JAERI－M
5181

一流体溶融塩増殖炉の概念設計研究
（前　編）

（ORNL—4541翻訳）

1973年 3月

大道　敏彦・古川　和男・加藤　義夫
大野　英雄・勝田　博司

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

この報告書は，日本原子力研究所がJAERI-Mレポートとして，不定期に刊行している研究報告書です．入手，複製などのお問合わせは，日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて，お申しこしください．

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

JAERI－M 5181

一流体溶融塩増殖炉の概念設計研究（前編）
（ORNL－4541翻訳）

日本原子力研究所東海研究所燃料工学部

大道敏彦，古川和男，加藤義夫

大野英雄，勝田博司

（1973年2月12日受理）

Oak Ridge National Laboratory でここ数年に亘って開発・研究されてきた一流体溶融塩増殖炉の概念設計研究（ORNL－4541）の翻訳である。一流体溶融塩増殖炉の設計の基本的考え方，手順が核的特性，構成機器，材料，安全性等，種々の面から議論されている。この分冊はこれらのうち，炉設計の全般的概要，原子炉一次系，現時点において残された問題点とそれらの実現可能性に対する影響，に関する部分を紹介する。

JAERI-M 5181

Conceptual Design Study of Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor (ORNL-4541) Part I

(translation into Japanese)

Toshihiko OHMICHI, Kazuo FURUKAWA, Yoshio KATO,
Hideo OHNO and Hiroji KATSUTA
Div. of Nuclear Fuel Research, Tokai, JAERI

The Conceptual Design of a Single-Fluid Molten Salt Breeder Reactor (ORNL-4541), in which a various views of principal concepts and procedures of design for a Molten-Salt Breeder Reactor (MSBR) including the nuclear characteristics, the constructual components and instrumentations, the development of special materials, the safety requirements and so on, is discussed, is translated into Japanese. Of these, this Part-I includes mainly the sections concerning to 1) the descriptions and features of overall systems, 2) the design study of the reactor primary system and 3) some problems and uncertainties affecting the feasibility and performance of MSBR.

訳　者　序　文

Oak Ridge National Laboratory では１９４７年頃から溶融塩炉の開発研究が遂行されており，その開発状況は定期的刊行物として，Molten Salt Reactor Program-Semiannual Progress Report その他の多数の報告書にしるされている。この翻訳はこれらの中でのＯＲＮＬ－４５４１ "Conceptual Design Study of a Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor"（June 1970）に関するものである。高温融体材料研究室では溶融塩の原子力利用を研究テーマの一つとしてとりあげており，おのずから溶融塩炉に対する関心は少なくなく，上記レポートの全訳への着手はその興味から比較的容易であった。［この炉の燃料塩用溶媒は$LiF-BeF_2$混合溶融塩であるが，これはＤ－Ｔ核融合炉ブランケットにおいて冷却材のみでなくＬｉのトリチウム生産反応およびＢｅの中性子倍増（n, 2n）反応を利用できるので，特に関心をもって諸実験を行っている。］

溶融塩炉の歴史はもう相当に古く，当初は航空機用として１９５４年にＡＲＥ（Aircraft Reactor Experiment）が運転され，次いで発電炉用として開発される中で１０ＭＷの実験炉ＭＳＲＥ（Molton Salt Reactor Experiment）が１９６６年から三ケ年にわたって成功裡に運転され，また熱中性子による$^{232}Th \rightarrow {}^{233}U$増殖サイクルが実証されるに至って，この炉の新たな展開　すなわち増殖動力炉への可能性が検討されはじめた。ウラン資源の枯渇は増殖炉の必要性を増大させ，現在ではＵ－Ｐｕサイクル ＬＭＦＢＲ計画がが世界的に進められているが，ＭＳＢＲ（Mnlten Salt Breeder Reactor）計画の進展はこれらの技術的援護となり得，またトリウム資源の利用の上でも今後大きな役割をもつであろうと予想される。［液体ナトリウム技術と溶融塩技術の類似性を忘れてはならない。］

不幸にも，このような溶融塩炉をめぐる動きは，必ずしも他の軽水炉，高温ガス炉あるいはＮａ冷却高速炉の動きに比較すると良く知られていなかったという面がある。最初からのリーダーWeinberg を現所長とするOak Ridge National Laboratory の何分の一かの研究者，技術者がこの炉にかけた２５年におよぶ熱意はＭＳＢＲを実現可能性のあるものとし，周辺に溶融塩炉工業を作り出そうとする動きにまでなっているものの，世界的規模から見るとまだひとにぎりのものでしかないという評価が支配しているであろう。我国においても全くその通りであり，他の炉型との比較資料として，時にはとりあげられる事はあっても現実的感覚で評価されることはほとんどないと言って過言ではない。

この時点で，１０００ＭＷ(e)　ＭＳＢＲの概念設計を翻訳しておくことは意味のあることと考えられ，単に当研究室の関心からの作業であること以上のものを期待したい。

ＯＲＮＬ－４５４１は原文にして細字で１８７頁にのぼる膨大なものであり

1. Introduction,　2. Overall Systems Descriptions and Features,
3. Reactor Primary System,　4. Coolant-Salt Circulation System,
5. Steam-Power Sytem,　6. Fuell-Salt Drain Sytem,　7. Reactor off-Gas System,　8. Fuel-Salt Processing System,　9. Liquid Waste

Disposal System, 10. Plant Operation, Control, and Instrumentation, 11. Auxiliary Systems, 12. Maintenance and Repair Systems, 13. Buildings and Containment, 14. Site Description, 15. Cost Estimates for Alternatives, and their Effects for the MSBR Station, および 16. Uncertainties and Alternatives, and Effects on Feasibibity and Perfomance, からなっている。本翻訳書ではこれらのうち，総括（Summary）からはじまって1，2，3章の序，全系の総括的な記述と特徴，原子炉一次系に関するものまでと，今後の課題を明記している最後の16章の訳に関したものであり，特に最後の16章を第一分冊中に入れたのは，現在あるいは将来において溶融塩炉とその周辺の研究を行う人にとって，有意義な指針となり得るという点で，最も早く知りたい事柄であろうと思ったからである。1，2，3および16章は分量にするとORNL-4541のほぼ半分を占めていて，編集上，これらを第一分冊としてまず訳出することとし，残りの部分は第二分冊として追って刊行することにした。

翻訳作業は数名がそれぞれの部門の訳を担当した後で，用語の統一などに留意したが，まだ読みにくい点が残っていることをおそれる。また，訳を担当した個所が訳者の専門外であったりして，ぎこちない点や訳語の不適当な点なども残されているかも知れない。従って，それらは訳語とともに原文中の言葉をなるべく並記してこれをおぎなった。これらについては，これを種にして色々と御批判御教示いただければ幸いである。

なお，比較的最近のMSBR（あるいはMSR）の開発研究状況をまとめたものとしては，このORNL-4541より約一ケ年先達って刊行された"Nuclear Application & Technology"のVol-8 No.2（1970）での溶融塩炉特集号がある。これはすでに電力中研・高橋研究室により"溶融塩炉論文特集"（1971年10月）として全訳されている。我々の翻訳したORNL-4541は上記の成果に基いて，具体的な動力炉開発計画に乗り出す基点とするための1000MW(e)実用動力炉の概念設計であり，これはただちにEBASCO社を中心とするMolten Salt Groupに85万ドルで委託され，詳細な工学的検討資料となったものである。［EBASCO社のMSGの最近の動向については原子力工業第19巻No.2 p.66（1973）参照］

この訳書がMSBRの理解のみでなく，広く溶融塩技術の現状および問題点の理解に役立てば幸いである。なぜならば，特に核融合炉技術の一部として将来重要度を増すであろうと信ずるからである。

1973年1月30日

高温融体材料研究室

ORNL-4541

Molten-Salt Reactor Program

CONCEPTUAL DESIGN STUDY OF A SINGLE-FLUID MOLTEN-SALT BREEDER REACTOR

Molten-Salt Reactor Program Staff

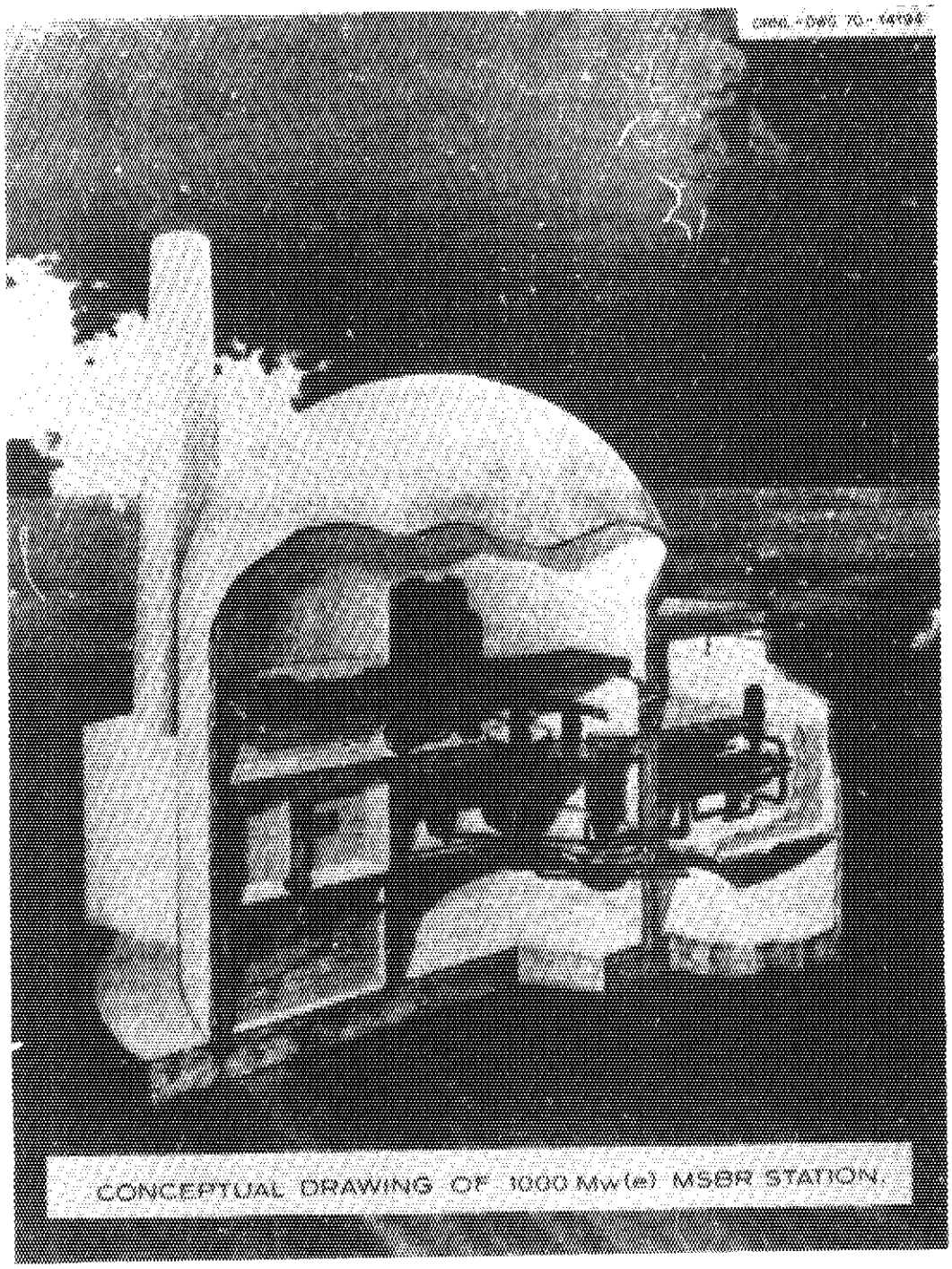
Compiled and edited by

Roy C. Robertson

With principal report contributions by:

John L. Anderson	P. N. Haubenreich	Roy C. Robertson
H. F. Bauman	E. C. Hise	M. W. Rosenthal
C. E. Bettis	P. R. Kasten	Dunlap Scott
E. S. Bettis	R. J. Kedl	W. H. Sides
R. B. Briggs	H. E. McCoy	A. N. Smith
W. L. Carter	H. A. McLain	O. L. Smith
C. W. Collins	L. E. McNeese	J. R. Tallackson
W. P. Eatherly	J. R. McWherter	Roy E. Thoma
S. J. Ditto	R. L. Moore	H. L. Watts
W. K. Furlong	A. M. Perry	L. V. Wilson

June 1971


CONCEPTUAL DRAWING OF 1000 Mw(e) MSBR STATION.

目　　次

総　括（Summary）…… 1

謝　辞（Acknowledgement）…… 8

第1章　序（Introduction）…… 9

第2章　全体的な系の記述と特徴（Overall System Descriptions and Featuves）…… 12

§2.1　原子炉一次系（Reactor Primary System）…… 12

§2.2　二次系塩循環系（Secondary-Salt Circulating System）…… 13

§2.3　タービン発電機プラントのための水蒸気発電系…… 13

§2.4　燃料塩ドレイン系（Fuel-Salt Drain System）…… 14

§2.5　オフガス系（Off-Gass System）…… 15

§2.6　燃料塩再処理系（Fuel-Salt Processing System）…… 16

§2.7　附属系およびその他の支援系（Auxiliary and Other Support System）…… 17

第3章　原子炉一次系（Reactor Primary System）…… 21

§3.1　一般的記述（General Description）…… 21

§3.1.1　設計目的（Design Objective）…… 21

§3.1.2　一般的記述と設計的考察（General Description and Design Consideration）…… 21

§3.2　特殊材料（Special Materials）…… 32

§3.2.1　燃料塩（Fuel Salt）…… 32

§3.2.2　冷却材塩（Coolant Salt）…… 33

§3.2.3　原子炉用黒鉛（Reactor Graphite）…… 33

§3.2.4　Hastelloy N …… 37

§3.3　特殊性（Nuclear Characteristics）…… 43

§3.3.1　MSBR炉心設計の選択（Selection of MSBR Core Design）…… 43

§3.3.2　炉心設計の最適化（Optimization of Core Design）…… 44

§3.3.3　燃料サイクルおよび炉心設計パラメータ変化の影響（Effect of Change in the Fuel-Cycle and Core Design Parameters）…… 45

§ 3.3.4 反応度係数 (Reactor Coefficients) …… 48
§ 3.3.5 MSBRにおけるガンマー熱および中性子熱 (Gamma and Neutron Heating in the MSBR) …… 49
§ 3.3.6 MSBRにおける核分裂生成物加熱 (Fission Product Heating in the MSBR) …… 50
§ 3.3.7 トリチウムの生成と分布 (Tritium Production and Distribution) …… 52
§ 3.4 炉心および反射体の熱ならびに水力学的設計 (Thermal and Hydraulic Design and Reflector) …… 64
§ 3.4.1 炉 心 (Core) …… 64
§ 3.4.2 半径方向反射体 (Radial Reflector) …… 67
§ 3.4.3 軸方向反射体 (Axial Reflectors) …… 68
§ 3.5 原子炉容器の設計 (Reactor Vessel Design) …… 72
§ 3.5.1 炉容器の記述 (Reactor Vessel Description) …… 72
§ 3.5.2 炉容器の温度 (Reactor Vessel Temperature) …… 73
§ 3.5.3 炉容器の応力 (Reactor Vessel Stresses) …… 74
§ 3.6 一次系塩のパイピング (Primary System Salt Piping) …… 75
§ 3.7 一次熱交換器 (Primary Heat Exchangers) …… 76
§ 3.7.1 設計的要求 (Design Requirements) …… 76
§ 3.7.2 一般的記述 (General Description) …… 76
§ 3.7.3 設計計算 (Design Calculation) …… 78
§ 3.8 塩循環ポンプ (Salt Circulation Pumps) …… 82
§ 3.8.1 燃料塩ポンプ (Fuel-Salt Pumps) …… 82
§ 3.8.2 冷却材塩循環ポンプ (Coolant-Salt Circulation Pumps) …… 84
§ 3.8.3 塩輸送ポンプ (Salt transfer Pump) …… 84
§ 3.9 気泡発生器とガス分離器 (Bubble Generator and Gas Separator) …… 84
§ 3.9 1 序 (Introduction) …… 84
§ 3.9.2 気泡発生器 (Bubble Generter) …… 85
§ 3.9.3 気泡分離器 (Bubble Saparator) …… 86
§ 3.9.4 気泡除去および添加系 (Buble Removal and Addition System) …… 86

第16章 工業的不確定性および代替案と，実現性および特性に対するそれらの影響 (Uncertainities and Alternatives, and Their Effects on Feasibility and Performance) …… 90

§16.1 総 括 (General) 90
§16.2 材 料 (Materials) 90
§16.2.1 燃料塩 (Fuel Salt) 90
§16.2.2 二次系塩 (Secondary Salt) 91
§16.2.3 Hastelloy N 93
§16.2.4 黒 鉛 (Graphite) 94
§16.3 装置および機器 (System and Components) 96
§16.3.1 原子炉 (Reactor) 96
§16.3.2 一次熱交換器 (Primary Heat Exchangers) 96
§16.3.3 塩循環ポンプ (Salt Circulation Pumps) 97
§16.3.4 ドレインタンク (Drain Tank) 97
§16.3.5 燃料塩ドレインバルブ (Fuel-Salt Drain Valve) 97
§16.3.6 気体核分裂生成物除去装置 (Gaseous Fission Product Removal System) 98
§16.3.7 オフガス系 (Off-Gas System) 98
§16.3.8 水蒸気発生器 (Steam Generators) 98
§16.3.9 計装および制御 (Instrumentation and Controls) 99
§16.3.10 配管と部品支持機構 (Piping and Equipment Supports) 99
§16.3.11 建屋建設 (Cell Construction) 99
§16.4 トリチウムの保持 (Tritium Confinement) 100
§16.5 化学処理系 (Chemical Processing System) 101
§16.6 核分裂生成物の挙動 (Fission Product Behavior) 104
§16.7 熱一電力サイクルにおける水蒸気条件 (Steam Conditions in the Thermal-Power Cycle) 104
§16.8 保守装置と手順 (Maintenance Equipment and Procedures) 105
§16.9 安全研究 (Satety Studies) 105

参考文献 (References) 106

Appendix A. 希ガス移行の理論 (Theory of Noble-Gas Migration) 110

Appendix B. 中性子物理 (Neutron Physics) 116

Appendix C. 英国工業ならびに国際システムの等価ユニット (Equivalent Units for English Engineering and International Systems) 117

Appendix D. MSBR発電所のコスト推算 (Cost Estimates for the MSBR Station) 118

総　括（Summary）

１０００MW(e)一流体溶融塩炉発電所の概念設計の作製により，このような施設が技術的に実現可能であり，経済的にも魅力あることの確信を得た。Molten－Salt Reactor Experiment の満足すべき稼動，および溶融塩炉材料と種々のプロセスに関してすでに成しとげられた幾多の研究開発の結果として，二三の特殊分野での技術的展開を見た後には，MSBR（Molten－Salt Breeder Reactor）原型炉の建設・運転に成功しうることが明らかになった。燃料塩の化学処理設備の研究はまだ充分ではないが，小規模な実験成果から実際的装置が開発出来るという楽観的見通しが得られている。

実際のMSBRは$Th-^{233}U$サイクルによって運転されると想定している。その核分裂物質および親物質は，共にLi，Be，Th，Uのフッ化物の単一混合溶融塩炉（a single molten-salt mixtures）中に溶かされている。この塩は，組成が$LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$（71.7－16.0－12.0－0.3モル％），液相線温度は930 °F（770 °K）であって，より伝熱流動特性をもち，操業温度範囲では非常に低い蒸気圧しかもたない。また黒鉛および構造材のHastelloy Nを濡らさず，実際上腐食しない。

直径22ft，高さ20ftの原子炉容器は中性子減速および反射用の黒鉛を収納しているが，この減速領域は異なった燃料／黒鉛比をもったいくつかのゾーンに分けられている。その塩が裸の黒鉛棒の間の通路を上向きに流れる間に，核分裂により約1050 °F（839 °F）から1300 °F（978 °K）に加熱される。黒鉛製制御棒は炉心の中央にあって，燃料塩と置かはりつつ移動し，炉出力および平均温度を制御する。しかし，それらの制御棒は安全確保のための急速スクラム（fast scramming）を要求されない。長期にわたる反応度制御は燃料濃度の調節により行われる。

炉心の中性子出力密度は，現在入手できる黒鉛の照射許容度から推算して，減速材の寿命が約4年となるように選ばれた。再処理装置を含めた全施設のインベントリーは，MW(e)当り1.47Kg（核分裂性物質）である。これと増殖比1.06から3.3％の年間収率（核分裂性物質）（annual fissile yield）がえられる。この発電装置は44％以上の実質熱効率をもち，2250MW(t)のプラントがあれば充分に実質電気出力1000MW(e)となりえる。

