JAEA-Technology
2013-016

小型高温ガス炉の概念設計（IV）

ープラント設計及び技術的成立性評価ー

Conceptual Design of Small-sized HTGR System (IV)

-Plant Design and Technical Feasibility-

大橋 弘史　佐藤 博之　Xing L. Yan　角田 淳弥
野本 恭信　田澤 勇次郎　野口 弘喜　今井 良行
橘 幸男

Hirofumi OHASHI, Hiroyuki SATO, Xing L. YAN, Junya SUMITA
Yasunobu NOMOTO, Yujiro TAZAWA, Hiroki NOGUCHI, Yoshiyuki IMAI
and Yukio TACHIBANA

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

September 2013

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

JAEA-Technology

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, 2013

JAEA-Technology 2013-016

小型高温ガス炉の概念設計（Ⅳ）
－　プラント設計及び技術的成立性評価　－

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
大橋　弘史、佐藤　博之、Xing L. Yan、角田　淳弥、野本　恭信、
田澤　勇次郎、野口　弘喜、今井　良行、橘　幸男

(2013 年 3 月 29 日　受理)

原子力機構は、小型高温ガス炉システムの開発途上国等への 2020 年代以降の世界展開を目指し、蒸気タービンによる発電、工業プロセスへの高温蒸気、及び地域暖房への低温蒸気供給を目的とした小型高温ガス炉システムの商用 1 号機あるいは実証炉と位置づけられるリファレンスの原子炉として、原子炉熱出力 50 MWt の小型高温ガス炉システム（HTR50S）の概念設計を進めている。HTR50S は、原子炉出口温度 750°C で発電、蒸気供給、地域暖房を行うと共に、将来的に、中間熱交換器等を追設し、原子炉出口温度 900°C において 2 次系でガスタービン発電や熱化学法による水素製造の実証試験を行うものである。

本検討では、HTR50S のプラント設計として、原子炉出口温度 750°C で発電、蒸気供給、地域暖房を行うシステムを対象とした上で、原子炉出口温度 900°C への高温化及び中間熱交換器の追設を考慮に入れ、プラント基本仕様及び各設備の設計要件に基づき、炉内構造物、原子炉圧力容器、炉容器冷却設備、停止時冷却設備、中間熱交換器、蒸気発生器、ヘリウムガス循環機、二重管、蒸気発生器隔離及びドレン設備、原子炉格納容器、発電設備及び熱供給設備の概念設計、並びに配置概念検討を実施した。これらの結果、各設備共に設計目標を達成でき、小型高温ガス炉システムの概念設計の技術的成立性を示すことができた。本報は、小型高温ガス炉システムのプラント設計及び技術的成立性評価の結果について報告する。

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

JAEA-Technology 2013-016

Conceptual Design of Small-sized HTGR System (IV)
− Plant Design and Technical Feasibility −

Hirofumi OHASHI, Hiroyuki SATO, Xing L. YAN, Junya SUMITA, Yasunobu NOMOTO, Yujiro TAZAWA, Hiroki NOGUCHI, Yoshiyuki IMAI and Yukio TACHIBANA

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

(Received March 29, 2013)

Japan Atomic Energy Agency (JAEA) has started a conceptual design of a 50MWt small-sized high temperature gas cooled reactor (HTGR) for steam supply and electricity generation (HTR50S), which is a first-of-kind of the commercial plant or a demonstration plant of a small-sized HTGR system for steam supply to the industries and district heating and electricity generation by a steam turbine, to deploy in developing countries in the 2020s. HTR50S was designed for steam supply and electricity generation by the steam turbine with the reactor outlet temperature of 750°C as a reference plant configuration. On the other hand, the intermediate heat exchanger (IHX) will be installed in the primary loop to demonstrate the electricity generation by the helium gas turbine and hydrogen production by thermochemical water splitting by utilizing the secondary helium loop with the reactor outlet temperature of 900°C as a future plant configuration.

The plant design of HTR50S for the steam supply and electricity generation was performed based on the plant specification and the requirements for each system taking into account for the increase of the reactor outlet coolant temperature from 750°C to 900°C and the installation of IHX. The technical feasibility of HTR50S was confirmed because the designed systems (i.e., reactor internal components, reactor pressure vessel, vessel cooling system, shutdown cooling system, steam generator (SG), gas circulator, SG isolation and drainage system, reactor containment vessel, steam turbine and heat supply system) satisfies the design requirements. The conceptual plant layout was also determined. This paper provides the summary of the plan design and technical feasibility of HTR50S.

Keywords: Small-sized Reactor, HTGR, HTR50S, Plant Design

目　次

1.　緒言 ---------- 1
2.　基本仕様及びプラント概要 ---------- 3
　2.1　概要 ---------- 3
　2.2　原子炉本体 ---------- 3
　2.3　冷却設備の系統構成 ---------- 3
3.　炉内構造物設計 ---------- 8
　3.1　概要 ---------- 8
　3.2　設計方針 ---------- 8
　3.3　設計 ---------- 9
　3.4　まとめ ---------- 15
　3.5　基本設計にあたっての検討項目 ---------- 15
4.　原子炉圧力容器設計 ---------- 30
　4.1　概要 ---------- 30
　4.2　設計方針 ---------- 30
　4.3　設計 ---------- 31
　4.4　まとめ ---------- 32
　4.5　基本設計にあたっての検討項目 ---------- 32
5.　炉容器冷却設備設計 ---------- 35
　5.1　概要 ---------- 35
　5.2　設計方針 ---------- 35
　5.3　設計 ---------- 37
　5.4　まとめ ---------- 46
　5.5　基本設計にあたっての検討項目 ---------- 46
6.　停止時冷却設備設計 ---------- 57
　6.1　概要 ---------- 57
　6.2　設計方針 ---------- 57
　6.3　設計 ---------- 59
　6.4　まとめ ---------- 63
　6.5　基本設計にあたっての検討項目 ---------- 63
7.　中間熱交換器設計 ---------- 69
　7.1　概要 ---------- 69
　7.2　設計方針 ---------- 69
　7.3　設計 ---------- 70
　7.4　まとめ ---------- 74
　7.5　基本設計にあたっての検討項目 ---------- 75

8. 蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管設計 ---------- 90
8.1 概要 ---------- 90
8.2 設計方針 ---------- 90
8.3 設計 ---------- 92
8.4 まとめ ---------- 96
8.5 基本設計にあたっての検討項目 ---------- 96
9. 蒸気発生器隔離及びドレン設備設計 ---------- 105
9.1 概要 ---------- 105
9.2 設計方針 ---------- 105
9.3 設計 ---------- 106
9.4 まとめ ---------- 113
9.5 基本設計にあたっての検討項目 ---------- 113
10. 原子炉格納容器設計 ---------- 123
10.1 概要 ---------- 123
10.2 設計方針 ---------- 123
10.3 設計 ---------- 125
10.4 まとめ ---------- 130
10.5 基本設計にあたっての検討項目 ---------- 130
11. 発電設備及び熱供給設備設計 ---------- 136
11.1 概要 ---------- 136
11.2 設計方針 ---------- 136
11.3 設計 ---------- 137
11.4 まとめ ---------- 142
12. 配置概念検討 ---------- 153
12.1 概要 ---------- 153
12.2 設計方針 ---------- 153
12.3 設計検討 ---------- 154
12.4 まとめ ---------- 156
13. 技術的成立性評価 ---------- 168
14. 結言 ---------- 172
謝辞 ---------- 174
参考文献 ---------- 175

Contents

1. Introduction ---- 1
2. Major specification and plant outline ---- 3
2.1 Outline ---- 3
2.2 Reactor ---- 3
2.3 Reactor cooling system ---- 3
3. Design of reactor core components ---- 8
3.1 Outline ---- 8
3.2 Design policy ---- 8
3.3 Design ---- 9
3.4 Summary ---- 15
3.5 Design items in the basic design ---- 15
4. Design of reactor pressure vessel ---- 30
4.1 Outline ---- 30
4.2 Design policy ---- 30
4.3 Design ---- 31
4.4 Summary ---- 32
4.5 Design items in the basic design ---- 32
5. Design of vessel cooling system ---- 35
5.1 Outline ---- 35
5.2 Design policy ---- 35
5.3 Design ---- 37
5.4 Summary ---- 46
5.5 Design items in the basic design ---- 46
6. Design of shutdown cooling system ---- 57
6.1 Outline ---- 57
6.2 Design policy ---- 57
6.3 Design ---- 59
6.4 Summary ---- 63
6.5 Design items in the basic design ---- 63
7. Design of intermediate heat exchanger ---- 69
7.1 Outline ---- 69
7.2 Design policy ---- 69
7.3 Design ---- 70
7.4 Summary ---- 74
7.5 Design items in the basic design ---- 75

8. Design of steam generator, helium gas circulator and concentric hot gas duct ------- 90
8.1 Outline ---------- 90
8.2 Design policy ---------- 90
8.3 Design ---------- 92
8.4 Summary ---------- 96
8.5 Design items in the basic design ---------- 96
9. Design of steam generator isolation and drain system ---------- 105
9.1 Outline ---------- 105
9.2 Design policy ---------- 105
9.3 Design ---------- 106
9.4 Summary ---------- 113
9.5 Design items in the basic design ---------- 113
10. Design of reactor containment vessel ---------- 123
10.1 Outline ---------- 123
10.2 Design policy ---------- 123
10.3 Design ---------- 125
10.4 Summary ---------- 130
10.5 Design items in the basic design ---------- 130
11. Design of power generation system and heat supply system ---------- 136
11.1 Outline ---------- 136
11.2 Design policy ---------- 136
11.3 Design ---------- 137
11.4 Summary ---------- 142
12. Design of plant layout ---------- 153
12.1 Outline ---------- 153
12.2 Design policy ---------- 153
12.3 Design ---------- 154
12.4 Summary ---------- 156
13. Technical feasibility assessment ---------- 168
14. Conclusion ---------- 172
Acknowlegement ---------- 174
References ---------- 175

1. 緒言

原子力は、発電過程において二酸化炭素を排出しないゼロ・エミッション電源である。このため、世界的に、開発途上国でのエネルギー需要の急速な増大が見込まれる中、原子力発電の推進に関心を示す国が増加している。

原子力発電は、スケールメリットによる発電価格低減の追求により、1950 年代の商用展開以降、60 MWe から 1600 MWe 以上へと大型化が図られてきた。その一方で、以下のような観点から中小型炉開発に対する気運が世界的に高まっている [1)]。

- 国際的なエネルギー需要の増加予想の背景には、開発途上国における人口増加及び経済発展があるが、開発途上国は一般的にインフラが未整備で、電力網の規模が小さい。このため、小容量の中小型炉 [注 1)] は、これらの開発途上国のエネルギー事情に合致すると考えられる。
- 多くの開発途上国は、投資能力に限界がある。このため、開発途上国への原子力発電の導入にあたっては、中小型炉が唯一の選択肢になると考えられる。
- 先進国においては、電力自由化によって中小型炉が提供可能な発電及び熱利用の柔軟性が要求される。特に、中小型炉のモジュール化による設計は、徐々に増加する設備容量増大に対応することが可能であり、投資の分散、及び財政的リスクを低減できる。
- 海水淡水化のような短期的な利用に加え、水素製造、石炭ガス化、及びプロセス熱利用のような長期的な非発電分野への利用が期待できる。
- 新規技術を一挙に大規模展開することは困難と考えられる。最終目標である広範囲な展開に向けて、小型の原型炉からの習熟が必要と考えられる。

中小型炉の一つである高温ガス炉は、燃料にセラミックスを被覆材とした高耐熱性の被覆粒子燃料、炉内構造物に黒鉛、冷却材にヘリウムガスを用いることにより、1000°C 近い高温の核熱を炉外に取り出すことが可能な原子炉である。これにより、高効率水素製造、高効率ガスタービン発電、高温熱利用、ガスタービン発電の廃熱を利用した地域暖房、海水淡水化等の多目的利用が可能な特長を有している。

また、燃料は、核分裂生成物の放散の開始までに非常な高温（約 1600°C）に耐えることができ、更に、炉の熱容量が大きく、かつ出力密度が低いため、炉心の冷却能力喪失事故に対する温度上昇が緩やかであり、受動的原子炉停止及び受動的崩壊熱除去が可能である。

この安全性の特長により、工学的安全設備の簡素化を図ることができ、経済性にも優れた原子炉である。

高温ガス炉は、1960 年代以降、英国、独国、米国、日本、及び中国で合計 7 基の実験炉、原型炉、あるいは、試験研究炉の建設、運転が行われてきた。近年は、第四世代原子炉の 1 炉型である超高温ガス炉として注目を浴び、世界各国で研究開発が進められている。

カザフスタンにおいては、2011 年 6 月に原子力に係る国家発展プログラムが布告され、この中に、カザフスタン高温ガス炉（KHTR）の建設計画が記載されている。KHTR は、地方都市への

注[1] IAEA による定義；小型炉：～300 MWe、中型炉：300 ～700 MWe

電力と熱供給、原子炉技術の導入による技術・関連産業の育成等を目的とした、原子炉熱出力50MWt の高温ガス炉で、2020 年代前半の運転開始を目指している。日本原子力研究開発機構（以下、「原子力機構」と呼ぶ。）は、2007 年のカザフスタン国立原子力センター（NNC）からの技術支援の要請を受け、「原子力研究開発における将来の協力のための NNC と原子力機構との間の覚書」を締結し、KHTR 開発に係る協力を進めてきた。

一方、原子力機構は、我が国初となる高温ガス炉、HTTR[2]（High Temperature Engineering Test Reactor：高温工学試験研究炉）を有しており、旧原研時代の 2004 年に世界ではじめて 950°C の高温の冷却材（ヘリウムガス）を原子炉圧力容器の外に取り出すことに成功し[3]、その後は各種の運転を通して、商用炉に向けた貴重なデータの蓄積を行っている。更に、2030 年代以降に商用展開する高温ガス炉システムとして、ガスタービン発電を行う高温ガス炉ガスタービン発電システム（GTHTR300）[4]、及び水素製造とガスタービン発電を行う電力水素併産型高温ガス炉システム（GTHTR300C）[5]の設計を行ってきた。

原子力機構は、小型高温ガス炉システムの開発途上国等への 2020 年代以降の展開を目指し、HTTR 及び GTHTR300 設計をベースとして、蒸気タービンによる発電、工業プロセスへの高温蒸気、及び地域暖房への低温蒸気供給を目的とした小型高温ガス炉システムの概念設計を実施している。本研究では、実証炉と位置づけられる原子炉として、原子炉熱出力 50MWt で、発電、蒸気供給、地域暖房を行うと共に、後段のフェーズで、中間熱交換器等を追設し、2 次系でガスタービン発電や熱化学法による水素製造の実証試験を行う小型高温ガス炉システム（HTR50S）の概念設計を進めており、これまで、基本仕様の検討及び系統設計[6]、核設計[7]、炉心熱流動設計[8]を行ってきた。これに続き、HTTR から追加となる設備、及び HTTR から大きく仕様が変更となる設備について、概念設計を実施すると共に、配置概念の検討を行った。

本報は、HTR50S の設備設計及び配置概念検討、並びに HTR50S の概念設計に関する技術的成立性評価をまとめたものである。まず、第 2 章において、基本仕様及びプラント概要について述べ、第 3 章以降において、炉内構造物設計、原子炉圧力容器設計、炉容器冷却設備設計、停止時冷却設備設計、中間熱交換器設計、蒸気発生器及びヘリウムガス循環機設計、蒸気発生器隔離及びドレン設備設計、原子炉格納容器設計、発電設備及び熱供給設備設計、第 12 章で配置概念検討結果を示し、第 13 章で炉心核熱設計を含む概念設計全体の技術的成立性を評価する。

2. 基本仕様及びプラント概要

2.1 概要

HTR50S は熱出力 50MW、原子炉入口冷却材温度 325°C、原子炉出口冷却材温度 750°C で発電、及び地域暖房、もしくは蒸気供給を行う小型高温ガス炉システムである。HTR50S の設計思想は、HTTR をベースに、極力、研究開発要素を排除した設計としながらも、HTTR の試験・運転で得られた知見及び GTHTR300 設計の成果を活用することで、商用化に向けた性能向上を図りながら高い先進性をもつ原子炉とすることである。これに基づき定めた基本仕様を Table 2-1 に示す。また、本システムでは、将来的には原子炉出口温度の高温化（900°C）と中間熱交換器（IHX）の追設により、2 次系でガスタービン発電や熱化学法による水素製造の実証試験を行うシステムも検討している（以下、「後段のフェーズ」と呼ぶ)。

本プラント設計では、原子炉出口冷却材温度 750°C において発電、蒸気供給、地域暖房を行うシステムを対象とする一方、後段のフェーズにおける原子炉出口冷却材温度の 900°C への高温化及び中間熱交換器の追設を考慮して設計することを基本方針とする。

2.2 原子炉本体

HTR50S の炉心領域は、六角柱状の黒鉛ブロックを積み重ねたカラムの集合体であり、燃料カラム 30 カラム、制御棒案内カラム 13 カラム、可動反射体 18 カラムの計 61 カラムにより構成される。炉心の概要を Fig. 2-1 に示す。燃料カラムの燃料体段数は、燃料交換時に燃料体の同一カラム内のシャッフリングを行う場合を想定し、偶数の 6 段としている。燃料体 1 体の寸法については HTTR と同じである。HTTR の燃料構造を Fig. 2-2 に示す。炉心領域を取り囲む炉心支持黒鉛構造物、炉心支持鋼構造物等については、HTTR の設計で得た知見に加えて、HTR50S で採用する 1 次系機器のサイド・バイ・サイド配置、異常状態における原子炉圧力容器等の温度上昇緩和のための原子炉圧力容器内部への上鏡シュラウドの設置を考慮して設計する。

2.3 冷却設備の系統構成

HTR50S の冷却設備系統図を Fig. 2-3 に示す。原子炉の冷却設備は、通常運転時に原子炉を冷却する 1 次冷却設備、通常停止時及び 1 次系内の圧力が保たれた状態での原子炉スクラム後に炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去する停止時冷却設備（SCS)、並びに、運転時の異常な過渡変化時及び事故時に崩壊熱及び残留熱を除去する炉容器冷却設備（VCS）から成る。

1 次冷却設備には蒸気発生器を配置し、原子炉で発生した熱を蒸気として取り出し、蒸気タービン発電設備や地域暖房等へ熱を供給する熱供給設備で使用する。また、小型高温ガス炉システムの後段のフェーズとして、原子炉冷却材出口温度を 900°C とする炉心を採用した場合には、原子炉圧力容器と蒸気発生器（SG）の間に IHX を追設し、2 次側の高温ヘリウムを利用したガスタービン発電､高温蒸気供給あるいは水素製造施設での熱利用が可能なシステムも検討している。この場合の冷却設備系統図を Fig. 2-4 に示す。

1 次冷却設備の主要機器となる原子炉圧力容器、IHX（後段のフェーズ）及び SG の配置につ

いては、GTHTR300 設計の成果を活かし、高温配管を極力短くするためにサイド・バイ・サイド配置を基本とする。

停止時冷却設備は、GTHTR300 の設計で得た知見に基づき、原子炉圧力容器下部にヘリウム循環機及びヘリウム冷却器を設置する一体型方式とする。崩壊熱及び残留熱の除去は、安全上は炉容器冷却設備のみにより炉心を冷却することが可能であるため、停止時冷却設備は安全上必須な設備ではなく、燃料交換や保守点検あるいは異常時の原因究明等のために炉心を速やかに冷却する目的で設置する。

炉容器冷却設備は、HTTR と同様に工学的安全施設の機能を有する設備であり、受動的安全性を志向し受動的冷却方式を採用する。原子炉圧力容器からの放熱は、原子炉圧力容器室の壁面に設けた水冷管パネルを介して、自然循環水冷却方式により最終ヒートシンクとなる自然通風方式の空気冷却器まで導かれ、大気に放散される。

HTR50S では蒸気発生器を設けているが、伝熱管破損が万一発生した場合には、2 次側の水・蒸気が 1 次系内に多量に侵入することを防止する必要がある。このために、蒸気発生器隔離弁及びドレン設備を設ける。蒸気発生器隔離弁は安全機能を有する機器として設計し、ドレン設備は財産保護の観点から、1 次系への水侵入量抑制のために設ける。

Table 2-1　Major specification of HTR50S

項　目	内　容
原子炉熱出力	50 MWt
冷却材	ヘリウムガス
原子炉入口／出口温度	325 °C／750 °C 325 °C／900 °C　（後段のフェーズ）
１次冷却材	22.3 kg/s 16.5 kg/s　（後段のフェーズ）
１次冷却材圧力	4 MPa
炉心構造材	黒鉛
炉心有効高さ	3.48 m　（580 mm×6 段）
炉心等価直径	2.3 m
出力密度	3.5 MW/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	20 wt%未満
燃料体形式	ブロック型
原子炉圧力容器	鋼製（軽水炉用低合金鋼）
主冷却回路数	１ループ（蒸気発生器） （後段のフェーズで中間熱交換器を追設）
原子炉圧力容器と蒸気発生器の配置	横出配管によるサイド・バイ・サイド配置
蒸気温度（蒸気発生器出口）	538 °C
蒸気圧力（蒸気発生器出口）	12.5 MPa
用途	発電、蒸気供給、及び地域暖房、水素製造（後段のフェーズ）

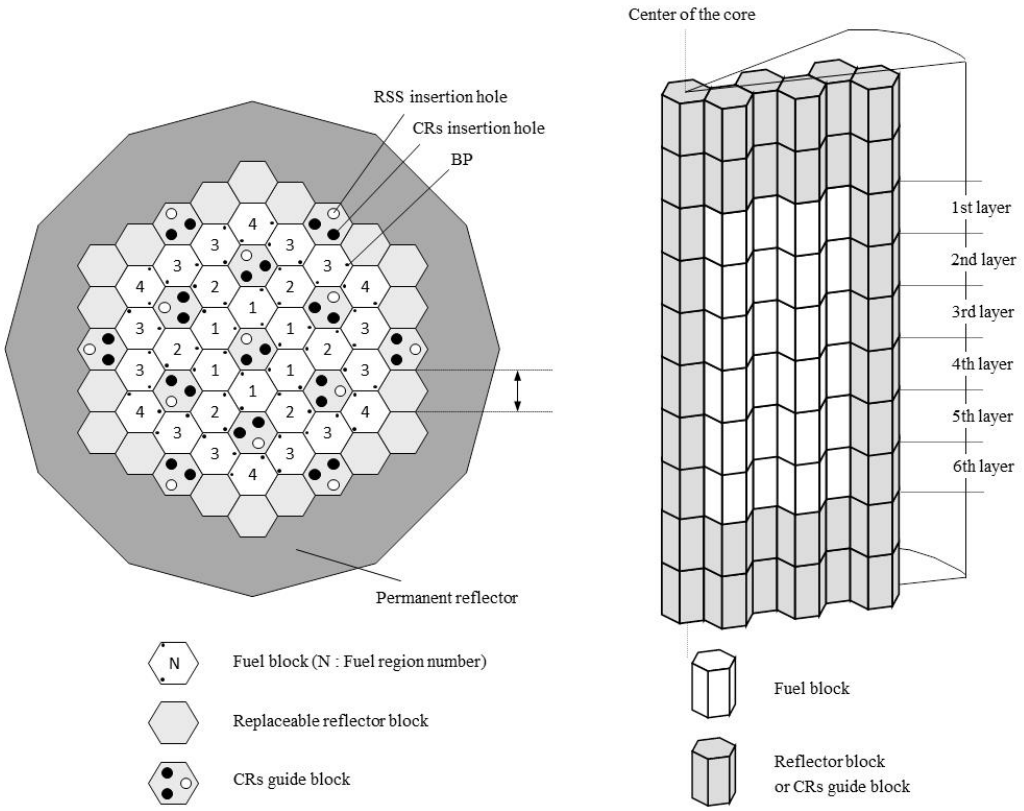


Fig. 2-1　Horizontal sectional view of HTR50S core

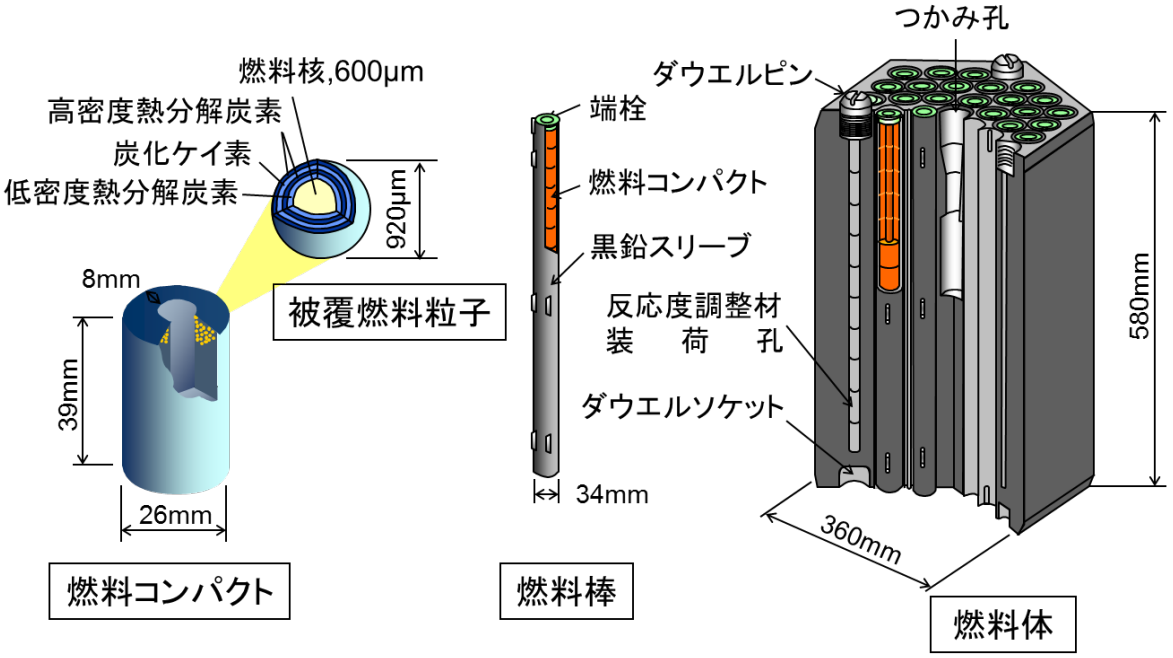


Fig. 2-2　Configuration of the HTTR fuel

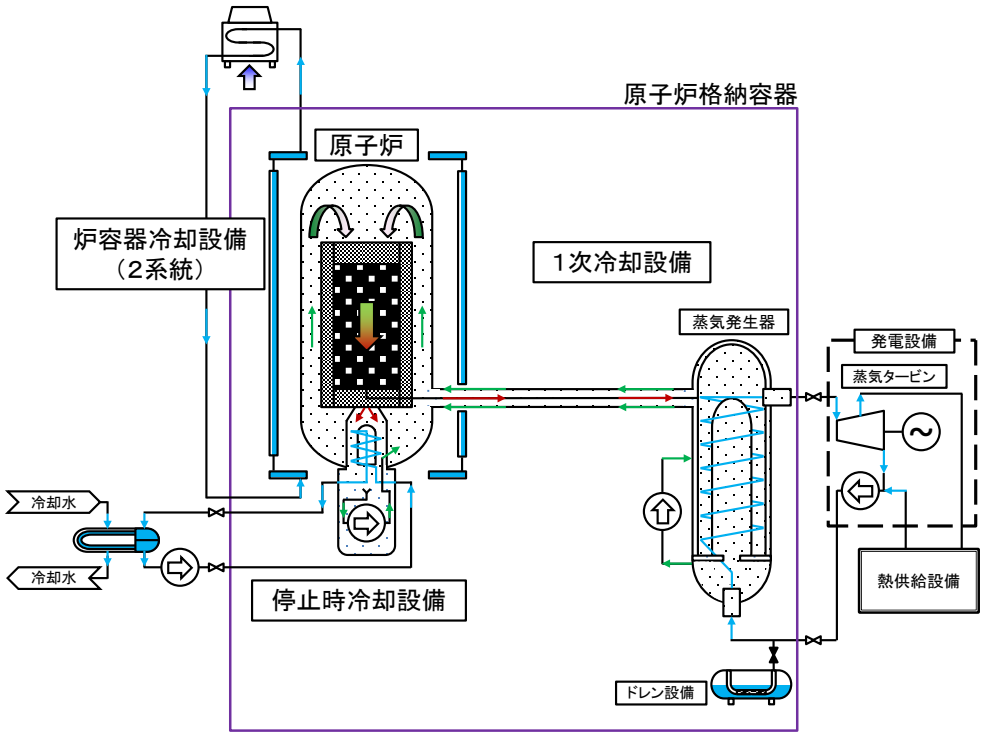


Fig. 2-3　Flow diagram of HTR50S

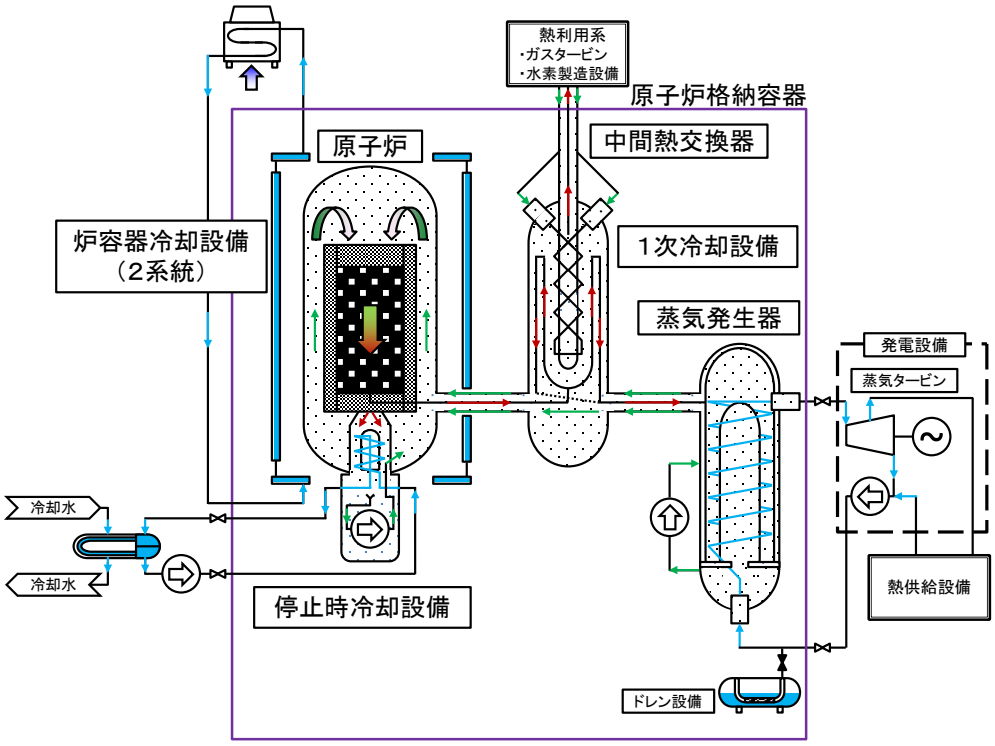


Fig. 2-4　Flow diagram of HTR50S (Future Plan)

3. 炉内構造物設計

3.1 概要

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共に、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。更に、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。

HTR50S では、第 4 章で後述するように物量削減の観点から、原子炉圧力容器材料を HTTR で使用した材料から変更するため、運転時の異常な過渡変化時における原子炉圧力容器の制限温度が特に低くなる。一方、停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化を目指しているが、この場合、全ての異常状態において強制循環冷却喪失となるため、炉心から自然対流で上昇する高温の 1 次冷却材による原子炉圧力容器の加熱が懸念され、特に、商用電源喪失等の運転時の異常な過渡変化時における原子炉圧力容器の昇温防止が課題となる。これに対して、原子炉圧力容器上部プレナム空間に上鏡シュラウドを設置すると共に、炉側部冷却材流路構造を HTTR から変更した。更に、制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅を適正化することで隙間での吹き出し冷却材量を減少させた結果、原子炉圧力容器最高温度は制限温度を満足し、成立性を確認した。これにより、停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化の見通しが得られた。

3.2 設計方針

3.2.1 課題と解決策

HTR50S では、停止時冷却設備を非「工学的安全施設」とする設計方針である。このため、強制循環冷却方式の残留熱除去系である補助冷却設備を工学的安全施設とし、運転時の異常な過渡変化、及び原子炉冷却材圧力バウンダリが健全な状態の事故における原子炉スクラム時に強制循環冷却による炉心冷却を行っていた HTTR とは異なり、HTR50S の安全評価では、これらの異常状態時に強制循環冷却が期待できない。すなわち、安全評価上は、全ての異常状態において強制循環冷却喪失となる。この際、炉心から自然対流で上昇する高温の 1 次冷却材による原子炉圧力容器の昇温が懸念される。HTTR においては、原子炉圧力容器上鏡部に熱遮へい板を設置する等の対策により、強制循環冷却喪失時においても、原子炉圧力容器温度は制限温度を超えないことが評価されている[2)]。一方、HTR50S では、第 4 章に示すように、物量削減を目的として原子炉圧力容器材を HTTR で使用した 2 1/4Cr-1Mo 鋼から軽水炉の原子炉圧力容器に使用されている圧力容器用調質型マンガンモリブデン鋼（Mn-Mo 鋼）へ変更する。この材料変更に伴い、原子炉圧力容器の制限温度は、事故時が 550°C から 540°C への低下であるのに対し、運転時の異常な過渡変化時では 500°C から 425°C へと比較的大きく低下する。このように、停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化にあたり、商用電源喪失等の運転時の異常な過渡変化時における原子炉圧力容器温度の昇温防止が課題となる。これに対し、原子炉圧力容器上部プレナム空間への上鏡シュラウドの設置により、強制循環冷却喪失時に炉内で自然対流が発生しても高温の 1 次冷却材による原子炉圧力容器の加熱を防止すると共に、炉側部冷却材流路について、通常運転時の原子炉入口からの上昇流を側部遮へい体の内側のみとする構造への変更により、異常時の初期状

態である通常運転時における原子炉圧力容器温度を低く保ち、強制循環冷却喪失時における原子炉圧力容器最高温度の低減を図る。

3.2.2　設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

炉内構造物の機能に係わる基本方針は、以下のとおりとする。

- HTTR と同等の冷却材炉心有効流量割合（90%程度）を達成するために金属製炉心拘束機構を設置
- 1 次系二重管配管のノズルを横出し配管構造とするサイド・バイ・サイド配置

(2) 構造上の要求事項

炉内構造物の構造設計に係わる基本方針は、以下のとおりとする。

- 炉心側部固定反射体は HTTR とほぼ同程度の径方向厚さを確保（固定反射体対面間距離 HTTR：4250 mm）
- 圧力容器高さは上部プレナム空間が HTTR と同じ燃料交換方式を採用できるように設定
- 原子炉入口冷却材が原子炉圧力容器胴部及び上鏡に接触しない流路構造

3.2.3　使用条件

炉出力	: 50 MWt
冷却材	: ヘリウム　4 MPa、原子炉入口 325°C、原子炉出口 750°C /900°C
炉心構成	: 燃料ブロック　30 カラム×6 段　（Fig. 3-1　炉心カラム配置）
横出し配管	: 外管内径 φ1038 mm、内管外径 φ864 mm、内管内径 φ590 mm

3.2.4　HTTR との相違点

熱出力 30 MW から 50 MW への増加、燃料ブロック段数を 5 段から 6 段へ増加、原子炉圧力容器材の 2 1/4Cr-1Mo 鋼から高強度 Mn-Mo 鋼への変更、1 次系二重管配管のノズルを底部から側面へ変更、及び受動冷却に対応することである。

3.3　設計

3.3.1　設計内容

強制循環冷却喪失時における炉心から自然対流で上昇する高温の 1 次冷却材による原子炉圧力容器の昇温防止をねらいとして、炉内構造物の構造等を検討した。以下に検討した結果を示す。

(1)　冷却材流路構造

サイド・バイ・サイド配置である横出し配管は、中心軸が高温プレナム空間の高さ中央と一致するレベルで取り付ける。横出し配管の内管を周方向に固定反射体 1 体で収めるため、内管挿入部先端外径を φ710 mm 程度にする。横出し配管全長に渡って内管外径を φ710 mm 程度にすると定格運転時の二重管の圧力損失が 5 kPa 程度増加するだけでなく、流速が HTTR に比べて 80

m/s 程度と大幅に増加する。これまでこのような高流速の実績がないため、IHX、SG 流入部への影響等の検討が新たに必要である。従って、現状の知見では、内管の固定反射体挿入部のみ外径をφ710 mm 程度に縮小する構造とする。

入口冷却材（325°C）は、横出し配管外管から原子炉圧力容器内に流入するが、直接炉側部を上昇せず、下部コアバレルと原子炉圧力容器の間をいったん原子炉圧力容器下鏡内に下降して炉心支持板下面を水平方向に冷却して流れ、炉側部の上昇流路にいたる。強制循環冷却喪失時の炉心からの自然対流高温冷却材による原子炉圧力容器の昇温防止と最高温度を抑えるため、初期の定格運転時温度をできるだけ低温に保つことを目的として、炉側部上昇流路は側部遮へい体の内側のみとする構造とする。具体的な炉側部上昇流路構造は炉心支持板下面外周に閉止リングを付け側部遮へい体の外側への冷却材の流入を防止すると共に、炉心支持板下面の水平流路から固定反射体と側部遮へい体の間の流路に通じる冷却材孔を設ける。また、原子炉圧力容器内面に冷却材が流れ込まないように炉心支持板上面の外縁部では側部遮へい体と炉心支持板の隙間を作らず、隣接する側部遮へい体間も継ぎ目シール構造により大量のバイパス流れが側部遮へい体外側に生じないように考慮する。炉側部を上昇した冷却材は、下降流となって炉心を冷却し高温プレナムに集められ、高温プレナム空間に直結している横出し配管内管から圧力容器外へ取出される。

(2)　上鏡シュラウドの設置

原子炉圧力容器の上部プレナム空間構造を HTTR と同様とした場合、強制循環冷却喪失時には炉心から自然対流で上昇する高温冷却材で加熱されることが懸念される。そこで冷却材による熱伝達及び炉心ブロック上面からのふく射による原子炉圧力容器の昇温を防止するために上鏡シュラウドを設置する。上鏡シュラウドは側部遮へい体の上端に設置し、側部遮へい体と一体となって原子炉圧力容器胴部から上鏡にかけて冷却材が原子炉圧力容器内面と直接熱伝達しないようにする。また、上鏡シュラウド自体も炭素等の低い熱伝導率の材料で構成して断熱性を持たせる。また、制御棒案内管の貫通部は、原子炉圧力容器上鏡の局部的加熱を抑えるために隙間幅を狭める対策が必要であり、スリーブを設ける等の流量制限対策をとる。

この他、HTTR の炉内構造物から以下の設計変更を行った。

(3)　炉内構造物支持構造

炉心ブロックも含め炉内黒鉛構造物は下部コアバレルに収容され、下部コアバレルは横出し配管の直上レベルで原子炉圧力容器内側に全周にわたって設けられたリブで支持される。また、炉内構造物の水平方向の変位は固定反射体各段に設置されたレストレイントリングを介して原子炉圧力容器内面に設置されたラジアルキーにより制限される。炉内黒鉛構造物は外周を固定反射体で取り囲み、さらに固定反射体全段を金属製炉心拘束機構で締め付け集合化する。

固定反射体最下段の炉心拘束機構は、HTTR と同様に炉床部コアバレル底板（炉心支持板）との摩擦力に打勝って固定反射体ブロックを押付けて隙間が生じないようにするだけの締付力（約 80 kN）が要求される。この締付力を確保するため、応力緩和分を補償して初期に 160 kN 以上の締付力（バンド張力 310kN）を負荷しておくが、拘束バンド 1 段では拘束バンドの強度が足り

ず（引張材 SNB16 : 許容応力 140 MPa に対して発生応力 200 MPa、圧縮材 SUS316 : 許容応力 40 MPa に対して発生応力 70 MPa）、拘束バンドを 2 段にする。

(4)　炉床部固定反射体外径の縮小

下部コアバレル（厚さ 50 mm）を設けて原子炉圧力容器内面に幅 100 mm 程度の流路を追加したために、そのまま原子炉圧力容器内に収めようとすると原子炉圧力容器内径は HTTR に比べて 5500 mm から 5800 mm に拡大してしまう。そこで、下部コアバレルが設置される炉床部の固定反射体厚さを 150 mm 縮小（固定反射体対面間距離 4250→3950 mm）して原子炉圧力容器内径が HTTR と同じ 5500 mm に収まるようにした。炉床部固定反射体、特に高温プレナムブロックレベルは HTTR においても既にキー溝等に地震時に許容応力の 2/3 程度の高い引張応力が生じており、炉床部固定反射体は厚さを削減することにより発生応力が増加し HTTR で採用した PGX 黒鉛では強度設計が厳しくなるため、IG-11 黒鉛（あるいは IG-43 等の等方性高強度黒鉛）の採用を考える。ただし、IG-11 黒鉛は製造上限寸法の制限（最小厚さ 600 mm 以内）があるが、固定反射体の周方向分割を細分化（18 分割）することにより IG-11 黒鉛で構成することが可能となる。炉床部固定反射体を細分化する（12→18 分割）と隣接固定反射体ブロック間ギャップが 5 割増えるが、炉心拘束機構によりバイパス流を十分に抑えているため、炉心有効流量割合の低下は問題とならない。

(5)　停止時冷却設備を圧力容器下鏡部に設置

停止時冷却設備の炉内熱交換器（外径 1100 mm、長さ 2300 mm）と循環機ユニット（外径 1300 mm）を原子炉圧力容器下鏡部に設定し、内管の外径をφ320 mm（HTTR 補助冷却設備と同等）に縮小して高温プレナム下部の中央のブロックへ挿入する。

(6)上部遮へい体の材料変更

炉心流量配分評価により、SUS よりも小さな熱膨張率を有する黒鉛とする必要があり、材料を変更する。具体的な構造は、今後、詳細化する。

炉内構造物の概略構造図を Fig. 3-2 に示す。また、主要機器の仕様を Table 3-1 に示す。

3.3.2　評価

(1)　目的

本評価では、上鏡シュラウドの設置等により原子炉圧力容器温度が制限温度以下に保たれることを確認することを目的として、原子炉上部を対象とした熱流動解析を実施する。

(2)　評価対象事象

原子炉圧力容器材料の変更、及び停止時冷却設備の非工学的安全施設化に伴い、原子炉圧力容器温度の成立性が懸念される運転時の異常な過渡変化時の強制循環冷却喪失を評価対象事象とする。

(3) 判断基準

原子炉圧力容器に使用する Mn-Mo 鋼（SA508/533）に対する ASME Section III, Division 5 における原子炉圧力容器の温度制限から、今回の評価対象事象である運転時の異常な過渡変化時における原子炉圧力容器の制限温度を暫定的に 425°C 以下とする。

(4) 解析方法

原子炉上部にモデル化対象を限定した 30°セクターの 3 次元熱流動解析を行い、原子炉圧力容器温度を評価する。解析コードは汎用流体解析コード FLUENTv13.0 を使用する。また、3 次元熱流動解析の炉上部モデルの下端に設定する炉心ブロック温度や炉心から上昇する高温冷却材の温度、流量等の境界条件は、別途、流路要素を使用した原子炉全体 3 次元伝熱解析を実施し、この解析結果から設定する。伝熱解析の解析コードは汎用構造解析コード ANSYSv13.0 を使用する。

(5) 解析モデル

1) 原子炉全体伝熱解析（境界条件設定用）

原子炉全体伝熱解析モデルを Fig. 3-3 及び Fig. 3-4 に示す。

2) 炉上部熱流動解析

上部プレナム空間には制御棒案内管が多数直立しており、冷却材の流れに対して障害物としての影響を与える。そこで、解析モデルは制御棒案内管も考慮するために 3 次元 30°セクターモデルとする。ただし、計算時間を節約するためにモデル化対象は燃料ブロック上から 3 段目下端より上に限定する。解析モデルを Fig. 3-5 に示す。モデルの特徴は以下の通りである。

- 燃料ブロック上から 3 段目下端から上をモデル化する。
- 燃料カラムのブロックは流路面積が等価な 7 個の冷却材孔を設け、1 次冷却材を流せるようにする。
- 原子炉圧力容器内の 1 次冷却材は側部遮へい体とそれに接続する上鏡シュラウドにより内外に仕切られ、冷却材は内側の流路を流れる。上鏡シュラウドと制御棒案内管の間隙は流路としてモデル化する。
- 上鏡シュラウドは一定厚さ（40 mm）でモデル化し、外側の枠組み（ステンレス鋼）及び内側の断熱材（炭素材）の断熱性能は等価熱伝導率で設定する。
- 制御棒案内管は障害物として、円筒でモデル化する。案内管の熱伝導率は管内部の空間を考慮し、鋼材の 0.3 倍とする。
- 原子炉圧力容器上鏡に設置されるスタンドパイプは、内部に制御棒案内管が挿入された円筒としてモデル化する。また、上部パネルより上の部分は、中実円柱とし断熱とする。
- 上部遮へい体上面から上鏡シュラウド下面へのふく射は、形態係数をモデル形状から数値計算する DO（Discrete Ordinate）法により解析する。上鏡シュラウド上面から圧力容器上鏡内面、固定反射体から側部遮へい体内面、及び側部遮へい体・レストレイントリングから原子炉圧力容器内面へのふく射も同様に DO 法により解析する。
- 炉容器冷却設備パネルは薄板としてモデル化し、原子炉圧力容器外面とのふく射は DO 法

により解析する。原子炉圧力容器と炉容器冷却設備パネル間の空間は流体領域として大気空気の自然対流を計算する。

(6) 解析条件

1) 原子炉全体伝熱解析（境界条件設定用）

(a) 発熱条件

原子炉の初期定格の熱出力は 50 MW とする。炉心の発熱分布は、原子炉出口温度 900°C における燃料ブロックの下段にピークがでる燃焼初期（0 日）の分布を用い、燃料ブロック毎に発熱密度を与える。崩壊熱減衰割合は無限照射条件の Shure 式で計算する。

(b) 冷却材条件

初期定格における冷却材条件を以下に示す。

・冷却材： ヘリウム

・圧力 ： 4 MPa

・温度 ： 原子炉入口：325°C、 原子炉出口：700°C 及び 900°C

・バイパス流路条件

並行平板間流路の熱伝達式・圧力損失式を適用

炉心カラム間ギャップ： 流路幅 2 mm

固定反射体内外面間： 固定反射体ブロックの稜線の面取りにより生じる 3 × 3 mm の流路

側部遮へい体内外面間： 側部遮へい体ブロック継ぎ目に生じる幅 1 mm の流路

また、強制循環冷却喪失に対する非定常解析では、本評価での対象事象が、運転時の異常な過渡変化時であるため、1 次冷却設備二重管内管破損事故に相当する 1 次冷却材流路の原子炉圧力容器入口及び出口からの 1 次冷却材の流入及び流出は考慮しない。

(c) 物性値

各領域の材料物性値（熱伝導率・密度・比熱）は基本的にノミナルベースの値を使う。炉心ブロック（燃料ブロック・可動反射体ブロック・制御棒案内ブロック）の黒鉛の熱伝導率は炉心外側の鋼構造物の温度を保守側（高温側）に評価するため、中性子未照射材の値を使用する。

炉容器冷却設備の反射板付き側部水冷管パネルは、反射板によるふく射効果を考慮した等価熱伝導率を設定し、一枚板として解析モデル化した。ふく射率は以下の値とした。

・炉心ブロック表面、固定反射体ブロック表面： 0.8

・側部遮へい体内外面： 0.6

・原子炉圧力容器内面： 0.6

・原子炉圧力容器外面、水冷管パネル表面： 0.8

・上鏡シュラウド内外面： 0.6

・炉床部コアバレル内外面： 0.6

2) 炉上部熱流動解析

炉心燃料ブロック 3 段目の下面での温度は、原子炉全体伝熱解析結果より事故時に最も高温となる時点の温度分布を指定し、炉容器冷却設備パネルの外面は 40°C 一定とする。また、上部パネルより上方のスタンドパイプ外表面は断熱とする。

今回の解析で、圧力容器上鏡の温度に影響を与える解析条件として、上鏡シュラウドと制御棒案内管の間隙幅をパラメータとして解析を行う。上鏡シュラウドを貫通する制御棒案内管とのクリアランスから漏入る冷却材の流入量は間隙幅に依存し、炉心ブロック上面からのふく射も間隙を通じて上鏡シュラウドに入射する。間隙幅を現実的な範囲（数十 mm）で変えて解析する。

(7) 解析結果

1) 原子炉全体伝熱解析（境界条件設定用）

強制循環冷却喪失時の非定常解析結果として、炉心カラムごとの上昇流量の時間変化を Fig. 3-6（原子炉出口温度 750°C）及び Fig. 3-7（原子炉出口温度 900°C)、炉上部熱流動解析モデル下端である燃料ブロック上から 3 段目下端における冷却材温度の時間変化を Fig. 3-8（原子炉出口温度 750°C）及び Fig. 3-9（原子炉出口温度 900°C）に示す。上昇流量を見ると、原子炉出口温度 750°C、900°C 共に強制循環冷却喪失時には炉心配置の内側の燃料カラム（F2、F3）で上昇流が生じ 3 時間後くらいに最大流量に達し、その後は緩やかに減少する。流量はカラムあたり 1-2g/s 程度であり、上昇する冷却材温度は 2-3 時間後にピークとなり、定格運転時に原子炉出口温度 750°C の場合で 850°C、原子炉出口温度 900°C の場合で 950°C である。一方、炉心配置の最外側の燃料カラム（F7、F10）では下降流となる。制御棒カラムでも内側カラムで上昇し外側カラムで下降する傾向であるが流量は少ない。

2) 炉上部熱流動解析

強制循環冷却喪失時の解析条件を設定して定常解析を行った。炉心燃料ブロック 3 段目の下面での 1 次冷却材の境界条件は、原子炉全体伝熱解析結果より、燃料カラムのみ自然対流で上昇する流量と温度を指定した。具体的には全燃料カラムにカラムあたり 2g/s、温度 850°C（原子炉出口温度 750°C)、950°C（原子炉出口温度 900°C）の上昇流量を設定した。原子炉出口温度 750°C 及び原子炉出口温度 900°C の境界条件を Fig. 3-10 及び Fig. 3-11 に示す。上鏡シュラウドは厚さ 40 mm の炭素（10 W/m/K）としてモデル化し、貫通する制御棒案内管との隙間を閉止した場合と間隙幅を最大 50 mm まで変えて解析を行った。

制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅と原子炉圧力容器上鏡最高温度の関係を Fig. 3-12 に示す。間隙幅を狭めることにより原子炉圧力容器上鏡温度を抑えることができる。原子炉出口温度 900°C 炉心では原子炉出口温度 750°C 炉心に比べて、20°C～30°C 程度、圧力容器上鏡温度温度が高くなる傾向が見られる。制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅を適切に制限すれば強制循環冷却喪失時の圧力容器上鏡温度を原子炉圧力容器の制限温度以下に抑えられる見通しがある。原子炉圧力容器温度に対して厳しい条件となる原子炉出口温度 900°C 炉心の場合においても、Fig. 3-12 より間隙幅を 50 mm 以下にすれば強制循環冷却喪失時においても原子炉圧力容器上鏡温度を制限温度（425°C）以下に抑えることができる。ここで、制御棒案内管と上鏡シュラウド

の間隙幅を制限するには制御棒案内管を吊下げている原子炉圧力容器上鏡の製造・据付誤差や上鏡シュラウドを支持する炉内構造物（側部遮へい体）及び制御棒案内管が設置する炉心ブロック上面の製造・据付誤差等を管理する必要があるが、HTTR での据付管理実績が目標値 45.1 mm に対し、41.7 mm であったことから、同様の据付管理を行えば、上鏡シュラウドの貫通部の隙間は 30～40 mm 程度とすることが十分可能と考えられる。

3.4　まとめ

炉内構造物の概念設計では、原子炉圧力容器材料の HTTR での使用材料からの変更、及び停止時冷却設備の非工学的安全施設化に伴う、運転時の異常な過渡変化時における炉心から自然対流で上昇する高温の 1 次冷却材による原子炉圧力容器の昇温という課題に対し、炉側部冷却材流路について上昇流を側部遮へい体の内側のみとする構造への変更、上鏡シュラウドの設置と共に、制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅を適正化することで隙間での吹き出し冷却材量を減少させた結果、原子炉圧力容器最高温度は判断基準を満足し、成立性を確認した。これにより、停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化の見通しが得られた。

3.5　基本設計にあたっての検討項目

基本設計時には、以下の項目についてより詳細な検討を進めることが必要と考えられる。

(1)横出し配管周辺の炉構造

横出し横出し配管は高温プレナム空間から高温冷却材を取出すために固定反射体・側部遮へい体を貫通して取り付けられる。そのため、基本設計時には以下を検討することが必要である。

1) 定反射体と横出し配管内管の干渉防止構造

固定反射体は黒鉛製であり、挿入される横出し配管内管と接触すると破損することが懸念される。従って熱膨張、及び地震による変位を想定してクリアランス（隙間）を適切に設定することが必要である。

2) 入口/出口冷却材のシール構造

上記の要請によりクリアランスを設定すると、炉側部の固定反射体と側部遮へい体間を流れる入口冷却材が固定反射体と横出し配管内管の隙間を通じて高温プレナム側へ流れ込む。このバイパス流れを防止するために、熱膨張、及び地震により形状寸法が変化する隙間に対応できるシール構造とすることが必要である。

3) 固定反射体の積上げ構造

横出し配管が挿入される部分は固定反射体が欠損するために固定反射体の支持構造を検討する。固定反射体は単に上下に積上げるだけでなく、各段に炉心拘束機構で周方向を確実に締め付けられる構造でなければならないため 3 次元的な構造を検討することが必要である。

(2) 炉側部上昇流路構造

原子炉圧力容器をできるだけ低温に保つために、炉側部の流路は側部遮へい体の内側に限定する構造としている。一方、炉心拘束機構を採用するためにコアバレルを使用して完全に流路を内側に限定することができず、側部遮へい体を継ぎ合わせる構造で側部遮へい体の外側空間を構成する。このため、継ぎ目では完全なシールはできないので、ある程度のバイパス流れが側部遮へい体の外側に生じることが考えられる。このバイパス流れの原子炉圧力容器温度に与える影響を検討することが必要である。

(3) 上鏡シュラウド断熱構造

1) 上鏡シュラウド断熱性能の検討

上鏡シュラウドは主に強制循環冷却喪失時に原子炉圧力容器の昇熱を防止する機能を担っている。上鏡シュラウドに必要な断熱性能やその構造について検討することが必要である。

2) 制御棒案内管貫通部の隙間構造

上鏡シュラウドと制御棒案内管貫通部の隙間からの上昇流による圧力容器上鏡の局所的加熱を防止するために、隙間幅を制限する必要がある。要求される隙間幅制限に応じてスリーブにするなど隙間構造を検討することが必要である。

Table 3-1　Specification of reactor internals (1/2)

構造物		基本仕様	材料
炉心構成要素	燃料ブロック	六角柱：360 mm×H580 mm、冷却孔：33×φ41 mm、30 カラム×6 段 ＝ 180 個	黒鉛 IG-110
	上部可動反射体ブロック（燃料カラム）	六角柱：360 mm×H580 mm、冷却孔：33×φ23 mm、30 カラム×2 段 ＝ 60 個	黒鉛 IG-110
	下部可動反射体ブロック（燃料カラム）	六角柱：360 mm×H580 mm、冷却孔：33×φ23 mm、30 カラム×2 段 ＝ 60 個	黒鉛 IG-110
	側部可動反射体ブロック	六角柱：360 mm×H580 mm、18 カラム×10 段 ＝ 180 個	黒鉛 IG-110
	制御棒案内ブロック（制御棒挿入レベル）	六角柱：360 mm×H580 mm、挿入孔：3×φ120 mm、13 カラム×8 段 ＝ 104 個	黒鉛 IG-110
	制御棒案内ブロック（下部２段）	六角柱：360 mm×H580 mm、挿入孔：2×φ120 mm(9 段)、挿入孔無し（10 段）、13 カラム×2 段＝26 個	黒鉛 IG-110
炉心支持黒鉛構造物	シール用高温プレナムブロック	六角柱：955 mm×H230 mm、7 個×1 段 ＝ 7 個（冷却孔：1×φ50 mm+6×φ80 mm1 個、2×φ50 mm+4×φ80 mm6 個）	黒鉛 IG-110
	キー結合用高温プレナムブロック	六角柱：955 mm×H670 mm、7 個×1 段 ＝ 7 個（冷却孔：φ350 mm 1 個、φ290 mm 6 個）	黒鉛 IG-110
	サポートポスト	円柱（球面端）φ150 mm×H600 mm×21 個	黒鉛 IG-110
	プレナム下部ブロック	六角柱：955 mm×H350 mm、7 個	黒鉛 IG-110
	断熱ブロック	六角柱：955 mm×H375 mm、7 個×2 段 = 14 個	炭素
	下端ブロック	六角柱：955 mm×H200 mm、7 個	黒鉛 IG-110
	固定反射体（炉心側部）	対面間距離 4250 mm、H6100 mm（850 mm 6 段、1000mm 1 段）	黒鉛 PGX
	固定反射体（炉床部）	対面間距離 3950 mm、H2600 mm（1100 mm 1 段、1500mm 1 段）	黒鉛 IG-11

Table 3-1　Specification of reactor internals(2/2)

構造物		基本仕様	材料	備考
炉心支持鋼構造物	上部遮へい体	黒鉛部分 六角柱：360 mm×H150 mm、冷却孔：33×φ23（燃料カラム）、冷却孔：3×φ120（制御棒カラム）61 カラム×1 段 ＝ 61 個	黒鉛 IG-11	内部空間高さ 30 mm を加えて、合計高さは 300 mm で、HTTR と同じ。
		B4C 部分 六角柱：360 mm×H120 mm、61 カラム×1 段 ＝ 61 個	B4C 黒鉛	
	側部遮へい体	B4C 部分 外径 4450 mm×t50 mm×H6100 mm、4150 mm×t50 mm×H2600 mm	B4C 黒鉛	
		SUS 部分 外径 4530 mm×t40 mm×H6100 mm、4230 mm×t40 mm×H2600 mm	SUS316	
	炉心拘束機構	ﾊﾞﾝﾄﾞ：外径 160 mm、ﾊﾞﾝﾄﾞ支え：t60 mm×2 層/段、ﾚｽﾄﾚｲﾝﾄﾘﾝｸﾞ：t30 mm×2 層/段　全 9 段	SUS316	ﾊﾞﾝﾄﾞ/ﾊﾞﾝﾄﾞ支え/ﾚｽﾄﾚｲﾝﾄﾘﾝｸﾞ
	炉床部コアバレル胴	外径 5400 mm×H3300 mm×t50 mm	SUS316	
	炉心支持板	外径 4300 mm×t90 mm	SUS316	
	上鏡シュラウド	外径 4450 mm×H10 mm	SUS316	必要な断熱性能は今後検討するため、現状では、枠板のみ考慮

