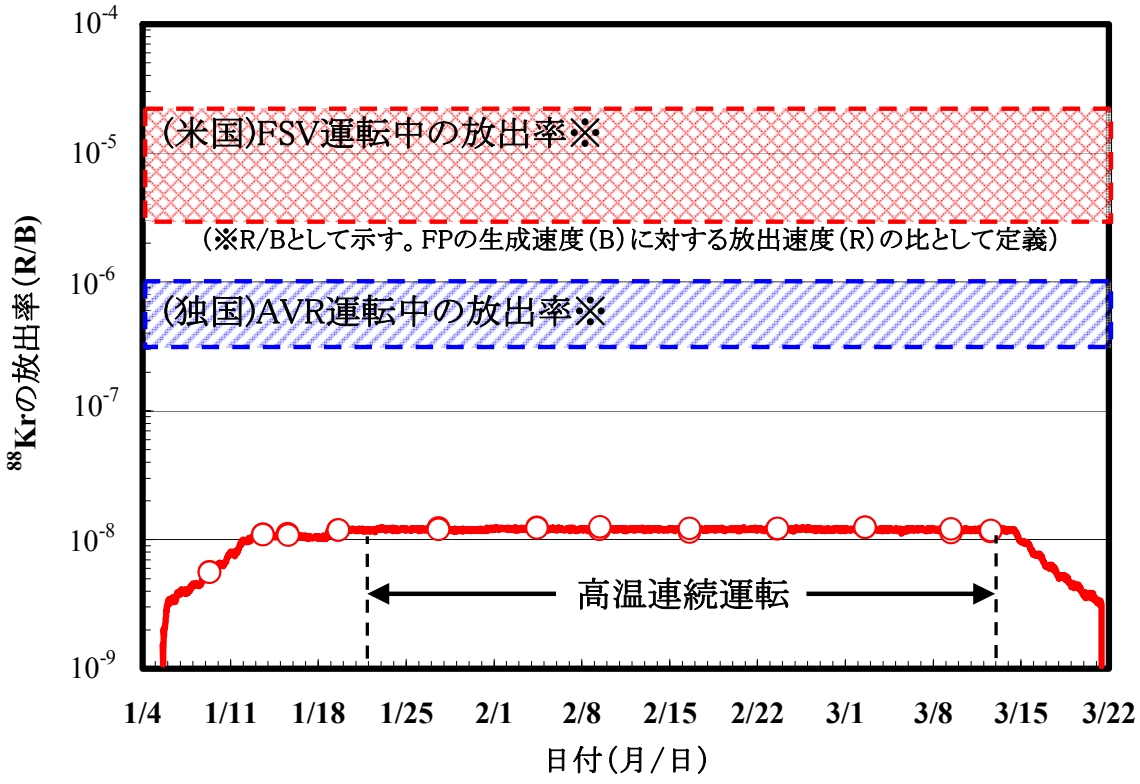


図 2.3.7　連続運転における ^{88}Kr の放出率の推移

2.4 ヘリウムの純度管理

2.4.1 背景及び研究目的

高温ガス炉の 1 次冷却材ヘリウムには、炉心に使用される黒鉛構造物、高温二重管に使用される断熱材から温度の上昇に伴い放出される H_2、CO、H_2O、CO_2、CH_4、N_2、O_2 などが化学的不純物として含まれる。HTTR[1, 2]のヘリウムガスの純度管理においては、これらの化学的不純物濃度を適切に維持し、炉心に使用される黒鉛構造物の酸化を抑制するとともに、中間熱交換器伝熱管に使用されるハステロイ XR（Ni 基耐熱合金）の脱炭によるクリープ強度低下[3, 4]等を抑制することが重要である。具体的には、黒鉛構造物の酸化抑制の観点では、例えば以下の反応を抑制するため、H_2O、CO_2、O_2 濃度を低く維持することが重要である。

$C + H_2O \rightarrow CO + H_2$

$C + CO_2 \rightarrow 2CO$

$2C + O_2 \rightarrow 2CO$

また、ハステロイ XR のクリープ強度低下抑制の観点では、化学的不純物の平衡状態によって定まる炭素活量及び酸素分圧が Cr-C-O 三相安定図において浸炭性となることが重要である[3, 4]。

HTTR におけるヘリウム中不純物管理手法は、吸着材等で単純に除去することにより、管理基準値を超えないように管理する方式が取られている[5]。この方式では、原子炉の出力上昇によって増加する不純物が、現実的な時間内に管理目標値を下回るよう純化設備容量を定めることで、ハステロイ XR のクリープ強度を維持しつつ、黒鉛酸化を抑制するとしてきた。また設計時は、冷却材の純化が継続されることにより、定常運転中の酸素分圧及び炭素活量は上昇するとされ、すなわち Cr-C-O 三相安定図上において脱炭領域には入らず、より安定な領域に変化すると考えられてきた。

しかし、これまでに実施した定格連続 30 日運転までの傾向を見る限りにおいては、ハステロイ XR に対して浸炭性雰囲気が形成されているものの、当初の想定とことなり、運転時間の増加とともに、脱炭性雰囲気へ近づく挙動が見られた[6]。

そこで、HTTR の高温連続 50 日運転を通して、化学的不純物挙動を評価し、これまでの知見を加え、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）[7]に対して必要となる制御技術を検討する。

2.4.2 ヘリウム純度管理設備の概要

2.4.2.1 冷却材の純化方法[5]

HTTR のヘリウム純化設備は、純化系及びトラップの再生系から構成される。純化系は、入口フィルタ、酸化銅反応筒(CuOT)、冷却器、モレキュラーシーブトラップ(MST)、コールドチャコールトラップ(CCT)、ガス循環機等から、再生系は、再生系循環機、再生系冷却器等から構成される。純化設備の系統概念を図 2.4.1 に示す。

入口フィルタは、純化設備に入るヘリウム中の粉塵等を除去する。CuOT は、酸化銅を充填したトラップで、H_2 及び CO を酸化反応により H_2O 及び CO_2 に酸化させる。冷却器は、MST

での H_2O 及び CO_2 の吸着反応を促進するため、CuOT を出たヘリウムを冷却する。MST は、モレキュラーシーブを充填したトラップで、ヘリウム中の H_2O 及び CO_2 を吸着除去する。CCT は、活性炭を充填した吸着筒を液体窒素で冷却し、ヘリウム中の希ガス、CH_4、N_2 及び O_2 を吸着除去する。

2.4.2.2　不純物濃度の測定方法 [8)]

1 次冷却材中の不純物の測定は、図 2.4.1 に示す 1A から 1I までの 9 箇所で行う。これらの測定点から、1 次ヘリウムが採取され、H_2、CO、CO_2、CH_4、N_2、O_2 はガスクロマトグラフ質量分析計(キヤノンアネルバ製、AGS-7000U)、H_2O は露点計(ミッシェルジャパン製、ED オンライン露点計)もしくは微量水分計(Meeco 製、Aquamatic +TM)で測定される。

ガスクロマトグラフ質量分析計による測定点は、原子炉入口、原子炉出口、1 次 He 純化設備入口、1 次 He 純化設備コールドチャコールトラップ入口、1 次 He 純化設備コールドチャコールトラップ出口、1 次 He 純化設備冷却器出口である。HTTR では、微量水分計と露点計の 2 種類の水分計を設置している。微量水分計は通常運転時の黒鉛酸化管理の観点から、露点計は冷却材への水侵入事故を検知するためである。微量水分計による測定点は、原子炉入口、1 次 He 純化設備入口、1 次 He 純化設備コールドチャコールトラップ入口、1 次 He 純化設備冷却器出口である。また、露点計による測定点は、原子炉出口、1 次 PWC 出口、PWC 用 1 次 He 循環機出口、IHX 用 1 次 He 循環機出口である。

2.4.2.3　不純物の管理基準

冷却材中の不純物は、原子炉出口冷却材温度に応じて段階的に厳しく管理されている。原子炉出口冷却材温度 900℃以上で表 2.4.1 に示す管理目標値を定めている [9)]。

ここで H_2O は黒鉛部材の健全性を確保する観点から、H_2、CO、H_2O、CO_2、CH_4、O_2 はハステロイ XR のクリープ強度を維持する観点から、また N_2 及び O_2 は空気の混入を早期に検知する等の観点から、管理目標値を定めている。

HTTR で、H_2O による酸化が厳しくなるのは、燃料体の黒鉛スリーブである。950℃の高温試験運転を、H_2O 濃度が管理目標値 0.2ppm で 660 日間継続した場合、等価腐食厚さ換算で約 0.1mm（黒鉛スリーブ胴部肉厚約 4.0mm が、約 0.1mm 腐食される。）と僅かである。黒鉛スリーブの胴部肉厚が減少することで構造強度的に厳しくなるのは、地震荷重による応力の増加であるため、HTTR では、H_2O の管理目標値は、黒鉛スリーブの酸化による減肉量が安全機能上問題にならないよう、原子炉出口冷却材温度が 900℃以上の時、原子炉入口で 0.2ppm 以下となるよう管理している。

2.4.2.4　不純物の脱浸炭性評価方法

中間熱交換器等で使用される耐熱合金ハステロイ XR のクリープ強度維持の観点から、ハステロイ XR に対して浸炭性を示す不純物組成を形成することが重要である。[3, 4)]高温ガス炉で使用される Ni 基合金に起こる腐食の評価は、1980 年代初期に Quadakkers、Christ と Graham によって進められた [10-12)]。Quadakkers は、図 2.4.2 に示すように、改良した Ellingam 図を

利用して、任意の温度と複合ガス組成の下での、ニッケル-クロミウム合金の安定性を、視覚的に示す方法を考案した。

図 2.4.2 は、異なる 5 つの環境で形成される酸化膜の特徴を表している。領域Ⅰはクロムが化合物を形成しないため、もっとも腐食されやすい環境となる。領域Ⅱから Ⅲa では、Cr_2O_3 が形成されて保護性酸化膜となることを示している。このうち、領域Ⅲa では、粒界に炭化物が形成されることを示している。領域Ⅳa からⅤでは炭化物の形成が顕著となり、そのうち低酸素分圧の領域Ⅴではクリープ強度劣化が激しくなる。領域Ⅲb とⅣb では、気相中の臨界 CO 圧以上では浸炭が生じると仮定し、炭素の富化により粒界に炭化物が形成されやすくなる環境である。

ハステロイ XR のクリープ挙動に及ぼす脱浸炭性ヘリウム雰囲気の影響は、1980 年代に倉田らによって明らかにされた。図 2.4.3 は異なる不純物組成のもとでハステロイ XR のクリープ試験を行った結果である [3, 4]。図の平面軸は冷却材中の不純物の組成、濃度から決まる酸素分圧と炭素活量で、その関係から平面を金属材料中の Cr の酸化皮膜形成環境下での浸炭領域、脱炭領域、酸化・弱浸炭領域に区分した。図中に示される棒グラフの高さが耐熱金属ハステロイ XR のクリープ破断時間(高温 950℃時)を示しており、この図から脱炭領域ではクリープ破断時間が著しく減少して材料の強度劣化が生じていることがわかる。また、浸炭領域ではクリープ破断時間は長いものの浸炭による脆化により材料強度は劣化している。従って、HTTR では同図中に示す酸化と弱浸炭を示す領域を制御目標範囲としている。そのため、HTTR の設計時に不純物の発生速度及び除去速度が定常となった時の飽和不純物濃度を評価し、不純物組成の化学ポテンシャルが図 2.4.2 に示すⅢb の領域にあること確認している。

不純物組成の脱浸炭を評価するためには、Cr-C-O 三相の境界線を熱力学データから算出し、脱浸炭が次式の平衡反応で進むと仮定し、臨界 CO 分圧を設定する [13]。

$$CO = C + 1/2\ O_2 \qquad (1)$$

次に冷却材中不純物の熱平衡組成を求め、化学ポテンシャルのうち酸素分圧と炭素活量が、臨界 CO 圧力 p^*_{CO} 以上のときを浸炭性雰囲気と評価する。

実際の炉内の環境は、冷却材流路中に黒鉛と断熱材の不純物発生源があり、また反応速度との関係から、不純物組成は熱力学的平衡組成からずれる。しかし、この仮定は、曝露ガスの熱力学的平衡組成の化学ポテンシャルで、ハステロイ XR の表面腐食生成物の形態が整理できるという腐食試験に関する報告 [14]から、最終的に到達する組成である熱力学的平衡組成は、そのガスの腐食作用を示すものとして有効である。

