

JAERI - M
92-090

第2回高温ガス炉研究会論文集

1992年7月

(編) 高温ガス炉研究会実行委員会

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1992

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷(株)

第2回高温ガス炉研究会論文集

日本原子力研究所

(編) 高温ガス炉研究会実行委員会*

(1992年5月29日受理)

高温ガス炉技術の基盤の確立及び高度化の観点から、重要な研究開発課題に関してこれまでの成果と研究の現状、今後積極的に進めるべき課題等の検討を行い、その結果を原研における今後の高温工学試験研究の進め方の検討に役立てるため、平成4年3月11日(水)、12日(木)の両日東海研究所において、第2回高温ガス炉研究会を開催した。今回は、平成2年2月に開催した第1回に引き続き、大学、国立研究機関、産業界等にも参加を求め、高温ガス炉の安全性、関連機器開発、核熱利用技術に焦点を絞り、HTTRへの期待及び地球環境の保全に高温ガス炉がいかに寄与できるか等、高温ガス炉の将来を展望した。

本論文集は、本研究会で発表された論文及びパネル展示の内容等を集大成したものであり、本研究会の成果であるとともに、今後の高温工学試験研究の進め方の検討に非常に貴重な資料となるものである。

大洗研究所：〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町字新堀3607

※ 高温ガス炉研究会実行委員会

斎藤伸三(委員長)、山下栄一、安田秀志、関 守、中島 甫、福田幸朔、磯前寿一、下村寛昭、
衛藤基邦、清水三郎、菊池 功、数土幸夫

事務局

大洗研究所高温工学試験研究炉開発部 吉田 清、大森和之、松本裕之

Proceedings of the 2nd Technical Meeting
on High Temperature Gas-cooled Reactors

Edited by
Executive Committee of Technical Meeting on HTGRs*

Japan Atomic Energy Research Institute
Oarai-machi, Higashiibaraki-gun, Ibaraki-ken

(Received May 29, 1992)

From the point of view for establishing and upgrading the technology basis of HTGRs, the 2nd Technical Meeting on High Temperature Gas-cooled Reactors (HTGRs) was held on March 11 and 12, in Tokai Research Establishment in order to review the present status and the results of Research and Development (R&D) of HTGRs, to discuss on the items of R&D which should be promoted more positively in the future and then, to help in determining the strategy of development of high temperature engineering and examination in JAERI.

At the 2nd Technical Meeting, which followed the 1st Technical Meeting held in February 1990 in Tokai Research Establishment, expectations to the High Temperature Engineering Test Reactor (HTTR), possible contributions of the HTGRs to the preservation of the global environment and the prospect of HTGRs were especially discussed, focusing on the R&D of Safety, high temperature components and process heat utilization by the experts from JAERI as well as universities, national institutes, industries and so on.

* Members of Executive Committee of the 2nd Meeting on HTGRs:

S. SAITO (Chairman), E. YAMASHITA, H. YASUDA, M. SEKI, H. NAKAJIMA,
K. FUKUDA, T. ISOMAE, H. SHIMOMURA, M. ETOH, S. SHIMIZU, I. KIKUCHI,
Y. SUDO

Secretariat: Department of HTTR Project, Oarai Research Establishment
K. YOSHIDA, K. OHMORI, H. MATSUMOTO

This proceedings summarizes the papers presented in the oral sessions and materials exhibited in the poster session at the meeting and will be variable as key materials for promoting the R&D on HTGRs from now on.

Keywords: HTTR, HTGR, High Temperature Engineering and Examination, Associated R&D, Safety, High Temperature Components, Process Heat Utilization, Preservation of Global Environment

目 次

1. はじめに	1
齋藤 伸三 (高温ガス炉研究会実行委員長)	
2. 基調講演「わが国における核熱利用の意義と将来展望」	2
秋山 守 (東京大学)	
3. 報告「HTTR建設の現状」	14
齋藤 伸三 (高温工学試験研究炉開発部)	
4. HTTRの想定事故と安全性評価	28
田中 利幸 (HTTR原子炉開発室)	
5. Safety Demonstration Tests of AVR	43
Peter POHL(AVR GmbH/JAERI)	
6. HTR Fuel Experiments Under Accident Conditions	57
Heinz NABIELEK(KFA Juelich)	
7. 黒鉛構造物の酸化挙動と特性変化	70
衛藤 基邦 (高温材料強度研究室)	
8. 配管破断事故時の空気浸入挙動	81
菱田 誠 (高温熱工学研究室)	
9. HENDELにおけるガス炉関連機器開発	96
下村 寛昭 (HENDEL管理室)	
10. 中間熱交換器の要素技術試験	107
宮本 喜晟 (HENDEL開発試験室)	
11. 高温熱交換器の研究開発	122
越後 亮三 (東京工業大学)	
12. ガスタービン開発の現状	137
川池和彦 (日立製作所)	
13. IS法による熱化学水素製造の研究開発	152
清水 三郎, 小貫 薫, 中島 隼人 (資源利用技術研究室)	
14. UT-3法による水素製造の研究	162
吉田 邦夫 (東京大学)	
15. 高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験	166
日野竜太郎, 宮本 喜晟 (HENDEL開発試験室)	
16. 水蒸気改質器を用いた水素/メタノール製造システムの設計	176
羽田 一彦, 藤本 望, 数土 幸夫 (HTTR計画室)	

17. ポスターセッション	193
17.1 高温工学試験研究炉用燃料の製造	193
湊 和生 (燃料照射研究室)	
17.2 高温工学試験研究炉用燃料の研究開発	195
湊 和生 (燃料照射研究室)	
17.3 耐圧低合金材料に関する研究	197
高温材料強度研究室	
17.4 耐熱合金材料に関する研究	199
材料応用工学研究室	
17.5 高温ガス炉用高性能材料の開発と評価	201
高温材料強度研究室	
17.6 高温構造物の寿命評価手法の研究	203
高温構造研究室	
17.7 炉物理の研究	206
炉物理実験研究室	
17.8 原子炉計装の開発研究	208
原子炉計測研究室	
17.9 熱工学に関する安全性研究	210
高温熱工学研究室	
17.10 T ₁ 試験部による突起付き燃料棒の開発試験	213
HENDEL開発試験室	
17.11 HENDEL炉内構造物実証試験部(T ₂)による試験	215
稲垣 嘉之, 宮本 喜晟 (HENDEL開発試験室)	
17.12 ヘリウムガス循環機の構造と振動特性	218
HENDEL管理室	
17.13 HTTRの安全評価	220
沢 和弘 (HTTR原子炉開発室)	
17.14 水蒸気改質法によるHTTR核熱利用システムの設計	222
藤本 望, 羽田 一彦 (HTTR計画室)	
17.15 熱化学法による水素製造システムの研究 (UT-3 サイクル)	224
田所 啓弘, 梶山 武義 (核エネルギー技術評価研究室)	
17.16 高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験	226
日野竜太郎, 宮本 喜晟 (HENDEL開発試験室)	
17.17 熱化学法ISプロセスによる水素製造の研究	228
清水 三郎, 小貫 薫, 中島 隼人 (資源利用技術研究室)	

18. パネル討論でのパネリストの説明資料	230
18.1 原子力における低温熱利用及び高温熱利用	230
榎本 聡明 (東京電力)	
18.2 原子力熱利用の課題	233
前島 哲夫 (千代田化工建設)	
18.3 将来のエネルギー動向と高温ガス炉のCO ₂ 削減への寄与	236
安川 茂 (核エネルギー技術評価研究室)	
付録1 第2回高温ガス炉研究会プログラム	239
付録2 講演等の要旨	241

Contents

1. Preface	1
S. SAITO (Chairman, Executive Committee of 2nd Technical Meeting on HTGRs)	
2. KEYNOTE LECTURE—Significance and Future Prospect of Nuclear Process Heat Utilization in Japan	2
M. AKIYAMA (University of Tokyo)	
3. REPORT—Present Status of HTTR Construction	14
S. SAITO (Department of HTTR Project)	
4. Assumed Accidents and Safety Evaluation of HTTR	28
T. TANAKA (Division of HTTR Reactor Development)	
5. Safety Demonstration Tests of AVR	43
P. POHL (AVR GmbH/JAERI)	
6. HTR Fuel Experiments under Accident Conditions	57
H. NABIELEK (KFA Juelich)	
7. Oxidation Behavior and Characteristic Change of Graphite Structures	70
M. ETOH (Materials Strength Laboratory)	
8. Air Ingress Behavior in the Accident of Pipe Rupture	81
M. HISHIDA (Heat Transfer Laboratory)	
9. Development of Components in HENDEL Associated to HTGRs	96
H. SHIMOMURA (HENDEL Operation Division)	
10. Element Technology Tests of Intermediate Heat Exchanger	107
Y. MIYAMOTO (HENDEL Development Laboratory)	
11. Research and Development of High Temperature Heat Exchanger ..	122
R. ECHIGO (Tokyo Institute of Technology)	
12. Present Status of Gas Turbine Development	137
K. KAWAIKE (Hitachi, Ltd.)	
13. Research and Development of Thermo-chemical Hydrogen Production by IS Method	152
S. SHIMIZU, K. ONUKI, H. NAKAJIMA (Resources Utilization Technology Laboratory)	
14. Research and Development of Hydrogen Production by UT-3 Method	162
K. Yoshida (University of Tokyo)	

15. Fundamental Test of Hydrogen Production by High Temperature Electrolysis	166
R. HINO, Y. MIYAMOTO (HENDEL Development Laboratory)	
16. Design of Hydrogen/Methanol Production System by Use of Steam Reformer	176
K. HADA, N. FUJIMOTO, Y. SUDO (HTTR Project Management Division)	
17. Poster Session Materials	193
17.1 Production of HTTR Fuel	193
K. MINATO (Fuel Irradiation and Analysis Laboratory)	
17.2 Research and Development of HTTR Fuel	195
K. MINATO (Fuel Irradiation and Analysis Laboratory)	
17.3 Study of Pressure-retaining Low Alloy Materials	197
Materials Strength Laboratory	
17.4 Study of Heat-resistant Alloy Materials	199
Material Performance and Testing Laboratory	
17.5 Development and Analysis of HTGR High Performance Materials	201
Materials Strength Laboratory	
17.6 Study on Life-time Evaluation Method of High Temperature Structures	203
Thermal Structure Laboratory	
17.7 Study on Reactor Physics	206
Thermal Reactor Physics Laboratory	
17.8 Study on Reactor Instrumentation Development	208
Reactor Instrumentation Laboratory	
17.9 Safety Research on Thermalhydraulics	210
Heat Transfer Laboratory	
17.10 Development Test of HTGR Fuel Rod with Protrusions in T ₁ Test Facility	213
HENDEL Development Laboratory	
17.11 Development Tests by HENDEL In-core Structure Demonstration Test Facility T ₂	215
Y. INAGAKI, Y. MIYAMOTO (HENDEL Development Laboratory)	
17.12 Structure and Oscillation Characteristics of Helium Gas Circulator	218
HENDEL Operation Division	

17.13	Safety Analysis of HTTR	220
	K. SAWA (HTTR Reactor Development Division)	
17.14	Design of HTTR Heat Utilization System by Use of Steam Reformer	222
	N. FUJIMOTO, K. HADA (HTTR Project Management Division)	
17.15	Study of Hydrogen Production System by Thermochemical Method (UT-3 Cycle)	224
	T. TADOKORO, T. KAJIYAMA (Nuclear Energy Technology Assessment Laboratory)	
17.16	Fundamental Test of Hydrogen Production by High Temperature Electrolysis	226
	R. HINO, Y. MIYAMOTO (HENDEL Development Laboratory)	
17.17	Study of Thermochemical Hydrogen Production IS Process	228
	S. SHIMIZU, K. ONUKI, H. NAKAJIMA (Resources Utilization Technology Laboratory)	
18.	Materials Presented in Panel Discussion	230
18.1	Low Temperature and High Temperature Heat Utilization by Nuclear Energy	230
	T. ENOMOTO (Tokyo Electric Power Co.)	
18.2	Subjects on Nuclear Process Heat Utilization	233
	T. MAEJIMA (Chiyoda Corporation)	
18.3	Energy Demand and Contribution of HTGRs to Reduction of CO ₂	236
	S. YASUKAWA (Nuclear Energy Technology Assessment Laboratory)	
Appendix 1	Program of the 2nd Technical Meeting on HTGRs	239
Appendix 2	Summaries of Papers and so on	241

1. はじめに

日本原子力研究所の長年の念願であった我が国初の高温ガス炉であると同時に、高温工学試験研究の中核試験研究施設としての高温工学試験研究炉（HTTR）の建設が、大洗研究所で平成3年3月正式に着工となり、現在順調に進められている。これは、偏えに長年の各界の関係者の御支援、御協力の賜である。高温ガス炉技術基盤の確立及び高度化の観点から、重要な研究開発課題に関し、これまでの成果と研究の現状、今後積極的に進めるべき課題等について検討を行い、その結果を今後の高温工学試験研究の進め方の検討に資するため、平成4年3月11日、12日の両日東海研究所において、第2回高温ガス炉研究会を開催した。

今回は、平成2年2月東海研究所で開催した第1回の研究会に続くもので、大学、国立研究機関、産業界にも参加を求め、高温ガス炉の安全性研究、関連機器開発、核熱利用技術に焦点を絞り、HTTRへの期待並びに地球環境の保全に高温ガス炉がいかに貢献できるか、さらには高温ガス炉の将来展望等について討論した。本研究会では特に東京大学茅陽一教授から「これからのエネルギーと地球環境」と題して特別講演を、東京大学秋山守教授から「我が国における核熱利用の意義と将来展望」と題して基調講演を、各々お願いした。

原研から95名、原研外から約110名の参加を得て、本研究会を成功裡に開催することができた。関係各位の御協力、御支援に厚く感謝致します。

本論文集は、本研究会で発表された論文及びパネル展示の内容等を集大成したもので本研究会の成果であるとともに、今後の高温工学試験研究の進め方の検討に、貴重な資料となるものとする。

第2回高温ガス炉研究会実行委員会

委員長 斎藤 伸三

2. わが国における核熱利用の意義と将来展望

東京大学工学部
秋山 守

1. はじめに

核熱利用の意義と役割については、従来から広く認識されているところであるが、最近では、地球環境問題の深刻化、あるいは国際社会の激動に伴うエネルギー情勢の変化などを受けて、核熱利用の推進について改めて、より本格的に検討を深めるべきであるとの機運が高まりつつあり、日本原子力産業会議においても、原子炉熱利用懇談会ならびに同調査研究グループにより、鋭意検討が進められている。ここでは、そうした検討の内容を概略参照しながら、わが国における核熱利用の意義と将来展望について要約を行なうこととする。

2. わが国における核熱利用の意義

2. 1. 地球環境問題の動向

(1)地球温暖化の原因となるガス(温室効果ガス)の大気中濃度の増加

問題となるガスとしてCO₂、メタン、NO_x、フロン、オゾンなどが挙げられる。大気中におけるこれらの濃度の増加の状況を、現在と産業革命以前(1750-1800年)との濃度の比較で示すと、CO₂は353ppm/280ppm、メタンは1.72ppm/0.8ppm、N₂Oは310ppb/288ppb、CFC-11は280ppt/0pptなどようになっており、エネルギー消費の増大や社会活動の拡がりがかような増加傾向をもたらしていると考えられている。

1分子当たりでは、CO₂の熱吸収を1とした場合、メタンでは20、N₂Oでは100、オゾンでは2000、フロンでは10000程度にもなるが、CO₂は相対的に存在量が多いため、温室効果への影響は最も大きなものとなる。

(2)気候変動に関する政府間パネル(IPCC)

今年(1992年)は1972年のストックホルム環境会議での「人間環境宣言」から数えて20周年にあたり、6月にはブラジルで国連環境開発会議が開かれるが、その間には地球環境問題に関する多くの国際的な動きがあった。

IPCCの1990年8月の報告書によれば、過去100年間に地球の平均気温は0.3~0.6℃上昇し、海面は10~20cm上昇したと推定され、エネルギー需要が現状レベルで推移すると、2025年までに平均気温は約1℃、来世紀末には約3℃上昇、海面は2030年までに約20cm、来世紀末までに65cm上昇すると予想されている。そうなれば、自然生態系や社会経済環境に甚大な悪影響が現われることが危惧されると、報告書は警告している。

IPCC報告書はまた、温暖化を現状レベルに維持しようとするならば、CO₂の人為的排出量を現状の60%以上も削減しなければならないとしている。

(3) わが国の基本的姿勢

CO₂の排出量の削減に向けて、先進主要国では目標設定が既に始まっている。それらは、おおまかにいえば、2000年～2005年頃の排出量を1990年前後のレベルに安定化すること、また、やや急進的などころでは2005年頃には20%削減を達成することが目標であると理解される。欧州では概して急進的であるが、米国やカナダはCO₂だけでなく温室効果ガスをトータルに減らすのが合理的であると主張している。

わが国は先進主要国が共通の努力を行なうことを前提に、①一人当たりCO₂の排出量を2000年には概ね1990年レベルに安定化し、②2000年以降はCO₂総排出量を概ね1990年レベルに安定化すること、またそのための行動計画の期間は1991年から2010年までとすることを、1990年10月に決定している。「地球再生計画」においては、原子力はクリーンエネルギーと位置付けられている。

2. 2. 環境問題に果たす原子力の役割

(1) 化石燃料代替としてのCO₂排出削減効果

化石燃料の熱量当りのCO₂排出量は、石炭を1とした場合、石油では0.8～0.85、天然ガスでは0.55～0.6となる。燃料別に見た世界全体のCO₂排出の割合は、石炭42%、石油43%、天然ガス15%程度となっている。国別のCO₂排出量では、米国、旧ソ連、中国、日本などの順であるが、一人当たりでは旧東独、米国、カナダ、旧ソ連、ポーランド、英国、日本などの順となっている。

わが国のCO₂排出量をセクター別に見ると、1986年統計では、発電27%、製造業33%（鉄鋼13%、石油化学6%）、輸送22%、民生14%程度となっている。

原子力は補助的ないし間接的な少量の燃料消費はあるが、基本的にCO₂を排出しないエネルギー変換方式であるから、化石燃料を原子力により代替することにより、ほぼ代替分に見合ったCO₂排出削減が期待できる。

わが国の実績で見ると、1990年の原子力発電電力量は1810億kWh（総発電電力量の23.5%）であり、CO₂削減効果は10.8%と評価されている。同じく、世界全体では6.7%の削減効果が達成されている。前述のCO₂排出量削減目標を織込んだ、わが国の長期エネルギー需給見通しによれば、原子力発電規模として2000年度末に5050万kW、2010年度末に7250万kWが必要と見込まれている。

(2) 電力分野から非電力分野への原子力利用の拡大

今後、2次エネルギーの中での電力の比率はさらに増していくものと予想される。しかし、近い将来、依然として約6割の需要は電力以外の分野であり、従って発電利用のみでは原子力のエネルギー供給ならびにCO₂排出削減への寄与には限度がある。特にCO₂排出量の抜本的な削減を目指すならば、こうした非電力分野（鉄鋼産業、化学産業、紙・パルプ産業、輸送機関など）での核熱利用—具体的にはコージェネ、メタノール製造、水素製造などを通じた核熱利用—を実現し、拡大していくことが極めて重要であると考えられる。

(3) 高温核熱利用によるCO₂排出削減効果の予測

原産調査研究グループの活動の一環として、日本原子力研究所では、MARKALモデルに基づき、1990年から2030年（一部2050年迄）にわたるCO₂排出量の変化を予測分析してい

る(図1)。解析の前提条件としては、妥当な社会・経済指標の推計、1次燃料価格、有効需要、などを考慮するとともに、高温ガス炉の導入シナリオとして、導入開始時期に関しては標準ケース(2015年)と感度解析ケース(2010年)、導入速度に関しては標準ケース(2030年の上限設備容量が24GWt)と拡大ケース(2030年で72GWt、2050年で180GWt)を想定している。

2050年までにわたる超長期の予測結果によれば、高温核熱利用を行わない場合には、原子力発電、自然エネルギーの利用拡大を図っても2050年のCO₂排出量は1990年の31%減に留まっている。これに対して、高温核熱利用を本格的に行なう場合、すなわち2050年の設備容量が180GWtまで拡大すると想定した場合には、1990年との比較で48%削減となり得ることが示されている。

しかし、前述したようにIPCC報告によれば、将来的には現状の60%以上のCO₂排出削減が必要と指摘されており、その目標を達成するとすれば、さらに本格的かつ大規模な高温核熱利用が必要ということになる。数量的な詳細に関しては、さらに検討を要すべき課題もあるが、いずれにしても高温核熱利用の推進の意義と必要性は以上だけからでも十分明らかであると考えられる。

3. 期待される高温ガス炉核熱利用技術

3. 1. 高温ガス炉技術開発の現状

高温ガス炉は固有の安全性が高い上に、最高約950℃の高温の熱を供給できる点が大きな特徴であり、電力分野のみならず、多岐にわたる非電力分野においても広く利用が可能である。高温ガス炉の利用は、700℃までの蒸気タービン発電と併用した電熱併給利用と、950℃までの熱交換器を介した核熱直接利用とともに発電を行なう熱電併給利用とが考えられる。発電を主体とした場合には、在来火力並みの蒸気条件で約40%の熱効率が、またガスタービンと蒸気タービンの複合サイクル発電では50%以上の熱効率が得られると期待される。さらに、高温で水素製造を行なった後、中温域で発電を行ない、これに低温域での熱利用を組合せると約80%という高い総合熱利用効率を達成することも可能である。

高温ガス炉の開発は、まず、OECDプロジェクトとしてドラゴン炉計画が実施され、次いで米国、ドイツなどで発電用の実験炉ならびに原型炉が建設、運転されてきた。その後、これらの国を中心に、実用炉としてモジュラー型高温ガス炉などの設計が進められてきている。

(1) わが国における高温工学試験研究炉(HTR)の建設と利用計画

日本原子力研究所では1969年以来、多目的高温ガス炉の設計および関連要素技術の研究開発を進めてきている。1987年の原子力利用開発長期計画において、HTRの建設が提唱され、これに沿って現在、同研究所大洗研究所内にHTRを建設中であり、1996年度に初臨界を予定している。

HTRは熱出力30MWで各種の照射に適したブロック型炉心構造を有し、原子炉出口冷却材温度は定格運転時で850℃、高温試験運転時で950℃の設計となっている。主冷却系は10MWのHe-He中間熱交換器(IHX)と、20MWの1次加圧水冷却器とから構成されている。

HTRでは数年の運転経験を積んだ後に、IHXを介して熱利用系を接続し、水蒸気改質法、熱化学法、高温水蒸気電解法などによる水素の製造について、プラント規模での試験研究を進める計画であり、現在、核熱利用に関して、研究室レベルでのさまざまな独創的な研究が着実に展開されているところである。

(2) ドイツにおけるHTR-モジュールとHTR-500の設計・開発

ドイツでは1982年頃から、原型炉THTRの後継として熱出力200MW級のHTR-M(モジュール)ならびに電気出力550MWのHTR-500が主たる検討の対象となり、設計と試験研究が行なわれてきている。いずれもTHTRと同じく、ペブルベッド型炉心を採用しているのが特徴であるが、燃料についてはAVR用ならびにTHTR用の高濃縮ウラン-トリウム混合酸化物燃料(濃縮度93%)のほか、HTR-MやHTR-500を対象とした低濃縮ウラン酸化物燃料(濃縮度7~13%)についても標準化が行なわれ、後者に関しては、将来的には軽水炉用燃料再処理施設による再処理も視野に入れた構想となっている。

HTR-M標準プラント設計は出口温度700°Cであるが、さらに950°Cまで高温化して直接核熱利用を図ることを目指している。HTR-Mが固有安全性とモジュラー性による需要地近接立地を目指すのに対して、HTR-500は経済性向上により大きな力点を置いているように見受けられる。

(3) 米国におけるモジュラーHTGRの設計・開発

米国では1985年に、今後の高温ガス炉として熱出力350MWのモジュラー型炉MHTGRが選定され、R&D計画の立案も含めた概念設計が1987年に終了している。MHTGRはブロック型燃料の環状炉心と鋼製圧力容器を用いるサイドバイサイド型原子炉の概念を基本とし、出口温度は約700°Cとなっている。経済性向上の観点から、出力を450MWに増す設計も検討している。1989年には4基のMHTGRによる標準プラント(電気出力540MW)の安全評価報告書案がNRCから公表されている。

(4) 旧ソ連、中国における高温ガス炉の研究開発

旧ソ連では、ドイツとの協力でHTR-Mをベースとした、熱出力200MW、出口温度750°C級の熱電併給システムVGMの設計と研究が行なわれてきた。核熱利用の面では、出口温度を950°Cまで高め、化学工業や石炭ガス化に利用する構想がある。

中国では同じくドイツとの協力で、熱出力10MWのHTR試験モジュールの建設が計画されている。用途としては重質油改質、メタンの水蒸気改質、熱電併給、地域暖房などが考えられている。

3. 2. 高温ガス炉核熱利用システムの検討結果

原産調査研究グループの中に設けられたサブグループにより、高温核熱利用の意義・役割と今後の研究開発ならびに実用化を考える上での、リファレンス(標準的な参考)となる優れたシステム構想の例として、以下の四つのシステムが取上げられ、検討が行なわれた。これらのシステムにおける高温ガス炉としては、既存の設計概念の中からHTR-MまたはMHTGRがリファレンスとして選ばれた。

(1) 電熱併給システム(コージェネ)

出口温度700℃級の高温ガス炉による最高550℃級の蒸気が適用可能な産業の調査と、熱利用プラントモデルの設定を行ない、熱出力200MWのHTR-Mの2モジュールからなる高温ガス炉系による原子力コージェネモデルシステムの概念を構築した。具体的には、石油化学コンビナート、紙・パルプ工場、石油精製プラント(図2)への適用を考慮し、これらのコージェネプラントに要求される条件の整理、技術的評価等を実施した。

また、石油化学コンビナートを例にとり、経済性ならびにCO₂排出削減効果について、詳細な検討を行なった。経済性については、電力と蒸気とのコストアロケーションを考慮し、自家発電型(400MWt)と地域振興型(1600MWt、発電量60万kWe)に分けて検討した結果、前者では電力コストを9円/kWhとすれば蒸気コストは約6.4円/Mcalとなり、後者では電力コストを約12.8円/kWhとすれば無料で蒸気を供給可能となることなどが示された。

CO₂排出に関しては、1施設(400MWt=2.56×10⁹Mcal/y)あたり、LNG、重油、一般炭の場合に較べて、それぞれ約60万t/y、70万t/y、100万t/yの削減になり、また総合熱利用効率は石油化学コンビナートで約86%、電力比率の高い紙・パルプ工場でも約53%と、高い値が実現される見通しが得られた。

(2) 化石燃料からクリーンエネルギーの生産

図3のような、軽質炭化水素(例えばメタン)を原料としてメタノールを製造するシステムの概念を基本として、その技術的検討、ならびに経済性・CO₂排出削減効果の評価が行なわれている。メタノールは化学基幹原料として多方面に使用されており、今後は石油代替燃料として大量の需要が見込まれる状況にあるため、製品としてメタノールを選定することは合理的である。さらに将来的にはプロセス改良によりガソリンを製造できる可能性や、付加価値の高い多様な化学材料を製造することも考えられる。

本システムでは、高温ガス炉として熱出力200MW級、出口温度950℃級のHTR-Mを用いることとし、メタノール合成工程とのインタフェースには、わが国でも開発経験のある熱交換器型水蒸気改質器を採用している。

コスト調査は、天然ガスを原料としたドイツでの評価例について行なわれているが、その結果によれば、核熱を用いたメタノールの価格が在来プラントによる製品価格と同程度になる条件として、原子炉2モジュール規模のプラントで、天然ガス価格が0.50DM/m³程度(現在は約0.3DM/m³)になることが必要とされている。

1プラント当りのCO₂排出削減量は、図3のCO₂添加ケースで見ると約31万t/y、さらにコージェネを組合せればトータルとして約50万t/yに達すると評価される。総合熱利用効率は70%程度ないしそれ以上と考えられる。

(3) 高温水蒸気電解による水素製造と回収炭酸ガスからのメタノール製造

高温水蒸気電解による水素製造は熱化学法に対して電気化学プロセスである点が異なっている。先端的な素材・加工技術の応用分野でもあり、高いエネルギー効率が期待されることなどから、熱化学法と並んで近い将来の実用化が期待されている。

システムは熱出力350MW、出口温度850℃級のMHTGRプラント(4モジュール/ユニット×2ユニット、計8モジュール)、モジュール対応の固体電解質型高温水蒸気電解装置(約4万Nm³/h/モジュール)、ユニット対応のメタノール製造プラント(50万t/y/ユニット)から構成される(図4)。原料のCO₂には、火力発電所で回収されるCO₂を想定しているが、

本システムでは発電容量10数万kWの火力発電所からのCO₂の回収分を原料に、年間100万トン(最近の国内需要量(=主として化学用)の約半分)のメタノールを製造、供給しようという構想である。

経済性の検討に際しては、高温ガス炉ならびに発電プラントについては米国GA社による評価コストを、水素ならびにメタノール製造プラントについては独自の試算値を、そして燃料費として1.3円/kWhをそれぞれ前提としている。結果として、直接合成法によるメタノールのコストは現在評価値で78.8円/kgと算定されている。現行のメタノール価格との差は大きい、CO₂課徴金や今後のコストパフォーマンスの向上の可能性を考慮に入れれば、2015年頃には経済的競争力をもつようになることが十分期待される。

CO₂排出量削減に関しては、本システム14プラントでわが国の全火力発電所からのCO₂の10%(1988年度をベース)を処理できる見通しである。

(4) 高温水蒸気電解による水素を用いた還元製鉄

CO₂排出量を極力低減するために、化石燃料を使わない水素還元製鉄のシステムとして、図5のような構成が考えられている。高温ガス炉は熱出力350MW、出口温度850℃級のMHTGRプラント10モジュール(2モジュールは予備)、水素製造装置も10モジュール、還元鉄製造設備は流動層炉が3基(140t/hr/基、350万t/y)となっている。

メタノール製造の場合と同じ前提条件で水素のコスト計算をした結果、近接立地の場合で41.8円/Nm³、遠隔立地の場合で37円/Nm³(パイプライン輸送)などとなっている。

3. 3. 核熱利用の展望

(1) 化石燃料コストと核熱コストの比較

現状においては、高温ガス炉の核熱利用は化石燃料に較べてコスト的に太刀打ちできないが、将来的には化石燃料の価格上昇と環境コスト導入の影響により、核熱利用の競争力が次第に強まってくるものと予想される。原産調査研究グループでは、化石燃料コストと核熱コストの調査研究を基に、核熱利用コストの将来予測を行なっている。

化石燃料については、火力発電所のボイラコストと、CO₂課徴金を考慮しており、後者についてはCO₂排出1トン当たり\$30(一般炭で約\$70/t、原油で約\$10/bblに相当)と\$100(一般炭で約\$230/t、原油で約\$30/bblに相当)の二つのケースについて試算している。核熱コストは、モジュール当りの容量の大小から、ドイツの場合よりも米国の場合のほうが安く、また当然のことながら、習熟効果の影響も大きい。この検討では参考値として、前記の電熱併給での自家発電型(2モジュール習熟プラント)と地域振興型(4モジュール習熟プラント)で、それぞれ4.1円/Mcal、4.9円/Mcalと見積もっている。

石炭、重油、LNGなどの場合と単位熱量当りのコストを比較した結果を要約すれば、次のようになる。①石炭は将来とも燃料コストは安いと考えられるが、CO₂課徴金が導入されれば、核熱も経済的に競争力が出てくる、②重油およびLNGに関しては、燃料コストの上昇により、必ずしもCO₂課徴金が導入されなくても、2010年頃以降には核熱が経済的に競争力を持つに至るであろう。

(2) 核熱利用の展望

核熱の用途を温度領域別に見ると、おおよそ図6のようになる。ここではいくつかの

代表的なものについて、簡単な展望を行なう。

- ① 発電：良質の蒸気条件が得られるので、蒸気タービンサイクル単独でも約40%の熱効率が得られる。温度900℃以上ではガスタービン発電との複合により、熱効率は約50%に上昇し、さらにコージェネ、カスケード熱利用等により、70~80%もの総合熱利用効率が期待できる。直接サイクルHeガスタービンの技術は、ドイツや米国で研究がなされている。
- ② 水素製造：水素は化学プロセス用の材料として用途が多く、またクリーン燃料として理想的なものである。その工業的な製造法としては水蒸気改質法、熱化学法、高温水蒸気電解法の三つが代表的な候補である。水蒸気改質法は改質器の開発試験も行なわれ、実用化に最も近いといえるが、原料が炭化水素化合物であることから、このプロセス自体ではCO₂排出抑制には寄与しないという問題がある。熱化学法については、東京大学のUT-3プロセス(鉄-ハロゲン系)、原研のISプロセス(硫黄系)など、わが国において優れた方式が開発され、先駆的研究が進められている。高温水蒸気電解法についても、わが国の企業ならびに原研において、優れた研究が行なわれ、高い技術水準に到達しつつある。
- ③ 製鉄：原子力製鉄システムでは、核熱は水素製造に用いるほか、直接還元製鉄装置の水素加熱、ならびに水蒸気(電解用ならびに発電用)の発生に使用する。原子力製鉄は良質の製品が得られることと、CO₂排出の問題が回避されることの、両者においてメリットがあり、わが国では1970年代に原子力製鉄技術研究組合を中心として、システムならびに機器・材料の基礎技術の研究開発が行なわれた経緯がある。
- ④ メタノール製造：石炭のガス化や天然ガスの改質によるメタノール製造とその利用は、水素利用よりも早い実用化が可能と考えられている。メタノール製造の技術開発にはドイツが最も精力的に取り組んでいるが、実用化には経済性の問題が残っている。
- ⑤ その他：都市においてはエネルギーの供給の問題と並んで排出物の安定的な処理の問題が重要である。汚染防止のプロセスには相当量の電力と熱が必要であるが、それらを在来型のエネルギー源でまかなおうとすれば、さらに多くの排出物が発生するという悪循環に陥る可能性がある。これらの問題は需要地近接型の核熱利用によって解決することができる。また地域においては、核熱の地場産業への利用、地域熱供給、そして温排水利用まで含めた総合的エネルギー有効利用の体系を築いていくことがこれからの時代の課題になるであろう。

4. 今後の研究課題と提言

4. 1. 核熱利用の観点から高温ガス炉に要求される特性

以上のような核熱利用を進めていくためには、以下のような点に関して、高温ガス炉として持つべき特性上の要件がある。

(1) 設計に関する特性

① 原子炉冷却材出口温度について：

原子炉冷却材出口温度が700℃級、850℃級、950℃級と、漸次向上していくにつれて、利用分野も広がり、熱利用効率も向上していく。これまで、AVRで950℃の出口

温度を達成しているが、このレベルの温度の熱を炉外に取り出して利用する技術の実証は今後の課題である。

- ②安全性について：原子炉は優れた固有安全機能や静的安全機能を有し、核熱利用プラントとの接続、ならびに需要地近接立地をした場合に、十分受容される極めて高い安全性を備えていることが必要である。熱利用系で事故があった場合は熱利用系を最終ヒートシンクとして期待できないことから、崩壊熱はパッシブに除去されねばならない。
- ③負荷追従性について：熱利用系の負荷変化の目安は、石油化学・石油精製では±10%、紙・パルプ工場では100%から20%への変化、その他の多くの場合は100%-50%-100%程度のモードである。こうした変化に速やかに応答できること、また熱利用系の小さなトラブル時には原子炉側は低出力で待機運転できることが条件となる。
- ④設備利用率について：熱利用系の利用率は、化学プラントでは約90%、紙・パルプ工場では約95%と高く、原子炉側もこれらに対応しなければならない。それには高い信頼性を持つこと、定期検査は一ヵ月以内で終了すること、モジュラー・システムとして余裕度を持たせておくこと、などが必要である。
- ⑤燃料について：わが国ではウラン-トリウムサイクルを採用する計画が当面ないことから、低濃縮ウラン(濃縮度20%以下)の利用を前提とした設計となる。なお、資源論的には燃焼度として100GWd/tレベルを、そして将来的には150~200GWd/tレベルを目指すことが望まれる。

(2)立地に関する特性

①都市近接立地について：

核熱利用は需要地近接となることにより、本来の意義がますます生きてくるものである。従って、原子炉は考えられる限り安全で信頼性も高く、都市近接立地のための立地基準に十分適合するべく設計していくことになる。

②軟弱地盤立地について：わが国では産業地区も都市も、多くは海岸ないし河川沿いに立地しており、軟弱地盤のところもかなりある。従って、一般に軟弱地盤に確実に固定できる技術を開発しなければならない。

(3)経済的成立性

当然のことながら、既存の化石燃料などと並ぶ経済性を持つことが大きな条件となる。設計、技術開発等を通じて経済性向上の努力を続けるとともに、地球環境的観点から核熱利用の実用化を促すための政策的配慮が必要である。

(4)原子炉接続の核熱利用プラントの設置基準の確立

原子炉施設と熱利用系とを総合した安全上の基本的考え方と設置基準を合理的な判断に立ちながら整備していくことが必要である。高温ガス炉に要求される設置基準上の要件はこれまで十分に明確にされていると考えられるが、利用系の設置基準の整備の進捗に合せて、総合的な妥当性を再確認することも重要であろう。

4. 2. 熱利用系に関する研究開発

(1) エネルギー変換技術の開発

水蒸気改質法によるメタノールならびに水素の製造のプロセスの高度化と最適化、石炭のガス化・液化プロセスの高度化と実証、水素製造技術の開発とスケールアップ試験などを進めていく必要がある。原子炉との接続に至るステップとしては、①小規模試験(試験データの積重ねと運転技術の習得)、②HENDELでの特性試験(システムの静的ならびに動的特性の確認)、③HTTRと接続(実炉試験による核熱利用の実証)が妥当と考えられる。

(2) 熱利用技術の開発

取り組むべき課題分野として、電熱併給システムの最適化、大量蓄熱ならびにエネルギー輸送の技術開発、メタノールや水素を燃料とする輸送機関原動機の開発、水素を用いた化学プロセスの開発と実証、高温水蒸気を用いた石油精製ならびに石油化学プロセスのシステム設計と実証、そして製品の安全性・経済性に関する研究開発などが挙げられる。

エネルギー変換技術にしても熱利用技術にしても、それらを高温ガス炉に単にドッキングするという考え方ではなく、高温ガス炉と結合した全体的なシステムとしての観点から、新しい技術開発と最適化を目指すことが肝要である。

4. 3. 実用化への展望

高温ガス炉とその利用の技術に関しては、わが国では、熱利用系を接続した実証試験を一つの大きな目的とした高温工学試験研究炉HTTRの建設と、核熱利用技術の研究開発を鋭意進めているところであり、それらの順調な進展が期待されるが、本稿で触れた諸点を踏まえて、さらに将来の高温ガス炉・核熱利用システムの実用化と拡大について、現在から構想を検討し、必要な施策を具体的に展開していくことが重要なことと思われる。

高温ガス炉の実用化までには、試験研究炉から実証炉、そして実用炉へというステップが妥当であり、核熱利用に関しては電熱併給から次第に直接核熱利用へと拡大していくことが妥当であると思われる。

これらの計画を長期的に展望し、かつ推進していくために、国と産業界とがそれぞれの役割を分担しながら、これまで以上の努力を傾注していくことが必要であろう。

5. むすび

地球環境問題を背景としながら、わが国の核熱利用の意義と、今後の研究開発課題等について、概略を述べた。ここでは主として技術的・経済的・地球環境的な観点から、最近の検討状況の一端をご紹介したが、今後は、これらを踏まえて、さらに政策的な検討が深まることが強く期待される。

文 献

- (1) 原産調査研究グループ「日本の核熱利用に照らした高温ガス炉に望まれる特性」、IAEA専門家会議(1991)、(英文)。

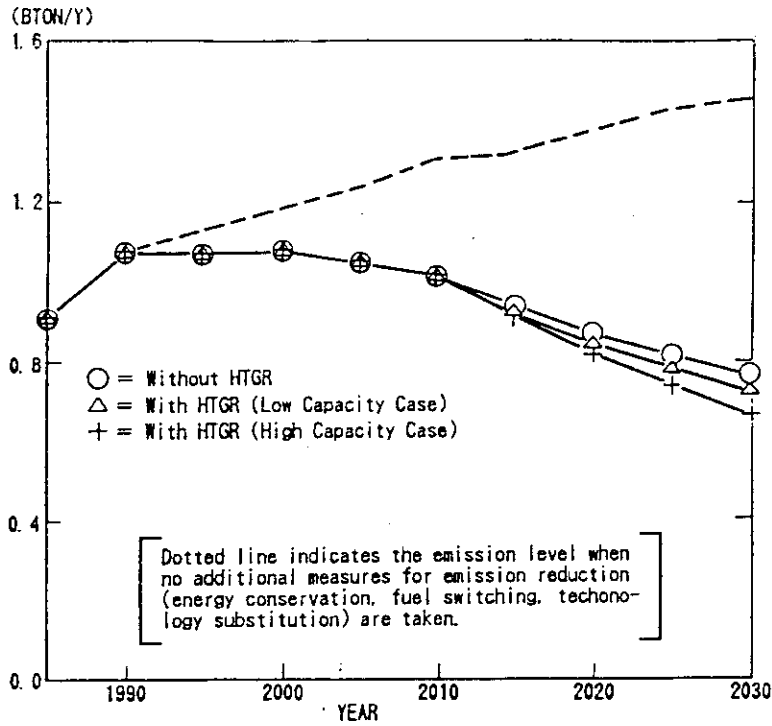


図1 高温ガス炉核熱利用の導入によるわが国の炭酸ガス排出削減の効果¹⁾

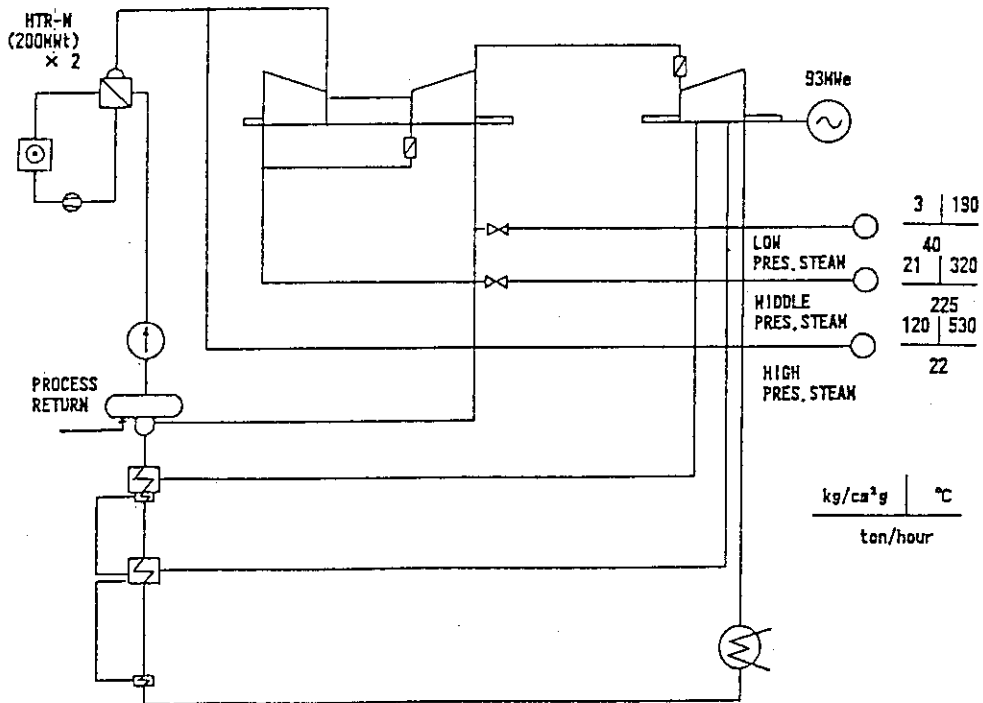


図2 核熱利用による石油精製システムの概念¹⁾

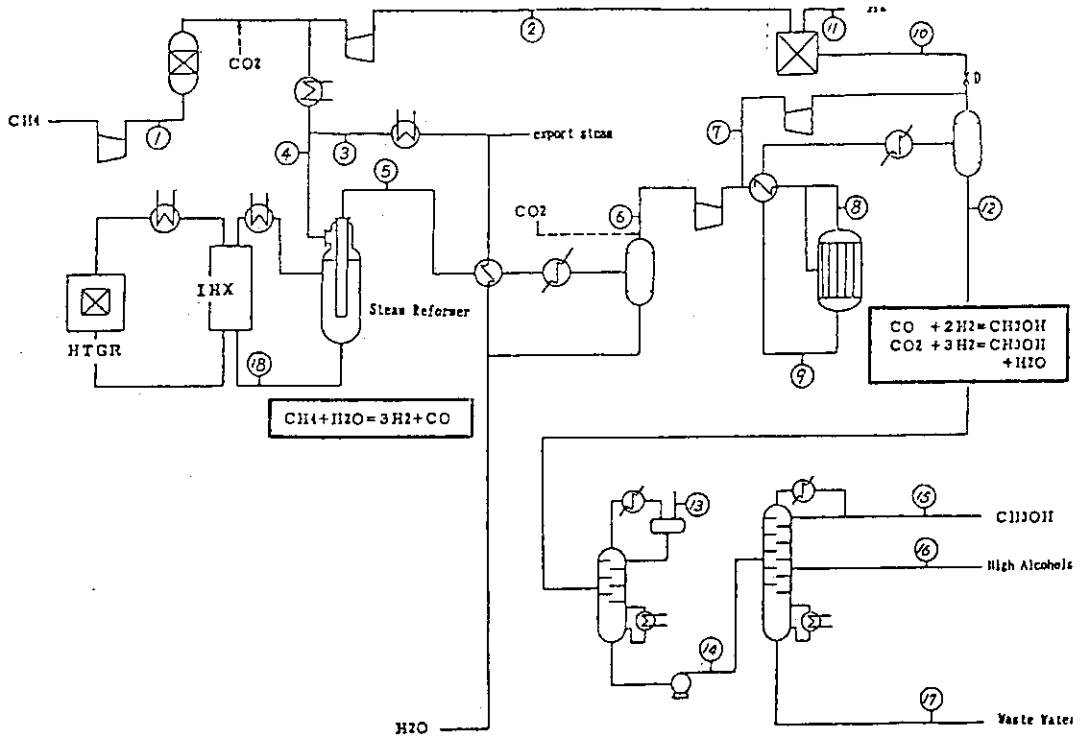


図3 核熱利用による水蒸気改質メタノール製造システムの概念¹⁾

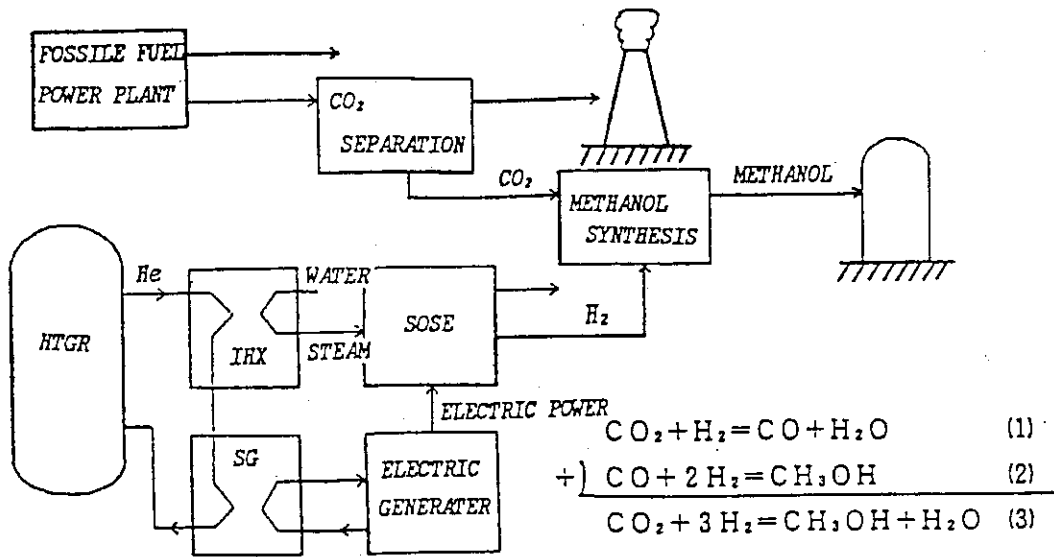


図4 核熱からの水素によるメタノール製造システムの概念¹⁾

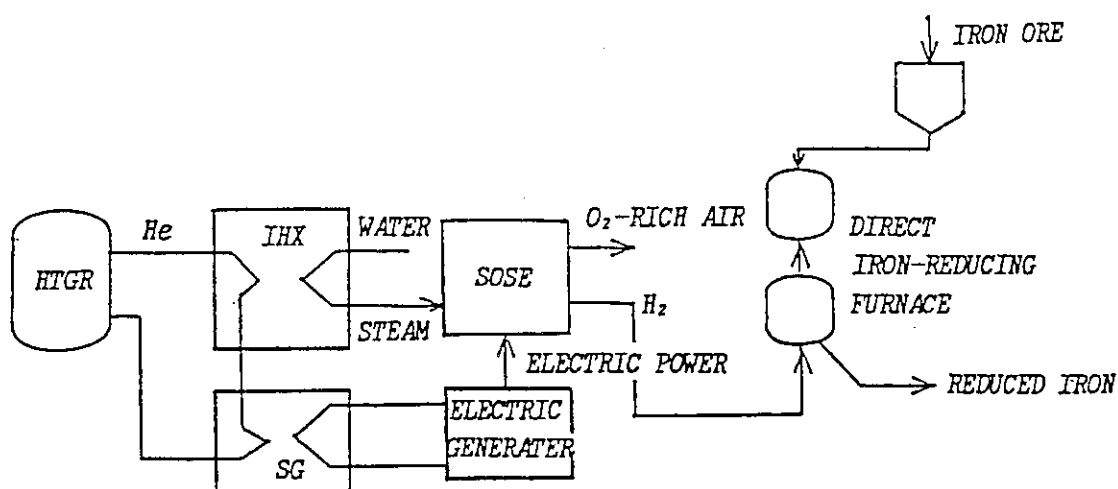


図5 核熱からの水素による還元製鉄システムの概念¹⁾

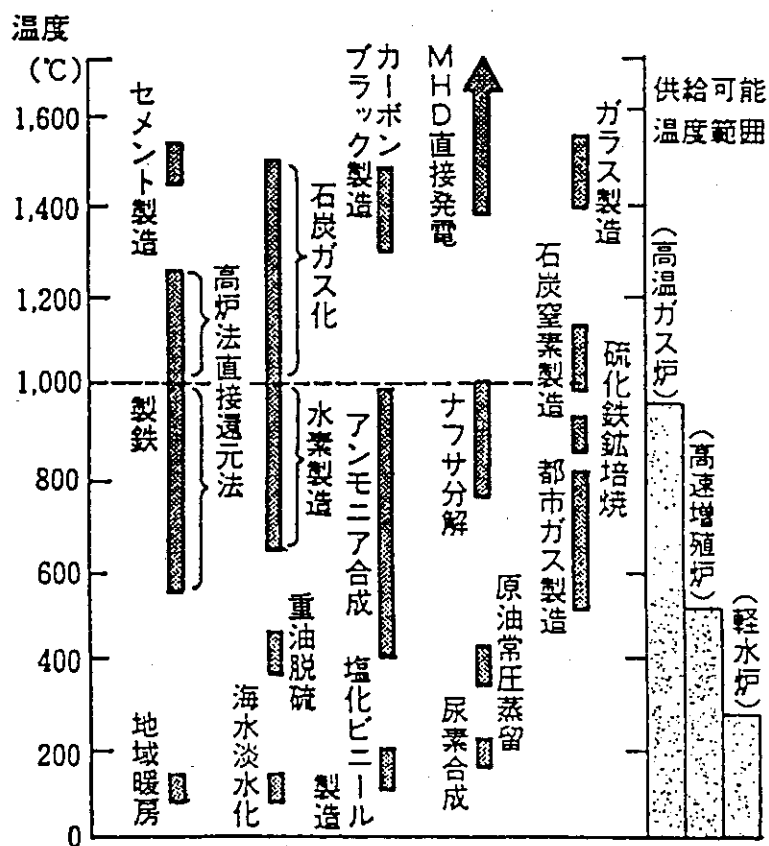


図6 核熱利用に必要な温度条件

3. HTTR建設の現状

日本原子力研究所

高温工学試験研究炉開発部次長

齋藤 伸三

1. はじめに

原研では、昭和44年以來の高温ガス炉の研究開発の成果を基に、昭和61年に高温工学試験研究炉（HTTR）の設計を開始した。HTTRは、高温ガス炉技術の基盤の確立と高度化を図るとともに、高温に関する先端的基礎研究に供することを目的とした熱出力30MWの高温ガス炉である。そして、平成元年度にHTTR建設着工の予算が認められ、大洗研究所内敷地を建設地とし、直ちに国へ設置許可申請を行った。HTTR設置許可取得後、昨年3月に着工し、既に掘削を終え、現在ベースマットコンクリートを打設中であり、平成8年度末に臨界の予定である。

ここでは、HTTRの概要、安全審査における主要事項及び建設の現状を報告する。

2. HTTRの概要

全体施設

HTTRのプラントの全体配置を図1に示す。原子炉建家の周囲には研究開発棟、冷却塔、機械棟、使用済燃料貯蔵建家等を配置するとともに、将来設置を予定している核熱利用施設のための敷地を確保している。

原子炉建家は地上2階、地下3階で平面48m×50mのほぼ正形状をしており、内部には原子炉本体、主冷却設備、計測制御設備、実験設備等が設置される。原子炉建家の構造を図2に示す。

原子炉本体

原子炉本体の構造を図3に、また、主要仕様を表1に示す。原子炉本体は、炉心、炉内構造物及び反応度制御設備等から構成される。原子炉は各種の照射に適したブロック型炉心構造を持ち、原子炉出口冷却材温度は、定格運転時850°C、高温試験運転時950°Cである。

炉心は、燃料チャンネル30カラムと制御棒チャンネル7カラムにより構成され、六角柱状黒鉛ブロックからなる可動反射体により囲まれ、さらに多角形状の大型ブロックからなる固定反射体が可動反射体を囲んでいる。炉心の等価直径は2.3mで、有効高さは燃料体5ブロック分の2.9mである。各六角柱状黒鉛ブロックは、上面に3つのダウエルピンと下面に3つのダウエルソケットを有し、ピンソケットのはめ合いによりブロック間を固定し、地震に耐えられるような設計となっている。（図4）

HTTRの被覆燃料粒子の燃料核は直径600 μmで、その周りを数10 μmの厚さの熱分解炭素（PyC）や炭化珪素（SiC）で4層に覆ったものである。第1層は気体状FP、第3層は金属FP

の障壁、第2、4層はFPの拡散防止と照射収縮による形状保持の役割を果たしている。この被覆燃料粒子は、1mmにも満たない細粒であるので、これを黒鉛の粉末と混合して焼結し軽水炉燃料のペレットに相当するコンパクトとし、黒鉛スリーブにつめて燃料棒とする。燃料はこれまでわが国で研究開発を行ってきたピン・イン・ブロック型で、冷却材のヘリウムガスは燃料棒とその挿入孔間のギャップを下向きに流れ、燃料棒内で発生した熱を除去する。

反応度制御は、炉心領域及び可動反射体領域の制御棒案内ブロックの2つの孔を用いて、制御棒を2本ずつ対駆動することによって行う。制御棒案内ブロックの第3の孔は、後備停止系として非常時にB₄C/Cペレットをホッパーから電動バルブの開放により炉心内へ自然落下させるためのものである。

冷却系

冷却系は、図5に示すように、主冷却系及び補助冷却系それぞれ1系統並びに2系統の炉容器冷却系により構成する。主冷却系は、圧力容器外でHe-He中間熱交換器（IHX）により冷却する系統と、加圧水冷却器（PWC）により直接冷却する系統の2系統に分かれる。IHXは10MWの熱交換能力を有するが、これは将来、HTTRに核熱利用の試験プラントを接続して試験を行う場合に備えたものであり、通産省の大型プロジェクトで開発された縦置きヘリカルコイル対向流型熱交換器を採用し、1次冷却材は胴側、2次冷却材は管側を流れ、低温側圧力バウンダリには2 1/4 Cr-1Mo鋼、伝熱管のような高温構造材としては原研で開発してきたハステロイXRを用いる。伝熱管等は900℃以上となるため、1次冷却系と2次冷却系の圧力差をできる限り小さくし、この差圧に耐えればよい設計とし、また万一、伝熱管が破損した場合の放射能放出の可能性を小さくする観点から、2次系の圧力を1次系より若干高くしている。原子炉とIHX及びPWCをつなぐ配管は、図6に示すように二重管構造とし、原子炉からの高温Heガスは内管の内側を流れ、約400℃の低温Heガスは内管と外管の間を流れる。内管の内側はカオウルにより断熱し、ハステロイXRによりライニングすることにより、内管の温度は外管とほぼ等しくする。内管には約1kg/cm²の内外差圧が作用するのみで、圧力バウンダリは外管により形成する。

事故時の残留熱除去に関しては、通常は補助冷却系を用いることとしているが、逆止弁を設けられないので、1次冷却系の配管破断のように冷却材流路が確保できない事故に対しては、図7に示すように原子炉室の壁に設けた冷却パネル（炉容器冷却系）により圧力容器の外部から間接的に炉心を冷却する。高温ガス炉は炉心の熱容量が大きく、また出力密度も小さいので、このような方法でも十分炉心を冷却でき、この場合冷却材を炉心に注入する必要はない。

原子炉格納施設

HTTRでは、一次系二重管の瞬時破断を想定しているため、軽水炉等と同様に格納容器を有することとしている。一方、配管破断を想定した場合、格納容器中の空気と高温の黒鉛とが反応する可能性があるため、HTTRでは空気量を限定するため可能な限り格納容器の容量を小さく抑えている。

また、原子炉建家内の原子炉格納容器の外側はサービスエリアとし、常時負圧に維持し、事故時には非常用空気浄化設備により格納容器よりサービスエリアに漏洩した空気を浄化して、環境

への放射性物質の放出量を低減する。

3. 安全審査における主要事項

HTTRの安全審査は、行政庁審査（平成元年3月7日～同年12月4日）及び原子力安全委員会審査（平成元年12月15日～2年11月8日）の二段階で行れたが、わが国初の高温ガス炉でありその審査の先鞭を着けるものであった。原研としては、予めHTTRの設計、運転に必要な各種の研究開発を行うとともに、指針・基準類の作成を行政庁の指導を得て準備して安全審査に臨んだ。高温ガス炉に特徴的な主要事項を以下に示す。

被覆粒子燃料の健全性

被覆燃料粒子の炉外昇温試験によれば約1,900°CよりFPの粒子外への放出が見られ、約2,200°Cを超えると、SiC層の熱分解によってFPの放出が急激に増大する。HTTRでは、燃料の最高温度を異常な過渡変化時においても1,600°Cに制限することにしており、十分な余裕をもって燃料の健全性を確保し得ると判断された。（図8）

なお、被覆粒子燃料からFPが放出される形態としては、製造時の破損（初期破損）が原因となる場合と照射中の被覆層の破損による場合がある。初期破損については、量産体制での製造実績によれば貫通破損率は 10^{-5} 、SiC層破損率は 10^{-4} 程度であり、これに対して0.2%が破損しているものとして設計、評価することとしているので安全上支障はない。

高温構造設計

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する設備には、通常運転時においても中間熱交換器の伝熱管のように約900°Cと高温で使用する部分があり、従って、非クリープ温度領域に加えて、クリープ温度領域における構造設計の信頼性が重要となる。

このため、原研では既存の「FBR高温構造設計方針」を参考としつつ、FBR指針にはない Hastelloy XR などの材料について、種々の試験に基づいて独自のデータベースを整備し、「HTTR高温構造設計方針」を作成し、これに基づいて構造設計を行っている。

その後、科学技術庁では特別の検討会を設け、この原研の方針をレビューして「高温構造設計指針」を作成し内規として定めている。

黒鉛構造設計

わが国においては、原子炉用黒鉛材料に関する基準はない。このため、原研では関連データベースの確立のための材料特性試験、具体的な構造設計に必要な諸強度特性試験、さらに構造健全性実証試験を実施し、応力分類、応力制限の方法とその制限値、基準強度、さらには、酸化や照射効果など使用環境による影響をも考慮して、「黒鉛構造設計方針」を定め、これに基づいて構造設計を行っている。科学技術庁では、高温構造設計方針の場合と同様、検討会による審議を経て、「炉心黒鉛支持構造及び炉心黒鉛構造の設計指針」を内規として定めている。

原子炉の耐震性

H T T Rの炉心は、黒鉛ブロックを積み重ねた多数のカラムより構成され、これらは固定反射体、高温プレナムブロック、サポートポスト等の黒鉛支持構造物によって支持されており、地震時にはブロック同士の衝突を伴う複雑な振動をする。

原子炉の耐震性を評価するために種々の振動試験等を実施してきた。これらを大別すると、炉心の振動挙動の解明のための基礎的な試験、炉心のカラム振動特性等を把握する二次元水平、垂直振動試験、高温プレナムブロック、サポートポストの振動特性等を把握する炉床部振動試験、炉心部と炉床部の相互干渉特性を把握し、地震時の健全性を総合的に確認するための実規模1領域耐震実証試験及び地震時の制御棒挿入性試験(図9)などである。原研では、これらの成果によって垂直二次元耐震解析コードSONATINA-2Vを開発し、H T T Rの耐震設計を行ってきた。

安全評価

原子炉の安全設計の妥当性を評価する基本的な考え方は、軽水炉等と同様であるが、安全評価のための代表事象、判断基準、立地評価の手法等は軽水炉等と大分異なるところもあり、十分討議された。

①評価事象の選定

評価すべき事象としては、軽水炉のように十分な経験と実績に基づいて定まっているものはないので、どのような事象を評価すれば安全設計の妥当性を確認するに十分であるかについて、基本的な検討がなされた。

すなわち、起因事象の選定に当たっては、H T T Rの構造を考慮して原子炉及び原子炉冷却系の安全性に及ぼす影響の観点から各系統ごとにそれらを構成している主要な要素を抽出し、機器の単一故障、運転員の単一誤操作、関連する制御系の異常、冷却材の漏えい等の原因が調査された。さらに抽出した事象について、事象の収束に至るまでのシーケンスを分析することにより、プロセス量の異常の面から、同様のシーケンスをたどる事象群ごとに、その中から判断基準に照して最も厳しい結果を与える事象が代表事象として選定された。

②判断基準

H T T Rの構造上の特徴を考慮して、燃料最高温度、原子炉冷却材圧力バウンダリ温度等も判断基準としている。

③立地評価

立地評価のための想定事象としては、二重管破断事故を選定している。

H T T Rでは、燃料及び炉内構造物はその材料特性から耐熱性に優れていること、事故時においても燃料が溶融することはなく、被覆粒子燃料の大量の破損は考え難いことなど、H T T Rの特性を考慮して現実的な評価を行う方法もあると考えられたが、重大事故、仮想事故時に炉心から格納容器内に放出される核分裂生成物の炉心蓄積量に対する割合は、現在の軽水炉と同様としている。

ただし、放射性物質の放出については時間依存性を考慮している。

高温試験運転

HTTRでは、原子炉出口冷却材温度としては850℃が定格運転条件であり、950℃の場合は、高温試験運転という位置づけで、燃焼度と運転期間に制限を設けて許可されたものである。このことは、燃料の健全性と黒鉛ブロックに発生する照射応力に対する健全性に関連するもので、図10に示すように燃焼度は定格運転の半分とし、高温試験運転の終了日に応じた積算運転日数を制限している。

これについては、950℃での通常運転で直ちに燃料と黒鉛ブロックの健全性が損なわれると判断したものではないが、照射実績データ等の関連において、しばらくの間は注意しながら実績を蓄積するのが安全上の観点からは望ましいと判断されたものである。

第4紀層立地

高温ガス炉に特徴的なことではないが、大洗研究所の敷地では岩盤は深く、HTTRは第4紀層立地とせざるを得なかった。このため、設置許可申請前に行政庁の事前検討を受け、浅層反射法による地層調査等を追加するとともに、砂層の液状化、すべり等について評価し、支持地盤として十分な安全性を有することを確認している。

4. 建設の現状とスケジュール

HTTRの建設については、平成元年2月に申請した原子炉設置許可を平成2年11月22日付けで得るとともに、原子炉建家並びに原子炉格納容器について設計及び工事の方法の認可（設工認）を平成3年1月8日に受けた。原子炉建家の建設については、敷地造成工事を平成2年8月に終了し、同年10月から準備工事として工事用道路の敷設等を行った。平成2年12月10日には建築確認を受け、平成3年3月15日にHTTR建設地において建設工事に本格的に着手した。建家の地盤掘削は同年8月に終了し、その後、ベースマットコンクリートを打設中である。（図11）

一方、原子炉機器の製作については、原子炉格納容器、先入機器である1次、2次ヘリウム供給・貯蔵タンク等は工場製作が80%終了し（図12）、炉心支持黒鉛構造物等については素材製造中である。

全体の建設スケジュールについては表2に示すように、本年半ばに格納容器の建方を開始し、原子炉圧力容器は平成6年に搬入・据付の予定である。平成7年度中には、ほぼすべての機器の据付を終了し、平成8年度に総合機能試験、燃料装荷を行って初臨界を達成させる予定である。その後、約1年を要して出力・温度上昇試験を行い、合格証取得後各種試験を実施する。

（表3）

表1 主要仕様

項目	仕様
原子炉熱出力	30 MW
冷却材	ヘリウムガス
原子炉入口/出口冷却材温度	395/850~950℃
1次冷却材圧力	4 MPa
炉心構造材	黒鉛
炉心等価直径	2.3 m
炉心有効高さ	2.9 m
出力密度	2.5 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	3~10% (平均 6%)
燃料体形式	ブロック型
原子炉圧力容器	鋼製 (2 ¹ / ₄ Cr-1Mo 鋼)
主冷却回路数	1ループ (中間熱交換器及び加圧水冷却器並列)

表2 HTTR建設工程

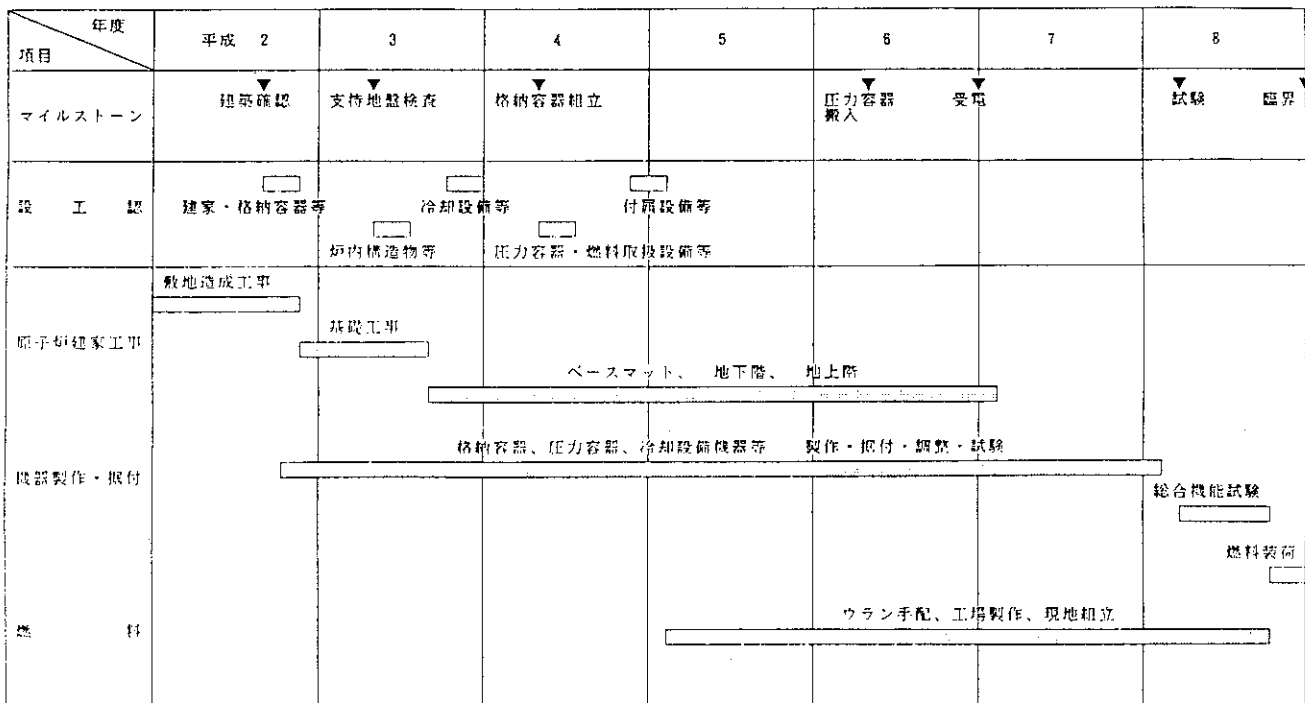


表3 HTTRを用いた運転、試験計画

項目	年度	平成 9	10	11	12	13	14~
1. 高温ガス炉技術 基盤の確立 HTTRの運転試験		初期炉心					高性能炉心
	▼臨界						
2. 高温ガス炉技術 の高度化 1) 高性能燃料の 開発 2) 高性能材料の 開発	出力、温度上昇 30MW/850~950°C	30MW/850°C			30MW/950°C		30MW/950°C
		<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> キャプセル及び燃料体 規模の照射試験 </div>				<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> 照射 試験 </div>	
		<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> キャプセル及び 直接照射試験 </div>				<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> 照射 試験 </div>	
3) 高温核熱利用 技術の確立		設計、R&D	許認可、建設		特性試験	実証試験	
4) 受動的安全性 技術の確立			<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> 実証試験 </div>		プラント接続		
3. 先端的基礎 研究			<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> 高温耐熱材料等の開発 </div>				
			<div style="border: 1px solid black; padding: 5px; display: inline-block;"> トリチウム生成回収試験 </div>				

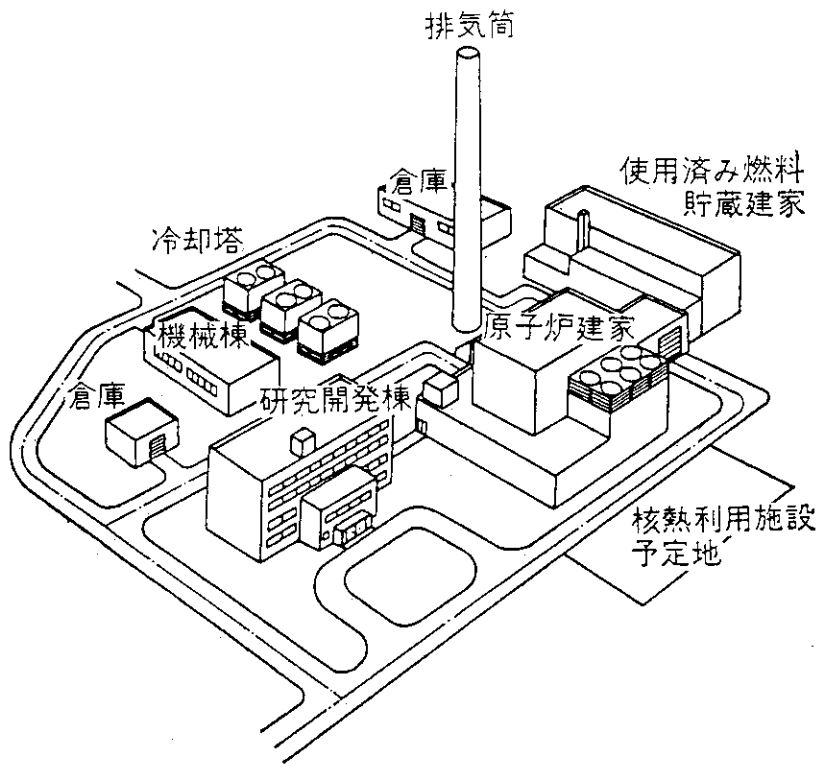


図1 プラント配置

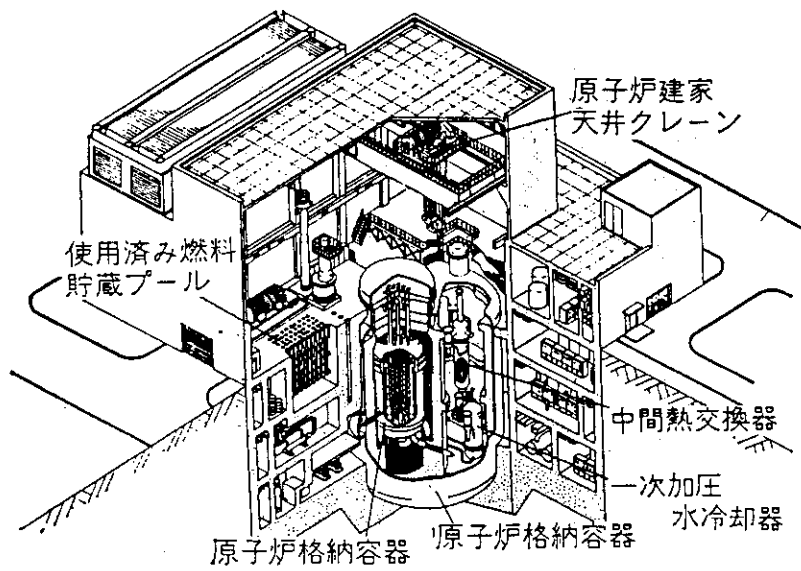


図2 原子炉建家鳥かん図

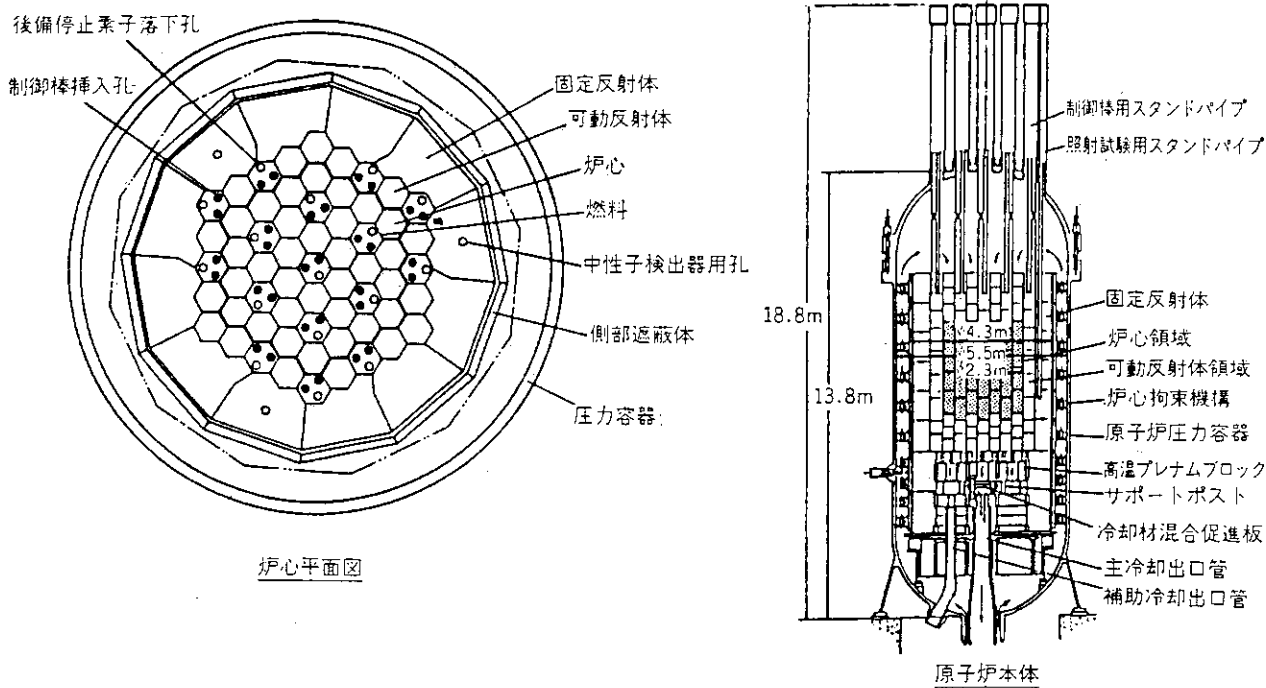


図3 炉心と原子炉の断面

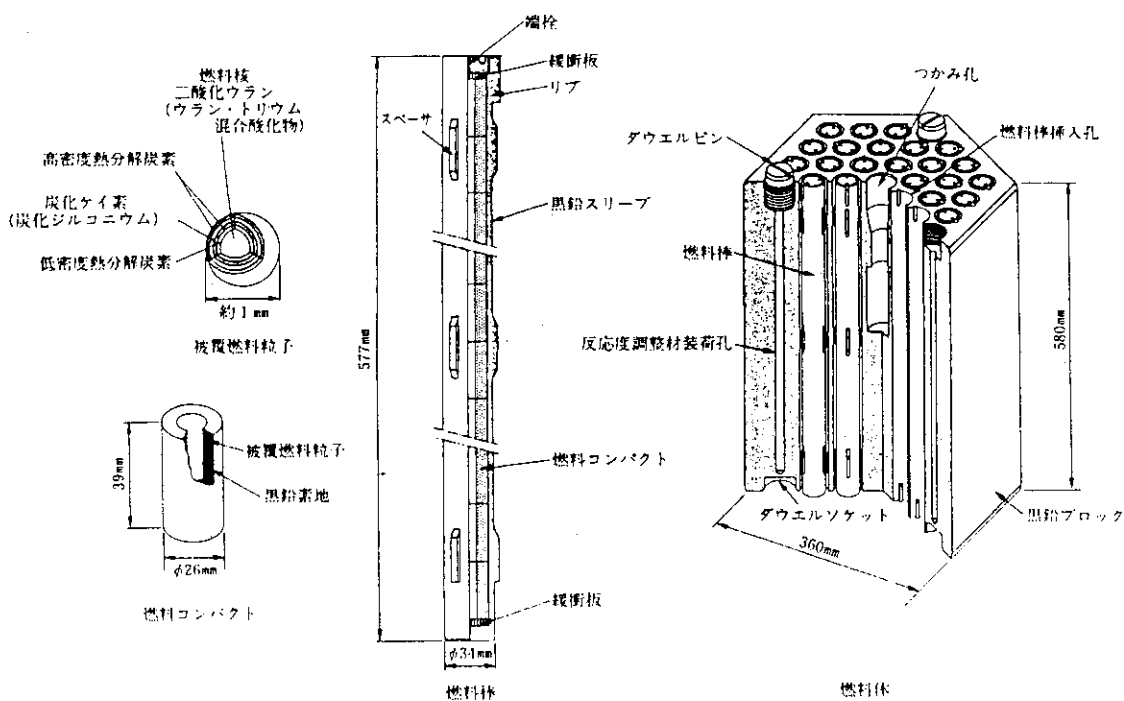


図4 被覆燃料粒子と燃料体

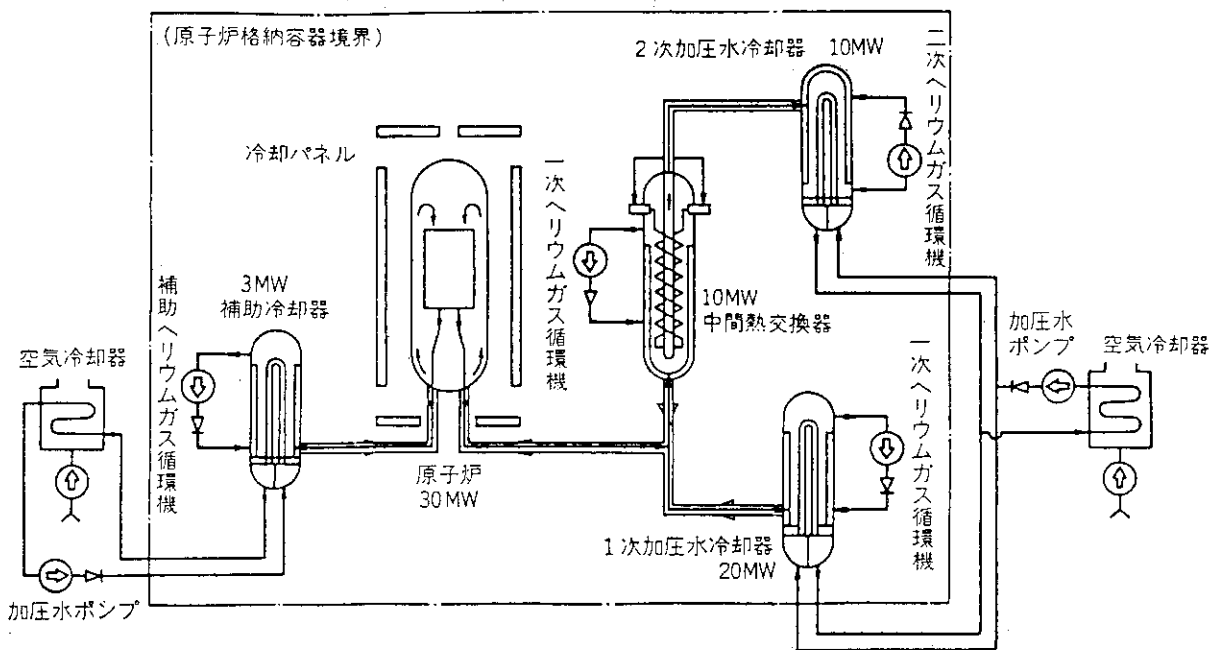


図5 冷却系統構成

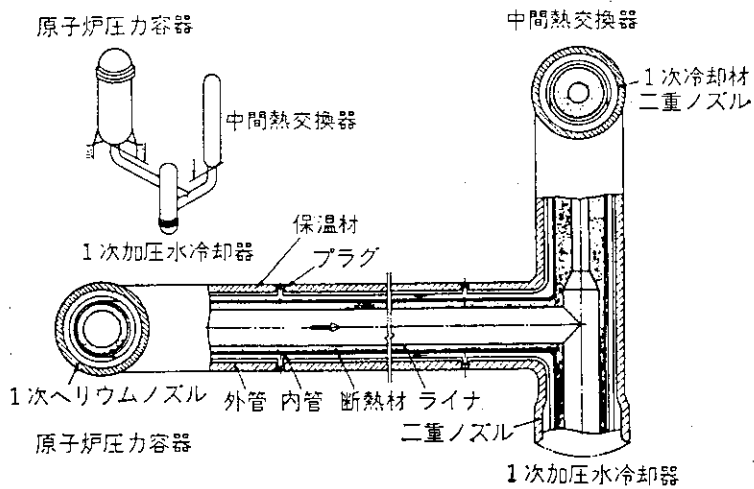


図6 二重管構造説明図

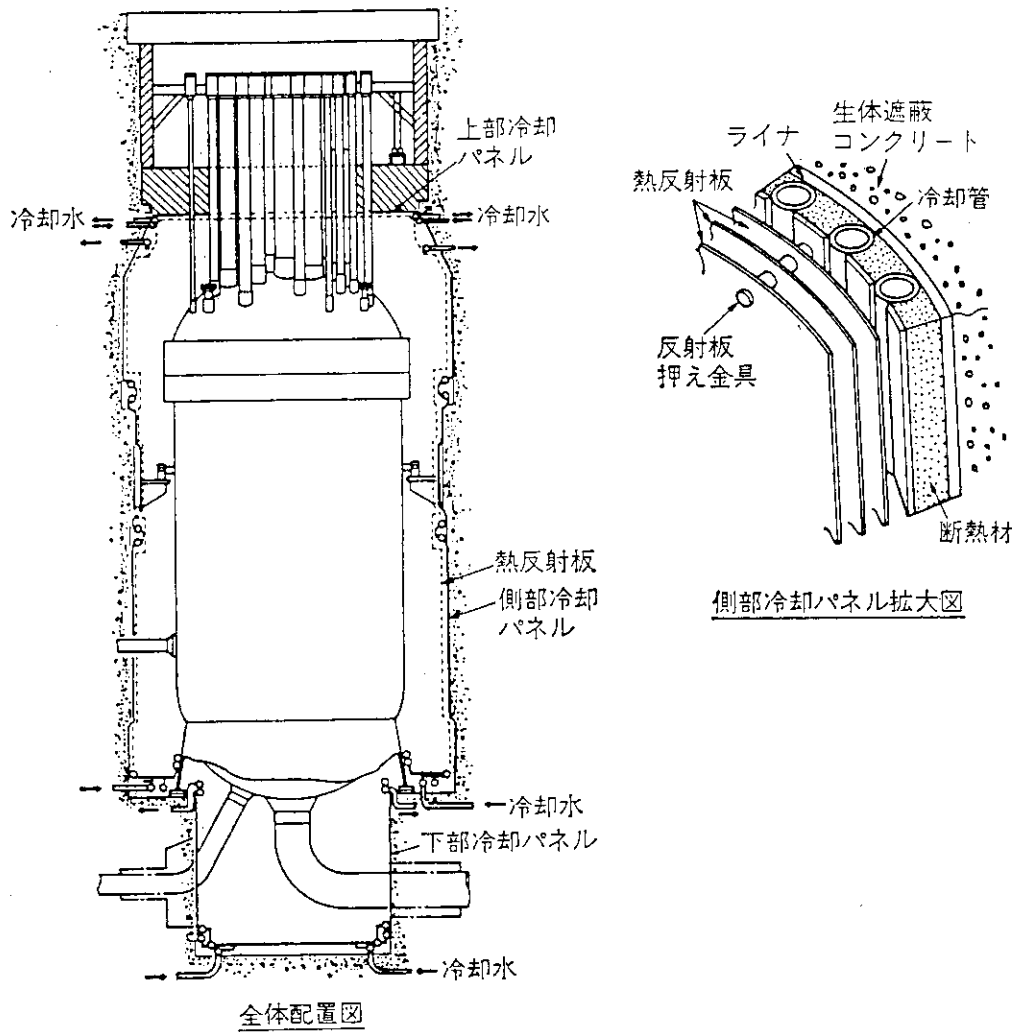


図7 炉容器冷却設備冷却パネル配置図

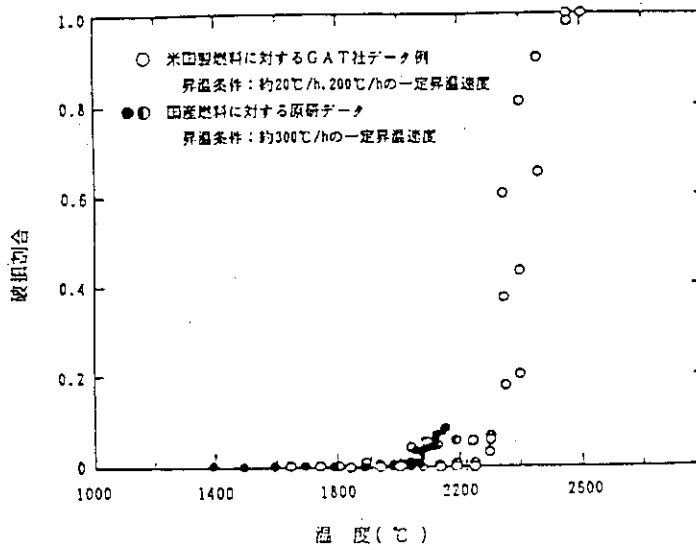


図8 被覆粒子燃料の炉外昇温試験結果

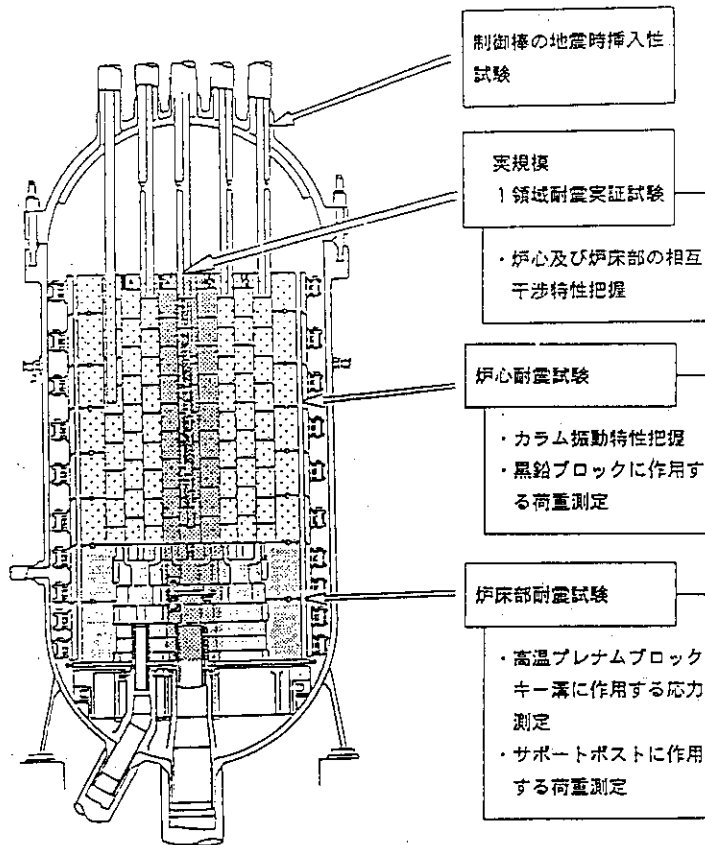


図9 原子炉の耐震試験

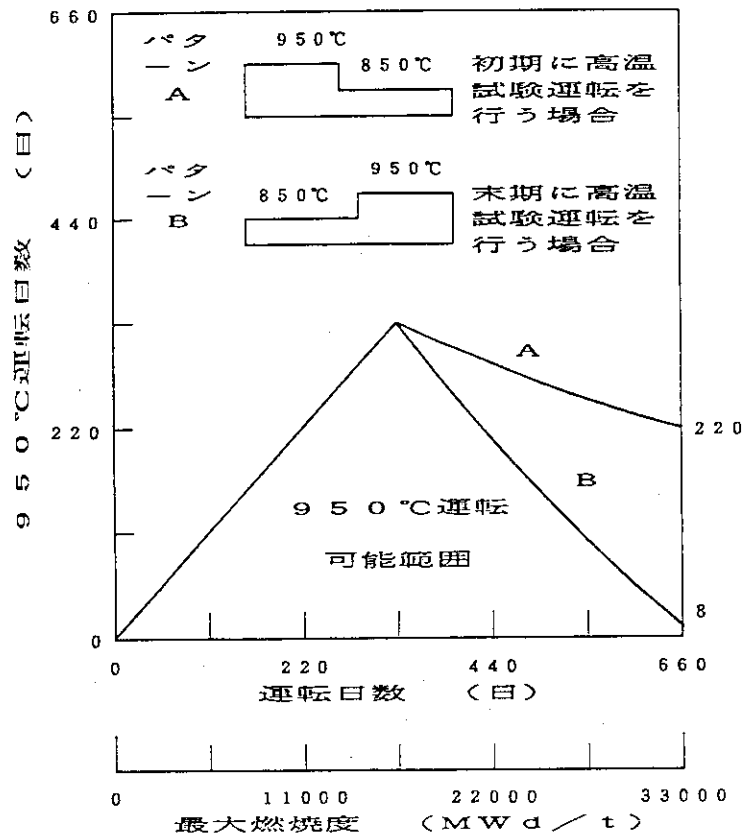
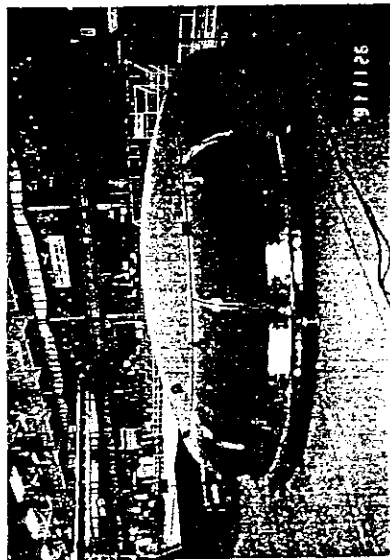


図10 高温試験運転に対する制限

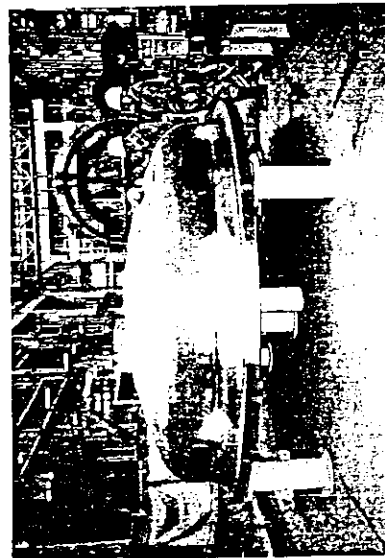


図11 HTTR建設地 (平成4年2月26日)

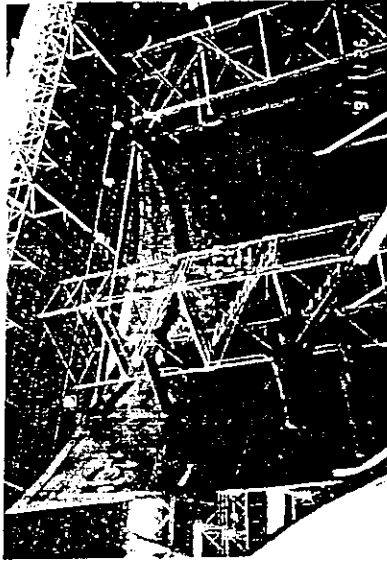
① 燃料交換ハッチふた



② 熱電対交換ハッチふた



③ 胴板



④ 下鏡ナックル部

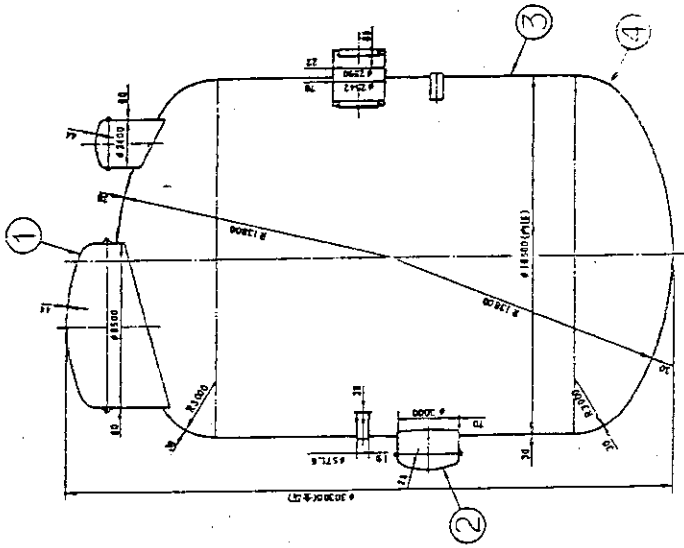


図12 原子炉格納容器の製作状況

4. HTTRの想定事故と安全性評価

高温工学試験研究炉開発部
HTTR原子炉開発室長
田 中 利 幸

1. はじめに

高温工学試験研究炉（HTTR）は、高温ガス炉の技術基盤の確立と高温化を図るとともに、照射実験設備により、高温工学に関する先端的基礎研究が行える原子炉である。

原研は、平成元年2月には、国の設置許可（安全審査）の申請を行い、行政庁及び原子力委員会、原子力安全委員会の審査が実施され、平成2年11月に原子炉の設置が許可され、あわせて地元の了解が得られた。

安全審査においては、特にHTTRとして、①被覆燃料粒子を使用すること、②減速材及び炉内構造物に黒鉛材料を使用すること、③炉心が黒鉛ブロックの積層構造であること、④冷却材にヘリウムガスを使用すること、⑤原子炉出口における冷却材温度が最高950℃と高温であること等、従来の軽水型原子炉施設とは異なる基本設計を採用していること、照射試験及び特殊運転（1次系流量低下試験及び制御棒引抜き試験）が行われること、また、それらに伴い、新しい技術上の基準又は試験研究データ等を用いていることなどに関する安全上の重要事項を中心に審議が行われた。

本報告は、これらに対応するため実施した「HTTRの想定事故と安全性評価の概要」、「コード検証」、炉心の損傷及び放射線被ばくのリスクの点から最も厳しくなる「減圧事故の解析結果」について述べる。