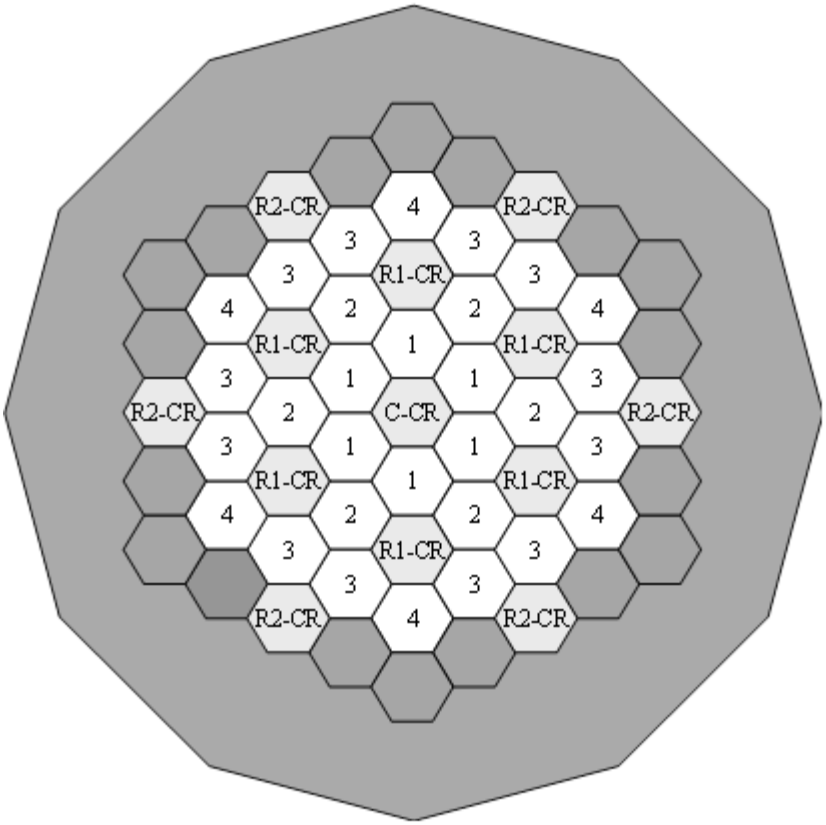


Fig. 3-1　Horizontal arrangement of the core

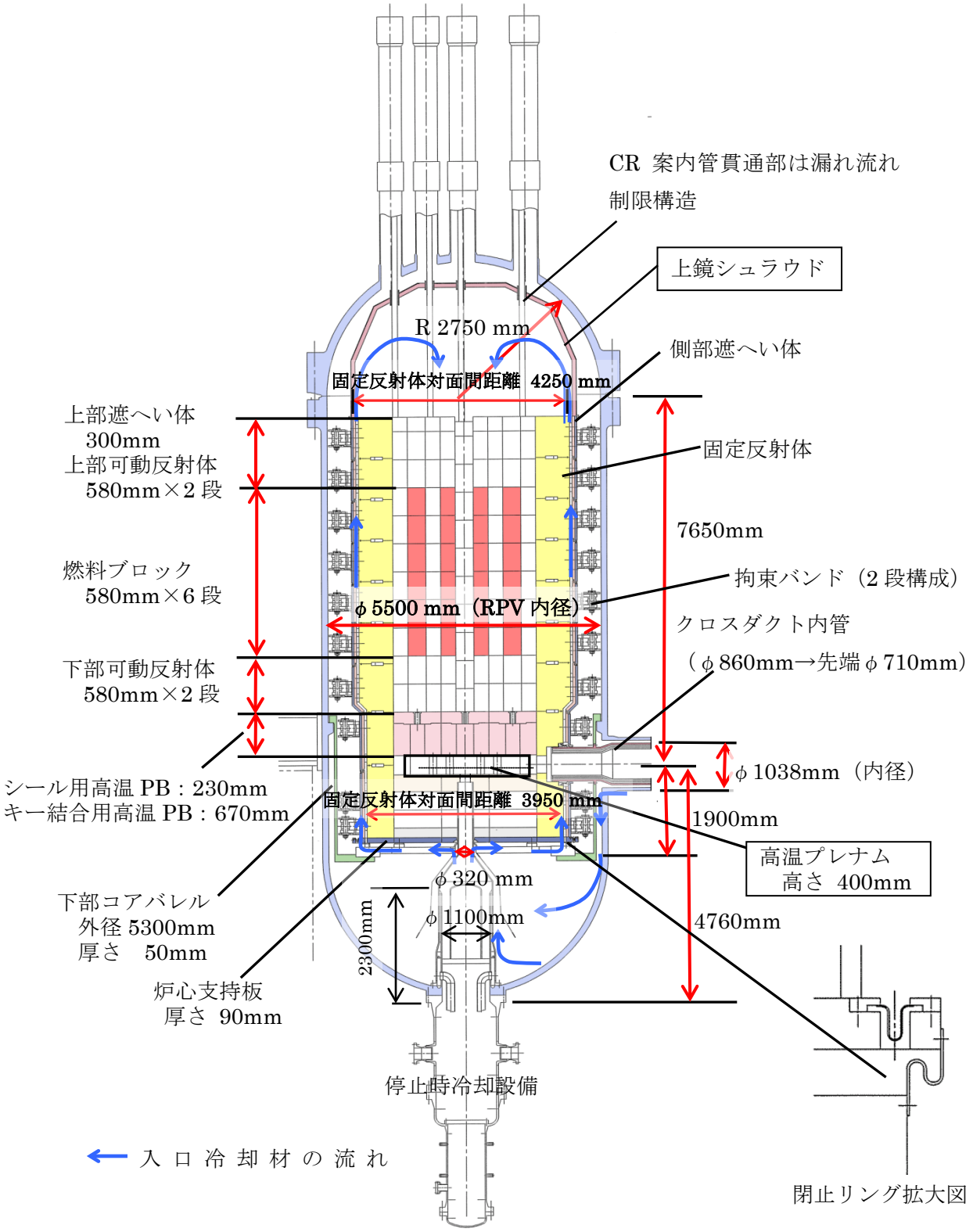


Fig. 3-2 Detail design structure of reactor core components and reactor internals

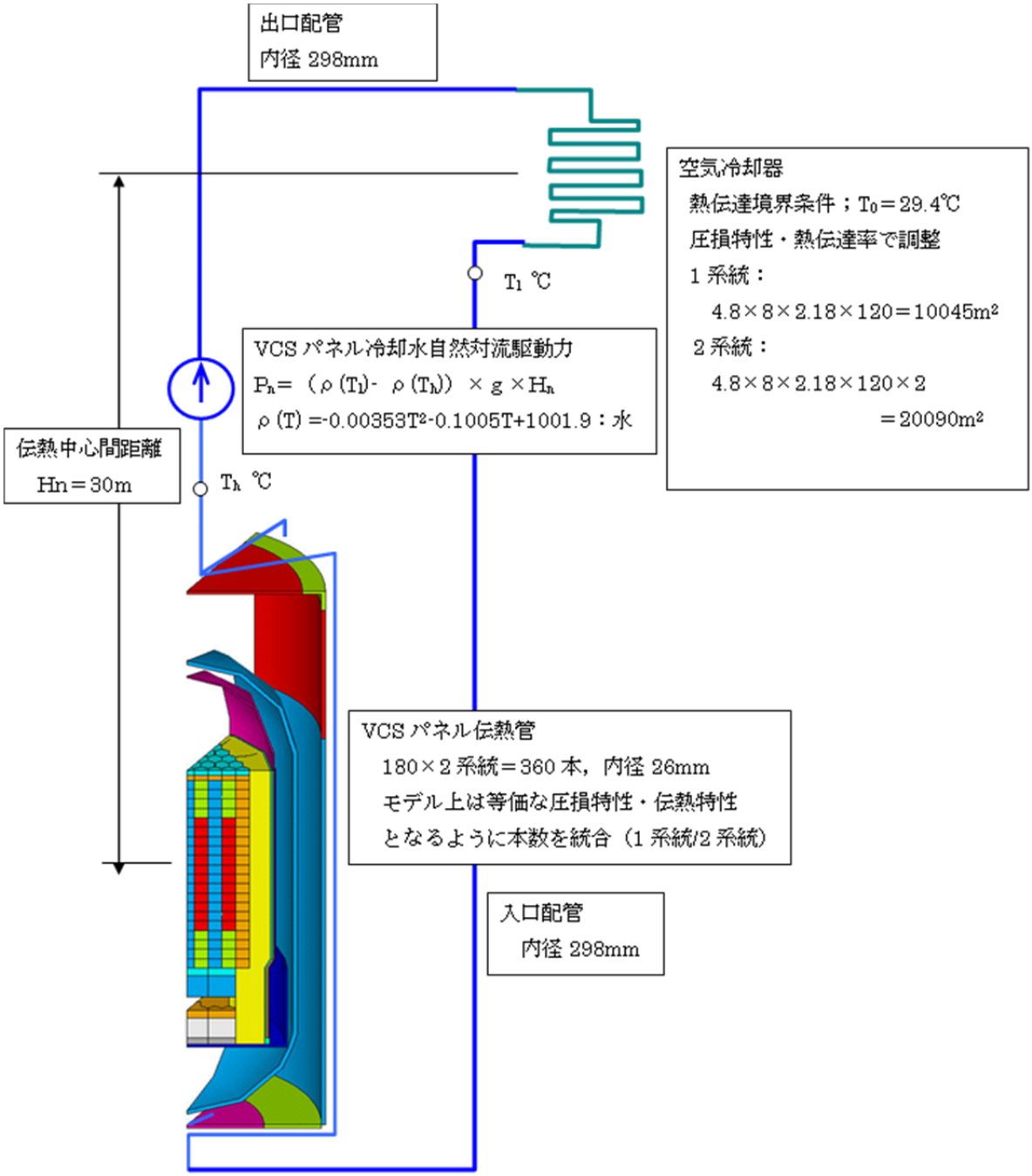


Fig. 3-3　Analytical model for thermal analysis of reactor pressure vessel and vessel cooling system

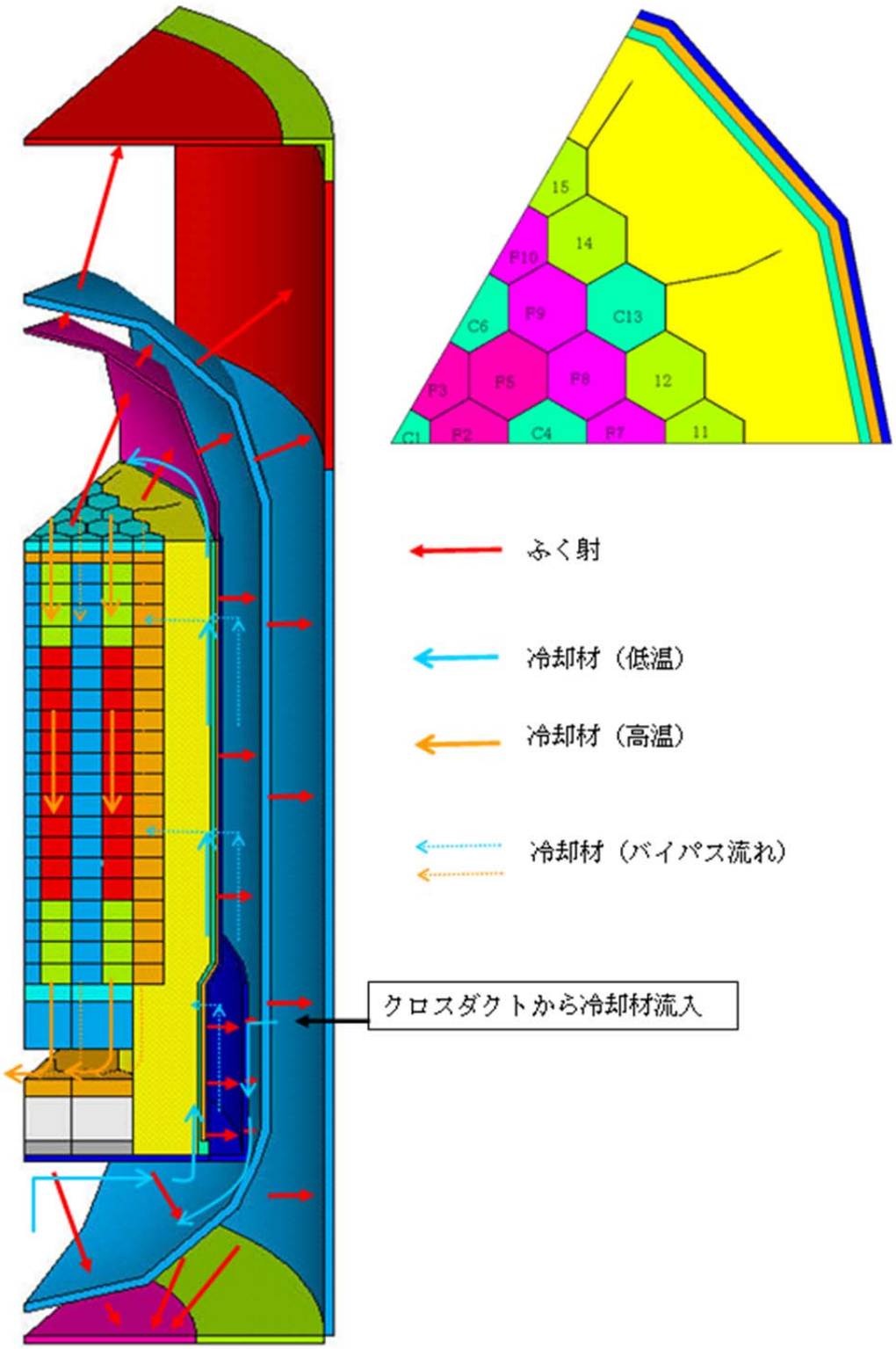


Fig. 3-4　Heat and coolant flow pass at normal operation

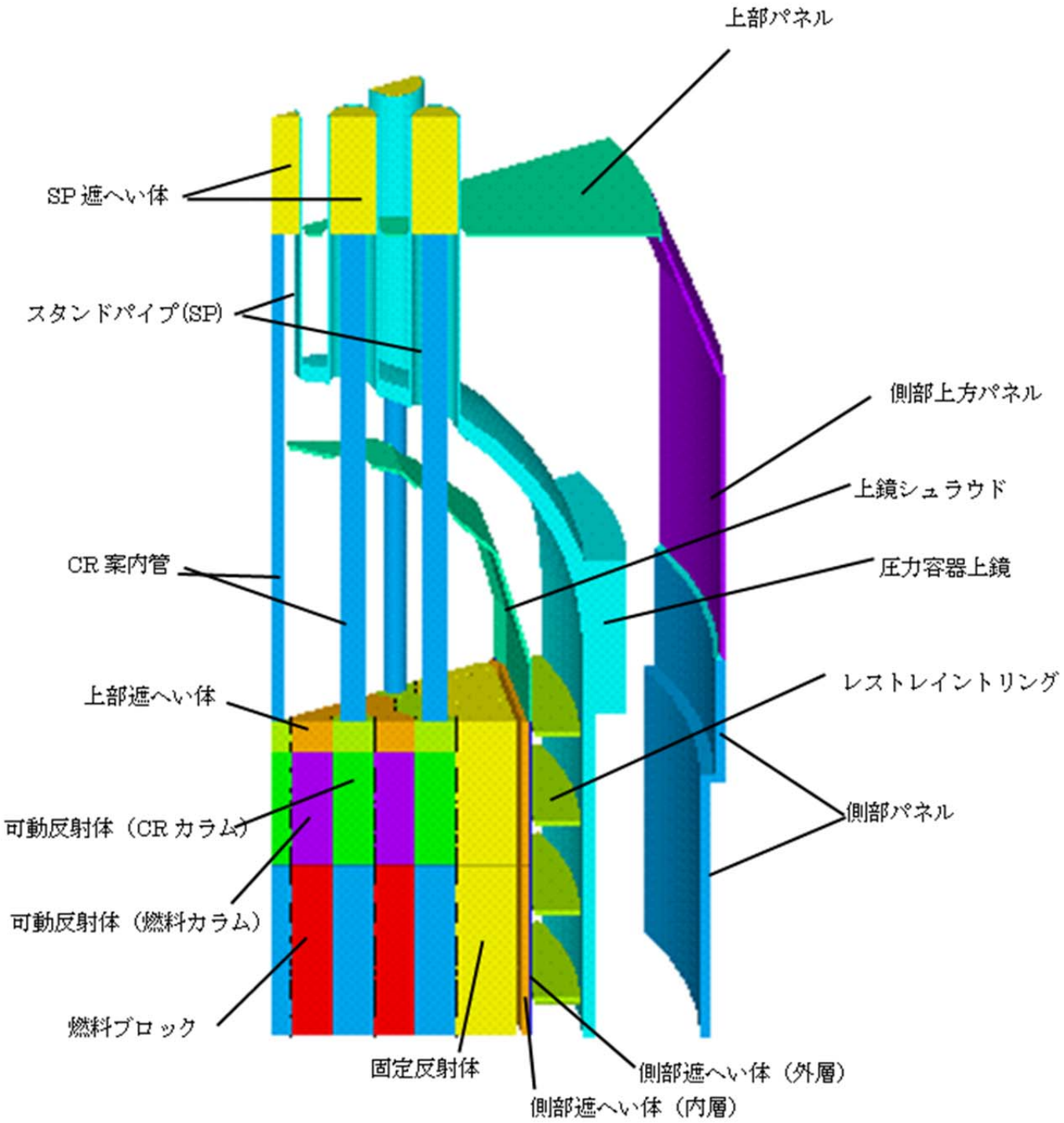


Fig. 3-5　Analytical model for thermal and hydraulics analysis of reactor upper region

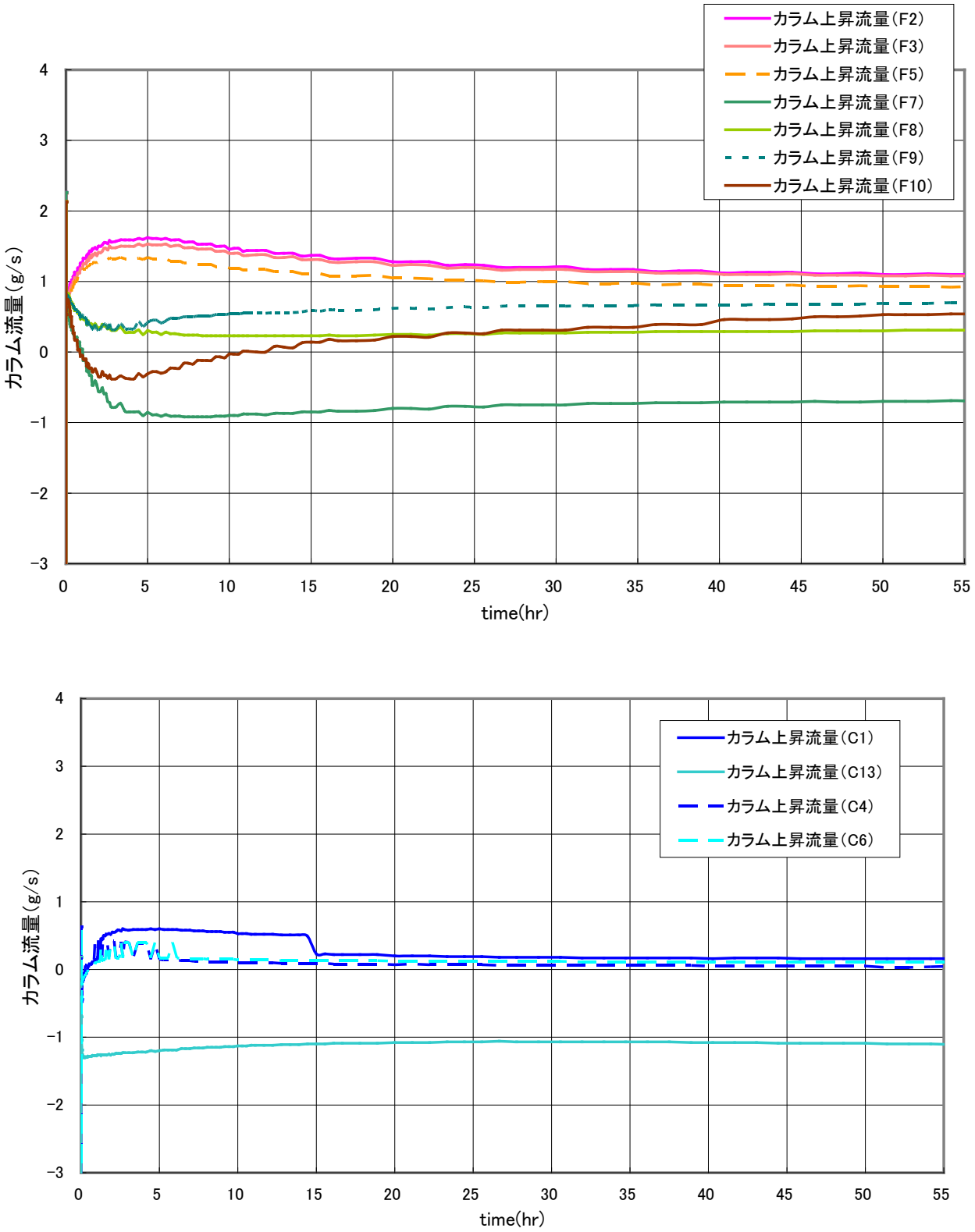


Fig. 3-6 Transient behavior of flow rate in each column during pressurized loss of forced cooling

(Reactor outlet coolant temperature: 750°C)

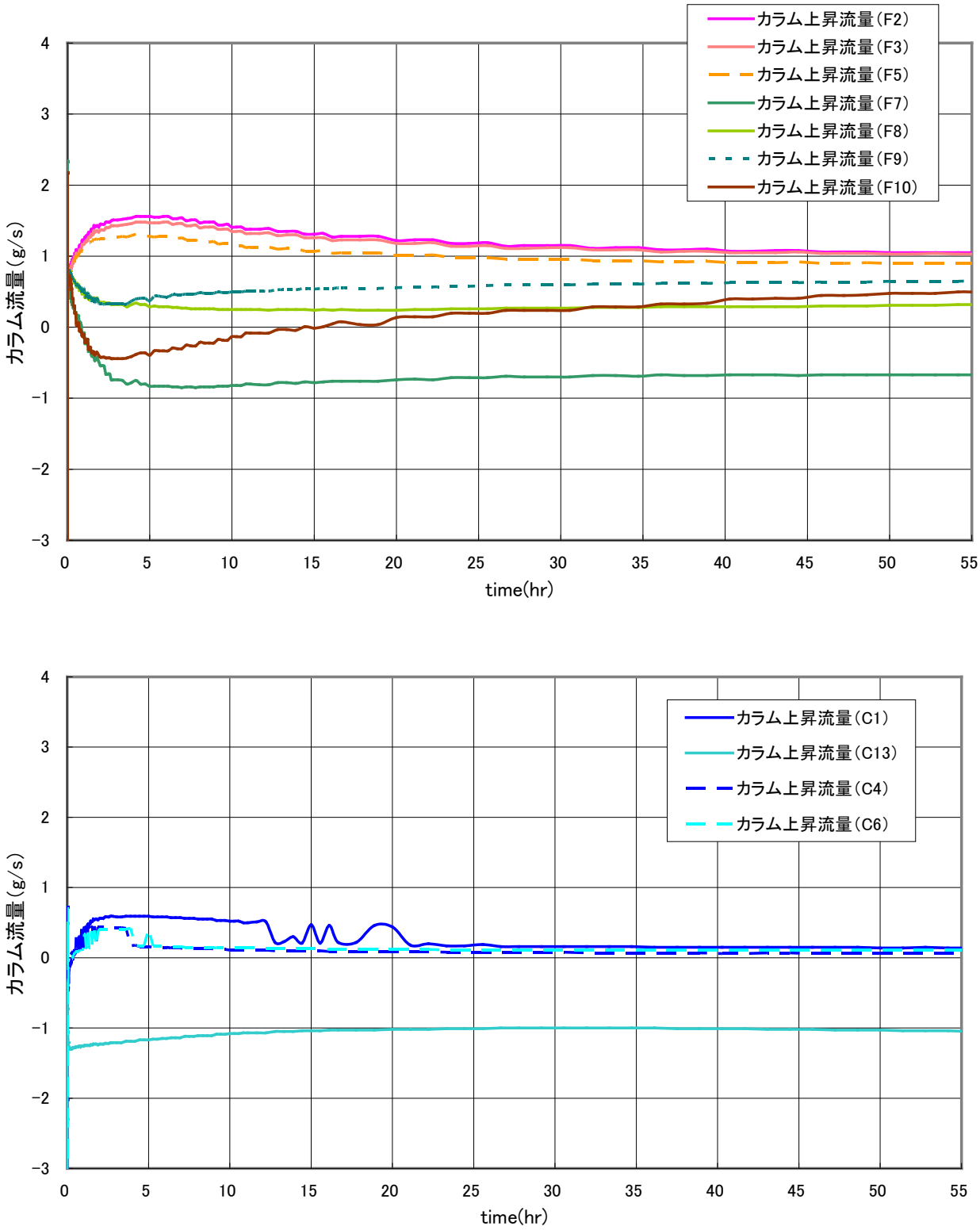


Fig. 3-7 Transient behavior of flow rate in each column during pressurized loss of forced cooling

(Reactor outlet coolant temperature: 900°C)

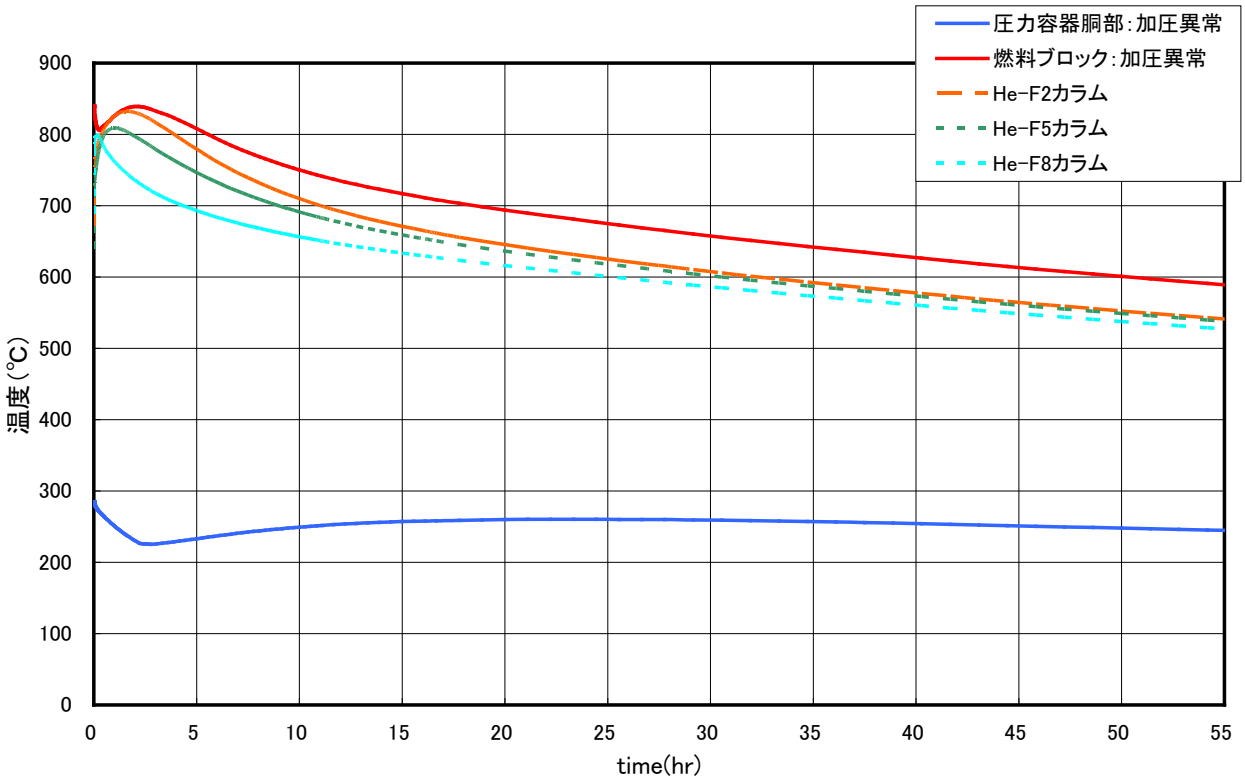


Fig. 3-8 Transient behavior of coolant temperature during pressurized loss of forced cooling (Reactor outlet coolant temperature: 750°C)

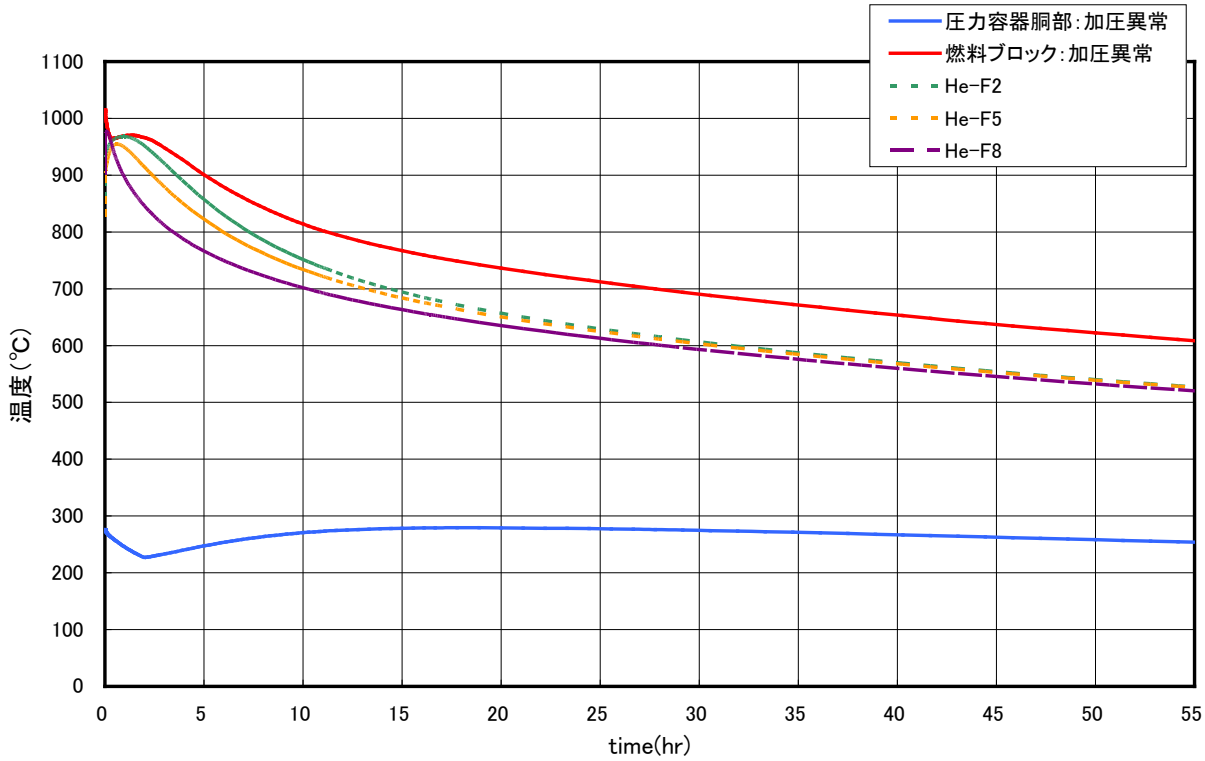


Fig. 3-9 Transient behavior of coolant temperature during pressurized loss of forced cooling (Reactor outlet coolant temperature: 900°C)

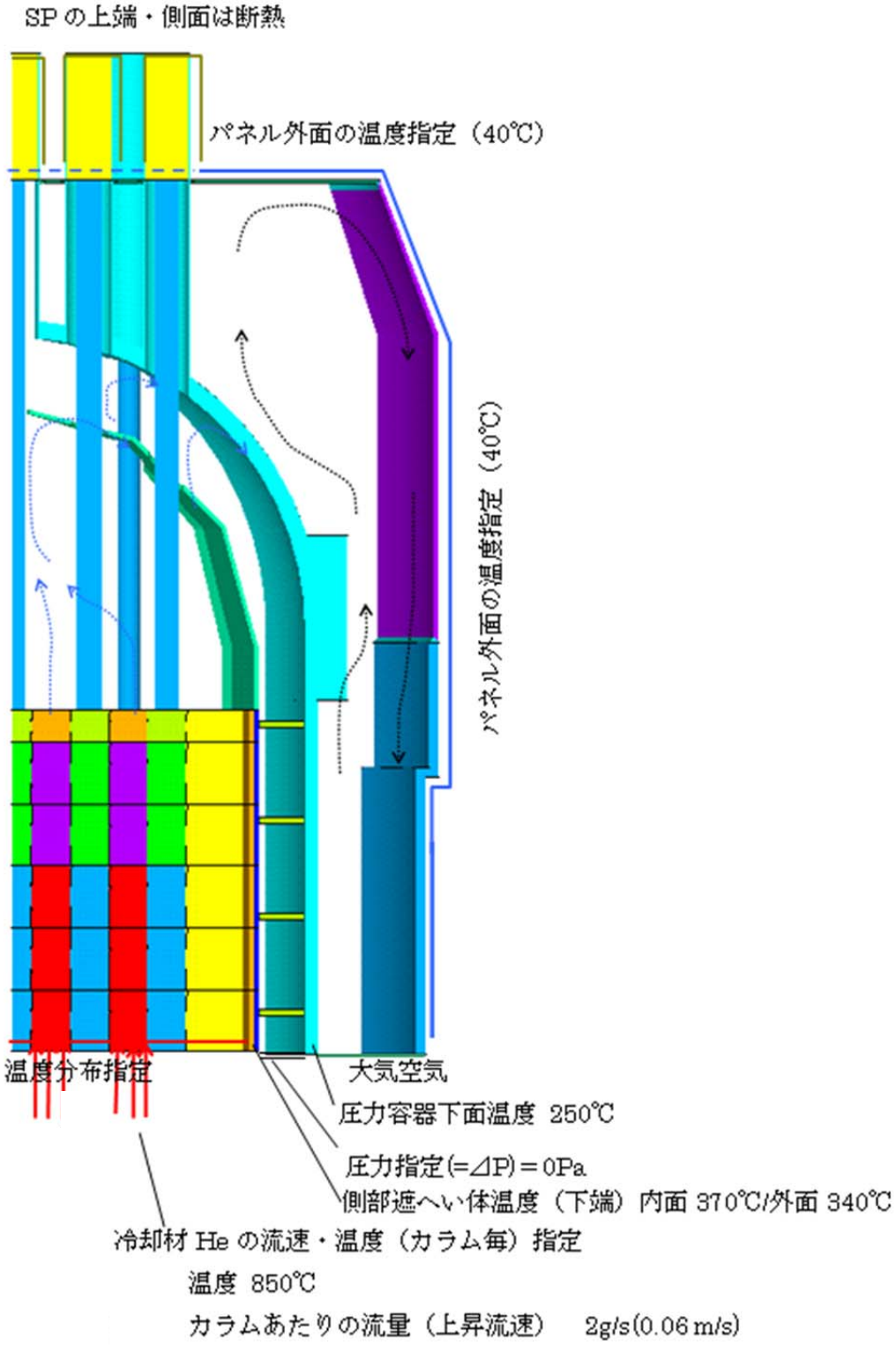


Fig. 3-10 Boundary condition for thermal and hydraulics analysis of reactor upper region (Reactor outlet coolant temperature: 750°C)

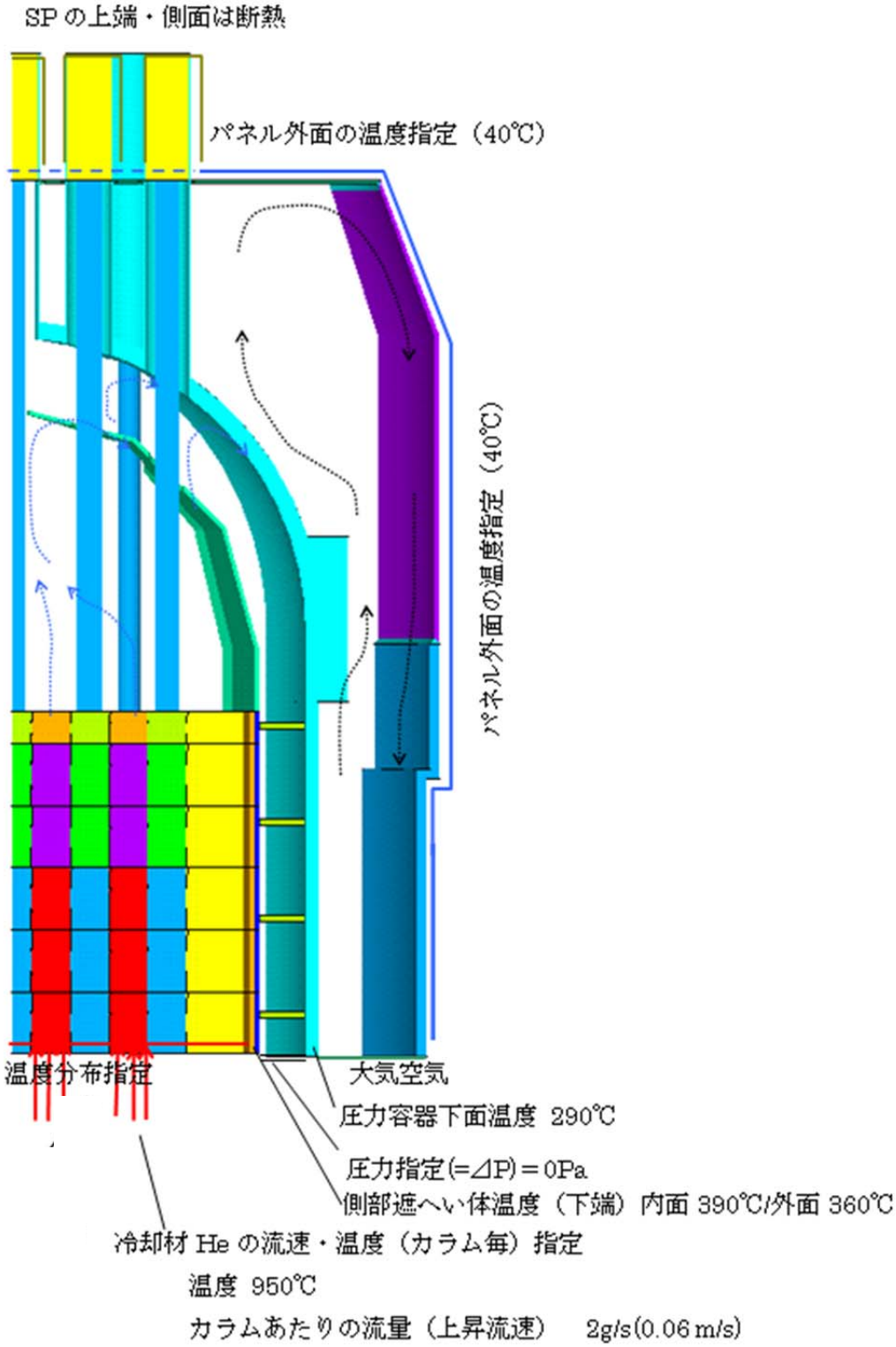


Fig. 3-11 Boundary condition for thermal and hydraulics analysis of reactor upper region (Reactor outlet coolant temperature: 900°C)

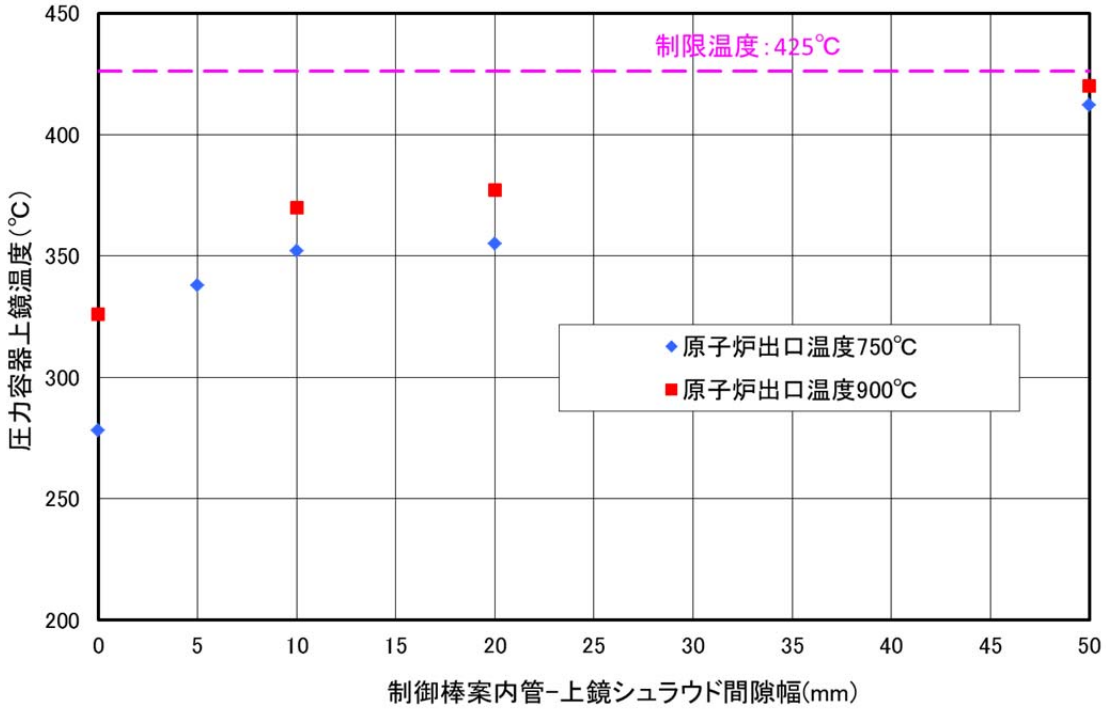


Fig. 3-12　Effect of the gap between CR guide tube and top head dome shraoud on the maximum temperature of reactor pressure vessel

4. 原子炉圧力容器設計

4.1 概要

原子炉圧力容器本体は、HTTR と同様にたて置円筒型とするが、1 次系二重配管は、HTTR と異なり原子炉圧力容器側面にノズルを設け接続する構造とする。原子炉圧力容器は、HTTR と同様に原子炉圧力容器本体、スタンドパイプ、支持構造物等から構成される。HTR50S の原子炉圧力容器設計においては、HTTR から炉心段数増加により原子炉圧力容器が長くなることに伴う重量増加が懸念されるが、開発途上国への設置、特に内陸国への設置も考慮し、輸送性の観点から荷姿で 300 ton 未満とすることが課題である。これに対して、軽量化のために、HTTR に比べ原子炉入口温度を低減し、HTTR よりも低温の非クリープ温度域での設計として主要材料を軽水炉の圧力容器用材料に変更した。これにより、必要肉厚を約 2/3 に低減することができ、原子炉圧力容器本体のうちフランジシート面より下部の概算重量は約 180 ton となり、輸送用架台の重量を考慮しても 300 ton 未満となる見通しが得られ、成立性を確認した。

4.2 設計方針

4.2.1 課題と解決策

HTTR から炉心段数増加により原子炉圧力容器が長くなることに伴う重量増加が懸念されるが、開発途上国への設置、特に内陸国への設置も考慮し、輸送性の観点から荷姿で 300 ton 未満とすることが課題である。これに対し、原子炉入口温度を HTTR における 395°C から 325°C に低減にすることによって HTTR よりも低温の非クリープ温度域での設計とし、軽水炉用圧力容器材料を HTTR で使用した 2 1/4Cr-1Mo 鋼から圧力容器用調質型マンガンモリブデン鋼（Mn-Mo 鋼）に変更することにより必要肉厚を低減して軽量化を図る。

4.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

原子炉圧力容器を含む原子炉冷却材圧力バウンダリは、通常運転時及び異常状態時において、その健全性を確保できる設計であることが求められている。HTR50S で使用する原子炉圧力容器材料の Mn-Mo 鋼に対し、4.2.3 節に示す ASME Section III, Division 5 における原子炉圧力容器の温度制限から、通常運転時及び異常状態時の安全評価の判断基準を暫定的に以下とする。

- 通常運転時：370 °C 以下
- 運転時の異常な過渡変化時：425 °C 以下
- 事故時：540 °C 以下

(2) 構造上の要求事項

- 開発途上国への設置、特に内陸国への設置も考慮し、輸送性の観点から軽量化を志向することとし、荷姿で 300 ton 未満とする。
- 1 次系二重配管を側面設置とし、これに伴い、特に二重配管内管の地震時等の変位を抑える観点で、原子炉圧力容器本体の支持レベルをできるだけ二重配管レベルに合わせる必要があ

る。本体支持は原子炉圧力容器側部で行う。

4.2.3　使用条件

最高使用温度を 370°C（700°F）として、HTTR と異なり、通常運転時にクリープ変形が顕著とならない非クリープ温度域での設計とする。これに合わせて、主要材料は HTTR で使用した 2 1/4Cr-1Mo 鋼と異なり、軽水炉の原子炉圧力容器に使用されている圧力容器用調質型マンガンモリブデン鋼（Mn-Mo 鋼）を適用する。なお、通常運転時の原子炉圧力容器内面ヘリウム温度は 325°C であり、HTTR と同程度の運転温度と最高使用温度の差を確保することとした。

なお、Mn-Mo 鋼（SA508/533）に対する ASME Section III, Division 5, High Temperature Reactors Rules for Construction of Nuclear Facility Components (November 1, 2011) における原子炉圧力容器の温度制限は以下のとおりである。

- 供用状態 A：370 °C（700 °F）以下
- 供用状態 B：425 °C（800 °F）以下
- 供用状態 C 及び D：540 °C（1000 °F）以下
- 370 °C～425 °C において許容される継続時間：3000 時間
- 425 °C～540 °C において許容される継続時間：1000 時間
- 425°C を超える状態の許容される発生回数：3 回以下

ここで、供用状態 A、供用状態 B、供用状態 C 及び供用状態 D は以下の状態を示す。

- 供用状態 A：対象とする機器等がその主たる機能を満たすべき運転状態において設計仕様書等で規定された圧力及び機械的荷重が負荷された状態
- 供用状態 B：対象とする機器等が損傷を受けることなく、健全性を維持しなければならないと規定された圧力及び機械的荷重が負荷された状態
- 供用状態 C：対象とする機器等が構造不連続部等においては大変形を生じてもよいと規定された圧力及び機械的荷重が負荷された状態
- 供用状態 D：対象とする機器等が全断面にわたって大変形を生じてもよいと規定された圧力及び機械的荷重が負荷された状態

4.2.4　HTTR との相違点

1 次系二重配管は、HTTR では原子炉圧力容器胴半球鏡の最下部にノズルを設ける構造であったが、HTR50S では、原子炉圧力容器側面にノズルを設ける構造とする。また、主要材料を 2 1/4Cr-1Mo 鋼から Mn-Mo 鋼に変更する。

4.3　設計

原子炉圧力容器に係る設計条件を Table 4-1 に、主要目を Table 4-2 に示す。また、原子炉圧力容器の概念図は Fig. 3-2 に示すとおりである。

原子炉圧力容器の Mn-Mo 鋼への材質変更に関して、最高使用圧力は HTTR と同一の 4.7 MPa（gauge）として板厚の見直しを行った。HTTR の 2 1/4Cr-1Mo 鋼（JIS SCMV4）の 440°C での S_0 値（114 MPa）に対して、Mn-Mo 鋼（JIS SQV2A）の Sm 値（184 MPa）を適用する。本

体胴の必要板厚は、以下の圧肉円筒の内圧による必要肉厚を算出する式から 71.4 mm となるが、HTTR と同程度の板厚余裕（加工代等）を考慮し 77 mm とした。なお、HTTR の本体胴の板厚は 122 mm であり、約 2/3 となった。

$$t = \frac{P \cdot D_i}{2 \cdot S \cdot \eta - 1.2 \cdot P} \qquad (4\text{-}1)$$

ここで、

t ：原子炉圧力容器の計算上必要な厚さ（mm）

P ：最高使用圧力（=4.7 MPa）

D_i ：原子炉圧力容器の内径（mm）

S : 原子炉圧力容器の許容応力（Mn-Mo鋼のSm値（184 MPa））

η : 継手効率

原子炉圧力容器ふた半球鏡の板厚については、内圧に係る必要板厚に加え、スタンドパイプの設置に係る補強用の板厚、スタンドパイプをはじめとした搭載物荷重に係る考慮も必要である。ここでは、HTTR の原子炉圧力容器本体胴板厚に対するふた半球鏡の板厚増加比を考慮して 100 mm とした。

原子炉圧力容器胴半球鏡については、板厚を本体胴と同じ 77 mm で計画しているが、今後、基本設計において必要により見直しを行うこととする。

炉心との関係から、スタンドパイプの個数、配置については HTTR と同じとして計画した。

炉心支持構造物について、スタンドパイプの防振支持梁と原子炉圧力容器胴部のスタビライザについては、HTTR と同様とした。原子炉圧力容器本体の支持については、先行する高温ガス炉設計例 [9]を参考とし、サポートコラムを用いて、1 次系二重配管レベルと合わせて、原子炉圧力容器側部 4 箇所で支持する方式を考えている。

4.4 まとめ

炉心段数増加により原子炉圧力容器が長くなることに伴う重量増加に対し、HTTR に比べ原子炉入口温度を低減することで軽水炉用圧力容器材料の適用を可能とし、必要肉厚を約 2/3 に低減できた。これにより、原子炉圧力容器の構造材物量を概算した結果、原子炉圧力容器本体のうちフランジシート面より下部の概算重量は約 180 ton となり、輸送用架台の重量を考慮しても 300 ton 未満となる見通しが得られ、目標とした 300 ton 未満を達成した。

4.5 基本設計にあたっての検討項目

原子炉圧力容器の支持構造については、HTTR と異なるため、基本設計時に詳細な検討が必要である。また、1 次系二重配管の変位抑制については、基本設計に内管等の健全性を含めて検討が必要である。

Table 4-1　Design condition of reactor pressure vessel

(1)　原子炉圧力容器本体

名　　称		原子炉圧力容器
機器種別		クラス１容器
耐震クラス		S クラス
流体の種類		ヘリウムガス
最高使用圧力	MPa（gauge）	4.7
最高使用温度	°C	370（700°F）

(2)　スタンドパイプ

名　　称		スタンドパイプ
機器種別		クラス１容器
耐震クラス		S クラス
流体の種類		ヘリウムガス
最高使用圧力	MPa（gauge）	4.7
最高使用温度	°C	370（700°F） （スタンドパイプクロージャは 150）

Table 4-2　Major specification of reactor pressure vessel

(1)　原子炉圧力容器本体

名　　称			原子炉圧力容器
種　　類		－	たて置円筒型
主要寸法	内　　径	mm	5500
	全高（内のり）	mm	13800
	圧力容器円筒胴厚さ	mm	77
	圧力容器ふた半球鏡厚さ	mm	100
	圧力容器胴半球鏡厚さ	mm	77
主要材料	圧力容器円筒胴	mm	SQV2A
	圧力容器ふた半球鏡	－	SFVQ1A
	圧力容器胴半球鏡	－	SFVQ1A
	スタッドボルト、ナット	－	SNB16（暫定）
基　　数		－	1
概算重量		ton	240

(2)　スタンドパイプ

名　　称			スタンドパイプ	
			制御棒スタンドパイプ	
種　　類		－	円筒型	
主要寸法	外　　径	mm	525	460
	厚　　さ	mm	20	17.5
	個　　数	－	7	6
主要材料		－	SFVQ1A	
概算重量		ton	15	

5. 炉容器冷却設備設計

5.1 概要

炉容器冷却設備は、運転時の異常な過渡変化及び事故時に、原子炉圧力容器、炉内構造物、炉心構成要素等の健全性を維持し、燃料に過大な損傷を生じさせないように、炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去するために設けるものであり、工学的安全施設の一つである。また、炉容器冷却設備は、原子炉の通常運転時において、原子炉圧力容器を取囲む 1 次遮へい体のコンクリートを冷却し、所定温度以下に維持するよう稼働しており、事故が発生した場合には継続して運転する。HTR50S の炉容器冷却設備は、水冷管パネル、空気冷却器、加圧・膨張タンク、ガス抜き用循環ポンプ、ろ過器、配管、弁類等より構成される。HTR50S の炉容器冷却設備は、受動的安全性を志向し、受動冷却設備化により系統信頼度を高めることを図り、動的機器である原子炉格納容器隔離弁に対する商用電源喪失時等における単一故障を仮定し、独立 2 系統の自然水冷循環・自然通風冷却系の設備構成を採用した。自然水冷循環・自然通風冷却方式の炉容器冷却設備の採用にあたり、安全上要求される冷却性能を確保することが課題である。これに対して、最終ヒートシンクとなる空気冷却器は、原子炉建屋屋上に配置し、空気冷却器伝面の高さ中心と水冷管パネルの高さ中心との距離を確保すると共に、空気冷却器の空気側圧力損失低減を図る伝熱管群仕様や冷却パネル部の水冷管圧力損失を低減する水冷管仕様の選定により必要な冷却性能を確保できるようにした。この結果に基づき、主要構成機器となる水冷管パネル及び空気冷却器の概略構造を定めた。さらに、受動冷却方式の炉容器冷却設備を考慮した原子炉の炉側部伝熱解析を 1 次冷却設備二重管破断事故に対して実施し、受動冷却の成立性を確認した。

5.2 設計方針

5.2.1 課題と解決策

冷却水の自然循環及び自然通風式空気冷却器を採用した受動的炉容器冷却設備において、通常運転時の 1 次遮へい体温度、異常状態の燃料及び原子炉圧力容器に対する制限値を満足する必要がある。HTTR からの出力密度向上に伴う放射熱量増加や自然通風式空気冷却器採用に伴う冷却パネル入口冷却水温度上昇、冷却水の自然循環方式採用に伴う冷却パネル出口冷却水温度上昇ということが懸念され、温度制限値を満足する冷却性能の確保が課題である。これに対して、空気冷却器の空気側圧力損失低減を図る伝熱管群仕様や冷却パネル部の水冷管圧力損失を低減する水冷管仕様の選定により、冷却性能を満足する冷却水自然循環流量を確保する。

5.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

炉容器冷却設備及び原子炉格納施設等より構成される工学的安全施設は、原子炉施設の事故時に、大量の燃料の破損や原子炉施設外への放射性物質の放散を防止若しくは抑制して、原子炉施設周辺の一般公衆の安全を確保するために設けられる。工学的安全施設に対する安全上の要求事項を以下に示す。

- 工学的安全施設の作動が必要な際に、設計どおりの機能を発揮できるよう信頼性の高い設

計とし、想定される単一故障に対しても対処できるよう十分な多重性及び独立性を有するようにする。

- 工学的安全施設には、必要な際に機能が発揮できるように、電源やその他の駆動源を常に確保する。

本概念設計における炉容器冷却設備の機能に対する安全上の要求事項を以下に示す。

- 炉容器冷却設備は、運転時の異常な過渡変化及び事故時に原子炉圧力容器、炉内構造物、炉心構成要素及び原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性を維持し、燃料に過大な損傷が生じないようにする。本概念設計における具体的な要求は、次節の性能要求に示す。
- 炉容器冷却設備により、通常運転時における 1 次遮へい体のコンクリート温度が 65 °C 以下になるようにする。
- 炉容器冷却設備は、商用電源喪失時に動的機器の単一故障を仮定しても、所定の安全機能を達成できるようにする。

(2) 構造設計上の要求事項

炉容器冷却設備に対する構造設計上の要求事項を以下に示す。

- 炉容器冷却設備の水冷管パネルは、原子炉圧力容器と 1 次遮へい体コンクリートとの間の空間に設置できるようにする。また、スタンドパイプ等、他の構造物と干渉しないよう設置する。
- 炉容器冷却設備の空気冷却器は、安全上要求される冷却性能を満足する冷却水自然循環流量が確保できる場所に設置する。

5.2.3 使用条件

(1) 原子炉通常運転時

・原子炉圧力容器外表面平均温度： 295°C

・空気冷却器入口温度： 29.4°C

ここで、原子炉圧力容器外表面平均温度については、炉容器冷却設備の水冷管パネル温度を保守側に 100°C に設定し、その他の条件を 5.3.3 節と同じとして実施した炉側部の伝熱予備解析で得られた原子炉圧力容器の最高温度を用いた。また、空気冷却器の入口温度については、HTTR 補機冷却水設備の設計条件である大気温度を用いた。

(2) 性能要求

・1 次遮へい体のコンクリート温度

通常運転時：65°C 以下（一般部）、90°C 以下（局部）

・燃料温度

運転時の異常な過渡変化時：1600°C 以下

事故時：1600°C 以下

・原子炉圧力容器温度

運転時の異常な過渡変化時：425°C 以下（370-425°C 継続時間 3000 時間以内）

事故時：540°C 以下（425-540°C 継続時間 1000 時間以内、回数 3 回以下）

なお、HTTR の異常状態における燃料に関する判断基準は、運転時の異常な過渡変化時は燃料温度制限 1600°C、事故時は炉心が大きな損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること、としている。HTR50S においても、同様の判断基準とすることを検討しているが、本概念設計では、事故時の燃料温度制限温度として、1600°C を目安とし設備設計を実施した。

5.2.4 HTTR との相違点

HTR50S の炉容器冷却設備と HTTR の炉容器冷却設備との相違点は、原子炉圧力容器を取り囲む 1 次遮へい体コンクリート等の表面に設ける水冷管パネルの冷却方式にある。HTTR においては、この水冷管パネル内を流れる冷却水を循環ポンプにより強制循環させ、冷却器にて熱交換し除熱を行っている。動的機器に対する単一故障を仮定し、通常運転時及び事故時に必要な除熱容量を有する独立 2 系統で構成され、各系統に水冷管パネル、循環ポンプ、冷却器、サージタンク等を設けている。

一方、HTR50S の炉容器冷却設備は、受動的安全性を志向して受動冷却設備化を図り、自然水冷循環・自然通風冷却系の設備構成を採用した。動的機器である原子炉格納容器隔離弁の単一故障を仮定し、系統数は HTTR 同様に独立 2 系統とした。主要な構成機器である水冷管パネルは HTTR の構造及び構成を踏襲するが、冷却水の自然循環により原子炉の冷却・除熱を行い、最終ヒートシンクとして水平型の空気冷却器を原子炉建屋屋上に設置し、自然通風により除熱を実施する。

5.3 設計

5.3.1 系統設計

冷却水の自然対流循環及び空気冷却器での自然通風による除熱量と圧力損失を考慮して、炉容器冷却設備のヒートマスバランスを評価し、冷却性能を確保するための水冷管及び空気冷却器伝熱管群仕様を定める。

(1) 水冷管仕様の検討

冷却水が自然循環流であるため、圧力損失の低減を図るため、強制循環流である HTTR の炉容器冷却設備の水冷パネルの水冷管に対して、管口径及び本数を増加させることとした。HTR50S における炉容器冷却設備の設置スペースを考慮の上、側部及び下部パネルの管口径については、HTTR における管外径 25.4 mm、肉厚 3.2 mm に対して、管外径 31.8 mm、肉厚 2.9 mm とすることにより、管口径を HTTR における 19 mm から 26 mm に増加させた。上部パネルについては、HTTR と同じ外径 15.9 mm を採用したが、肉厚を 3.2 mm から 2.9 mm へ薄肉化し、管口径を HTTR における 9.5 mm から 10.1 mm に増加させた。また、側部パネルについては、圧力損失の低減に加え、循環水量及び除熱性能の確保を図り、1 系統あたりの本数を HTTR におけ

る 108 本から 180 本へ増加させた。

(2) 空気冷却器伝熱管群仕様の検討

空気冷却器の伝熱管は、伝熱面積増大の観点よりフィン付伝熱管を採用し、空気冷却器伝熱管群仕様については、冷却水の自然循環、並びに、自然通風式の空気冷却器であることを考慮し、圧力損失の低減を図るため、HTTR の補助冷却設備を構成する強制押込通風式の空気冷却器と比較し、管径及びピッチを増加させることとした。管径については、HTTR の補助冷却設備の空気冷却器伝熱管における管外径 25.4mm、フィン外径 57.2mm に対し、管外径 48.6mm、フィン外径 78.0mm とした。ピッチについては、HTTR の補助冷却設備の空気冷却器におけるピッチ 67.0mm（フィン外径との比率 1.17）に対し、ピッチ 120.0mm（フィン外径との比率 1.54）を採用し、空気側の流路面積を確保した。

これらの水冷管及び空気冷却器伝熱管群仕様を基に、ヒートマスバランスを評価し、必要除熱量を確保するための空気冷却器伝熱面積を検討した。

1) 評価モデル

Figure 5-1 に、炉容器冷却設備のヒートマスバランス検討モデルの模式図を示す。水冷管パネルは、原子炉圧力容器を取り囲む 1 次遮へい体コンクリート等の表面に設け、ふく射及び自然対流によって、原子炉圧力容器の外面から間接的に炉心を冷却する。原子炉圧力容器と水冷管パネルの間に熱反射板の設置を考慮し、放射伝熱及び自然対流伝熱については、原子炉圧力容器壁面－熱反射板間、並びに、熱反射板－水冷管パネル間に同一のモデルを適用し、細分化したモデルで評価した。水冷管パネルは上部パネル、側部パネル及び下部パネルの 3 箇所に分割し、各循環ラインにおける出口温度が一致するよう各循環ラインの流量配分を定めた。上部パネル、側部パネル及び下部パネルが並列 3 流路となる水冷管パネル、各パネルの出入口で合流し 1 流路となる連絡配管及び空気冷却器の間は圧縮水単相の自然循環ループとして、また、空気冷却器の空気側については自然通風流れとしてそれぞれエネルギーバランス及び運動量バランスを算出し、温度及び流量の計算を実施する。

2) 評価式

(a) 伝熱評価

a) 側部及び下部パネル

放射伝熱に関しては、原子炉圧力容器壁面と水冷管パネル間の径方向の伝熱に着目し、熱源が完全に囲まれているものとして総括熱吸収率を導入し、次式で評価した。なお、原子炉圧力容器壁面、熱反射板及び水冷管パネルの放射率は 0.8（炭素鋼酸化面相当）とした。

$$Q_{rad} = \sigma F A_R \left(T_R^4 - T_P^4 \right) \tag{5-1}$$

$$F = \frac{1}{\dfrac{1}{\varepsilon_R} + \dfrac{A_R}{A_P}\left(\dfrac{1}{\varepsilon_P} - 1 \right)} \tag{5-2}$$

原子炉圧力容器壁面、熱反射板及び水冷管パネルと炉室内空気との自然対流熱伝達は次式[10]により評価した。

$$Nu = 0.0185 \times \left(v/v_w\right)^{0.21} \times \mathrm{Ra}^{0.4} \tag{5-3}$$