2.4.3 運転中の不純物挙動

2.4.3.1 1 次冷却材中の H_2O 濃度

定格連続運転における 1 次冷却材中 H_2O 濃度の推移を図 2.4.4 に示す。また高温連続運転における 1 次冷却材中 H_2O 濃度の推移を図 2.4.5 に示す。図 2.4.4、図 2.4.5 の H_2O 濃度は原子炉入口におけるものである。定格連続運転においては、直前に 2 サイクル（約 52 日間）、運転を続けて実施してきているため、出力上昇に伴う H_2O 濃度の上昇がなく、微量水分計を起動してから速やかに管理目標値を下回る傾向を示した。それに対し高温連続運転では、定期検査中

に、１次加圧水冷却器用ヘリウム循環機のフィルタ交換のための１次系開放により侵入した空気中の H_2O や、新たに交換した制御棒１本に含まれていた H_2O などが、１次冷却材温度の上昇とともに放出され、H_2O 濃度の上昇がみられたが、短時間で管理目標値を満足する値まで低下した。

原子炉出口冷却材温度が 930℃を超えて一定出力での連続運転に入ってから約 10 日後には、H_2O 濃度は検出下限の 0.01ppm 前後となり、さらに約 10 日後から出力降下までの間、0.01ppm 以下であった。過去には 0.1ppm 程度までの濃度低下であったため、50 日間の連続運転によって、配管に吸着されていた H_2O が十分に除去された結果なのか、純化設備によって十分に除去された結果なのか等、今後検討する。

H_2O 濃度は、黒鉛の酸化抑制のための制限値（原子炉出口冷却材温度 900℃以上で 0.2 ppm）を下回り、安定した状態に維持された。これは、開放点検時の養生や He 置換等、原子炉停止期間の作業管理が効果的に行われたことと、純化設備による不純物除去が確実に行われた結果であると考えている。今後は、分解点検等における大気解放後の不純物除去挙動を評価し、経済性の観点から大気解放時の養生の簡素化等を検討し、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の経済性向上に生かしたい。

2.4.3.2　耐熱合金ハステロイ XR の脱浸炭性

ハステロイＸＲの脱浸炭性評価の結果を、定格連続運転と併せて図 2.4.6 に示す。ここで、ガス側の化学ポテンシャルを求めるにあたり、定格連続運転は 850℃、高温連続運転は 950℃の平衡組成を評価に用いた。また冷却材温度が 950℃であっても、中間熱交換器の伝熱管温度は数十度低くなっているが、冷却材と同一温度で評価した。なお、伝熱管温度を高くした場合には、図 2.4.6 に点線で示す脱浸炭境界は上側へ移動するため、ハステロイ XR に対して脱炭性雰囲気となりやすくなり、このように評価することは保守的である。

定格連続運転及び高温連続運転の不純物組成は、ともに安定して浸炭性雰囲気（図 2.4.6 の脱浸炭境界の上側）に維持されていることを確認した。

2.4.4.　HTTR の設計の評価

HTTR は設計時に、高温連続運転における飽和不純物濃度を予測している。黒鉛、断熱材、新ヘリウムの 3 つを主な不純物発生源とした予測値と高温連続運転中の不純物濃度の 50 日間の平均値を図 2.4.7 に示す。

予測値と実測値を比較して最も大きく異なるのは、H_2 である。設計時に H_2 を放出する原子炉材料は、放出予測量の多い順から、PGX、ASR-0RB、IG-110、断熱材である。設計時は黒鉛の量の膨大さから、不純物は供用期間中定常的に放出されると考えられていたが、想定よりも早く放出が減少している可能性がある。また、中性子照射とともに黒鉛層間の水素保持量が増加するという報告もあることから [15]、冷却材中不純物濃度の低下は、これらの要因が重畳した結果と考えられる。

不純物発生速度の変化大きい場合は、純化設備の除去効率を能動的に制御して、不純物濃度を任意の範囲内に維持する必要がある。しかしながら、前述のように不純物発生速度に不確定

な要素が残っていても、50 日程度の長期運転期間中は、ハステロイ XR の劣化を抑制する浸炭性雰囲気を維持することが出来ることが分かった。

2.4.5　将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の設計への展開

これまでに述べてきたように、HTTR の純化設備は、黒鉛構造物の酸化抑制、及びハステロイＸＲに対する浸炭性雰囲気の維持の両方が、満足できていることを確認した。一方で、設計時には想定していなかった不純物挙動として、以下が明らかとなった。

・H2、H2O 濃度が設計時の予測と比べて 1/10～1/20 と少ない。

・連続運転中は、炭素活量が変わらず、酸素分圧が低下するため、脱炭性雰囲気へ近づく。

このような挙動は、化学的不純物の発生速度が予想よりも小さく、不純物を過剰に除去していることを示している。材料保護の観点からは、浸炭性雰囲気の形成に寄与する不純物濃度はある程度高い方が好ましい。

そこで、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）において、不純物の放出量が減少した際に、純化設備の流量及びトラップの温度を制御することで、浸炭性雰囲気の形成に寄与する H_2 と CO の除去量を低減し、それにより黒鉛酸化抑制と耐熱合金保護を両立させる不純物濃度制御技術の研究開発を進めている。例として、純化設備に設置される CuOT の温度制御を行って、冷却材中の H_2 と CO の酸化量を調整することにより、H_2 と CO 濃度を操作する体系を図 2.4.8 に示す。

商用高温ガス炉である GTHTR300C では、動力変換ユニット内にあるコンプレッサーが生みだす系統内の圧力差を利用して純化設備へ冷却材を導く。そのため純化設備への流量低減による不純物濃度の最適制御は、動力変換ユニットのエネルギーロスも改善すると考えられる。

参考文献

1) 齋藤伸三, "高温工学試験研究炉の設計と研究開発," Nihon-Genshiryoku-Gakkai Shi (J. At. Energy Soc. Jpn.), 32(9), pp.847-871 (1990).
2) 藤川正剛, 大久保実, 中澤利雄, 川崎幸三, 伊与久達夫, "HTTR(高温工学試験研究炉)の出力上昇試験," 日本原子力学会和文論文誌 = Transactions of the Atomic Energy Society of Japan, 1(4), pp.361-372 (2002).
3) 倉田有司, 小川豊, 中島甫, "高温ガス炉用 Ni 基耐熱合金のクリープ挙動に及ぼす浸炭性ヘリウム雰囲気の影響," 鐵と鋼 ： 日本鐵鋼協會々誌, 74(11), pp.2185-2192 (1988).
4) 倉田有司, 小川豊, 中島甫, "高温ガス炉用 Ni 基耐熱合金のクリープ挙動に及ぼす脱炭性ヘリウム雰囲気の影響," 鐵と鋼 ： 日本鐵鋼協會々誌, 74(2), pp.380-387 (1988).
5) 坂場成昭, 中川繁昭, 古澤孝之, 江森恒一, 橘幸男, "高温ガス炉 HTTR の冷却材中の化学的不純物特性," 日本原子力学会和文論文誌, 3(4), pp.388-395 (2004).
6) 栃尾大輔, 野尻直喜, 濱本真平, 猪井宏幸, 関田健司, 近藤雅明, 七種明雄, 亀山恭彦, 齋藤賢司, 藤本望, "HTTR 長期連続運転の結果の概要; 定格・並列 30 日運転," JAEA-Technology 2009-005 (2009).
7) 西原哲夫, 大橋一孝, 村上知行, 國富一彦, "電力水素併産型高温ガス炉(GTHTR300C)の安全設計方針," 日本原子力学会和文論文誌 = Transactions of the Atomic Energy Society of Japan, 5(4), pp.325-333 (2006).
8) 関田健司, 江森恒一, 黒羽操, 君島悟, 若林宏, "HTTR ヘリウムサンプリング設備の保守管理, " JAEA-Testing 2006-001 (2006).
9) 関田健司, 黒羽操, 江森恒一, 近藤雅明, 大内弘, 篠崎正幸, "HTTR ヘリウムサンプリング設備の改善," JAEA-Technology 2008-002 (2008).
10) W. J. Quadakkers, H. Schuster, "Thermodynamic and kinetic aspects of the corrosion of high-temperature alloys in high-temperature gas-cooled reactor helium," Nucl. Technol., 66(2), pp.383-391 (1984).
11) H. J. Christ, U. K・ecke, K. Meyer, H. G. Sockel, "High temperature corrosion of the nickel-based alloy Inconel 617 in helium containing small amounts of impurities," Materials Science and Engineering, 87, pp.161-168 (1987).
12) L. W. Graham, "Corrosion of metallic materials in HTR-helium environments," Journal of Nuclear Materials, 171(1), pp.76-83 (1990).
13) 濱本真平, 竹田陽一, 坂場成昭, "超高温ガス炉用耐熱合金のクリープ強度劣化を抑制する冷却材の純度管理設備の制御方法の検討," 日本原子力学会和文論文誌, 9(2), (2010).
14) N. Sakaba, S. Hamamoto, Y. Takeda, "Helium Chemistry for Very High Temperature Reactors," Journal of Nuclear Science and Technology, 47(3), pp.1-9 (2010).
15) 渥美寿雄, "28pB02 黒鉛中の水素 ： その物理的、化学的状態と移動の機構(真空・第一壁・材料)," プラズマ・核融合学会年会予稿集(19), p.154 (2002).

表 2.4.1　原子炉出口冷却材温度が 900℃以上の時に適用される不純物濃度管理目標値
(vol ppm)

不純物分子	H_2O	H_2	O_2	N_2	CH_4	CO	CO_2
濃度	0.2	3	0.04	0.2	0.5	3	0.6

Index	サンプリング点
1A	原子炉入口
1B	原子炉出口
1C	1次加圧水冷却器出口
1D	1次ヘリウム循環機出口（PWC用）
1E	1次ヘリウム循環機出口（IHX用）
1F	1次ヘリウム純化設備入口
1G	1次ヘリウム純化設備冷却器出口
1H	1次ヘリウム純化設備CCT入口
1I	1次ヘリウム純化設備CCT出口