2. 評価すべき事象と安全性評価の概要

HTTRにおいて評価すべき事象をまとめたものをTable 1に示す。Table 1に示した事象の選定の考え方について説明する。

評価すべき事象を選定する上で、HTTRにおける定格運転（1次加圧水冷却器のみ除熱を行う単独運転及び中間熱交換器と1次加圧水冷却器で除熱を行う並列運転）、高温試験運転（単独運転及び並列運転）、照射試験（単独運転及び並列運転）及び特殊運転（単独運転）を実施することを考慮している。

事象の選定に際し、最初にHTTRにおける異常事象を抽出している。異常事象の抽出にあたっては、Table 2に示すHTTRの安全評価の判断基準で考慮している判断項目、i) 燃料温度、ii) 炉心の損傷、iii) 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力、iv) 原子炉冷却材圧力バウンダリの温度、v) 原子炉格納容器にかかる圧力、vi) 周辺公衆に対する放射線被ばくのリスク、毎に、それぞれの項目に影響を与える要因を抽出、分析し、異常事象を抽出している。

原子炉及び原子炉冷却系に係る異常事象の抽出にあたっては、原子炉及び原子炉冷却系そのものの起因要因以外に、照射試験時の照射試料あるいは実験設備及び照射試料そのものの異常に起因する要因も含めている。

また、放射性物質の放出にいたる異常事象の抽出にあたっては、放射性物質の大気中への移行経路の観点から起因事象の整理を行っている。

「運転時の異常な過渡変化」及び「事故」は、判断基準で考慮している項目に影響を与える異常事象毎に安全評価を行い、結果が判断基準と比較して最も厳しくなる事象を包絡する事象、すなわち代表事象として選定している。なお、商用電源喪失は、原子炉施設外の要因であるが、原子炉冷却系の循環機等の駆動電源喪失の共通要因となり、原子炉施設のプロセス量に影響を与えるため、異常な過渡変化として取り上げている。また、特殊運転時に異常が生じて、高温試験運転時の異常が生じた場合よりも、判断基準の項目に対する影響は小さい。しかし、特殊運転時の安全性を確認する観点から、循環機停止試験の場合には試験による原子炉スクラム信号設定点の変更の妥当性を確認するため、「1次ヘリウム循環機停止試験中の1次冷却材流量の減少」について異常な過渡変化として安全評価を行っている。さらに、燃料限界照射試験（炉心内で最大1ブロックの破損試験）については、判断基準として「燃料限界照射試料の温度」があるが、異常な過渡変化としては燃料試料そのものに起因する事象はないので、燃料限界照射試料以外の原子炉施設に起因する事象から燃料限界照射試料の温度が最も高くなる事象について評価を行っている。事故については「燃料限界照射試料の損傷」の観点から、燃料限界照射試料そのものの起因事象と燃料限界照射試料以外の原子炉施設からの起因事象に分類し、それぞれ燃料限界照射試料の損傷の観点から最も厳しくなる事象について安全評価を行っている。

また、原子炉立地審査指針に基づき、原子炉立地条件の適否を評価する観点から想定する必要のある事象を対象とし、重大事故及び仮想事故を選定した。

次に、選定した代表事象の解析結果を Table 3 に示す。ここで、解析に使用されるモデル及びパラメータの選定、単一故障の仮定、運転員の手動操作における時間的余裕等の考慮、計算手法等については適切な安全余裕が考慮されている。Table 3 に示した解析結果について説明する。

運転時の異常な過渡変化の解析結果は、①燃料最高温度については、炉心に異常な反応度が添加され、原子炉出力及び燃料温度が上昇する現象である「出力運転中の制御棒誤引き抜き」の場合が約 1,555℃と最も高くなるが、判断基準である 1,600℃を下回る。②原子炉冷却材圧力バウナダリにかかる圧力は、1次冷却材圧力及び流量が増大し、炉心の温度低下から反応度が添加され原子炉出力が上昇する「1次ヘリウム貯蔵供給設備供給弁の誤開」の場合に1次冷却材が約 46.2 Kg/cm²と最も高くなるが、判断基準である1次冷却設備の最高使用圧力の 1.1倍（約 53.8 Kg/cm²）以下である。③原子炉圧力容器の温度は、上昇してもわずかであり、判断基準である 500℃を下回る。1次加圧水冷却器伝熱管の最高温度については、加圧水冷却設備の除熱量が減少し、原子炉入口冷却材温度が上昇する「加圧水空気冷却器のバイパス流量調節弁の誤開」の場合が約 370℃と最も高くなるが、判断基準である 600℃を下回る。また、中間熱交換器伝熱管の最高温度については、1次冷却材流量が増大し、炉心の温度が低下して、反応度が添加され原子炉出力が上昇する「中間熱交換器用1次ヘリウム循環機の回転数上昇」の場合が約 949℃と最も高くなるが、判断基準である 980℃を下回る。④燃料限界照射試料の最高温度については、燃料限界照射試験時に「出力運転中の制御棒誤引き抜き」が生じた場合が約 2,430℃と最も高くなるが、判断基準である 2,500℃を下回る。ことより、これらの事象が生じて、炉心が損傷に至る前に収束され、原子炉は通常運転に復帰できると考えられる。

異常な過渡変化を超える事故の解析結果は、①炉心の損傷防止、冷却能力の確保の観点からは、1次冷却設備二重管が破断し、1次冷却材が系外に放出されることにより炉心の冷却能力が低下し、さらに空気が侵入して炉心支持黒鉛構造物及び炉心構成要素が酸化腐食される「1次冷却設備二重管破断事故」及び1次加圧水冷却器の伝熱管が破損し、加圧水が1次加圧水冷却器の1次側に侵入して1次冷却材圧力を上昇させるとともに酸化腐食が起こる「1次加圧水冷却器伝熱管破損事故」の場合が厳しくなるが、燃料最高温度は過渡に上昇せず（初期値を上回らない）黒鉛の酸化腐食を考慮しても炉心の健全性が損なわれることはない。②原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、1次冷却設備二重管内管が破損することにより、1次冷却材の一部が破損部を通して中間熱交換器又は1次加圧水冷却器に戻り、炉心をバイパスする「1次冷却設備二重管内管破損事故」の場合に1次冷却材圧力が約45.9Kg/cm²と最も高くなるが、判断基準である1次冷却設備の最高使用圧力の1.2倍（58.6 Kg/cm²）以下である。また、1次冷却材と2次ヘリウム冷却材とのバウンダリに対して、最も厳しくなるのは、2次ヘリウムの圧力が低下する「2次ヘリウム冷却設備二重管破断事故」であり、その際にも同バウンダリは破損（座屈）することはない。③原子炉圧力容器の最高温度については、「1次冷却設備二重管破断事故」の場合が約530℃と最も高くなるが、判断基準である550℃を下回る。1次加圧水冷却器伝熱管の最高温度については、加圧水配管が破断し、1次及び2次加圧水冷却器のそれぞれの伝熱管内の加圧水が喪失して、加圧水冷却器による除熱ができなくなる「加圧水配管破断事故」の場合が約368℃と最も高くなるが、判断基準である650℃を下回る。また、中間熱交換器伝熱管の最高温度については、2次ヘリウム冷却設備二重管内管が破損することにより、2次ヘリウムの一部が破損部を通して2次加圧水冷却器に戻り、中間熱交換器をバイパスする「2次ヘリウム冷却設備二重管内管破損事故」の場合が約956℃と最も高くなるが、判断基準である1,000℃を下回る。④格納容器バウンダリにかかる圧力は、「1次冷却設備二重管破断事故」の場合に原子炉格納容器内圧が約4.7Kg/cm²と最も高くなるが、判断基準である最高使用圧力（約5Kg/cm²）以下である。また、黒鉛の酸化腐食に伴ない発生する可燃性ガスである一酸化炭素の原子炉格納容器内での濃度を評価したが、燃焼範囲外にある。⑤事故時における敷地境界外での実効線量当量は、「1次冷却設備二重管破断事故」において最大となり、約1.5mSvであるが、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えるものではない。⑥燃料限界照射試料の損傷については、燃料限界照射試験時に「1次冷却設備二重管破断事故」が生じた場合に酸化腐食が最も厳しくなるが、燃料限界照射試料は著しい損傷には至らない。ことより、これらの事象が生じても、炉心は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、放射線による敷地周辺への影響が大きくなるよう核分裂生成物の放散に対する障壁の設計は適切であると考えられる。

3. コードの検証

安全性評価は、解析する事象に対応した各種解析コードを整備・開発して実施したが、解析に使用したコードと検証に用いたデータを Table 4に示す。特に減圧事故時の炉内温度分布及び自然循環流量を解析するコードは、HTTRを模擬した実験装置を用いて実施した。

4. 減圧事故の解析結果

想定事故のうち、炉心の損傷及び放射線被ばくのリスクの点から最も厳しくなる事象は減圧事故である。破断部口径の大きい破断として、1次冷却設備二重管（ $\Phi 78\text{cm}$ ）、補助ヘリウム冷却系二重管（ $\Phi 45\text{cm}$ ）、スタンドパイプ（ $\Phi 48.5\text{cm}$ 、スリーブ有）が考えられ、配管破断時の系統内ガスの放出流量、空気侵入量の点から最も厳しい「1次冷却設備二重管破断事故」について以下に述べる。ここで、事故が発生した場合、①原子炉保護設備の信号により、原子炉は自動停止する。②炉容器冷却設備により、原子炉停止後の残留熱を除去する。③工学的安全施設作動信号により原子炉格納容器を隔離し、放出された1次冷却材を原子炉格納容器に格納するとともに、炉心部へ侵入する可能性のある空気の総量を限定する。更に非常用空気浄化設備を作動させ、サービスエリア内を負圧に維持し、放射性物質の環境への放出を抑制する。等の対策を講じている。

4. 1 事象シーケンス

減圧事故の事象シーケンスをFig. 1に示す。原子炉の出力運転中に1次冷却設備の二重管の瞬時破断が生じると、1次冷却材が系外に流出し、1次冷却材圧力が急速に減圧し「1次冷却材・加圧水差圧低」信号による原子炉スクラム後強制冷却ができなくなる。冷却流路が確保できなくなるため、補助冷却設備による冷却もできない。Fig. 2にこの事故時の熱挙動を示す。原子炉圧力容器内の構造物の残留熱及び崩壊熱は、自然循環による熱伝達、熱伝導、輻射によって原子炉圧力容器に伝えられる。原子炉圧力容器へ移動した熱は、主に輻射によって炉容器冷却設備に移動する。

原子炉圧力容器内のヘリウムガス圧力が原子炉格納容器の圧力と等しくなると、自然循環によって原子炉格納容器内の空気が原子炉圧力容器内に侵入し、炉心の黒鉛を酸化させる。

さらに、この事故では核分裂生成物が原子炉格納容器に放出される。

4. 2 温度、圧力挙動

事故発生前の原子炉出口冷却材温度は 950°C 、原子炉熱出力は 30MW であり、単一故障として炉容器冷却設備1系統の不作動を仮定している。高温の照射下において黒鉛の熱伝導度に変化するため、事故時の温度挙動は燃焼（運転日数）依存となる。

Fig. 3は温度、圧力等の短時間挙動を示している。燃料最高温度は1次冷却材ヘリウムと加圧水の差圧によってスクラムした（ 0.9 秒）後僅かに下がる。これは、燃料の残留熱が熱容量の大きい黒鉛ブロックに吸収されるためである。

Fig. 4は温度の長時間挙動を示したものである。燃料最高温度（燃焼末期）はいったん下がり、その後崩壊熱によって徐々に増加する。燃料温度のピーク値（ $1,380^{\circ}\text{C}$ ）は、事故後約30時間後に現れるが、初期温度（ $1,495^{\circ}\text{C}$ ）を超えない。原子炉圧力容器最高温度（燃焼初期）は、事故後約30時間で 530°C のピーク値となるが、制限温度（ 550°C ）以下であり、原子炉圧力容器の健全性は保たれる。

Fig. 5は事故時の原子炉格納容器内圧挙動を示している。内圧は、破断口からの放出によって事故直後に約 4.7kg/cm^2 に上昇するが、ヘリウムガスの熱容量は原子炉格納容器内のコンクリート

構造物のそれに比べて非常に小さいためすぐに冷え、それにとまって圧力も減少する。

4. 3 黒鉛酸化

減圧事故後、開口部から原子炉圧力容器内に原子炉格納容器の空気が自然循環によって侵入し、炉心の黒鉛構造物を酸化する。黒鉛構造物の健全性の観点から、空気侵入後のサポートポストの残存直径及び黒鉛スリーブの底板の残存厚さが重要である。

自然循環流れと黒鉛酸化の解析条件を以下に示す。

- (1) 空気とヘリウムガスの混合気体（事故直後47対53）の自然循環は、事故後ある遅れを持って開始する。遅れ時間はそれぞれの構造物に対して温度が高く酸化が最も厳しい結果となるように定めた。
- (2) 黒鉛と酸素の反応速度及び黒鉛中の拡散係数は酸化が最も厳しくなるように定めた。
- (3) 反応によって生じる化合物は一酸化炭素のみと仮定した。これは単位酸素量に対する黒鉛の酸化量及び一酸化炭素の生成量を最も多く見積もる条件である。

サポートポストの酸化分布をFig. 6に示す。等価腐食厚さは6mmである。酸化前のサポートポストの半径は75mmあるため、残存直径は138mmとなる。サポートポスト直径の事故時の制限値は80mmであり、その健全性は保たれる。

黒鉛スリーブ底板の等価腐食厚さは3.6mmである。酸化前の底板は約10mmあるため、残存厚さは6.4mmとなる。底板の事故時の制限値は5mmであり、その健全性は保たれる。

事故時の一酸化炭素濃度の変化をFig. 7に示す。図より、一酸化炭素濃度は、最大10%であり原子炉格納容器内のガス組成は事故期間を通して燃焼範囲外にあることが分かる。

4. 4 被ばく評価

(1) 実効線量当量

減圧事故時には、核分裂生成物は破断口から原子炉格納容器に放出される。

実効線量当量としては、以下の4つを考慮する。

- ・ 大気中に放出された核分裂生成物からガンマ線による外部被ばく（主に希ガス、よう素による）
- ・ 大気中に放出された核分裂生成物の吸入による内部被ばく（よう素）
- ・ 原子炉格納容器内に閉込められた核分裂生成物からの直接ガンマ線による外部被ばく（長時間後は主にセシウムによる）
- ・ 原子炉格納容器内に閉込められた核分裂生成物からスカイシャインガンマ線による外部被ばく（長時間後は主にセシウムによる）

(2) 核分裂生成物放出経路

事故後、核分裂生成物は、まず、

- ・ 原子炉格納容器の昇圧によりサービスエリアに漏洩し、その後以下の2つの経路に分かれる。
- ・ サービスエリアの昇圧による地上放出

（商用電源喪失を仮定しているため、事故後5分間正圧になる。その正圧分1%の核分裂

生成物が地上放出されると仮定している)

- ・非常用空気浄化設備経由のスタックからの高所放出 (事故後 5 分間以降)

以上を Fig. 8 に示す。

(3)核分裂生成物線源

核分裂生成物線源としては以下の 3 種類を評価している。

- ・循環核分裂生成物

1 次冷却材とともに事故後瞬時に全量放出される。通常運転時に被覆燃料粒子の被覆層が 1 % 破損していると仮定してその量を評価している。被ばく上重要な核種は希ガス (Kr、Xe) 及びよう素である。

- ・沈着核分裂生成物

事故後ある割合で瞬時に放出される。HTTR 条件下では沈着性核分裂生成物は全量沈着する。被ばくに係わる主要な沈着核種はよう素及びセシウムなので、この 2 つについて減圧事故を模擬した実験を行い、離脱割合をせん断力比 (通常運転時に配管表面にかかるせん断応力と事故時のせん断応力の比) の関数として設計式を作成している。これに基づく離脱割合は、よう素について 60%、セシウムについて 30% である。

- ・炉心の燃料内の蓄積核分裂生成物

減圧事故時には、燃料温度が被覆層の破損しきい値である 1,600°C を超えない。また、酸化によって被覆層が破損することはない。そのため、事故による追加破損は生ぜず、通常運転時に仮定している 1 % の被覆層破損粒子から核分裂生成物が放出される。その放出は拡散によるものであり、時間遅れを伴って原子炉格納容器に漏洩する。なお、放出量を計算するに当たっては、燃料限界照射試験の分も考慮している。

(4)結果

原子炉格納容器内への放出量は、希ガス 2.6×10^{14} MeV・Bq、よう素 1.6×10^{14} Bq、セシウム 1.4×10^{14} Bq であり、また、大気中に放出される核分裂生成物の量は、よう素約 2.5×10^{11} Bq、希ガス及びよう素約 3.0×10^{11} MeV・Bq である。

このため、敷地境界外での実効線量当量は、

- ①大気中に放出された核分裂生成物からのガンマ線 (4.4×10^{-8} Sv)
- ②大気中に放出された核分裂生成物の吸入 (5.7×10^{-7} Sv)
- ③原子炉格納容器内に閉込められた核分裂生成物からの直接ガンマ線 (6.1×10^{-6} Sv)
- ④原子炉格納容器内に閉込められた核分裂生成物からのスカイシャインガンマ線 (1.4×10^{-3} Sv)

の寄与を合計し、約 1.5 mSv である。

5. まとめ

HTTR の想定事故と安全性評価の概要を述べた。結果はすべて判断基準を満足しており、原子炉施設の安全性を確認した。

Table 1 Postulated events in the HTTR.

運転時の異常な過渡変化	事故
(1) 炉心の反応度又は出力分布の異常な変化 a. 未臨界状態からの制御棒誤引抜き b. 出力運転中の制御棒誤引抜き	(1) 燃料体内冷却材流路閉塞事故 (2) 1次冷却設備二重管内管破損事故 (3) 2次ヘリウム冷却設備二重管内管破損事故 (4) 2次ヘリウム冷却設備二重管破損事故 (5) 加圧水配管破損事故 (6) 1次冷却設備二重管破損事故 (7) 1次加圧水冷却器伝熱管破損事故 (8) 1次ヘリウム純化設備破損事故 (9) 気体廃棄物処理設備破損事故 (10) 照射試験装置スリープガス配管破損事故 (11) 燃料既界照射試験の冷却材流路閉塞事故 (12) スタンドバイブ破損事故 (13) その他(地震、火災、台風、洪水等)
(2) 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化 (原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化を含む) a. 1次冷却材流量の減少 ・中間熱交換器用1次ヘリウム循環機の停止 ・1次ヘリウム貯蔵供給設備排出弁の誤閉 b. 1次冷却材流量の増大 ・中間熱交換器用1次ヘリウム循環機の回転数上昇 ・1次加圧水冷却器用1次ヘリウム循環機の回転数上昇 ・1次ヘリウム貯蔵供給設備供給弁の誤閉 c. 2次冷却設備の除熱量の減少 ・加圧水空気冷却器のバイパス流量調節弁の誤閉 ・2次ヘリウム貯蔵供給設備排出弁の誤閉 d. 2次冷却設備の除熱量の増大 ・加圧水空気冷却器のバイパス流量調節弁の誤閉 e. 商用電源喪失	
(3) 照射試験及び実験設備の異常 ・照射試験料の移動による反応度添加 ・照射キャプセルの断熱性能の低下	
(4) 特殊運転時の異常 ・1次ヘリウム循環機停止試験中の1次冷却材流量の減少	

Table 2 Criteria of the safety evaluation for the HTTR.

運転時の異常な過渡変化	
<p>原子炉に異常な過渡変化が起こっても、炉心は損傷に至る前に収束され通常運転に復帰できる状態になければならない。それぞれの事象に応じてこのことを判断する基準は、次のとおりである。</p>	
a.	燃料最高温度は、1600℃を超えないこと。
b.	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、1次冷却設備の最高使用圧力の1.1倍以下であること。
c.	原子炉冷却材圧力バウンダリの温度は、次の値を超えないこと。
(a)	原子炉圧力容器、1次系主配管等で、2 1/4 Cr-1Mo鋼NT材を使用する箇所 500℃
(b)	1次加圧水冷却器伝熱管等で、オーステナイト系ステンレス鋼を使用する箇所 600℃
(c)	中間熱交換器等で、ニッケル基耐食耐熱超合金を使用する箇所 980℃
<p>なお、照射試験の燃料限界照射試験時の燃料限界照射試験料に対する判断基準は、燃料限界照射試験料の構造健全性を確保するために実験結果に基づいて「燃料限界照射試験料最高温度は、2,500℃を超えないこと。」とする。</p>	
事 故	
<p>想定した事故事象によって外乱が原子炉施設に加わっても、炉心の損壊のおそれがないこと、及び放射線による敷地周辺への影響が大きくなるよう核分裂生成物に対する障壁の設計が妥当であることを判断する基準は、次のとおりである。</p>	
a.	炉心は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。
b.	原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、1次冷却材と2次ヘリウム冷却材とのバウンダリを除き1次冷却設備の最高使用圧力の1.2倍以下とし、1次冷却材と2次ヘリウム冷却材とのバウンダリにあっては、バウンダリを破損させないこと。
c.	原子炉冷却材圧力バウンダリの温度は、次の値を超えないこと。
(a)	原子炉圧力容器、1次系主配管等で、2 1/4 Cr-1Mo鋼NT材を使用する箇所 550℃
(b)	1次加圧水冷却器伝熱管等で、オーステナイト系ステンレス鋼を使用する箇所 650℃
(c)	中間熱交換器等で、ニッケル基耐食耐熱超合金を使用する箇所 1000℃
d.	原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、原子炉格納容器バウンダリの最高使用圧力以下であること。
e.	周辺の公衆に対し、著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと。
<p>なお、照射試験の燃料限界照射試験時の燃料限界照射試験料に対する判断基準は、「燃料限界照射試験料は著しく損傷しないこと」とする。具体的には燃料限界照射試験料要素の燃料部が黒鉛ブロック内にとどまっていることであり、このために必要な燃料限界照射試験料の強度は「黒鉛構造設計方針」に準じて定める。即ち、黒鉛スリーブ底板の残存厚さは5mm以上あること、又は燃料限界照射試験料の下部に設ける照射試験用黒鉛ブロックの残存冷却材流路孔径は、燃料限界照射試験料の燃料部の残存外径寸法を上回らないこと。</p>	

Table 3(1) Safety evaluation results of the HTTR
(Anticipated operational transients).

添付書類十記載事象		運転 モード	燃料最高 温度 (°C) [1600]	1次冷却 材圧力 (kg/cm ²) [53.8]	1次加圧 水冷却器 伝熱管温 度(°C) [600]	中間熱交 換器伝熱 管温度 (°C) [980]
(1) 未臨界状態からの制御棒誤引抜き		並列運転	約 965	—	—	—
(2) 出力運転中の制御棒誤引抜き		並列運転	約1555 〈約2430〉*	—	—	—
(3) 1次冷却材流量 の減少	A. 中間熱交換器用1次 ヘリウム循環機のコー ストダウン	並列運転	(1495)	(42.5)	約348	(914)
	B. 1次ヘリウム貯蔵供 給設備排出弁の誤開	並列運転	約1517	(42.5)	(345)	約915
(4) 1次冷却材流量 の増大	A. 中間熱交換器用1次 ヘリウム循環機の回 転数上昇	並列運転	約1510	約44.8	(345)	約949
	B. 1次加圧水冷却器用 1次ヘリウム循環機 1台の回転数上昇	単独運転	約1509	約43.6	約360	(約400)
	C. 1次ヘリウム貯蔵供 給設備供給弁の誤開	並列運転	約1500	約46.2	約351	約921
(5) 2次冷却設備の 除熱量の減少	A. 空気冷却器のバイパ ス流量調節弁の誤開	並列運転	(1495)	約43.1	約360	約915
		単独運転	約1497	約43.3	約370	(約400)
	B. 2次ヘリウム貯蔵供 給設備排気弁の誤開	並列運転	約1497	約43.0	(345)	約918
(6) 2次冷却設備の除熱量の増大 (空気冷却器のバイパス流量調節弁の誤開)		並列運転	約1526	(42.5)	(345)	(914)
		単独運転	約1520	約42.7	約358	(約400)
(7) 商用電源喪失		並列運転	(1495)	(42.5)	(345)	(914)
(8) 照射試料の移動による反応度添加		並列運転	約1480	—	—	—
(9) 照射キャプセルの断熱性能の低下		並列運転	(1456)	—	—	—
(10) 特殊運転時の異常 (1次ヘリウム循環機停止試験中の1次冷却 材流量の減少)		単独運転	(約1477)	(約33.6)	(約336)	(約230)

[]内の数値は判断基準を示す。 *：燃料限界照射試料最高温度の判断基準は2500°Cである。

()内の数値は異常発生時の初期値で、初期値を上回らないことを示す。

< >内の数値は燃料限界照射試料の最高温度を示す。

Table 3(2) Safety evaluation results of the HTTR (Accidents).

添付書類十記載事象	運転モード	炉心の損傷 燃料温度(°C)	1次冷却材圧力(kg/cm ²)	原子炉圧力容器温度(°C)	1次加圧水冷却器伝熱管温度(°C)	中間熱交換器管温度(°C)	原子炉格納容器の圧力(kg/cm ²)	中間熱交換器伝熱管の損傷	放射線被ばくのリスク [5 mSv]
(1) 燃料体内流路閉塞事故	並列運転	約1853	(42.5)	(407)	(345)	(914)	—	—	—
(2) 1次冷却設備二重管内管破損事故	並列運転	(1495)	約45.9	約515	(345)	(914)	—	—	—
(3) 2次ヘリウム冷却設備二重管内管破損事故	並列運転	約1497	約43.8	(407)	約346	約956	—	—	—
(4) 2次ヘリウム冷却設備二重管破断事故	並列運転	(1495)	(42.5)	(407)	(345)	約921	約1.3	座屈せず	—
(5) 加圧水配管破断事故	単独運転	(1495)	約42.7	(407)	約368	(約400)	約1.7	—	—
(6) 1次冷却設備二重管破断事故	並列運転	(1495)	(42.5)	約530	(345)	(914)	約4.7	—	約1.5
(7) 1次加圧水冷却器伝熱管破損事故	単独運転	(1495)	約45.4	(407)	(351)	(約400)	—	—	—
(8) 1次ヘリウム純化設備破損事故	—	—	—	—	—	—	—	—	約0.037
(9) 気体廃棄物処理設備破損事故	—	—	—	—	—	—	—	—	約0.0039
(10) 照射試験装置スライプガス配管破損事故	—	—	—	—	—	—	—	—	約0.0041
(11) 燃料境界照射試験の冷却材流路閉塞事故	並列運転	<約2488>	(42.5)	(407)	(345)	(914)	—	—	—
(12) スタンドパイプ破損事故	並列運転	約1530	(42.5)	約530	(345)	(914)	約3.9	—	約0.63

[]内の数値は判断基準を示す。
 ()内の数値は異常発生時の初期値で、初期値を上回らないことを示す。
 <>内の数値は燃料境界照射試験の最高温度を示す。

Table 4 Safety analysis codes and experiments for verification.

Code		Experiments for verification
BLOOST-J2	Core Dynamics	Control Rod Withdrawal/Insertion Test (FSV)
THYDE-HTGR	Plant Dynamics	High Temperature Test Loop
TAC-NC	Thermal Transient of Core (including natural convection)	Air Ingress Test Apparatus
RATSAM6	Depressurization Transient	Verified Code
COMPARE-MOD1	Pressure transient of Containment Vessel	Verified Code
GRACE	Graphite Oxidation by Air	Graphite Oxidation Experiment by Air
OXIDE-3P	Graphite Oxidation by Steam	Graphite Oxidation Experiment by Steam
FLOWNET/TRUMP	Temperature Distribution in Block	Multi-Channel Test (HENDEL-T1)

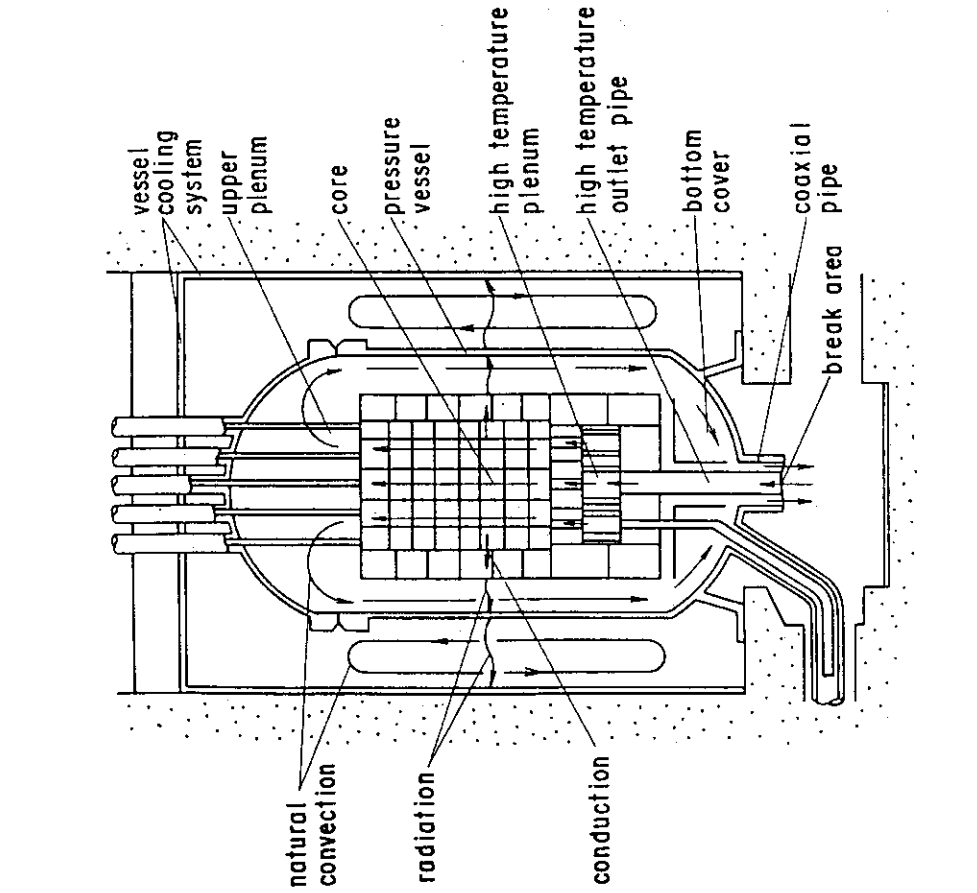


Fig. 2 Thermal and hydraulic behavior during the depressurization accident.

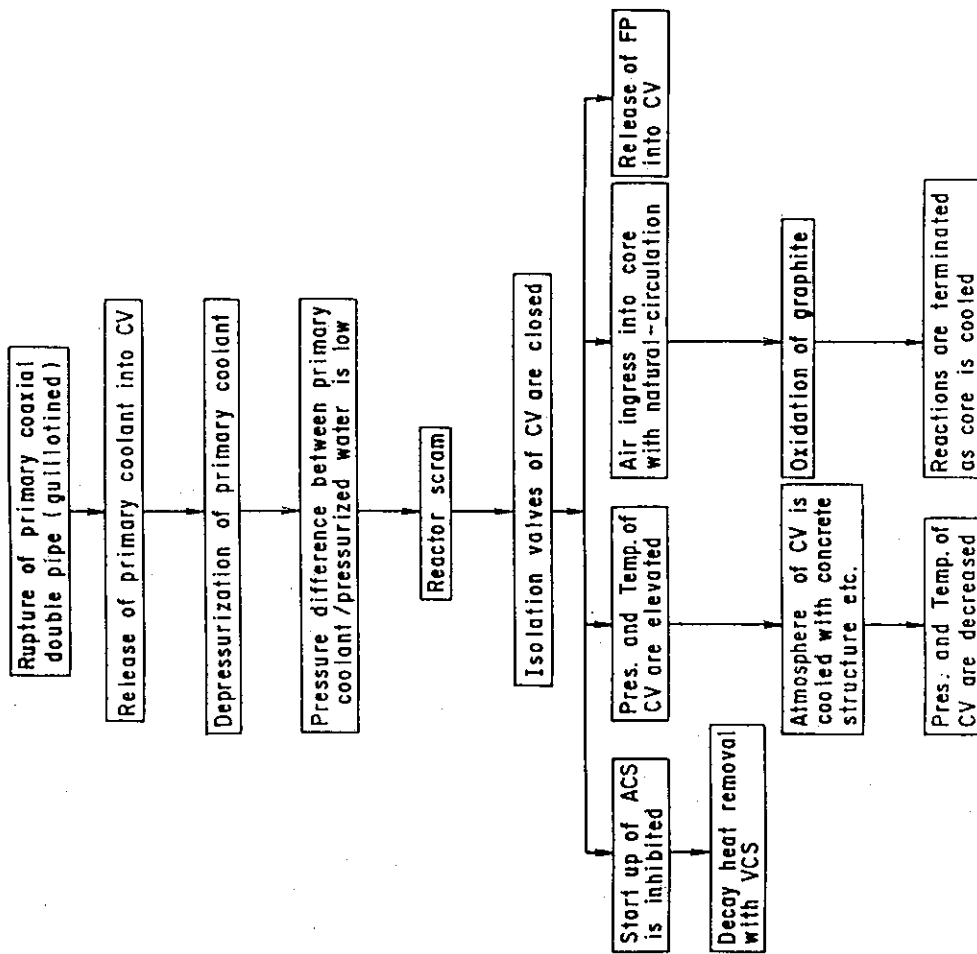


Fig. 1 Scenario of the depressurization accident.

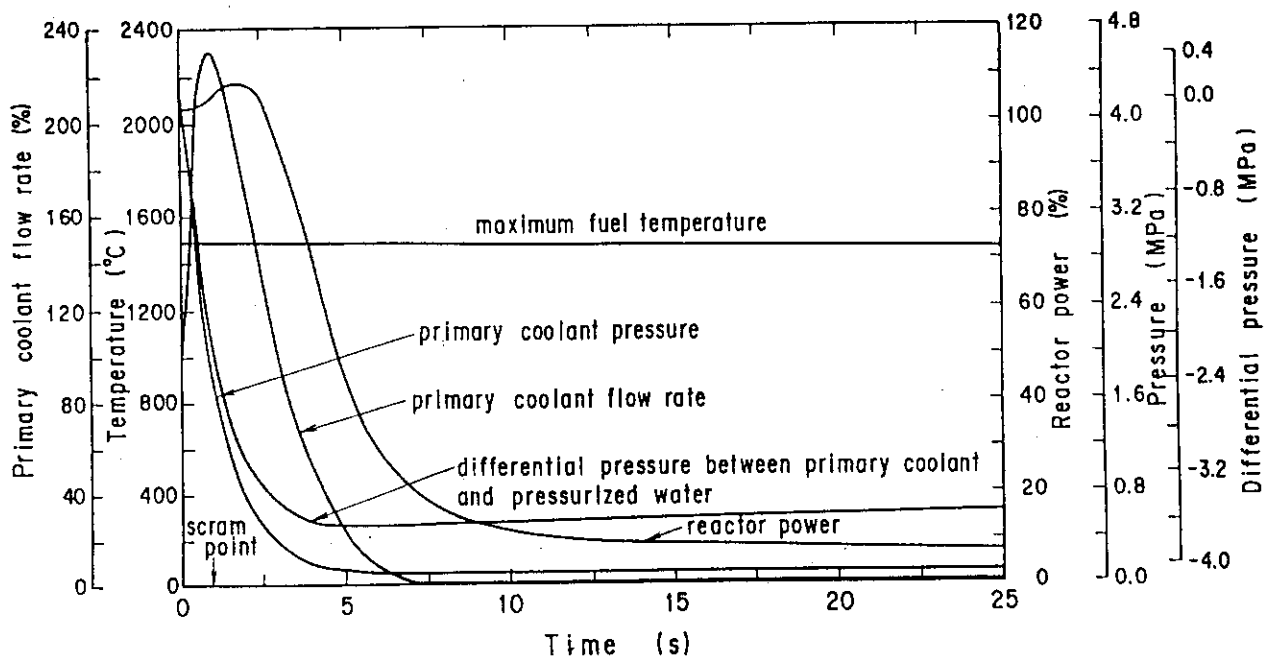


Fig. 3 Short term behavior of temperature, pressure, etc. during the depressurization accident.

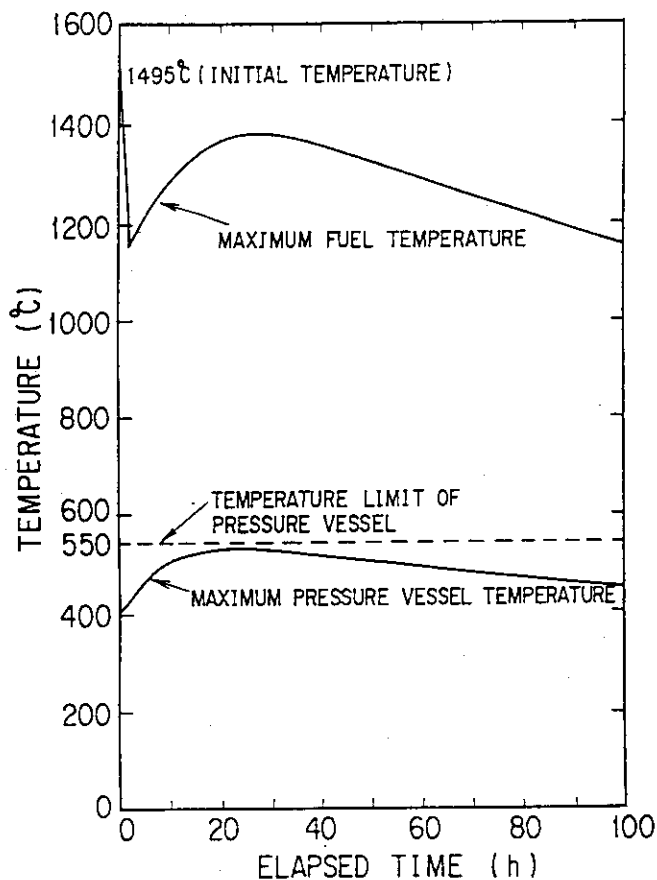


Fig. 4 Long term behavior of temperature during the depressurization accident.

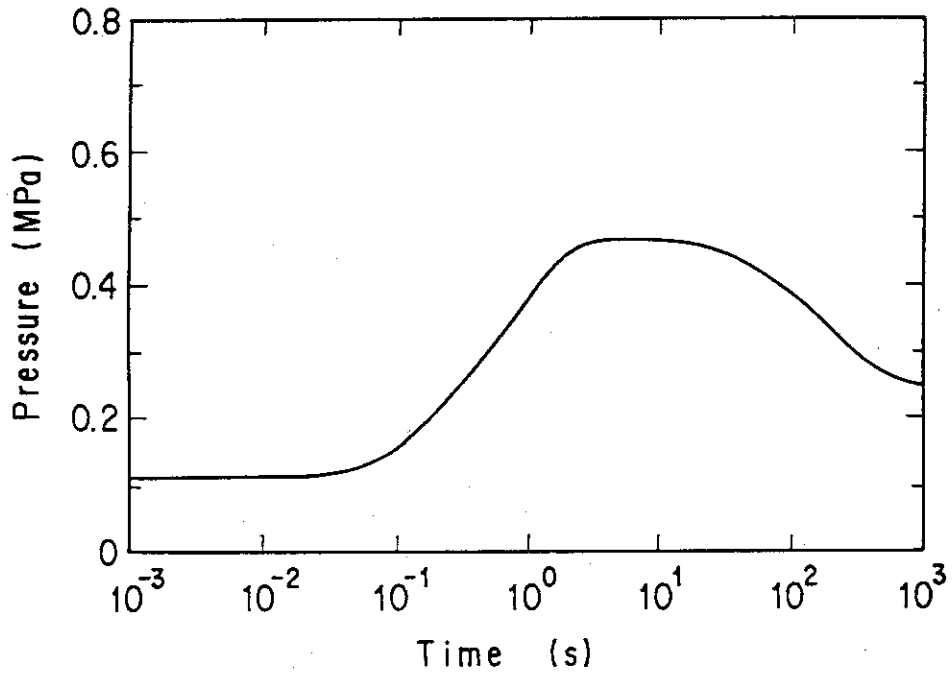


Fig. 5 Containment vessel pressure transient during the depressurization accident.

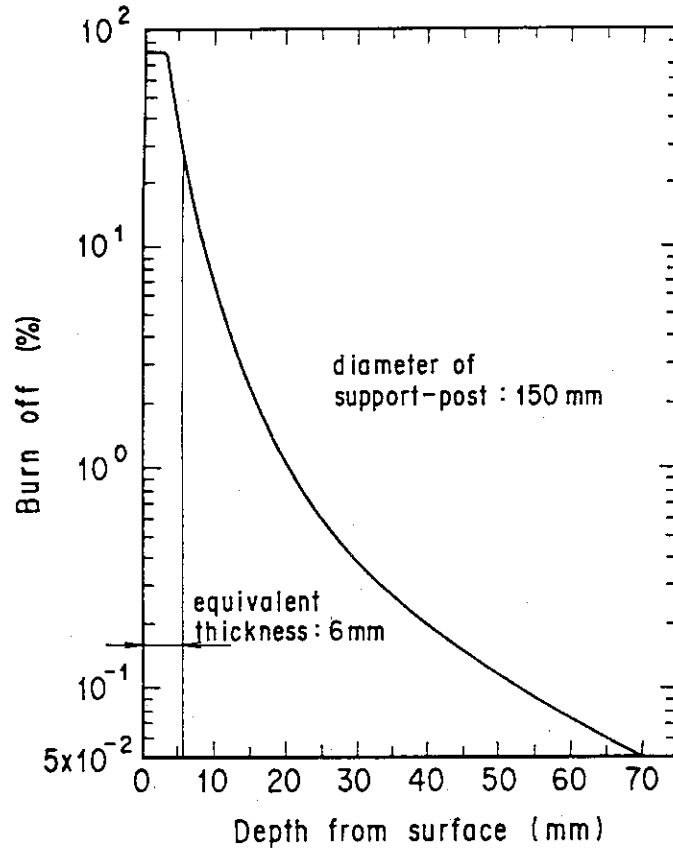


Fig. 6 Oxidation profile of the support-post.

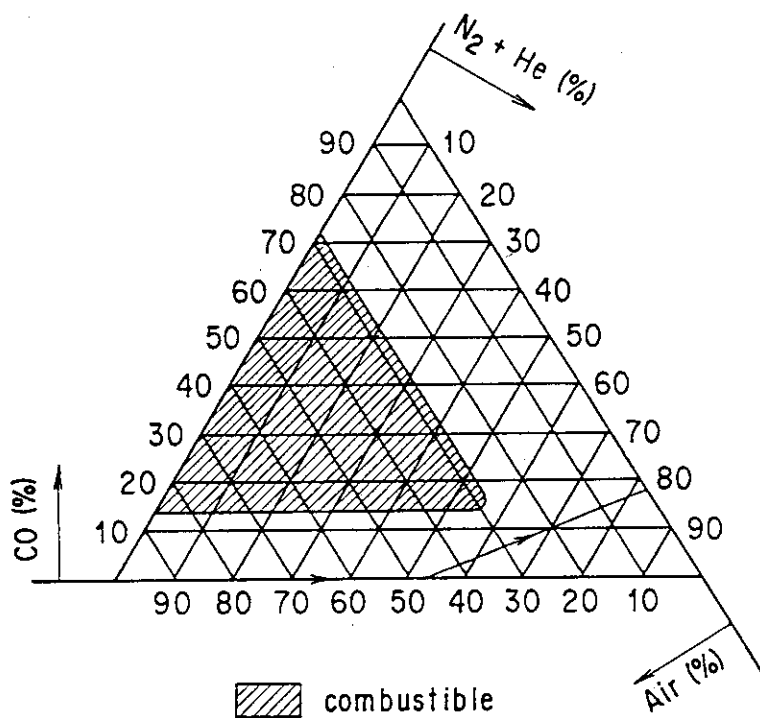


Fig. 7 Concentration change of the carbon-monoxide gas.

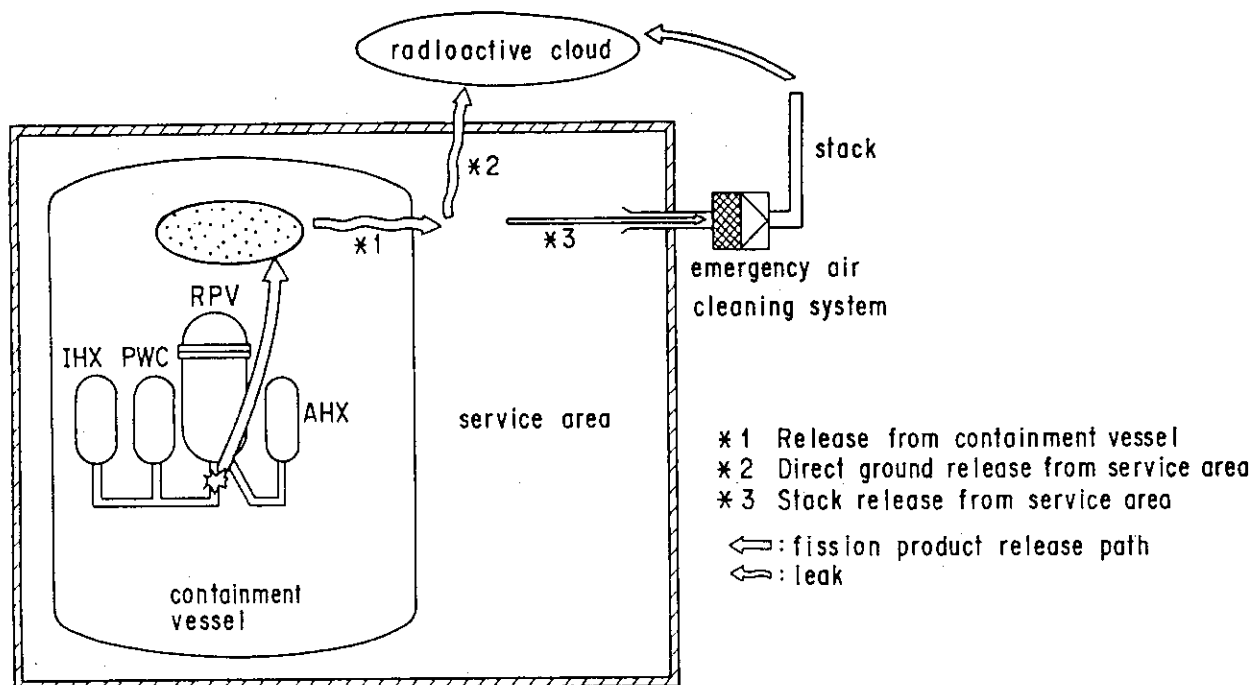


Fig. 8 Fission product release paths.

5. Safety Demonstration Tests of AVR

Peter POHL

AVR GmbH / JAERI

1. Introduction

Modern small-sized high temperature gas-cooled reactors (HTGR's) can rely completely on their passive safety characteristics if their cooling fails. Even in the worst case accident temperatures remain below lay-out levels for both fuel and structural materials.

The AVR experimental reactor in Juelich, Germany, which can be seen as the ancestor of modern small-sized HTGR's, unites many of their typical characteristics, and experiments concerning cooling defects formed an important part in the AVR's experimental program.

The AVR with a rated power of 46MW_{th} and a coolant outlet temperature of 950°C used sphere-shaped fuel elements that were cycled during reactor operation (for further details see [1]). The reactor was operated from 1967 until 1988.

2. Early Cooling-Malfunction Tests

The first tests simulating a defect in forced cooling of the reactor were already performed in the early 1970's. These tests, at that time called "Vierstabilemversuch", consisted of stopping the primary circulators at full power operation. At the same time the control rods were not inserted; thus, the failure of the shut-down equipment was also simulated.

Because of the negative temperature coefficient of reactivity the

interruption of the forced cooling led to an immediate shut-down. With the control rods remaining withdrawn, the reactor became recritical again after temperatures in the core had fallen and the Xe poisoning, which in the first about 10 hours contributes to the subcriticality, was deminishing.

Fig. 1 shows the course of the last test of that kind in 1975. As for the temperatures, it can be stated that

- temperatures in the core center rise quickly but also quickly reach a maximum. This can be read from the temperature course of a reflector nose at core midheight. The thermocouples there are nearest to the core center.
- further to the outside temperatures move slower as a temperature measured on the inner surface of the side reflector indicates.
- temperatures in the upper parts of the core show an immediate decrease for which the temperature course in the top of a reflector nose gives an example.
- temperatures in the lower parts of the core show a long-term steady increase before they reach their maximum. This is presented by the course of a bottom reflector temperature in Fig. 1.

Thus, these early tests showed already all the characteristics of the below discussed LOCA simulation tests.

In the 1975 test (Fig. 1) the reactor regained criticality 23.5 hours after accident initiation. But without forced convection the power level remains very low compared to the rated power. So, from these experiments too it became obvious that the reactor power very closely follows the demand set up by a given coolant flow.

3. Loss-of-Coolant Simulation Tests

When in the last years of AVR operation more weight was put on experiments rather than power operation demonstration, and an AVR experimental program was created an experiment concerning the loss-of-coolant accident

(LOCA) was also considered. Carrying out a real LOCA, however, turned out to be impracticable because a voluntary quick depressurization is impossible. Thus, the decision was taken to try to simulate a LOCA with a depressurized reactor following a normal shut-down simulating both operational temperatures and the decay heat function that follows a normal shut-down by fission power.

3.1 Pretests and Preparations

Preparations began in 1986 and concerned at first the heatup procedure, the measurement of small reactor power, and the decay heat simulation. Later, safety considerations in the licensing process had to be made.

(1) Heatup Procedure

The first try to heat the reactor without operating the primary circuit failed. Although temperatures in the center core can easily be increased to operational values this is not the case for the reflector and carbon brick structures, and the temperature profile produced is very different from that at power operation. (It is in fact strongly related to that following a LOCA.)

A better way of heatup was found by just normal reactor operation but at depressurized conditions. At about 9% of the rated pressure and rated coolant flow about 9% of the rated power is produced. Table 1 gives a comparison of various core temperatures that were achieved within 3 days at 4MW_{th} in a Jan. '87 pretest and typical temperatures at full power operation. The advantage of this heatup method is that a similar temperature distribution as in normal operation is created with maximum temperatures in the upper outer core regions. Due to the fact that the steam generator (SG) throughput cannot be set to 9% of its rated value (minimum 36%) the SG coolant outlet temperature practically took the SG feedwater temperature which is limited to 135°C . This caused that all parts in contact with the cold coolant stabilized at temperatures that were 50 to 100K lower than in power operation.

(2) Small Reactor Power Measurement

By measuring the SG power and making an overall heat balance during the 4MW heatup test, it was found that the neutron flux signal was still proportional to the reactor power. This led to the assumption that with the

control rods rather withdrawn and the core at high temperatures this is also true for lower power levels, and that the reactor power during the decay heat simulation can be read from the neutron detectors without any correction.

(3) Simulation of Decay Power

In the pretests it was found that the course of the decay power can easily be tracked by fission power adjusting the control rods particularly when it is done in a stepwise approximation.

(4) Temperature Limits, Control Rod Protection

In the licensing procedure limit temperatures were fixed for the various reactor structures that were in most cases identical to their design temperatures, e.g. 325°C for the inner reactor vessel. As precalculations already indicated and as was found in the later tests, temperatures remained well below the limits with the exception of the control rods.

It was fixed that the control rods should not exceed their design temperature of 700°C. Nevertheless, in the event of a scram occurring during a test that temperature would be exceeded. In fact, the protection of the control rods turned out to be the major problem for the LOCA simulation tests. In what way the problem was finally overcome is summarized in chapter 3.4.

(5) Insertion of Temperature Monitor Elements

For the tests in Oct. 1988 temperature monitor elements were introduced into the core to measure the maximum core center temperatures during LOCA simulation. These elements are graphite spheres of the size of fuel elements that contain 20 small melting wires of different melting points in quartz capsules. The design of the monitor elements and the wire data are presented in Fig. 2 and Table 2. After 110 monitor elements had been loaded the pebble bed was cycled. Fig. 3 shows their final positions. The lowest elements lay about 25cm above the core center. A deeper position was not suitable because a compromise had to be found between fuel cycling, that leads to a reactivity increase, and reactor burn-down for control rod protection (see 3.4).

After loading the monitor elements the reactor was operated at low temperatures in order not to predetermine their melting pattern.

3.2 Main Test and Results

Among the 4 LOCA simulation tests that were carried out in May and Oct. 1988 the Oct. 14 test is the most significant and also the one to which the monitor results belong. Therefore, this test shall be looked at in more detail.

The LOCA simulation was initiated by switching off the circulators. Fig. 4 shows the simulation of the decay heat course taking into account the real decay heat that was still present.

Fig. 5 presents the temperature development at various important points of the reactor structure.

The first temperature monitor elements that were discharged in Jan. 1989 all showed the same melting pattern with 5 wires still intact. Fig. 6 presents a typical X-ray photo. Thus, the maximum temperatures these first elements have experienced must have been in the range of 1070 to 1090°C (Table 2), and from this it can be assumed that the maximum core temperature during the LOCA simulation did not exceed 1090°C.

3.3 Evaluation of Tests

(1) Heat Flow Pattern

The main temperature transients and heat flows that occur during a LOCA can be read from the experimental results in Fig. 5 and the isothermal lines in Fig. 7 that are the result of model calculation. In the course of a LOCA the position of the core temperature maximum, which initially lies in the upper part of the outer core shifts to the core center while at the same time the high core temperatures spread over a much larger part of the core than they occupied before. This avoids high peak temperatures (monitor results) and it shows that particularly the lower parts of the core, which are initially rather cold, form an important longer-term intermediate heat storage before

the heat is finally dissipated to the outside. This heat dissipation mainly works in an upward direction to the SG while the radial heat dissipation is comparably small (see reactor shroud and inner vessel temperatures in Fig. 5).

The fast temperature decrease of the upper core region is partly due to natural He convection that forms out between the core surface and the comparably cold SG whose operation had to be continued during the LOCA simulation. A significant He convection through the core does not form. This became already clear in the two May tests which were carried out one time with closed main coolant valves and another time with these valves left open showing practically the same temperature results.

(2) Steam Generator Influence

In connection with the fact that the SG had to be operated during the tests and that it dissipated large amounts of heat, it was feared that the test results obtained might be of little value for other HTGR's. However, as is shown in Fig. 8, the large amounts of heat dissipated from the SG comprised initially only its own stored heat and that of the core ceiling structure. Only later when all core temperatures were already declining did the SG take practically all the heat that the core produced.

(3) Comparison to Calculated Results

Detailed model analyses of the Oct. 14 test have been carried out at different places [2,3], that shall not be further discussed here. Generally, the temperature maxima show good agreement with measurements whereas the temperature courses show deviations.

3.4 Problem: Control Rod Temperature

The problem of protecting the control rods from overheating consisted of two parts:

- a) Assuring that the rod temperatures would not exceed 700°C during the tests.
- b) Assuring that in case of a scram temperatures remained below damaging levels.

The first was mainly achieved by reducing the core reactivity before the tests so that the rods were nearly fully withdrawn in the moment of highest reactivity demand, and by this way keeping the rods as much withdrawn as possible. Fig. 9 shows to what degree this was achieved in the May tests. Nevertheless, these tests had to be terminated earlier than was desired because a method of inferring rod temperatures from calculated temperature profiles and measured reflector temperatures indicated that the rods would approach the 700°C limit. (By inserting about 0.5 bars of nitrogen into the inner vessel the second May test could be prolonged for about 9 hours.)

Later it turned out that this rod temperature inferring method had been too conservative and was therefore modified for the Oct. tests which then could be extended to the desired length.

As for the scram problem, it was found in a thermal stress analysis for the rods that they could bear a temperature of 900°C for a short time without being damaged.

To proof that rod temperatures would not exceed 900°C required extensive model calculations including a 3-dimensional core and a 2-dimensional rod model [2]. It turned out that the worst case with rod temperatures of about 850°C happens with a scram shortly after accident initiation.

To cool the rods in case of a scram, it was foreseen to turn on the circulators, which was also the procedure for voluntary termination of the experiment.

4. Conclusions

The early tests of interrupting the coolant flow and particularly the later 1988 tests, that simulated the worst case, i.e. a rapid depressurization, demonstrated impressively the safety properties incorporated in small HTGR's. The loss-of-coolant accident, which in LWR's must not occur, turns out for a small HTGR to be just an operational disturbance rather than an accident.

Furthermore, the LOCA test offered a bulk of data that were used and can be used in future to verify model calculations. But these tests also put forward the idea to directly introduce a LOCA test into the licensing program of a small HTGR.

References

- [1] Association of German Engineers (VDI) - The Society for Energy Technologies (Publ.)
AVR-Experimental High-Temperature Reactor - 21 Years of Successful Operation for a Future Energy Technology
VDI-Verlag GmbH, Duesseldorf
- [2] K. Krueger et al.
Preparation, Conduct, and Experimental Results of the AVR Loss-of-Coolant Accident Simulation Test
Nuclear Science and Engineering (NSE), Vol. 107, Feb. 1991
- [3] T. Iyoku, W. Rehm, W. Jahn
Analytical Investigation of the AVR Loss-of-Coolant Accident Simulation Test LOCA
Research Center Juelich GmbH, KFA-ISR Draft Report, Sep. 1991

Table 1 Comparison of steady-state conditions for 4-MW heatup with full-power operation
(Temperatures are in degrees Celsius.)

Measurement Position	Pretest 4-MW Heatup	Full-Power Operation		
		950°C ^a	810°C ^a	775°C ^a
Reflector nose (average), ^b core midheight	588	594	526	501
Side reflector, core midheight				
Inner	607	689	592	559
Middle	593	688	635	587
Outer	583	684	631	585
Bottom reflector	211	278	283	288
Inner vessel, core midheight	186	238	251	253

^aAverage gas outlet temperature.

^bOf the three intact midheight nose temperature measurements, different values are indicated due to an asymmetric temperature distribution in the core whose cause has not been clarified. It is assumed to be produced by different flow through boreholes in the graphite noses.

Table 2 Composition and liquidus temperature of melt wires in temperature monitor elements.

Sample	Metal Alloy Components	Composition	Liquidus Temperature (°C)
1	Al/Fe	99.2/0.8	655
2	Ag/Cu/In	60/27/13	700
3	Ag/Cu	72/28	780
4	Ag/Cu/Pd	68.4/26.6/5	810
5	Ag/Au/Cu	20/60/20	840
6	Ag/Cu	47/53	878
7	Ag/Cu/Pd	52/28/20	900
8	Ag/Cu	35/65	920
9	Ag/Cu/Pd	54/21/25	940
10	Silver	100	960
11	Au/Cu	46/54	982
12	Ag/Pd	95/5	1000
13	Au/Cu	33.5/66.5	1020
14	Au/Cu	25/75	1050
15	Au/Cu	10.5/89.5	1072
16	Cu/Pd	82/18	1088
17	Cu/Ni	90/10	1120
18	Cu/Ni	84/16	1150
19	Ag/Pd/Mn	64/33/3	1200
20	Pd/Cu	70/30	1280

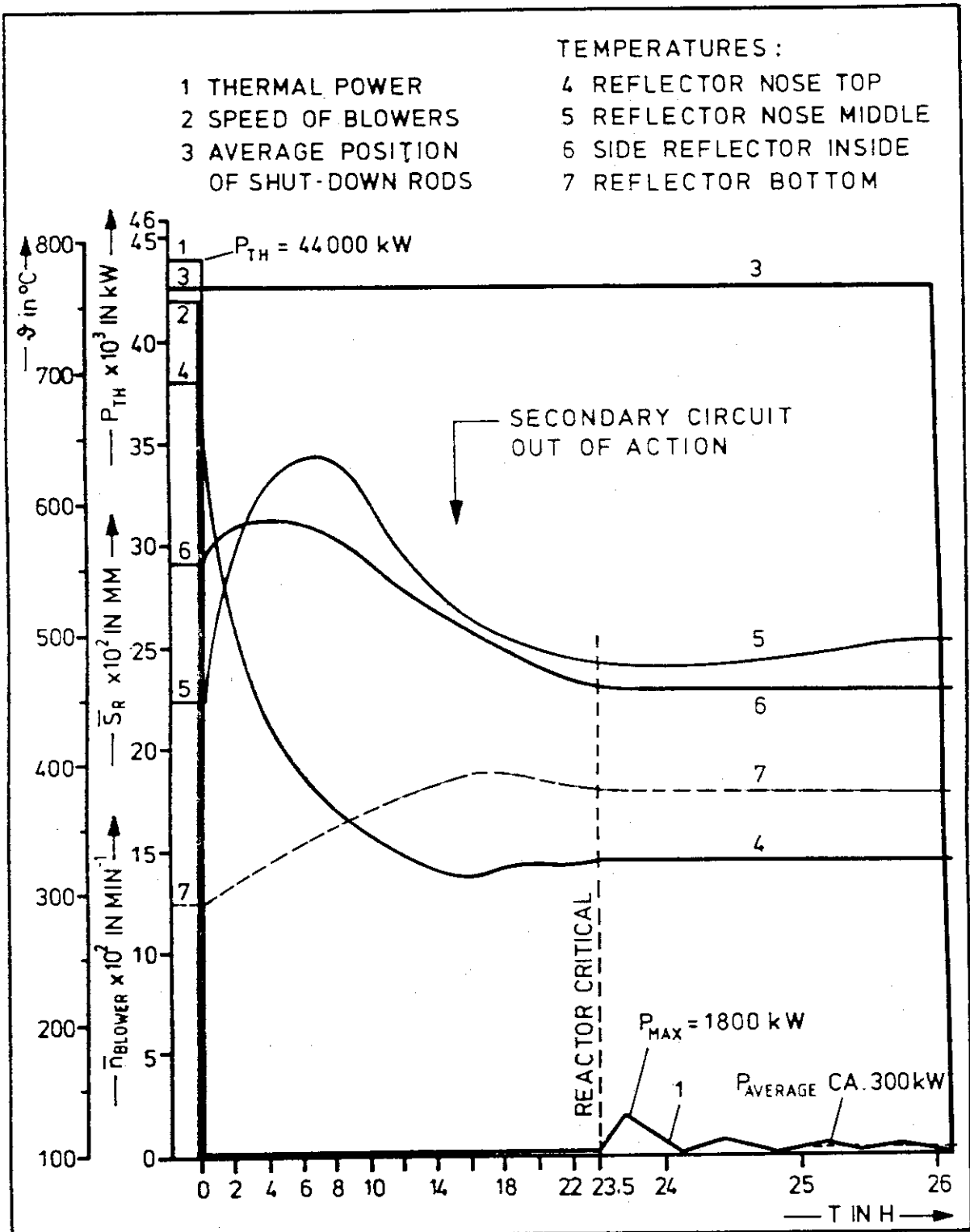


Fig. 1 Simulated failure of shutdown equipment and interrupted decay heat removal for that time.

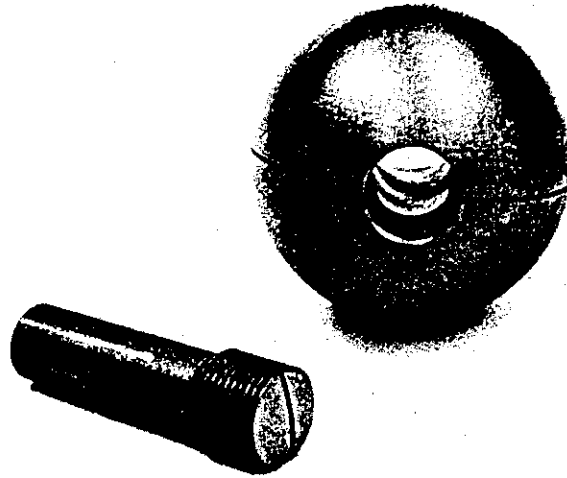


Fig. 2 Temperature monitor element.

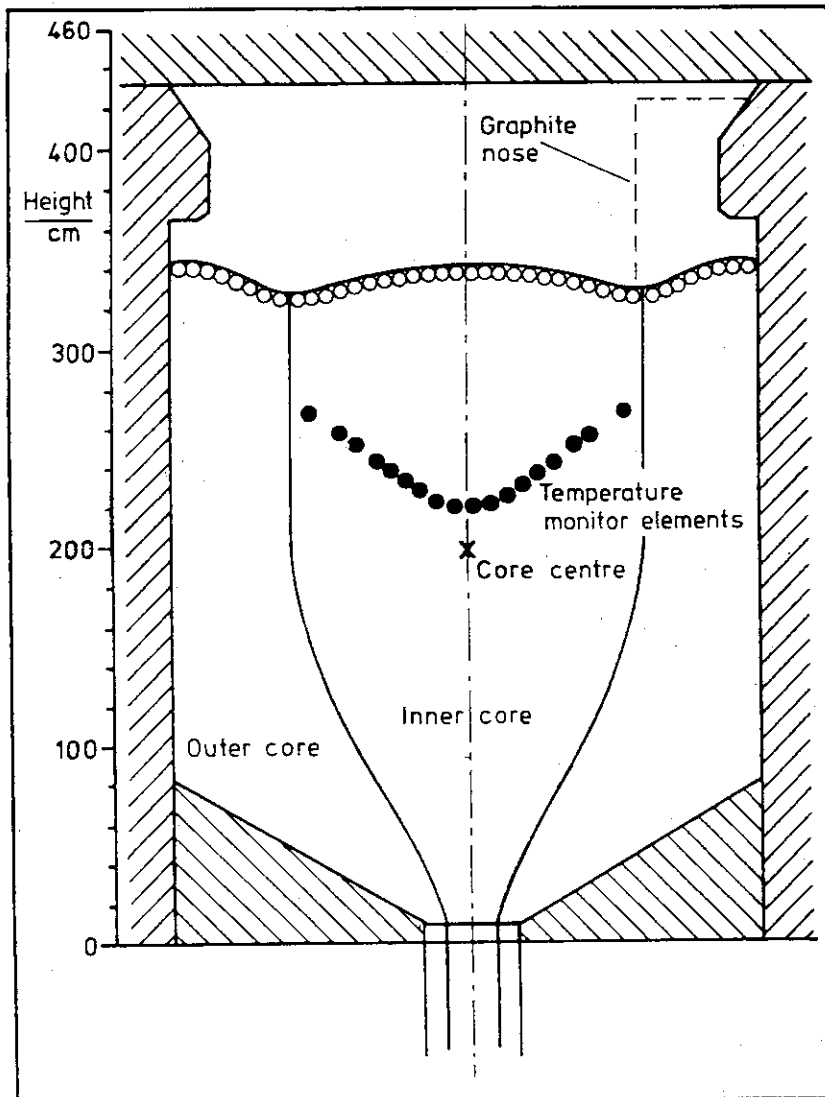


Fig. 3 In-core position of temperature measuring spheres in October 1988.

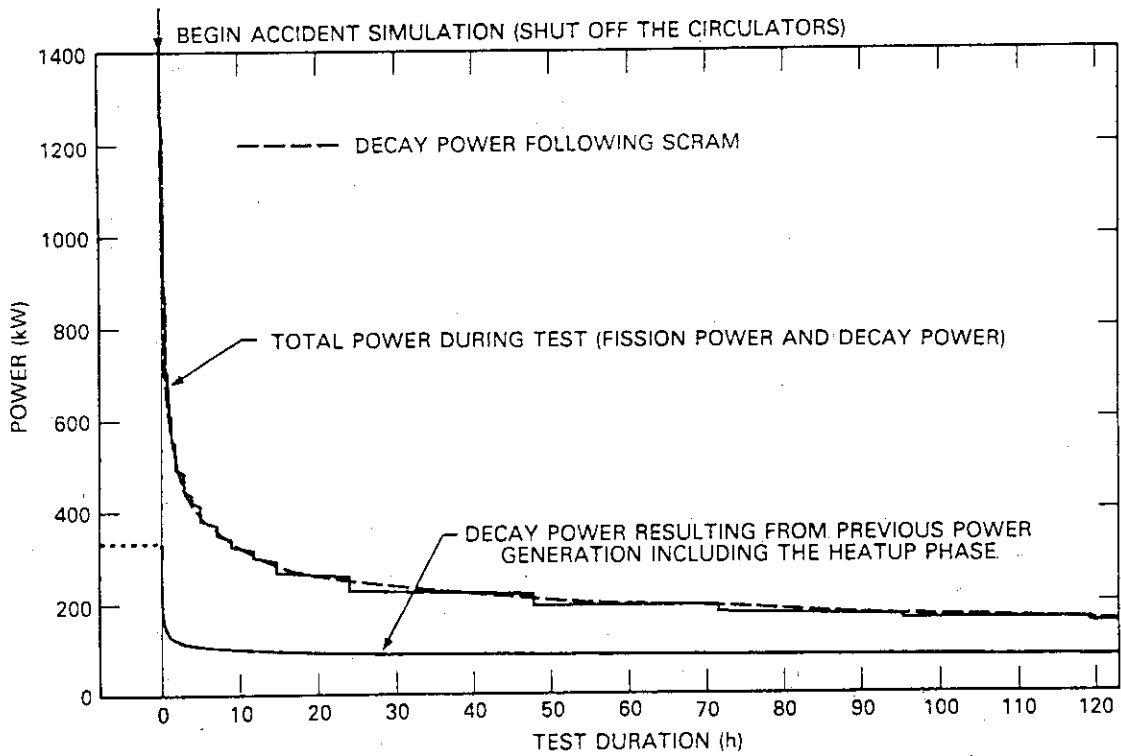


Fig. 4 Simulation of postscram levels of decay power (heat) with fission power.

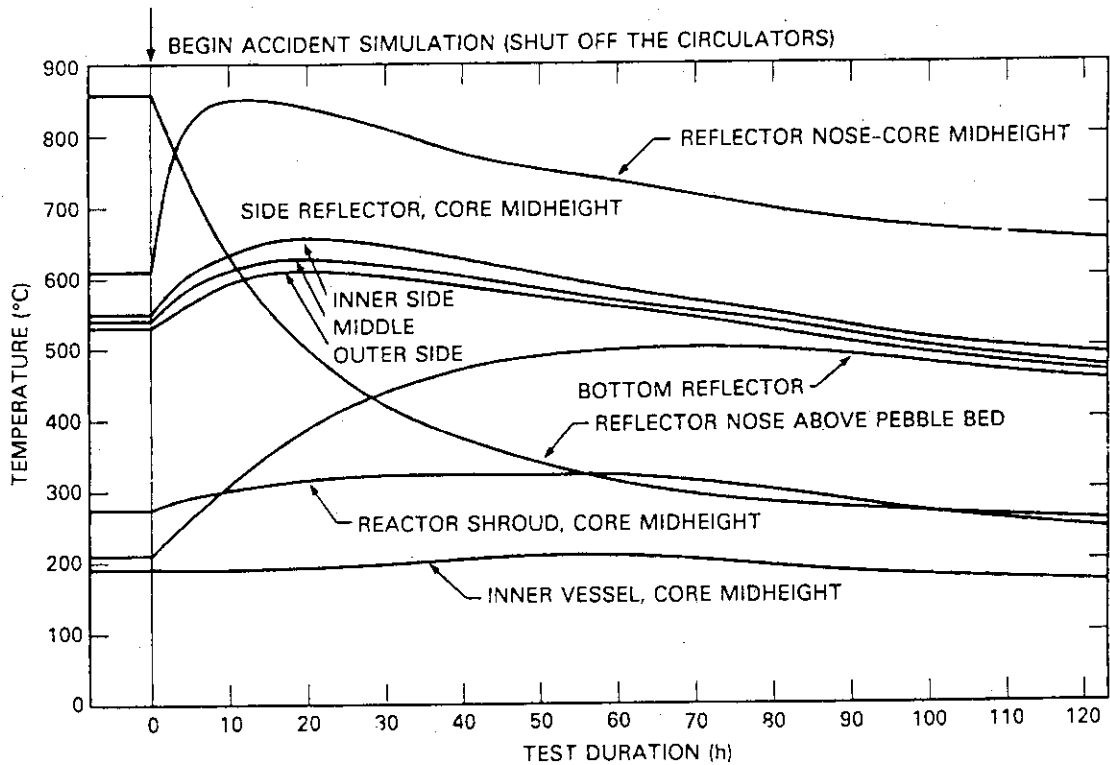


Fig. 5 Temperature measurement results of LOCA test conducted October 14-19, 1988.

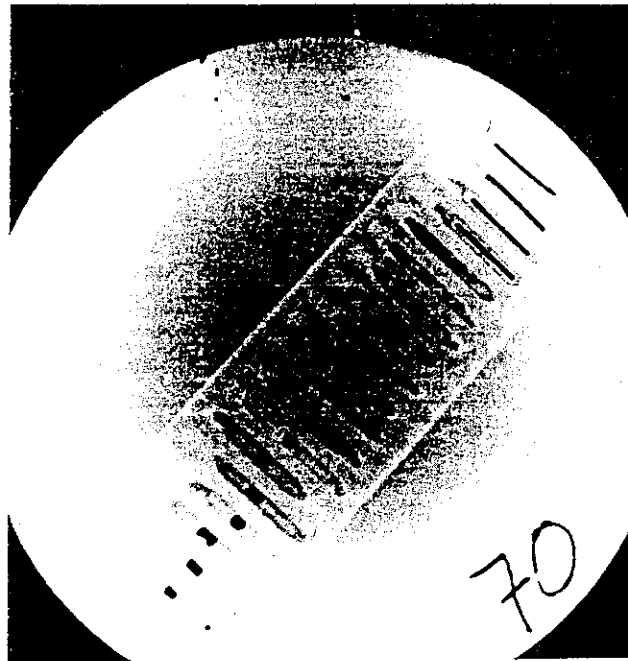


Fig. 6 X-ray photo of temperature monitor element.

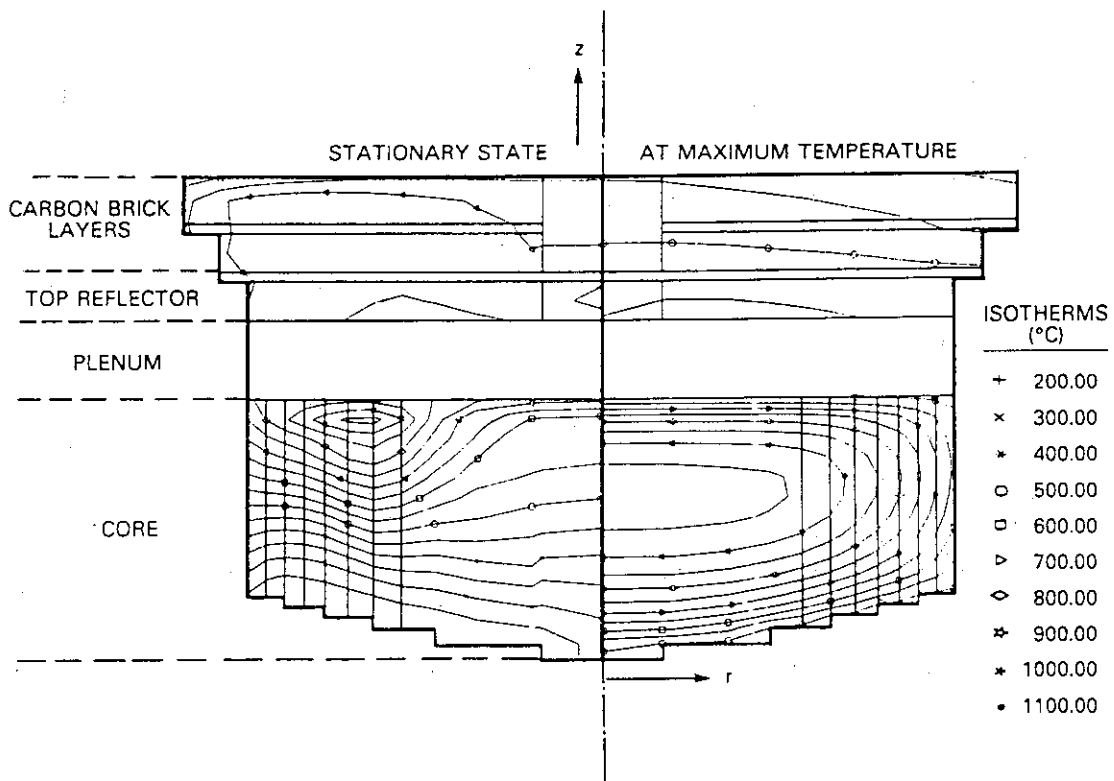


Fig. 7 THERMIX/KONVEK prediction of temperature shift in AVR core during LOCA test.

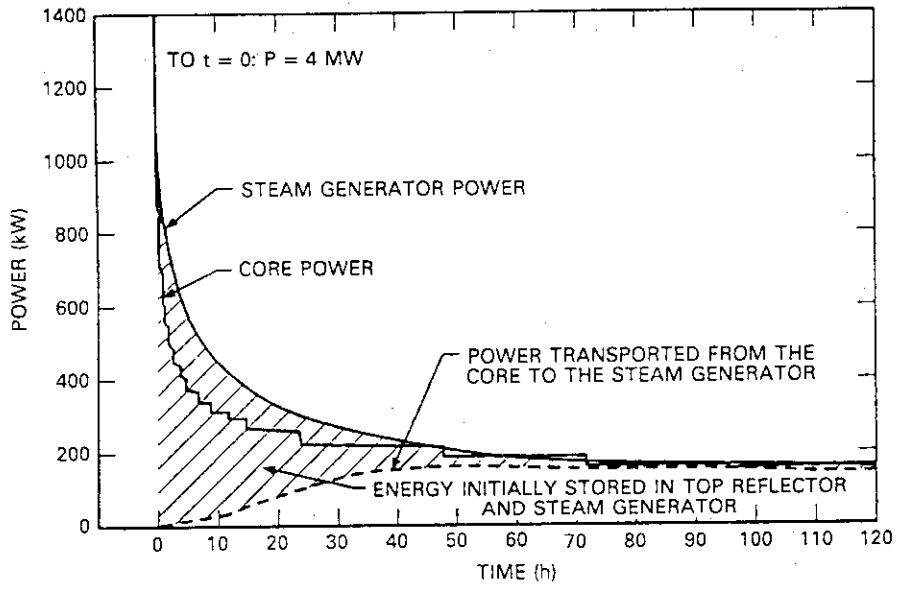


Fig. 8 Comparison of power removed by steam generator with core power.

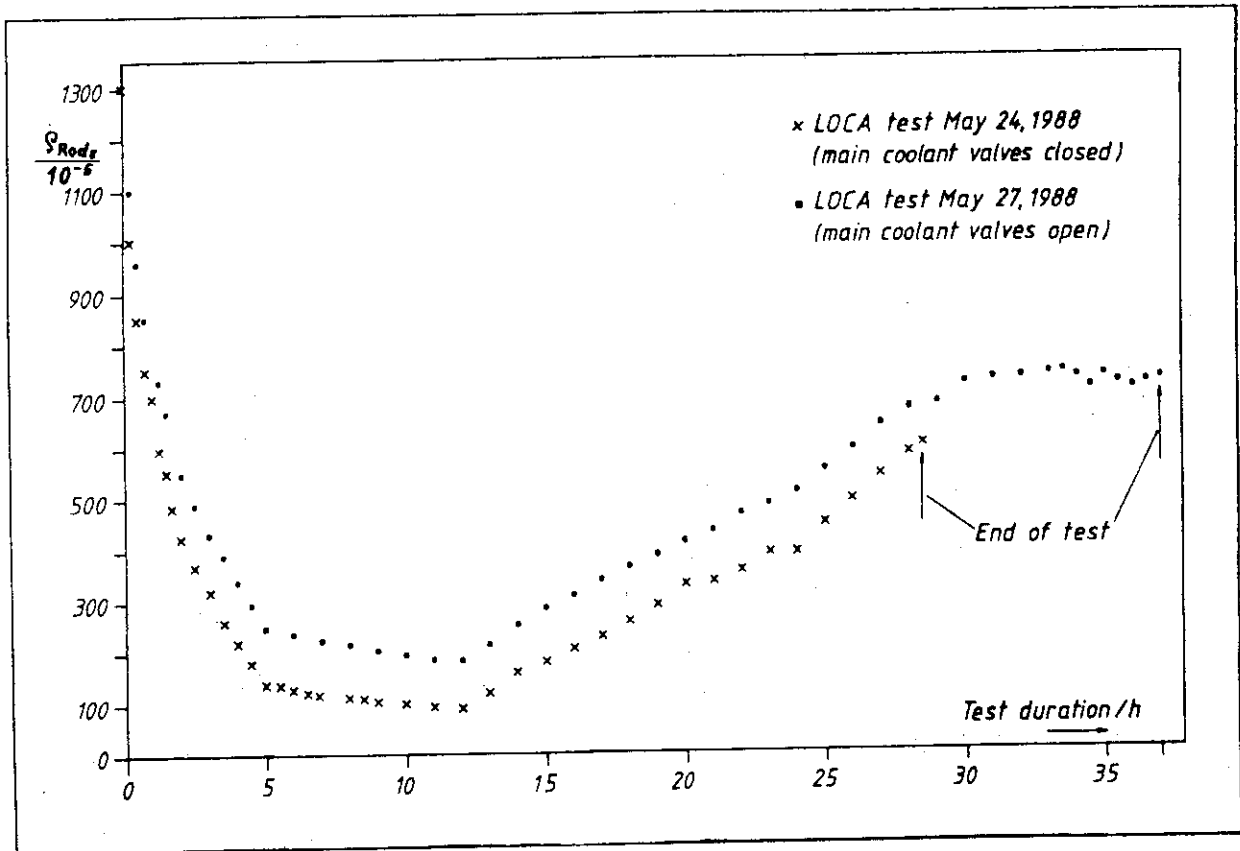


Fig. 9 Reactivity balanced by the shutdown rods during LOCA experiments in May 1988.

6. HTR Fuel Experiments Under Accident Conditions

Heinz Nabielek

KFA Juelich

1. Introduction

Small high temperature reactors (HTRs) are designed such that maximum fuel temperatures in accidents remain below 1600°C without active control mechanisms[1]. This temperature limit is based on thermohydraulic calculations and the temperature limiting features have been demonstrated by experiments using the Jülich AVR reactor[2]. At the same time, experiments have been started to determine the maximum temperature where modern HTR fuel retains all fission products of radiological significance. The data discussed below show that it is indeed possible to obtain fission product retention at the temperature maximum with available coated particles.

The coated particle consists of a 0.5 mm diameter fuel kernel and several coating layers. First, a porous buffer layer to provide the free volume for fission gases and sacrificial material to stop fission fragments. This is followed - in the TRISO particle - by three highly dense layers of pyrocarbon (PyC), silicon carbide and pyrocarbon. Both PyC and SiC retain fission gases completely and SiC provides the ultimate barrier to volatile fission products. These three dense layers constitute an effective pressure vessel due to the high strength of SiC and the prestressing effects of PyC during irradiation. Typical particle data are given in Table 1. Older fuel particles of the BISO type (e.g. THTR fuel) have only one thick pyrocarbon coating layer.

Spherical fuel elements of 60 mm diameter, as used in AVR and THTR, have been subjected to irradiation and heating tests in the demonstration programme. They have an outer fuel free zone of 5 mm thickness and a fuel zone with a low particle packing fraction[3].

The 1600°C temperature limit in the MODUL reactor is achieved by a core design with a thermal power of 200 MW and a low power density, 3 MW/m³. In the tall and slim core, the heat is transported away in the case of a loss of coolant accident by passive means, i.e. by radiation

Table 1 Characterization of coated UO₂ fuel particles

Coating batch No.	EUO 2308	HT 232-245	EUO 2309
Irradiation tests	HFR-K3 FRJ2-K13 SL-P1 HFR-P4/1,3	AVR	HFR-P4/2
Kernel diameter (μm)	497	500	497
Uranium enrichment	9.82%	9.82%	9.82%
Coating thickness (μm)			
Buffer layer	94	93	93
Inner PyC layer	41	38	37
SiC layer	36	35	51
Outer PyC layer	40	40	38
Particle diameter (μm)	919	912	922

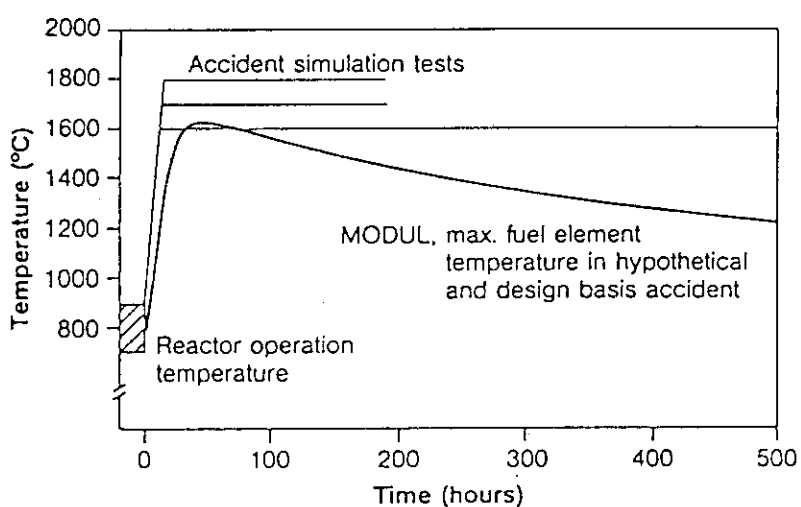


Fig. 1 Temperature evolution during a loss-of-coolant accident of a small HTR, and in the heating tests with irradiated fuel elements.

and conduction through the walls. Also, this reactor design places very modest requirements on fuel and graphite during normal operations. Irradiation temperatures are 700-900°C, the target burnup is 9% FIMA and the accumulated fluence of fast neutrons is $2.1 \times 10^{25} \text{ m}^{-2}$. The maximum fuel temperature during uncontrolled core heatup is 1150°C in a pressurized system. For a complete loss of coolant, a nominal maximum temperature of 1520°C is attained in a small portion of the core[4]. When all calculational uncertainties are added up in a conservative manner, the peak core temperature may rise to just above 1600°C in 30 h (see Fig. 1). Accident simulation tests reported here are conducted at constant 1600, 1700 and 1800°C for much longer times to determine the performance margins of the fuel system.

2. Experimental Procedures

Accident simulation tests have been performed since the mid-seventies both in this laboratory and elsewhere[5] in which KFA has concentrated on heating complete spherical fuel elements. An early experimental programme consisted of heatup ramp tests with (Th,U)O₂ BISO fuel up to 2500°C[6]. This programme was followed by work with fuel elements containing (Th,U)O₂ TRISO and UO₂ TRISO particles[7,8] which is still going on.

2.1 Heating Tests

The equipment consists of a heating furnace located in a gastight box in the hot cell. The furnace is connected to a helium loop working at a slight overpressure with blowers and filters outside the shielded area (HTRs have a helium pressure between 1 and 7 MPa during normal operations; the atmospheric pressure in the heating tests is representative of the loss of coolant accident). To simulate the slow heatup characteristic of HTRs and for experimental considerations, the following 30 h procedure (Fig. 2) was established prior to each test: (i) measurement of ⁸⁵Kr release at room temperature as a qualitative indication of the state of the fuel; (ii) heating at 300°C for 5 h to clean the helium circuit and to remove moisture from graphite components; (iii) simulation of operating temperatures at 1050/1250°C for equilibration of fuel and fission products; (iv) heatup to target temperature at a rate of 47°C/h.

Outside the hot cell box are noble gas traps which contain charcoal cooled by liquid nitrogen. In these, the activity of ^{85}Kr is monitored with NaI(Tl) detectors which generate the release curves during the heating test. To enable measurements of metallic fission products, a water-cooled finger intrudes into the heating furnace, which can be removed to exchange the condensation plate without interruption of the heating test (Fig. 3). The activity of the plate is measured in a different laboratory with low level background[8]. In the case of large releases ($> 1\%$ of the sphere inventory), the ^{137}Cs and ^{134}Cs loss can also be determined by comparing gamma-spectrometric measurements of the sphere before and after the heating test.

2.2 Fuel Samples

Eleven spherical fuel elements and 8 fuel compacts containing modern TRISO-coated fuel have been heated. Coated particles and fuel bodies were manufactured at HOBEG in 1981 with less than 5×10^{-5} SiC layer defect fraction and less than 1×10^{-6} heavy metal contamination fraction. Pertinent data for the low-enriched UO_2 particles are given in Table 1. Four spheres each were irradiated in the High Flux Reactor Petten in test HFR-K3 and four spheres in the Jülich Dido reactor in FRJ2-K13. Beginning in July 1982, 24000 low-enriched TRISO spheres went into the AVR core[9]. The cylindrical compacts were manufactured from spherical fuel elements with a fuel zone of only 20 mm diameter to be inserted into three HFR-P4 experiments and one Siloë experiment in Grenoble. The irradiation experiment HFR-P4/2 used particles with a 51 μm thick silicon carbide layer.

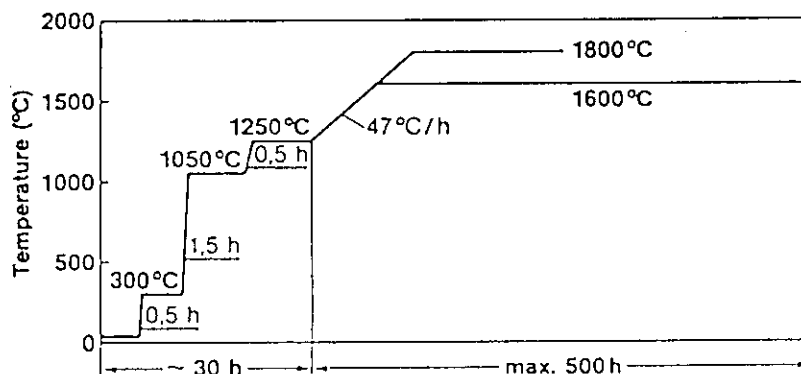


Fig. 2 Details of temperature profile in standardized heating tests.

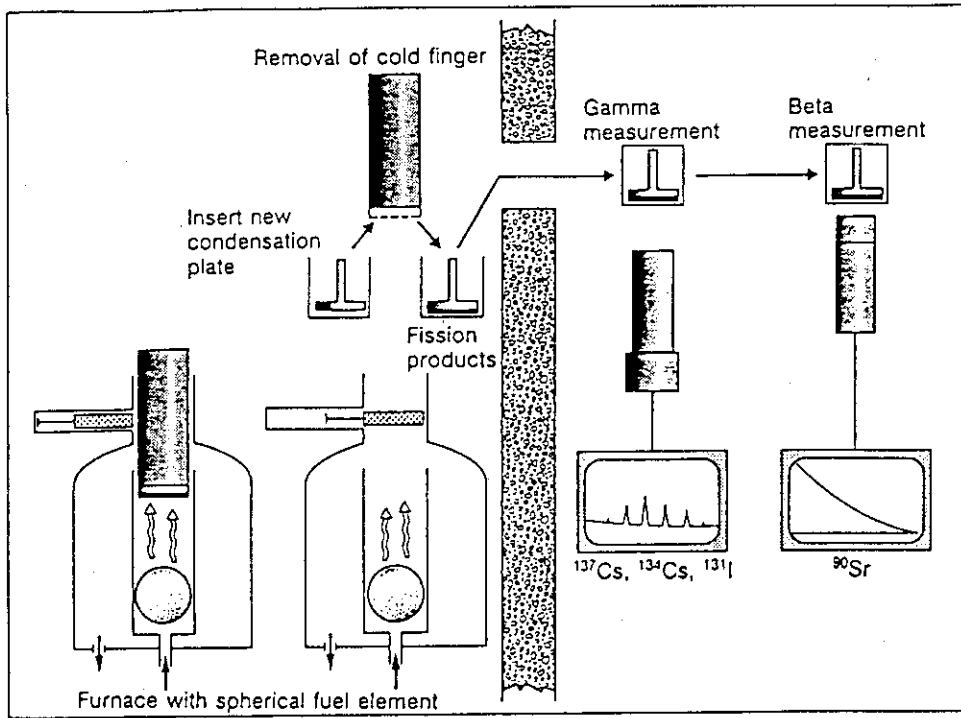


Fig. 3 Schematic diagram for replacement of cold finger in heating furnace and subsequent measurement of deposited activity on cold finger plate.

During irradiation in the Material Test Reactors, the release of short-lived fission gases was measured continuously. The measurement of long-lived fission products in the irradiation capsule components outside the sphere, when compared to the total inventory, yields the fractional release from the fuel element. The conclusion from both the in-reactor

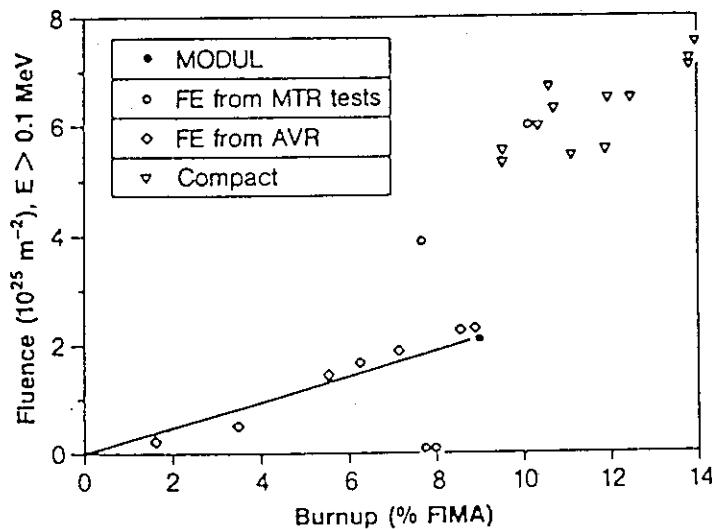


Fig. 4 Fast neutron fluence versus heavy metal burnup of spherical fuel elements (FE) and compacts heated at 1600-1800°C.

fission gas release and the release of long-lived metallic fission products is that no irradiation induced particle failure occurred in all of the irradiation tests with modern TRISO fuel.

As part of the postirradiation examinations, spheres and compacts were selected for the accident condition heating programme. The combination of fast neutron fluence/heavy metal burnup values of the selected samples shows that the irradiation conditions of the MODUL are covered well by the heating tests performed so far (Fig. 4).

3. Results and Discussion

The objective of the present series of accident simulation tests is to obtain fission product release data during heating tests at constant temperature. All results for modern UO_2 TRISO fuels in the temperature range 1600–1800°C are summarized in Tables 2 and 3. A second series of tests will be performed later where the simulation of normal operating and accident conditions will follow more closely the scenarios projected for the MODUL reactor.

3.1 Fission Product Release and Distribution at 1600 to 1800°C

The gas release data from spheres during heating tests are shown in Fig. 5. The measured isotope is ^{85}Kr which has been shown previously to give the same release as ^{133}Xe and ^{131}I [8]. As expected, release increases with heating temperature and duration. All 1600°C release results remain below the level of one particle failure (6×10^{-5} fraction for 16400 particles) as long as the burnup is below $\sim 10\%$ FIMA. A case of one particle failing with a complete breach of the coating can be observed in the 1700°C release curve shown in Fig. 5a. With a 50% kernel retention of krypton at 1700°C, the fractional release from the sphere is 3×10^{-5} . The 2100°C release curves in Fig. 5a have been obtained with the graphite furnace which does not have a cold finger installed[7].