水冷管パネルの水管内側の熱伝達率については、以下に示す Dittus-Boelter の式[11]により評価し、水冷管パネルの水管同士を接続する鋼板部は直線フィンとして評価した。

$$Nu = 0.023 \times \mathrm{Re}^{0.8} \times \mathrm{Pr}^{0.4} \tag{5-4}$$

b) 上部パネル

冷却材の流れが水平方向の自然循環となる上部パネルについても、上部及び側部パネルと同様の評価式を用いたが、炉室内空気に対する自然対流熱伝達については、高温部が下方に位置することより、熱伝達を（5-3）式の 1.6 倍[10]として評価した。

$$Nu = 1.6 \times 0.0185 \times \left(v/v_w\right)^{0.21} \times \mathrm{Ra}^{0.4} \tag{5-5}$$

c) 空気冷却器

空気冷却器の伝熱管の内側熱伝達率は、水管と同じく Dittus-Boelter の式[11]により評価し、外側のフィンを含む熱伝達率については、以下に示す修正 Jameson の式[12]にて評価した。

$$Nu = 0.092 \times \mathrm{Re}^{0.723} \times \mathrm{Rr}^{0.333} \div 1.16 \tag{5-6}$$

d) エネルギーバランス式

上記の伝熱評価式に基づき、炉容器冷却設備の除熱量、並びに、水冷管パネルと空気冷却器における総括熱貫流率を算出し、以下の式にてエネルギーバランスを評価した。

- 除熱量

$$Q = Q_{rad} + Q_{nc} \tag{5-7}$$

$$Q_{nc} = A_R h_R \left(T_R - T_{RF}\right) = A_P h_P \left(T_{RF} - T_P\right) \tag{5-8}$$

- 水冷管パネル除熱量

$$Q = A_P K_P \left(T_P - \left(\frac{T_{Wo} + T_{Wi}}{2} \right) \right) \tag{5-9}$$

- 空気冷却器交換熱量

$$Q = A_{AC} K_{AC} \Delta T_{im} = G_W Cp_W \left(T_{Wo} - T_{Wi}\right) = G_A Cp_A \left(T_{Ao} - T_{Ai}\right) \tag{5-10}$$

(b) 流動抵抗評価

a) 自然循環水

配管の管摩擦係数はムーディ線図 [13]に基づき評価した。管路の出入口、曲がり部等における損失係数は、機械工学便覧 [14]に基づき評価した。

b) 自然通風空気

空気冷却器のフィン付伝熱管部の空気側流動抵抗については、Robinson & Briggs の式 [15]により評価した。

$$\Delta P = f \times N \times u_{\max}^2 \times \rho \tag{5-11}$$

$$f = 18.93 \times \mathrm{Re}^{0.316} \times \left(\frac{Pt}{d}\right)^{0.927} \tag{5-12}$$

c) 運動量バランス式

上記の流動抵抗評価式に基づき、各部の流動抵抗を積算し、自然循環冷却水及び自然通風空気の運動量バランスを以下の式にて評価した。

$$\sum_j \frac{\xi_j}{2A_j^2\rho_j} G_j^2 = \sum_j \rho_j g \Delta H_j \tag{5-13}$$

(c) 記号と添字

[記号]

A：	表面積（m^2）	Cp：	定圧比熱（J/kg/K）
d：	フィン付伝熱管内径（m）	F：	放射形態係数（-）
f：	圧力損失係数（-）	G：	流量（kg/s）
g：	重力加速度（m/s^2）	h：	熱伝達率（$W/m^2/K$）
K：	総括熱貫流率（$W/m^2/K$）	N：	フィン伝熱管段数
Nu：	ヌッセルト数	Pt：	流れと直交方向ピッチ(m)
Pr：	プラントル数	Q：	伝熱量(W)
Ra：	レーリー数	Re：	レイノルズ数
T：	温度（K）	u：	流速（m/s）
ΔH：	管路の高低差（m）	ΔP：	圧力損失（Pa）
ΔT_{lm}：	対数平均温度差（K）	ε：	表面放射率（-）
ν：	動粘性係数（m^2/s）	ρ：	密度（kg/m^3）
σ：	ステファンボルツマン定数（$W/m^2/K^4$）		
ξ：	管路の圧損係数（-）		

[添字]

A：	空気	AC：	空気冷却器
max：	最大	nc：	自然対流
P：	水冷管パネル	R：	原子炉圧力容器
RF：	熱反射板	rad：	輻射
W：	水	w：	壁面
o：	出口側	i：	入口側

3) 評価条件

原子炉圧力容器の外表面平均温度、及び空気冷却器の入口温度については、5.2.3 節(1)項に示す原子炉通常運転時の条件を用いた。

空気冷却器伝面の高さ中心と側部パネルの高さ中心との距離（Fig.5-1 中の H_w）については、空気冷却器設置レベルについては、原子炉建屋の屋上設置を想定して、グランドレベル+15 m 相当に設定し、30 m を基準とした。上部パネルは炉室の天井部設置を勘案して側部パネルの高さ中心から約 7 m 上方とした。下部パネルは、停止時冷却設備が原子炉圧力容器下部に設置され、それに対応した炉室床開口部が設けられることを考慮し、空気冷却器伝面の高さ中心との距離を 37 m とした。Fig. 5-2 に、各水冷管パネル高さ中心と空気冷却器伝面の高さ中心間の距離を示す。空気冷却器の出口空気スタック高さ（Fig.5-1 中の H_A）については、出口空気通風量の確保を考慮し、4 m とした。

4) 冷却能力・特性の評価結果

炉容器冷却設備のヒートマスバランスを計算し、冷却能力及びその特性を評価した。計算結果を Table 5-1 に示す。今回の評価では、通常運転時の 2 系統並列運転及び 1 系統機能喪失時の単独運転に対し、それぞれ空気冷却器の伝熱管列数 100 列と 120 列の 2 ケース、合計 4 ケースのヒートマスバランスを評価した。全ての評価ケースにおいて、フィン付伝熱管の 1 段あたりの有効伝熱長さを管の製作性を考慮し 4.8 m、フィン付伝熱管の段数を 8 段として、伝熱管列数、並びに、運転系統数により空気冷却器伝熱面積を変化させ、必要な除熱量を確保できるか評価した。

設計上の要求は、通常運転時における 1 次遮へい体コンクリート温度が 65°C 以下であることより、水冷管パネル部での最高温度が 65°C 未満となることを目安とした。Table 5-1 で示す通り、1 系統運転時において、空気冷却器の伝熱面積が伝熱管列数 100 列相当では水冷管パネルの平均温度は 65°C を下回るが、最高温度はいずれも 65°C を超えている。一方、伝熱管 120 列の場合には、水冷管パネルの平均温度は 58.1～59.7°C、最高温度は 64.8°C であり、目安値の 65°C を下回っている。したがって、空気冷却器の伝熱面積としては、伝熱管列数 120 列相当の 10050 m^2 程度を確保する必要があることが明らかとなった。なお、伝熱管 120 列を有する空気冷却器における 2 系列並列運転時は、水冷管パネルの平均温度は 47.9～48.1°C、最高温度は 51.6～52.2°C であり、1 系列運転時を下回り、目安値の 65°C には十分な余裕がある。

5.3.2　機器設計

炉容器冷却設備のヒートマスバランス結果に基づき、圧力損失の低減、並びに、冷却水循環力の確保の観点より、水冷管パネルの管仕様、空気冷却器の伝熱管群仕様及び設置場所等を定め、自然水冷循環及び自然通風冷却が成立する炉容器冷却設備の主要構成機器に対する概略構造を決定した。

(1)　炉容器冷却設備概要

Figure 5-3 に、炉容器冷却設備の系統図を示す。HTR50S の炉容器冷却設備は、受動冷却設備化を図り、自然水冷循環・自然通風冷却系の設備構成を採用した。

水冷管パネルは上部パネル、側部パネル及び下部パネルの 3 箇所に分割され、3 流路が並列流路となる。各部パネルの出入口には手動弁が設けられ、流配の調整及び必要時の締め切り機能を有する。

水冷管パネル 3 流路への分岐・合流は格納容器の内部で行われ、格納容器を貫通する配管は、出入口 1 本ずつとなる。本系統は閉ループ構成となるため、貫通配管の格納容器外側近傍に格納容器隔離弁を各々 1 個設置する。動的機器となる格納容器隔離弁の単一故障を仮定し、炉容器冷却設備の系統数は独立 2 系統とした。各冷却水循環出入口配管は独立して空気冷却器まで引廻され、空気冷却器の出入口ヘッダにそれぞれ接続する。空気冷却器は入口ヘッダが上方に位置しており、入口接続配管には加圧・膨張タンクが設置される。加圧・膨張タンクは、冷却水の体積変化を吸収すると共に、炉室内冷却水循環経路内の冷却水の局部的な沸騰を抑制するため、窒素ガスによる加圧機能を有する。

冷却水循環系の格納容器戻り側には 2 系統供用のガス抜き強制循環用の循環ポンプを設置し、水張り後に循環ラインごとに高速循環流にて残留空気を押し流し、空気冷却器上部ヘッダより空気抜きできるようにする。更にろ過機能を備え、必要時にろ過が行えるものとする。

(2)　水冷管パネル

1)　構造概要

水冷管パネルは、原子炉圧力容器を取り囲む 1 次遮へい体コンクリート等の表面に設け、ふく射及び自然対流によって、原子炉圧力容器の外面から間接的に炉心を冷却する。

側部パネルは、12 枚のパネルユニットより構成され、原子炉圧力容器の周囲に正 12 角形に配置される。各パネルユニットには、1 系統あたり 15 本、2 系統で合計 30 本の水管が交互に配列される。各水管は平板を介して溶接連結され、パネルユニットはボイラのメンブレンパネルに類似した構造を有する。各パネルユニット上下の冷却水出入口部近傍には、パネルユニット内水管への入口分配管及び出口集合管、並びに、各パネルユニットへ冷却水を分岐及び合流させる出入口リングヘッダが設置される。側部パネルの構造概念図を Fig. 5-4 に示す。

下部パネルは、側部パネルと同様、12 枚のパネルユニットより構成され、原子炉圧力容器の周囲に正 12 角形に配置される。各パネルユニットには、1 系統あたり 8 本、2 系統で合計 16 本の水管が交互に配列される。下部パネルは、上方が原子炉圧力容器の支持構造物で塞がれ上部での配管施工性が損なわれる恐れがあることから、冷却水は各パネルユニットの片半分側下方より流

入し、上方にて折り返し、他の片半分側から下方に流出する流路構成を採用した。

上部パネルは、原子炉圧力容器の上部を円形 6 分割のセクターにわけ、各セクターに 1 系統あたり 9 本、2 系統で合計 18 本の水管が交互に配列される。内周側の 2 ないし 3 本の水管はスタンドパイプ間に敷設される。各水管は底板及び上板のケーシング内に並べられる。上部パネルの構造概念図を Fig. 5-5 に示す。

2) 機器仕様

(a) 水冷管パネル共通

・最高使用圧力 ： 1.0 MPa
・最高使用温度： 120°C
・材質： 炭素鋼

(b) 側部パネル

・数量 ： パネルユニット 12 枚
・概略寸法： Fig. 5-4 参照
・パネルユニット形状： W2.0 m × H13.0 m
・水管仕様： φ31.8 mm × t2.9 mm
・水管本数： 30 本（15 本×2 系統）／パネルユニット
・水管ピッチ： 66 mm

(c) 下部パネル

・数量： パネルユニット 12 枚
・パネルユニット形状： W1.15 m × H3.5 m
・水管仕様： φ31.8 mm × t2.9 mm
・水管本数： 16 本（8 本×2 系統）／パネルユニット
・水管ピッチ： 61 mm

(d) 上部パネル

・数量 ： 円形 6 分割セクター
・水管仕様： φ15.9 mm × t2.9 mm
・水管本数： 18 本（9 本×2 系統）／セクター
・水管ピッチ： 70 mm

(3) 空気冷却器

1) 構造概要

Figure 5-6 に、空気冷却器の構造概念図を示す。

空気冷却器は、自然通風方式の水平設置型とし、伝熱管内を冷却水、胴側を空気が流れ、熱伝達が行われる。伝熱管はフィン付き伝熱管とし、伝熱面積を増大させている。伝熱管は幅方向に

120 本取り付けられ、空気の流れ方向に往復 8 段で互い違いに折り返し、正三角形千鳥配列とした。

空気冷却器は最終ヒートシンクとなることより、空気冷却器の伝熱面積中心と水冷管パネルの伝熱面積中心距離を確保し、水冷管パネルにおいて必要な冷却水循環量・除熱量を確保できるよう原子炉建屋屋上に配置する。空気冷却器の据付高さは、下部から空気を取り入れるため、据付面と本体下部の側面開口部面積が伝熱部流路面積より大きくなるよう配慮した。また、空気冷却器出口空気の通風量を確保するため、出口スタック部は、約 4 m の高さを確保した。

2) 機器仕様

・最高使用圧力 ： 1.0 MPa（管側）、 0.5 MPa（胴側）
・最高使用温度： 120°C（管側）、 60°C（胴側）
・形式： 空冷式熱交換器水平設置型
・数量： 2 基
・概略寸法： Fig. 5-6 参照
・材質
　伝熱管： SUS304
　躯体： 炭素鋼
　架構： 炭素鋼
・伝熱管本数： 120 本
・伝熱管仕様： φ48.6 mm × t3.2 mm
・伝熱管配列： 往復 8 段　正三角形千鳥配列
・伝熱管ピッチ： 120 mm
・フィン
　厚さ： 0.9 mm
　高さ： 14.7 mm
　ピッチ： 2.8 mm
　有効フィン取付け長さ： 4.8 m（1 段あたり）

5.3.3 評価

(1) 目的

受動冷却型の炉容器冷却設備を組込んだ原子炉全体の伝熱解析モデルを用いて、強制循環冷却喪失事象である 1 次冷却設備二重管破断事故（減圧事故）時に対する炉側部伝熱解析を実施し、燃料及び原子炉圧力容器の温度が許容温度以下であることを示し、受動冷却設備化した炉容器冷却設備の成立性を確認する。

(2) 判断基準

5.2.3 節(2)項に示す燃料及び原子炉圧力容器温度に対する性能要求を満足することを判断基準とした。

(3) 解析モデル

伝熱解析には、汎用構造解析コード ANSYSv13.0 を使用した。炉容器冷却設備を組み込んだ伝熱解析モデルは、第 3 章「炉内構造物設計」の Fig. 3-3 及び Fig. 3-4 に示す解析モデルを使用した。

(4) 解析条件

評価の目的は、燃料及び原子炉圧力容器の許容温度に対する余裕を確認し、受動冷却型炉容器冷却設備の成立性を見通すことであるため、解析条件は、原則としてノミナル条件とした。

1) 発熱条件

原子炉の初期定格の熱出力は 50 MW とする。炉心の発熱分布は原子炉出口温度 900°C における燃料ブロックの下段にピークがでる燃焼初期（0 日）と上段にピークがでる燃焼末期（730 日）の分布を設定する。崩壊熱減衰割合は無限照射条件の Shure 式で計算する。

2) 冷却材条件及び物性値

第 3 章「炉内構造物設計」の 3.3.2 節に示す条件と同じとした。

3) 過渡時解析条件

原子炉圧力容器内の冷却材は流量及び熱伝達、共に 0 とし、炉内構造物温度は、熱伝導とふく射による伝熱のみを考慮し評価した。

(5) 解析結果

炉容器冷却設備の運転系統数について、1 系統運転と 2 系統運転、出力分布について燃焼 0 日と 730 日の場合に対して解析を実施した。Fig. 5-7 に、燃焼 0 日条件に対する燃料ブロックと原子炉圧力容器の最高温度の時間変化を示す。ここで、本解析事象である減圧事故においては、燃料ブロック温度は燃料温度とほぼ同等であり、燃料ブロック温度は燃料温度と見なせる。Fig. 5-8 に、燃焼 730 日条件に対する結果を示す。また、Table5-2 に、各条件における初期定格運転時及び減圧事故時の原子炉圧力容器最高温度を示す。原子炉圧力容器温度の時間変化は、炉容器冷却設備の運転系統数にはほとんど影響を受けず、初期定格運転時から過渡状態に移ると一旦低下し、約 20 時間後にピークとなるが、減圧事故時の最高温度は、燃焼 0 日条件で初期定格運転時より 10°C 程高く、燃焼 730 日条件では初期定格運転時と同程度であり、運転時の異常な過渡変化時及び事故時に対する原子炉圧力容器温度の要求性能を十分満足することが確認された。

燃料温度の時間変化についても原子炉圧力容器温度の時間変化と同様、炉容器冷却設備の運転系統数にはほとんど影響を受けず、初期定格運転時が最高温度となり、燃料温度に対する性能要求を満足することが確認された。

5.4　まとめ

HTR50S の炉容器冷却設備に関し、受動安全性を志向して受動冷却設備化を図り、独立 2 系統の自然水冷循環・自然通風冷却系の設備構成を採用した。この設備構成に基づき、原子炉通常運転時における冷却水の自然対流循環による除熱量と圧力損失を算出し、ヒートマスバランスを評価した。この結果に基づき、炉容器冷却設備の系統構成、主要構成機器の概略構造を定めた。以上の検討より、圧力損失低減及び冷却水循環力の確保を目的とした水冷管パネル及び空気冷却器の機器仕様、並びに、空気冷却器の原子炉建屋屋上への配置を選定し、原子炉通常運転時における 1 次遮へい体のコンクリート温度制限条件を満足することを確認した。

また、炉心ブロック、炉内構造物、原子炉圧力容器及び炉容器冷却設備の側部水冷管パネルを対象に 3 次元モデルを用いて 1 次冷却設備二重管破断事故時の伝熱解析を実施し、受動冷却方式の炉容器冷却設備により崩壊熱は安定して除熱され、燃料及び原子炉圧力容器の温度が制限温度を超えないことを確認した。

5.5　基本設計にあたっての検討項目

今回の概念設計では、炉容器冷却設備の受動冷却設備化を図り、独立 2 系統の自然水冷循環・自然通風冷却系の設備構成を採用し、成立性を確認したが、基本設計時には、以下の項目についてより詳細な検討を進める必要がある。

(1)　配管貫通部壁等の冷却

原子炉圧力容器から蒸気発生器もしくは中間熱交換器に至る 1 次ヘリウム主配管が炉室コンクリート側壁を貫通する。1 次ヘリウム主配管の外周は保温材が施行されることより、熱放射は軽減され対流放熱が主体となる。炉室コンクリート側壁の壁厚を考慮すると、通常の通気は期待できず冷却が必要となると考えられる。このため、1 次ヘリウム主配管の貫通部壁等の冷却に関して、構造概念の具体化、局部除熱性能の確認等について基本設計時に検討する必要があると考える。しかし、炉室コンクリート側壁貫通孔の周囲に円筒 2 分割水冷管パネルを設置し、炉容器冷却設備の側部パネルの出入口リングヘッダに接続することで自然循環冷却方式に組み込むことが可能と考える。また、炉室コンクリート側壁に位置する貫通部やスタビライザー等の付属物の影響で、今後の熱解析の結果から部分的な冷却が必要となることが懸念される箇所についても、側部パネルの出入口リングヘッダから流路を分岐して冷却水管や冷却パネル方式で局部の自然循環水冷が可能と考えられるため、大きな問題とはならないと考えられる。

(2)　原子炉圧力容器支持構造部の冷却

第 12 章の配置概念設計に示すように､原子炉圧力容器の支持方法としてサポートコラムを用いることを計画している。原子炉圧力容器壁に近接したサポートコラム部及び原子炉圧力容器支持ペデスタル部等、原子炉圧力容器支持構造部の冷却については、基本設計時において、原子炉圧力容器支持構造の詳細検討に併せ、整合の採れた設備仕様の検討を進める必要があると考える。

サポートコラムについては、原子炉圧力容器胴からの放射熱を受け、かなりの高温状態になる

と予想され、熱遮へい及び冷却対策が必要と判断される。放射熱の対策としては、サポートコラム自身及び炉壁に断熱材を施行することが有効と考えられる。事故時の対応の観点から、原子炉圧力容器の設計検討において、原子炉圧力容器の下部支持位置近傍の胴部及び下部鏡板に断熱材が取付け可能と判断できれば、有効な手段となり得る。

サポートコラム部及び原子炉圧力容器支持ペデスタル部の冷却に関しては、炉室コンクリート側壁と同様な冷却パネル方式による局部の自然循環水冷方式の成立性検討に加え、必要に応じて他の冷却方式も含めた上で、別途、原子炉圧力容器の支持構造部回りの熱解析等を通じて有効な冷却方式を検討し、設備概念の具体化等を図る必要があると考える。

Table 5-1　Heat and mass balance evaluation of vessel cooling system

2系統分離構成：2系統運転時各ﾊﾟﾈﾙのヒートマスバランス　（空気冷却器は1基当りの数量）

		伝熱管；100列			伝熱管；120列		
		側部	上部	下部	側部	上部	下部
交換熱量	(kW)	569.7	38.0	64.7	572.4	39.4	66.0
炉壁温度	(℃)	295	295	295	295	295	295
水冷パネル温度	(℃)	50.2	51.1	50.0	48.1	48.8	47.9
空気入口温度	(℃)	29.4	29.4	29.4	29.4	29.4	29.4
空気出口温度	(℃)	47.0	47.0	47.0	45.1	45.1	45.1
空気流量	(m^3/min)	1004.0	1008.0	1008.0	1131.0	1131.0	1131.0
AC伝面	(m^2)	8353.4	8381.0	8381.0	9979.3	9978.7	9978.7
AC循環流量	(ton/h)	39.9	40.1	40.1	40.1	40.1	40.1
ﾌｨﾝ管長さ	(m)	38.4	38.5	38.5	38.2	38.2	38.2
ﾌｨﾝ管段数		8	8	8	8	8	8
排気出口高さ	(m)	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
水入口温度	(℃)	44.7	44.7	44.7	42.6	42.6	42.6
水出口温度	(℃)	51.9	51.2	51.9	49.7	49.4	50.0
水循環流量	(ton/h)	68.5	5.1	7.7	68.7	4.9	7.6
伝面間距離	(m)	30.0	23.0	37.0	30.0	23.0	37.0
AC･合流部圧損	(Pa)	347.57	267.04	266.54	315.41	267.62	267.12
循環ﾍｯﾄﾞ	(Pa)	935.43	714.15	1162.19	905.42	692.91	1146.50
水管ﾊﾟﾈﾙ最高温度	(℃)	53.8	53.8	53.4	51.7	52.2	51.6
AC Length	(m)	13.0			15.4		

2系統分離構成：1系統運転時各ﾊﾟﾈﾙのヒートマスバランス

		側部	上部	下部	側部	上部	下部
交換熱量	(kW)	546.0	36.0	58.0	550.3	38.1	59.8
炉壁温度	(℃)	295	295	295	295	295	295
水冷パネル温度	(℃)	62.0	63.2	61.3	58.8	59.7	58.1
空気入口温度	(℃)	29.4	29.4	29.4	29.4	29.4	29.4
空気出口温度	(℃)	56.5	56.5	56.5	53.6	53.6	53.6
空気流量	(m^3/min)	1276.0	1276.0	1283.9	1439.5	1439.5	1439.5
AC伝面	(m^2)	8364.6	8364.0	8383.0	10042.0	10060.0	10038.9
AC循環流量	(ton/h)	52.3	52.3	52.7	52.6	52.5	52.6
ﾌｨﾝ管長さ	(m)	38.4	38.5	38.5	38.5	38.5	38.5
ﾌｨﾝ管段数		8	8	8	8	8	8
排気出口高さ	(m)	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0	4.0
水入口温度	(℃)	54.0	54.0	54.0	50.5	50.5	50.5
水出口温度	(℃)	64.5	63.3	64.1	61.1	60.7	61.1
水循環流量	(ton/h)	44.7	3.3	4.9	44.7	3.2	4.9
伝面間距離	(m)	30.0	23.0	37.0	30.0	23.0	37.0
AC･合流部圧損	(Pa)	597.89	453.49	459.73	543.21	457.01	458.45
循環ﾍｯﾄﾞ	(Pa)	1597.00	1218.25	1920.19	1543.27	1181.65	1897.80
水管ﾊﾟﾈﾙ最高温度	(℃)	67.2	67.0	66.2	64.0	64.8	63.3
AC Length	(m)	13.0			15.4		

前後弁抵抗値(流配用)	0.05/0.05	45/45	45/45	0.05/0.05	30/30	40/40
弁損失係数；ζ	0.05	45	45	0.05	30	40
換算Cv値	8189.2	71.7	71.7	8189.2	87.8	76.1
接続管内径；D(cm)	19.9	10.2	10.2	19.9	10.2	10.2
	(200A)	(100A)	(100A)	(200A)	(100A)	(100A)
グローブ弁全開Cv値	300～600	50～150				

Table 5-2　Maximum reactor pressure vessel temperature during depressurization accident

解析ケース	初期定格運転時最高温度		減圧事故時最高温度	
	VCS1 系統	VCS2 系統	VCS1 系統	VCS2 系統
出力分布：燃焼 0 日	293°C	293°C	302°C	301°C
出力分布：燃焼 730 日	293°C	293°C	293°C	292°C

注）VCS：炉容器冷却設備（Vessel Cooling System）

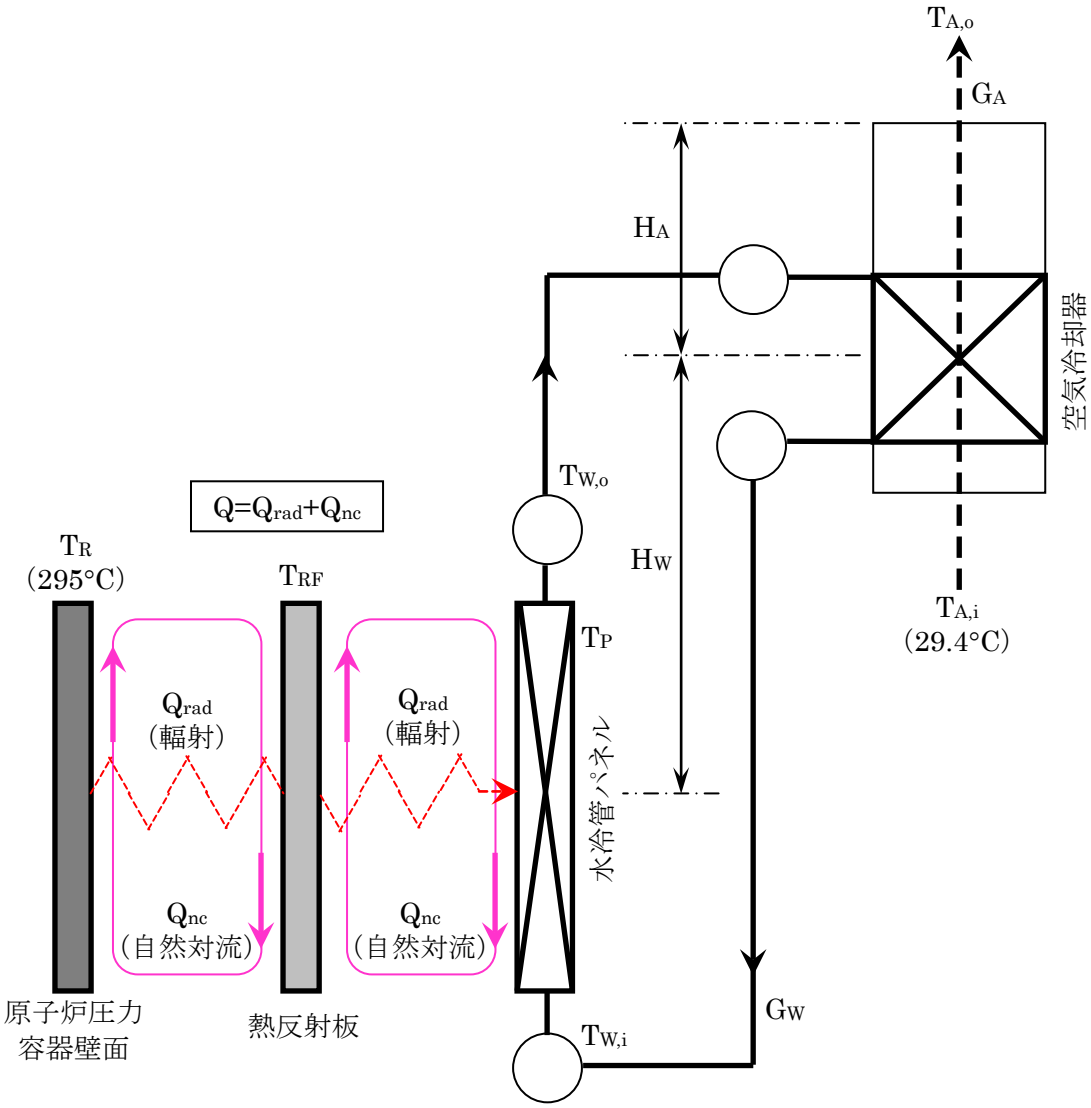


Fig. 5-1　Heat and mass balance evaluation model for vessel cooling system

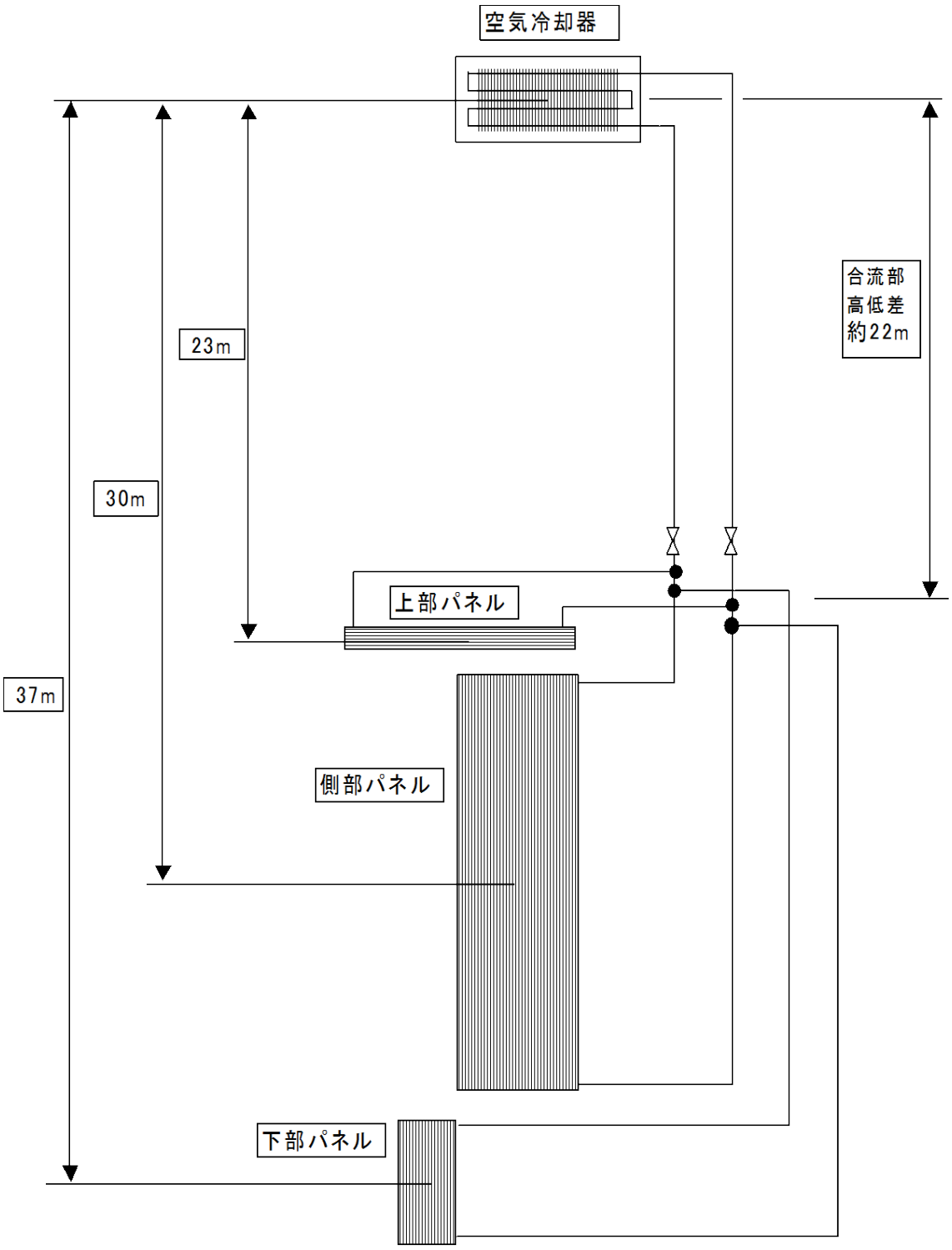


Fig. 5-2　Difference of height between cooling panels and air cooler

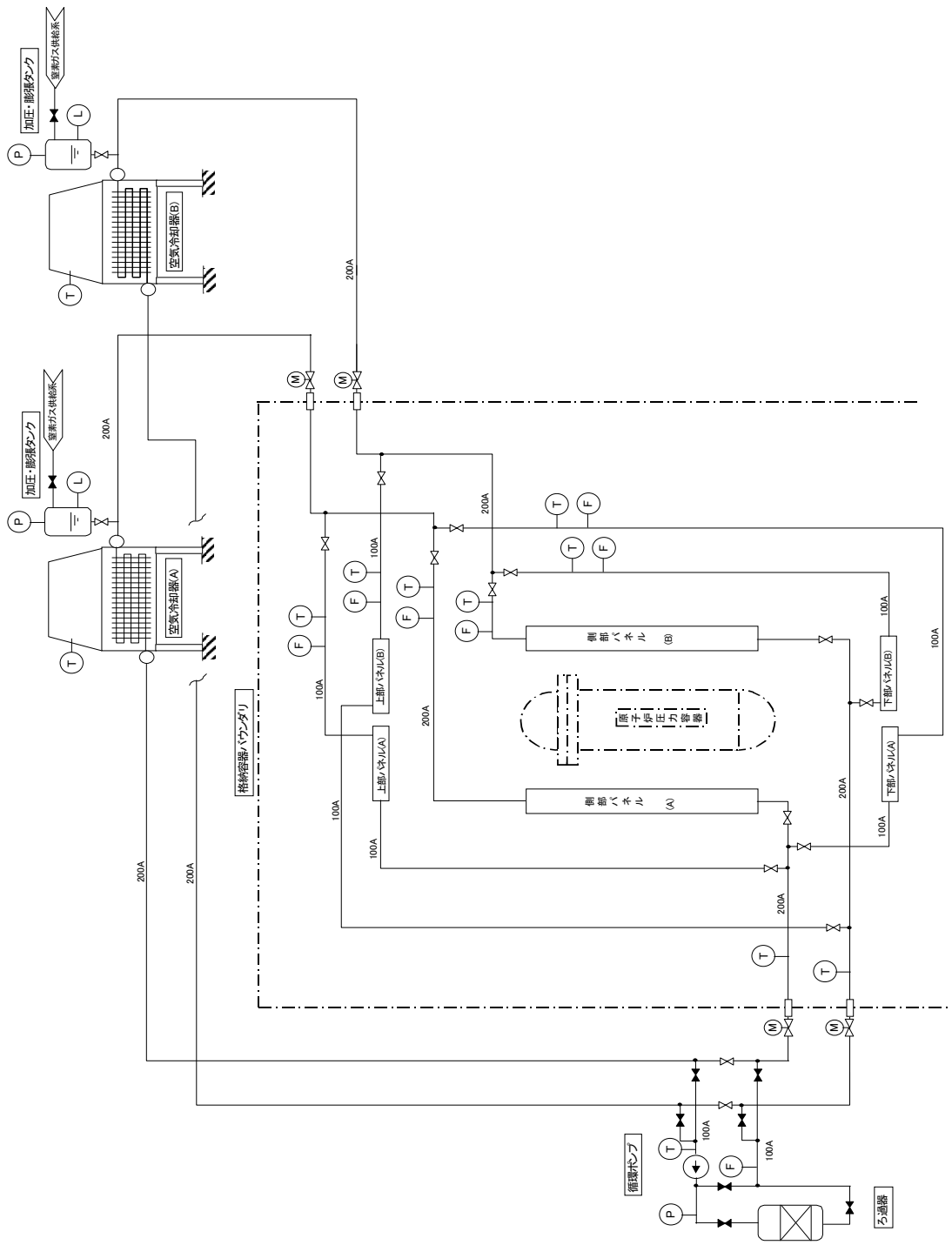


Fig. 5-3 Flow diagram of vessel cooling sytem

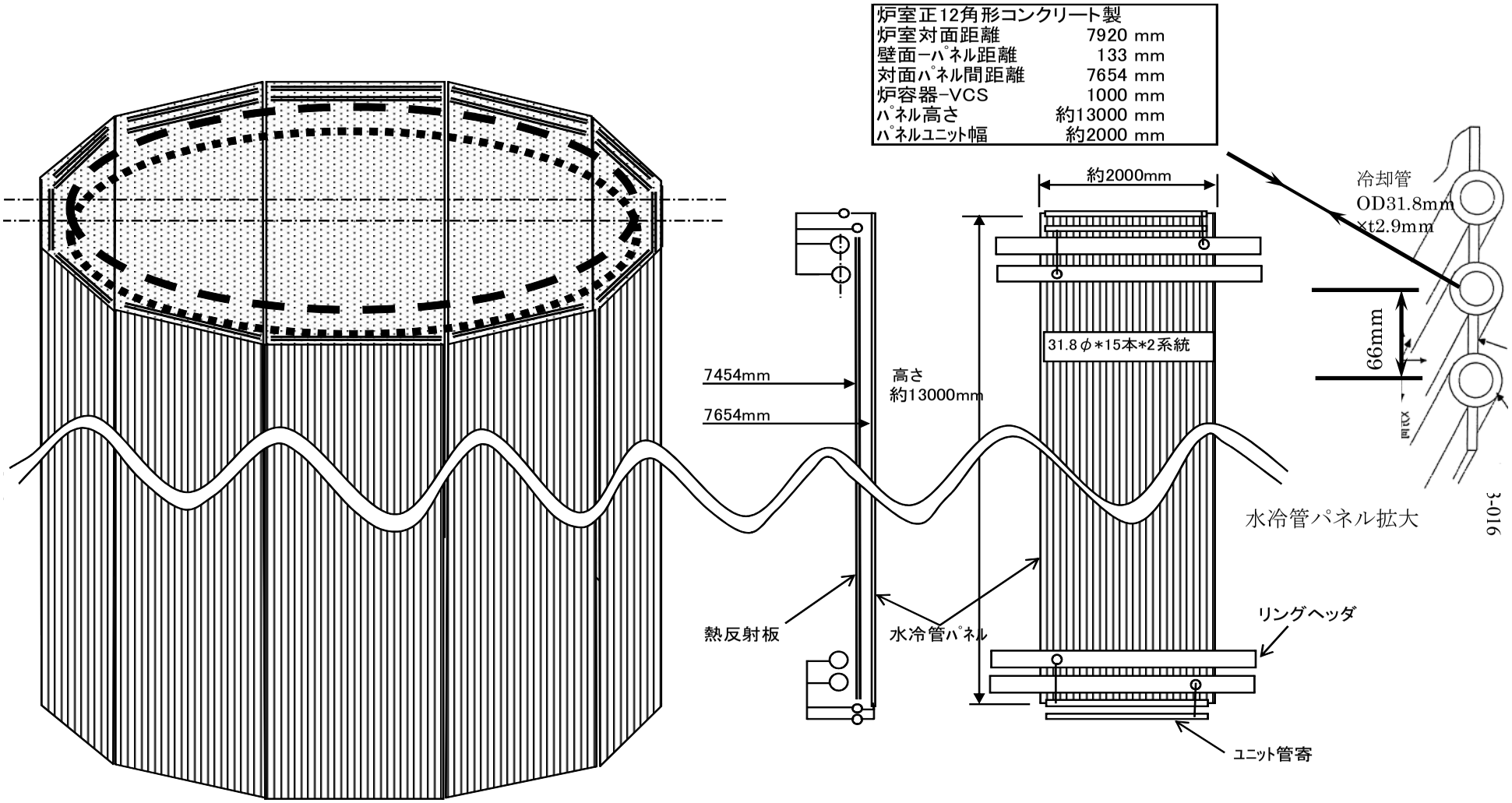


Fig. 5-4 Schematic of the side cooling panel configuration

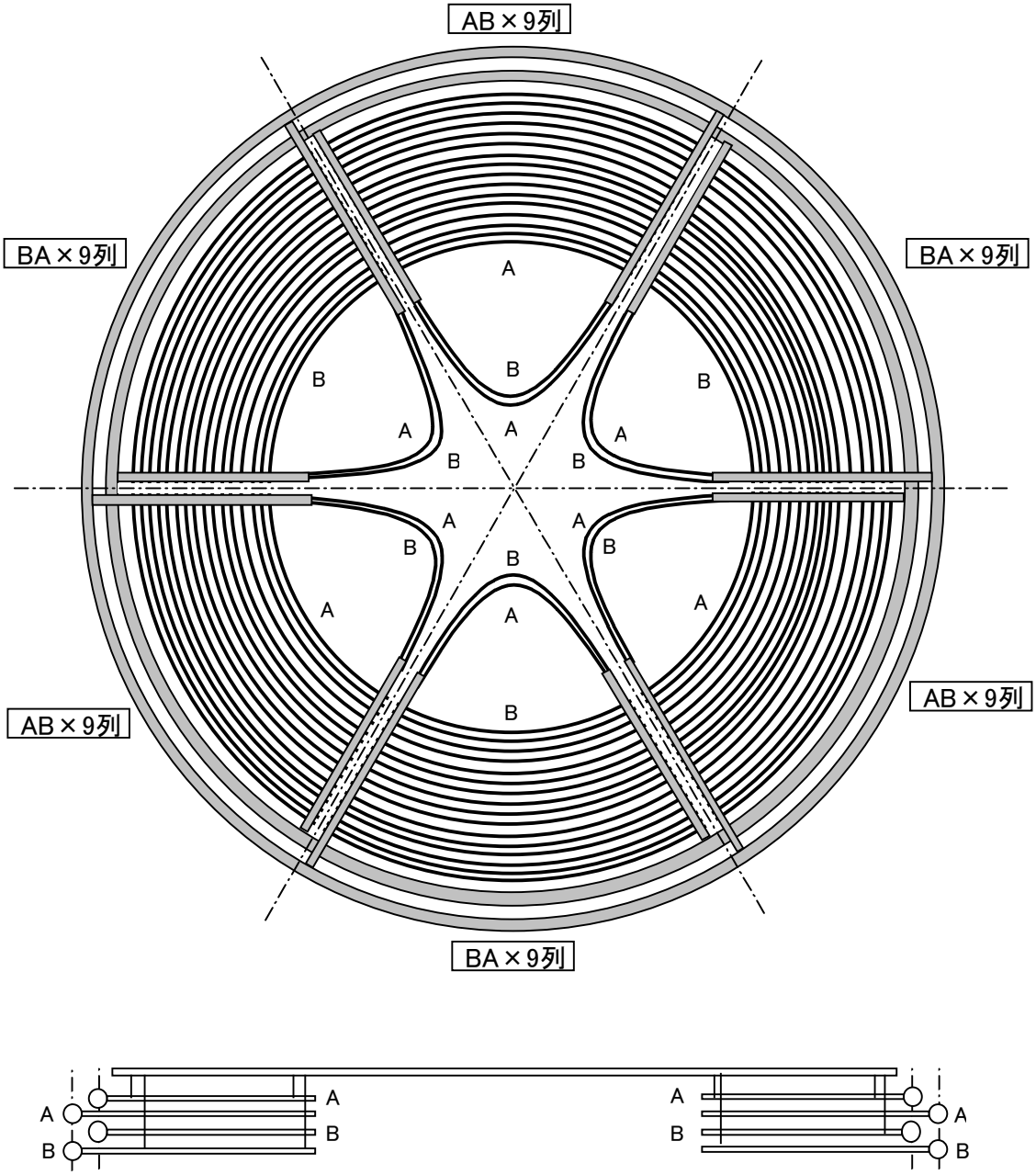
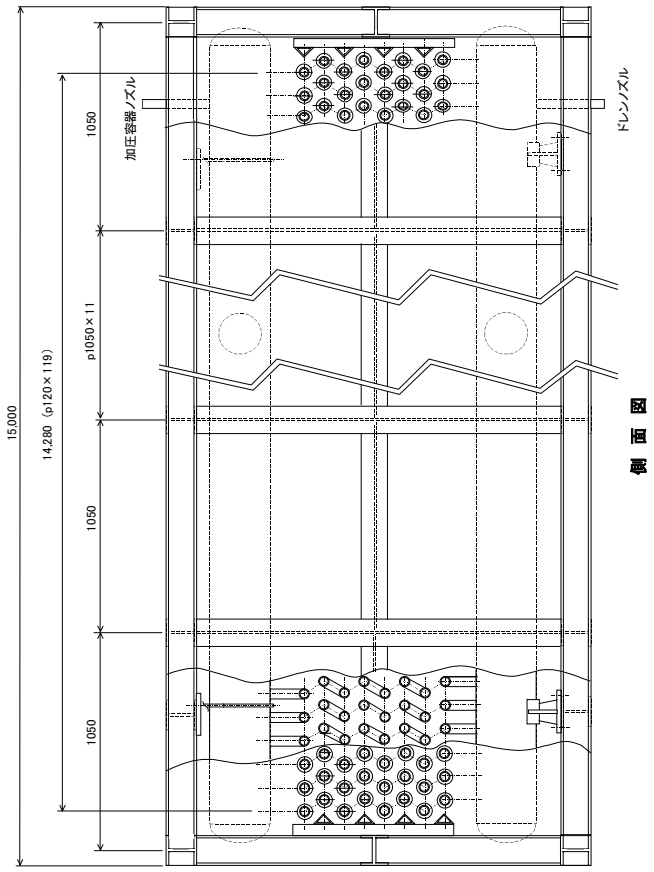
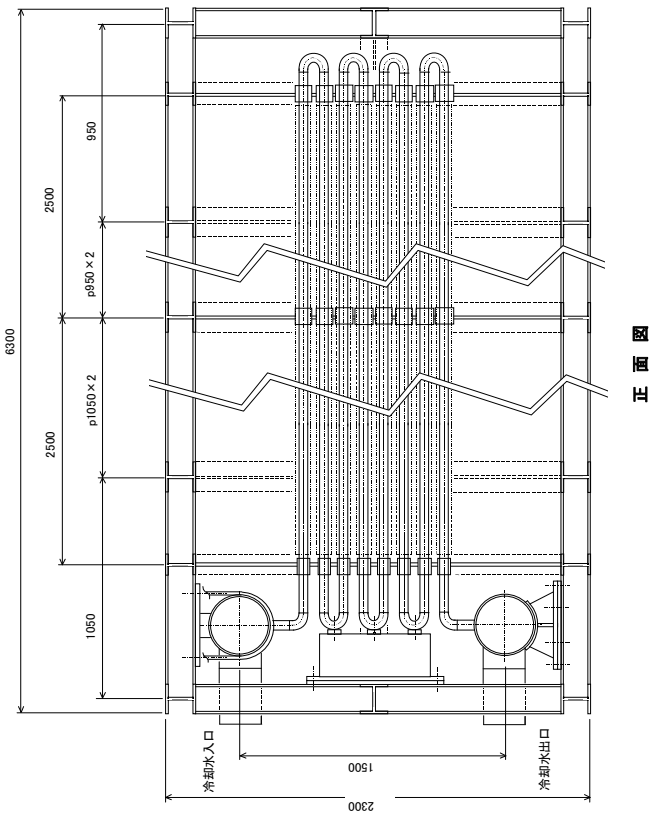


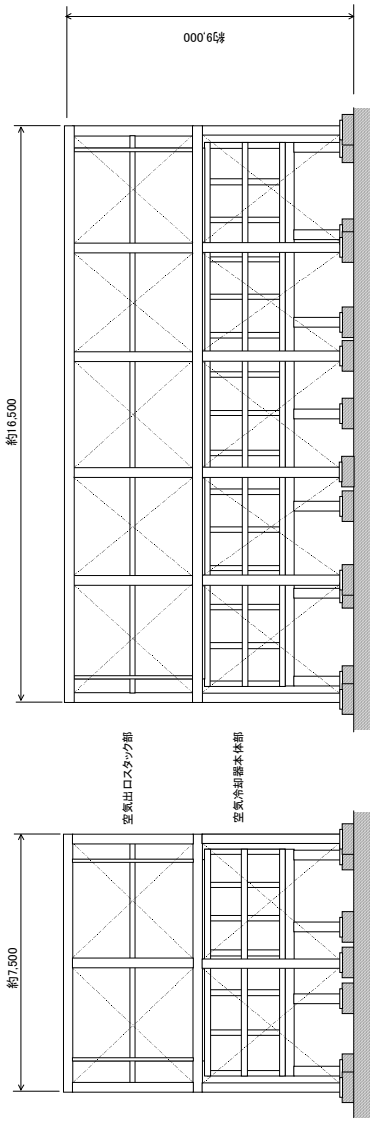
Fig. 5-5　Schematic of the upper cooling panel configuration



側面図



正面図



全体据付イメージ図

注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 5-6 Air cooler configuration

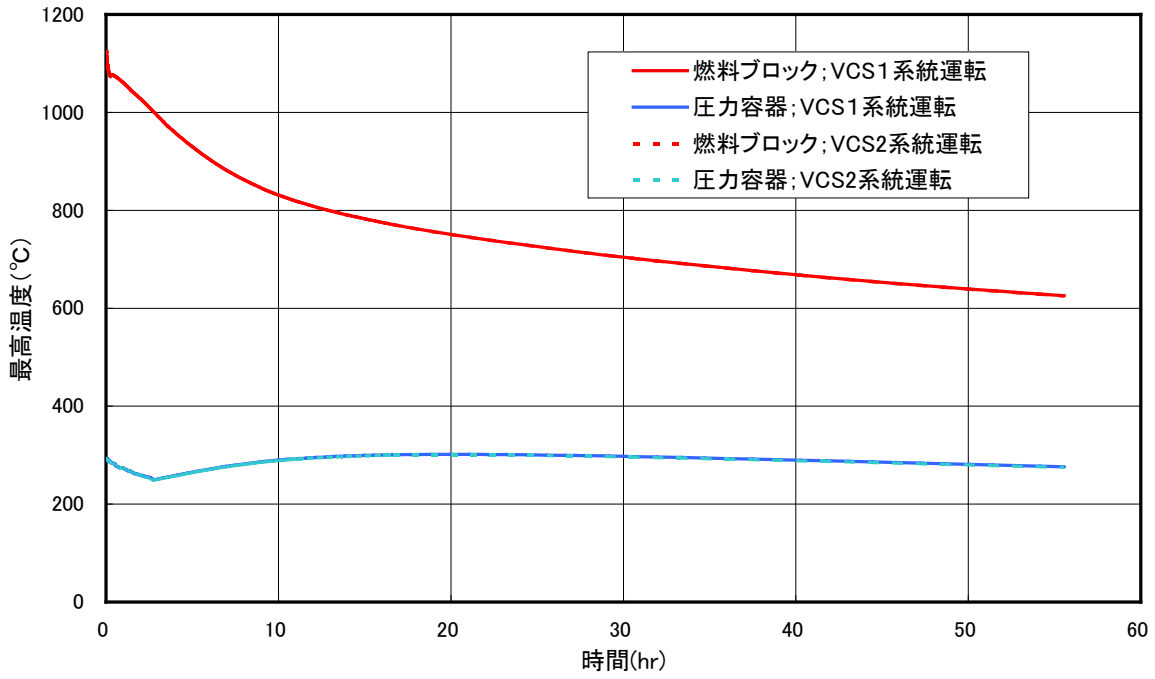


Fig. 5-7　Transient response of maximum fuel block temperature and reactor pressure vessel temperature during depressurization accident at 0 EFPD

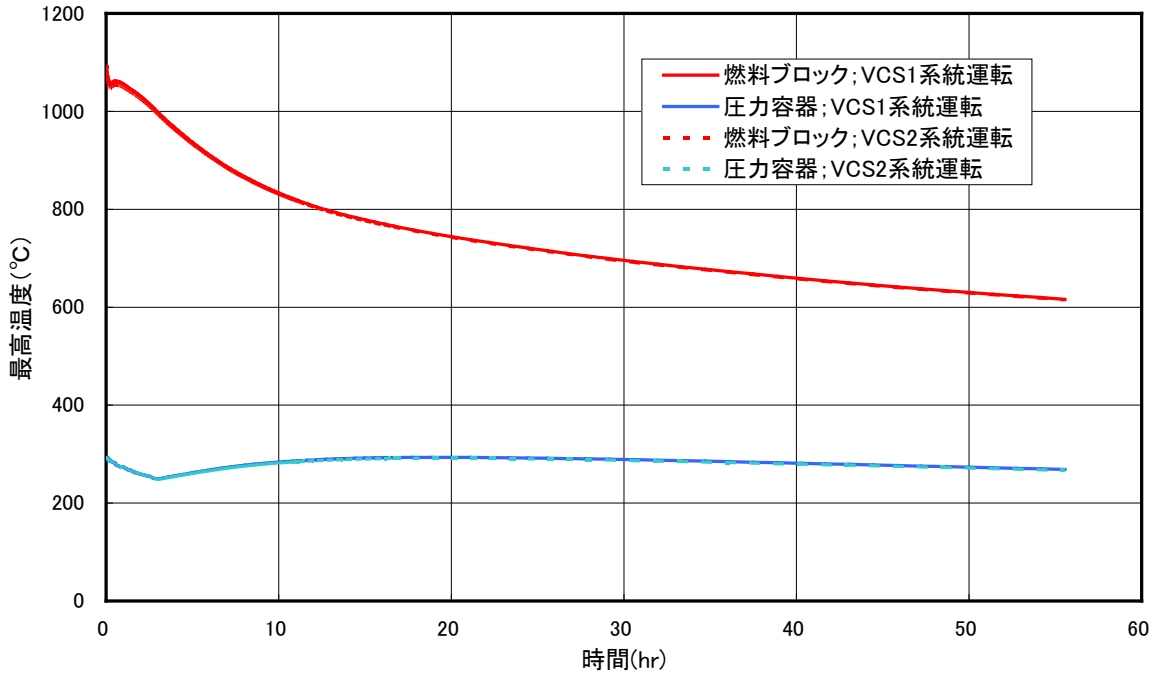


Fig. 5-8　Transient response of maximum fuel block temperature and reactor pressure vessel temperature during depressurization accident at 730 EFPD

6. 停止時冷却設備設計

6.1 概要

停止時冷却設備は、原子炉通常停止時の崩壊熱及び残留熱の除去、並びに、１次系内の圧力が保たれた状態での原子炉スクラム後の崩壊熱及び残留熱除去を目的に設置する。また、燃料交換時、大気圧状態（微負圧）で原子炉の崩壊熱及び残留熱を除去し、燃料交換可能な温度維持を行う。停止時冷却設備は、1 次冷却材が循環するヘリウム冷却系及び 1 次冷却材の除熱を行う冷却水系から構成される。ヘリウム冷却系は、熱交換器、ヘリウムガス循環機、配管、弁類等より構成され、冷却水系は、冷却器、冷却水循環ポンプ、加圧器、配管、弁類等より構成される。

HTR50S では、多重性を持つ独立 2 系列の炉容器冷却設備のみで炉心の残留熱除去が可能であるため、合理的に達成できる最高レベルの安全を実現するよう防護を最適化するという観点から停止時冷却設備を非工学的安全施設としてプラント設計を進めた。HTTR の補助冷却設備は原子炉圧力容器外に設置され、原子炉圧力容器と二重管で接続されているが、物量削減、及び配管破断事故の発生を排除するという観点から、原子炉冷却材圧力バウンダリとなる同設備に係わる容器、配管を排除することが望ましい。この課題に対し、原子炉除熱時の過冷却、並びに、プラント稼働率を考慮して定めた定格除熱量を確保しつつ、ヘリウム冷却系の熱交換器とヘリウムガス循環機をユニット化して原子炉圧力容器下部鏡板部に設置することにより、原子炉圧力容器との一体型を図り、原子炉冷却材圧力バウンダリとなる 1 次ヘリウム配管の原子炉圧力容器外への引き廻しが不要となる設備構成を採用した。本方針に基づき主要構成機器の設備設計を実施し、構造概念を構築した。

以上の結果、熱交換器及び循環機を原子炉圧力容器下部鏡板下部のハウジング内に設置すると共に、メンテナンスが必要な動的機器を取り外し可能な分割構造を採用することで、HTR50S の停止時冷却設備について、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管を排除することを達成した

6.2 設計方針

6.2.1 課題と解決策

HTTR の補助冷却設備は原子炉圧力容器外に設置され、原子炉圧力容器と二重管で接続されているが、この高温配管の物量削減によるプラントコスト削減、及び配管破断事故の発生を排除する観点から、原子炉冷却材圧力バウンダリとなる同設備に係わる配管を排除することを目標とした。これに対して、熱交換器及び循環機を原子炉圧力容器下部鏡板下部のハウジング内に設置すると共に、メンテナンスが必要な動的機器を取り外し可能な分割可能構造の採用を図り、原子炉圧力容器外に引回される原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管を不要とする。

6.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計における停止時冷却設備の機能に対する要求事項を以下に示す。なお、停止時冷却設備の機能に対して、安全上の要求はない。

- 停止時冷却設備は、原子炉の通常停止時に、炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱をヘリウム冷却系の熱交換器により冷却水系へ放熱できるようにする。
- 停止時冷却設備は、1 次系内の圧力が保たれた状態での原子炉スクラム後に、炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱をヘリウム冷却系の熱交換器により冷却水系へ放熱できるようにする。この際、原子炉スクラム後、原子炉出口におけるヘリウムガス温度が 100°C 以下となるまでの所要時間を 100 時間程度とする。また、炉内構造物の過冷却を防止する。
- 停止時冷却設備は、燃料交換時、大気圧状態（微負圧）で、炉心からの核分裂生成物の崩壊熱及び他の残留熱を除去し、原子炉内を燃料交換が可能な温度に維持できるようにする。

(2) 構造設計上の要求事項

- 原子炉冷却材圧力バウンダリとなる同設備に係わる配管を排除する観点より、停止時冷却設備を構成する熱交換器及びヘリウムガス循環機をユニット化し、原子炉圧力容器下部鏡板部に設置できるようにする。

6.2.3 使用条件

(1) ヘリウム冷却系

・作動流体： ヘリウム
・圧力： 4.0 MPa
・出入口温度： 900°C（原子炉出口）／325°C（原子炉入口）

(2) 冷却水系熱利用設備

・作動流体： 1 次側：水／2 次側：水（補機冷却水）
・最高使用圧力： 1 次側：3.5 MPa／2 次側：0.5 MPa
・1 次側温度： 100°C（熱交換器出口）
・2 次側温度： 32°C（冷却器入口）／50°C（冷却器出口）

6.2.4 HTTR との相違点

HTR50S の停止時冷却設備と HTTR の補助冷却設備との相違点は、HTTR の補助冷却設備が工学的安全施設であるのに対し、HTR50S の停止時冷却設備は、非工学的安全施設化したことにある。このため、HTTR の補助冷却設備では、商用電源喪失時における動的機器の単一故障を仮定したヘリウムガス循環機等動的機器の多重化が図られ 1 次ヘリウムガスを冷却する熱交換器は、炉外に設置されている。また、最終ヒートシンクとして熱を大気中へ放出する空気冷却器が採用されている。

一方、HTR50S の停止時冷却設備では、動的機器の単一故障を仮定する必要がないため、ヘリウムガス循環機を 1 基として設備の合理化及び経済性の向上を図ると共に、熱交換器とヘリウムガス循環機をユニット化して原子炉圧力容器下部鏡板部に設置し、原子炉冷却材圧力バウンダリの低減を図る設備構成を採用した。また、最終ヒートシンクを補機冷却水設備で対応できること

より、冷却器を HTTR の空冷から水冷へ変更し、設備の小型化及び経済性の向上を可能とした。

6.3 設計

6.3.1 系統設計

原子炉停止時における熱交換器の初期除熱容量を変数として、原子炉出入口におけるヘリウム温度変化を評価し、停止時冷却設備の定格除熱量を設定した。

(1) 評価モデル

Figure 6-1 に、原子炉及び停止時冷却設備熱交換器を評価対象とした除熱モデルの模式図を示す。原子炉のモデル化については、定格運転時の温度域を指標として、炉心部及び炉構造部の 2 領域に分割し、熱交換器と合わせて 3 領域を対象に、それらの間を循環するヘリウムガスの温度変化を評価する。ここで、各領域から出口ヘリウムガス温度は構造材温度と等しいと仮定し、以下の常微分方程式を解くことにより原子炉出入口におけるヘリウムガスの温度変化を算出した。なお、以下の式において、崩壊熱は Shure の式の 1.2 倍の値を用いて評価した。

$$m_s Cp_s \frac{d}{dt} T_s = GCp_h \left(T_x - T_s \right) \tag{6-1}$$

$$m_r Cp_r \frac{d}{dt} T_r = GCp_h \left(T_s - T_r \right) + Q_{decay}(t) \tag{6-2}$$

一方、熱交換器は 3 MPa の加圧水で冷却するものとし、以下の温度効率をもつ熱交換器とした。ここで、ヘリウム側の熱交換器出入口初期温度は、原子炉出口温度 900°C における定格運転時の条件とし、熱交換器入口の冷却水温度は 40°C とした。

$$\varphi = \frac{T_{r,i} - T_{x,i}}{T_{r,i} - T_{w,i}} = \frac{900 - 325}{900 - 40} = 0.669 \tag{6-3}$$

[記号]

Cp：	定圧比熱（kh/kg/°C）	G：	ヘリウムガス流量（kg/s）
m：	領域質量（kg）	Q_{decay}：	崩壊熱（kW）
T：	温度（°C）	ϕ：	温度効率