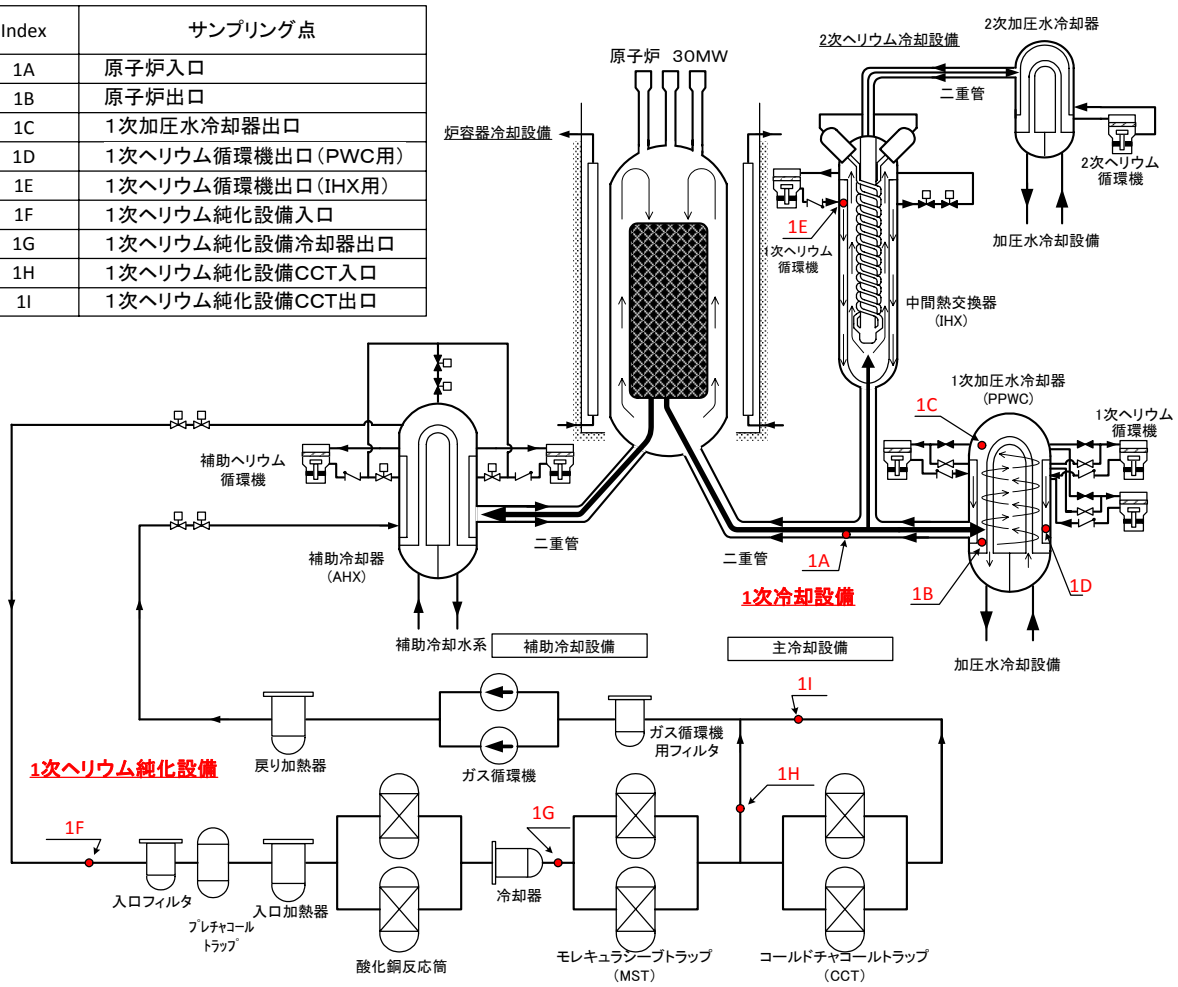


図 2.4.1　HTTR の 1 次冷却設備とサンプリング点の概略図

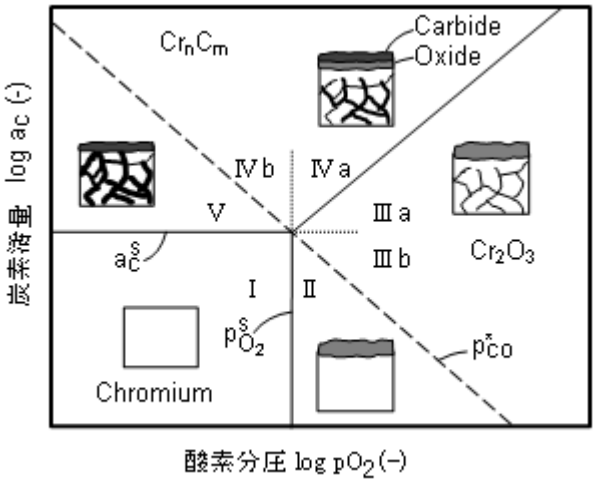


図 2.4.2　異なる不純物環境下で生成するスケールの概念図

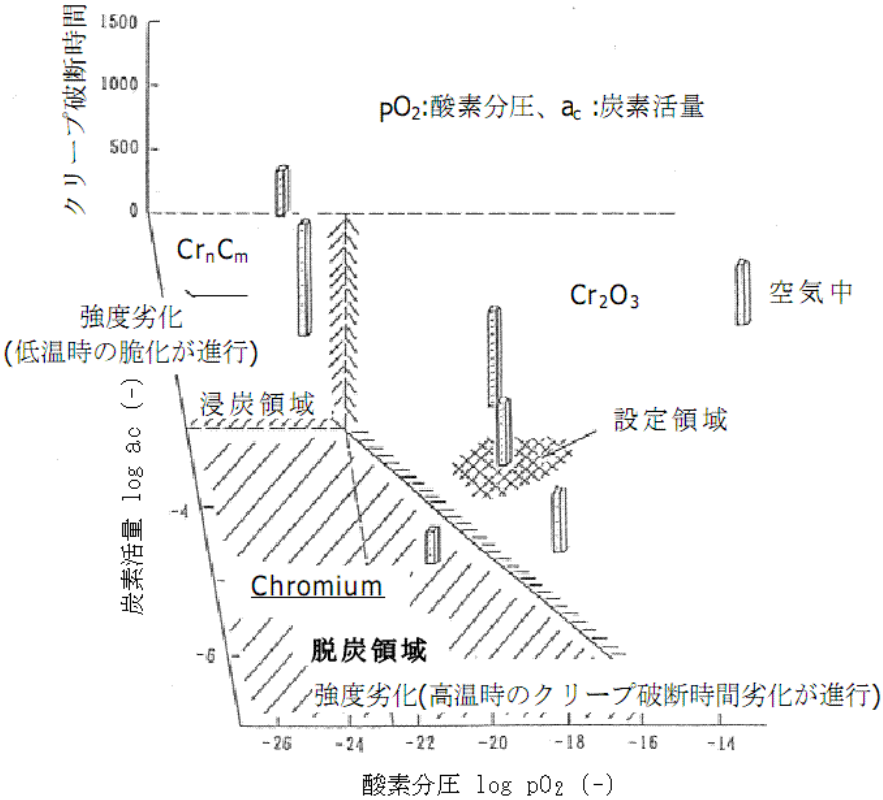


図 2.4.3　950℃の Cr-C-O 三相安定図(aCr=0.8)で整理される、異なる不純物組成をもつヘリウム雰囲気下のクリープ破断時間

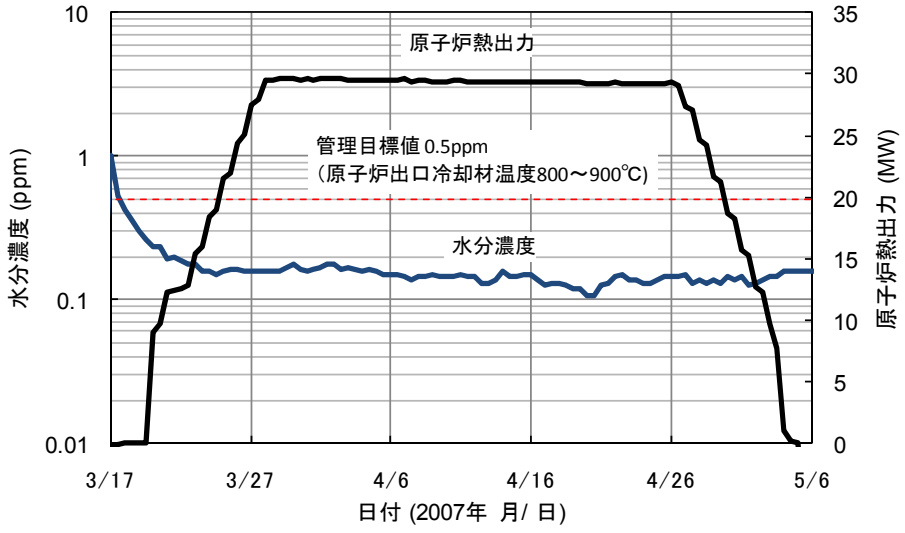


図 2.4.4　定格連続運転中の H_2O 濃度

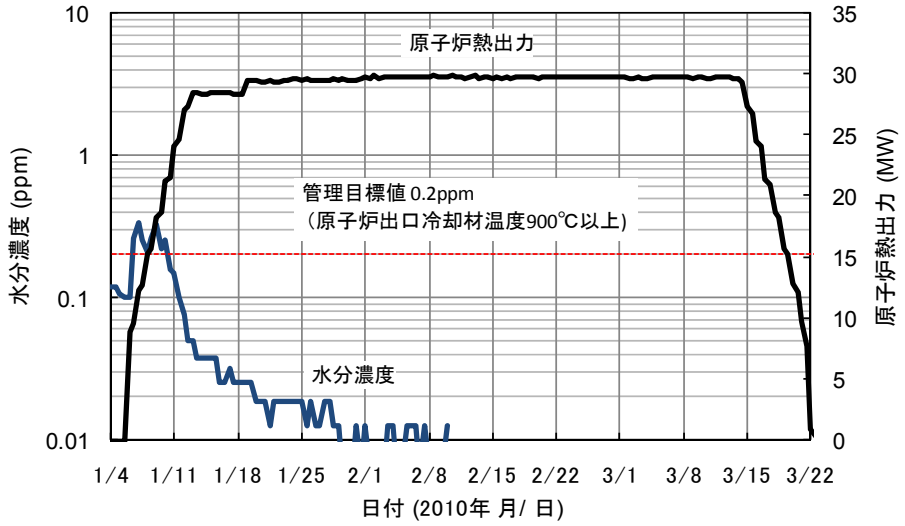


図 2.4.5　高温連続運転中の H_2O 濃度

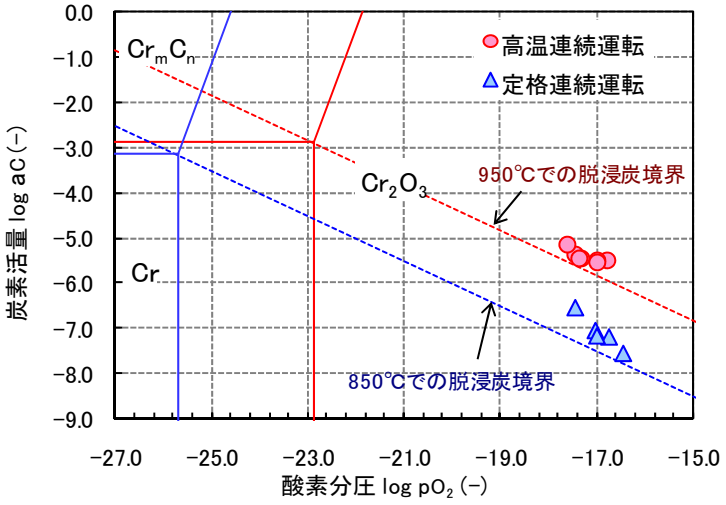


図 2.4.6　ハステロイ XR の脱浸炭性の評価

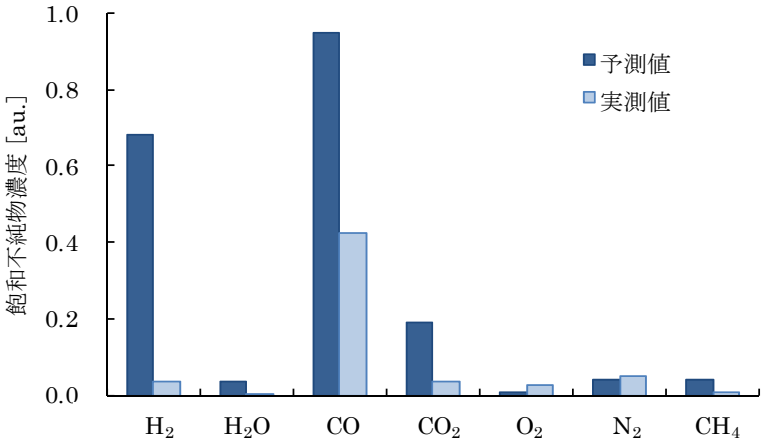


図 2.4.7　飽和不純物濃度の設計予測値と実測値の比較

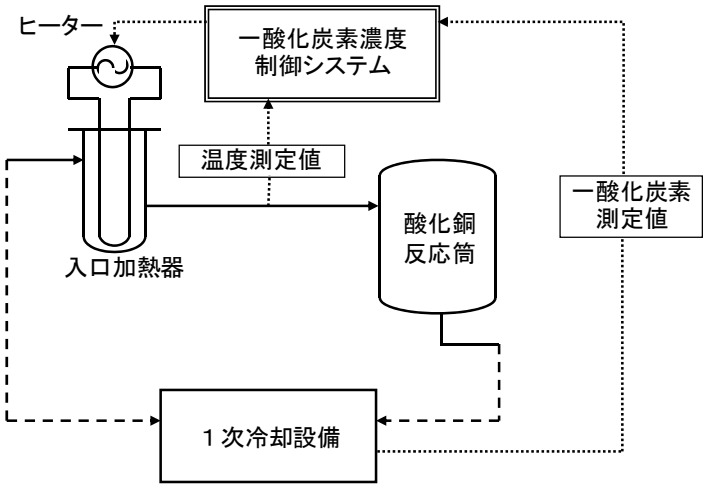


図 2.4.8　酸化銅反応筒の温度制御による一酸化炭素濃度操作方法

2.5　高温機器の性能

2.5.1　背景及び研究目的

HTTR の高温機器の中で、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）による水素製造等の熱利用の観点から特に重要な機器である中間熱交換器（IHX：Intermediate Heat Exchanger）について、機器の概要及び設計方針を示すとともに、HTTR の 50 日の高温連続運転により得られたデータに基づく伝熱性能の評価結果及び構造材温度解析結果について以下に述べる。