Fuel compacts irradiated to burnup/fluence combinations significantly beyond the maximum MODUL conditions show higher gas release during the post irradiation heating (Fig. 5b), indicating failure or deterioration of the coating. With 1600 particles per compact, the level of one particle failure is 6×10^{-4} . Fig. 5c demonstrates that gas release remains negligibly small for the first 50 h up to 1800°C, but increases later

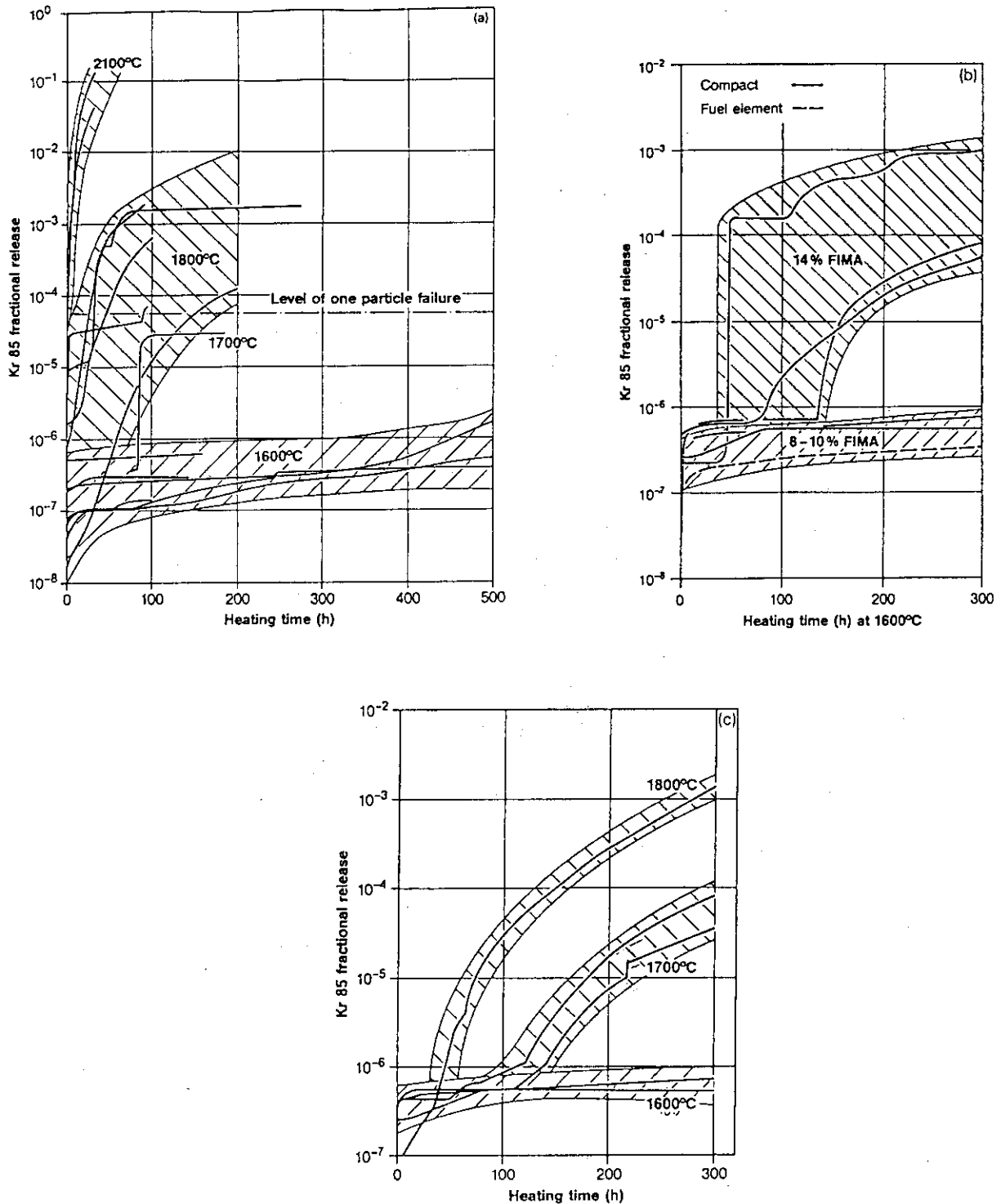


Fig. 5 Accumulated fractional release of ^{85}Kr as a function of heating time at constant temperature. (a) Heating tests with spherical fuel elements at 1600-1800°C. (b) 1600°C heating tests with compacts of 8-14% FIMA. (c) 1600-1800°C heating tests with compacts of 10-12% FIMA.

Table 2 Results of accident simulation tests with irradiated spherical fuel elements.

Fuel element	Irradiation burnup (% FIMA)	Heating test		Fractional release	
		Temperature (°C)	Duration (h)	⁸⁵ Kr	¹³⁷ Cs
AVR 71/22	3.5	1600	500	4×10^{-7}	2×10^{-5}
HFR-K3/1	7.5	1600	500	2×10^{-6}	1×10^{-4}
FRJ-K13/2	8.0	1600	160	6×10^{-7}	4×10^{-5}
AVR 82/20	8.6	1600	100	2×10^{-7}	6×10^{-5}
AVR 82/9	8.9	1600	500	5×10^{-7}	8×10^{-4}
AVR 74/11	6.2	1700	185	3×10^{-5}	8×10^{-5}
FRJ-K13/4	7.6	1600	138	3×10^{-7}	3×10^{-6}
		1800	100	7×10^{-5}	1×10^{-2}
HFR-K3/3	10.6	1800	100	7×10^{-4}	6×10^{-2}
AVR 76/18	7.1	1800	200	1×10^{-4}	5×10^{-2}
AVR 74/10	5.5	1800	90	2×10^{-3}	1×10^{-1}
AVR 70/33	1.6	1800	175	2×10^{-3}	2×10^{-2}

Table 3 Results of accident simulation tests at 1600-1800°C with irradiated fuel compacts

Fuel compact	Irradiation conditions			Heating test		Fractional release	
	Burnup (% FIMA)	Fast fluence (10^{25} m^{-2})	Irr. temp (°C)	Temperature (°C)	Duration (h)	⁸⁵ Kr	¹³⁷ Cs
HFR-P4/3/7	13.9	7.5	1075	1600	304	1×10^{-3}	4×10^{-3}
HFR-P4/1/8	13.8	7.2	940	1600	304	5×10^{-5}	2×10^{-3}
HFR-P4/2/8	13.8	7.2	945	1600	304	8×10^{-5}	1×10^{-3}
HFR-P4/1/12	11.1	5.5	940	1600	304	5×10^{-7}	3×10^{-4}
SL-P1/6	10.7	6.7	800	1600	304	7×10^{-7}	4×10^{-4}
SL-P1/10	10.3	6.0	800	1700	304	9×10^{-5}	6×10^{-2}
SL-P1/9	10.7	6.3	800	1700	304	4×10^{-5}	1×10^{-1}
HFR-P4/3/12	12.0	5.5	1075	1800	279	1×10^{-3}	5×10^{-1}

when heating temperatures are $\geq 1700^\circ\text{C}$.

The shape of the release curves can be explained by two phenomena:

- Deterioration of the SiC layer results in permeability to fission products, but the remaining intact outer pyrocarbon layer delays the release of krypton.
- On rare occasions a burst of gas release can be observed which is due to pressure induced complete coating failure.

Several fission product isotopes are shown in Figs. 6 and 9 indicating the release sequence Ag/Cs/Kr which is observed in all heating tests, even those extending to 2500°C [7]. ^{134}Cs and ^{137}Cs exhibit an identical release behaviour, as expected. ^{90}Sr is always retained in spheres to a higher degree than ^{137}Cs .

$^{110\text{m}}\text{Ag}$ is an activated fission product isotope present in very low quantities due to the low fission yield. Therefore, it plays no role in safety considerations. It is, however, the only radionuclide which diffuses through intact silicon carbide during irradiation at 1200°C [10].

There, silver release from the sphere can reach 1% of the sphere inventory. During heating at 1600 to 1800°C, ^{110m}Ag release values between 2 and 100% have been observed.

Caesium is the main indicator of SiC deterioration or failure. The sphere release is further delayed by retention in matrix graphite. Strontium follows a similar pattern, but remains in the fuel sphere to a much higher degree than caesium. Krypton is always released later than caesium because of the additional holdup in the pyrocarbon layer. In particles without an outer pyrocarbon layer, krypton is released simultaneously with caesium[7].

Sphere 1 of the irradiation experiment HFR-K3 was irradiated hotter than most other fuels. Therefore, particles had already released some ^{110m}Ag into the matrix graphite during irradiation. In the subsequent heating test at 1600°C, silver in the matrix graphite is released from the sphere indicating an in-reactor release level of 2% (Fig. 6). Only during the later portion of the 500 h heating test can further increase in release be observed. Caesium, krypton and strontium releases remain extremely low during the first 200 h. This demonstrates that this fuel element had no initial coating defects, a low manufacturing contamination level, no in-pile coating failure and no particle failure during the initial phases of the heating test. The deconsolidation of the sphere, however, shows that by the end of the 500 h heating, certain amounts of Cs and Sr had been released from the particles, but had been strongly retained in the sphere. The ceramographic sections through a number of particles make a small degradation of the SiC layer visible (bottom photographs in Fig. 11).

The concentration of fission products in the matrix graphite (i.e. outside particles) along a cylinder through the centre of sphere HFR-K3/1 is shown to the right of Fig. 6. With ^{90}Sr being immobile in graphite, its radial profile represents the release from particles. ^{110m}Ag and ^{137}Cs show radial diffusion profiles through the sphere consistent with their release curves.

The contrast in caesium behaviour between an MTR-irradiated and an AVR-irradiated sphere is shown in Fig. 7. During irradiation in AVR for ca 480 full power days, caesium in the AVR primary circuit (from old contaminated fuel) is diffusing into the sphere matrix from the outside, and is then released during the heating test. Typically, this appears as a fractional release of 2×10^{-5} for low burnup spheres and 6×10^{-5}

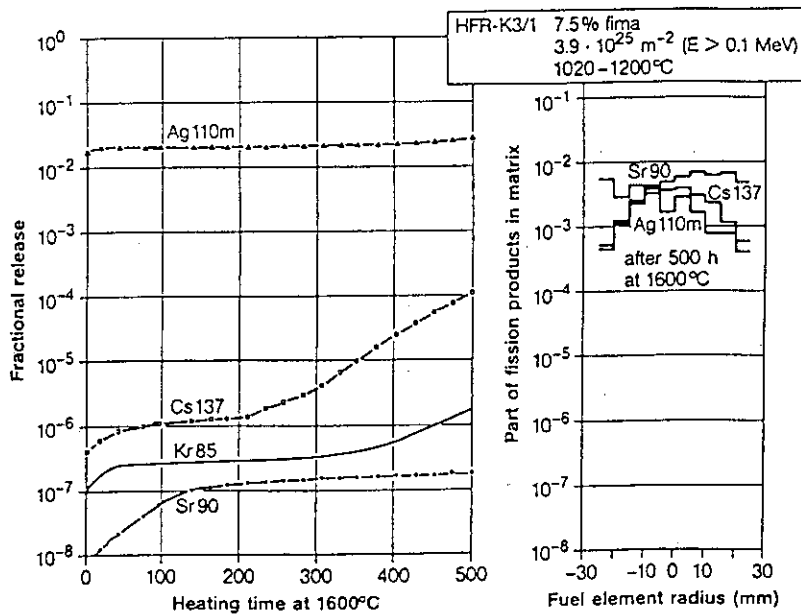


Fig. 6 Fission product release and distribution in sphere HFR-K3/1 after irradiation at 1000-1200°C for 359 days and 1600°C heating.

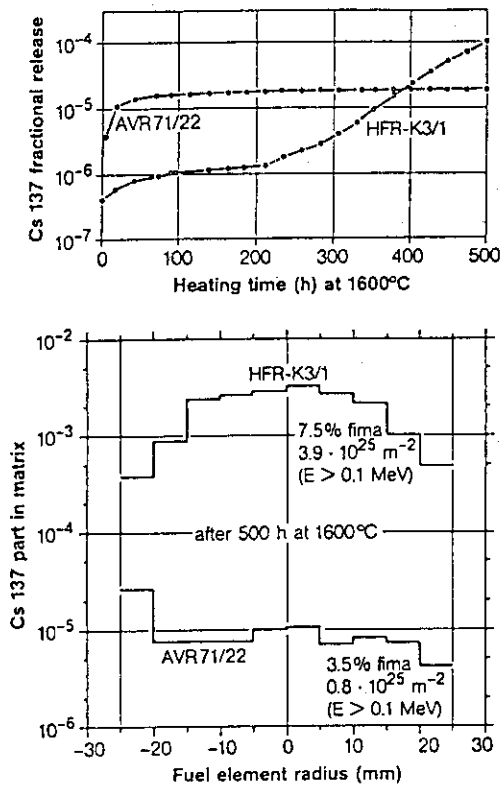


Fig. 7 Comparison of two 1600°C heating tests of 500 h duration: the top diagram shows the release curve during heating where AVR 71/22 is releasing caesium picked up during irradiation in AVR; the bottom diagram shows the caesium concentration in the fuel element outside the particles.

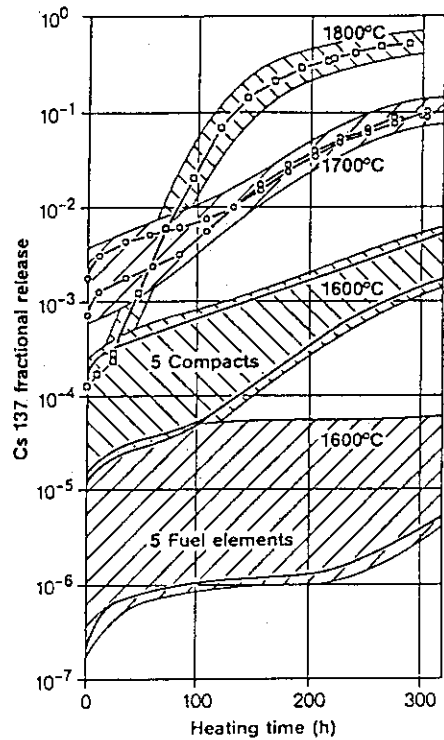


Fig. 8 Caesium release during heating of spherical fuel elements (1600°C) and compacts (1600-1800°C).

for high burnup spheres with their longer irradiation times (1250 full power days in the case of AVR 82/20). HFR-K3/1 is a much cleaner sphere with low initial release. After 500 h, caesium release and the profile through the sphere is higher owing to the burnup and fluence making the SiC permeable. Of particular interest is the fact that the average particle release is 1.2×10^{-3} (Table 4), while the sphere release is 1.1×10^{-4} indicating an extremely high retention in the matrix.

Figure 8 shows the 1600-1800°C caesium release curves from the fuel compacts irradiated to conditions beyond the design values in comparison to sphere results at 1600°C, which remain below the level of release of one particle inventory. Release from compacts with modest irradiation conditions also stays at this low level.

Sphere 3 of HFR-K3 was heated at 1800°C, first for 25 h and later for 75 h. Fission product release curves and profiles through the sphere are shown in Fig. 9. With 7×10^{-4} for krypton and 6×10^{-2} for caesium, the fractional release remains significantly below expected levels under these conditions. At 1800°C, the influence of irradiation conditions is less pronounced than at 1600°C. This is shown by the caesium release results listed in Table 2 and caesium profiles shown in the right-hand diagram of Fig. 9.

All caesium release curves from the spheres are combined in Fig. 10 as a function of heating times up to 500 h. The early part of the 1600°C curves is dominated by AVR spheres which release caesium picked up in the AVR core. In fuel element AVR 74/11, the caesium inventory from 5 to 10 particles has been released into the matrix graphite during the 1700°C heating test to yield a final sphere release fraction of 8×10^{-5} . Sphere FRJ2-K13/4 had first been heated for 138 h at 1600°C and subsequently for 100 h at 1800°C. Caesium release results are shown as if these were two independent heating tests.

Earlier work[11,12] has shown that TRISO particles are more effective than BISO particles in retaining caesium at 1600°C. Due to experimental limitations at that time, the demonstrated improvement was of the order of one magnitude. The results presented here, when compared to the data from BISO particles, show an improvement by five orders of magnitude. Even at 1800°C, caesium retention is as good or better than previously assumed for 1600°C.

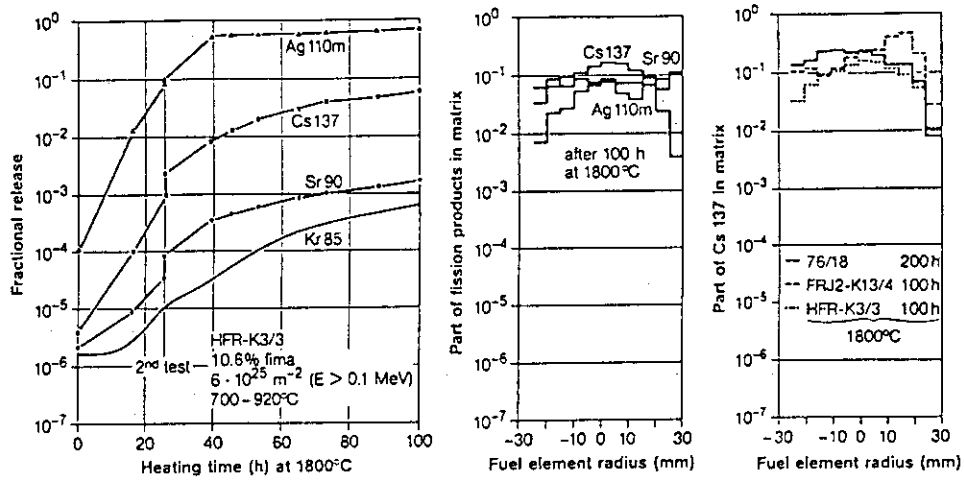


Fig. 9 Fission product release and distribution in sphere HFR-K3/3 irradiated at 700-900°C and heated at 1800°C. Comparison of caesium profiles with other 1800°C tests.

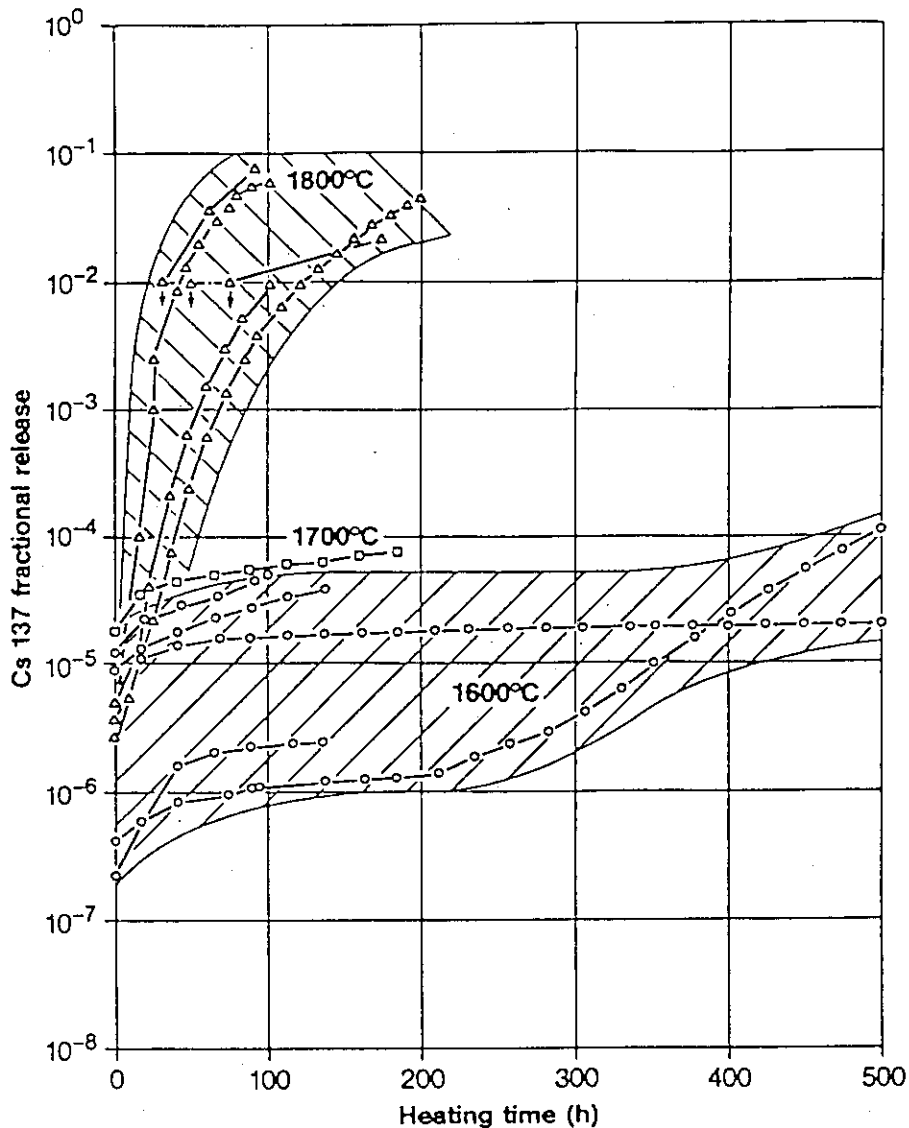


Fig. 10 Caesium release from all heated spheres as a function of heating times up to 500 h.

References

- [1] H. Reutler and G.H. Lohnert, Nucl. Eng. Des. 78 (1984) 129.
- [2] K. Krüger, Experimentelle Simulation eines Kühlmittel-verlust-Störfalles mit dem AVR Reaktor, Report Jül-2297 (1989).
- [3] M. Hrovat, H. Nickel and K. Koizlik, Über die Entwicklung eines Matrixmaterials zur Herstellung gepresster Brennelemente für Hochtemperaturreaktoren, Report Jül-969 (1973).
- [4] W. Jahn, W. Rehm and K. Verfondern, Spezielle Analysen zum Temperatur- und Spaltproduktverhalten von HTR-MODUL-Anlagen, Report Jül-Spez-235 (1983).
- [5] D.T. Goodin, J. Am. Ceram. Soc. 65 (1982) 238.
- [6] W. Schenk, Störfallsimulation an bestrahlten Kugelbrenn-elementen bei Temperaturen von 1400 bis 2500°C, Report Jül-1883 (1983).
- [7] H. Nabielek, W. Schenk, W. Heit, A.-W. Mehner and D.T. Goodin, Nucl. Technol. 84 (1988) 62.
- [8] W. Schenk, D. Pitzer and H. Nabielek, Fission Product Release Profiles from Spherical Fuel Elements at Accident Temperatures, Report Jül-2234 (1988).
- [9] H. Nabielek, G. Kaiser, H. Huschka, H. Ragoss, M. Wimmers and W. Theymann, Nucl. Eng. Des. 78 (1984) 155.
- [10] H. Nabielek, H. Hick, M. Wagner-Löffler and E.H. Voice, Performance Limits of Coated Particle Fuel III: Fission Product Migration in HTR Fuel, Dragon Project Report 828, Part III (1974).
- [11] H.-J. Allelein, Spaltproduktverhalten - speziell Cs - in HTR TRISO Brennstoffteilchen, Report Jül-1695 (1980).
- [12] W. Schenk, A. Naoumidis and H. Nickel, J. Nucl. Mater. 124 (1984) 25.

7. 黒鉛構造物の酸化挙動と特性変化

日本原子力研究所高温工学部
高温材料強度研究室長
衛 藤 基 邦

1. はじめに

高温ガス炉炉心黒鉛構造物は定常運転時には冷却材ヘリウム中の酸化性不純物ガスに、また減圧事故等事故時には空気や水蒸気に曝される可能性がある¹⁾。高温ガス炉用黒鉛の諸特性に及ぼす酸化の影響については、これまでに多くの研究が行われている^{2~5)}。しかし、炉内使用条件の下で生じる酸化勾配が構造物の強度特性等にどのような影響を及ぼすかについての研究例は少ない^{6, 7)}。ここでは、(1)黒鉛の、主として強度特性に及ぼす酸化の影響を概観した後、(2)黒鉛構造物の炉内酸化を評価するために、黒鉛の酸化挙動について詳細な検討を行い、(3)支持ポスト等黒鉛構造物の酸化を評価する。さらに、(4)炉の寿命期間後の支持ポストの強度を評価するとともに、(5)水蒸気あるいは空気浸入事故時の酸化挙動について検討する。

2. 高温ガス炉用黒鉛の機械的性質に及ぼす酸化の影響

ここでは、酸化温度と酸化性不純物ガスの種類に着目して高温ガス炉用黒鉛の機械的性質に及ぼす酸化の影響を検討し、ついで不均一酸化が強度等に及ぼす影響の評価法を提示する。

2.1 均一酸化による特性変化

(1) 一般的傾向

種々の高温ガス炉用黒鉛の機械的性質に及ぼす酸化の影響に関する、これまでの実験結果は次のようにまとめられる³⁾。1)酸化に伴う強度減少量は黒鉛によって異なるが、10%の密度減少で50%の強度低下である。2)均一酸化である限り酸化温度、オキシダントの種類・濃度には依存せず、酸化量のみ依存する。3)強度低下の大きい黒鉛は比抵抗の増加量が大きい。これらの結論はFig. 1及びFig. 2に図示されている。

(2) 応力-ひずみ関係と強度

主としてIG-110 黒鉛についての実験結果に基づいて検討を進める。種々の酸化水準まで空気酸化した同黒鉛の応力-ひずみ曲線をFig. 3に示す。これまでの実験結果から強度低下と酸化量について次の実験式が得られている。

$$\sigma_t/\sigma_{t0} = (\rho/\rho_0)^n \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 σ_f , σ_{f0} , ρ , ρ_0 は各々、酸化材の強度、非酸化材の強度、酸化材の密度、非酸化材の密度である。定数 n の値は強度が圧縮か引張りかで異なり、各々、4あるいは6前後である。Fig. 3の結果から応力-ひずみ関係について次の実験式が導出される。

$$\sigma(\varepsilon)/\sigma_0(\varepsilon) = (\rho/\rho_0)^m \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $\sigma(\varepsilon)$, $\sigma_0(\varepsilon)$ は各々、ひずみ ε における酸化材と非酸化材の応力を表す。 m の値は圧縮の場合4.56, 引張りの場合3.95である。

2.2 酸化勾配のある場合の応力-ひずみ関係と強度変化

(1) 応力-ひずみ関係

Fig. 4に示すように内径と外径が各々、 r , $r+dr$ である管の密度を ρ とする。この断面に負荷される応力を σ とすると、荷重 $dP=2\sigma\pi r$ となり、全荷重 P は

$$P = \int \sigma 2\pi r dr \quad \dots\dots\dots (3)$$

r と ρ の関係は局部酸化量のデータから求めることができる。

$$r = f(\rho) \quad \dots\dots\dots (4)$$

式(3)と(4)から

$$P = \int_{\rho_c}^{\rho_s} \sigma 2\pi f(\rho) f'(\rho) d\rho \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで ρ_s , ρ_c は各々、円柱の表面及び中心の密度である。式(2)から式(6)が得られ、式(6)を(5)に代入すると、式(7)が得られる。

$$\sigma(\varepsilon) = A\sigma_0(\varepsilon)\rho^m \quad (A = \rho_0^{-m}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$P = \sigma_0(\varepsilon) 2\pi A \int_{\rho_c}^{\rho_s} \rho^m f(\rho) f'(\rho) d\rho \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\sigma(\varepsilon) = P/\pi r_s^2 \quad \dots\dots\dots (8)$$

式(6), (7), (8)からFig. 4に示すような密度分布をもつ円柱の応力-ひずみ関係が評価できる。

(2) 酸化勾配がある場合の強度の評価

Fig. 4に示すような酸化勾配をもつ円柱の強度評価を次のようなモデルに基づいて行う。半径 r の近傍の微小な層が密度 ρ をもつとし、 r より外側の領域では既に部分的に破壊が進行しているとする。この破壊が内部に向かって進行するためには、次の条件が満たされる必要がある。

$$P/\pi r^2 \geq \sigma_f(\rho) \quad \dots\dots\dots (9)$$

式(1)を用いると、

$$P/\pi r^2 \geq \sigma_{f0}(\rho/\rho_0)^n \quad \dots\dots\dots (10)$$

は r の関数で表される： $\rho = g(r)$ 。従って、式(10)は

$$P \geq \sigma_0 \pi r^2 (g(r)/\rho_0)^n \equiv Q(r) \dots\dots\dots (11)$$

r について $Q(r)$ が最大になる条件を求めることにより酸化勾配のある円柱の強度評価が可能である。Fig. 5は直径24mm, 長さ48mmの円柱状試験片を773Kで空気酸化した場合の強度評価を行った結果で実測値との差は最大20%であった。

3. 黒鉛の酸化挙動の解析

ここでは、主としてIG-110黒鉛の水蒸気酸化の実験結果をまとめるとともに、その結果に基づいてHTTR黒鉛構造物の酸化分布を評価する。

3.1 非照射材の試験結果

(1) 反応速度式

0.65%の濃度の水蒸気/ヘリウム中酸化試験を1073から1523Kまで行った結果、反応速度 R_e (mg/cm²h) について次式が得られた。

$$R_e = 4.5 \times 10^4 \exp(-113/RT) \quad (T > 1200K) \dots\dots\dots (12)$$

$$R_e = 1.8 \times 10^{10} \exp(-251/RT) \quad (T < 1200K) \dots\dots\dots (13)$$

細孔内拡散律速領域へ移行する温度はここでは約1200Kであったが、この温度は全圧力、活性化エネルギー等に依存する。この点について、以下の評価では次式を用いた。

$$T_{tp} = T_{te} (1 - 1/(1+X)) \dots\dots\dots (14)$$

ただし、 $X = (1/\ln P)(2(E_t - E_b)/RT_{te})$

ここで、 T_{tp} : 圧力 P における遷移温度、 T_{te} : 実験より求めた遷移温度

E_t : 化学反応律速領域の活性化エネルギー、 E_b : 拡散律速領域の活性化エネルギー

(2) 反応速度の酸化量依存性

Fig. 6に酸化速度の酸化量依存性データを示す。ここで、反応速度は酸化量 B (mg/cm²) の関数 $F(B)$ で表される。

(3) 試験片内の酸化分布

Fig. 7は1273Kで水蒸気酸化した黒鉛の酸化分布を示す。試験片内の密度で表した局部酸化量は次の式で求められる。

$$(\rho_0 - \rho)/\rho_0 = (\Delta\rho/\rho_0) = A \exp(-x/L) \dots\dots\dots (15)$$

IG-110黒鉛の場合、1273Kで L は1.7mmで、1173-1273Kの範囲で、

$$L = 3.89 \times 10^{-5} \exp(16500/T) \dots\dots\dots (16)$$

3.2 照射材の反応速度

HTTR使用条件下における黒鉛構造物の反応速度 R_p の評価は R_e に種々の補正因子を乗じて求められる。全圧と水蒸気濃度について、ここでは(1)濃度に比例する場合(1次式)と(2)Langmuir-Hinshelwood (L-H)式に従う場合について考察する。

(1) 1次式に従う場合

R_p は次式によって計算される。

$$R_p = P^n C_r H I J I_n I_\gamma F(M) F(B) R_e \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 P : 全圧, $n = 1$ (化学反応律速), $n = 1/2$ (拡散律速)

C_r : 換算水蒸気濃度, H : 水蒸気濃度に関する補正因子

I : ヘリウム流速に関する補正因子, J : 反応速度の上限値についての因子

I_n : 中性子照射効果補正因子, I_γ : ガンマ線照射効果補正因子

$F(M)$: 不純物効果補正因子, $F(B)$: 酸化量依存性補正因子

ここでの仮定から、 $C_r = C(\text{H}_2\text{O}, \text{vpm})/6500$ 。Hについては、定常運転時の水蒸気濃度が0.2vpmであることから、Fig. 8に示すデータに基づいて、1.2とした。IはHTPLのデータから定めた⁸⁾。反応速度の平均値からの偏奇は最大で1/3であったので、Jを4/3とした。ガンマ線照射の効果については1050K以上では無視できる^{9)・10)}。中性子照射についてはFig. 9に示すように、照射の初期を除いてその影響は小さい。F(M)は R_e に含まれていると仮定した。

(2) L-H式に従う場合

R_p は次式で表される。

$$R_p = F(P, C(\text{H}_2\text{O}), T) I J I_n I_\gamma F(M) F(B) R_e \dots\dots\dots (18)$$

化学反応律速領域では、平衡状態における反応速度Kは次式で表される。

$$K = K_1 P(\text{H}_2\text{O}) / [1 + k_2 P(\text{H}_2) + k_3 P(\text{H}_2\text{O})] \dots\dots\dots (19)$$

ここで $P(\text{H}_2\text{O}, \dots)$ は各々、 H_2O , , , の分圧である。実験条件に対して計算したKを K_e 、炉内条件でのそれを K_p とすると、

$$F(P, C(\text{H}_2\text{O}), T) = K_p / K_e \dots\dots\dots (20)$$

k_i ($i=1, 2, 3$)はTに依存する。

拡散律速領域の反応速度は、次式で定義されるYを導入して計算される。

$$Y = \sqrt{(1/P) \{ P(\text{H}_2\text{O}) - (1/k_3) \log(k_3 P(\text{H}_2\text{O}) + 1) \}} \dots\dots\dots (21)$$

実験条件と炉内条件とを上記の場合と同様、e, pで表すと、

$$F(P, C(\text{H}_2\text{O}), T) = Y_p / Y_e \dots\dots\dots (22)$$

3.3 HTTR黒鉛構造物の酸化量分布の計算

IG-110製黒鉛構造物（燃料体ブロック，支持ポスト等）の反応速度，重量減，酸化量分布を炉稼働率60%，供用期間を2年及び20年として計算した。任意の酸化量Bにおける R_p は式(17)，(18)を用いて計算できる。時間tからt+ Δt の間に増加するBは次式で表される。

$$B(t \rightarrow t + \Delta t) = R_p(t) \Delta t \dots\dots\dots (23)$$

$$= B(t + \Delta t) - B(t) \dots\dots\dots (24)$$

同様に，

$$R_p(t + \Delta t) = R_p(B = B + \Delta B) \dots\dots\dots (25)$$

このような操作をt = 0からt = tまで繰り返すことにより時間の関数として反応速度と酸化量を得る。ここで，式(15)におけるAの値が0.9以上のとき，反応速度は一定となり，また減肉が起こるとした¹¹⁾。酸化量分布はBから評価できる。式(16)のLは $L = D_{eff}/K$ ， $D_{eff} = 1/P$ ，またはP = PにおけるLはTが一定であれば一定であるので，

$$L(\text{mm}) = 3.89 \times 10^{-5} (1/\sqrt{P}) \exp(16500/T) \dots\dots\dots (26)$$

式(15)から表面から点xまでの重量減は単位外表面積当り，

$$\Delta W_x = \rho_0 \int_0^x A \exp(-x/L) dx = \rho_0 L A \{1 - \exp(-x/L)\} \dots\dots\dots (27)$$

構造物がLより十分大きい場合には次式が成り立つ。

$$W = \rho_0 L A \dots\dots\dots (28)$$

燃料体ブロックと支持ポストに対して上記の計算を実施した結果の一例をFig. 10から12に示す。Fig. 11と12は支持ポストについて1次式とL-H式を比較したものであるが，後者の方がより酸化量が多いことが分かる。

4. 支持ポストの強度評価

Fig. 12に示した支持ポストの酸化量分布に対して，応力-ひずみ関係及び強度を評価する。ポストの直径を150mm，長手方向の酸化量は均一とする。Fig. 13はこの場合の酸化量分布を模式的に示す。式(3)から

$$P = \pi r_1^2 \sigma_0(\epsilon) + \int_{r_1}^{r_s'} 2\pi r \sigma(\epsilon) dr \dots\dots\dots (29)$$

ここで， r_s' は減肉後の半径，すなわち75-0.3mmである。

式(29)から

$$\sigma(\epsilon) = (r_1/r_s')^2 \sigma_0(\epsilon) + \sigma_0(\epsilon) \rho_0^{-4.6} \int_{1.58}^{1.748} f(P) f'(\rho) d\rho \dots\dots\dots (30)$$

式(30)から $\sigma(\epsilon)/\sigma_0(\epsilon)=0.967$ 。0.3mmの減肉を考慮するとこの比は $0.967 \times (74.7/75)^2=0.959$ となる。

ポストの圧縮強度は次式の最大値を計算することによって求まる。

$$P(r) = \pi r_1^2 \sigma_{r0} + \pi(r^2 - r_1^2) \sigma_{r0} (\rho/\rho_0)^n \dots\dots\dots (31)$$

$$\sigma(r) = P(r)/r_s^2 \dots\dots\dots (32)$$

式(31), (32)から $\sigma_r/\sigma_{r0}=0.982$ 。減肉を考慮すると0.974となる。

5. 高濃度水蒸気による酸化挙動

全圧42.25気圧, 温度1000°Cという事故時条件では, 有効拡散係数 $1 \times 10^{-3} - 1 \times 10^{-4} \text{cm}^2/\text{sec}$, k_1 は $1 - 2 \text{sec}^{-1}$ となる。次式によって定常状態に達するまでの時間 t_e と k_1 との関係を求めた結果がFig. 14である⁷⁾。

$$\sqrt{k_1 t_e} - X/2\sqrt{D_{\text{eff}} t_e} = 2 \dots\dots\dots (33)$$

ここでXは水蒸気の有効最大侵入深さである。Fig. 15は水浸入事故後の温度と圧力の変化の計算例である。このような温度と圧力の変化に対する支持ポストの酸化量分布を計算した結果がFig. 16である。ここで, 1050°Cの場合はポスト温度が不変であるという仮定の下に計算した結果であり, 800°Cの場合は, ポストの温度がFig. 15のように変化するとして計算したものである。実際には, これらの例の中間的な酸化量分布になると思われる。

6. 空気侵入事故を想定した場合の酸化挙動

一次系配管破断事故を想定した場合の支持ポストの酸化挙動, 酸化量分布及び強度が評価されている¹²⁾。VHTRの調整設計報告書¹³⁾に示されている事故後炉心部の温度変化の計算例によると, プレナム部の温度は150時間後に約1050°Cから500°Cまで下降する。事故時の反応ガスは全圧1.25気圧, ヘリウムで希釈された濃度約80%の空気であり, 単位空間内の酸素濃度は大気圧の空気とほとんど変わらない。それゆえ, 上記の実験は大気中で行われているが, ヘリウム/空気混合ガスの反応性とほぼ同じと考えられる。

破断事故時のヘリウム/空気混合ガスの流速は高温度領域で数cm/minと計算されている。上記の実験における空気の流速は1000°Cで約20cm/min, 900°Cで約15cm/min, 800°Cで約10cm/minと計算されているので, 事故時の条件と大きくは変わらない。

Fig. 17にプレナム部の温度変化と反応速度の時間変化を, IG-110 黒鉛の場合について示す。この図にはまた, 1000°C, 800°C, 600°Cの各温度における反応速度データのみを用いて, 近似的に1000°Cで12時間, 800°Cで53時間, 600°Cで50時間反応が進行したとして, 全酸化量を計算する手順を模式的に示してある。この計算の結果, 事故後115時間経過したときの, 支持ポストの直径は150mmか

ら84.4mmに減少する。支持ポストに負荷される最大荷重は3,323kgであるから、減肉したポストに対する負荷応力は 0.59kg/mm^2 となる。また、ポストの強度は約6%の均一酸化によって約40%減少する。本来の圧縮強度を 8.5kg/mm^2 とすると、上記の応力に対する裕度は $8.5 \times 0.6 / 0.59 = 8.6$ となる。

7. むすび

ここでは、高温ガス炉用黒鉛の酸化挙動についてまとめるとともに、素材の酸化データを用いて、通常運転時、水浸入事故時、空気侵入事故時、各々の場合について黒鉛構造物の酸化を検討し、とくに支持ポストについて、いずれのケースでもポストの機能が保持されることを示した。

参考文献

- 1) M. B. Perroomian et al, GA-A 12493(1974).
- 2) R. J. Price, GA-A 13524(1975).
- 3) M. Eto and F. B. Growcock, BNL-NUREG-51493(1981).
- 4) M. Eto and F. B. Growcock, Carbon 21, 135(1983).
- 5) S. Yoda et al, Carbon 23, 33(1985).
- 6) M. Eto et al, JAERI-M 87-056(1987).
- 7) S. Nomura et al, in JAERI-M 86-192(1987).
- 8) R. Burnette et al, GA-A 15799(1980).
- 9) H. Imai et al, JAERI-M 8848(1980).
- 10) H. Imai et al, JAERI-M 9166(1980).
- 11) F. P. O. Ashworth et al, Proc. Intn'l Conf., BNES, p.30. 1(1973).
- 12) 今井 久他: JAERI-M 82-067(1982).
- 13) 多目的高温ガス実験炉プラントシステム等の調整設計書 (第2分冊)(1977).

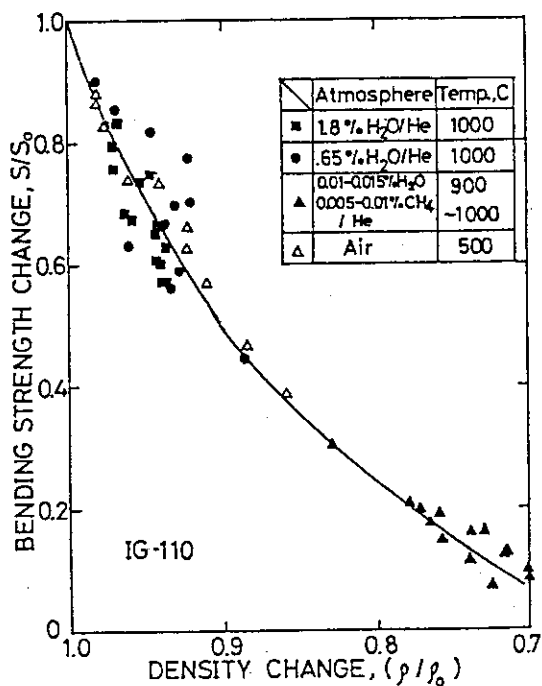


Fig. 1 Change in bending strength of IG-110 graphite oxidized in different conditions.

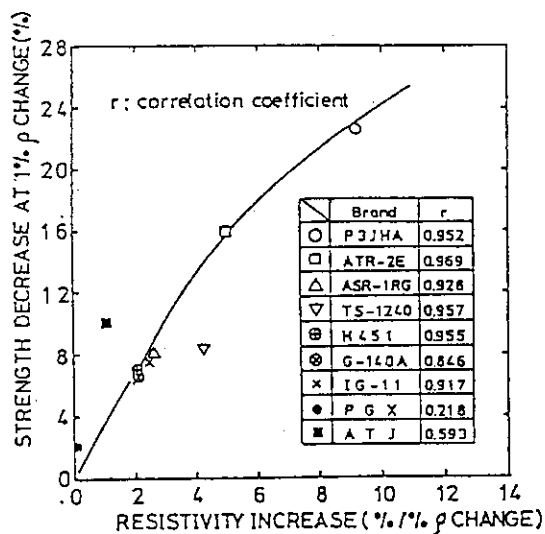


Fig. 2 Plots of the decrease in bending strength vs. resistivity increase for various HTGR graphites.

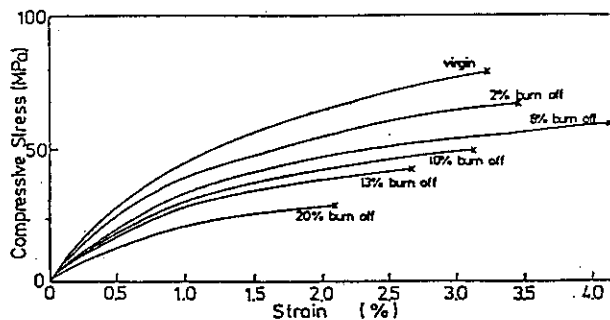


Fig. 3 Compressive stress-strain curves for IG-110 graphite oxidized uniformly in air.

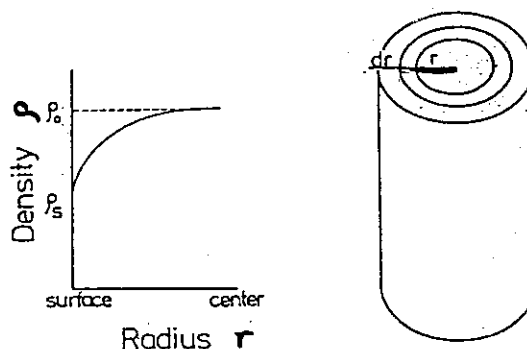


Fig. 4 Schematic of a cylindrical specimen with a density gradient shown on the left.

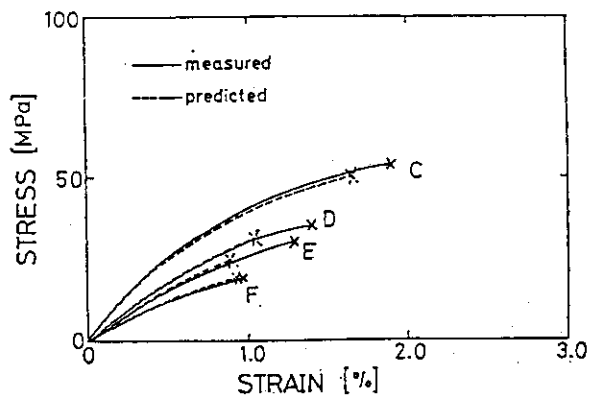


Fig. 5 Measured and estimated stress-strain curves for IG-110 graphite specimens. Crosses indicate the 'fracture point'.

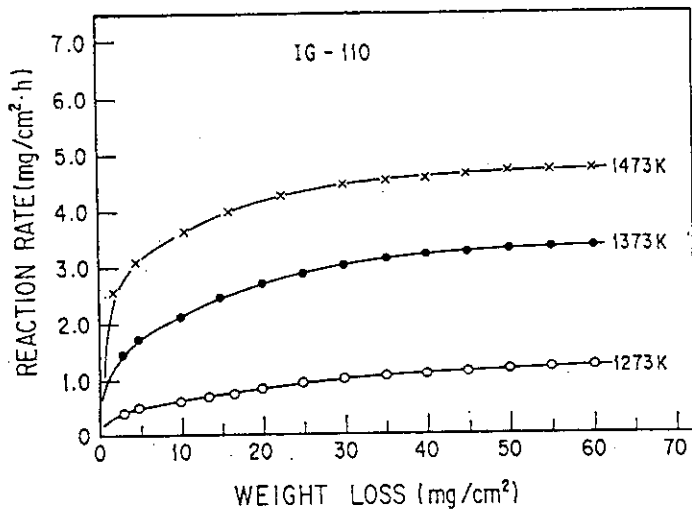


Fig. 6 Burn-off dependence of the reaction rate normalized to that at B=15 mg/cm².

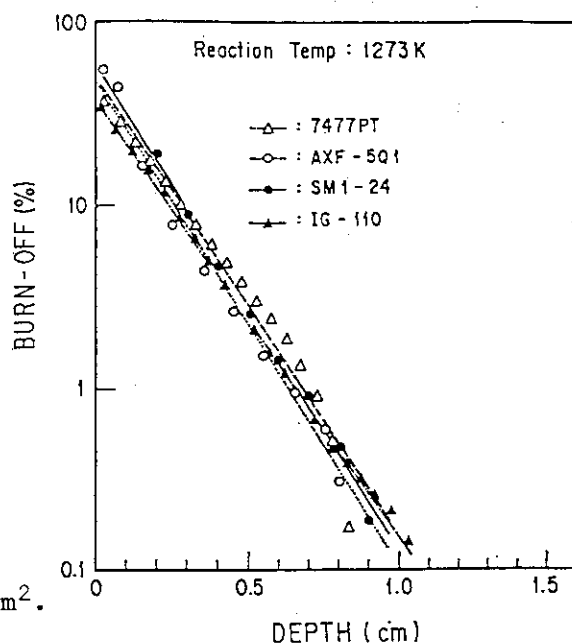


Fig. 7 Burn-off profiles of some graphites oxidized in a water vapor/helium mixture at 1273 K.

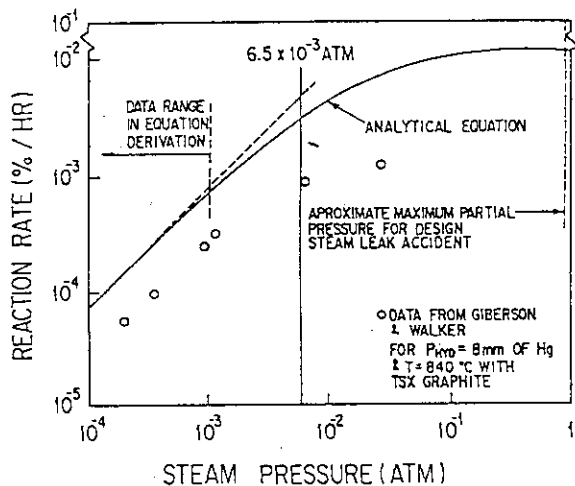


Fig. 8 Dependence of reaction rate on the partial pressure of water vapor.

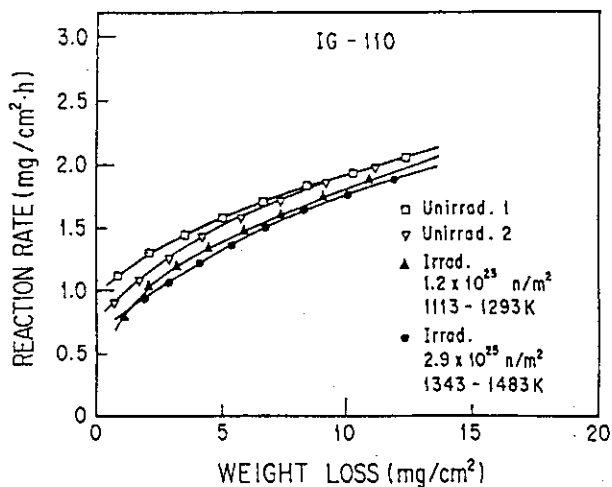


Fig. 9 Reaction rate of unirradiated or neutron-irradiated IG-110 graphite with water vapor.

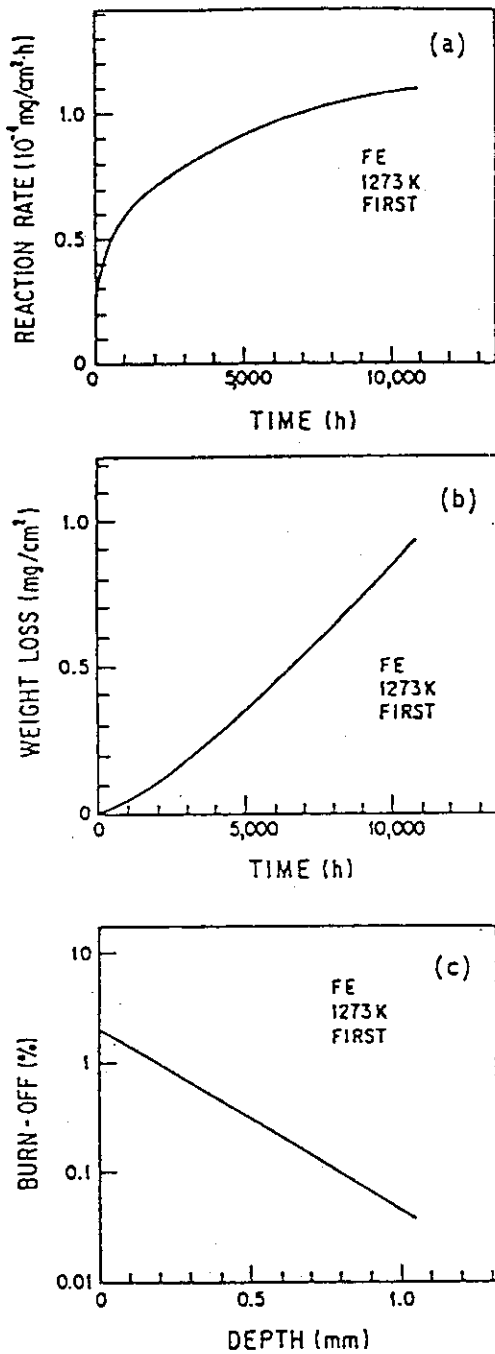


Fig. 10 Calculations of the (a) reaction rate (b) weight loss and (c) burn-off profile for the fuel block at 1273 K in use of the first-order equation.

Fig. 13 Schematic for the calculation of stress-strain characteristics of an oxidized core support post.

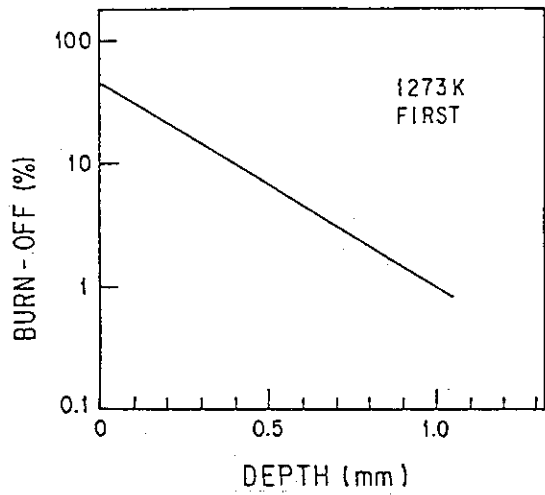


Fig. 11 Burn-off profile for the core support post oxidized at 1273 K in use of the first order equation.

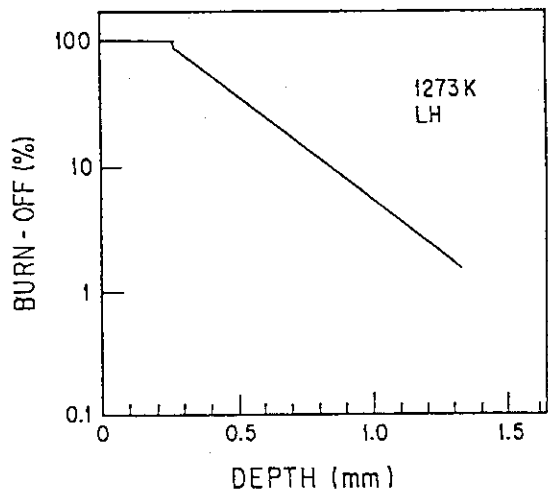
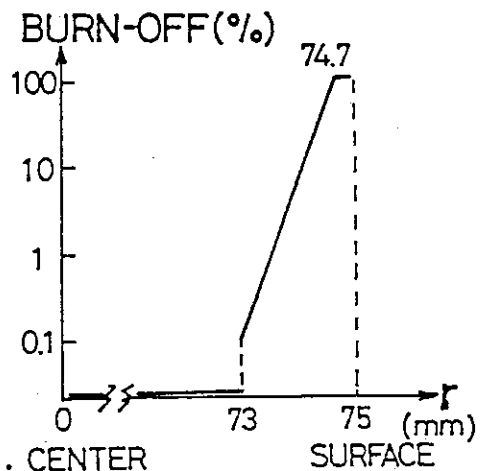


Fig. 12 Burn-off profile for the core support post oxidized at 1273 K in use of the Langmuir-Hinshelwood equation.



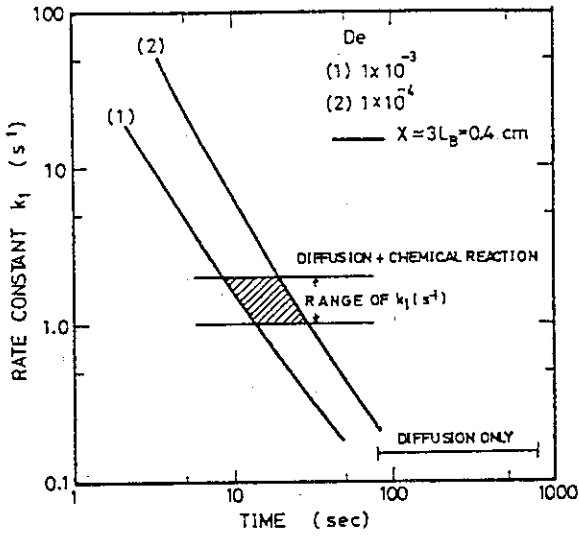


Fig. 14 Comparison of time required to establish the quasi-equilibrium concentration at 1273 K after water ingress.

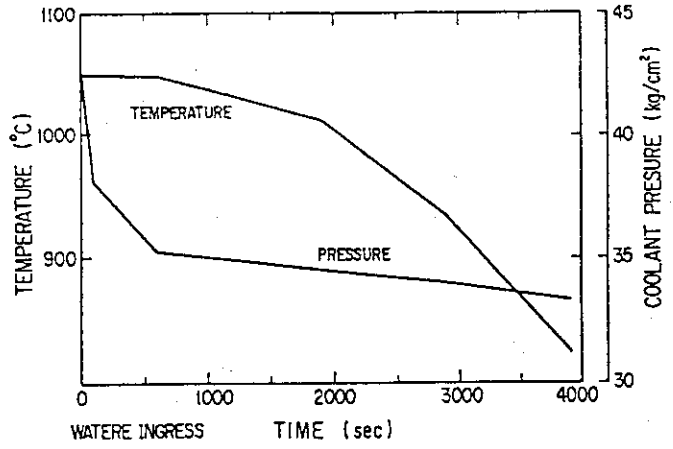


Fig. 15 Changes of temperature and pressure in the water ingress accident.

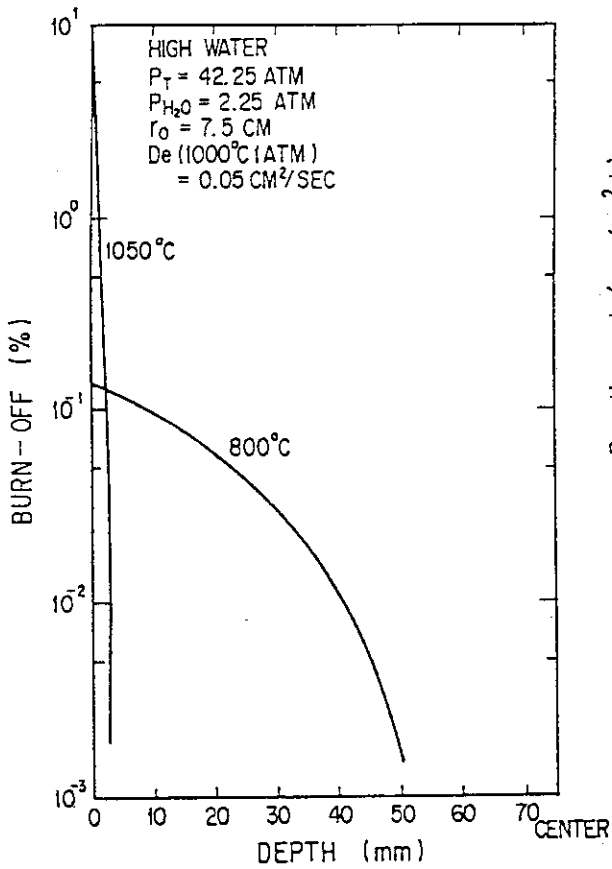


Fig. 16 Local oxidation profiles of the core support post.

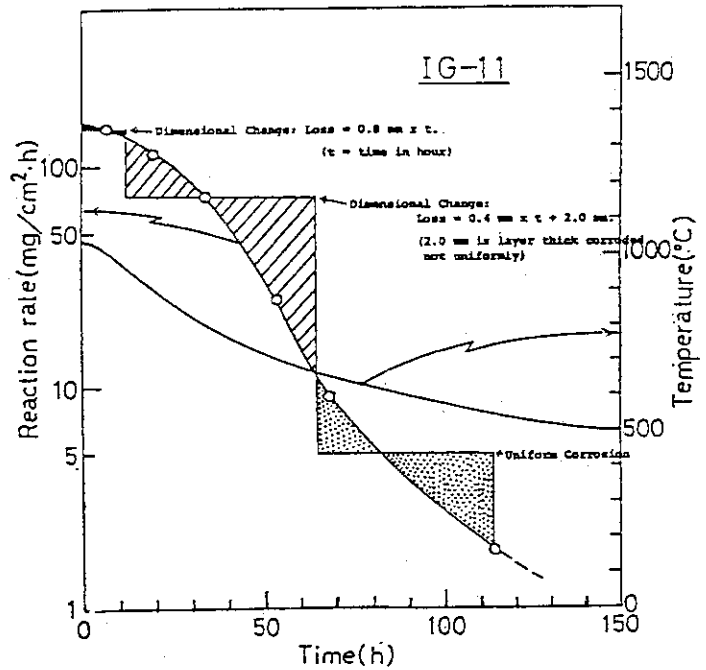


Fig. 17 Estimation of the total burn-off and dimensional change of IG-110 graphite.

8. 配管破断事故時の空気浸入挙動

日本原子力研究所
高温熱工学研究室長
菱田 誠

1. はじめに

配管破断事故はH T T Rの設計基準事故の中でも、最も厳しい事故の一つであると考えられる。配管破断事故が生じると空気が炉内に流入するため炉内の黒鉛構造物が燃焼し、炉心が高温になると同時に黒鉛が酸化によって消失し、炉心が大きく破損されると想像しがちである。しかし、実際にはそれ程ひどいことは起らない。H T T Rでは、代表的な配管破断事故として、一次冷却系主配管が炉容器底部のノズル部で破断する事故と、炉容器上鏡部に取り付けてあるスタンドパイプが破断する事故の2つを取り上げ、事故時における安全解析を行っている。いずれも、瞬時完全破断事故を取上げている。H T T Rでは例えこのような事故が発生しても、(1) 炉心内の最高温度が1 6 0 0℃を越えないこと、(2) 炉心を支持しているサポートポストが必要な強度を失わないこと、(3) 燃料棒の被覆管が必要な肉厚を保持すること、(4) 爆鳴気が生じないこと、等が保証できることを安全解析を行って確認している⁽¹⁾。H T T Rの安全解析は、非常に保守的な仮定を随所に設けて行われているが、保守的な仮定を設けた安全解析によっても、燃料の最高温度は約1 5 0 0℃であり(図1参照⁽¹⁾)、制限値の1 6 0 0℃には達しない。また、酸化によるサポートポストの等価減肉量は約6 mmと少なく酸化された後も必要な強度を保持している。

一次冷却系主配管が破断した時の空気の浸入挙動についての研究は、以前イギリスでA G Rの配管破断事故に関連して行われたことがある。また、ドイツのユーリッヒ研究所でも、ペブル型高温ガス炉に関連して行われたことがある。しかしながら、いずれの研究も断片的であり、これらの研究結果からH T T Rの配管破断事故時における空気の浸入挙動を予想することはできない。

高温熱工学研究室では配管破断事故時の空気浸入特性及び炉内の伝熱流動特性に関する研究を約6年前に開始した。研究を開始した時点では、一次冷却系主配管破断事故時及びスタンドパイプ破断事故時に空気がどのような過程を経て炉内に浸入するかは全く分からなかったので、多くの実験を行うとともに解析も行って、空気の浸入挙動の大筋(全体像)を理解することに努めた。また、流入した高温の空気流による黒鉛の酸化についても実験データの蓄積に努めた。これまで製作した実験装置と実験内容の一覧を表1に示す(この中には、既に終了したものもあるが、現在進めているものもある)。これらの研究によって、一次冷却系主配管破断時とスタンドパイプ破断時における空気浸入挙動の大筋を理解することができた。また、研究の過程で得た成果は随時H T T Rの安全解析に反映されてきた。

2. 空気浸入挙動の大筋

これまで行った実験結果等に基づき、一次冷却系主配管破断事故時(一次冷却系主配管が炉容器底部のノズル部で完全に破断)の空気浸入挙動の大筋(全体像)を示すと図2のようになる。

一次冷却系の主配管が破断した場合には、まず炉内の約40気圧のヘリウム冷却材が格納容器内に噴出する。しかし、この段階（減圧段階と呼ぶ）は数分間程度で終了し、炉内外は短時間内に均圧する。

減圧段階が終了した時点では、炉内にはヘリウムが充満し、炉外には空気（実際には空気とヘリウムとの混合気体、混合割合は体積比で約1:1）が存在している。すなわち、破断面より上方に軽いヘリウムが存在し、破断面より下方に重い空気（空気とヘリウムの混合気体）が存在する。したがって、全体の系は安定である。また、炉内の高温側流路（高温配管－高温プレナム－炉心）と低温側流路（炉心と圧力容器の間の環状流路－下鏡部）の間に生じる浮力は、密度の大きい空気（空気とヘリウムの混合気体）を吸い込んで炉内を一巡する空気（混合気体）の自然循環流を生じさせるほどには大きくない。したがって、炉内外の圧力が均圧しても直ちに炉内に空気が浸入することはない。しかしながら、空気は拡散と流速が非常に遅い混合気体の自然循環（炉内の高温流路と低温流路の間の温度差によって生じる非常に流速の遅い自然循環）によって炉内に僅かずつ浸入する。また炉内では、各所に生じている局所的な3次元的自然対流によっても空気等の輸送が行われる。浸入した空気は、炉内の黒鉛構造物と反応し、炭酸ガス、一酸化炭素等が生成される。この段階を初期段階と呼ぶ。初期段階の持続時間は、相当長い、この間に炉内に浸入する空気の量は僅かである。時間の経過に伴い、空気が炉内に浸入すると、混合気体の密度が大きくなり、それに伴って、炉内の高温流路と低温流路の間に生じる浮力も大きくなる。そしてやがては、炉内を一巡する空気（酸素、窒素、ヘリウム、炭酸ガス、一酸化炭素の混合気体）の自然循環流が発生する（一次冷却系二重管の内管破断孔から炉内に流入し、炉内の高温流路を上昇し、圧力容器上鏡部で反転して炉内の低温流路を下降し、二重管の外管破断孔から炉外に流出する自然循環流）。

炉内を一巡する自然循環流が発生した後を後期段階と呼ぶ。後期段階ではこの自然循環によって空気が浸入するため、空気浸入量は初期段階に比べると遙かに多い。しかし、HTTRでは、原子炉は格納容器内に収められているため、浸入する空気量の総量は限られている。すなわち、酸化される黒鉛の総量は限られている。ただ、炉内のどの部分の黒鉛がどれだけ酸化されるかは、炉内の温度分布の時間的变化、後期段階の開始時刻及び自然循環流量（炉内の流量配分）によって決定されることになる。事故直後は、高温プレナムの温度が高いため、初期段階が短く事故発生後比較的短時間経過した時点で空気（混合気体）の自然循環が開始されると、炉内に流入する空気の殆どは高温プレナムの黒鉛との反応に消費されるため、高温プレナムに設置されているサポートポストの酸化量は多くなるが、燃料流路はほとんど酸化されない。一方、事故後しばらく時間が経過してから、空気（混合気体）の自然循環流が発生すると、その時点では、既に高温プレナムの温度が低下しているため、高温プレナムにおける黒鉛の酸化量は比較的少なくなり（すなわち、サポートポストの酸化量は少ない）、燃料流路の酸化量が多くなる。このように、黒鉛構造物の酸化量を求めるためには、初期段階の持続時間、後期段階における空気（混合気体）の自然循環流量（流量配分）を正確に予測することが重要となる。もちろん、流入した高温空気流（混合気体流）による黒鉛の酸化速度を知ることも重要である。

次に、圧力容器の上部に取り付けられているスタンドパイプ破断事故時の空気浸入挙動の大筋

(全体像)を図3に示す。

スタンドパイプが破断した場合にも、まず炉内の約40気圧のヘリウム冷却材が格納容器内に噴出するが、この減圧段階は一次冷却系主配管破断事故時と同様、短時間で終了する。

しかし、スタンドパイプ破断事故の場合には、減圧段階が終了した時点では、破断面より上方(炉外)に重い空気(空気とヘリウムの混合気体)が存在し、破断面より下方(炉内)に軽いヘリウムが存在する。したがって、この場合には、全体の系は不安定であり、減圧段階が終了した時点で直ちに空気(空気とヘリウムの混合気体)とヘリウムの置換流が発生し、この置換流によって空気が炉内に流入する。この期間を初期段階と呼ぶ。初期段階が終了すると炉内外にはいずれも空気とヘリウムの混合気体が存在することになるが(炉内には炭酸ガスと一酸化炭素も含まれる)、炉内の温度は炉外に比べて高いため、炉内外の温度差(温度分布)に基づいて自然対流が発生し、この自然対流によって炉内に空気が浸入するようになる。この段階を後期段階と呼ぶ。後期段階の空気浸入量は初期段階に比べて少ないが、持続時間は長い。

この場合にも、黒鉛構造物の酸化量を求めるためには、初期段階の持続時間、後期段階における空気(混合気体)の炉内における自然対流流量(流量配分)を予測することが重要である。

3. 一次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動に関する研究

初期段階の空気浸入挙動を調べるため、図4に示すような実験装置を製作して実験を行うとともに、流路網モデルを用いて解析を行った。実験装置は、HTTRを簡単に模擬した装置である。模擬炉心部は、炉心の多並列流路を模擬しており、高さ約1230mm、直径約400mmであり、約37本の金属製加熱管等で構成されている。金属製加熱管は、内径約13mmのステンレス製パイプの外側にシースヒータを巻きつけたものである。実験は次のようにして行った。まず、一次冷却系の二重管構造を模擬した入口管及び出口管とよばれる2本のパイプの開放端を盲フランジで蓋をし、実験装置内をヘリウムに真空置換した後、所定の温度まで昇温する。各部の温度が定常に達した時点で盲フランジを取り外すことによって配管破断を模擬する。その後、高温プレナム、上鏡部及び下鏡部の空気濃度変化を測定する。実験結果と解析結果の一例を図5に示す。この実験では、模擬配管破断後約16時間までは各部の空気濃度は徐々に上昇するが、その後は急激に上昇し、約17時間後に空気の自然循環流発生に至っている。すなわち、この実験では初期段階は模擬配管破断後約17時間持続し、この間、空気は拡散と流速の非常に遅い混合気体(空気とヘリウム)の自然循環によって炉内に浸入している。また、上鏡部及び炉心部と水冷容器の間の環状流路等では、局所的な自然対流によっても空気等の輸送が行われている。なお、実験装置内を加圧した状態から盲フランジを取り外した場合と、実験装置内を大気圧にした後に盲フランジを取り外した場合とについて実験を行ったが、模擬配管破断後の空気濃度変化に差は見られなかった。加圧した状態から盲フランジを取り外すと、ヘリウムガスは装置外に噴出するが、噴出時間が短いため、この間に装置内の温度分布はほとんど変化せずその後の空気濃度の変化にも差が見られなかったものと考えられる。

この実験により、一次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動は、初期段階と後期段階によって異なること、初期段階の持続時間は比較的長いこと等が分かった。しかし、この実験装置は金

属製であるため、浸入した空気と黒鉛構造物の反応を模擬していない。

そこで、黒鉛製の模擬炉心部及び高温プレナムを持った実験装置により空気浸入挙動を調べた。

図6に実験装置を示す。模擬炉心部は、高さが約1000mm、直径が約250mmであり、7本の黒鉛管及び黒鉛製高温プレナム等で構成されている。図7に実験結果の一例を示す。高温プレナム内における炭酸ガス濃度の時間的変化の測定例である。一酸化炭素はほとんど検出されない。また高温プレナムの温度が約600℃以上になると酸素はほとんど検出されず、高温プレナムに到達した酸素はほとんど全量が炭酸ガスに変化する。図8に空気（酸素、窒素、ヘリウム、炭酸ガス、一酸化炭素の混合気体）の自然循環流発生時刻（後期段階の開始時刻）を示す。炉外の気体として、空気の代わりに窒素を用いた結果（黒鉛との反応無）と空気を用いた結果（黒鉛との反応有）との間にはほとんど差が無い。これらの実験結果から判断すると、空気と黒鉛との反応がある場合の空気浸入挙動は、反応が無い場合の浸入挙動とそれ程大きな差は無いことが分かる。装置内に黒鉛構造物がある場合は、浸入した空気の中に約20%含まれている酸素が黒鉛と反応して炭酸ガスに変化するが、空気の大部分を占める（約80%）窒素は黒鉛と反応しない。また、酸素と炭酸ガスの分子量には大きな差がないので、黒鉛との反応後も混合気体全体の密度はそれ程変化しない（すなわち、炉内に生じる浮力にはそれ程大きな差が無い）。また、ヘリウム中における炭酸ガスの拡散係数と酸素の拡散係数にもそれ程大きな差が無い。したがって、黒鉛と酸素の反応がある場合も無い場合も、空気の浸入量、初期段階の持続時間等に大きな差がないものと思われる。

これらの実験の他にも幾つかの実験装置を用い、色々な角度から空気の初期段階における空気の浸入挙動、後期段階における炉内の自然対流を調べる実験を行っている。

また、これら一連の実験で得られた知見を最終的に確かめるため、中型の実験装置を製作し実験を行っている。図9に実験装置を示す。模擬炉心部は高さが約1000mm、直径が約800mmであり、4本の黒鉛管で構成されている。高温プレナムには、黒鉛製の模擬サポートポストも挿入することができるようになっている。この装置は、1次冷却系主配管破断事故及びスタンドパイプ破断事故時の初期段階及び後期段階における空気の浸入挙動、黒鉛流路及びサポートポストの酸化挙動、一酸化炭素の発生量等を調べる総合試験装置として計画し、平成3年11月に完成した。図10に本装置を用いて、一次冷却系主配管破断時の初期段階における空気の浸入挙動を調べに実験結果の一例を示す。模擬炉心部の温度を約800℃に保持して行った実験であり、高温プレナム及び上鏡部における酸素濃度と炭酸ガス濃度の時間的変化を示す。この実験では、模擬配管破断後約8日間経過しても、まだ初期段階が持続している。これは、本実験において炉容器底部に接続されている配管の長さを比較的長く設定したためである（一次冷却系配管が炉容器より相当離れた箇所破断した場合の実験に相当する）と考えられる。

なお、図4の実験装置を用いて、後期段階に発生する自然循環流量を求める実験を行ったが、この実験データは、HTTRの安全解析プログラムの検証に用いられた。

4. スタンドパイプ破断事故時の空気浸入挙動に関する研究

4. 1 初期段階における空気の浸入挙動

スタンドパイプ破断事故時の初期段階には、ヘリウム冷却材と空気の置換によって、炉内に空気が浸入する。置換流量を求めるため、図1.1に示すような実験装置で実験を行った。ヘリウムと空気の重量差を精密な電子天秤で測定し置換流量を求めた。図1.2に実験結果の一例を示す。破断後残存しているスタンドパイプの長さや直径の比が約0.1以下の場合には、置換流量はほぼ一定値であるが、スタンドパイプの長さが長くなると置換流量は若干増加し、その後は長さの増加とともに減少する。どうしてこのようは挙動になるかを知るためには、今後置換流の流れを詳細に調べる必要がある。図1.3にスタンドパイプを傾斜させた場合の傾斜角と置換流量との関係を示す。スタンドパイプを傾斜させた場合より、垂直に設置した場合の方が置換流量は少ないことが分かる。これは、置換流の流れの様子を見れば理解できる。マッハツェンダー干渉計を用いて流れの可視化を行ったところ、スタンドパイプを傾斜させた場合には置換流は綺麗な層状流となる。すなわち、流路の上側を軽いヘリウムが上昇し、下側を重い空気が下降する。一方、スタンドパイプを垂直に設置した場合は、上昇流と下降流は綺麗な層状流に別れず、上昇する流れと下降する流れが強く干渉し合って複雑な流れとなる。このため流動抵抗が非常に大きくなり、その結果置換流量が少なくなるものと思われる。いずれせよ、これらの実験結果からHTTRの空気浸入量を計算したところ、許容量より多くなることが分かった。現在、HTTRではスタンドパイプの中に内管を挿入し、置換流の流路面積を減少するような設計が採用されている。

4. 2 後期段階における空気の浸入挙動

後期段階には、炉内外の温度分布によって生じる自然対流によって炉内に空気が浸入する。図1.4に示す実験装置を製作して、空気の浸入流量を測定するとともに流れの可視化等を行った。図1.4において、下側の半球は原子炉容器の上鏡部を模擬し、半球底面は炉心上面を模擬している。上側の半球が圧力容器外側の空間を模擬し、2つの半球を接続する直管がスタンドパイプを模擬している。空気の浸入流量は、レーザー流速計で流速分布を測定して求めた。当初、スタンドパイプ部では、軸対称の綺麗な流れが形成されるものと予想していたが、流速の測定結果、流れの可視化実験の結果から、上昇流と下降流が非常に強く干渉し合った複雑な流れとなることが分かった。図1.5にスタンドパイプ中心部における流速変動の測定結果の一例を示す。上昇流と下降流が入り交じった複雑な流れであることが分かる。このような流れは、スタンドパイプ中心部のみでなく、至る所で観察された。図1.5に示す流速変動の測定をスタンドパイプ水平断面内の直交する2方向(X方向とY方向)で行った。測定した流速変動の測定データから、上昇流と下降流を分離し、それぞれについて時間平均流速を求めた。同様な操作を断面内の測定点全点について行い、上昇流と下降流の流速分布を求めた。トラバースした2方向(X方向とY方向)について上昇流と下降流の流速分布を比較したところ、両者ともほぼ同じであったので、軸対称な速度分布であると仮定し、上昇流と下降流の流量を求めた。その結果を、図1.6の黒くぬり潰した棒状の記号及び白抜き棒状の記号で示す。黒ぬりの棒状記号は、模擬上鏡部(下側半球面)

と模擬炉心上面（下側半球面の底面）との温度を等しくした場合の空気浸入流量である。この場合の空気浸入流量を、初期段階の置換流量と同様な方法で整理すると、ほぼ同じ値になることが分かる。白抜きの棒状記号は、模擬炉心上面の温度を模擬上鏡部の温度より高くした場合の測定結果である。この場合の空気浸入量は、初期段階の置換流量より少なくなることが分かる。HTTRの場合には、炉心上面の方が上鏡部より温度が高いため、白抜きの棒状記号の実験条件に近い。したがって、スタンドパイプ破断事故時の空気浸入流量を、初期段階の置換流量で評価しておけば黒鉛酸化量は多く見積もられることになる。

図14の実験装置は、上鏡部とスタンドパイプのみしか模擬していないが、炉心の黒鉛流路及び高温プレナムも模擬した実験装置による実験も行う予定である。この実験装置では、上鏡部に流入した空気のうち、どの位の割合が炉心内に流入するか等を調べる予定である。

4. 3 高温空気流による黒鉛流路の酸化速度

一次冷却系主配管破断事故の場合もスタンドパイプ破断事故の場合も、いずれも後期段階には、炉内には自然循環流が発生し、炉内の黒鉛構造物はこの自然循環流に含まれる酸素と反応することになる。黒鉛温度が高い場合の酸化速度は、流れによって黒鉛表面に供給される酸素量が律則となる。すなわち、自然対流中における黒鉛表面への酸素の物質伝達率によって決定されることになる。HTTRの安全解析では、このような場合における物質伝達と熱伝達には相似性が成り立つとして、熱伝達率の整理式から物質伝達率を求めて黒鉛の酸化量を評価している。しかし、物質伝達と熱伝達の相似性が成立するためには、多くの条件が必要であり、配管破断事故の後期段階における自然循環流に対して果たして相似性が成立するかどうかを実際に確かめておく必要がある。そこで、図17に示す実験装置を製作して黒鉛酸化の実験を行った。結果の一例を図18に示す。この実験により、黒鉛の酸化速度は熱伝達の整理式から求められる値より小さいことが分かり、HTTRの安全解析で使用されている値は安全側であることが実証された。

なお、温度が比較的低い場合の黒鉛酸化挙動については、これまで多くの研究により精力的に調べられている。

5. むすび

配管破断事故時の空気浸入挙動等に関する一連の研究を始める前には、一次冷却系主配管破断事故時及びスタンドパイプ破断事故時の空気浸入挙動についてはほとんど分かっていなかった。本研究により以下のような成果が得られた。

(1) 一次冷却系主配管破断事故時及びスタンドパイプ破断事故時における空気浸入挙動の大筋

(全体像)が理解できた。すなわち、

- ・一次冷却系主配管破断事故時及びスタンドパイプ破断事故時の空気浸入挙動は、初期段階と後期段階で異なる。
- ・一次冷却系主配管破断事故時の初期段階は拡散と流速の非常に遅い混合気体の自然循環によって空気が炉内に浸入する。また、炉内では、各所に生じる局所的な自然対流によっても酸素等の輸送が行われる。
- ・後期段階には、空気（酸素、窒素、ヘリウム、炭酸ガス、一酸化炭素の混合気体）の自然

循環流により空気が炉内に流入する。

- ・スタンドパイプ破断事故時の初期段階には、ヘリウム冷却材と空気（ヘリウムと空気の混合気体）との置換流によって炉内に空気が流入する。
- ・後期段階には、炉内外の温度分布によって誘起される自然対流によって炉内に空気が流入する。

これらの結果は、HTTRの安全解析において、解析モデルや解析条件の設定に役立つものと思われる。

(2) その他、HTTRの設計・安全解析等に役立つ成果は、以下のとおりである。

- ・一次冷却系主配管破断事故の後期段階における自然対流流量に関する実験データは、安全解析用計算プログラムの検証に用いられた。
- ・スタンドパイプ破断事故時の空気浸入量を求めるのに必要な実験データを取得した。
- ・本実験結果に基づき、スタンドパイプ破断事故時における空気浸入量を減少させるため、スタンドパイプの構造変更が一部行われた。
- ・HTTRの安全解析に使用されている高温空気流による黒鉛酸化速度は保守的な値であることを実証した。
- ・一次冷却系主配管破断事故時の初期段階は比較的長時間続くので、多量の空気が流入する後期段階の開始までには十分な時間が有り、事故拡大の対策を取るのに必要な時間的余裕のあることが分かった。

参考文献

- (1) 丸山他：HTTRの一次冷却設備配管破断事故に関する安全解析、JAERI-M、90-195（1990）。
- (2) 武田、菱田：第25回日本伝熱シンポジウム講演論文集、Vol. 2、pp. 280-282、（1988-6）。
- (3) 武田、菱田：第25回日本伝熱シンポジウム講演論文集、Vol. 2、pp. 283-285、（1988-6）。
- (4) 武田、菱田：機械学会論文集B編、Vol. 55、No. 517、pp. 2795-2799、（1989）。
- (5) 武田、菱田：第26回日本伝熱シンポジウム講演論文集、Vol. 3、pp. 761-763、（1989-5）。
- (6) 武田、菱田：第26回日本伝熱シンポジウム講演論文集、Vol. 3、pp. 764-766、（1989-5）。
- (7) M. Hishida, et al. : Proc. of NURETH4, Karlsruhe, F. R. G. Vol. 1, pp. 163-169, (1989).
- (8) M. Hishida, T. Takeda : Nucl. Engrg. Des. Vol. 126, pp. 175-187, (1991).
- (9) T. Takeda, M. Hishida : Proc. Int. Topical Meeting on The Safety, Status and Future of Non-Commercial Reactors and Irradiation Facilities, Vol. 1, pp. 296-303, (1990).
- (10) T. Takeda, M. Hishida : Studies on Diffusion and Natural Convection of the two component gases", to be published in Nucl. Engrg. Des.
- (11) 文沢他：日本原子力学会誌、Vol. 31、No. 10、pp. 1127-1128、（1989）。
- (12) M. FUMIZAWA, M. OGSWA, M. HISHIDA, K. OKAMOTO : 3rd Triennial Int. Sympo. on Fluid Control, Measurement, and Visualization (FLUCOME'91)、pp. 333-338、（1991）。
- (13) 文沢元雄、菱田 誠、馬場信一：第29回日本伝熱シンポジウム、投稿中、（1992-5）。
- (14) M. FUMIZAWA, M. HISHIDA : NURETH-5, to be published (1992-9).