[添字]

h：	ヘリウムガス	i：	初期状態
r：	炉心部	s：	炉構造部
w：	冷却水	x：	停止時冷却設備熱交換器

(2) 評価条件

今回の評価では、定格運転時の炉内構造物温度分布に基づき、400°C を境にして便宜的に原子炉を炉心部と炉構造部に分割し、炉内構造物の物量評価に基づき、各構成要素の材料、重量、比熱及び温度より各構成要素の熱容量及び保有熱を整理し、これらの結果を用いて、各領域における原子炉定格運転時の熱容量、保有熱、並びに、平均温度を算出した。

Table 6-1 に、今回の評価モデルの計算に用いた入力条件を示す。上記に示す要領で算出した各領域における原子炉定格運転時の平均温度は、炉心部で 746.6°C、炉構造部で 319.6°C と評価されたが、崩壊熱除去の観点から、より安全側の評価とするため、炉心部の平均温度は定格運転時の原子炉出口ヘリウム温度に等しい 900°C、また、炉構造部の平均温度は定格運転時の原子炉入口ヘリウム温度に等しい 325°C とした。このモデル化の結果、各領域における原子炉定格運転時の保有熱量は、約 10%大きくなり、保守側の評価になるといえる。

(3) 評価結果

原子炉停止時における熱交換器の初期除熱容量を 1.0 MW、2.0 MW 及び 4.0 MW とした場合の各ケースにおける原子炉出入口ヘリウム温度変化を Fig. 6-2 に示す。

(4) 除熱量の設定

停止時冷却設備の定格除熱量については、原子炉スクラム後の除熱時における炉内構造物の過冷却を防止すること、並びに、設備の稼働率を上げるため、なるべく早く原子炉の崩壊熱及び残留熱を除去することを考慮する。

HTTR では炉内構造物に対する熱応力解析より、補助冷却設備の除熱量が 4.2MW 以下である場合、炉内構造物の過冷却が防止できることが確認されている。また、HTR50S の原子炉出口ヘリウムガス温度は、より高温となる後段のフェーズにおいても 900°C であり、HTTR の原子炉出口ヘリウムガス温度（高温試験運転時 950°C）より低い条件である。以上のことを考慮し、停止時冷却設備の定格除熱量については、原子炉スクラム後の除熱時における炉内構造物の過冷却防止、並びに、早期の原子炉崩壊熱及び残留熱の除去の条件が両立する 4.0MW と設定した。この場合、原子炉停止後、約 100 時間で原子炉出口におけるヘリウムガス温度が 100°C 以下まで到達し、燃料交換が開始可能となる。

6.3.2 機器設計

停止時冷却設備の使用条件及び定格除熱量に基づき、熱交換器の伝熱面積を評価すると共に、GTHTR300 の停止時冷却設備の設計 [16]を参考にし、概略構造を定め、熱交換器とヘリウムガス循環機をユニット化し原子炉圧力容器下部鏡板部に設置することに対する成立性を確認した。更に、冷却器についても熱交換器と同様に伝熱面積を評価し、概略構造を定めた。

(1) 停止時冷却設備概要

Figure 6-3 に、停止時冷却設備の系統図を示す。停止時冷却設備の系統数は 1 系統であり、原子炉圧力容器下部鏡板部に設置される熱交換器とヘリウムガス循環機のユニット、冷却器、循環

ポンプ及び加圧器、配管及び弁類等より構成される。熱交換器の冷却水停止による過熱防止のため、循環ポンプは100%容量2基を並列設置とする。

ヘリウムガス冷却系では、原子炉内を循環したヘリウムガスが炉床部に設置されたガイドパイプを経て熱交換器で冷却されヘリウムガス循環機に至る。ヘリウムガス循環機で昇圧されたヘリウムガスは出口上昇管から原子炉圧力容器下部プレナムに排出され、原子炉内に戻る。原子炉の通常運転時、停止時冷却設備は待機状態となりヘリウムガス循環機は停止しているため、ヘリウムガス循環機吐出側のユニット内配管に逆止弁を設置し、ユニットを通じた逆バイパス流を防止する。また、ユニット内のヘリウムガス循環機モータの冷却には補機冷却水を使用する。

冷却水系の冷却器、循環ポンプ及び加圧器等は格納容器外に設置され、格納容器内の熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットとは、格納容器を貫通する配管により接続される。これらの配管には格納容器の外側に隔離弁が設置される。熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットに流れ込んだ1次冷却水は、ユニット内の熱交換器部でヘリウムガスと熱交換する。熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットを出た1次冷却水は、冷却器において補機冷却水にて冷却され循環ポンプに至る。循環ポンプで昇圧された1次冷却水は、熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットに送られる。加圧器は窒素ガスにより約3 MPaに加圧されており、熱交換器の伝熱管内における冷却水の沸騰を防止する。

(2) 熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニット

1) ユニット概要

Figure 6-4に、熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットの構造概念図を示す。

炉内熱交換器はヘリカルコイル型とし、ヘリカルコイル伝熱管内を1次冷却水、胴側（内部シュラウドと外部シュラウド間）をヘリウムガスが流れ、熱伝達が行われる。ヘリウムガス循環機については、循環ヘリウムガス流量がHTTRの補助冷却設備とほぼ同等であることより、循環機としてはほぼ同等の寸法形状で対応可能と判断し、HTTRの補助冷却設備循環機を若干スケールアップした形でユニット内に組み込んだ。

熱交換器の外部シュラウドは、熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットを原子炉圧力容器下部鏡板に取り付ける上部ハウジングの上部フランジ内側に固定され、熱交換器本体を支持する。原子炉圧力容器内にはこの熱交換器部を挿入できるガイド部を設置してあり、炉床部をガイドパイプが貫通し、高温ヘリウムガスを熱交換器部に導く。

ハウジング部は上下2段に分かれ、上部ハウジングは原子炉圧力容器底部のフランジ取合座にスタッドボルトで取り付けられる。下部ハウジングは上部ハウジング下部の取合フランジとボルト締結される。上部ハウジングには1次冷却水の出入口管板ノズルが取り付けられ、ヘリウムガス出口上昇管及び上部フランジ内側に接続する外部シュラウド内に熱交換器が収納される。下部ハウジングには、吸い込み管及び出口上昇管の嵌合部までを載せた循環機本体とその下方にモータを内蔵する。モータ本体のケーシング内には発熱を水冷するための冷却水を流すが、モータ収納部のハウジング内にも冷却コイルを設け、モータ収納部雰囲気温度を冷却できるように考慮した。

上部ハウジングに取り付けられる静的機器類は、原則としてメンテナンスフリーと考えられる

ので上部ハウジングの分離開放はないものと考える。下部ハウジングには動的機器の循環機本体及びキャンドモータが組み込まれメンテナンスの必要性が想定されるので、上部と下部ハウジングをフランジ接続とし分割可能構造を採用した。

2) 機器主要目

・数量： 1 基
・概略寸法： Fig. 6-4 参照
・除熱量： 4.0 MW
・材質
　伝熱管： SUS321TB
　ハウジング： 圧力容器用調質型マンガンモリブデン鋼
　シュラウド： ハステロイ X
・内部シュラウド外径： 0.65 m
・外部シュラウド内径： 0.95 m
・伝熱管寸法： φ31.8 mm×3.5 t
・ヘリカルコイル層数： 3 層
・伝熱管本数： 19 本
・基準コイル長： 1.1 m
・伝熱面積： 16 m^2
・定格条件
　ヘリウムガス温度：900°C（入口）、325°C（出口）
　冷却水温度： 47°C（入口）、100°C（出口）
　圧力： 4.0 MPa（ヘリウムガス）、3.0 MPa（冷却水）
　流量： 4.7 ton/h（ヘリウムガス）、65 ton/h（冷却水）

(3) 冷却器

1) 冷却器概要

Figure 6-5 に、冷却器の構造概念図を示す。冷却器は横置シェルアンドチューブ式熱交換器を採用した。管内を 1 次冷却水、胴側を 2 次冷却水（補機冷却水）が流れ熱交換が行われる。伝熱管は U 字管方式とし、バッフルが設置される。

2) 機器主要目

・最高使用圧力： 3.5 MPa（管側）、 0.5 MPa（胴側）
・最高使用温度 ： 120°C（管側）、 60°C（胴側）
・形式： 横置円筒 U 字管式シェルアンドチューブ型
・数量： 1 基
・概略寸法： Fig. 6-5 参照
・除熱量： 4.0 MW

・材質

伝熱管：	SUS321TB
管板：	SUSF304
胴体：	炭素鋼
鏡板：	炭素鋼

・伝熱管本数： 366 本

・伝熱面積： 201 m^2

・定格条件

1 次冷却水温度：	100°C（入口）、47°C（出口）
2 次冷却水温度：	32°C（入口）、50°C（出口）
流量：	65 ton/h（1 次側）、195 ton/h（2 次側）

6.4 まとめ

HTR50S の停止時冷却設備に関し、物量削減、及び配管破断事故の発生を排除するという観点から、ヘリウム冷却系の熱交換器とヘリウムガス循環機をユニット化して原子炉圧力容器下部鏡板部に設置し、原子炉圧力容器と一体型を図り、原子炉冷却材圧力バウンダリとなる同設備に係わる配管の削除を図る設備構成を採用した。また、原子炉除熱時の炉内構造物の過冷却、並びに、プラント稼働率を考慮の上、停止時冷却設備の定格除熱量を 4.0 MW に定め、主要構成機器の設備設計を実施し、構造概念を構築した。

以上の結果、熱交換器及び循環機を原子炉圧力容器下部鏡板下部のハウジング内に設置すると共に、メンテナンスが必要な動的機器を取り外し可能な分割構造を採用することで、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管を排除すること達成した。

6.5 基本設計にあたっての検討項目

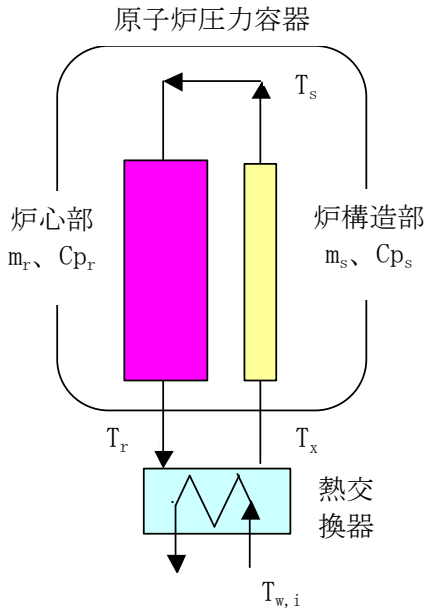
今回の概念設計では、停止時冷却設備におけるヘリウム冷却系の熱交換器とヘリウムガス循環機をユニット化し、原子炉圧力容器下部鏡板部に設置する設備構成を採用し、成立性を確認したが、基本設計時には、以下の項目についてより詳細な検討を進めることが必要である。

(1) 炉内より、高温のヘリウムガスを停止時冷却設備の熱交換器に導くため、ガイドパイプが炉床部を貫通することになる。停止時冷却設備ユニット側での遮へいの必要性、並びに、構造材等の放射化への問題に対する検討を基本設計時に実施する必要がある。

(2) 原子炉の通常運転時、ヘリウムガス循環機は停止しているため、逆流を防止する必要がある。今回の検討では、循環機の吸込み側管部に逆止弁を設置する概念を示したが、逆止弁の構造具体化等について基本設計時に検討を実施する必要がある。

Table 6-1　Input conditions of heat removal capacity evaluation for shutdown cooling system

	設計				計算モデル	
	重量	比熱	平均温度	保有熱	初期温度	保有熱
	m (kg)	C (kJ/kg/K)	Tmean	m・C・T	Tini	m・C・T
炉心部	76,200	1.80	7.466E+02	1.024E+08	900	1.234E+08
炉構造	508,600	0.821	3.196E+02	1.335E+08	325	1.357E+08
	584,800			2.359E+08		2.592E+08



$$m_s Cp_s \frac{d}{dt} T_s = GCp_h (T_x - T_s)$$

$$m_r Cp_r \frac{d}{dt} T_r = GCp_h (T_s - T_r) + Q_{decay}(t)$$

$$T_x = T_r - \phi (T_r - T_{w,i})$$

$$\phi = \frac{T_{r,i} - T_{x,i}}{T_{r,i} - T_{w,i}}$$

[記号]
Cp：定圧比熱（kh/kg/°C）
G：ヘリウムガス流量（kg/s）
m：領域質量（kg）　　Q_{decay}：崩壊熱（kW）
T：温度（°C）　　φ:温度効率
[添字]
h：ヘリウムガス　　i：初期状態
r：炉心部　　s：炉構造部
w：冷却水　　x：熱交換器

Fig. 6-1　Heat removal capacity evaluation model for shutdown cooling system

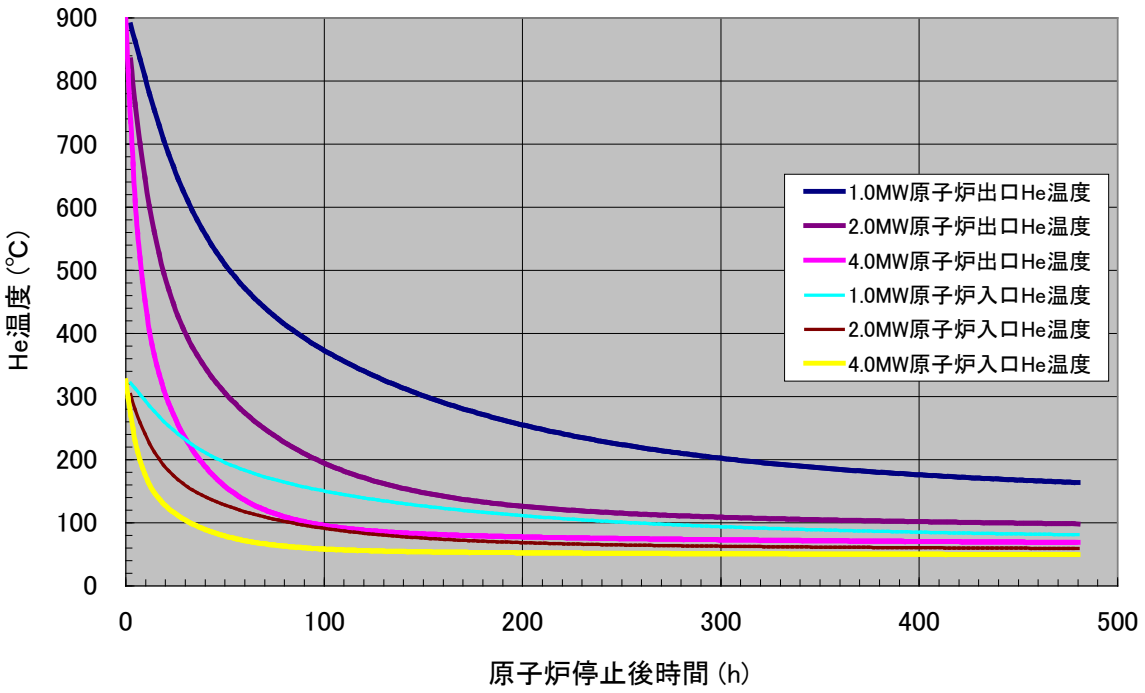


Fig. 6-2　Effect of the capacity of shutdown cooling system on helium gas temperature change at reactor inlet and outlet

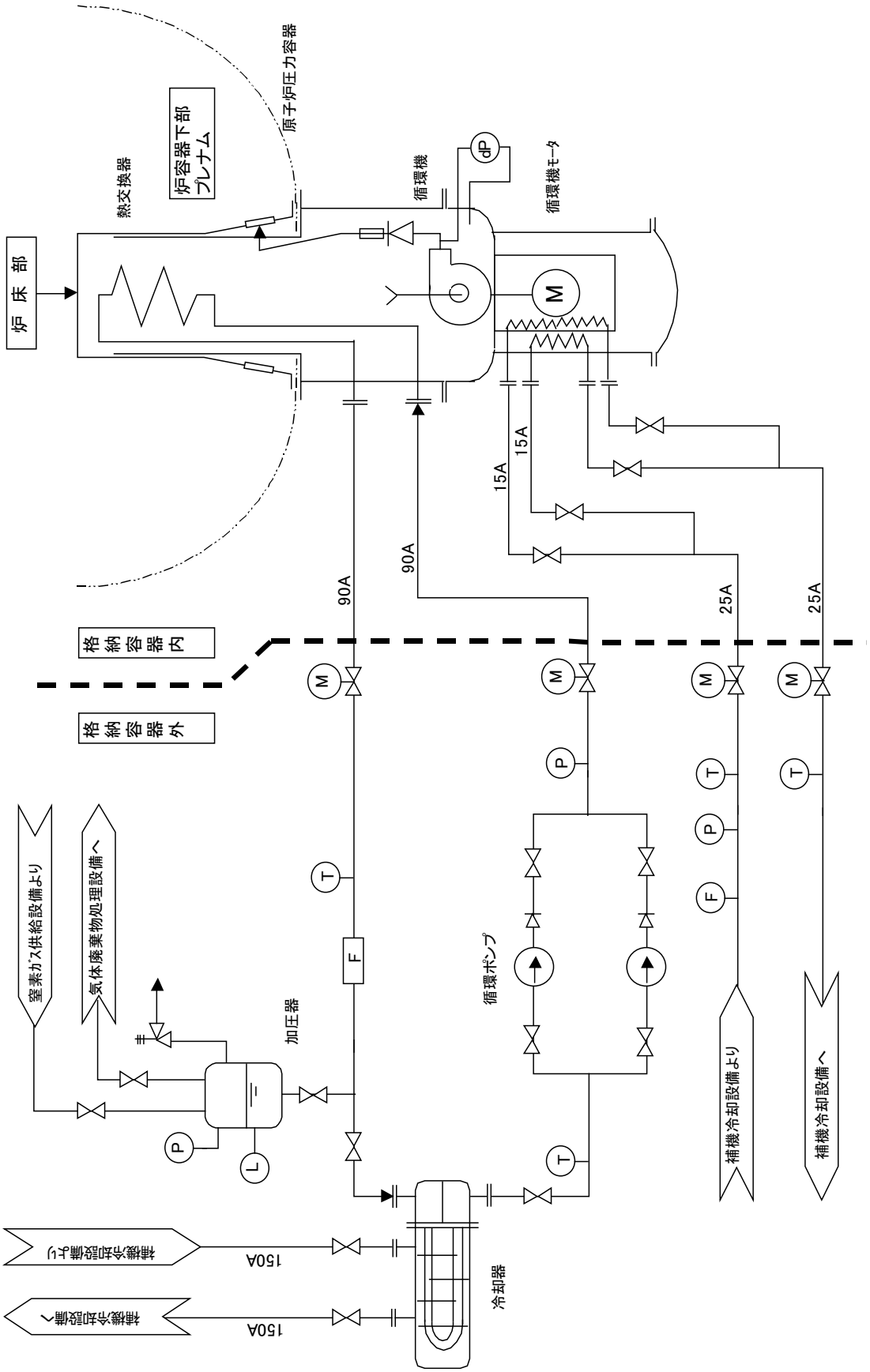


Fig. 6-3 Flow diagram of shutdown cooling system

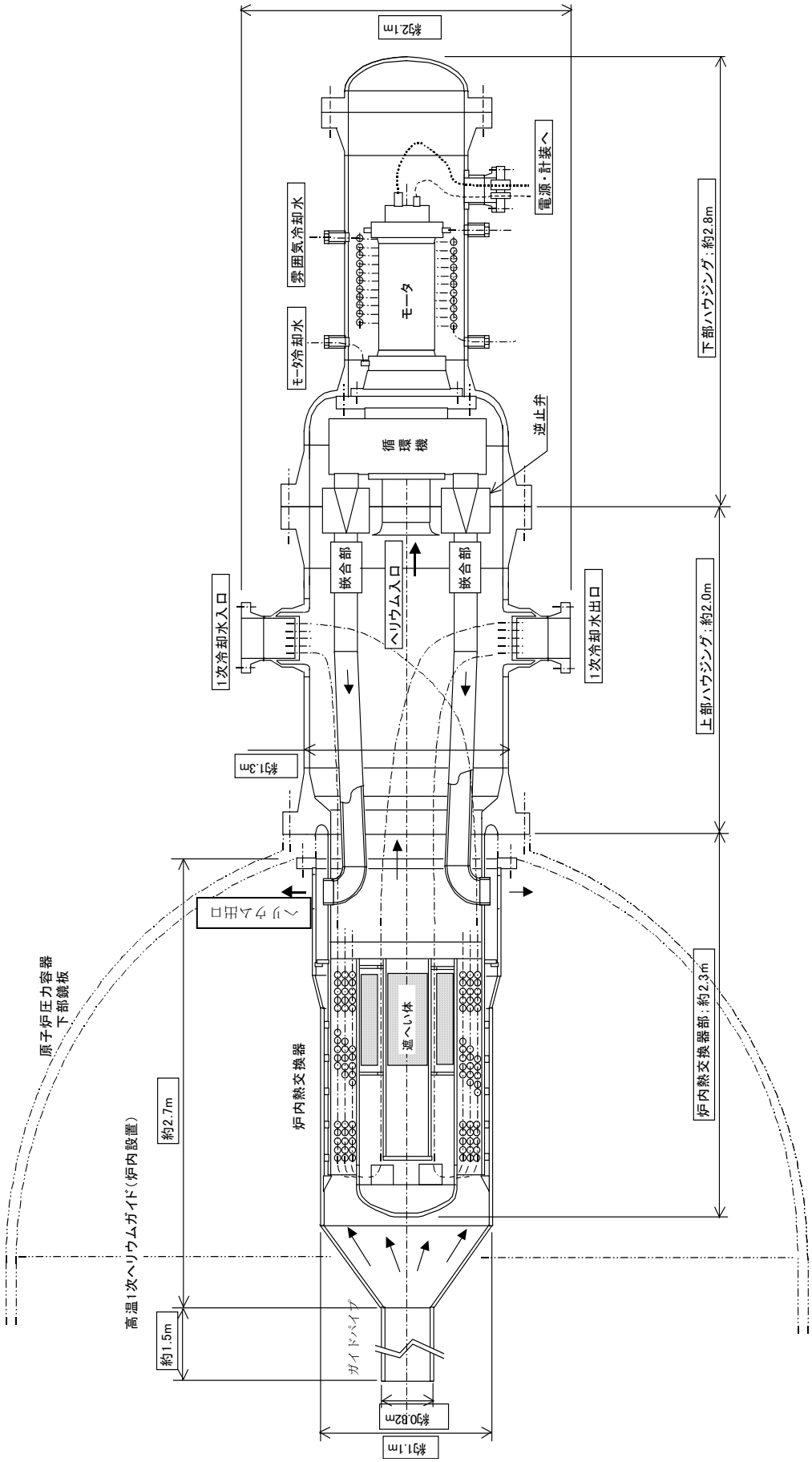
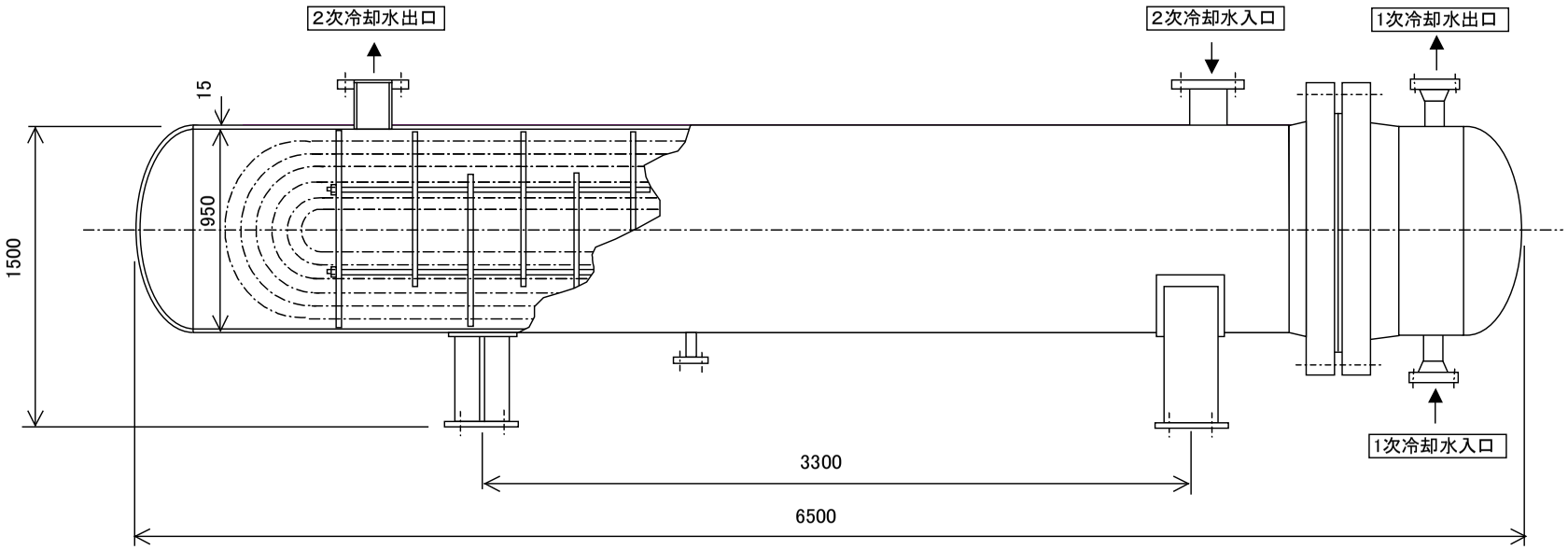
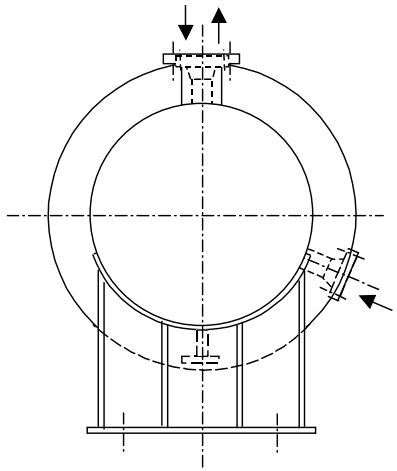
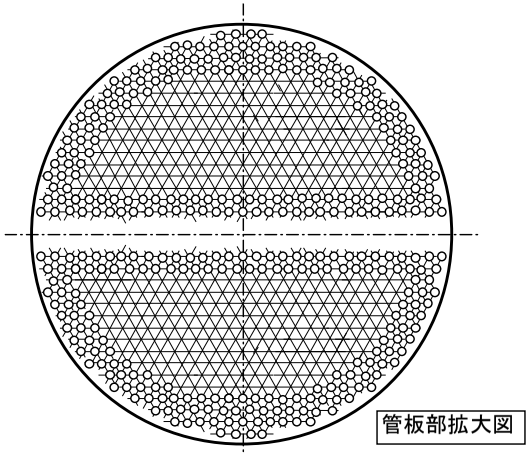


Fig. 6-4 Configuration of heat exchanger and helium gas circulator unit of the shutdown cooling system







水・水熱交換器主要仕様

		管側	胴側
最高使用圧力	(MPa)	3.5	0.5
最高使用温度	(℃)	120	60
流量	(m^3/h)	67	195
入口温度	(℃)	100	32
出口温度	(℃)	47	50
交換熱量	(kcal/h)	3.44×10^6 (4MW)	
伝面	(m^2)	201	

注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 6-5　Configuration of cooler (shell and tube type heat exchanger) of the shutdown cooling system

7. 中間熱交換器設計

7.1 概要

HTR50S の後段のフェーズでは、原子炉出口温度が 750°C から 900°C に上昇し、高温ガス炉の核熱は IHX を介してガスタービン発電設備、又は水素製造施設に供給される。そのため、後段のフェーズ移行時には、1 次冷却設備へ IHX の追設が必要となる。追設される IHX は HTTR の IHX に比べ熱交換量が増大するのに加え、機器設計寿命を確保することが求められる。そこで、熱計算を行い、伝熱面積を可能な限り小さくしつつ、機器設計寿命 40 年を満足する伝熱管仕様を選定すると共に、機器配置上の要求事項である、接続二重管の水平同軸配置を実現するため、三重胴を有する構造概念を検討し、中間熱交換器の設計目標を達成した。

7.2 設計方針

7.2.1 課題と解決策

IHX の設計条件を Table 7-1 に示す。本条件は、Fig. 7-1 に示す IHX を有する HTR50S の後段のフェーズにおける熱物質収支計算から設定した。追設する IHX は HTTR と同じヘリカルコイル型を採用した。ここで、追設する IHX の交換熱量は、HTTR の IHX の 2 倍であるが、伝熱面積を決定する対数平均温度差（LMTD）が減少するため、伝熱面積が大幅に増大することが予想され、伝熱管自重に対する強度確保が課題である。そこで、機器設計寿命 40 年を満足しつつ、可能な限り伝熱面積を小さくできる伝熱管仕様を選定するための熱設計が必要となる。これに対し、HTTR に比べ伝熱管口径を増大することでクリープ強度を向上しつつ、伝熱管本数を少なくすることで管内冷却材流速上昇を図り、伝熱性能を向上させることで伝熱管自重の低減を図る。また、機器及び二重管の熱膨張や地震に対する健全性の観点から要求される接続二重管の水平同軸配置を達成するために、内胴からの輻射及び熱伝導による入熱に対し、外胴温度を温度制限値以内に抑えることが課題である。これに対し、三重胴構造を提案し、外胴と第二内胴間の流路に蒸気発生器からの戻り低温冷却材を導入することにより、外胴温度の上昇防止を図る。

7.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計における IHX に対する機能上の要求事項を以下に示す。

- 基本仕様である 20 MW の高温熱を 1 次冷却材から 2 次冷却材へ熱交換し、IHX 出口において 2 次冷却材を 850°C に昇温できるようにする。

(2) 構造設計の要求事項

HTR50S に追設される IHX の構造設計に要求される条件を以下に示す。

- 減圧事故時における空気侵入量低減の観点から、原子炉格納容器容積を可能な限り低減する。
- IHX の 1 次冷却材の出口温度が 670°C と高温であるため、原子炉冷却材圧力バウンダリ（IHX の外胴）に接触させることが出来ない。そこで、追設する IHX では、蒸気発生器（SG）

から原子炉へ戻る低温冷却材を利用し、IHX 及び SG の内胴及び外胴を冷却する。

- 機器・配管の熱膨張や地震時の振動抑制に配慮し、原子炉及び SG との接続二重管を水平同軸配置とする。
- コスト低減の観点から、原子炉建屋の容積、機器間の高温接続配管の長さを可能な限り低減する。
- 新規 R&D や改造工事を最小限にする。

7.2.3 HTTR との相違点

7.2.2 節に示すように、交換熱量の増大とこれに伴う約 2.5 倍の機器の大型化、IHX の外胴の新規冷却概念の導入、接続二重管の水平同軸配置である。また、IHX の外胴材料を 2 1/4Cr-1Mo 鋼から Mn-Mo 鋼に変更する。

7.3 設計

本検討では、伝熱計算及び応力評価について HTTR の IHX 設計時と同じ手法を用いた。

7.3.1 熱設計

(1) 計算条件

Table 7-1 の設計条件に基づき、伝熱計算を行った。また、本設計では、以下の条件に配慮した。

- HTTR の IHX と同様の伝熱管サイズ
- HTTR の IHX と同様の冷却材流速となる形状
- HTTR の IHX と同様のヘリカルコイル伝熱管傾斜角度

なお、伝熱計算には、HTTR の IHX の設計に使用した計算コード HEATSUP を使用した。

(2) 計算結果

1) 伝熱計算

HTTR の IHX と同等の圧力損失を志向し、Table 7-1 に示す圧力損失制限に対する目標値を満足するように、ヘリカルコイル伝熱管外径をパラメータとして伝熱計算を行った。Table 7-2 に伝熱計算結果を示す。本計算では、HTTR の IHX の伝熱管サイズ（直径 31.8 mm）を含む 3 種類の伝熱管外径を対象に管束部の検討を行った。直径 45.0 mm と 54.0 mm の伝熱管肉厚の選定に当っては、伝熱管の座屈強度を確保する観点から HTTR の IHX と同じ伝熱管外径と厚みの比率を用いて算出した。 伝熱計算の結果より、直径 45.0 mm の場合が最も伝熱面積が小さくなることが分かった。また、直径 54.0 mm の場合は、伝熱面積と伝熱管物量が非常に大きくなるため、建設コストが高くなることが想定される。

2) 応力計算

伝熱管は、900°C のヘリウムガスに晒されるため、クリープ強度が極めて低くなる。万一、1 次冷却材と 2 次冷却材間に圧力差が生じた場合、差圧による 1 次応力によって引き起こされるク

リープ応力が高くなり、直ちに制限値を超えてしまう。そのため、HTTR では圧力差が 0.1 MPa 以下になるよう制御されており、1 次応力を制限値以下に維持することが可能となる。Table 7-2 に示すように、差圧による応力は 3 つの伝熱管で同じである。

伝熱管に内圧により生じる応力と、伝熱管を両端支持はりとした場合の自重による応力を算出し、これらの応力によるクリープ損傷度 Dc との関係を検討した。 Fig. 7-2 に各伝熱管外径での発生応力とクリープ損傷度の関係を示す。3 種類の配管サイズを比較すると、外径が大きくなるほど、自重に対するクリープ強度が向上することがわかる。なお、伝熱管温度はヘリカルコイル伝熱管（高温部）の管内外の熱伝達により計算すると、約 870°C となる。この温度とハステロイ XR の設計クリープ破断応力強さを用いてクリープ損傷度を算出した。

3) 伝熱管外径の選定

検討結果から、3 種類の伝熱管サイズの内、比較的クリープ強度が高く、高価なハステロイ XR の伝熱管重量が小さくなる外径 45.0 mm の伝熱管を選定した。なお、HTTR の IHX と同様のサイズの伝熱管（外径 31.8 mm）の場合は、伝熱管の質量は小さいが、伝熱管本数が 395 本と多くなり、製作性が低下すると考えられるため選定しなかった。

4) 中間熱交換器熱設計結果

熱設計の結果から選定した、外径 45.0 mm、 厚さ 5.0 mm の伝熱管を採用した IHX 設計仕様を Table 7-3 に示す。

7.3.2 構造設計

外径 45.0 mm の伝熱管での伝熱計算結果に基づき IHX の構造を検討した。設計要求に基づき、1 次冷却材入口ノズルと 1 次冷却材出口ノズルを水平同軸に配置し、外胴の内面に SG から戻る 1 次冷却材を流す三重胴構造の IHX について概念設計を行った。

(1) 中間熱交換器の下部構造

Figure 7-3 に IHX 下部の三重胴構造の概念を示す。IHX の下部には 1 次冷却材の入口ノズルと出口ノズルを水平同軸に配置する。1 次冷却材の出入口ノズルは二重管となっており、入口ノズルの内管には原子炉からの 900°C の 1 次冷却材が流入し、2 次冷却材と熱交換が行われる管束部へと導かれる。入口ノズルの外管には、SG からの 325°C の 1 次冷却材が原子炉に向け流れる。また、出口ノズルの内管には管束部で 2 次冷却材と熱交換を終えた 670°C の 1 次冷却材が SG に向けて流出し、外管には 325°C の SG からの戻り 1 次冷却材が流入する。

上記のような 3 種類の温度の冷却材の流れを形成するために、Fig. 7-3 に示すように胴の部分を三重胴とする構造概念を考案した。外胴内面の流路は、SG からの戻り 1 次冷却材の一部を流し、外胴を冷却する構造であり、SG からの戻り 1 次冷却材のほとんどは、下部プレナムを通過し、原子炉に戻る構造である。入口ノズルと出口ノズルのレベルを同一とするために、第一内胴（内胴 1）と第二内胴（内胴 2）の間の流路の下端は斜めの流路構造をとっている。内胴は、下鏡によりサポ

ートされる構造とし、これにより上部での固定は不要となり、水平支持のみを行えば良い構造となる。

(2) 中間熱交換器の上部構造

Figure 7-4 に IHX 上部における二重鏡構造の概念を示す。上鏡の部分については、2 次冷却材の入口ノズル（低温管板）があり、多くの管の配置を妨げずに二重鏡構造とする必要がある。この二重鏡の間の流路は、SG からの 325°C の戻り 1 次冷却材が流され、上部プレナムにおいて、2 次冷却材と熱交換を終えた 670°C の 1 次冷却材と混合する構造となる。この混合場所は、管群が通過するために穴を設けなければならない低温管板部分となる。

(3) 外胴の冷却計算

上記で検討した IHX の外胴内面に SG からの戻り 1 次冷却材（Fig. 7-3 参照）を流通させ、外胴を冷却する構造概念について、IHX 内部の断熱材から外胴に至るまでの各構造の温度分布と冷却流路における冷却材温度を計算し、この構造による冷却の可能性について検討した。

1) 計算モデル

Figure 7-5 に計算モデルの概要を示す。この図に示すとおり、IHX 内部の断熱材の内面は 1 次冷却材温度と同一と仮定した。また、本計算モデルでは、冷却流路及び外胴の外面の熱伝達を考慮した。

2) 計算条件

Table 7-4 に計算条件を示す。

3) 外胴の冷却に係るパラメータ検討

IHX の外胴に汎用圧力容器材料である Mn-Mo 鋼を使用するために、外胴の運転温度を 370°C 以下にする必要がある。この温度制限を満足するよう外胴の冷却流路ヘリウム流量と保温材厚みに相当する外胴外表面等価熱伝達率をパラメータとして計算を行った。

まず、Fig. 7-6 に外胴外面等価熱伝達率 4 kcal/m²･Hr･°C（保温材厚さ 50 mm 相当）の条件下における外胴温度と冷却流路ヘリウム流量の関係に関する計算結果を示す。外胴冷却流路ヘリウム流量が約 1%の場合、外胴材料の設計温度限界から 50°C 以上の十分な裕度を維持できる。更に、Fig. 7-6 から外胴温度に対し、冷却流路流量は大きな影響を及ぼさないことがわかる。仮に冷却材流量がゼロになったとしても、運転中の外胴の温度は外胴材料の設計温度限界を下回ったままである。つまり、運転中において冷却流路流量の正確な制御は必要ではない。

Figure 7-7 に冷却流路ヘリウム流量 1%の条件下における外胴温度と保温材厚みの関係に関する計算結果を示す。HTTR の IHX では、外胴からの熱損失を抑制するために外胴の外壁に厚さ 50～100 mm の保温材が設置されている。HTR50S の IHX は HTTR より外径が大きいものの、HTTR の IHX の通常運転時における熱損失 65 kW と同程度となることを志向し、保温材厚さ

50 mm（外胴外表面等価熱伝達率 4 kcal/m²･hr･°C）とする。 このときの外胴の温度は 305°C となり、Fig. 7-7 に示すように外胴材料の設計温度限界から 50°C 以上の十分な裕度を維持できる。運転中の外胴温度は Fig. 7-7 に示すように保温材の等価熱伝達率に比較的影響を受けやすいため、保温材の厚みを減らすことにより、より大きな設計裕度を得ることができる。

4) 選定した設計仕様での温度分布計算結果

Figure 7-8 に外胴の冷却流路に SG からの戻り 1 次冷却材の 1%の流量を流し、外胴の外側に保温材 50mm を設置した場合の温度分布を示す。図からわかるように各部（内胴、外胴及び冷却流路の冷却材）の温度が高さ方向に若干上昇している（温度上昇は 30°C 以下）ことがわかる。更に、外胴の最高温度は約 305°C である。

以上の結果より、外胴の冷却流路に SG からの戻り 1 次冷却材を流すことで外胴温度を温度制限値以下に保つことが可能であり、また、外胴外面における熱伝達が重要であることが確認された。

(4) 外胴、上下鏡の板厚検討

1) 外胴の板厚

外胴の計算上必要な厚さは次式[17]により算出した。

$$t = \frac{P \cdot R}{S_m - 0.5 \cdot P} \tag{7-1}$$

ここで、t は肉厚 [mm]、P は最高使用圧力[MPa]、R は鏡板中央部における内面の半径 [mm]、Sm は設計応力強さ[MPa]である。

外胴の材質は、軽水炉の原子力圧力容器で多数の実績のある SQV2A（Mn-Mo 鋼）を使用する。断熱材の施工等により、外胴の設計温度は 350°C とした。計算上必要な厚さを基に、腐食代、加工代等を加算した結果を Table 7-5 に示す。

2) 上下鏡の板厚

上下鏡の計算上必要な厚さは次式[17]により求めた。

$$t = \frac{P \cdot R}{2 \cdot S_m - P} \tag{7-2}$$

上下鏡の材質は、外胴と同じ SQV2A を使用する。上下鏡の内面温度は断熱材の施工等により、鏡の設計温度は 350°C とした。計算上必要な厚さを基に、腐食代、加工代等を加算した結果を Table 7-6 に示す。

7.4 まとめ

本設計により決定したIHXの構造概念をFig. 7-9に示す。本構造は以下の特徴を有する。

- HTTR のIHXからの大型化（約2.5倍の伝熱管本数）
- 外胴内側に胴冷却用の冷却流路を有し、SGからの戻り1次冷却材の一部を流すことで胴温度を温度制限値以下に維持
- IHXの1次ヘリウムの入口ノズルと出口ノズルの水平同軸配置

Table 7-7に本構造の主要寸法を、Table 7-8に寸法に基づき概算した重量を示す。原子炉からの900°Cの1次冷却材は、IHX左側の二重管内管を通りIHXに供給され、ヘリカルコイル管束部の胴側を流れる。1次冷却材は管束部出口で670°Cになり、内胴1と内胴2の間の環状流路を下降し、IHX右側の二重管の内管から排出される。この1次冷却材はSGに導入され熱交換された後、循環機で昇圧され、325°CでIHXに戻る。この温度は外胴材料の温度制限370°Cに対し十分に低い。IHX戻り1次冷却材はIHX右側の二重管外管からIHXに導入され、IHXの下部プレナム部を経由しIHX左側の二重管外管から排出される。循環機出口における低温の1次冷却材は1次冷却設備の中でもっとも圧力が高いため、内胴等で漏れが発生したとしても、中央の管束部の高温ヘリウムを安全に内包し、外胴を高温ヘリウムとの接触から保護する役目を持つ。

伝熱管束は多層のヘリカル状伝熱管から構成される。要求された機器設計寿命を満足する観点から、伝熱管本数を削減するためためにHTTRの IHX伝熱管に比べ大きな外径の伝熱管を採用した。

Figure 7-7に示すように、管束は内胴2に取り付けた。最高900°Cの最も高温の1次冷却材は内胴2内側に内包され、内側に施工された保温材により断熱される。一方で、内側に保温材が施工された内胴1の内側には670°Cの1次冷却材が流れる。内胴2の外側、すなわち内胴1と外胴との間の環状流路は、外胴を冷却するための約325°Cの冷却用ヘリウムの流路である。この冷却用の1次冷却材は、1次冷却設備主流からFig. 7-7に示すミニマムバイパスフローに設置されたオリフィスにより、主流の約1%の流量でバイパスされる。通常運転中には、原子炉炉心冷却材流量を監視することが要求されていることから、オリフィスを用いてこのバイパス流量を測定し、1次冷却設備の循環流量からバイパス流量を減算することで炉心冷却材流量を求める。HTTRのIHXにおいても同様のバイパス流量測定システムが導入されている。

外胴冷却用ヘリウムは、IHX上部の内胴1に設けられた伝熱管ヘッダ貫通孔を通過して、主流に戻る。冷却用流れは内胴1の外側と内側の固有の圧力差により導入される。Figure 7-6に示すように、冷却用ヘリウムの流量は外胴温度に大きな影響を及ぼさないため、冷却用ヘリウム流量の正確な制御は不要となる。また、冷却用ヘリウムの流量は全体流量に対しわずかであり、原子炉の運転出力に対し影響を及ぼさない。加えて、必要に応じて、冷却用ヘリウムの流量は、IHX追設に伴う試運転やそれに続く運転、保守点検中にオリフィスラインにより調整することができる。

以上のように、中間熱交換器の熱設計及び構造設計を行い、HTTRに比べ伝熱管口径を増大することでクリープ強度を向上しつつ、伝熱管本数を少なくすることで管内冷却材流速上昇を図り、

伝熱性能を向上させることで伝熱管自重を低減し、発生応力に対する制限値を満足する伝熱管仕様を選定した。また、三重胴構造を採用し、外胴と第二内胴間の流路に蒸気発生器からの戻り低温 1 次冷却材を導入し、外胴を冷却することで接続二重管の水平同軸配置を可能とする構造概念の成立性を示した。

7.5　基本設計にあたっての検討項目

基本設計時には以下の項目についてより詳細な検討が必要である。

(1)　構造上の検討

- 内胴の下部密閉、固定方法
- 内胴の温度差による熱応力
- 下部プレナムの各流路における流量バランス及び熱分布
- 上部内側鏡の固定方法、支持方法
- 上部管束部での１次ヘリウムとバイパス流れの混合による影響

(2)　設計、製作上の検討

- 下部高温ヘッダと連絡管における強度
- 上部連絡管における強度
- 高温ヘッダ、低温管板における伝熱管取り合い方法

Table 7-1　Design conditions of IHX for HTR50S and HTTR

項　　目		単位	HTTR IHX (参考)	HTR50S IHX
交換熱量		MWt	10	20
1次冷却材	流量	kg/Hr	14900	59700
	入口温度	°C	850	900
	出口温度	°C	387	670
	圧力	MPa	3.91	3.9
	圧力損失制限	kPa	-	5
2次冷却材	流量	kg/Hr	12820	47300
	入口温度	°C	244	560
	出口温度	°C	782	850
	圧力	MPa	4.02	4.0
	圧力損失制限	kPa	-	60
対数平均温度差		°C	101	76

Table 7-2　Calculation results of thermal design

評価項目	伝熱管外径		
	31.8 mm	45.0 mm	54.0 mm
伝熱管肉厚	3.5 mm	5.0 mm	6.0 mm
伝熱面積	563 m^2	556 m^2	672 m^2
伝熱管本数	395	159	142
伝熱管物量	14.0 t	19.8 t	28.7 t
1 次応力（差圧）	0.4 MPa	0.4 MPa	0.4 MPa
1 次応力（自重）	3.1 MPa	2.2 MPa	1.8 MPa
1 次応力（差圧+自重）	3.5 MPa	2.6 MPa	2.3 MPa
応力制限値	2.6 MPa　（クリープ損傷度 Dc <0.1、機器設計寿命40年）		
総合評価	X	O	Δ

Table 7-3　Design specifications of IHX for HTR50S and HTTR

項　　目		単位	HTTR IHX （参考）	HTR50S IHX 伝面計算結果
交換熱量		MWt	10	20
対数平均温度差		°C	101	76
伝熱管	外径	mm	31.8	45.0
	肉厚	mm	3.5	5.0
	D/t	-	9.1	9.0
	伝熱管長さ	m	22.4	24.7
	伝熱管本数	本	96	159
ヘリカル コイル	角度	deg	12.6	12.0
	層数	層	6	9
	最内層径	mm	840	1200
	最外層径	mm	1310	2240
	径方向ピッチ	mm	47.0	65.0
	軸方向ピッチ	mm	47.0	65.0
	有効伝熱部高さ	mm	4870	5140
有効伝熱面積		m^2	215	556
センター パイプ	ライナ内径 （流路径）	mm	250	500
1次冷却材 流速	高温部	m/s	11.7	13.9
	中央部		9.3	12.6
	低温部		6.9	11.3
2次冷却材 流速	高温部	m/s	41.1	49.6
	中央部		30.6	43.0
	低温部		20.2	36.5
	センター パイプ内		38.8	38.7
1次冷却材　圧力損失		kPa	3.8	4.4
2次冷却材　圧力損失		kPa	44.9	54.1
伝熱管 重量	単位長さ当り	kg/m	2.49	5.03
	1本当り	kg/本	55.8	124.3
	総重量	ton	5.35	19.76

Table 7-4　Calculation conditions for the evaluation of temperature distribution between inner shell and pressure vessel

冷却環状流路幅　（mm）	50
冷却流路ヘリウム流量／全体流量比	0 ~ 2%
外胴外面等価熱伝達率　（kcal/m²･Hr･°C）	0.7* ~ 10.0**

*　保温材厚さ約 100 mm 相当

**　保温材を設置しない場合を模擬する。

Table 7-5　Thickness of pressure vessel

材質	SQV2A
圧力（MPa）	3.9
設計温度（°C）	350
計算上必要な厚さ（mm）	36.3
腐食代（mm）	2.0
加工代等（mm）	1.0
必要厚さ（mm）	39.3
設計厚さ（mm）	60.0
内径（mm）	3387
外径（mm）	3507

Table 7-6　Thickness of upper and lower dome

材質	SQV2A
圧力（MPa）	3.9
設計温度（°C）	350
計算上必要な厚さ（mm）	18.1
腐食代（mm）	2.0
加工代等（mm）	1.0
必要厚さ（mm）	21.1
設計厚さ（mm）	60.0
内径（mm）	1694
外径（mm）	1754

Table 7-7　Dimensions of IHX design

項　目			単位	寸法
主要寸法	ヘリカルコイル伝熱管	外径	mm	45.0
		厚さ	mm	5.0
		長さ	m	24.7
		本数	-	159
	外胴	外径	mm	3507
		厚さ	mm	60
		長さ	m	11.1
	内胴1	外径	mm	3287
		肉厚	mm	50
		長さ	m	8.3
	内胴2	外径	mm	2707
		肉厚	mm	60
		長さ	m	11.1
	内筒	外径	mm	1120
		肉厚	mm	80
		長さ	m	9.0
	上鏡1	外径	mm	3507
		肉厚	mm	60
	上鏡2	外径	mm	3287
		肉厚	mm	50
	下鏡	外径	mm	3507
		肉厚	mm	60

Table 7-8　Quantity of material used in IHX

部　位	材　質 *	数量	重量 (ton)
ヘリカルコイル伝熱管	ハステロイXR相当品	159	20.3
上部及び下部連絡管 （ヘリカルコイル部の20%を考慮）	ハステロイXR相当品	159	4.1
伝熱促進板、管束支持板	ハステロイXR相当品	1式	10.0
内筒	ハステロイXR相当品	1	19.4
外胴	SQV2A	1	97.0
内胴1	SQV2A	1	33.8
内胴2	SQV2A	1	74.9
上鏡1	SQV2A	1	15.3
上鏡2	SQV2A	1	6.6
下鏡	SQV2A	1	15.3
1次冷却材二重ノズル（高温）	SFVAF22B	1	5.0
1次冷却材二重ノズル（低温）	SFVAF22B	1	5.0
2次冷却材入口ノズル	STPA24	4	28.0
2次冷却材二重ノズル	SFVAF22B	1	6.0
合　　計			259.8

* ヘリカルコイル伝熱管等については、HTTR の IHX での材料と同様の材料とした。

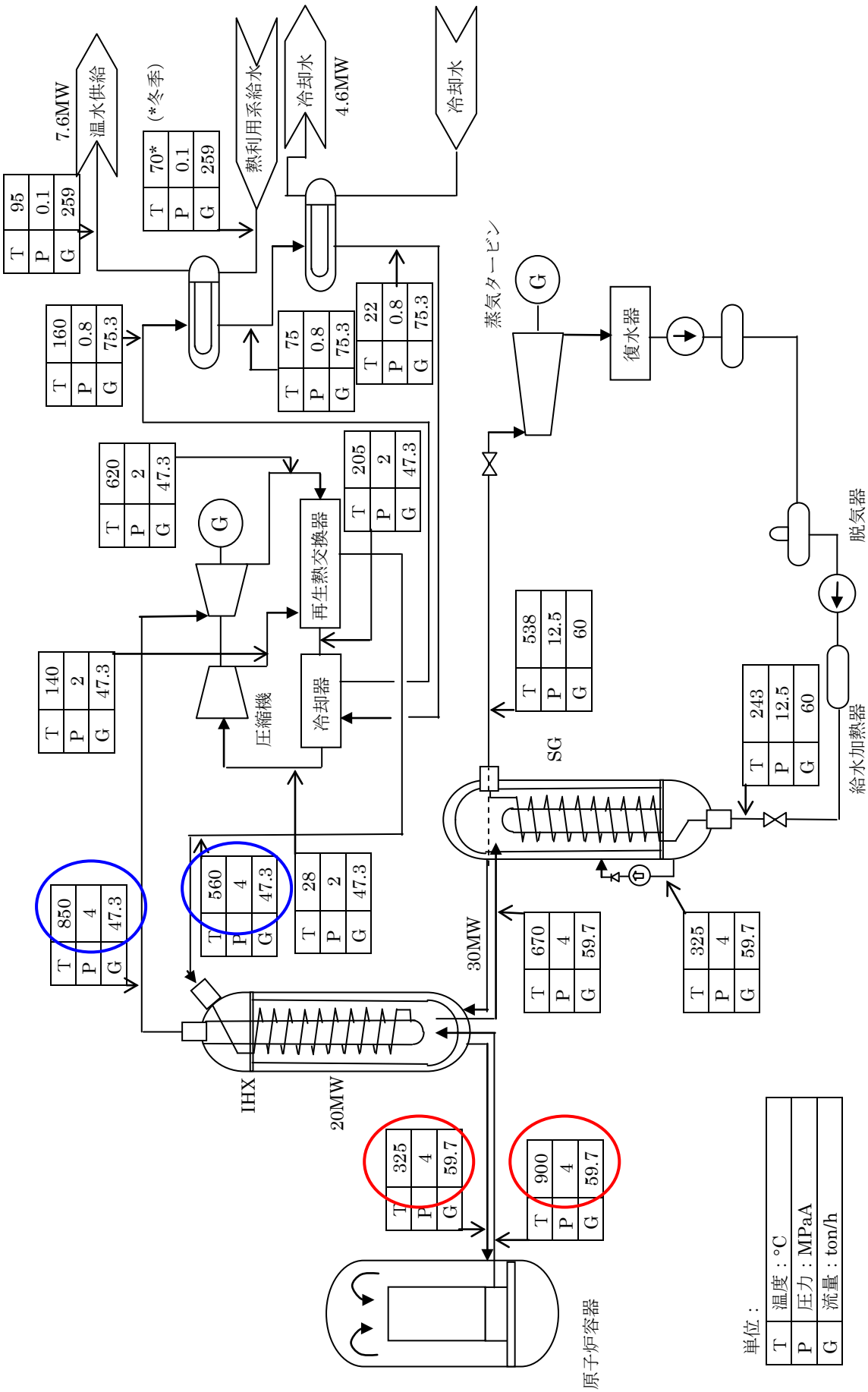


Fig. 7-1 Operating conditions of HTR50S utilzed in IHX design

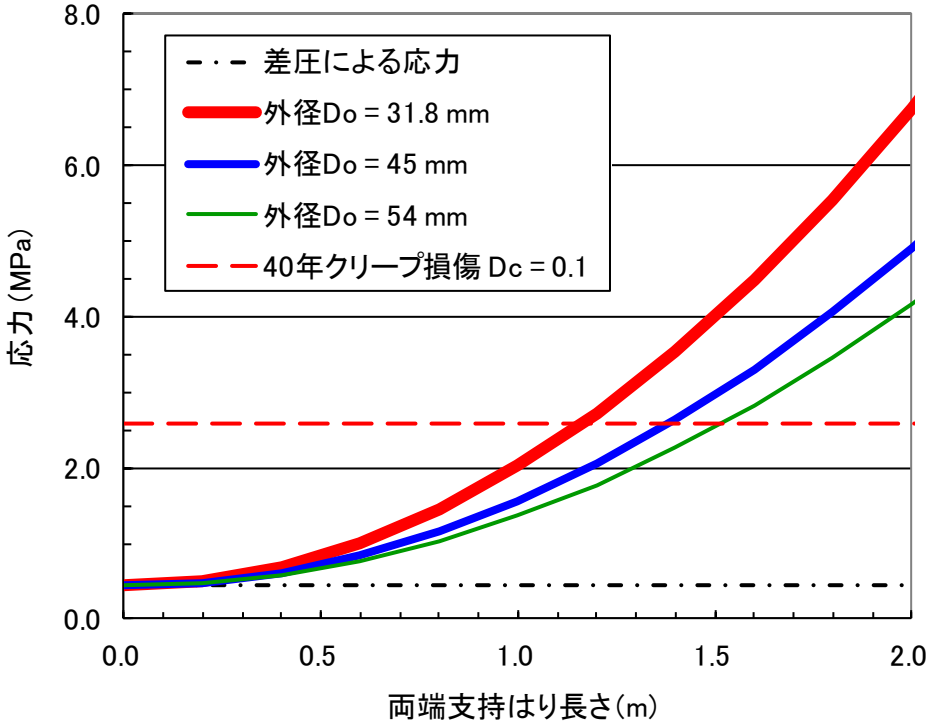


Fig. 7-2　Praimary stress at heat transfer tube in high temperature region for different tube diameters