このMSBRの簡単化されたフローダイヤグラムを Fig.S.1 に示してある。一次塩（燃料塩）は炉容器外では4本のループにより循環させられる。（簡単に1本のみ図示）。各回路は一箇の16,000gpm一段遠心ポンプ（single-stage centrifugal pump）と一箇のシエル・アンド・チューブ型熱交換器をもっている。トリチューム，キセノンとクリプトンは循環一次塩からヘリウムガスにより追出される。なおヘリウムは循環塩の副回路中の気泡発生器を通じて導入され，次いでガス分離器で取りのぞかれる。一次塩の1gpm（0.06 liter／sec）の副回路により，増殖された^{233}Uを回収し，核分裂性物質濃度を調節するために^{233}Paが取のぞかれて連続再処理される。ドレインタンクは保守運転中の塩の安全貯

蔵（Safe Storage）に役立てられる。

熱は一次塩から，二次流体の硼フッ化ナトリウム塩に伝達される。この塩組成は$NaBF_4$（92－8モル％）で，液相線温度は725°F（658°K）である。四本の二次回路は，各々一台の変速可能な20000 gpm遠心ポンプをもっている。この二次塩の流れは，各々から1000°Fの水蒸気温度がえられるように分けられて水蒸気発生器および再熱器に導かれる。この水蒸気は単一の3500psia，1000°F/1000°F，1035MW(e)のタービン発電機（排出圧$1\frac{1}{2}$ inch 水銀柱）に供給される。再生加熱および水蒸気混合は冷却材塩が液態で保持出来るように700°F（644°K）まで水蒸気発生器に入る給水を予熱するのに利用される。

充分開発を終えたMSBRの推定プラント資本コスト（plant capital cost）は内容は異なるが軽水動力炉とほぼ同じである。燃料サイクルコストは極めて低く，また核分裂性物質および親物質の価格に比較的無関係であると期待される。

概念設計で重要な不確定項目はトリチウム閉じ込め，燃料再処理工程，黒鉛およびHastelloy Nの照射挙動，冷却材塩の最適性，保守操作，および核分裂性物質微粒子の挙動である。これらについては，さらに研究が必要であるが，相応な困難があるにしても解決可能と信じられる。

基準的MSBR発電所の主要な設計数値は，溶融塩炉の文献中で普通に使われている英国工学単位（English engineering unit）と国際メートル単位とで Table.S.1 に併記してある。

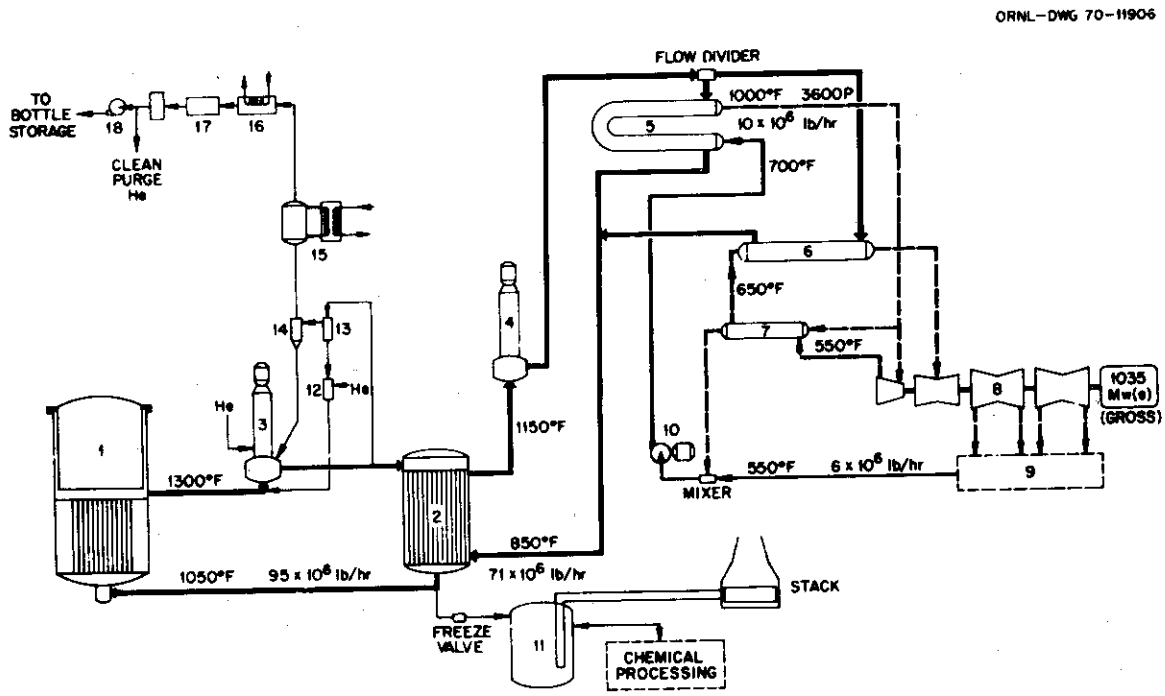


Fig. S.1. Simplified flow diagram of MSBR system. (1) Reactor, (2) Primary heat exchanger, (3) Fuel-salt pump, (4) Coolant-salt pump, (5) Steam generator, (6) Steam reheater, (7) Reheat steam preheater, (8) Steam turbine-generator, (9) Steam condenser, (10) Feedwater booster pump, (11) Fuel-salt drain tank, (12) Bubble generator, (13) Gas separator, (14) Entrainment separator, (15) Holdup tank, (16) 47-hr Xe holdup charcoal bed, (17) Long-delay charcoal bed, (18) Gas cleanup and compressor system.

Table 5.1. Summary of principal data for MSBR power station

	Engineering units[a]	International system units[b]
General		
Thermal capacity of reactor	2250 MW(t)	2250 MW(t)
Gross electrical generation	1035 MW(e)	1035 MW(e)
Net electrical output	1000 MW(e)	1000 MW(e)
Net overall thermal efficiency	44.4%	44.4%
Net plant heat rate	7690 Btu/kWhr	2252 J/kW-sec
Structures		
Reactor cell, diameter × height	72 × 42 ft	22.0 × 12.8 m
Confinement building, diameter × height	134 × 189 ft	40.8 × 57.6 m
Reactor		
Vessel ID	22.2 ft	6.77 m
Vessel height at center (approx)	20 ft	6.1 m
Vessel wall thickness	2 in.	5.08 cm
Vessel head thickness	3 in.	7.62 cm
Vessel design pressure (abs)	75 psi	5.2×10^5 N/m^2
Core height	13 ft	3.96 m
Number of core elements	1412	1412
Radial thickness of reflector	30 in.	0.762 m
Volume fraction of salt in central core zone	0.13	0.13
Volume fraction of salt in outer core zone	0.37	0.37
Average overall core power density	22.2 kW/liter	22.2 kW/liter
Peak power density in core	70.4 kW/liter	70.4 kW/liter
Average thermal-neutron flux	2.6×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}	2.6×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}
Peak thermal-neutron flux	8.3×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}	8.3×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}
Maximum graphite damage flux (>50 keV)	3.5×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}	3.5×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}
Damage flux at maximum damage region (approx)	3.3×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}	3.3×10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}
Graphite temperature at maximum neutron flux region	1284°F	969°K
Graphite temperature at maximum graphite damage region	1307°F	982°K
Estimated useful life of graphite	4 years	4 years
Total weight of graphite in reactor	669,000 lb	304,000 kg
Maximum flow velocity of salt in core	8.5 fps	2.6 m/sec
Total fuel salt in reactor vessel	1074 ft^3	30.4 m^3
Total fuel-salt volume in primary system	1720 ft^3	48.7 m^3
Fissile-fuel inventory in reactor primary system and fuel processing plant	3316 lb	1504 kg
Thorium inventory	150,000 lb	68,100 kg
Breeding ratio	1.06	1.06
Yield	3.2 %/year	3.2 %/year
Doubling time, compounded continuously, at 80% power factor	22 years	22 years
Primary heat exchangers (for each of 4 units)		
Thermal capacity, each	556.3 MW(t)	556.3 MW(t)
Tube-side conditions (fuel salt)		
Tube OD	3/8 in.	0.953 cm
Tube length (approx)	22.2 ft	6.8 m
Number of tubes	5896	5896
Inlet-outlet conditions	1300–1050°F	978–839°K
Mass flow rate	23.45×10^6 lb/hr	2955 kg/sec
Total heat transfer surface	13,000 ft^2	1208 m^2
Shell-side conditions (coolant salt)		
Shell ID	68.1 in.	1.73 m
Inlet-outlet temperatures	850–1150°F	727–894°K
Mass flow rate	17.6×10^6 lb/hr	2218 kg/sec
Overall heat transfer coefficient (approx)	850 Btu hr^{-1} ft^{-2} (°F)$^{-1}$	4820 W m^{-2} (°K)$^{-1}$

Table S.1 (continued)

	Engineering units[a]	International system units[b]
Primary pumps (for each of 4 units)		
Pump capacity, nominal	16,000 gpm	1.01 m^3/sec
Rated head	150 ft	45.7 m
Speed	890 rpm	93.2 radians/sec
Specific speed	2625 rpm$(gpm)^{0.5}/(ft)^{0.75}$	5.321 radians/sec$(m^3/sec)^{0.5}/(m)^{0.75}$
Impeller input power	2350 hp	1752 kW
Design temperature	1300°F	978°K
Secondary pumps (for each of 4 units)		
Pump capacity, nominal	20,000 gpm	1.262 m^3/sec
Rated head	300 ft	91.4 m
Speed, principal	1190 rpm	124.6 radians/sec
Specific speed	2330 rpm$(gpm)^{0.5}/(ft)^{0.75}$	4.73 radians/sec$(m^3/sec)^{0.5}/(m)^{0.75}$
Impeller input power	3100 hp	2310 kW
Design temperature	1300°F	978°K
Fuel-salt drain tank (1 unit)		
Outside diameter	14 ft	4.27 m
Overall height	22 ft	6.71 m
Storage capacity	2500 ft^3	70.8 m^3
Design pressure	55 psi	3.79×10^5 N/m^2
Number of coolant U-tubes	1500	1500
Size of tubes, OD	¾ in.	1.91 cm
Number of separate coolant circuits	40	40
Coolant fluid	^7LiF-BeF_2	^7LiF-BeF_2
Under normal steady-state conditions:		
Maximum heat load	18 MW(t)	18 MW(t)
Coolant circulation rate	830 gpm	0.0524 m^3/sec
Coolant temperatures, in/out	900–1050°F	755–839°K
Maximum tank wall temperature	~1260°F	~955°K
Maximum transient heat load	53 MW(t)	53 MW(t)
Fuel-salt storage tank (1 unit)		
Storage capacity	2500 ft^3	70.8 m^3
Heat-removal capacity	1 MW(t)	1 MW(t)
Coolant fluid	Boiling water	Boiling water
Coolant-salt storage tanks (4 units)		
Total volume of coolant salt in systems	8400 ft^3	237.9 m^3
Storage capacity of each tank	2100 ft^3	59.5 m^3
Heat-removal capacity, first tank in series	400 kW	400 kW
Steam generators (for each of 16 units)		
Thermal capacity	120.7 MW(t)	120.7 MW(t)
Tube-side conditions (steam at 3600–3800 psi)		
Tube OD	½ in.	1.27 cm
Tube-sheet-to-tube-sheet length (approx)	76.4 ft	23.3 m
Number of tubes	393	393
Inlet-outlet temperatures	700–1000°F	644–811°K
Mass flow rate	633,000 lb/hr	79.76 kg/sec
Total heat transfer surface	3929 ft^2	365 m^2
Shell-side conditions (coolant salt)		
Shell ID	1.5 ft	0.457 m
Inlet-outlet temperatures	1150–850°F	894–727°K
Mass flow rate	3.82×10^6 lb/hr	481.3 kg/sec
Apparent overall heat transfer coefficient range	490–530 Btu hr^{-1} ft^{-2} $(°F)^{-1}$	2780–3005 W m^{-2} $(°K)^{-1}$

Table S.1 (continued)

	Engineering units[a]	International system units[b]
Steam reheaters (for each of 8 units)		
Thermal capacity	36.6 MW(t)	36.6 MW(t)
Tube-side conditions (steam at 550 psi)		
Tube OD	¾ in.	1.9 cm
Tube length	30.3 ft	9.24 m
Number of tubes	400	400
Inlet-outlet temperatures	650–1000°F	616–811°K
Mass flow rate	641,000 lb/hr	80.77 kg/sec
Total heat transfer surface	2381 ft^2	221.2 m^2
Shell-side conditions (coolant salt)		
Shell ID	21.2 in.	0.54 m
Inlet-outlet temperatures	1150–850°F	894–727°K
Mass flow rate	1.16×10^6 lb/hr	146.2 kg/sec
Overall heat transfer coefficient	298 Btu hr^{-1} ft^{-2} $(°F)^{-1}$	1690 W m^{-2} $(°K)^{-1}$
Turbine-generator plant (see "General" above)		
Number of turbine-generator units	1	1
Turbine throttle conditions	3500 psia, 1000°F	24.1×10^6 N/m^2, 811°K
Turbine throttle mass flow rate	7.15×10^6 lb/hr	900.9 kg/sec
Reheat steam to IP turbine	540 psia, 1000°F	3.72×10^6 N/m^2, 811°K
Condensing pressure (abs)	1.5 in. Hg	5,078 N/m^2
Boiler feed pump work (steam-turbine-driven), each of 2 units	19,700 hp	14,690 kW
Booster feed pump work (motor-driven), each of 2 units	6200 hp	4620 kW
Fuel-salt inventory, primary system		
Reactor		
Core zone I	290 ft^3	8.2 m^3
Core zone II	382 ft^3	10.8 m^3
Plenums, inlets, outlets	218 ft^3	6.2 m^3
2-in. annulus	135 ft^3	3.8 m^3
Reflectors	49 ft^3	1.4 m^3
Primary heat exchangers		
Tubes	269 ft^3	7.6 m^3
Inlets, outlets	27 ft^3	0.8 m^3
Pump bowls	185 ft^3	5.2 m^3
Piping, including drain line	145 ft^3	4.1 m^3
Off-gas bypass loop	10 ft^3	0.3 m^3
Tank heels and miscellaneous	10 ft^3	0.3 m^3
Total enriched salt in primary system	1720 ft^3	48.7 m^3
Fuel-processing system (Chemical Treatment Plant)		
Inventory of barren salt ($Lif-BeF_2-ThF_4$) in plant	480 ft^3	13.6 m^3
Processing rate	1 gpm	63.1×10^{-6} m^3/sec
Cycle time for salt inventory	10 days	10 days
Heat generation in salt to processing plant	56 kW/ft^3	1980 kW/m^3
Design properties of fuel salt		
Components	$^7LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$	$^7LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$
Composition	71.7-16-12-0.3 mole %	71.7-16-12-0.3 mole %
Molecular weight (approx)	64	64
Melting temperature (approx)	930°F	772°K
Vapor pressure at 1150°F (894.3°K)	<0.1 mm Hg	<13.3 N/m^2
Density:[c] ρ (g/cm^3) = $3.752 - 6.68 \times 10^{-4} t$ (°C); ρ (lb/ft^3) = $235.0 - 0.02317t$ (°F)		
At 1300°F (978°K)	204.9 lb/ft^3	3283.9 kg/m^3
At 1175°F (908°K)	207.8 lb/ft^3	3330.4 kg/m^3
At 1050°F (839°K)	210.7 lb/ft^3	3376.9 kg/m^3

Table S.1 (continued)

	Engineering units[a]	International system units[b]
Viscosity:[d] μ (centipoises) = 0.109 exp [4090/T (°K)]; μ (lb ft^{-1} hr^{-1}) = 0.2637 exp [7362/T (°R)]		
At 1300°F (978°K)	17.3 lb hr^{-1} ft^{-1}	0.007 N sec m^{-2}
At 1175°F (908°K)	23.8 lb hr^{-1} ft^{-1}	0.010 N sec m^{-2}
At 1050°F (839°K)	34.5 lb hr^{-1} ft^{-1}	0.015 N sec m^{-2}
Heat capacity[e] (specific heat, c_p)	0.324 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$ ± 4%	1.357 J g^{-1} (°K)$^{-1}$ ± 4%
Thermal conductivity (k)[f]		
At 1300°F (978°K)	0.69 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	1.19 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1175°F (908°K)	0.71 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	1.23 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1050°F (839°K)	0.69 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	1.19 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
Design properties of coolant salt		
Components	$NaBF_4$-NaF	$NaBF_4$-NaF
Composition	92-8 mole %	92-8 mole %
Molecular weight (approx)	104	104
Melting temperature (approx)	725°F	658°K
Vapor pressure:[g] log P (mm Hg) = 9.024 − 5920/T (°K)		
At 850°F (727°K)	8 mm Hg	1066 N/m^2
At 1150°F (894°K)	252 mm Hg	33,580 N/m^2
Density:[c] ρ (g/cm^3) = 2.252 − 7.11 × 10^{-4}t (°C); ρ (lb/ft^3) = 141.4 − 0.0247t (°F)		
At 1150°F (894°K)	113.0 lb/ft^3	1811.1 kg/m^3
At 1000°F (811°K)	116.7 lb/ft^3	1870.4 kg/m^3
At 850°F (727°K)	120.4 lb/ft^3	1929.7 kg/m^3
Viscosity:[d] μ (centipoises) = 0.0877 exp [2240/T (°K)]; μ (lb$_m$ ft^{-1} hr^{-1}) = 0.2121 exp [4032/T (°R)]		
At 1150°F (894°K)	2.6 lb ft^{-1} hr^{-1}	0.0011 N sec m^{-2}
At 1000°F (811°K)	3.4 lb ft^{-1} hr^{-1}	0.0014 N sec m^{-2}
At 850°F (727°K)	4.6 lb ft^{-1} hr^{-1}	0.0019 N sec m^{-2}
Heat capacity[h] (specific heat, c_p)	0.360 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$ ± 2%	1507 J kg^{-1} (°K)$^{-1}$ ± 2%
Thermal conductivity (k)[i]		
At 1150°F (894°K)	0.23 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	0.398 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1000°F (811°K)	0.23 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	0.398 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
At 850°F (727°K)	0.26 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	0.450 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
Design properties of graphite[j]		
Density, at 70°F (294.3°K)	115 lb/ft^3	1843 kg/m^3
Bending strength	4000–6000 psi	28 × 10^6–41 × 10^6 N/m^2
Modulus of elasticity coefficient	1.7 × 10^6 psi	11.7 × 10^9 N/m^2
Poisson's ratio	0.27	0.27
Thermal expansion coefficient	2.3 × 10^{-6}/°F	1.3 × 10^{-6}/°K
Thermal conductivity at 1200°F, unirradiated (approx)	18 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	31.2 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
Electrical resistivity	8.9 × 10^{-4}–9.9 × 10^{-4} Ω-cm	8.9 × 10^{-4}–9.9 × 10^{-4} Ω-cm
Specific heat		
At 600°F (588.8°K)	0.33 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$	1380 J kg^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1200°F (922.0°K)	0.42 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$	1760 J kg^{-1} (°K)$^{-1}$
Helium permeability at STP with sealed surfaces	1 × 10^{-8} cm^2/sec	1 × 10^{-8} cm^2/sec

Table S.1 (continued)

	Engineering units[a]	International system units[b]
Design properties of Hastelloy N[k]		
Density		
At 80°F (300°K)	557 lb/ft^3	8927 kg/m^3
At 1300°F (978°K)	541 lb/ft^3	8671 kg/m^3
Thermal conductivity		
At 80°F (300°K)	6.0 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	10.4 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1300°F (978°K)	12.6 Btu hr^{-1} (°F)$^{-1}$ ft^{-1}	21.8 W m^{-1} (°K)$^{-1}$
Specific heat		
At 80°F (300°K)	0.098 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$	410 J kg^{-1} (°K)$^{-1}$
At 1300°F (978°K)	0.136 Btu lb^{-1} (°F)$^{-1}$	569 J kg^{-1} (°K)$^{-1}$
Thermal expansion		
At 80°F (300°K)	5.7×10^{-6}/°F	3.2×10^{-6}/°K
At 1300°F (978°K)	9.5×10^{-6}/°F	5.3×10^{-6}/°K
Modulus of elasticity coefficient		
At 80°F (300°K)	31×10^6 psi	214×10^9 N/m^2
At 1300°F (978°K)	25×10^6 psi	172×10^9 N/m^2
Tensile strength (approx)		
At 80°F (300°K)	115,000 psi	793×10^6 N/m^2
At 1300°F (978°K)	75,000 psi	517×10^6 N/m^2
Maximum allowable design stress		
At 80°F (300°K)	25,000 psi	172×10^6 N/m^2
At 1300°F (978°K)	3500 psi	24×10^6 N/m^2
Melting temperature	2500°F	1644°K

[a]English engineering units as used in MSR literature.
[b]Meter-kilogram-second system. Table closely follows International System (SI). See Appendix C for conversion factors from engineering to SI units.
[c]See p. 147, Fig. 13.6, ORNL-4449 (ref. 1).
[d]See p. 145, Table 13.2, ORNL-4449 (ref. 1).
[e]See p. 163, ORNL-4344 (ref. 2).
[f]See p. 92, Fig. 9.13, ORNL-4449 (ref. 1). The value of k shown is for salt with about 5% less LiF than the reference salt. Addition of LiF would increase the average value, probably to 0.72–0.74. The established, and conservative, value of 0.71 was used in the MSBR calculations.
[g]See p. 170, ORNL-4254 (ref. 3).
[h]See p. 168, ORNL-4254 (ref. 3).
[i]See p. 92, Fig. 9.13, ORNL-4449 (ref. 1).
[j]Additional graphite properties are listed in Table 3.4.
[k]Composition, wt %: Ni, balance; Mo, 12; Cr, 7; Fe, 0–5; Mn, 0.2–0.5; Si, 0.1 max; B, 0.001 max; Ti, 0.5–2.0; Hf or Nb, 0–2; Cu, Co, P, S, C, W, Al (total), 0.35.