Table 1 配管破断試験装置

試験装置名	実験項目	備考
(Ⅰ. 一次冷却系主配管破断事故時の伝熱流動に関する試験装置)		
(1) 一次冷却系主配管破断試験装置 (金属製)	・初期段階の空気浸入挙動 ・後期段階の自然循環	・終了
(2) 黒鉛模擬炉心試験装置 (黒鉛製)	・初期段階の空気浸入挙動	・終了
(3) 逆U字管内空気浸入試験装置 (金属製)	・初期段階の空気浸入挙動	・終了
(4) 黒鉛製逆U字管内空気浸入 試験装置(黒鉛製)	・初期段階の空気浸入挙動	・
(5) 逆U字3並列流路内空気浸入 試験装置(金属製)	・初期段階の空気浸入挙動	・終了
(6) 炉内伝熱流動試験装置	・後期段階の自然循環	・日独安全性共同 試験装置(Ⅰ)
(Ⅱ. スタンドパイプ破断事故時の伝熱流動に関する試験装置)		
(1) ヘリウム/空気置換実験装置	・初期段階の置換挙動	・終了
(2) 後期段階における自然対流 試験装置・Ⅰ(上鏡部模擬)	・後期段階の自然対流による 空気浸入挙動	・日独安全性共同 試験装置(Ⅱ)
(3) 後期段階における自然対流 試験装置・Ⅰ(上鏡部・炉心部模擬)	・後期段階の自然対流による 空気浸入挙動 ・黒鉛製模擬炉心流路の酸化	・日独安全性共同 試験装置(Ⅱ)
(Ⅲ. 高温ガス流による黒鉛流路酸化に関する試験装置)		
(1) 小型黒鉛酸化試験装置	・黒鉛流路の酸化挙動	・終了
(2) 黒鉛酸化試験装置	・黒鉛流路の酸化挙動	・日独安全性共同 試験装置(Ⅰ)
(Ⅳ. 総合試験装置)		
(1) 配管破断模擬試験装置	・一次冷却系主配管破断事故 及びスタンドパイプ破断事故 模擬試験装置	・日独安全性共同 試験装置(Ⅲ)

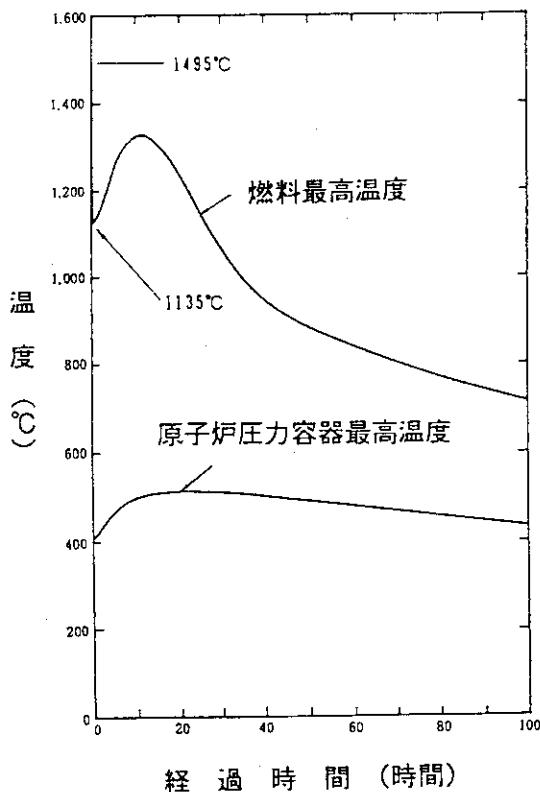


Fig. 1 一次冷却系主配管破断事故時の温度変化 (HTTR¹⁾)

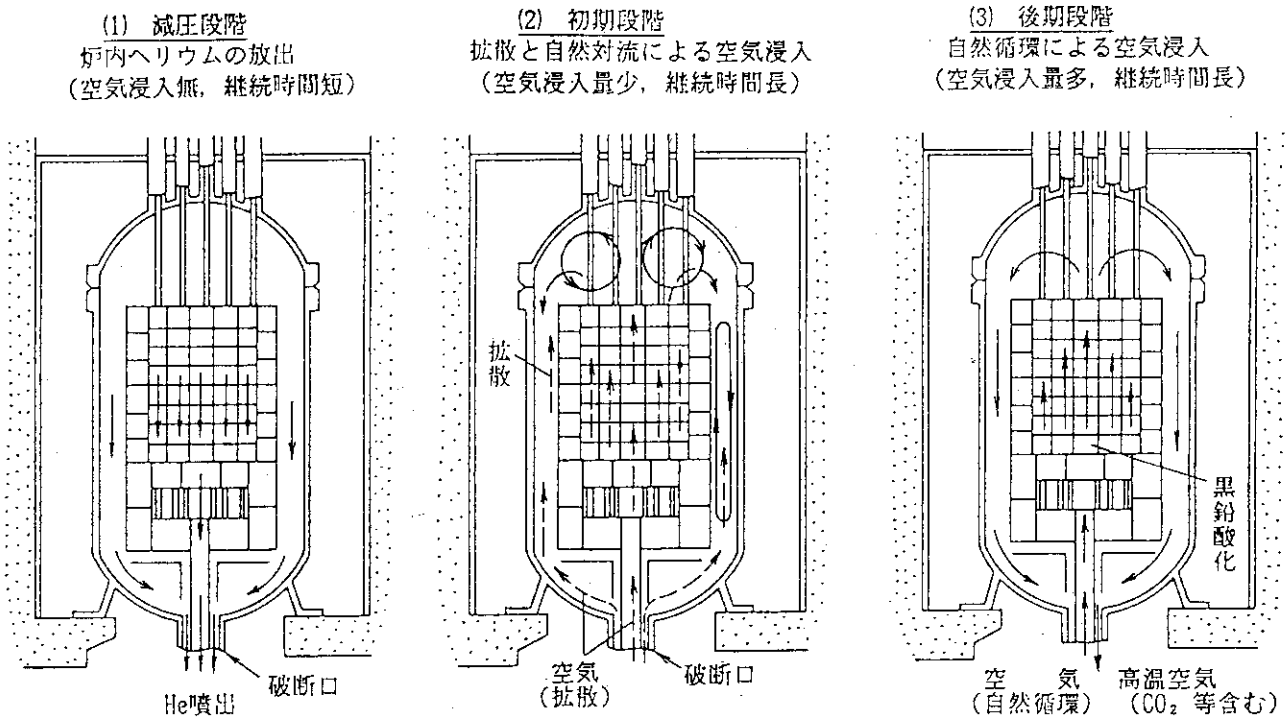


Fig. 2 一次冷却系主配管破断事故時の空気浸入挙動の大筋 (全体像)

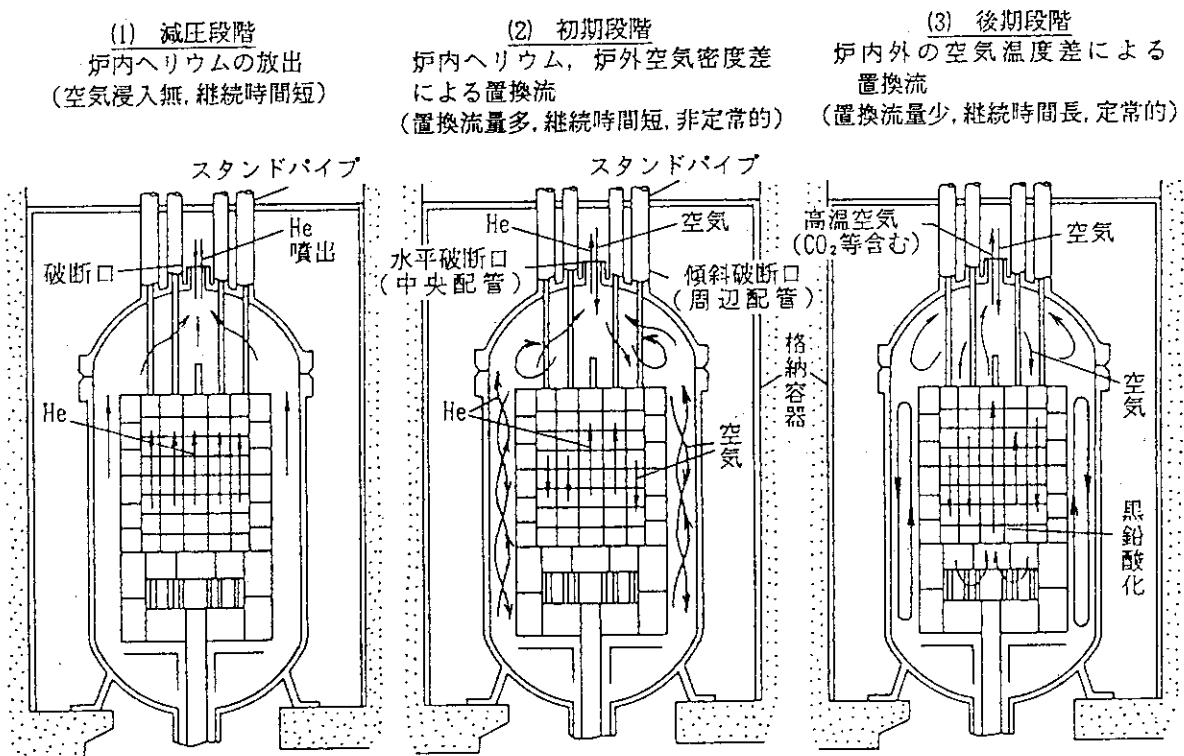


Fig. 3 スタンドパイプ破断事故時の空気浸入挙動の大筋 (全体像)

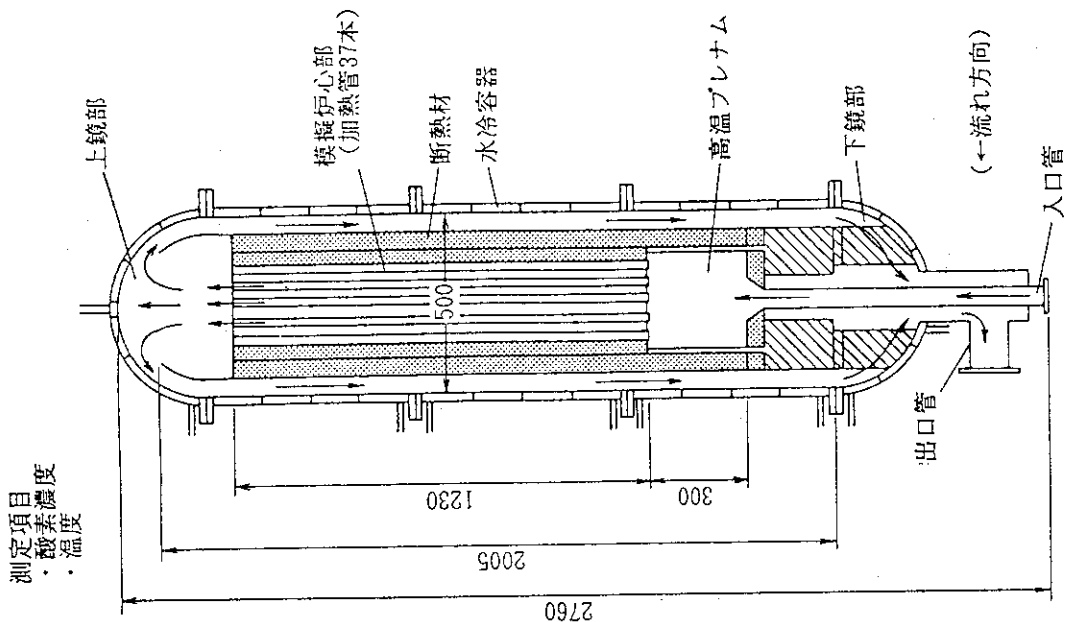


Fig. 4 一次冷却系主配管破断時の空気浸入挙動試験装置
(金属製実験装置: Table 1 の I-(1))

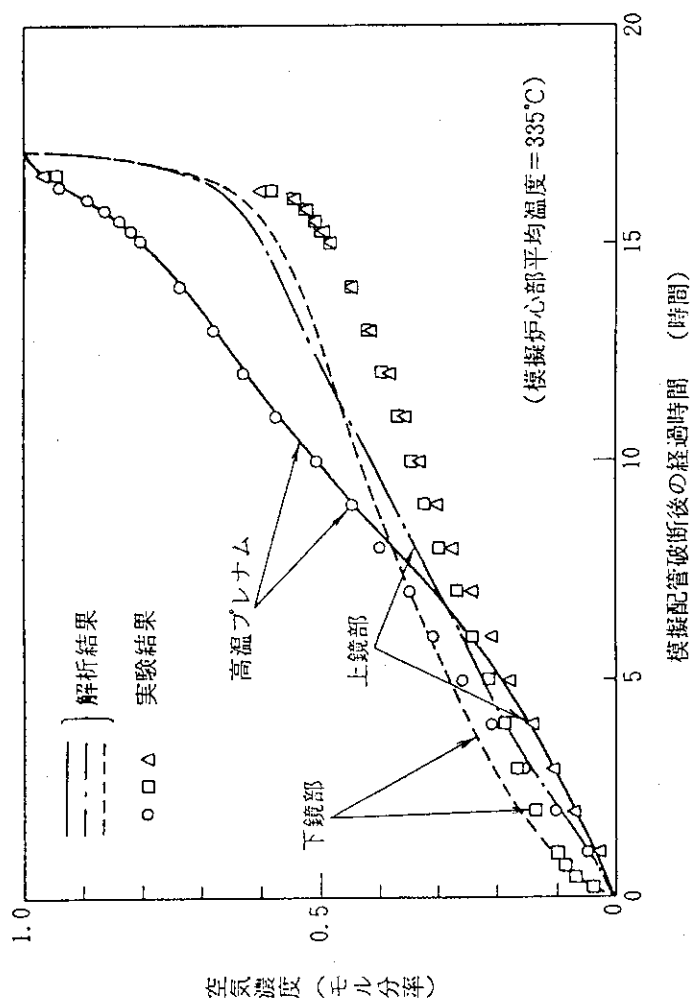


Fig. 5 一次冷却系主配管破断時の空気浸入挙動
(実験結果と解析結果との比較の一例)

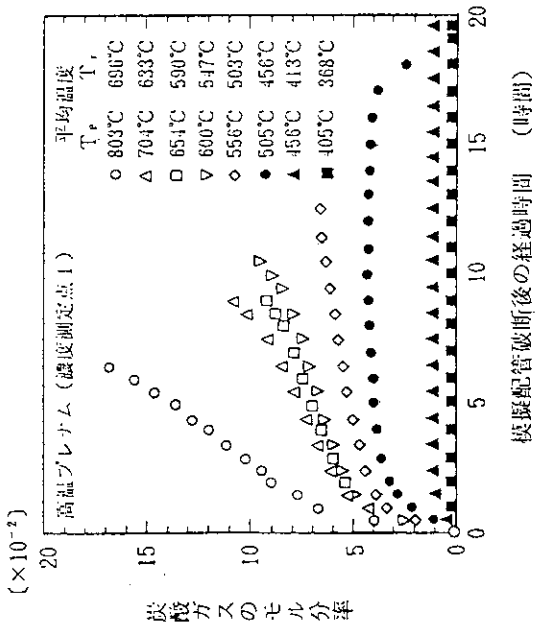


Fig. 7 高温プレナム内における炭酸ガス濃度の時間的变化の測定例

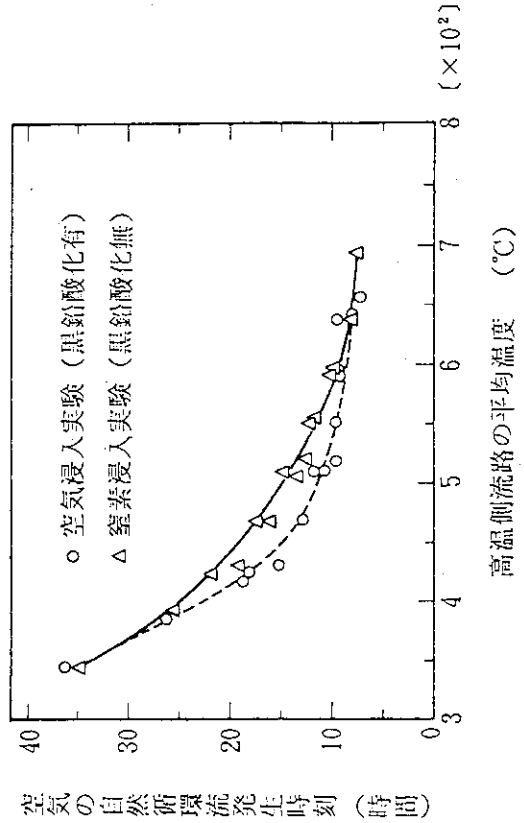


Fig. 8 空気 (混合気体) の自然循環流発生時刻

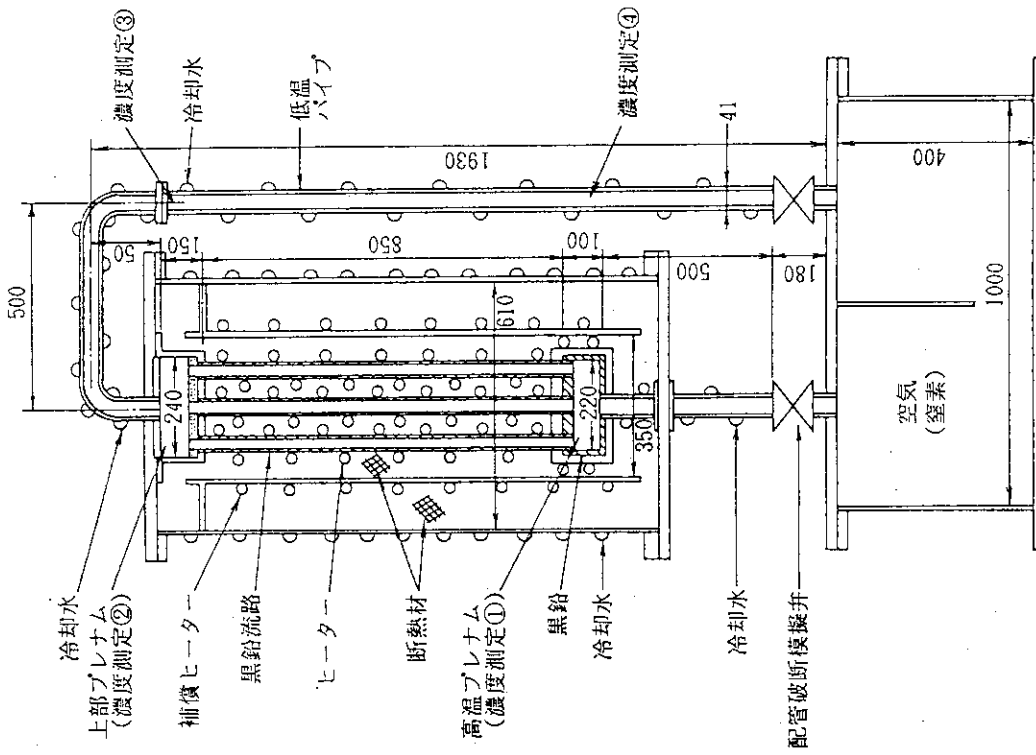


Fig. 6 一次冷却系主配管破断時の空気浸入挙動実験装置 (黒鉛製実験装置: Table 1のI-(2))

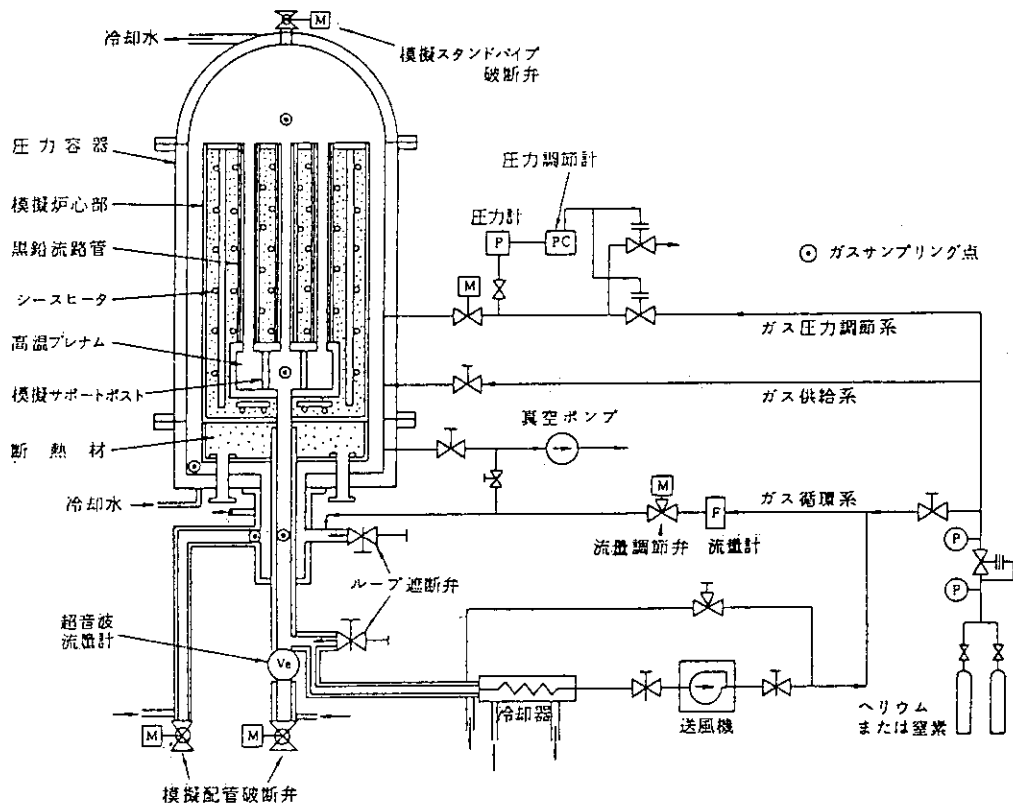


Fig. 9 配管破断模擬試験装置
(Table 1 のIV-(1))

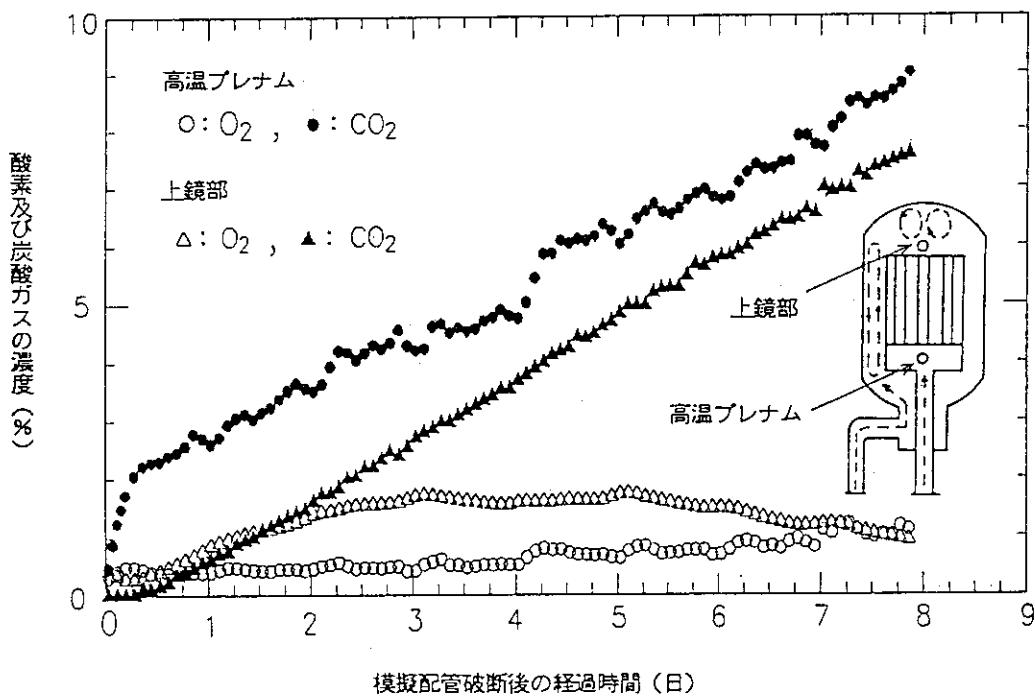


Fig. 10 高温プレナム及び上鏡部における酸素濃度と炭酸ガス濃度の測定例

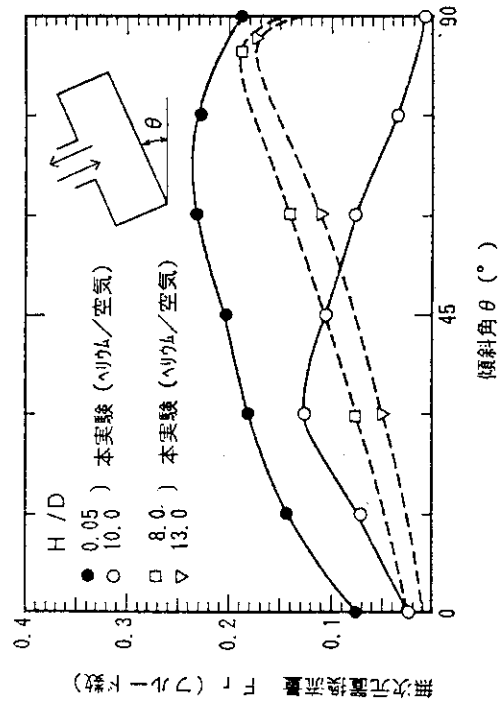


Fig. 13 スタンドパイプを傾斜させた場合の初期段階におけるヘリウム/空気置換流量

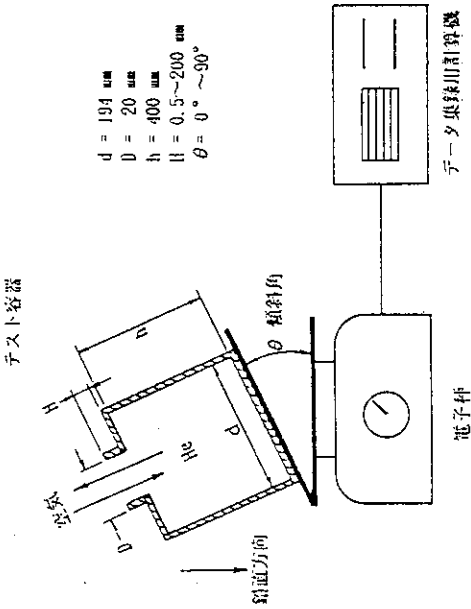


Fig. 11 スタンドパイプ破断事故時の初期段階におけるヘリウム/空気置換実験装置 (Table 1 の II-(1))

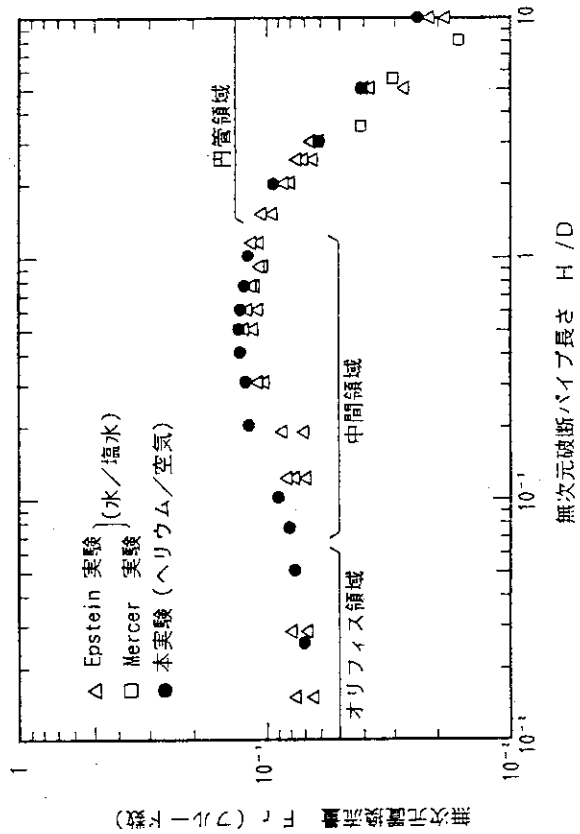


Fig. 12 スタンドパイプ破断事故時の初期段階におけるヘリウム/空気置換流量

フルード数 Fr

$$Fr = \frac{Q}{A \sqrt{g(\rho_L - \rho_H)}}$$

破断パイプ

Q : 置換流量
 A : 流路断面積

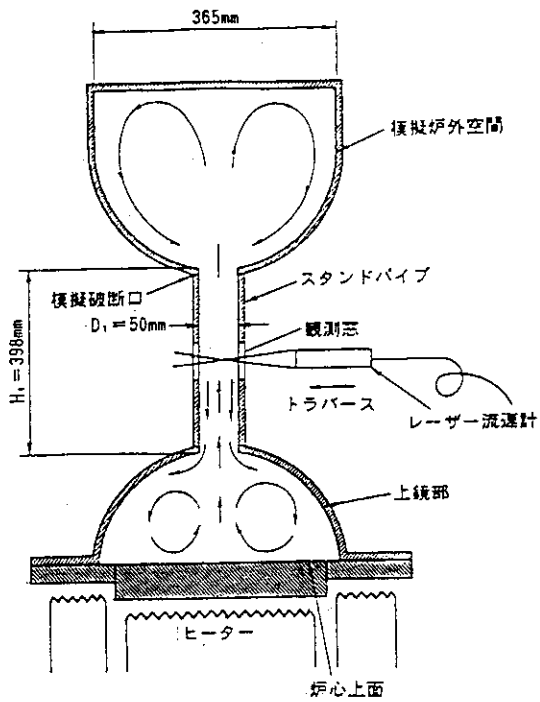


Fig. 14 スタンドパイプ破断事故時の後期段階における空気浸入実験装置 (Table 1のII-(2))

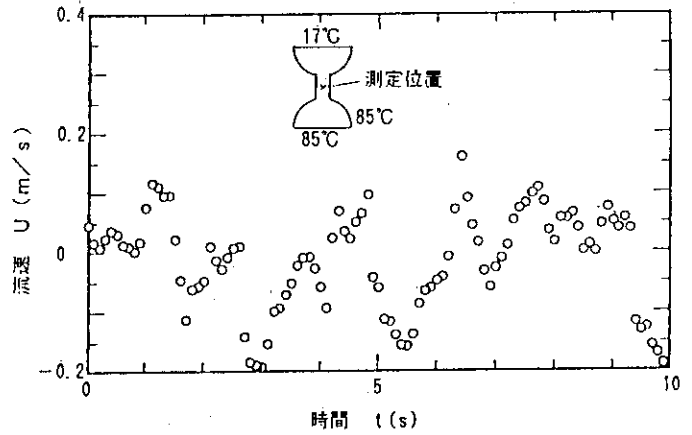


Fig. 15 スタンドパイプ破断事故時の後期段階における空気浸入流の流速変動測定例

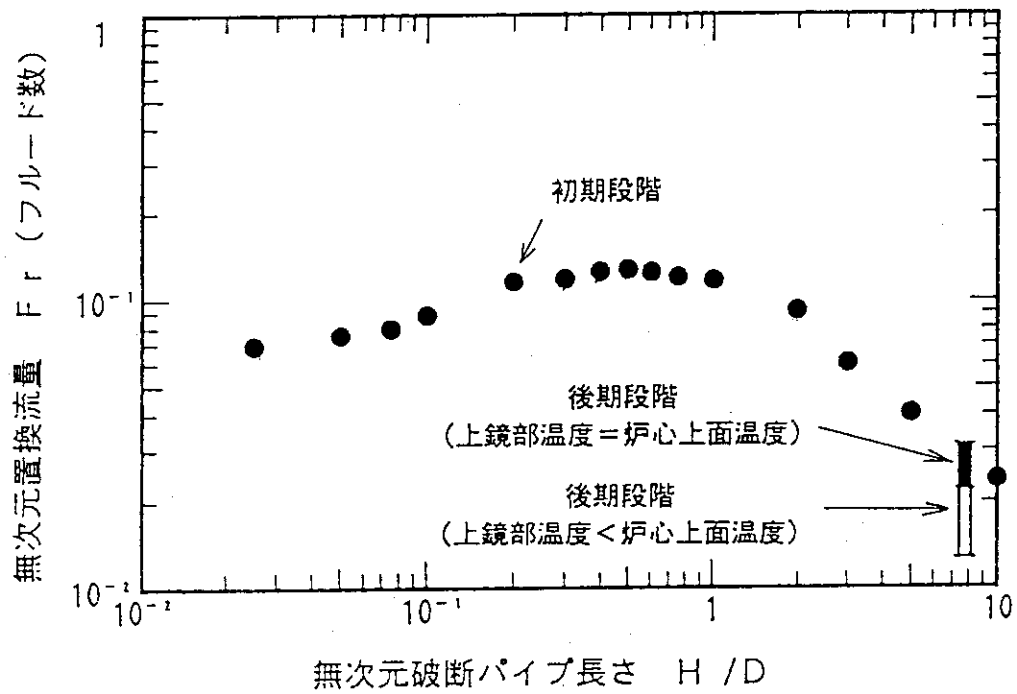


Fig. 16 スタンドパイプ破断事故時の後期段階における空気浸入量測定例

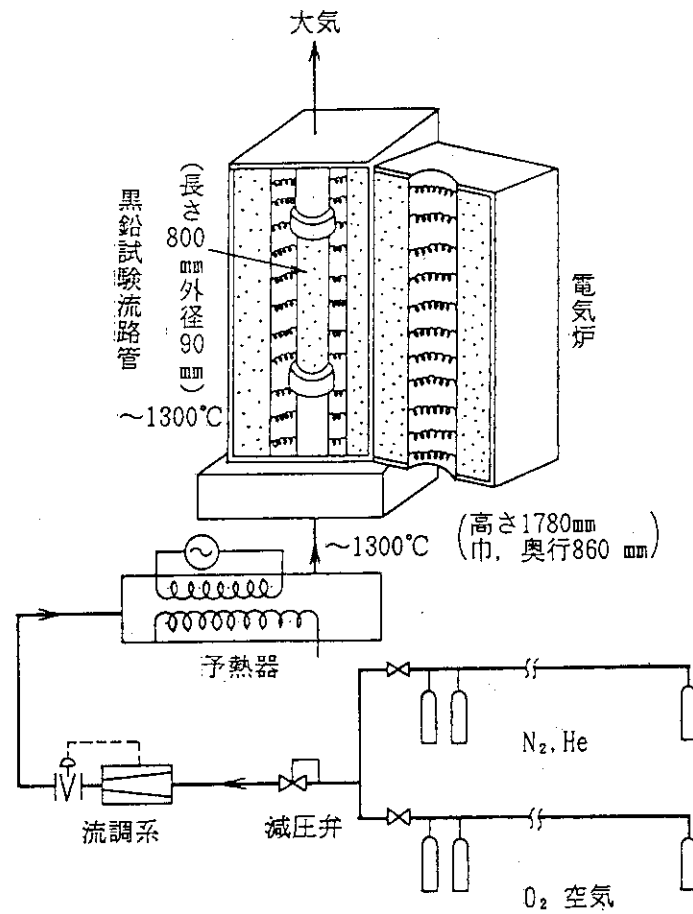


Fig. 17 配管破断事故の後期段階における高温混合気体流による黒鉛酸化実験装置

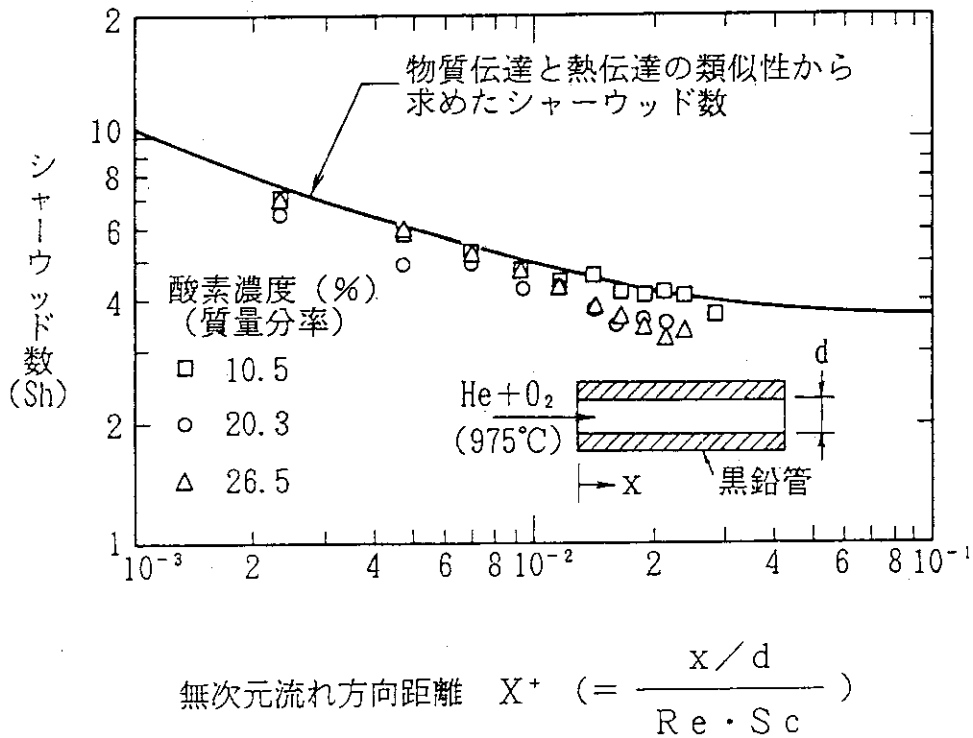


Fig. 18 黒鉛酸化の実験結果の一例

9. HENDELにおけるガス炉関連機器開発

HENDEL管理室

下村 寛昭

1. はじめに

HENDELにおけるガス炉関連機器等に関する開発研究は、ガス冷却炉と同様な機器、システム等の設計、建設及び運転をとおして、発生予測が困難なガス冷却炉の技術的問題等を発見し、解決するための問題発見形研究であり、国内外における各種新型炉の開発にも応用され成功を収めた。

一般に、原子炉プラント等に対して発生予測可能な技術的諸問題の多くは、当然、その解決対策等について試験研究が行われ、その結果に応じた設計等の対策が施される。しかしながら、現実には多くの原子炉プラントにおいて発生している大部分の問題は予測されていなかった技術的問題が大部分を占めていると云っても過言でない。

HENDELについても過去十年に及ぶ運転をとおして、当初予想されていなかった種々のトラブル等が発生し、あるいは運転データを詳細に検討した結果から問題の存在に気付くことが幾度も経験された。これらの問題等については、順次、解析的検討あるいは試験をとおして対策を施し、あるいはより改良した手段、ソフトウェア等を開発した。

従って、HENDELで発生した問題の本質と解決過程は開発試験研究そのものであり、それらを活用することは、高温工学試験研究炉(HTR)を技術的に成功させるために、必要かつ有意義であると同時に、我々関係者にとっての義務であるとも言えよう。

2. HENDELによるガス炉関連機器試験の概要

HENDELによる試験研究の範囲は、狭義の試験部である燃料体スタック実証試験部(T1)及び炉内構造物実証試験部(T2)の他に、高温機器、高温配管系、ガス循環機、ヘリウム熱交換器類及び補機類等を含む各種ハード的コンポーネントまたはシステムならびにプラント制御・計測・データ処理系を中心とするソフトウェア技術等の広範囲にわたっている。

本報ではこれらの項目と概要を述べるに止め、紙数の許す範囲でHTRにも使用する一部の機器について詳細を述べる。

2.1 高温断熱配管

高温ガス炉用断熱配管については、いわゆる内部断熱配管における高圧ヘリウム雰囲気断熱層中の対流熱伝達に関する解析に始まり、適正な断熱方法の立案、耐圧管及びライナー管の温度と材料及び構造等について示した他、具体的な断熱層の構造及び断熱材の充填方法等を決定し、それらに基づいて製作された内部断熱配管が実際的に使用可能であることを伝熱データと耐久性等について、1000°C、40気圧ヘリウムによるHENDEL運転結果を通じて明らかにした。

2.2 高温ヘリウム冷却器

熱交換器類のうち、HTTRにも使用を予定している加圧水冷却器（高温ヘリウム-高圧水冷却器）については、HENDEL本体用及びT1用の同様な熱交換器について、高温度差、高熱伝達条件において発生する過大熱流束に基づく問題への対策、安全対策、伝熱面積制御による交換熱量制御技術方法等について知見を得た。

加圧水冷却器に関する伝熱上の問題検討については後に述べる。

2.3 ヘリウム循環機

ヘリウム循環機については、世界最大級のガス軸受ヘリウム循環機を使用しているHENDELの運転経験から、ガス軸受高速回転機に関する安定性と回転体力学分野における多くの工学的データと知見を得た。

ガス軸受ヘリウム循環機の最大の問題である軸受系におけるハーフスピード・ホワール現象については、その発生機構の追求とその実際的対策を示し、同様なヘリウム循環機を使用するHTTRの安全対策に指針を与えた。また、高度に精密な技術を必要とするガス軸受ヘリウム循環機の調整、取扱ならびに検査技術については、度重なる調整、保守及び改良等を経て貴重な経験を蓄積した。

ヘリウム循環機技術に関連して、将来のHTTR高性能化、熱利用系開発さらに核融合炉用機器にとって重要な磁気軸受応用技術に関する試験研究の結果、磁気軸受ヘリウム循環機の主要な問題を解決できる見通しを得るとともに、その信頼性についても実証データを得た。

2.4 ヘリウム圧縮機

HTTRを含む多くの原子力施設において不可欠であり、多くの課題を含んでいた無潤滑往復動ガス圧縮機については、ピストンの非接触化と高速化に成功し、在来型無潤滑圧縮機に比較して、少なくとも十倍以上の高寿命化と1/3ないし1/4以下の小型化（シリンダー体積比）を達成した。

従って、原子炉プラントに使用した場合、在来型無潤滑ガス圧縮機で必要となる頻繁な補修回数は飛躍的に減少し、これに伴う放射線被曝も大幅に減少させることができる。また、小型化と振動減少の結果、据付け及び保守スペースの削減と据付場所に対する自由度は大きく改善された。

本圧縮機は、既に一万数千時間を越える無故障、無保守の運転実績を有し、体積効率 80%以上のデータを得ているが、さらに小型化と性能向上のための改良を続けている。

2.5 ガス精製系

ガス精製系については、それぞれ亜酸化銅、モレキュラーシーブ及び深冷活性炭充填塔における不純物ガスの吸着または反応に必要な充填物の容積について、含有不純物のレベル、ヘリウム流量、反応速度定数と使用（精製）時間及び精製効率の関係を定量的に検討した。また、通常2系統からなり、精製と再生を交互に繰り返す運転形態について、合理的な切替え時間と容量の関係、充填物の化学工学的特性、精製系全体についての熱収支の合理化を図った。

これらの検討結果にもとづいて、合理的で小型化された試験的ガス精製系を設け、種々のパラメータとの関係について試験し、各々の充填塔に対する合理的な容量と運転法に関するデータを得ている。

2.6 純度測定系

多数の高感度ガスクロマトグラフからなる測定系の機能を改善するため、制御、計測、マンマシンインタフェース及びデータベース管理のための総合的ソフトウェアを開発し、試験の精度向上と効率化、ループ運転操作の円滑化を図った。これら測定系の高精度化と高機能化を達成した結果、ガス精製系に関する定量的試験が可能となった。

ヘリウム純度測定系のうち、従来、疑問が多かった水分測定については、5酸化リンセル水分計について冷凍式絶対測定法との比較試験を行い、絶対測定に劣らない精度と信頼性を有することを明かにした。また、在来の静電容量式測定法が定量測定に不適であることを明かにした。

2.7 その他のヘリウム機器

高温高圧ヘリウム容器を含む高温ヘリウム加熱器、各種ベロウズシール式高圧ヘリウム弁及び液体窒素用極低温弁等について工学的データと知見等が得られた。

2.8 運転制御及びデータ処理システム

全面的コンピュータ制御・自動運転を目指して、システム構成と運転制御ソフトウェアについて当時の革新的な試みを導入した。これらの試みのうち、システム構成については、在来型計装をほぼ全廃して分散型計装システムとプロセス制御コンピュータからなる階層構成とした。

運転制御ソフトウェアについては、完全フェイルセーフを目指したメニュー選択方式、運転過程に対するステップ、ブロック及びシーケンスの構成概念、運転者の介入度合に関するモード選択、運転履歴管理、強制実行等々の新概念と安全対策を開発し、実用化を図った。

他方、40回に及ぶHENDEL運転の都度、運転制御ソフトウェア全般にわたって整備と改良を続け、殆ど完璧に近い完成度に達した。これはHENDEL運転によって得られた貴重な知的財産の一つであり、過去10年にわたるHENDELの無事故運転実績によって、その価値が実証されたと言えよう。

運転制御システムに関するその他の成果として、狭義の分散型計装システムに関するシステム構成とソフトウェアのあり方についても種々の教訓が得られた。

システムの柔軟性維持とR&Dの迅速な遂行に影響が大きいオンラインデータ処理については、ラボオートメーション(LA)のための試験装置の制御を含む各種ソフトウェアシステムを開発した。また、膨大な試験データに関するデータベース制御と操作機能を備えたコンピューターネットワーク(LAN)関連のソフト開発とシステム運用についても多くの教訓を得た。

3. 高温ヘリウム冷却器に関する試験データと伝熱問題

以上に列挙したHENDELに設置したガス炉関連機器に関する試験研究の概要のうち、技術的に比較的問題が少ないと従来考えられていた高温ヘリウム冷却器(C31)について、その作動データの概

要、熱伝達上の特徴と問題点等について検討する。

3.1 構造と試験結果の例

圧力4MPa、最高温度1000°Cに達する高温高圧ヘリウムを冷却するため、加圧水を使用した高温ヘリウム冷却器(C31)及び低圧水によるヘリウム冷却器(C32)をHENDELを構成するヘリウムループの最高温部下流に設置し、これらを直列的に使用してヘリウムの冷却を行っている。従来、これらの冷却器に関する伝熱技術的な特徴、問題等については、必ずしも広く認識されているとは言えない。ここでは前者、加圧水を使用した高温ヘリウム冷却器(C31)の基本的特性について報告するとともに、HTTRに使用が予定されている同様な冷却器(加圧水冷却器)の参考に供する。

HENDELで使用中の高温ヘリウム冷却器(C31)はFig. 3.1に示す構造を有する広義のシェルチューブ型熱交換器であり、主要伝熱条件はTable 3.1に示すとおりである。

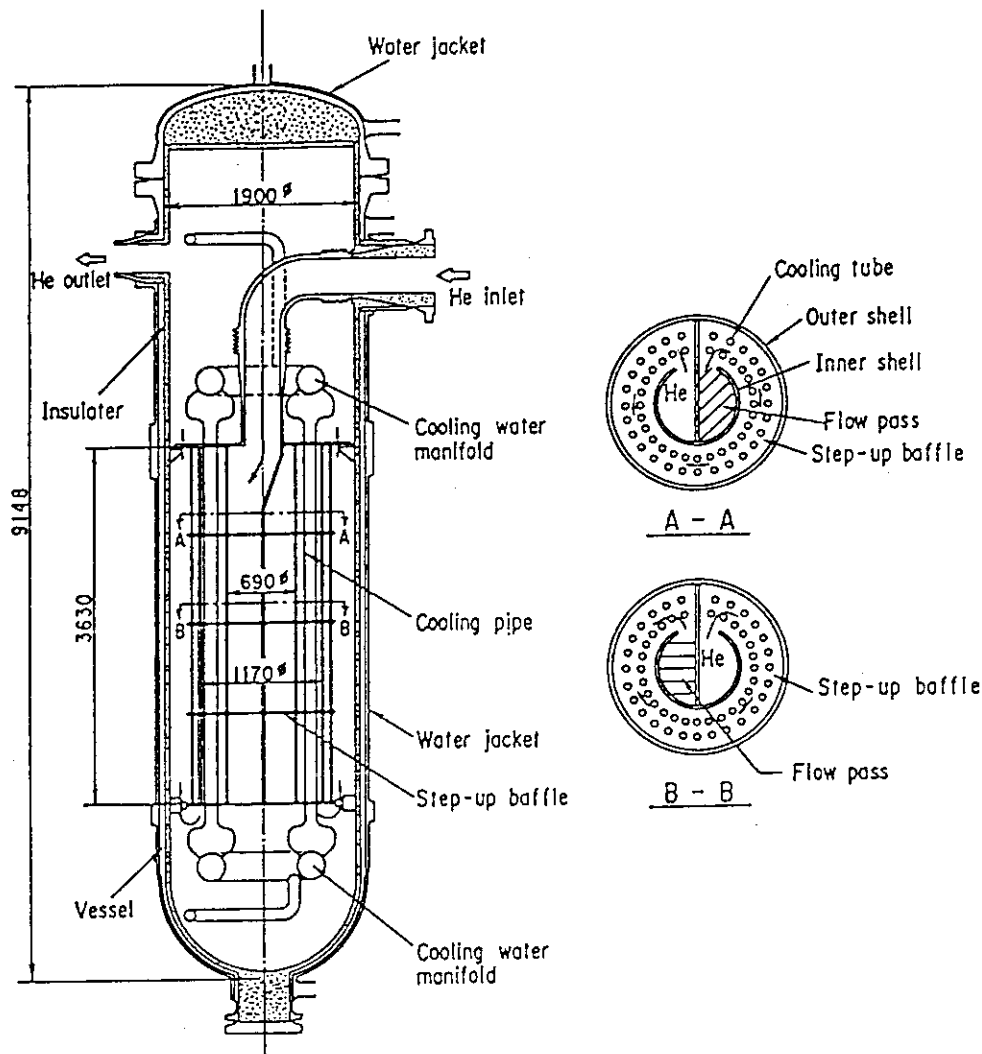


Fig. 3.1 ヘリウム冷却器(C31)の構造

Table 3.1 高温ヘリウム冷却器(C31)の主要仕様及び伝熱条件
(計算値)

流体	項目	仕様 / 条件
ヘ リ ウ ム 側	流量	2.8, (4.0) Kg/s
	温度 入口 / 出口	1000 / 562 (873 / 550) °C
	圧力	40 Kg/cm ² ·G
	バツフル板枚数	3
	通路面積	0.206 m ²
	平均流速	6.96, (9.94) m/s
	レイノルズ数	8.39 x 10 ³ (1.20 x 10 ⁴)
	熱伝達係数	773, (958) Kcal/m ² ·hr·°C
冷 却 水 側	流量	26.67 Kg/s
	温度 入口 / 出口	50 / 107 (50 / 110) °C
	圧力	37 Kg/cm ² ·G
	冷却管	27.2 ^{0D} /22.0 ^{1D} x4000 ^L x54本
	平均管内流速	1.335 m/s
	レイノルズ数	7.44 x 10 ⁴
	熱伝達係数	6775 Kcal/m ² ·hr·°C
	汚れ係数	0.0002 m ² ·hr·°C/Kcal
交換熱量		5.47 x 10 ⁶ (5.77 x 10 ⁶) Kcal/hr
熱貫流率		615, (713) Kcal/m ² ·hr·°C
対数平均温度差		685.0, (622.3) °C
伝熱面積		16.63(128%) m ²
ガス側圧力損失		0.0261, (0.0533) Kg/cm ²
水側圧力損失		0.0218 Kg/cm ²

高温ヘリウムは胴側に設けた4段の環状空間を伝熱管群を横切って流れ、加圧冷却水(37Kg/cm² G、飽和温度:246°C)は冷却器内に設けた入口のリング状ヘッダーを経て伝熱管内を通過した後、出口側のリング状ヘッダーを経て外部に接続されている。

構造から理解されるように、ヘリウムの流れ方向は伝熱管群に対してほぼ直交する。このため、ヘリウム側の熱伝達係数は通常のバツフル付きシェルチューブ型熱交換器に比較すれば均一化される傾向があり、その平均値は淀み点の熱伝達係数に近く、高い値になる。

本冷却器の主要な伝熱的特徴として、次の2点を挙げる事ができる。

- ヘリウム側と冷却水側の温度差が最大950~800°Cに達すること
- ヘリウム側熱伝達係数が平均値で 800~900Kcal/m²·hr·°C、最大値(実験値)では 2000

Kcal/m²·hr·°C以上に達すること

上記の特徴のうち、(a)はHENDEL及び高温ガス炉の一般的特徴であり、ヘリウム側の熱伝達係数が大きくなることと相俟って熱交換部の熱流束を大きくする結果を招く。(b)は、主としてヘリウムの熱物性値のうち、熱伝導率λが空気などに比較して数倍程度であることに起因している。

Fig. 3.2[1]は実験的に求めた対数平均温度差に基づく熱貫流率の逆数から、伝熱管の熱抵抗及び冷却水側の熱抵抗(計算値)を差し引いて求めた本冷却器のヘリウム側平均熱伝達特性(○)を示す。この場合、水側熱伝達係数はヘリウム側よりも約1桁大きいので、計算に用いた式の違いによる影響は殆ど無視できる。

ヘリウムの熱伝導率λ_Hは高温において増加するため、図中のヌセルト数Nu_Hの最大値からは、必ずしも熱伝達係数の最大値を求めることができない。ヘリウム入口及び出口温度がそれぞれ950°C及び200°C、圧力40Kg/cm²Gにおいて、実験的に求めた熱伝達係数の最大値α_{max}は、冷却器の出入口平均で、α_{max}=1.59×10³ Kcal/m²·H·°Cとなる。

他方、ヘリウムの熱伝導率λ_Hは、平均温度575°Cの値に比較して、入口温度950°Cのとき平均λ_Hの1.32倍、出口温度200°Cでは0.677倍である。従って、入口及び出口付近の熱伝達係数についても、それぞれ平均値α_{max}=1.59×10³ Kcal/m²·H·°Cの1.32倍及び0.677倍が妥当である。

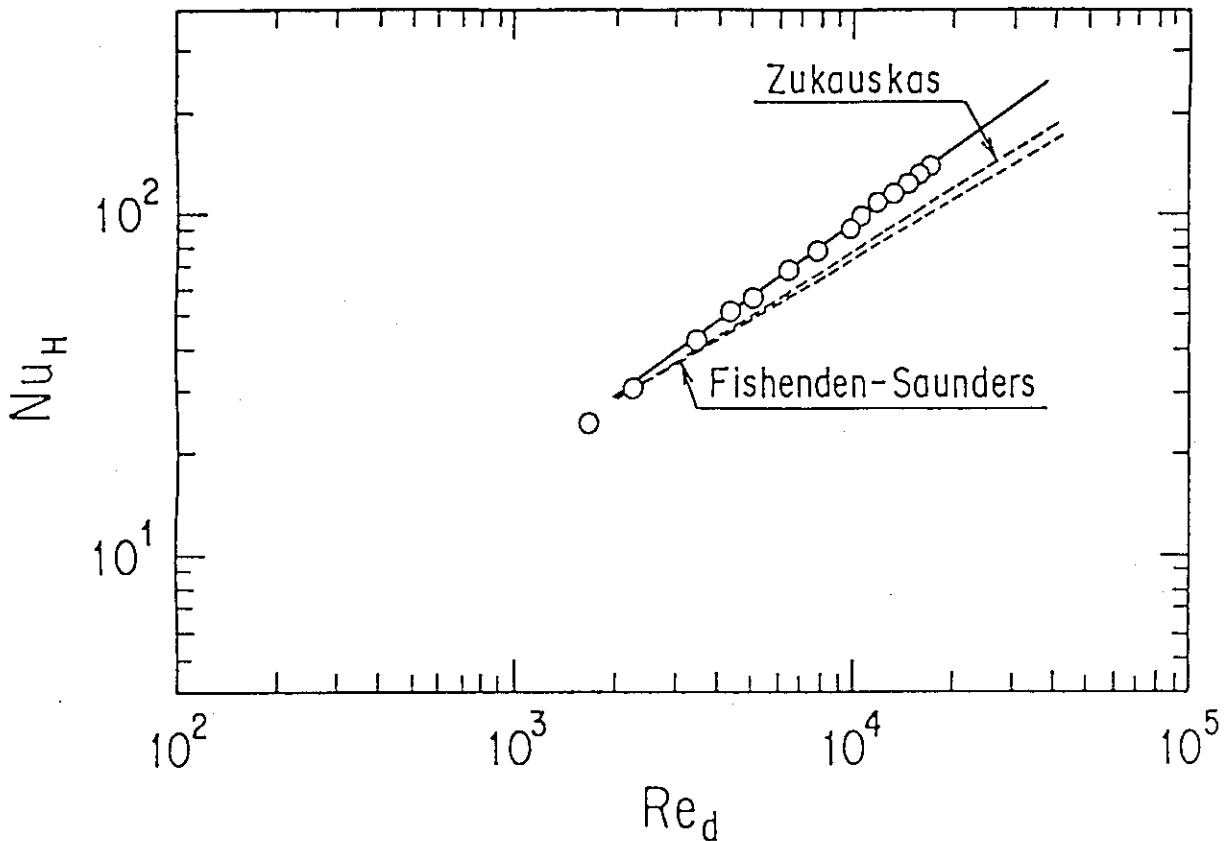


Fig. 3.2 ヘリウム冷却器(C31)のガス側熱伝達特性(実験値)

上記の理由から、出入口の平均値に対応する熱伝達係数の最大値 α_{max} から、ヘリウムの熱伝導率変化を考慮した入口温度950°Cにおけるヘリウム側の最大熱伝達係数 α_{maxi} は、

$$\alpha_{maxi} = 1.321\alpha_{max} = 2.10 \times 10^3 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H} \cdot ^\circ\text{C}$$

に達する大きな値となることが判る。

この α_{maxi} とTable 3.1 に示した单相流と仮定した水側の熱伝達係数及び伝熱管の熱伝導から、ヘリウム入口温度950°Cにおける側の最大熱貫流率 U_{maxi} を求めると、

$$U_{maxi} = 1.469 \times 10^3 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H} \cdot ^\circ\text{C}$$

となる。この値からヘリウム入口部付近でのヘリウム側と水側の温度差を(950 - 130)°Cとすれば、高温ヘリウム入口部付近での U_{maxi} に対応する熱流束 q_{max}' は、

$$q_{max}' = U_{maxi}(950 - 130) = 1.204 \times 10^6 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H}$$

となり、非常に大きい値であることが判る。

3.2 作動状況

本冷却器に関連する注目事項として、現状では必ずしも問題の本質を把握し得た状況ではないが、近時、HENDELの高負荷状態において、次のような異常作動が観測されていることは、HTTRの円滑な運転を達成するためにも、今後、慎重な検討が必要と思われる。

すなわち、ヘリウム流量が定格値に近く、冷却器入口ヘリウム温度が600~700°C程度以上のとき、本冷却器下流側のヘリウム冷却器(C32)の低圧冷却水流量が激しい変動を生じるとともに、水撃またはウォーターハンマー様の激しい衝撃音を伴った振動を発生する場合がある。

本冷却器の構造的制約と危険防止上の制限から、現状ではこのような状況について検討するための客観的データを得ることが困難である。このため、状況について軽率に判断することは適当でないが、以下に述べる本冷却器の伝熱論的特性と密接な関係を有する可能性があることを否定できない。

3.3 伝熱的検討

本冷却器では、Table 3.1 に示したとおり、冷却水圧力は37Kg/cm² G(約3.8MPa)に加圧し、少なくとも出口冷却水温度がその飽和温度(246.16°C)以下に保たれる。しかしながら、Fig. 3.3 または3.4 に示した水の沸騰伝熱曲線から理解されるように、前記のような大きい熱流束では、水側は過冷度の如何に拘らず、当然、サブクール沸騰域での伝熱となる。従って、水側の熱伝達係数は单相流の場合に比較して大きく上昇するので、3.1 で求めた熱流束 q_{max}' はさらに増加する可能性がある。

水側熱伝達条件をTable 3.1 に示した計算値とし、ヘリウム側の熱伝達係数 α_H を3.1に述べた最大熱伝達係数 $\alpha_{maxi} = 2100 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H} \cdot ^\circ\text{C}$ とした場合、ヘリウム温度をパラメーターとした作動点は、核沸騰域の a_1' 、 a_2' 等となる。ただし、この場合のDNB熱流束は a_1' 、 a_2' 点を上回ると仮定する。同様に、ヘリウム側の熱伝達係数 α_H をTable 3.1 に示した平均値(計算値) $\alpha_H = 693 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H} \cdot ^\circ\text{C}$ とした場合には、作動点は a_1 、 a_2 、 a_3 となる。冷却器の作動点 a_1' 、 a_2' 及び a_1 、 a_2 、 a_3 等はヘリウム側の熱伝達係数 α_H に大きく影響され、熱流束の増加とともに核沸騰曲線に沿って上側に移動し、DNB点を越えると膜沸騰曲線上の c_1' 、 c_2' 等で示される作動点に跳躍する。

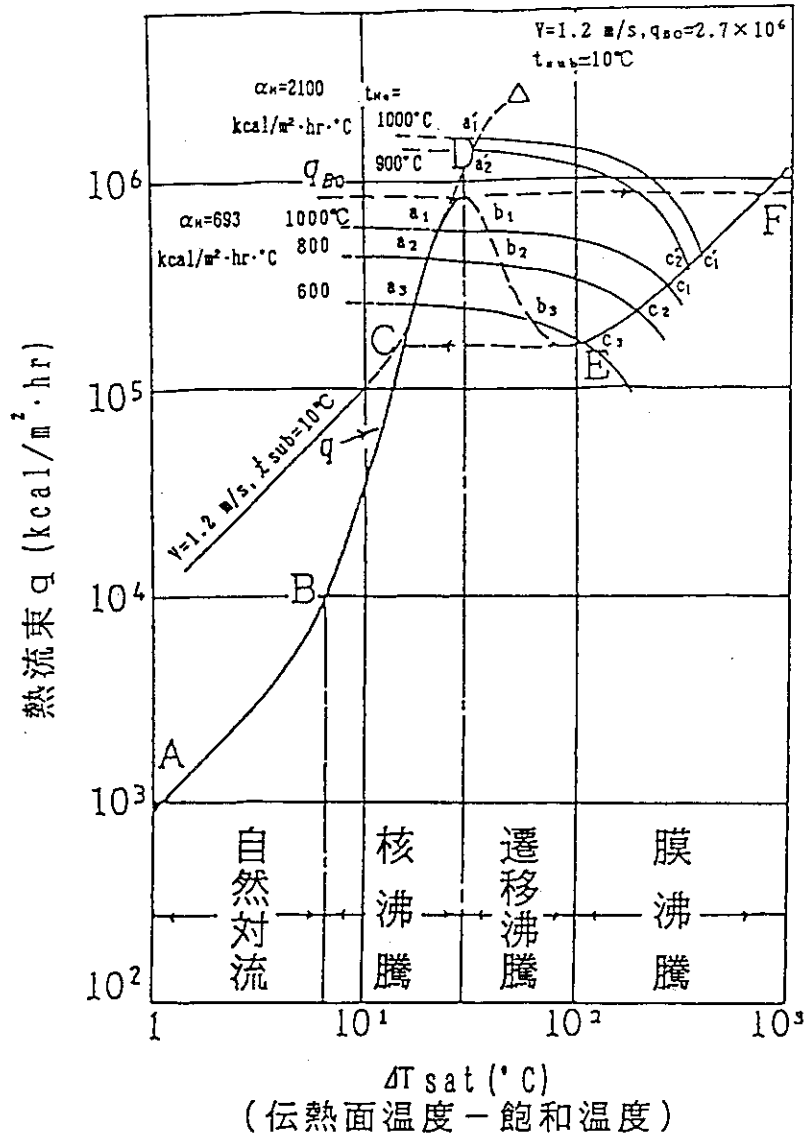


Fig. 3.3 水の沸騰伝熱曲線とヘリウム側伝熱条件の関係

これらの作動点から理解されるように、本冷却器のガス入口付近における熱流束が常識的な値を遙かに越える値となり、冷却水停止時は言うに及ばず、流動時においてさえも、核沸騰域の上限に近い値、あるいはそれを越える値であることを認識しなければならない。

次に、冷却能力の限界を検討するために重要な強制対流時の沸騰伝熱について検討する。

一般に、水の強制対流熱伝達において、单相流強制対流曲線は、Fig. 3.3に示したプール沸騰曲線ABCDEF上の核沸騰域 C点付近で重なる。また、核沸騰域の上限 (DNB点) はプール沸騰に比較して、一般に上昇し、D 点の右上方、△印付近[2] まで核沸騰域が延びる。

強制対流時の DNB 点は多くの因子が影響し、その値を正確に予測することは困難であるが、Fig. 3.3中の△印($q=2.7 \times 10^6$ Kcal/m²·H)はFig. 3.4に示したMcAdams[2]による実験値のうち、水の流速1.2m/s、過冷度10°Cに相当し、流速及び過冷度は本冷却器の熱的条件に比較的近い。

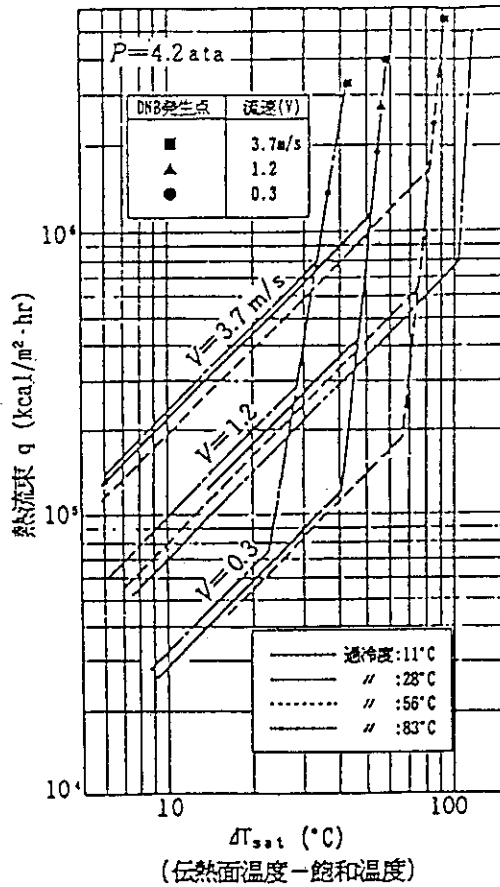


Fig. 3.4 強制対流を伴う水のサブクール沸騰伝熱曲線

他方、本冷却器の使用条件相当する水側の流速、出口サブクール温度（過冷度）及び入口エンタルピーについて、Tong[3] の相関式で求めたDNB熱流束は、Table 3.2 に示すように、上記のMcAdams による実験値 (Fig. 3.3中の△印) をかなり下回る値となる。

一般に、DNB熱流束についての再現性と精度は低い（±25%程度）が、Table 3.2 に示したDNB熱流束は3.1 でヘリウム側の熱伝達係数（実験値）から求めたヘリウム入口部付近の熱流束 q_{max} （ $1.204 \times 10^6 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{H}$ ）と同程度ないしはそれを下回る値である。従って、冷却器の高温部付近の作動点がFig. 3.3中の c_1 、 c_2 等になる可能性が大きいことを示し、高温ヘリウム冷却器の高温部においては水側は膜沸騰域となる可能性があることが判る。ただし、冷却器全体が膜沸騰域に移行する可能性はなく、部分的な発生と考えることが現実的である。

冷却器の作動点が膜沸騰域に移行した場合、当然ながら伝熱管温度はヘリウム温度に近いFig. 3.3中の c_1 、 c_2 等に相当する温度に過熱されるとともに、冷却器の交換熱量も減少する。なお、Table 3.2 に示すDNB熱流束の算出に用いたTongの相関式は、水のサブクール沸騰に対する他の相関式、Jens-Lottes、Zenkevich、Jansen-Levy[4,5,6]等による結果に比較して、必ずしも低めのDNB熱流束を与えるものではないことを付記する。

高温ヘリウム冷却器の伝熱に関する過大な熱流束を抑制して伝熱管温度を低く保つためには、特に高温部において、ヘリウム側の伝熱抑制対策を構ることが必要である。また、ヘリウム

Table 3.2 強制対流時の流速、出口サブクール温度及び
入口エンタルピーとDNB熱流速の関係
(Tong[3] の整理式による計算値)

流 速 (m/s)	出口過冷度 (°C)	入口エンタルピー (Kcal/kg)	DNB 熱流束 (Kcal/m ² ·H)
1.0	10	50 (~50°C)	1.13 x 10 ⁶
2.0	//	//	1.39
3.0	//	//	1.65
4.0	//	//	1.91
5.0	//	//	2.17
1.0	20	//	1.19
2.0	//	//	1.47
3.0	//	//	1.74
4.0	//	//	2.02
5.0	//	//	2.29
1.0	30	//	1.25
2.0	//	//	1.54
3.0	//	//	1.83
4.0	//	//	2.13
5.0	//	//	2.42
1.0	40	//	1.32
2.0	//	//	1.62
3.0	//	//	1.93
4.0	//	//	2.23
5.0	//	//	2.54
1.0	50	//	1.38
2.0	//	//	1.70
3.0	//	//	2.02
4.0	//	//	2.34
5.0	//	//	2.66

側熱伝達係数の局所的なピークに起因する過熱を抑制するために、ヘリウムの流れが比較的単純な構造とすることも有益である。さらに、Table 3.2 から理解されるように、伝熱管内の冷却水流速を増加してDNB熱流束を高めることも実施可能な対策である。

冷却器の冷却水流量喪失時については、保有冷却水が飽和温度に達した後蒸発し、伝熱管内に蒸気が充満し、伝熱管はヘリウム温度に近くまで過熱される。従って、冷却水流量喪失時に備えて、自然循環流路の確保も必要である。

なお、少なくとも冷却器伝熱面の局所的作動点がFig. 3.3中の c_1 、 c_2 等に相当する膜沸騰状態であるとすれば、膜沸騰面に連なる伝熱管上には、 a_1 、 a_2 、 a_3 等の核沸騰面も存在しなければならない。従って、両沸騰状態の境界線では、面に沿って大きな温度勾配が発生する。また、境界線の位置は、水及びヘリウムの流量変動、過冷度等の変動に伴って、不安定に移動を繰り返す可能性が大きい。このため、伝熱面及びヘリウム温度と交換熱量も大幅な変動を生じることが考えられる。

万一、このような状況が発生すれば、伝熱管及び配管等に対する過酷な繰り返し温度変化による強度的悪影響を与えるのみならず、下流側に設けた冷却器を含む水側の水力過渡現象(Hydraulic Transients)が発生する可能性がある。軽率に判断することは適当でないが、3.2で述べた下流側次段冷却器において発生する水撃を伴う異常作動が、もし、上の仮定に相当するものとするれば、早急に客観的データを得るための改造と試験準備を検討しなければならない状況であることを付記する。

3.4 高温ヘリウム冷却器に関する結論

高温度差、高熱伝達特性のため、高温ヘリウム冷却器伝熱面における熱流束が非常に大きな値となり、特に高温部において、膜沸騰域に入る可能性がある。このため、伝熱管の設計温度と繰り返し温度変化を考慮した設計上の配慮が必要となる。また、核沸騰域での伝熱を保持するためには、ヘリウム側の熱伝達抑制とその均一化を図る他に、伝熱管内の冷却水流速を増加させ、DNB熱流束を高めることが必要である。なお、高熱負荷条件下で下流側次段冷却器において発生する水撃を伴う異常な作動状況の正確な把握と解明を早急に進める必要がある。

4. おすび

HENDELの計画以来、十有余年に及ぶ歳月を経て、多くの高温ガス炉技術に関連する問題が発見され、その解決策と新たな技術あるいは知見が得られた。最初に述べたように、HENDELの設計、建設及び運転は、それ自体がガス冷却炉機器技術に関する重要な試験研究であり、その意味では高温工学試験研究炉(HTR)についても、基本的性格に変わりはないであろう。

HTRの建設が順調に進み、所期の性能を発揮するためには、今後、さらに多くの、そしてより困難な課題を解決しなければならないであろうことは、多くの専門家が認めるところである。

HENDELが今後ともそれらの課題解決と次代の研究開発のための有力な施設として活用される様、関係諸賢の御理解と御援助を心から願う次第である。

参考資料

- [1] Y. Inagaki et al., paper for Nucl. R. Therm. Hydraulics(ANS)(投稿中)
- [2] W. H. McAdams et al., Indust. Engng. Chem. 41-9
- [3] 日本機械学会(編)、伝熱工学資料 改訂3版
- [4] 同 上
- [5] 同 上
- [6] 同 上

10. 中間熱交換器の要素技術試験

日本原子力研究所 東海研究所

高温工学部 HENDEL 開発試験室

宮本喜晟、稲垣嘉之、内匠秀樹、松本公則

同 部 高温構造工学研究室

二川正敏、加治芳行

1. はじめに

高温工学試験研究炉 (HTTR) の中間熱交換器 (IH X) は、原子炉の 1 次冷却系と 2 次冷却系の間に設けられた冷却設備として最も重要な高温機器の 1 つである。IH X は、950 °C の高温ヘリウムガス雰囲気で使用され、1 次冷却系と 2 次冷却系の間の差圧 (0.3MPa) を受ける熱交換量 10MW のガス/ガス熱交換器である。このように苛酷な使用条件下におかれた IH X の構造は設計の当初から種々の形式が比較検討され、従来の R & D 結果 (材料試験データ、伝熱流動データ) を用いて構造、形状、寸法等が定められている。IH X の構造は、Fig. 1 に示すように高温における構造材料の熱膨張対策が容易で小型化をはかることができるヘリカルコイル型伝熱管を採用し、伝熱管サポート及びセンターパイプを低温の上部から吊り下げて下方に自由に熱膨張させる構造になっている。伝熱管とセンターパイプとの熱膨張差は、両者の間に設けられている下部連絡管の曲り部分で吸収している。センターパイプ下端に円筒形マニホールドの高温ヘッダーがあり、下部連絡管と結ばれている。胴部は、原子炉圧力バウンダリを形成するため、低温のヘリウムガスに接して高温化を防ぐ二重胴構造である。また、二重胴内側の内胴にはライナにより表面を覆った断熱材が設けられている。

上記のように、IH X は非常に複雑な構造で、基礎的データから構造上及び性能上の挙動を正確に予測することは難しく、また、設計上の余裕が少ないため、構造物として総合的な実証試験によって設計の妥当性を確認することが望まれた。

このため、IH X の課題である要素毎に、目的にあった実寸部分モデルを製作し、試験を行うことになった。これらの試験は、IH X にとって最も高温になり発生応力が大きくなる伝熱管とマニホールド部に関する構造試験、正確な予測が困難な伝熱管管束部 (群) の地震時挙動試験及び伝熱流動試験、保守・補修に関する伝熱管の ISI 要素試験である。これらの試験スケジュールを Fig. 2 に示す。なお、部分モデルの製作を通して実機の製作に役立つことも期待され、また、これらの成果は高温のガス/ガス熱交換器の技術開発にもつながるものと考えられる。

本報告は、この IH X の要素技術試験の目的、試験内容、現状について述べる。

2. 伝熱管外圧クリープ座屈試験

2. 1 試験の目的

IH X は原子炉冷却材圧力境界の一部を形成するため、その健全性の確保は安全上非常に重要である。IH X の高温ヘッダー及び伝熱管は、通常運転時には高温のヘリウムガスにさらされて

いるが、2次冷却系の減圧事故が発生したときには約4MPaの外圧がかかるため、クリープ変形が進行して座屈する可能性がある。したがって、高温時のクリープ座屈挙動の解析法を検証し、クリープ座屈評価法を確立しておく必要がある。

この試験では、初期偏平率、肉厚及び圧力レベルを変えたクリープ座屈試験を行い、クリープ座屈時間及び変形挙動に及ぼすそれぞれの効果について検討する。また、これらの試験結果と解析結果とを比較検討する。さらに、座屈後の試験体に対して気密試験、浸透探傷試験及び金相試験を行う。

2. 2 試験方法

(1) 試験方法

試験体の材料は実機に用いられるNi基耐熱合金ハステロイXRで、寸法は、外径31.8mm、試験部長さ400mm、肉厚2～4mmのものを用いた。

試験装置の断面をFig. 3に示す。この試験装置では、最高温度1100℃、最高圧力6.5MPa下で試験を行うことができる。試験体の上端は固定し、下端は軸方向の伸びをフリーにするためにオリングによってシールされている。試験体の外圧は設定値に対して±0.02MPa以内、また温度は±5℃以内に制御することができる。この装置では、試験体の内圧の急激な変化を検出し、クリープ座屈時間を決定するようになっている。

クリープ座屈試験は、温度950℃で外圧5.0又は6.0MPa下で、初期偏平率及び肉厚を変えた試験体を用いて行った。試験条件及び伝熱管仕様をTable 1に示す。なお、試験体の偏平率 ϕ は、次式によって求めた。

$$\phi = \frac{R_{max} - R_{min}}{R} \times 100 (\%)$$

ここで R_{max} 及び R_{min} は、それぞれ最大及び最小外半径である。また、 R は平均半径である。

座屈後の試験体に対して、気密試験を行った。室温においてヘリウムガスによって6.0MPaの内圧をかけ、感度0.01MPaの圧力ゲージを用いて30分間の圧力変化を測定した。また、試験体の内外表面のき裂の発生の有無を見るために、染色浸透探傷試験(PT検査)を行った。さらに、き裂の深さを測定するために光学顕微鏡による金相試験を実施した。

(2) 解析方法

クリープ座屈変形挙動を解析するために、本試験に先立ち、大気中950℃において応力一定クリープ試験を行い、Norton型クリープ構成式を求めた。この構成式を用いて、まず、有限要素構造解析コードABAQUSにより外圧クリープ座屈解析を行った。解析モデルは、試験体断面の1/4を模擬したものを考え、肉厚及び初期偏平率を種々変えている。初期形状は楕円を仮定し、8節点平面ひずみ四辺形要素を用い、節点数205、要素数54とし幾何学的非線形を考慮して解析を行った。

また、外圧クリープ変形挙動を求める簡易解析法として、クリープ構成式の制限はなく変形中の弾性成分も考慮できる西口らによって提案された簡易解析法⁽¹⁾による解析も行った。

2. 3 試験結果

外圧クリープ座屈試験の実験結果及び解析結果をFig. 4に示す。この図から初期偏平率が増加するほど、また肉厚が減少するほどクリープ座屈時間が短くなっていることがわかる。また、有限要素法と簡易解析法によるクリープ座屈時間は、実験結果とほぼ合っていることがわかる。さらに、肉厚が減少するにしたがって、有限要素法と簡易解析法による解析結果の差が小さくなっていくこともわかる。

座屈後の試験体に対して行った気密試験では、充填したヘリウムガス圧が変化したものはなかった。染色浸透探傷試験（PT検査）によって外表面に多くのき裂が観察されたが、内表面にはほとんどき裂は観察されなかった。平均肉厚3.89mm、平均初期偏平率6%の試験体を外圧5MPa下で試験を行った試験体の断面をFig. 5に示す。外表面においては、き裂とボイドが主に粒界に沿って成長しており、析出物も粒界と粒内の両方に観察された。観察されたき裂は、最大で0.6mmであり、貫通はしていなかった。したがって、試験体が座屈したにもかかわらず気密性は保たれていることが確認できた。

3. マニホールド部構造試験

3. 1 試験の目的

IHXの高温ヘッダー（マニホールド部）及び下部連絡管部は、自重及び内外差圧による応力の他に、通常運転時においては金属温度が900℃以上になるため、熱膨張差による熱応力を受ける。このため、過度な変形及びクリープ疲労損傷を防止する設計となっているが、実規模での健全性評価方法の検証を行っておくことが必要である。

マニホールド部構造試験は、IH Xのマニホールド部及び下部連絡管部のクリープ及び疲労に関する構造健全性評価法を検証するための試験である。950℃の高温ヘリウムガス雰囲気中において、HTTRのIH Xのマニホールド及び下部連絡管を模擬した同質材で実寸大の試験体に内圧を負荷し、さらに試験体に強制変位を繰り返して与え、HTTRの運転条件を加速した条件下での寿命評価試験を実施する。そして、クリープ及び疲労に関する構造健全性の評価法を検証するとともにIH Xの構造健全性の確認を行うものである。

3. 2 試験方法

(1) 試験装置及び試験体

マニホールド部構造試験装置の概略をFig. 6に示す。試験体を950℃の試験温度まで昇温するための電気炉、試験体に相対変位を負荷するための強制変位負荷装置、試験体に内圧を負荷するための内圧負荷装置、試験体のマニホールド支持管及び伝熱管にかかる荷重を測定するための荷重測定装置、試験体内外の雰囲気をヘリウムガスに置換するための真空排気系、架台及び試験中のデータを常時記録するためのデータ収録装置からなる。

マニホールド部構造試験体は、マニホールド、マニホールド支持管、下部連絡管、伝熱管及び伝熱管サポートラダーから構成される。実機では104個のスタブがあるが、本試験体では加工性の確認という観点から90個（5列×18個）のスタブが加工されている。そのうち8個のス

タブには、下部連絡管が接続されている。他のスタブは、すべてめくら蓋が施してある。下部連絡管が接続されているスタブは、最上段から2列目である。下部連絡管のもう一方は伝熱管につながっており、それぞれが伝熱管サポートによって支持されている。サポート点での拘束方法は、ピン結合である。模擬した8本の下部連絡管は、実機で最もフレキシビリティが小さいと想定される最内層の6本と外層の2本である。最内層の下部連絡管は、マニホールドのスタブ部から伝熱管のサポート部までの水平面内における開き角度が 90° 、 120° 、 150° の3種類、外層については、開き角度が 90° のものを1種類設けた。また、同一形状の下部連絡管を2本ずつお互いにマニホールドの中心に対して対称な位置に取り付け、同一条件下でのばらつきを把握できるようになっている。

(2) 試験項目

本試験は、以下に示す3項目からなり、項目1)から順に実施する。特に項目2)は、8本の伝熱管のうち1本が破損するごとに、その破損箇所をプラグング溶接により補修して引き続き試験を実施する。

1) 変形挙動試験

室温において、マニホールド部と伝熱管のサポート部の間に相対変位を与え、その相対変位に対する下部連絡管、伝熱管に生じるひずみ及び伝熱管サポート部の反力を測定する。測定項目は、強制変位負荷荷重、伝熱管反力、相対変位量、下部連絡管及び伝熱管各部のひずみである。

また、4種類の下部連絡管についてモデル化し、有限要素構造解析コードABAQUSを用いた弾性解析を行い、その結果と変形挙動試験結果とを比較してモデル化の妥当性について検討する。

2) クリープ・疲労試験

高温ヘリウムガス雰囲気中において、試験体に内圧を一定に保持した条件下でマニホールド部と伝熱管サポート部の間の下部連絡管又は伝熱管に破損が生じるまで繰り返し相対変位を与え、伝熱管の反力及びクリープ・疲労による破損寿命を測定する。測定項目は、試験体内圧力、電気炉内圧力、試験体温度、相対変位量、それぞれの伝熱管の反力、負荷繰り返し回数及び破損時間である。

また、項目1)で妥当性を検証したモデルを用いてABAQUSによる非弾性解析を行い、クリープ・疲労損傷及び破損時間を推定し、試験結果と比較することによってクリープ・疲労解析方法の検証を行う。

3) マニホールド非弾性解析法検証試験

高温ヘリウムガス雰囲気中において、マニホールド部試験体に一定の内圧を負荷してクリープによるマニホールド部の変形挙動を調べる。測定項目は、圧力、温度及びマニホールド部の変形量（軸方向長さ、直径、板厚等の時間変化）である。

また、項目2)と同様にABAQUSによる非弾性解析法の検証を行う。

(3) 解析方法

解析モデルは、4種類の下部連絡管について、試験体完成時の測定寸法と試験装置に組み込み後の寸法とを参考にして寸法を決定した。要素として下部連絡管は、三次元2節点配管要素を用

い、荷重伝達棒は、三次元2節点梁要素を用いた。ここで用いた三次元2節点配管要素は、扁平化だけを考慮し、ゆがみは無視するとともに、扁平化の軸方向の変化は考えない要素である。

荷重条件は、下部連絡管の下端（マニホールドのスタブ部との接続部）に強制変位を与えるものとした。また非弾性解析では、下部連絡管に内圧を負荷し、下部連絡管と荷重伝達棒の自重も考慮に入れて解析を行った。

境界条件としては、荷重伝達棒の上部は完全固定とし、下部連絡管の下端はマニホールドの上下方向以外は拘束した。またサポート部に関しては、ピン接合と剛接合の2種類の境界条件について解析を行った。

3. 3 試験結果

(1) 変形挙動試験

下部連絡管の上部エルボ一部の代表的な測定点における変形挙動試験結果とサポート部の接合条件をピン接合とした場合と剛接合した場合について弾性解析を行った結果を合わせてFig. 7に示す。この試験結果は、下部連絡管の上部エルボ一部の軸方向のひずみ成分である。同一種類の下部連絡管の結果と比較すると、若干のばらつきはみられるが、サポート部の接合条件をピン接合として解析した結果とほぼ一致することがわかる。また、下部連絡管の中で最内層でスタブ部とサポート部の水平面内における開き角度が 90° である下部連絡管が最も厳しい条件にあること及び解析モデルが妥当なものであることが確認できた。

(2) クリープ・疲労試験

現在まで 950°C において、強制変位 10mm 、変位速度 10mm/h の条件で 1637cycle 繰り返した後、強制変位を 15mm に変更して 778cycle 繰り返した。その後実施した開放点検の結果、き裂もなく伝熱管の垂れ下がり等も見られなかった。最も厳しい条件にある最内層でスタブ部とサポート部の水平面内における開き角度が 90° である下部連絡管については、変形挙動試験において妥当性が検証された解析モデルを用いて行った非弾性解析結果から推定した寿命を4倍も越えていること、及び全ての下部連絡管の伝熱管反力が極端に小さいことからクリープ・疲労試験を一旦中断している。現在、静電容量型のひずみゲージを用いて室温から 700°C までの温度範囲で、下部連絡管の各部に発生するひずみを測定している。

4. 伝熱管群耐震試験

4. 1 試験の目的

IHX内部構造物は、半径方向に6層から成るヘリカルコイル型伝熱管群、センターパイプおよび下部連絡管等から構成される複雑な構造となっている。主な隣接する構造物の間は熱膨張を考慮した接触あるいは隙間（ガタ）を有する境界となっているため、それらの相互干渉効果により内部構造物の地震時における振動挙動は複雑になると考えられる。このため耐震安全性を評価する場合、従来のような線形モデルによる動的耐震解析手法を一義的に用いることは困難となる。したがって、伝熱管群、センターパイプおよび下部連絡管の連成振動挙動が耐震安全性に与える影響について、実験的検討を予め十分に行っておくことが重要である。

そこで、連成振動挙動について把握するために、伝熱管群、センターパイプおよび下部連絡管等の基本構成要素から成る耐震試験体を製作し、正弦波振動試験、模擬地震波振動試験を実施すると共に、各構成要素の固有振動数および減衰特性に着目したハンマーリング試験を行う。さらに、これらの結果を基に解析モデル化の検討を行う。

4. 2 試験方法

耐震試験体の概略をFig. 8に示す。振動台の性能（寸法；4.5m x 4.5m、最大積載重量；3.5t）を考慮して、試験体は伝熱管群及びセンターパイプの軸長を実機の約1/2とし、実機では6層から構成される伝熱管群を最外層から3層分として模擬している。また、地震時の応答が比較的大きくなると予想される下部連絡管については実寸としてある。

振動試験は、1)各構成要素の固有振動特性に着目したハンマーリング試験と2)各構成要素間の連成振動挙動に着目した振動台を用いた強制振動試験に大別される。さらに、強制振動試験は、共振振動数、減衰定数などの基本振動特性に与える入力振幅の影響を調べることを目的とした正弦波振動試験、下部連絡管の地震時健全性の確認を目的とした模擬地震波振動試験から成る。

また、内胴と伝熱管群の間に設置される振れ止めで生じる衝突挙動は、伝熱管群とセンターパイプの連成振動および下部連絡管の振動挙動に影響することが考えられるために、強制振動試験では振れ止め部における隙間量を変化させてその影響について調べた。

IHX内部構造物全体の低次振動挙動はセンターパイプの振動挙動に大きく影響される。そこで、低次振動挙動に対して支配的となるセンターパイプ支持構造物の剛性は可変とした。すなわち、実機のセンターパイプの固有振動周期とほぼ同一となるような支持剛性を有する場合（以後、支持剛性標準と呼ぶ）と、センターパイプの振動挙動を下部連絡管に対して分離できる程度高い支持剛性とした場合（以後、支持剛性大と呼ぶ）である。実際には、後者は支持治具を介してセンターパイプ下端を試験体架構に固定することにより行った。

4. 3 試験結果

(1) ハンマーリング試験

各構成要素（センターパイプ、伝熱管サポートラダー、伝熱管、ラダー振れ止め）の固有振動挙動をハンマーリング試験により調べた。ここでは、耐震上重要となる内部構造物の低次振動挙動に大きく影響するセンターパイプの振動挙動について述べる。

センターパイプのハンマーリング試験は、下端の高温ヘッダー部で水平方向に付加した荷重を急速に除去することで行った。水平荷重1tを瞬時に解放したときの高温ヘッダー部における過渡振動加速度波形より得られた周波数スペクトルをFig. 9に示す。耐震上重要となる20Hzまでの周波数領域には、約4Hzの卓越周波数成分すなわち一次固有振動数のみが観測される。これより、センターパイプの一次振動は支持構造との境界部をピボットとした振り子状の振動をすることが確認できる。

(2) 強制振動試験

正弦波掃引振動試験における伝達関数の測定例として、センターパイプの支持剛性を標準として入力加速度を12gal一定で加振したときの結果をFig. 10に示す。なお、振れ止めの隙間は実

機で想定される最大値 2 mm としている。センターパイプ下端の加速度には、約 4 Hz の共振振動数近傍に振れ止め部で発生する衝突現象の影響が現れており、伝熱管群の変位応答振幅と隙間量との相関により生じる跳躍現象が約 5 Hz 近傍で認められる。伝熱管群の応答加速度には 5 Hz 近傍でセンターパイプと同様な跳躍現象が見られることから伝熱管群とセンターパイプはほぼ一体となって振動していると考えられる。跳躍現象は下部連絡管の振動挙動にも影響し、下部連絡管独自の共振振動挙動（約 23 Hz）とは異なるセンターパイプの共振振動数（約 4 Hz）を含んだ領域において周波数応答の増加が観測される。これらの傾向は、振れ止め隙間量 4 mm、入力加速度 25 gal、50 gal、75 gal の場合においても変わらなかった。

伝熱管群の入力加速度による応答値の変化を Fig. 1 1 に示す。図中の各値は試験周波数範囲（30 Hz 以下）における各応答の最大値を示しており、入力加速度と共に増加する傾向が認められるが、隙間量との相関については顕著ではない。

設計用最強地震 S1（最大入力加速度 140 gal）による模擬地震波振動試験において得られた時刻歴応答波形の測定例を Fig. 1 2 に示す。なお、各波形は振れ止め部における衝撃力が最大となった時刻の前後 1 秒間の挙動を表している。センターパイプと伝熱管群の応答波形はほぼ同様な形状をしていることから、両者は地震波のようなランダム波加振時においてもほぼ一体となって振動することがわかる。また、振れ止め部に発生した衝撃力はセンターパイプや伝熱管に影響を与えていることがわかる。

5. 伝熱管群伝熱流動試験

5. 1 試験の目的

IHX は、1 次冷却系の熱を 2 次冷却系に伝えるガス／ガス熱交換器であり、冷却系設備のなかで重要な機器である。IH X の内部構造は、ヘリカルコイル型伝熱管及び伝熱管サポートラダー等から構成され複雑に入り組んだ構造となっているため、各層間で冷却材の偏流が生じる可能性がある。また、ヘリカルコイル型伝熱管の伝熱特性及び流体振動の影響を把握することは、IH X の設計上重要な課題である。このため、実機の伝熱管及び下部連絡管を模擬した試験体及び試験体に加熱空気及び冷却空気を供給する 2 系統の空気供給設備を含む伝熱管群の伝熱流動試験装置を製作し、ヘリカルコイル型伝熱管の伝熱特性及び流体振動等についての試験を実施する。

5. 2 試験方法

本試験体は、伝熱管群耐震試験に用い試験体を改造したものである。したがって、伝熱管は実機に比べ高さで約 1/2、本数で約 1/2（最外層から 3 層分：54 本）になっており、その他、内部構造物の形状についても実機を模擬している。また、試験流体は空気とし、空気供給設備より供給される。空気供給設備は、実機とほぼ同等の流動条件を有する 1 次系及び 2 次系の 2 系統に分離されており、加熱器、冷却器、ブローア及び計測品等から構成される。IH X 伝熱管群伝熱流動試験装置のフローシートを Fig. 1 3 に示す。

試験は、流体の流れの影響により伝熱管及び下部連絡管がどのように振動するかを確認するための流体振動試験と、伝熱管の熱伝達特性を調べるための伝熱流動試験の 2 項目に大別される。

流体振動試験は、常温の空気流量をパラメータとして試験を行い、試験体内部に設置された加速度計により構造物の振動状態、並びに試験体の軸方向に配置された流速計により空気の流速及び流動状態を調べる。伝熱流動試験は、1次側の空気温度（約300℃）及び流量（max. 100m³/min）、2次側の空気流量（max. 50m³/min）をパラメータとして伝熱管で1次側空気と2次側空気との間で熱交換を行い、ヘリカルコイル型伝熱管の伝熱特性を調べる。また、伝熱管、センターパイプ、胴部等には熱電対が設けられており、構造物の温度分布についても調べる。

5. 3 試験結果

現在、常温にて流体振動試験を実施し、1次系及び2次系の空気流量を変化させてIHX下部連絡管及びセンターパイプ等、構造物の振動特性データを取得中である。併せて、1次系及び2次系の圧損特性についても試験を実施している。

流体振動試験終了後、1次系空気を加熱器を用いて約300℃まで加熱し伝熱流動試験を実施する。ヘリカルコイル状伝熱管内の流体の熱伝達率については、森ら⁽²⁾により管曲率を考慮した整理式が示されているが、管外の熱伝達率については、著者らの知るかぎり、その整理式はなく、また、IHXにおいては伝熱管サポートラダー等の内部構造物の影響を受けることが考えられる。したがって、伝熱流動試験では、主に流れの均一性や伝熱管外の熱伝達特性を明らかにする予定である。

6. 伝熱管ISI要素試験

6. 1 試験の目的

IHXの伝熱管は、HTTRの1次冷却材圧力バウンダリの一部を形成するため、その健全性の確保は、HTTRの安全上、非常に重要である。IHXの健全性を確保する手段の1つとして供用期間中検査（ISI：In-Service Inspection）があり、渦流探傷試験（ECT：Eddy Current Test）で実施する予定である。ECT検出器は、検査の対象とする部材の材質及び形状によってその検出特性が異なるため、予め、IHX伝熱管の材質及び形状に対応した検出器の特性を確認する必要がある。また、全長約20mのヘリカルコイル伝熱管内に検出器を挿入し、かつ、移動させる装置の技術開発も必要である。これらの要素技術を開発するため、ISI要素試験を実施する。

6. 2 試験方法

試験は、検出器及び検出器挿入装置の性能を確認する以下の2項目に大別される。

(1) 検出感度確認試験

本試験は、検出器の性能を確認するための試験で、使用する検出器は、ボビン状の本体の2箇所をコイルを巻いた自己比較方式と呼ばれる型式である。検出器の構造をFig. 14に示す。検出器を円管状の模擬欠陥試験片の内部で移動させ、探傷条件の選定、検出器の特性を調べるとともに、種々の模擬欠陥に関するデータを蓄積する。試験片は、IHX伝熱管と同材質（ハステロイXR）、同寸法（ $\phi 31.8^{\circ}P \times 3.5^{\circ}$ ）で、直管とIHX伝熱管の曲率に対応した曲管の形状を有

しており、その内外面に穴及び溝状の模擬欠陥を設ける。また、IHXの伝熱管は、製作上の理由から溶接部を有しており、溶接部の模擬欠陥に関するデータも重要であるため、試験片の一部に溶接部を設け、その部分にも模擬欠陥を加工している。試験パラメータは、模擬欠陥の穴径、溝幅、深さ等である。

(2) 挿入性確認試験

本試験は、検出器挿入装置を試作し、その性能を確認するための試験である。挿入装置は、検出器搬送部、装置固定部及び検出器移動距離測定部から構成され、IHXの下部構造物を模擬したモックアップモデルの高温ヘッダー内に固定される。挿入装置及びモックアップモデルの構造をFig. 15に示す。検出器は、信号ケーブルの剛性を利用して模擬伝熱管内へ送られ、この時に検出器が所定の速度(10~100 mm/s)で移動できることを確認する。伝熱管内の検出器の位置は、信号ケーブルの移動距離で計測する計画であり、挿入装置制御盤に示された移動距離表示値と伝熱管内での検出器の位置を比較確認する。また、高温ヘッダー内での挿入装置の固定機能等についても確認し、実機の設計に資する。

6. 3 試験結果

検出器については、直管及び曲管の溶接部を含まない模擬欠陥についての検出感度を調べ、検出目標としていた欠陥深さが伝熱管肉厚の20%で、 $\phi 1.7$ mmの穴及び幅1.5 mmの溝状欠陥が検出可能であることを確認した。また、それよりも小さな $\phi 0.5$ mmの貫通穴及び幅0.5 mmの溝状欠陥についても検出可能な見通しを得た。

7. むすび

中間熱交換器の要素技術試験の今までの結果と今後の計画をまとめると下記のようなになる。

(1) 伝熱管外圧クリープ座屈試験

- ・クリープ座屈時間については、有限要素法及び簡易解析法による解析結果と実験結果がほぼ合っていることがわかった。
- ・座屈後の試験体の気密性は保たれる。

今後は、時効の効果、軸力の影響等の試験を行う。また、1次と2次のクリープ挙動を表すGarofalo型クリープ構成式を用いた解析等を行う。

(2) マニホールド部構造試験

- ・変形挙動試験結果と解析結果を比較し、伝熱管サポート部の接合条件はピン結合でよいことがわかった。
- ・950℃における強制変位10mmのサイクルを約1640回、15mmのサイクルを約780回加えても損傷が見つからなかった。

現在、測定可能な700℃までの温度範囲で下部連絡管のひずみを測定中で、試験条件を確認している。今後は、現時点での解析モデルと測定結果との比較を行い、試験条件を見直してクリープ・疲労試験を引き続き行う。

(3) 耐震試験

- ・伝熱管群の振動挙動は、センターパイプとほぼ一体となって振動していることがわかった。
 - ・S1地震のランダム波においても、センターパイプの振動が支配的である。
- 今後の予定は、測定したデータを用いて解析モデル化の検討を行う。

(4) 伝熱流動試験

現在流動予備試験を行った段階で、これから本格的な試験を行う。

(5) I S I 要素試験

E C T 検出器及び検出器挿入試験装置の製作が終了し、検出器の検出感度等のデータを取得中である。また、検出器挿入装置については、高温ヘッダー内での固定機能を確認するとともに、検出器が伝熱管内で安定した速度で移動できるか確認するための試験を実施中である。

以上、一連の試験により期待通りの成果が得られつつあり、I H X の設工認等を支援する諸データを提供できたものと考えている。

最後に、試験の実施に際し、種々の助言を戴いた高温構造工学研究室の武藤康室長、H T T R 開発部及びI H I の関係者に感謝の意を表す。

参 考 文 献

- (1) Nishiguchi, I., Kaji, Y., Ioka, I. and Yamamura, T., Journal of Pressure Vessel Technology, 112(3), 233-239 (1990).
- (2) 森 康夫 他, 日本機械学会論文集, 31-230, 1521 (1965).

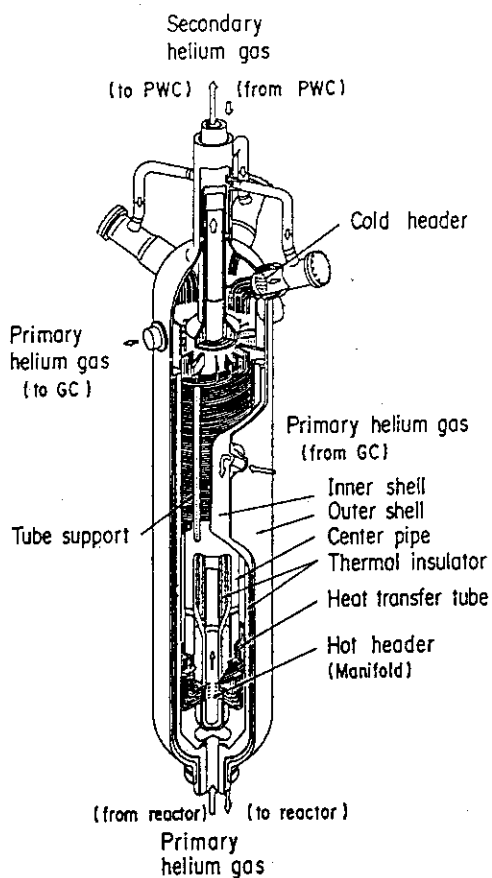


Fig. 1 Isometric view of intermediate heat exchanger (IHX).

Test items	Fiscal year					
	1987	1988	1989	1990	1991	1992
1. Creep collapse test (Tube)	Apparatus		Test			
2. Manifold structural test	Model		Apparatus			
3. Aseismic test (Tube bundle)	Model		Test		Modified model	
4. Heat transfer test (Tube bundle)	Apparatus		Test			
5. ISI (EC) element test (Tube)	EC Probe Inserting model		Test			

Fig. 2 Time schedule of IHX component tests.

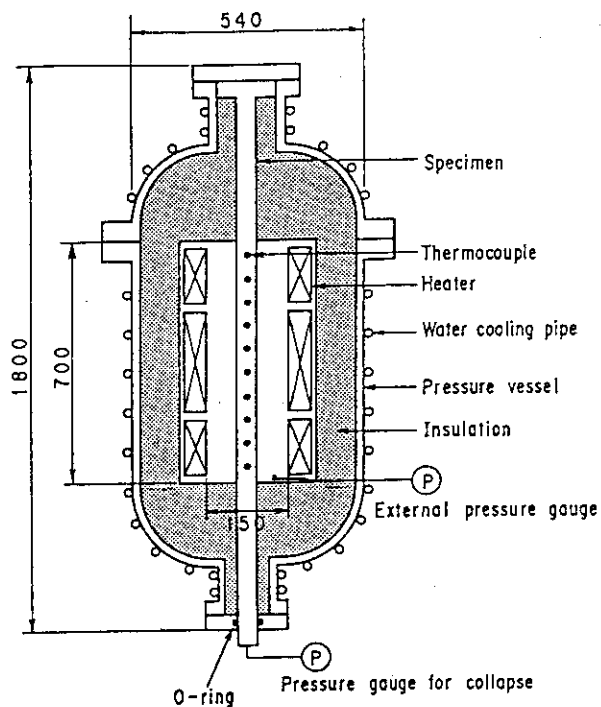


Fig. 3 Cross section of collapse test apparatus.

Table 1 Experimental condition and test tube specification.

Temperature	950 °C
External pressure	5, 6 MPa
Loading gas	Helium gas
Tube Material	Hastelloy XR
Thickness	2.0 ~ 4.0 mm
Initial ovality	0, 6 %

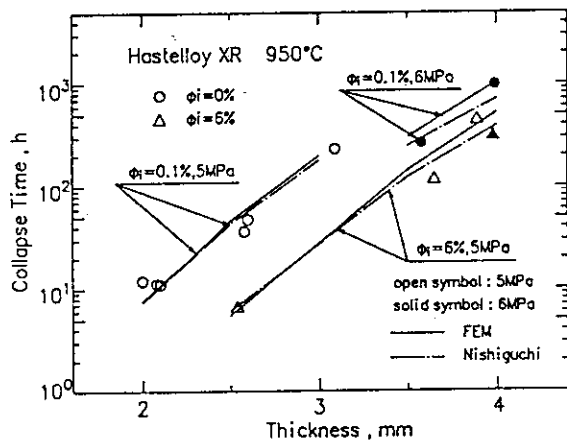


Fig. 4 Relationship between collapse time and thickness of test tube.

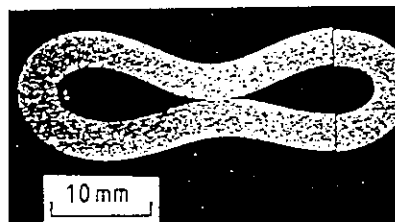


Fig. 5 Cross section of test tube after creep collapse.

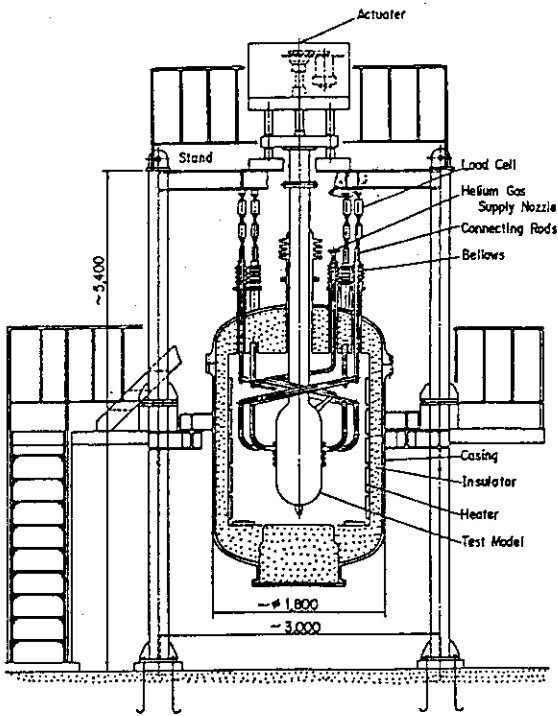


Fig. 6 Structural test apparatus for Manifold.

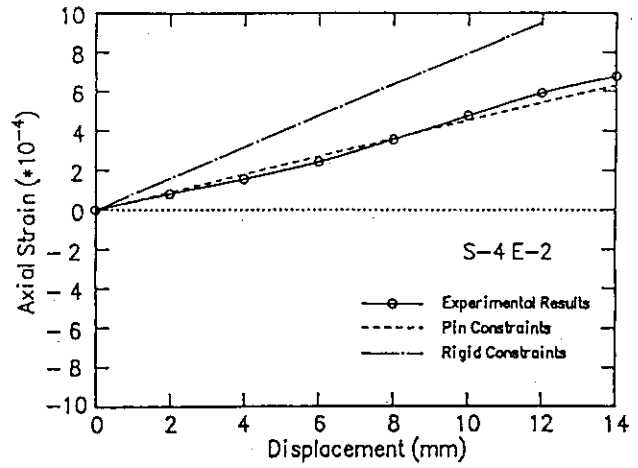


Fig. 7 Relationship between axial strain and displacement.

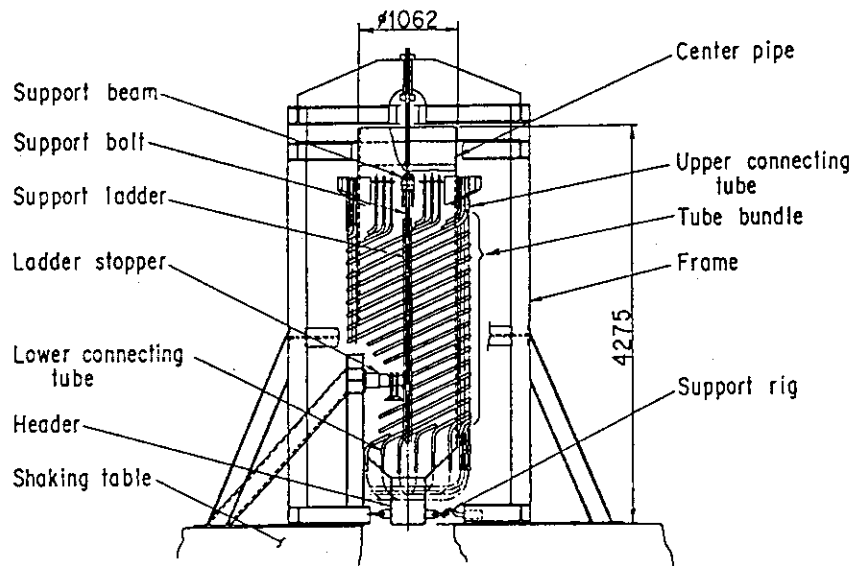


Fig. 8 General view of tube bundle aseismatic test.

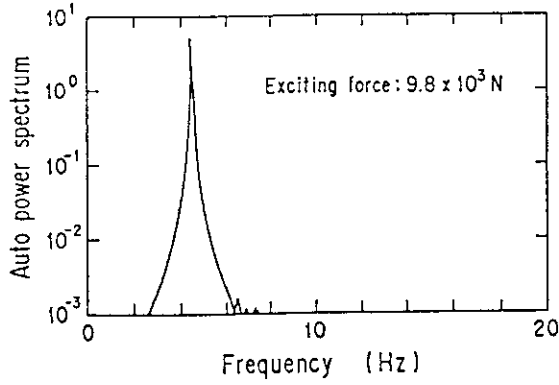


Fig. 9 Frequency response of center pipe.

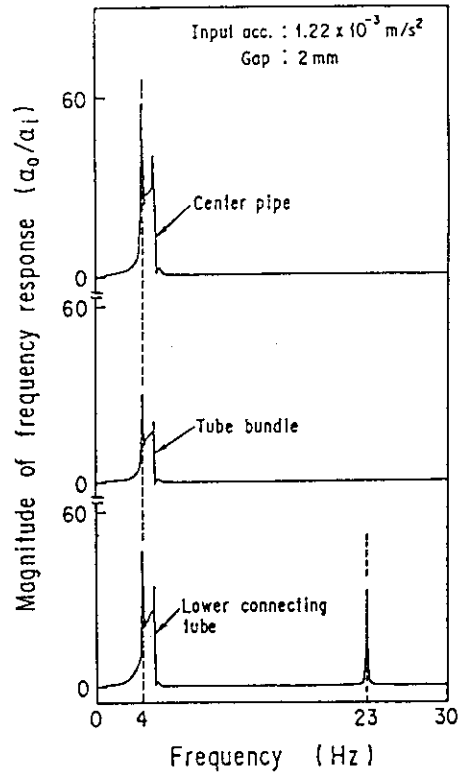


Fig. 10 Transfer function of center pipe, tube bundle and lower connecting tube.

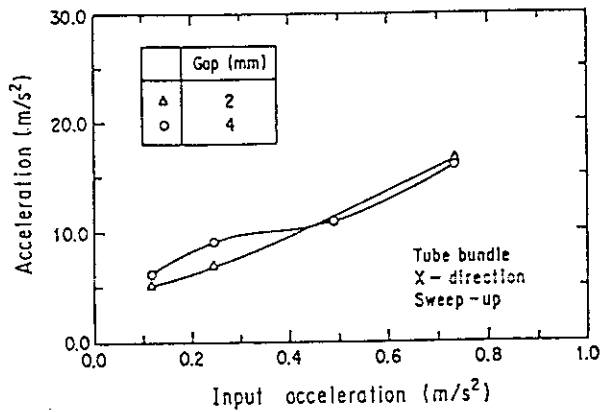


Fig. 11 Relationship between input and response acceleration in tube bundle.