2.5.2　中間熱交換器の概要

2.5.2.1　中間熱交換器の構造

中間熱交換器（IHX）の構造図を図2.5.1、設計仕様を表2.5.1にそれぞれ示す。IHXはたて置ヘリカルコイル向流型ガスーガス熱交換器であり、胴部は二重胴構造になっている。二重胴の内胴内側には、ライナにより表面を覆った断熱材が設けられている。IHXには96本の伝熱管が設けられており、6層の積層構造で配置されている。さらに、IHXには伝熱を促進する目的で伝熱促進板が設けられている。伝熱促進板の構造を図2.5.2及び図2.5.3に示す。伝熱促進板はIHX内の伝熱管の間に取り付けられている。通常の熱交換器内の伝熱は熱伝達により行われるが、IHXでは伝熱促進板が取り付けられていることにより、熱伝達による伝熱に加えて熱ふく射による伝熱も行われている。

炉心で加熱された高温の1次冷却材は二重管内管を通って下部の1次冷却材二重ノズル内側より流入し、伝熱管の外側を上昇しながら2次冷却材（ヘリウムガス）により冷却されて1次冷却材出口ノズルより1次ヘリウム循環機（PGC）に導かれる。PGCで昇圧された1次冷却材は、1次冷却材入口ノズルより内胴と外胴の間の環状部に流入して胴部を冷却しながら下降し、二重ノズル、二重管外管と内管の間の環状部を経て原子炉圧力容器へと還流する。

一方、胴上部に設けられた二重管外管から流入した低温の2次冷却材は、4本の分配管に分配され、上部の2次冷却材入口ノズルに導かれる。2次冷却材入口ノズルに流入した2次冷却材は、低温管板で伝熱管に分配され、伝熱管内を下降しながら加熱されてIHX下部の高温ヘッダ内に再び集められる。この高温の2次冷却材は内筒内を上昇し、IHX上部の2次冷却材二重ノズルより二重管内管を経て2次加圧水冷却器（SPWC：Secondary Pressurized Water Cooler）へと還流する。

2.5.2.2　中間熱交換器の設計条件

IHX の主要諸元を表 2.5.2、伝熱性能に関する設計仕様を表 2.5.3 に示す。HTTR の IHX は以下の機能を満足するように設計された。

- 30MW 運転時、IHX は約 10MW の交換熱量を有すること。また、30MW 運転時の交換熱量は、伝熱管の汚れを考慮しても達成できること。
- IHX の原子炉冷却材バウンダリを構成する部分（外胴、伝熱管等）は非延性破壊を防止するとともに、通常運転時、異常な過渡変化時、及び事故時において健全性を確保でき、1

次ヘリウム中の放射性物質を 2 次ヘリウム中及び外部へ放出させないこと。

・IHX の伝熱管と胴及び伝熱管の相互の熱膨張差は十分吸収できること。

・IHX の本体支持は浮動支持とすること。

・1 次ヘリウム及び 2 次ヘリウムの流動により、IHX の伝熱管に異常な振動が発生しないようにすること。

・30MW 運転時の IHX における圧力損失を、1 次ヘリウム側 : 10kPa 以下、2 次ヘリウム側 : 60kPa 以下とすること。これらはヘリウム循環機の昇圧能力より決められた条件である。

・PPWC 単独運転時における IHX 待機状態で中間熱交換器が加熱しないよう 1 次冷却材バイパスノズルを設けること。

2.5.2.3　運転データの計測

表2.5.4にIHXの伝熱性能評価に当たり取得した測定項目を、図2.5.4に各測定項目の測定箇所を示す。なお、図2.5.4中の数字は表2.5.4に記された「No.」に対応したものである。

2.5.3　運転中の中間熱交換器の挙動

50 日間高温連続運転で得られた運転データに基づき IHX の伝熱性能を評価した。評価結果については、設計値と比較するとともに、伝熱性能の経年変化の有無を確認するために、HTTR において過去に実施された高温運転時の IHX の伝熱性能と比較した。

一般的に、熱交換器における交換熱量の評価には以下の式が用いられる。

$$Q = UA\Delta T_L \quad \cdots\cdots (1)$$

Q	:	交換熱量（W）
U	:	熱通過率（$W/m^2 \cdot K$）
A	:	伝熱面積（m^2）
ΔT_L	:	対数平均温度差（℃）

本式中の（熱通過率）×（伝熱面積）（以下、UA と表記する）は熱交換器の伝熱性能を表すものであり、各種熱交換器に固有のものである。そこで、本報では IHX の伝熱性能を UA で評価した。IHX の UA は式(1)を変形した以下の式を用いて算出した。

$$(UA)^{IHX} = \frac{Q^{IHX}}{\Delta T_L^{IHX}} \quad \cdots\cdots (2)$$

$(UA)^{IHX}$	:	IHX の UA (W/K)
Q^{IHX}	:	IHX における交換熱量（W）
ΔT_L^{IHX}	:	IHX に対する対数平均温度差（℃）

IHX に対する対数平均温度差は以下の式で与えられる。

$$\Delta T_L^{IHX} = \frac{T_2 - T_1}{\ln(T_2 / T_1)} \quad \cdots\cdots (3)$$

$$T_1 = T_{He1}^{IHX_OUT} - T_{He2}^{IHX_IN} \quad \cdots\cdots (4)$$

$$T_2 = T_{He1}^{IHX_IN} - T_{He2}^{IHX_OUT} \quad \cdots\cdots (5)$$

$T_{He1}^{IHX_IN}$: IHX 入口　1 次冷却材温度（℃）
$T_{He1}^{IHX_OUT}$: IHX 出口　1 次冷却材温度（℃）
$T_{He2}^{IHX_IN}$: IHX 入口　2 次冷却材温度（℃）
$T_{He2}^{IHX_OUT}$: IHX 出口　2 次冷却材温度（℃）

また、IHX での交換熱量は IHX の 2 次側流体が受け取った熱量、すなわち 2 次冷却材が IHX で受け取った熱量とした。

$$Q^{IHX} = Q_{He2}^{IHX} = C_P^{He} G_{He2}^{IHX} \left(T_{He2}^{IHX_OUT} - T_{He2}^{IHX_IN} \right) \quad \cdots\cdots (6)$$

Q^{IHX} : IHX における交換熱量（W）
Q_{He2}^{IHX} : IHX における 2 次冷却材受熱量（W）
C_P^{He} : IHX における 2 次冷却材比熱（J/kgK）
G_{He2}^{IHX} : IHX　2 次冷却材流量（t/h）
$T_{He2}^{IHX_IN}$: IHX 入口　2 次冷却材温度（℃）
$T_{He2}^{IHX_OUT}$: IHX 出口　2 次冷却材温度（℃）

熱交換性能が低下すると、供給できる2次ヘリウム温度が低下する。今回の高温連続運転におけるIHXの伝熱性能（熱通過率と伝熱面積の積）を、平成16年（2004年）に実施した高温試験運転のデータに基づくIHX伝熱性能の評価結果と比較して図2.5.5に示す。IHXの伝熱性能は、平成16年のデータとほぼ等しく、その性能低下は見られず、効率的に高温2次ヘリウムガスを供給できることを確認した。

2.5.4　HTTR の設計の評価

50 日高温連続運転で得られた IHX 構造材の温度と解析値を比較した結果について述べる。

2.5.4.1　解析モデル

IHXの温度計算のための解析モデルを図2.5.6に示す。IHXの構造材温度、冷却材温度につい

ては、円柱座標の2次元軸対称計算体系に基づいた伝熱ネットワークモデルにより解析した。すなわち、伝熱形態として構造材の伝導伝熱、冷却材と構造材の対流伝熱及びふく射伝熱を考慮し、1次・2次冷却材のIHX入口温度及び冷却材流量を境界条件としてIHX内部の温度分布を計算した。

2.5.4.2　解析結果

IHXの伝熱管と高温ヘッダの温度について、高温連続運転での測定値と解析値の比較を図2.5.7に示す。伝熱管温度については、温度が高くなるにつれて測定値と解析値の差がわずかに拡大する傾向があるが、解析は測定値をほぼ再現しており、IHX入口1次冷却材温度が900℃以上の高温領域で解析値は約5℃測定値より高くなる結果となっている。高温ヘッダについては、伝熱管の場合と同様に温度が高くなるにつれて測定値と解析値の差が拡大する傾向があり、IHX入口1次冷却材温度が900℃以上の高温領域で解析値は約20℃測定値より低くなる結果となっている。

以上のことより、たて置ヘリカルコイル向流型ガスーガス熱交換器の温度予測に対して、温度上昇時の傾向を再現でき予測精度を把握できたことから、現状のIHX温度解析モデルはIHXの最適な解析に適用可能である。

2.5.5　将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の設計への展開

現在、原子力機構では、原子炉で得られた熱を用いた水素製造の実証のため、HTTR の IHX の 2 次ヘリウム側に熱化学法 IS プロセス水素製造施設を接続する HTTR-IS システム [1)]の概念設計を進めている。また、高温ガス炉の実用化を目指して、水素製造と発電のコジェネレーションシステムである原子炉熱出力 600MW の熱電併産高温ガス炉システム GTHTR300C[2)]の設計研究を進めている。

HTTR-IS システムでは、現状の IHX をそのまま使用し 2 次ヘリウム流量を高温運転時の定格流量を減少させることにより、IHX2 次側出口で約 900℃の熱を取り出すこととしている。

また、GTHTR300C システムでは、現状の HTTR の IHX と同様なたて置ヘリカルコイル向流型ガスーガス熱交換器の採用を計画している [3)]。IHX では、熱交換器の構造材が非常に高温になること、伝熱管は 1 次冷却材圧力バウンダリの一部となることから、構造健全性の観点から内部の温度分布を精度よく計算することが非常に重要である。

実用高温ガス炉においても採用する計画である、たて置ヘリカルコイル向流型ガスーガス熱交換器の温度予測に対して、現状の IHX 温度解析モデルは、将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の IHX の最適な解析に適用可能である。

参考文献

1) N. Sakaba, et al., "Nuclear demonstration program of hydrogen production using the HTTR; HTTR-IS program", Proceedings of 16th Pacific Basin Nuclear Conference (PBNC-16) (CD-ROM) (2008)

2) K. Kunitomi, et al., "JAEA's VHTR for Hydrogen and Electricity Cogeneration; GTHTR300C", Nuclear Engineering and Technology, Vol.39, No.1, pp.9-20 (2007)

3) 加藤竜馬, 西原哲夫, 國富一彦, “高温ガス炉水素電力コジェネレーションシステム用中間熱交換器の設計,1; 伝熱管のスペック選定及び 1 次応力評価” 日本原子力学会和文論文誌, Vol.6, No.2, pp.141-148 (2007)

表2.5.1　中間熱交換器の主要設計仕様

形式	たて置ヘリカルコイル型
基数	1
容量	10MW
１次冷却材流量	15t/h／12t/h*
１次冷却材温度	(入口)　850℃／950℃* (出口)　390℃
２次冷却材流量	14t/h／12t/h*
２次冷却材温度	(入口)　300℃ (出口)　775℃／860℃*
伝熱管本数	96本
伝熱管外径	31.8mm
伝熱管厚さ	3.5mm
伝熱管材料	ハステロイXR
高温ヘッダ及び高温ダクト材料	ハステロイXR
胴部外径	2.0m
全高	11.0m
外胴及び内胴の材料	低合金鋼
最高使用圧力	(外胴)　4.8MPa (伝熱管)　0.3MPa**
最高使用温度	(外胴)　430℃ (伝熱管)　955℃