謝　辞(Acknowledgment)

この設計研究はMolten-Salt Reactor Pragram のスタッフ達(Director:M.W.Rosenthal; Associate director: R.B.Briggs and P.N.Haubenreich)によって行われた。これはORNLの8つの部からえらばれた人員から構成されたチームである。この研究の基礎となった概念設計はE.S.Bettisを長とするグループにより作られたものである。下記の人々がこの研究への実質的貢献をなした。

John L. Anderson	S.J.Ditto	H.E.Mccoy	Roy C.Robertson
H.F.Bauman	W.K.Furiong	R.E.Macpherson	M.W.Rosental
C.E.Bettis	W.R.Grimes	H.A.Mclain	Dunlap Scott
E.S.Bettis	P.N.Faubenreich	L.E.McNeese	W.H.Sides
Howard I.Bowers	J.W.Helm	J.R.Mcwherter	M.Simon-Tov
Robert Blumberg	R.E.Helms	R.L.Moore	A.N.Smith
R.B.Briggs	Peter P.Holz	M.L.Myers	O.L.Smith
J.H.Carswell	P.R.Kasten	H.A.Nelms	Roy E.Thoma
Lloyd Carter	R.J.Kedl	E.L.Nicholson	W.C.T.Stoddart
C.W.Collins	H.T.Kerr	A.M.perry	J.R.Tallackson
W.H.Cook	C.R.Kennedy	T.W.Pickel	H.L.Wetts
W.K.Crowley	M.I.Lundin	H.M.Poly	L.V.Wilson
W.P.Eatherly			

第1章　序　(Introduction)

溶融塩炉計画の主たるねらいは，低コストの電力生産と同時に低コスト燃料資源の国家的開発に合致する動力炉を作り出すことにある。フッ化物塩に核分裂性物質ならびに親物質を溶かした溶液を用いる黒鉛減速熱中性子増殖炉はこの目的をはたす可能性を相当に含んでいる。本報告書はこのような溶融塩増殖炉（ＭＳＢＲ）の設計特性に関する現時点での情報をまとめ上げたものである。

原子炉燃料，並びに冷却材としての溶融塩の研究・開発は過去２０年におよんでおり，その化学的，物理的および照射特性は優れたものであることが判っている。ＯＲＮＬにおけるＭＳＲＥ，これは約5カ年間の予想以上の満足すべき運転を終えて最近停止されたのだが，これによって溶融塩炉技術は相当進歩した。溶融塩炉に関する調査報告書[4]は１９６６年8月に出されたが，これは熱中性子増殖溶融塩炉の可能性を総括するとともに１０００MW(e)動力炉の予備設計，ならびに燃料再処理施設について記述したものである。さらに詳細な設計研究が続行されており[5～7]，１９６８年1月の時点で設計研究状況を包括した報告書[8]も出されている。これらの報告書は二流体炉概念（two－fluid reactor concept），すなわち，核分裂性原子は燃料塩（fuel salt）〔注〝一次系塩〟（primary salt）と〝燃料塩〟という言葉は溶融塩炉の文献中で同義語として使われている。この論文で記されている一流体ＭＳＢＲの場合，一次系塩には燃料および親物質の両者が含まれている。〝一次系塩〟（Secondary salt）と〝冷却炉材〟（Coolant selt）も同義語として使われている。〕と呼ばれる溶融塩中に収められ，親物質はブランケット塩の中に入れられるような炉を取扱っているが，１９６７年の暮には核分裂物質並びに親物質が同一の塩に溶融している一流体（single－fluid）ＭＳＢＲが現実性を含み，また魅力的であるという情報が得られるに至り，二流体炉の研究にとって代って一流体炉の研究が開始された。一流体炉が優れている要因のいくつかを次に示す。

1. 溶融塩炉の再処理の研究でプロトアクチニウムとその他の核分裂生成物とは，ウランとトリウムを含む塩から液体ビスマス中に還元抽出で分離出来た。これにより核分裂および親物質を含む単一塩の再処理は，燃料塩と親物質とが分離している場合よりは困難な点があるが，処理可能となった。

2. 一流体炉で，もし黒鉛／燃料比を炉心の外側の領域で小さくすれば，許容しうる程度の低いインベントリーで1.0より大きい転換比（Conversion ratio）が得られることが核計算で示された。燃料の比出力は二流体型におとるが，３～４％／年の収率が得られた。

3. 減速材に黒鉛を使うことに関して，炉の運転に制約が起ることが判明し，黒鉛をとりかえるような設計が必要である。二流体炉の場合，黒鉛をとりかえる時，原子炉容器を含めた炉アセンブリー全体を取り替えることがより現実的なようである。しかし，一流体ＭＳＢＲでは，炉上部から容易に炉心黒鉛のみ取り替えることが可能である。

5. 炉運転中に照射損傷で黒鉛の寸法変化が起るが，これは一流体MSBRでは二流体の設計の場合より緩和される。

一流体炉設計研究の進展はMSRP Semianual reports[1,2,3,9]に示されている。また"Nuclear Applications and Technology"の1970年1月号の論文[10]は溶融塩炉技術の紹介およびMSBRの概念設計の記述にあてられている。一流体MSBRの設計研究の一般的な基準を示すと，

1. この設計研究には，この炉概念の実現性を確かめること，コストと作動特性の予備的な推定の基礎を与えること。発電炉規模のMSBRに到達するに必要な研究と開発を指示する事，あとにつづくより大きなプラントの特性を調べるための実験的な原型炉の設計に指針を与えること，などが含まれる。
2. MSBRの概念設計は余りに多くの発明や工学的突破口を必要としない技術に基礎を置くべきものである。しかし，工学的進歩の推移は当然，考慮に入れるべきである。
3. 概念設計は1000MW(e)のプラント容量を念頭に置く。
4. コストの推算はMSBR動力炉工業が確立されているものとして行う。

MSBRプラントの設計は次のようなカテゴリーにある色々な系や施設についてなされる。

1. 炉容器中の通路にある燃料塩で発生する核分裂熱が一次熱交換器でとりのぞかれるような原子炉システム；
2. 核分裂生成ガスとガス中粒子（Gas borne particulates）を燃料塩から取り除くオフーガス系（off－gas ststem）；
3. 燃料塩から核分裂生成ガスを連続的にとりのぞき，新たに生れてきた^{233}Uを回収し，親物質を新たに装荷する化学処理施設；
4. 熱エネルギーを電気に変えるための冷却材塩循環系，水蒸気発生器，およびタービン発電機プラント；
5. 制御および計測器を含む全施設，保守機械，補助動力機器，廃棄物施設，凝縮水設備電気スイッチ室，煙突，その他の建物やサービス施設等を含む一般的な施設，機器。

上のような各部分は必ずしも分離される必要はなく，互いに緊密に関連しているが，議論の上は別々にした方が便利である。原子炉，それに関連した構造，保守系，ドレインタンク，オフガス系，化学処理系などはまず第一に関心ある対象であり，次節でくわくし議論する。蒸気タービンプラントや一般的な施設は，多かれ少なかれ，通常的なものであるので，MSBRの全体図を現実性あるものとして完成させ，また，コストを算出するに必要な程度に限って議論する。

MSBRプラントの設計者にとって種々の選択〔訳者注，設計研究をする場合，色々な方法，プロセスがあり，またどの部分に重点を置き，どこに目標を置くか等に選択の自由があるという意味であろう。〕があるが，これは最適化法（Optimization method）により解くことが可能である。しかし，予備的な研究を開始するには，熟慮した上での判断にもと

ずいて多くの分野で，早期の決定を行う必要があった。例をあげると，冷却材ループや水蒸気発生器の数を決めること，７００°Fの給水（feed water）を使用すること，黒鉛の寿命は4年と仮定することなどである。ここで記述する参考設計は，したがってＭＳＢＲが実際的でかつ実現可能であるという事を示すものであって，最良の行動特性と最適化させた設計を示すものでない。

１９７０年の秋の終りごろまでは，技術水準の現状，特に材料の挙動に関する論文類の修正，注解に努力が払われた。しかし，すでに示したように，概念設計の主要部分は，１９６９年の暮から１９７０年の初頭にかけて得られた情報を基礎にして，もっと早くから確立されていた。

第２章　全体的な系の記述と特徴（Overall System descriptions and Features）

E．S．Bettis

§２．１ 原子炉一次系（Reactor Primary System）

ＭＳＢＲの一次系は原子炉，燃料塩から冷却材塩に熱を伝達する４個の一次熱交換器，および溶融フッ化物燃料塩を循環する４個のポンプから成っている。これらの機器は§１３で示す原子炉建屋に収められている。燃料塩用ドレインタンクと崩壊熱除去用機器（（afterheat－removal equipment）は独立系と考え，§2.4で記述される。

原子炉の一次系フローシートをFiq.2.1に示す。約９４.８×１０^{6} ℓb/hrの燃料塩は炉底から１０５０°Fで入ってくる。黒鉛－減速炉心内での核分裂エネルギーにより，原子炉の上部では１３００°Fに上昇する。それから，塩は４個の燃料塩循環ポンプの底に入る。（簡単にするため，Fiq.2.1には４個の流路のうち１個だけしか示していない。）これらの遠心ポンプにより，燃料塩は４個のシエルアンドチューブ（Shell－and－tube）一次熱交換器の管に押し出され，ここで約１０５０°Fに冷却されてから炉底にもどる。個々の燃料塩循環ポンプはバイパスを有し，全ポンプの排出量の約１０％がこれに循環するようになっている。このループは気泡注入装置（gas bubble injection section）を有し，ここでパージガス（普通はヘリウム）が小さな気泡として導入される。気泡発生器は直径１５から２０milの気泡を発生することのできるパイプの中のベンチュリー状部分に置かれている。バイパスループでは気泡発生器の上流にガス分離器を有し，ここで不活性ガスとこれと共に運ばれてきた核分裂生成物がほぼ１００％の効率で取除かれる。下流の羽根車が遠水ガス分離器により出来るうず流を殺すようになっている。除去される核分裂生成物の大部分はキセノン，クリプトン，トリチウム，および極めて微小な化学的に貴な金属（noble metal）粒子から成っている。

除去されたガスは一緒に附着してきた少量の塩とともに小さなタンクに運ばれ，そこでオフガスは原子炉の上部のポンプ容器と出口の環状部（exit annulus）からのガスと一緒になる。このタンクからのオフガスは著るしく放射性であるため，配管は凝固弁のすぐ上流にある原子炉ドレインラインから導かれた１０５０°Fの燃料塩流のあるジャケットによって冷却される。この比較的小流量の燃料が逐次，ポンプ容器にもどりドレイン弁と原子炉容器の間の開配管を確保するものである。

それぞれの燃料塩用ポンプ容器は小型タンクを通じて約１５０gpmがオーバーフローし

て，この流体はオフガスと共にドレインタンクに流れ込む。オーバーフロー方式は液位の制御を単純化し，ドレインタンクへのヘッドと壁を冷却するのを助ける。ドレインタンクの底にある塩駆動ジェットポンプは§2.4に記述するように連続的に溶融塩を循環系にもどす。ドレインタンクは大きな崩壊熱除去容量を具えている。

燃料塩ドレインタンクは凝固プラグ型の〃バルブ〃を具えたドレイン配管により，原子炉容器の底に連結されている。プラント操作員の判断でプラグが引きぬかれ，数分間で塩は動力によって系からドレインタンクに導かれる。凝固プラグは重大な電源喪失(major loss of elactric power)あるいはプラグ冷却系の破損の場合にも引きぬかれる。ドレイン系は主として燃料塩循環ループにリークが起った場合，および保守作業中の塩の貯蔵のためにある。ドレインは確実な炉停止機構(positive reactor shutdown mechanism)であるが，緊急時の操作としては普通は使われない。その理由は，制御棒並びに安全棒により，原子炉はすばやく未臨界になる一方，燃料塩の循環によって，一次熱交換器とともに，核分裂生成物の崩壊熱を除去しつづけるからである。

排液槽が系からの多量な燃料塩のとび散りにそなえて，原子炉建屋の底に具えられている。排液槽は塩を燃料塩ドレインタンクに集めるためドレインの方向にかたむいている。

ドレインタンクの保守作業のためにドレインタンクに加えて燃料塩貯蔵タンクがもうけられている。貯蔵タンクの熱除去系に対して厳格な要求はあまりなく，塩にひたした簡単なU字管があるだけである。水が管の中で沸とうし，水蒸気は自然通風煙突(natural − draft stack)の底に置かれた空冷コイルによって閉じた系の中に凝縮する。このポンプの中のジェットポンプは燃料塩を循環系あるいはドレインタンクへもどすために使われる。

§2.2 二次系塩循環系(Secondary-Salt Circulating System)

MSBRの二次系は4個の冷却材塩循環ポンプ，16個の水蒸気発生器，および8個の再熱器からなり，これらは全て，§13に記述される水蒸気発生器室に置かれている。冷却材塩貯蔵タンクは水蒸気発生器室の真下の部屋に置かれている。

溶融ナトリウムホウフッ化物冷却材塩は Fig.2.1 のフローシートに示すように約71.2×10^6 lb/hr の流速で循環する。冷却材は一次熱交換器のシエル側に850 °Fで入り，1150 °Fで出ていく。4個の冷却材塩ポンプによって1000 °Fの出口水蒸気温度が得られるように4個の水蒸気発生器と2個の水蒸気再熱器を通って冷却材が循環させられている。冷却材塩ポンプは出力変化の間に温度暴走が最少になるように速度可変で運転することが可能であり，定常状態の温度は電力負荷に合うように調整され得る。

§2.3 タービン発電機プラントのための水蒸気発電系(Steam-Power System for the Turbine − Generator Plant)

水蒸気発電系は単一の1035 NW(e)総発電容量のタービン − 発電器ユニット，凝縮系，復水器研摩ならびに再供給水加熱系(Condensate polishing and regenerative

feedwater heating system ），蒸気タービン駆動主給水ポンプ，給水ならびに再熱蒸気予熱器，および附随した制御機構，切かえギヤアー，発電所出力変圧器，その他からなっている。給供水および再熱蒸気予熱器をのぞく，全ての水蒸気発電所設備は現在の発電所では慣例的なものであり，詳細には記述しない。

単純化した蒸気系フローシートを Fig 2.2 に示す。また，基本的データのいくつかを Table S.1 に示す。3500 psia，1000 ℉の約 7.15×10^{6} ℓb/hr の蒸気はタービン流調弁に供給される。高圧タービン排出蒸気は最初，650 ℉に予熱され，次いで1000 ℉に再熱されて中間圧タービンにもどされる。タービンは $1\frac{1}{2}$ in, Hg abs. で水冷凝縮器に排出される。タービンはクロスタービン型（Cross－Compounded unit としてフローシートに示されているが，タンデムタービン型（tandem－Compounded machine ）も使われる。

給水加熱の8つの都階が，高圧ならびに低圧タービン，および2個のタービン駆動ボイラー給水ポンプから取り出される排出蒸気とともに，示されている。高圧タービン出口からの600 psia，552 ℉の蒸気は，蒸気発生器からチューブ側に入り，約866 ℉で排出される蒸気（約3600psia，1000 ℉）とともに，スチーム・ツ・スチームUシエル，Uチューブ研熱交換器の中で約650 ℉に再熱される。この排出蒸気は直接，高圧551 ℉の給水と混合され，水温を約695 ℉に上昇させるために，頭部の抽出加熱器を出ていく。モーター駆動キャンドローター遠心ポンプが水を約3500から3800 psia，700 ℉に押し上げ，蒸気発生器に入っていく。

MSBRでは超臨界圧水蒸気系が選ばれた。この理由は冷却材塩の特性により，水蒸気発生器に必要な700 ℉の給水が，超臨界圧水蒸気と高圧給水とを混合することにより容易に得られるからである。また，700 ℉の給水温度を得るには，Loefflen 型ボイラーの原理を用いれば2400 psia サイクルに対して熱効率は41.1％であるに比して，超臨界圧系では44.4％になる。更に，MSBRの超臨界圧系の資本費は，2400 psia 系のコストと同程度，もしくは低いと判断される。

§2.4 燃料塩ドレイン系 (Fuel－Salt Drain System)

MSBRのドレイン系は，ドレインタンク，ドレイン配管，凝固バルブ，塩を循環ループあるいは燃料再処理プラントにもどすためのポンプならびにジェット系，オフガス熱放出系，崩壊熱放出系，および塩を液相線温度以上に保つための加熱設備からなっている。ドレイン系は炉室からはなれた別の部屋に収められている。

ドレインタンクはいくつかの機能をもっているが，主要なのは燃料塩が循環ループからドレインされた時に，それを安全に貯蔵出来る空間としての機能である。中性子減速は不充分であるので，臨界量がタンク内に存在してはならない。また，崩壊熱放出系は，それが機械部品，パワー供給，あるいは運転員による始動操作とは無関係であるという点で信頼性の確

保出来るものであらねばならぬ。セルヒーターは，タンクとその内容物を約935°Fの塩液相線温度以上に保つようになっている。

高い放射性の核分裂ガスを再処理系で循環燃料塩から分離し，それらを2時間，貯めておく空間として，ドレインタンクがもうけられている。また，ドレインタンクは塩循環ポンプの容器からオーバーフローした蒸気の排水だめの役割もする。核分裂生成物，プロトアクチニウム，過剰の生成物質，不純物の除去のために燃料再処理建屋に送られる燃料塩のうちの少量はドレインタンクからとりだされ，ウラン濃度の処理・調整の後，ふたたび，ここにもどされる。ドレインタンクのもう一つの利用法としてタンクは燃料塩インベントリーより約50％大きい貯蔵容積にしてが，これは熱交換器の管の破損，または圧力差逆流によって一次系に冷却材塩がリークしたような不測事態に，冷却材塩を収容するためである。

燃料ドレインタンクは，ポンプ容器からオーバーフローした約600gpmの塩によるガンマー熱を吸収するとともにタンク壁で円環流の通路を形成するためのライナを持っている。設計限界内に金属の温度を保つために，塩の流れは，上部ヘッドの底表面にそい，それから側面を上方向に流れている。ドレインタンクの底のヘッドの壁は5個の塩駆動ジェットポンプを含んでいる。ジェットを作動させ，オーバーフローした塩をそれぞれの循環系にもどすために，このうちの4個のジェットが，一次系ポンプ出口からの塩にとりつけられている。サイフォンブレークによって，ポンプ容器からの燃料塩が，ジェットの作動停止時にドレインバックしないようになっている。5番目のジェットポンプは1個の分離した燃料塩ポンプからの流量約100gpmの塩により作動し，塩を燃料再処理室に移したり，一次系塩循環ループを充てんするために使われる。

ドレインタンクで放出する崩壊熱は中間熱伝達流体を使った自然循環系によってとりのぞかれる。Fig.2.3 に示されるように，^{7}Lif－BeF_2 冷却材塩は燃料塩に浸されたU－管を通じて，自然通風煙突の基部にとりつけられた熱交換器に循環する。高次の信頼性が得られるように，40個の分離し，かつ，独立した自然対流の回路がある。熱交換器は，輸送する塩を収めた管からそれと物理的に接触していない水冷板に熱を伝播する。その板で発生した水蒸気は自然通風煙突のフィン付空冷コイルに凝縮させられる。