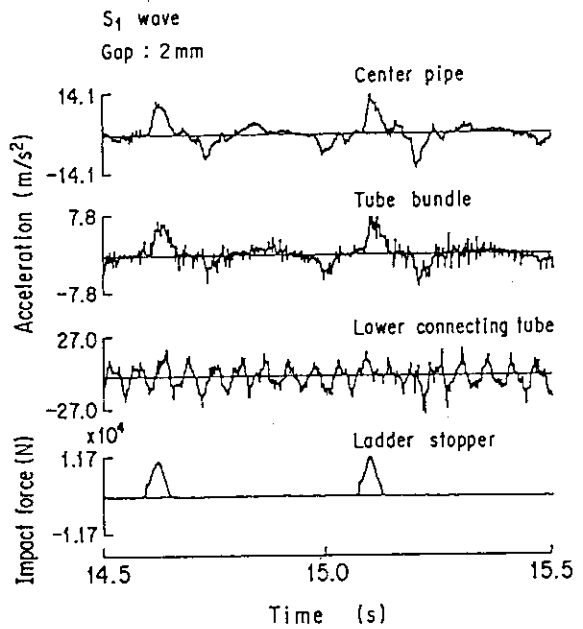


Fig. 12 Time response in seismic wave.

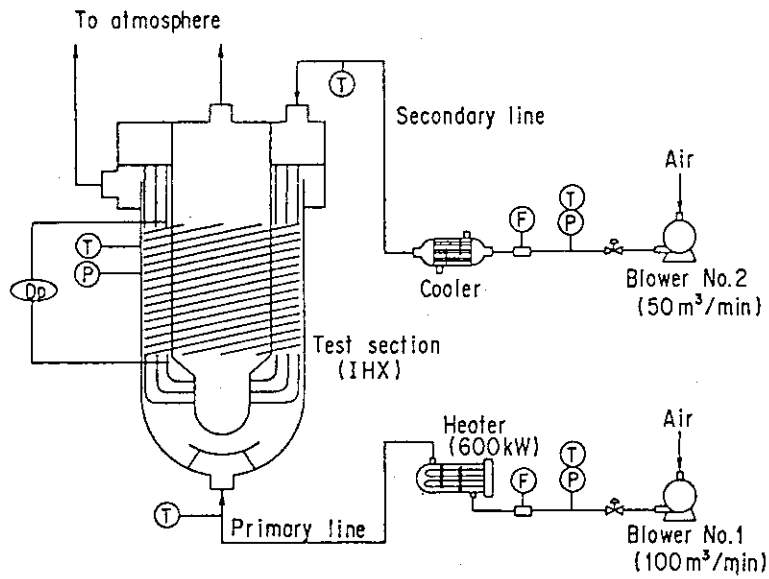


Fig. 13 Schematic flow diagram of tube bundle heat transfer test.

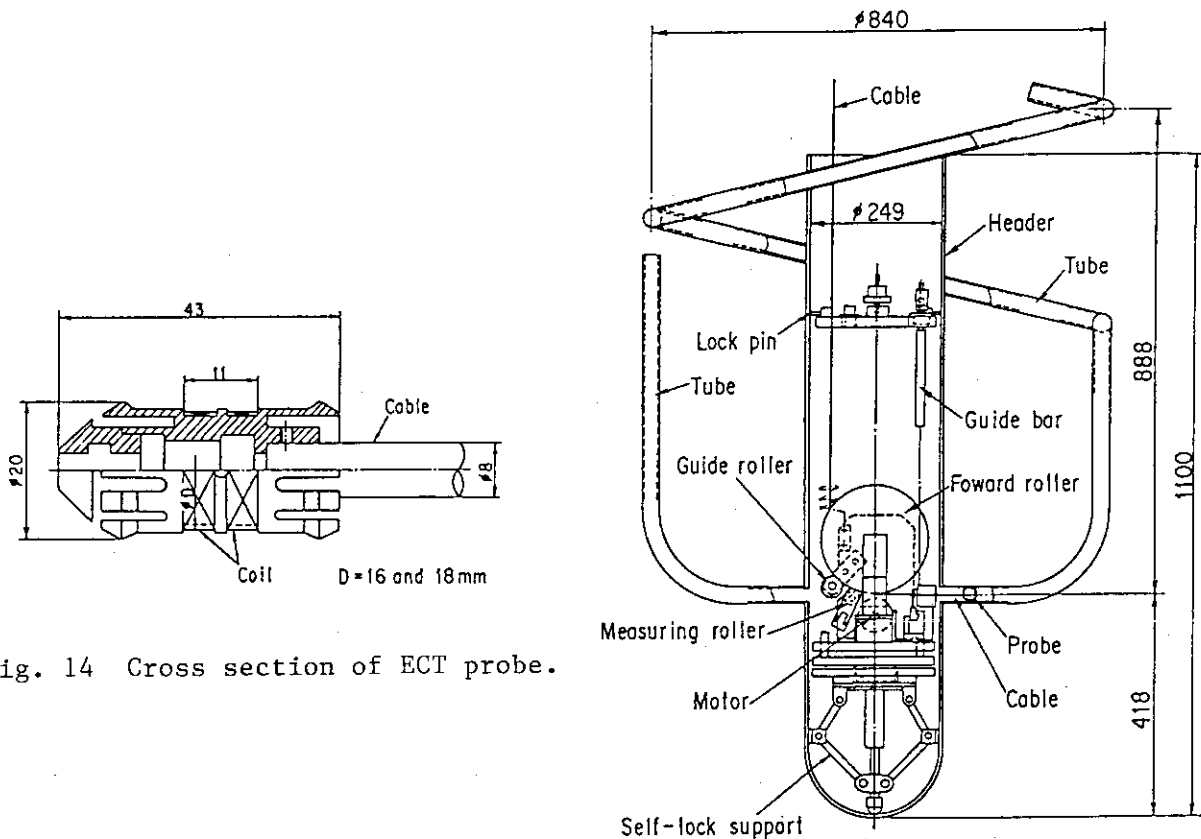


Fig. 14 Cross section of ECT probe.

Fig. 15 Probe inserting equipment and mock-up model of ECT probe inserting test.

11. 高温熱交換器の研究開発

東京工業大学 工学部

教授 越後 亮三

1. 緒 言

一般に“熱交換”は加熱及び被加熱（あるいは冷却及び被冷却）媒体間でのエネルギーの輸送を行わせるもので、両媒体がそれぞれ気体、液体、固体の場合があり、伝熱現象としては両媒体間あるいは同一媒体内で伝導、対流、沸騰、凝縮、ふく射等が単独あるいは複合して用いられている。両媒体が対流の場合には直接接触等の特殊な場合を除けば固体の隔壁があり、それを貫流する熱通過係数 K は

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{h_1} + \frac{1}{\left(\frac{k_w}{\delta}\right)} + \frac{1}{h_2}$$

で表される。ただし、 h_1 、 h_2 は熱伝達係数、 k_w 、 δ は隔壁の熱伝導率と厚さで、 K の大きさは流体の種類、状態、伝熱現象によって様々な熱交換方法、熱交換器が用いられている。特に新しい材料の特徴を生かした熱交換器が開発されているが、熱通過係数の大きさの概略を図1に示す。

本稿ではポーラス材料のもつ伝熱上の機能を活用し、高温におけるふく射を利用した新しい“熱交換器”について紹介し、新しい熱交換器、反応器等への応用に関する基本的な考え方について説明する。

2. ガス顕熱とふく射エネルギー間の効果的変換法¹⁾

詳細は文献³⁾を参照されたいが、ここでは後の説明内容と関連する最小必要限にとどめる。

2.1 主な現象

- 適当な光学的厚さをもつ多孔性固体壁内での作動ガスの大きな顕熱落差が生じふく射エネルギーに変換される。（図2参照、 $T_0 \equiv 1300\text{K}$ 程度の場合、 $\Delta X \equiv 0(10^{-2})\text{m}$ に対して $\Delta T \equiv 300 \sim 400\text{K}$ ）
- 変換されたふく射エネルギーの大部分は作動ガス流れの上流方向に伝搬する。
- 入射ふく射からガス顕熱への逆変換
- 多孔性固体壁により同一作動ガスに対し熱的に全く異なる環境（温度、ふく射エネルギー密度）が作れる。（温度区画化技術）

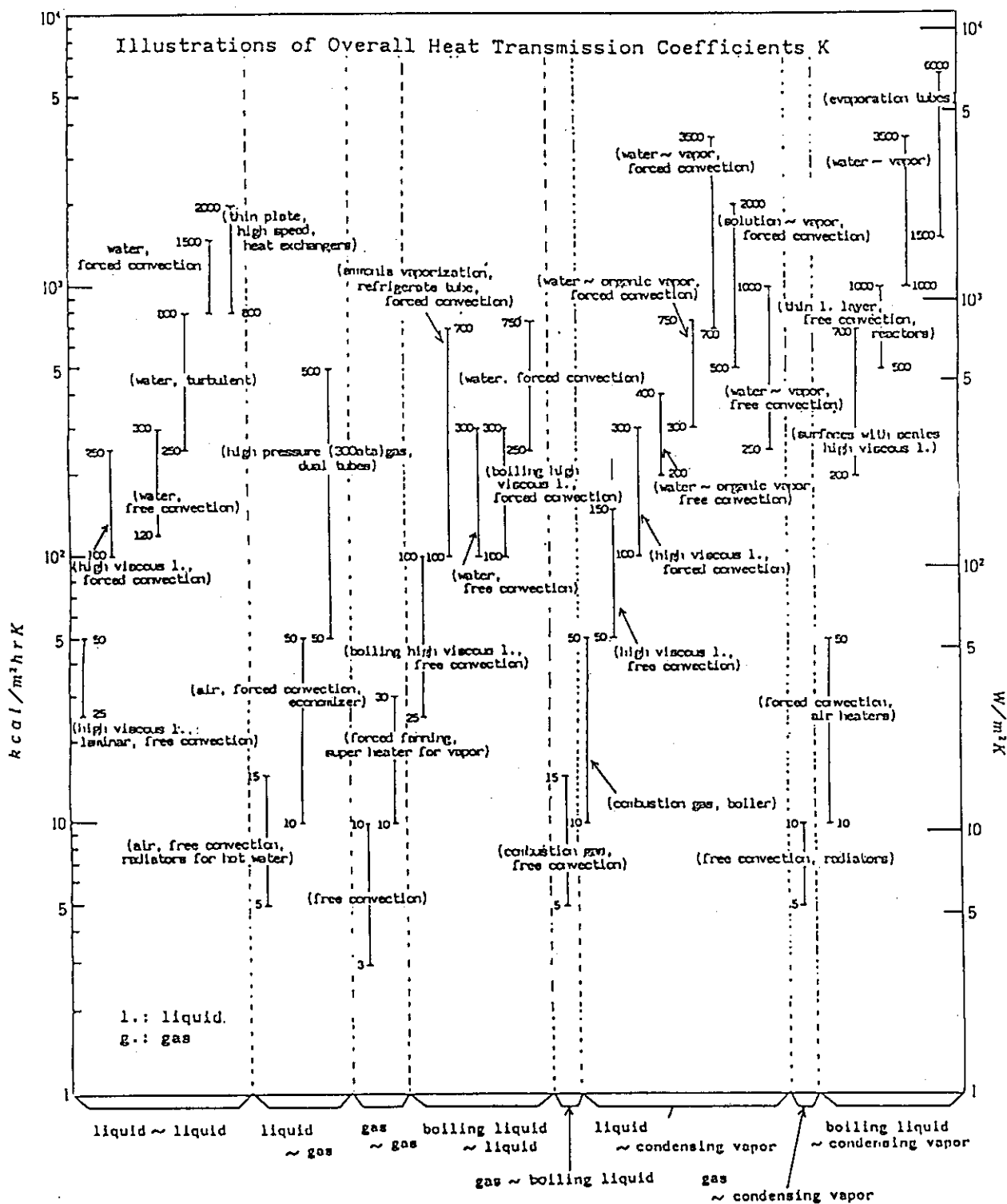


図1 種々の熱交換器等における熱通過係数

2.2 伝熱機構

- ふく射射出・吸収能 固体≫気体
- 平均孔径の微細な多孔性固体～作動ガス間伝熱係数
 $h_p \geq 500 \sim 5000 \text{ W/m}^2\text{K}$ (平滑面 $\sim 10 \text{ W/m}^2\text{K}$)
- 多孔性固体の比表面積 (m^2/m^3)が伝熱面として機能するため平滑面に較べ、桁違いに大きい。
- ふく射の輸送現象²⁾ - 1次元伝搬で近似

2.3 下流側冷却 (図3)

- 下流側熱的境界条件 (図2中: T_e , R_e) を人為的に設定・制御可能
- ΔT が拡大され、下流側の熱的攪乱が上流側に伝搬しない。

3. ポーラス材と伝熱現象

3.1 一般的な現象

種々の耐熱合金、セラミックを用いてポーラス材を製造する技術が進歩し、最近では空隙率の極めて高いもの(金属の場合95%以上)、平均孔径の選定もかなり自由にでき、耐熱温度についてもムライト系で1600°C以上、高純度アルミナで1800°C強と優れたものが開発・市販されるようになった。ポーラス媒体中における流動、エネルギー輸送等の基本的な現象に関する研究は古くから行われているが、応用との結びつきは今後の重要な課題である。ポーラス材中の相変化(沸騰、凝縮)、ふく射エネルギー輸送、燃焼現象等自由空間における諸現象と較べて際立った違いが期待でき、さらに新しい技術の“核”となる可能性を持っている。ポーラス材の構造上の特徴は比表面積(m^2/m^3)が平滑面と比較して桁違いに大きいこと、母材あるいは空孔の構成(代表)長さは非常に小さくできることにある。種々の伝熱現象をポーラス材の代表寸法程度の微細な規模にまで“切り刻む”と現象自身が著しく変化するのであろうことは容易に想像できる。単一球まわりの伝熱ではヌセルト数を Nu_d とすれば

$$Nu_d = \frac{h_m d}{k} \geq 2.0$$

となることはよく知られている。ただし、 h_m : 平均熱伝達係数、 d : 球の直径、 k : 流体の熱伝導率である。 d としてポーラス材の代表寸法として 10μ とすると、 h_m は代表的な流体に対して

$$h_m = \begin{cases} 10^3 \sim 10^4 \text{ kcal/m}^2\text{hK} & (\text{気体}) \\ 10^4 \sim 10^5 \text{ kcal/m}^2\text{hK} & (\text{液体}) \end{cases}$$

と通常の伝熱現象と較べてこれも桁違いに大きい。あるいは沸騰について考えてみると核沸騰領域では気泡の成長と離脱及び発泡点密度が伝熱特性を決定づける重要な要素であるが、ポーラス材で

はその基本的な機構が覆えてしまうであろう。もっと普遍化していればポーラス材中での質量、運動量、エネルギー等の輸送現象は自由空間のそれと比較して著しく違ったあるいは根本的に違った

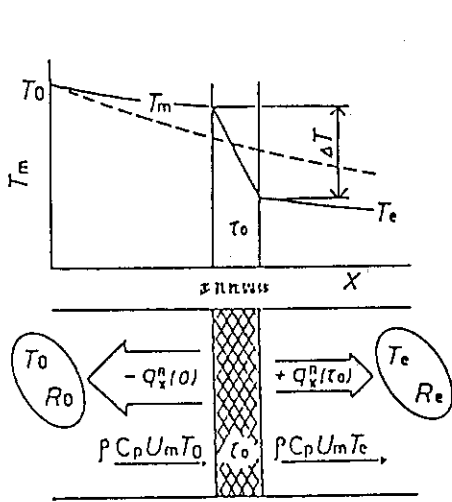


図2 効果的エネルギー変換の概念図

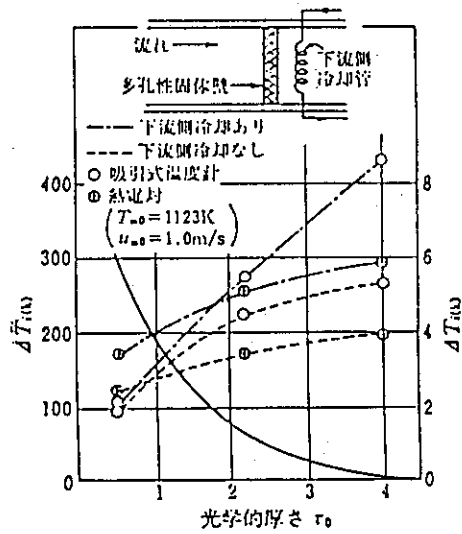


図3 下流側冷却の効果

現象が期待できるが、基礎研究の蓄積もまだ十分でなく、応用とか実用化への展望はさらに難しい。次項では高温におけるポーラス材中のふく射エネルギーの輸送にみられる新しい現象と応用研究を紹介する。

3.2 温度の区画化技術 (zoning)

ポーラス材応用技術の一つに温度の区画化を挙げることができる。3.1項で説明したようにポーラス壁は上流側と下流側を熱的に遮断し、同一流体が流れていてもまったく異なった熱的循環（温度域、ふく射エネルギー密度）を設定することができる。しかも同一区画内においてはふく射エネルギー輸送のため均一な温度場が形成される点も重要である。具体的な応用は種々に考えることができるが、とりわけ反応系熱設備には従来多く利用されている管式加熱炉と較べて優れた特徴がある。たとえば図4に示すように反応系の作動ガスをポーラス壁で区画された流路に流した場合、区画ごとに均一な温度になり、かつ温度レベルは区画内の吸・発熱量と伝熱量（加熱，冷却）等のバランスによって決まることになる。

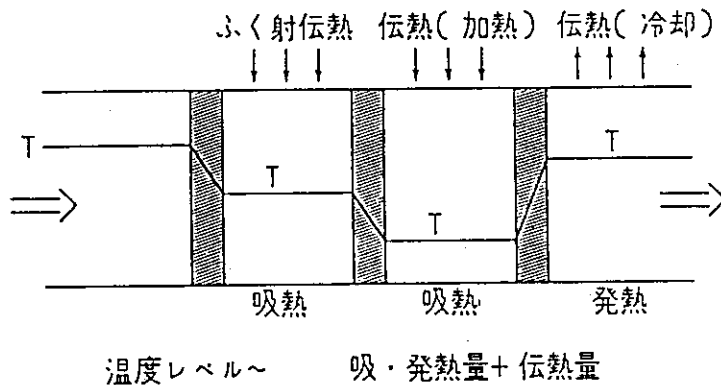


図4 温度の区画化

4. ポーラス材を装備した熱交換器

4.1 基本概念と理論解析²⁾

図5に示すようにポーラス体を隔壁(耐熱ガラス, 薄い耐熱金属等)の両側に配置し, 加熱及び被加熱ガスを流した場合の熱交換を考えよう。通常の熱交換器の場合, 隔壁熱伝導は大きな熱抵抗とはならず, 両側あるいはいずれか一方の熱伝達係数(h_1, h_2)が熱抵抗となって総括伝熱係数を決定する要素となるが, ポーラス体の場合6.4で説明するように h_1A_1, h_2A_2 とも極めて大きな値になり, ポーラス体間のふく射伝熱支配となる。このような新しい構成の系における熱交換特性を評価する総括伝熱係数については妥当な指標はないが, 従来の定義を踏襲して算出した計算例を表に示す。これは平板上のポーラス体が対向していて, ふく射の形態係数が1の場合である。実用的には二重円筒形に配置し, 外側を加熱側, 内側を被加熱側とすれば半径比に応じた高熱流束が得られることになり, $10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}$ 程度の高熱負荷も実現できる可能性がある。このような熱交換特性を詳しく検討するため図6に示すように被加熱側流体の流れを逆転した2つのケースについて考える。ふく射の伝搬も一次元で近似し, 作動ガスとポーラス体間の伝熱を考慮した連立のエネルギー式を導入し, 数値計算を行った結果の一部を図7に示す。左右の温度分布はそれぞれ被加熱, 加熱側に該当する。ポーラス体の光学的厚さ以外に設定温度域加熱・被加熱側の作動ガスの流量比の影響等詳しく検討した結果, 従来の熱交換器にみられない優れた特徴があり, 加熱, 熱交換器設備への応用が考えられる。

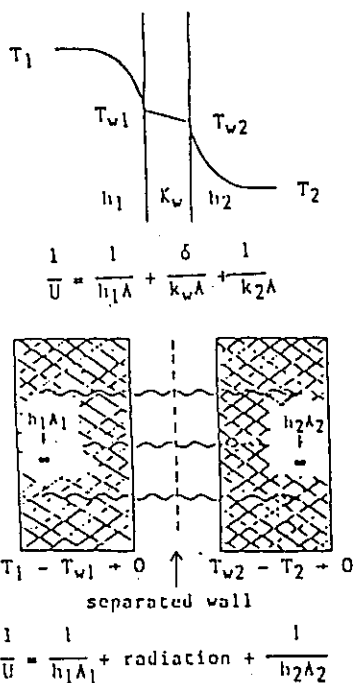


図5 熱交換(通過)の比較

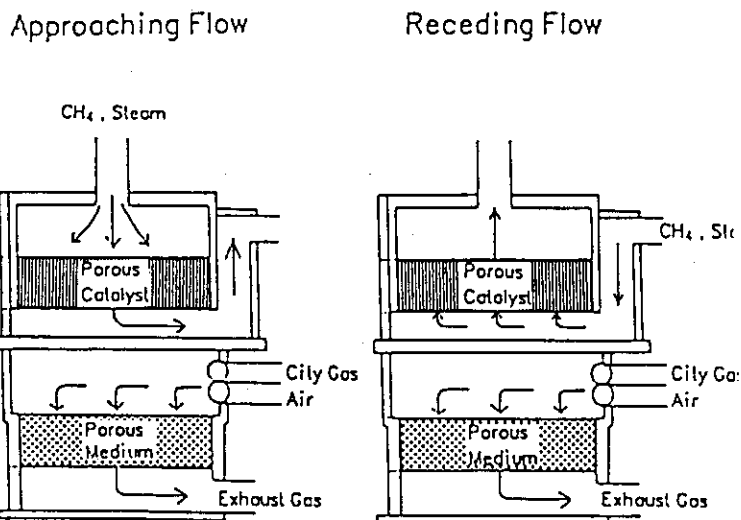


図6 ポーラス型熱交換器の構成

4.2 実験装置と実験結果

(1) 平板系

図8に平板系の実験装置の断面図を示す。加熱側ポーラス体Iは有効部の直径138φの円板で、その上部空間は燃焼室になっていて、円周部分にはバーナ管（部分予混合）と空气管（2次空気）が配置されている。燃焼室の上側には隔壁（石英ガラスまたは耐熱ステンレス）を介して受熱側のポーラス体IIが置かれ、その内部を直接被加熱作動流体が順方向、逆方向に流れるようになっている。この実験装置はポーラス体IIに触媒を担持させた場合の機能テストも含めた試験装置を意図して製作されたものであり、6.4の高変換効率ふく射加熱器のようなエネルギー有効利用のための装備に対する考慮は払われていない。図9、10に実験結果の一例を示す。図9はポーラス体I及びII内部の温度分布で燃焼負荷を一定 ($C_L=134\text{kW/m}^2$) とし2次（冷却）側の空気流量を変えた場合の結果を示す。2次側空気流量比（燃焼ガス流量に対する）が小さい時はポーラス体全域にわたって温度が上昇しているが、流量比が大きくなると $\tau=10$ を過ぎたあたりから急激な温度上昇がみられ、かつ加熱側ポーラス体の温度は低下している。図10は1次側（加熱）、2次側（冷却）ポーラス体の上・下流の温度（添字ent, exit）入口（同in）、排気（同exh）温度等を1次と2次のガスの質量流比 $M_{f,2}$ に対して示す。低い流量比の場合、厚さ1~2cm程度のポーラス体の中で500K以上の温度上昇がみられる。

(2) 同芯円筒系

加熱側と被加熱側のポーラス体を同芯円筒系に配置し、かつ外側を加熱とした場合の実験装置を図11に示す。ライン状バーナを2次空气管とペアで90度毎に4組垂直に立て、平板系と同様石英ガラスまたは耐熱ステンレス円筒を隔壁として外側と内側にポーラス体を配置した。図12に1次、2次の流量比 $m_{f,2}/m_{f,1}$ を変えた場合のポーラス体前後の温度を示す。(a)は燃焼負荷を変えた場合、(b)は空気比 m_1 及び隔壁の材質を変えた場合に対応する。注目すべきことはこの程度の温度範囲（燃焼負荷）では隔壁のふく射に対する透過性はほとんど影響しないことである。

表1 ポーラス型熱交換器の総括伝熱係数

q : 発熱量 (kcal/m²hr)
 K : 総括伝熱係数 (kcal/m²hrK)

被加熱温度 (K)	1073		1273	
加熱温度	q	K	q	K
○ 1273	63.466	317.3		
○ 1473	165.049	412.6	101.583	507.9
○ 1673	317.611	529.4	254.145	635.4
○ 1873	535.893	669.9	472.426	787.4
○ 2073	836.504	836.5	773.037	966.3

○ 国産で供給可能な材料 ○ 輸入品で耐熱可能な材料

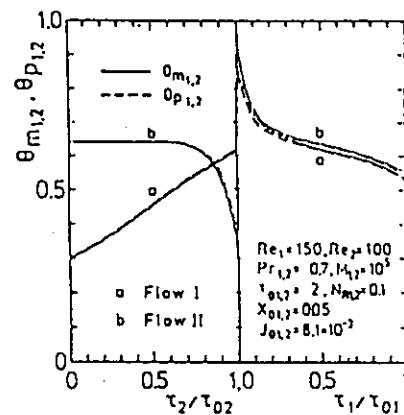


図7 熱交換器における温度分布

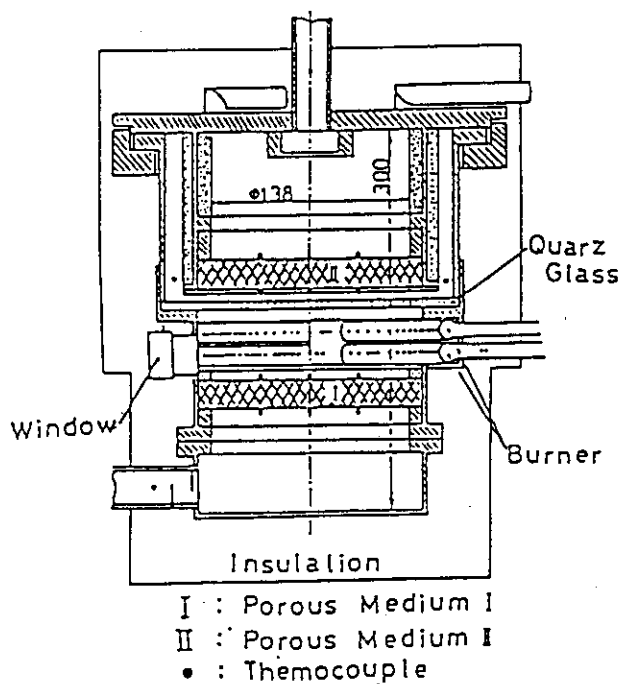


図8 ポーラス機能材を装備した Integrated Reactor Unit

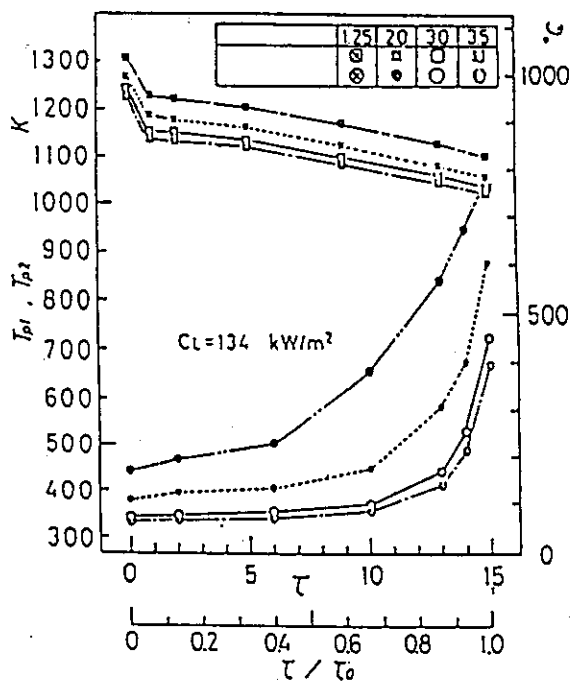


図9 ポーラス体内温度分布

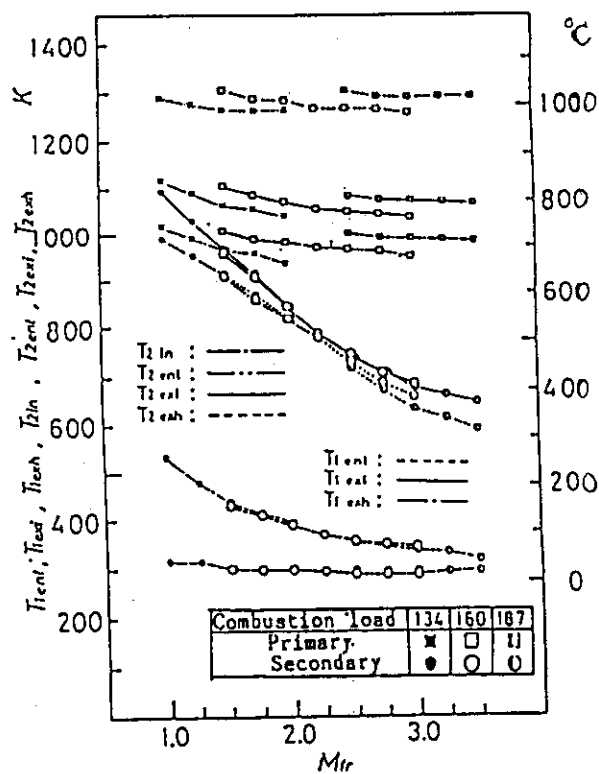


図10 質量流比と温度

外側加熱-内側冷却は被加熱ガスを極めて高い温度に加熱したり，吸熱量の大きな反応系に適しており，逆の構成では大流量の気体の加熱等に応用できる。

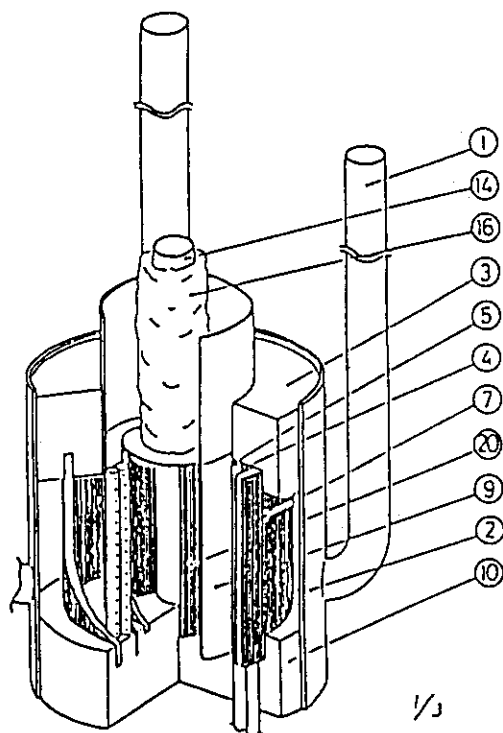
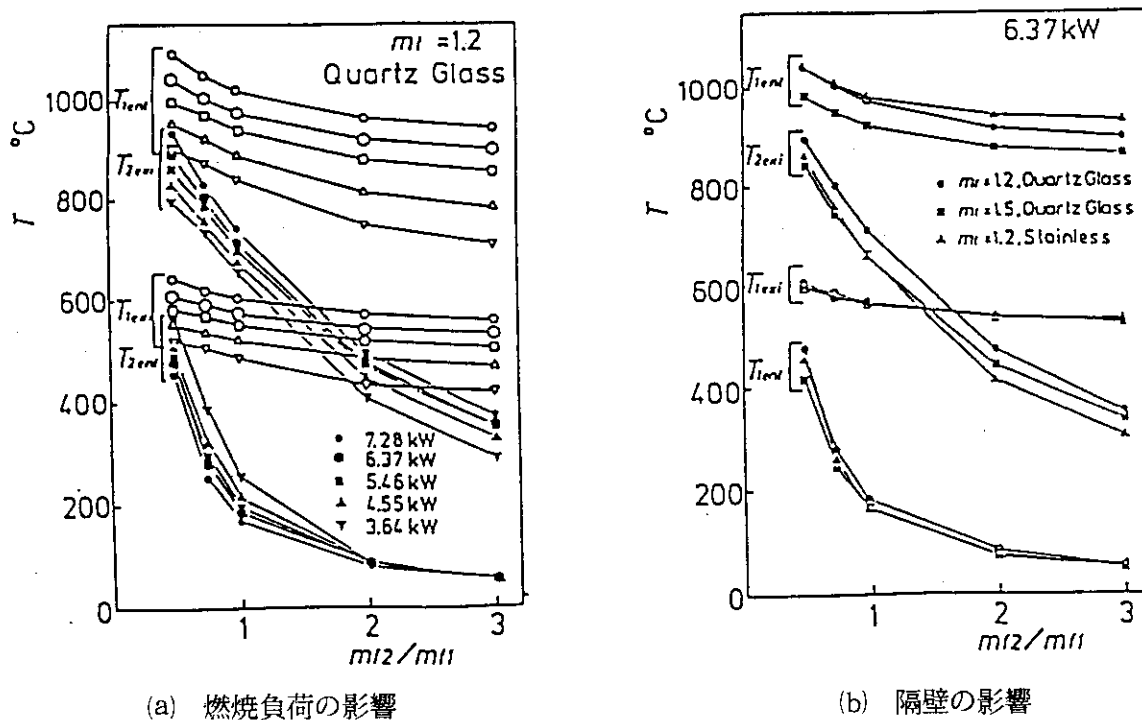


図11 装置透視図



(a) 燃焼負荷の影響

(b) 隔壁の影響

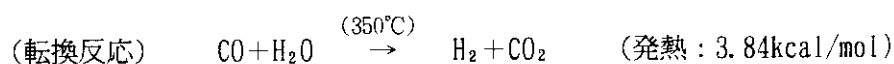
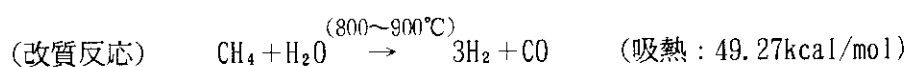
図12 質量流比と温度

5. 化学反応装置への応用

メタン、アルコール等を原料として水素を製造する高性能改質器の開発は燃料電池、発電、直接還元製鉄、石油化学・精製、IC製造用オンサイト還元剤等多くのニーズがある。特に燃料電池用改質器に要求される事項としてはエネルギー利用効率の高いことは勿論であるが、動特性、コンパクト性等在来技術に比較してプレクスルーが必要である。ここでは前節で述べたポーラス体を装備した熱交換器を用い、受熱側ポーラス体に触媒を担持した場合の化学反応の可能性並びに特性試験とこれらを踏まえた新しい反応装置であるIntegrated Reactor Unitについて述べる。

5.1 メタン-水蒸気改質反応

メタン-水蒸気の改質反応によって水素を作る場合の反応式は次式で表される。



これらの反応で改質反応は温度範囲も高く、かつ吸熱量が非常に大きいのでポーラス体の持つ高い伝熱特性と反応物と生成物の混合、攪拌による物質輸送現象の促進により在来型の管式加熱炉と比較して優れた特性が期待できる。本稿では実際に化学反応の feasibility を主目的とした実験結果について述べる。図13に実験装置のフローダイヤグラムを示す。改質器は図8のものを用いた。触媒の種類によってはまず昇温状態にして水素ガスによって触媒を活性化（還元）した後水蒸気とメタンを流し反応実験を行った。実験条件を整えれば極めて高い収率で水素が得られることが確認できた。改質ガスは凝縮器で水蒸気を除去してから焼却した。

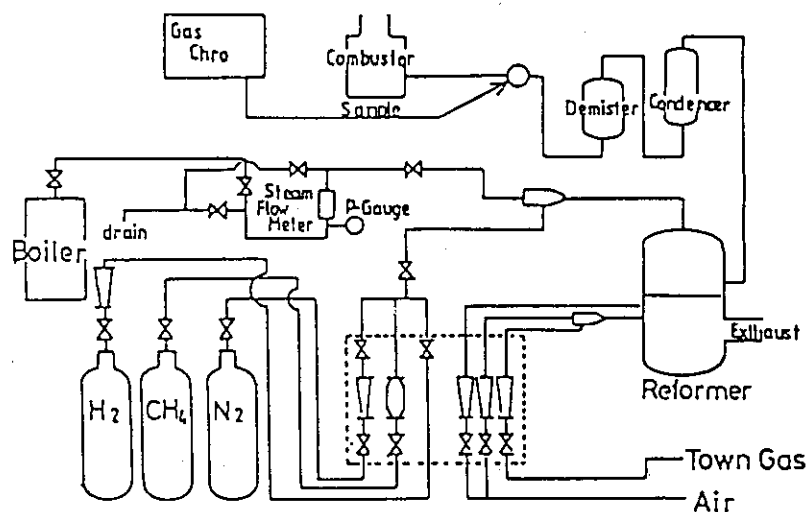


図13 実験装置のフローダイヤグラム

5.2 Integrated Reactor Unit

エネルギー利用技術の立場からみるとポーラス体のもつ特徴としては伝搬の指向性をもったふく射エネルギーへの変換、流動制御、温度の区画化、物質伝達の促進、迅速な熱応答性などがある。これらの特徴を最大限活用し、メタン-水蒸気の改質、転換反応を対象とし、改質器、転換器、蒸気発生器を総合した集合反応装置 (Integrated Reactor Unit) の概念図を図14に示す。基本的な考え方としては、最小必要限の機器の中で、エネルギー的にも物流的にも閉じた構成になることを前提とした。従来の熱設備は個々にはエネルギー的にも物流としても必ずしも閉じていないため、他の設備 (例えば蒸気発生器) と組み合わせ、システム化によってバランスを保つコンビナートの思想によっているが、システムの一環が崩れると全体の調和を保つのが困難である。たとえば加熱炉の排ガス顕熱を利用して蒸気を発生させ、見掛上の熱利用効率を上昇させることは容易であるが、その蒸気の有効利用の途がなければ意味がないし、真の意味の新しい熱技術とは言い難い。図14の概念図では改質反応に必要な水蒸気の前熱を加熱側燃焼ガスの最終段で行い、空気と燃料の前熱はふく射変換体通過後の燃焼ガス及び改質された高温の生成ガスのふく射を利用する。反応ガスであるメタンも生成ガスとの熱交換によって適度に加熱し、温度区画化技術と併用して、最終的には常温の反応物を反応装置に送入し、常温の生成ガス並に加熱用燃焼ガス温度を出来るだけ下げ、投入エネルギーを正味の反応熱に可能な限り近づけることを目標としている。その際運転開始時、負荷変動時の過渡応答性にもその特徴を発揮し得るよう配慮する。

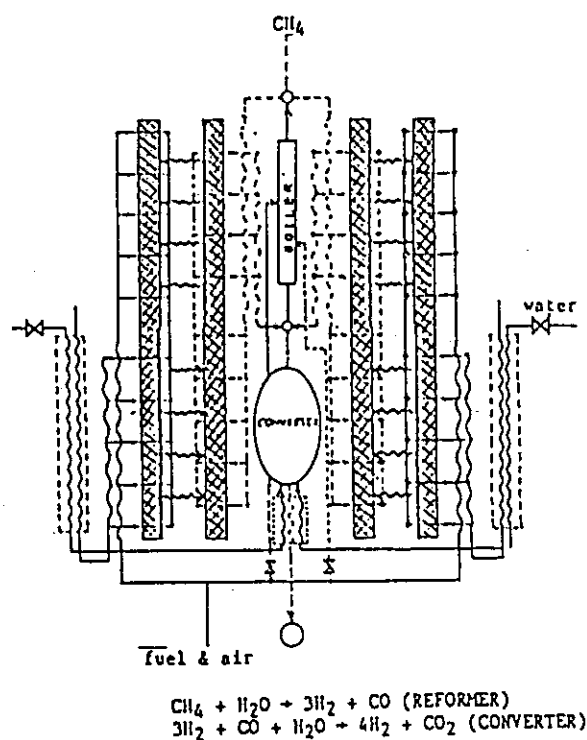


図14 集合反応装置概念図

6. 応用を指向した開発研究

本技術が応用範囲の広い基盤内・要素的な性格の技術であり、かつ既存技術と比較して大きなブレークスルーが期待できることを理解していただくため、筆者等の研究室ならびに多くの企業の協力を得て進めている開発研究の一部を紹介する。

6.1 超低カロリーガスの燃焼促進

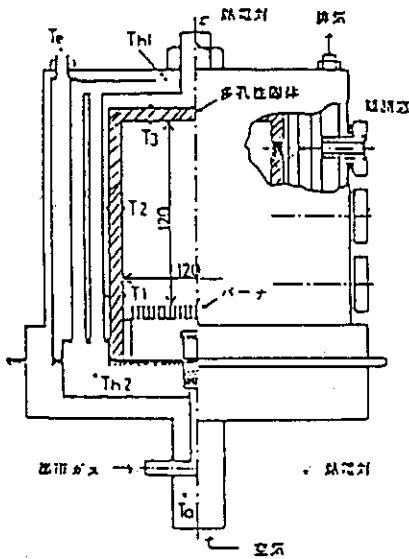


図15(a)

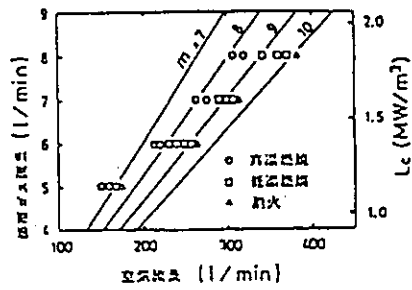


図15(b)

自力燃限界

空気過剰率 $m = 9.9$

相当発熱量 0.48 MJ/m^3

(114 kcal/m^3)

参考：可燃限界 $m = 3.6$

6.2 低カロリー固体、高含水分固体の燃焼促進

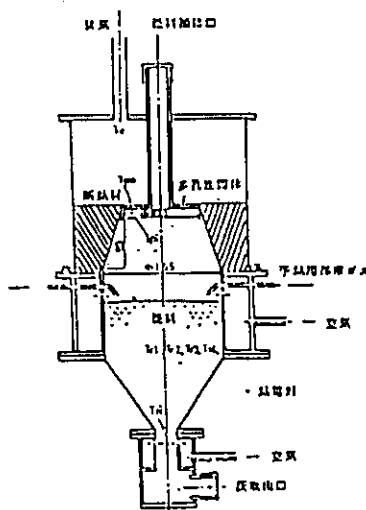


図16

使用燃料：粉炭と砂の混合物

粒径：2~4 mm

(粉炭の発熱量：6930 kcal/kg)

自力燃料限界：粉炭：5%，砂：95%

(相当発熱量：347 kcal/kg)

6.3 多孔性固体内での可燃性混合気の燃焼と高性能加熱装置

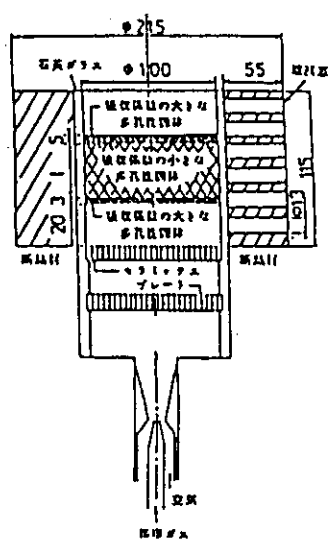


図17(a)

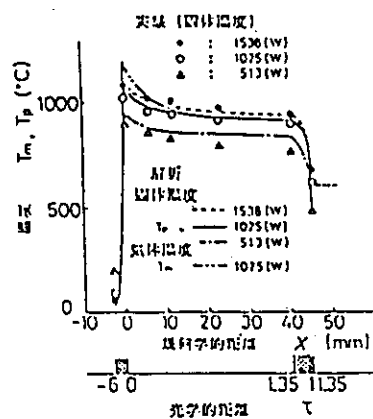


図17(b)

6.4 高交換効率ふく射加熱器¹⁾

ポーラス材により変換された上流側に指向性をもつふく射をそのまま外部に導き、下流側に対流形熱交換器を組み合わせれば、高温気体の顕熱の大部分をふく射に変換する高変換効率ふく射加熱器を作ることができる。図18は燃料の発熱量をできるだけ高い割合でふく射エネルギーに変換させるために試作したものの立体図を対向バーナで燃焼したガスはポーラス壁PWを通過し、PW下流部の熱交換器を経て外部に排気される。この熱交換器によって燃料と空気は予熱されるので、ふく射への変換は非常に高い割合で実現でき、上面が石英ガラス板の場合、変換割合は80~90%、ステンレス板でも80%以上の結果が得られている。本実験装置での燃焼負荷、ふく射熱流束は $(4 \sim 5) \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}$ 、 $2 \times 10^5 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}$ とかなり高い値を示している。なお一つ重要な事項を付け加えておくと、PW下流部に熱交換器を設置してPW下流部を冷却してもPWの光学的厚さ τ_0 が大きければPW上流の燃焼状態は全く影響を受けない。つまりPWは熱的に遮断する機能をもち、既に述べたように温度の区画化という意味で応用上たいへん重要である。

7. 応用実施例

既設の設備等に応用する場合、構造上あるいはコスト上の制約などがあるが、一般的にいった大幅に改造をせず、比較的大きな成果をあげ得ることも本技術の特徴の一つに挙げることができる。本項では操作中の設備に取り付けた実施例を説明する。

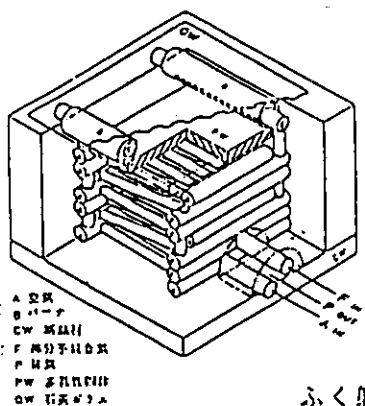


図18

ふく射変換率 = (ふく射エネルギー) / (低発熱量)
 = 80~90% (石英ガラス)
 80~85% (ステンレス板)

7.1 ラジアント・チューブ加熱炉

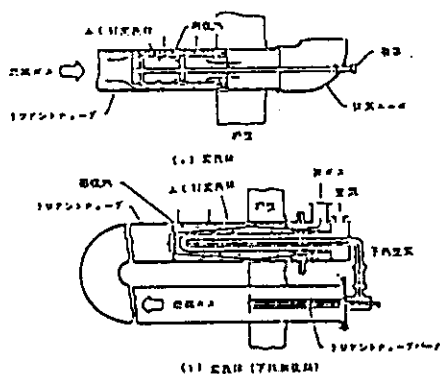


図19(a)

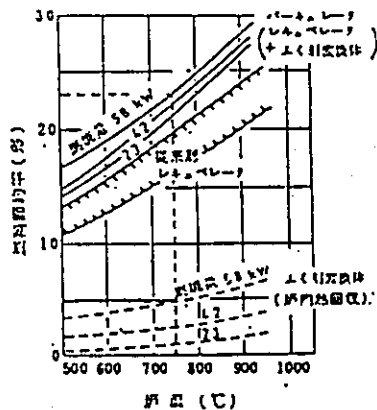


図19(b)

7.2 ピレット連続加熱炉

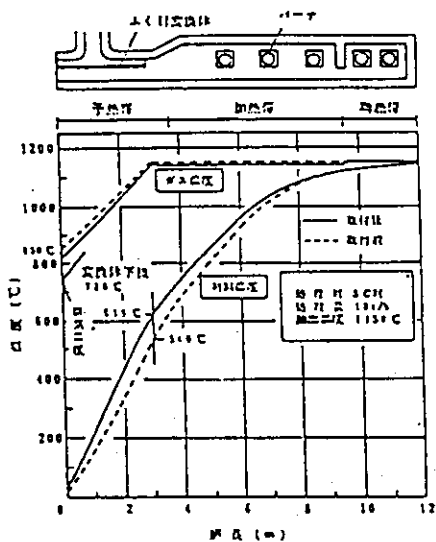
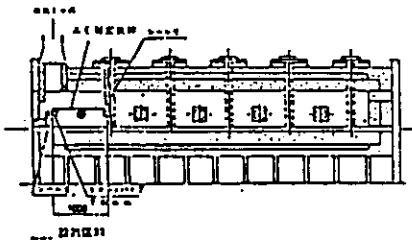


図20

ウォーキングハース式圧延用加熱炉
 炉長：12 m、炉幅：5 m

ふく射変換体：3×5 m'
 燃料原単位節減率：8 ~ 12 %

7.3 線材光輝焼鈍炉



ふく射変換体: $1 \times 1 \text{ m}^2$
 燃料原単位節減率: 30 %
 (69.8 l/ton \rightarrow 48.6 l/ton)

図21

7.4 管式加熱炉 (イソフロー)

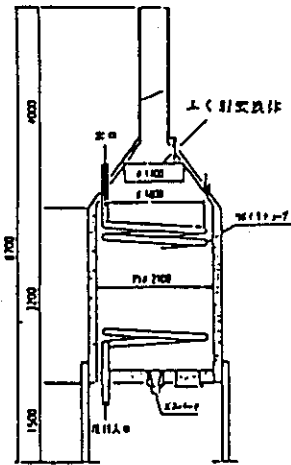


図22(a)

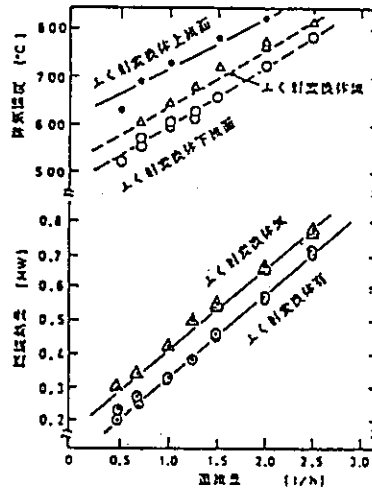


図22(b)

燃料節減率
 10 % (高負荷時)
 ~25 % (低負荷時)

8. 結 言

熱放射を伴う熱交換技術として伝熱促進法も含めると諸種のものが考えられ、実装置で既に利用されているものも多いが、ここでは特に触れなかった。主要なものを系統的に列挙すると次のようになる。

- 伝熱面性能 {
 - 表面性状の改善 {
 - 粗さ, 溝等の機械加工面
 - 塗料, 吸収選択膜, 酸化, 蒸着膜等物理的
 - 化学的処理
 - 拡大伝熱面……………各種フィン, スパイン
- 作動媒体の性質 {
 - 作動流体の射出・吸収能向上 (寸法効果, 加圧)
 - 輝炎 (燃焼制御)
 - 添加物混入 (ミスト, 微粒子等混相媒体)
- 伝熱面配置 {
 - 配置による角関係 (ふく射変換体)
- エネルギー変換 {
 - ふく射遮断・再射出体
 - 多孔性固体ふく射変換体

実際には上記の方法を併用してより高度な熱交換技術として確立していくことが必要であるが、本稿では最後のエネルギー変換法を中心に詳細に説明した。本手法は熱交換技術としては新しく、本格的な応用への展開は今後の開発にまたねばならないが、熱通過率の評価も含め学術的にもさらに検討すべき項目も多い。

参考文献

- 1) 越後, 吉澤, 日本機械学会誌, 86, 780(1983-11), p.1285
- 2) 越後, 日本機械学会論文集, 48, 435 B(1984-11), p.2315

12. ガスタービン開発の現状

日立製作所 機械研究所
Aプロジェクトリーダー
川池 和彦

1. はじめに

エネルギー分野においては、永遠の課題である省資源・省エネルギーに加え酸性雨や地球温暖化の問題に対し地球環境を守るという世界的視野での対応を迫られている。また電力需要の伸びもめざましく、当面クリーンで高効率の高温ガスタービンを利用したコンバインドサイクルに対する期待が大きく、さらなる高効率化と共に燃料の多様化に対応する技術開発を推進している。本稿では、その主要な熱機関であるガスタービン(図1)において、高温・高性能化技術を中心に述べる。

2. 発電用ガスタービンの動向

ガスタービンの熱効率は、単体で用いるシンプルサイクルでは、在来火力に及ばないが、比出力が大きい、起動時間が短いなどの利点から、1970年代前半までは国内では、専ら非常用やピークロード用として用いられてきた。近年では、蒸気タービンとのコンバインドサイクルを構成することにより、熱効率(HHV)を43~46%まで高められること、さらには熱・電併給のコージェネレーションシステムにおいては熱利用率を70~80%まで高められるため、その需要が急増している。ガスタービン単体のシンプルサイクルでは、燃焼器出口温度を高温化すると出力は増加するが、高温部品の冷却用の冷却空気の消費量が増大するため、熱効率は低下傾向になる。コンバインドサイクルの場合高温化は、排気温度が上がり蒸気タービンで排熱の回収効率が良くなるため熱効率の向上に有効である(図3)。

効率向上によりCO₂の排出量(kg/kWh)を抑制でき、燃料としてLNGを用いると、LNGは他の燃料に比較しC分が少なく発熱量が高いため、CO₂問題に対して有利になる(図2)。

高温化に対しては、同じブレイトンサイクルの熱機関であるジェットエンジンが先行してきたが、近年産業用ガスタービンの高温化が急速に進み、現在ではほぼ同じレベルに達してきた。しかし高温化に伴い燃焼器で発生するNO_xが急増するので従来は燃焼器内に蒸気や水を噴射し燃焼温度を下げる方法が用いられたが、熱効率が低下するため、できるだけホットスポットとなる燃焼領域を抑える希薄燃焼技術を用いた低NO_x燃焼器と触媒を用いた脱硝装置により煙突出口で10ppm(15%O₂換算)以下という厳しい環境規制に対応している。

3. 高温・高効率化の要素技術

コンバインド発電プラントでは、現在稼働中の燃焼器出口温度 1100°C 級で効率 43% 台、 1300°C 級で効率 46% 台を達成しており、在来火力の最新鋭プラントの 40% 台を大幅に上回る熱効率の向上を実現しているが、さらに効率 50% 以上という高いハードルを越えるべく、なお一層の努力を継続しており、そのための技術の一部について紹介する。

3.1 高温化技術

コンバインドプラントのサイクル性能の向上は、燃焼温度を高めることにあり、高温部材のタービン静翼・動翼・燃焼器に対する冷却および耐熱材料の改良によって達成されてきた。図4は高温化の動向を示し、航空用ジェットエンジンでは、概ね $20^{\circ}\text{C}/\text{年}$ の割合で高温化しており、近年産業用ガスタービンの高温化が著しくほぼ同レベルに達している。高温化の内訳は大略冷却が $10^{\circ}\text{C}/\text{年}$ 、材料が $10^{\circ}\text{C}/\text{年}$ を担っている。

(1) 冷却技術

産業用ガスタービンでは、要求寿命より第一段翼メタル最高温度は 900°C 以下になるようガス温度との差分を冷却によって温度を低下させる必要がある。冷却媒体は圧縮機の吐出空気を用いているため冷却空気量の増加は熱効率の低下を招き、できるだけ少ない冷却空気量で冷却性能の高い冷却構造が必要とされる。

静翼では、小孔より約 $100\text{m}/\text{s}$ の流速で翼内面を噴流で冷却するインピンジメント冷却が一般的で高温になると翼外表面に温度の低い冷却空気の層を形成するフィルム冷却を強化していき、全面フィルム冷却(Full Coverage Film Cooling)へと移行している(図5, 6, 7)。全面フィルム冷却の極限的な姿として、多数の細孔より冷却空気をしみ出す様に流すトランスピレーション冷却も提案され長年研究されてはいるが、強度・製造上の問題で実用化には至っていない。一方、動翼においては、半径方向の小孔よりなる単純対流冷却から、冷却流路内にタービュレンスプロモータリブを設け、その乱流促進効果により伝熱促進をはかり、冷却空気を有効に利用するため曲がり流路としたリターンフロー型冷却方式が一般化している。タービュレンスプロモータリブにより平滑面に比較し熱伝達率は約2倍向上するが、リブの形状を流れに直交する形状から、最近谷型形状のスタガード配列とすることにより平滑面に比し約4倍の熱伝達率の向上効果が確認されている。翼後縁部の細い部分は、従来の対流冷却からピンを千鳥に配列したピンフィン冷却が主流になってきている。冷却翼の設計に対しては複雑な内部冷却の伝熱流動特性の蓄積とCAEシステムの適用により設計精度が向上してきている。

このような翼内、外面の熱伝達率の向上を追求する研究開発もいくつくレベルに達していると思われ、今後の高温化に対しては

- ・冷却空気を低温にして供給する プリクーリング方式
- ・冷媒として熱伝導率や比熱などの物性値が空気より大きな蒸気を用いる蒸気冷却
- ・ミスト・水などの蒸発潜熱を利用して冷却する方法

など、航空用では使い難い冷却方法の研究開発も進められ、近い将来ジェットエンジンよりも高温で運転されるの産業用ガスタービンが実現することになるだろう。

翼を蒸気冷却し、冷却系を閉ループとし、冷却後の熱を蒸気タービンで再利用すると熱効率54% (HHV) を達成できるとの試算も報告されている。

ガスタービンの燃焼器は、直接燃料が燃焼する部分であるが、熱負荷は翼部分より小さく、冷却構造は図8に示すようにルーバからスリットにインピンジメント冷却とフィルム冷却を組合せたスロット冷却へと進展し、インピンジメント冷却を追加したり、さらに対流冷却を強化した積層冷却構造も実用化されている。今後は低NO_x化の要求により、希薄燃焼を行なうための燃焼空気が必要となることから冷却空気として使用できる量を減らさざるを得ない状況にあり、材料に対する期待が大きい。

(2) 材料技術

ガスタービン用耐熱材料はその部材の使用条件に応じて使い分けをしている(図9)。

最も高温となる第一段静翼は、高温腐食に強く、しかも起動停止に伴う著しい熱応力や熱衝撃を受けるため耐熱疲労性に優れた合金が必要となる。このためCo基の合金に耐食性向上のためCrを含有させ、Ni, Wなどによる固溶体強化及び炭化物析出による強化をはかっている。またAl, Tiの含有量を少なくし溶接性が良くクラックに対する補修が可能である。

動翼は回転による遠心力、熱応力、ガス曲げ力が作用し高温強度に強いNi基合金が用いられている。ただNi合金はCrの含有量が少なく高温腐食に弱いため、CoNiCrAlYなどの合金コーティングを施している。

このような耐熱材料を精密鑄造で製作すると、多結晶組織となり、この結晶粒界がクリープ強度を低下させる。そこで、動翼の遠心力方向に結晶粒界のない一方向性凝固(DS)や全く粒界のない単結晶(SC)合金が研究され、既に航空用エンジン動翼には用いられている(図10)。DSは産業用ガスタービンにも一部適用されているが大型翼の結晶制御技術の今後の課題である。これらの精鑄技術により耐用温度が20~60°向上している。今後は、複合材料として研究開発されている共晶合金(DS, SC合金の素地に強度の高いMo, Cr, W等の結晶を繊維状に配列し高強度を図ったもの)や酸化物強化型合金(ODS, 金属合金粉末と酸化物粉末を圧縮結合させたもの)が注目され約1000°C耐熱温度の向上を期待している。

また、金属表面に熱伝導率の小さいセラミックス(部分安定化ジルコニア: $ZrO_2(Y_2O_3)$)を0.2~0.4mm位コーティングする熱遮へいコーティング技術(TBC)は、金属材料への熱負荷を軽減するもので金属部の温度を60~100°C低減でき、燃焼器ライナの内面や翼表面に適用されており今後適用が拡大すると期待できる。コーティング内の温度勾配が大きいこと、微少な空隙を浸透する酸化に対してもはがれ難いコーティング技術の改良が行なわれている。

TBC技術を革新的に進展させるものとして、傾斜機能材料(Functionally Gradient Materials)の研究開発が国内で組織的に始められた。これは構成材料の成分組成比を厚さ方向にうまく傾斜させることにより材料のマクロな境界をなくするという試みで、例えば熱応力が小さくなるようにすることができる。当面宇宙往還機が対象で表面温度2000K, 厚さ方向の温度差1000Kを目標として、その成果が期待される。

ファイナセラミックスは従来の耐熱合金に比べ高い耐熱性を有しており、冷却空気量を大幅に低減できる可能性があるため注目されている。材料としては耐用温度1400°C以上を目標としSi₃N₄やSiCを用いた高温部品の開発が進められている。しかし材料の均質性が得にくい、破壊

靱性値が低い等の欠点も有している。小型ガスタービンに対しては燃焼器、静動翼に対する研究開発が盛んであるが(図11)、大型ガスタービンへの適用は長期的な視野で適材適所セラミック化が進展していくと予測している。

3.2 空力性能の向上

上述の高温化によるサイクル効率の向上に加え、圧縮機、タービンなどの流体機械のコンポーネント効率を向上させる研究開発も最近の数値流体力学(CFD)の進展を利用して実施されている。

圧縮機においては、高周速・高圧力比化に伴ない流入マッハ数が高くなり、翼面で衝撃波が発生し空力性能を低下させる要因となる。そこで、最大マッハ数や減速度合を与え翼形状を生成するインバース法の適用により、衝撃波の発生しないスーパクリティカル翼型の設計も可能となっている。

一方タービンでは、流れが転向することによって生ずる二次流れ損失の低減を目的に、コントロールドボルテックスなどのフローパターンの改良や三次元乱流解析技術を応用した三次元空力設計技術を導入している。例えば、翼型を半径方向に弓状に積み重ね翼面の静圧分布を改善して二次流れを抑制する(パウドスタッキング)方法で、既にジェットエンジンで実用化され産業用ガスタービンにも適用例がある。

また、動翼とケーシングとの間の間隙は、空力損失の大きな要因であるが、この間隙を小さくするために、軽い接触を許容するアブレイダブルコーティングやチップクリアランスコントロールなどの概念もジェットエンジンより技術移転し適用されている。このように産業用ガスタービンも地道な技術の積み重ねにより熱効率の極限を目指す段階に入っている。

4. ガスタービンの応用

つぎに産業用ガスタービンの利用形態について幾つか述べる。図1はコンバインドサイクルの全体構成を示し、ガスタービン、排熱回収ボイラ、蒸気タービンより成っている。一基のガスタービンを一基の排気回収ボイラと一基の蒸気タービンと組合せ共通の発電機を駆動する一軸型と、ガスタービン発電機毎に排ガスボイラ一基を配し、三基の排ガスボイラで一基の蒸気タービンを駆動する多軸型とがある。ガスタービンと蒸気タービンの出力比はほぼ2:1である。定格点効率の面から蒸気タービンの容量の大きい後者が有利となるが、部分負荷では蒸気タービンまで含めて台数運転制御のできる一軸型が有利となる(図12)。

つぎに石炭をガスタービンの燃料として利用する例を示す。図13は加圧流動床ボイラ(PFB: Pressurized Fluidized Bed Combustion)で、圧力12~15 kgf/cm²の高圧力下で石炭を石灰石(CaCO₃)やドロマイト(CaMg(CO₃)₂)の流動媒体と共に流動させつつ燃焼脱硫させ、その熱で蒸気を発生し蒸気タービンを駆動する一方、燃焼ガスを脱塵後ガスタービンを駆動し、さらに排熱回収するもので、燃焼温度が850℃と低くNO_xの発生が低い利点があり送電端効率40~41%(HHV)のレベルにある。

スウェーデンのヴェルタン発電所(130MW, 1990年)で実証運転中で、国内でも実用化

を検討中である。

図14は石炭ガス化複合発電（IGCC：Integrated Gasification Combined Cycle）で石炭をガス化炉でガス化しガスを精製後、ガスタービンの燃焼器で燃焼させコンバインドサイクルを構成するもので将来的には送電端熱効率43%以上を目標としている。

現在、国内では石炭ガス化複合発電技術研究組合により福島県勿来でパイロットプラントの試験を実施中である。

図15は、圧縮空気貯蔵ガスタービン（CAES：Compressed Air Energy Storage）の例で、欧米では地下岩塩層の空洞を利用し、夜間の余剰電力で圧縮空気を貯蔵し、必要な時に空気を取り出し燃焼させてタービンのみを運転するものでピークロード対応に適し負荷の平準化に有効である。ドイツのフントルフ発電所（290MW，1979年）とアメリカのマッキントッシュ発電所（110MW，1991年）に実例がある。

また、高温ガス炉から直接エネルギーを取り出す方法として閉サイクルヘリウムガスタービンが調査検討されている。閉ループガスタービンでは燃焼器で高温ガスを作るのではなく熱交換器で加熱することになる。温度レベル、構造はPFC用ガスタービンと似ており、実用化に対してはガスタービン本体より、高温・高圧配管やそれとガスタービンとの接続部、配管や熱交換器での圧損、リーク、異常時の運転制御などが技術課題となろう。

5. むすび

ジェットエンジンより派生した産業用ガスタービンは、今や、省エネルギー、地球環境を守る視点から発電分野においてにわかに注目されるに至った。この間、高温化、空力性能の追求、耐熱材料の開発、信頼性の向上などの地道な努力が行なわれてきたが、まだまだ発展する可能性があると思われる。また、燃料の多様化に対応し、発電プラントの心臓部として各種のガスタービンの応用形態が実用化の途上にあり、各方面の技術を結集し今後一層の性能信頼性向上に挑んでいきたい。

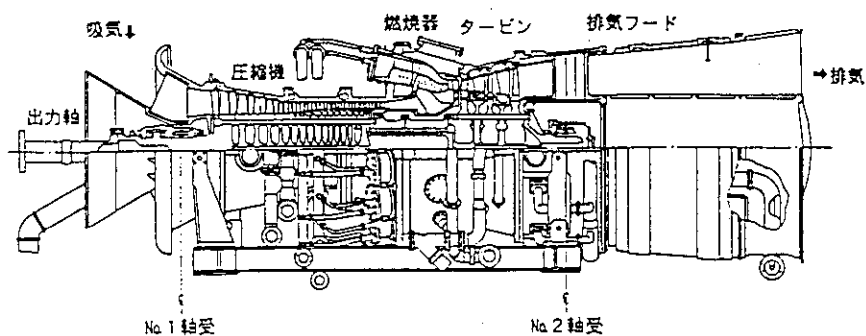


図1 ガスタービンの構造図 (日立-GE MS7001F型)

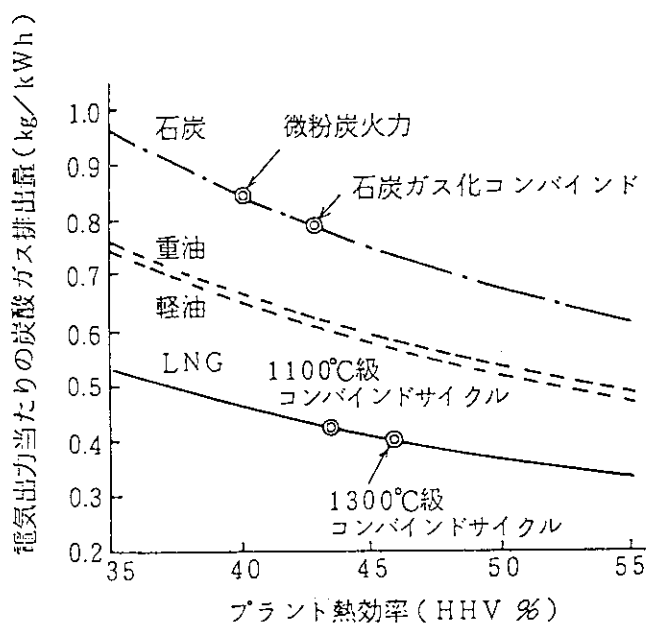


図2 炭酸ガス排出量比較

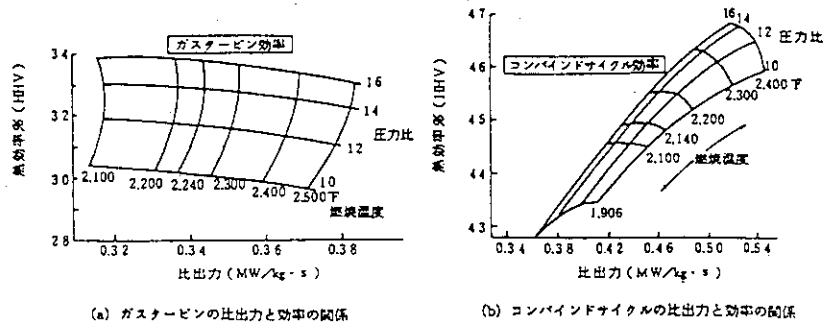


図3 ガスタービンの比出力と効率の関係

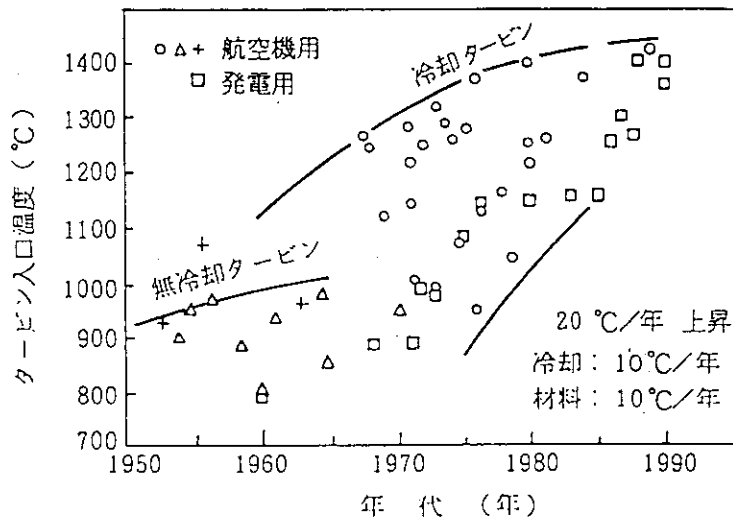


図4 タービン入口温度の変遷

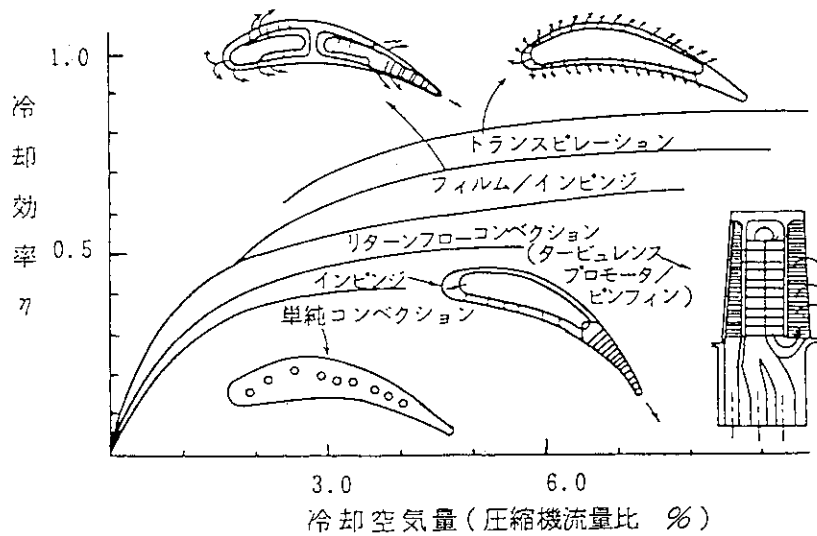


図5 各種冷却翼の冷却効率

$$\text{冷却効率} = (\text{ガス温度} - \text{メタル温度}) / (\text{ガス温度} - \text{冷却空気温度})$$

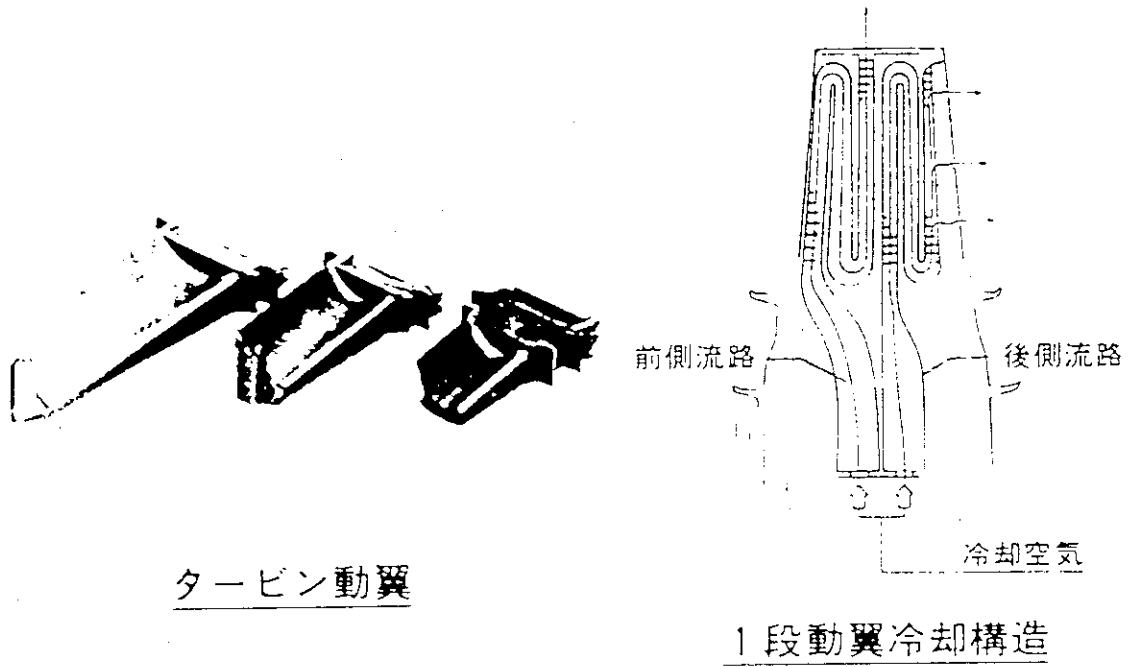
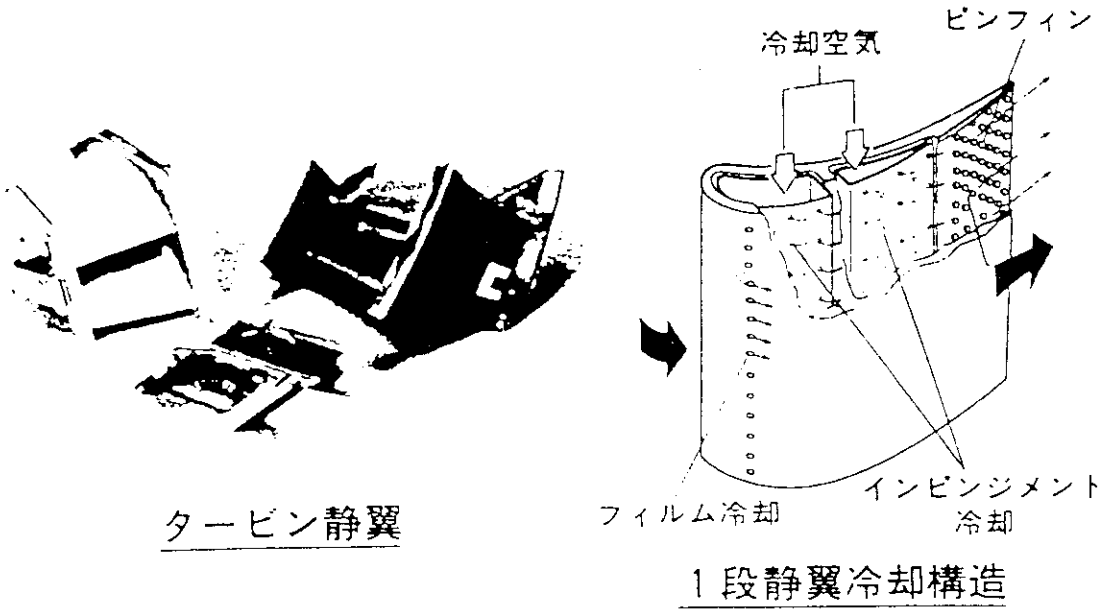
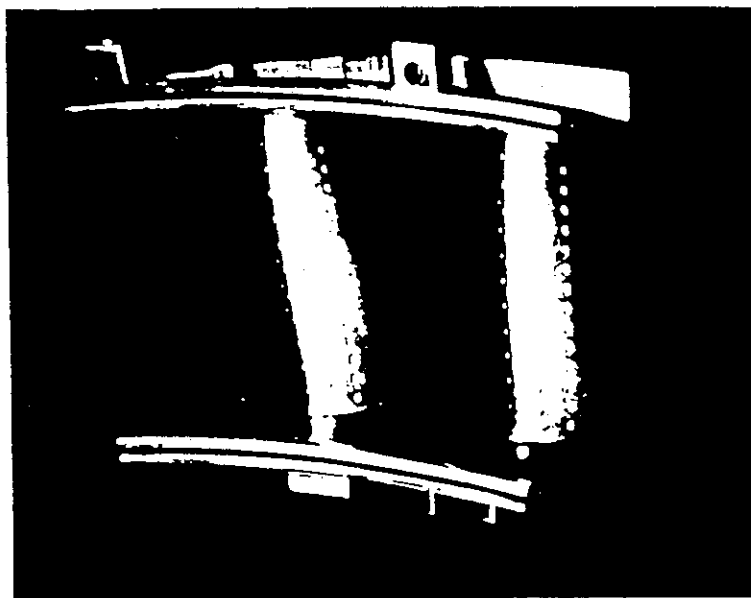
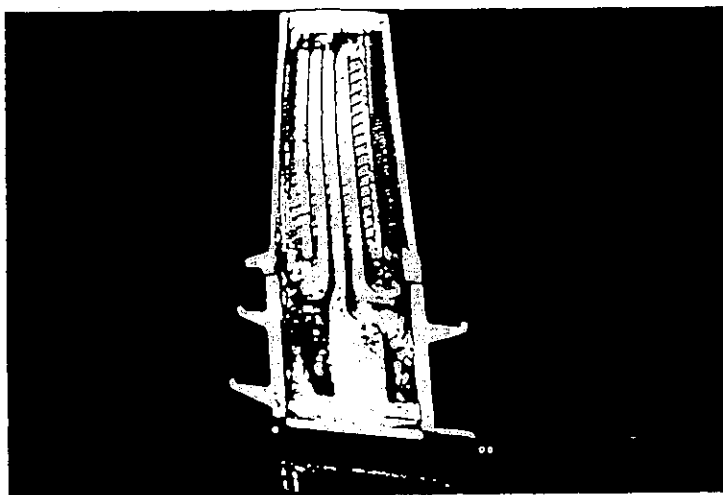


図6 ガスタービン動静翼の冷却構造例
(1300°C級)

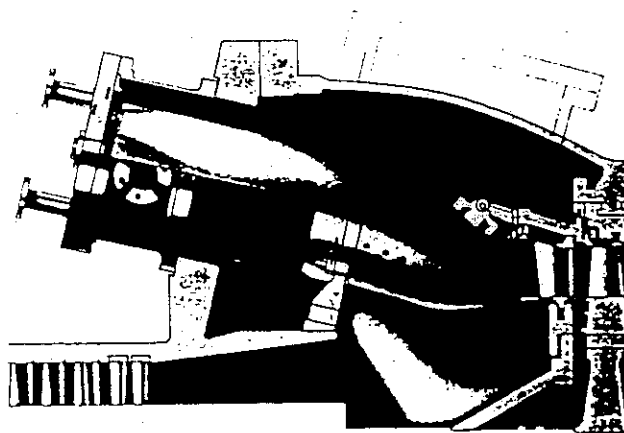
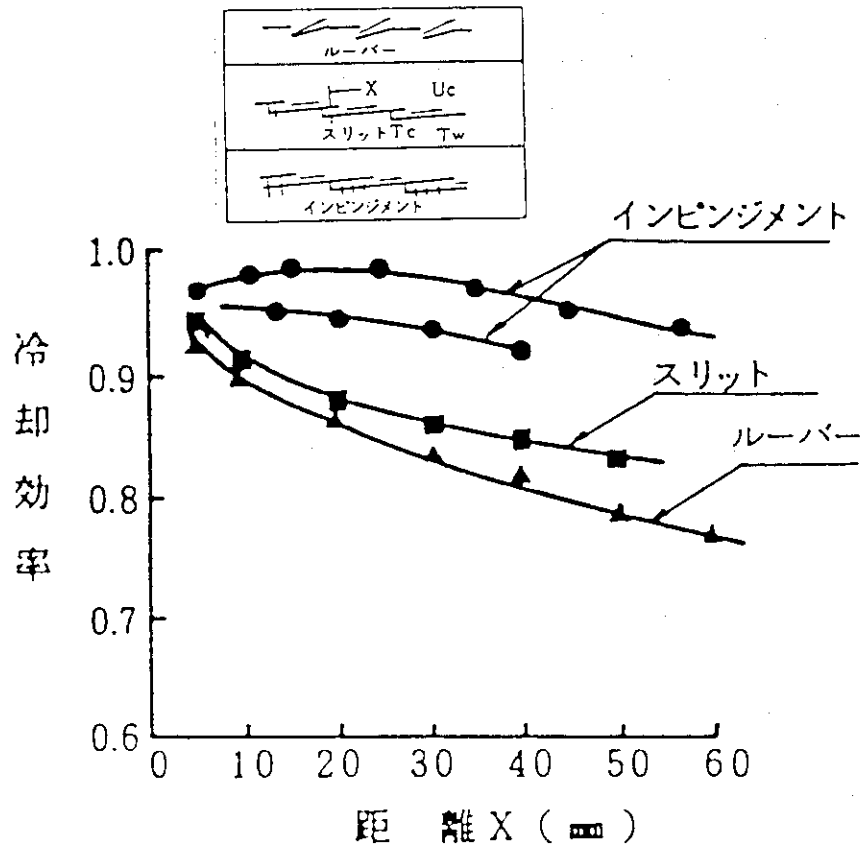


タービン第1段静翼(F7F)



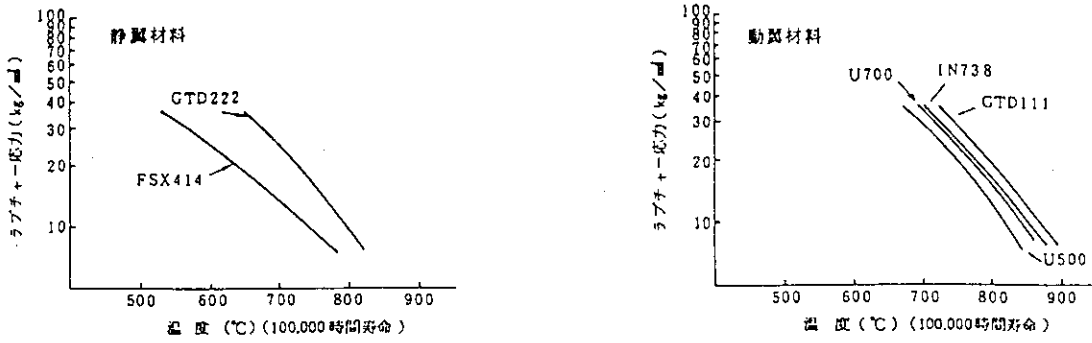
タービン第1段動翼

図7 冷却構造(1400°C級)

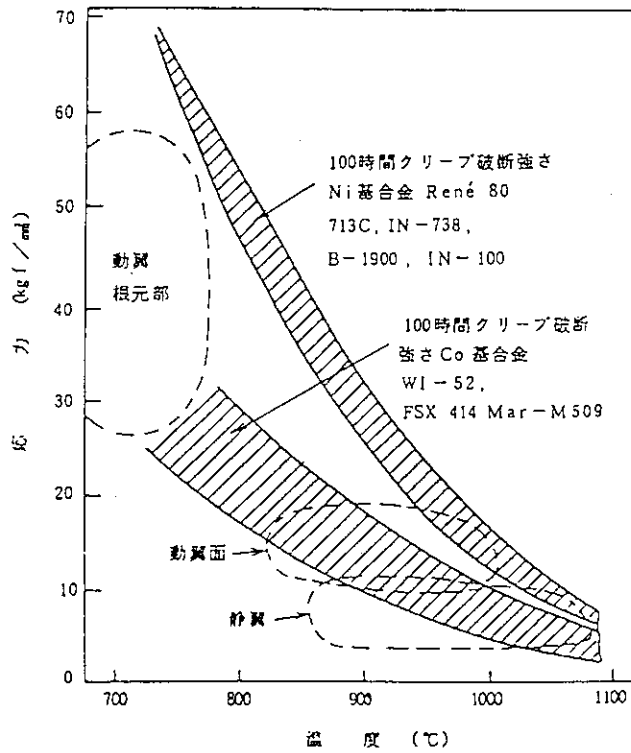


燃焼器の外部インピンジ冷却方式

図8 燃焼器の冷却方法

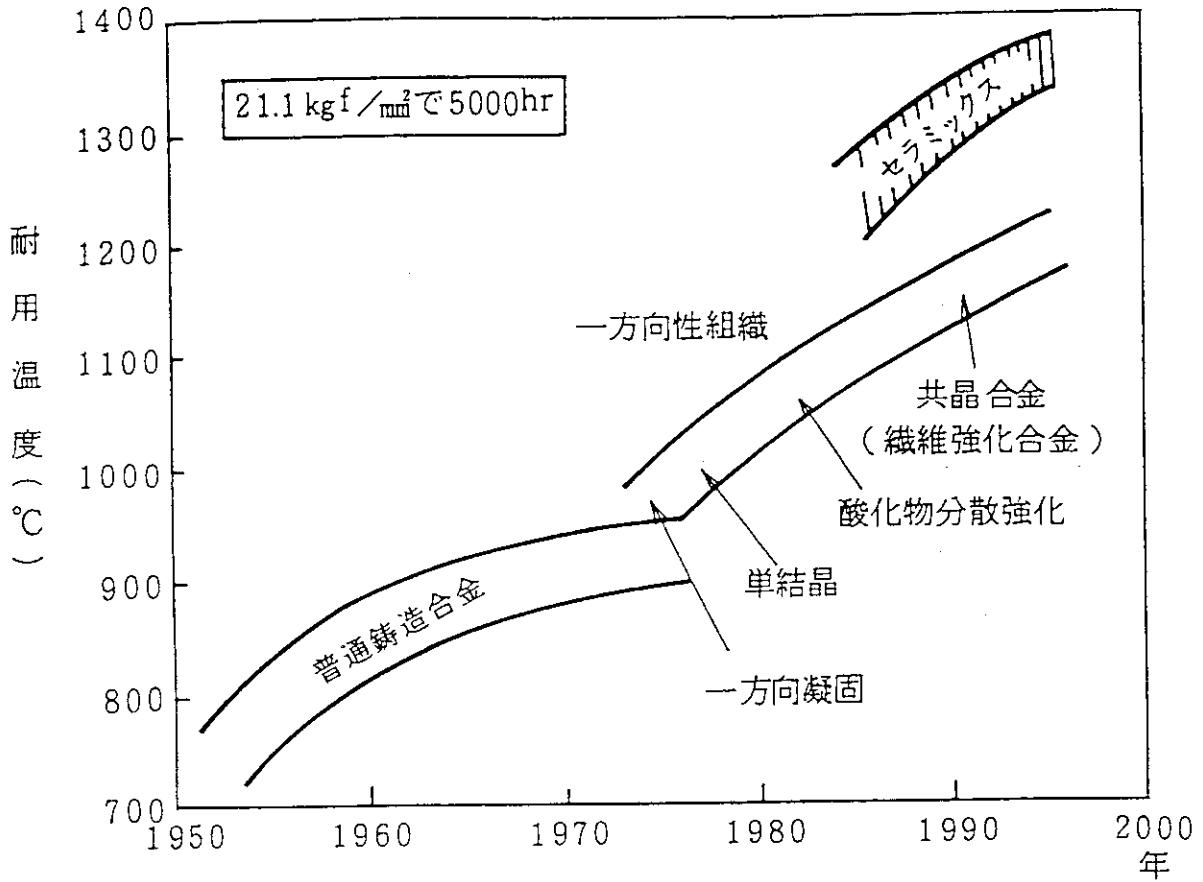


ガスタービン高温部材のクリーププラプチャー強度



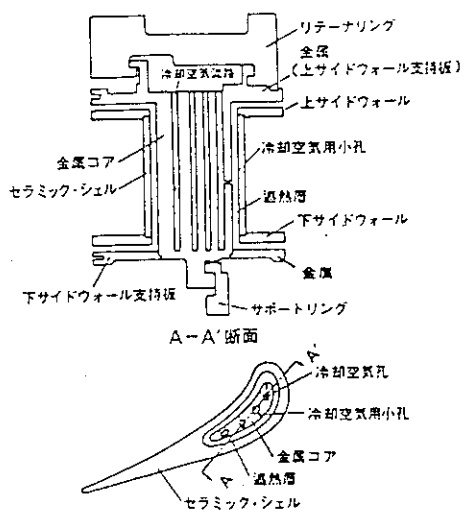
クリープ破断強さと温度の関係

図9 耐熱材料の強度

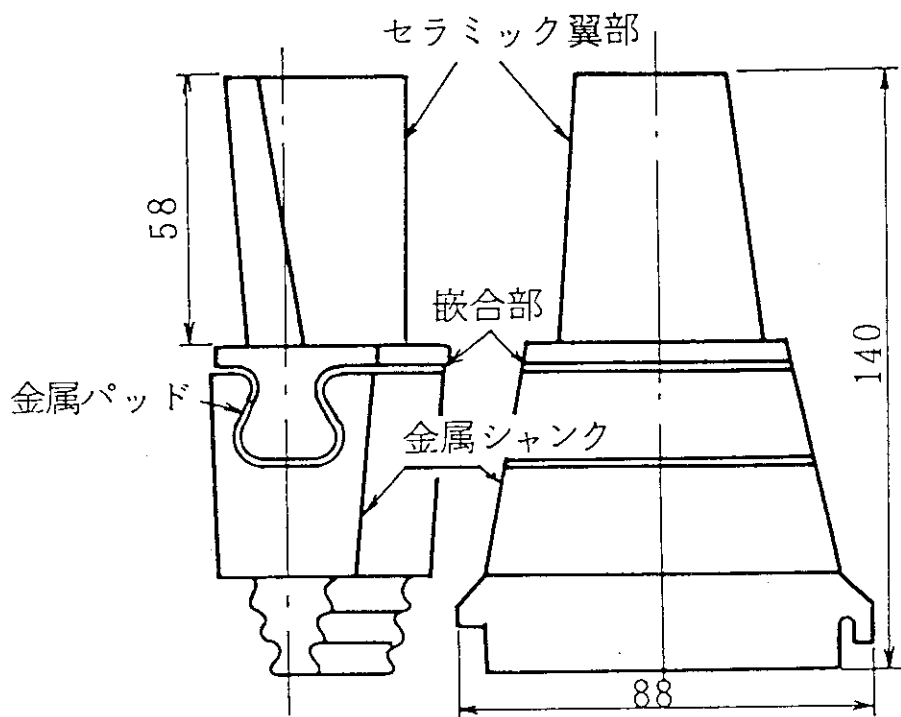


普通鑄造		<ul style="list-style-type: none"> ○精密鑄造で製作 ○多結晶組織
一方向凝固合金		<ul style="list-style-type: none"> ○動翼強度に有害なx, y方向の消失 ○x方向に凝固組織成長させて強度向上
単結晶合金		<ul style="list-style-type: none"> ○動翼の単結晶化 ○結晶粒が消失して強化向上
共晶合金 (纖維強化合金)		<ul style="list-style-type: none"> ○高強度の纖維を一方向に配置して高強度化

図10 翼材料の動向



セラミック静翼の構造概略



第1段動翼構造図

図11 セラミック翼

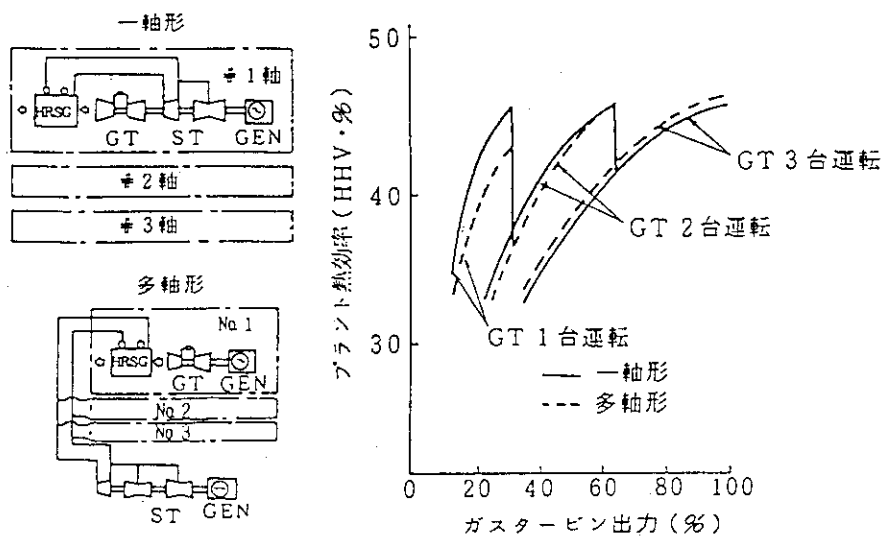


図12 コンバインドプラント

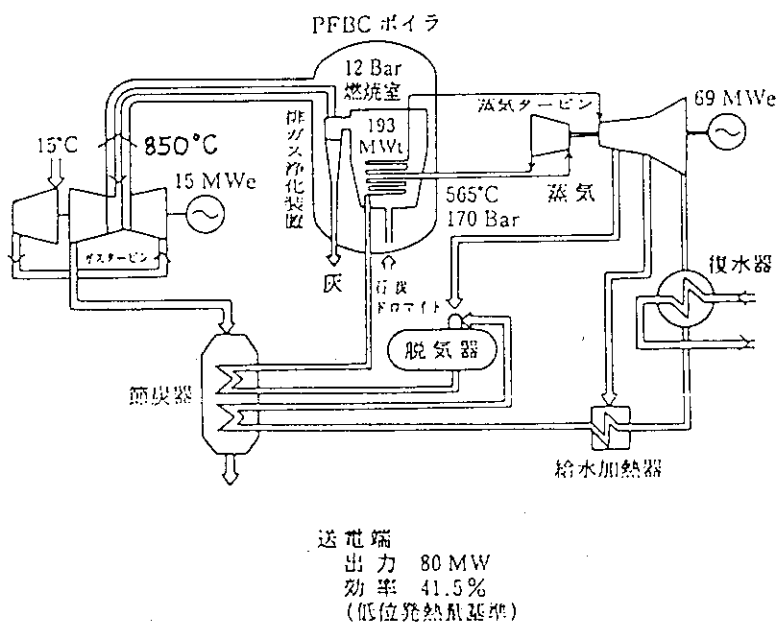


図13 加圧流動床複合発電概念図

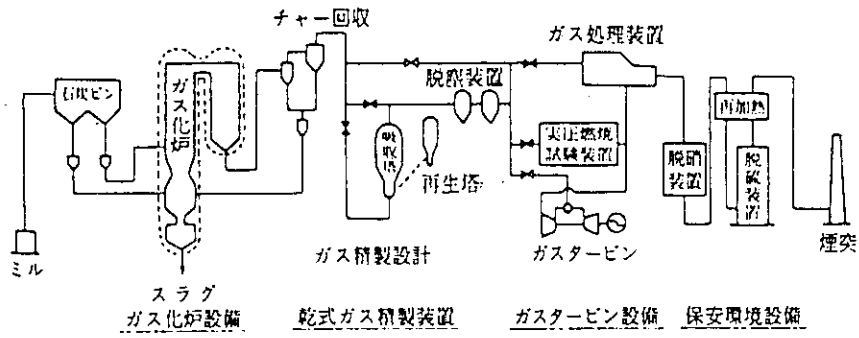


図14 石炭ガス化複合発電パイロットプラント概念図

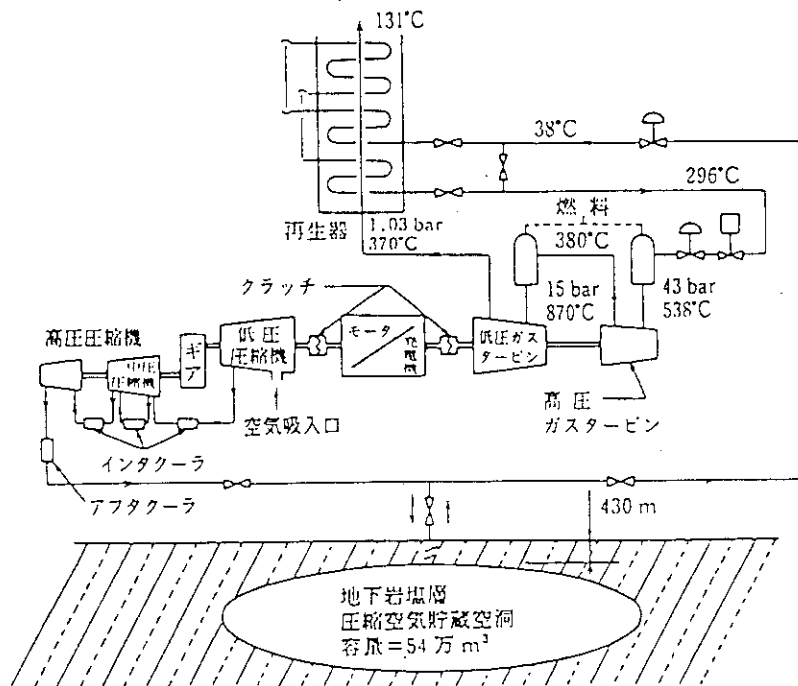


図15 圧縮空気エネルギー貯蔵

13. IS法による熱化学水素製造の研究開発

日本原子力研究所、高崎研究所
環境・資源利用研究部、資源利用技術研究室
清水三郎、小貫薫、中島隼人

1. はじめに

現在、地球規模の環境問題がエネルギーと人口との関連で議論されている。これまでの人口増加は、その予測が殆ど上方修正を余儀なくされてきた。開発国では、出生率と死亡率が共に小さく人口増加率が低いものの、エネルギーの大量消費が常態化している。開発途上国では、死亡率は低下したが出生率は大いので人口増加率の早期の低下は期待できない。このような状況の中でのエネルギー問題は、クリーン化と量的拡大であると言って良い。