*　定格運転時／高温試験運転時

** 差圧

表 2.5.2　中間熱交換器構造物の主要諸元

伝熱管	(材料)　ハステロイ XR (外径)　31.8mm (厚さ)　3.5mm (本数)　96 (ピッチ) 軸方向　：47mm 径方向　：47mm (層数)　：6 層
内胴内径	1352mm
内筒外径	798mm
伝熱促進板厚さ	5mm

表 2.5.3　中間熱交換器の伝熱性能に関する設計仕様

１次冷却材温度	(入口)　850℃／950℃ (出口)　387℃／389℃
１次冷却材流量	14.9t/h／12.2t/h
２次冷却材温度	(入口) 最高：　284℃／287℃ ﾉﾐﾅﾙ：　244℃／273℃ 最低：　187℃／187℃ (出口) 最高：　744℃／822℃ ﾉﾐﾅﾙ：　782℃／869℃ 最低：　810℃／900℃
２次冷却材流量	最高：　15.0t/h／12.8t/h ﾉﾐﾅﾙ：　12.82t/h／10.82t/h 最低：　11.1t/h／9.6t/h

定格運転時／高温試験運転時

表 2.5.4　伝熱性能評価に当たり取得した測定項目

No.	測定項目
1	出力領域中性子束（原子炉出力）
2	原子炉入口冷却材温度
3	原子炉出口冷却材温度
4	PPWC ヘリウム循環機(A)回転数
5	PPWC ヘリウム循環機(A)ヘリウム流量
6	PPWC ヘリウム循環機(A)入口ヘリウム温度
7	PPWC ヘリウム循環機(B)回転数
8	PPWC ヘリウム循環機(B) ヘリウム流量
9	PPWC ヘリウム循環機(B)入口ヘリウム温度
10	PPWC 出口１次冷却材温度 Ch. 1~3
11	PPWC ヘリウム循環機(C)回転数
12	PPWC ヘリウム循環機(C) ヘリウム流量
13	PPWC ヘリウム循環機(C)入口ヘリウム温度
14	IHX ヘリウム循環機回転数
15	IHX ヘリウム循環機ヘリウム流量
16	IHX ヘリウム循環機入口ヘリウム温度
17	IHX 出口１次冷却材温度 Ch. 1~3
18	IHX 出口１次冷却材圧力
19	SPWC 出口ヘリウム圧力
20	１次・２次ヘリウム差圧
21	IHX 入口２次冷却材温度
22	IHX 出口２次冷却材温度
23	２次冷却材流量