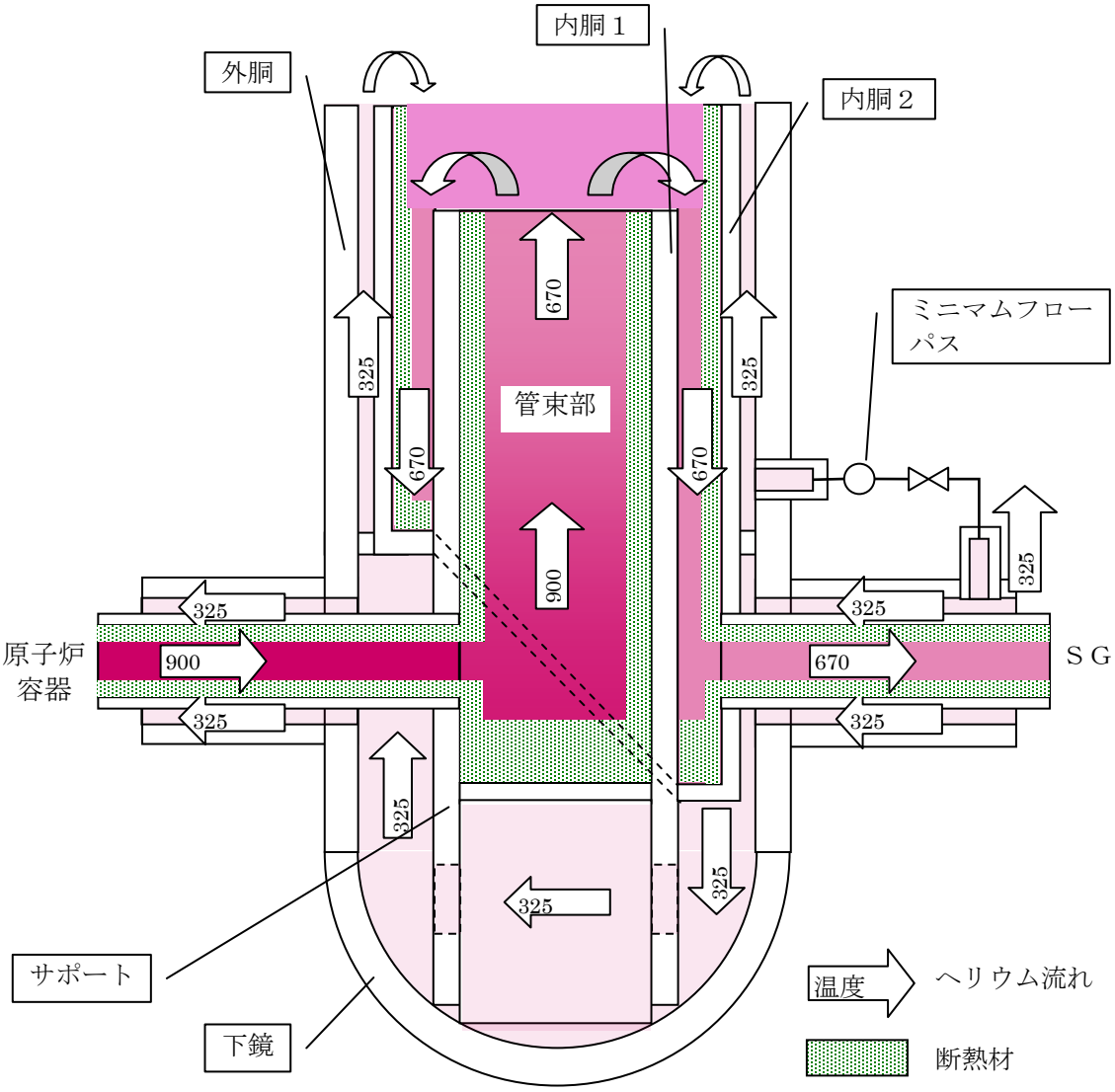


Fig. 7-3　Configuration of IHX for heat exchange part and lower plenum

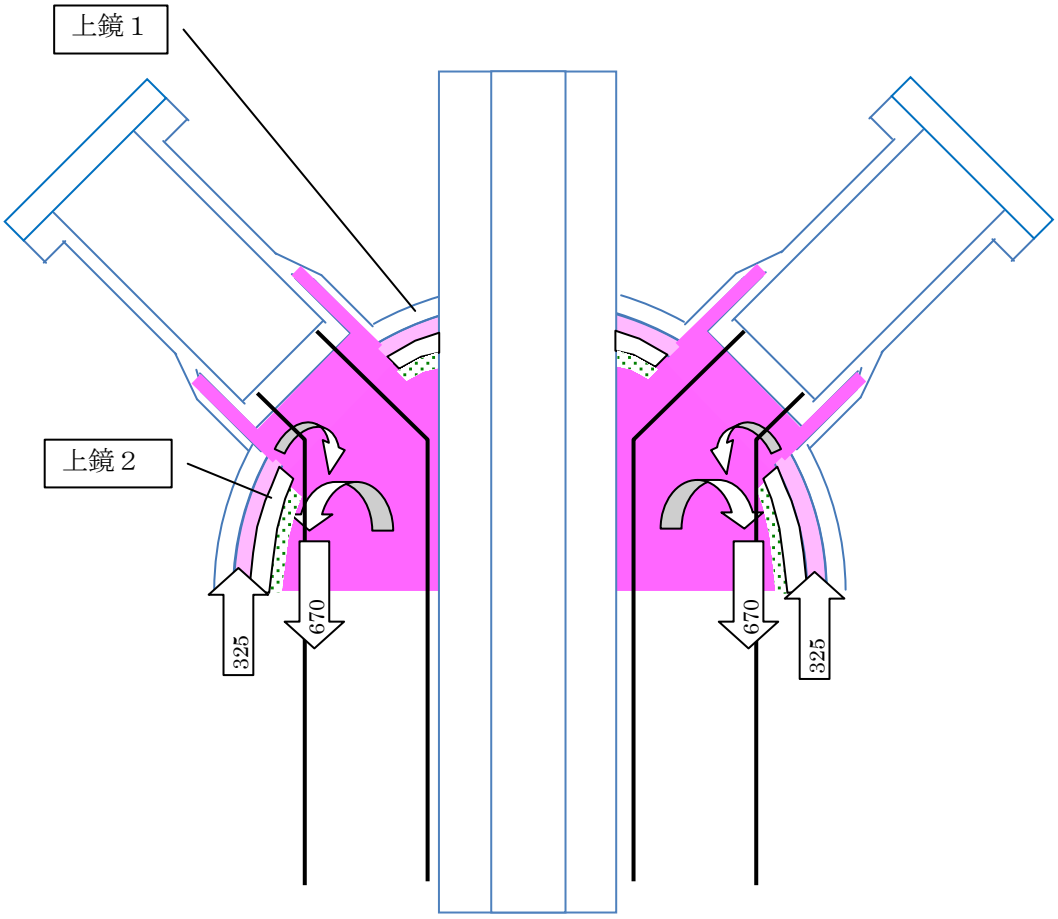
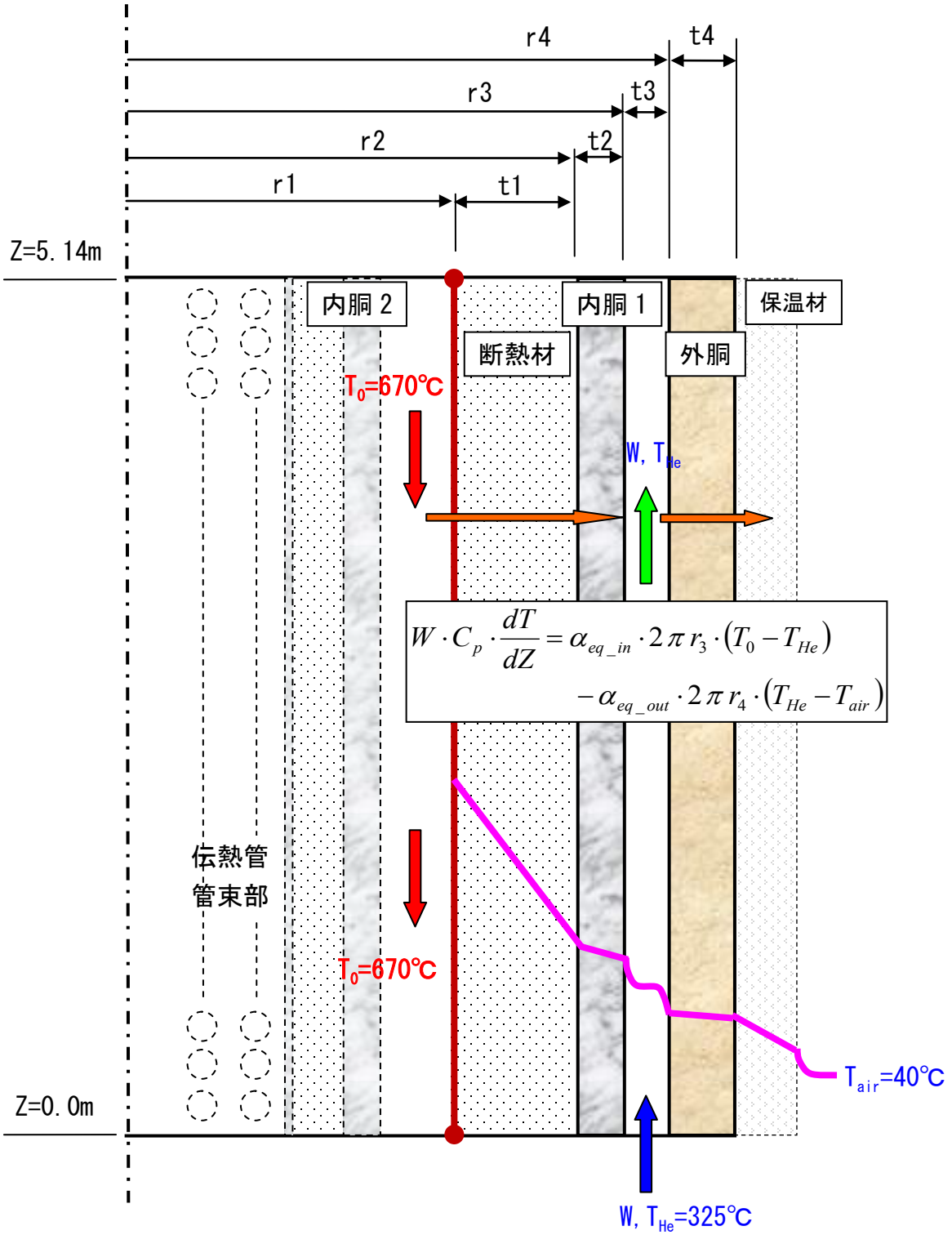


Fig. 7-4　Configuration of IHX for upper plenum



$$W \cdot C_p \cdot \frac{dT}{dZ} = \alpha_{eq_in} \cdot 2\pi r_3 \cdot (T_0 - T_{He}) - \alpha_{eq_out} \cdot 2\pi r_4 \cdot (T_{He} - T_{air})$$

Fig. 7-5 Calculation model for temperature distribution between inner shell and pressure vessel

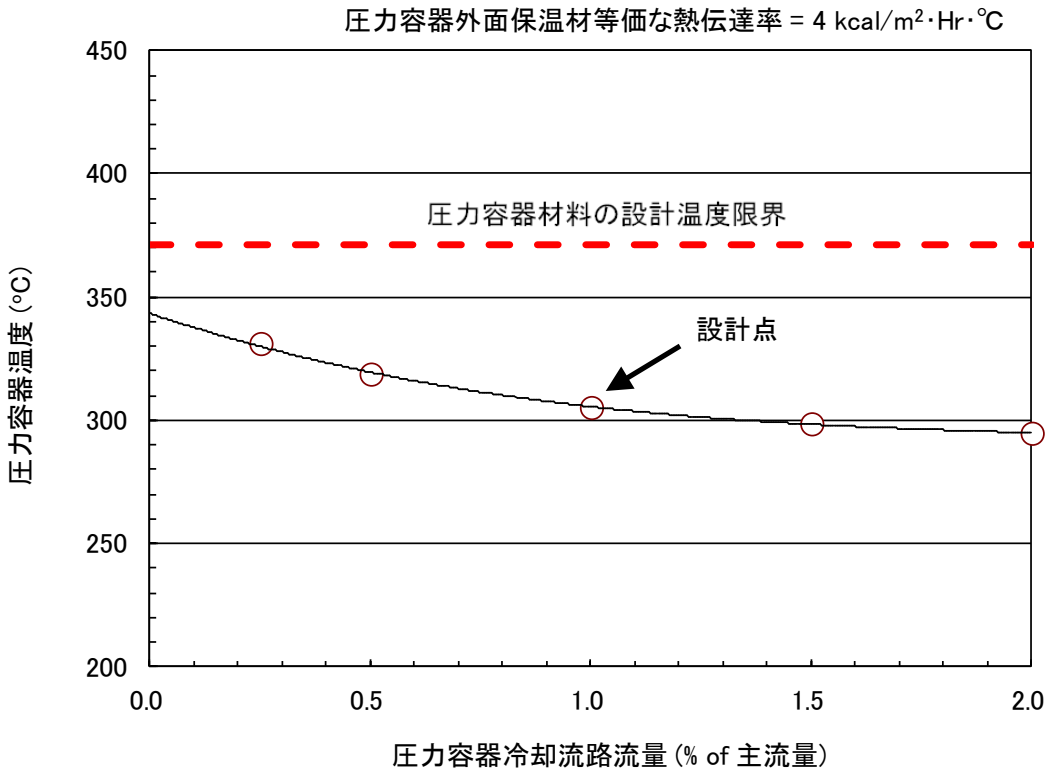


Fig. 7-6　Pressure vessel temperature for different cooling flow rates

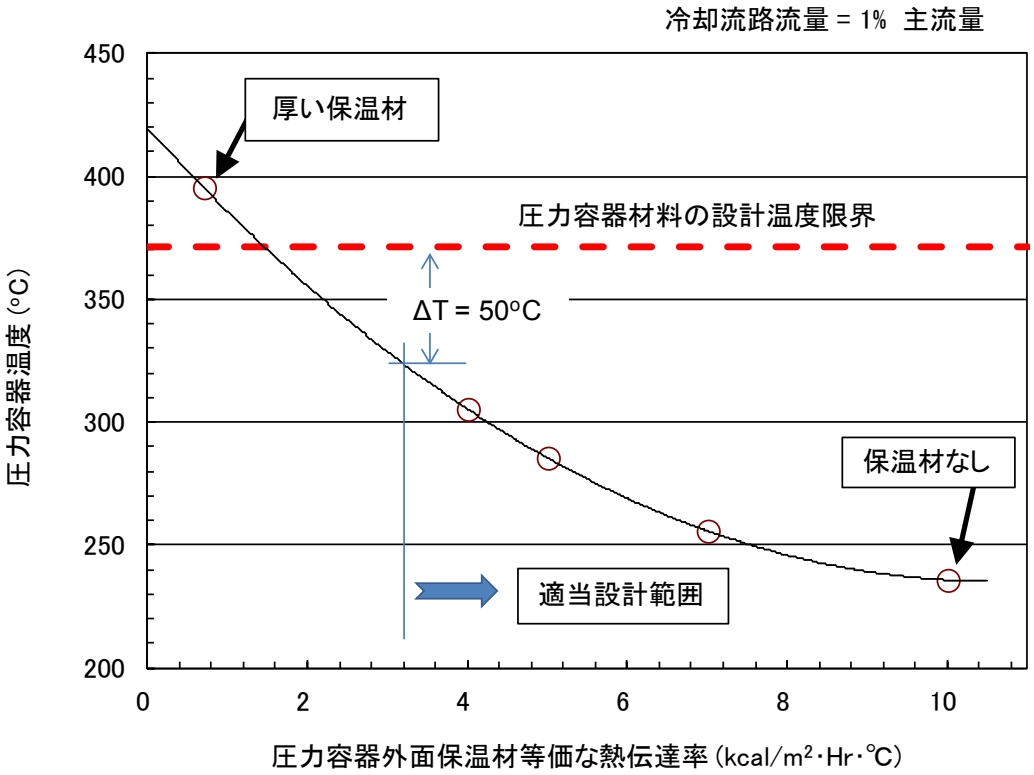
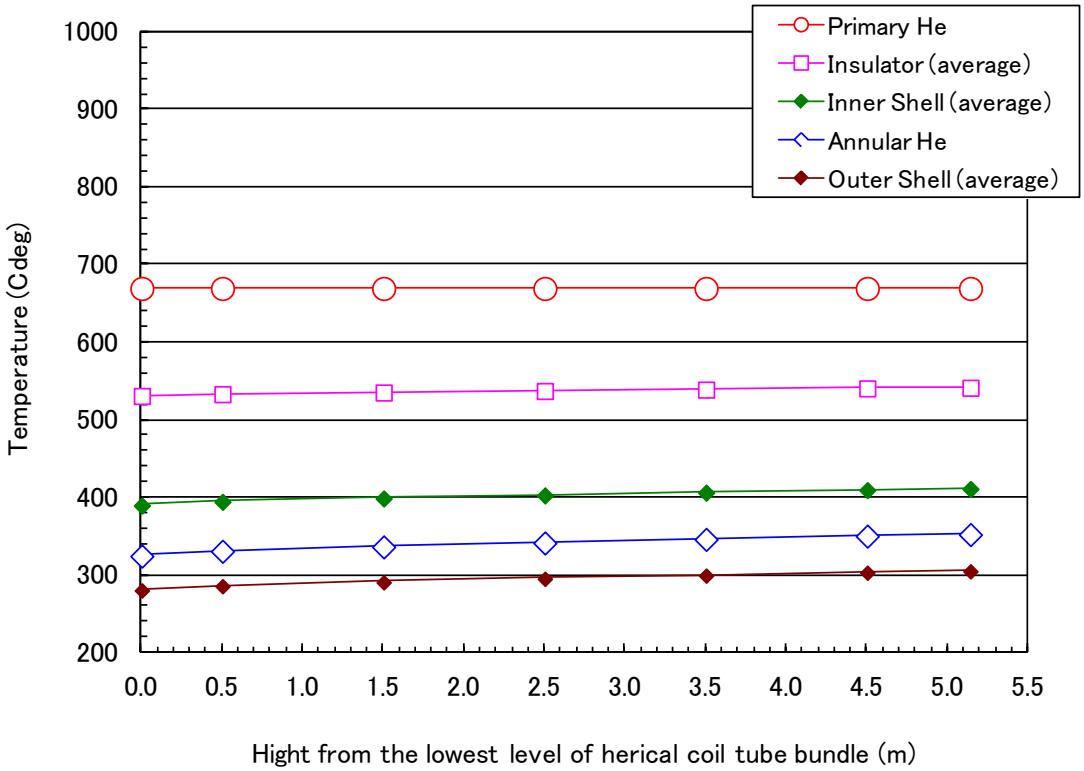
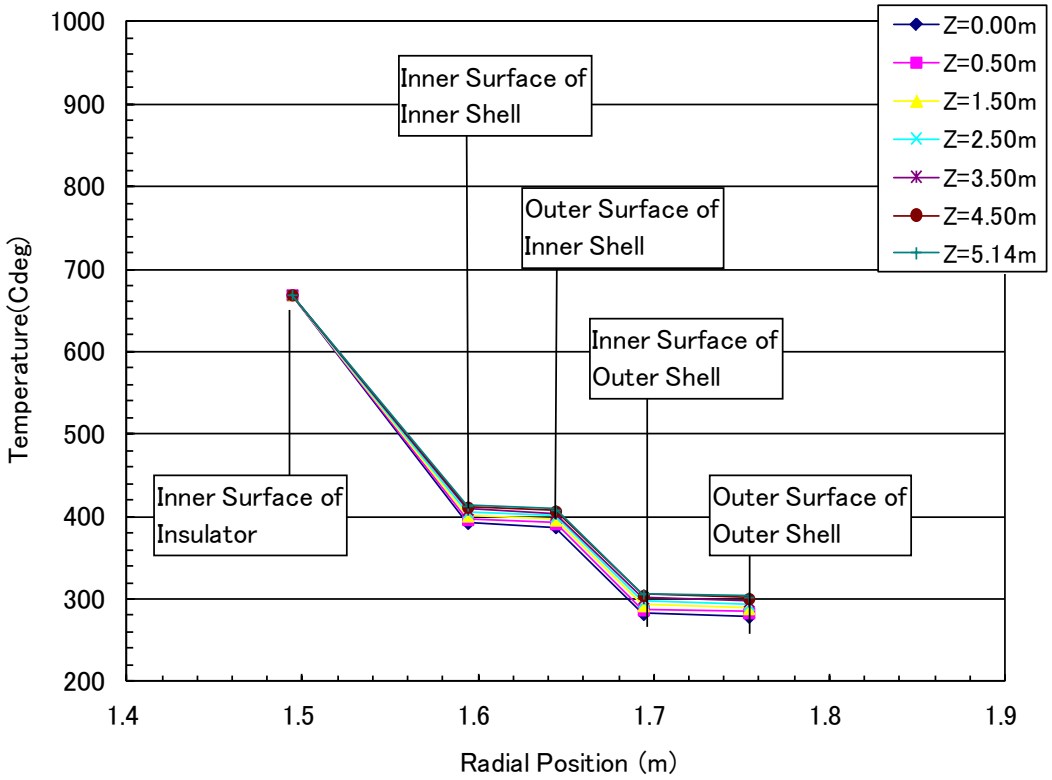


Fig. 7-7　Pressure vessel temperature for different effective heat transfer coefficients at outer surface of pressure vessel



(a) Vertical direction



(b) Radial direction

Fig. 7-8 Temperature distribution of IHX at design condition

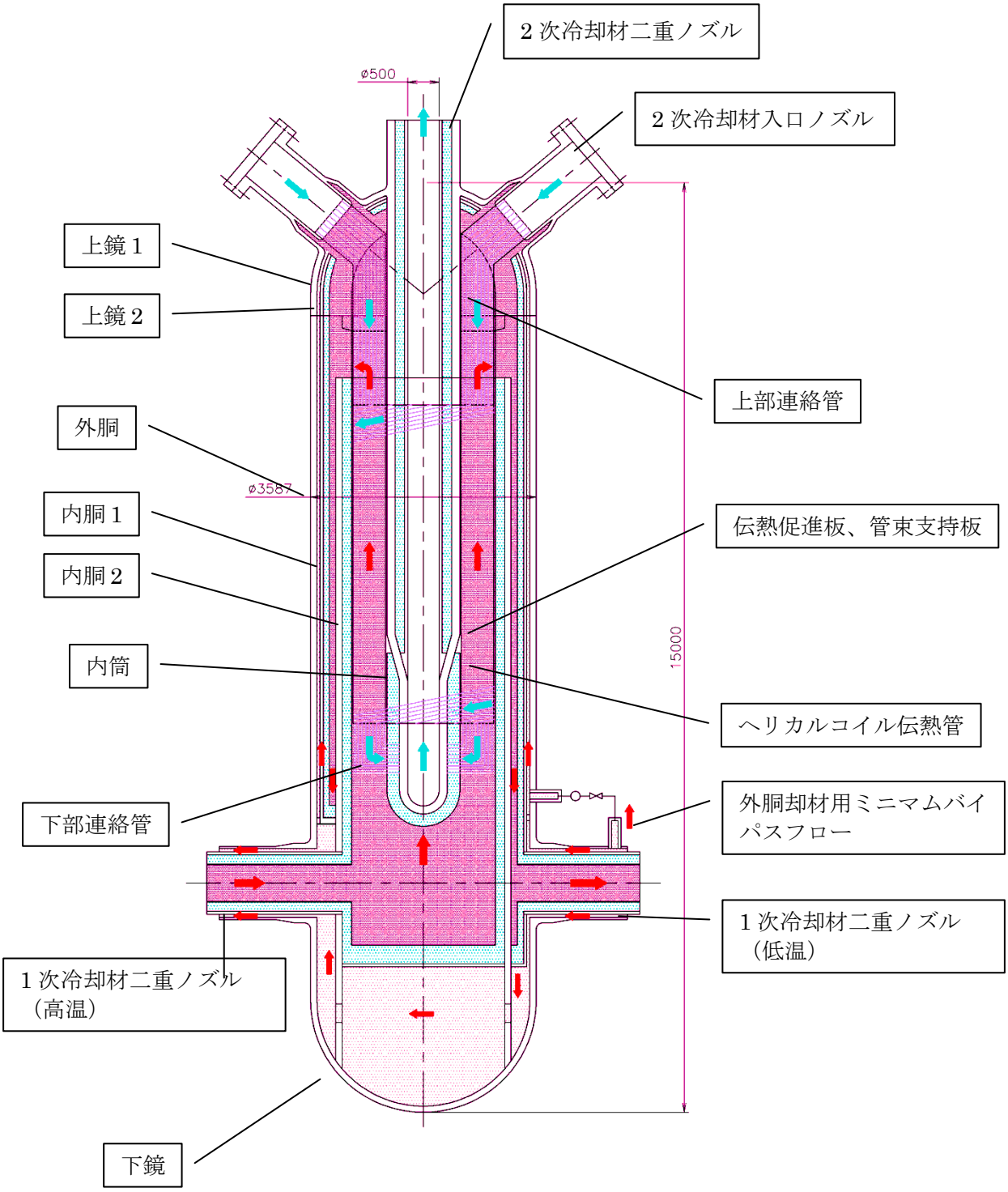


Fig. 7-9　Vertical cross sectional view of IHX

8. 蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管設計

8.1 概要

HTR50S の 1 次冷却設備は、1 次冷却材を循環させて炉心を冷却する設備であり、原子炉圧力容器、蒸気発生器、ヘリウムガス循環機、1 次ヘリウム配管、弁類等より構成され、原子炉格納容器内に設置される。炉心で加熱された高温の 1 次冷却材のヘリウムガスは、原子炉圧力容器に接続する二重管の内管を通って蒸気発生器に送られ、2 次冷却材である加圧水と熱交換する。蒸気発生器を通過し低温となった 1 次冷却材のヘリウムガスは、ヘリウムガス循環機で昇圧された後、二重管の内管と外管との間の環状部を通って原子炉圧力容器に環流する。

HTR50S の基本仕様及び系統構成に基づき、蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管の設計仕様を定め、設備設計を実施した。蒸気発生器については、プラントコスト削減の観点から耐熱金属物量を可能な限り削減すること望まれる。これに対し、HTTR の中間熱交換器として実績があり、かつ、蒸気発生器の小型化が可能なヘリカルコイル型を採用し、蒸発部と過熱部を二重胴構造の内胴部に収めた貫流型構造とした。更に、伝熱管の使用材料について、耐熱金属の物量を低減する観点より、予熱部及び蒸発部は 2 1/4Cr-1Mo 鋼、過熱部のみを Alloy 800H とし、異材継手を用いて溶接する構造を採用した。各冷却材の流れについては、ヘリカルコイル伝熱管の外側を下降し流れる 1 次冷却材ヘリウムガスと伝熱管内を上昇する水・蒸気との間で熱交換を行う向流方式を採用した。以上の結果、蒸気発生器の耐熱金属材料の物量は 1.5 ton 程度と評価され、目標とした HTTR 中間熱交換器に使用された耐熱金属材料の物量 5.4 ton 以下となり、耐熱金属材料の物量削減を達成した。

ヘリウムガス循環機については、HTTR での使用実績を考慮し、ガス軸受型の循環機を採用し、設備仕様を定めた。また、二重管については、HTTR の管内流速を参考に配管口径等の設備仕様を定めた。

8.2 設計方針

8.2.1 課題と解決策

プラントコスト削減の観点から耐熱金属物量を可能な限り削減すること望まれる。これに対し、蒸発部に 2 1/4Cr-1Mo 鋼、過熱部には Alloy 800H を使用し、異材継手を用いて溶接する構造を採用することで物量削減を図る。本概念設計では、HTTR の IHX の物量 5.4 ton 以下とすることを目標とした。

8.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計における蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管に対する機能上の要求事項を以下に示す。

- 蒸気発生器は、発電設備で要求される条件の過熱蒸気を製造する。また、原子炉出口温度 750°C、及び後段のフェーズにおける 900°C に対応した設計とする。蒸気発生器の伝熱特性の経年変化や伝熱管のプラグ等を考慮しても、所定の性能を発揮できるようにする。

・　ヘリウムガス循環機は、所定の流量のヘリウムガスを循環できるようにする。
・　二重管は、通常運転時において原子炉で発生した熱を蒸気発生器もしくは中間熱交換器に確実に伝え、発電や地域熱暖房等に供するようにする。

(2)　構造設計の要求事項

蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管を含む 1 次冷却設備に対する構造設計における要求事項を以下に示す。

- 蒸気発生器は、物量削減の観点より小型化を志向し、ヘリカルコイル型でかつ、蒸発部と過熱部を一体の蒸気発生器胴内に収めた貫流型とする。
- 機器及び配管の熱膨張や地震時の振動抑制に配慮し、原子炉及び IHX との接続二重管を水平同軸配置とする。
- コスト低減の観点から、原子炉建屋の容積、機器間の高温接続配管の長さを可能な限り低減する。

8.2.3　使用条件

(1)　蒸気発生器

・1 次冷却材：　ヘリウム
・2 次冷却材：　水・蒸気
・流量：　ヘリウム：80.7 ton/h／水・蒸気：69.6 ton/h
・圧力：　ヘリウム側：4.0 MPa（入口）／水・蒸気側：12.5 MPa（出口）
・ヘリウム出入口温度：　750°C（入口）／325°C（出口）
・水・蒸気出入口温度：　200°C（入口）／538°C（出口）
・交換熱量：　50 MW

(2)　ヘリウムガス循環機

・作動流体：　ヘリウム
・総流量：　80.7 ton/h
・入口圧力：　3.94 MPa
・入口温度：　325°C

(3)　二重管

・作動流体：　ヘリウム
・流量：　80.7 ton/h
・運転圧力：　内管内側：4.0 MPa／環状部：4.04 MPa
・運転温度：　内管内側：750°C／環状部：　325°C

8.3 設計

8.3.1 蒸気発生器

蒸気発生器に関して、定格運転時の使用条件に基づき、伝熱面積及び圧力損失を評価し、概略構造を定めると共に、機器主要目を設定した。また、定格運転条件より定めた蒸気発生器の機器仕様に基づき、原子炉出口温度を 900°C として、中間熱交換器を設置する HTR50S 後段フェーズの系統構成に対する蒸気発生器のヒートマスバランスを評価し、蒸気発生器の運転条件を定めた。

(1) 熱設計

1) 熱計算条件

(a) 伝熱相関式

ヘリカルコイル式伝熱管の管外熱伝達率については、碁盤目及び千鳥配列の管群直交流に広く適用されている以下の Zukauskas の式 [11]の平均値を用いて評価した。

$$Nu = 0.27\,\mathrm{Re}_{\max}{}^{0.63}\,\mathrm{Pr}^{0.36}\left(\mathrm{Pr}/\,\mathrm{Pr}_W\right)^{0.25} \tag{8-1}$$

$$Nu = 0.35\,\mathrm{Re}_{\max}{}^{0.6}\,\mathrm{Pr}^{0.36}\left(\mathrm{Pr}/\,\mathrm{Pr}_W\right)^{0.25} \tag{8-2}$$

一方、水・蒸気側となるヘリカルコイル式伝熱管の管内熱伝達率については、以下の式を用いた。

- 水単相域：森・中山の式

$$Nu = \frac{h_w d_i}{\lambda_w} = \left[\frac{1}{41}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}^{0.6}-0.0062}\mathrm{Re}^{5/6}\left(\frac{d_i}{D_{coil}}\right)^{1/12}\right]\left[1+\frac{0.061}{\left\{\mathrm{Re}\left(\frac{d_i}{D_{coil}}\right)^{2.5}\right\}^{1/6}}\right] \tag{8-3}$$

- 核沸騰及び強制対流蒸発域：修正 Schrock-Grosman の式

$$h_{NB} = 2.5\left(\frac{1}{X_{tt}}\right)h_w\xi_p$$
$$\frac{1}{X_{tt}} = \left(\frac{x}{1-x}\right)^{0.9}\left(\frac{\rho_w}{\rho_v}\right)^{0.5}\left(\frac{\mu_v}{\mu_w}\right)^{0.1} \tag{8-4}$$

- 蒸気単相域：森・中山の式

$$Nu = \frac{h_v d_i}{\lambda_v} = \left[\frac{1}{26.2}\frac{\mathrm{Pr}}{\mathrm{Pr}^{2/3}-0.074}\mathrm{Re}^{4/5}\left(\frac{d_i}{D_{coil}}\right)^{1/10}\right]\left[1+\frac{0.098}{\left\{\mathrm{Re}\left(\frac{d_i}{D_{coil}}\right)^{2}\right\}^{1/5}}\right] \tag{8-5}$$

[記号]

D_{coil}：	コイル巻き半径（m）	d_i：	伝熱管内径（m）
d_o：	伝熱管外径（m）	h：	熱伝達率（kcal/m²/h/°C）
Nu：	ヌッセルト数	Pr：	プラントル数
Re：	レイノルズ数	x：	クオリティ
Xtt：	L-M パラメータ	λ：	熱伝導率（kcal/m/h/°C）
μ：	粘性係数（kgs/m²）	ρ：	密度（kg/m³）

[添字]

NB：	核沸騰領域	v：	蒸気
W：	壁面	w：	水

(b) 圧力損失

ヘリカルコイル式伝熱管内の水／蒸気単相流には Colebrook の式[14]、2 相流圧損は Thom の式[11]を用いて評価した。

ヘリウム側となる管群内の抵抗は Heat Exchanger Design Handbook:HEDH[18]の管列 10 以上の管群の抵抗係数線図を近似化した式[19]を用いた。ヘリウム側の圧力損失評価結果を Table 8-1 に示す。

(c) 物性値

水・蒸気側、ヘリウム側の物性値は、それぞれ以下を使用した。

- 水・蒸気側：日本機械学会蒸気表[20]
- ヘリウム側：Kugeler ら[21]による以下の式

$$C_P = 5195 \tag{8-6}$$

$$\mu = 3.674 \times 10^{-7} T^{0.7} \tag{8-7}$$

$$\lambda = 2.682 \times 10^{-3} T^{(0.71(1-2.0x10^{-4}P))} (1 + 1.123x10^{-3} P) \tag{8-8}$$

$$\rho = \frac{48.11P}{T(1 + 0.4446P / T^{1.2})} \tag{8-9}$$

[記号]

Cp：	定圧比熱（J/kg/K）	P：	圧力（Bar）
T：	温度（K）	λ：	熱伝導率（W/m/K）
μ：	粘性係数（Pa.s）	ρ：	密度（kg/m³）

2) 計算結果

(a) 定格運転条件

上記の熱計算条件に基づき設定した蒸気発生器の主要目をTable 8-2に示す。伝熱管仕様については、もんじゅ等におけるヘリカルコイル型熱交換器での使用実績を参照し、外径31.8 mm、肉厚3.5 mmを選定した。管本数36本に対し、必要伝熱管長は66 mと評価された。Figure 8-1に、

蒸気発生器内におけるヘリウム及び水蒸気の温度分布を示す。なお、蒸気発生器のヘリカルコイル伝熱管長は、10%程度の設計余裕をみて72 mに設定した。また、ヘリカルコイル部を正規の伝面としているが、給水入口管板から蒸発部コイルまで及び過熱部コイル終端から蒸気出口管板までの連結部伝熱管があることから5%（伝熱管2本）程度の伝熱面積吸収代は十分あると見込まれる。

なお、タービン入口の主蒸気条件については、主蒸気配管での損失を考慮して以下と定めた。

- 主蒸気圧力：12 MPa
- 主蒸気温度：533°C

(b) 部分負荷運転条件（原子炉出口温度 900°C における蒸気発生器運転条件）

原子炉と蒸気発生器の間に中間熱交換器が設置される後段のフェーズの系統構成に対し、Table 8-2 に示す蒸気発生器の仕様にて部分負荷運転（30 MWt）を行う場合の蒸気発生器運転条件を評価した。Table 8-3 に、部分負荷運転時における蒸気発生器の運転条件を示す。蒸気タービンの主蒸気条件（533°C、12 MPa）、並びに、水・蒸気側の蒸気発生器出口条件（538°C、12.5 MPa）を定格運転時と併せるために、給水入口温度を 243°C まで上昇させることが必要となるが、その場合、第 11 章にて示す発電設備の設備系統に対し、主蒸気ラインより分岐する抽気ラインを追加し、給水加熱器をもう一段追加することで対応可能である。

(2) 機器設計

1) 蒸気発生器概要

Figure 8-2 に、蒸気発生器の構造概念図を示す。蒸気発生器は、蒸発部と過熱部を一体の蒸気発生器胴内に収めた貫流型とし、熱交換部については、胴側をヘリウムが流れ、管内を水・蒸気が流れるヘリカルコイル式伝熱管を採用した。蒸気発生器の胴部は二重胴構造になっており、内胴内側には、ライナにより表面を覆った断熱材を設ける。

原子炉からの高温ガスは二重管内管と断熱層にて断熱されたライナ（円筒）内を流れ蒸気発生器上部の入口ノズルから蒸気発生器内部ライナ内に流れ込み過熱部ヘリカルコイル伝熱管群の間を直交流で流下し、続いて蒸発部ヘリカルコイル伝熱管群の間を流下する。伝熱管を介して蒸気及び水と熱交換し温度の低下したヘリウムガスは、蒸気発生器胴下部室からヘリウムガス循環機に流入し、循環機にて昇圧され再び蒸気発生器に戻る。蒸気発生器に戻ったヘリウムガスは、ヘリカルコイル部下端近辺から内胴と外胴の間隙を流れて胴上部の二重管ノズル外周部の環状流路に流入し、二重管を経て原子炉に戻る。

蒸気発生器のヘリカルコイル部最下端まではライナが施行され内胴との間に断熱層が設けられ、内胴及び蒸気発生器の耐圧境界となる外胴の温度上昇を防いでいる。更に、戻りヘリウムガスを内胴と外胴の間隙を流し冷却効果を持たせている。

蒸気発生器の外胴及び内胴は低合金鋼を使用する。高温ヘリウムガスの流れる内部構造物ライナは HTTR で使用実績のあるハステロイ XR 及びハステロイ X を使用する。伝熱管の材質は米国の先行高温ガス炉における蒸気発生器での使用実績を勘案し、蒸発部には 2 1/4Cr-1Mo 鋼（日本規格で STBA24）を、過熱部には Alloy 800H（インコロイ 800H）を使用し、異材継手を用い

た溶接構造の採用により、耐熱金属物量の低減を図ることとした。

2) 蒸気発生器主要仕様

・型式： ヘリカルコイル貫流型
・支持構造： 縦型円筒上部吊り下げ支持方式
・最高使用温度
　外胴： 370°C
　伝熱管過熱部： 690°C
　伝熱管蒸発部： 450°C
・最高使用圧力
　外胴： 4.8 MPa
　伝熱管過熱部： 15 MPa
　伝熱管蒸発部： 15 MPa
・材料
　外胴： 低合金鋼（SCMV4-2 相当材）
　伝熱管過熱部： アロイ 800H（インコロイ 800H 相当材）
　伝熱管蒸発部： 2-1/4 クロム 1 モリブデン鋼（STBA24 相当材）
・外胴外径： 約 2.25 m
・全高： 約 12.0 m
・伝熱管寸法： φ31.8 mm×3.5 t
・内側コイル径： 0.7 m
・外側コイル径： 1.4 m
・ヘリカルコイル層数： 8 層
・伝熱管本数： 36 本
・軸方向／層間ピッチ： 50 mm
・基準コイル長
　過熱部： 0.95 m
　蒸発部： 4.05 m

8.3.2 ヘリウムガス循環機

循環機の設計・選択を行う上で重要な要素は軸受の型式であり、使用実績を順調に積み上げている HTTR の循環機では、ヘリウムガスのガス軸受をジャーナル軸受及びスラスト軸受に用いている。HTR50S のヘリウムガス循環機についても、HTTR を踏襲し、ガス軸受型の循環機を採用した。

このガス軸受を採用した場合、ロータ重量に制約があり、HTTR に適用されているものが上限に近いと報告されている [22]。この点を踏まえ、HTR50S と HTTR との運転条件を対比し、循環機の基数に対する整理を実施した。比較結果を Table 8-4 に示す。HTR50S でのヘリウムガス循環機数を 5 基とした場合、ほぼ HTTR の最大流量・揚程条件に近い運転条件となることより、

5 基構成を採用した。Table 8-5 に、ヘリウムガス循環機の設計主要目を示す。

8.3.3　二重管

二重管については、HTR50S と HTTR の運転条件を比較し、管内流速が同程度以下となるよう配管口径等の設備仕様を定めた。二重管の設備仕様を Table 8-6 に示す。原子炉圧力容器からの高温ヘリウムガスは、二重管の内管内側を流れ蒸気発生器へ導かれ、蒸気発生器からの低温ヘリウムガスは二重管の外管と内管で構成する環状流路を流れ原子炉圧力容器に戻る。

内管内側には、ライナ及び断熱材が施行され、内管及び圧力境界の外管への放熱を抑制する。ライナは内管から軸方向フリー及び径方向の熱膨張差を吸収できる回転拘束のサポートで支持される。ライナには原子炉圧力容器の入口近傍にスライド可能な嵌め合い部を設け内管との膨張差を吸収する。ライナの軸方向拘束基点を原子炉容器管台取合近傍の二重管内管部に設ける。

8.4　まとめ

HTR50S の基本仕様に基づき、1 次冷却設備を構成する蒸気発生器、ヘリウムガス循環機及び二重管の設計仕様を定め、設備設計を実施した。蒸気発生器については、胴側をヘリウムガス、管側を水・蒸気が流れるヘリカルコイル式貫流型の構造を採用し、伝熱管については蒸発部に 2 1/4Cr-1Mo 鋼、過熱部には Alloy 800H を使用し、異材継手を用いて溶接する構造を採用することで、機器の小型化及び耐熱金属物量の削減を図り、Table 8-2 及び Fig. 8-2 に示す設計仕様及び構造概念を定めた。その結果、HTR50S 蒸気発生器の耐熱金属材料の物量は 1.5 ton 程度と評価され、目標とした HTTR 中間熱交換器に使用された耐熱金属材料の物量 5.4 ton 以下となり、耐熱金属材料の物量削減を達成した。

ヘリウムガス循環機については、ガス軸受型の循環機を採用し、Table 8-5 に示す設備仕様を定めた。また、二重管については、HTTR と同様の構造を採用し、Table 8-6 に示す設備仕様を定めた。

8.5　基本設計にあたっての検討項目

基本設計時には、以下の項目についてより詳細な検討を進めることが必要である。

(1)　ヘリウムガス循環機の型式

ヘリウムガス循環機の型式について、HTTR での使用実績に基づき採用したガス軸受は、容量的に制約があり、より大容量で循環機に適用可能な軸受の開発が期待されている [22]。より大容量なヘリウムガス循環機の例として、NGNP 報告書 [23]に記載の循環機仕様を以下に示す。

・運転温度：　481°C
・揚程：　139.4 kPa
・質量流量：　140.5 kg/s
・出力：　5.5 MW

HTR50S において、この規模の循環機があれば、1 台で必要なヘリウムを循環させることが可能であるが、この場合、軸受をガス軸受から磁気軸受（AMB：Active Magnetic Bearing）へ変更する必要がある。磁気軸受については、今後、ジャーナル及びスラスト軸受の試験、使用ヘリ

ウム環境でのモータを含む絶縁試験、及び確証試験等の開発課題が考えられるが、基本設計時において、磁気軸受の適用可能性及びガス軸受との比較を踏まえ、循環機の型式選定を再考することが望ましい。また、ヘリウムガス循環機を１台にできれば、物量削減につながる蒸気発生器との一体型構造についての検討も可能となる。

⑵　二重管の熱膨張

運転状態における原子炉圧力容器及び蒸気発生器の胴径の熱膨張、並びに、二重管の熱膨張を逃す機構については、二重管に伸縮継手を適用する、機器側で吸収する構造を設ける、等の対策が考えられる。基本設計時に、機器配置及び熱応力等の詳細評価を実施する必要がある。

Table 8-1　Pressure drop evaluation of helium gas at steam generator

1)　SG形状

		外径	肉厚	内径	高さ(長さ)
		m	m	m	m
二重管外側(コールド)		1.1176	0.0400	1.0376	0.50
二重管内側(ホット):断熱材90t含む		0.8636	0.1300	0.6036	0.50
循環機入口配管	STPA24 -300A	0.3185	0.0174	0.2837	0.50
循環機出口配管	STPA24 -300A	0.3185	0.0174	0.2837	0.50
内胴上部室(外側シュラウド)		1.5750	0.0100	1.5550	1.50
胴下部室		2.2500	0.0600	2.1300	2.00
胴アニュラス流路		2.1300	-	1.8750	9.00

	外側コイル径	内側コイル径	ピッチ	伝熱管径	最小流路面積
	m	m	m	m	m^2
伝熱部	1.4	0.7	0.05	0.0318	0.435

He物性

項目	記号	単位	Hot leg	Cold leg	Free
圧力	PP	(Pa)	4.00E+06	4.00E+06	4.00E+06
圧力	PBRA	(Bar)	40	40	40
温度	TK	(K)	1023	598	803
比熱	CP	(J/kg/K)	5195	5195	5196
粘性係数	VIS	(Pa.s)	4.70E-05	3.23E-05	3.97E-05
熱伝導率	COND	(W/m/K)	0.3694	0.2531	0.3115
密度	DENS	(kg/m^3)	1.874	3.194	2.384

2)　圧損計算

			二重管内管	内胴上部室	SH伝熱部	EV伝熱部	胴下部室	出口ノズル	循環戻りノズル	アニュラス	二重管外管
① 管摩擦抵抗											
圧力損失	ΔP_0	Pa	19.385	0.549	3674.6	12915.3	0.021	21.255	19.838	83.898	60.599
② 急拡大					SH-EV連絡	胴下部室へ					
圧力損失	ΔP_1	Pa	1205.79		351.83	438.26			452.26		
③ 急収縮				EV入口							
圧力損失	ΔP_2	Pa		4.458	231.457	227.448		321.61	321.61		3163.29
④ 90°エルボ曲り(上部室→EV伝熱部、下部室→出口ノズル、戻りノズル→アニュラス→二重管外管)											
90°曲り圧力損失	ΔP_e	Pa		42.844			1.190		907.735	157.722	
各部圧損　小計			1225.18	47.85	4257.89	13580.97	1.21	342.86	1701.44	241.62	3223.89

SG圧損合計　**24622.89**　(Pa)
24.62　(kPa)

Table 8-2　Major specification of steam generator

主要目	単位	設計値
1) 伝熱管仕様		
材質（蒸発部／過熱部）	—	STBA24／Alloy800
内径	mm	31.8
肉厚	mm	3.5
管断面積	m^2	4.83×10^{-4}
本数	本	36
2) ヘリカルコイル仕様		
層数	—	8
軸方向ピッチ	mm	50
径方向ピッチ	mm	50
コイル最内径	m	0.7
コイル最外径	m	1.4
内側シュラウド内径	m	0.664
内側シュラウド外径	m	1.436
3) 管内側条件		
作動流体	—	水・蒸気
流量	ton/h	69.6
単管流量	ton/h	1.93
単管流速（入口／出口）	m/s	1.27／30.5
温度（入口／出口）	°C	200／538
圧力（入口／出口）	MPa	13.3／12.5
4) 胴側条件		
作動流体	—	ヘリウムガス
流量	ton/h	80.7
温度（入口／出口）	°C	750／325
5) 熱交換部仕様		
交換熱量	MWt	50
対数平均温度差	°C	164.7
熱通過率	$W/m^2/K$	1192
必要伝熱管長	m	66
有効伝熱管長	m	72
伝熱面積	m^2	260

Table 8-3　Operating conditions of steam generator at partial load

項目	単位	ヘリウム側	水・蒸気側
流量	ton/h	60.1	45.4
入口温度	°C	670	243
出口温度	°C	325	538
圧力	MPa	4（入口）	12.5（出口）
交換熱量	MW	30	

Table 8-4　Comparison of helium gas circulator operating conditions between HTTR and HTR50S

	項目	HTTR	HTR50S
1系系統パラメータ	原子炉熱出力	30 MW	50 MW
	高温 He 温度	850／950°C	750°C
	低温 He 温度	395°C	325°C
	1 次 He 流量（重量）	45.2／37.0 ton/h	80.7 ton/h
	1 次 He 流量（低温体積）	15724／12928 m^3/h	25272 m^3/h
	原子炉圧力容器内圧損	19 kPa（定格単独実験値）[24]	44 kPa*1
	1 次加圧水冷却器圧損	13 kPa（〃）	
	蒸気発生器圧損		25 kPa
	配管圧損	12 kPa（〃）	12 kPa*2
	その他、バルブ等	31 kPa（〃）	15 kPa*3
	合計 1 次系圧損	75 kPa（〃）	96 kPa
	He 循環機流量（／基）	15.1 ton/h(単独運転時)	16.2 ton/h
	He 循環機基数	3 基（単独運転時）	5 基

*1）定格運転時／高温試験運転時

*2）原子炉圧力容器内径が HTTR と小型高温ガス炉で同じと想定し、以下で概算
圧力損失∝（小型高温ガス炉流量／HTTR 流量）^{2}／（395°C の比重量／325°C の比重量）

*3）口径増大等の対応により、HTTR から変わらないとした。

*4）He 循環機への単管から弁は削除可能と判断し、HTTR の IHX 側の圧損（14 MPa[25]）から、以下で概算
圧力損失∝（小型高温ガス炉／HTTR 当該箇所流量比）^{2}／（395°C の比重量／325°C の比重量）

Table 8-5　Major specification of helium gas circulator

名　　称				循環機
循環機	形　　式		－	たて型遠心式動圧ガス軸受型
	流量（暫定）		ton/h/台	16.2
	昇圧（暫定）		kPa	96
	主要材料	上部ケーシング	－	SQV2A
		下部ケーシング	－	SFVQ1A
	全　　高		mm	3332
	台　　数		－	5
電動機	形式		－	かご型誘導電動機
	出力（暫定）		kW/台	260
	回転数制御範囲		－	3000～12000
	制動方式		－	直流制動
	制動時間		秒	10 以内
	台数		－	5
フィルタ	形式		－	焼結金属型
	主要材料		－	SUS316

Table 8-6　Major specification of concentric hot gas duct

		HTTR			HTR50S		
		外管	内管	ライナー	外管	内管	ライナー
最高使用圧力	MPa	4.8（48kg/cm²G）			4.8		
最高使用温度	°C	430.0			370.0		
材質		SCMV4-2	SCMV4-2	ハステロイ XR	SCMV4-2	SCMV4-2	ハステロイ XR
外径	mm	863.6	660.4	450.0	1117.6	863.6	609.6
肉厚	mm	42.0	15.0	7.0	40.0	20.0	10.0
単位重量	kg/m				1102.5	426.0	150.3
		環状部	内管内側		環状部	内管内側	
温度	°C	395.0	850.0		325.0	750.0	
流路面積	m²	0.135	0.149		0.260	0.273	
流量	ton/h	45.2	45.2		80.7	80.7	
流速	m/s	32.5	49.2		27.0	43.7	

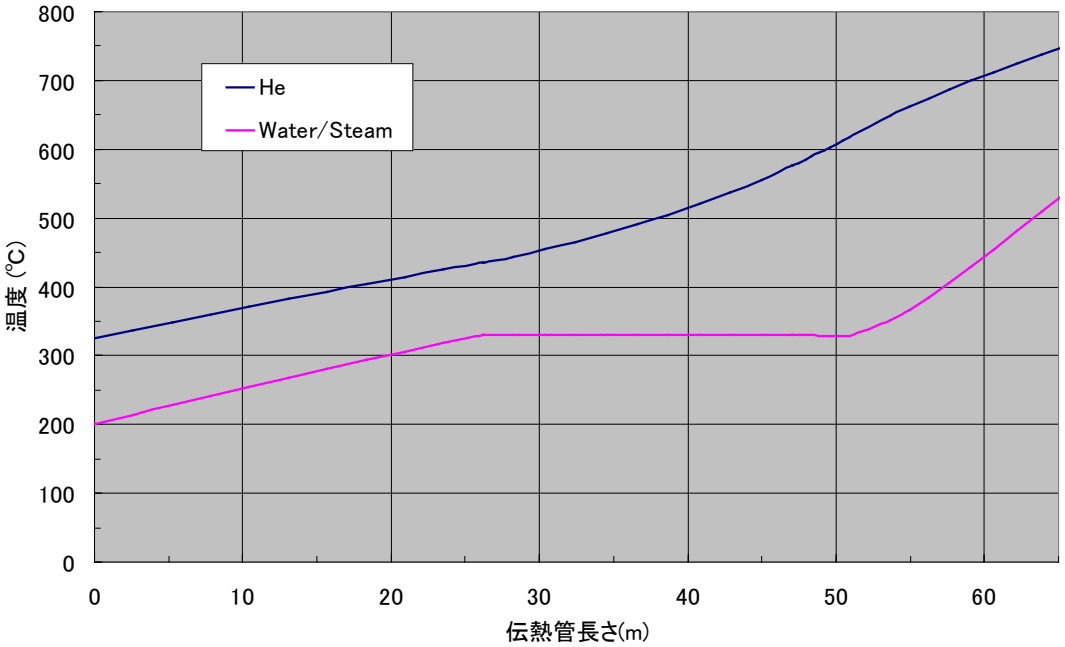


Fig. 8-1　Coolant temperature distribution of helical-coil type steam generator at nominal operation

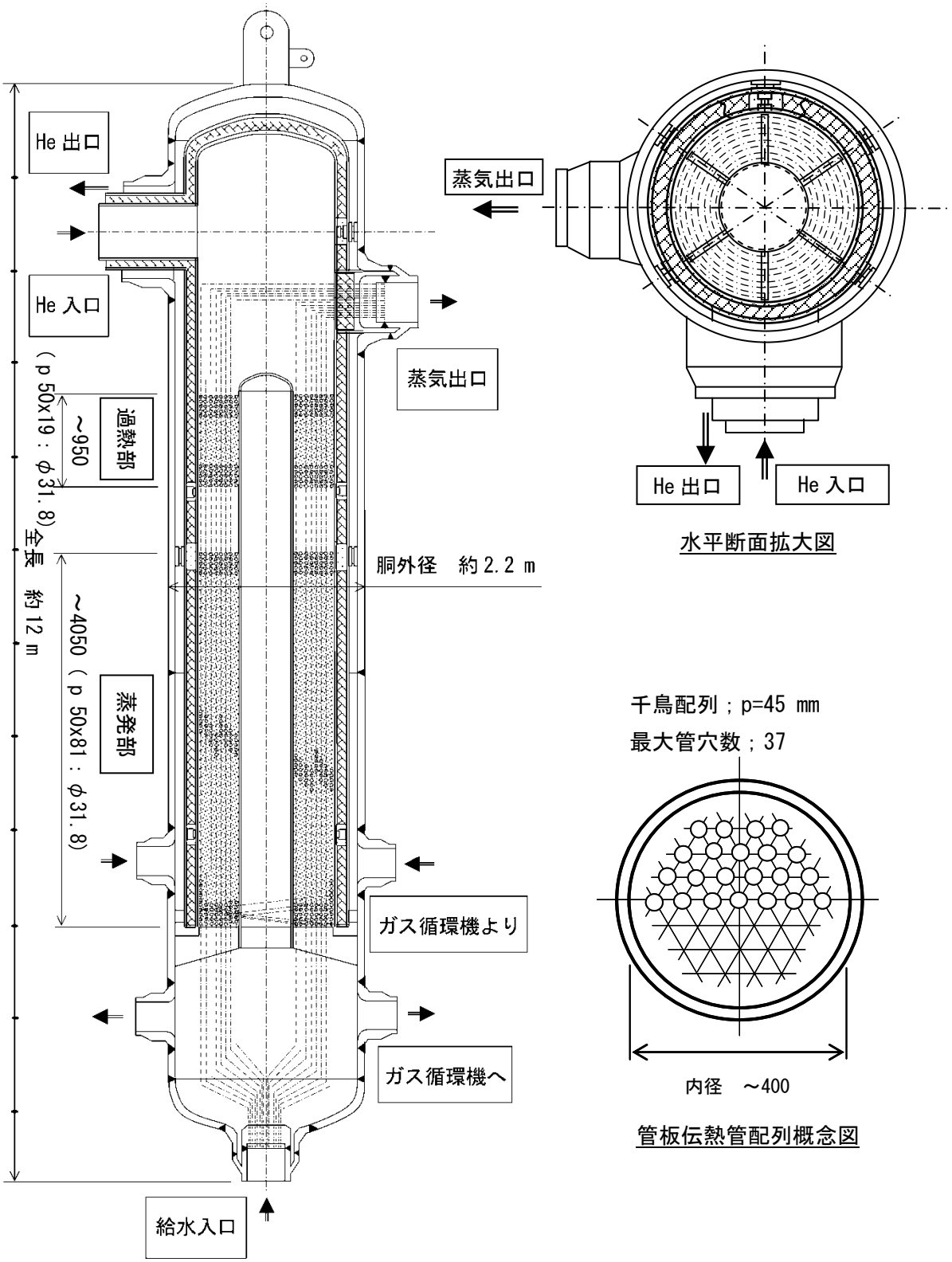


Fig. 8-2 Configuration of steam generator

9. 蒸気発生器隔離及びドレン設備設計

9.1 概要

蒸気発生器隔離及びドレン設備は、蒸気発生器伝熱管破損時における１次ヘリウム冷却系への水侵入事故時に、炉内の黒鉛構造物の損傷を最小限とするため、蒸気発生器の２次側（水・蒸気側）を隔離し、蒸気発生器保有水のドレンを行う設備であり、ドレンタンク、蒸気発生器隔離弁及びドレン弁等の弁類及び配管より構成される。このうち、安全機能を有する機器である蒸気発生器隔離弁については、動的機器に対する単一故障を仮定した多重性を有し、確実な隔離機能を有する設備構成を採用した。

水侵入事故時の炉内黒鉛構造物の腐食量を可能な限り低減することが課題である。本概念設計では、HTTR の１次加圧水冷却器伝熱管破損事故の安全解析結果等を基に、蒸気発生器の伝熱管破損時において黒鉛酸化量の制限値に達するまでの余裕時間を概算評価し、これを蒸気発生器隔離及び蒸気発生器内保有水のドレン完了までの目安時間とした。設計では、ドレン配管をドレンタンク内の散気管に接続し、伝熱管破損時に導入される蒸気を保有水中に排出することで蒸気凝縮を加速させ、ドレンタンク内の圧力上昇防止を図ると共に、蒸気発生器内保有水全量のドレンに要する時間、並びに、ドレン時のドレンタンク内圧力上昇を評価し、その結果に基づき、ドレンライン口径及びドレンタンク容量等の設備仕様を定めた。これらの蒸気発生器隔離及びドレン設備の設備仕様より、蒸気発生器隔離弁及びドレン弁の作動時間を定め、蒸気発生器の伝熱管破損時における蒸気発生器隔離及びドレンに要する時間を簡易評価した。この結果、蒸気発生器の隔離及びドレン完了までの所要時間の目安時間を満足した。

9.2 設計方針

9.2.1 課題と解決策

蒸気発生器伝熱管破損事故、すなわち水侵入事故時の炉内黒鉛構造物の腐食量を可能な限り低減することが課題である。これに対して、ドレン配管をドレンタンク内の散気管に接続し、伝熱管破損時に導入される蒸気を保有水中に排出することで蒸気凝縮を加速させ、ドレンタンク内の圧力上昇を防止し、蒸気発生器保有水のドレン時間短縮を図る。

9.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計にあたっての蒸気発生器隔離の機能に対する安全上の要求事項を以下に示す。

- 万一、蒸気発生器伝熱管破損が発生した場合においても、蒸気発生器からのドレンに安全上の機能を期待せず、黒鉛酸化量が問題とならないように蒸気発生器を隔離し、水侵入量を抑制する。
- 万一、蒸気発生器伝熱管破損があり、これに伴う黒鉛構造物の酸化によって発生した可燃性ガスが１次系安全弁を介して原子炉格納容器内に放出された場合においても、蒸気発生器からのドレンに安全上の機能を期待せず、原子炉格納容器内における可燃性ガスの燃焼が問題とならないように蒸気発生器を隔離し、水侵入量を抑制する。

- 万一、主蒸気配管破断等が発生した場合においても、蒸気発生器からのドレンに安全上の機能を期待せず、原子炉格納容器圧力が設計圧力以下となるように蒸気発生器を隔離する。
- 上記の目的で蒸気発生器 2 次側に蒸気発生器隔離弁を設ける。本隔離弁は動的機器であるため、単一故障を仮定しても、所定の安全機能を達成できるように、多重性を持たせる。

本概念設計にあたってのドレン設備の機能に対する要求事項を以下に示す。なお、ドレン設備の機能に対しては、安全上の要求事項はない。

- ドレン設備は、1 次ヘリウム冷却系への水侵入事故時に、炉内の黒鉛構造物の損傷を最小限に抑えるようにする。
- ドレンタンクは、蒸気発生器保有水全てを収納できる容量とする。

(2) 構造設計の要求事項

- 蒸気発生器保有水全てを収納できる容量を有するドレンタンクを格納容器内に配置すること。

9.2.3 使用条件

(1) 1 次ヘリウム冷却系

・冷却材： ヘリウム
・圧力： 4.0 MPa（蒸気発生器入口）
・出入口温度： 750°C（蒸気発生器入口）／325°C（蒸気発生器出口）

(2) 蒸気発生器 2 次側（水・蒸気系）

・冷却材： 水・蒸気
・圧力 ： 12.5 MPa（蒸気発生器出口）
・水・蒸気出入口温度： 200°C（蒸気発生器入口）／538°C（蒸気発生器出口）

9.3 設計

9.3.1 系統設計

蒸気発生器の伝熱管破損時、蒸気発生器は遮断弁で水・蒸気系から隔離されると共に、ドレン弁を開放し、蒸気発生器内の保有水及び蒸気をドレンタンクへドレンする。系統設計にあたり、蒸気発生器隔離及び蒸気発生器内保有水のドレン完了までの時間に関する設計値を定める必要がある。本概念設計においては、HTTR の 1 次加圧水冷却器伝熱管破損事故の安全解析結果等を基に、暫定的に蒸気発生器の伝熱管破損時において黒鉛酸化量の制限値に達するまでの余裕時間を概算評価し、これを系統設計における目安時間とした。なお、HTR50S では、蒸気発生器隔離にのみに安全機能を期待し、ドレン設備は安全機能を有さない設備とする安全設計方針としているが、黒鉛酸化量及び可燃性ガス燃焼等の黒鉛酸化に係る安全設計の妥当性については、別途、安全予備評価において評価する。また、この他の安全上の要求事項の一つである主蒸気配管破断時における原子炉格納容器内圧力については、第 10 の原子炉格納容器設計において検討結果を示

す。上記の方針に基づき、系統設計では、蒸気発生器伝熱管破損時の蒸気発生器 2 次側（水・蒸気系）から 1 次ヘリウム冷却系への最大水リーク率を求め、黒鉛酸化量の制限値に達するまでの余裕時間を評価した。また、蒸気発生器内保有水全量のドレンに要する時間、並びに、ドレン時のドレンタンク内圧力上昇を評価し、ドレン配管及びドレン弁の仕様を検討した。

(1) 最大水リーク率

1) 蒸気発生器伝熱管破断位置

今回の検討では、蒸気発生器伝熱管が瞬時 1 本両端ギロチン破断すると想定し、破断箇所については、管束下部破断（蒸気発生器入口管板近傍）及び管束上部破断（蒸気発生器出口管板近傍）に対し、蒸気発生器隔離及びドレンに対する余裕時間の評価を実施した。

2) 評価式

破断口下流側については、定常状態において蒸気発生器出口過熱蒸気の臨界流放出になると想定し、以下に示す圧力損失のある管路における過熱蒸気の臨界流計算式[26]を用いて水リーク率を評価した。

$$\lambda \frac{L}{d} = \frac{1}{\kappa}\left(\frac{1}{{M_0}^2} - 1\right) + \frac{\kappa+1}{2\kappa}\ln\left(\frac{\frac{\kappa+1}{2}{M_0}^2}{1+\frac{\kappa-1}{2}{M_0}^2}\right) \tag{9-1}$$

$$G = w_0 / v_0 = M_0 G_{c,0} \tag{9-2}$$

$$G_{c,0} = \sqrt{\kappa P_0 / v_0} \tag{9-3}$$

一方、破断口上流側については、伝熱管入口にオリフィスが入っているため、臨界流にはならず圧縮水の単相放出になると想定し、破断口での流量を以下の式で評価した。

$$F = \sqrt{\frac{2\rho\Delta P}{\Sigma\left[\left(\lambda\frac{L}{d}+\xi\right)/A^2\right]}} \tag{9-4}$$

[記号]

A：	流路面積（m^2）	d：	管路の水力直径（m）
F：	流量（kg/s）	G：	質量流速（$kg/m^2/s$）
L：	管路長（m）	M：	マッハ数
P：	圧力（Pa）	v：	比体積（m^3/kg）
w：	流速（m/s）	ΔP：	差圧（Pa）
κ：	断熱指数（過熱蒸気：1.41）	λ：	圧損係数
ρ：	密度（kg/m^3）	ξ：	オリフィス圧損係数

[添字]

0：	入口	c：	臨界流

3) 評価結果

Table 9-1 に、最大水リーク率の評価に使用した条件を示す。また、Table 9-2 に、評価結果を示す。評価の結果、1 次ヘリウム冷却系への水リーク率は、管束上部破断の場合が最も大きく、8.3 kg/s と評価された。