NaK冷却材を使うもう一つのドレインタンク冷却系は§6.4に記される。

§2.5 オフ・ガス系（Off－Gas System）

オフガスは燃料塩ドレインタンクに約2時間保持され，その間に多分，希金属の一部はタンク内面に析出するであろう。Fig.2.1をでわかるように，ドレインタンクから出てきたガスは粒子トラップを通る。ここでは残留粒子が除去され，その後ガスはXeを吸収し，これを47時間の保持（この間に^{135}Xeの97％の減衰がおこる）するために活性炭ベッドに導かれる。活性炭ベッドを離れるほとんどのガスは塩循環系への再導入のために，気泡発生器で圧縮される。47時間活性炭ベッドに入り，（約90日のキセノン保持），そこを出た後はトリチウムおよびクリプトントラップを通じてガス貯蔵タンクに入る。このタンクからのガスは，必要な場合はヘリウムでうすめられて循環ポンプのためのパージガスとして循環系へ，

および清浄なヘリウムが必要な他の個所で再導入される。蓄積したクリプトンとトリチウムは廃棄物建屋のタンク中に貯えられる。

§2.6 燃料塩再処理系 (Fuel-Salt Processing System)

L. E. McNeese

流体燃料の再処理は非常に速くプロトアクチニウムと核分裂生成物による中性子損失を非常に低いレベルをすることが可能なので，熱中性子の増殖は溶融塩炉の場合，経済的に十分可能性をもっている。燃料塩からのガス状核分裂生成物を除去するための装置は§2.1と§2.5に記した。プロトアクチニウム，希土類，および二三の核分裂生成物の濃度は下に記すように，オンサイトな再処理系で少量の燃料塩を連続的に処理することによりおさえられる。溶融塩炉"kidney"に結合可能な基本的プロセスはいくつかある。増殖特性の計算に仮定されるプロトアクチニウムおよび核分裂生成物の除去のための効率的なサイクル時間(Table 3·7)はref·1に記されている系を使うことを念頭に置いている。最近の進歩によると，若干異った再処理プラントを用いても同じ増殖特性が得られ，これにより今後の開発ならびに運転がかなり簡単になることが判った。(11) もっと新しい，魅力的な概念はこの節と§8に記される。

連続的な塩再処理系のフローシートはFig.2·4に示されている。本質的に，プロセスは二つの部分からなっている。すなわち，(1) 原子炉から出てきた塩からウランとプロトアクチニウムを分離し，塩にウランを再導入して原子炉にもどすこと。および(2) 塩から希土類の核分裂生成物を除去することである。

燃料ドレインタンクから取出された少量の燃料塩(0.88 gpm)はフッ素化装置(fluorinater)に流れ，ここでウランの約95%が気体状UF_6ととして取除かれる。それから塩は還元抽出コラムに流れ込み，そこでプロトアクチニウムと残っているウランは化学的に還元され，塩に接触して流れる液体ビスマスに抽出される。ビスマス中に溶解している還元剤であるリチウムとトリウムは抽出コラムの上部に導かれる。コラムを離れたビスマス流はリチウム，トリウム，ならびに核分裂生成物のジリコニウムと同時に，抽出したウランおよびプロトアクチニウムを含んでいる。抽出した物質は，プロトアクチニウムの減衰タンクからフッ化水素化器を通じて循環する廃棄物塩の存在下で$HF-H_2$混合物に流れを接触させることにより，ビスマス流から取除かれる。UF_4とPaF_4を含むフッ化水素化器を出た塩流はフッ化器を通り，ここで約95%のウランがとり除かれる。次に，塩流は約130 ft^2のタンクを通る。ここではほとんどのプロトアクチニウムが保持されて，ほとんどのプロトアクチニウムの減衰塩が取り除かれる。プロトアクチニウムの減衰によりタンク内で生成するウランは塩をフッ化器に循環することによりとり除かれる。

フッ素化の間に揮発性フッ化物を形成しない物質は減衰タンクに蓄えられるであろう；これらの中には核分裂生成物のジルコニウムと腐食生成物のニッケルが含まれる。これらの物質は約0.1 ft^3/dayに相当する速度でタンクから塩を定期的に廃棄することにより，順

次取去られる。

結論を云うと，プロトアクチニウムの分離系の中では，原子炉から出てくるに加えてプロトアクチニウムの減衰により生成するウランの全てはUF$_6$の化学形をもつようである。しかし他方，抽出コラムからの流出塩は核分裂生成物を含んでいるが，ウランやプロトアクチニウムは含まない。

希土類は，現実にトリウム金属で飽和しているビスマスの流れにこれを接触させることにより，プロトアクチニウム抽出器の頭部から出てきた塩流から分離される。抽出された希土類を含むこのビスマス流は"acceptor salt"である塩化リチウムと接触する。トリウムに対する分配係数（metal/salt）は希土類のそれより数オーダー高いので，大部分の希土類はこの接触器のLiClに移るけれど，トリウムはビスマスにのこる。最終的に，希土類は高濃度のリチウム（5および50モル%）を含むビスマス流にこれを接触させることにより，再循環LiClから取除かれる。希土類を含むこれらの物質はプロセスから取除かれる。

原子炉にもどる充分に処理された塩は，原子炉で望まれるウラン濃度（従って反応度）を維持し，調整するに必要な速度で加えられたウラン量を保有している。これは塩およびHFガス中にUF$_4$を生成させるために，塩をUF$_6$と水素に接触させることによって遂行される。

§2・7 附属系およびその他の支援系（Auxiliary and other Support System）

前に記した基本的な系に加えて，溶融塩炉には必常時の電力系，セル加熱系，冷却材塩貯蔵タンク，および保持ならびに黒鉛交換施設が必要である。蒸気－電力系は始動時に給水とタービン装置を予備加熱するためのオイル，あるいはガス燃焼ボイラーが必要であろう。

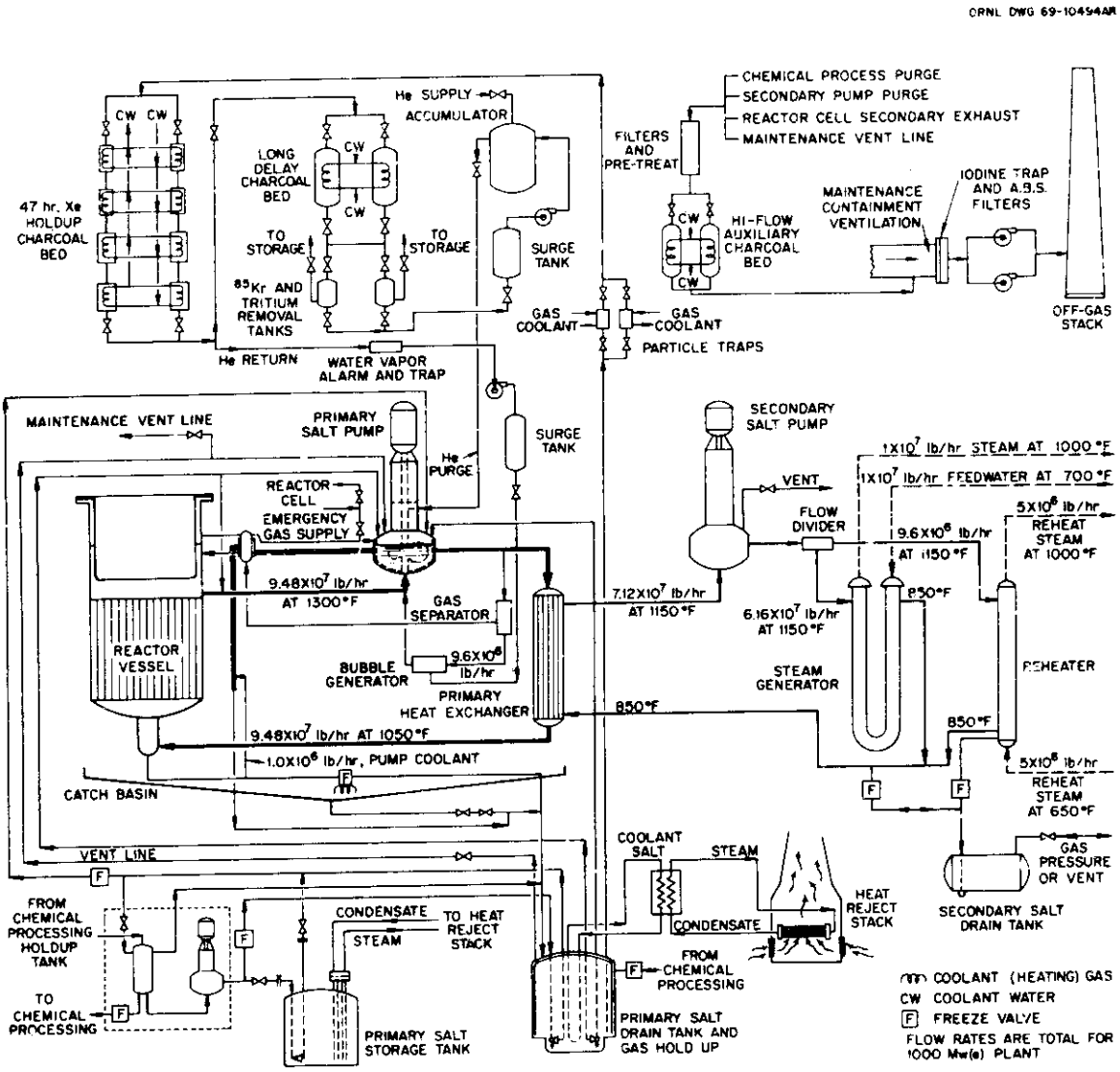


Fig. 2.1. Flow diagram for MSBR reactor plant. (A) Reactor core, (B) Fuel-salt circulating pumps, (C) Primary heat exchangers, (D) Bubble generators, (E) Gas separators, (F) Off-gas combiner tank, (G) Fuel-salt drain tank and gas holdup volume, (H) Particle traps, (I) Charcoal beds for Xe and Kr holdup, (J) Off-gas cleanup and storage system, (K) Coolant-salt circulating pumps, (L) Steam generators, (M) Steam reheaters.

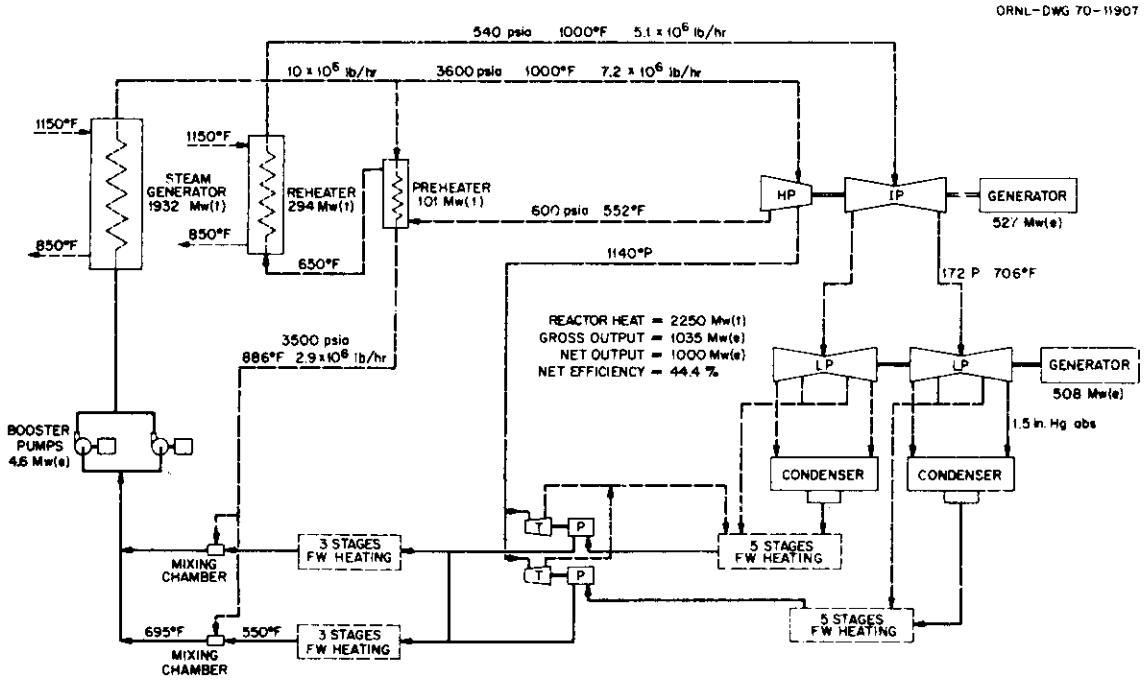


Fig. 2.2. Simplified MSBR steam system flowsheet.

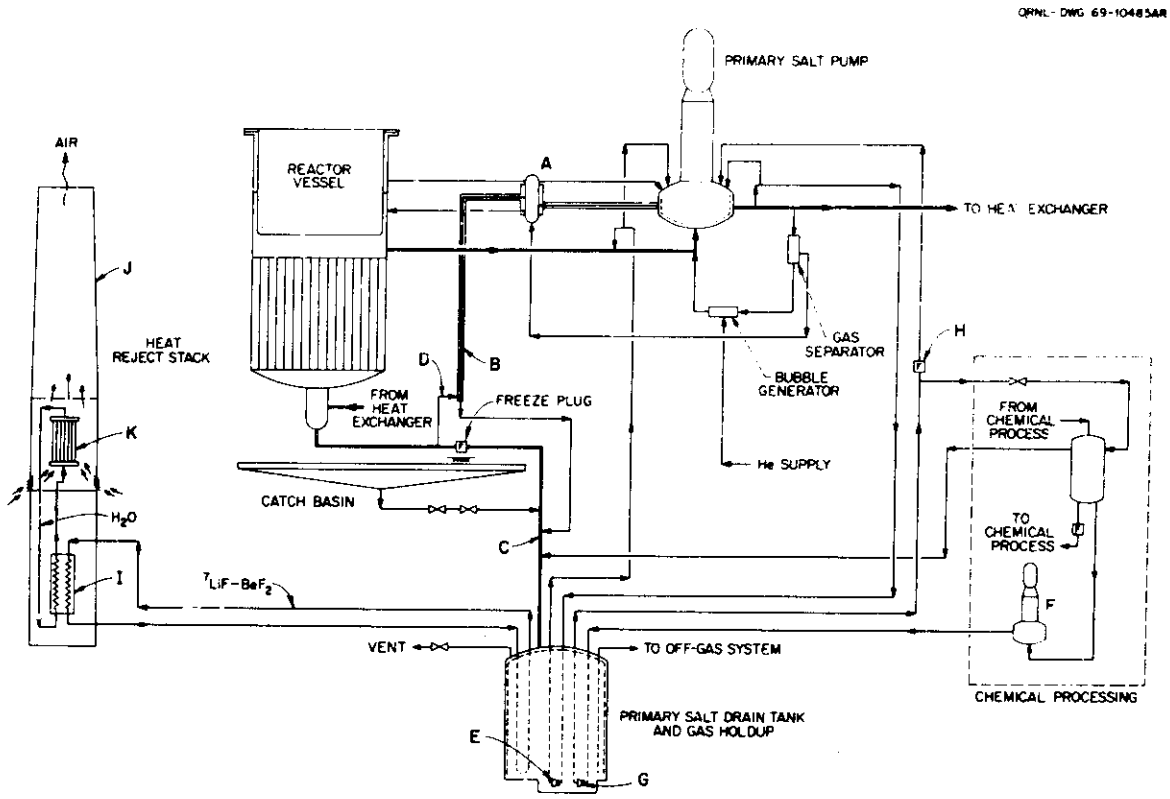


Fig. 2.3. Simplified flow diagram of primary drain tank and heat removal system using $^7LiF-BeF_2$ salt as coolant. (A) Combiner tank for separated gases and overflow salt, (B) Off-gas line with cooling jacket, (C) Fuel-salt drain line, (D) Drain line continuous bleed flow, (E) Jet pumps for returning overflow fuel salt to primary system, (F) Ancillary fuel-salt transfer pump, (G) Jet pump for filling primary system and sending salt to chemical processing, (H) Freeze-plug type valve, (I) $^7LiF-BeF_2$-to-H_2O heat exchanger, (J) Natural draft stack, (K) Water-to-air heat exchanger.

第３章　原子炉一次系　（Reactor Primary System）

§３・１　概　説（General Description）

§3.1.1　設計目標（Design Objectives）

ＭＳＢＲ概念設計研究は，設計上の問題を発見し輪廓を明かにすることと，その概念の有能性を成就させるような設計を発展させることにある。

その基礎的目標は，最低の発力コストで国家の燃料資源の最良の利用をはかるという条件下で，約２２５０ＭＷ(t)の原子力熱生産をうるために，燃料塩と黒鉛の核分裂物質濃度および形状を与えることである。増殖炉の特性を示すよい指標は，それが自己維持ができるまで燃料用として採鉱されねばならないＵ鉱石の総量である。成長している原子炉工業における炉特性のよい指数はGP^2である。ここでＧは増殖率，Ｐは核分裂性物質のKg当りの比熱出力をＭＷで示したものである。この量，いわゆる保存係数（conservation coefficient）は，炉心や反射材の寸法や塩と黒鉛の比率をきめるために，炉物理的最適化研究に使われた。（その詳細は§3.3 2で討議する。　一般には，燃料保存係数の最高値に対する条件はまた，最低の燃料cycleコストと，最低の全発電コストに対応する。）

中性子の影響と最高黒鉛温度は，約４年の予想炉心黒鉛寿命を与えるに充分な位低く保たれた。炉心通路を通る塩の流れは，一段循環ポンプのヘッド容量内に保たれた流れによる圧力低下をもって，どの流路でも同じ２５０°Fの温度上昇となるよう設計された。応力が許容される範囲内の温度に保つように原子炉容器および他の金属部分は冷却された。Hastelloy Nの熱膨脹係数が炉心黒鉛の約三倍であること，照射により黒鉛が寸法変化すること，黒鉛が燃料塩中でかなりの浮力をうけることなどの設計上の問題は，燃料と黒鉛の比と塩速度に余り変化を加えることなしに，密な配置に炉心内容物を保ち，また振動をさけるような方式ですべて収容された。塩は９３０°Fの液相温度以上に保たれるであろう。そして流れは自然循環を促進するように，炉心で上向きにされる。炉は，塩が空になるようドレインできる。そして炉停止に伴う崩壊熱は安全に放散できる。炉容器と反射材黒鉛は炉の寿命中使用できることが期待されるが，炉心は全集合体が周期的に取かえられるように設計された。

勿論，溶融塩増殖炉と発電所に対しては，多くの可能な配合がありうる。ここで記述した概念は，可能と考えるものの一つを示すのであり，その詳細な研究と最適化はもっとよい配合合を生み出すであろう。

§3.1.2　概要と設計上の考慮（Genaral Descriptien and Design Considerations）

E・S. Bettis

主要な設計データは Table.S.1 に集めてある。さらに詳細の炉のデータは Table.3.1に示してある。詳細な炉物理データは Table.3.7 に集めてある。全体の平面および側面図は Fig.3・1 および3.2に示してある。Hastelloy N（容器材料）および減速材

と反射材黒鉛とは，§ 3.2.3 および 3.2.4 に説明してある。

炉容器は直径約２２ft，高さ２０ftで，７５psig で設計してある。それは上部と底に2in 厚と３in厚の皿状ヘッドをもつ。塩は約１０５０°Fで，四本の１６in径ノズルを通って底部の中心マンホルドに入る。そして下部プレナムを通り，黒鉛中の通路を上向に流れ四本の等間隔のノズルから１３００°Fで，上部から出て行く。この出口ノズルは２０in径の塩サクション配管に集められ，循環ポンプに導かれる。６in の燃料塩ドレイン配管は炉容器入口マニホルドの底に連結している。

黒鉛は中性子照射で寸法変化を受けるので，炉心は周期的取換ができるよう設計されねばならない。ＭＳＢＲの参考資料では，平均炉心出力密度は２２.２ $^{W}/_{cc}$ をもつ。これは今えられる材料の照射挙動に基づくならば，約四年の有効炉心黒鉛寿命を与える。炉心黒鉛は，個々の棒とするより，一体の集合体として取除かれ据付けられるよう決定された。なぜならこの方法は早く作業でき，放射能の放出がより少いように思えるからである。集合体として炉心を取扱うことはまた，取換炉心を注意深く前もって組立てられ，工場で検査を許すこととなる。（保守作業は§１２で論ずる）。