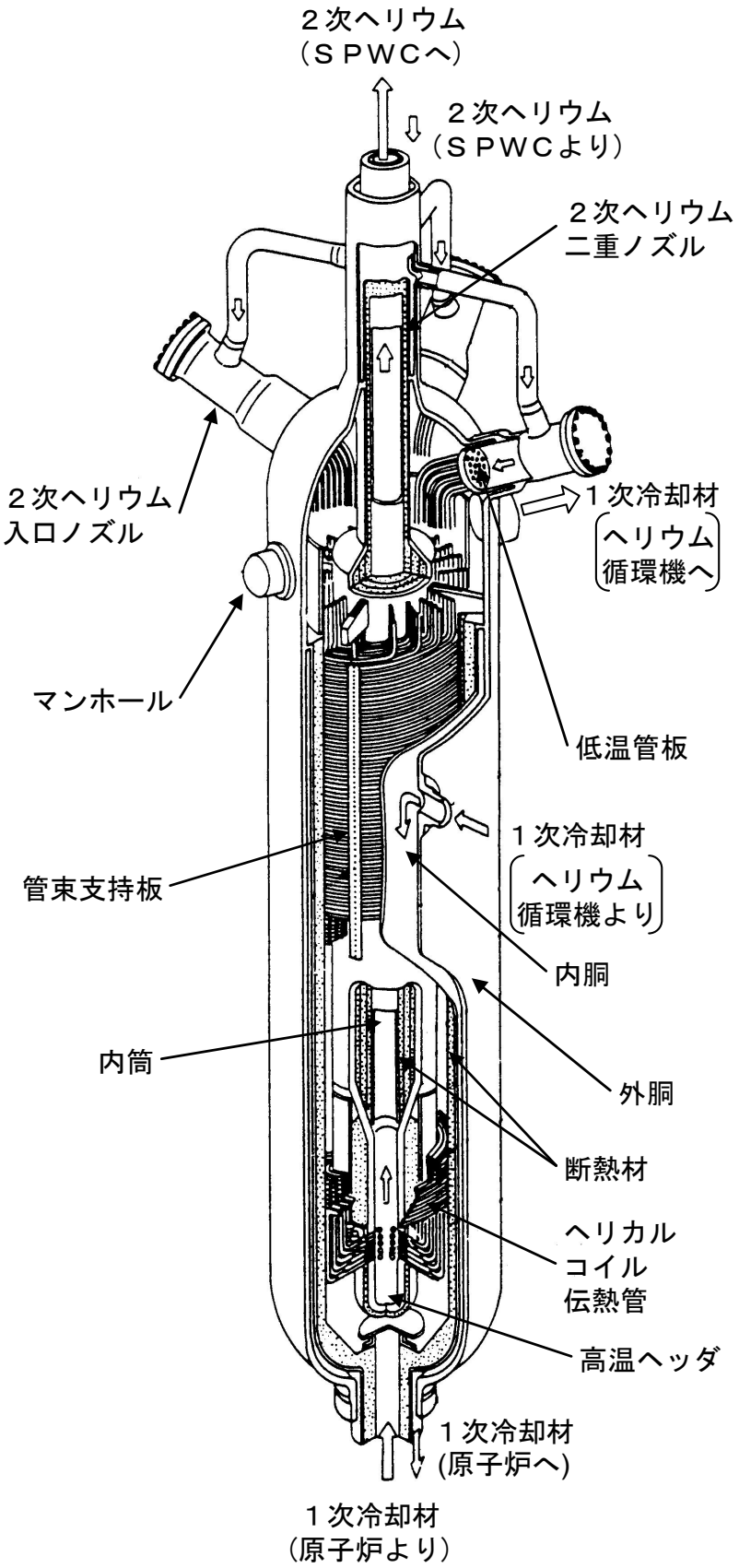


図 2.5.1　中間熱交換器の構造図

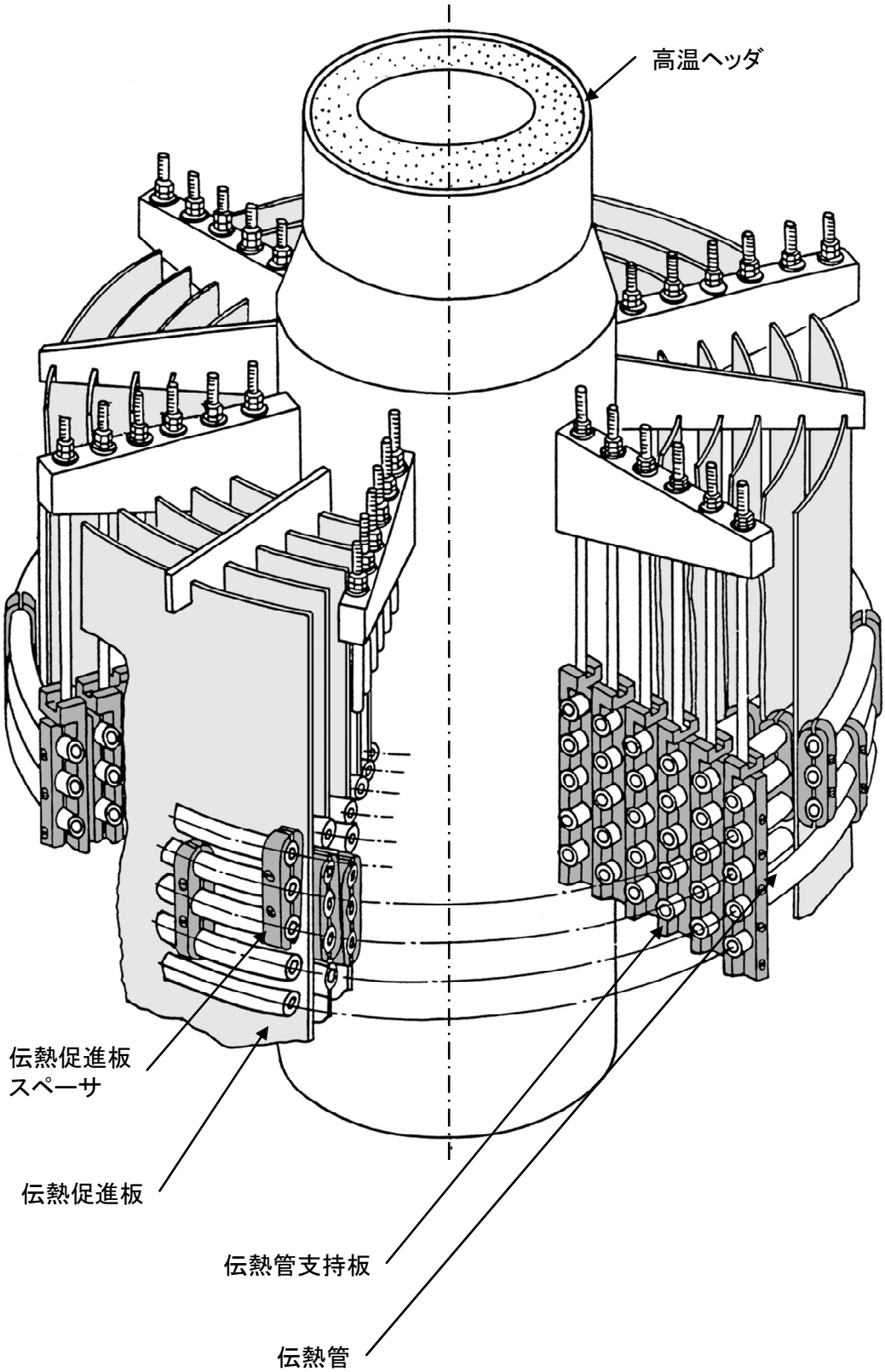


図 2.5.2　中間熱交換器伝熱促進板の構造図

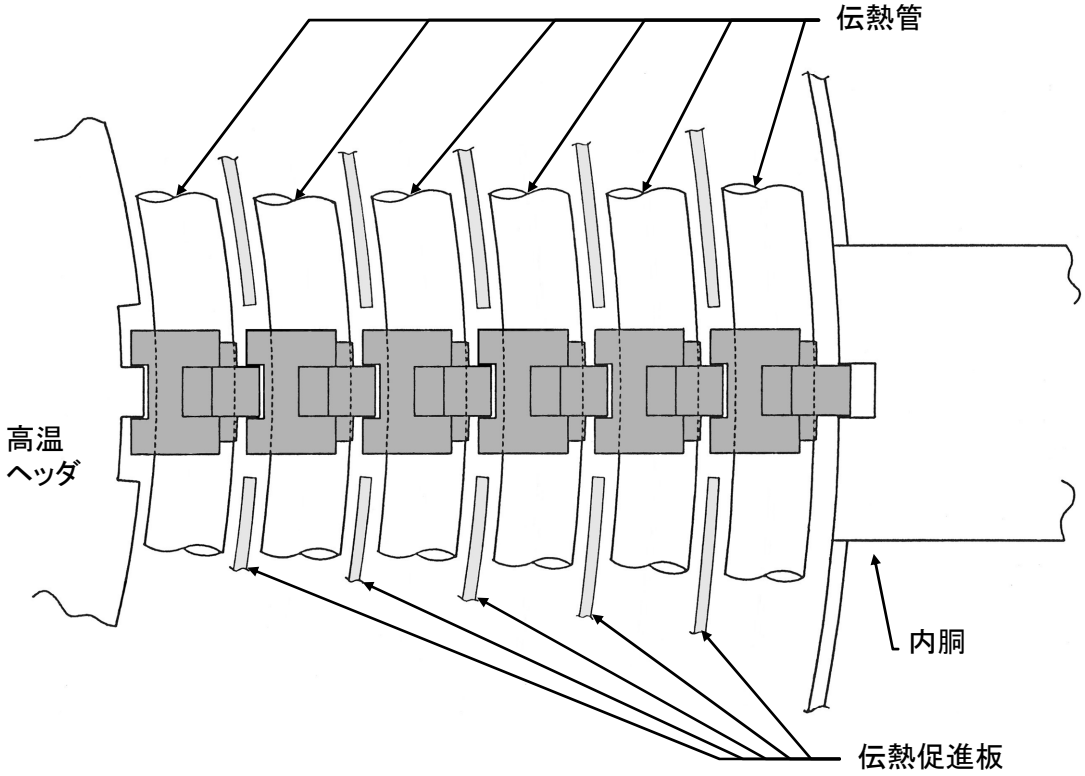


図 2.5.3　中間熱交換器伝熱促進板の断面図

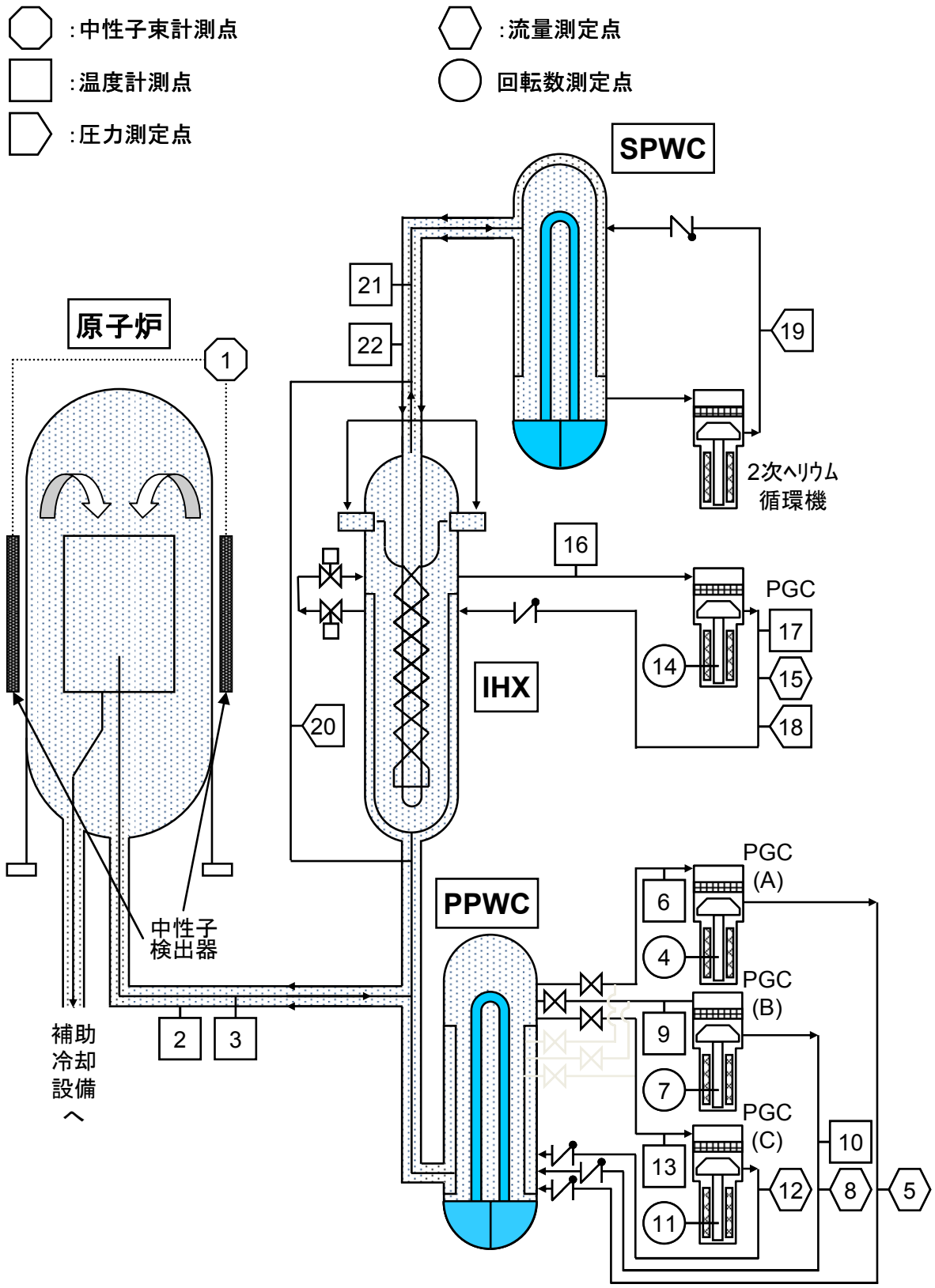


図 2.5.4　伝熱性能評価に当たり取得した測定項目の測定箇所

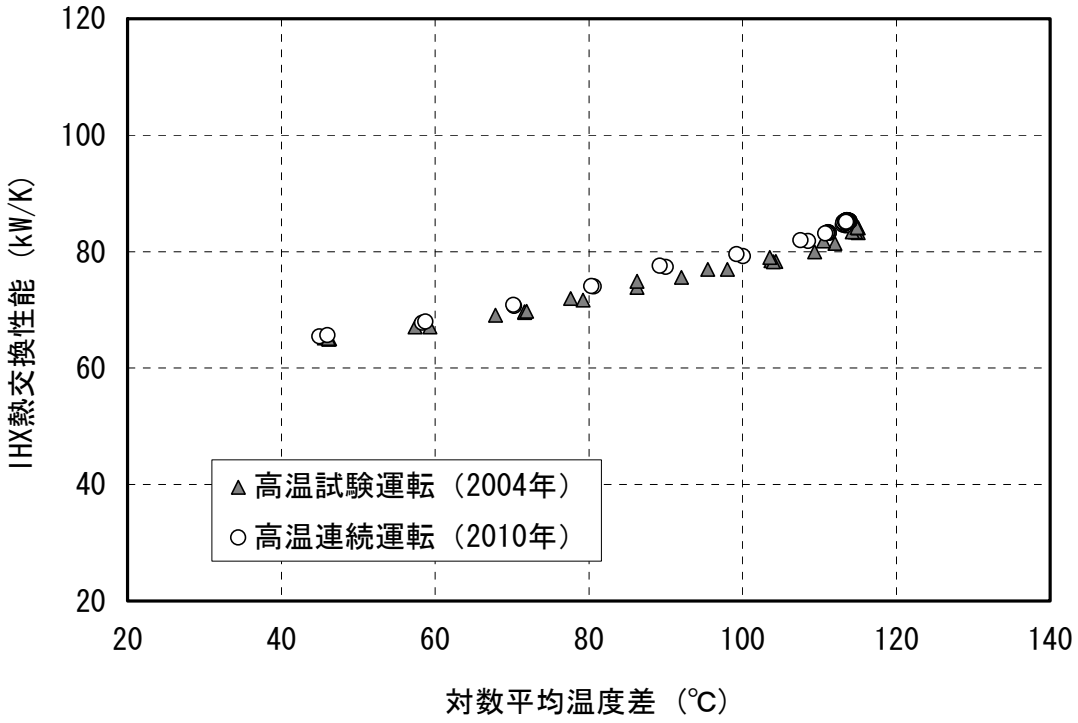


図 2.5.5　2004 年と 2010 年の IHX の伝熱性能の比較

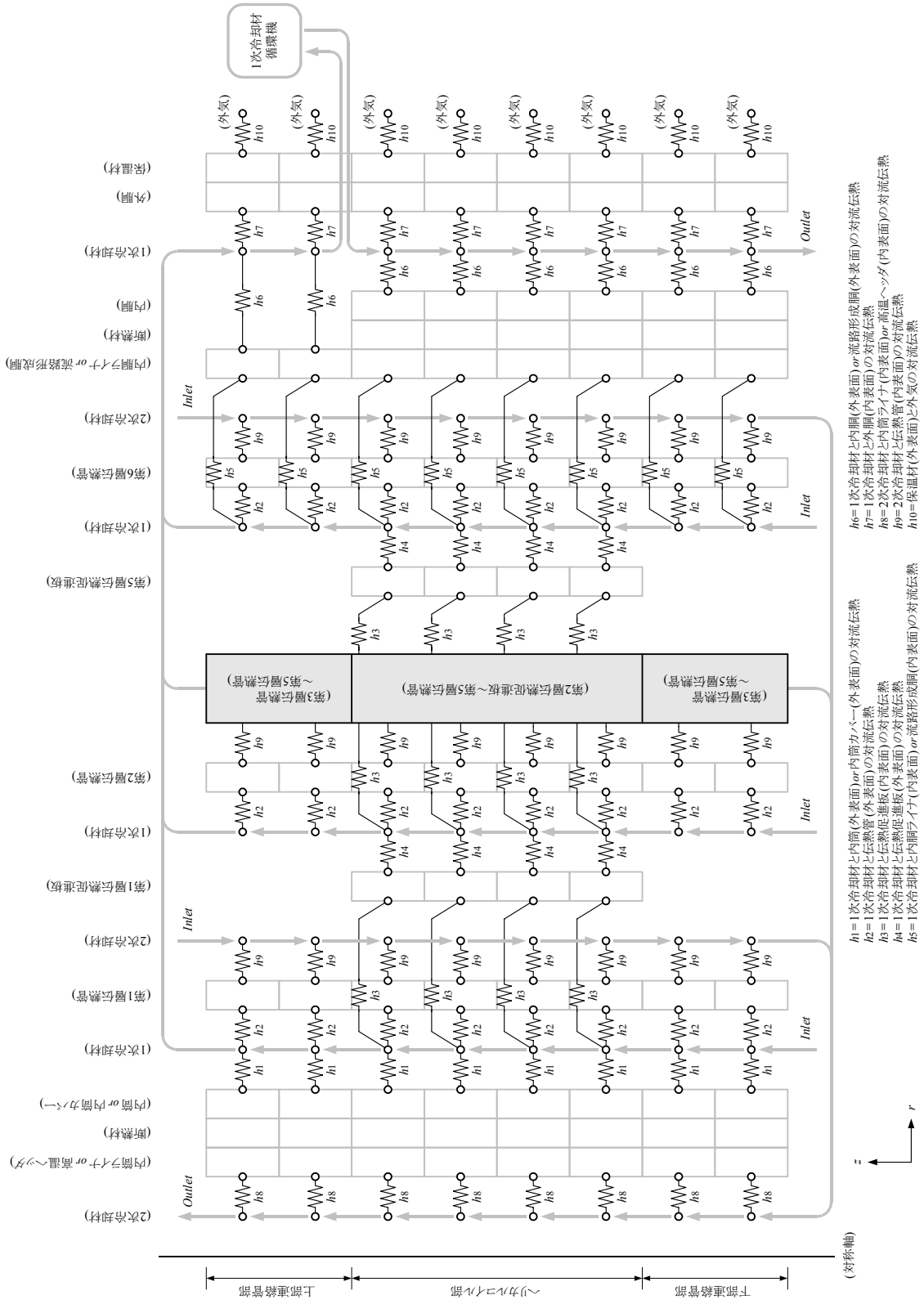


図 2.5.6　IHX の温度計算のための解析モデル

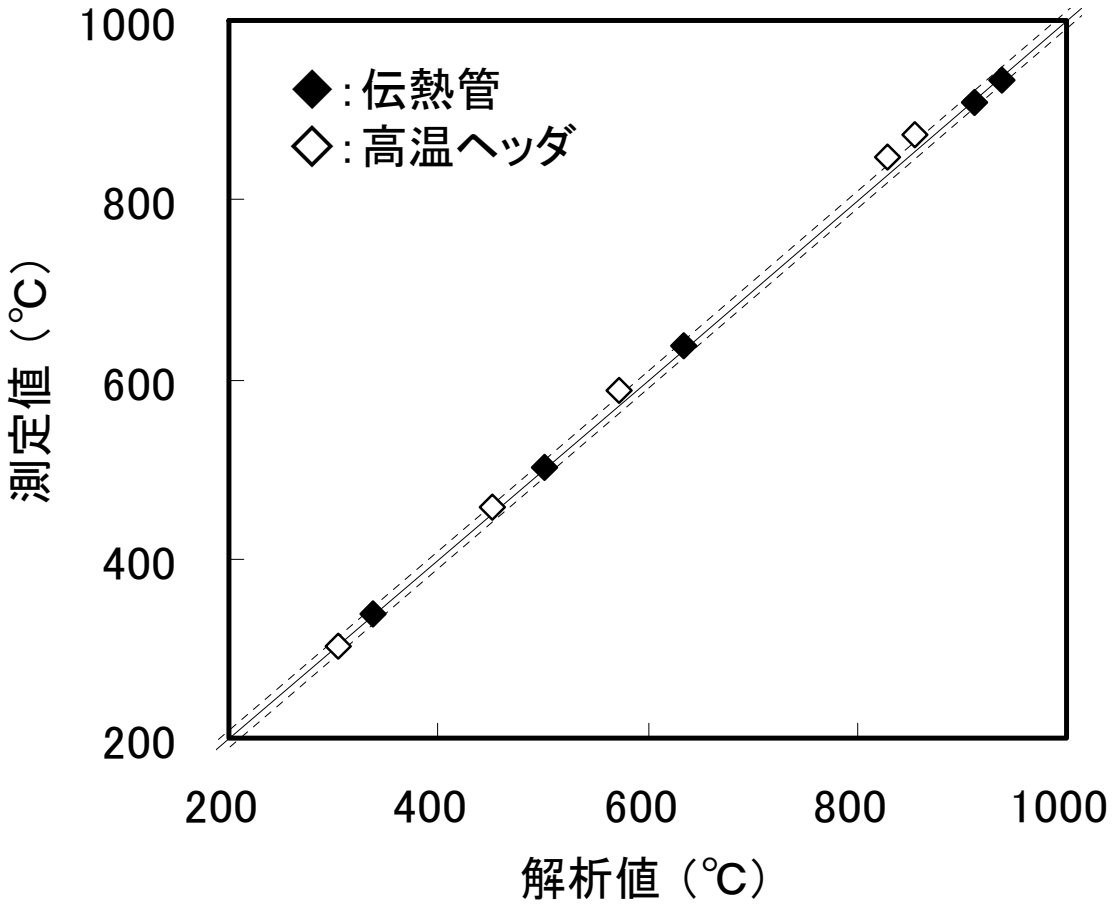


図 2.5.7　IHX 構造材温度に関する測定値と解析値の比較

2.6　炉内構造物の健全性

2.6.1　背景及び研究の目的

炉内構造物は、炉心を支持するための炉心支持黒鉛構造物と炉心支持鋼構造物、遮へい体等から構成される。炉内構造物は黒鉛ブロックの積層構造からなる炉心を外側から所定の位置に配置し、炉心重量を支持するとともに、炉内の 1 次冷却材の流量を適正に配分できる構造とする。さらに、中性子漏えい防止、熱遮へい、放射線遮へい等ができる構造とする。炉内構造物の概略構造図は図 1.1 に示したとおりである。炉心を直接支持する構造物には、核的特性が優れているとともに、高温における強度特性が安定している黒鉛材が使用されている。この黒鉛構造物を支持し、原子炉圧力容器に荷重を伝える構造物には、炉床部断熱層の設置及び炉心への戻り冷却材での冷却により約 500℃以下となるため、靭性及び材料強度の高い金属材料を使用している [1)]。

ここでは、炉内構造物のうち、炉心支持黒鉛構造物及び炉心支持鋼構造物の概要及び高温連続運転中の健全性評価結果について述べる。

2.6.2　炉内構造物の概要

炉心支持黒鉛構造物

炉心支持黒鉛構造物は固定反射体ブロック、高温プレナムブロック、サポートポスト及び炉床部断熱層等からなり、炉心を支持し、その荷重を原子炉圧力容器へ伝えるとともに、炉心を通過した 1 次冷却材を合流、混合させるための高温プレナムを形成する。炉心支持黒鉛構造物は、燃料体ブロック、制御棒案内ブロック及び可動反射体ブロック等の炉心黒鉛構造物を支持し、荷重を圧力容器に伝えるとともに熱遮へい等の機能を有している。図 2.6.1 に炉内構造物の説明図を示す。

固定反射体ブロックは多角形柱状の黒鉛ブロックであり、炉心及び炉床部構造物の配列を外側から保持し、かつ中性子の漏えい防止、放射線遮へい等の機能を有している。高温プレナムブロックは六角柱状の黒鉛ブロックであり、シール用ブロック及びキー結合用ブロックからなる 2 層構造で、炉心を支持する機能を有している。サポートポストは両端が球面になった黒鉛円柱で、高温プレナムブロックを介して炉心を支持するとともに高温プレナムを形成する機能を有しており、3 本で 1 個のキー結合用ブロックを支持している。炉床部断熱層は高温プレナムの下部にあって炉心を支持するとともに、炉心支持板等の鋼構造物の高温化を抑制するもので、六角柱状のプレナム下部ブロック、炭素ブロック及び下端ブロックの積層構造である。

炉心支持黒鉛構造物は、通常運転時又は運転時の異常な過渡変化時に、破損、配列のずれ、酸化による減肉及び強度低下、照射による想定外の変形等が生じることで、漏れ流れやカラム間の隙間の流れが増加し、温度が異常に上昇する恐れがある。そのため、HTTR では運転中の定期的な温度監視及び供用期間中検査として TV カメラを用いた目視検査及びサーベイランス試験による物性値の経年変化の測定を行うことにしている [2), 3)]。

炉心支持鋼構造物

炉心支持鋼構造物は、炉床部の下部に設ける炉心支持板、炉心支持格子、炉心支持黒鉛構造物の側部に設ける炉心拘束機構等から構成される。

炉心支持板は、炉心構成要素、炉心支持黒鉛構造物等の垂直荷重を直接支持する鋼製構造物で、黒鉛構造物の積層基準面を形成する鋼板と、この鋼板を炉心支持格子により支持するための支持板支持柱等から構成される。また、炉心支持板は１次冷却系出口間及び補助冷却系出口管が貫通し温度が高くなる内側中心支持板と内側周辺支持板及び外周支持板に大別できる。炉心支持格子は､炉心支持板からの荷重を支持するために､円周胴内に菱形格子梁を溶接組して、たわみ剛性及びねじれ剛性を高めた構造物であり、炉内構造物の重要をつば部にラジアルキー等で接続した支持金物を解して、原子炉圧力容器内の支持部に伝える。炉心拘束機構は原子炉圧力容器の内側にあって、隣接する固定反射体ブロック間の隙間を流れる１次冷却材の漏れ流れ量を抑制するために、固定反射体を周方向に緊縛するとともに、固定反射体を所定の位置に支持し、地震時の炉心及び炉内構造物の水平荷重を受け、水平方向変位に対して炉心を拘束する。