現在、原子力エネルギーは熱エネルギー需要の約40%を占める電力用にも利用されており、約60%を占める発電以外の分野には参入していない。化石燃料資源への依存を低下させて行くためには電力以外の分野への原子力エネルギー利用の拡大を図ることが重要である。約1000℃の高温核熱が生産可能な高温ガス炉の有望な利用系として熱化学法と高温水蒸気電解法による水からの水素製造、炭素質資源の有効利用が可能な天然ガス等の水蒸気改質による水素製造等がある。これまで発電分野に限られてきた原子力エネルギーは、水からの水素製造を中心とする水素エネルギーの開発と密接にリンクすることを通して、クリーンな大量のエネルギーを供給するとの展望を持つことが可能となるであろう。一次エネルギーとして原子力と太陽エネルギーを用い、電力と燃料水素をエネルギー媒体として利用する将来のエネルギーシステムの例を図1に示す。

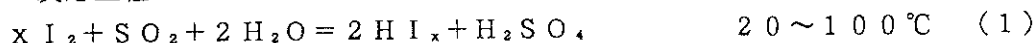
環境・資源利用技術研究部では、これまで、高温ガス炉の熱利用系を確立することを目的に、熱化学水素製造法に関する研究を進めてきた。熱化学水素製造法は、いくつかの化学反応の組み合わせにより熱エネルギーのみを用いて水を分解し水素を製造する方法である。昭和61年から研究を開始したヨウ素・硫黄系熱化学水素製造法ISプロセスについて、研究開発の現状を報告する。

2. ISプロセスの概要

2.1 ISプロセスの反応構成

世界的に広く研究されてきた数多くの熱化学水素製造プロセスの中にヨウ素(I)・硫黄(S)系と総称される一群のプロセスがある。これらのプロセスは米国のゼネラル・アトミック(GAT)社が提案したGAプロセスをその出発点としている。現在研究開発を進めているISプロセスもヨウ素・硫黄系に属するもので、以下の3段の反応で構成される。

ブンゼン反応工程：



ヨウ化水素酸分解工程（水素発生工程）：



硫酸分解工程（酸素発生工程）：



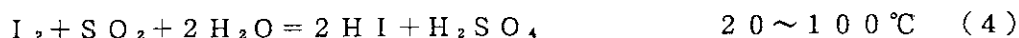
これらの3つの反応を順次行えば、ヨウ素と二酸化硫黄を再生しつつ1モルの水から1モルの水素と0.5モルの酸素を生成させることができる。ヨウ素・硫黄系の熱化学水素製造法では、

反応や生成物分離の方法に応じて種々のサイクルが提案された。NISプロセスとCISプロセスは、反応(1)の生成物、ヨウ化水素酸(HI)と硫酸(H₂SO₄)の分離法に特徴を持つ原研から提案したプロセスである。ISプロセスの反応構成のブロックダイアグラムを図2に示す。

2.2 反応に関する基礎データ

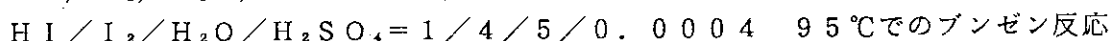
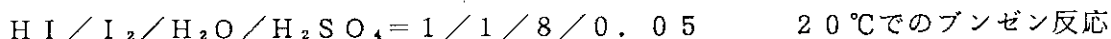
(1) ブンゼン反応

本反応は迅速な溶液反応である。ヨウ素を二酸化硫黄と当モルずつ反応させればヨウ化水素酸と硫酸の混合溶液が次式に従って生成する。



過剰のヨウ素を二酸化硫黄と反応させれば、反応(1)に従い、ヨウ化水素にヨウ素数モルが溶媒和したポリヨウ化水素酸(HI_x)と硫酸とが2液相に分離生成する。混合溶液からの2つの酸の分離は困難であったために、金属塩として分離することが化学技術研究所(Mg-S-Iサイクル)と原研(NISプロセス)で研究され、また、過剰ヨウ素を用いて分離生成するポリヨウ化水素酸からのヨウ化水素酸の分離する方法がGAT社、アーヘン工科大学と原研で研究された。

ブンゼン反応では、ヨウ化水素酸2モルについて、混合溶液の場合には約50モルの水を、2液分離溶液の場合には計約20モルの水とヨウ素を必要とする。ポリヨウ化水素酸溶液相の組成の代表的な例を以下に示す。



同時に生成する硫酸溶液の組成は次の通りである。



(2) HI分解

本反応は、速度及び平衡に関するデータが整備されているものの、幅広い反応温度範囲で平衡分解率が20～30%と低い。このため、効率よく水素を発生させるために、生成物の水素またはヨウ素を分離してヨウ化水素酸の分解率を向上させる方法が種々に検討された。例えば、①水素とヨウ素を気相と液相に、それぞれ、分離することが可能な液体HIをPdI₂触媒を用いて分解させる方法、②水素の膜分離をねらいとするメンブレンリアクターを用いる分解法、③ヨウ素の吸着分離をねらいとする触媒付き活性炭を用いる分解法、等がある。

ヨウ化水素酸の3種の分解率、すなわち、熱力学的平衡分解率、触媒付き活性炭を用いヨウ素を反応系から除去しつつ気相接触分解させた場合の分解率及び気相接触分解反応器を多段直列に接続し各段毎に凝縮分離法でH₂を得る場合の分解率について、温度依存性を調べた。その結果を図3に示す。後述する「水素連続製造予備試験装置」では、直列に接続した4つの反応器(触媒：白金)を用いている。サイクル試験の複雑化を避けるための便宜的な方法であるが、この方法により分解率50%でヨウ化水素酸から水素を発生させている。ヨウ化水素酸の効率的分解方法は、今後も、引き続いて積極的に研究開発を進める必要がある。

(3) 硫酸分解

反応(1)で約50wt%の硫酸溶液が得られる。硫酸分解反応は、実際には次の2つの吸熱的反応として進行する。



硫酸溶液の蒸発と同時に反応(5)に従って、硫酸は蒸気と三酸化硫黄に分解する。反応(6)

は、約800℃を越える反応温度では、白金または酸化鉄触媒を用いて80%以上の分解率を達成できる。

3. 水素連続製造予備試験

3.1 予備試験装置の概要

昭和63年に、ISプロセスのプロセス特性の解明と水素製造の検証のため水素連続製造予備試験装置を製作した。水素製造量10ℓ/時間の規模であり、ガラス及びテフロンからなる。本装置は、硫酸分解工程、ブンゼン反応工程、HI分解工程及び分析制御部により構成される。

図4に示すように、本装置はブンゼン反応工程、HI分解工程、H₂SO₄分解工程からなる。ISプロセスのサイクル試験の反応及び分離操作は、以下に示すような(A)～(G)の7ステップに分類できる。サイクル試験の1サイクルはステップ(B)での2液相分離状態から開始し、ステップ(A)のブンゼン反応で終了する。

ステップ(A)：20℃でブンゼン反応を行う。循環する水量が減少し、かつ、H₂SO₄とHIの相互の分離が良好となる高温での反応が望ましい。しかし、プロセス溶液の輸送を容易にするため、HI_x中のI₂濃度が低く固体I₂が析出する恐れのない20℃を反応温度として選んだ。

ステップ(B)：硫酸溶液とHI_x溶液を比重の違いにより分離させる。ヨウ素飽和条件で行わせると、組成と密度の間に一定に相関が認められる。

ステップ(C)：HI_x溶液に溶解する硫酸を120℃で二酸化硫黄として窒素気流で放散除去させる($H_2SO_4 + 2HI \rightarrow I_2 + SO_2 + 2H_2O$)。

ステップ(D)：(C)で得たHI_x溶液を精留し、共沸組成のヨウ化水素酸を得る。

ステップ(E)：4つの反応器を直列に連結し、白金触媒を用いてヨウ化水素を分解して水素を発生させる(分解率50%)。

ステップ(F)：硫酸を濃度45wt%から75wt%まで濃縮する。この過程で微量不純物のヨウ素とヨウ化水素酸を除去する。

ステップ(G)：硫酸を800℃で分解し、二酸化硫黄を再生させつつ酸素を発生させる(分解率約80%)。ステップ(A)と同時に行わせ、二酸化硫黄の吸収が終了した時点で硫酸分解反応を停止させる。

3.2 サイクル試験の結果

1サイクルの運転はステップ(C)から開始し(B)で終了する。水素と酸素は交互に、数ℓ/サイクルの規模で発生する。6回のサイクル試験では、表1に示すように、水素と酸素を、それぞれ、16.37と9.92ℓづつ発生させることができた。試験では、各サイクル毎に設定した水素を発生させるようにステップ(C)、(D)と(E)を順次行う。ステップ(F)に引き続き、H₂発生に見合う酸素が発生するように硫酸分解ステップ(G)を行う。あらかじめ、水と各ステップから排出されるプロセス溶液を組み合わせ、ブンゼン反応原料を調製しておき、ステップ(G)で生成する二酸化硫黄を直接供給してステップ(A)を行わせる。水素については各サイクル毎に設定値と実測値の一致は良好であった。これに対して、酸素発生量は水素発生量の1/2とは異なり、また、各サイクル毎に予測値と異なるとの結果が得られた。硫酸分解反応では酸素と二酸化硫黄が1:2の割合で発生するのでサイクル試験で発生できる酸素の量は、ブンゼン反応でどれだけの二酸化硫黄が吸収できるかに依存する。本サイクル試験で酸素発生量を精度良く予測できなかった原因は、ステップA(ブンゼン反応器)で任意の組成を取り得る原料

(水、 I_2 、 HI 及び H_2SO_4 の混合溶液)に対してどれだけの二酸化硫黄が反応できるかの見積りに問題があったためである。

現在、二酸化硫黄吸収量を精度良く見積もる方法がほぼ確立できた。見積り方法については4-2節で述べる。

3. 3 プンゼン反応工程におけるプロセス特性の解明

(1) プンゼン反応後の2液相分離

硫酸、ヨウ化水素酸、水とヨウ素から調製した二液相に分離した酸溶液を用いる試運転において、分離器内で硫酸とヨウ化水素酸の溶液が完全に混合して、軽液(硫酸溶液)と重液(HI_x 溶液)とが分離しなくなるとの初期トラブルがしばしば生じた。2つの酸が2液相に分離し安定に存在する条件を確立するために、ヨウ化水素酸、硫酸、ヨウ素と水からなる4成分系における相の分離と溶液濃度の関係を調べた。20℃でヨウ素を飽和溶解させたヨウ化水素酸と硫酸からなる溶液は、溶液中の水のモル分率($X(H_2O)$)が0.92以上では1液相の混合溶液となる。しかし、 $X(H_2O)$ が0.92より小さい濃度領域では相分離現象が生じ、低密度の硫酸溶液と高密度のポリヨウ化水素酸溶液に分離する。軽液(硫酸相)の密度が1.4~1.5 g/cm³、重液(ポリヨウ化水素酸相)の密度が ≥ 2.4 g/cm³の範囲にあれば、2液相への分離が安定に存在できる。

この知見をもとに、サイクル試験では、図4に示した分離器中の溶液の密度測定を行いポリヨウ化水素酸溶液の密度を一定範囲に保つことにより、2液相分離の消失を防いでいる。現在、室温から約80℃までの温度範囲における水、ヨウ素、ヨウ化水素酸と硫酸からなる4成分系中の水のモル分率と溶液密度に関するデータの取得を進めている。

(2) ポリヨウ化水素酸溶液中の硫酸分の除去

硫酸を微量含む HI_x 溶液をそのまま蒸留すると、蒸留器において単体硫黄が析出し、ヨウ化水素酸の蒸留を著しく阻害する。 HI_x 溶液に溶存している硫酸を、二酸化硫黄(SO_2)として除去する脱ガス操作がISプロセスには不可欠である。脱ガス操作は、ブンゼン反応の逆反応によって生成する二酸化硫黄を窒素気流で放散除去することにより行う。



本操作に関し、初期に回分方式に実験装置によって、必要な窒素流量、操作温度などの基礎データを取得した。その後、これらのデータをもとに、室温のブンゼン反応で分離生成したポリヨウ化水素酸溶液を対象とする連続方式での脱ガス操作を実現している。現在では、脱ガス反応器とポリヨウ化水素酸溶液の蒸留器を組み合わせ、脱ガス操作と蒸留とを同時に連続的に実施することができるようになった。4年度には、60~100℃のブンゼン反応で分離生成するポリヨウ化水素酸を対象とする脱ガス操作条件の最適化を実験的に検討する。

(3) プンゼン反応での二酸化硫黄の吸収

装置の構成図から分かるように4つ以上の流路から種々の組成の溶液がブンゼン反応器に流入する。従って、サイクル試験におけるブンゼン反応では、水とヨウ素に加えて未反応ヨウ化水素酸と硫酸が存在する反応原料を用いることになる。そこで、水とヨウ素を原料として、さらに、水、ヨウ素とヨウ化水素酸を原料として、20℃でブンゼン反応を行わせて二酸化硫黄(窒素気流中、1~10 vol%)の吸収量を調べた。テイルガス中の二酸化硫黄濃度が500 ppmに達した時点で反応を終了させて、終了までの吸収量の積算値を求めた。この測定により、水、ヨウ素及びヨウ化水素酸からなるブンゼン反応原料に対する二酸化硫黄の吸収量を精度良く見積もることが可能となった。

また、ヨウ化水素酸を含まない水-ヨウ素系については、現在、室温～100℃の温度範囲における二酸化硫黄の吸収量のデータを取得している。この温度範囲を通して、ブンゼン反応で生成するポリヨウ化水素酸溶液に対し、 HI_x の下付き x の値は、反応原料中のヨウ素のモル分率($X(I_2)$)と水のモル分率($X(H_2O)$)を用いて式(7)のように表すことができる。

$$x(\text{suffix}) = (100/4.5) * \{X(I_2)/(X(I_2)+X(H_2O))\} + 1.0 \quad (7)$$

二酸化硫黄の吸収量は、ヨウ素、ヨウ化水素酸の濃度以外にもブンゼン反応原料に含まれる硫酸の濃度にも依存する。硫酸濃度をもパラメータとする二酸化硫黄吸収量の測定は実際上困難であったため、3.2節で述べたサイクル試験においては、硫酸濃度を考慮した二酸化硫黄の吸収量を見積もることができなかった。

(4) 閉サイクル化シミュレーション

(4-1) 閉サイクル運転での物質収支

水(45ミリモル)を供給し水素1ℓと酸素0.5ℓを発生させるとの設定条件で算出したISプロセスの物質収支を表2に示す。サイクルの出発時には、表2、上段欄①に示すようにヨウ化水素酸分解率50%での水素1ℓの発生を設定し、 $\rho = 2.40$ の HI_x を用いる。組成は HI_x 溶液の密度と組成に関する3つの実験式から求めた。脱ガス操作(硫酸分の除去)条件と蒸留操作条件は欄②と③に示した。また欄④には、酸素の発生と原料硫酸溶液に関する設定条件を示した。

ステップ(C)～(G)を行う場合の、各流路①～⑩(図4参照)における物質収支を表2の中段及び下段に示す。これらの数値は実験データに基づいて算出したものである。

なお、水素発生に正味必要なヨウ化水素酸量に較べて、サイクル内で生成・循環する量は約4倍となっている。2倍分は硫酸分除去ステップで、さらに2倍分はヨウ化水素酸分解ステップ(分解率50%)で必要とする。しかし、これら余分のヨウ化水素酸量は今後の研究の過程で低減可能と思われる。

(4-2) ブンゼン反応と閉サイクル化

完全な閉サイクル化の達成を目的に、各流路から排出されるプロセス溶液と水を原料としてブンゼン反応を行なわせ、ステップ(C)と(F)で用いたポリヨウ化水素酸と硫酸を再生させる方法を検討する。反応原料として種々の組み合わせを試みたが、閉サイクル化シミュレーションに成功した組み合わせは次の通りである：5種類のプロセス溶液(流路⑦、④、②、⑩と⑨)に分解原料の水(45ミリモル)と未使用(後述)の H_2SO_4 溶液(23ml)を加えたもの。流路毎に各成分のモル数を算出でき、全体ではヨウ化水素酸320、ヨウ素647、硫酸160、水5019ミリモルが含まれる。この組み合わせに達するまでは、サイクル内を循環する次の2種の硫酸の取扱いが不明確であった。まず、ブンゼン反応で硫酸とヨウ化水素酸は1:2の割合で生成するが、硫酸分解率(80%)がヨウ化水素酸分解率(50%)より大きいので未使用のまま残される硫酸溶液。さらに、いくつかの流路から排出される溶液中の硫酸分。

この問題は、上述のように、反応原料に未使用硫酸を加えるとの簡明な方法により解決できた。すなわち、未反応のまま循環するヨウ化水素酸と硫酸が2:1になるようにブンゼン反応原料を調製する。この状態は、ブンゼン反応がある程度進行した状態であり、サイクル運転ではさらに硫酸分解により発生する二酸化硫黄を加えて反応を進める。シミュレーションでは、その状態から反応を仮想的に逆戻りさせて水とヨウ素のみに関する仮想的な初期組成を算出することができる。こうして、 $X(H_2O) = 0.8687$ と $X(I_2) = 0.1313$ が定まる。

このようにして定まる $X(I_2)$ と $X(H_2O)$ を式(7)に代入すると、ブンゼン反応で生成

する HI_x 溶液の下付き x の値として 3.918 が得られる。この $x = 3.918$ を与える二酸化硫黄は 206 ミリモルである。硫酸の生成量 206 ミリモルと反応原料中に存在した 160 ミリモルとの差から、二酸化硫黄の吸収量は 46 ミリモルとなる。これは、サイクルでの水素発生の設定値にほぼ等しい。これから、IS プロセスの閉サイクル運転が可能であることがわかる。なお、 I_2 の仮想的な初期組成が 807 から 798 ミリモルへ変動した場合についての計算例では二酸化硫黄吸収量が 45 ミリモルとなるから、完全な閉サイクル化を達成できることが明かである。3.2 節で述べたサイクル試験では閉サイクル化が不十分であったが、本節で述べた二酸化硫黄吸収量の見積方法を適用することにより、IS プロセスで完全な閉サイクル運転の検証が可能と考えられる。

4. 今後の課題

本プロセスに関し、当面する研究開発課題として以下の 5 点が挙げられる。

- ① 水素連続製造予備試験装置を用いて反応や分離操作に関する基礎データを蓄積する。
- ② システム連続検証試験により、IS プロセスが反応、分離操作、計測制御と輸送からなる連続システムとして機能することを検証する。材料と反応物質との相互作用、制御方式、機器信頼性などを検討する。
- ③ 熱効率の向上のために必要なプロセス高度化、具体的には HI 分離分解工程の高度化を図る。
- ④ 厳しい腐食環境下で使用可能な耐食材料の開発を進める。
- ⑤ ヘリウム加熱による熱化学水素製造を実証するための工学試験について概念的な検討を進める。

上記①～⑤のうち、平成 4 年度に①についての検討を終了する予定であり、②については、これまでの成果に基づいて 5 年度から開始する計画である。なお、上記①と②に関連して、ここ数年間における研究の個々の課題と成果を表 3 にまとめて示す。

水素はクリーンな燃料資源として注目され、種々の製造方法が提案されている。新しい製造法の探索や原理の検証とともに、水素の経済性を向上させるための検討も必要である。水素の価格は、製造プラントの建設コストと運転コストに大別でき、前者は装置材料コストに、後者は一次エネルギーコストに、それぞれ、強く依存する。上記の課題なかで、③と④は水素の経済性に強く関連する課題であり、積極的な研究開発が必要である。

5. むすび

高温ガス炉の熱利用系の確立を目的として環境・資源利用研究部で研究中の熱化学水素製造 IS プロセスについて、研究開発の現状を報告した。熱化学水素製造法に関するシステム機能の連続検証に必要なデータが順調に蓄積されつつある。これを経て、さらに、ヘリウム加熱による工学試験から高温工学試験研究炉接続による実証試験に至る開発が必要である。

発電部門以外の熱需要分野への原子力エネルギーの利用は原研が取り組むべき研究開発の大きな課題と考えられる。炭素質資源の有効利用や水からの水素製造等の原子力熱エネルギー開発を通して、世界のエネルギー問題と環境問題に貢献することが望まれる。

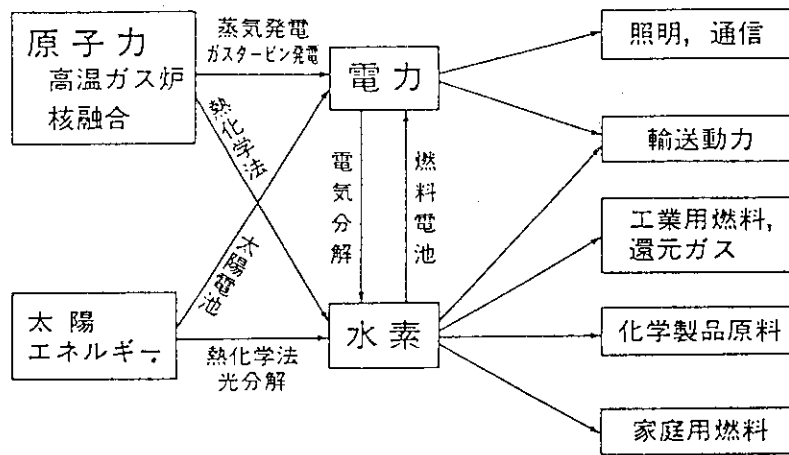


図1 水素エネルギーシステムと熱化学水素製造法

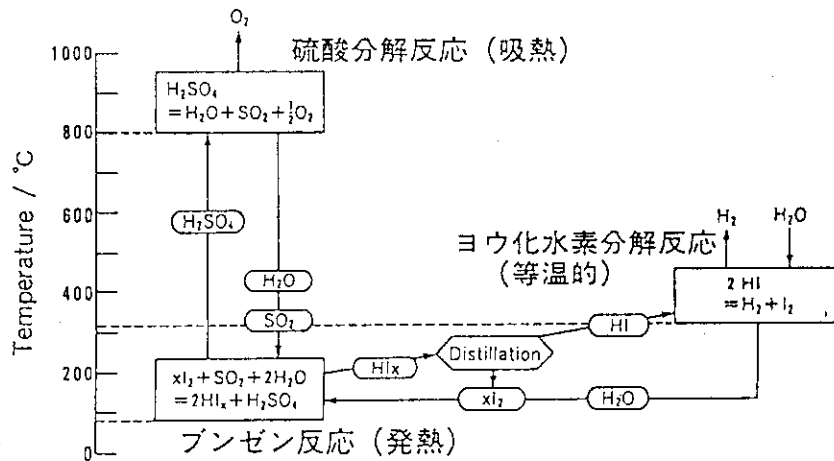


図2 ISプロセスの反応構成

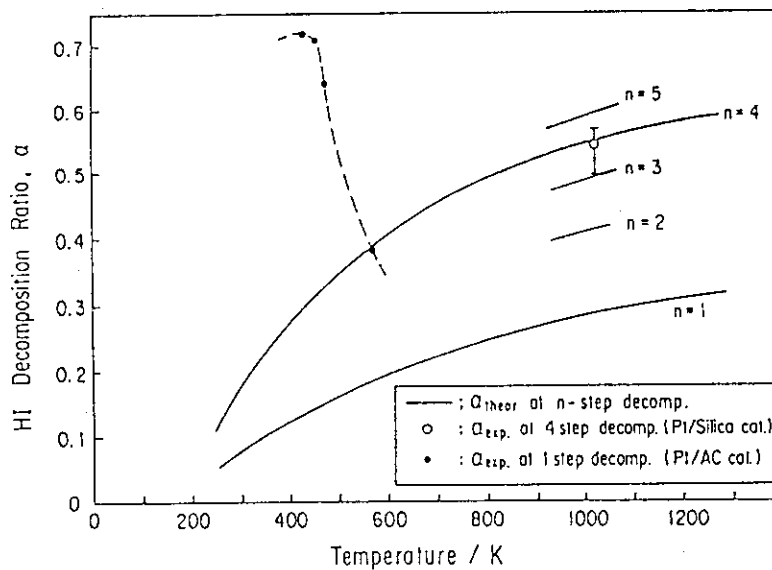


図3 3つのヨウ化水素酸分解率と反応温度の関係

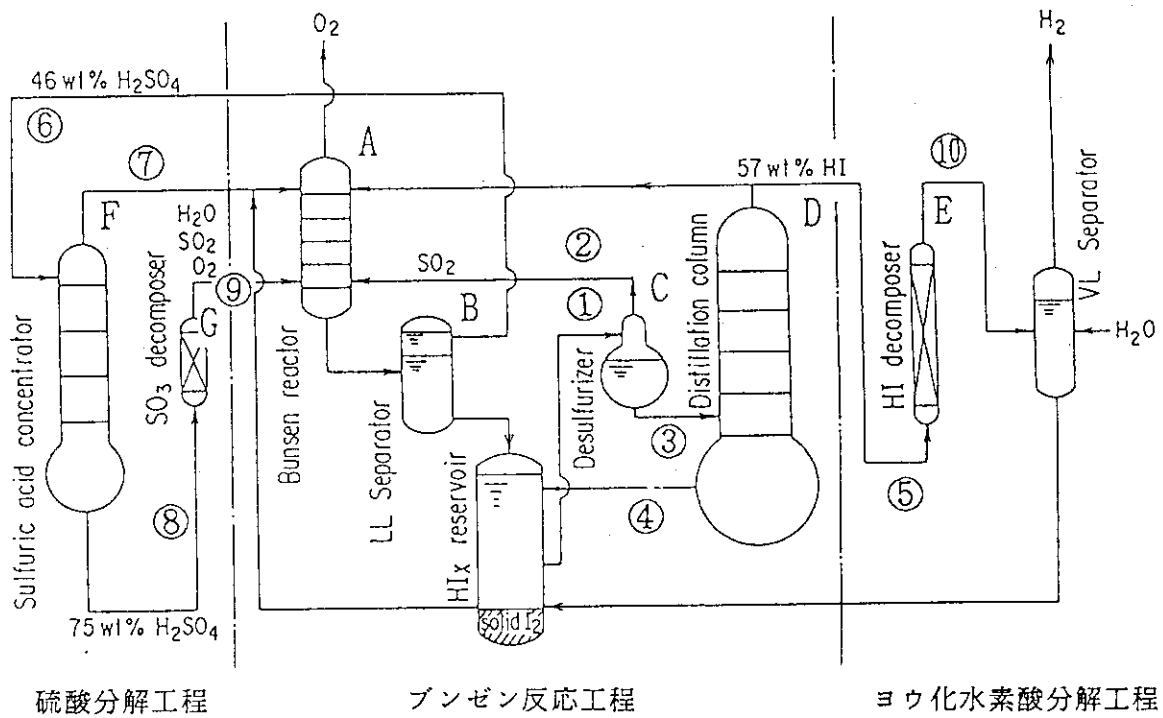


図4 水素連続製造予備試験装置の概要
 A～G：反応及び分離のステップ、 ①～⑩：反応物質の流路

表1 ISプロセスのサイクル試験の結果

Cycle No.	Products / ℓ		calcd. * / ℓ
	H2	O2	O2
1	2.00	1.40	1.31
2	4.50	0.91	1.55
3	2.76	2.28	-
4	2.43	0.81	-
5	2.53	1.22	1.66
6	2.15	3.30	2.30

*) Oxygen evolution amount is predicted using the data of maximum amount of SO₂ absorbable with the process liquid for Bunsen reaction.

表2 閉サイクル運転の物質収支の例

①～⑩欄：対応する流路での物質収支、 ⑪欄：水素発生の設定条件、
 ⑫欄：脱ガス操作条件、 ⑬欄：HI蒸留条件、 ⑭欄：酸素発生設定条件

① STARTING HIX(aq)			⑫ DESULFURIZATION CONDITION				⑬ DISTILLATION CONDT			⑭ STARTING H2SO4(aq)	
H2(%)	1.00	MANTLE/C	340	N2/SCCM	200	BOIM °C	161	O2(%)			0.50
HI CONV.	0.50	LINE/C	40	FEED ml/h	165	FEED ml/h	41	H2SO4 CONV			0.80
HIX g/ml	2.40	CONDENSATE/FEED		CONC.HIX (SOLID I2)		DISTILL./CONC.HIX		H2SO4 g/ml			1.36
H2O[M]	30.79	H2O	0.785	(a) X-H2O	0.548	H2O	1.000	H2O[M]			43.17
HI[M]	3.526	HI	0.544	(b) X-HI	0.130	HI	1.000	HI[M]			0.508
I2[M]	5.359	I2	0.274	X-I2	0.322	I2	0.070	I2[M]			0.208
H2SO4[M]	0.349	H2SO4	0.960			CONDNS. °C	131	H2SO4[M]			4.776
b/(a+b)	0.103	S02	0.040	b/(a+b)	0.192	↑ ml/h	21				

① DESULF. INLET		② DESULF. EFFLUENT		③ HIX DISTIL. INLET		④ HIX STILL OUTLET		⑤ HI DECOM. INLET	
(a) H2O	3418	H2O	2683	H2O	738	H2O	0	H2O	738
(b) HI	391	HI	213	HI	175	HI	0	HI	175
I2	595	I2	163	I2	433	I2	403	I2	30.
H2SO4	39	H2SO4	37	H2SO4	0	H2SO4	0	H2SO4	0
DENSITY	2.40	DENSITY	1.88	DENSITY	3.20	DENSITY	3.71	DENSITY	2.00
V(ml)	111	V(ml)	64	V(ml)	46	V(ml)	28	V(ml)	22
H2 (ml)	982	S02	2	S02	0	S02	0	S02	0
b/(a+b)	0.103		0.074		0.192				0.192

⑥ H2SO4 CONC. INLET		⑦ H2SO4 CONC. EFFLUENT		⑧ H2SO4 DECOM. INLET		⑨ H2SO4 DECOM. OUTLET		⑩ HI DECOM. OUTLET	
H2O	518	H2O	417	H2O	101	H2O	146	(a) H2O	738
HI	6	HI	6	HI	0	HI	0	(b) HI	88
I2	2	I2	2	I2	0	I2	0	I2	74
H2SO4	57	H2SO4	2	H2SO4	56	H2SO4	11	H2SO4	0
DENSITY	1.36	DENSITY	1.10	DENSITY	1.66	DENSITY	1.22	DENSITY	
V(ml)	12	V(ml)	8	V(ml)	4	V(ml)	3	V(ml)	

表3 ISプロセスにおける研究の課題と反応

項目	必要性	対応	備考
反応と分離 ・二液相分離現象の解明 ・脱ガス操作法の確立 ・二酸化硫黄吸収の見積	・硫酸とHIの分離がプロセス成立に不可欠 ・HI _x 中の硫酸による後流での硫黄析出を防ぐ ・サイクルを閉じるための必要条件	済み：室温付近データ取得中；高温域 済み：室温HI _x 溶液 計画：高温HI _x 溶液 済み：基本データ取得 実施中：見積法確立	○熱化学法の化学反応システムとしての機能を検証するために有用な基礎データを取得できた。 ○システム機能検証のため、100NℓH ₂ /h規模の試験を実施することが必要である。 ○プロセス熱効率はポリヨウ化水素酸(HI _x)中のHIの分離分解法に強く依存する。触媒付き活性炭法、高圧反応蒸留法その他、膜分離法などの新技術を長期的に開発する必要がある。
サイクル化 ・定常状態下の物質収支 ・動特性のシミュレーション	・サイクル運転条件を設定および計測するため ・次期試験装置の運転条件を確立するため	実施中：実験データによる物質収支 計画中	○水素の経済性は熱コスト（熱効率向上が必要）と材料コスト（安価な耐食材料開発が必要）に依存する。材料開発は、プロセス改良への寄与も期待できるので、積極的に進める必要がある。
装置材料 ・スクリーニング ・材料開発	・プロセスのシステム機能を実用材料を用い検証 ・工学試験装置による実証	済み：次期装置主要部反応器材料選定 計画中：気液相共存下、耐食・機能材料	

14. UT-3法による水素製造の研究

東京大学工学部
教授
吉田 邦夫

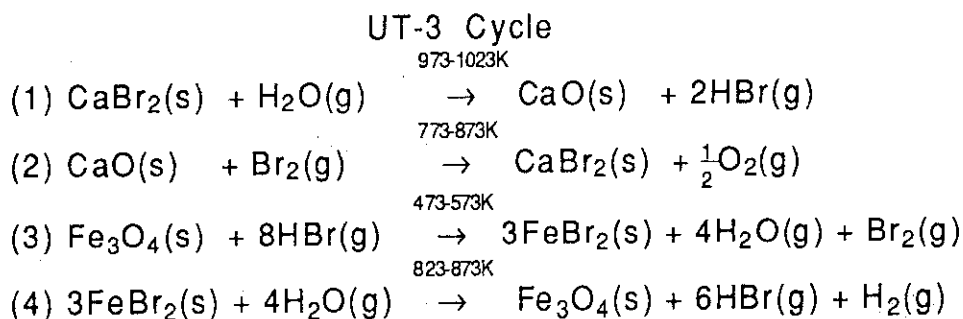
1. はじめに

熱化学分解法によって、水から水素を得ようとする研究は、石油危機直後に石油代替燃料開発の一環として開始された。しかし、石油の需給関係の緊迫感が薄らぐとともに人々の関心も若干遠のいた感があったが、地球規模の環境問題が急浮上してきたため、新たな注目をあびようとしている。

東京大学で我々のグループが研究開発中のUT-3 (the University of Tokyo-3) サイクルについて簡単に述べる。

2. UT-3サイクル

本サイクルは下記に示す4つの気・固反応からなる



上の2つはカルシウムの化合物のみ、下の2つは鉄の化合物のみから成る。それぞれが臭化物と酸化物間を往復して、一方で酸素を、他方で水素を出す。それぞれの往復反応は固体反応物を動かすことなく気体反応物を切り換えることのみによって連続的に進行させることができる。

この原理を実証するため、図1に示すベンチスケールプラント"MA SCOT"が作られ、世界で初めて、そして今日でも唯一の水素連続製造に成功したプラントとなっている。

装置主要部は石英ガラス製であり、テフロン管とテフロン製の電磁バルブが使用され、反応管に固体反応物を約4mmの球状粒子に成型して充填している。

反応固体は、基本構造を鉄では酸化ケイ素、カルシウムでは酸化チタンの多孔質体として、その細孔内部表面に、反応物質が分散露出する形を作っている。図2に反応物の製造工程を示す。また、図3に、カルシウムペレットのX線回折図を示す。

臭化カルシウムと酸化カルシウムの分子体積を比較すると、前者が3.58倍も大きい。このため臭素化で細孔体積に急激な減少をきたし、反応進行を妨げる。そこで単純な混合成型に代え

てアルコキシド法を導入して細孔閉塞が生じ難いペレットを作ることが試みられた。図4に製造工程、図5に細孔分布を示す。

3. グループ研究

本研究は文部省科研費により、装置材料や膜分離の専門家もが加わった共同研究として進められている。

我々は図6に示す4つの反応器を直列に連結したloop-flow形式の連続運転を試みている。図7に結果を示す。

装置材料については、東北大学の平井教授らの耐食皮膜形成結果を図8に示す。

反応管から排出する混合ガスを冷却凝縮すれば簡単に水素が分離できる。しかし、経済性の観点からみると無駄が多いので、排出温度のまま膜分離する技術の開発が大矢教授（横国大）、都田教授（山形大）、浅枝教授（広島大）のグループによって進められている。また高温高圧時の水・臭化水素・臭素混合系の平衡特性が越智教授（日大）によって測定されている。

4. コスト計算

UT-3サイクルを用いた20,000 m³/時のプラントの概念設計が実施され、それに基づく水素製造コストが推算された。図9に核熱コストの関数として示す。

5. 新しい展開

最高温度として800℃の熱源があればよいので、核熱以外にも、工場排熱や太陽熱の利用が考えられる。

太陽熱との結合については、日米共同研究として実施され、図10のシステムに基づき、反応器の挙動解析と簡単なコスト計算が実施された。

太陽熱のコストは、設備の償却年数を10年とした場合は1.3円/Mcal、5年とした場合は5.2円/Mcalと推算されており、ほぼ核熱コストと同様の結果と見積られた。

ひき続いて太陽熱利用システムや工場排熱利用システムについても実現を目指して努力中である。

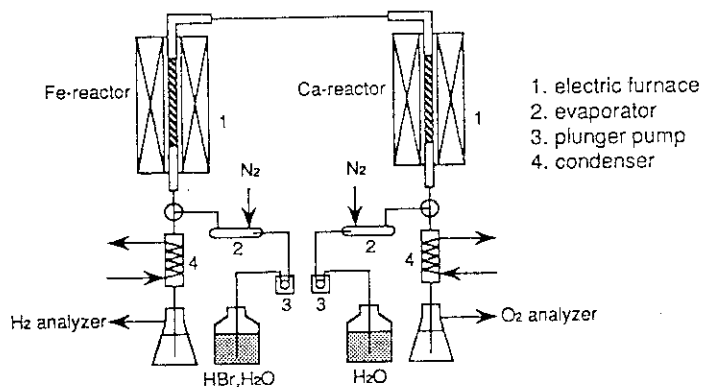


図1 MASCOTプラント装置図

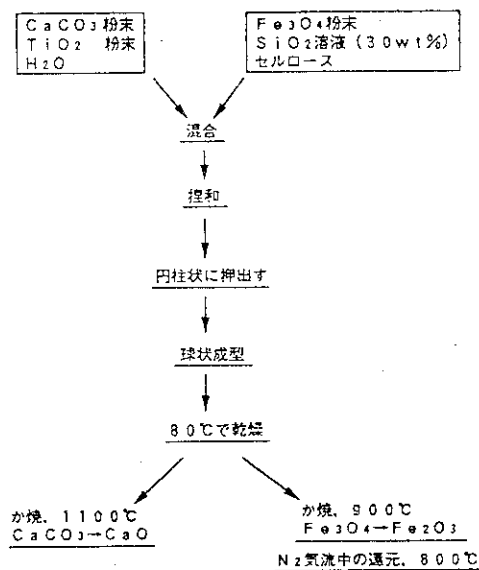


図2 固体反応物製造工程

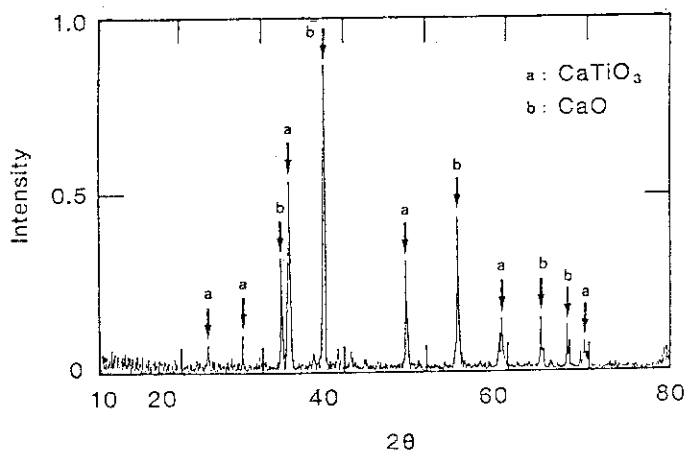


図3 CaペレットのX線回折図

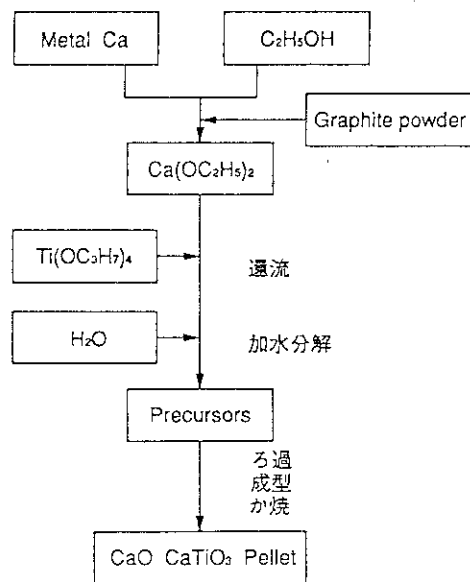


図4 アルコキシド法によるCaペレットの製造工程

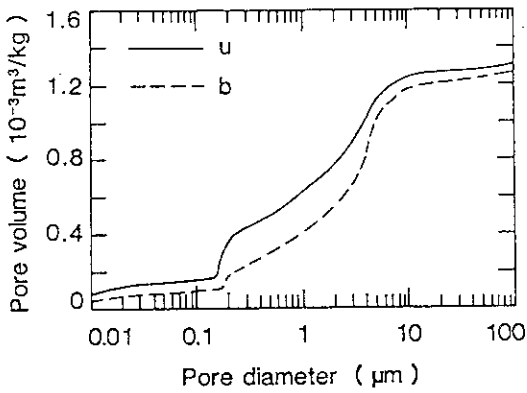


図5 未反応(u)および臭素化(b)ペレットの細孔分布

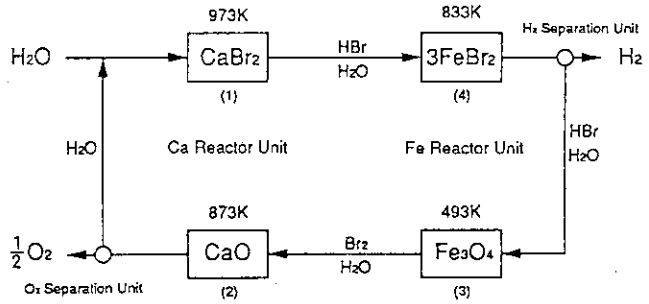


図6 Loop-flow形式に基づくUT-3サイクルの構成

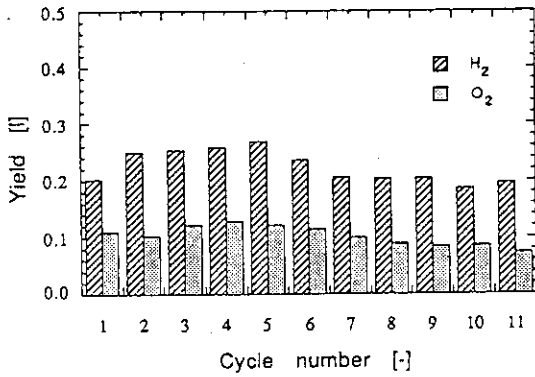


図7 連続運転による水素と酸素の発生

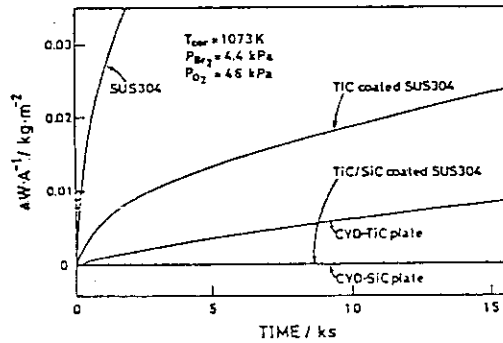


図8 耐食皮膜形成結果

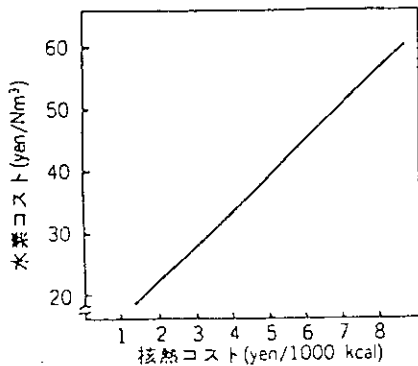


図9 水素コストの核熱コストへの依存性

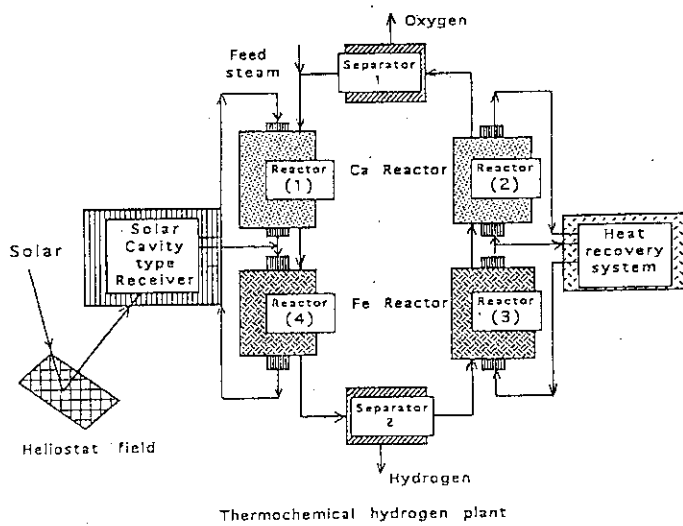


図10 UT-3サイクルへの太陽熱利用システム

15. 高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験

日本原子力研究所 東海研究所
 高温工学部 HENDEL 開発試験室
 副主任研究員 日野竜太郎
 主任研究員・室長 宮本 喜晟

1. はじめに

水素はリサイクルが可能であり、環境汚染を生じず、また貯蔵可能という優れた特質をもち、化石燃料に代わる将来のエネルギー媒体として広く注目されている。現在、水素を工業的に得る方法として、炭化水素のリフォーミングをはじめとして諸種のシステムが実用化又は考案されている。このうち、化石燃料の代わりに高温ガス炉の熱源を用いる方法は、炭酸ガスの大気への放出を防ぐ最も有望なものと考えられる。この高温ガス炉の熱源を利用する水素製造プロセスとしては、従来から熱化学法が検討されており、原研のISプロセス⁽¹⁾をはじめ、東大のUT-3プロセス、その他諸外国でも多数のプロセスが提案されている。

一方、熱化学法以外のプロセスとして高温水蒸気電解法が考えられる。この方法は、熱化学法と比べ反応プロセスが単純かつ高効率であり、材料腐食の問題が少ないことから高温ガス炉を熱源とする水素製造プロセスの一つとして期待することができる。このプロセスは固体電解質型燃料電池(SOFC: Solid Oxide Fuel Cell)の逆反応を利用し、900~1000℃の高温水蒸気を固体電解要素を用いて水素と酸素に電気分解させる方法である。

SOFCは、1000℃前後で安定化ジルコニア内の酸素イオンの移動を利用したものであり、第3世代の燃料電池として現在国内外で精力的な研究開発が進められている⁽²⁾。一方、高温水蒸気電解法に関しては、西独のDornier社がHot Elly(High Operating Temperature Electrolysis of Water Vapor)というプロジェクトで開発を進め、既に0.6Nm³/h(約2kWの発電に相当)の水素製造を行っている⁽³⁾。原研においても、数年前から高イオン電導性電解質材料の最適組織の選定、高温安定性試験などの基本物性試験を進めてきた⁽⁴⁾。この成果を踏まえて、より高性能な固体電解要素(以後、電解要素と呼ぶ。)の開発を進めるとともに、高温水蒸気電解特性、システムの運転特性の把握等を目的として、固体電解要素を試作して基礎試験を開始した。本報告では、試作した電解要素の概要、高温水蒸気電解基礎試験の結果等について述べる。

2. 高温水蒸気法の原理と特徴

高温水蒸気電解法は、SOFCを逆に動作させて、900~1000℃の高温水蒸気を水素と酸素に電気分解するものである。Fig. 1に、固体電解質として酸素イオン導電体を用いる高温水蒸気電解の原理図を示す。これは、H. S. Spacil等によって既に1960年代後半に示された概念であるが^(4,5)、水蒸気は多孔性の陰極表面で電子を受けとって水素ガスを解離し、同時に酸素はイオンとなる。この酸素イオンは印加電圧により酸素イオン導電体中を陽極側へ移動し、多孔

性の電極で電荷の授受を行って酸素ガスとなる。

高温での水蒸気の電気分解電圧は、水の分解と同様に高温における反応の自由エネルギー (ΔG) 変化から求めることができる。Fig. 2 に高温での水蒸気のエネルギー変化を示す。図に示されるように、高温度ほど ΔG が低下し、低い電圧で水蒸気の電気分解が可能となる。また、高温度では電極における電荷授受が速やかに進行するため過電圧も低下する。以上のように、高温での水蒸気電気分解は、常温でのそれに比較して少ない電気エネルギーで反応が進行することになる。

高温水蒸気電解法の主な特徴・利点は次のように整理することができる。

- (1) 高温で水蒸気を電気分解するため電気エネルギーが少なくすむ。
(1000℃の高温水蒸気電解では、常温水電解に必要なエネルギーの約75%)
- (2) 電解要素の構造、モジュール構成が固体電解質型燃料電池と同一であり、共通技術として利用可能である。
- (3) 生成水素ガスの純度が比較的高い。

3. 試験装置及び試作した電解要素

3.1 試験装置

試験装置の系統を Fig. 3 に示す。電解要素の内側には水蒸気を含有した高純度アルゴンガスを導き、水蒸気を電解して水素を発生させる。アルゴンガスへの水蒸気の含有は、アルゴンガスを露点発生器に通して所定の濃度で含有させる。一方、電解要素の陽極材料である LaCoO₃ については酸素を供給して電極として作用させる必要があるため、電解要素の外側にはコンプレッサーから乾燥空気(露点-30℃以下)を供給する。水蒸気が流れる配管及び流路管入口・出口部には保温ヒータを施工して、水蒸気の結露を防いでいる。水素発生量は、試験部出口における水蒸気量の減少から換算する。水蒸気量は、試験部入口及び出口に露点センサーを設置して計測する。露点センサーには基準器としても用いられるミラー式のものを使用した。

Fig. 4 に試験部の概要を示す。試験部は電解要素を組み込んだ流路管を電気加熱炉内に設置した構造で、水蒸気を含有したアルゴンガスを最高1000℃まで加熱して水蒸気を電解する。電気加熱炉はカントル発熱体を3分割して組み込んだ縦型電気炉で、有効加熱長は440mmである。流路管は、内径が約50mmのインコネル600製の円管で、外径22mmの電解要素を内部に挿入する。電解要素の固定・シールは、流路管入口部及び出口部に高温用グランドパッキンを施工して行う。流路管入口部にはガス加熱用のヒータを設置してある。電気加熱炉と併せてガスの加熱を行い、電解要素内部を流れるガスの軸方向温度分布をほぼ一様になるようにしている。電解部で生成した水素はアルゴンガスに混入して流路管出口部に設置した冷却器で60℃程度に冷却されて系外に導かれる。また、後述する電解要素には白金電極線が溶接・固定されており、電極線は直流電極を介して直流電源と結ばれている。

本試験装置による設定試験条件は次の通りである。

試験条件	ガス温度	: ~960℃
	流量	: ~2.2 l/min
	電解要素入口露点	: ~35℃
	(電解要素入口水分量)	: ~0.11 g/min)
	入口圧力	: ~1.4 kg/cm ² abs

3.2 電解要素

試作した電解要素の概要をFig. 5に、その外観をPhoto 1に示す。試作した電解要素はカルシア安定化ジルコニア (CSZ) 製の円筒基体管上に12個の素子(セル)を直列に配置したものである。12個の素子を並べた部分が高温水蒸気の電解部となる。素子は、電解質にイットリア (8モル% Y₂O₃) 安定化ジルコニア (YSZ) 薄膜を用い、その内外に陰極 (Niサーメット) 膜と陽極 (LaCoO₃) 膜をプラズマ溶射した構造である。要素各部の膜厚は100~250 μmである。

各素子はNiAlを主成分としたインターコネクターで接続され、電解部の両端からNiAlを主成分とした電極リード膜を要素の両端まで引き出している。インターコネクター及び電極リード膜と基体管との間には、電解した水素の漏えいを防ぐためにアルミナ膜を溶射している。要素の両端には金属(銅)コーティングが施されており、電極リード膜はこれに接続されている。この銅コーティングには白金電極線が溶接されており、これを通して直流電圧が供給される。白金線は前述した流路管の直流電極と接続するため、直流電極の位置の関係から(+)側の白金線は絶縁碍子を通して(-)側に引き出している。流路管への固定と気密シールは、銅コーティングの周囲にグランドパッキンを施工して行う。

電解要素の仕様は次の通りである。

寸法	(a) 基体管	外径 22 mm、肉厚 3 mm、全長 710 mm
	(b) 素子	全長 19 mm
材質	(a) 電解質	イットリア (8モル% Y ₂ O ₃) 安定化ジルコニア (YSZ)
	(b) 基体管	カルシア安定化ジルコニア (CSZ)
	(c) 陰極	NiO/YSZ
	(d) 陽極	LaCoO ₃
	(e) 気密膜	Al ₂ O ₃
	(f) インターコネクター及び電極リード	NiAl/Al ₂ O ₃ +NiCr/Al ₂ O ₃
	(g) 保護膜	YSZ
	(h) 電極線	白金
電解素子数		12 素子
使用温度		~950℃
印加電力		~24 W

4. 試験及びその結果

(1) 試験準備

上記の電解要素を用いて電解特性に関する基礎試験を行った。電解試験を実施するまでの手順は次の通りである。

- ・電解要素の乾燥
 - －試験部に乾燥空気とアルゴンガスを供給
 - －電気炉を150～200℃に設定
- ・電解要素の昇温（昇温速度～20℃/h）
- ・陰極材料の還元（600～700℃）
 - －水素を含有したアルゴンガスを供給
（水素濃度が約3.6%において無負荷で7V以上の直流電気を発生）
- ・水素を供給しながら試験温度まで昇温
- ・アルゴンガス中の露点を設定し、水素の供給を停止

なお、陰極材料の還元を行わない場合には、900℃において電解要素の電気抵抗は数kΩ以上である。また、還元操作は燃料電池と同じ操作であるために電圧を発生する。上記の乾燥、陰極材料の還元、昇温操作については、将来のプラント設計に組み入れる必要がある。

(2) 電解試験

試験は、約860℃、910℃、960℃の温度で実施した。水素発生速度と印加電圧の関係をFig. 6に示す。ガスの平均温度が857℃のときには約9Vで水素発生が開始し、963℃では水素発生開始位置が8.5Vあたりに低下している。また、水素の発生量は温度が高くなるほど増大し、857℃では約2l/hr、907℃では約2.5l/hr、963℃では約3l/hrの水素を発生させることができた。高温水蒸気電解では、同じ印加電圧であれば温度が高いほど水蒸気の電気分解が促進されるが、この結果はそれを示している。ただし、水蒸気の利用率は963℃において最高50%程度で、857℃では最高40%程度であった。現行の基体管方式では、基体管壁内を透過して陰極面に到達した水蒸気のみが電気分解されるため、水蒸気の到達量を増やすためには基体管の気孔率を高める必要がある。しかし、気孔率の増大は電極膜や電解質膜の付着性及び付着強度の低下を引き起こすため、気孔率を高めることができないのが現状である。

電解要素印加電圧と要素の電気抵抗の関係をFig. 7に示す。図にみられるように、温度が高いほど抵抗値が低くなっており、陽極膜の電子導電性が温度とともに向上していることがうかがえる。ただし、正味の水素発生以後は印加電圧の上昇とともに抵抗は減少しているものの、857℃では約1.4Vから、907℃では約1.3V、963℃では約1.2.5Vからはほぼ一樣な抵抗となっている。この抵抗値は乾燥した水素ガスを燃料とする燃料電池の場合の電気抵抗よりも3～6倍高い値である。これは、陰極界面において発生水素が滞留して水蒸気が十分に供給されないために、電子の移動が円滑に行われなことが原因と考えられる。

印加電力と発生した水素量から換算した燃焼熱との関係をFig. 8に示す。この図は、加熱電力を含まない条件での水素製造効率ともいえるものである。本試験での最大印加電力における

水素製造効率は、857℃では約60%、907℃では68%、963℃では72%である。温度が高くなるほど水素製造効率は向上しているが、発生水素の燃焼熱に比べて電力損失が大きく、電気抵抗を一層低下させる必要がある。

5. むすび

12個の電解素子を直列に接続した電解要素を試作して、高温水蒸気電解特性の基礎試験を行った。試験では、963℃の温度で水素を約3l/hrを発生させることができた。また、電解試験を実施するまでの操作手順をほぼ確立し、プラント設計に有用な知見を得た。

なお、これまでの試験経験から今後の課題として、電解要素の健全性は電極膜、とくに陽極膜の付着健全性に依存していることが分かった。従来のLaCoO₃は高い電子導電率を有しているものの、熱膨張率が大きいため剥がれ等を防止するうえで昇温及び降温操作に細心の注意を要する。そのため、熱膨張率が電解質と同じ程度で、電解質への付着性がよく、しかも、電子導電率が高い陽極膜の開発が今後の課題である。

また、水素の発生量は、現行の基体管方式では基体管壁内での水蒸気の透過に大きく依存している。水素発生量を大幅に向上させるためには、水蒸気を直接陰極に供給し、かつ、陰極界面での発生水素の滞留を防ぐ方法を採用する必要がある。この方法の一つとして、基体管を使用しない電解質自立型の電解要素が考えられる。これは、円筒型固体電解質を焼結で製作し、その内外面に電極膜を溶射するものである。

これらの課題を解決するため、さらに電解要素の試作・開発を続け、本方式の水素製造プロセスの確立に役立てる予定である。

参 考 文 献

- (1) 日本原子力研究所：“高温工学試験研究の現状”（1988）。
- (2) 日本産業機械工学会：“昭和62年度次世代高効率発電システムの石炭ガス利用調査研究成果報告書”（1988）。
- (3) W. Doenitz, et. al.: “Recent Advances in the Development of High Temperature Electrolysis Technology in Germany”, Proceeding of the 7th World Hydrogen Energy Conference in Moscow (1988).
- (4) H. S. Spacil and C. S. Tedmon, Jr. ; “Electrochemical Dissociation of Water Vapor in Solid Oxide Electrolyte Cells I. Thermodynamics and Cell Characteristics”, J. Electrochemical Society, Vol.116, No.12, pp.1618-1626(1969).
- (5) H. S. Spacil and C. S. Tedmon, Jr. ; “Electrochemical Dissociation of Water Vapor in Solid Oxide Electrolyte Cells II. Materials, Fabrication and Properties”, J. Electrochemical Society, Vol.116, No.12, pp.1627-1633(1969).

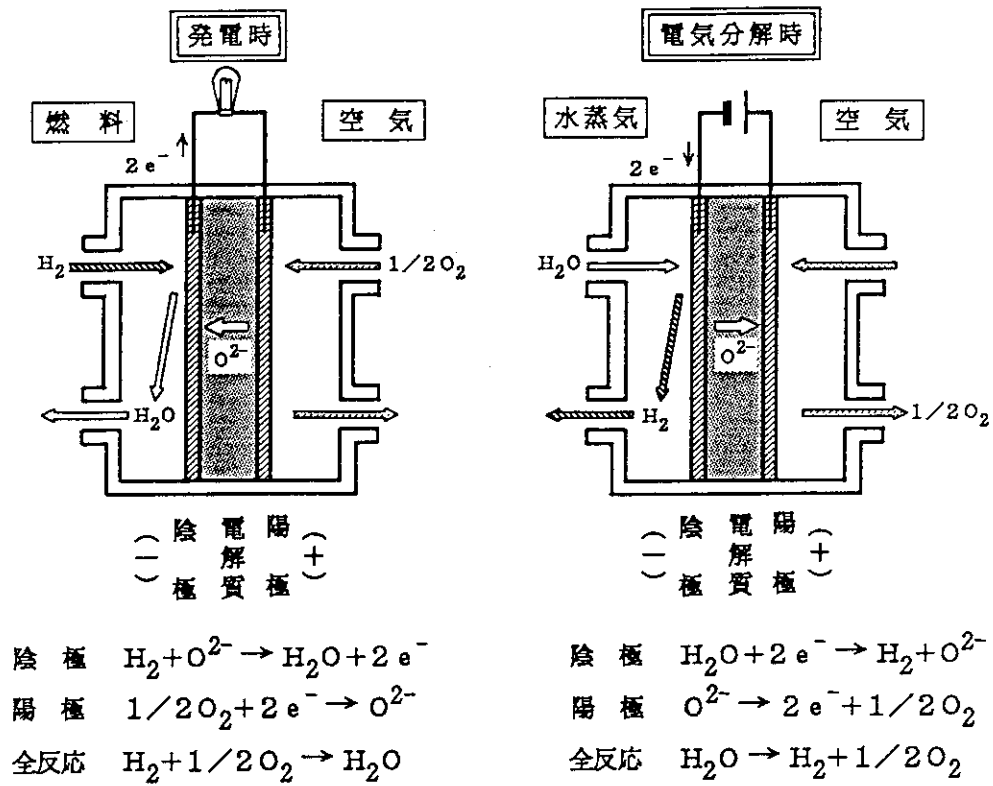


Fig. 1 Principle of high-temperature electrolysis.
 (Reverse reaction of solid oxide fuel cell)

- △H : エンタルピー変化 (温度に関わらずほぼ一定)
- T△S : 熱エネルギー (温度にほぼ比例)
- △G : 自由エネルギー (電気分解に必要なエネルギー)

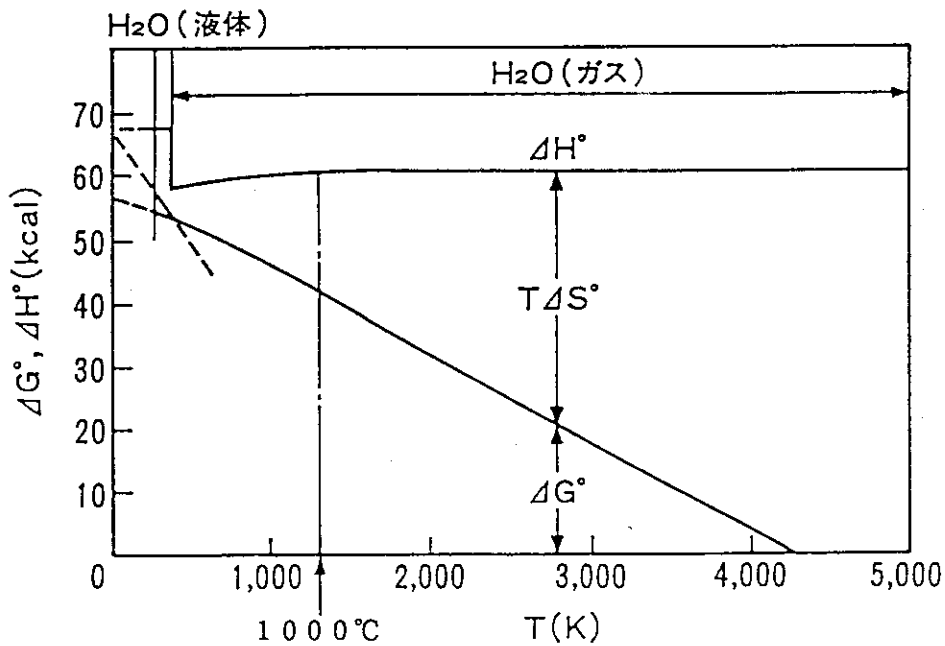


Fig. 2 Free energy change in reaction of $H_2O = H_2 + 1/2O_2$.

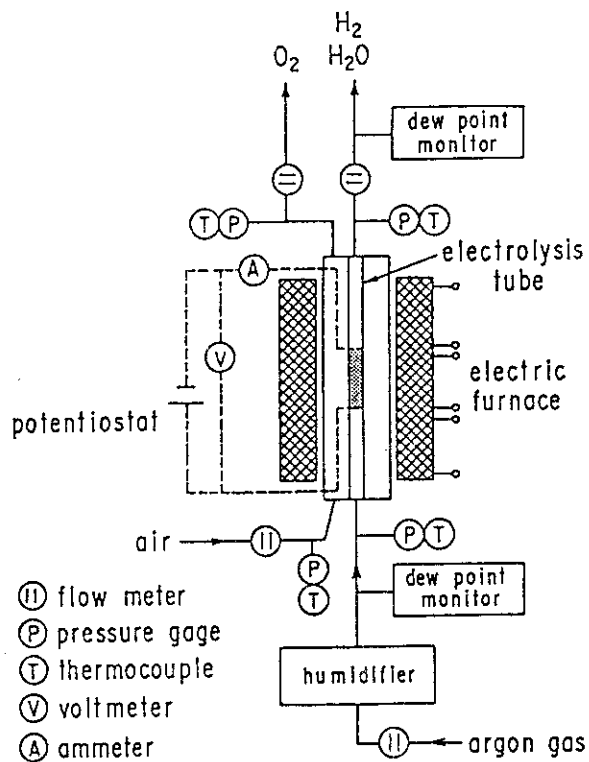


Fig. 3 Flowsheet of test apparatus.

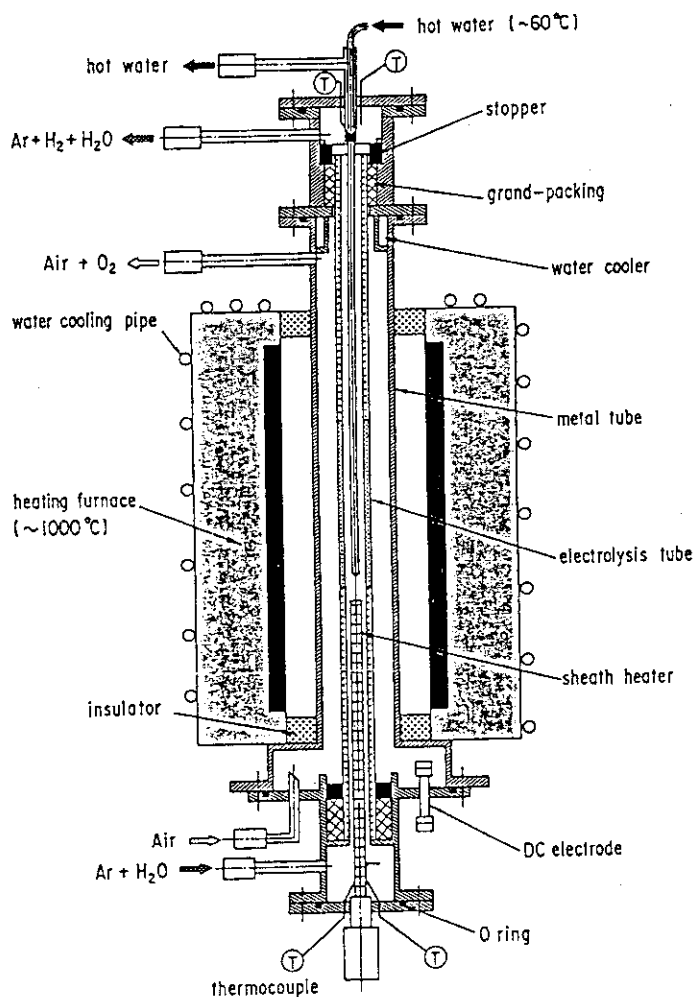


Fig. 4 Schematic drawing of test section.

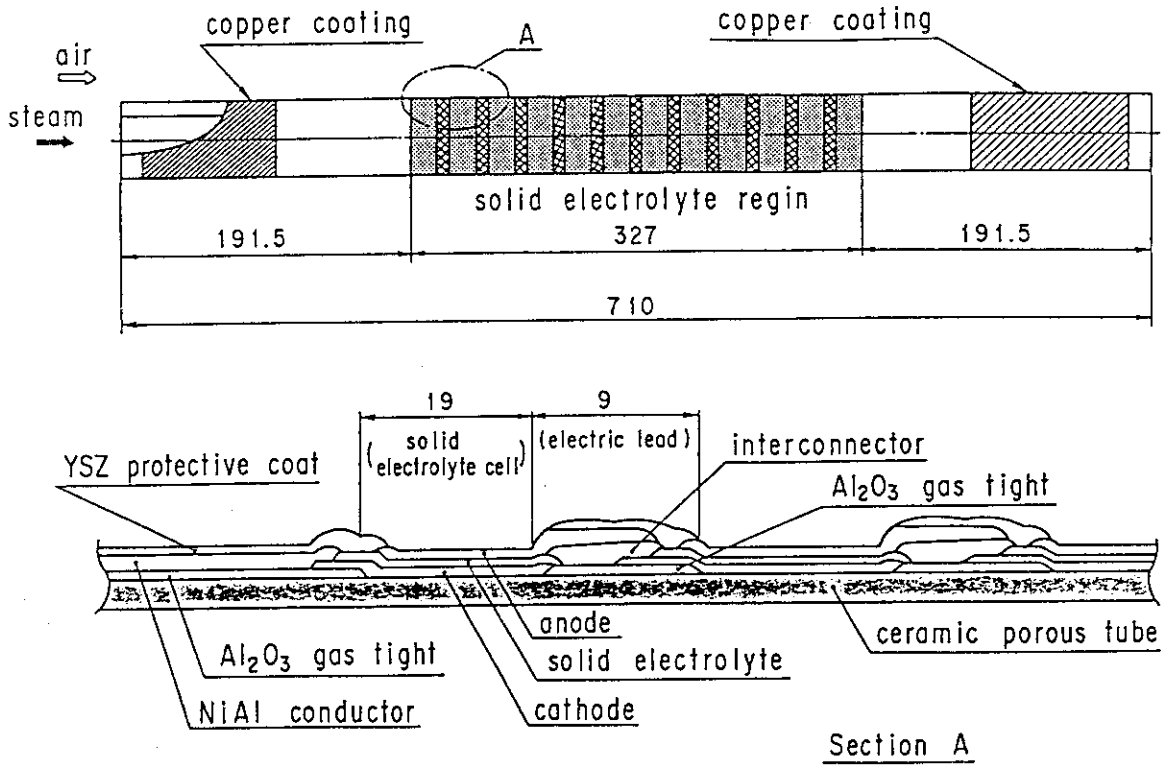


Fig. 5 Schematic drawing of electrolysis tube (unit: mm).

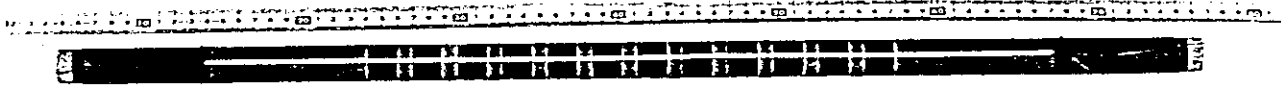


Photo. 1 Electrolysis tube.

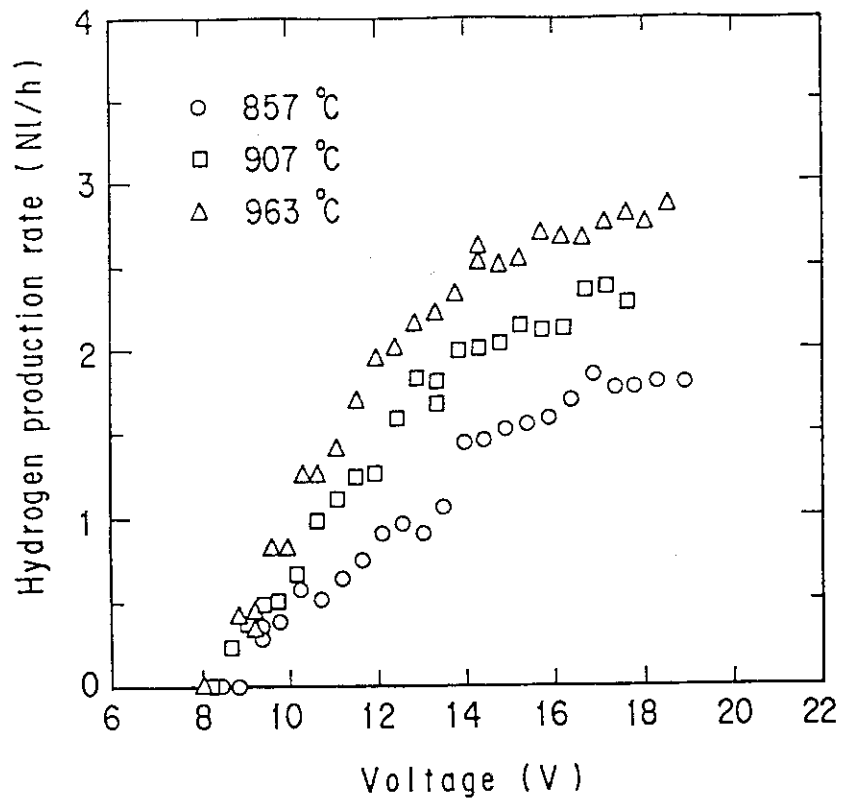


Fig. 6 Relationship between hydrogen production rate and applied voltage.

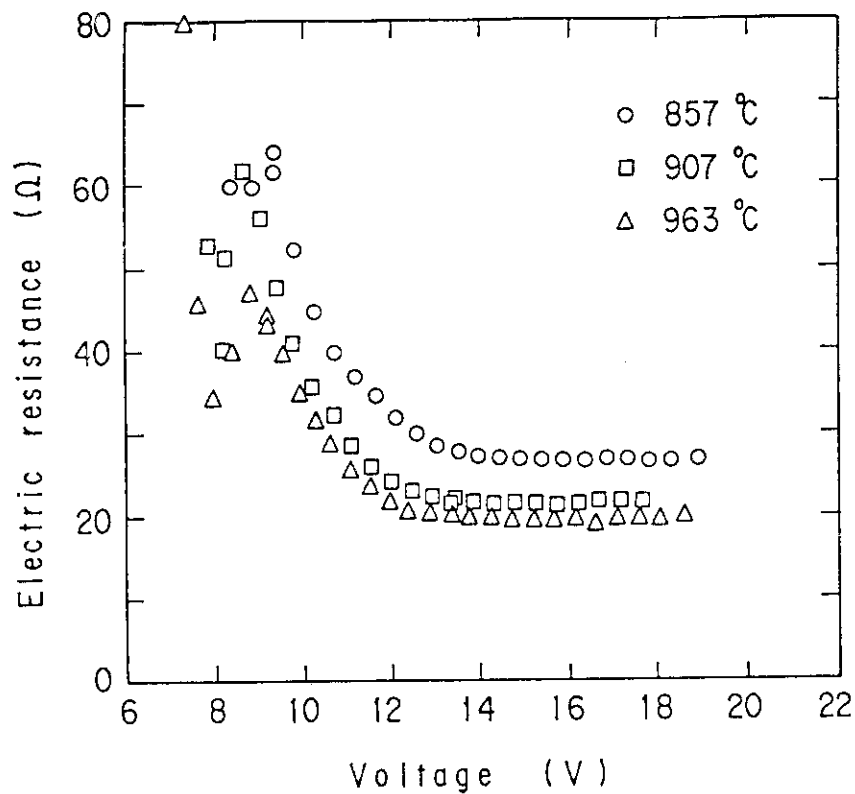


Fig. 7 Relationship between applied voltage and electric resistance of electrolysis tube.

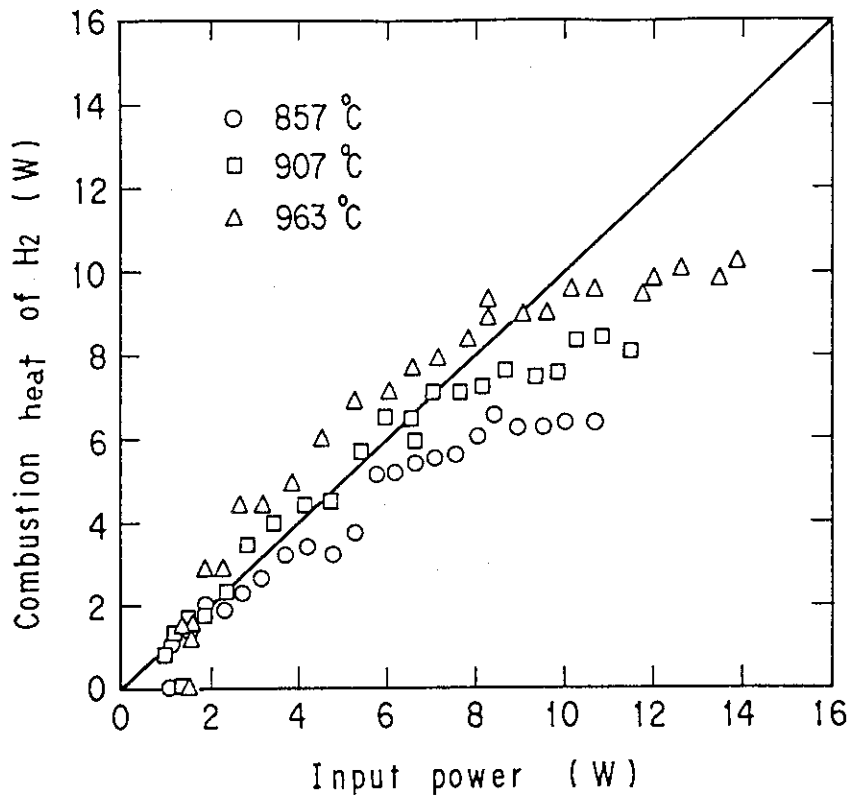


Fig. 8 Relationship between input power and combustion heat of hydrogen produced by electrolysis tube.

16. 水蒸気改質器を用いた水素／メタノール 製造システムの設計

日本原子力研究所 大洗研究所

高温工学試験研究炉開発部 H T T R計画室

羽田 一彦、 藤本 望、 数土 幸夫

1. はじめに

近年、化石燃料の大量消費による炭酸ガスの排出によって全地球規模での温暖化が問題となり、また、都市部では、排熱の集中的な大量放散によるヒートアイランド化など様々な環境汚染が問題となっている。高温ガス炉は、熱発生機関として次のような優れた特徴を有しており、これら地球環境問題を解決するために、実用化への期待が大きい原子炉である。

- ・炭酸ガスや硫黄酸化物などの環境汚染物質を排出することなく、熱媒体の温度で700 ～ 1000℃の高温熱エネルギーを発生することができる。
- ・熱媒体温度がこのように高温ゆえ、熱機関として高熱効率を達成でき、排熱量を低減できる。
- ・固有の安全性に優れた原子炉であるため、熱源としての原子炉を需要地に近接して立地することができる。

H T T Rは、高温ガス炉が有するこれらの優れた特徴を実証し、高温ガス炉技術の確立と高度化をめざす試験研究炉であり、実証試験として最も重要なテーマの一つが、化学工業、発電等高温熱エネルギーを多量に消費する製造プロセスを実際にH T T Rに接続し、核熱エネルギーが有効に利用できること、即ち、高温核熱利用を実証することである。

これまでの原子炉は、熱利用施設として蒸気タービン発電施設を接続したものがほとんどであり、発電施設として高温に適したガスタービン方式のものはなく、また化学プラントを接続して運転したことは皆無である。原研では、今世紀末までに高温核熱利用を実証すべく、H T T Rに熱利用システムを接続した全体システムの設計を平成2年度に着手し、解決すべき課題の抽出と解決策の検討を進め、必要な研究開発を開始した。

ここでは、まず、H T T Rに接続する熱利用システムを設計する上での基本的な方針、現在までに明らかにした主要な課題を示す。そして、水蒸気改質器を用いて水素あるいはメタノールを製造するシステムをH T T Rに接続する場合についての具体的な検討結果、並びに、熱利用システムの設計を進める上で是非とも必要な全体システムの過渡解析コードの開発の現状を報告する。最後に、今後の計画について示す。

2. 設計の基本方針

熱利用システムは、工業プラントとして成立し、かつ、原子炉に接続するプラントとして安全性を十分に確保することが要求される。そこで、次の方針に基づき全体設計を進めている。

(1) 21世紀に期待され、かつ、現在実績のある製造プロセスの選定。

i) H T T Rに接続する熱利用システムは、21世紀に向かって、地球環境問題、エネルギー問題解決のため、化石資源に代替する原・燃料を生産する製造プロセスであることが前提となる。

期待される原・燃料

- ・水素：クリーンエネルギーとして、また、還元剤やアンモニア製造原料等として利用。
- ・合成ガス（水素＋酸化炭素）：水素やアルコール燃料の原料として、また還元剤や基礎化学品の製品原料として幅広い用途がある。
- ・メタノール：次世代動力用燃料として地球再生計画において期待され、エチレン等の基礎化学品の原料としても期待される。

ii) 今世紀末までに高温核熱利用を実証するためには、licensability が今、見通せることが前提となる。このためには、現在、実績のある製造プロセスが望ましい。

(2) 化石燃料を使う現行プラントに匹敵する生産性、経済性の達成。

原子炉は、熱発生機関として炭酸ガスを全く排出しないという大きなメリットがあるが、工業プラントとして成立する熱利用システムであるためには、以下の工夫により、十分な生産性、経済性を確保できることが重要である。

- i) 最終製品の収率向上
- ii) 排熱の有効利用
- iii) 合理的な設計、特に原子炉に接続する熱利用施設の合理的な位置づけ（安全クラス、耐震クラス等の合理的な区分）、原子炉と熱利用施設とのインターフェイスの合理的な設定

(3) 制御性の確保

熱源としての原子炉と熱利用システムの負荷特性は一般に異なるので、両者を結合し全体システムとして成立させるためには、安定した制御性を確保することが不可欠である。

(4) 熱利用システム構成の単純化

熱利用システムの運転上、さらには原子炉への外乱の低減のため、熱利用システムは非常に多数の制御パラメータを制御する必要がある。制御は極力単純化する必要がある。また好ましい。さらには、必要に応じ、ファジー制御、AI制御といった先端的制御技術の適用が望まれる。

(5) 熱利用施設での事故あるいは原子炉での事故が他方の施設へ及ぼす影響の合理的な防止あるいは抑制。

- i) 適切かつ有効なインターフェイスの設定並びに必要なインターフェイス機器（隔離弁等）の開発
- ii) 熱利用施設での火災、爆発に対する原子炉防護対策の合理的な工夫
 - ・火災、爆発の可能性の低減
 - ・火災、爆発の拡大の防止
 - ・適切な離隔距離の設定

H T T R に接続する熱利用システムは、上記の方針に基づき、水蒸気改質法に着目した。これは、水蒸気改質法は、化学工業において、天然ガス、L N G、ナフサ等の軽質炭化水素から合成ガスを生成し、石油精製、アンモニア製造の原料としての水素、更にはメタノールを製造する、基幹製造プロセスとして位置づけられている非常に重要な産業の1つであるからである。また、国内においても100以上のプラント製造実績を有し、ポンプ故障等の軽微な異常に対する対策が確立しており、原子炉に接続する水素製造プラントあるいはメタノール製造プラントとしてどういう事故を想定すべきか、事故対策をどのように考えるべきかを検討する上で十分な情報、事故経験を有しているからである。

3. 熱利用システムの開発に当たってのキーポイント

熱利用システムは、Fig. 1に示すように、原子炉建家の南側に設置する。原子炉で発生した30 MWの熱のうち10 MWが中間熱交換器に運ばれる。この熱は、Fig. 2に示すように、中間熱交換器の2次ヘリウムを905 °Cまで加熱する。2次ヘリウムの圧力は、中間熱交換器伝熱管の健全性を確保し、かつ、伝熱管の漏えい事故時にもF Pが2次系に漏れないように、1次ヘリウムよりわずかに高圧の4.3 MPa (=41 kg/cm²G)としている。2次ヘリウムは、中間熱交換器を出て、原子炉格納容器を貫通し、原子炉建家の外に出て、熱利用システムに導かれる。熱利用システムでは、まず、水蒸気改質器で改質反応を起こして合成ガスを生成し、続いて蒸気発生器に入り、更に他の冷却器を通して冷却され、中間熱交換器に戻る。

H T T R に接続する水蒸気改質プラントのこのような境界条件を従来プラントと比較し、また、従来プラントの運転経験等を検討した結果、前述の基本方針を達成するためには、次に示す問題点を解決することが不可欠であることを明らかにした。以下では、これらの問題点を、設計上の問題点と設計に必要な法規制に関する問題点とに分けて以下に示す。

3. 1 設計上の問題点

(1) H T T Rから熱利用システムへの配管設計

H T T Rの1次冷却設備は、配管の熱膨張対策として、配管に接続する中間熱交換器等の機器を浮動支持している。熱利用システムを中間熱交換器に接続するにあたっては、この配管設計思想に適合するように配管を引き廻し、支持する必要がある。

(2) システム設計

水蒸気改質反応は、次式で示すように、吸熱反応であり、約600℃以上の高温で生ずる。



(*)大気圧、25℃換算の値。

この反応は、高温であればあるほど、低圧であればあるほど右側に進み、合成ガスを生成する。このため、H T T R原子炉の熱源としての条件を従来プラントと比較すると、H T T Rに接続する水蒸気改質システムの生産性を確保し、成立させるためには、まず、次の2つについて工夫が必要である。

i) 加熱源である2次ヘリウムの次に示す条件に起因し、水蒸気改質反応条件は、現行プラントより高圧、低温と劣るため、収率向上のための工夫が必要である。

	H T T R	現行プラント
加熱方法	2次ヘリウムによる 強制対流伝熱	バーナによる加熱 (輻射伝熱)
熱源温度	905℃	> 1000℃
プロセスガス 圧力	4.1気圧	1.0～3.0気圧

ii) H T T R原子炉側では起動・停止時において、1次ヘリウム及び2次ヘリウムの温度は原子炉出力に比例して変化する。一方、熱利用システムにおいて熱負荷の大きい水蒸気改質器と蒸気発生器は、高温になってから水蒸気改質反応が起き、蒸気が発生することから、負荷は、2次ヘリウム温度に比例しない。このため、熱利用システムで、原子炉出力変化に追従するよう負荷制御する必要がある。

これらに加えて、次の検討も重要である。

iii) 適切な機器種別、耐震クラス、安全クラスの分類

iv) H T T Rの制御方式に適合する熱利用システムの制御方式を開発することが必要である。

v) 熱利用システムの外乱に対する応答性を解明し、これに基づいてシステム構成を簡素化し、制御設備を合理化する必要がある。

(3) 機器設計

(a) 水蒸気改質器

- i) 触媒性能は、これまで企業秘密事項として開示されていない。安全解析等にあたって、触媒性能データを取得し、評価する必要がある。
- ii) 約900℃で使用する高温熱交換器として構造健全性の確保。
 - ・高温構造材料の適切な選定。
 - ・熱膨張対策。

(b) 高温隔離弁

900℃、41気圧という苛酷な使用条件に耐え、1次ヘリウム配管破断事故時等において要求される隔離機能を確保すること。

(c) 2次ヘリウム循環機

中間熱交換器と熱利用システムとを接続する2次ヘリウム冷却系は、6つの熱交換器があり、配管長は200mを超えるためトータルの圧損は約3kg/cm²となる。このため、循環機としてこのような高い昇圧が可能で経済的な磁気軸受型を実証する必要がある。

(4) 安全設計/安全評価

i) 原子炉スクラム時の熱利用系の適切な停止方法の策定

従来の熱利用系の事故時停止方法に基づき、熱源としての原子炉のスクラムシーケンスに適した停止方法を策定する必要がある。

ii) 熱利用系での火災、爆発、有害ガス漏えい時対策の策定

- ・火災、爆発時の原子炉建家への影響評価手法の確立
- ・爆発については、熱利用系自身だけでなく蒸気雲爆発時における爆風圧、さらにはミサイルに対し原子炉の安全性を確保するための対策
- ・合理的な離隔距離の策定

高圧ガス取締法等に定める離隔距離は、原子炉を対象としておらず、定めた考え方も明確でない。

iii) 安全評価にあたっては、運転実績に基づき熱利用系で想定すべき異常な過渡変化、事故事象の適切な設定

(5) コード開発

熱利用系での外乱、事故による原子炉への影響並びに原子炉の外乱、事故による熱利用系への影響を定量的に評価するとともに、制御設備を合理的に設計するためには、トータルシステムの過渡挙動を解析する計算コードを開発する必要がある。HTTRの安全解析並びに熱過渡解析に適用したTHYDE-HTGR〔1〕をベースとして作成することが適当。

3. 2 法規制に関するキーポイント

原子炉施設に適用している現行の法規制は、化学プラントを接続することを想定して定められてはいない。一方、化学プラントに適用している高圧ガス取締法、消防法等は、原子炉施設にも準用されているが、化学プラントを原子炉に接続した場合に原子炉プラントをどう取り扱うべきかということは触れられていない。

化学プラントを接続した場合の原子炉の安全性を確保するための指針を具体的に定めるとともに、化学プラントから原子炉施設をどう位置づけるか明確にする必要がある。

4. 解決策の検討と成果

4. 1 設計の成果

現在、水蒸気改質法により天然ガスやナフサ等から生成する合成ガスからの直接製品としては、水素、メタノールが多い。水素は、クリーンエネルギーとして21世紀において実用化が強く期待されている。そこで、まず、水蒸気改質法により高純度の水素を製品として製造するシステムをHTTRに接続する場合について、上記の問題点を解決するための工夫を検討した。

水素製造システムでは、二酸化炭素を製造水素量の1/4排出する。この二酸化炭素は、気体であるため、取扱いが難しい。そこで、二酸化炭素を貯蔵が容易なメタノールに転換し、水素とメタノールを同時に生産するシステムについても検討を加えた。

4. 1. 1 水素製造システム

(1) 熱利用システムへの配管設計

HTTRでは熱交換器を含めた1次冷却設備の機器はコンスタントハンガーにより浮動支持しているため、2次ヘリウム配管の支持位置を工夫しないと、この配管の熱膨張伸びにより1次冷却系配管をねじらせることになる。中間熱交換器を出た後の2次ヘリウム配管を、Fig. 3に示すように中間熱交換器に平行して下方に下げ、格納容器貫通部で固定すれば問題ないことを明らかにし、この引き廻しルートを採用した。

原子炉建家内における2次ヘリウム配管引き廻しルート並びに原子炉建家から熱利用施設に導くコンクリート地下ダクト用のスペースはHTTRの原子炉建家の配置、建家建築設計に反映し、確保されている。なお、Fig. 3には、2次ヘリウム配管の中間熱交換器から熱利用施設にいたるまでの引き廻しルートを示している。

(2) システム設計

a) 水素製造収率の改善

水素製造収率を上げるため、まず、プロセスガスを出来る限り高温で触媒管に入れてやり、さらには、触媒管での水蒸気改質反応を促進するよう次のように工夫した。この結果、Fig. 5に示すように、2次ヘリウムによる加熱量2 MWに対して2000 Nm³

/hの水素を製造し、一般水素製造プラントに匹敵する製造収率を達成することができた。Fig. 4に考え方をまとめて示す。

i) プロセスガスの温度を上げること。

まず、加熱量を増やすように工夫した。触媒層出口でのプロセスガス温度は800℃を越える高温であり、この熱を触媒層を流れるプロセスガスの加熱に有効利用するよう、触媒管に二重管形式のバイオネット型を採用した。外管（触媒管）と内管の環状部に触媒を詰め、戻りの高温プロセスガスは内管内を流すことにより、触媒層を流れるプロセスガスは、ヘリウムから2 MW、戻りのプロセスガスから0.4 MW加熱される。

更に、ヘリウム温度に近づけるため、ヘリウム管外熱伝達率を促進することとし、種々の伝熱促進法を検討した結果、十分確立した方法のなかで良いシングルセグメンタルバッフル方式（通常のパッフル板方式）を採用した。

ii) メタン分圧を上げること。

反応速度は、メタン分圧に比例することから、製造収率を上げる最も効果的な方法として、メタンを過剰供給する。ただし、炭素の析出を防止するため、水蒸気と炭素化合物との比S/Cは約3に保つ。具体的には、余剰メタンを循環再利用する。

b) 起動、停止時の負荷制御法

熱利用側の負荷は、Fig. 6に示すように、水蒸気改質器と蒸気発生器の特有な負荷特性が原因で原子炉出力に対応して変化しない。この不一致の量は、1 MWを越えるため、Fig. 7に示すように、負荷調整用の専用冷却器（4.3 MW）を設け、ここにバイパスラインを付け、流量制御して負荷制御することとした。

この水素製造システムの設計においては、水蒸気改質器入口での2次ヘリウム温度は、途中の2次ヘリウム配管の二重管内管に内張りする断熱材の断熱性能が時効劣化により想定されうる最悪の状態まで劣化した場合を想定し、860℃としている。出口でのヘリウム温度は、下流の蒸気発生器で約500℃の過熱蒸気を発生させるため、約710℃とした。一方、プロセスガス温度は、水蒸気改質器出口では、700℃より大きく下がるとCOが分解するBoudourd反応による炭素析出が心配されるため、約680℃とし、改質器を出て直ぐにクエンチボイラーで約380℃まで下げている。

水蒸気改質器出入口等の主要位置における熱物質収支並びに主要熱交換器の熱容量をまとめてTable 1(a), (b)に示す。

(3) 機器設計

約900℃で使用するため、最も苛酷な使用条件にある水蒸気改質器について、上記のシステム設計上から定まったシングルセグメンタルバッフル方式・バイオネット型触媒管での構造健全性を確保するため、以下に示す工夫を施し、Fig. 8に示す構造とした。

i) 熱膨張伸びを拘束しない。

バイオネット型の直管式触媒管は、上端を管板に固定し、他方は、下方に自由に熱膨張するようにした。このような支持形式では、触媒管が流体振動する可能性がある。H T T Rの加圧水冷却器が同様な構造をしており、この設計思想を参考にして流体振動防止対策を検討している。

ii) 圧力荷重対策

水蒸気改質反応を促進するためには、プロセスガス圧力を低くする方が良い。しかし、この場合には、触媒管は外圧負荷状態になる。設計寿命中（10年を想定）高温下で外圧での設計例は見当たらず、高温下での長期間クリープ座屈評価手法は十分には実証されていない。このため、プロセスガス側の圧力を2次ヘリウムより若干高くし、内圧設計とした。

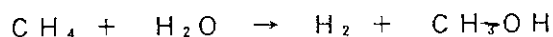
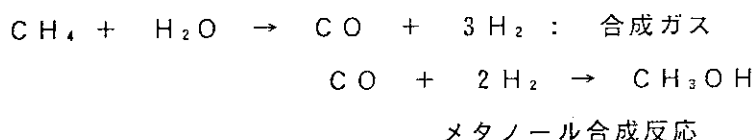
水蒸気改質器の温度分布及びガス組成分布をFig. 9に示す。プロセスガス入口部（ $X/L \sim 0.1$ まで）ではプロセスガス温度が急激に上昇し、その後は緩慢な上昇になっている。これは、(b)に示すガス組成分布から明らかなように、入口部では水蒸気改質反応が生じておらずヘリウムから加えられる熱はすべてプロセスガスの昇温に使われており、その後は、ヘリウムからの熱は大半が水蒸気改質反応の吸熱分として消費されるからである。

水蒸気改質器、蒸気発生器及び2次ヘリウム循環機の主要仕様をTable 1(a)に示す。

4. 1. 2 水素・メタノール製造システム

本システムは、水蒸気改質法により生成する合成ガスから、次式に示すように、メタノール合成反応によりメタノールを製造するとともに、水素を製造する。

水蒸気改質反応



水素・メタノール製造システムは、水素製造システムの設計に基づき、生産性を更に向上し、排熱をより積極的に有効利用するよう、次に示す工夫を新たに施し、システム構成をFig. 10に示すように定めた。

(1) 生産性の向上

次に示すように、水蒸気改質器でのプロセスガス加熱量の更なる増加を図った。

a) 改質器出口プロセスガス温度を600℃まで下げる。

水蒸気改質反応の逆反応を行う燃料電池での経験を基に、600℃まで下げても炭素析出ししないと判断した。

b) 改質器出口 2 次ヘリウム温度を 600 °C まで下げる。

水蒸気改質器へ入るプロセスガスを約 450 °C まで加熱するのを、過熱蒸気によってではなく、改質器を出た高温のプロセスガス熱を使って行う。

(2) 排熱有効利用

排熱は、蒸気発生に使い、この蒸気を蒸気タービンに導き圧縮機の動力源として有効利用する。

このような工夫により、水素を 1700 Nm³/h 製造するとともに、メタノールも 1200 kg/h 製造することができた。

4. 2 コード開発

原子炉に熱利用システムを接続したトータルシステムの過渡熱流動解析挙動を解析するコードシステム I R I S (Integrated Transient Thermal-hydraulics Computer System for HTGR with Steam Reforming System) の開発を進めている。本システムは、HTTR の部分には、安全解析等で実績のある THYDE-HTGR を用い、これに水蒸気改質システムの熱流動解析コードを結合する。

この第 1 段階として、水蒸気改質システムの心臓部であり、かつ、プロセスガスとしてメタン、水蒸気、水素、一酸化炭素等から成る多成分系を取り扱い、化学反応と熱伝達を同時に解く必要がある水蒸気改質器について、多成分系での熱物性を計算するプログラムを作成し、静特性と動特性を解析する計算コード STANSR と DYNRSR を開発している。動特性解析コード DYNRSR は、動特性だけでなく、本来の目的である安全解析にも適用できるように、配管破断時の臨界流、プロセスガスの逆流が取り扱えるように工夫しており、さらには、数値解析法について種々の方法を比較評価できるように工夫している。

来年度からは、DYNRSR を THYDE-HTGR に結合するためのインターフェイス開発に着手する計画である。

4. 3 法規制に関する検討

発電用軽水炉に適用している立地審査指針、安全設計審査指針等を検討した結果、HTTR に限らず、化学プラントを高温ガス炉に接続するうえで検討しなければならない項目を第 2 表 (a) にまとめて示す。熱利用系に特有な火災、爆発等の事故に対する安全対策、評価方法を確立し、方針化することが不可欠であるとともに、熱利用系を原子炉冷却系と位置づけるか、耐震重要度分類はどうするか等施設区分の考え方を確立、方針化することも重要である。熱利用系の施設区分に関連して、発電用軽水炉施設に適用している電気事業法施工規則では、熱利用系である蒸気タービンは原子炉施設には含めていない。蒸気タービン以外については、熱利用系が残留熱除去系でも非常用冷却系でもない場合には明解な規定はない。この他、製造した水素の中に放射性物質を全く含まないということは現実的でなく、どの程

度であれば許容されるか具体的に方針化する必要がある。放射線障害防止法施行令で、放射性物質として取り扱う必要のない制限量が定められており、参考になる。

化学プラントに適用されている指針、基準類についての検討項目は、同表(b)に示すように、保安距離(離隔距離)をどう定めるかである。高圧ガス取締法、消防法等における保安距離は、火災、爆発等が隣接施設、第三者へ危害を与えないように定めたと考えられるが、確固たる根拠は明らかでなく、経験的に定められたようである。これに対し、大規模な化学プラントに適用する石油コンビナート等災害防止法は、昭和48年の一連の化学プラント爆発事故を契機として制定され、災害の拡大を防止するため、物理的なモデルに基づき敷地境界での爆風圧等の許容値を満足するように保安距離を定めている。更に、平成3年には、「特別防災区域に設置される不特定多数の者が利用する施設に係る防災対策調査検討報告書」が消防化学総合センターから発行され、石油コンビナート等の特別防災区域内にレジャー施設等を設置する場合の安全性評価方法及び防災対策が、その根拠と併せ示されている。熱利用系での火災、爆発等に対し原子炉施設の安全性を確保するための保安(離隔)距離、防護対策は、これら後者の考え方、物理モデルを参考にして検討し、高圧ガス取締法等と矛盾のないように方針化していく計画である。

5. まとめと今後の計画

水蒸気改質器を用いた水素/メタノール製造システムをHTTRに接続した全体システムについて、主に次に示す工夫により、従来プラントに匹敵する生産性を確保し、起動・停止時の負荷ミスマッチを解消して、工業プラントとして成立させた。

- ・水蒸気改質反応を促進するように、水蒸気改質器出入口温度を定め、プロセスガス中のメタン分圧を上げるとともに、水蒸気改質器の形式についてバイオネット型触媒管の採用等、工夫した。
- ・約900℃の高温熱交換器である水蒸気改質器について、触媒管の熱膨張伸びを吸収する構造を工夫するとともに、プロセスガスの圧力を2次ヘリウムよりも若干高圧とした。
- ・排熱の有効利用
- ・2次ヘリウムの冷却系に負荷調整用の冷却器を設け、この冷却器へ流入するヘリウム流量を調整し、熱利用側での負荷がHTTR原子炉出力に対応するようにした。

また、トータルシステムの過渡熱流動解析コードIIRISの開発に着手し、その第1段階として、水蒸気改質器単体の静・動特性解析コードを開発している。さらには、現行の法規制の適用性を検討し、今後検討が必要な項目を明らかにした。

今後、設計並びに研究開発について次の項目を重点的に検討を進めていく計画である。

まず、熱利用システムの設計に関して、触媒管の管外熱伝達率をより促進する等、更に工夫して製造収率を一層向上し、合理的なシステム構成、熱物質条件を検討するとともに、制御方

法を詳細に検討する。また、水蒸気改質器、隔離弁、蒸気発生器等の主要機器について、システム上要求される機能条件並びに健全性を確保できる機器形式、構造の検討を進める。安全設計／安全評価に関しては、想定される異常、事故に対し、原子炉の安全性を確保し、熱利用系を安全に停止する方法、火災、爆発の影響評価手法を重点的に検討するとともに、THYDE-HTGRコードと熱利用系解析コードを結合して全体システムの過渡挙動解析コードを完成させ、上記4.3に示した項目を検討して全体システムに適用する安全設計方針を確立する。

研究開発に関して、高温隔離弁等のインターフェイス機器を開発し、信頼性を実証するとともに、水蒸気改質プラントの原子炉接続条件での静特性、動特性等各種性能を解明し、水蒸気改質器の触媒性能の定量化、全体プラント過渡挙動解析コードの検証等を行なっていく。

謝辞

本設計を進める上で有益なご助言を頂いた高温工学試験研究炉開発部次長齊藤伸三氏並びに設計に協力頂いた関係各位に深謝いたします。

参考文献

- (1) M. Hirano and K. Hada, "Development of THYDE-HTGR: Computer Code for Transient Thermal-Hydraulics of High Temperature Gas-Cooled Reactor," JAERI-M 90-071 (April 1990).