反射材黒鉛は正規には３０年の施設寿命だけ使用できるであろう。半径方向の反射材は，取換など配慮せずに容器内部にとりつけられる。底部の軸方向反射材は，新炉心が取換えられる時に付けかえられる。それは設計上その方が配置が容易であるからである。上部の軸方向反射材は，取はずし式上部ヘッドに取付けられておるが，二組のヘッドを持っていてその各々を交互に使うこととなり，それらの黒鉛は取換えられることなく施設寿命まで使用される。

炉は，その体積の１３％が燃料塩で占められた中央領域と，３７％が塩で占められた減速材の少ない外側領域と，約１％の塩を含む反射領域とからなる。可換炉心と反射材との間には１００％塩が入った２in巾の円環状部があり，炉心取換え時の隙間となる。炉の種々の部分の塩と黒鉛の体積と重量は Table 3.2 に一括して示してある。便宜上，炉の各部分や領域に対する名称が Table 3.1 に定義されてある。これは以下の記述の使用されるであろう。

中心部，zone Ｉ－AおよびＩ－Bは，Figs 3.1 および3.2に示したように4in×4in×１３ft長の黒鉛要素から組上げられている。その詳細は Fig 3.3, 3.4 および 3.27 から分る。これらの要素は押出し法で作られ，比較的わずかの機械加工ですむであろう。製作後，各部品は，§ 3.2.3で論ずるようにガス透過をへらすためにシール処理をほどこされる。黒鉛要素の中央と背（ ridge ）を通る孔は，各部品を分離し，流路を形成し，また必要な塩と黒鉛との比率を与える。格子間の流路は，中心孔と流体力学的直径がほぼ等しくしてある。要素設計における熱的流体力学的考察の詳細な論議は，§ 3.4 に与えられる。

炉における核分裂エネルギー発生は，炉心中心で最高で，ほぼ炉心半径のcosin 関数として減少する出力密度（ KW／liter ）をもっている。中央部で８fps，周辺部で２fpsの塩流速へと変化させて，２５０°Fの一様温度上昇がえられる。塩流速は，孔寸法で，黒鉛要素間の通路寸法で，そして流れ通路（ channels ）の終りにあるオリフィスにより決定される。内径1.347 inが外側部で使用される。後者では，格子間流路寸法は，必要な１３％塩体積を保つために小さくされている。0.6 inの孔径は，zone Ｉ－A（内側領域）におい

て選ばれている。もっと小さな孔は，黒鉛のシール処理を困難としてしまうのであろうと考えられた。これら黒鉛要素の端は約10inの円筒状とし，炉の上部および底部で低減速の37%塩領域となるように加工され，さらに上部はFig3.4のように加工され，容器の四本の出口ノズルの方向に塩の流れを向ける目的で，炉心上部で3inの深い出口プレナムを形成させる。浮力と抗力（drag）の効果の下で，プリズム状の外径$1\frac{3}{4}$inの頸状物が上部反射材に堅く押しつけられる。炉の塩が空であるときは，黒鉛は容器底部のHastelloy N支持板の上に乗っている。

4in直径の四ケの6in×6in黒鉛要素は，炉の中心線上に軸方向に取付けられる（Figs3.1および3.2）。しかしもっと多数の棒が§10.2で論ずるように必要となるかも知れない。二本またはそれ以上の孔が，比較的簡単な黒鉛制御棒を受入れる。これは挿入により燃料塩と置換り，反応度を高める。これらの棒は塩に浮く傾向があるから，もし黒鉛がこわれても反応度低下の方向に自己押出性（self-ejecting）をもつ。他の二本の孔は，炉停止用にのみ使われる中性子吸収用棒のためのものである。それの6in×6inの棒は，底部ヘッドの塩分配集合体の底にあるHastelloy N容器中に収納されている。この要素はその位置を指定されているので，炉心が組立てられる時，炉心要素がその周りに積まれる基点として役立つ。全炉心が組立てられ，抑えリングが据えられるまでは，これらの要素を保持するのにジグが使われる。

37%塩の低減速領域，またはより高出力部の周りの半径方向"ブランケット（blanket）領域は，炉心からの中性子漏洩を減らすのに役立てられる。この領域は，二種の要素から成立っている：(1)大きい孔径（2.581in内径）であるほかは，炉心の他の要素に似た4in×4in×13ft長の要素と，(2)Fig 3.1に示したような，炉心の周りに半径方向に配された2in厚×13ftの長さの板（slat）とである。この板は平均巾が約10.5inで，炉心要素のほぼ八角断面配置を円形とするために種々の寸法をもっている。この板はまた，黒鉛に寸法変化がおきても内部炉心要素をコンパクトな配置に堅く保持する役割りをはたす。合いくぎ（dowel pin）が流路を与えるように板を分離しており，列の外端にある垂直のだ円断面黒鉛シールピンは，反射材領域の流れから炉心を流れる塩の流れの大部分を分離する。この板（slab）は互に，長さ方向に約18in間隔で置かれた，黒鉛ボタンにより離されている。各板は外端から約$1\frac{1}{2}$inの所を軸方向に走る溝をもち，長いだ円形の黒鉛合いくぎを収めている。このくぎは，前記の2in円環隙間中の流れから板内の塩流れを分離するために，隣り合った板の間に挿入されてある。炉心の外側列にあるプリズム状物の間にも，同様な機能をはたすために軸方向に走るだ円形の合いくぎがある。

Zone II内には，6in巾の八箇の黒鉛板がある。その一枚はFig 3.3に図示してある。その中心を走る孔は，上記の炉心取換操作中に作われる炉心引上棒のためのものである。それらの孔はまた，燃料塩の一部が，本質的に炉入口温度1050°Fで，上部ヘッドと軸方向反射材を冷却するために，容器の上部へ流れるのを許す。

Fig3.3はまた，可換炉心黒鉛と恒久的に据付けられた反射材黒鉛との間の2in巾の円環状間隙を示している。この間隙は100%燃料塩があり，炉心集合体を取除くための隙間を与え，炉容器の真円からの偏差を吸収し，そして黒鉛反射材ブロックの表面に到達す

る損傷中性子束を減らすのに役立つ。

反射材黒鉛は，低中性子束領域にあるから，Xe透過防止用にシールされる必要はない。また中性子照射量が少いから，炉寿命の間取換える必要はない。反射材はほんの僅かの加工で製作できるように，鋳造黒鉛ブロックからなる。半径方向討射材黒鉛は，約$2\frac{1}{2}$ in厚の僅かにクサビ状となったブロックから作られる。ブロックは容器壁で約10in巾，内縁で約9in巾，高さ43inで四層に組立てられている。Hastelloy N製軸方向のリブは，Fig 3.3に示してあるが，容器壁から$\frac{1}{4}$ in離れた空間を与え，反射材を垂直方向に互に位置きめさせる。炉入口プレナムからの燃料塩は，容器壁と反射材黒鉛の外側を冷すためにこの垂直空間を上向きに流される。

半径方向反射材黒鉛を冷すための軸方向塩流れに加えて，塩の内向も流れが，反射材部品を互に離すために挿入された1in外径の黒鉛ピンまたは合いくぎにより作られる。この塩流路は，低温時には約0.05in巾であるが，運転温度では約0.1in巾に拡げられる。溝の切られたHastelloy Nのオリフイス板が，上部と低部の通路の間の塩の半径方向流れを分散させるために，外側壁にある反射材黒鉛の中に置かれる。これにより反射材中の冷却を一様にすることができる。反射材体積の約1%が燃料塩である。すべての半径方向流れ通路は系が空にされるとき塩がドレインできるように容器壁に向って下向きに傾斜している。

黒鉛はHastelloy Nの熱膨張係数の約$\frac{1}{3}$の値をもつにすぎないから，ブロック間の隙間は系が運転温度となると増加するであろう。これらの時間を均一に分布させるためには，黒鉛の横方向移動を抑えることで保たれる。黒鉛の底部層内の各反射材ブロックは，底中心へ約18inにわたって削られた浅い半径方向溝をもつ。これらの溝は，反射材が積まれる底板に溶接された半径方向のウエブにはまっている。このウエブは，板が膨張するにつれて，金属ベッド板に相対的なある位置に各ブロックを保持する。半径反射材ブロックの上部層は上記Hastelloy N軸方向リブにより底にキーのついたブロックで位置が保持される。このリブはまた，ブロックと壁間の冷却用間隙を与える。半径方向反射材ブロックは，Fig 3.2に示したように，反射材中の各層毎に周縁の溝に挿入されたHastelloy Nのフープにより容器が膨張するにつれ，スペーサ・リブに対しては外向きには押付けられる。リングまたはフープは容器と同じ割合で膨張し，反射材を容器壁につれて動くように外側に押付ける。

上部層の半径方向ブロックはクサビ型であり，上からその位置に最後のブロックを下げる空間がないから，上層ブロックの内の二箇は分離クサビ型であって，炉心集合体を完成させるためにその中に一つのブロックを横方向に動かせるような矩形空間を作ることができる。すべての反射材部品が，納められたのち，分割された金属保持板が上部層の上におかれ，吊られた容器壁に連結したカセットにボルト止めされる。この保持板は，炉が塩で充されたとき反射材が浮き上るのをおさえる。

上部と底部の軸方向反射材は，黒鉛のクサビ型部品から作られる。内側端は約2in巾で，外側周辺端は約16in巾である。さらに，容器の上に皿状ヘッドがあるから，クサビ型部品は中心で約30in厚，外周で約15in厚である。容器の上部ヘッド（とその代替品）は，Fig 3.2に示したように支持された恒久取付けの軸方向反射材集合体をもっている。下部の軸方向反射材黒鉛は，炉心と一緒に更新される。なぜならば，新しい炉心を組立てる基礎となるからである。底部入口の周りの支持構造が，底部黒鉛を支持する。そして軸方向反射

材集合体が，それを連結した3in厚Hastelloy N製内部ヘッド（炉心支持板）の重さにより燃料塩中で浮くのを防止する。

燃料塩の流れは，半径方向反射材黒鉛に対してと同様に軸方向反射材冷却にも使用される。炉入口流れから取られた下部反射材のための塩流れは，容器の下部ヘッド（炉心支持板）および軸方向反射材黒鉛を冷却するのに使われる。内部ヘッドは，それと容器の底部ヘッドの間を塩が流れるよう突起をもっている。内部ヘッドを貫く孔は，底部軸方向の間の通路を通る上向流れができるのを許す。底部ヘッドの間の下部通路は，容器と半径方向反射材黒鉛を冷却するための上向き流れを与える。上部ヘッドと上部軸方向反射材を冷す塩は，炉心の中心の制御棒孔とzone Ⅱの中の炉心引上げ棒孔を通って上向きに流れる。これらはFig 3.1に示され，以下に記述する。この塩は最初は約1050°Fの入口温度をもつが，上部ヘッドと黒鉛の熱を吸収した後は，出口塩の流れと共に炉から出て行く。

炉容器の上部ヘッドは，炉心に近づけるようにフランジ止めになっている。このフランジは，よりよい接近性とより低い照射および温度条件であるように，上部皿状ヘッドの上，数フィートの所にある。炉心除去と取換作業のために，炉心は上部ヘッドと軸方向黒鉛に連結されており，一体として動かされる。それをなすために，炉容器の上部ヘッド中に8ケのシール溶接フランジの穴があり，Fig 3.6　と3.7に示したように炉心の底にある鍛造支持管にボールかんぬきで接続される$2\frac{1}{2}$in径Mo吊上げ棒を挿入するための，炉心黒鉛構造体中の垂直孔に近よれるようになっている。Moは高温強度が大きいので棒材として選ばれた。なぜならば，移動操作中の炉心温度は平均操作温度の1100°F以上になる可能性があるからである。ボールかんぬき機構は，引上げ棒の中心を走る押し棒により上部から作動させられる。各棒の上部の拡大された断面は，炉心とヘッドを共にクランプするために上部ヘッドに当る。この棒は，輸送キャスク内に全集合体を引上げ入れるのに使われる。このキャスクは，将来の炉心解体，廃棄処理のために貯蔵庫に移される。

炉容器は，上部に大きなフランジを持った外壁の延伸部で上部から支持されている。なおそのフランジは，強化されたコンクリート屋根構造に乗っている（Figs 3.2と12.2）。この円筒状部品は，炉容器の上から15ft立ち上っており，2in厚の壁からなっている。炉容器の上部ヘッドも，上部にフランジをもった円筒状延伸部をもち，容器フランジに接続される。このフランジ結合は，炉室の高温部外に置かれ，最高塩液面より上にあり，高い温度勾配や強い照射はうけない。漏洩検出器をもった二重金属ガスケットが使われる。フランジは，操作用床面から容易に近づけるボルトでクランプして止められる。この配置では，ルーフプラグの重さがフランジをクランプするボルト力を強めることを注意すべきである。

すでに述べたように，二番目の炉容器上部ヘッドとその円筒上延伸部とが炉心取替え前に新しい炉心を組立てるために必要であるだろう。使用後に，そして適当な崩変後に，上部ヘッドは次の炉心取換え操作のために改修されるであろう。新炉心は，MSBR格納室外の"clean room"内で工場作業条件下で組立てられであろう。炉心は，新しい黒鉛下部軸方向反射体と共に新しいHastelloy N板の上に組立てられるであろう。すべての要素が八角形配置に置かれたとき，黒鉛バンドがそれらを位置ぎめするために上部ヘッドおよび底部の周りに取付けられる（Fig 3.2）。炉心の集合体が完成した後に，炉室内に気密通路を

通って移される。この炉心に，すでに洗浄され検査された炉上部ヘッドと上部軸方向反射材の集合体が前にのべた棒で連結される。使われた炉心が容器から取除かれた後，新しい取換集合体が下され，連結棒がはづされ，そして棒挿入孔および上部ヘッドフランジがシール溶接される。保守操作の詳細は§13に記述してある。

Table 3.1. Principal reactor design data

Reactor vessel inside diameter, ft	22.2
Vessel height at center,[a] ft	20
Vessel wall thickness, in.	2
Vessel head thickness, in.	3
Vessel design pressure, psig	75
Number of core elements	1412
Length of zone I portion of core elements, ft	13
Overall length of core elements (approx), ft	15
Distance across flats, zone I,[b] ft	14
Outside diameter of undermoderated region, zone II, ft	16.8
Overall height of zone I plus zone II,[b] ft	18
Radial distance between reflector and core, zone II,[b] in.	2
Radial thickness of reflector, in.	30
Average thickness of axial reflectors (approx), in.	22
Volume fraction salt in zone I[b]	0.13
Volume fraction salt in zone II[b]	0.37
Core power density, kW/liter	
Average	22.2
Peak	70.4
Core fuel-salt power density, kW/liter	
Average	74
Peak	492
Core graphite power density, kW/liter	
Average	2.3
Peak	6.3
Core thermal neutron flux, neutrons cm^{-2} sec^{-1}	
Average	2.6×10^{14}
Peak	8.3×10^{14}
Maximum graphite damage flux (>50 keV), neutrons cm^{-2} sec^{-1}	3.5×10^{14}
Graphite temperature at maximum graphite damage flux region, °F	1307
Estimated useful life of graphite, years	4
Total weight of graphite in reactor,[c] lb	669,000
Weight of removable core assembly,[d] lb	600,000
Maximum flow velocity in core, fps	8.5
Pressure drop due to salt flow in core, psi	18
Volume of fuel salt, ft^3	
Total in core (see Table 3.2)	1074
Total in primary system	1720
Fissile-fuel inventory of reactor plant and fuel processing plant, kg	1470
Thorium inventory, kg	68,000
Breeding ratio	1.06
Yield,[e] %/year	3.3
Doubling time,[e] compounded continuously, years	21

[a]Does not include upper extension cylinder.
[b]See Table 3.3 for definition.
[c]Does not include 60,000 lb in alternate head assembly.
[d]Hoist load to be lifted into transport cask.
[e]At 80% plant factor.

Table 3.2. Volumes and weights in the MSBR core and reflector

	Percent salt	Salt volume (ft^3)	Graphite weight (lb)
Core, zone I (14 ft octagon, 13 in. high)	13	288	221,400
Lower and upper axial, zone II, 9 in. thick, top and bottom	37	94.5	18,500
Upper plenum, 3 in. thick, top only	85	36.2	700
Lower plenum, 2½ in. thick, bottom	100	35.4	
Radial, zone II, 16.8 ft. diam × 14.5 ft high	37	282	55,000
Annulus, 17.2 ft diam × 15 ft high (2-in. gap)	100	132	
Salt inlet (lower section), 3.5 ft diam × 1.2 ft high	98	11	
Salt inlet (upper section), 4 ft diam × 1.2 ft high	50	9	900
Lower vessel coolant passage, ½ in.	100	8.2	
Radial vessel coolant plenum	62.5	46.5	3,400
Radial vessel coolant, ¼-in. gap	100	21.2	
Radial reflector, 17.2 ft high × 22.2 ft OD	1.2	26.9	254,400
Axial reflector, bottom	3	14.7	54,800
Axial reflector, top	4	14.7	54,800
Control rod entrance thimble		2.9	
Outlet passage		42.1	5,400
Annulus between upper head flange extension and vessel, ½-in. gap	100	8.7	
Total		1074	669,000

Table 3.3 Terminology used to designate regions and zones of reactor

Term used	Region or zone[a]
Core	This includes the 13, 37, 85, and 100% salt regions out to the inner face of the reflector but does *not* include the reflector
Zone I[b] (zone I-A, zone I-B, etc.)	~13% salt region of core
Zone II[c] (zone II-A, zone II-B, etc.)	~37% salt region of core
Annulus	~100% salt annular region of core between zone II and radial reflector
Lower plenum	~100% salt region of core between zone II and lower axial reflector
Upper plenum	~85% salt region of core between zone II and upper axial reflector
Radial reflector	Graphite region surrounding core in radial direction
Upper axial reflector	Graphite region above core
Lower axial reflector	Graphite region below core
Radial vessel coolant passage	Gap between radial reflector and vessel wall
Upper vessel coolant passage	Gap between upper axial reflector and upper vessel head
Lower vessel coolant passage	Gap between lower axial reflector and lower vessel head
Inlet	Salt inlet passage in lower vessel head and lower axial reflector
Outlet passage	Salt outlet passage in upper axial reflector

[a]See Figs. 3.1, 3.3, and 3.26.
[b]I-A, I-B, etc., are used to designate different element shapes in a zone.
[c]The terms "radial zone II," "upper axial zone II," and "lower axial zone II" should be used as necessary.

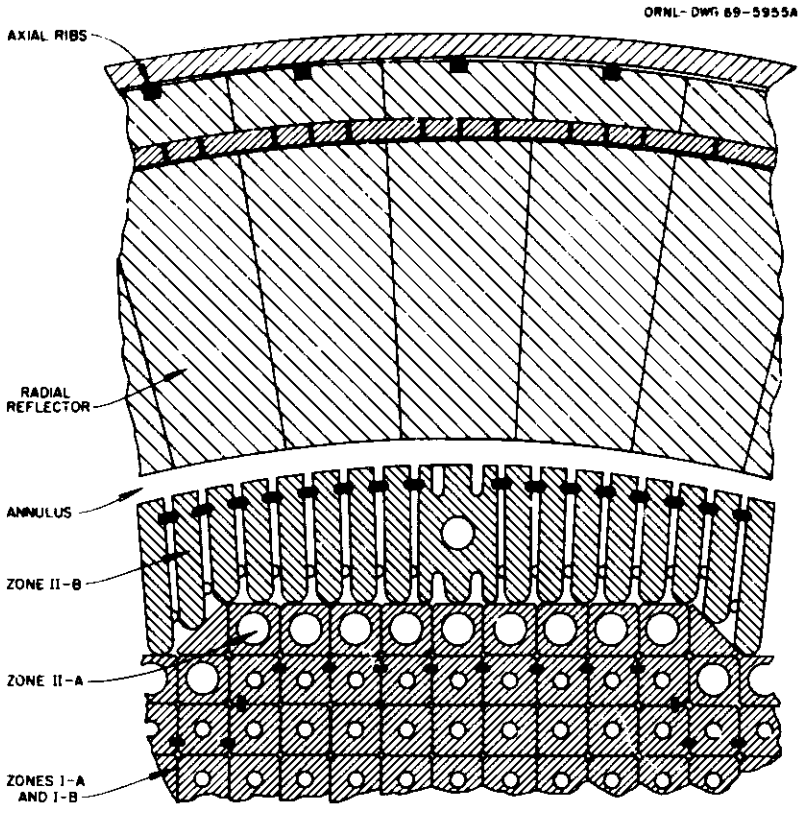


Fig. 3.3. Detailed plan view of graphite reflector and moderator elements.