炉心支持鋼構造物は、炉床部断熱層の断熱性能の劣化又は炉心支持黒鉛構造物の破損、配列のずれ等による漏れ流れやカラム間の隙間の流れの増加により温度が異常に上昇する恐れがある。そのため、HTTR では運転中の定期的な温度監視を行うこととしている。

2.6.3　運転中の炉内構造物の挙動

炉内構造物の温度

高温連続運転中の炉心支持板(中心)及び固定反射体ブロック(外面 3 段目)の温度変化を例として図 2.6.2 に示す。また、平成 16 年の高温試験運転の鋼構造物と黒鉛構造物の温度測定値と高温連続運転中の温度測定値を比較して表 2.6.1 に示す。高温連続運転中の各構造物の温度変化は安定しており、また平成 16 年度と比較してほとんど変化していないことが分かった。以上より、黒鉛構造物は、破損や配列のずれ及び照射による想定外の変形等がなく、鋼構造物の高温化を防止する機能を維持していると判断できる。従って炉内構造物の温度変化は設計で想定している範囲内と考えられる。

以上、高温連続運転を通じて、炉内構造物の健全性が維持されていると判断でき、炉内構造物の健全性は、設計で想定している範囲内と考えられる。

2.6.4　HTTR の設計の評価

炉内構造物の設計方針は以下の通りである。

① 炉内構造物は､通常運転時､運転時の異常な過渡変化時に破損することがないように、必要な強度を有するとともに､地震時及び事故時にその機能を保持できるようにする。

② 炉心支持黒鉛構造物は、固定反射体ブロック間及び高温プレナムブロック間の隙間を流れる１次冷却材の漏れ流れ流量を制限し、炉心を十分冷却できるように１次冷却材の流量を配分できるようにする。また、炉心出口の冷却材を混合し、炉心から導き出す流路を形成できるようにする。

③ 炉心支持黒鉛構造物及び炉心鋼構造物は地震時の変位を考慮して、炉心構成要素の破損が生じないよう、機械的相互作用を制限できるようにする。また、炉心支持鋼構造物の冷却が可能なように、1 次冷却材の流量を配分できるようにする。

④ 遮へい体及び炉心支持黒鉛構造物は、原子炉圧力容器に対する中性子照射量を少なくし、使用材料の靭性の著しい低下を防止するとともに、放射化量を低減するようにする。

高温連続運転の結果、炉心支持黒鉛構造物の著しい酸化がなく、炉内構造物の温度変化も想定内であった。このことから、炉内構造物に破損はなく、必要な強度を維持していると考えられる。また、炉心を十分冷却するため、及び炉心支持鋼構造物を冷却するための 1 次冷却材の流量配分は適切であり、炉心から導き出される流路が形成されていると考えられる。以上のことから、高温連続運転において、設計方針①～③を満足しており、想定通りの結果であるといえる。設計方針④については、高温連続運転の結果からは判断することは不可能であり、今後原子炉圧力容器材料のサーベイランス試験等で確認する。

2.6.5 将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の設計への展開

将来型高温ガス炉（GTHTR300C）の設計においては、基本的に HTTR で行った設計方針を適用することができると考えられる。しかしながら、出力密度の向上、出口冷却材温度の高温化等の課題を解決するため、炉内構造物に金属を使用せず、代わりに炭素繊維強化型炭素複合材料(C/C 複合材料)を使用した炉内構造物の設計も検討されている。そのため、現在、設計に必要な C/C 複合材料の機械的・熱的データ及び照射データの取得が進められている。今後、高温連続運転で得られた HTTR 炉内構造物の酸化データ及び温度データを参考にして、新たな材料データを加え、C/C 複合材料を使用した炉内構造物の設計方針を作成する予定である。

参考文献

1) S.Saito, et. al, “Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR)”, JAERI 1332(1994).
2) 角田淳弥他、「高温工学試験研究炉(HTTR)内炉心支持黒鉛構造物の供用期間中検査装置の開発」、JAERI-Tech　2003-023(2003).
3) 角田淳弥他、「高温工学試験研究炉(HTTR)の炉心支持黒鉛構造物のサーベイランス試験のための基礎データ」、JAEA-Data/Code　2007-001(2007).