(2) 蒸気発生器隔離及びドレンに対する目安時間

1) 条件

目安時間の評価にあたり制限となる条件は、1 次ヘリウム冷却系への最大水侵入量であり、今回の検討では、HTTR の 1 次加圧水冷却器伝熱管破損事故の安全解析結果、並びに、HTTR と同じ黒鉛酸化に対する判断基準を適用し、以下の条件より最大水侵入量を評価した。

・HTTR　1 次系への水侵入量 [27]：175 kg
・黒鉛等価肉べり量 [28]：　サポートポスト：約 4 mm
　黒鉛スリーブ底板：約 1 mm
・黒鉛スリーブ厚さ（酸化前）：　サポートポスト：半径 75 mm
　黒鉛スリーブ底板：厚さ 10 mm
・黒鉛酸化許容量 [28]：　サポートポスト残存等価直径：80 mm 以上
　黒鉛スリーブ底板残存厚さ：5 mm 以上

上記のように、HTTR の安全解析結果では、1 次系への水侵入量 175kg に対し黒鉛スリーブ底板が約 1 mm 肉べりする。酸化前の黒鉛スリーブ厚さ 10 mm 及び黒鉛酸化に対する許容条件より、黒鉛スリーブ底板に許容される肉べり量は最大 5 mm である。これらより、HTR50S の設備設計における蒸気発生器隔離及びドレン完了までの目安時間設定に用いる最大水侵入量を 875 kg とした。

2) 評価結果

1 次ヘリウム冷却系への最大水侵入量に対する目安時間については、最大水侵入許容量 875 kg、最大水リーク率 8.3 kg/s より、約 105 秒と評価された。今回の検討では、この 105 秒を蒸気発生器隔離及びドレン完了までの目安時間に設定した。

(3) ドレン弁口径とドレン時間の検討

1) 評価モデル

Figure 9-1 に、ドレン時間に対する評価モデルを示す。蒸気発生器ドレン設備は、水・蒸気系の給水配管より分岐し、ドレンラインを通じドレンタンクへと蒸気発生器内の保有水をドレンする設備構成を有するが、今回の評価では、蒸気発生器内を飽和蒸気及び過熱蒸気（蒸気側）と飽和水及び圧縮水（水側）に分離し、蒸気側の圧力で水側をドレンタンクに押し込む簡易モデルによりドレン時間を推定した。

第 8 章の蒸気発生器設計の結果に基づき蒸気発生器隔離弁により隔離された領域内の保有水及び蒸気のインベントリを評価した。この結果を Table 9-3 に示す。なお、水側領域については、総内部エネルギーが等しい等価集中モデルとし、初期に 12.5 MPa、256°C の圧縮水が 796.7 kg 存在するとして評価を実施した。

2) ドレン流量評価式

ドレン流量の計算は、ドレンタンク入口で飽和蒸気圧の飽和水が流出すると仮定し、以下の単相モデル評価式を用いた。

$$G = \sqrt{\frac{2\rho\left(P_0 - P_S\right)}{\xi}} \tag{9-5}$$

$$\xi = \sum_i \left[\left(\frac{f}{d} L + K \right) \left(\frac{A_0}{A_i} \right)^2 \right]_i \tag{9-6}$$

[記号]

A :	流路面積（m^2）	d :	管路の水力直径（m）
f :	摩擦圧損係数	G :	質量流速（$kg/m^2/s$）
K :	形状圧損係数	L :	管路長（m）
P :	圧力（Pa）	ρ :	密度（kg/m^3）
ξ :	全圧損係数		

[添字]

0 :	初期	i :	管路の種類
s :	飽和水		

3) ドレン時間の評価結果

Table 9-4 に、ドレン時間の評価結果を示す。ドレン配管は主給水配管と同様 4B 配管とし、ドレン弁口径は配管の 1/2 程度を目安に、2 inch（50 mm）と想定した。ドレン弁解放後、蒸気発生器内の全保有インベントリがドレンタンクに放出されるまでに要する時間は約 14 秒と推定された。

(4) ドレンタンクの必要容量

蒸気発生器の水・蒸気側インベントリは、Table 9-3 に示すように、蒸気発生器出入口隔離弁間で約 2 m^3 であるが、ドレンタンクに蒸気発生器保有水全てを収納するには、高温水蒸気を全量ドレンしてもタンク内圧力が、1 次側ヘリウム運転圧力以下となる必要がある。今回の検討では、ドレンタンク内に保有水を貯蔵し、ドレンした蒸気を凝縮させ圧力上昇を緩和させる場合と蒸気の凝縮を想定しない場合のドレン時のドレンタンク内圧力上昇を評価した。Fig.9-2 に、ドレ

ンタンクの内圧上昇検討モデルを示す。

1) ドレンタンク暫定仕様

・タンク容量： 5 m^3

・タンク内通常雰囲気条件

圧力：大気圧

温度：20°C

保有水：400 kg

2) 蒸気の凝縮を想定した場合の圧力上昇

ドレンタンク内の保有水及び蒸気発生器からの放出水が完全混合したと想定した場合のタンク内圧力は、上記(3)項で評価した 1 点集中モデルにおける圧縮水から放出される全エンタルピー、ドレンタンク保有水の内部エネルギー及び空気圧力変化から算出すると、1.1 MPa 程度となり 1 次ヘリウム冷却系の運転圧力より十分低い圧力と評価された。

3) 蒸気の凝縮を想定しない場合の圧力上昇

Figure 9-2 に示す内圧上昇検討モデルにおいて、ドレン配管からドレンタンクへ流入する 2 相流のうち、蒸気分が凝縮せずそのまま水蒸気空間に蓄積されるモデルを考え、ドレンタンク内ガス空間のエネルギーバランスより以下の式にて蒸気の比体積及び比内部エネルギーを算出し、蒸気表により蒸気の圧力を評価した。

$$\frac{dm}{dt} = Gx \tag{9-7}$$

$$x = \frac{h_0 - h_l}{h_g - h_l} \tag{9-8}$$

$$\frac{dV}{dt} = -G(1-x)v_l \tag{9-9}$$

$$\frac{dU}{dt} = Gxh_g \tag{9-10}$$

$$v = V / m \tag{9-11}$$

$$u = (U - U_{air}) / m \tag{9-12}$$

[記号]

G：	流入流量（kg/s）	h：	比エンタルピー（kJ/kg）
m：	蒸気質量（kg）	U：	内部エネルギー（kJ）
u：	比内部エネルギー（kJ/kg）	V：	ガス空間体積（m^3）
v：	比体積（m^3/kg）		

[添字]

0：	流入水蒸気 2 相流	air：	空気
g：	飽和蒸気	l：	飽和水

Figure 9-3 に、ドレンタンク内に放出される蒸気が凝縮せずそのままガス空間に蓄積すると仮定した場合の圧力上昇評価結果を示す。蒸気発生器内の保有水が放出完了する 14 秒ではタンク圧力は 4.13 MPa と評価され、1 次ヘリウム冷却系の運転圧力をわずかに上回る結果となった。

4) まとめ

以上の結果より、ドレンタンク内に放出される蒸気が全く凝縮しないと仮定した場合、ドレンタンク圧力は、1 次ヘリウム冷却系の運転圧力をわずかに上回るが、設備設計において、ドレンタンク内に保有水を貯蔵し、ドレン配管出口をドレンタンク保有水内に置くこと、並びに、水スプレーを設置することより、ドレンタンク内に放出される蒸気の凝縮が期待でき、ドレンタンク圧力は、1 次ヘリウム冷却系の運転圧力より十分低い圧力変化になると想定し、1)項にて設定したドレンタンク仕様に基づき、機器設計を実施した。

9.3.2 機器設計

まず、蒸気発生器隔離及びドレン設備の使用条件及び上記の系統設計結果に基づき、ドレンタンク及び弁類等の設備仕様を定めた。次いで、蒸気発生器隔離及びドレン設備の設備仕様に基づき、蒸気発生器の伝熱管破損時における蒸気発生器隔離及びドレンに要する時間を評価し、系統設計で設定した目安時間を満足するかについての確認を行った。

(1) 蒸気発生器隔離及びドレン設備概要

Figure 9-4 に、蒸気発生器隔離及びドレン設備の系統図を示す。系統構成については、先行設計例である米国 MHTGR の蒸気発生器隔離及びドレン設備[29)、30)]を参考とした。安全機能を有する蒸気発生器隔離弁については、動的機器の単一故障を仮定し、格納容器内に設置された蒸気発生器への給水配管及び蒸気発生器から蒸気タービンへの主蒸気配管それぞれに対し、格納容器貫通部配管の内外に 1 台ずつ、合計 4 台の電動隔離弁を設置し、格納容器隔離機能と共に、蒸気発生器伝熱管破断時の水･蒸気系の遮断機能を持たせる。格納容器内の給水配管部でドレン配管を給水配管と同口径で分岐し、動的機器であるドレン弁の単一故障を仮定し多重化するため、ドレンタンク近傍にてドレン配管を 2 ラインに分岐しドレンタンク両端近傍の入口ノズルに接続する。分岐した配管上には分岐点に近い側に手動ゲート弁、その下流のドレンタンク入口ノズル上方でドレン用電動アングル弁を設ける。緊急ドレン操作後の 1 次ヘリウムガス系との隔離は緊急を要さないと判断し、遠隔作動ドレン弁は 1 基×2 系列とした。ドレンタンクには気体廃棄物処理設備への連絡配管及び格納容器内ドレンサンプへのドレン配管が接続する。

蒸気発生器の伝熱管破損事故時、給水及び蒸気系の隔離と共に蒸気発生器内の熱水及び蒸気をドレンするが、ドレンタンクには 2 箇所のノズルから熱水･蒸気が流入する。それぞれのノズルはドレンタンク内の散気管に接続しており、散気管の両端から吹き込んだ熱水･蒸気は散気管の

排出孔から保有水中に排出され、蒸気凝縮を加速し、ドレンタンク内の圧力上昇を抑制する。

(2) ドレンタンク構造

・最高使用圧力： 4.8 MPa
・最高使用温度 ： 370°C
・形式 ： 横型円筒タンク
・数量 ： 1 基
・概略寸法： 外径 1470 mm×長さ 4200 mm（Fig.9-5 参照）
・容積
　幾何容積： 6 m^3
　内部空間容積： 5 m^3
　保有水量： 1 m^3（液深約 320 mm）
・材質
　胴体： 炭素鋼
　内部配管： 合金鋼

(3) 隔離弁及びドレン弁の作動時間

蒸気発生器隔離及びドレン設備で使用する蒸気発生器隔離弁及びドレン弁については、緊急作動対応が必要なことから、弁メーカー標準の作動速度となる弁ではなく、構造・強度等から許容できる作動速度の弁とすることで開閉時間の短縮化を図った。隔離弁及びドレン弁の各作動時間を以下に示す。

・蒸気隔離弁（格納容器隔離弁） 電動 250A ゲート弁：全閉時間約 22 秒
・給水隔離弁（格納容器隔離弁） 電動 100A ゲート弁：全閉時間約 29 秒
・ドレン弁 電動 80A アングル弁：全開時間約 25 秒

(4) 蒸気発生器隔離及びドレンに要する時間

蒸気発生器隔離及びドレン設備の設備仕様に基づき、蒸気発生器伝熱管破損時における蒸気発生器隔離及びドレンに要する時間について、以下の作動シーケンスを仮定し簡易評価した。この場合、約 73 秒で蒸気発生器の隔離及びドレンが完了し、黒鉛酸化量の制限値に達するまでの余裕時間 105 秒を満足した。

① 蒸気発生器伝熱管 1 本のギロチン破断
② 湿分検出系による漏洩検出： 約 5 秒 [31)]
③ 蒸気発生器隔離弁 全閉操作： 約 29 秒（給水隔離弁）
④ ドレン弁 全開操作： 約 25 秒
⑤ 蒸気発生器内保有水のドレン： 約 14 秒

9.4 まとめ

HTR50S の蒸気発生器隔離及びドレン設備に関し、HTTR の 1 次加圧水冷却器伝熱管破損事故の安全解析結果等を基に、蒸気発生器の伝熱管破損時における黒鉛酸化量の制限値に達するまでの余裕時間を概算評価し、これを蒸気発生器隔離及び蒸気発生器内保有水のドレン完了までの目安時間とした。次に、蒸気発生器内保有水全量のドレンに要する時間、並びに、ドレン時のドレンタンク内圧力上昇を評価し、その結果に基づき、ドレンライン口径及びドレンタンク容量等の設備仕様を定めた。蒸気発生器隔離及びドレン設備の設備仕様より、蒸気発生器隔離弁及びドレン弁の作動時間を定め、蒸気発生器の伝熱管破断時における蒸気発生器隔離及びドレンに要する時間を簡易評価した。

以上の結果、蒸気発生器の隔離及びドレン完了までに要する時間は 73 秒と評価され、黒鉛酸化の観点より設定した蒸気発生器の隔離及びドレン完了までの所要時間 105 秒以下となり判断基準を満足した。

9.5 基本設計にあたっての検討項目

今回の概念設計では、以下の項目について評価を実施し成立性を確認したが、基本設計時には、より詳細な検討を進める必要があると考える。

(1) 水リーク率評価

今回の検討では、蒸気発生器上部管板近傍における水リーク率が最も大きく、かつ、出口過熱蒸気エンタルピーを想定した結果、1 次ヘリウム冷却系の圧力上昇に関しては安全側の評価となっているが、基本設計時には安全余裕をつめるため、破断伝熱管の熱伝達も考慮した詳細水リーク過渡変化解析を実施し、その結果に基づき設計基準リーク率を設定する必要がある。

(2) 安全弁開放に対する余裕時間

今回の検討では、1 次ヘリウム冷却系への最大水侵入量に対する余裕時間を評価し、この余裕時間を満足する設備仕様を定めたが、基本設計時には、財産保護の観点より 1 次ヘリウム冷却系の安全弁が吹かないよう設備設計を実施することが望ましい。その際、炉心及び 1 次ヘリウム冷却系を対象に、水蒸気の炉心における反応度印加、並びに、水蒸気と燃料要素・黒鉛の酸化反応を考慮したヘリウム温度及び圧力に対する過渡解析をに基づき、蒸気発生器伝熱管の口径を小さくする等の検討が必要となることも考えられる。

(3) ドレン時間

今回の検討では、蒸気発生器が保有する水及び蒸気を圧縮・飽和水及び飽和蒸気・過熱蒸気の 2 領域に分割し、圧縮・飽和水を飽和蒸気・過熱蒸気で押す簡易モデルで評価した。基本設計時には、詳細なブローダウン解析により、より詳細にドレン時間を評価する必要がある。

(4) 湿分検出系

ヘリウム中での水分の検出については、光学的露点検出器による検出が速く、過去の高温ガス

炉で実用化されている[31]。しかし、日本での使用経験や実績はほとんどないと考えられ、本機器の適用性、調達等の検討が必要と考える。

Table 9-1　Evaluation conditions for the maximum flow rate at rupture point in steam generator

(1) 破断口下流側

（定常状態では過熱蒸気の臨界流放出となる）

過熱蒸気臨界流	Po	12.5	MPa	出口ヘッダー条件
	To	538	℃	
	vo	0.02747	m^3/kg	
	ho	3445.2	kJ/kg	
	u0	3101.8	kJ/kg	
	so	6.5933	kJ/kg	
	L	72		
	d	2.48E-02		
	A	4.83E-04		
	λ	0.015		
	ξ	1.5		
	λL/d+ξ	4.50E+01		
	k	1.41	蒸気の断熱指数	

$$\lambda\frac{L}{d}=\frac{1}{\kappa}\left(\frac{1}{M_0{}^2}-1\right)+\frac{\kappa+1}{2\kappa}\ln\left(\frac{\frac{\kappa+1}{2}M_0{}^2}{1+\frac{\kappa-1}{2}M_0{}^2}\right)$$

計算結果

		管束下部破断	管束上部破断
L	m	72	0.05
Mo	–	0.120	0.452
Gc	kg/m^2s	3040	11445
W	kg/s	1.47E+00	5.53E+00

(2) 破断口上流側条件

Po	MPa	13.32		d	2.48E-02 m
To	℃	200		A	4.831E-04 m^2
				L	72.0 m
ho	kJ/kg	857.37138			
vo	m^3/kg	0.001145			
ρo	kg/m^3	873.3285			
μ	Pa.s	1.37E-04	飽和水		
so	kJ/kg	2.3126989			

He側圧力	4	MPaA	入口	0.0191
	3.9809	MPaA	出口	

1) 管束下部破断

	λL/D	A	(λL/D+ξ)/A^2
短管部	1.5302419	0.0004831	6.56E+06
orifice	1.5	2.827E-05	1.88E+09
			1.88E+09

上流側	（圧縮単相流）
流量	$G=(2\rho\Delta P/(\Sigma(\eta/A^2)))^{0.5}$
	2.94 kg/s

2) 管束上部破断

	λL/D	A	(λL/D+ξ)/A^2
上流部	4.50E+01	4.831E-04	1.93E+08
orifice	1.5	2.827E-05	1.88E+09
			2.07E+09

上流側	（圧縮単相流）
流量	$G=(2\rho\Delta P/(\Sigma(\eta/A^2)))^{0.5}$
	2.81 kg/s

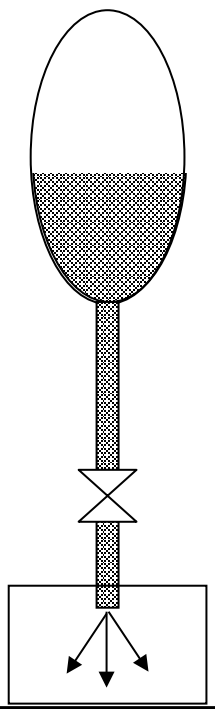
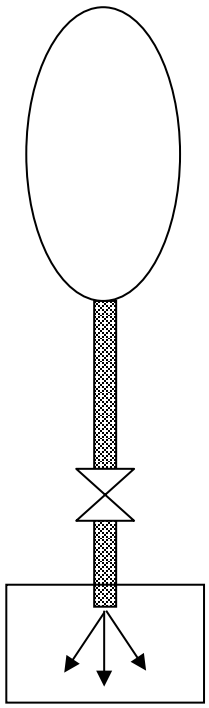
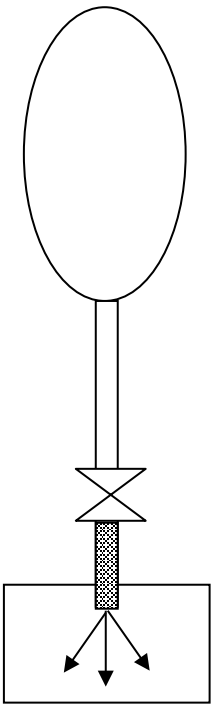
Table 9-2　Results of maximum flow rate at rupture point in steam generator

① 管束下部破断		リーク率（kg/s）		エンタルピー（kJ/kg）
	上流側	2.94		857
	下流側	1.47		3445
	流出部	合計 4.41	平均	1718
② 管束上部破断		リーク率（kg/s）		エンタルピー（kJ/kg）
	上流側	2.81		857
	下流側	5.53		3445
	流出部	合計 8.34	平均	2573

Table 9-3　Water and steam inventory in steam generator

項目		単位	設計値	備考
給水圧力		MPa	13.4	
給水温度		℃	200	
主蒸気圧力		MPa	12.5	
主蒸気温度		℃	538	
蒸気発生器インベントリ		m^3		
	下部水室	m^3	0.126	
	伝熱管部	m^3	1.36	伝熱管長78m(有効長72m,入口4m,出口2m),36本
	上部水室	m^3	0.126	
	計	m^3	1.612	
主給水管インベントリ				
	口径	m	0.1143	
	肉厚	m	0.006	
	断面積	m^2	0.008219	
	長さ	m	10	（暫定値：隔離弁まで）
	体積		0.08219	
主蒸気管インベントリ				
	口径	m	0.2674	
	肉厚	m	0.0286	
	断面積	m^2	0.03470	
	長さ	m	10	（暫定値：隔離弁まで）
	体積		0.3470	
ドレン配管インベントリ				
	口径	m	0.1143	
	肉厚	m	0.006	
	断面積	m^2	0.008219	
	長さ	m	4	（暫定値：仕切り弁まで）
	体積		0.032878	
内訳	過熱蒸気	m^3	0.782	
	圧縮水	m^3	0.811	
	200℃	m^3	0.311	
	265℃	m^3	0.500	
	飽和水・蒸気	m^3	0.482	
	飽和蒸気	m^3	0.275	
	飽和水	m^3	0.207	
総計	水側	m^3	1.017	
	200℃	kg	271.5	密度 873.4(kg/m^3)
	265℃	kg	392.8	密度 785.7(kg/m^3)
	330℃	kg	132.4	密度 640.8(kg/m^3)
	水側（等価状態量）	m^3	1.017	
	256℃	kg	796.7	密度 800.0(kg/m^3)
	蒸気側	m^3	1.057	
		kg	38.5	密度 36.4 (kg/m^3)
	総体積	m^3	2.07	
	総重量	kg	835.2	

Table 9-4　Results of water drain time from steam generator

	ドレン弁開放初期 蒸気圧力　12.5MPa	蒸気は下部水室へ 蒸気圧力　5.75MPa	蒸気はドレン弁へ 蒸気圧力　4.83MPa
模式図			
部位	圧力分布（MPa）		
伝熱管部	12.2		
オリフィス	7.27		
下部水室	7.27	5.75	
主給水管	7.11	5.67	
ドレン配管	7.04	5.64	
ドレン弁	4.39	4.34	4.27
ダンプタンク入口	4.21	4.22	4.22

ドレン流量（kg/s）	73.8	52.2	34.2
平均流量（kg/s）	63.0	43.2	
排出時間（s）	9.66	4.36	
総排出時間(s)	14.0		

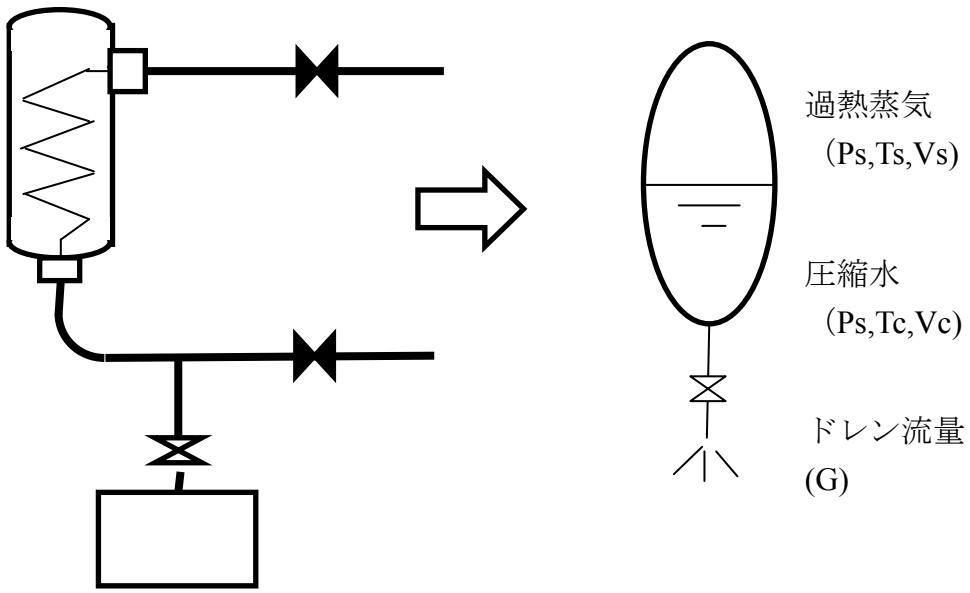


Fig. 9-1　Model for the evaluationof water drain time from steam generator

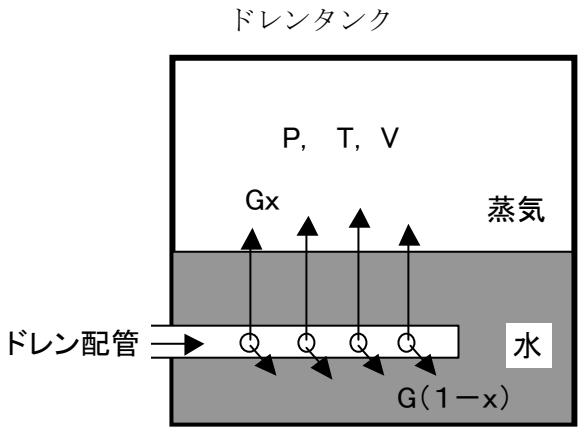


Fig. 9-2　Model for the evaluation of transient response of drain tank internal pressure

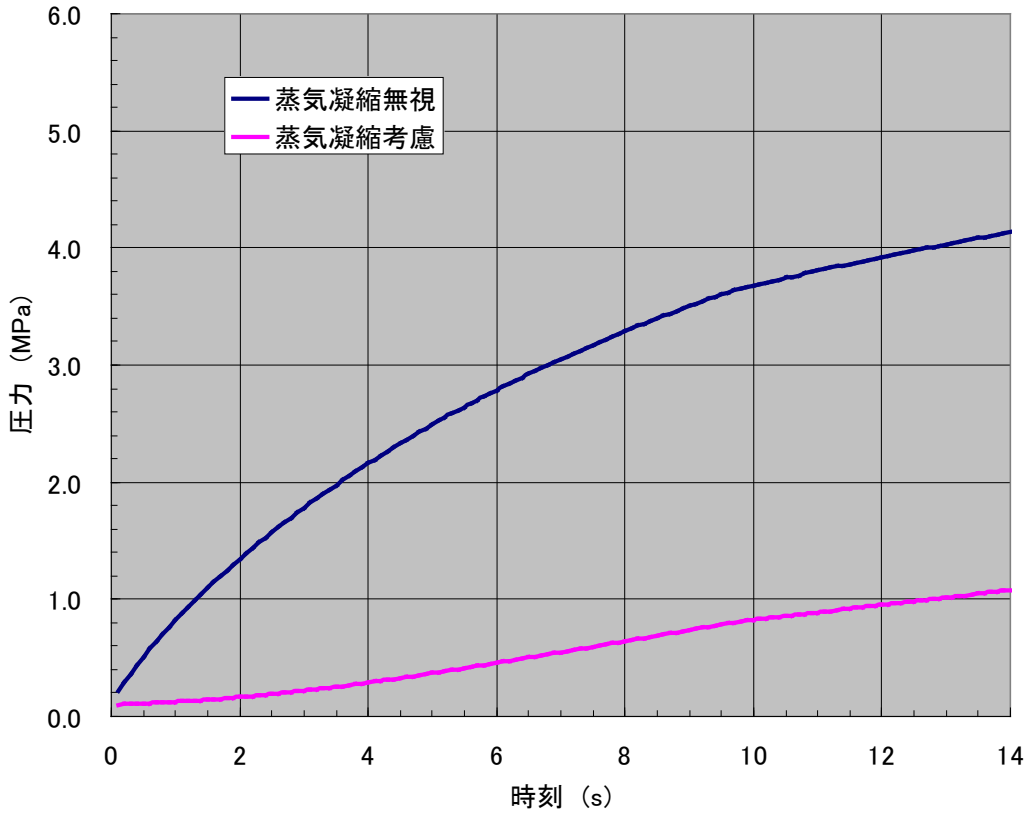


Fig. 9-3　Result of transient response of drain tank internal pressure

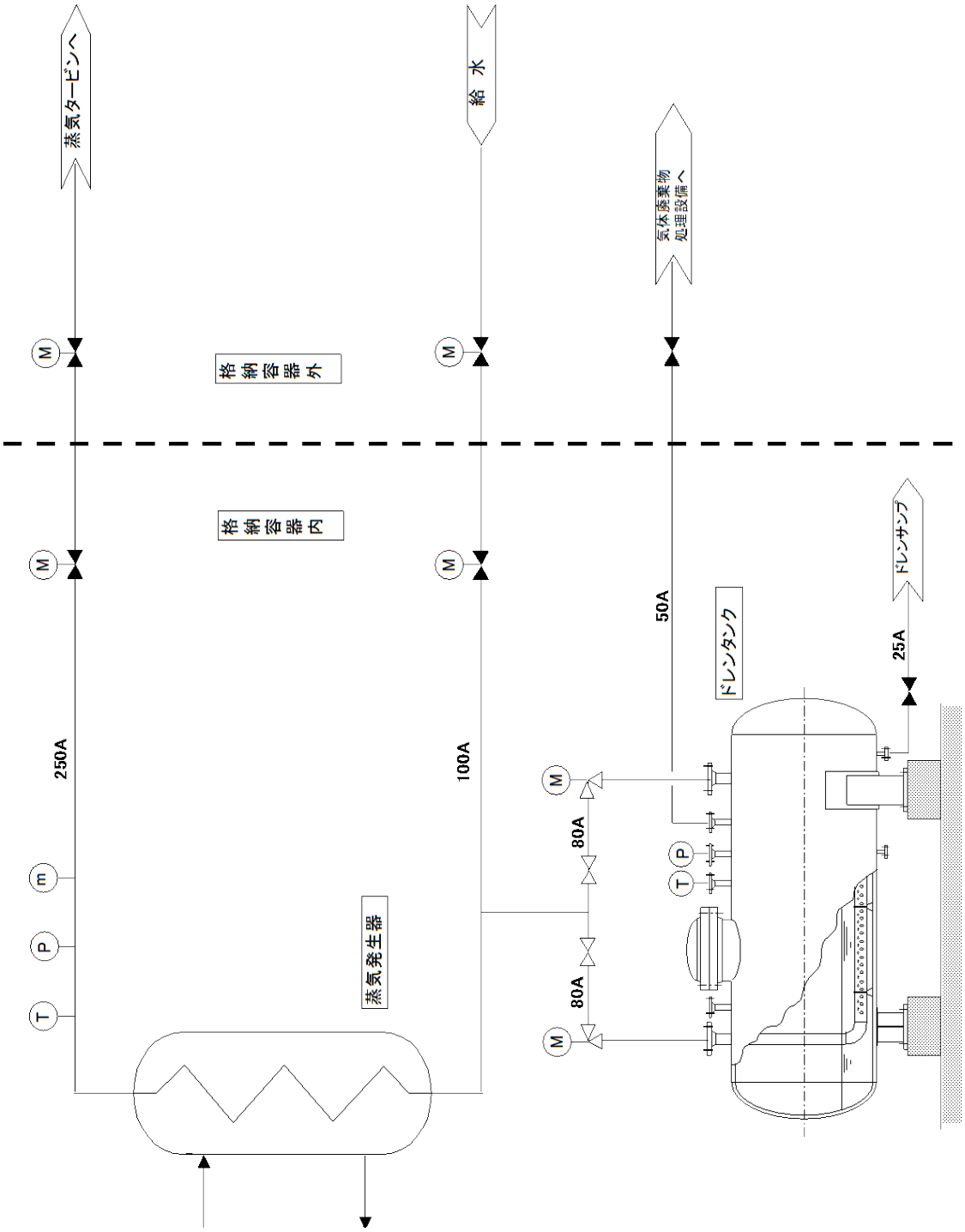
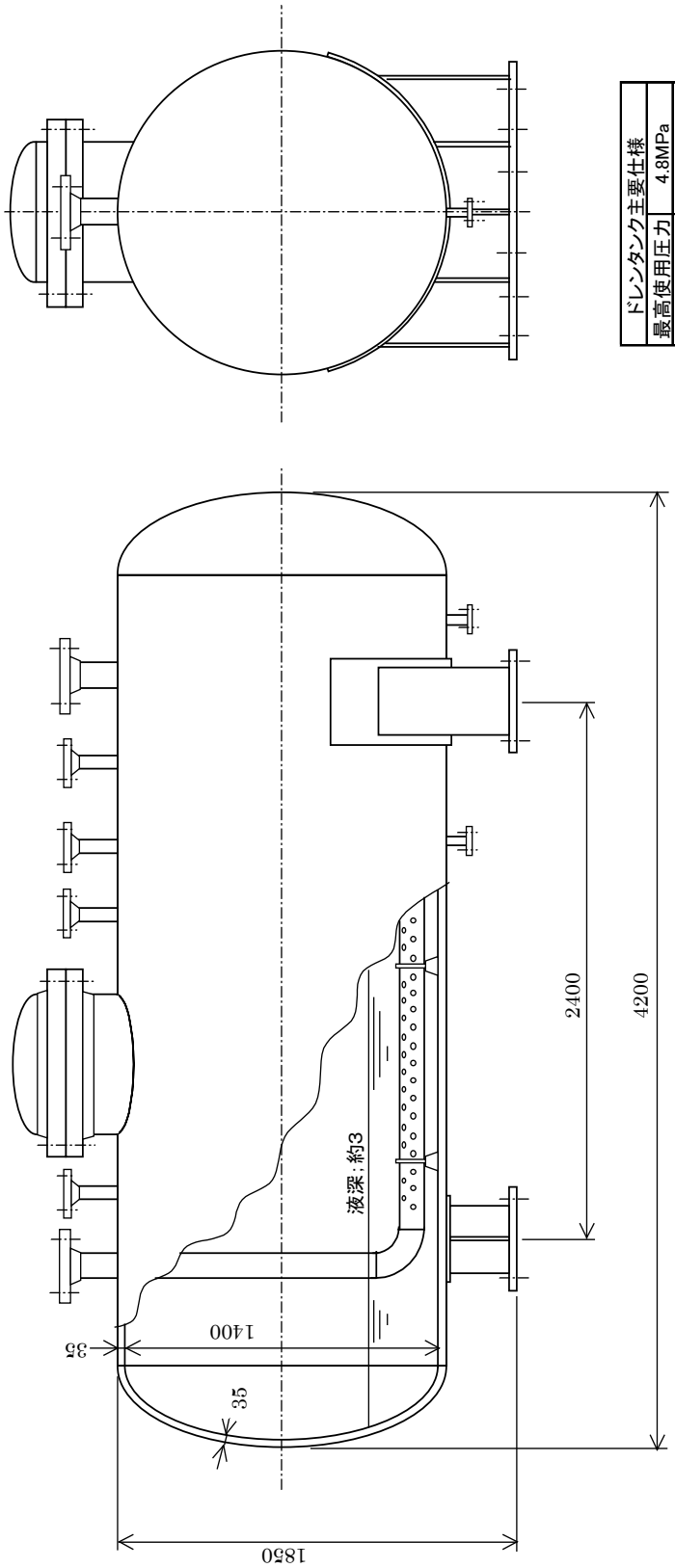


Fig. 9-4 Flow diagram of steam generator isolation and drain system



ドレンタンク主要仕様	
最高使用圧力	4.8MPa
最高使用温度	390℃
外　形	1470mm
長　さ	4200mm
高　さ	1850mm
胴板厚	35mm
鏡板厚	35mm
幾何容量	約6m^3
保有水	約1m^3
空間容積	約5m^3

Fig. 9-5　Configuration of drain tank

10. 原子炉格納容器設計

10.1 概要

原子炉格納容器は、放射性物質の外部への放散を抑制し、原子炉施設周辺の一般公衆及び従事者等の安全を確保するためのものであり、HTR50S においては工学的安全施設の一つである。原子炉格納容器は、二重管破断事故時等に圧力障壁となり、かつ、放射性物質の放散に対する障壁を形成するため、原子炉格納容器を貫通する配管には隔離弁を設ける。

HTR50S の原子炉格納容器の設計に関し、鋼材物量を削減する観点より、鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート構造（RCCV）を採用した。設計条件については、暫定的に HTTR 原子炉格納容器の設計条件を適用し、安全上の要求事項に基づき、1 次冷却設備二重管破断及び主蒸気配管破断時の圧力上昇、空気侵入事故時の黒鉛酸化量、並びに、空気侵入事故及び水侵入事故時における黒鉛酸化により発生する可燃性ガス濃度を評価し、原子炉格納容器の自由空間容積に対する判断基準を定めた。また、原子炉格納容器内の機器配置に基づき、原子炉格納容器の自由空間容積を評価し、設備構成及び設計仕様を定め、物量を評価した。

以上の結果、RCCV 構造を採用した原子炉格納容器の鋼材物量は、420 ton と評価され、HTTR 原子炉格納容器の鋼材物量 700 ton 以下となり、鋼材物量に対する判断基準を満足した。また、原子炉格納容器の自由空間容積は 3860 m^3 と評価され、安全上の要求事項を満足する許容範囲内に収まることを確認した。

10.2 設計方針

10.2.1 課題と解決策

原子炉圧力容器の容量増加等により HTTR よりも容量が増大することが想定される格納容器に対して、プラントコスト削減の観点から物量削減、並びに、減圧事故時における炉心の酸化腐食や格納容器への負荷圧力に対する健全性を確保する観点から自由空間容積を制限範囲内に設計することが課題である。これに対して、鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート構造（RCCV）の採用し、物量削減を図ると共に、原子炉格納容器内の機器配置の適正化を図り、自由空間容積を制限範囲とする。

10.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計における原子炉格納容器の機能に対する安全上の要求事項を以下に示す。

- 原子炉格納容器は、事故時の最大の圧力と温度に耐えるようにする。
- 原子炉圧力容器内にある黒鉛構造物が酸化するような事故を想定しても、事故の拡大を防止し、放射性物質の放出を抑制できるようにする。
- 事故時に原子炉圧力容器内にある黒鉛構造物の酸化による発生する可燃性ガスの燃焼を防止する。

上記要求に対する具体的な対応として、原子炉格納容器の自由空間容積が以下の条件を満足す

るように原子炉格納容器を設計する。

- 設計基準事故における原子炉格納容器内圧が設計圧力以下であること。
- 設計基準事故時における原子炉格納容器内の可燃性ガス濃度が爆発下限値未満であること。
- 設計基準事故時の空気侵入による黒鉛酸化量が判断基準を満足すること。

更に以下を考慮する。

- 原子炉格納容器を貫通する配管で、事故時に閉鎖が要求されるものには隔離弁を設け、原子炉格納容器内部と外気との間に隔壁を構成し、事故時に原子炉格納容器の機能を維持できるようにする。

(2) 構造設計の要求事項

- 鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート構造（RCCV）の採用等、原子炉格納容器の物量削減が可能な構造とすること。
- 後段のフェーズにおける IHX 追設に対応できるよう原子炉格納容器内に設置スペースを確保すること。また、IHX 搬入用のハッチを設置すること。
- 蒸気発生器ドレン設備のドレンタンクを原子炉格納容器内に設置すること。

10.2.3 使用条件

今回の検討では、原子炉格納容器の設計条件として暫定的に以下に示す HTTR の設計条件を適用した。

・機器種別：　原子炉格納容器
・耐震クラス：　S クラス
・最高使用圧力：　0.4 MPaG（4.0 kg/cm^{2}G）
・最高使用温度 ：　150°C
・設計漏えい率 ：　原子炉格納容器内空気重量の 0.1%／d 以下
（常温、空気、最高使用圧力の 0.9 倍の圧力において）

10.2.4 HTTR との相違点

HTR50S 原子炉格納容器と HTTR 原子炉格納容器との主な相違点に、まず、型式の違いが挙げられる。HTTR では、主要材質に炭素鋼を使用した鋼製の原子炉格納容器としたが、HTR50S では、ABWR での使用実績を踏まえ、鋼製ライナを内張りした RCCV 構造を採用した。

もう一つの相違点として、HTR50S の原子炉出口温度を 750°C から 900°C への移行する計画が挙げられる。この時、HTR50S における蒸気発生器・蒸気タービンによる運転から、中間熱交換器が増設され、2 次ヘリウムガス系にガスタービンが設置される。したがって、HTR50S の原子炉格納容器の設計においては、中間熱交換器の増設を考慮し、格納容器上部に中間熱交換器を搬入可能なハッチを設けると共に、中間熱交換器設置位置の内部コンクリートに、搬入を考慮した開口を設けるよう対応した。

10.3 設計

HTR50S 原子炉格納容器に関し、自由空間容積の低減及び経済性向上の観点より、型式を選定し、使用条件に基づき必要壁厚を算出の上、物量を評価した。また、格納容器内部の機器配置等に基づき、格納容器の自由空間容積を算出すると共に、安全上の要求事項を満足する自由空間容積の許容範囲に収まることの確認を行った。

10.3.1 原子炉格納容器の基本構造

(1) 型式の設定

HTR50S 原子炉格納容器の型式は、ABWR を参照し、鋼製ライナを内張りした RCCV 構造とし、原子炉建屋と一体構造として耐震性の向上を図ることとした。燃料交換用及び中間熱交換器搬入用等のハッチについても、ABWR と同じく鋼製を採用した。RCCV 構造を選定した理由を以下に示す。

- HTR50S 原子炉格納容器は、10.3.2 節で示す通り、自由空間容積を低減する必要があり、RCCV 構造の採用により、トップスラブが水平となり鏡板部のようなスペースがなくなるため、格納容器貫通部のレイアウト等に対し合理的な配置が可能となる。
- RCCV 構造を採用することで、鋼材量の削減、並びに、原子炉建屋と並行して工事が実施でき工事期間の削減が可能となり、主に経済性の面で改善効果が見込まれる。

(2) 格納容器壁厚

格納容器の壁厚については、ABWR 格納容器との最高使用圧力及び格納容器内径の違いを考慮の上、以下の評価式より、ABWR と同等の鉄筋及び壁厚を確保するよう設定した。

シェル（円筒部）： $P=\dfrac{\sigma \cdot t}{r}$ （10-1）

トップスラブ： $t=r\sqrt{\dfrac{P}{\sigma}}$ （10-2）

ここで、

P：	内圧	r：	内半径
t：	壁厚	σ：	円周方向応力

Table 10-1 に、評価条件及び壁厚の計算結果を示すように、シェル（円筒部）は 1.7 m、トップスラブの一般部を 1.6 m とした。なお、HTR50S 原子炉格納容器の内径については、第 12 章で示す 1 次冷却系主要機器の配置検討結果より 18.8 m と設定した。

10.3.2　原子炉格納容器内の自由空間容積

(1)　自由空間容積

Figure 10-1 に、原子炉格納容器内の 1 次冷却系主要機器の配置概念図を示す。Fig. 10-1 に基づき、以下の条件を考慮の上、原子炉格納容器内の自由空間容積を評価した。

- 格納容器高さは、トップスラブ下端（EL－1400 mm）から EL－32200 mm とする。
- 原子炉圧力容器及び中間熱交換器の鋼製ハッチ内部を自由空間として考慮する。
- 原子炉圧力容器上部の下部遮へい体容積は厚さ 1250 mm、直径 7200 mm の円柱として計算。
- 原子炉圧力容器遮へい壁は厚さ 1840 mm、内径 7920 mm の円筒として計算。
- 自由空間容積削減のため、中間熱交換器下部領域（EL-32200 mm から EL-21500 mm まで）をコンクリートで埋める。
- 自由空間容積削減のため、上部中間床厚を 2300 mm、下部中間床厚を 2000 mm とした。
- ドレンタンクピット容積は、高さ 1900 mm、幅 5600 mm、奥行き 2800 mm の立方体として計算。
- 原子炉圧力容器の容積は、HTTR 原子炉圧力容器の容積 [32]より、胴部の高さを燃料ブロック 1 個分（600 mm）増加させて計算。
- 中間熱交換器の容積は高さ 15000 mm、直径 3507 mm の円柱として計算。
- 原子炉圧力容器下部に設置される停止時冷却設備の熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニットの容積は、高さ 4300 mm、幅 1000 mm の円柱として計算。
- ドレンタンク容積は、高さ 1500 mm、幅 4200 mm の円柱として計算。
- 原子炉圧力容器、中間熱交換器、停止時冷却設備の熱交換器及びヘリウムガス循環機ユニット、ドレンタンク以外の機器容積（一部サポート・配管等含む）は HTTR と同じとした [32]。
- 停止時冷却設備メンテナンス用の移送トンネルの容積は、高さ 3000 mm、幅 4000 mm、奥行き 3800 mm の立方体として計算。

Table 10-2 に、評価結果を示す。原子炉格納容器内に中間熱交換器が設置されない場合、自由空間容積は約 3860 m^3、中間熱交換器が設置される場合は約 3700 m^3 と評価された。

(2)　自由空間容積算出に当たって考慮すべき事項

10.2.2 節に示す安全上の要求事項に対し、自由空間容積の制約となる可能性が高い以下の項目について評価し、今回の設計で評価した自由空間容積が制限条件を満足することの確認を行った。

- 1 次冷却設備二重管破断時の圧力上昇に対する原子炉格納容器の健全性
- 空気侵入事故及び水侵入事故時の黒鉛酸化により発生する可燃性ガス濃度
- 空気侵入事故時の黒鉛酸化量
- 主蒸気配管破断時の圧力上昇に対する原子炉格納容器の健全性

なお、10.2.2 節に示した温度に対する要求事項については、原子炉格納容器の内部コンクリート構造が定まった後の基本設計段階にて評価を行うこととする。

1) 判断基準

10.2.2 節に示す安全上の要求事項に対する判断基準を以下に示す。

- 圧力： 最高使用圧力以下
- 可燃性ガス濃度： 一酸化炭素（CO）濃度：Fig10-2 に示す爆発（燃焼）範囲外
  水素 + 一酸化炭素（H_2 + CO）濃度：保守的に 9.0vol%未満とする
- 黒鉛酸化量[28]： サポートポスト残存等価直径：80 mm 以上
  黒鉛スリーブ底板残存厚さ：5 mm 以上

2) 1 次冷却設備二重管破断時の圧力上昇に対する原子炉格納容器の健全性

1 次冷却設備二重管破断時の圧力上昇に対する格納容器の健全性については、HTTR 格納容器の自由空間容積 2800 m^3 に対し、以下の条件より格納容器内圧が最高使用圧力以下となる自由空間容積をボイルの法則より比例計算し評価した。その結果、格納容器内圧が最高使用圧力以下となる自由空間容積は 3290 m^3 以上と評価された。

- 1 次冷却設備二重管のギロチン破断
- 原子炉格納容器ベントなし
- 1 次冷却設備二重管破断後の HTTR 原子炉格納容器内圧は最大 0.47 MPaG [33]

3) 黒鉛酸化により発生する可燃性ガス濃度

(a) 一酸化炭素（CO）濃度

空気侵入事故時の黒鉛酸化により可燃性の CO が発生する。HTTR の安全評価と同様に、黒鉛酸化反応として保守側に CO を生成する反応（$C+1/2O_2=CO$）のみを考慮し、原子炉格納容器の自由空間容積をパラメータとして、原子炉格納容器への 1 次ヘリウムの放出から原子炉格納容器内の酸素全量が黒鉛酸化で消費されるまでの原子炉格納容器内 CO 濃度を以下の条件に基づき評価した。1 次系のインベントリは、燃料体が HTTR の 5 段から 6 段に増加するため、HTTR よりもわずかに増加することが考えられるが、ここでは保守的に HTTR と同様とした。

- 1 次系インベントリ： 670 kg [27]
- 原子炉格納容器初期圧力： 0.13 MPaA
- 原子炉格納容器初期温度： 20°C
- HTTR 原子炉格納容器の自由空間容積： 2800 m^3

Figure 10-2 に、原子炉格納容器内 CO 濃度の評価結果を示す。原子炉格納容器の自由空間容積が 7000 m^3 以下の場合に、原子炉格納容器内 CO 濃度は爆発（燃焼）範囲外となる。

(b) 水素 + 一酸化炭素（H_2 + CO）濃度

蒸気発生器伝熱管破損等による水侵入事故時、1 次系に侵入した水が炉心へ移行し、黒鉛酸化で消費され、H_2 と CO が発生し、水侵入と黒鉛酸化による 1 次系内の圧力上昇が大きい場合、安全弁を介して原子炉格納容器内へ 1 次冷却材が放出される可能性がある。その際の原子炉格納容器内の可燃性ガス（H_2 + CO）濃度を以下の条件に基づき評価した。

1 次系への水侵入量については、9.3.1 節で示した通り、875 kg と評価した。炉心への水移行量の評価については、1 次系循環機の制動停止を考慮した。今回の評価では、HTTR 1 次系循環機の制動曲線を使用し[34]、炉心への水移行量は 110 kg と評価した。黒鉛酸化反応の評価においては、保守的に炉心へ移行した水の全量が黒鉛酸化（$C+H_2O=CO+H_2$）で消費されることとした。1 次系インベントリ、格納容器内の初期圧力及び初期温度は、空気侵入事故における一酸化炭素濃度評価と同じ条件とした。

以上の条件より、自由空間容積を HTTR と同じ 2800 m^3 とした場合、1 次系安全弁が作動し、吹止った後の原子炉格納容器内の可燃性ガス（$H_2 + CO$）濃度は約 1.8 vol%と評価され、爆発（燃焼）下限界値以下となり、可燃性ガス（$H_2 + CO$）濃度に対する判断基準を満足する結果となった。

4) 空気侵入事故時の黒鉛酸化量

空気侵入事故時の黒鉛酸化量について、HTTR の 1 次冷却設備二重管破断事故時における黒鉛酸化量の評価結果に基づき評価した。HTTR での黒鉛酸化量評価では、黒鉛スリーブ底板及びサポートポストの等価肉べり量はそれぞれ、約 3.6 mm、約 6 mm と評価されており、この時、原子炉格納容器内の酸素全量が消費されている。今回の評価では、1 次冷却設備二重管破断事故時の温度、自然循環流等の条件が HTTR と同じと仮定し、黒鉛酸化量が原子炉格納容器の自由空間容積に比例するとして黒鉛酸化量を評価した。

酸化前の黒鉛スリーブ底板厚さを HTTR の設計条件と同じく 10 mm とした場合、自由空間容積を 3890 m^3 以下とすることで黒鉛スリーブ底板残存厚さに対する判断基準を満足する。

5) 主蒸気配管破断事故の圧力上昇に対する原子炉格納容器の健全性

主蒸気配管破断事故で原子炉格納容器内に水・蒸気が放出された際の原子炉格納容器の健全性に対しては、以下の条件に基づき、Table 10-3 に示す暫定シナリオを想定し、格納容器内圧力上昇を概算評価した。ここでは、ドレン設備に安全上の機能を期待しない。

暫定シナリオでは、水・蒸気系主蒸気配管もしくは給水配管が原子炉格納容器内でギロチン破断する場合を想定した。主蒸気配管破断の場合、まず、配管内や蒸気発生器蒸気側のインベントリ蒸気が原子炉格納容器内に開放され、その後も、加圧水の供給、1 次ヘリウムの循環、及び炉心が原子炉スクラムに至るまでの臨界反応、原子スクラム後の崩壊熱、残留熱等で高温に維持される限り、新たに蒸気が発生し続ける。また、給水配管破断の場合は、加圧水が大気圧環境に放出されるため、蒸気化し原子炉格納容器の内圧を上昇させる。今回は、最も厳しい条件として主蒸気配管と給水配管の破断が同時に発生した場合に対する原子炉格納容器内圧上昇を概略検討した。

暫定シナリオでは、主蒸気配管破断の 10 秒後、蒸気発生器出口ヘリウム温度高信号により自動操作で原子炉スクラム、給水ポンプトリップ及び蒸気発生器隔離弁閉操作が開始されるとした。更に、第 9 章にて示すとおり、主給水配管止め弁全閉時間は約 29 秒であり、原子炉格納容器内に約 39 秒間、蒸気が放出されることとなる。

原子炉格納容器内の圧力上昇は、配管破断直後の放出蒸気による圧力上昇と給水停止までに放

出された蒸気による圧力上昇の合計で評価した。破断直後については、蒸気発生器内インベントリ分の蒸気及び加圧水からの蒸発蒸気が原子炉格納容器内に放出されるとし、蒸気分についてはボイル・シャルル法則により、加圧水の蒸発蒸気分については加圧水の比エンタルピーからクオリティを求めて蒸気量を概算し、膨張係数から蒸気体積を求めることにより原子炉格納容器内の圧力上昇を概略評価した。

次に、給水が停止するまでの 39 秒間に発生する蒸気量については、給水ポンプ流量より給水停止までの給水量を算出し、破断直後の加圧水からの蒸発蒸気と同様に原子炉格納容器内の圧力上昇を概略評価した。

その他、今回の概略評価では、下記の条件を考慮した。

- 原子炉格納容器内の自由空間容積は約 3700 m^3（中間熱交換器を設置した場合の自由空間容積であり、原子炉格納容器内圧力上昇の評価に対しては保守側条件）
- 主蒸気配管、及び蒸気発生器入口配管に設置された格納容器隔離弁閉止成功
- 原子炉格納容器ベントなし
- 蒸気発生器内の水蒸気初期条件は、第 9 章で示す安全弁開放までの余裕時間の検討と同条件。
- 原子炉格納容器内にリークした蒸気は理想気体として扱う。
- 原子炉格納容器内にリークした蒸気の温度変化は考慮しない。
- 原子炉格納容器内にリークした加圧水は 0.1 MPaG 及び 100°C に変化するものとした。
- 水→蒸気の体積膨張係数は 1700（100°C における値）とした。
- 相変化、体積変化は断熱過程として扱う。

以上の条件に基づき評価した結果を Table 10-4 に示す。主蒸気配管及び給水配管の破断による格納容器内の圧力上昇は 0.02 MPa 程度であり、格納容器の最高使用圧力である 0.4 MPa に対して十分裕度がある結果が得られた。

6)　自由空間容積の制限値まとめ

上記の評価結果を整理し、原子炉格納容器の自由空間容積に対する許容範囲を以下にまとめる。

- 圧力上昇に対する格納容器の健全性：3290 m^3 以上
- 可燃性ガス（CO）濃度による制限：　7000 m^3 以下
- 黒鉛酸化量による制限：　3890 m^3 以下

一方、原子炉格納容器内の自由空間容積については、中間熱交換器が設置されない場合は約 3860 m^3、設置される場合は約 3700 m^3 であり、上記でまとめた制限条件を満足する。

10.3.3　原子炉格納容器の物量

原子炉格納容器の物量を以下の条件に基づき算出し、約 420 ton と評価した。HTTR 鋼製格納容器の重量約 700 ton[35)]と比較すると、RCCV 構造の採用により、鋼材の物量が削減されており、経済性の向上に寄与するといえる。

- 評価対象は RCCV の内張り鋼製ライナとした。RCCV の鉄筋コンクリート部分は原子炉

建屋と一体で建設可能であり、建屋側として物量評価範囲外とした。

- RCCV 胴部の鋼製ライナ板厚は ABWR の実績より 6.4 mm とした。
- RCCV 底部の鋼製ライナ板厚は ABWR の実績より 16 mm とした。
- 鋼製ライナの施工範囲は原子炉格納容器内面であり、高さ 30800 mm、内径 18600 mm の円筒とし、原子炉圧力容器及び中間熱交換器上部の開口部は除いた。
- HTTR 鋼製格納容器の胴体及び上下鏡板の重量は、原子炉格納容器の構造図 [34]から求めた容積と材料 SGV49 の密度 7.85 kg/cm^3 から概算評価した。
- ハッチ・スリーブ等の物量に関しては、HTTR 鋼製格納容器重量のうち、胴体及び上下鏡板を除いた鋼材重量を適用した。
- 鋼製ライナの重量は容積と鋼製ライナ材料 SGV49 の密度 7.85 kg/cm^3 から求めた。

10.4　まとめ

HTR50S の原子炉格納容器に関し、経済性向上の観点より、型式として RCCV 構造を採用した。格納容器の自由空間容積について、1 次冷却設備二重管破断及び主蒸気配管破断時の圧力上昇、空気侵入事故時の黒鉛酸化量、並びに、空気侵入事故及び水侵入事故時における黒鉛酸化により発生する可燃性ガス濃度を評価し、判断基準を満足することを確認した。この結果に基づき、原子炉格納容器の設備構成及び設計仕様を定め、物量評価を行い、HTTR 鋼製格納容器と比較し、RCCV 構造の採用により、物量が削減できることを確認した。

10.5　基本設計にあたっての検討項目

今回の検討では、HTTR 原子炉格納容器の設計条件、並びに、HTTR の安全評価結果に基づき、HTR50S 原子炉格納容器の設計を実施し、成立性を確認した。基本設計時には、構造、仕様等の更なる詳細化を図ると共に、設計詳細化に応じて、事故時における原子炉格納容器及び内部コンクリート温度の評価、その他の安全に対する要求事項を満足することの再確認を行う必要がある。

Table 10-1　Evaluation conditions and results of reactor containment vessel wall thickness

	P（内圧） （MPaA）	r（RCCV 内半径） （m）	t（シェル） （m）	t（トップスラブ） （m）
ABWR	0.31	14.5	2.0	2.2/2.4
HTR50S	0.40	9.4	1.7	1.6（一般部）/ 1.8（ハッチ周辺部）

Table 10-2　Internal free volume of reactor containment vessel

構造			鉄筋コンクリート製格納容器
格納容器内径		m	18.7
格納容器高さ		m	30.8
原子炉容器遮へい壁容積		m^3	1737.7
下部遮へい体容積		m^3	50.9
鋼製ハッチ容積		m^3	167.2
側壁・床スラブ容積		m^3	924.1
機器容積		m^3	865.3
ドレンタンクピット空間容積		m^3	34.2
停止時冷却設備ヘリウムガス循環機 移送用トンネル空間容積		m^3	34.2
格納容器自由空間容積 （概算）	中間熱交換器有り	m^3	約 3700
	中間熱交換器無し	m^3	約 3860

Table 10-3　Tentative sequence of main steam pipe and feed water pipe rupture accident

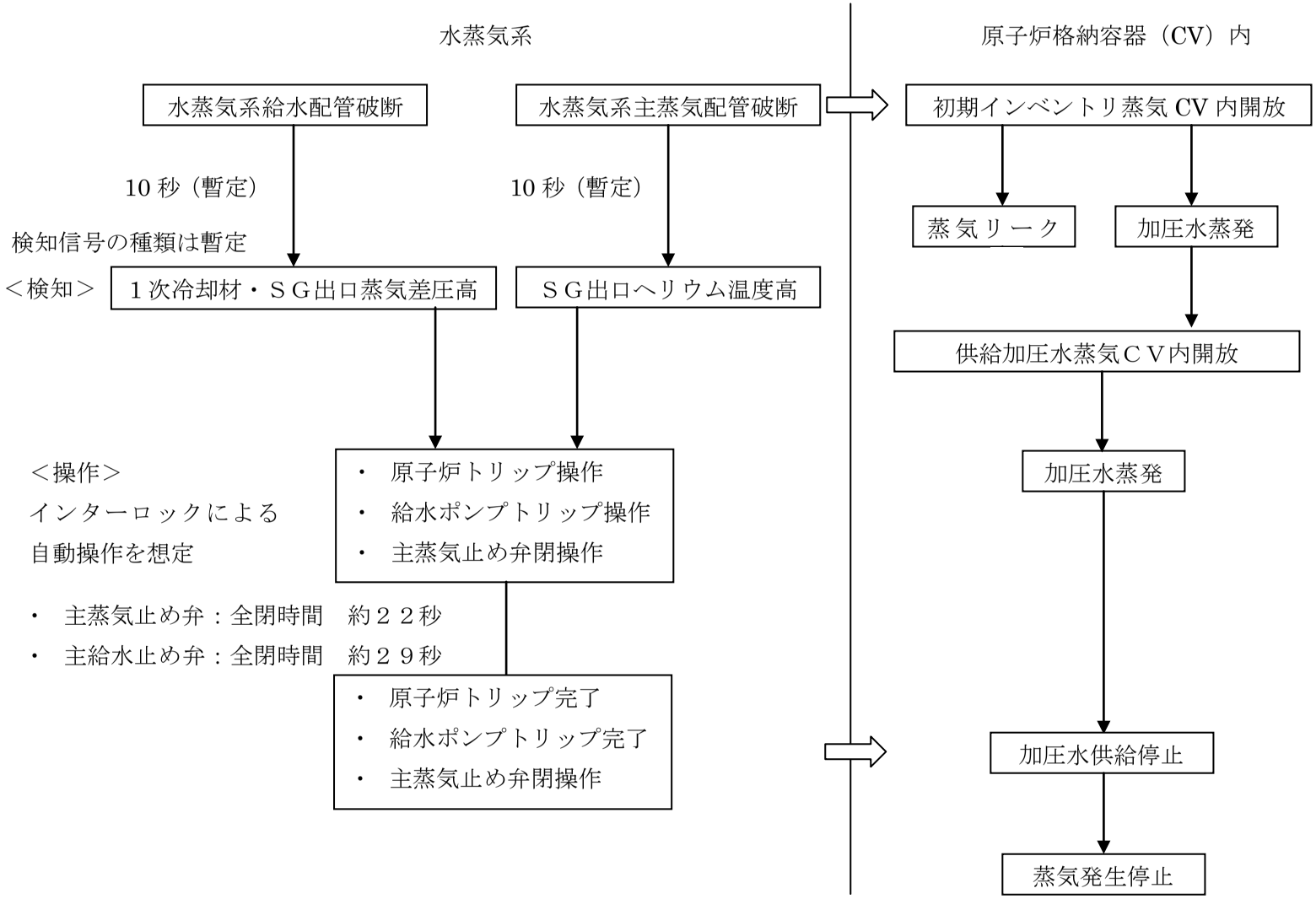
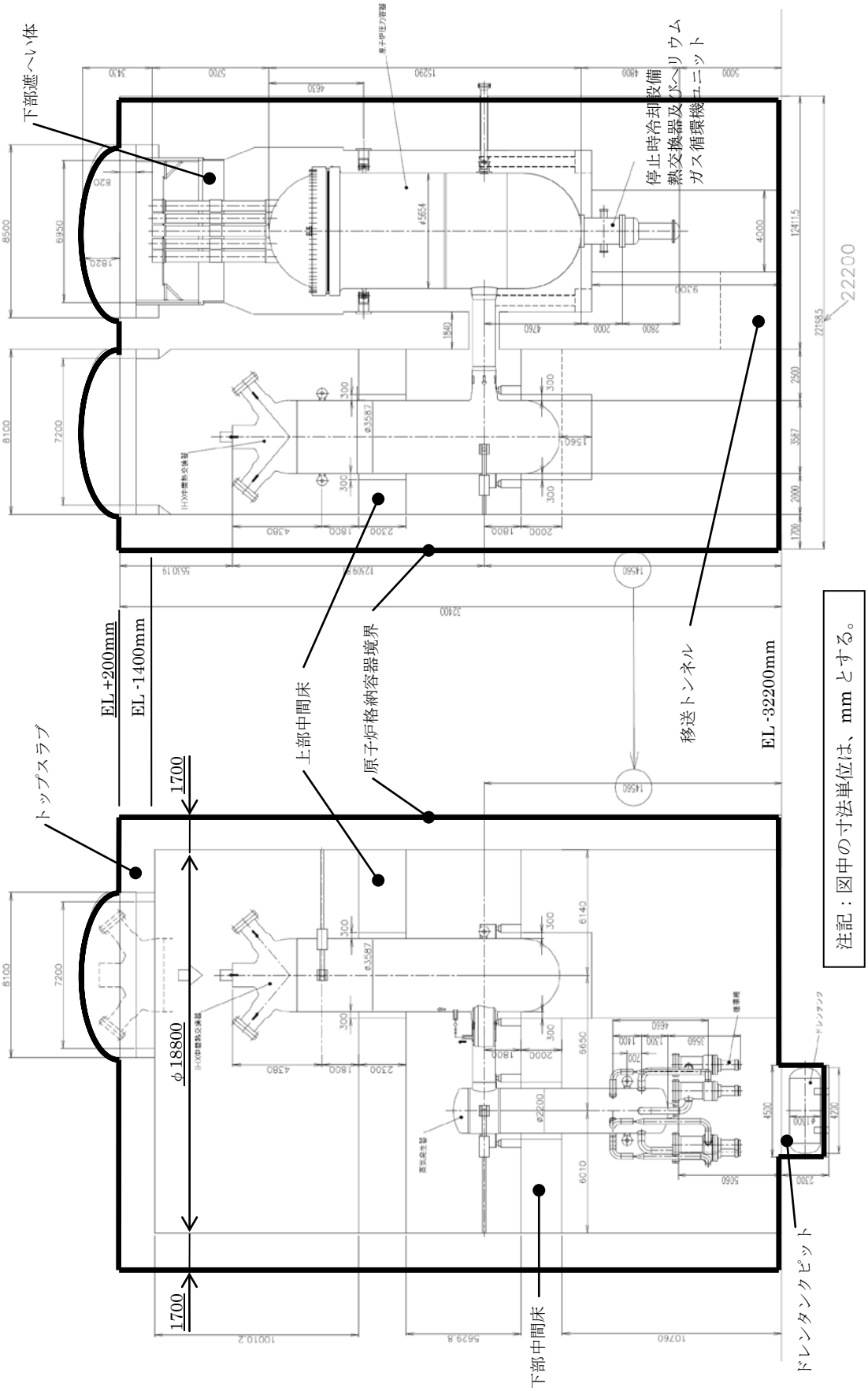