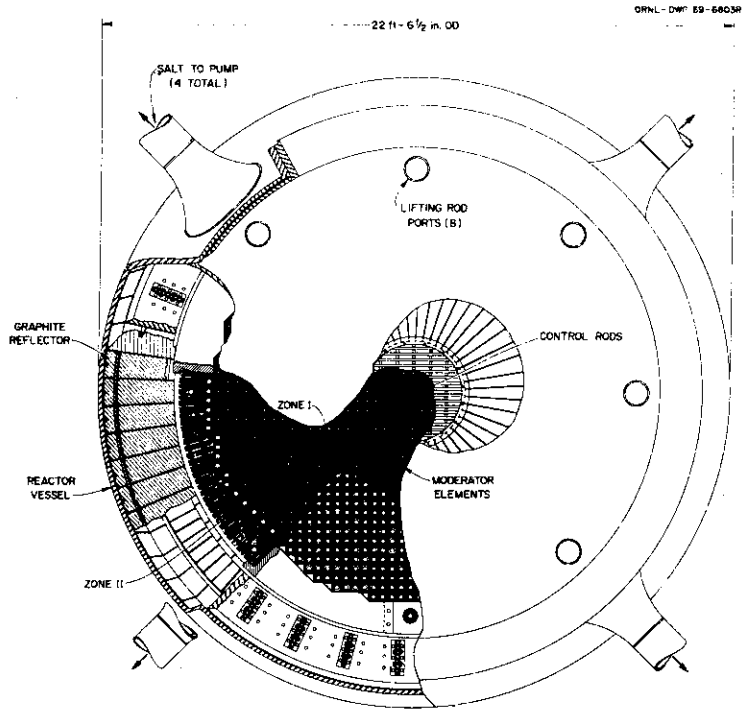


Fig. 3.1. Plan view of MSBR vessel.

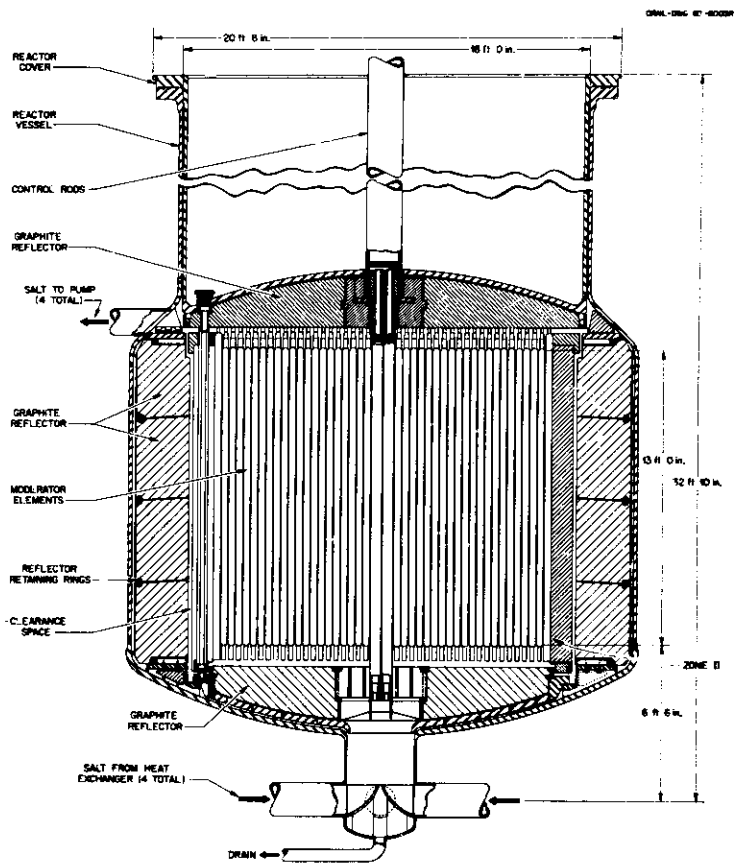


Fig. 3.2. Sectional elevation of MSBR vessel.

N 1 2.

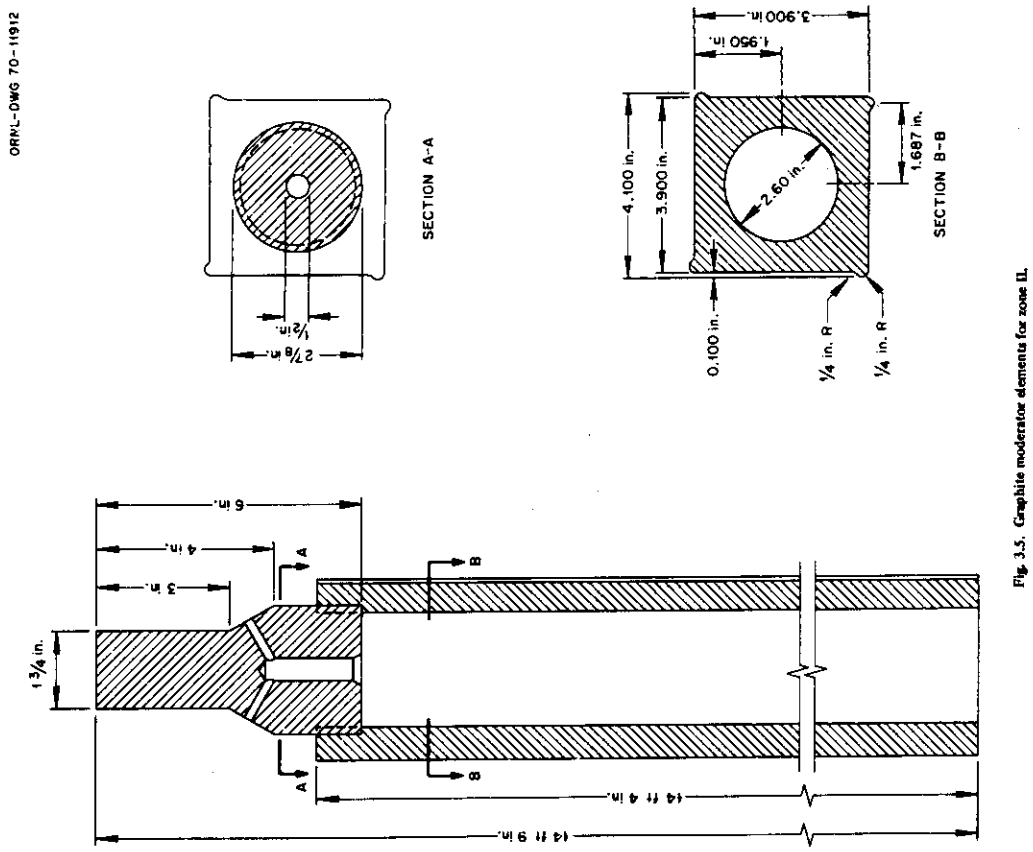


Fig. 3.5. Graphite moderator elements for zone II.

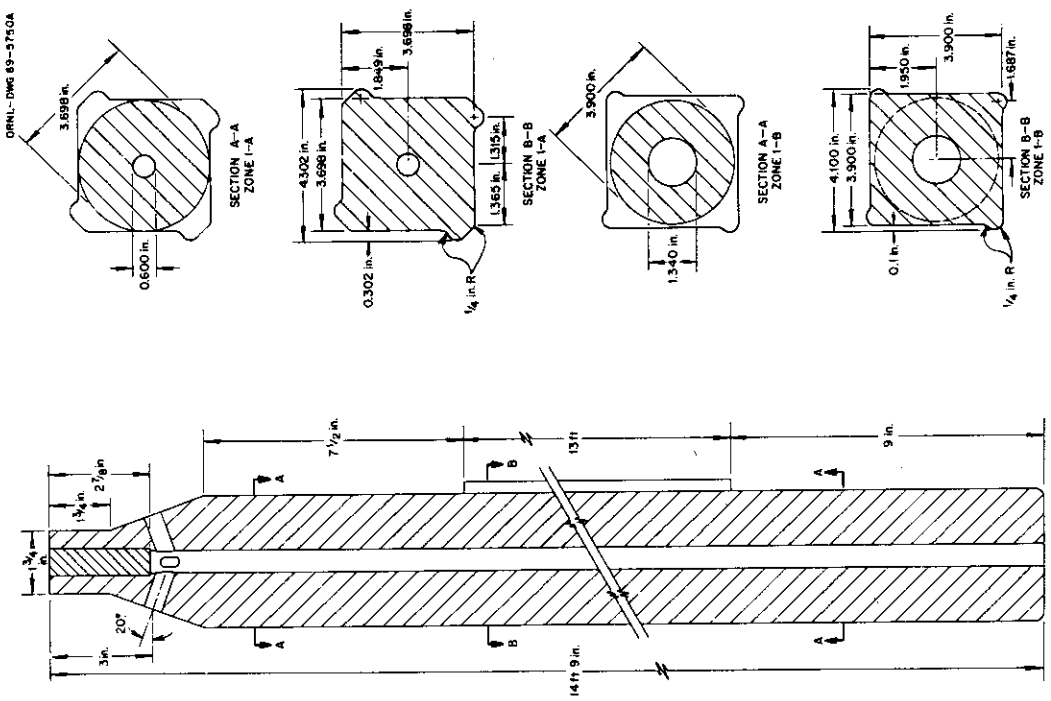


Fig. 3.4. Graphite moderator elements for zone I.

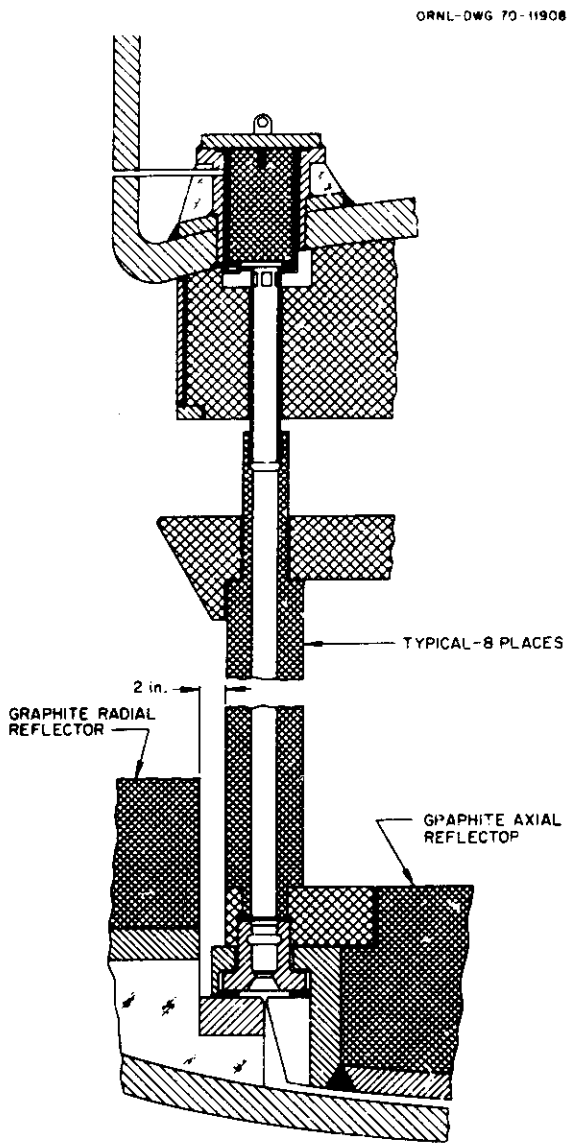


Fig. 3.6. Core-lifting rod access holes.

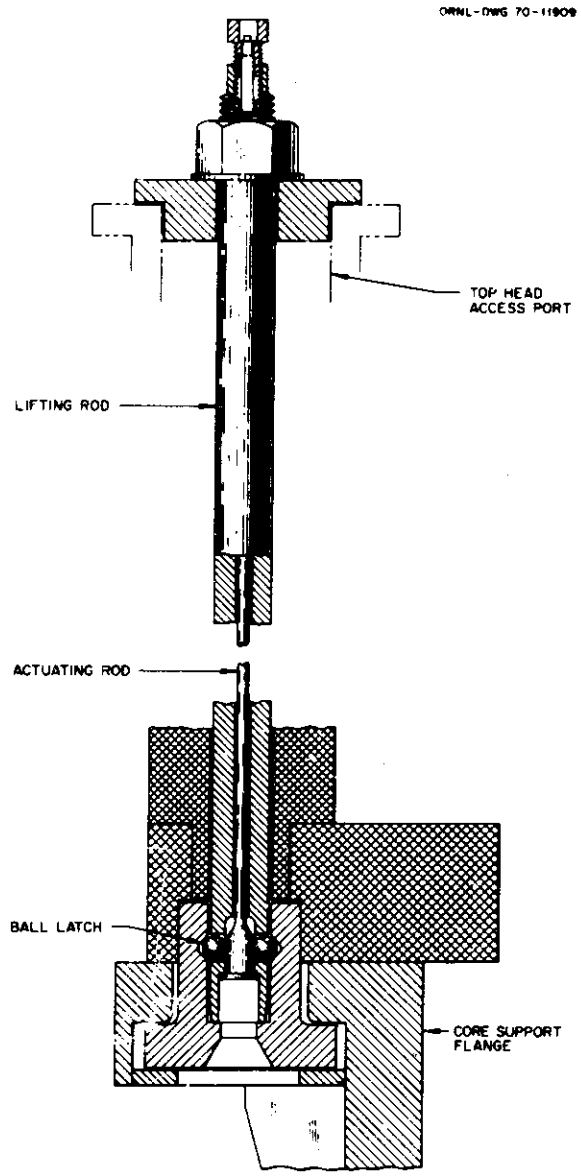


Fig. 3.7. Reactor core-lifting rod assembly.

§3.2 特殊材料（Spetial Materials）

燃料塩，冷却材塩，原子炉用黒鉛および改良されたHastolloy Nは15年前に始まった計画にしたがってORNLで研究，開発された特殊なMSBR材料である。MSBR設計研究におけるこの分野をささえている基礎となる情報および論文は非常に広域にわたっておこり，ここで充分解析することはできない。一般にそれぞれの材料は十分に研究されており，考えられているMSBRの制約内で，それらの材料の使用が実施可能である事もわかっている。これら4つの材料について代表的な物理的性質を Table S.1 に示した。以下，MSBRの設計研究に特に関係している2～3の一般的な性質を簡単にのべる。

§3.2.1 燃料塩（Fuel Salt）

MSBRに使用される燃料塩は$^{7}LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$（71.7－16－12－0.3モル%）である。リチウムは99.995% ^{7}Liである。燃料塩の融点は約930°Fであり，操業温度での蒸気圧は低い。熱中性子捕獲断面積は小さく，考えられている使用期間中安定である。(10) ケロセンの約2倍の粘性，水とほぼ同程度の体積熱容量および水の2倍以上の熱伝導率をもっているため，適度な熱伝達特性(9)と適度な流れによる圧力降下(10)をもっている。系における構造材料とも共存である。(13)

MSBRの燃料塩を選択するにあたり，燃料塩は採用したエネルギースペクトラムをもった中性子に対する捕獲断面積の低い元素からなりたっている必要がある事に留意しなければならない。燃料塩は，臨界濃度以上の核分裂性物質（^{235}U, ^{233}U, あるいは$^{239}Pu^{*}$）および高濃度の親物質（^{232}Th）を，1050°Fよりかなり低い温度で溶かす必要がある。混合物は熱的に安定である必要があり，1050°Fから1300°Fのの操業温度範囲での蒸気圧が低い必要がある。熱交換流体（heat exchange fluid）としての役割をはたすのに適当な熱伝達および動力学的性質をもっている必要がある。燃料塩は構造材料すなわちHastelloy N および黒鉛との反応性がなく，原子炉照射中安定であり，ウランあるいはプルトニウムの核分裂が残存し得る必要があり，核分裂生成物が蓄積しても燃料塩の有用な性質が致命的に悪化しない事が必要である。未燃焼の親物質が巡回する間に，生成した核分裂性物質の効率良い再生，および核分裂生成物の害を除去できる事が必要であり，しかもこれらすべてが燃料サイクルのコストが低いという経済性も十分兼ねそなえている必要がある。

Grimes(10) により検討されたように，フッ化物は許容できる吸収断面積をもち，要求される安定性と融点をもつ唯一の塩である。四フッ化ウラン（UF_4），四フッ化トリウム（ThF_4）は2つとも十分安定で，幸運な事にこれらの物質のかなり高い融点を希釈用フッ化物（diluent fluoride）を用い非常に下げる事ができる。考えられた希釈溶液（diluent）はBeF_2と^{7}LiFである。BeF_2 およびLiFをもとにした系の状態図はくわしく調べられており(14)，$LiF-BeF_2-ThF_4$ 系の状態図を Fig 3.8 に示す。

MSREの一連の運転により燃料系中の酸化物不純物の濃度を十分低く保つことができ，実験炉において不注意なUO_2 の析出を阻止するため燃料塩の構成物質として用いられているZrF_4（5モル%）はMSBRでは必要ないであろうという2つの確信を得た。

一流体MSBRには，ThF_4の濃度は12モル近く必要で，臨界実験により$^{233}UF_4$の濃度は0.3モル%以下でなくてはならぬ。BeF_2に対する^7LiFの比は粘性を小さくするために大きく，また液相線温度を約932°F（12% ThF_4融体）以下に保つためBeF_2の濃度は16－25%の範囲である必要がある。もっとも好ましいMSBR燃料塩の組成の選択は$^7LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4$（71.7－16－12－0.3 モル%）である。この塩は照射損傷がなく，運転条件下で完全に安定である。

Appendix DのTable D 2 に示した様に，考えられている設計のMSBRの一次系塩の推算コストは，核分裂性物質のコストが1g当り13ドルであるとして計算すれば，$^7LiF-BeF_2$ carrier saltは1ポンド当り13ドル，$^7LiF-BeF_2-ThF_4$ barren saltは1ポンド当り9ドル，濃縮燃料塩は1ポンド当り57ドルである。MSBR炉および化学処理用に考えられている施設中に含まれる全量の一次系塩の全コストは約2300万ドルである。

§3.2.2 冷却材塩（Coolant Salt）

MSBRには燃料塩から蒸気発生器および再熱器に熱を伝達する二次流体（Secondery fluid）が巡回している。この冷却材は1300°Fで安定であり，照射（1次熱交換器における遅発中性子の放射も含む）により変化をうけない必要があり，他の構造材料と共存し得る事，望ましい熱伝達と動力学的性質をもつ事，さらに必要な塩の容積がかなり大きい事から適当なコストである必要がある。今考えられている設計に選ばれた冷却材は$NaBF_4-NaF$（92－8モル%）の組成をもつ硼フッ化ナトリウムの共晶塩で，その融点は約725°Fで水に近い粘性，体積熱容量および熱伝導度をもっている。この混合塩はそのまわりの環境の中で安定である。硼フッ緩ナトリウムは不純物および水がなければ，ループ試験の結果からみて原子炉の条件下でHastelloy Nの腐食速度は多分0.2 mil／年以下であろう。市販塩は望ましい純度をもち，コストも1ポンド当り50セントで高くない。

硼フッ化ナトリウム選択は，Mc Duffie等[15]によりなされた可能な溶融塩炉冷却材の検討に基づいている。冷却材について数多くの考えがこれまでに発表されており[1][2][9]，Grimesによりまとめられている[10]。硼フッ化ナトリウムを使用する事に対して現在残っている不正確さおよび問題は16章にのべてあり，そこでは，硼フッ化ナトリウムに変る冷却材およびそれらを用いた場合MSBRの設計におよぼす影響を検討している。

§3.2.3 原子炉黒鉛（Reactor Graphite）

W. P. Eatherly　C. K. Kennedy

§3.2.3.1 序

黒鉛は溶融塩炉の炉心において塩と同様基本的な物質である。それ故，照射損傷下での挙動は非常に重要である。1966年以前の高温下および高い中性子束下での黒鉛の挙動に関するデータはまちまちであるが，700°Cで2×10^{22} neutrons／cm^2 の照射で飽和するであろうと考えて良い信頼できる理由があった。

1966－1967年の間，イギリスにおけるデータ[16]（急速にイギリスにおいて解立[17]

された。）により照射による寸法変化は飽和せずしかも構造の劣化をともないつつ黒鉛の全体的膨脹をもたらすことがわかった。現在考えられている高性能溶融塩炉における中性子束および温度下では，炉心での黒鉛は原子炉の寿命をのばすのではなく，むしろしばしば取りかえねばならぬであろう事を示している。

この立場から２つの研究が次第にはじめられた。(1)は炉特性におよぼす黒鉛の影響を確かめる事[18]，(2)は現存する黒鉛の改良の可能性を推定する事であった[19]。これらの研究の大ざっぱな結果は次に示すとおりである。