表 2.6.1　炉内構造物の温度

構造物の名称		計測温度　（℃）		備考
		高温連続運転	H16 年高温試験運転	
鋼	炉心拘束機構	384～393	386～394	制限 450℃　(11)
	炉心支持板（中心）	452	451	制限 530℃　(1)
	炉心支持板（周辺）	417～424	406～428	制限 505℃　(3)
黒鉛	固定反射体ブロック（内面）	411～528	413～532	(9)
	固定反射体ブロック（外面）	419～468	422～471	(9)
	高温プレナムブロック	733～747	739～752	(3)
	下端ブロック	445～451	444～452	(3)

注）　備考の制限は鋼構造物の最高使用温度である。また、(　　) 内の数字は計測点数を示す。

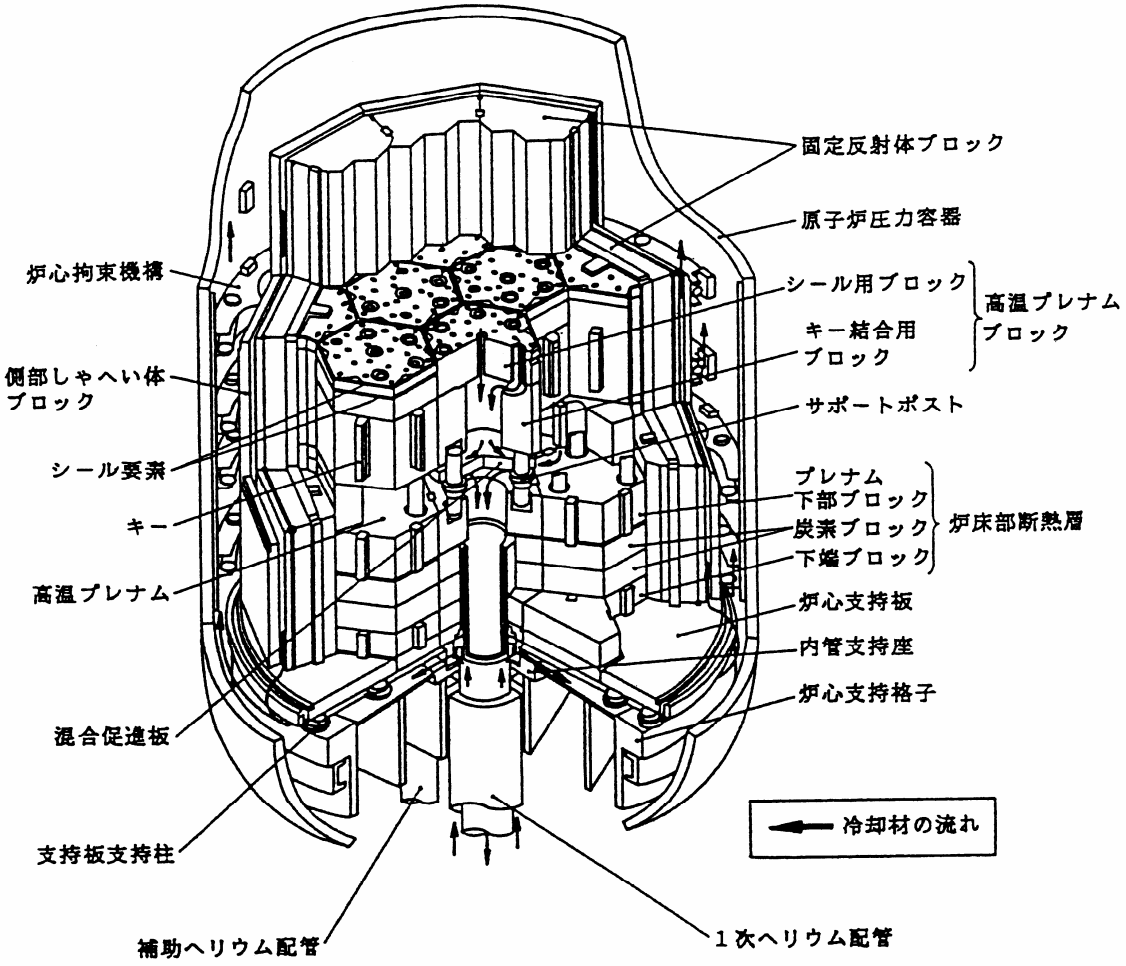


図 2.6.1　炉内構造物説明図

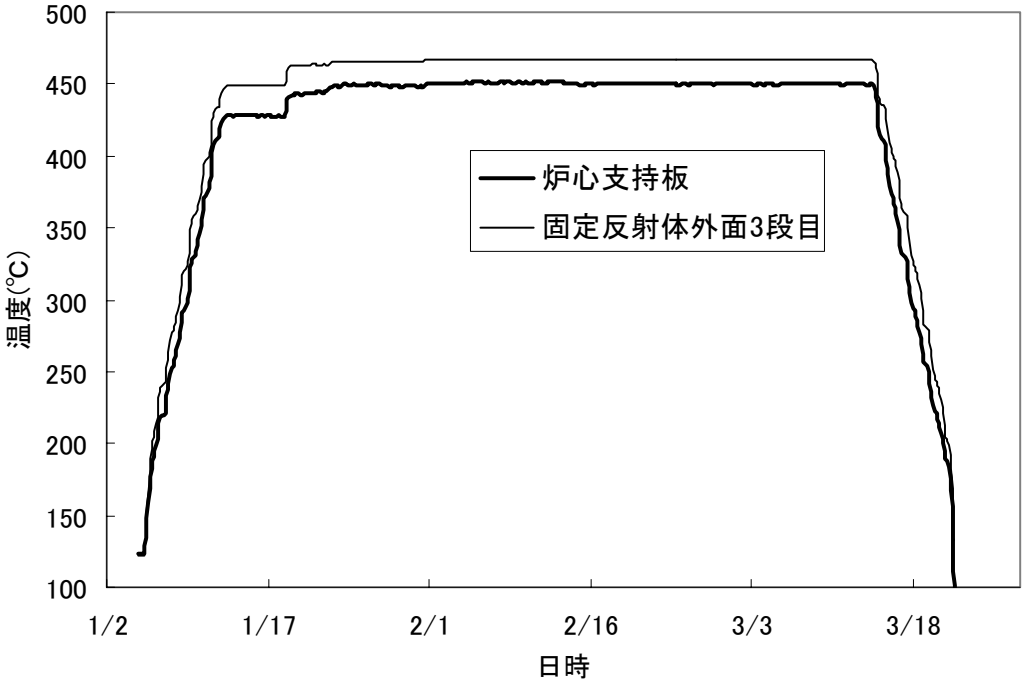


図 2.6.2　高温連続運転中の構造物温度変化例

3. まとめ

50 日間の高温連続運転に向けて、まず、30 日の定格（850℃）連続運転の前に、設備・機器等の懸案事項を抽出しその対策を立て改善・改良等を施した。次に、30 日の定格連続運転を実施し、その実績に基づいて、設備・機器等の懸案事項を抽出しその対策を立て改善・改良等を施した。また、HTTR 高温連続試験運転対策推進会議を設け、50 日に高温連続運転におけるリスクを検討・抽出し、リスク低減のための対策を講じた。

これらの取り組みにより、50 日間連続で安定して HTTR の運転を完了することができた。

この 50 日間の高温連続運転において、以下の研究開発成果が得られた。

- 制御棒による反応度制御では、制御棒挿入量を設計許容値の半分以下に抑えることができており、燃焼期間の延長につながる成果が得られた。
- 燃料被覆材の性能については、1 次冷却材中の FP 放出が極めて僅かで、高温ガス炉燃料として世界最高水準の品質を有していることを実証できた。これにより、耐圧機能を要しないコンファインメント形式の格納容器の設計が可能になる。併せて、ヘリウムガス 1 次冷却材が接する機器・設備の FP による汚染を少ないため、維持管理が簡易となり、経済性の向上につながる。
- 不純物管理では、いずれの不純物も十分に設計許容値未満を維持できており、高温機器の長寿命化につながるデータを取得できた。
- 中間熱交換器は、１次/２次ヘリウム冷却材の差圧や運転停止による温度履歴に起因するクリープ疲労損傷、伝熱劣化などを想定して設計された典型的な高温機器である。その性能は健全に保たれており、また、温度解析モデルが実用炉の設計に適用可能であることを確認できた。
- 炉心支持黒鉛構造物の著しい酸化がなく、炉内構造物の温度変化も想定内であった。このことから、炉内構造物に破損はなく、必要な強度を維持していることが確認できた。また、炉心を十分冷却するため、及び炉心支持鋼構造物を冷却するための 1 次冷却材の流量配分は適切であり、炉心から導き出される流路が形成されていることが確認できた。

以上のことから、本中期計画で目的とした高温ガス炉の技術基盤の確立が達成されたと考えられる。今後は、高温ガス炉水素製造システムの実現に向けて、利用性や限界性能を確認するため、HTTR を用いて負荷変動を模擬した試験、安全性実証試験等を行う。

謝　辞

試験の実施及び評価にあたり多大な助言を頂いた、原子力水素・熱利用研究センター 小川益郎センター長、日野竜太郎副センター長、國富一彦研究主席、国際共同試験研究グループ 沢和弘リーダー、小型炉設計開発グループ 橘幸男リーダー、高温工学試験研究炉部 小森芳廣部長、中澤利雄次長、伊与久達夫研究主席、藤本望研究主席、HTTR 技術課 西原哲夫課長、HTTR 計画課 水島俊彦課長、HTTR 運転管理課 篠崎正幸課長に深く感謝の意を表します。

HTTR における高温連続運転（HP-11）を安全かつ着実に進めることができたのは、原子炉の運転、放射線管理、工程管理等について HTTR 運転管理課の運転員の方々、HTTR 計画課の方々、HTTR 技術課の方々及び放射線管理課の方々の着実な業務の遂行によるものと思います。各部署の関係者に深く感謝いたします。

This is a blank page.

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
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表２．基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m^2
体積	立法メートル	m^3
速さ，速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s^2
波数	毎メートル	m^{-1}
密度，質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m^3
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m^2
比体積	立方メートル毎キログラム	m^3/kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m^2
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度[a]，濃度	モル毎立方メートル	mol/m^3
質量濃度	キログラム毎立法メートル	kg/m^3
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m^2
屈折率[b]	（数字の） 1	1
比透磁率[b]	（数字の） 1	1

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

表３．固有の名称と記号で表されるSI組立単位

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		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，放射束	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	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2}\ kg^{-1}\ s^3\ A^2$
磁束	ウエーバ	Wb	Vs	$m^2\ kg\ s^{-2}\ A^{-1}$
磁束密度	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]	℃		K
光束	ルーメン	lm	cd sr[c]	cd
照度	ルクス	lx	lm/m^2	$m^{-2}\ cd$
放射性核種の放射能[f]	ベクレル[d]	Bq		s^{-1}
吸収線量, 比エネルギー分与, 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（CI-2002）を参照。

表４．単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘度	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)	$m^2\ s^{-2}\ K^{-1}$
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	$m^2\ s^{-2}$
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	$m\ kg\ s^{-3}\ K^{-1}$
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m^3	$m^{-1}\ kg\ s^{-2}$
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	$m\ kg\ s^{-3}\ A^{-1}$
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m^3	$m^{-3}\ sA$
表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m^2	$m^{-2}\ sA$
電束密度，電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m^2	$m^{-2}\ sA$
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	$m^{-3}\ kg^{-1}\ s^4\ A^2$
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	$m\ kg\ s^{-2}\ A^{-2}$
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	$m^2\ kg\ s^{-2}\ mol^{-1}$
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	$m^2\ kg\ s^{-2}\ K^{-1}\ mol^{-1}$
照射線量（Ｘ線及びγ線）	クーロン毎キログラム	C/kg	$kg^{-1}\ sA$
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	$m^2\ s^{-3}$
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4\ m^{-2}\ kg\ s^{-3}=m^2\ kg\ s^{-3}$
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	$W/(m^2\ sr)$	$m^2\ m^{-2}\ kg\ s^{-3}=kg\ s^{-3}$
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m^3	$m^{-3}\ s^{-1}\ mol$

表５．SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10^{24}	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	1h =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	$1ha=1hm^2=10^4m^2$
リットル	L, l	$1L=1l=1dm^3=10^3cm^3=10^{-3}m^3$
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	$1eV=1.602\ 176\ 53(14)\times10^{-19}J$
ダルトン	Da	$1Da=1.660\ 538\ 86(28)\times10^{-27}kg$
統一原子質量単位	u	1u=1 Da
天文単位	ua	$1ua=1.495\ 978\ 706\ 91(6)\times10^{11}m$

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	$1\ bar=0.1MPa=100kPa=10^5Pa$
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
バーン	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	$1\ St\ =1cm^2\ s^{-1}=10^{-4}m^2\ s^{-1}$
スチルブ	sb	$1\ sb\ =1cd\ cm^{-2}=10^4cd\ m^{-2}$
フォト	ph	$1\ ph=1cd\ sr\ cm^{-2}\ 10^4lx$
ガル	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	$1\ Oe \triangleq (10^3/4\pi)A\ m^{-1}$

(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	$1\ Ci=3.7\times10^{10}Bq$
レントゲン	R	$1\ R = 2.58\times10^{-4}C/kg$
ラド	rad	$1\ rad=1cGy=10^{-2}Gy$
レム	rem	$1\ rem=1\ cSv=10^{-2}Sv$
ガンマ	γ	1 γ =1 nT=10-9T
フェルミ		1フェルミ=1 fm=10-15m
メートル系カラット		1メートル系カラット = 200 mg = 2×10-4kg
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリー	cal	1cal=4.1858J（「15℃」カロリー），4.1868J（「IT」カロリー）4.184J（「熱化学」カロリー）
ミクロン	μ	1 μ =1μm=10^{-6}m

（第8版，2006年改訂）

この印刷物は再生紙を使用しています