Table 1(a) 水蒸気改質による水素製造システムの2次ヘリウム側の熱物質収支及び主要機器の構造諸元

項目	水蒸気改質器		蒸気発生器		2次ヘリウム循環機	
	入口	出口	入口	出口	入口	出口
温度 (°C)	863	713	713	535	118	120
圧力 (kg/cm ²)	40.2	39.9	39.9	39.7	38.5	41.7 昇圧(3.2kg/cm ²)
流量 (t/h)	9.07					
交換熱量 (MW)	1.96		2.33		—	
伝熱管	バイオネット型直管		ヘリカルコイル管		型式 磁気軸受型 昇圧(設計) 3.8 kg/cm ²	
型式						
外径 (mm)	101.6		25.4			
肉厚 (mm)	16.0		3.2			
本数	37		9			
有効長さ (m)	9.9		25.0			
高さ (m)	14.9		7.0			
径 (m)	1.4		1.4			

Table 1(b) 水蒸気改質による水素製造システムのプロセスガス側の熱物質収支

項目		水蒸気改質器		COシフト反応器	水素精製装置からの
		入口	出口	出口	戻りライン
ガ ス 組 成 (kg-mol/h)	H ₂ O	139.5	105.0	92.6	0.3
	CH ₄	40.2	23.0	23.0	22.6
	H ₂	24.7	102.3	114.7	24.7
	CO	0.5	12.9	0.5	0.5
	CO ₂	2.0	13.0	25.4	2.0
温度 (°C)		456	684	241	125
圧力 (kg/cm ²)		44.5	43.0	41.4	47.5
トータル流量 (t/h)		3.42		3.42	0.53

Table 2(a) 現行原子炉施設適用指針，基準類の主要な検討課題

指針、基準類	課 題
立地審査指針	熱利用を目的とすると、比較的人口密集地への原子炉の設置のための指針の確立 特に仮想事故時の集団線量について検討要
安全設計審査指針	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱利用系を原子炉冷却系と位置づけるか否かの論理構築 ・ 熱利用系に特有な爆発、火災等に対する安全対策の確立と指針化 ・ 高温ガス炉用指針の確立
耐震設計審査指針	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱利用を目的とした原子炉の需要地近接立地を実現するためには、沖積層立地のための指針の確立 ・ 熱利用系の耐震重要度分類の確立
火災防護審査指針	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱利用系での火災に対する安全対策の確立と指針化
気象指針	<ul style="list-style-type: none"> ・ 想定事故として熱利用系での火災を考えると、大気の状態は必ずしも平常時と同じではない。これを考慮した線量当量評価法の確立

Table 2(b) 化学プラント等に適用されている指針，基準類の主要な検討課題

指針、基準類	課 題
高圧ガス取締法及び消防法	高圧ガス施設、あるいは危険物貯蔵施設等と原子炉施設との保安（隔離）距離に関する指針の確立

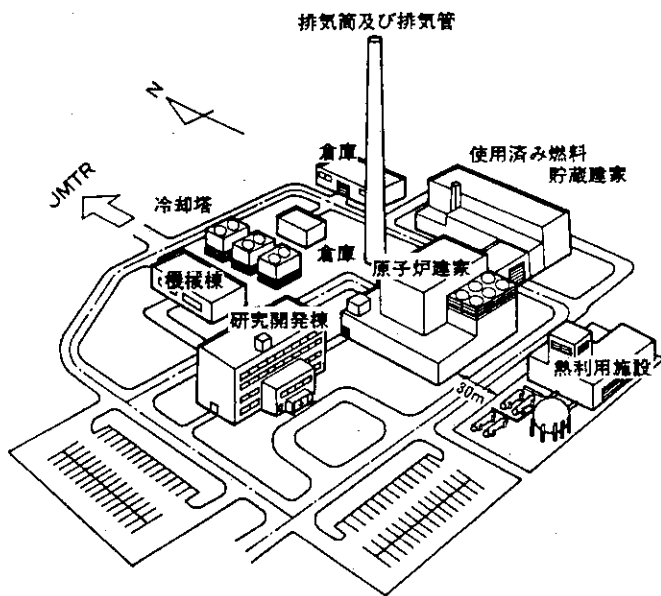


Fig. 1 熱利用施設を増設したHTTR

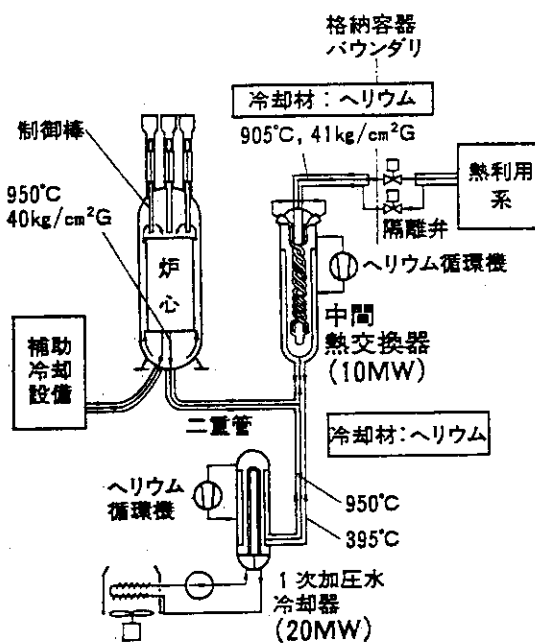


Fig. 2 熱利用システムのHTTRへの増設方法

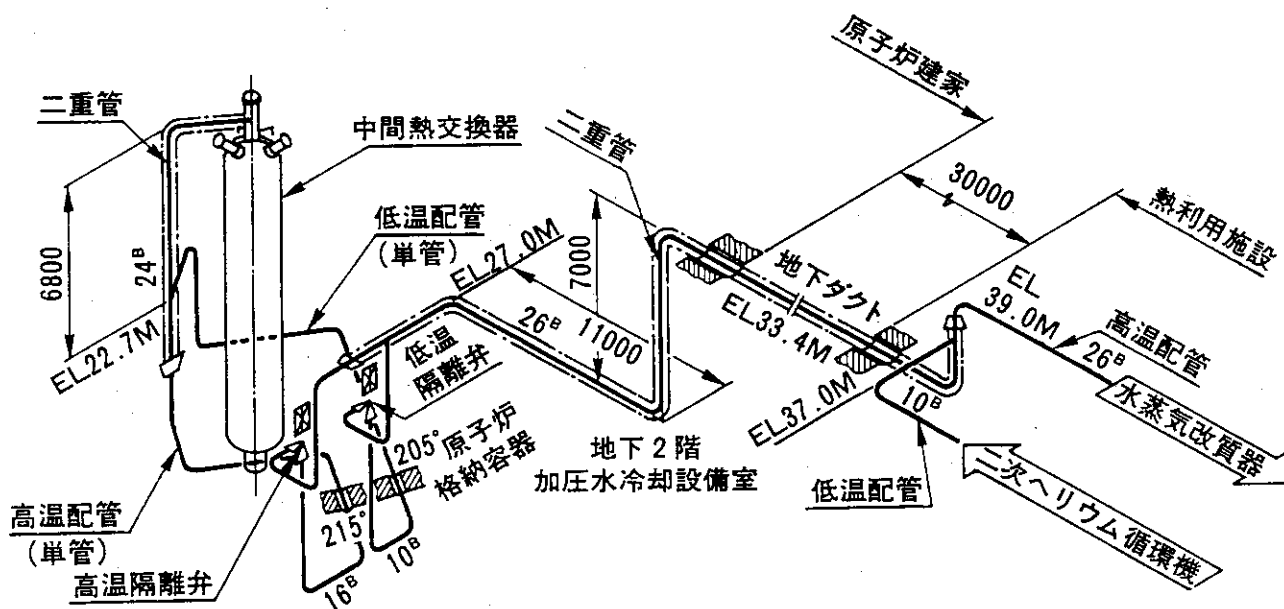


Fig. 3 2次ヘリウム配管の中間熱交換器から熱利用施設への引き廻し

水素製造収率の改善

基本方針	具体的考え方	設計上の対応
(1) プロセスガスを予熱 ↑ 改質反応: 650°C 以上	プロセスガス入口温度を炭素析出のない範囲で最高とする。	○ プロセスガス入口温度 ↓ 460°C
(2) 水蒸気改質反応の促進	① 触媒層でのガス温度を上げる i) 加熱量を増す ii) 管外熱伝達率の促進 → ヘリウム温度に近づける	○ バイオネット型触媒管 ○ 断熱材施工 ○ シングル・セグメンタルパツフル方式
	② 出口でのメタン分圧を上げる ↑ 反応速度 ∝ メタン分圧	○ メタンの過剰供給

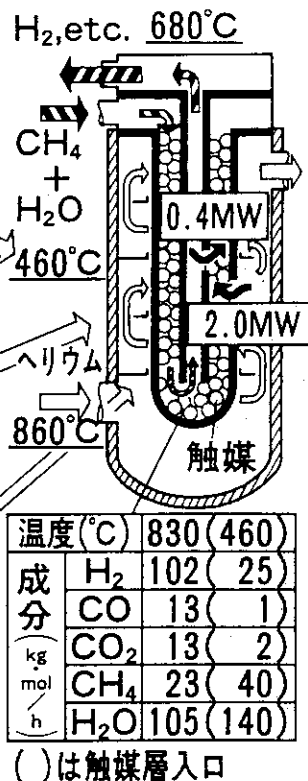


Fig. 4 水素製造収率改善の工夫

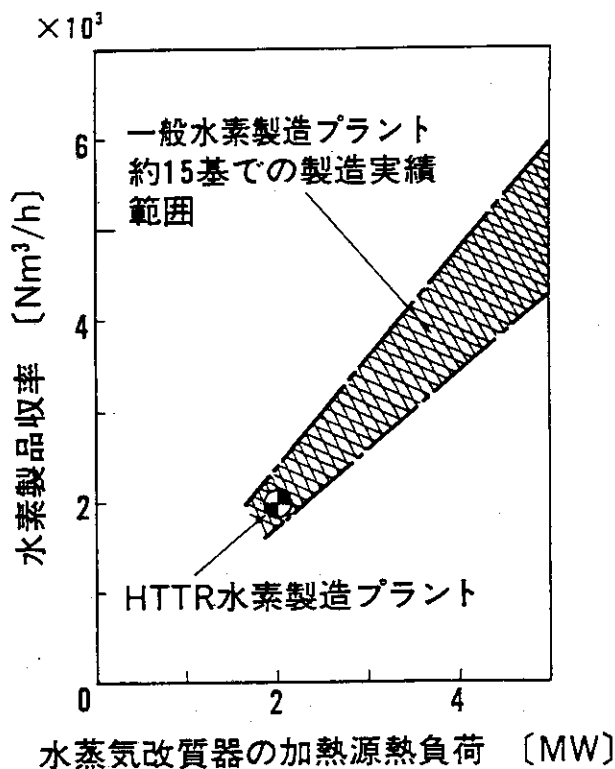


Fig. 5 水素製造収率の改善結果

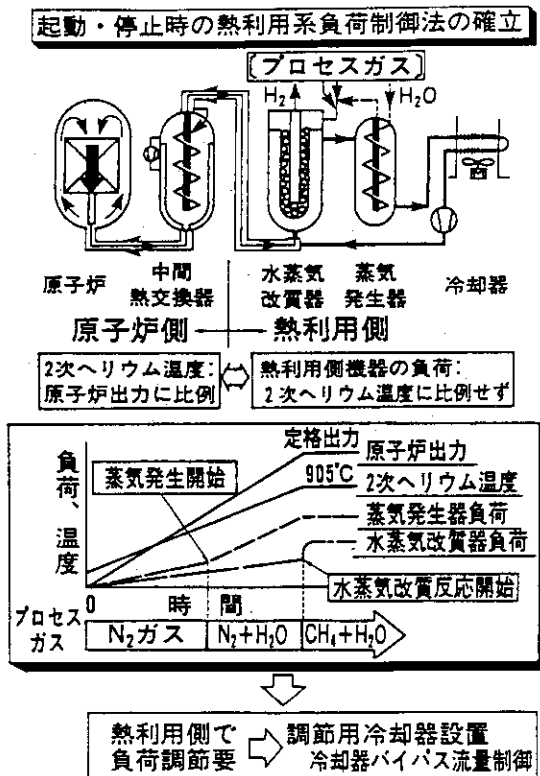


Fig. 6 起動・停止時の熱利用系負荷制御の必要性と方法

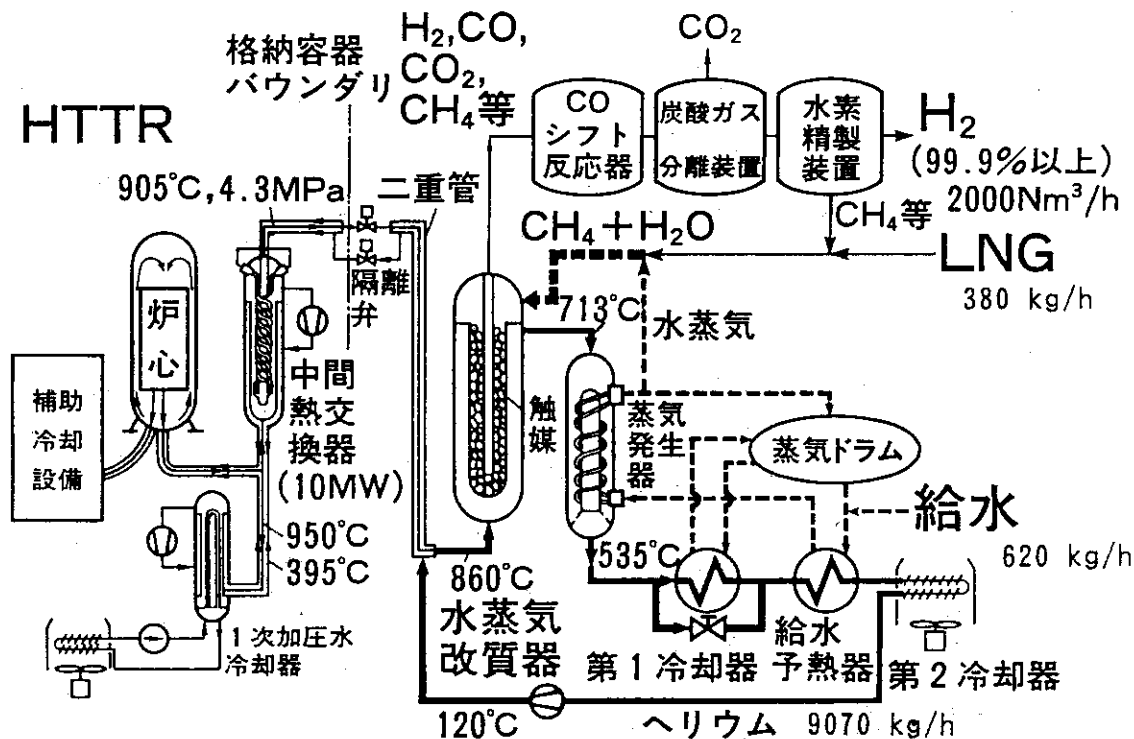


Fig. 7 水蒸気改質法による水素製造プラントのフローチャート

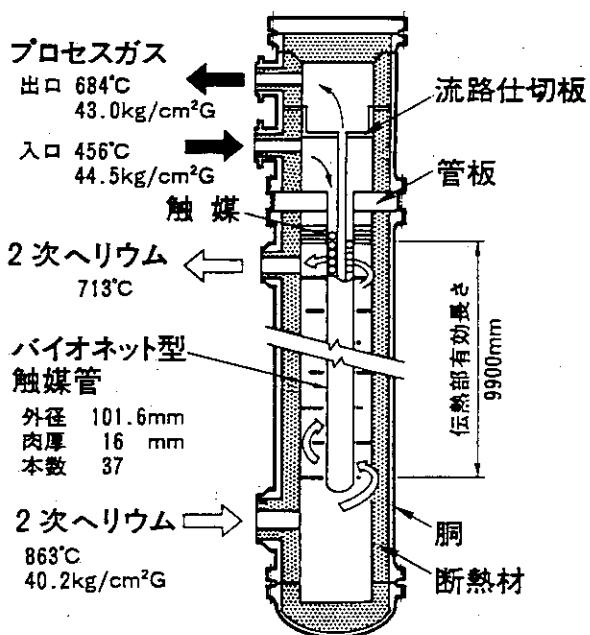


Fig. 8 水蒸気改質器の構造

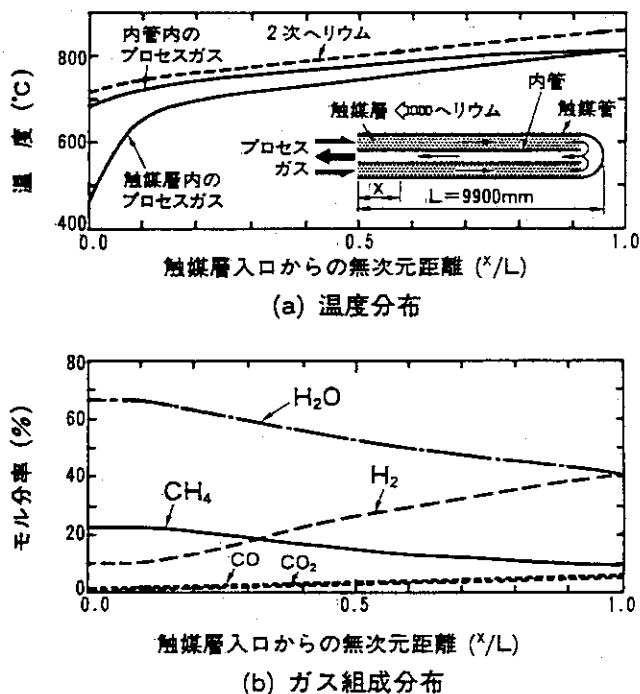


Fig. 9 水蒸気改質器触媒管における温度とガス組成の分布

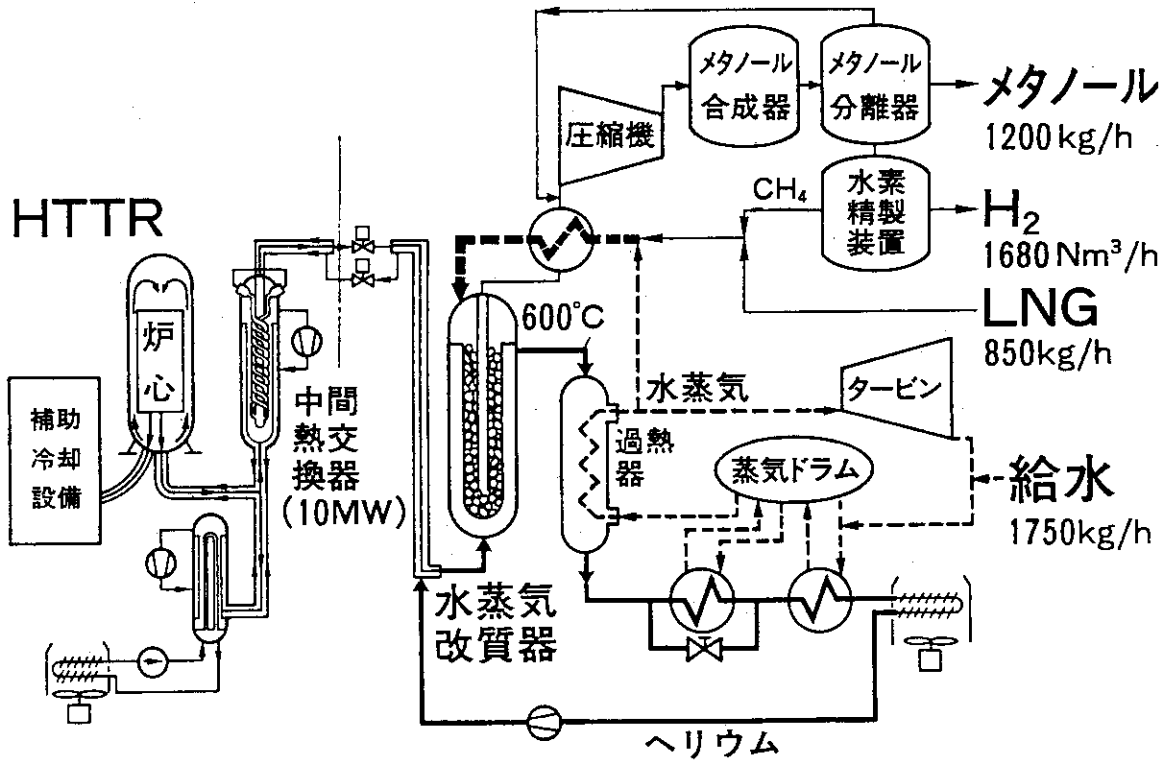


Fig. 10 水蒸気改質法による水素・メタノール同時製造プラントのフローチャート

17. ポスターセッション

17.1 高温工学試験研究炉用燃料の製造

燃料照射研究室 湊 和生

1. 製造プロセスの改良

HTTR用燃料の製造に向けてより一層の品質向上を目指して、原研と燃料メーカーとの共同研究および燃料メーカー独自の開発により、数年前から製造プロセスの一部を改良してきている。

燃料核製造プロセスにおいては、硝酸ウラニル水溶液をアンモニア水溶液中に滴下する際に滴下ノズルを振動させて液滴を造る、振動滴下法を採用した。燃料の品質を向上させる上で最も重要な被覆粒子製造プロセスにおいては、原研と燃料メーカーとの共同研究により、被覆装置内での粒子流動状態の改善により被覆工程中の粒子破損の発生率を大幅に低減できることが明らかになり、被覆装置の寸法、形状等の変更および被覆条件の適正化を行ない、粒子流動状態を改善した。燃料コンパクト製造プロセスにおいては、燃料コンパクト成型の際の粒子破損の発生率を低減することを目的に、従来は一度で行なっていたオーバーコートを二度に分けて行なう、二重オーバーコート法を開発した。

2. 燃料の品質向上

より一層の品質向上を目指して進めて来た製造プロセスの改良が、最近の照射実験用燃料の製造において、成果を現わして来ている。

OGL-1照射用燃料コンパクトの製造時のSiC層破損率は、従来からHTTR設計値を下回っていたが、被覆装置内での粒子流動状態の改善を始めとする製造プロセスの改良に着手して以降、製造時のSiC層破損率は従来のもものと比較して一桁以上低くなった。製造プロセスの改良に着手前および着手後にそれぞれ製造された、OGL-1第12次および第13次燃料体からの照射中のFPガス放出率の比較からも、製造プロセスの改良により燃料の品質が向上したことがわかる。これらの燃料体の照射条件はほぼ同じであるが、FPガス放出率は第13次燃料体の方が一桁以上低く、被覆層を貫通する破損が少ないことを示している。

燃料核製造における振動滴下法の採用により、燃料核の真球度が向上した。これにより、被覆粒子の真球度も向上し機械的に強い被覆粒子ができると期待される。

高温工学試験研究炉用燃料の製造

1. 製造プロセスの改良

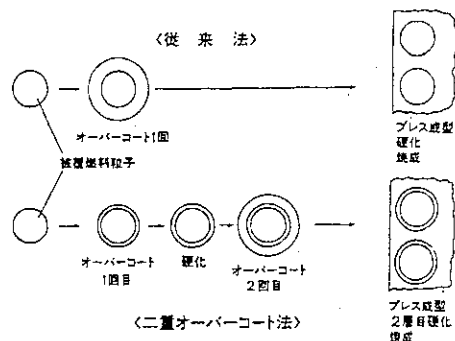
燃料核製造	振動滴下法の採用	→ 真球度の向上
被覆粒子製造	粒子流動状態の改善	→ 破損率の低減
燃料コンパクト製造	二重オーバーコート法の採用	→ 破損率の低減



振動滴下法

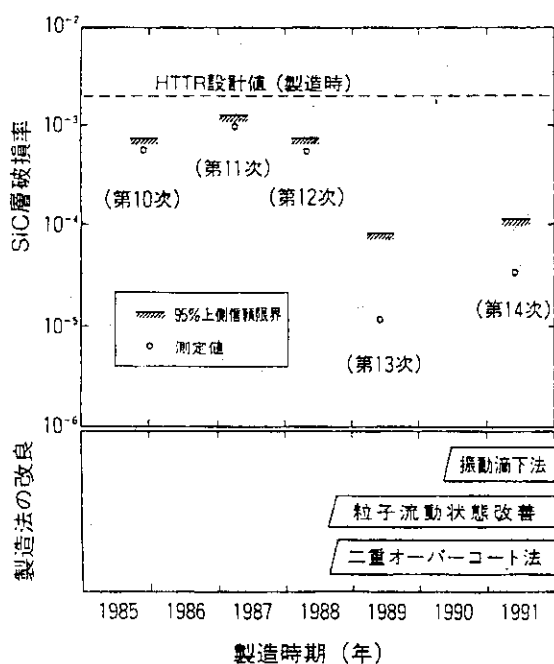


粒子流動状態

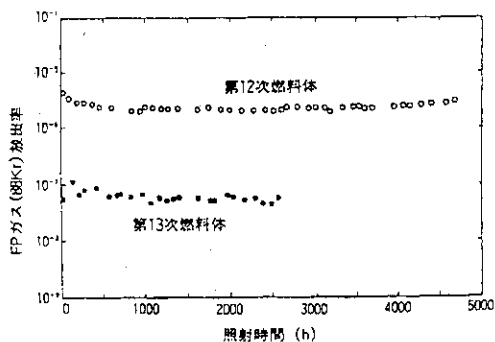
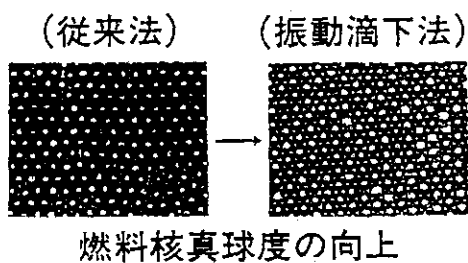


二重オーバーコート法

2. 燃料の品質向上



OGL-1照射用燃料のSiC層破損率



OGL-1燃料体からのFPガス放出率

17.2 高温工学試験研究炉用燃料の研究開発

燃料照射研究室 湊 和生

1. 燃料体の構造

燃料の基本単位は、二酸化ウランの燃料核を熱分解炭素および炭化けい素により四重に被覆した被覆燃料粒子であり、これらを黒鉛マトリックスに分散させ円筒形状に成型したものが燃料コンパクトである。HTTR用燃料体はブロック型であり、黒鉛スリーブに燃料コンパクトを封入した燃料棒およびこれを保持する六角柱の黒鉛ブロックで構成される。冷却材のヘリウムガスは、燃料棒と黒鉛ブロックの間を流れる構造である。

2. 燃料製造実績

現在までに、OGL-1照射用、VHTRC用等の燃料コンパクトを合計約15,000個製造している。燃料メーカーの製造設備も実験室規模(10kgU/y)、パイロットプラント(40kgU/y)、量産規模(200kgU/y)と拡充されてきており、HTTR用燃料コンパクト約70,000個は、約3年間で製造される予定である。

3. 通常運転時の燃料挙動

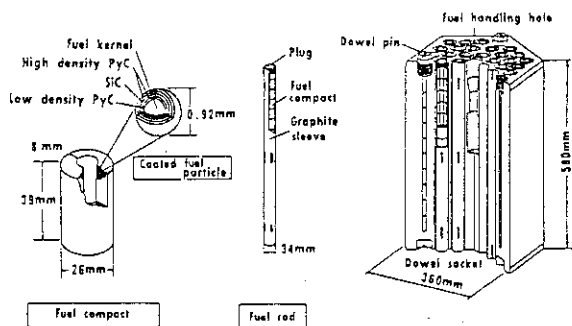
通常運転時の被覆燃料粒子の破損機構として、燃料核移動(アマーバ効果)および核分裂生成物のパラジウムによるSiC層腐食が考えられる。これらの現象については、照射実験により詳細に調べるとともに、炉外実験の結果をも参考にしながら、機構の解明を進めて来た。燃料核移動については、燃料核移動速度を温度および温度勾配の関数として整理した。パラジウムによるSiC層腐食については、SiC層の腐食距離を燃料核から放出されたパラジウム量の関数としてまとめた。

4. 異常高温時の燃料挙動

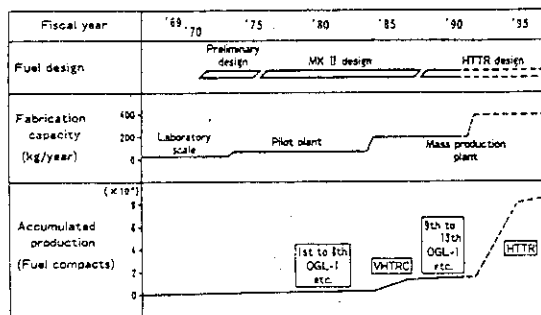
異常高温時の被覆燃料粒子の破損挙動および核分裂生成物放出挙動については、照射済被覆燃料粒子を高温に加熱することにより調べるとともに、そのモデル化を行なっている。昇温試験による被覆燃料粒子の破損は1900℃以上で生じており、破損挙動について、粒子の内圧、被覆層の強度等を考慮に入れたモデルを構築した。代表的な核分裂生成物である ^{137}Cs の放出挙動については、2100℃以下では数百時間加熱しても放出割合は1%程度またはそれ以下の低い値である。

高温工学試験研究炉用燃料の研究開発

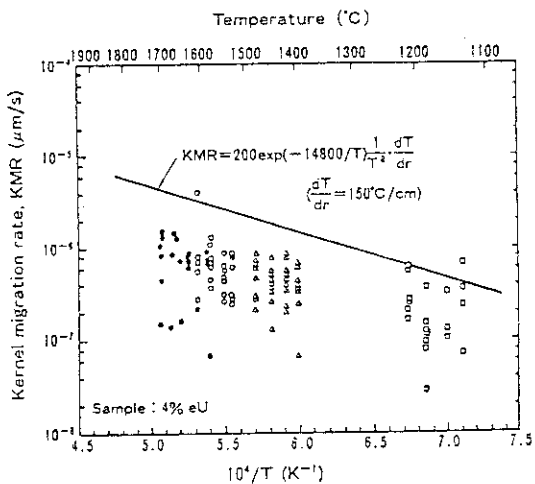
1. 燃料体の構造



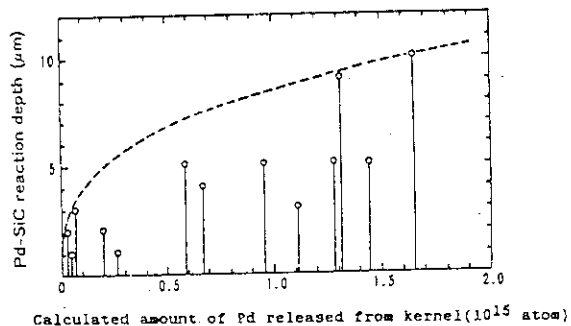
2. 燃料製造実績



3. 通常運転時の燃料挙動

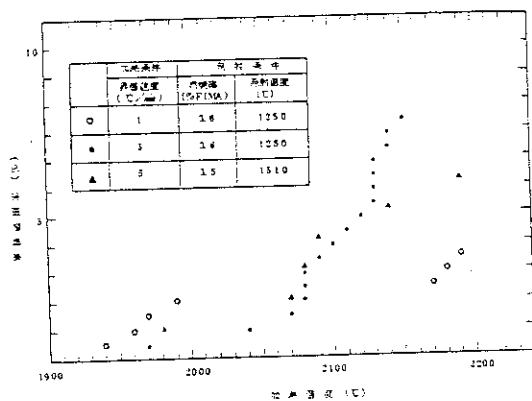


燃料核移動 (アレーバ効果)

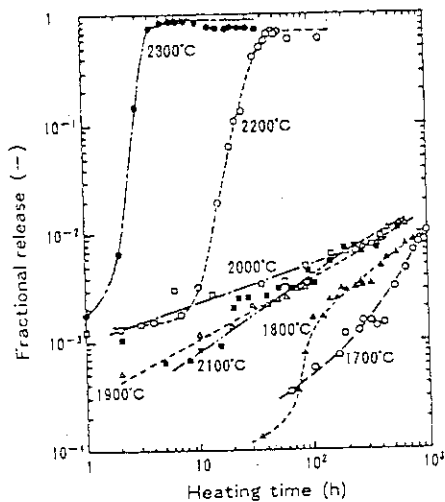


パラジウムによるSiC層腐食

4. 異常高温時の燃料挙動



被覆燃料粒子の破損



^{137}Cs 放出挙動

17.3 耐圧低合金材料に関する研究

高温材料強度研究室

1. 試験研究の流れ

2+Cr-1Mo鋼は原子炉圧力容器としての適用は初めてとなるため、原子炉特有の使用環境、条件を考慮し、本鋼の初期破壊靱性及び各種経時劣化特性の評価を実施してきた。これらの結果は、構造健全性の評価、設計基準の策定に反映された。

2. 試験結果

(1) 初期破壊靱性

HTTR仕様の2+Cr-1Mo鋼に対して、ASMEあるいはMITI501号に記載されている参照破壊靱性値 (K_{IR}) 曲線を適用できることを実証するために、落重試験で参照破壊靱性値 (RT_{NDT}) を決定し、各種破壊靱性試験 (静的破壊靱性値 (K_{Ic})、動的破壊靱性値 (K_{Ia})、き裂伝播停止破壊靱性値 (K_{Ia})) を実施した。中段左図に示されるこれら得られた破壊靱性値はすべて軽水炉圧力容器鋼に対して設定されている参照値 (K_{IR}) を上回っていることから、2+Cr-1Mo鋼の圧力容器健全性評価をASME参照線に基づいて評価する正当性が示されたことになる。

(2) 中性子照射による経時劣化

通常、シャルピー衝撃試験によって得られる吸収エネルギー遷移曲線は、中性子照射を受けることにより高温側に移行する。中段右図に示されるように2+Cr-1Mo鋼の母材、熱影響部、溶接金属は、設計値より一桁以上高い中性子照射量 $\sim 4 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ を受けても、シャルピー延性-ぜい性遷移温度の上昇量は安全側に見積もっても約20℃であり、中性子照射に対して極めて高い抵抗性があることが判った。また、中性子照射に基づくシャルピー衝撃特性の変化としては延性破壊抵抗に対応する上部棚エネルギーの低下が挙げられ、これは約20%を見込めば十分であることが判った。

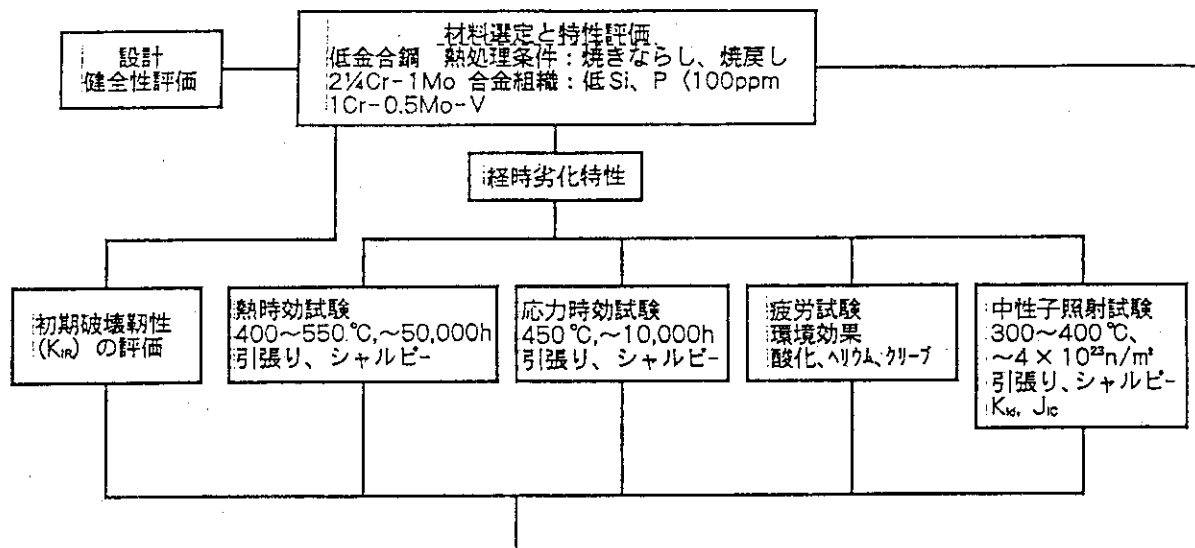
(3) (4) 熱時効による経時劣化

HTTR圧力容器鋼の使用温度が約400℃であることから、供用期間中には粒界への不純物偏析 (主にP) に起因するぜい化、つまり焼き戻しぜい化が生じる。そこで400℃から550℃の温度範囲で最長5万時間におよぶ熱時効試験を実施し、供用期間中におけるシャルピー延性-ぜい性遷移温度上昇量の予測評価のための実験室規模のデータの蓄積をはかった。下段左図に示すように、低温側の時効が長時間側でより厳しいぜい化を与えるが、本実験に供した2+Cr-1Mo鋼は昭和52年に製造した比較的古いものでPが100ppm程度含まれているが、これを50ppm程度に低減すれば焼き戻しぜい化はほとんど生じなくなることを確認しており、この50ppmのPのレベルは現在技術的に十分対処可能である。

また上述の焼き戻しぜい化は応力の付加下において助長されることが知られている。そこで応力を付加して熱時効試験をおこなういわゆる応力時効試験を450℃で約10,000時間まで実施し、シャルピー延性-ぜい性遷移温度の変化からじん性の変化を調べた。下段右図に示す結果から、応力付加の結果としては、RとWの結果からわかるように、応力軸に対して垂直な粒界の強度を顕著に低下させることが明らかにされた。また、ここに示していないが応力時効材に脱ぜい化処理を施せば熱時効材と同様にぜい化が回復することから、熱時効材の場合と同様の機構でぜい化が生じていることがわかる。従って、不純物の低減化をはかることでぜい化を防止でき、熱時効ぜい化と同様に応力時効によるぜい化は技術的に十分対応可能である。

耐圧低合金材料に関する研究

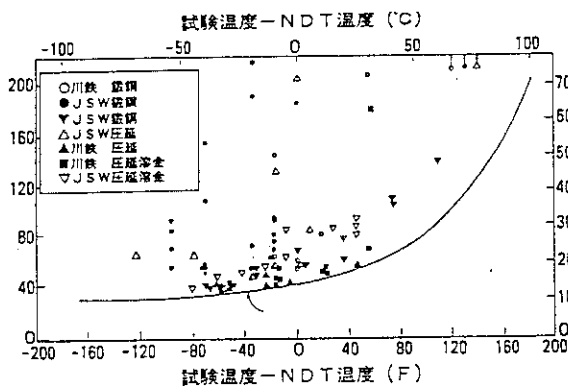
1. 試験研究の流れ



2. 試験結果

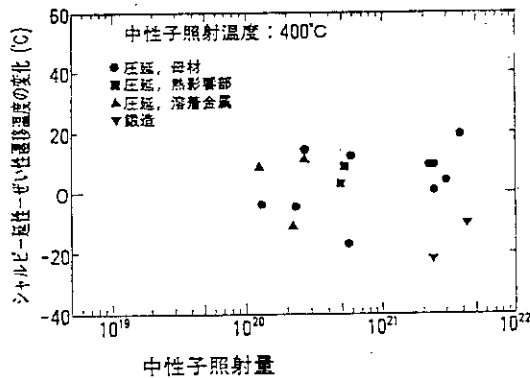
(1) 初期破壊靱性

(軽水炉圧力容器鋼用の 曲線が適用可能である。)



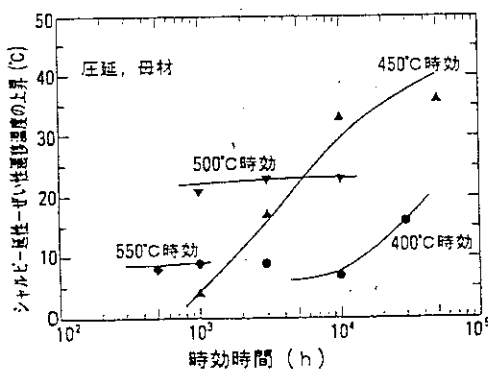
(2) シャルピー延性-ぜい性遷移温度変化に及ぼす中性子照射量の影響

(設計で設定している寿命末期の照射量をうけても遷移温度はほとんど上昇しない。)



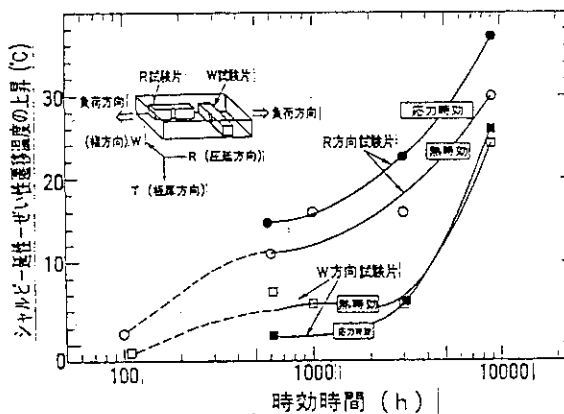
(3) シャルピー延性-ぜい性遷移温度変化に及ぼす熱時効の影響

(これらの一連のデータにより寿命末期における熱時効による遷移温度上昇量の予測が可能となった。)



(4) 応力付加による熱時効ぜい化の促進

(応力時効に関しては熱時効によるぜい化分に約20%の余裕を含ませる必要がある。)



17.4 耐熱合金材料に関する研究

燃料・材料工学部 材料応用工学研究室

研究対象としている耐熱合金材料は、表(上段)に示すように、高温部構造用の短期実用化目標材料(第1世代合金)と長期実用化目標材料(第2世代合金)及び制御棒構造用材料に大別できる。

1. 高温部構造用の短期実用化目標材料 - ハステロイXR

高温部構造用の短期実用化目標材料(第1世代合金)として開発した高温工学試験研究炉用合金ハステロイXRについては、クリープ、疲労、腐食等に関する総合確性試験と品質改良並びに溶加材開発を進めてきた。

原子炉1次冷却材を模擬した不純ヘリウムガス(いわゆる原研B型ヘリウムガス:20 Pa H₂, 10Pa CO, 0.1Pa H₂O, 0.2Pa CO₂, 0.5Pa CH₄)中の長時間クリープ試験では、40000時間を超えて試験を継続中のものを含めて、延べ約4.5x10⁵時間に及ぶデータを得ている。

また、従来ハステロイXRの溶接部に関しては、母材よりも引張延性、クリープ破断強度、クリープ破断延性、疲労特性などが劣っていたが、溶加材の製造工程の適正化と化学組成の調整によって、ハステロイXR溶接部に要求される諸性能を満足する溶加材開発の見通しを得た。そこで、この新たに開発した溶加材を工業規模(高温工学試験研究炉を建設する際に用いるのと同じ500kg)で溶製し、その溶加材を用いて溶接施工を行った溶接部の諸特性を調べた。その結果、クリープ特性及び疲労特性は従来の溶加材を用いた溶接部よりもはるかに優れていることが確認できた(中段の図)。

2. 高温部構造用の長期実用化目標材料 - Ni-Cr-W系超耐熱合金

原子炉出口冷却材温度1000℃を目指す高温部構造用の長期実用化目標材料(第2世代合金)であるNi-Cr-W系超耐熱合金については、既に最適化学組成範囲を提案し、その提案合金の工業規模溶製材(2ton)の特性評価試験に着手した。この新たに開発したNi-Cr-W系合金は図(下段左)に示すように、均衡良く諸特性が優れていることが期待できる。さらに、この合金の実用化を目指して、その工業規模溶製材を出発材料とした製管にも取り組んでいる。このほか、溶接用溶加材の開発にも取り組む予定である。

3. 制御棒構造用材料 - アロイ800H

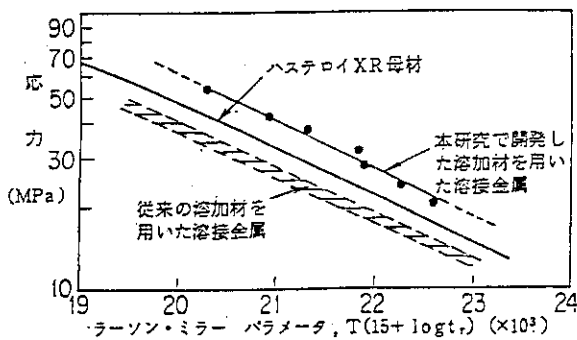
高温工学試験研究炉の制御棒構造用材料アロイ800Hについては、中性子照射後の引張特性及びクリープ特性を調べてきた。また、照射前試験の一環として、非照射材のクリープ破断データの取得も進めた。図(下段右)に示すように、中性子照射を行った材料のクリープ破断寿命は、非照射材の10~30%程度である。また、非照射材のデータから分かるように、3種類の試験雰囲気の間にはクリープ破断強度の差は認められない。

耐熱合金材料に関する研究

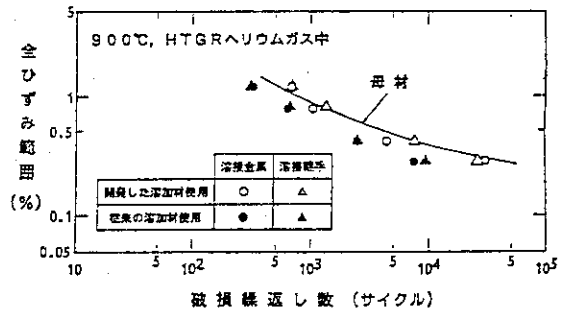
対象材料	現状
高温部構造用材料 (伝熱管等) <ul style="list-style-type: none"> 短期実用化目標材料 (高温工学試験研究炉用) 長期実用化目標材料 (原子炉出口冷却材温度1000°C用) 	ハステロイXR Ni-Cr-W系超耐熱合金
制御棒構造用材料 (被覆管, 連結棒)	アロイ800H

1. ハステロイXR

溶接部のクリープ強度
 (新たに開発した溶加材を用いると母材を上回るクリープ強度が得られる)

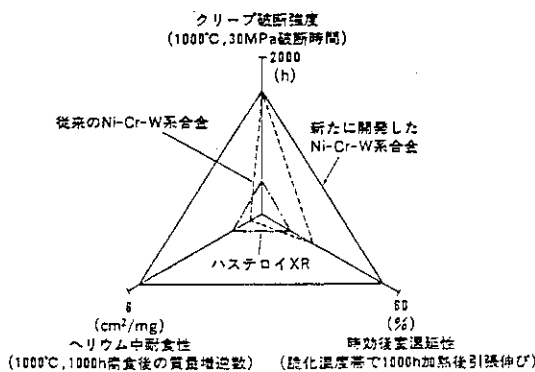


溶接部の疲労強度
 (新たに開発した溶加材を用いると母材と同等の疲労強度が得られる)



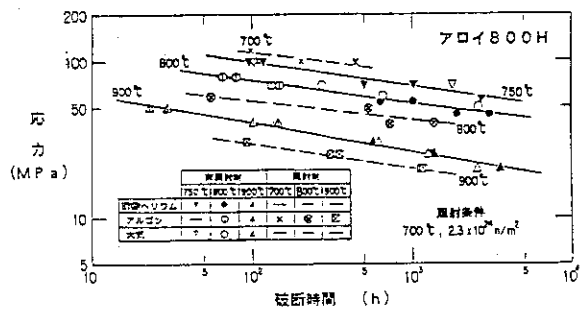
2. Ni-Cr-W系超耐熱合金

既存の耐熱合金との性能比較
 (新たに開発したNi-Cr-W系合金は均衡良く諸特性が優れている)



3. アロイ800H

照射材及び非照射材のクリープ強度
 (照射材のクリープ破断寿命は非照射材の10~30%程度である)



17.5 高温ガス炉用高性能材料の開発と評価

高温工学部 高温材料強度研究室

高温ガス炉用高性能材料の開発は、表（上段）に示すように、材料の試作・開発、材料の特性評価および材料の検査技術の確立に大別される。

1. 高性能材料の試作・開発

黒鉛材料は高温強度や低放射化等の優れた特性を持つ材料であるが、高温ガス炉用高性能材料としては、（１）耐酸化性、（２）高密度・高熱伝導性、（３）高強度・高撓性が必要とされる。（１）および（２）については、B₄C添加黒鉛材料の試作を進めている。また、（３）については、C/Cコンポジット製制御棒の試作を行った。（パネル中〔1〕図）

2. 高性能材料の特性評価

一般に黒鉛材料の機械的強度は組成や製造方法によって異なるものである。また、構造材としての黒鉛材料は、地震時には衝撃的荷重を受けるが、その際の変形や破壊特性は十分に明らかにされているとはいえない。また、複雑な応力モードにおける強度特性についてもその破壊条件の把握は設計上の重要な問題である。

衝撃強度試験においては微粒等方性黒鉛IG-110及び準等方性黒鉛PGX黒鉛について単軸圧縮試験及び単軸引張り試験を実施し、衝撃破壊靱性試験を進めている。

多軸強度試験においてはIG-110黒鉛およびPGX黒鉛の引張り-引張り二軸応力下における破壊条件は最大主応力破壊理論に近い破壊形態で生じることが明らかとなった。（パネル中〔2〕図）

IG-110黒鉛の高温照射クリープ特性は、照射温度が400℃～1000℃の範囲で照射クリープ試験を実施し、他の黒鉛材料と同等の特性を示すことが明らかとなった。また、現在は1150℃における照射クリープ試験を進めている。（パネル中〔3〕図）

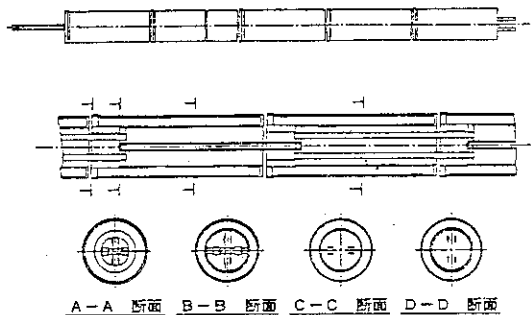
3. 高性能材料の検査技術

黒鉛構造物は材料は気孔やクラックなどの微小欠陥が強度に大きく影響する。高性能黒鉛材料の検査技術として、超音波および渦流探傷技術の高性能黒鉛への適用に着手した。渦流探傷法によって黒鉛構造物表面上の欠陥を高精度で検出するためには、渦流探傷用プローブと構造物との空間距離（リフトオフ）を0.4mm以下に保つ必要があることが明らかとなった。（パネル中〔4〕図）

高温ガス炉用高性能材料の開発の評価

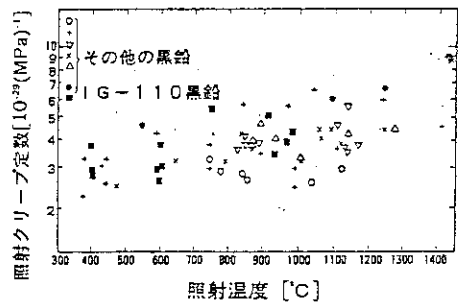
開発目標	現状
<ul style="list-style-type: none"> 高性能材料の試作・開発 <ul style="list-style-type: none"> 耐酸化性黒鉛材料 高密度・高熱伝導性黒鉛材料 高強度・高撓性炭素繊維強化型黒鉛 	<ul style="list-style-type: none"> B₄C添加黒鉛材料の試作 高密度・高熱伝導性 B₄C添加黒鉛材料の試作 C/Cコンポジット製せい製制御棒の試作
<ul style="list-style-type: none"> 高性能材料の特性評価 <ul style="list-style-type: none"> 衝撃強度試験 多軸強度試験 照射試験 	<ul style="list-style-type: none"> 各種高性能材料の衝撃強度データの蓄積 多軸強度データの蓄積 照射データの蓄積
<ul style="list-style-type: none"> 高性能材料の検査技術 <ul style="list-style-type: none"> 非破壊検査技術 	高性能材料のための非破壊検査技術の確立 (超音波・渦流探傷技術等)

[1] C/Cコンポジット製制御棒の試作



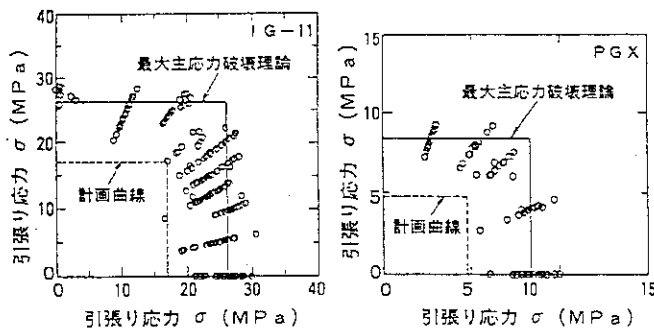
C/Cコンポジットで試作したHTTR用制御棒は、軽量、高温強度に優れ、低放射化等の優れた特性を有する。

[3] 高性能黒鉛の照射クリープ特性



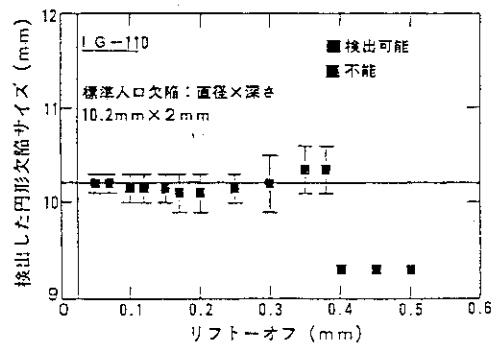
高強度微粒等方性黒鉛 IG-110 の高温照射クリープ特性は他の黒鉛材料のものとはほぼ同等の特性を示す。

[2] 高性能黒鉛の多軸応力下の強度特性



高強度黒鉛 IG-110 と PGX の引張り一引張り二軸応力状態下での破壊条件は、図中実線で示した最大主応力破壊理論に近い破壊形態で生じる。

[4] 高性能黒鉛への渦流探傷技術の適用



黒鉛構造物表面上の欠陥を高精度で検出するためには、渦流探傷用プローブと構造物との空間距離(リフトオフ)を 0.4 mm 以下に保つ必要がある。

17.6 高温構造物の寿命評価手法の研究

高温構造工学研究室

1. 多軸クリープ変形挙動

高温工学試験研究炉の中間熱交換器のセンターパイプのレデューサーのような箇所では軸方向と円周方向に熱応力が生じる。即ち多軸（この場合二軸）応力状態となる。高温構造設計方針の材料強度技術基準においては、単軸のクリープ破断強度から許容応力値を定めている。また、クリープ構成式も単軸のクリープ変形特性に基づき作成されている。従って、多軸の場合、クリープ破断及び変形特性が単軸とどのように異なるかを調べておく必要があり、これはそのための基礎試験である。

大気中で11本の試験を行った。その応力状態を軸力 σ と剪断力 τ の座標系で図に示した。試験結果の図より、偏差応力テンソルの方向とクリープひずみテンソルの方向が一致する（Misesのクリープ構成式の妥当性を示す）こと、定荷重下では応力状態の違いによりクリープ変形に差が認められるが、 $\theta = 90^\circ$ の単軸引張の破断時間の値が最も短く、従ってこれに基づく許容応力値は安全側となることを示している。また写真は引張（ $\theta = 60^\circ$ ）、捩り（ $\theta = 10^\circ$ ）及び圧縮（ $\theta = -60^\circ$ ）の応力状態で破断時のボイドの状態が異なることを示している。

2. クリープ損傷

クリープ損傷の評価は現状では時間に基づき行われている、これを線形時間損傷則と云うが、ひずみに基づく評価法（線形延性消耗則）も考えられる。応力を増減しながら 900°C でクリープ試験を行い、その破断時間を両者の方法で評価したのが図であり、線形延性消耗則の方が試験結果を良く表わすことが分る。

3. クリープ疲労損傷

ハステロイXRのクリープ疲労試験を、 850°C 、真空及び大気中で行い、試験結果を線形損傷則（上段）の他、各種の方法で整理し、寿命推定精度の比較検討を実施した。

クリープ破断時間の値として荷重一定に対する値と応力一定に対する値を用いて比較した所、後者の方が寿命推定精度は良くなったが、全体のばらつき自体は変らなかった。また、この図から、①疲労損傷よりもクリープ損傷の評価に問題があること、②環境効果が大きいこと、③同じ波形に対してはばらつきは小さいこと、④圧縮クリープ損傷の評価に問題があること、などが読取れる。

各種の方法の比較では、Mansonの方法が最も良く、次がMajumdarの方法、続いて延性消耗則、最も劣るのが線形時間損傷則であった。Mansonの方法は設計への適用が難しいので、Majumdarの方法と延性消耗則とが今後の可能性が大きいと考えられる。

高温構造物の寿命評価手法の研究

多軸クリープ変形挙動

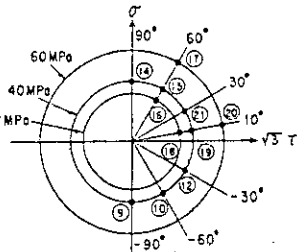


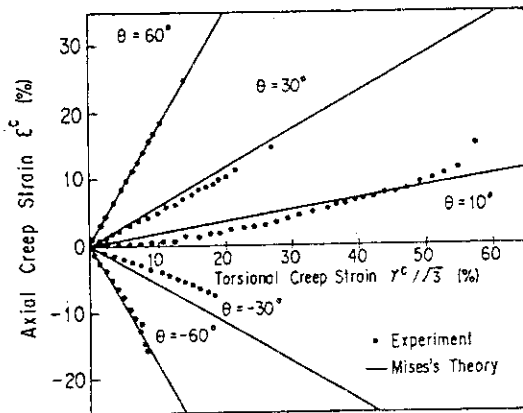
Figure in circle : Specimen No.



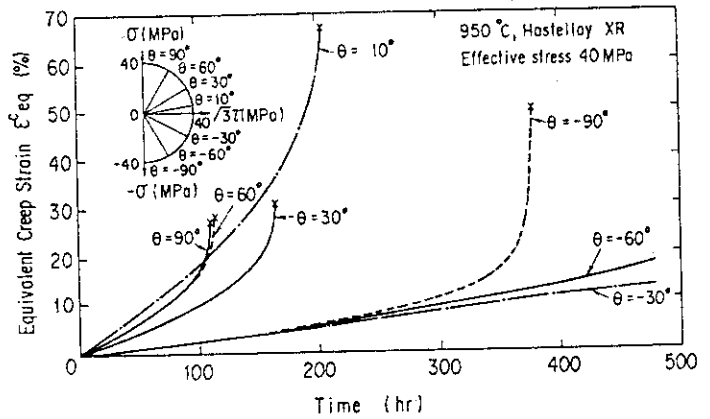
$\theta = 60^\circ$

$\theta = 10^\circ$

$\theta = -60^\circ$

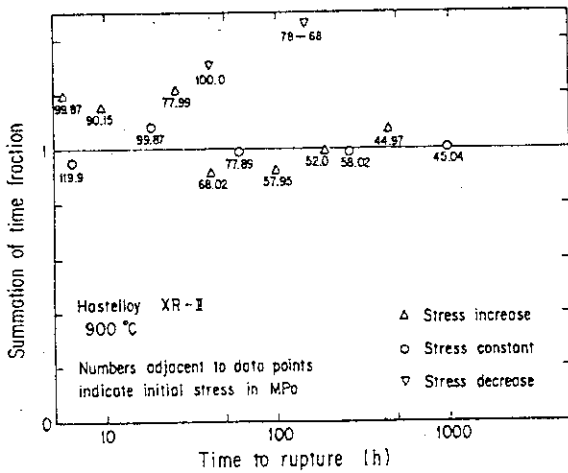


偏差応力テンソルの方向とクリープひずみテンソルの方向は一致する。

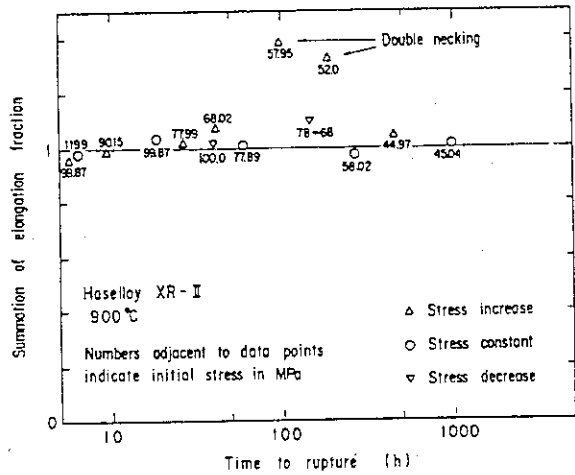


定荷重下では、応力状態の違いによりクリープ変形に差が見られる。

クリープ損傷



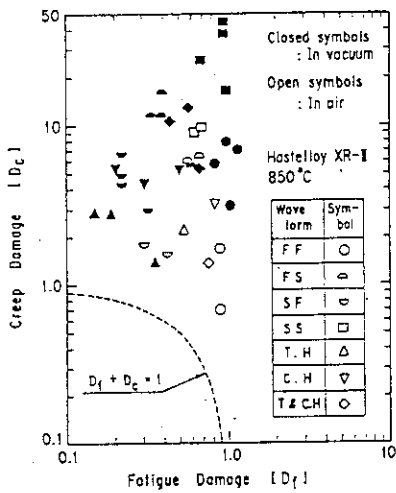
クリープ損傷評価 (線形時間損傷則)



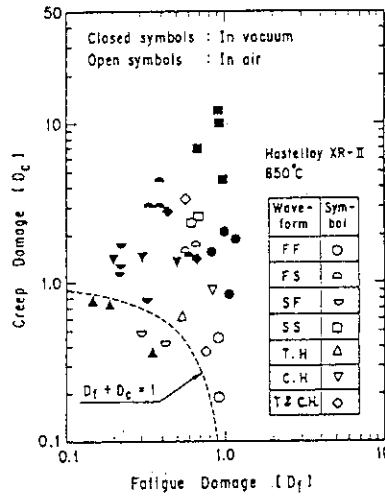
クリープ損傷評価 (線形延性消耗則)

線形時間損傷則よりも線形延性消耗則の方が良くあてはまる。

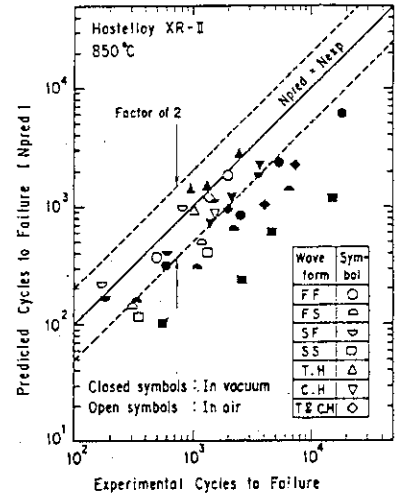
クリープ疲労損傷



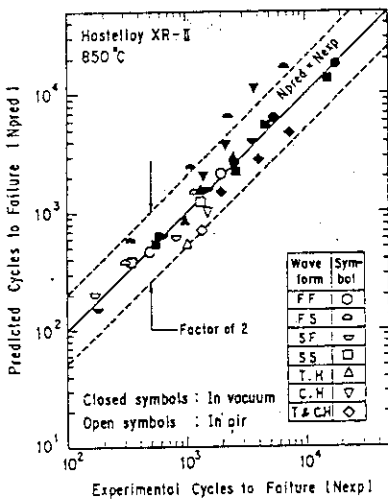
線形時間損傷則による
寿命推定 (荷重一定)



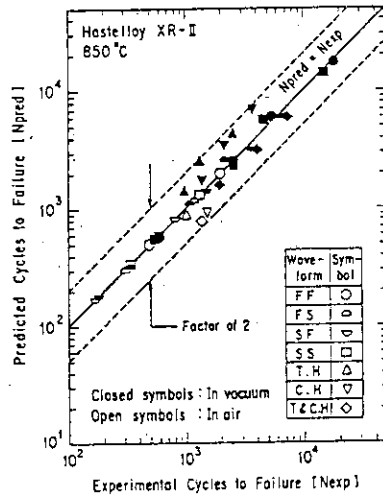
線形時間損傷則による
寿命推定 (応力一定)



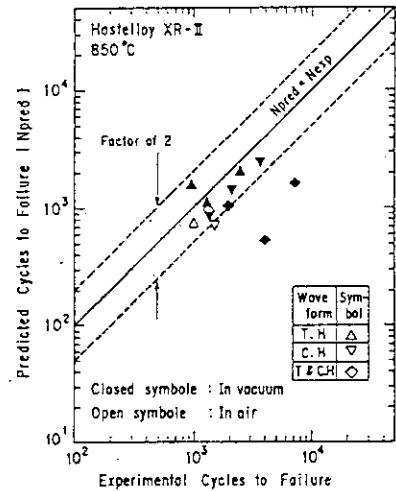
線形時間損傷則による
寿命推定 (応力一定)



S. Majumdar の方法
による寿命推定



S. S. Manson の方法
による寿命推定



延性消耗則による
寿命推定

荷重一定のクリープ破断データの代わりに応力一定のクリープ破断データを用いると
クリープ損傷の推定精度が良くなる。しかし、波形間のばらつきは変わらない。

線形時間損傷則による寿命推定は設計に適用し易いが推定精度は他の方法に比べ劣る。
S. S. Manson の方法は推定精度は良いが設計への適用は難しい。S. Majumdar の方法及び
延性時間損傷則による寿命推定法は今後の可能性が大きい。

17.7 炉物理の研究

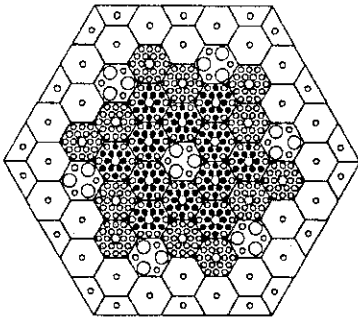
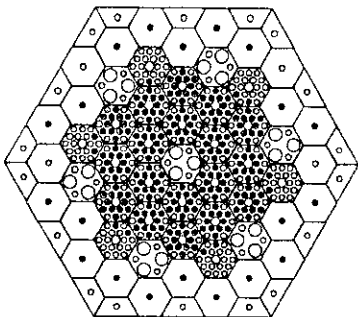
1. 高温ガス炉臨界実験装置 (VHTRC) による実験

- 目的：高温工学試験研究炉 (HTTR) の核的安全性の実証
 実験項目：(1) 臨界質量 (2) 出力分布 (3) 制御棒及び可燃性毒物棒の反応度係数
 (4) 反応度温度係数 (集合体全体 200°C, 単一燃料棒 800°C の昇温実験)
 (5) 格子定数

2. VHTRCの主要目

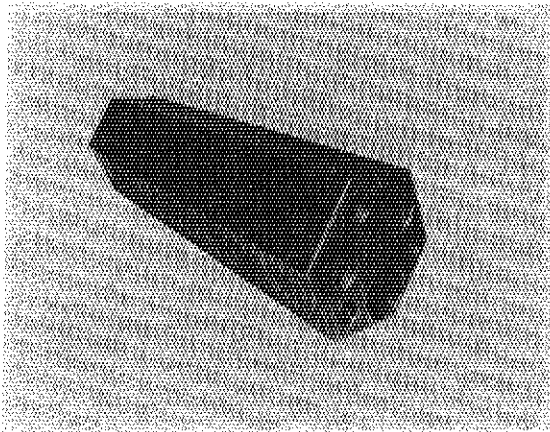
構造/寸法：黒鉛ブロックを横置六角柱状に積層した水平方向2分割型/半径2.4m, 軸長2.4m
 燃料体：低濃縮ウラン被覆粒子燃料を用いたピン・イン・ブロック型 (UO₂濃縮度2%, 4%, 6%)
 炉心温度：室温~200°C
 熱出力：10W

3. VHTRC-1炉心における実験と解析

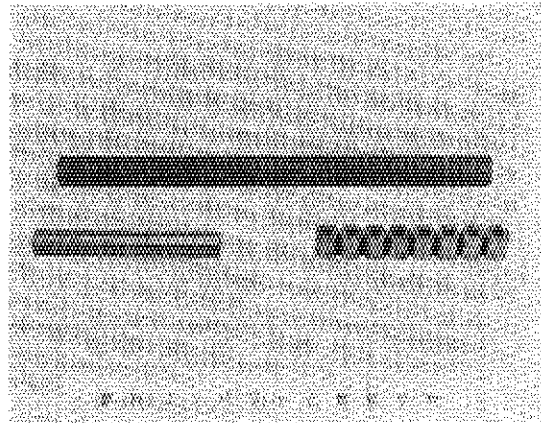
項目		炉心温度	室 温	200°C
燃料棒装荷パターン				
			● 4%濃縮燃料棒 ● 2%濃縮燃料棒 ⊗ ヒータ	
²³⁵ U臨界質量の測定値			4.66 kg	6.36 kg
* (計算値 / 実験値 - 1) × 100	臨界質量		-3%	-1%
	実効増倍係数 (k _{eff})		+0.5%Δk	+0.1%Δk
	中性子束分布		≤±3%	≤±3%
	制御棒反応度係数		≤±5%	——
	可燃性毒物棒反応度係数		≤±5%	——
	反応度温度係数		+1% (25-200°C)	

*計算コードSRAC、核データ ENDF/B-IV

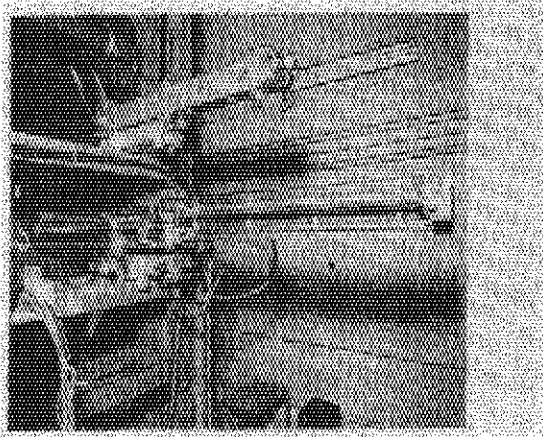
高温ガス炉臨界実験装置 (VHTRC)



制御棒模擬体用黒鉛ブロック



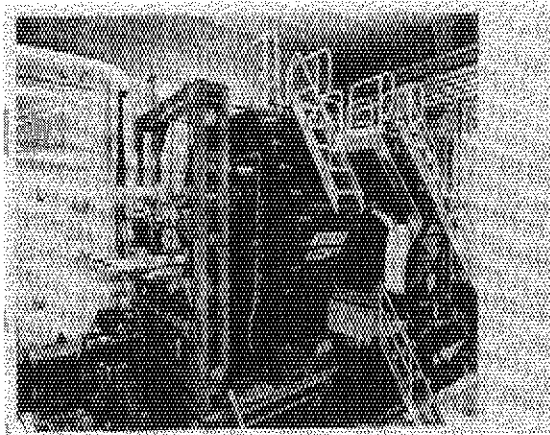
燃料コンパクトと燃料サヤ



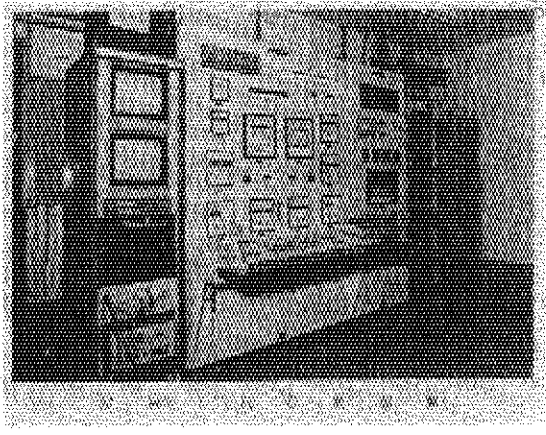
制御・安全棒駆動機構



制御棒模擬体と可燃性毒物棒



昇温実験用外套据付時の本体



VHTRC制御盤

17.8 原子炉計装の開発研究

1. H T T R核計装用中性子検出器の開発

H T T R核計装用高温中性子検出器の開発研究を進め、これまでに、起動／中間出力領域系用中性子検出器として、長期作動600℃、最高作動温度800℃で、約10桁の測定範囲を有する広領域作動型の高温核分裂計数管電離箱を開発した。また、出力領域／安全保護系用中性子検出器として、P W R等で使用されている高感度中性子検出器の約10倍の感度を有する高感度中性子電離箱を開発した。

以下に開発した核計装用中性子検出器の性能、及び、これまでに行った信頼性実証試験結果の一覧表を示す。

検出器名	用途	試験項目	試験条件等	試験施設
高温用核分裂計数管電離箱	起動～中間出力領域用	加速照射寿命試験	600℃, 熱中性子照射量: 2×10^{23} n/m ² 常温～600℃, 熱中性子照射量: 3.3×10^{23} n/m ²	JMTR JRR-3
		高γ線下作動試験	常温, γ線々量率: 最大 0.12 A/kg (1.7×10^8 R/h)	コトキ照射室
		過熱温度下作動試験	700～800℃, 試験時間: 510時間 800℃ (照射後PAM試験)	中性子バイル JRR-3
		長期炉内実作動試験	常温～600℃, 日数: 約3年 (起動・停止繰り返しを含む)	JRR-4
		高温ガス炉内実証試験	広領域系試験, 炉出力: 起動～46MW (定格), 日数: 約1年	ドイツAVR
		高感度中性子電離箱	安全保護系／出力領域用	炉内作動試験
		加速照射寿命試験	常温, 熱中性子照射量: 8.6×10^{18} n/m ²	JRR-4

2. 高温熱電対の開発

燃料領域出口温度監視のためのセンサとして、正常時1100℃、過渡使用時1200℃で長期間にわたって安定なものが必要である。このためのセンサとして、シース型ナイクロシル・ナイシル熱電対 (N熱電対) を使用することとし、高温ヘリウム雰囲気における最適なシース材／N熱電対素線の組合せを見出すために5種類の対熱金属をシースとした熱電対を試作した。そこで、ヘリウムガス中での長期間加熱試験を行い、熱起電力ドリフトとシースの健全性の試験を行った。シース材にインコネル600、インコロイ800、インコロイ825、ハステロイX、ナイクロシルを使用し、1200℃ヘリウムガス中で約2000時間の加熱試験を行った結果 ナイクロシルシースのものが長時間にわたって最も安定した性能を示した。ハステロイXシースのものは、この試験試料の中で熱起電力ドリフトの最も少ないものと比較的大きいものとに分れた。

(3) 燃料破損検出法の開発研究

高温ガス炉の燃料破損検出では、被覆粒子燃料から正常運転時においても微小ではあるが拡散等によりF Pが放出されるため、定常時に放出されるF P量と燃料破損によって放出されるF P量とを分離して測定する必要がある。しかし、被覆粒子燃料から放出されるF P量は原子炉の出力、燃料温度及び燃焼度等に依存して複雑に変化するため、従来法では燃料破損検出は困難である。このため、希ガスF P量を予測する状態方程式及び高精度プレシピテータ装置を基礎とした燃料破損検出法の開発研究を行った。

JMTRのガススイープキャプセル照射装置と燃料破損検出実験装置を用いた測定実験によって、短半減期核種の選択的検出によって被覆粒子燃料を使用した高温ガス炉の燃料破損検出が可能であることを確認した。このため、短半減期核種 (⁸⁹K等) を高感度で検出することを目的とした改良型プレシピテータの開発を行い、破損率 10^{-3} 以下の燃料破損を速やかに検出できる見通しを得た。

17.9 熱工学に関する安全性研究

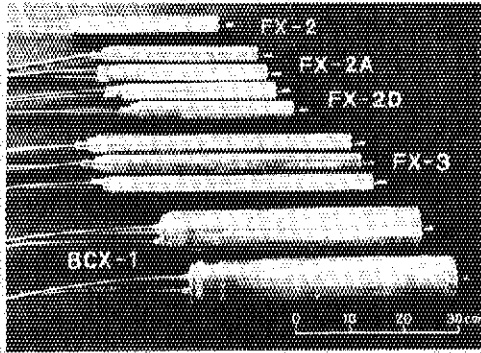
安全性に関する伝熱流動の研究においては、これまで主として、強制冷却喪失時における炉内の自然対流及び配管破断事故時における伝熱流動に関する研究を行ってきた。1次冷却系主配管が破断した場合には、炉内の40気圧のヘリウムが格納容器内に流出し、短時間の間に炉内外は均圧する。このとき、破断口の上方面にある炉内には軽い気体（ヘリウム）が存在し、下方に重い気体（空気または空気とヘリウムの混合気体）が存在するため、直ちに重い気体が自然対流によって炉内に浸入することはないと考えられる。そこで、空気は分子拡散と炉内に生じる混合気体の自然対流によってゆっくりと浸入するものと予想される。このとき、炉内に生じる自然対流には2つのタイプの自然対流が重畳しているものと考えられる。第1のタイプの自然対流は、破断口から炉内の高温流路（炉内内側側、下鏡部等を含む流路）の温度分布と濃度分布によって生じる1次元的な自然対流である。この混合気体の自然対流の流速は非常に遅く分子拡散の速度と同程度であると考えられる。第2のタイプの自然対流は炉内の局所的な空間に生じている3次元的な自然対流である。このような自然対流と分子拡散によって空気が炉内にゆっくりと浸入し、炉内の混合気体密度がある程度大きくなった時点で初めて、破断口から炉内を一巡するような空気の自然対流が発生すると考えられる。便宜上この自然対流を第3のタイプの自然対流と呼ぶ。ここでは、第3のタイプの自然対流が発生するまでの空気の浸入挙動を実験的、解析的に調べるため、いくつかの実験装置を用いて実験と解析を行った。

1次冷却系主配管が破断した場合の原子炉内の流路構成は以下のようなになる。原子炉の内側には2重管の内管・高温出口管・高温プレナム・燃料冷却流路からなる高温流路があり、高温流路の外側には、圧力容器と炉心との間の環状流路・下鏡部・2重管の外管からなる低温流路がある。そして、内側の高温流路と外側の低温流路は上鏡部で接続され、全体として逆U字管のようになっている。そこで、まず逆U字管内における混合気体の自然対流（第1のタイプの自然対流）と分子拡散とによる空気の浸入挙動を調べるために実験と解析を行った。さらに原子炉を非常に簡単にモデル化した試験装置内における空気の浸入挙動に関する実験と解析を行った。これら基礎的な実験及び解析の結果から、空気の自然対流は模擬配管破断後すぐには発生しないこと、破断後の初期段階においては非常に微弱な混合気体の自然対流と分子拡散によって空気が運ばれることを確認した。さらに数値解析においては、非常に微弱ではあるけれども、この第1のタイプの自然対流を無視することができないこと、原子炉のような複雑な流路構成においては、局所的に3次元的な自然対流が発生している箇所が存在し、空気の浸入挙動に影響を及ぼすため、この第2のタイプの自然対流も考慮する必要があることが分かった。

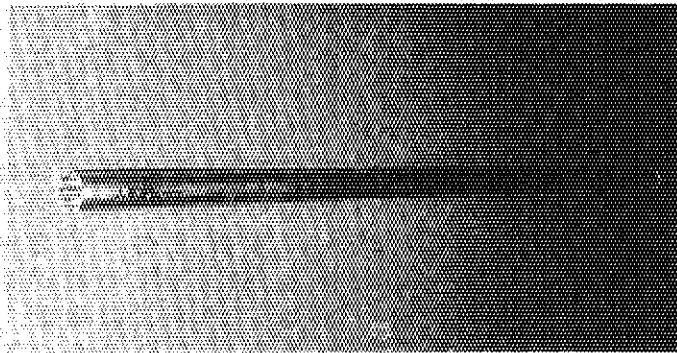
以上は、浸入した酸素と黒鉛との反応がない場合についての結果である。実際の原子炉においては、浸入した酸素は黒鉛構造物と反応して二酸化炭素と一酸化炭素が発生する。このような場合の空気の浸入挙動を簡単な実験装置を用いて実験的に調べた。その結果、反応があることによって酸素、二酸化炭素及び一酸化炭素の濃度分布は異なるが、空気の浸入挙動は定性的には酸化反応がない場合と同じであり、空気の自然対流発生時間もそれほど大ききな差はないことが分かった。配管破断事故が起こると、やがては空気（空気とヘリウムの混合気体）の自然対流が発生する。この第3のタイプの自然対流による黒鉛材料の酸化特性（高温物域における物質伝達特性）に関する実験を行った。この実験では熱伝達率から物質伝達率を求めるとの妥当性について検討を行った。その結果から、実験で求めた物質伝達率と熱伝達率の関係式から求めた物質伝達率はほぼ同じか、幾分低くなっていることが分かった。

原子炉計装の開発研究

1. 高温中性子検出器の開発研究(核計装)



開発した高温中性子検出器群



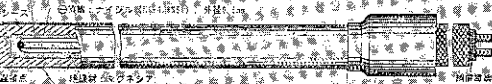
開発した高感度中性子電離箱
(出力領域/安全保護系用)

2. 炉心内用高温熱電対の開発

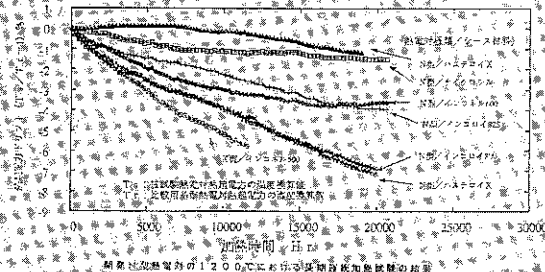
目的

炉心の燃料領域出口ガス温度計測のための高温用熱電対を開発する。そのため、改良型Ni-Cr系熱電対の一つであるNi-Cr-Al-Ni型熱電対の通用性を試験検討し、その実用化をはかる。

出典: 原子力学会誌, 41(1989) 62-65



改良型Ni-Cr-Al-Ni型熱電対の概観



改良型Ni-Cr-Al-Ni型熱電対の特性を示し、古い型熱電対との比較を示す。

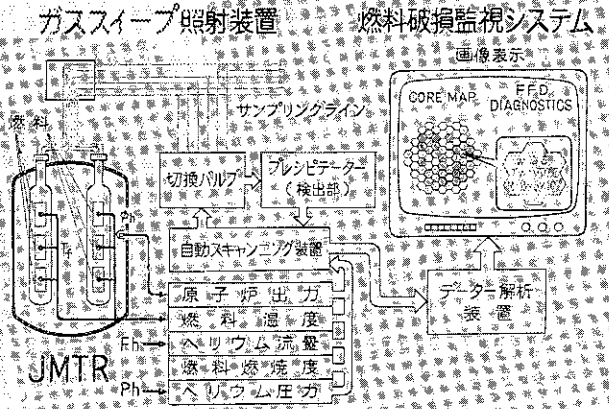
3. 被覆粒子燃料用燃料破損検出法の開発

(1) 方法

- 短半減期希ガスFPの選択的検出
- ガス中FP濃度の状態方程式の導入
- 状態方程式からの逸脱による破損判定

(2) 実用装置の開発ステップ

- ガススweepキャプセルによる基礎実験
- OGL-1による確性試験



燃料破損検出実験装置の概要

熱工学に関する安全性研究

1. 研究の概要

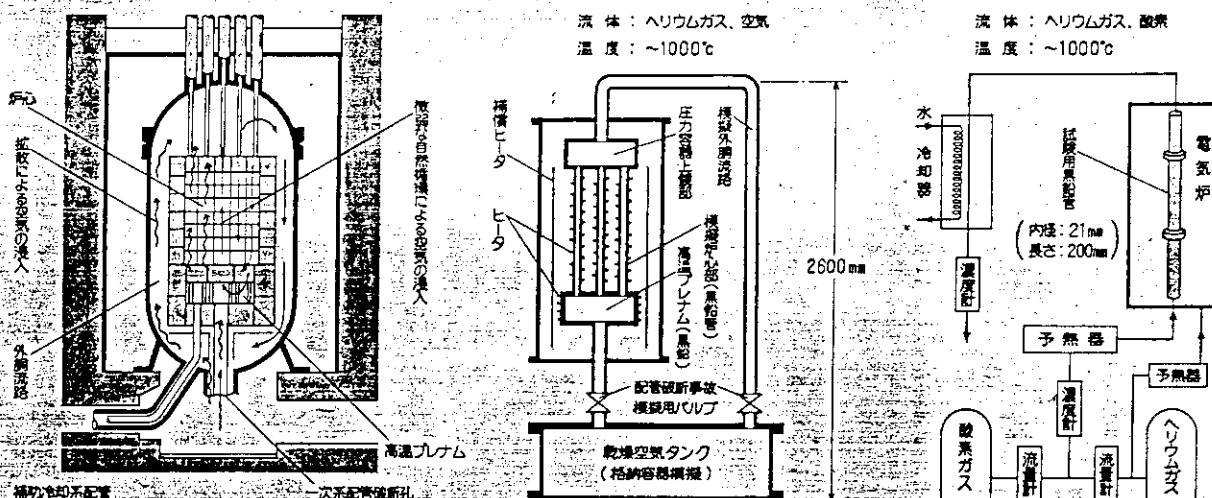
研究対象	研究項目	成果
1 事故時の安全性	(1) 冷却材停止事故時の伝熱流動 ・ 圧力容器上鏡内の自然対流 ・ 炉心内多流路間の自然対流 ・ 圧力容器外側の自然対流 (2) 配管破断事故時の伝熱流動 ・ 炉内への空気への浸入挙動 ・ 炉内の自然対流 ・ 黒鉛部材の酸化 (物質伝達)	・ 自然対流の伝熱流動データの蓄積 ・ 自然対流による上鏡部の局部過熱なし ・ 炉心内多流路間の自然対流挙動の理解 ・ 上鏡内、炉心内多流路間自然対流の解析手法の開発 ・ 空気浸入までの時間的余裕を確認 ・ 空気浸入挙動の理解、解析手法の開発 ・ 高温域における黒鉛部材の酸化データの蓄積
2 異常な過渡変化時の安全性及び通常運転時の安全余裕	(1) 炉心内の複合対流 (自然対流 + 強制対流) (2) 燃料棒の伝熱流動 (3) 制御棒の伝熱流動 (4) 高温ガスの混合	・ 炉心内多流路間の複合対流挙動の理解、解析手法の開発 ・ 燃料棒、制御棒の低流量領域における伝熱流動データの蓄積 ・ 高温工学試験研究炉の燃料流路では層流化が起こり難いことを確認 ・ 炉内における冷却材の混合データの蓄積 ・ 良好な混合の得られるプレナムブロック形状の提示

2. 配管破断事故時における空気への浸入挙動と黒鉛部材の酸化 (物質伝達) 挙動

配管破断事故時における空気への浸入過程

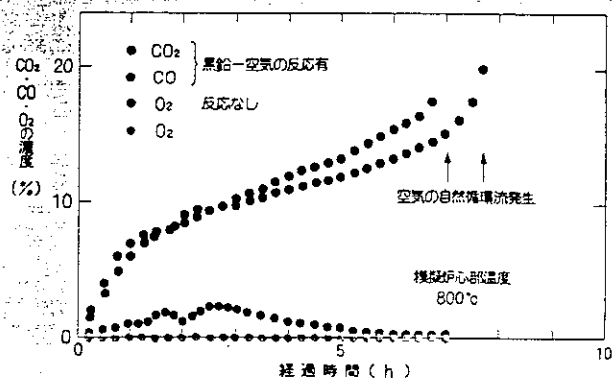
空気への浸入挙動実験装置

黒鉛部材の酸化実験装置



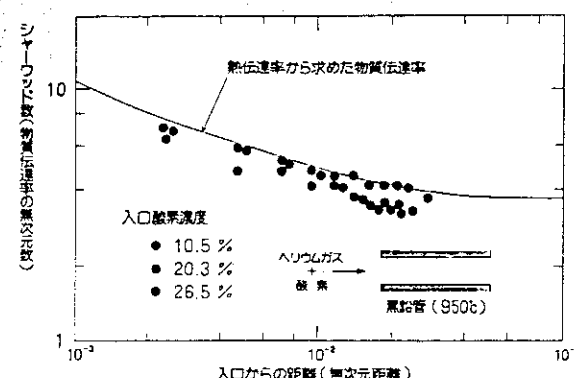
高温プレナム部におけるガス濃度の変化

(配管破断事故時における空気への浸入挙動実験)

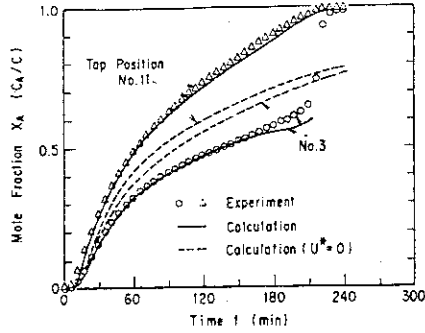
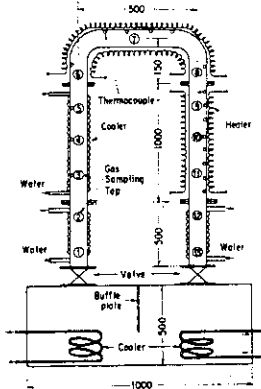


黒鉛管内面の酸化速度 (物質伝達率)

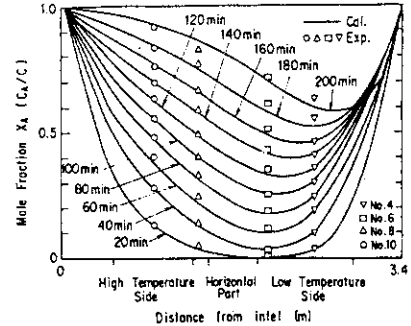
(高温空気流による黒鉛部材の酸化実験)



配管破断時における炉内ガス濃度の変化 (その2)