1. 現存する黒鉛の挙動は設計と経済性の面から許容できるものである。
2. しかし，設計と経済性の確立のためには，もっと改良された材料の研究を行う必要がある。
3. よりよい黒鉛が改良される可能性は十分ある。

§ 3.2.3.2　構造および寸法の安定性（Structural and Dimensional Stability）

黒鉛には２つの蓄積物すなわち溶融塩とキセノンの両方とも開気孔容積から除去される必要があるという要求がある。黒鉛中への核燃料含有塩のわずかな浸透でも局部的な高温部分を生じ，黒鉛の照射損傷を増大し，塩の局部的な沸騰を起すであろう。さらに，原子炉中の燃料の容積および動的な原子炉の挙動の不正確さを生じるのは明らかである。塩は黒鉛にぬれないから，黒鉛中に大きな構造的欠陥をなくし，気孔構造を大部分直径１μ以下におさえる事のみが要求される。現在入手し得る黒鉛は２つの要求に合致している。

キセノン－１３５は原子炉にとって非常に有害で，塩あるいは黒鉛中から除去されなければ増殖比の数パーセントは消費するであろう。ガス透過率として10^{-8} cm^2／sec STP He程度をもった黒鉛で，十分有効なガス除去系を用いればキセノン１３５の害を無視できるレベルまで下げ得るという計算がある[2]。市販されている最良の黒鉛のガス透過率は10^{-8}から10^{-4} cm^2／sec cm^2／sec の範囲のであるが，試作黒鉛（experimental material）では10^{-5}から10^{-6} cm^2／sec のレベルに達している。これらの値はバルク黒鉛材の炭素物質浸透および黒鉛化のくりかえしによる気孔の内鎖状態から考えて，到達限界であるように思える。照射損傷による黒鉛の構造的劣化は黒鉛の不浸透性の欠如および炉心における寿命の低下を生ずるのは明らかである。さらに，寸法変化は炉心配置および作動特性の変化を生ずるであろう。１９６８年までに得られた黒鉛の挙動に関するデータは解析されて，一連の曲線が発表[20]され，その当時得られる黒鉛の予想される挙動が表わされている等方性黒鉛に対する結果を Fig 3.10 に示す。（最近のデータによると温度効果は Fig 3.10 に示した値より小さいであろう。また最近開発中の黒鉛はもっと良い寸法安定性をもっているであろう。）これらの曲線と仮定された炉心の温度分布から炉心配置の変化が計算されている[20],[21]。幾何学的変化による炉特性の変化は重要でないと結論される[18]。

より良い決定方法がないため，黒鉛が収縮期（Contracted phase）にある間は，透過率は更に良くなるがあるいはそのままであると仮定し，従って黒鉛がその元の密度にもどる点でもって，その有効寿命とする定義方式がとられる。この事から黒鉛は極度に退化するまでに，3×10^{22} neutrons／cm^2 （E＞50KeV）の中性子束を吸収できる，言いかえれば現在の設計において約４年毎に炉心を交換しなければならないだろう事が結論される[20]。

黒鉛を交換する事に伴う運転コストの増加（operating cost penalty）は0.1から0.2 mill／KWhr であろうと推定される。

ORNLのHigh Flux Isotope Reactor（HFIR）での照射実験で得られた結果によれば，最初の密度に回復する点により寿命が決定できるとする方式は，調べられたほとんどすべての黒鉛について正しい事がわかった。微細構造の変化を観測すると，収縮相にある間，大きな気孔が減少するにつれて，非常に小さな気孔が多くできている事がわかる。例外として低密度の相を高い割合で含む黒鉛があげられるが，この種の材料はMSBRへの適用から除外される。

通常の対黒鉛くりかえし液体浸透法による商業的な方法のほかに，それにかわるいくつかの方法がある。(1)金属あるいは炭化物のコーティング (2)パイロリテックカーボンのコーティング (3)ガス浸透分解法（パイロリティック浸透法） (4)液体あるいは固体塩浸透法，などである。金属含有コーティング（metal-containing coating）の使用が調べられ，有用なコーティングであることが実証されている。しかしながらコーティングに有用な金属と必要なコーティングの厚さのために非常に多くの中性子の損失を伴ってくるため，この試みは短期間で放棄された。パイロリテック法の方法については，浸透化した表面は胞性が小さいということで，最初はコーティングより浸透法が優先された。熱分解にともなって黒鉛に気相浸透を起さしめる装置が設計された[22]。この方法により表面近くの孔はパイロリテックカーボンや黒鉛で満たされ，10^{-10} cm^2／sec の透過率もたやすく達成された。その様な浸透化された材料について種々の試料が照射されたが，約 1.5×10^{22} neutrons／cm^2（E＞50KeV）の中性子束までにしか耐えなかった[21]。その様な結果は，下地の黒鉛およびパイロリテック材の両方とも照射下では寸法変化を伴う事から，あらかじめ予想できる事である。炭素源として用いられる炭化水素，分解温度および炭化水素と他の不活性あるいは触媒ガスの分圧等を変える事によりパイロリテック材に関する色々な挙動が得られる。特定の基質黒鉛についての処理方法を決定するには，多大の労力がさかれねばならないだろうし，またその処理方法は個々の基質黒鉛材についてそれぞれ特異なものであることが予想される。この計画は盛んに続けられており，技術的に可能でありまた経済的にも魅力あるように思える。

一方，パイロリテックコーテングはもっとやさしい方法でプロセスコントロールもあまり必要としない。わずか3～5ミルの厚さのコーティングでたやすく 10^{-8} から 10^{-9} cm^2／sec の範囲の透過率を得る。これらは 2×10^{22} neutros／cm^2 の照射を受けてもほとんど透過率は低下せず大変魅力ある様に思える。しかし試料は外部の機械的圧力による小片化から守らねばならない。浸透化とコーティングの併用が今までの方法に多分取って変るであろう。

§3.2.3.3 熱的および機械的性質（Thermal and mechanical properties）

黒鉛の熱伝導度は，それがガンマおよび中性子発熱による材料の内部温度に影響がある時のみ，重要になってくる。考えられているMSBRの設計にとって，この熱は非常に大きく8.3 W／cm^3 にも達する。この様にして生じた温度勾配は，熱ひずみのみでなく，損傷の温度依存性からおこる照射により誘起された応力を生ずるものである。微粒子等方性黒鉛の関心

ある性質の値を，文献に与えられたいろいろな種類の黒鉛の性質から推定することができる。推定値を Table 3.4に示す。これらの値のあるもの，たとえば熱伝導度は，照射中変化するであろうが，その変化は多分計算された応力を大きく変える事はないだろう。

熱および照射により誘起される応力を求めるために，黒鉛プリズムに対する構造力学的方程式がつくられ，解かれている[20][21]。方程式には一次ならびに二次クリープのほかに，二次クリープに重要な影響を与える弾性応答が含まれている[23]。照射により誘起されるひずみは黒鉛の最大引張りひずみよりはるかに大きく，破損するほどの大きさであるにもかかわらずクリープによる緩和はこれらのひずみとつりあい，誘起された応力は比較的低いレベルに保たれる。MSBR黒鉛の応力 — 時間変化を Fig 3.11に示す。はじめの熱応力は数週間で焼きもどされ，その後照射により誘起された応力が次第に蓄積される。いずれの場合でも応力は600 psiをこえる事はなく，この事は予想される最大の引張り強度が5000 psi であるという事を考えれば完全に容認されるものである。

それ故，黒鉛中に誘起された応力は考えられているMSBRの設計あるいは特性を束縛するものでないと結論される。

§ 3.2.3.4 改良黒鉛（Improved Graphite）

黒鉛の改良の可能性を考える前に，損傷の機構を手短かに復習してみるのも良い事である。黒鉛の中で1ケの核分裂中性子から平均500～1000ケの格子間原子－空孔子対が生ずる。MSBRにおいて考えられている温度条件下では格子間原子は非常に動きやすいが空孔はわずかに動く程度である。空孔と格子間原子の直接の再結合もいくらかは起るが，再結合せずに格子間原子群（aggregates）および空孔子群を作るものも多くある。空格子群の崩壊はa軸方向の結晶収縮を伴い，一方格子間原子群は新たな面間に入りc軸方向の結晶成長を伴う。幸いな事に，形状変化が顕著であるにもかかわらず，結晶の体積変化がほとんどない。

先にのべた定性的な説明は一般的合意を得ているが，モデルを定量化しようとする詳細な試みはまだ満足でき得る結果を得ていない。イギリスにおける（低温での）研究[24]は照射損傷と熱膨脹の関係を実証している。パイロリテック化に関するGeneral Atomicの最近の研究[25]は結晶子寸法と密度の影響を実証した。ORNLにおける最近の研究では，多分結晶子内塑性変形と微小気孔構造によるものと思われるが，もっと複雑な影響をも示している照射損傷に関しては現在あるモデルはまだ不十分で，現存している黒鉛の挙動は一般に黒鉛の究極の挙動を表わしていない事は明白である。

Fig 3.10に示された黒鉛の寸法挙動（dimensional behavior）の解析に続いて，ORNLのHFIRにおいてタイプAXQの黒鉛*の研究が続けられている[1]。（*提供 Poce Graphite, Inc. Union Oil Company of Colifornia, Decatur, Tex.の子会社） この黒鉛は Fig 3.12に示されたように，寸法挙動に改良点が見出され，多くの望ましい条件を満足しているが，この黒鉛は鋳型で作ったもので，希望する型に作る事はできない。現在ORNLとPopc Graphite Inc 両方で黒鉛材料の成型法の研究を行なっている。

§ 3.2.3.5 結 論

照射損傷とfobricationに関する現在の計画および黒鉛工業の潜在能力の調査にもとづき，次の様な結論がなされる。

1. 現在あるstate-of-the-artの黒鉛はMSBRの工学条件に合致した基質黒鉛（base graphite）を作りだすのに適当である。これらの黒鉛は，考えられているMSBRの中性子束で4年の炉心寿命をもっていであろう。これによるとコストへのはねかえりは0.1から0.2 mill/KWhrである。

2. 初期の気相浸透法の研究により，10^{-8} cc/sec以下の透過率をもつ黒鉛の可能性が実証されたが，これは^{135}Xeの中性子吸収を最少にする助けとなり望ましい事であろう。この様な浸透材料が照射損傷に十分耐え得るであろう事を実証するのが残された問題である。

3. 製作条件で必要な幾何学的制約により炉特性は制約されない。

4. MSBRで使用する改良型黒鉛が開発可能である事を示すのに十分なデータが現在ある。

§3.2.4 Hastelloy N

H. E. McCoy

考えられているMSBRの設計において，燃料塩および冷却材塩と接する金属表面のほとんどは現在市販されているHastelloy Nをわずかに改良した合金である。（例外はモリブデンで作られる化学処理系の部分とステンレスで作られる使用頻度の少い燃料貯蔵タンクである。）先に述べた様に，MSBR設計で使用される改良Hastelloy Nは現在開発が進んでいる状態にある。組成や多くの物理的性質は標準のHastelloy Nに非常に類似しており標準のHastelloy Nは充分開発され，ASME eode constructionに認められ，MSREにおいて申し分なく使われている。改良合金は標準のHastelloy Nよりすぐれているが，中性子照射下での延性の損失は少ない。MSBR原子炉容器の設計はこの改良Hastelloy Nを考えており，この報告書の中で"Hastelloy N"はことわりがなければ改良合金を意味する。望ましい性質をもった合金を商業規模で生産する場合における不十分な問題は §16.2.3で検討する。

§3.2.4.1 一次系（Primary System）

原子炉容器および一次系配管の金属は一方は溶融塩にさらされ1300°Fにもなり，他方は炉雰囲気（Cell atmosphere）（95%N_2 −5%O_2）にさらされ1000°Fになるだろう。予期されてい使用寿命は30年であるが，その間原子炉容器の一番多く照射を受ける部分は1×10^{21} neutrons/cm^2以下の速中性子束（E＞0.1 MeV）および約5×10^{22} neutrons/cm^2の熱中性子束にさらされるであろう。

Hastelloy NはTable 3.5に示す組成をもち，特に溶融フッ化物系中での使用のため開発された合金である。主な組成形成物の中で，クロムがフッ化物に対し一番耐食性が少ない。Hastelloy Nのクロム濃度は塩に対し十分な耐食性をもち得る程には低くしてある（クロムの溶解は表面へ拡散していく速度で制限される。）。一方クロムの濃度は炉雰囲気による酸化を十分防ぎ得る程度には高くしてある。モリブデン濃度は脆化第二相形成

（embrittling second－phase formation）がなくても十分な強度がでる様調整した。この様な組成をもった合金は非常に良い物理的および機械的性質をもっている。[27)-(29)]
標準のHastelloy NはASME Boiler and Unifired Pressure Vessel Code Committee によりCase 1315－3（ref・30）およびCase 1345－1（ref・31）として認可され，MSREの主たる構造材である。MSREの燃料系でHastelloy Nは約1200°Fの塩に22000時間さらされた。腐食は非常にゆっくりで，クロムは表面からわずか0.2milの深さまでのが完全に除去された濃度平衡に達している。（試験片によるとクロムの勾配は0.2milsの深さである）。炉雰囲気にさらされている表面の酸化はわずか2milsであるが，原子炉容器のすぐ外側と炉心においた試験片は中性子照射による破面応力および応力破壊寿命が非常に減少している事を示している。[32)-(34)]

参考MSBR設計において，容器壁の金属は厚い黒鉛の反射体で保護されており，速中性子束は1×10^{21} neutrons/cm^2 の程度である。（実際 MSRE炉の炉心試料の速中性子束はこの値以下である。）この速中性子束は，高速原子炉中の燃料のクラッドに用いられる金属に関係あるスウェリングあるいは空ゲキが生ずる程高くない。[35)] MSBRにおいて改良合金を開発する時もっとも関係ある事は，速中性子による損傷ではなく，主として熱中性子による^{10}Bの^{4}Heと^{7}Liへの変換による金属中へのヘリウムの形成である。ボロンは合金を融解するとき用いられる触媒から入るHastelloy Nの不純物である。製産工程を注意深く行えば1～5 ppmボロン（18.2％が^{10}Bである）を含む合金を作る事は可能である。しかし，照射試験によると，胞化を起すのに要求されるヘリウム（従ってボロン）の量は非常に低く0.1 ppmのボロンを含む合金でさえこの点では重大な損傷をうける。[36)] 非常に少量のボロンが大きな影響をもつのは粒界へのボロンの析出によるもので，粒界でのヘリウムの生成が破壊の挙動にきわめて重要な影響を与える。この様に照射により誘起される脆化の問題は，チタニウム，ニオビウム，ジルコニウムあるいはハフニウム金属を合金中に加えボロン化物を形成させ，特に粒界に析出させるのではなく析出相としてマトリックスに分散させる事により解決に近づいている。この方法は成功しており，MC型炭化物が細かく分散した合金は最も望ましい性質をもっている。[37)] いくつかの有望な合金の照射後の破壊強度を**Fig 3.13**に示す（これらの試料が受けた中性子束はMSBRで考えられているのにくらべ低いが，5×10^{20} neutron/cm^2の中性子束レベルで半分のボロンが変換され，この中偏性子束範囲での延性の変化はほとんどない）。

望ましい構造物および溶接性質を改良合金がもつためには，チタニウム，ニオビウムおよびハフニウム濃度の厳密な制御を必要とする。十分高い応力を加えた，$\frac{1}{2}$インチ厚さの板での溶接試験が1.2％チタン，0.5％ハフニウムを含む合金と0.75％チタン，0.75％ハフニウムを含む合金あるいは0.5％チタン2％ニオビウムを含む合金を用いて行なわれた（ジルコニウム添加は溶接した金属の重大なクラッキングを引きおこし，以後では組成成分として考えない）。MSBRのHastelloy Nの組成は最適化されていないが，予想される組成値を**Table 3・5**に示す。

修正材料の耐食性が試験されており，試片がMSREの炉心にさらされた。現在用いられている材料は0.1％以下の鉄を含んでおり，4～5％鉄を含む標準の合金で測定された腐食

速度より低い。鉄は合金の中で重要な役割りをしておらず，除去でき硼フッ化ナトリウム中での腐食速度を低くする事ができる。チタニウムおよび他の反応性にとむ金属の存在は予想している組成濃度において腐食速度に感知し得る程の寄与しないだろう。[38],[39] モリブデンは望ましい炭化物を作るため標準の合金で16％，改良合金で12％加えられる。

修正合金の機械的性質は一般的に標準のHastelloy Nの性質よりすぐれており，ASME Code のもとで許容設計強度をきめるため用いられた初期の材料より，比較にならぬ程すぐれている。しかし，現在の参考MSBRの設計の目的のためには Table S.1 にまとめてある実証ずみの強度を用いた。

結論として，参考 MSBR設計では標準のHastelloy Nと同程度の強度と耐食性が得られるであろうと仮定されている。さらに原子炉容器として，照射後の延性が標準の合金の延性よりすぐれている事が必要である。多くの改良Hastelloy Nの実験結果がこれらの条件に合致したものである。選びぬかれた合金が商業的に生産できず，またCode construction に対し実証されない理由は見当らない。

§3.2.4.2 二次系（Secondary Systeim）

MSBRにおける冷却材塩は硼フッ化ナトリウムである。この塩は基本的には他のフッ化物塩と異った腐食状態を示さない。なぜならフッ化物として存在している元素はHastelloy N中にある金属のフッ化物より安定であるからである。しかし塩の中の不純物は腐食機構を提供するかも知れない。

静的な腐食試験によりHastelloy Nは$NaBF_4$－NaF混合物（4～8モル％NaF）により酸素あるいは水の量が少ない場合あまり腐食されない事がわかった。[40] 酸素量及び水分量を増加させると腐食速度は加速されかも知れない。

数本の熱循環（thermal convection）ループと1本の強制循環ループ（forced circulation system）により，硼フッ化ナトリウム中でのHastelloy Nの動的な腐食試験が試みられている。実験結果から金属はループの高温部分で溶解し低温部分で析出する事がわかる。熱循環ループによる最少の金属溶解速度は約10000時間の運転で約0.2 mil／年である。高濃度のH_2OおよびO_2があると腐食は促進される。しかし，フッ化水素，BF_3およびヘリウムの混合ガスを用い系を清浄にする事は水分および酸素を含む冷却材塩を純化するのに有効な方法である。一般に，Hastelloy Nと硼フッ化ナトリウムの共存性は許容でき得るものと思われる。

腐食生成物と水分を除去できるオンラインの方法が系の中に含まれていれば，腐食速度は約0.2 mil／年以下である様に思われる。

Hastelloy Nと超臨界圧蒸気の共存性は試片をTVA Bull Run steam stationにおいて試験された。10000時間以上のあいだの腐食速度は$\frac{1}{4}$ mil／年以下であり，[41] この速度は蒸気発生タービンにおいて工業基準（industry standards）を多分許容する値であろう。（この点に関して，標準のHastelloy Nと改良Hastelloy Nの間に顕著な差異はない。）ひずみを受けた試片の試験が続けられているが，まだ結果は得られていない。

Table 3.4. Estimated design graphite properties of base graphite for an MSBR[a]

Thermal conductivity,[b] W cm^{-1} $(°C)^{-1}$	$37.63(T)^{-0.7}$, where T = °K
Thermal expansion, $(°C)^{-1}$	$5.52 \times 10^{-8} + 1.0 \times 10^{-9}T$
Young's modulus, psi	1.9×10^{6}
Ultimate tensile strength, psi	5000
Poisson's ratio	0.27
Creep constant, psi^{-1} $neutron^{-1}$ cm^2	$(5.3 - 1.45 \times 10^{-2}T + 1.4 \times 10^{-5}T^2) \times 10^{-27}$
Anisotropy	<0.05%
Density, g/cm^3	~1.9
Permeability, cm^3(STP He)/sec	$<1 \times 10^{-2}$
Accessible void volume, %	<10

[a]All temperatures expressed as degrees centigrade, except as noted.
[b]Unirradiated; radiation may decrease conductivity.

Table 3.5. Chemical composition of modified Hastelloy N

Element	Concentration (wt %)[a]	
	Standard alloy	Modified alloy
Nickel	Balance	Balance
Molybdenum	15.0–18.0	11.0–13.0
Chromium	6.0–8.0	6.0–8.0
Iron	5.0	5.0
Carbon	0.04–0.08	0.04–0.08
Manganese	1.0	0.2
Silicon	1.0	0.1
Tungsten	0.5	0.1
Aluminum		0.1
Titanium	0.5	2.0
Copper	0.35	0.1
Cobalt	0.20	0.2
Phosphorus	0.015	0.015
Sulfur	0.020	0.015
Boron	0.010	0.0010
Others, total	0.50	
Hafnium		1.0
Niobium		2.0

[a]Single values are maximum concentrations.