Table 10-4　Estimation of increase in containment vessel internal pressure at main steam pipe and feed water pipe rupture accident

	蒸気側	加圧水側		備考
		蒸発蒸気	水	
ＳＧ内水蒸気初期条件				
温度[°C]	538	256		
圧力[MPaG]	12.5	12.5		
インベントリ[m³]	1.057	1.017		
比エンタルピー[kJ/kg]		1113		
配管破断直後				初期蒸気発生器内インベントリ分が原子炉格納容器内へ開放
原子炉格納容器初期内圧[MPa]	0.1			—
体積[m³]	132.13	1197.38	0.31	・格納容器内にリークした蒸気は理想気体として扱う ・格納容器内にリークした蒸気の温度変化は考慮しない ・格納容器内にリークした加圧水は 0.1MPaG、100°C に変化するとした ・水→蒸気の体積膨張係数は 1700（@100°C）とした ・相変化、体積変化は断熱過程として扱う
配管破断直後の格納容器内圧[MPa]	0.11			中間熱交換器設置後の自由空間体積 3700m³ で評価
配管破断後給水ポンプトリップまで				給水ポンプ供給分の給水が原子炉格納容器内へ開放
破断後主給水止め弁閉までの時間[sec]		39.00		主給水止め弁：全閉時間約 29 秒＋配管破断検知時間 10 秒（暫定）
給水ポンプ流量[kg/s]		19.30		—
主給水止め弁閉までの加圧水供給量[kg]		752.70		—
供給加圧水体積[m³]		0.86		200°C、13.4MPa の水密度 880[kg/m³]で計算
体積[m³]		1171.97	0.17	配管破断直後の蒸気体積と同様に評価
主給水止め弁全閉後の 原子炉格納容器内圧[MPa]		0.12		—



注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 10-1 Vertical cross section of HTR50S reactor containment vessel

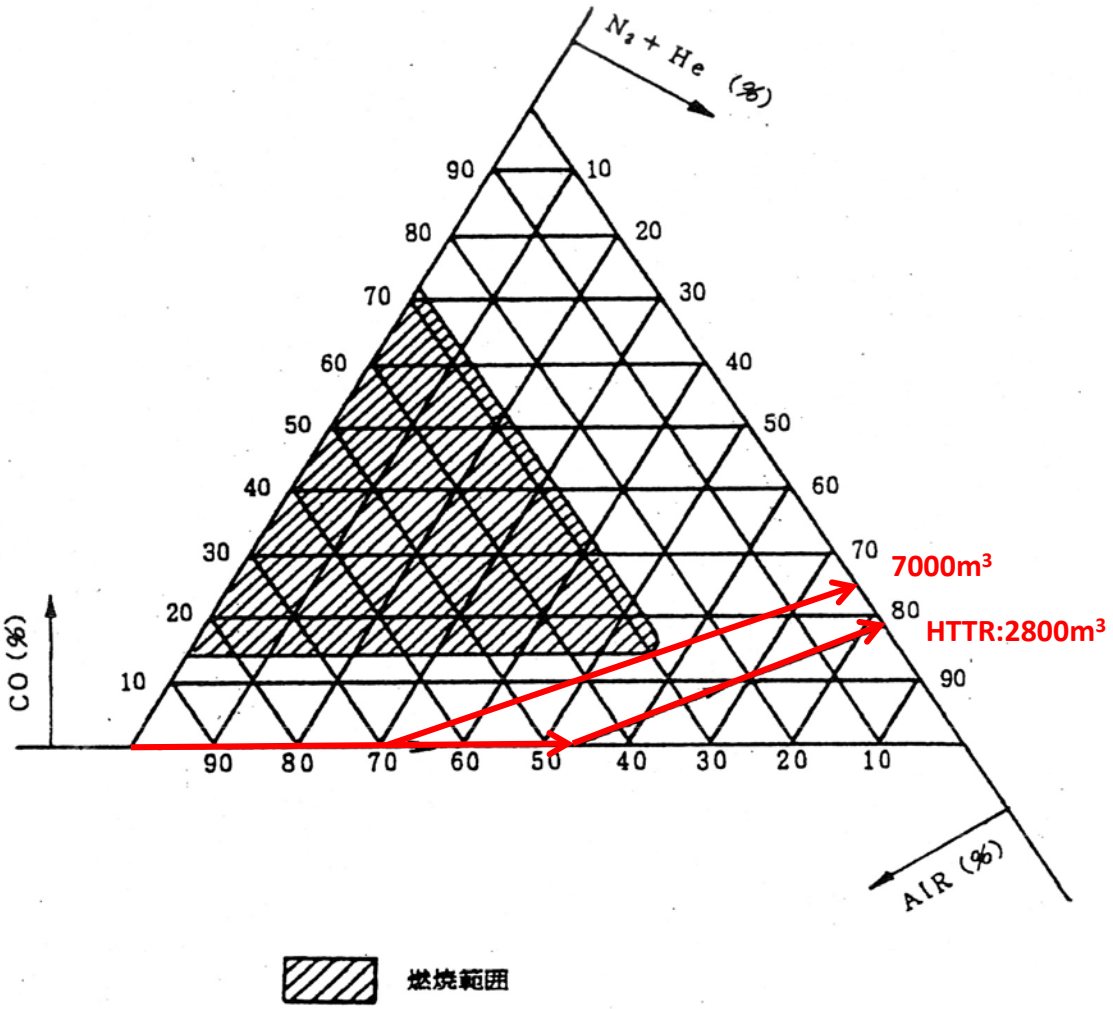


Fig. 10-2 Estimation result of carbon monoxide concentration in reactor containment vessel

11. 発電設備及び熱供給設備設計

11.1 概要

HTR50S の発電設備は、蒸気発生器で発生した蒸気が保有するエネルギーを蒸気タービンにて回転エネルギーに変換し、発電機により有効に電気エネルギーとして取り出すための設備であり、蒸気タービン、発電機、復水器、脱気器、給水ポンプ、給水加熱器、配管、弁類等より構成される 3 段抽気の再生サイクル蒸気タービンシステムを採用した。また、熱供給設備は、蒸気発生器で発生した蒸気の一部を抽気し、熱源として利用を図るための設備であり、熱の利用先としては、地域暖房用の温水供給、並びに、化学工業用の高温蒸気供給等が挙げられる。

発電設備については、HTR50S の運転条件及び系統構成に基づき、ヒートマスバランスを検討し、主要構成機器及びこれらを接続する配管類の設備設計を実施した。また、熱供給設備については、主案となる地域暖房用に温水を供給する設備、並びに、オプション案の一つとして、重質油回収プロセスへの熱源として 300°C 程度の高温蒸気を供給する設備を対象に、HTR50S の系統構成に基づき、熱供給設備の設備概念を検討し、運転条件を定めた。

以上の結果、蒸気タービンからの排気圧力を適切に設定し、蒸気タービンの 50%部分負荷運転を可能とする発電設備及び熱供給設備の設備構成及び運転条件を定め、夏季は全熱量を発電に利用し、冬季は発電に 25 MW 及び地域暖房用に 25 MW 供給可能なシステムを構築できた。

11.2 設計方針

11.2.1 課題と解決策

夏期は全量発電、冬季は地域暖房用として 50%の熱（25MW）を供給する発電システムの構築が課題である。これに対し、蒸気タービンシステムの排気圧力を適切に設定することにより、蒸気タービンの 50%部分負荷運転を可能とし、地域暖房に 25MW 供給可能なシステムの構築を図る。

11.2.2 設計上の要求事項

(1) 機能上の要求事項

本概念設計における発電設備及び熱供給設備に対する機能上の要求事項を以下に示す。

- 発電設備は、夏期は全量発電、冬季は地域暖房用として 50%の熱（25MW）を熱供給設備へ供給する。
- 地域暖房用の熱供給設備は、95°C の温水を供給する。
- 高温蒸気を供給する熱供給設備は 300°C 程度の高温蒸気を供給する。

(2) 構造設計の要求事項

- 発電設備の蒸気タービンについて、夏季運転と冬季運転でのタービン排気流量の違いを考慮し、最終段翼付近での翼出口側付根部のドレンエロージョン及び振動による翼の破損等が生じないよう運転条件を設定すること。

11.2.3　使用条件

(1)　発電設備

・2 次冷却材：　水・蒸気
・流量：　69.6 ton/h
・圧力：　12.0 MPa（蒸気タービン入口）
・温度：　533°C（蒸気タービン入口）
・運転条件（定格）
　夏季：　全量発電（50 MWt）
　冬季：　発電（25 MWt）＋ 地域熱供給（25 MWt）

(2)　熱供給設備

1)　温水供給設備（地域暖房用）

・２次冷却材：　水・蒸気（タービン抽気）
・３次冷却材：　温水
・２次側流量：　37.8 ton/h
・タービン抽気条件：　0.4 MPa、161°C
・交換熱量：　25 MW

2)　高温蒸気供給設備（重質油回収システムへの熱源利用）

・2 次冷却材：　水・蒸気（主蒸気より分岐）
・3 次冷却材：　水・蒸気
・2 次側流量：　34.8 ton/h
・2 次側蒸気条件：　12 MPa、533°C（入口）
・交換熱量：　25 MW

11.3　設計

11.3.1　発電設備

(1)　ヒートマスバランス

発電設備の運転条件を基に、発電設備を含む水・蒸気系のヒートマスバランスを評価した。蒸気の全量を発電に使用する夏季定格運転条件でのヒートマスバランスを Fig. 11-1 に、タービン抽気により蒸気が保有する熱量の半分を地域熱利用として使用する冬季定格運転条件でのヒートマスバランスを Fig. 11-2 に示す。

1)　タービン排気圧力

通常、タービン排気圧力は、冷却水条件及びタービン排気の湿り度などにより決定され、今回の入口蒸気条件の場合には 0.01 MPa 程度がよく採用されている。ただし、HTR50S の発電設備では、タービン抽気により蒸気の一部を地域熱利用として使用する冬季運転でのタービン排気流量が、全蒸気を発電に使用する夏季運転でのタービン排気流量の約 1/3 となり、最終段翼付近で

の翼出口側付根部のドレンエロージョン及び振動により翼の破損等が懸念される。このため、夏季運転時の排気圧力をより高く設定し、冬季運転時の圧力低下を大きく取ることで排気体積流量の減少率を小さくすることとし、夏季運転時 0.018 MPa、冬季運転時 0.0077 MPa に設定した。

2) 発電効率（熱利用率）

HTR50S の発電設備では、200°C までの給水の昇温を考慮し、脱気器と 2 基の高圧給水加熱器 への 3 段抽気の再生サイクルを採用した。蒸気発生器での交換熱量を全て発電に使用する夏季運転時の発電端出力は 17.2 MWe であり、発電効率は 34.4%となった。

一方、冬季運転時には、蒸気発生器での交換熱量 50 MWt のうち 25 MWt は地域熱利用として使用するため、脱気器抽気ラインより全流量 44.2 ton/h のうち 37.8 ton/h の過熱蒸気を熱供給設備に送り高温水タンクへ戻している。この場合、発電端出力は 13.5 MWe であり、発電効率は 27.0%と夏季運転時より電気出力自体は低下するが、復水器で捨てる熱量を地域熱利用として使用することより、熱電併給での熱利用率は 77.0%まで上昇する。

(2) 機器設計

1) 発電設備概要

発電系統の主要系統は Fig. 11-1 及び Fig. 11-2 に示すとおりである。

蒸気発生器で発生した高温高圧の過熱蒸気は蒸気タービンに流入し、蒸気タービン内で減圧減温しながらそのエネルギーをタービンの回転を介して連結する発電機にて所定の電力を発生させる。タービン内でエネルギーを転換し減圧減温した蒸気は復水器に排気され復水器内で冷却凝縮する。復水器はその冷却凝縮能力に見合った器内圧力を維持し、タービンの排気圧力を保持する。復水は復水ポンプによって温水タンクに送られる。温水タンクでは、地域熱利用の温水供給設備からの復水も受け入れる。復水は温水タンクから脱気器給水ポンプによって脱気器に送られ脱気された後に、給水ポンプによって昇圧され、2 基の高圧給水加熱器によって給水温度まで昇温されて蒸気発生器に給水される。

2) 主要機器仕様

(a) 蒸気タービン本体

・形式　　減速式衝動抽気復水タービン
・数量：　　1 基
・概略寸法：　　Fig. 11-3 参照
・発電出力：　　定格　17200 kW
・蒸気条件
　入口条件：　　12 MPa、533°C
　第 1 抽気圧力：　　1.74 MPa
　第 2 抽気圧力：　　0.90 MPa
　第 3 抽気圧力：　　0.40 MPa
　排気圧力：　　18 kPa（夏季定格運転時）

最大蒸気呑込み量

高圧タービン： 69.6 ton/h

低圧タービン： 54.0 ton/h

・回転数

蒸気タービン： 約 7100 rpm

発電機： 1500 rpm

・主要部材質

車室： Cr-Mo-V 鋳鋼、炭素鋼鋳鋼、炭素鋼鋼板

ロータ： Cr-Mo-V 鋳鋼

羽根： マルテンサイト系ステンレス鋼または析出硬化系ステンレス鋼

ノズル： マルテンサイト系ステンレス鋼

仕切り： Cr-Mo 鍛鋼、炭素鋼

軸受： 炭素鋼＋ホワイトメタル

(b) 発電機

・形式： 全閉内冷円筒回転界磁形三相同期発電機

・数量： 1 基

・概略寸法： Fig. 11-4 参照

・定格出力： 20236 kVA

・極数： 4P

・回転数： 1500 rpm

・周波数： 50 Hz

・電圧 ： 6600 V

・力率 ： 85%遅れ

(c) 復水器

・最高使用圧力： 0.4 MPa（冷却水側）、大気圧（胴側）

・最高使用温度 ： 50°C（冷却水側）、100°C（蒸気側）

・形式： 横型表面接触式 2 回流 1 区分型

・数量： 1 基

・概略寸法： Fig. 11-5 参照

・処理蒸気量： 54.0 ton/h

・排気圧力： 18 kPa（夏季定格運転時）

・冷却水

入口温度： 32°C

出口温度： 42°C

水量： 2800 m^3/h

・冷却面積： 約 500 m^2

・材質

冷却管： 銅合金

管板：　　炭素鋼板
水室：　　炭素鋼板
胴体：　　炭素鋼

(d)　脱気器

・最高使用圧力：　　0.4 MPa
・最高使用温度 ：　　160°C
・形式 ：　　円筒縦型スプレートレイ再熱方式
・数量 ：　　1 基
・概略寸法：　　Fig. 11-6 参照
・処理水量：　　69.6 ton/h
・処理水温度：　　140°C
・運転圧力：　　0.36 MPa
・保有水量：　　7.3 m^3
・材質
　胴体：　　炭素鋼
　鏡板：　　炭素鋼
　スプレイノズル：　オーステナイト系ステンレス鋼

(e)　給水ポンプ

・最高使用圧力 ：　　17 MPa
・最高使用温度 ：　　160°C
・形式 ：　　両持輪切型多段タービンポンプ
・数量 ：　　1 基
・概略寸法：　　Fig. 11-7 参照
・定格流量：　　69.6 ton/h
・吐出圧力：　　15 MPa
・吸込み圧力：　　0.36 MPa
・運転温度：　　140°C
・回転数：　　2980 rpm
・電動機：　　500 kW × 2P

(f)　高圧給水加熱器

・最高使用圧力：　　17 MPa（管側）、　1.8 MPa（胴側）
・最高使用温度 ：　　330°C
・形式 ：　　横置円筒型 U 字管式
・数量 ：　　2 基
・概略寸法：　　Fig. 11-8 及び Fig. 11-9 参照
・給水流量：　　69.6 ton/h
・伝熱管本数：　　65 本

・材質

伝熱管：　炭素鋼

管板：　炭素鋼

胴体：　炭素鋼

鏡板：　炭素鋼

・定格条件（第一高圧給水加熱器）

給水温度：　142°C（入口）、170°C（出口）

蒸気温度：　234°C（入口）、148°C（出口）

入口圧力：　0.85 MPa（蒸気側）、13.6 MPa（給水側）

・定格条件（第二高圧給水加熱器）

給水温度：　170°C（入口）、200°C（出口）

蒸気温度：　301°C（入口）、176°C（出口）

入口圧力：　1.65 MPa（蒸気側）、13.5 MPa（給水側）

(g)　主蒸気配管

・最高使用圧力 ：　14 MPa

・最高使用温度 ：　570°C

・配管寸法：　φ267.4 mm × t28.6 mm

・配管材質：　STPA42

・流体 ：　過熱蒸気

(h)　高圧給水配管

・最高使用圧力：　17 MPa

・最高使用温度 ：　230°C

・配管寸法：　φ114.3 mm × t6.0 mm

・配管材質：　STPT370

・流体 ：　圧縮水

11.3.2　温水供給設備（地域熱利用）

(1)　系統概要

軽水炉等の原子力発電プラントによる暖房等の地域熱利用には、スイスのベツナウ発電所の地域熱供給システム等、タービン抽気を用いたシステムが多く見受けられる[36]。HTR50S の温水供給設備についても、タービン抽気を熱源として熱交換器を介して地域熱供給を行うシステム構成を選定した。システム系統構成を Fig. 11-10 に示す。

発電設備の蒸気タービンに流入した高温高圧の過熱蒸気の一部を蒸気タービンより抽気し、地域熱利用熱交換器にて地域暖房熱供給用循環水（3 次系）と熱交換を行う。熱交換により減圧減温し冷却凝縮した復水は温水タンクへ送られ、発電設備の復水と合流する。一方、熱交換により温められた地域暖房供給用循環水は既存の地域暖房熱供給網へ送られ、地域熱暖房に供される。

(2) 地域熱利用熱交換器

Figure 11-2 に示す冬季運転時の発電設備ヒートマスバランスに基づき、25 MW の熱を地域熱利用として用いる場合の熱交換器運転条件を Table 11-1 に示す。この条件に基づき設定された熱交換器の設計主要目を Table 11-2 に、また、熱交換器の構造概念図を Fig. 11-11 に示す。

熱交換器の形式は、この運転条件で一般に良く用いられる横置 U 字管型の給水加熱器（管側を熱利用系の水とする）とした。給水加熱器の場合、一般に管内流速は 2 m/s 程度であることより、φ19.05 mm、t1.0 mm の伝熱管 588 本を使用する構成とした。

11.3.3 高温蒸気供給設備（重質油回収システムへの熱源利用）

(1) 系統概要

オイルサンドから重質油を回収する重質油回収システムの一つに油層内回収方式があり、代表的な油層内回収方式として、SAGD 法（Steam Assisted Gravity Drainage）が挙げられる。SAGD 法は、地中のオイルサンド層に高温高圧の水蒸気を圧入して、オイルサンド層内の重質油（ビチュメン）の流動性を高め、地中の重質油（ビチュメン）を温水と共に回収する方法[37]であり、今後、重質油回収システムに採用される比率が高くなると見込まれている。

HTR50S の高温蒸気供給設備は、1 次冷却系の蒸気発生器の下流側に再度、蒸気発生器を設置し、発電系統より分岐させた主蒸気を用いて、SAGD 法でオイルサンド層に注入する蒸気を発生させる熱源として利用する。

(2) 運転条件

先行設計例[38]では、SAGD 法でオイルサンド層に注入する蒸気条件は、10 MPa の飽和蒸気である。発電設備の主蒸気条件及び高温蒸気供給設備での交換熱量に基づき、10 MPa の飽和蒸気を供給する高温蒸気供給設備の運転条件を Table 11-3 に示す。

11.4 まとめ

HTR50S の運転条件及び系統構成に基づき、発電設備のヒートマスバランスを検討し、主要構成機器及びこれらを接続する配管類の設備設計を実施した。また、熱供給設備については、主案となる地域暖房用に温水を供給する設備、並びに、オプション案である重質油回収プロセスへの熱源として高温蒸気を供給する設備を対象に、HTR50S の系統構成に基づき、熱供給設備の設備概念を検討し、運転条件を定めた。

以上の結果、蒸気タービンからの排気圧力を適切に設定し、蒸気タービンの 50%部分負荷運転を可能とする発電設備及び熱供給設備の設備構成及び運転条件を定め、夏季は全熱量を発電に利用し、冬季は発電に 25 MW 及び地域暖房用に 25 MW 供給可能なシステムを構築できた。

Table 11-1　Operating conditions of heat exchanger for district heating

項　　目		条　　件
交換熱量		25 MW
タービン抽気側	入口蒸気条件	161°C、0.4 MPaA
	出口条件（水）	95°C、0.1 MPaA（大気圧）
	流量	37.82 ton/h
熱利用側	入口条件（水）	70°C *、0.1 MPaA（大気圧）
	出口条件（水）	95°C、0.1 MPaA（大気圧）
	流量	857 ton/h

*）70°C は冬季、40～70°C の範囲が想定される。

Table 11-2　Major specification of heat exchanger for district heating

項　　目		仕様等
交換熱量	MWt	25
伝熱管外径	mm	19.05
伝熱管肉厚	mm	1.0
伝熱管本数	－	588
本体外径	mm	1300
全長	mm	10250
伝熱管材質／重量	－	SUS304／5.5 t*
本体胴等材質／重量	－	炭素鋼（低合金鋼**）／11.5 t

*）インピンジメントプレートを含む

**)バッフル板等（SCMV3）

Table 11-3　Operating conditions of steam generator for process heat

項　　目		条　　件
交換熱量		25 MWt
2 次系	蒸気入口温度	533°C
	蒸気出口温度	200°C
	蒸気圧力（入口）	12 MPa
	蒸気流量	34.8 ton/h
SADG 側	給水温度（SAGD より）	160°C
	蒸気出口温度（SAGD 供給）	300°C
	蒸気圧力（SAGD 供給）	10 MPa
	主蒸気流量（SAGD 供給）	44.6 ton/h

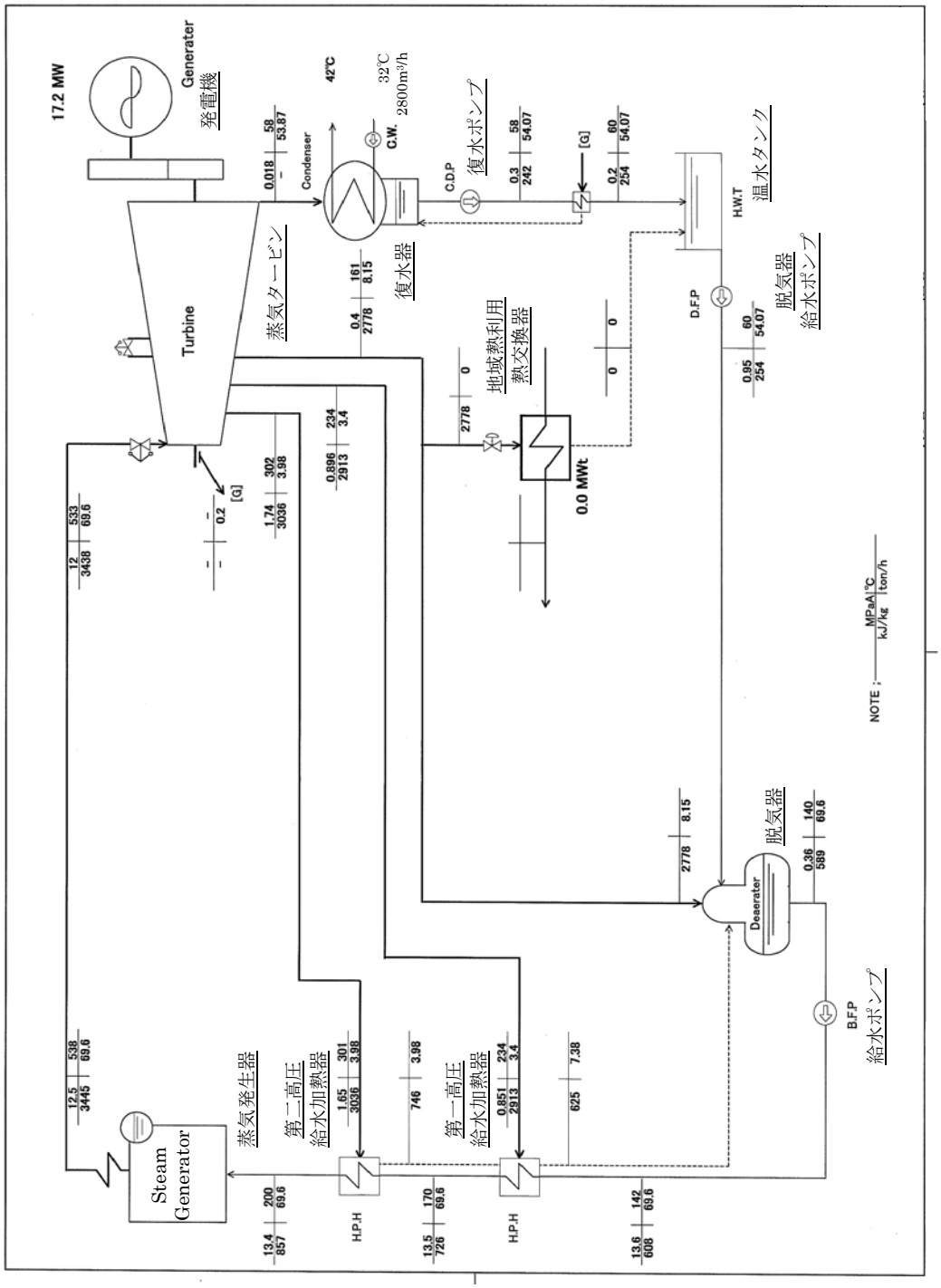


Fig. 11-1 Heat and mass balance of steam turbine system for electricity generation

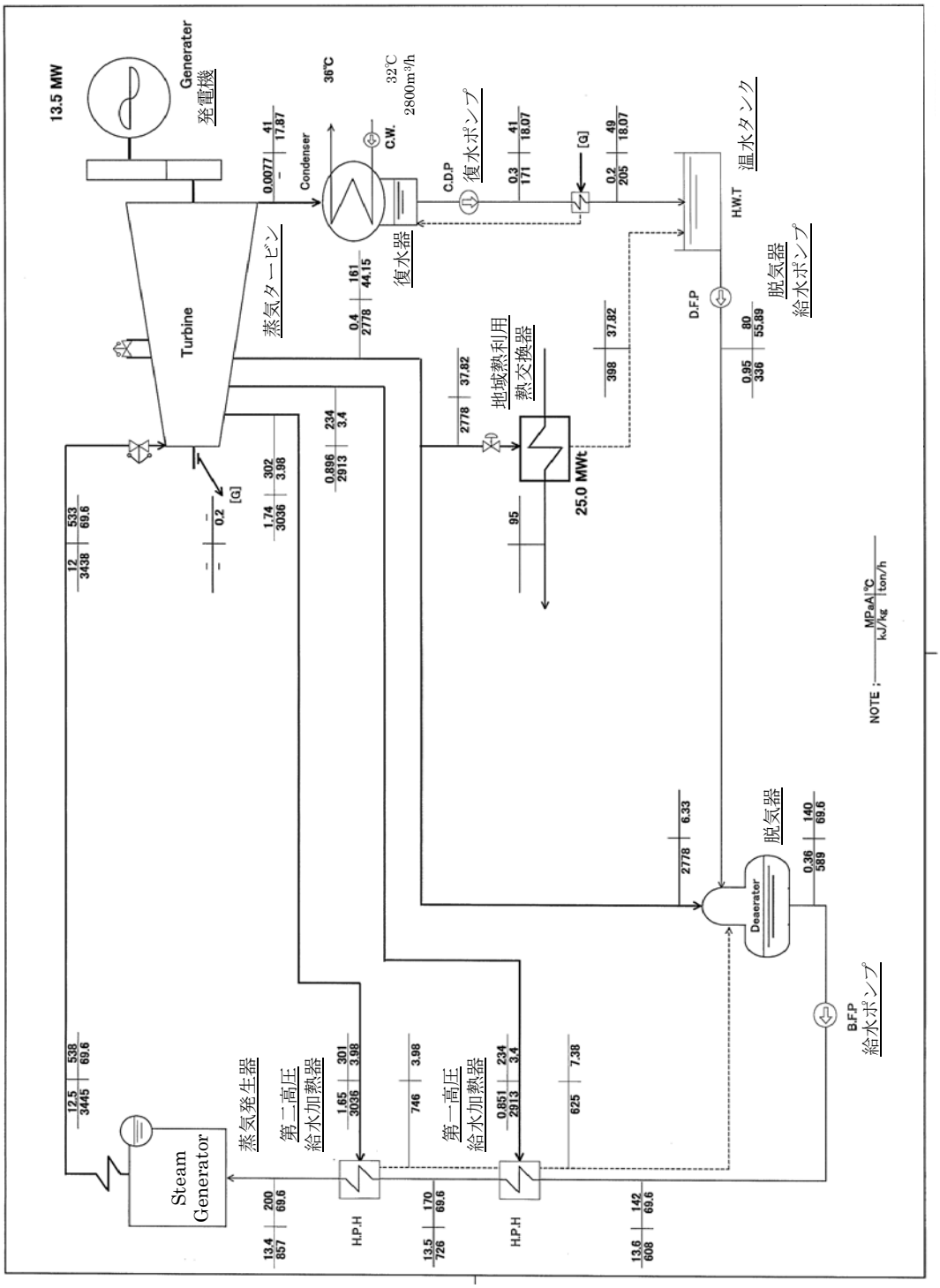


Fig. 11-2 Heat and mass balance of steam turbine system for district heating and electricity cogeneration

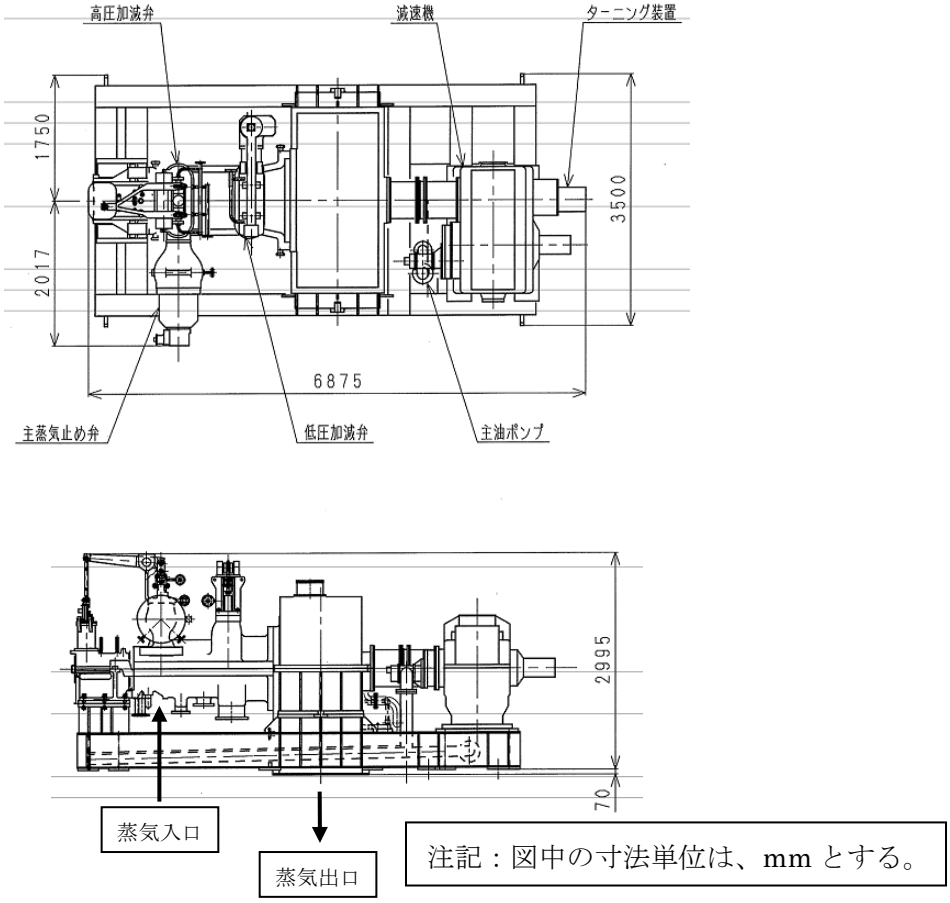


Fig. 11-3　Configuration of steam turbine unit

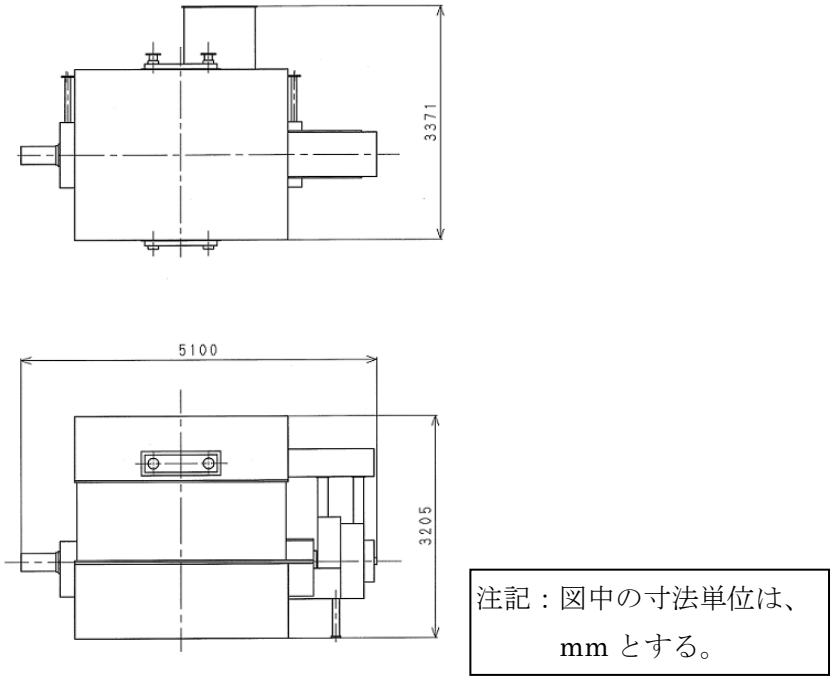


Fig. 11-4　Configuration of generator

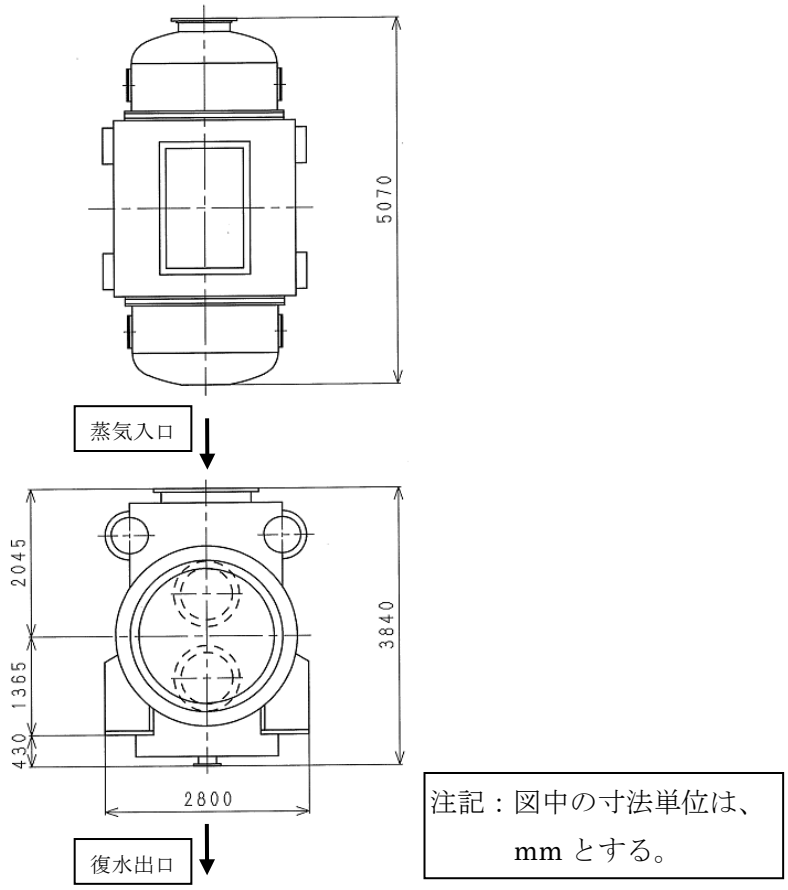


Fig. 11-5　Configuration of condenser

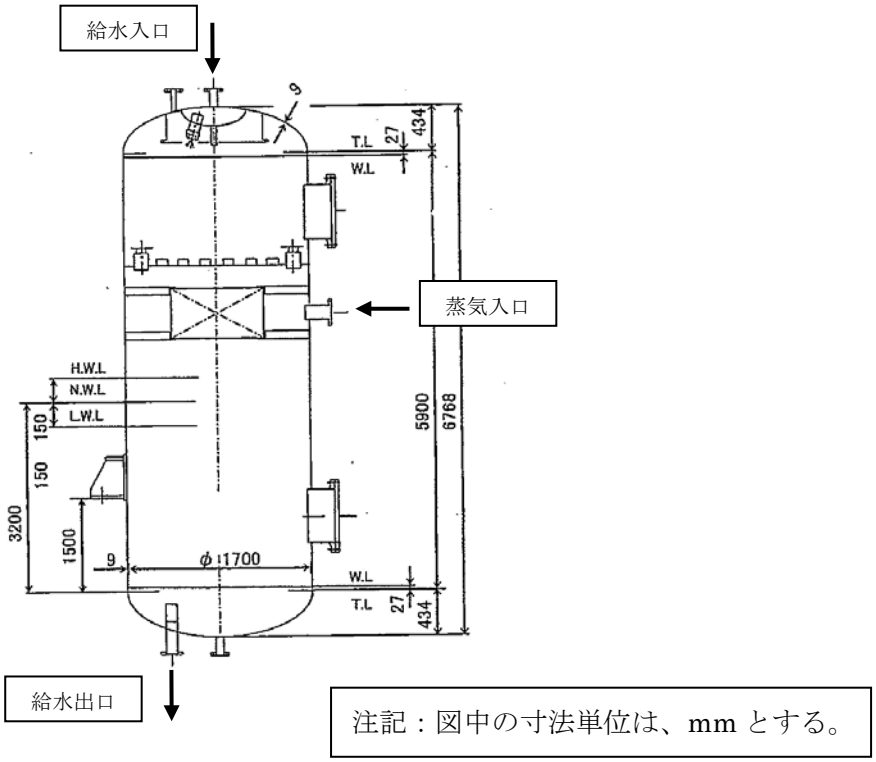
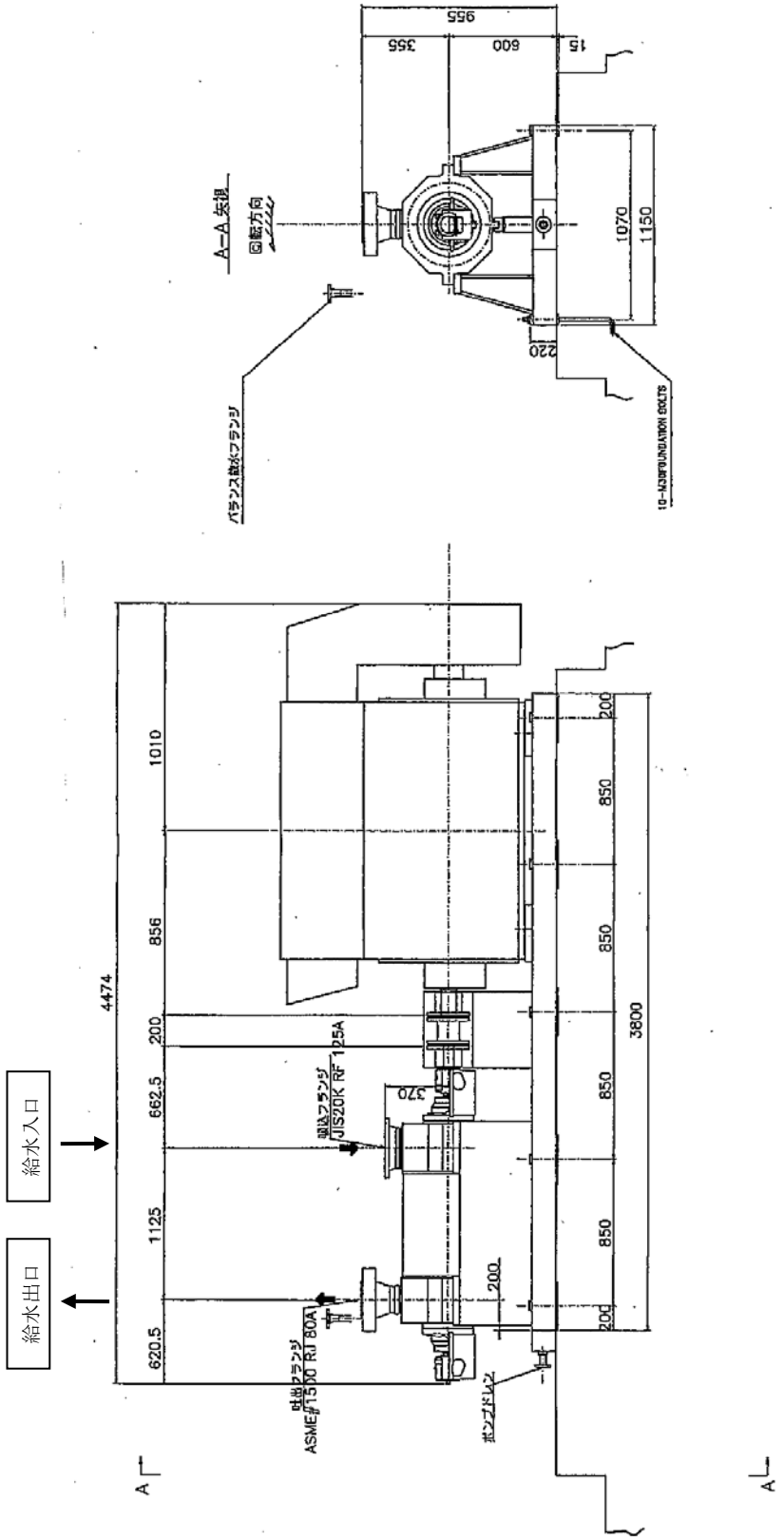
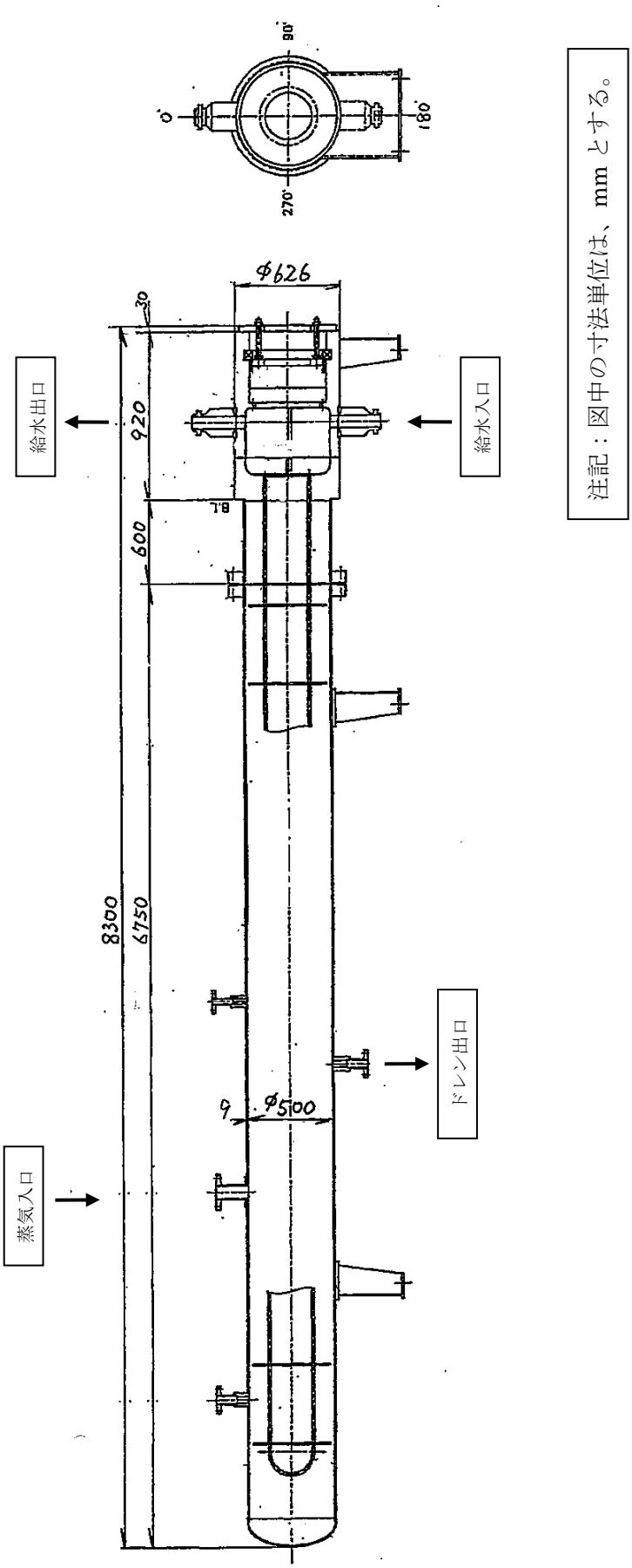


Fig. 11-6　Configuration of deaerator



注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 11-7 Configuration of feed water pump



注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 11-8 Configuration of first high pressure feed water heater

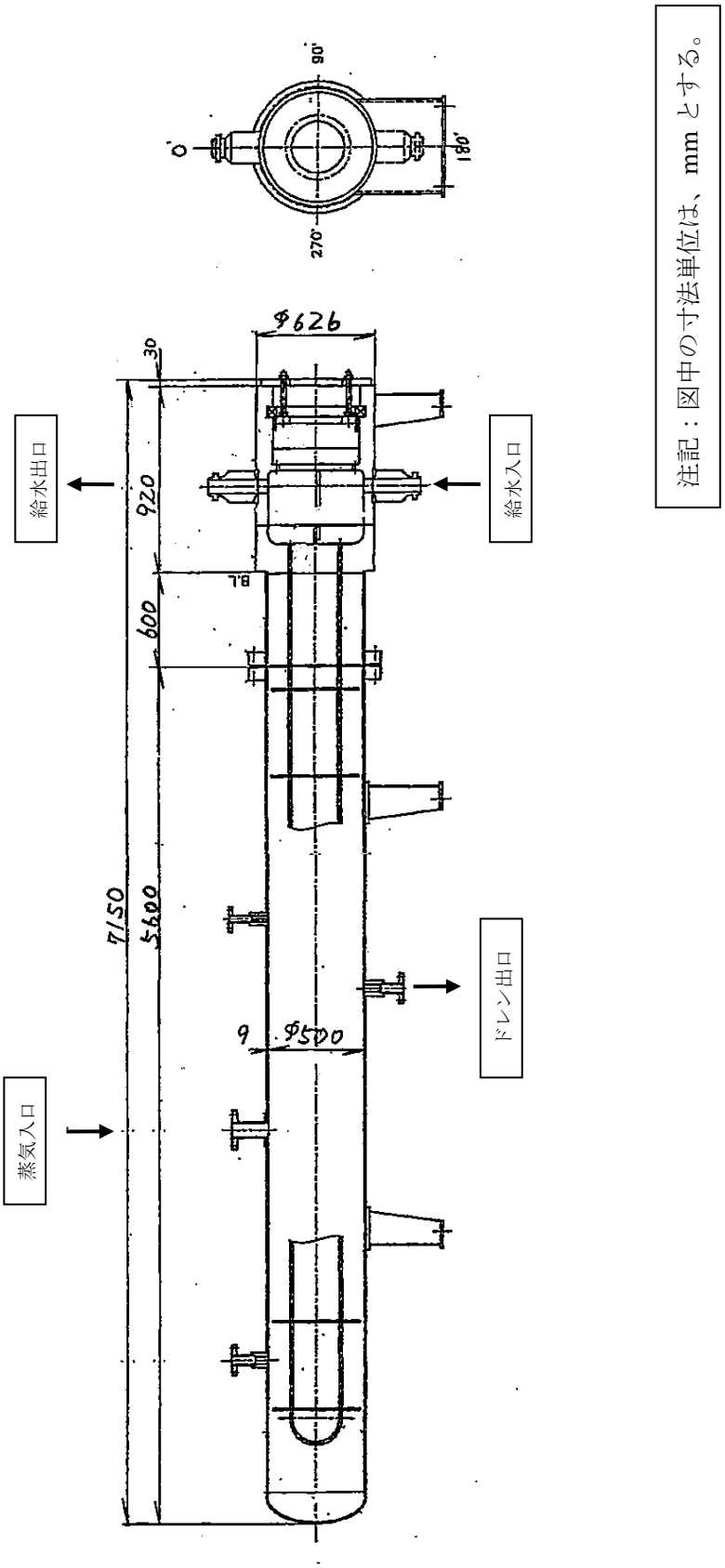


Fig. 11-9 Configuration of second high pressure feed water heater

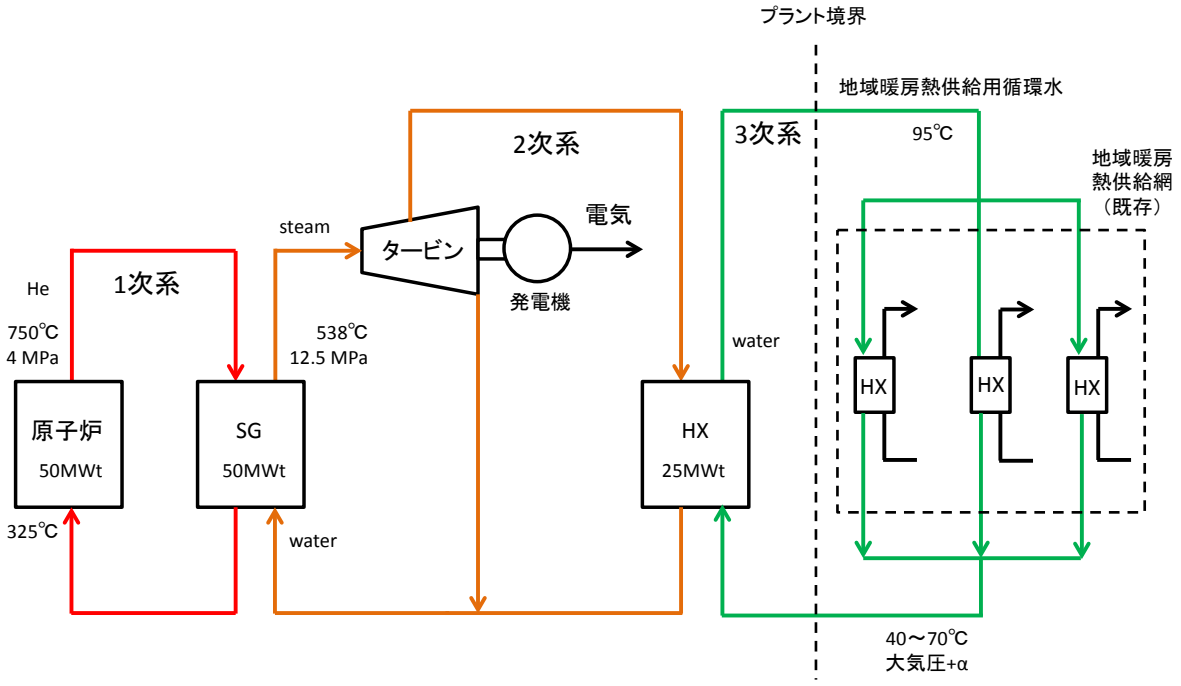


Fig. 11-10　Schematic flow diagram of HTR50S for district heating and electricity cogeneration

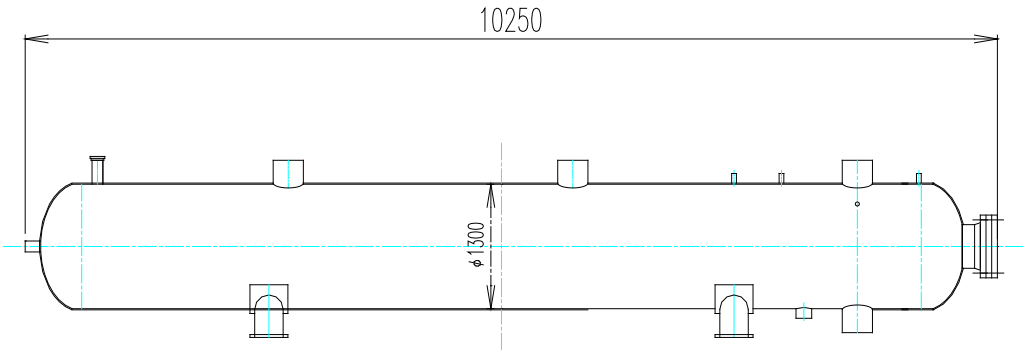


Fig. 11-11　Configuration of heat exchanger for district heating

12. 配置概念検討

12.1 概要

HTR50S の安全性、運転性、建設・保守性及び経済性等を考慮して原子炉格納容器を含む原子炉建屋及びタービン建屋の機器配置概念の検討を行った。また、運転に必要な各種付属設備の建屋を含むプラント敷地内の建屋・構造物の配置概念の検討を行った。

12.2 設計方針

12.2.1 プラントの全体構成

HTR50S の建屋、構築物は、原子炉建屋、蒸気タービン建屋、使用済燃料貯蔵建屋、搬出入建屋、機械棟、冷却塔及び排気筒等から構成される。本配置概念検討では、後段のフェーズで追設される中間熱交換器（IHX）、ガスタービン建屋、水素製造設備の配置も考慮する。Table 12-1 に HTR50S で HTTR から追加、不要となる主要な設備を示す。HTR50S では、HTTR から蒸気発生器（SG）を含む蒸気タービン発電関連の設備及び熱供給系設備が追加される。また、HTR50S の後段のフェーズでは、IHX の追設が計画されており、IHX から取り出された 2 次冷却材 He の熱利用系としてガスタービン発電及び水素製造設備が追設される計画である。

12.2.2 設計上の要求事項

(1) プラント全体配置

- 原子炉建屋内の基本的な配置は HTTR をベースとする。
- HTR50S の後段のフェーズを想定し、IHX、ガスタービン発電設備、水素製造設備、配管等の機器追設に配慮し、改造及び機器追設に必要な空間を確保する。
- オペレーティングフロアをグランドレベル+200 mm とする。
- 建屋費低減の観点から、極力コンパクトな設計とする。
- SG 及び 1 次ヘリウム循環機、蒸気タービン、発電機等の保守性を考慮する。
- 配管・ケーブル等の短縮や運転員のアクセスを考慮した配置とする。
- プラント全体の配置検討に当っては建屋の高低関係を考慮する。

(2) 原子炉格納容器内の配置

原子炉格納容器内の 1 次冷却設備配置は、IHX、SG 及び高温二重配管等により構成される。また、原子炉格納容器内には炉容器冷却設備、停止時冷却設備及びドレン設備が設置される。これらの設備の設計要求事項を以下に示す。

- 格納容器は鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）とし、RCCV 側壁は必要な厚さを確保する。
- 第 10 章の原子炉格納容器の自由空間容積に関する検討結果を反映し、RCCV 内空間容積低減を図る。
- IHX の増設を対応可能な配置とする。
- 格納容器内の上下に共用の保守スペースを設け、保守性の向上を図ると共に格納容器内

アクセス及び機器搬出入スペースを確保する。

- 炉容器冷却設備の各水冷パネルと空気冷却器の高低差等は設計側要求に基づくものとする。また、空気冷却器は防爆の観点から水素製造設備と対面する方向には設置しない。
- 原子炉圧力容器下部に、停止時冷却設備循環機ユニットのメンテナンス用スペースを確保する。
- 原子炉建屋最下層フロアに、SG 隔離ドレン設備ドレンタンク用のピットを設ける。

(3) 原子炉建屋及び蒸気タービン建屋等の配置

HTTR から増加となる設備（主蒸気配管スペース等）及び外形寸法増加となる設備（格納容器等）による HTTR からの原子炉建屋寸法拡幅が必要最低限となる配置とする。2 次冷却設備は、SG と蒸気タービン発電設備及び熱供給設備の間で蒸気と水を循環する系統と、将来追設される IHX からガスタービン発電設備及び水素製造設備の間で 2 次冷却材 He を循環する系統から構成される。建屋間の主蒸気配管、給水配管及び 2 次冷却材 He 配管等の引き回しについては、配管長が最短となるように合理的に配置する。

12.3 設計検討

12.3.1 1 次系機器の配置概念の検討

(1) 原子炉格納容器内の主要機器の系統構成

原子炉格納容器内の 1 次冷却設備の主要機器である IHX と SG の系統構成について、格納容器内配置、高温二重配管長及びサポート支持の観点から 4 ケースに分類し、系統構成が格納容器サイズへ与える影響を評価した。評価結果を Table 12-2 に示す。

ケース 1、2 は 3 重胴構造の IHX を採用し、原子炉圧力容器及び SG との接続二重管を同一面上に配置するサイド・バイ・サイド配置である。サイド・バイ・サイド配置は高温配管の配管長を短縮することが可能であり、配管にエルボ等がないためサポート支持も容易になる利点があるが、SG が IHX よりも下に配置され、格納容器高さが増大する。ケース 1 では、原子炉圧力容器、IHX、SG が直線状に配置されるため、接続二重管の熱変位方向が配管軸方向のみになるためサポート支持構造が単純化できるが、格納容器内径が大きくなる。ケース 2 では、SG が IHX の横方向に配置されるため、接続二重管が IHX からみて平面上で斜め方向に配置され、熱変位方向も斜め方向になるためサポート支持構造がケース 1 と比較すると複雑となるが、格納容器内径は小さくできる。