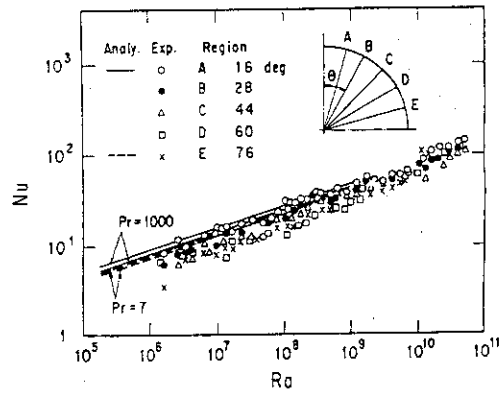
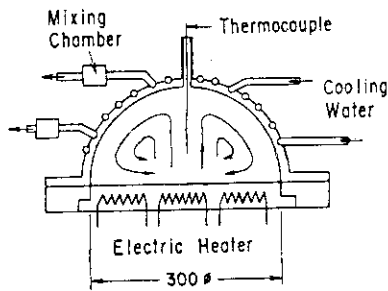


Mole Fraction Change of Nitrogen

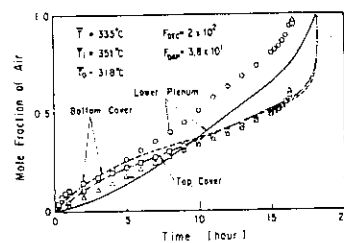
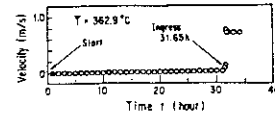
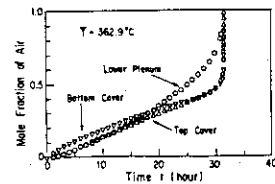
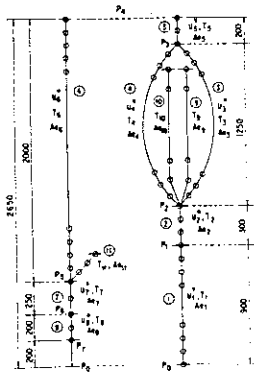
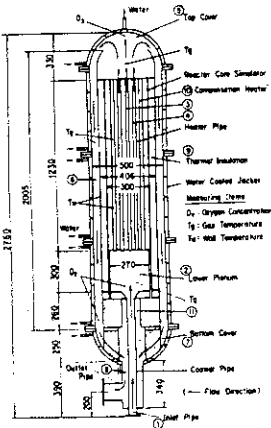


Time variation of the mole fraction distribution

強制冷却喪失時における上鏡内の自然対流



配管破断時における炉内ガス濃度の変化 (その3)



17.10 T₁試験部による突起付き燃料棒の開発試験

HTTRの炉心特性の高性能化（高温化、高出力密度化、等）のため、種々の検討が行われている。これを実現するために被覆粒子等の燃料自身の改良のほか、燃料体の伝熱特性を高めることが要求されている。伝熱促進法としては、伝熱面上に小さな凹凸やフィンなどの突起を設置して主流中の流れの乱れを増加させる方法等がある。このような方法を現行のピン・イン・ブロック型燃料体に適用する場合、燃料棒表面に突起等を設けて粗面化する方法が最も簡便である。しかし、燃料棒表面に設置する突起の形状、寸法、突起と熱伝達率及び圧力損失の関係等については定量化されていない。

そこで、大型構造機器実証試験ループ(HENDEL)では実用的な突起付き燃料棒の熱流設計データを蓄積することを目的として、燃料体スタック実証試験部1チャンネル試験装置(T_{1-s})に突起付き模擬燃料棒を装荷し、高温・高圧のヘリウムガス雰囲気中で伝熱流動試験を開始した。試験の対象とした突起は加工性を考慮して、二次元リング状の矩形突起と三角状突起、及び三次元的な三角状螺旋突起の三種類とした。二次元リング状矩形突起付き燃料棒については試験を終了し、現在、三角状突起付き燃料棒の試験を実施している。三角状螺旋突起付き燃料棒については試験準備中である。

試作した矩形突起付き模擬燃料棒は、発熱領域とその両端に接続される上部電極リード棒及び下部テーパー電極から構成される。発熱領域は、外径34mm、長さ570mmの黒鉛スリーブを軸方向に7段接続した構成で、スリーブ内部にはシースヒータを挿入している。ヒータはニクロム発熱体を7段接続した構成で、各発熱体は黒鉛スリーブの中央に位置する。黒鉛スリーブの外表面には、幅0.5mm、高さ(h)0.5mmのリング状矩形突起を設置している。突起のピッチ(p)は5、10、20mmの三種類、したがって、突起のピッチと高さの比(p/h)は10、20及び40である。このような微小突起の製作性については問題はなく、NC旋盤等を用いて±0.1mm以内の精度で加工・製作することができた。なお、黒鉛スリーブの上下端には、現行の標準燃料ブロック内に装荷できるように流路間隔保持及び荷重支持のためのスペーサ・リブを標準燃料棒と同じ構造で設置している。

これらの模擬燃料棒を装荷して燃料チャンネルの摩擦損失係数を調べた。試験は、燃料チャンネルの摩擦損失係数を正確に評価するために等温流動条件下で実施した。図にみられるように、p/hの値が大きいほど（突起ピッチが大きいほど）摩擦損失係数は減少している。ただし、標準燃料棒ではほとんど見られなかった遷移域の傾向が、Re数が1100～2500の範囲で現れている。HTTRの運転条件であるRe数が3000以上の乱流域では、突起による乱流促進のために標準型模擬燃料棒よりもp/h=10の場合には3倍、20の場合には2.5倍、40の場合には1.8倍 圧力損失が増加する。

一方、熱伝達率については、Re数が約3000以上では乱流熱伝達域になっており、Re数の増加とともにほぼ直線的にヌッセルト数(Nu)が上昇している。Re数が3000以上の領域においては、p/hが10の場合には200%～260%、20の場合には180%～210%、40の場合には140%～200%の熱伝達率の向上がみられる。この結果から、標準燃料棒において境膜温度差（燃料棒表面温度と冷却材温度の差）が180℃の場合、p/hが10の矩形突起付き燃料棒では90～110℃、20では80～95℃、40では50～90℃燃料棒表面温度が低減する。したがって、燃料温度もほぼ同じ程度低減するため、燃料棒の熱出力を増大させることができる。

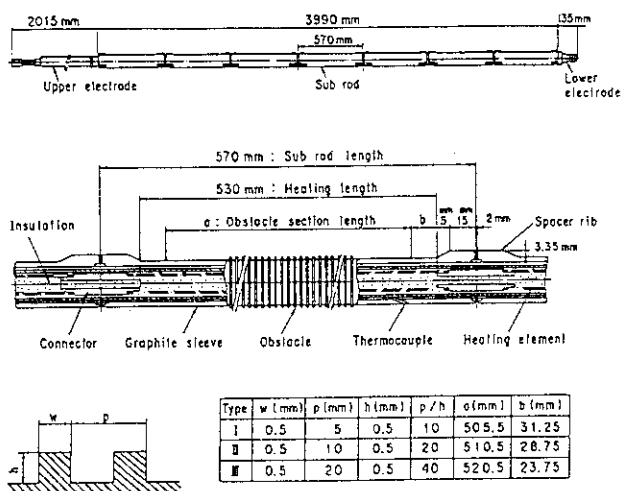
T 1 試験部による突起付き燃料棒の開発試験

目的

HTTRの炉心特性の高性能化
(高温化、高出力化、等)
↓
燃料体の伝熱特性の向上
↓
燃料棒表面に突起等を設けて
粗面化する方法が最も簡便

・燃料棒表面に設置する突起の形状、寸法
・突起と熱伝達率及び圧力損失の関係
↓
データが必要

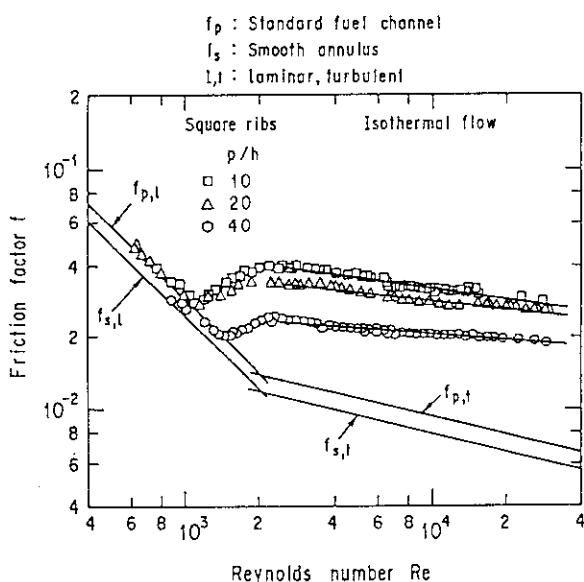
矩形突起付き燃料棒の構造



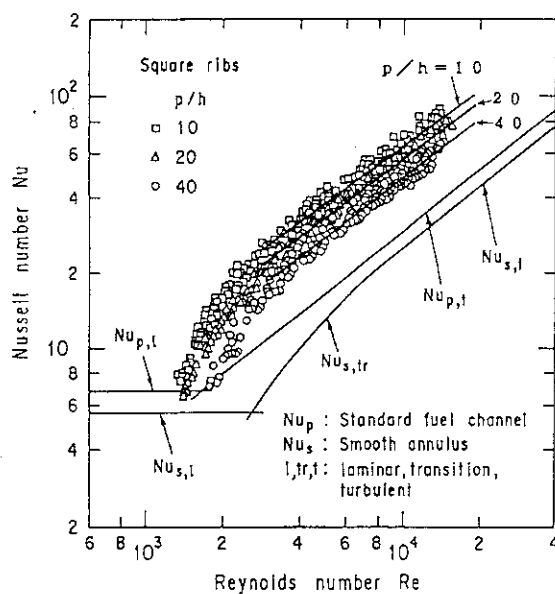
試験の対象とした突起（加工性を考慮）

- ・二次元リング状の矩形突起（試験終了）
- ・二次元リング状の三角状突起（試験実施中）
- ・三次元的な三角状螺旋突起（試験準備中）

矩形突起付き燃料棒の試験結果



摩擦損失係数 f とレイノルズ数 Re の関係



熱伝達率とレイノルズ数 Re の関係

17.11 HENDEL炉内構造物実証試験部(T₂)による試験

高温工学部 HENDEL開発試験室
 稲垣 嘉之, 宮本 喜晟

HENDEL炉内構造物実証試験部(T₂)は、HTTRの炉床部構造物の構造健全性及び炉床部での冷却材の熱流動特性を調べるための試験装置で、実機構造物の実寸大モデルで構成されており、1986年に完成後、1992年2月までに約11,500時間の運転が行われている。T₂試験部の主要な目的は、炉床部構造物の製作性及び組立性を確認するほか、固定反射体間の冷却材漏えい特性、炭素ブロック断熱層の断熱特性及び炉床部での冷却材の混合特性を調べることである⁽¹⁾⁽²⁾。

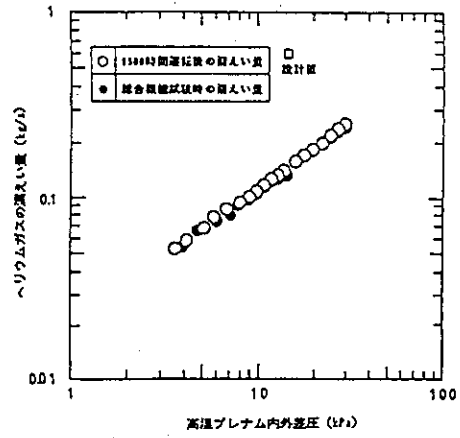
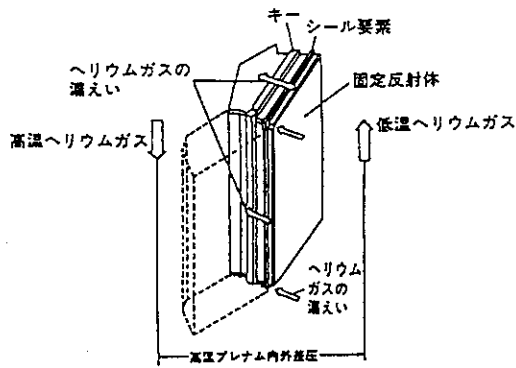
T₂試験部より得られた主な試験結果をFig. 1に示す。同図の(a)は、固定反射体間の冷却材の漏えい特性を示したものである。HTTRでは、固定反射体の外表面を約400℃の低温ヘリウムガス、内面側を約950℃の高温ヘリウムガスが流れる。ヘリウムガスの圧力は、低温側が高温側よりも高いため、隣接した固定反射体間の接触部のすき間及び面取り部で形成される孔部を經由して固定反射体の外面から内面側へ低温ヘリウムガスが漏えいする。(a)図は、固定反射体内外面の圧力差と冷却材漏えい量の関係を示している。漏えい量は、圧力差とともに増大するが、目標値の約20~30%となっている⁽³⁾⁽⁴⁾。また、T₂試験部完成時に実施した総合機能試験での漏えい特性と9,500時間運転後に測定した漏えい特性はほとんど変化していない。構造物が破損した場合及び配置にずれが生じた場合には、漏えい量は増加する傾向を示すので、本試験結果から9,500時間運転後でも構造物の健全性が確保されていることが分かる。

炉床部には、炉心支持板等の金属構造物を制限温度以下に保つため、炭素ブロックから構成される断熱層が設置されている。(b)図は、構造物温度分布の実測値及び有限要素法解析コードSSPHEAT⁽⁵⁾による解析結果を示している。炭素ブロック断熱層は有効に作用しており、炉心支持板等は制限温度(約450℃)以下に保持されている⁽⁶⁾。

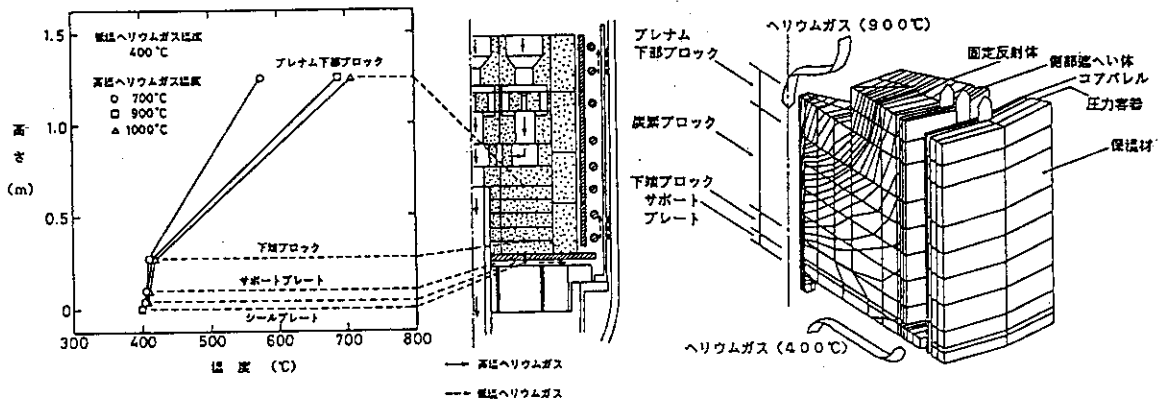
HTTRの炉心(7領域)で加熱された冷却材は、炉床部内の高温プレナム内で混合された後、出口管を經由して炉外へ出る。各領域出口で冷却材温度にばらつきが生じ、高温プレナム内で均一な温度に混合されない場合には出口管内でホットストリークが発生し、それが大きな場合には中間熱交換器や加圧水冷却器を破損する可能性がある。炉床部での冷却材混合特性を調べるためにT₂試験部による混合実験と3次元熱流体解析コードSTREAM⁽⁷⁾による解析を実施した。(c)図は、中心領域のヘリウムガス温度が周辺領域よりも100℃高い場合の実験結果と解析結果を示したものである。中心領域の温度が高い場合には、ヘリウムガスは高温プレナム内で十分に混合しており、解析も実験結果をよく再現している。また、周辺領域の温度が高い場合には高温プレナム内での混合が不十分であるが、出口管内での混合により中間熱交換器等に影響を及ぼさないことを確認している⁽⁸⁾。

参考文献

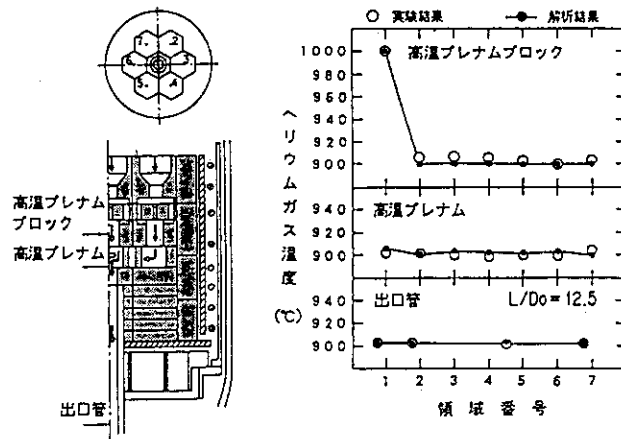
- (1) 国富, ほか7名, 原子力誌, 30(1988), 333.
- (2) 稲垣, ほか7名, 原子力誌, 30(1988), 427.
- (3) 国富, ほか4名, 原子力誌, 30(1988), 617.
- (4) Kunitomi, K., ほか5名, Nucl. Eng. Des., 108(1988), 359
- (5) 井岡, ほか5名, JAERI-M 88-032 (1988).
- (6) Miyamoto, Y., ほか5名, Nucl. Eng. Des., 120(1990), 435
- (7) 切刀, ほか2名, JAERI-M 88-119 (1988).
- (8) 稲垣, ほか4名, 機論, 57-542, B(1991), 3520.



(a) Characteristics of leakage flow through permanent reflectors



(b) Temperature distribution of core bottom structure



(c) Temperature distribution of helium gas in core bottom structure

Fig. 1 Test results of in-core structure test section (T₂)

17.12 ヘリウムガス循環機の構造と振動特性

HENDEL管理室

ポスター上部中央にHENDELで使用されているガス循環機の構造図を示す。この循環機は図で明かなように密閉構造であり、軸受はヘリウムガスを潤滑材とする動圧式ガス軸受を採用している。動圧式ガス軸受は、一般に許容軸受圧力が $0.3 \sim 0.4 \text{ kg/cm}^2$ と小さいので、図に示すようにインペラーの大きさに比べてジャーナル径の大きな軸受になる。

ポスター上部右側にテイルテイングパッド軸受の原理図を示す。3枚のパッドでジャーナルを受け、パッドは2個の固定ピボット、1個のバネピボットを介してケーシングに支持される。バネピボットは運転時の軸受荷重を設定するばかりでなく、軸受部の熱膨張の影響を避ける機能を有する。その詳細をバネピボット概略図に示す。

ポスター上部左側の写真にテイルテイングパッド軸受、スラストカラー、スラスト軸受を示す。スラスト軸受も動圧式ガス軸受を採用している。

ガス循環機の健全性は運転中のローターの振動に左右される。すなわち、許容軸受圧力の小さいガス軸受を用いた場合、ホワールのような過大な振動によって、ジャーナルと軸受面に固体接触を生じ、遂には焼付損傷を起こすことがある。振動の特性はローターのバランスの良否ばかりでなく、設定クリアランスで決まる軸受剛性にも依存する。したがって両者（バランス、クリアランス）を適切に調整しつつ健全な振動特性を得ることが肝要である。ポスター下部のグラフは、アンバランスの状態にあるローターの振動特性とバランス調整後の振動特性を示したものである。図で、動的軸受反力は、上部軸受の固定ピボットをロードセル方式にして軸受荷重を測定し、荷重値の振動成分（全振幅値）で表したものである。図（動的軸受反力-回転数特性）で明らかなように、調整後の動的軸受反力は限界値（16 kg）以下になっている。注目すべきは、アンバランスローターの動的軸受反力のスペクトル図である。この図で、回転数が9000 rpm付近でハーフスピードホワールの前兆となるピークが発生し、回転数の上昇と共にピークが成長している。このピークはバランス調整後のローターには見られない。なお、このピークは原子炉用ガス循環機の運転の場合、モニターの対象となる。

ポスター最下部のグラフは動的軸変位のスペクトル図である。動的軸変位は、インペラーと上部軸受との間に配した非接触型変位計で軸の変位量を測定し、変位の振動成分（全振幅値）で表している。図で明らかなように、バランス調整後のスペクトル図はアンバランスローターの場合に比べてピーク値が小さくなっている。また、アンバランスローターのスペクトル図には動的軸受反力の場合と同様にハーフスピードホワールの前兆となるピークが見られる。

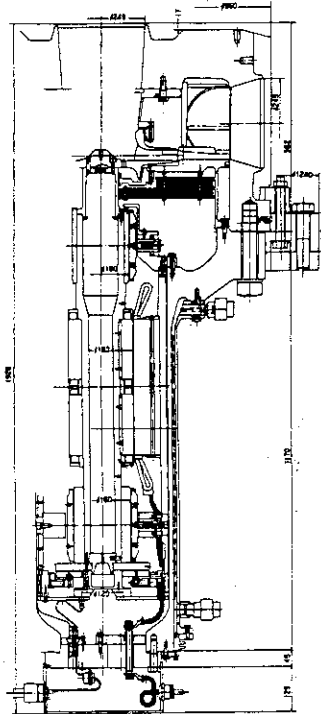
ポスター下部右側に磁気軸受の原理図を示す。磁気軸受は電磁力にてローターを支持し、潤滑材を不要とする長所がある。図で、ローターの位置制御は、変位計で検出した変位をフィードバックし、電磁石の電流値を加減して行う。磁気軸受を用いたローターの振動特性を調べると、図に示すように、動的変位-回転数特性、動的変位スペクトル図ともガス軸受の場合に比べてピーク値が小さくなっている。

ヘリウムガス循環機の構造と振動特性

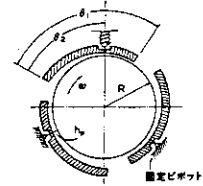
テイルテイングパッド軸受

スラストカラー

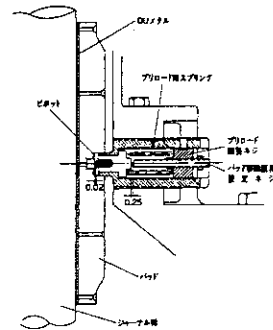
スラスト軸受



遠心式ヘリウムガス循環機の断面構造図

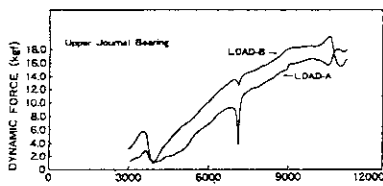


テイルテイングパッド軸受の原理図

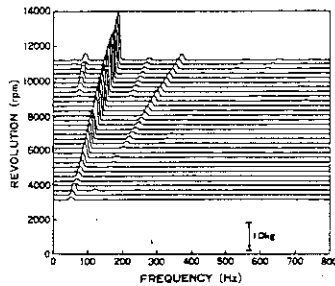


バネピボット概略図

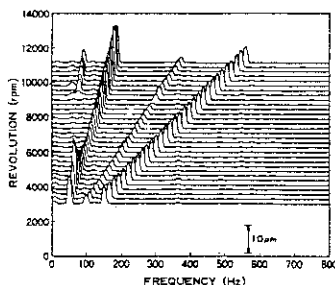
アンバランスロータの振動特性



動的軸受反力一回転数特性

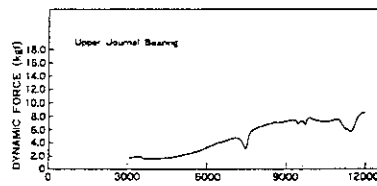


動的軸受反力のスペクトル図

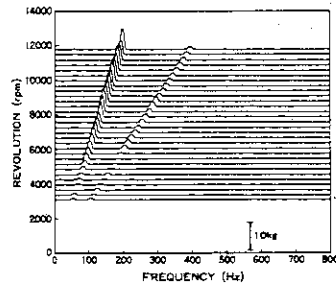


動的軸受変位のスペクトル図

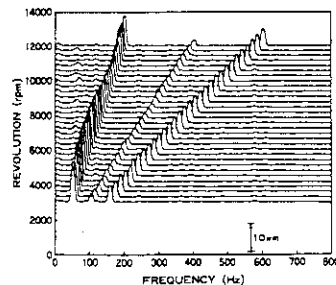
バランス調整後の振動特性



動的軸受反力一回転数特性

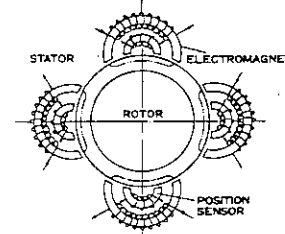


動的軸受反力のスペクトル図

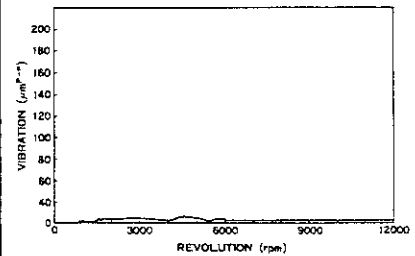


動的軸受変位のスペクトル図

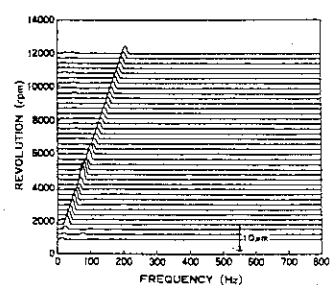
磁気軸受の原理と振動特性



能動型磁気軸受の基本型



動的軸受変位一回転数特性



動的軸受変位のスペクトル図

17.13 「HTTRの安全評価」

HTTR原子炉開発室 沢 和弘

1. 事故の判断基準

判断項目は軽水炉等を参考として (1) 炉心の損傷、(2) 原子炉冷却材圧力バウンダリに加わる圧力、(3) 原子炉冷却材圧力バウンダリの温度、(4) 原子炉格納容器にかかる圧力、(5) 周辺公衆に対する放射線被ばくのリスクと定めている。

2. 事故解析結果

事故の代表事象は、上記の判断基準で考慮している判断項目毎に、起因事象をその性質によって、それぞれの項目に影響を与える異常事象を抽出・分類し、結果が最も厳しくなる事象を代表事象として選定している。評価事象の選定にあたっては、HTTRにおいて定格運転（単独運転、並列運転）、高温試験運転、照射試験等を実施することを考慮している。表は選定した代表事象とその結果を示したものである。

3. 減圧事故シーケンス

1次冷却設備の二重管の瞬時破断が生じると、1次冷却材が急速に流出し、「1次冷却材・加圧水差圧低」信号により原子炉はスクラムする。この事故では強制循環流路が確保できなくなるため、原子炉圧力容器内の構造物の残留熱及び崩壊熱は、自然循環による熱伝達、熱伝導、輻射によって原子炉圧力容器に伝える。原子炉圧力容器へ移動した熱は、主に輻射によって炉容器冷却設備に移動する。原子炉圧力容器と原子炉格納容器内のヘリウムガス圧力が等しくなると、自然循環によって原子炉格納容器内の空気が原子炉圧力容器内に侵入し、炉心黒鉛が酸化する。

4. 温度挙動（減圧事故）

図は温度の長時間挙動を示したものである。燃料最高温度は構造材黒鉛と均熱するためいったん下がり、その後崩壊熱によって除熱量とバランスするまで徐々に増加する。燃料温度のピーク値（1380℃）は、事故後約30時間後であるが、初期温度（1495℃）を超えない。原子炉圧力容器最高温度は、530℃となるが、制限温度（550℃）以下であり、原子炉圧力容器の健全性は保たれる。

5. 核分裂生成物の移行経路（減圧事故）

減圧事故後、核分裂生成物は、まず、原子炉格納容器の昇圧によりサービスエリアに漏洩し、サービスエリアの昇圧により事故発生後5分間は地上放出となる。その後非常用空気浄化設備を経由してスタックからの高所放出される。これらの放射性雲による被ばく経路の他、原子炉格納容器内に閉込められた核分裂生成物による直接ガンマ線及びスカイシャインガンマ線による外部被ばくも考慮する。

6. セシウムの離脱割合

線源としては、循環放射能の放出、沈着放射能の離脱（リフトオフ）及び炉心内蓄積放射能の時間遅れ放出を考慮している。図は、セシウムのリフトオフについて減圧事故を模擬した実験を行った結果である。離脱割合をせん断力比（通常運転時に配管表面にかかるせん断応力と事故時のせん断応力の比）の関数として整理し、評価式を作成している。

17.14 「水蒸気改質法によるHTTR核熱利用システムの設計」

HTTR計画室

原研では、HTTRに接続する熱利用システムを開発するため、システム設計を進めている。さらに、原子炉システムとして非常に重要な高温隔離弁等のインターフェース機器を開発し、プラント規模での熱利用システムの実証試験を経て、実際に高温核熱利用システムをHTTRに接続して実証していく計画である。システム設計を進めるに当たっては、熱利用システムをHTTRに接続した全体システムに適用する安全設計方針等の基準類を策定するとともに、設計に必要な計算コードを並行して開発している。

核熱利用システムとしては、水蒸気改質システム、即ち、メタンを水蒸気改質して水素と一酸化炭素から成る合成ガスを生成し、これから最終的に水素あるいは水素とメタノールを同時に製造するシステムに着目した。水素は、クリーンエネルギーとして地球環境問題解決への大きな寄与が期待されていること、並びに、水蒸気改質システムは、製造システムとして化学工業で豊富な経験があり、高温核熱利用システムとして21世紀前半にも実現できることから、このシステムに着目した。

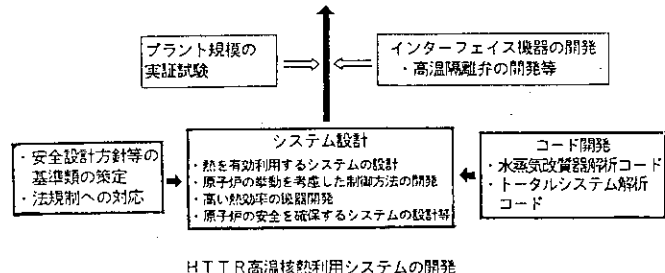
核熱利用システムとしての水蒸気改質システムは、その温度、圧力上の制限から、プロセスガスの温度、圧力が改質条件として劣ることに起因して、製品収率が在来プラントに比べてかなり下がるという重要な技術的課題があった。これを解決するために、①水蒸気改質器内でのメタン分圧を上げて反応速度を促進する、②パイオネット型触媒管として、プロセスガスの排熱を有効利用する、③熱伝達率が低い管外の伝熱を促進するように工夫して、水蒸気改質反応を促進した。メタン分圧を上げることにより、製品の精製系で余剰メタンが残るが、これを原料して再利用するように工夫した。更に、水蒸気改質器出口でのヘリウム温度を可能な限り下げてヘリウムの熱をより多く改質反応に使うようにし、水素・メタノール製造では、水素を1700 Nm³/h、メタノールを1.2 t/h製造して、在来プラントに匹敵する生産性を達成できた。

本システムの心臓部である水蒸気改質器では、原子炉で発生した熱を運ぶ2次ヘリウムは、触媒管の外をバッフル板に沿って直交して流れながら上昇する。一方、プロセスガスは、約450℃で触媒管の中に入り、触媒層を下降しながらヘリウムにより加熱され、約650℃以上で改質反応を起こし、水素、一酸化炭素、二酸化炭素を生成する。触媒管の温度分布、プロセスガスの組成分布を計算した結果、触媒管入口部では、ヘリウム熱は全て昇温に使われるためガス温度は急激に上昇するが、改質反応が生じ始めると改質に殆どが使われプロセスガスの昇温は緩やかとなることがわかった。

今後、熱利用システムを接続した全体システムが原子炉システムとして十分な運転・制御性、安全性等を確保できるよう、システム構成並びに機器構造の詳細を検討していく計画である。

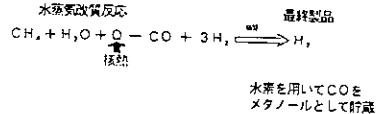
水蒸気改質法によるH T T R核熱利用システムの設計

H T T R高温核熱利用システムの実証



H T T R高温核熱利用システムの開発

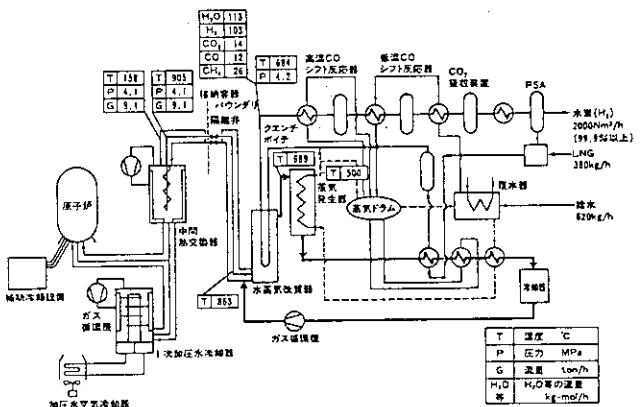
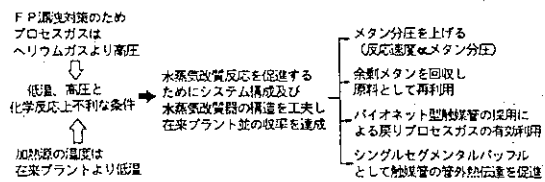
水蒸気改質法による水素製造の原理



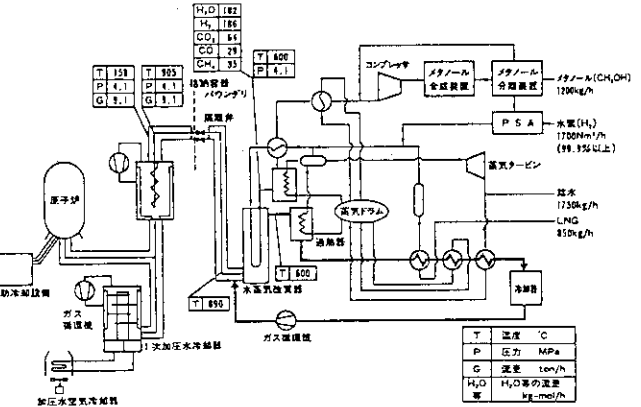
水蒸気改質法の選定理由

- 水素を製造 → クリーンエネルギーとして有望
- CO₂削減に寄与
- 化学工業で豊富な経験 → 高効率利用系として実現可能

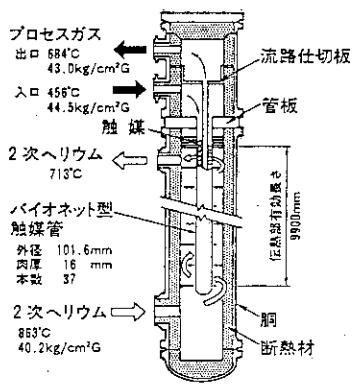
核熱による水蒸気改質プラントの課題と対応



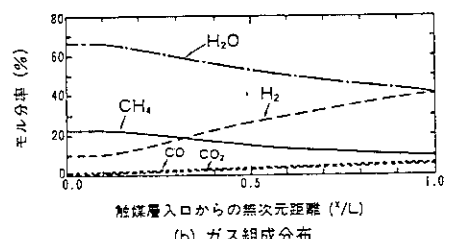
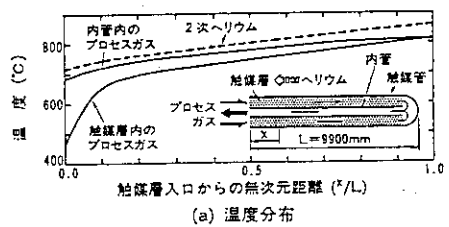
水蒸気改質法による水素製造システムの概念図



水蒸気改質法による水素・メタノール製造システムの概念図



水蒸気改質器の構造



温度、ガス組成分布の特徴

- 触媒層入口部では改質反応が起こらず、x/Lが0.1以降で起きている。
- この結果、触媒層入口部での急な温度上昇、x/L>0.1での緩やかな上昇
- 触媒層出口でも改質反応が顕著に起きている。一メタンの残存

触媒管における温度とガス組成の分布

17.15 熱化学法による水素製造システムの研究 (UT-3 サイクル)

核エネルギー技術評価研究室

田所 啓弘, 梶山 武義

(1) 研究開発の現状

UT-3 サイクルを工業化していく上で必要な研究課題のなかから、大学、原研、民間会社が各研究テーマを設定して研究開発を進めている。原研では、プロセス全体の管理に係わる問題及び安全・環境に係わる問題等について検討を進め、そのなかで特に動的モデルによるシミュレーションコードの開発を行った。また、原子炉と接続した場合のシステム構成を設定して運転・安全性に係わる技術課題を抽出をした。

(2) サイクルの基本フロー

カルシウム系の物質からなる1組の高温吸熱・低温発熱の反応と、鉄系の物質からなる1組の高温吸熱・低温発熱の反応から構成された閉サイクルになっている。反応は全て気・固体反応であり、固体反応物を固定し気体反応物を循環することにより反応が進行する。

(3) プラントの主要設計条件

水素製造能力 $20,000\text{Nm}^3/\text{h}$ のプラントは、それぞれ反応器4基からなるカルシウム反応器ユニット一式と鉄反応器ユニット一式から構成されるものとした。

(4) 性能及びエネルギーバランス

水素発生効率は39.3%と試算された。この場合、水素を $20,000\text{Nm}^3/\text{h}$ 生産するのに必要な核熱量は180MWである。また、発生スチームはプラントに必要な動力に変換して利用される。

(5) プラント全景

原子炉と水素製造プラントの全景を示す。水素製造プラントは2系列で構成され、1系列当たりの製造能力は $20,000\text{Nm}^3/\text{h}$ である。

(6) プロセスフローシート

本プロセスは反応工程、水素・酸素分離工程より構成され、反応ガスの循環はガス循環機により行われる。反応に必要な熱は高温ガス炉プラントからのヘリウムガスにより供給される。製品水素の原料となる純水は酸素分離工程へ供給される。プロセス廃熱は副生スチームとして回収される。

(7) 電気併給の場合のプラント基本構成

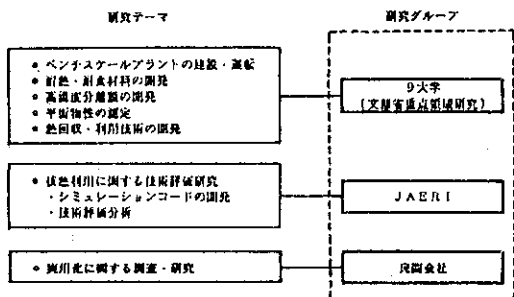
高温ガス炉プラントより熱利用系プラントへ導入されるヘリウムガスは、先ず水素プラントへ導入された後、約 700°C の温度で発電設備へ導入され、その後高温ガス炉プラントへ返送される。水素も電気も高付加価値でクリーンなエネルギーである。

(8) プラント熱効率の入口ヘリウム温度依存性

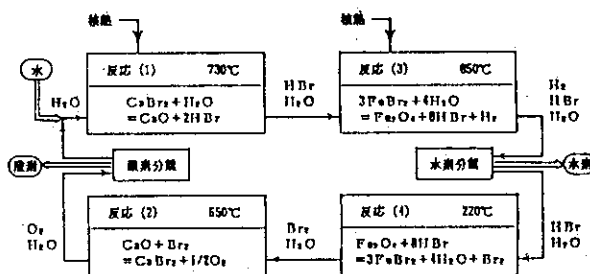
水素と発電の併給システムでは、高温ガス炉の熱出力一定、発電設備のヘリウムガス入口/出口温度 $700^\circ\text{C}/290^\circ\text{C}$ とした場合、プラント効率は39%程度と試算された。

熱化学法による水素製造システムの研究 UT-3サイクル

(1) 研究開発の現状



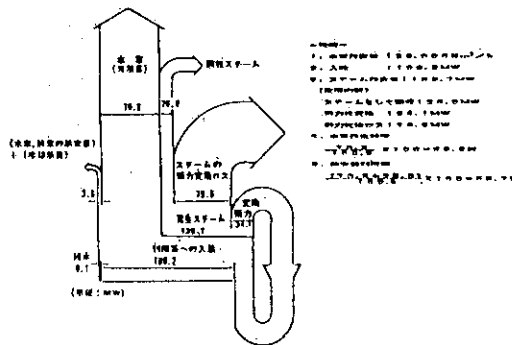
(2) サイクルの基本フロー



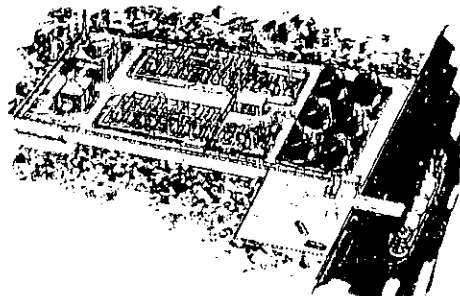
(3) プラントの主要設計条件

- (1) 水素製造能力: 20,000Nm³/h(発熱量:70.8MW)
- (2) 年間稼働率: 7,200h
- (3) UT-3反応サイクル
 反応ユニットの構成: カルシウム反応器ユニット一式
 鉄反応器ユニット一式
 固体反応物: 主装成分
 カルシウム反応器 CaO
 鉄反応器 Fe₃O₄
 反応圧力: 20 kg/cm²G
 反応サイクル: 2h/1サイクル

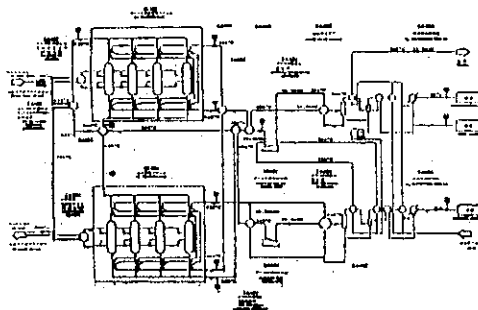
(4) 性能及びエネルギーバランス



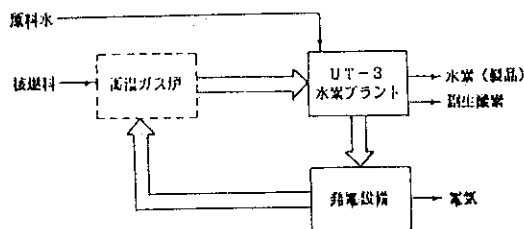
(5) プラント全景



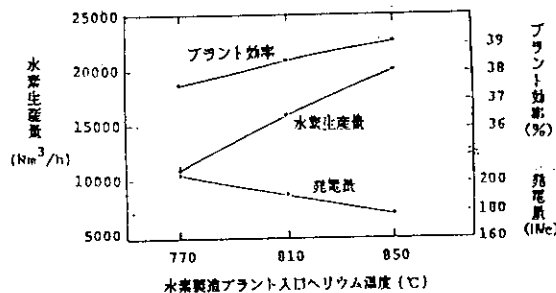
(6) プロセスフローシート



(7) 電気併給の場合のプラント基本構成



(8) プラント熱効率の入口ヘリウム温度依存性



17.16 高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験

HENDEL開発試験室

水素はリサイクルが可能であり、環境汚染を生じず、また貯蔵可能という優れた特質をもち、化石燃料に代わる将来のエネルギー媒体として広く注目されている。現在、水素を工業的に得る方法として、炭化水素のリフォーミングをはじめとして諸種のシステムが実用化又は考案されている。そのなかで、固体電解質型燃料電池(SOFC)の逆反応を利用する高温水蒸気電解法は、900~1000℃の高温水蒸気を固体電解要素を用いて水素と酸素に電気分解させる方法で、次のような特徴を有している。

- (1) 高温で水蒸気を電気分解するため電気エネルギーが少なくすむ。
(1000℃の高温水蒸気電解では、常温水電解に必要なエネルギーの約75%)
- (2) 電解要素の構造、モジュール構成がSOFCと同一であり、共通技術として利用可能である。
- (3) 生成水素ガスの純度が比較的高い。

さらに、反応プロセスが単純かつ高効率で、しかも機器構成がシンプルであり、また、材料腐食の問題が少ないという優れた利点をも有している。そのため、高温ガス炉を熱源とする水素製造法の一つとして期待されている。しかしながら、固体電解要素(以後、電解要素と呼ぶ。)の耐久健全性、高温水蒸気の電解特性、システムの運転特性などについては不明な点が多く、それらの検証と高性能な電解要素の開発が課題となっている。そこで、より高性能な電解要素の開発を進めるとともに、高温水蒸気電解特性、システムの運転特性の把握等を目的として、固体電解要素を試作して基礎試験を開始した。

試作した電解要素は外径22mmのカルシア安定化ジルコニア(CSZ)製の円筒基体管上に12個の素子を直列に配置したものである。12個の素子を並べた部分が高温水蒸気の電解部となる。素子は、電解質にイットリア(8モル%Y₂O₃)安定化ジルコニア(YSZ)薄膜を用い、その内外に陰極(Niサーメット)膜と陽極(LaCoO₃)膜をプラズマ溶射した構造である。要素各部の膜厚は100~250μmである。各素子はNiAlを主成分としたインターコネクターで接続され、電解部の両端からNiAlを主成分とした電極リード膜を要素の両端まで引き出している。インターコネクター及び電極リード膜と基体管との間には、電解した水素の漏えいを防ぐためにアルミナ膜を溶射している。要素の両端には金属(銅)コーティングが施されており、電極リード膜はこれに接続されている。この銅コーティングには白金電極線が溶接されており、これを通して直流電圧が供給される。

試験では、水蒸気をアルゴンガス中に混入して電解要素に供給した。図にみられるように、水素の発生量は温度が高くなるほど増大し、857℃では約2l/hr、907℃では約2.5l/hr、963℃では約3l/hrの水素を発生させることができた。高温水蒸気電解では、同じ印加電圧であれば温度が高いほど水蒸気の電気分解が促進されるが、この結果はそれを示している。

また、温度が高いほど要素の電気抵抗値が低くなっており、陽極膜の電子導電性が温度とともに向上していることがうかがえる。ただし、抵抗値は乾燥した水素ガスを燃料とする燃料電池の場合の電気抵抗よりも3~6倍高く、陰極界面で発生水素が滞留して分極抵抗となっていることが考えられる。

高温水蒸気電解による水素製造基礎試験

目的

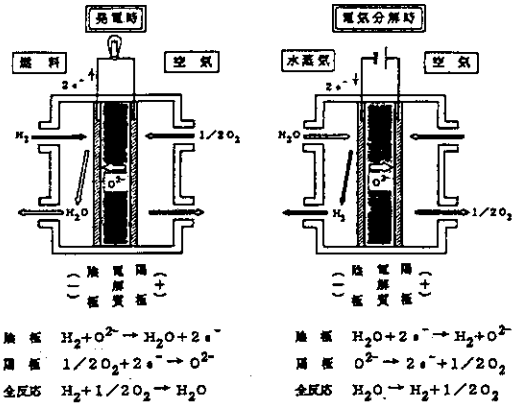
- 高性能な固体電解要素の開発
- 高温水蒸気の電解特性の把握
- 電解要素の取扱い技術の取得
- システムの運転特性の把握

高温水蒸気法の原理

- 固体電解質燃料電池を逆に動作
- 900~1000°Cの高温水蒸気を電気分解

高温水蒸気法の主な特徴

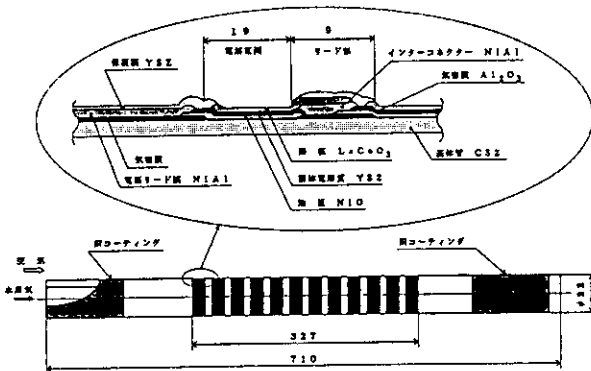
- 高温で水蒸気を電気分解するために必要電気エネルギーが少ない。
(1000°Cの高温水蒸気電解では、水電解に必要なエネルギーの75%)
- 電解要素の構造、モジュール構成が固体電解質燃料電池と同一であり、共通技術として利用可能。
- 生成水素ガスの純度が比較的高い。



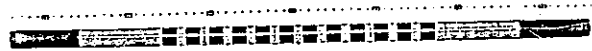
高温水蒸気電解の原理図

(固体電解質に酸素イオン導電体を用いる場合)

試作した固体電解要素

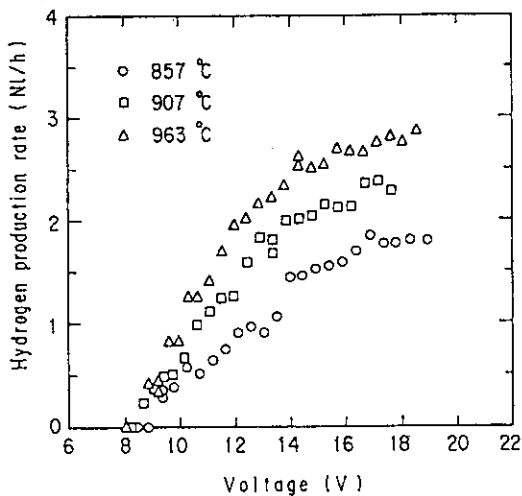


固体電解要素 (12セル) の概要
(要素各部の膜厚: 100~250 μm)

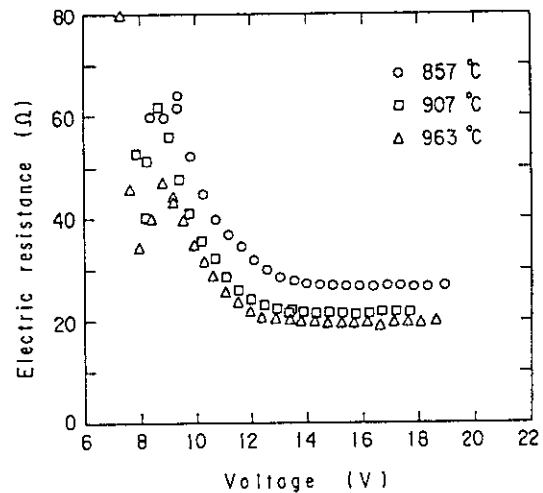


固体電解要素の外観

試験結果



水素発生速度と印加電圧の関係



電解要素印加電圧と要素の電気抵抗の関係

17.17 熱化学法ISプロセスによる水素製造の研究

環境・資源利用研究部

資源利用技術研究室

清水, 小貫, 中島

1. 水素エネルギーシステムと熱化学水素製造法

エネルギー需要の増大と二酸化炭素放出量の削減とに対処するために、原子力と太陽エネルギーを水素と電力に変換して利用する新エネルギーシステムの構築が望まれる。高温ガス炉と熱化学水素製造法は、このシステムの中で大きな役割を担うことができる。

2. ISプロセスの反応構成

ISプロセスでは、ブンゼン反応、ヨウ化水素酸分解反応及び硫酸分解反応を組み合わせ水素を分解する。硫酸分解が、約800℃の高温熱を必要とする吸熱反応である。

3. 硫酸分解反応

硫酸は、約400℃で蒸発して蒸気と三酸化硫黄に分解し、さらに約800℃で三酸化硫黄が二酸化硫黄と酸素に分解する。三酸化硫黄の平衡分解率が十分に大きいことを図に示した。

4. ブンゼン反応

ブンゼン反応で生成する硫酸とポリヨウ化水素酸溶液は、有る条件下で2つの溶液として分離生成する。図は、水のモル分率が0.85~0.9の範囲で密度の大きなポリヨウ化水素酸溶液と密度の小さな硫酸溶液に分離することを示す。

5. ヨウ化水素酸分解反応

ヨウ化水素酸の平衡分解率は小さい。生成物のヨウ素または水素を連続除去する等により分解率50%以上が得られることを示した。効率的な分解法を確立することが、プロセス熱効率を向上させるために必要である。

6. サイクル運転試験

実験室規模でサイクル試験を行うための予備試験装置のフローを示す。運転の過程で
イ) 2液相分離、ロ) HI₂溶液中の硫酸分の除去、ハ) ブンゼン反応における二酸化硫黄の吸収等の各種操作条件を確立することができた。これまでに $1 \text{ H}_2/\text{時間}$ 規模でISプロセスによる水素発生を検証している。

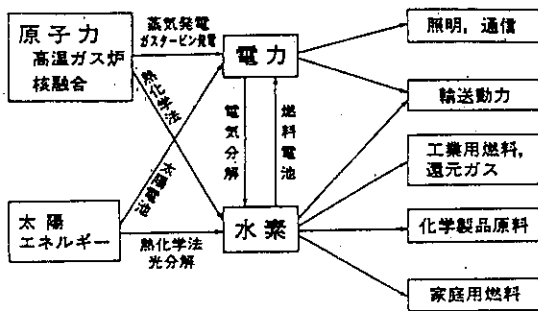
7. 実用装置材料のスクリーニング試験結果

3つの反応工程を模擬した試験環境下における腐食試験の結果を示す。熱化学水素製造法を実用化するためには、今後、耐食性ととともに、強度、加工性、経済性に優れた耐食材料の開発が必要である。

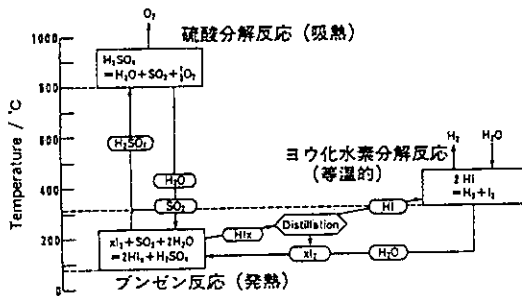
熱化学法—ISプロセス—による 水素製造の研究

高崎研究所
環境・資源利用研究部
資源利用技術研究室

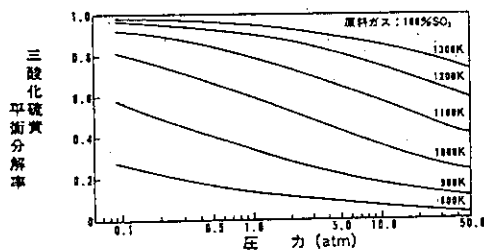
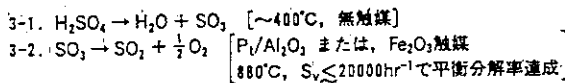
1. 水素エネルギーシステムと熱化学水素製造法



2. ISプロセスの反応構成

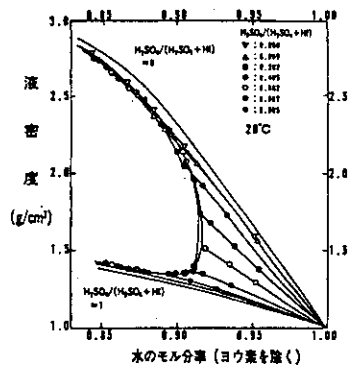


3. 硫酸分解反応



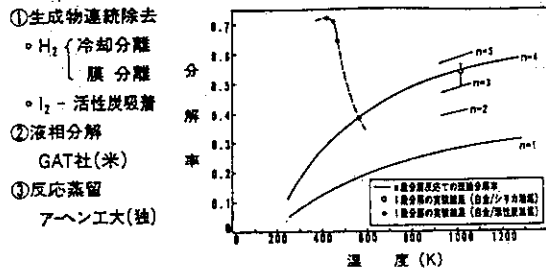
4. ブンゼン反応

- ヨウ素溶液へのSO₂ガスの反応吸収
- 二液相生成物
重液: HI-I₂-H₂O (HI₂溶液)
軽液: H₂SO₄-H₂O (硫酸溶液)

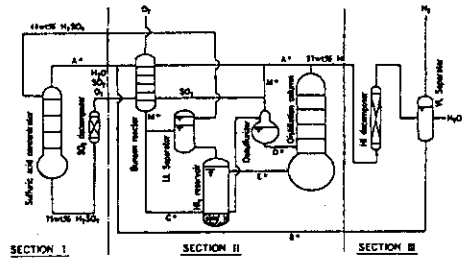


5. ヨウ化水素分解反応

課題: ワンスルー分解率の向上



6. サイクル運転試験 (1 l-H₂/hr)



Scheme of Bench Scale Plant
 * 1 10-15-H₂O mixture (M.L.), No. No < X₂ (< 1) < X₃ < X₄
 * 2 10-15-H₂SO₄-H₂O mixture (Mixed acid)

7. 実用装置材料のスクリーニング試験結果

環境	耐食材料*
硫酸分解工程 硫酸蒸気 (8 8 0 ~ 9 0 0 °C) 3 3 % 硫酸 (, ~ 3 3 0 °C) 7 8 % 硫酸 (~ 1 2 0 °C)	Incolloy 800H, SUS321J1, etc high Si cast iron Ta, Zr
ブンゼン反応工程 HI ₂ +H ₂ SO ₄ (~ 1 2 0 °C)	Ta, Zr, SiO ₂ , Si ₃ N ₄ …… バインダー層出 Fluorine polymers …… 浸漬浸透
HI分解工程 共沸HI蒸気 (~ 4 0 0 °C) HI蒸留** (~ 3 0 0 °C)	Ti, Hastelloy C-276, Inconel 600 Ta, Nb, (Zr)

*) 試験時間 800-1000hr. 露点温度 < 0.5mm/y

**) この環境のみ試験時間 100hr.

18. パネル討論でのパネリストの説明資料

18.1 原子力における低温熱利用及び高温熱利用

榎本 聡明 (東京電力)

1. 低温熱利用

1. 熱利用コミュニティモデル

(1) モデルI

① ホテル

客室	40 m ² × 100 室
温水プール	25 m × 20 m
喫茶・売店・レストラン・映写室	計 1600 m ²
ショッピングセンター	46 m ² × 20 戸

② マリン・センター

40 m² × 100 室

③ ペンション村

40 m² × 36 区画

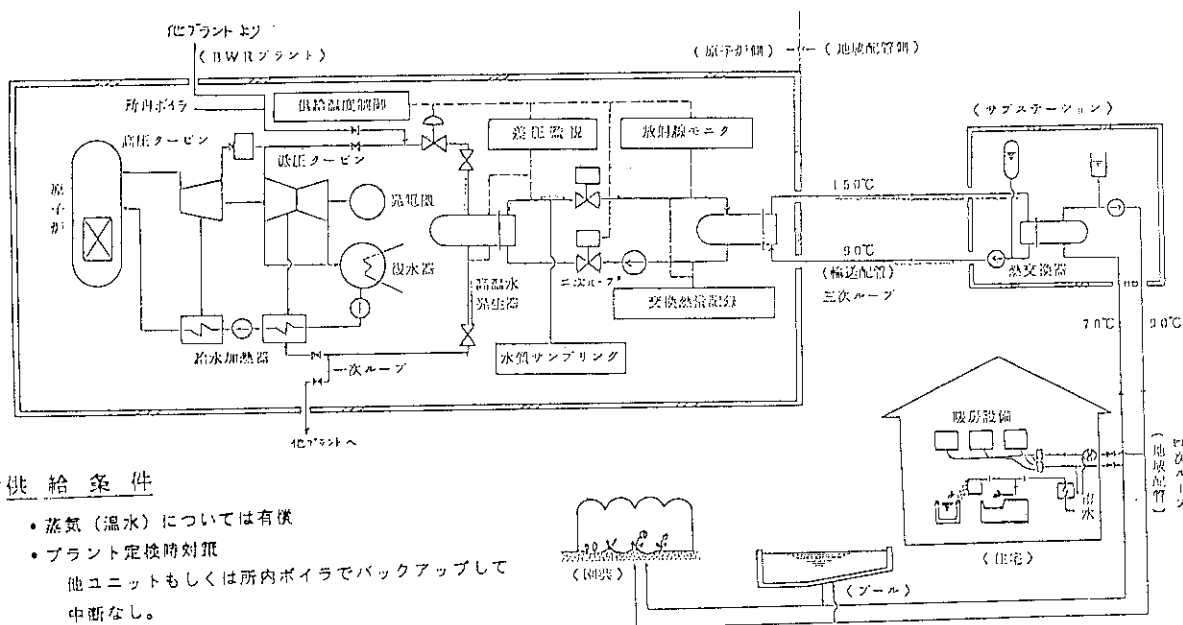
(2) モデルII

モデルIに加うるに

④ ハウス栽培

温室栽培	3000 m ² × 3
冷室栽培	84 m ² × 12

2. 熱供給システム



供給条件

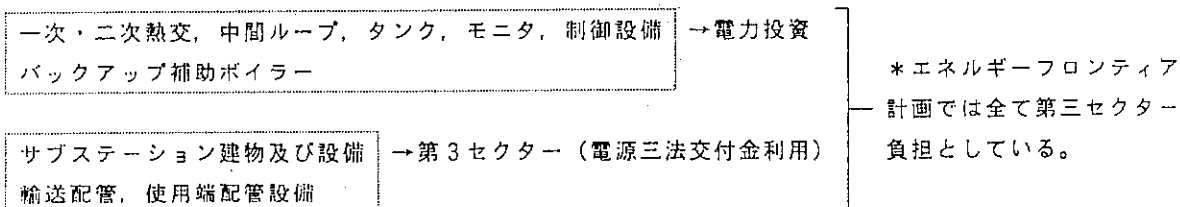
- 蒸気 (温水) については有償
- プラント定検時対策
他ユニットもしくは所内ボイラでバックアップして中断なし。
- 放射能対策
二重熱交かつ二次ループを加圧して一次ループよりも高圧にする。更に中間ループにて放射能モニタで監視。

3. 供給蒸気コストの考え方

- ①. 売電価格 × $\frac{\text{失った発電量}}{\text{供給蒸気量}} \sim 5 \text{円/Mcal}$
- ②. 発電原価 × $\frac{\text{失った発電量}}{\text{供給蒸気量}} \sim 2 \text{円/Mcal}$
- ③. 「失った発電量」のために、他の発電設備を必要として算定 $\sim 3 \text{円/Mcal}$
- ④. 冬期は、余剰蒸気を供給するとして算定（2重定格運転が認められない場合）

$$\text{発電原価の内の燃料代} \times \frac{\text{失った発電量}}{\text{供給蒸気量}} \sim 0.7 \text{円/Mcal}$$

4. 初期投資設備の構成と分担の考え方



5. 評価結果

(1) 使用端蒸気代

- A) 変動費（蒸気代含む）
- B) 間接費
- C) 資本費

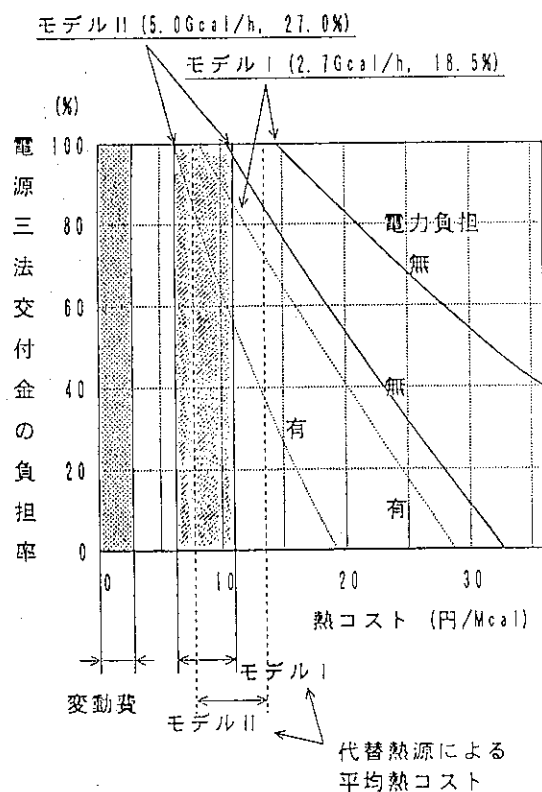
(2) 熱事業者の初期投資額

	電力負担無	電力負担有
モデルⅠ:	14億円	8億円
モデルⅡ:	23億円	13億円

(3) 代替熱源の平均コスト

過去14年間のA重油, 電気料金で算定

モデルⅠ:	6~11円/Mcal
モデルⅡ:	8~13円/Mcal



6. 結 論

軽水炉の熱利用が地域振興策の一つとして検討されている。

(1) 熱利用のインフラストラクチャーを国の整備事業（海浜公園整備事業、港湾整備事業等）などを利用して整備する。

(2) 熱利用システムに要するコストを電力や電源三法により、応分に負担できるよう法整備を行う。

などにより、実現可能と思われる。

II. 高温熱利用

1. 高温ガス炉による高温熱利用は、種々の用途が考えられており、原子力利用のイメージを高めるものである。

2. 高温ガス炉の持つ固有安全性は、魅力ある特性であり、将来の産業構造適応型と言える。

しかしながら、

1. 高温ガス炉の熱利用が我が国のエネルギー戦略の中で、どのような重み（インパクト）を持つかのグローバルな検討が必要である。

2. 高温ガス炉の燃料サイクルが、エネルギー資源問題にどのような重み（インパクト）を持つかの検討が必要である。

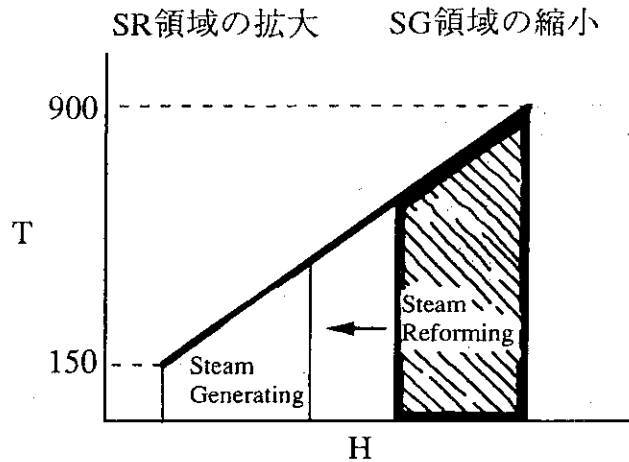
3. 高温ガス炉がユーザーにとって魅力あるものとなるためには、実用規模の炉の長期的な運転による良好な経済性の見込みと信頼性の実証が必要である。

18.2 原子力熱利用の課題

前島 哲夫 (千代田化工建設)

課 題

(1) 低熱源の利用



(2) 基本設計方針

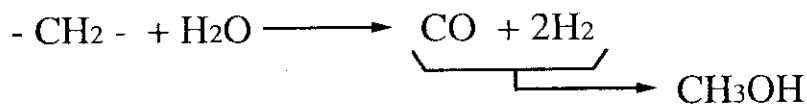
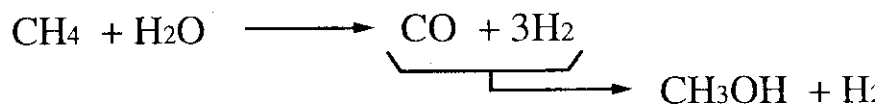
- 原子炉系 - - - - - Safety Oriented
- 化学プロセス系 - - - - - Economics Oriented

(3) Interface Component

- 蒸気発生器
- 熱交換器型反応器
- 熱交換器型ガス加熱器

Methanol Production

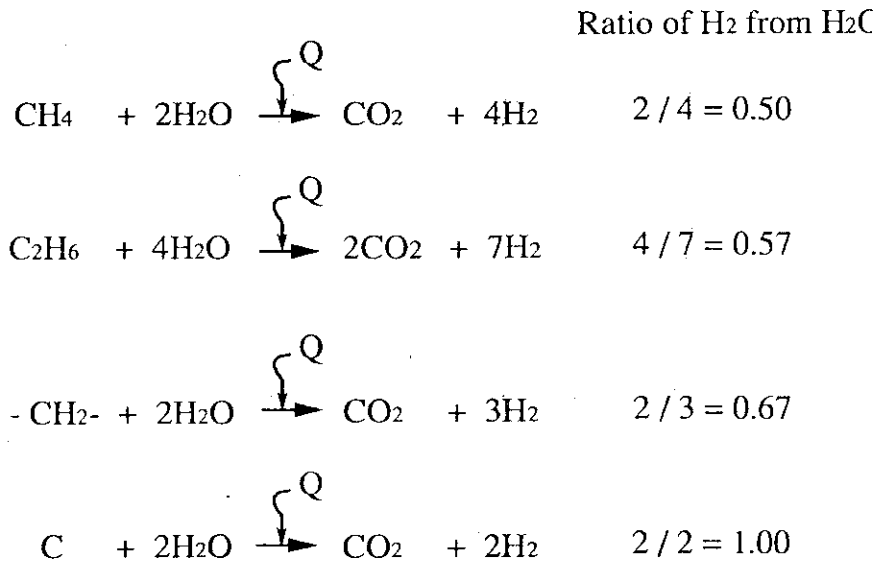
- No release of CO₂



Steam Reforming

Application Synthesis Gas , NH₃ , CH₃OH , H₂

H₂ Production



Applicable Petrochemical Processes

- Capacity Preference

- Candidates
- ⊙ Ammonia
 - ⊙ Methanol
 - ⊙ Ethylene

- Steam Reforming vs. Thermal Cracking

Catalytic

Conversion to
Equilibrium



longer residence
time acceptable

Non Catalytic

short residence time
high heat flux

} higher temp.

Temperature and Energy Requirement in Typical Petrochemical Processes

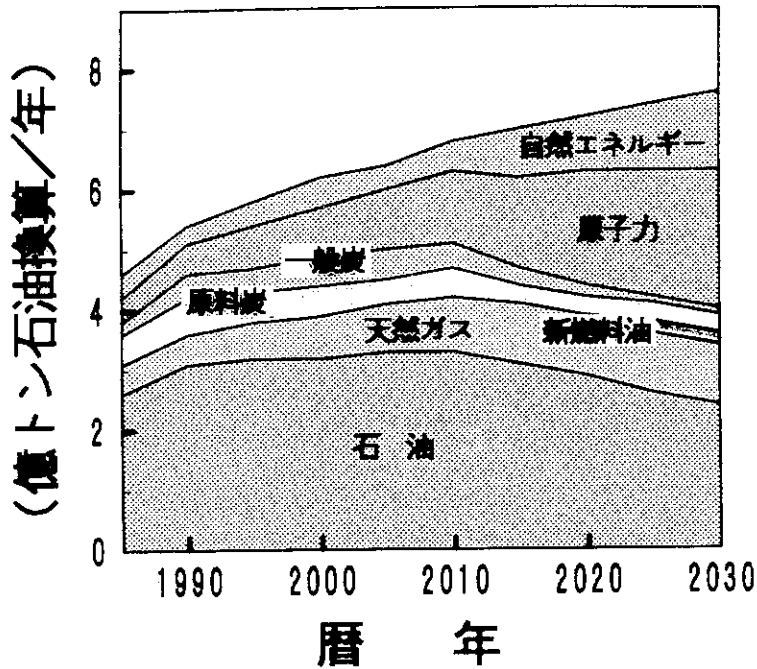
	React. Temp	HTR (Mwt)		
Ammonia from Naphtha (Steam Reforming)	800 °C	265	for	500000 t/y
Methanol from Naphtha (Steam Reforming)	850 °C	195	for	300000 t/y
Ethylene from Naphtha (Thermal Cracking)	880 °C	390	for	400000 t/y
Styrene Monomer from Benzene + Ethylene	500 °C	10	for	50000 t/y

* DATA SOURCE

IAEA Technical Committee Meeting , Oct.1986

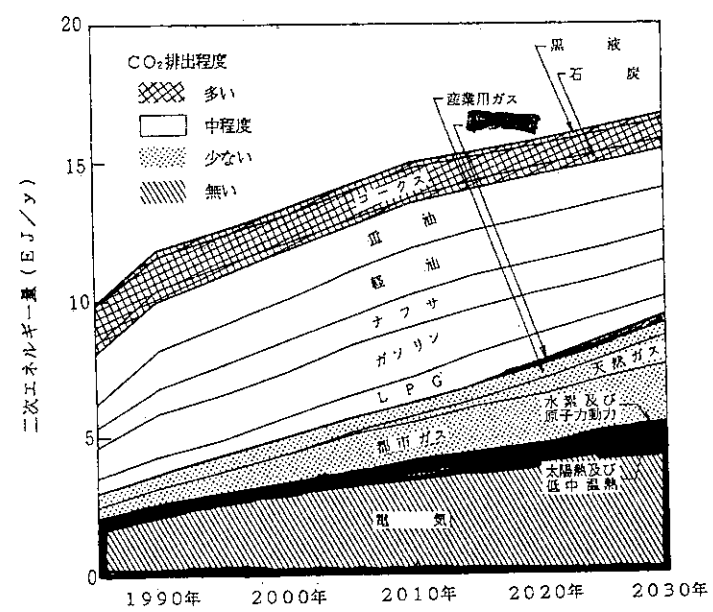
18.3 将来のエネルギー動向と高温ガス炉のCO₂削減への寄与

安川 茂 (核エネルギー技術評価研究室)

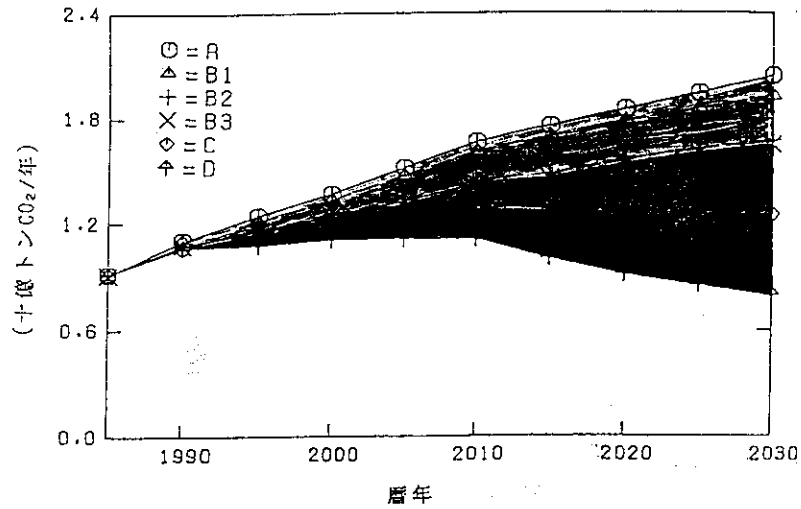


わが国の一次エネルギー供給構造

- ・ MARKALモデルによる解析
- ・ 炭酸ガス搬出量に30\$/tonの課徴金を課した場合



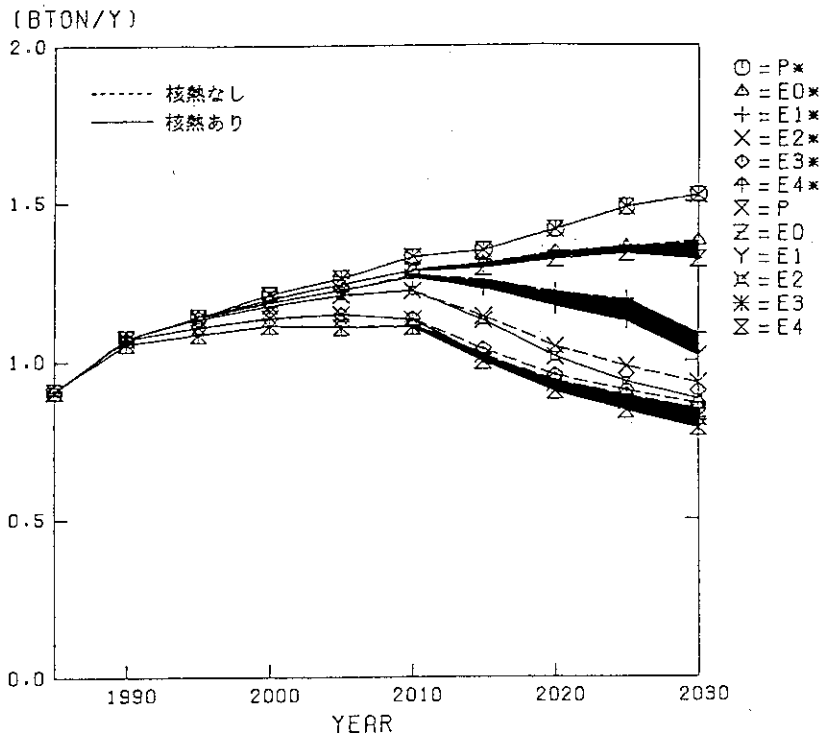
第8図 二次エネルギー需要量 (E3ケース)



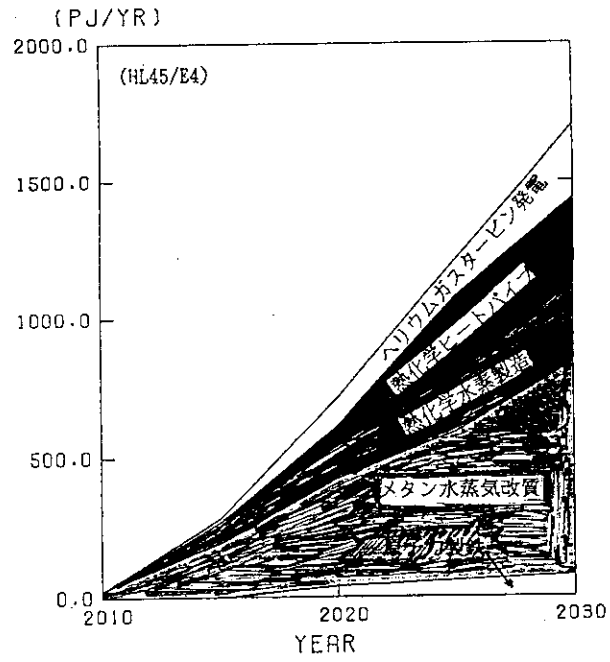
・MARKALモデルによる解析

- A = 省エネルギーをトレンドで推移
- B1 = A + エネルギーの合理的利用
- B2 = B1 + 効率改善
- B3 = B2 + 廃材、廃棄物のリサイクル
- C = B3 + 炭酸ガス排出の少ない燃料への切り替え
- D = C + 非化石エネルギー技術への転換

第5図 わが国のエネルギーシステムにおける炭酸ガス排出抑制方策の効果



第6図 核熱による炭酸ガス放出削減効果



第5図 高温核熱利用の用途別構成 (利用規模高位ケース)

付録1 第2回高温ガス炉研究会プログラム

3月11日(水)

10:00	開会の辞	理事 佐藤 一男
10:05	挨拶	東京大学名誉教授 三島 良績
10:30	特別講演 「これからのエネルギーと地球環境」 東京大学教授 茅 陽一	座長：理事 佐藤 一男

12:00	昼 食	

13:00	報 告 「HTTR建設の現状」 高温工学試験研究炉開発部次長 斎藤 伸三	座長：燃料・材料工学部長 近藤 達男

	セッションI -高温ガス炉の安全性-	座長：東京大学教授 高橋 洋一
13:40	1. HTTRの想定事故と安全性評価	HTTR原子炉開発室長 田中 利幸
14:10	2. AVRの安全性試験	ドイツ・AVR社 Peter Pohl

14:50	コーヒーブレイク	

15:10	3. 高温ガス炉燃料の事故条件下での試験	ドイツ・ユーリッヒ研究所 Heinz Nabielek
15:50	4. 黒鉛構造物の酸化挙動と特性変化	高温材料強度研究室長 衛藤 基邦
16:20	5. 配管破断事故時の空気浸入挙動	高温熱工学研究室長 菱田 誠

16:50	ポスター発表 -高温ガス炉関連研究開発の成果-	
	炉物理 燃料 計測 高温機器 熱流動 設計 材料 熱利用 安全性 等	
18:00		
18:30	懇親会(阿漕ヶ浦クラブ)	
↓		
20:00		

3月12日(木)

セッションII -高温ガス炉の関連機器開発の現状と展望-

座長：原子炉工学部長 平岡 徹

- 9:10 1. HENDELにおけるガス炉関連機器開発 HENDEL管理室長 下村 寛昭
- 9:40 2. 中間熱交換器の要素技術試験 HENDEL開発試験室長 宮本 喜晟

10:10 コーヒーブレイク

- 10:30 3. 高温熱交換器の研究開発 東京工業大学教授 越後 亮三
- 11:10 4. ガスタービン開発の現状 日立製作所 川池 和彦

12:00 昼 食

13:00 基調講演 「我が国における核熱利用の意義と将来展望」

秋山 守東大教授

座長：大洗研所長 佐野川好母

セッションIII -核熱利用技術開発の現状と成果-

座長：高温工学部次長 若山 直昭

- 13:50 1. IS法による水素製造の研究開発 資源利用技術研究室副主任研究員 清水 三郎
- 14:15 2. UT-3法による水素製造の研究開発 東京大学教授 吉田 邦夫
- 14:40 3. 高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験 HENDEL開発試験室副主任研究員 日野竜太郎
- 15:05 4. 水蒸気改質器を用いた水素/メタノール製造システムの設計 HTTR計画室副主任研究員 羽田 一彦

15:30 コーヒーブレイク

15:45 パネル討論 「高温ガス炉核熱利用の展望」

司会：東京大学教授 平田 賢

パネリスト：東京大学教授 秋山 守

東京電力 榎本 聡明

東海大学教授 林 喬雄

千代田化工建設 前島 哲夫

核エネルギー技術評価研究室長 安川 茂

東京大学教授 吉田 邦夫

17:25 総 括 東京大学教授 高橋 洋一

原子炉工学部長 平岡 徹

高温工学部次長 若山 直昭

17:40 閉会の辞 高温工学試験研究炉開発部次長 斎藤 伸三

17:45 解 散

付録2 講演等の要旨

地球環境問題とこれからのエネルギー

東京大学工学部

教授 茅 陽 一

1. 地球環境問題の推移
 - 1) 森林減少問題
住民の差威喝との密着性－開発と環境
 - 2) 酸性雨と成層圏オゾン層問題
 - 3) 温暖化問題
JPCC－INC－UNCED
科学的不確実性と2つの確かな事実
対策の経済影響
2. 即効的対策としての省エネルギー
 - 1) 過去の実績
 - 2) 産業における今後の可能性
 - 3) 民生・運輸における可能性と問題点
3. 二酸化炭素の回収処理
 - 1) その意義：中期技術としての必要性
 - 2) 回収技術とその問題点
 - 3) 処理の方策と問題点
 - 4) バイオ利用：植生拡大の効用と問題点
バイオリアクタの幻想
 - 5) 資源化はあり得るか
4. 太陽エネルギー利用
 - 1) 風力・水力・波浪
 - 2) 分散型PV：そのポテンシャル
 - 3) 大規模PV：エネルギー輸送問題をどう解決するか

5. システムの変革

- 1) ヒートカスケーディング
- 2) hydrocarb processとそのシステム化
- 3) 住居形式の変革：環境共生住宅

わが国における核熱利用の意義と将来展望

東京大学工学部

秋山 守

核熱利用の意義と役割については、従来から広く認識されているところであるが、最近では、地球環境問題の深刻化、あるいは国際社会の激動に伴うエネルギー情勢の変化などを受けて、核熱利用の推進について改めて、より本格的に検討を深めるべきであるとの機運が高まりつつあり、日本原子力産業会議においても、原子炉熱利用懇談会ならびに同調査研究グループにより、鋭意検討が進められている。ここでは、そうした検討の内容を概略参照しながら、わが国における核熱利用の意義と将来展望について要約を行うこととする。

HTTR建設の現状

日本原子力研究所

大洗研究所高温工学試験研究炉開発部

次長 斎藤 伸三

原研では、高温ガス炉技術の基盤の確立と高度化等に資するHTTR（高温工学試験研究炉）の建設に平成3年3月に着手した。HTTRは熱出力30MWで、原子炉出口冷却材温度は定格運転時 850℃、高温試験運転時 950℃で、優れた固有の安全性を有している。また、HTTRは、世界で初めて極めて高温の熱を原子炉外に取り出す原子炉であり、そのため種々の材料開発と設計上の工夫を凝らしている。一方、HTTRは、わが国初めての高温ガス炉のため、国の安全審査において、燃料の許容設計限界、高温構造設計、黒鉛構造設計、原子炉の耐震設計、安全評価等に関し先鞭を着けるものであった。HTTRの建設は、地盤の掘削を終え、現在ベースマットコンクリートを打設中であり、本年6月より格納容器の建方を開始する。初臨界は平成8年度末の予定である。

HTTRの想定事故と安全評価

日本原子力研究所
大洗研究所高温工学試験研究炉開発部
HTTR原子炉開発室
室長 田 中 利 幸

高温工学試験研究炉（HTTR）は、高温ガス炉の技術基盤の確立と高温化を図るとともに、照射実験設備により、高温工学に関する先端研究が行える原子炉である。

原研は、平成元年2月には、国の設置許可（安全審査）の申請を行い、平成2年11月に原子炉の設置が許可され、あわせて地元の了解が得られた。安全審査においては、特にHTTRとして①被覆燃料粒子を使用すること、②減速材及び炉内構造物に黒鉛材料を使用すること、③冷却材にヘリウムガスを使用すること、④原子炉出口における冷却材温度が最高 950℃と高温であること等、従来の軽水型原子炉施設とは異なる基本設計を採用していることなどに関する安全上の重要事項を中心に審議が行われた。

本報告は、これらに対応するため実施した「HTTRの想定事故と安全性評価の概要」、「コード検証」、炉心の損傷及び放射線被ばくのリスクの点から最も厳しくなる「減圧事故の解析結果」について述べる。

Safety Demonstration Tests of AVR

Peter POHL
AVR GmbH/JAERI

Already in the early 1970's tests were carried out with the AVR experimental high temperature pebble bed reactor that consisted of interrupting the coolant flow by stopping the circulators at power operation. At the same time the control rods were kept withdrawn to study recriticality behaviour.

In 1988 a further step was taken. The reactor was brought to conditions which are present if a quick loss of coolant occurs. After normal shut-down and depressurization, both operational temperatures and the decay heat function that follows a full power shut-down were simulated by fission power.

The tests show that the maximum accident temperature in the core remains considerably lower than the maximum operational temperature. This is due to a temperature

displacement from the top of outer core to the core center during the accident with higher temperatures spreading over large parts of the core.

The major problem to overcome in these tests was the protection of the control rods from overheating.

HTR Fuel Experiments Under Accident Conditions

Heinz Nabelek

KFA Juelich

Irradiated spherical fuel elements containing 16,400 coated UO_2 particles each were heated at temperatures between 1,600 and 1,800°C and the fission product release was measured. The demonstrated fission product retention at 1,600°C establishes the basis for the design of small modular HTRs which inherently limit the temperature to 1,600°C by passive means. In addition to this demonstration, the test data show that modern TRISO fuels provide an ample performance margin: release normally sets in at 1,800°C; this occurs at 1,600°C only with fuels irradiated under conditions which significantly exceed current reactor design requirements.

黒鉛構造物の酸化挙動と特性変化

日本原子力研究所

東海研究所高温工学部

高温材料強度研究室

室長 衛 藤 基 邦

HTTRの炉心部に使用される黒鉛材料のうち、主としてIG-110 黒鉛について、その酸化挙動を雰囲気、温度、照射等の観点から概観するとともに、酸化材の強度の評価法を検討した。この手法を用いて支持ポストの炉内酸化挙動を通常運転時及び事故時（水侵入及び空気侵入）について評価した。その結果、通常運転の場合、炉の寿命期間後も強度低下は数%以下と評価できた。空気侵入事故を想定した場合、もっとも厳しい条件でポストは約40%の強度低下が起こると評価されたが、なお負荷荷重の10倍近くの荷重を支えることができると予測された。

配管破断事故時の空気浸入挙動

日本原子力研究所
東海研究所高温工学部
高温熱工学研究室
室長 菱田 誠

配管破断事故はHTTRの設計基準事故の中でも、最も厳しい事故の一つであると考えられる。高温熱工学研究室では、代表的な配管破断事故である、一次冷却系主配管破断事故とスタンドパイプが破断事故の2つを取り上げ、空気の浸入挙動、炉内の流動特性、高温ガス流による黒鉛の酸化特性等について、約6年前から、実験及び解析を行って調べてきた。研究を開始した時点では、一次冷却系主配管破断事故時及びスタンドパイプ破断事故時に空気がどのような過程を経て炉内に浸入するかは全く分からなかったもので、多くの実験を行うとともに解析も行って、空気の浸入挙動の大筋（全体像）を理解することに努めるとともに、安全解析等に必要なデータの取得も行った。これらの研究によって、一次冷却系主配管破断時とスタンドパイプ破断時における空気浸入挙動の大筋を理解することができた。また、研究の過程で得た成果は随時HTTRの安全解析に反映されてきた。

HENDELにおけるガス炉関連機器開発

日本原子力研究所
東海研究所高温工学部
HENDEL管理室
室長 下村 寛昭

HENDELにおける開発研究は計画開始以来十有余年を経た現在までに、T1及びT2試験部を用いた試験研究以外にも多岐にわたるガス冷却炉関連機器に関する試験研究を実施して来た。

ここではT1及びT2試験部に関する試験研究を除いた、主としてHENDELの運転をとおして明らかになった、ガス冷却炉関連機器に関する課題と試験研究の概要を述べ、それらの内からHTTRにも使用を予定している高温ヘリウム冷却器（加圧水冷却器）に関する運転・試験結果とその伝熱上の問題を中心に報告する。

中間熱交換器の要素技術試験

日本原子力研究所 東海研究所

高温工学部 HENDEL開発試験室

宮本 喜晟, 稲垣 嘉之, 内匠 秀樹, 松本 公則

高温工学部 高温構造工学研究室

二川 正敏, 加治 芳行

高温工学試験研究炉(HTTR)の中間熱交換器(IHX)について、IHXの課題である要素毎に実寸部分モデルを製作し、試験を行った。これらの試験は5項目からなり、今まで各試験により得られた結果及び現状は次の通りである。

まず、1)伝熱管外圧クリープ座屈試験では、クリープ座屈時間の測定データは解析結果とほぼ合っていることがわかった。2)マニホールド部構造試験では、変形挙動試験結果と解析結果を比較し、伝熱管サポート部の接合条件はピン結合でよいことがわかった。3)伝熱管群耐震試験では、伝熱管群がセンターパイプとほぼ一体となって振動していることがわかった。4)伝熱管群伝熱流動試験では、流動予備試験を行った段階で、これから本格的な試験を行う。5)伝熱管のISI要素試験では、渦流探傷検出器及びその挿入試験装置の製作が終了し、検出器の検出感度等のデータを取得中である。

高温熱交換器の研究開発

東京工業大学 工学部

教授 越後 亮三

一般に“熱交換”は加熱及び被加熱（あるいは冷却及び被冷却）媒体間でのエネルギーの輸送を行わせるもので、両媒体がそれぞれ気体、液体、固体の場合があり、伝熱現象としては両媒体間あるいは同一媒体内で伝導、対流、沸騰、凝縮、ふく射等が単独あるいは複合して用いられている。両媒体が対流の場合には直接接触等の特殊な場合を除けば固体の隔壁があり、それを貫流する熱通過係数Kは

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{h_1} + \frac{1}{\left(\frac{k_w}{\delta}\right)} + \frac{1}{h_2}$$

で表される。ただし、 h_1 、 h_2 は熱伝達係数、 k_w 、 δ は隔壁の熱伝導率と厚さで、 K の大きさは流体の種類、状態、伝熱現象によって様々な熱交換方法、熱交換器が用いられている。特に新しい材料の特徴を活かした熱交換器が開発されている。

本稿ではポーラス材料のもつ伝熱上の機能を活用し、高温におけるふく射を利用した新しい“熱交換器”について紹介し、新しい熱交換器、反応器等への応用に関する基本的な考え方について説明する。

IS法による水素製造の研究開発

日本原子力研究所
高崎研究所環境・資源利用研究部
資源利用技術研究室
副主任研究員 清水 三郎

高崎研究所で高温ガス炉の熱利用系の確立を目的として研究しているヨウ素硫黄系熱化学法ISプロセスについて、研究開発の現状を報告する。

ISプロセスは、ブンゼン反応、HI分解反応及び硫酸分解反応からなる。本プロセスに必要な全ての反応及び分離操作を行うことが可能な実験室規模の試験装置を製作した。本装置を用いてISプロセスの水素発生を検証を試み、1～3 l 水素/時間規模で6回のサイクル運転を実施できた。

サイクル試験の過程で、ブンゼン反応工程での以下の3点の操作条件を明らかにした。

①生成物の2液相分離、②ポリヨウ化水素酸溶液中の硫酸分除去、及び③二酸化硫黄の吸収量の精度良い見積もり。

反応、分離、計測、及び輸送を含む化学システムとして、ISプロセスの機能を総合的に検証するために必要な基礎データの蓄積/解析が順調に進められている。

UT-3法による水素製造の研究

東京大学工学部
教授 吉田 邦夫

Ca-Br-Fe系の化合物から成る4段の反応サイクル UT(the University of Tokyo)-3法の研究現状について述べる。4つの反応を直列に連結した loop-flow型のベンチスケール装置で連続的に水素と酸素の製造実験を実施し、熱化学分解法による水素製造を実証している。

工業化に必要な固体反応物の製造法、耐食反応装置材料、高温水素膜分離技術の開発がグループ

研究によって進められている。また、熱源として太陽熱を組み込んで真のクリーンエネルギーシステムの可能性が検討されている。これらの結果について述べる。

高温水蒸気電解による水素製造の基礎試験

日本原子力研究所 東海研究所
 高温工学部 HENDEL開発試験室
 副主任研究員 日野 竜太郎
 主任研究員・室長 宮本 喜晟

高温水蒸気電解法は、固体電解質型燃料電池の逆反応を利用し、900～1,000℃の高温水蒸気を固体電解要素を用いて水素と酸素に電気分解させる方法である。この方法は、反応プロセスが単純かつ高効率であり、材料腐食の問題が少ないことから高温ガス炉を熱源とする水素製造プロセスの一つとして期待されている。原研では、数年前から高イオン電導性電解質材料の最適組織の選定、高温安定性試験などの基本物性試験を進めてきた。この成果を踏まえて、より高性能な固体電解要素の開発を進めるとともに、高温水蒸気電解特性、システムの運転特性の把握等を目的として、固体電解要素を試作して基礎試験を開始した。本報告では、試作した電解要素の概要、高温水蒸気電解基礎試験の結果等について述べる。

水蒸気改質器を用いた 水素／メタノール製造システムの設計

日本原子力研究所 大洗研究所
 高温工学試験研究炉開発部 HTTR計画室
 羽田 一彦, 藤本 望, 数土 幸夫

水蒸気改質器を用いた水素／メタノール製造システムは、エネルギー産業における重要な製造技術であり、高温核熱利用として実用化への期待が大きい。原子炉システムとして、従来プラントに匹敵する生産性、経済性を達成し、制御性、安全性を確保することを重点に、問題点の抽出並びに解決策の検討を進めている。

本報は、特に重要な水素／メタノール製造収率の改善並びに起動・停止時に原子炉出力に追従する熱利用システムの負荷制御法などの検討結果について報告する。製造収率は、水蒸気改質器の触媒管をバイオネット型とし、プロセスガス中のメタン分圧を上げる等の工夫により大きく改善し、従来プラントに匹敵する生産性を確保した。

さらに、熱利用システムを原子炉に接続する場合の安全上の問題点を抽出するとともに、今後の検討の進め方を提案した。

パネル討論「高温ガス炉核熱利用の展望」

司 会：	東京大学教授	平 田	賢
パネリスト：	東京大学教授	秋 山	守
	東京電力	榎 本	聡 明
	東海大学教授	林	喬 雄
	千代田化工建設	前 島	哲 夫
	原研	安 川	茂
	東京大学教授	吉 田	邦 夫

原研における今後の高温ガス炉の研究開発の進め方の検討に資するため、平田賢東大教授を座長に、秋山守東大教授、榎本聡明東電副部長、林喬雄東海大教授、前島哲夫千代田化工部長、安川茂原研室長、吉田邦夫東大教授をパネリストとして、「高温ガス炉核熱利用の展望」をテーマにパネル討論が行われた。

間近に迫った21世紀に向け、高温ガス炉核熱利用がCO₂の削減等地球環境の保全に今後積極的に展開されるべきであるとの一致した立場から、高温ガス炉核熱利用の積極的導入の意義と課題、高温ガス炉並びに核熱利用導入予測とその効果、核熱利用技術の現状と課題、実施状況と促進に当たっての問題点、望ましい今後の取組み方等について、専門家の立場から幅広い討論が行われた。今後の20～30年間の短期的な展望のみならず、21世紀以降を展望した長期的な取組みとして、クリーンエネルギーである水素の製造・利用技術の確立等短期から長期を見通した着実な研究開発の推進の重要性が強調された。また、今後の高温ガス炉研究開発に当たって、官民一体とした推進体制並びに開発途上国をも含めた国際協力の積極的な推進の重要性が強調された。