ケース 3、4 は、HTTR と同様、2 重胴構造の IHX を採用し、原子炉圧力容器からの接続二重管は IHX 下部で取合い、SG への接続二重管は IHX 上部で取合う構成である。この構成はサイド・バイ・サイド配置に比べ、接続二重管にエルボが必要となる等、高温配管が長く、サポート支持もケース 1 及びケース 2 よりも複雑になるが、SG と IHX の高さレベルが同程度となり、格納容器高さを低くできる利点がある。ケース 3 はケース 1 同様に原子炉圧力容器、IHX、SG を直線状に配置するパターンとし、ケース 4 はケース 2 同様に SG を IHX の横方向に配置するパターンとして検討した。

本検討において格納容器が最も小型になる配置はケース 4 であるが、今回は高温配管長の短

縮及びサポート支持の容易性等のサイド・バイ・サイド配置の利点を生かしつつ、格納容器を小型化できるケース 2 を小型高温ガス炉の格納容器内 1 次冷却系主要機器の配置構成として採用することとした。

(2) 1 次系大型機器のサポート方法

1 次系機器をサイド・バイ・サイド配置とした場合の大型機器（原子炉圧力容器、IHX 及び SG）のサポート方法の概念検討を行った。大型支持構造物のサポート構造には以下の事項が要求される。

- 機器の自重、地震時の荷重、熱荷重、振動等の機械的荷重を支持すること。
- 熱膨張、地震時に、1 次系機器に過大な荷重を作用させないこと。
- 据付精度の確保もしくは調整が可能な構造であること。
- 1 次系機器及び支持構造物の検査に関連して、アクセス性を確保できること。
- 温度及び放射線等の雰囲気条件に対して、耐性を有すること。
- プラント設計寿命を通じて、機能を確保できること。
- 配管破断時のジェット力等に対して、機器の健全性を損なうものでないこと。

サイド・バイ・サイド配置の場合には、原子炉圧力容器、IHX 及び SG が二重管の直管により接続され、熱膨張に対し配管の柔軟性が期待できないため、機器をフローティングサポートする必要がある。フローティングサポートの方針は、熱膨張の起点を原子炉圧力容器とし、二重管の長手方向（熱膨張の方向）の変位を拘束しないものとし、直交する上下方向等は変位を拘束するものとする。更に、原子炉圧力容器に対しては VCS による除熱も考慮する必要がある。

これらを踏まえ、原子炉圧力容器、IHX 及び SG のサポート方法の構造案を比較した結果を Table 12-3、Table 12-4 に示す。本検討では、先行する高温ガス炉設計例 [39]も参照して、原子炉圧力容器はサポートコラムを用いたサポート方法とし、IHX 等はスライドベアリングによる支持を暫定的に適用し、今後詳細検討を行う計画とした。

(3) IHX 増設に係る配置上の配慮

今回設計した HTR50S の利用法は、SG を介した蒸気タービン発電であるが、後段のフェーズで IHX を介したガスタービン発電及び水素製造を計画しており、IHX、ガスタービン及び水素製造設備の追設に伴う改造を計画している。本改造を行うために必要な配置設計上の配慮として、原子炉格納容器内の IHX 設置空間上部に IHX が貫通可能なサイズのハッチを設けると共に、内部コンクリートも、IHX の貫通箇所は必要な開口部を設けることが必要となる。

(4) 1 次系機器の配置概念

1 次系機器の配置概念の検討結果を Fig. 12-1 に示す。RCCV は外径：22.2 m、内径：18.8 m、高さ：32.4 m（トップヘッドを除く）とし、RCCV 上部に炉内構造物搬出入用ハッチ（鋼製トップヘッド）及び IHX 熱交換器増設用搬入ハッチ（鋼製トップヘッド）を設けた。

12.3.2　プラント全体配置及び機器配置の検討

(1)　プラント全体配置設計

プラント全体配置を検討した結果を Fig. 12-2 に、鳥瞰図を Fig. 12-3 に示す。

建屋配置に関して、配管等物量を考慮し、建屋間の主蒸気配管、給水配管及び 2 次冷却材 He 配管を最短にするために、蒸気タービン建屋は原子炉建屋内の SG と同一方向に原子炉建屋と隣接して配置し、また、ガスタービン建屋は IHX と同一の方向に原子炉建屋と隣接して配置した。水素製造設備は可燃性ガス及び有毒ガスの漏えいに対する防護の観点から原子炉建屋から離して配置した。

(2)　原子炉建屋及びタービン建屋の機器配置概念図

原子炉建屋及びタービン建屋の鳥瞰図を Fig. 12-4 に、原子炉格納容器内の鳥瞰図を Fig. 12-5 に示す。原子炉建屋については地下 4 階、地上 2 階の建屋構成とし、建屋平面寸法は外壁間：53.0 m×56.0 m、階高は地下：32.2 m、地上：24.8 m と設定した。HTR50S では、格納容器が HTTR より拡張したため、原子炉建屋のサイズは HTTR に比べて拡大している。その他の HTTR 設備を踏襲したエリアについては、ほぼ HTTR と同等のスペースを確保した。蒸気タービン建屋については地上 2 階の建屋構成とし、建屋平面寸法は外壁間：25.0 m×32.0 m、階高は地上：19.4 m と設定した。

主蒸気配管は配管長を短縮するため、SG 出口ノズルから水平に引き回し、原子炉建屋地下中 3 階に配管室を設けて、原子炉建屋と蒸気タービン建屋の間に設置された幅 3 m のトレンチを経由して蒸気タービン建屋 1 階に導かれる配置とした。同様に、給水配管は SG 入口ノズルから水平に引き回し、原子炉建屋地下 4 階に配管室を設けて、主蒸気配管と同じ幅 3 m のトレンチを経由して蒸気タービン建屋 1 階に導かれる配置とした。後段のフェーズで使用する 2 次冷却材 He 配管は IHX ノズルから垂直に立ち上がり、原子炉建屋地下 1 階に配管室を設けて、原子炉建屋と蒸気タービン建屋の間に設置された幅 3 m のトレンチを経由してガスタービン建屋に向けて引き回す計画とした。

炉容器冷却設備の空気冷却器は独立した 2 系統に一基ずつ、計二基あり、設計要求事項の伝面中心間距離（高低差）を確保するため、水素製造設備と対面しない原子炉建屋上北側（EL+14200）に設置される。また、空気取り入れを阻害しないよう、壁から約 4 m 離して設置される。

将来設置される水素製造設備に対する防爆の観点から、原子炉建屋南側には建屋開口部を設けない配置とした。

12.4　まとめ

HTR50S の安全性、運転性、建設・保守性及び経済性等を考慮して原子炉格納容器を含む原子炉建屋及びタービン建屋の機器配置概念の検討及び運転に必要な各種付属設備の建屋を含むプラント敷地内の建屋・構造物の配置概念の検討を行った。本配置概念の検討では、後段のフェーズで追設される IHX、ガスタービン建屋、水素製造設備の配置も考慮した。原子炉格納容器内の 1 次冷却設備の主要機器である IHX と SG の系統構成について、格納容器内配置、高温

二重配管長及びサポート支持の観点から 4 ケースに分類し、系統構成が格納容器サイズへ与える影響を評価し、サイド・バイ・サイド配置の利点を生かしつつ、格納容器を小型化できるケースを小型高温ガス炉の格納容器内 1 次冷却系主要機器の配置構成として採用した。一次系大型機器のサポート方法を検討し、原子炉圧力容器はサポートコラムを用いたサポート方法、IHX 等はスライドベアリングによる支持を暫定的に適用した。また、建屋配置に関して、配管等物量を考慮し、建屋間の主蒸気配管、給水配管及び 2 次冷却材 He 配管を最短にするために、蒸気タービン建屋は原子炉建屋内の SG と同一方向に原子炉建屋と隣接して配置し、また、ガスタービン建屋は IHX と同一の方向に原子炉建屋と隣接して配置した。これらの結果を基に 1 次系機器の配置概念、原子炉建屋及びタービン建屋の機器配置概念及びプラント全体配置を構築した。

Table 12-1　Dispensable and additional main components in HTR50S from HTTR

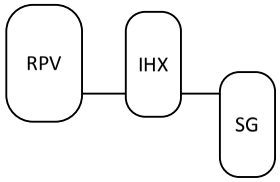
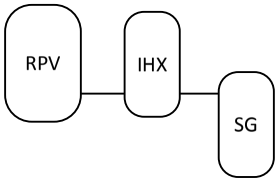
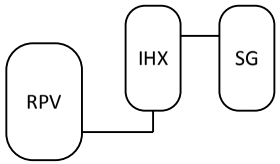
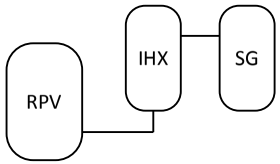
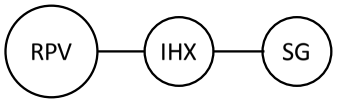
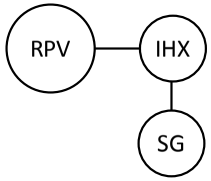
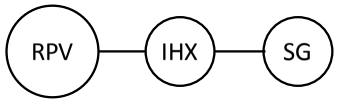
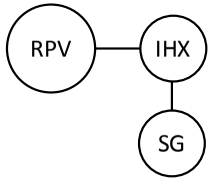
	HTR50S で 不要となる設備	HTR50S で 追加となる設備
原子炉 建屋	1 次加圧水冷却器 2 次加圧水冷却器 加圧水冷却設備 実験設備	蒸気発生器（SG） ドレン設備 水・蒸気系 中間熱交換機（IHX）　* 2 次 He 冷却設備 *
上記以外	——	蒸気タービン 発電設備 熱供給設備 ガスタービン * 水素製造設備 *

* HTR50S の後段のフェーズ時に追設される。

IHX: Intermediate heat exchanger

SG: Steam generator

Table 12-2　Components arrangement of primary cooling system in reactor containment vessel

		ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
配置	垂直方向				
	水平方向				
CV 容積	高さ方向	大	大	小	小
	径方向	大	小	大	小
高温二重配管長		短い	短い	長い	長い
サポート支持		容易	容易	複雑	複雑

RPV: Reactor pressure vessel

IHX: Intermediate heat exchanger

SG: Steam generator

Table 12-3　Concept of support structure on reactor pressure vessel

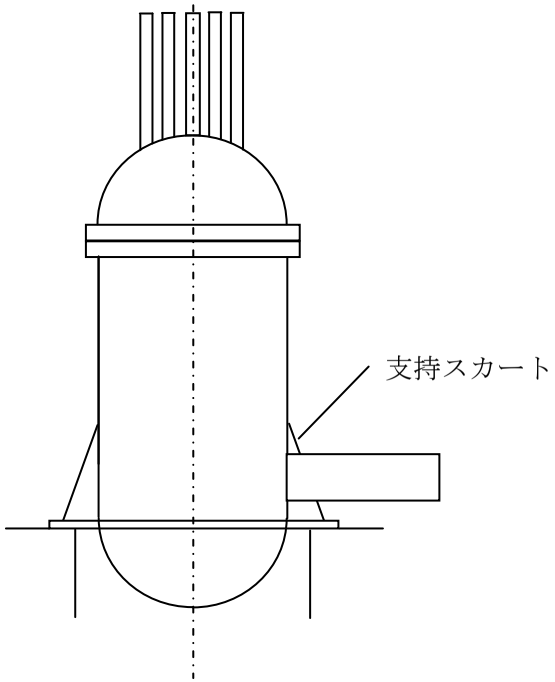
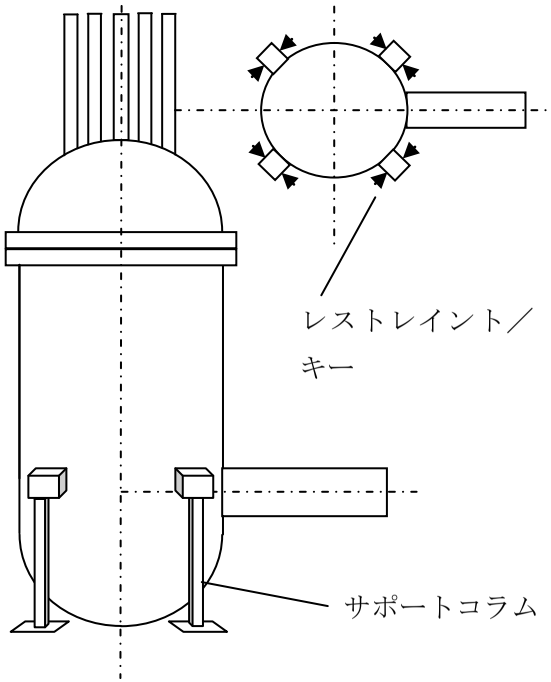
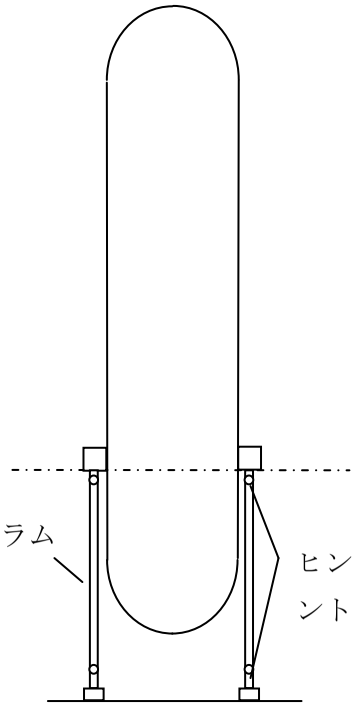
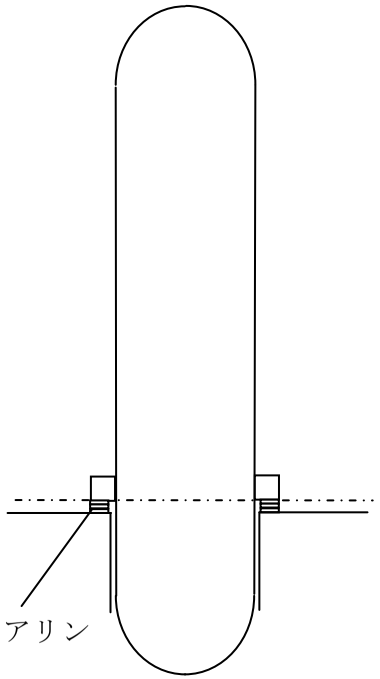
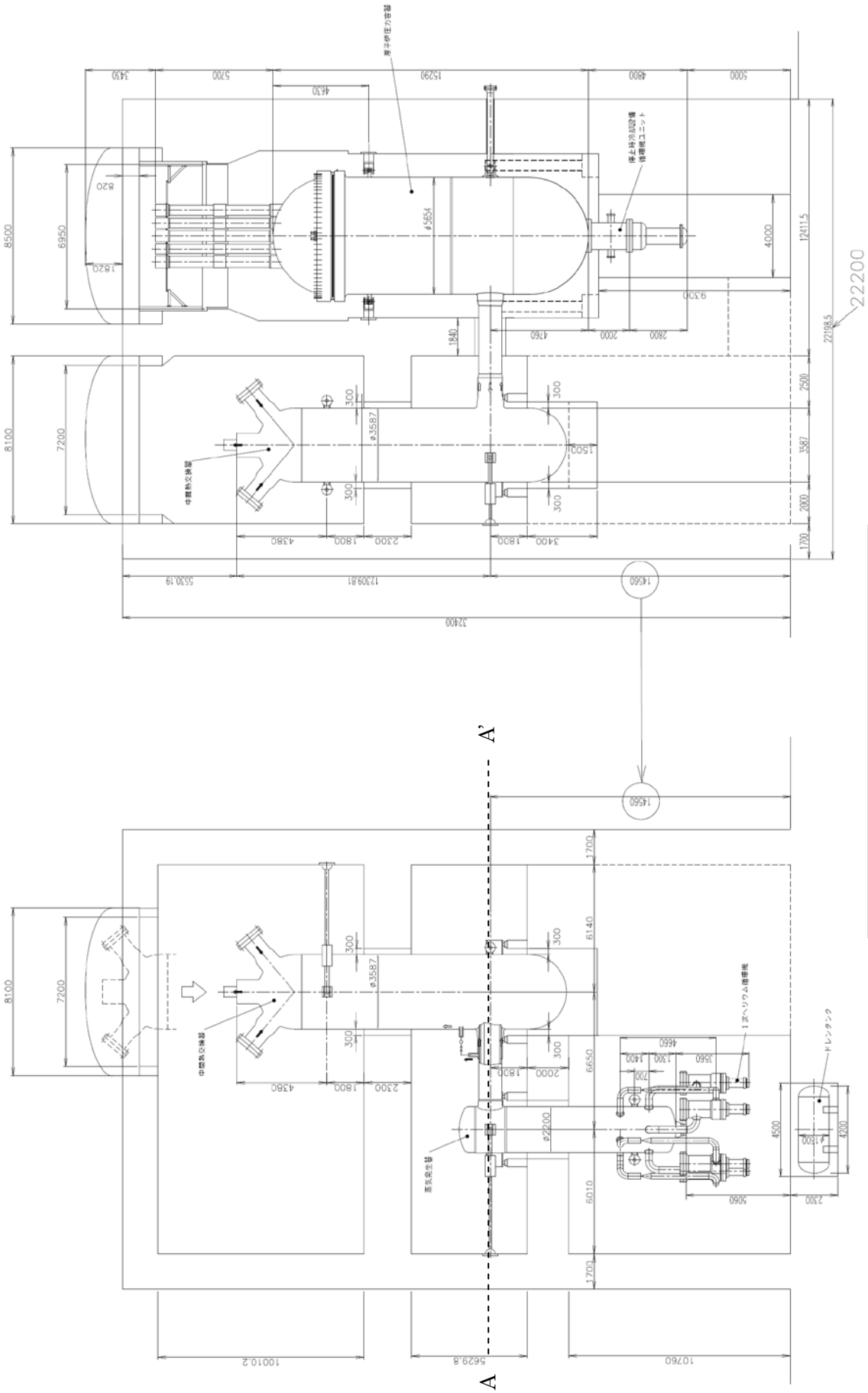
	スカート支持	サポートコラム支持
構造概念		
使用例	• HTTR、BWR の原子炉圧力容器をはじめ多数。	• PWR（System80+他） • HTGR 等（サイド・バイ・サイド配置の高温ガス炉）
内管熱膨張変位への影響	• スカート熱膨張により、上下方向変位の可能性あり。	• 支持高さにより、上下方向変位を低減可能（支持部を二重管中心とする等）。
VCS 除熱への影響	• スカート部の除熱性能が低下する可能性あり。	• 特に大きな問題はないと考えられる。

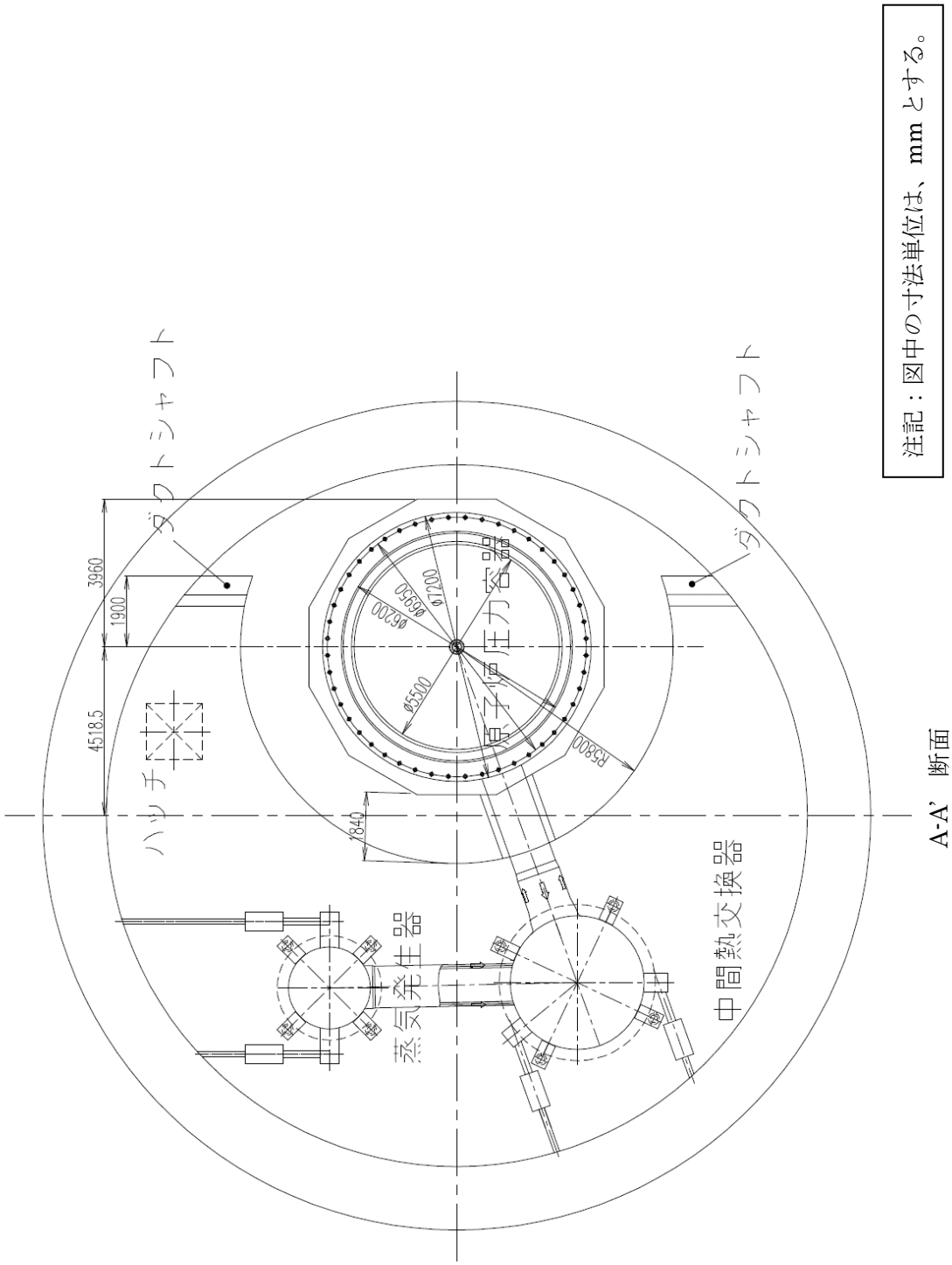
Table 12-4　Concept of support structure on IHX and SG

	サポートコラム支持	スライドベアリング支持
構造概念		
使用例	• PWR（ウエスティングハウス設計）	• PWR（System80+他） • HTGR 等（サイド・バイ・サイド配置の高温ガス炉）
内管熱膨張変位への影響	• サポートコラムの水平移動によって変位を吸収するため、機器の倒れ／傾斜はないが、上下方向に若干の変位が生じる可能性（無視できる可能性もある）。	• スライドベアリングのすべりにより吸収するため、上下方向変位はないが、スライドに伴う摩擦反力影響を確認する必要がある。



注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 12-1 Main components arrangement in reactor containment vessel (1/2)



注記：図中の寸法単位は、mm とする。

Fig. 12-1 Main components arrangement in reactor containment vessel (2/2)

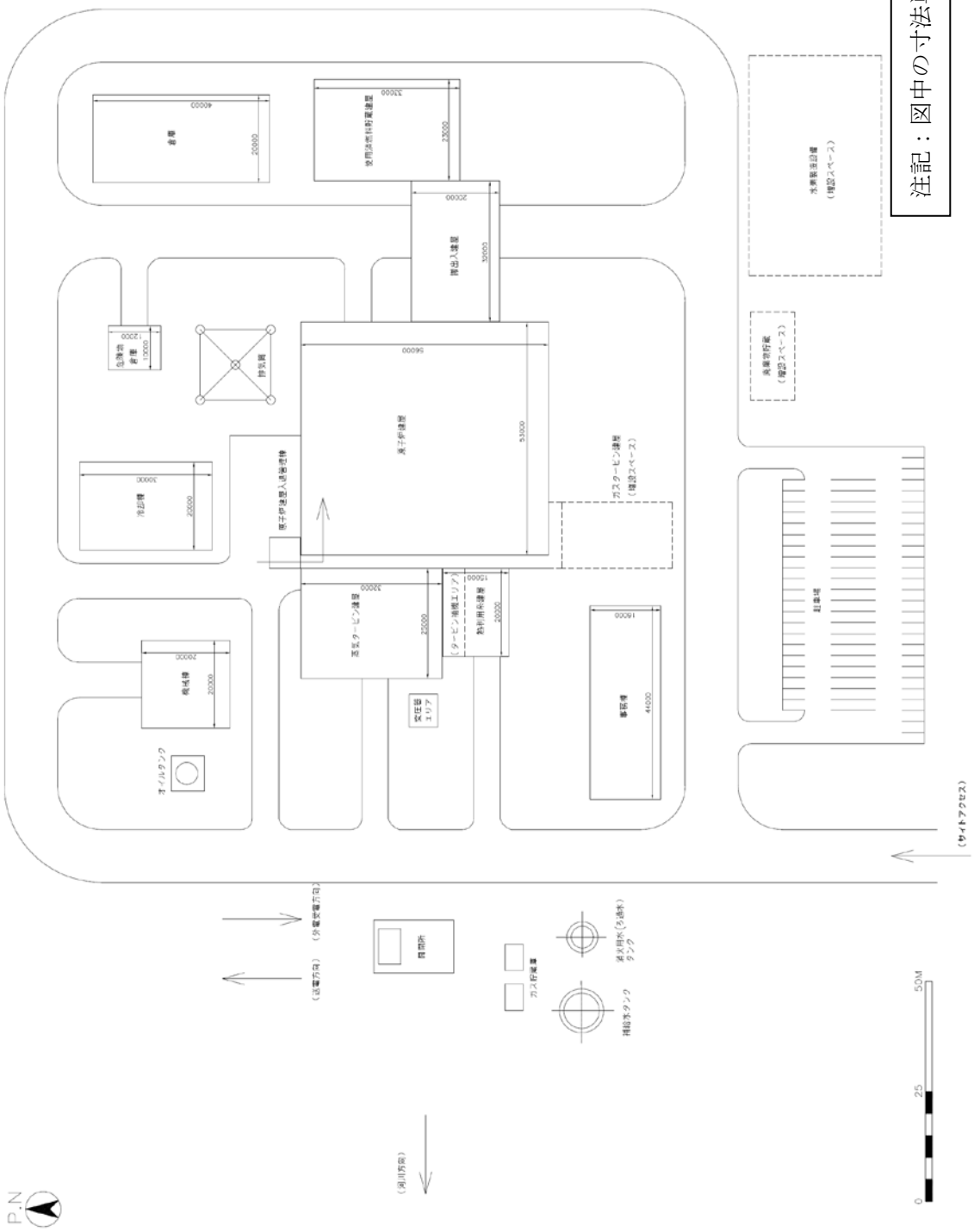


Fig. 12-2 Site layout of HTR50S

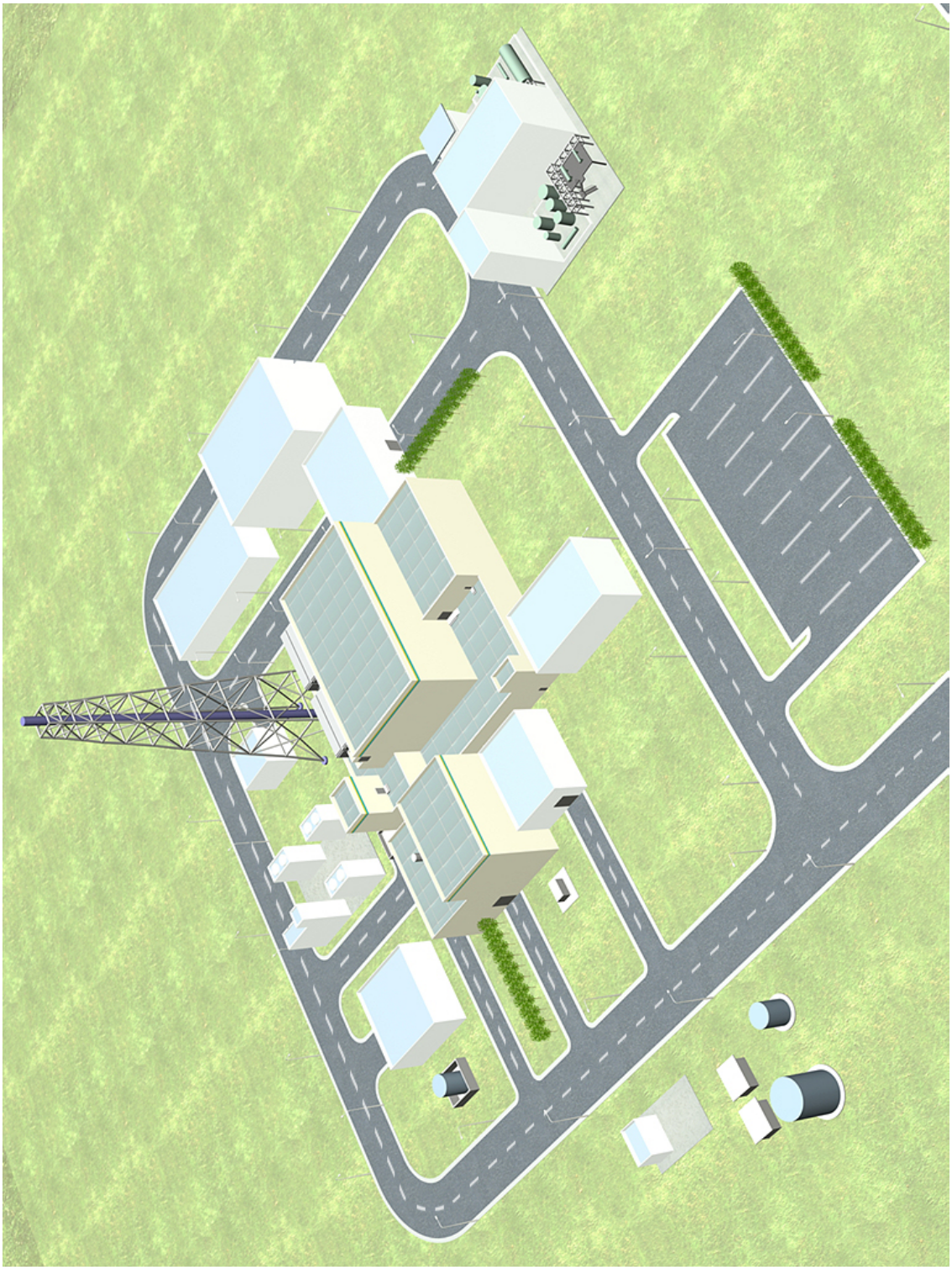


Fig. 12-3 Bird's-eyes view of overall plant arrangement

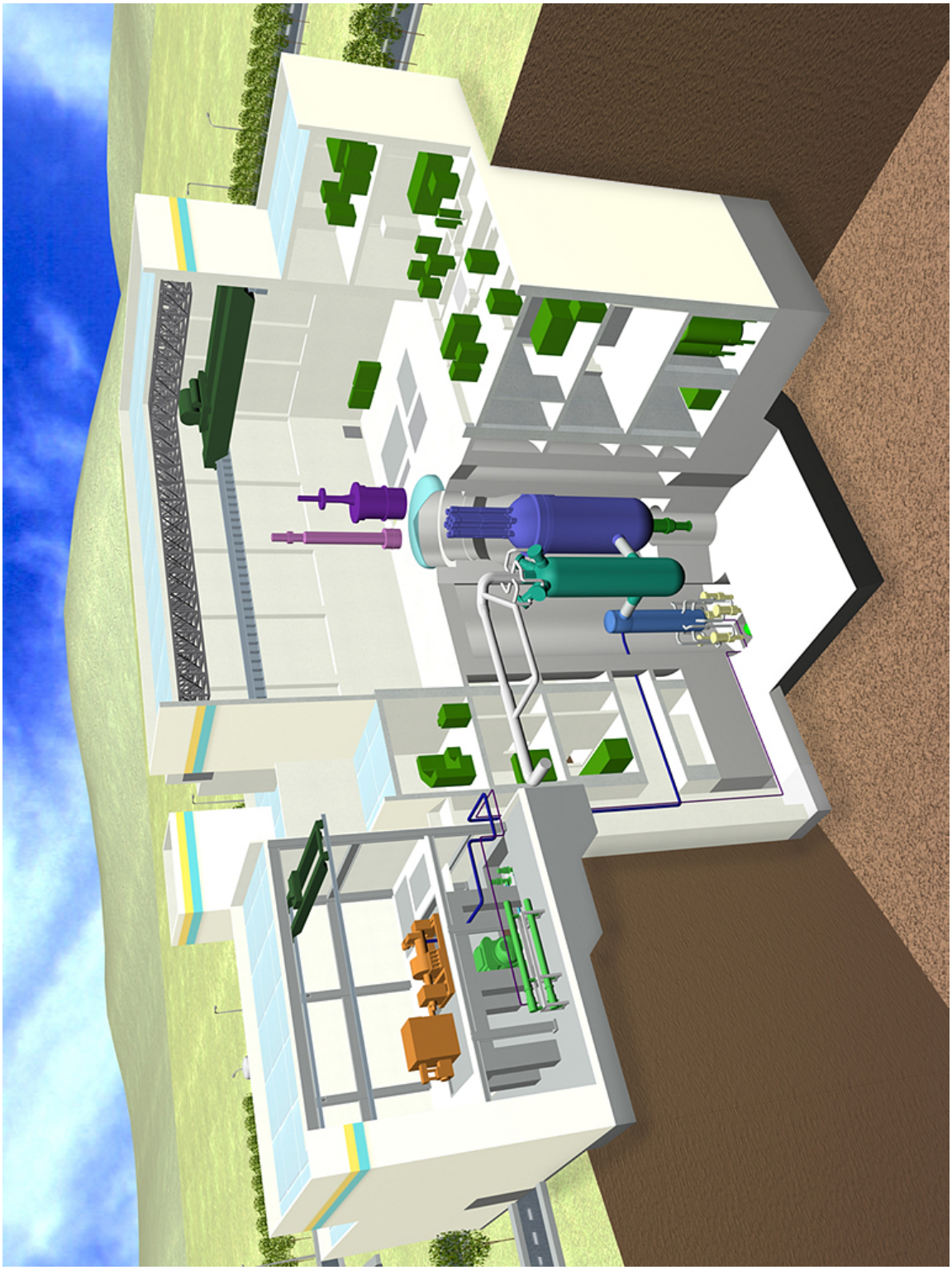


Fig. 12-4 Bird's-eyes view of reactor building and steam turbine building

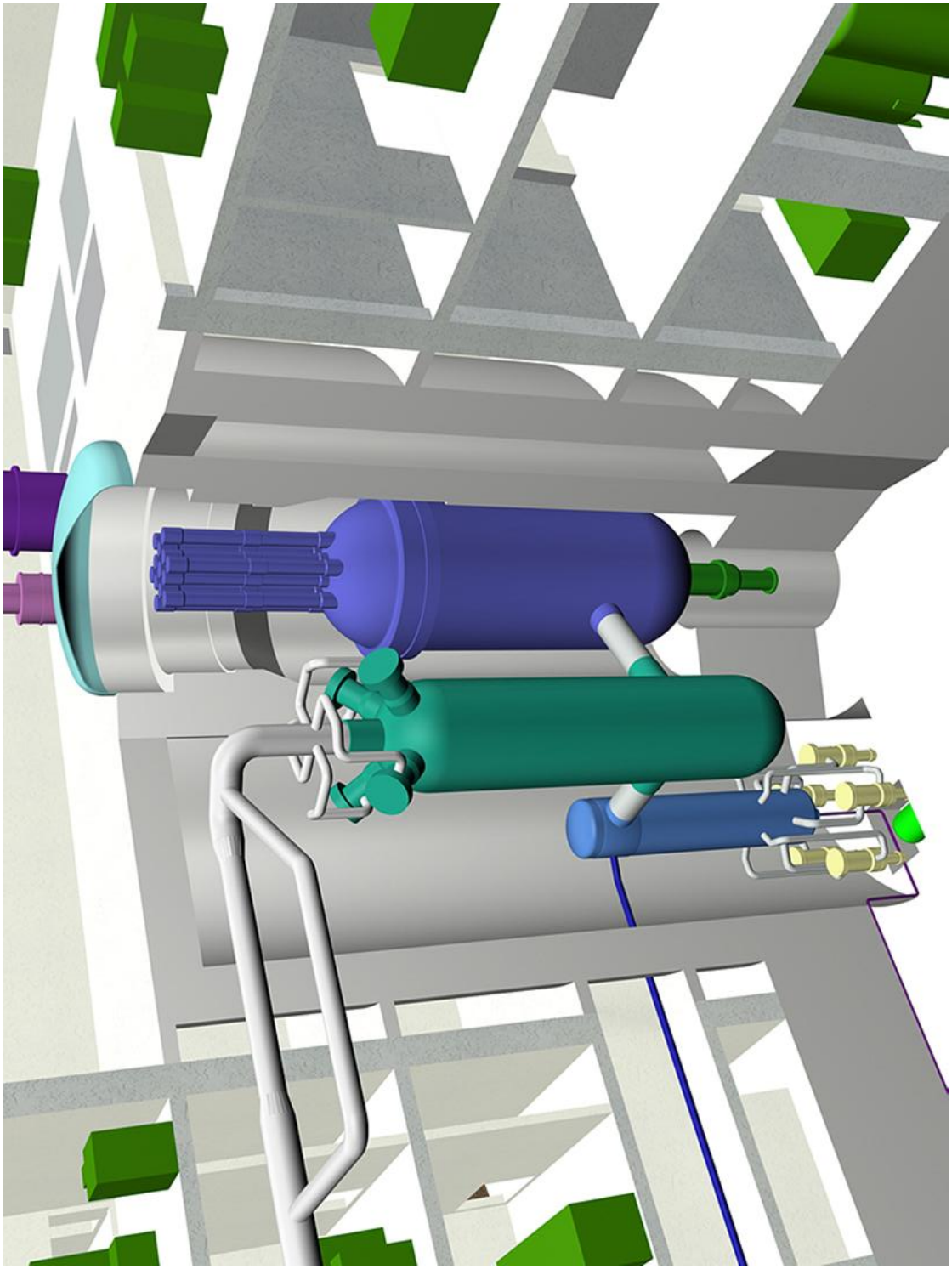


Fig. 12-5 Bird's-eyes view of main components arrangement in reactor containment vessel

13. 技術的成立性評価

小型高温ガス炉（HTR50S）の各設備の概念設計結果として、設計目標と技術的成立性の判断基準、これを達成するための設計上の工夫、技術的成立性評価結果のまとめを Table 13-1 に示す。以下に各設備に対する技術的成立性の評価結果の概要を説明する。

(1) 炉心[7, 8]

炉心設計では、HTTR 炉心仕様に対し、燃料製造工程の合理化や炉心小型化、稼働率向上の観点から、濃縮度数 6 種類以下、平均出力密度 3.5 MW/m^3 以上、燃焼日数 730 日を満足しつつ、燃料最高温度 1495°C 以下を達成することを判断基準とした。

炉心上部及び外側への高い濃縮度燃料を配置することや可燃性毒物を燃料領域 1 段目へ配置しない設計方針により、運転期間を通して制御棒位置を燃料領域 1 段目以上に保持することで、通常運転時の燃料温度の観点から最適な燃料温度分布を平坦化する出力分布を実現し、濃縮度数 3 種類及び平均出力密度 3.5 MW/m^3 を実現しつつ燃焼期間 730 日間通じて燃料最高温度を温度制限値以下（燃料最高温度 1464°C）に保つことを達成した。

(2) 炉内構造物

炉内構造物設計では、安全に関する防護の最適化の観点からの HTTR において工学的安全施設であった停止時冷却設備を非安全系とするため、強制循環喪失時の原子炉圧力容器温度 425°C 以下とすることを判断基準とした。

停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化により、商用電源喪失等の運転時の異常な過渡変化時の強制循環冷却喪失時における炉心からの高温冷却材により RPV が加熱されるという課題に対し、炉側部冷却材流路について上昇流を側部遮へい体の内側のみとする構造への変更、上鏡シュラウドの設置と共に、制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅を適正化することで隙間での吹き出し冷却材量を減少させた結果、原子炉圧力容器最高温度は 420°C 以下に制限でき、判断基準を満足することを確認した。

(3) 原子炉圧力容器

原子炉圧力容器設計では、開発途上国への設置、特に内陸国への設置も考慮し、輸送性の観点から軽量化するため、荷姿で 300 ton 未満とすることを判断基準として設定した。

炉心段数増加により圧力容器が長くなることに伴う重量増加に対し、HTTR に比べ原子炉入口温度を低減することで軽水炉用圧力容器材料の適用を可能とし、必要肉厚を約 2/3 に低減することで、原子炉圧力容器本体のうちフランジシート面より下部の概算重量は約 180 ton となり、輸送用架台の重量を考慮しても 300 ton 未満を達成した。

(4) 炉容器冷却設備

炉容器冷却設備設計では、設備の受動化に必要な冷却水の自然循環方式及び自然通風式空気冷却器を採用した場合においても 1 次遮へい体温度に対する制限値 65°C 以下を満足することを判

断基準とした。HTTR からの出力密度向上に伴う放射熱量増加や自然通風式空気冷却器採用に伴う冷却パネル入口冷却水温度上昇、冷却水の自然循環方式採用に伴う冷却パネル出口冷却水温度上昇という課題に対し、空気冷却器の空気側圧力損失低減を図る伝熱管群仕様（段数小・ピッチ大）や冷却パネル部の水冷管圧力損失を低減する水冷管仕様（管口径大・本数多）の選定により冷却水自然循環流量を確保した結果、冷却パネル最高温度は 64.8°C となり、判断基準を満足することを確認した。更に、強制循環冷却喪失時における燃料、原子炉圧力容器に対する制限温度を満足することを確認した。

(5) 停止時冷却設備

停止時冷却設備設計では、物量削減、及び配管破断事故の発生を排除する観点から、原子炉冷却材圧力バウンダリを低減することを志向し、原子炉冷却材圧力バウンダリとなる同設備に係わる配管を排除することを判断基準とした。熱交換器及び循環機を原子炉圧力容器下部鏡板下部のハウジング内に設置すると共に、メンテナンスが必要な動的機器を取り外し可能な分割可能構造を採用することで、原子炉圧力容器外に引回される原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管を不要とできた。

(6) 中間熱交換器

中間熱交換器設計では、HTTR 中間熱交換器からの交換熱量増大（10 MW→20 MW）に伴う伝熱管自重増加に対し、寿命期間を通じた伝熱管健全性を確保する観点から、伝熱管クリープ損傷度 0.1 にて発生応力 2.6 MPa 以下を満足することを判断基準とした。また、機器及び二重管の熱膨張や地震に対する健全性の観点から要求される接続二重管の水平同軸配置に伴う内胴からの輻射・熱伝導による入熱に対し、外胴温度を軽水炉用圧力容器材料に対する温度制限値 370°C 以内に抑えることを判断基準とした。

HTTR に比べ伝熱管口径を増大（32 mm→45 mm）することでクリープ強度を向上しつつ、伝熱管本数を少なくすることで管内冷却材流速上昇を図り、伝熱性能を向上させることで伝熱管自重を低減し、発生応力に対する制限値を満足する伝熱管仕様を選定した。また、三重胴構造を採用し、外胴と第二内胴間の流路に蒸気発生器からの戻り低温冷却材を導入した結果、外胴最高温度は 305°C となり、判断基準を満足することを示した。

(7) 蒸気発生器

蒸気発生器設計では、プラントコスト削減の観点から耐熱金属物量を可能な限り削減することを志向し、伝熱管に使用する耐熱金属材料物量を HTTR の IHX の物量 5.4 ton 以下とすることを判断基準とした。蒸発部に 2 1/4Cr-1Mo 鋼、過熱部には Alloy 800H を使用し、異材継手を用いて溶接する構造を採用することで、耐熱材料の物量を 1.5 ton 程度とし、判断基準を満足することを確認した。

(8) 蒸気発生器隔離及びドレン設備

SG 隔離及びドレン設備設計では、水侵入事故時の炉内黒鉛構造物の腐食量を可能な限り低減

することを志向し、蒸気発生器の隔離及びドレン完了までの所要時間を、黒鉛酸化の観点から設定した目安時間 105 秒以下とすることを判定基準とした。

ドレン配管をドレンタンク内の散気管に接続し、伝熱管破損時に導入される蒸気を保有水中に排出することで蒸気凝縮を加速させ、ドレンタンク内の圧力上昇防止を図った結果、蒸気発生器の隔離及びドレン完了の所要時間は 73 秒となり、判断基準を満足することを確認した。

(9) 原子炉格納容器

原子炉格納容器設計では、プラントコスト削減の観点から、鋼材物量を HTTR 格納容器使用量 700 ton 以下とすることを判断基準とした。また、減圧事故時における炉心の酸化腐食や格納容器への負荷圧力に対する健全性を確保する観点から、自由空間容積を侵入空気総量の許容上限 3890 m^3 以下、格納容器内圧が最高使用圧力以下となる 3290 m^3 以上とすることを判断基準とした。加えて、主蒸気配管破断時に噴出する高温高圧蒸気による負荷圧力を最高使用圧力以下に抑えることを判断基準とした。

HTTR では主要材質に炭素鋼を使用した鋼製格納容器を採用したが、HTR50S では ABWR での使用実績を踏まえ、鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート構造（RCCV）を採用することで、鋼材物量は 420 ton となった。また、中間熱交換器を原子炉に対し蒸気発生器の横方向に配置することで、格納容器内径を低減することで自由空間容積は 3860 m^3 となり、自由空間容積が判断基準とした範囲以内に収まることを示した。また、決定した設計仕様を下に主蒸気配管破断事故時に格納容器に負荷される圧力を評価した結果、0.12 MPa となり、最高使用圧力以下となることを確認した。

(10) 発電設備及び熱供給設備

発電及び熱供給設備設計では、冬季に地域暖房用として 25 MW 供給すること、すなわち、蒸気タービンを 50%部分負荷運転可能とすることを判断基準とした。

地域暖房用熱交換器へ供給する蒸気量確保のために必要なタービン抽気によりタービン排気流量が夏季運転時の約 1/3 となることに伴う、最終段翼付近での翼出口側付根部のドレンエロージョンや振動によるタービン翼健全性確保という課題に対し、夏季運転時の排気圧力を高く設定することで年間での冬季排気圧力低下幅を大きく取り、排気体積流量減少率を低減することで地域暖房に 25MW 供給可能な設備仕様を決定した。

以上のように、小型高温ガス炉を構成するすべての設備について、設計目標を達成するための判断基準を満足することを明らかにし、小型高温ガス炉の技術的成立性を確認した。

Table 13-1　Summary of technical feasibility assessment for the HTR50S

設備	設計目標	判断基準	設計上の工夫	設計結果	判定
炉心	HTTR からの濃縮度数の低減	濃縮度数 6 種類以下	炉心上部及び外側への高濃縮度燃料の配置、可燃性毒物を燃料領域 1 段目へ配置しないことにより、運転期間を通して制御棒位置を燃料領域 1 段目以上に保持することで燃料温度分布の平坦化する出力分布を形成	3 種類	○
	炉心の小型化	平均出力密度 3.5 MW/m^3		3.5 MW/m^3	
	稼働率の向上	燃焼日数 730 日		730 日	
		燃料温度 1495°C 以下		1464°C	
炉内構造物	停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化	強制循環喪失時の圧力容器温度 425°C 以下	• 上鏡シュラウドの設置 • 制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅の適正化	最高温度 420°C	○
原子炉圧力容器	重量低減	荷姿で 300 ton 未満	原子炉入口温度低減により軽水炉用圧力容器材料適用を可能とし、必要肉厚を低減	フランジシート面より下部の概算重量約 180 ton（輸送用架台を考慮しても 300ton 未満）	○
炉容器冷却設備	受動化	1 次遮へい体温度 65°C 以下（冷却パネル温度 65°C 以下）	• 伝熱管群仕様の適正化による空気冷却器空気側圧力損失の低減 • 水冷管仕様の適正化による水冷管圧力損失の低減	最高温度 64.8°C（冷却パネル）	○
停止時冷却設備	原子炉冷却材圧力バウンダリの削減	原子炉冷却材圧力バウンダリとなる配管排除	• 熱交換器及び循環機の RPV 下部鏡板部への設置 • メンテナンス要否に応じた分割可能構造の採用	配管なし	○
蒸気発生器	耐熱金属材料の物量削減	伝熱管耐熱金属材料重量 5.4 ton 以下	異材継手の採用	1.5 ton	○
中間熱交換器	交換熱量 20MW	クリープ損傷度 0.1 に対する 1 次応力制限値 2.6 MPa 以下	• 管口径増大によるクリープ強度の向上 • 管内流速上昇による伝熱面積の低減	2.6 MPa	○
	接続二重管の水平同軸配置	外胴温度 370°C 以下	三重胴構造の採用（低温戻り冷却材の導入による外胴冷却）	305°C	
蒸気発生器隔離及びドレン設備	水侵入事故時の炉内黒鉛構造物の腐食量低減	蒸気発生器隔離及びドレン完了の所要時間 105 秒以下	ドレンタンク保有水中への蒸気排出によるタンク圧力上昇防止	73 秒	○
原子炉格納容器	物量低減	鋼材物量 700 ton 以下	RCCV 構造の採用	420 ton	○
	減圧事故時の侵入空気総量制限	自由空間容積 3890 m^{3}以下	機器配置の適正化	3860 m^3	
	減圧事故時の負荷圧力制限	自由空間容積 3290 m^{3}以上			
	主蒸気配管破断事故時の負荷圧力制限	格納容器圧力 0.41 MPa 以下		0.12MPa	
発電設備及び熱供給設備	冬季の地域暖房熱供給	地域暖房供給熱量 25 MW（蒸気タービン 50%部分負荷運転）	排気圧力低下幅確保による排気体積流量減少率の低減	25MW	○

14. 結言

原子力機構は、小型高温ガス炉システムの開発途上国等への 2020 年代以降の世界展開を目指し、蒸気タービンによる発電、工業プロセスへの高温蒸気、及び地域暖房への低温蒸気供給を目的とした小型高温ガス炉システムの商用 1 号機あるいは実証炉と位置づけられるリファレンスの原子炉として、原子炉熱出力 50 MWt の小型高温ガス炉システム（HTR50S）の概念設計を進めている。本検討では、これまでに検討を行ってきた基本仕様の検討及び系統設計、核設計、炉心熱流動設計に続き、プラント設計及び技術的成立性評価を実施した。

本プラント設計の対象は、原子炉出口温度 750°C で発電、蒸気供給、地域暖房を行うシステムである。一方、将来的に、中間熱交換器等を追設し、原子炉出口温度 900°C において 2 次系でガスタービン発電や熱化学法による水素製造の実証試験を行うことも計画されているため、原子炉出口温度 900°C への高温化、中間熱交換器の追設を考慮して設計を行うことを基本方針とした。本基本方針、プラントの基本仕様、各設備の設計要件等に基づき、炉内構造物、原子炉圧力容器、炉容器冷却設備、停止時冷却設備、中間熱交換器、蒸気発生器、ヘリウムガス循環機、二重管、蒸気発生器隔離及びドレン設備、原子炉格納容器、発電設備及び熱供給設備の概念設計、並びに配置概念検討を実施した。これらの結果、各設備共に設計目標を達成でき、HTR50S の概念設計の技術的成立性を示すことができた。以下に本プラント設計における主要な成果の概要を示す。

- 炉内構造物設計

  炉側部冷却材流路について上昇流を側部遮へい体の内側のみとする構造の採用、上鏡シュラウドの設置、制御棒案内管と上鏡シュラウドの間隙幅を適正化により、強制循環冷却喪失時における原子炉圧力容器温度を判断基準以下とすることでき、HTTR において工学的安全施設であった停止時冷却設備の非「工学的安全施設」化を達成できた。

- 原子炉圧力容器設計

  原子炉入口温度低減により軽水炉用圧力容器材料適用を可能とした。これにより必要肉厚を約 2/3 に低減することができ、開発途上国への設置、特に内陸国への設置を考慮した輸送性の観点から目標とした荷姿で 300 ton 未満を達成できた。

- 炉容器冷却設備設計

  空気冷却器の空気側圧力損失低減を図る伝熱管群仕様（段数小・ピッチ大）や冷却パネル部の水冷管圧力損失を低減する水冷管仕様（管口径大・本数多）の選定により通常運転時における 1 次遮へい体、強制循環冷却喪失時における燃料、原子炉圧力容器に対する制限温度を満足する冷却水自然循環流量を確保し、自然循環方式及び自然通風式空気冷却器から構成される受動冷却設備化を達成できた。

- 停止時冷却設備設計

原子炉圧力容器下部鏡板下部のハウジング内へ停止時冷却設備の熱交換器及び循環機を設置し、本構造とメンテナンスが必要な動的機器に対する取り外し可能な分割可能構造の採用により、原子炉圧力容器外に引回される原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管を不要とすることを達成できた。

- 中間熱交換器設計

HTTR に比べ伝熱管口径を増大することでクリープ強度を向上しつつ、伝熱管本数を少なくすることで管内冷却材流速上昇を図り、伝熱性能を向上させることで伝熱管自重を低減した。これにより、寿命期間を通じた伝熱管健全性を確保でき、HTTR 中間熱交換器からの交換熱量増大（10MW→20MW）を達成できた。また、三重胴構造を採用し、外胴と第二内胴間の流路に蒸気発生器からの戻り低温冷却材を導入した機器設計により、外胴温度を軽水炉用圧力容器材料に対する温度制限値以内に抑えることができ、接続二重管の水平同軸配置（原子炉圧力容器と中間熱交換器のサイド・バイ・サイド配置）を達成できた。

- 蒸気発生器設計

蒸発部に 2 1/4Cr-1Mo 鋼、過熱部には Alloy 800H を使用し、異材継手を用いて溶接する構造を採用することで、耐熱金属材料の物量を低減できた。

- 蒸気発生器隔離及びドレン設備設計

ドレンタンク保有水中への蒸気排出によるタンク圧力上昇防止の考慮した設備設計により、蒸気発生器の隔離及びドレン完了までの所要時間について、黒鉛酸化の観点から設定した目安時間を満足できた。

- 原子炉格納容器設計

鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート構造（RCCV）を採用することにより、鋼製格納容器を採用した HTTR における鋼材物量 700 ton から 420 ton に削減した。また、原子炉格納容器内の機器配置の適正化により、減圧事故時における原子炉格納容器内空気の侵入による炉心の酸化腐食や格納容器への負荷圧力、主蒸気配管破断事故時における格納容器への負荷圧力が判断基準を満足する自由空間容積を達成できた。

- 発電設備及び熱供給設備設計

蒸気タービンシステムの排気圧力を適切に設定した設備設計により、冬期に蒸気タービンを 50%部分負荷運転とし、地域暖房に 25 MW の熱量を供給可能な発電及び熱供給システムを構築できた。

今後、開発途上国、新興国等での小型高温ガス炉建設にあたっての基本設計において、今回実施した小型高温ガス炉の概念設計が活かされることを期待する。

謝辞

小型高温ガス炉（HTR50S）のプラント設計及び技術的成立性評価にあたり貴重なご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、國富一彦研究主席、及び中川繁昭研究主幹に感謝いたします。本検討にご尽力頂いた、株式会社東芝 福家賢氏、神保昇氏、丸山茂樹氏、鈴木哲氏、春日章治氏、富士電機株式会社 岡本太志氏、大橋一孝氏、辻延昌氏、中野正明氏、田邉賢一氏、川崎重工業株式会社 森雄一郎氏、前川勇氏、下田貞之氏、毛利智聡氏、東芝プラントシステム株式会社 上条智春氏、株式会社 IHI 大谷章仁氏、管憲夫氏、清水建設株式会社 斎藤正道氏に感謝いたします。HTTR の設備に関する貴重なご助言を頂いた高温工学試験研究炉部 古澤孝之氏に感謝いたします。

参考文献

1) IAEA, Innovative small and medium sized reactors: Design features, safety approaches and R&D trends, IAEA-TECDOC-1451, May 2005.
2) Saito, S. et al., Design of High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), JAERI 1332, 1994.
3) Fujikawa, S. et al., Achievment of reactor-outlet coolant temperature of 950 oC in HTTR, J. Nucl. Sci. Technol. JP., Vol.41, 2004, pp.1245-1254.
4) 國富一彦ほか, 高温ガス炉ガスタービン発電システム（GTHTR300）の設計研究, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.1, No.4, 2002, pp. 352-360.
5) Kunitomi, K. et al., JAEA'S VHTR for Hydrogen and Electricity Cogeneration: GTHTR300C", Nucl. Eng.Technol., Vol.39, No.1, 2007, pp. 9-20.
6) 大橋弘史ほか, 小型高温ガス炉システムの概念設計（I）－基本仕様及び系統概念設計－, JAEA-Technology 2011-013, 2011.
7) 後藤実ほか, 小型高温ガス炉システムの概念設計（II）－核設計－, JAEA-Technology 2012-017, 2012.
8) 稲葉良知ほか, 小型高温ガス炉システムの概念設計（III）－炉心熱流動設計－, JAEA-Technology 2012-019, 2012.
9) HTGR Vessel Support Subsystem Design Description, DOE-HTGR-86-128, Combustion Engineering, INC, 1987.
10) 日本機械学会, 伝熱ハンドブック, 丸善, 1993
11) 日本機械学会, 伝熱工学資料 改訂第 4 版, 丸善, 1986
12) 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申請書（高速増殖原型炉もんじゅ原子炉施設） 添付資料八, 2007.
13) 日本機械学会, 技術資料 管路・ダクトの流体抵抗, 丸善, 1991
14) 日本機械学会, 機械工学便覧 基礎編・応用編（A・B 編）, 丸善, 1987
15) K. K. Robinson and D.E. Briggs, Pressure drop of air flowing across triangular pitch banks of finned tubes, Chem. Eng. Progr. Symp. Ser., Vol.62, No.64, 1966, p177-189.
16) 片西昌司ほか, 高温ガス炉ガスタービン発電システム（GTHTR300）の安全設計方針, 日本原子力学会和文論文誌, vol.2, no.1, 2003, pp.55-67.
17) ASME, 2010 Boiler & Pressure Vessel Code, Sec. III, Division 1, 2011.
18) Schluender, E. U., et al., Heat Exchanger Design Handbook, vol. 3.3, Hemisphere Publishing Corp., Washington, DC (VDI Verlag in Europe), 1983.
19) 藤井哲ほか、管群の流動抵抗係数の推算法に関する考察、日本機械学会論文集(B 編)、51(461), 昭和 60-1, p.356
20) 日本機械学会, 1968 日本機械学会蒸気表, 1968
21) K.Kugeler, R. Suhulten, Hochtempereatur-Reactortechnik, Springer-Verlag, 1989.

22) 佐野川好母ほか，高温ガス炉の伝熱・流動分野における研究開発の歩み，JAERI-Review 98-024，1999，403p.
23) GA, NGNP IHX and Secondary Heat Transport Loop Alternative Study, 2008
24) 栃尾大輔，中川繁昭，HTTR の 1 次加圧水冷却器の伝熱性能に関する評価，JAEA-Technology 2005-006，2006，116p.
25) 栃尾大輔，中川繁昭，HTTR の中間熱交換器の伝熱性能に関する評価，JAERI-Tech 2005-040，2005，39p.
26) 赤川浩爾，気液二相流，コロナ社，1974，213p.
27) 私信，1988.
28) 私信，1990.
29) Stone & Webster Engineering Corp.，et. al.，Preliminary Safety Information Document For The Standard MHTGR，HTGR-86-024，1989
30) Bechtel National Inc.，et. al.，Conceptual Design Summary Report Modular HTGR Plant，DOE-HTGR-87-092，1987.
31) Public Service Company of Colorado，Fort Saint Vrain Unit No.1 Updated Final Safety Analysis Report，Revision9, 1991.
32) 坂場成昭ほか, HTTR 原子炉格納施設に関する機能試験, JAERI-Tech 98-013, 1998, 152p.
33) 丸山創ほか，HTTR の 1 次冷却設備配管破断事故に関する安全解析，JAERI-M 90-195，1990，33p.
34) 日本原子力研究所，日本原子力研究所大洗研究所の原子炉施設［HTTR（高温工学試験研究炉）］の変更に係る設計及び工事の方法の認可申請書　原子炉格納施設（その 1）、原子炉格納施設（その 2）及びその他原子炉の附属施設（その 1）の設置，2 原研 53 号第 4 号，1990.
35) 近藤雅明ほか, HTTR 原子炉格納容器の全体漏えい率試験, JAEA-Testing 2006-002, 2006, 55p.
36) 杉山憲一郎ほか, 原子力地域熱供給：スイスの実績, 日本原子力学会誌, vol.48, no.2, 2006, pp.119-124.
37) Japan Canada Oil Sands Limited，Public Disclosure Document for the proposed JAPAN CANADA OIL SANDS HANGINGSTONE SAGD PROJECT, 2008，12p.
38) S. Matsuyama, et al., Steam Producing Plant Concept of 4S for Oil Sand Extraction, Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants 2009 (ICAPP2009), Tokyo，Japan，2009，Paper 9198，pp.690-696.
39) DOE-HTGR-86-128、HTGR Vessel Support Subsystem Design Description, July 1987, Combustion Engineering, INC.

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	$1L=11=1dm^3=10^3cm^3=10^{-3}m^3$
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	$1\ \mu\ =1\mu m=10^{-6}m$

（第8版，2006年改訂）

この印刷物は再生紙を使用しています