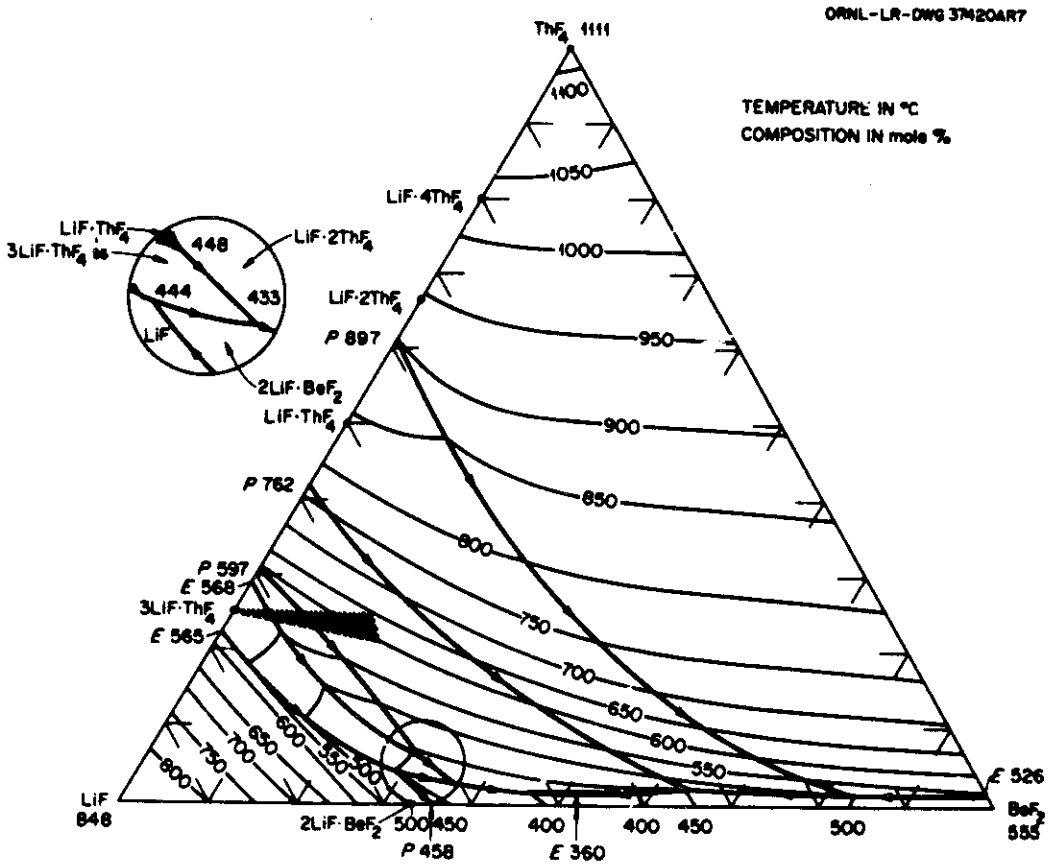


Fig. 3.8. The system $LiF-BeF_2-ThF_4$.

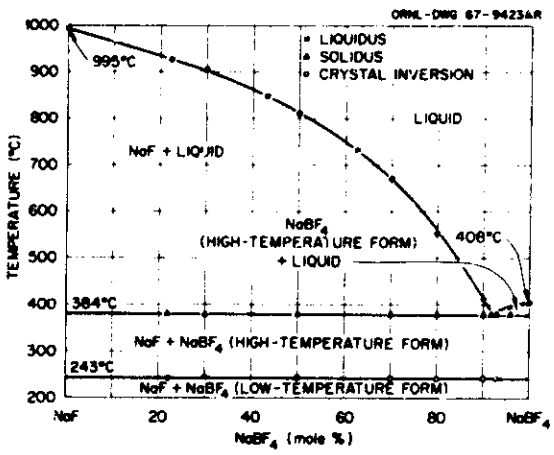


Fig. 3.9. MSBR coolant salt – The system $NaF-NaBF_4$.

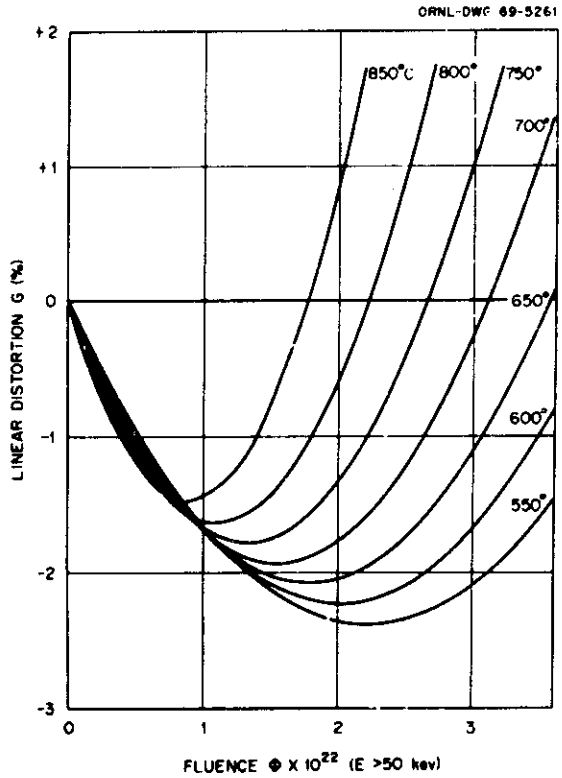


Fig. 3.10. Dimensional behavior of graphite as a function of fluence at various temperatures.

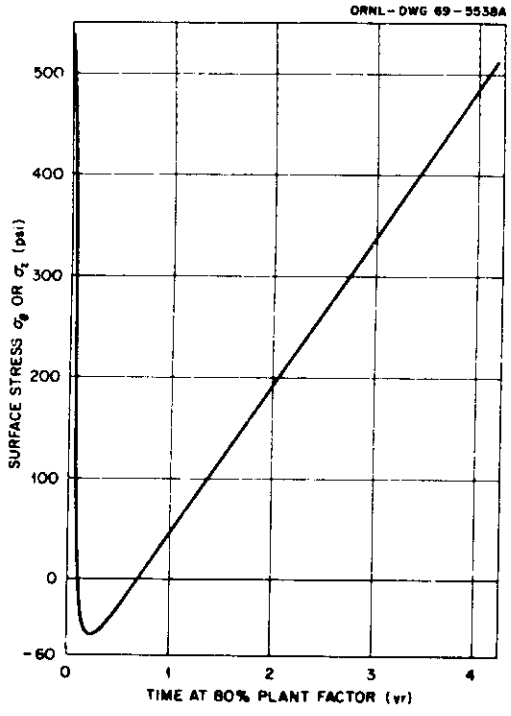


Fig. 3.11. Maximum stress produced in MSBR reactor core graphite as a function of time.

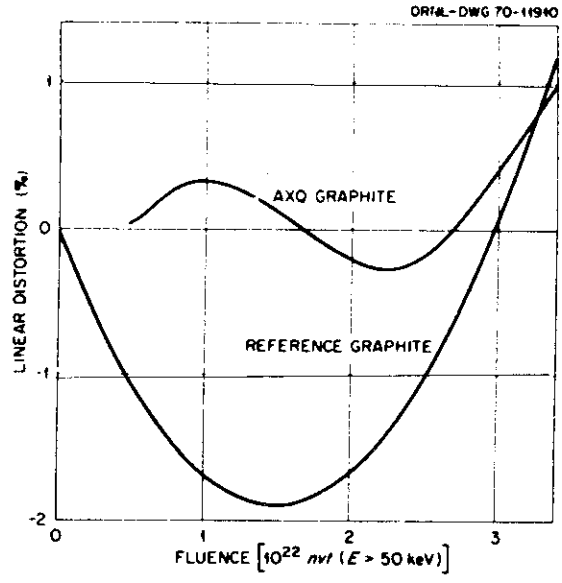


Fig. 3.12. Behavior of type AXQ graphite at 715°C contrasted to the presumed behavior of the reference graphite used in MSBR design calculations.

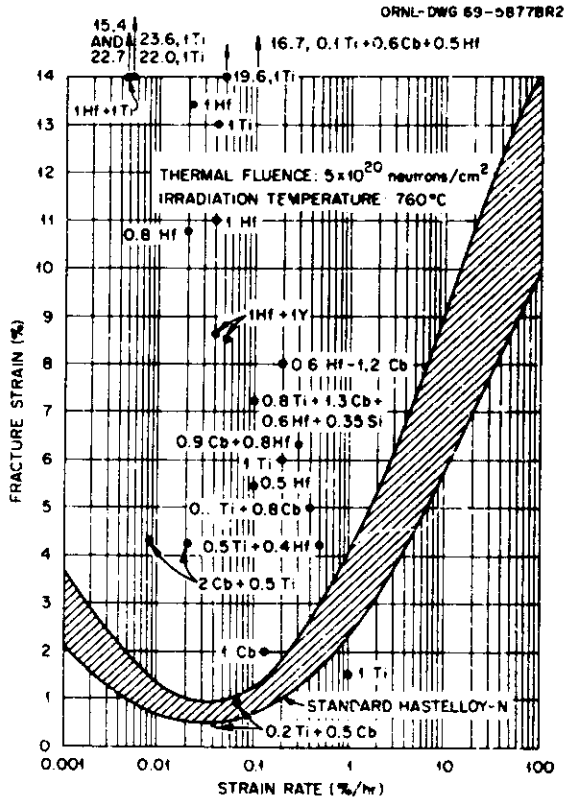


Fig. 3.13. Postirradiation ductility of Hastelloy N at 650°C.

§3.3 核特性 (Nuclear Characteristics)

§3.3.1 MSBR炉心設計の選択 (Selection of MSBR Core Design)

H. F. Bauman

単一流体MSBRの炉心は二つの領域からなっている。すなわち，低減速の外側領域(II)にかこまれて，充分減速された内側領域(I)（領域の定義についてはTable 3.3参照）がある。分裂性物質と親物質を共に含む同一の燃料塩が，二つの領域と炉全体に使われる。各領域の中性子スペクトル塩とグラファイトの比率を，領域Iでは塩の割合を約13%から領域IIでは約37%まで調節して制御される。

全体のスペクトルは，高増殖比と低い分裂性物質インベントリーとを関連させた最良の"特性"に調節される（炉心の最適化についてはあとの節で論ずる）。核分裂に比べてトリウムの共鳴吸収率を高め，外割炉心領域における中性子束をへらし，さらに中性子漏洩もへらすために，領域IIにおける中性子スペクトラムは硬くされている。

初期のMSBRの設計では，分裂性物質と親物質をそれぞれ別個の液体にまぜることにより優れた性能（良い増殖比と低い分裂性物質インベントリー）を得るのに成功した。[4]二つの流体（グラファイト壁で分離されている）は親物質塩のブランケットで囲まれた炉心にある。この二流体設計の利点は低い分裂物質インベントリー（分裂性物質は燃料塩中で比較的小さな容積に限定されるから）であることと，再処理が簡単なこと（燃料塩は親物質と分離し，また親物質塩は事実上核分裂物質と分離する）である。

主な欠点は，二つの流体を分離するため要求されるグラファイトの構造の複雑さで，この構造はグラファイトの中性子損傷のため，ある期間毎に交換することを考慮しなければならない。

二流体の場合と，単一流体に関する設計との間の中間的な設計としては，分離したブランケット[1]を有する単一流体炉心である。炉心は単一流体設計の場合のゾーンIのような，充分減速された領域で，Hartelloy N（又はグラファイトになろう）の薄い壁で炉心と分離されているトリウム添加塩のブランケットで囲まれている。炉心部の塩は分裂性物質と親物質の両方を含有している。したがって単一流体設計をしのぐ再処理上の有利性を提起するものではないが，このブランケットの存在がブランケット領域に多くの分裂性物質インベントリーを含むことなく，中性子のもれを制御するので，炉全体の分裂性物質のインベントリーは低くなる。試算ではこの設計を進めると上記の二流体炉の設計に到達することを示している。これの主要な欠点は炉心とブランケット間を分ける壁が必要なことで，この壁は速中性子損傷のため定期的に（炉心グラファイトと共に）交換しなければならないであろう。

他の可能性としては，炉の寿命内で炉心に対する許容損傷を超過させない充分低い出力密度の単一流体設計がある。予備的な計算ではそのような原子炉は，大型の炉心になり（直径30 ft のオーダー）従ってこのような大きな炉心からのもれは当然少ないので低減速領域IIは必要でなくなる。この設計の利点は構造が簡単であることゝ，炉心の交換が不要なことである。その欠点としては比較的高い核分裂物質インベントリーと原子炉容器のサイズが大きくたることである。

これら4種の原子炉設計の典型的な特性（Performance）をTable 3.6に示す。

表中の2番目のものが，単一流体2領域可換炉心設計のものであるが，この設計研究で詳細な解析を行うのに選ばれた。その理由は今日の技術をひかえめに延長しても建設出来る設計で，適度によい増殖性能が得られることを示すからである。

§3.3.2 炉心設計の最適化 (Optimization of Core Design)

H. F. Bauman

ROD (Reacton Optimum Design) コードは単一流体MSBRに対する炉心設計の最適化に用いられるが，これは大別して三つのセクションからなっている。

1. 円筒形の二次元計算を合成するために加わるルーチンを持つMODRICコードを基本にした多群一次元中性子振散計算。

2. ERCコードを基本とする炉の平衡状態の計算 (equilibrium reactor Calculation)。核分裂生成物を含む250種におよぶ核種の平衡濃度は各々独立の再処理時間を有する10種におよぶ除去モードをもった連続的燃料再処理を考慮して計算される。

増殖比，燃料収率，物質インベントリーおよび燃料サイクルコストはこのセクションで計算される。

3. 与えられた原子炉パラメータを変化し得る場合，特定の figure of merit の最大を求めるための〃 gradient projection method 〃または 〃method of stcepest ascent 〃にもとずく最適化過程。figure of merit は増殖比，特定の燃料インベントリー，燃料サイクルコスト，あるいは同様な要素の適当な函数となろう。一方炉心塩の割合 (Core salt fraction)，炉心領域の寸法，反射体厚みおよび再処理時間等のパラメータが変数となろう。

(最適化していない) 変数の特定なレベルでのパラメータサーベイが同様に行なわれる。

§3.3.2.1 断面積 (Cross Sections)

MSBR計算で用いる断面積セットは，速，共鳴，熱エネルギー領域での多群定数を作るための不連続座標スペクトルコードであるXSDRN [42]を用いて開発された。断面積セットは原子炉の4つの主な領域の各々について作成された。すなわち，13.2%塩のゾーン，37%塩のゾーン，100%塩の空隙，および反射体についてである。各々の場合について特定の領域の部分を記述するために〃セル構造〃を組んだ。断面図はしたがってセル全体についてフラックスで重みずけられた。XSDRNのインプットデータは123郡XSDRNマスターバイナリーテープから取られた。

この123郡の構成は，XSDRNの計算において9群構成に縮少された。即ちこの広い郡構成は5個の速中性子郡と4個の熱 (中性子) 郡とからなっている。これらの計算に用いる核種濃度はROD計算から得られた。

原子炉に存在する全核種に加えて4種の $1/2$ 〃核種〃が各領域で考慮され，従って4組の断面積が原子炉全体の計算に用いられた。

§3.3.2.2 保存係数 (conservation coefficient)

単一流MSBRの最適化に対する figure of merit は〃保存係数〃と名ずけられており，増殖ゲイン (breeding gain) と，サーマルメガワットと分裂性物質のkg数との比である

比出力の2乗との積（これは，増倍時間と燃料のスペシフィックインベントウーとの積に比例する）で定義されている。保存係数は，時間と共に直線的に拡大する原子力発電エコノミー（ncclear power economy）において核分裂性物質を保存するための，増殖炉系の能力に関係するものである。この電力成長の条件に対して，保存係数を最大にすることは，増殖系が自給できるようになる時までに採掘すべきウラニウムの全量を最小にするという結果をもたらす（すなわち核分裂性物質の如何なる外部からの供給にも無関係である）

§3.3.2.3　最適化　(Optimization)

原子炉設計の最適化は，保存係数を最大にすることを基本条件としているが，出力密度の限界（したがってまた黒鉛の寿命）や原子炉容器全体の寸法等いくつかの経済的要因（severul economic coustants）に従うものである。加えて，希土類や$^{233}P_a$の処理速度はこゝで考えている還元抽元処理方式で適正と認められる速度で決められてしまう。燃料サイクルコストはTable 3.7に示すように，炉心計算の一部として計算された。

最適化の基本条件としては用いなかったが，燃料サイクルコストは選定された最適な形のときに最小の近くにあることがわかる。

§3.3.2.4　参考設計（Reference Design）

最適化に関する研究の結果は　Table 3.7 で与えられた特性をもつ参考設計の選定を導くものである。

参考設計における中性子束スペクトルと個々の核分裂原子核による中性子吸収に関する附加的なデータはAppendix Bに示してある。

与えられたデータは，参考設計計算から求められたもので，化学処理と高次の同位元素の再生に関する詳細なものを含んでいる。しかしながら参考設計計算とは細部において異るだけの他の計算は，炉心での中性子およびガンマ発熱あるいは炉心での出力分布，その他以下の節で与えられる幾つかのパラメータサーベイ等のような補足的な計算に用いられた。

§3.3.3　燃料サイクルおよび炉心設計パラメータの変化の影響 (Effect of Changes in the Fuel－Cycle and Core Design Parameters)

H. F. Bauman

§3.3.3.1　出力密度および炉心寿命　(Power Density and Core Life)

炉心の出力密度は原子炉の性能および炉心グラファイトの寿命のいずれにも影響をおよぼす。

炉心の出力密度を選定する最初のステップとして炉心の寸法（および領域Ⅰの塩分率）が保存係数を最大にするよう最適化される。つぎに，種々のケースについて計算を進め，そこでは，最大許容速中性子フルエンスが低い値をとるような制限を加える。これは炉心のサイズを増加させ，ピーク出力密度を制限し，炉心黒鉛の寿命を延長させる効果があるからである。

この調査結果をFig 3.14に示す。この図において特性パラメータは黒鉛寿命の関数としてプロットしてある。

増殖率および分裂物質インベントリのいずれも炉心が大きくなるにしたがって増加するが，増殖率の増加は炉心の増大に対して平担になり，したがって，保存係数の最大値は炉心寿命が約3年のときに得られる。これは約100w／cm³のピーク出力密度を持つ直径約15ftの炉心に

相当する。しかしながら黒鉛寿命を約4年延長させるために炉心を大きくしても保存係数はほとんど変化しない。これは予備設計炉心の直径が約17ftで，ピーク出力密度が約70w/cm³のものに相当する。

§3.3.3.2 塩の体積率およびトリウム濃度（Salt Volume Fraction and Thorium Concentration）

原子炉の中で親物質としてのトリウムの役割は，中性子を吸収し，それによって核分裂性の^{233}Uを生成することである。トリウムは一方では核分裂性物質と，他方では核分裂生成物やキャリヤ塩の物質および減速材などの寄生吸収体と有効な中性子をとり合う。このような競合の結果として，炉心ではトリウムの最適濃度が存在する。もしもトリウム濃度が高ければ，増殖比は高くなろうが，炉を臨界にするために多量の核分裂性物質（トリウムと中性子をとり合う）が要求されるであろう。もしトリウム濃度が低い場合には，要求される核分裂性物質インベントリーは少ないが，寄生吸収体へ，より多くの中性子が吸収される結果（なぜならトリウムおよびウランとの競合が低下するため）増殖比も同様に低くなろう。

トリウム濃度はまた中性子エネルギースペクトルへ影響を及ぼし，トリウムが増加するほどスペクトルはよりハードになる。スペクトルのハード化は，核分裂性物質および寄生物質においては相対的な吸収は減少するが，トリウムの共鳴吸収を増加させる傾向があり，既に述べたようにトリウムの相補的な効果を強めるものである。

MSBRにおいては炉心のトリウム濃度は炉心の塩の割合と塩の中のトリウムの割合で決められる。

塩の中のトリウム濃度はトリウムと大部分の寄生吸収体との比を決め，濃度と塩の割合は共にトリウム対ウランおよび炭素対ウランの比を決める。

MSBRの特性におけるトリウム濃度の効果をFig 3.15に示す。この図に示した例は，参考設計が採用される以前に，しかも外部の塩のインベントリー（external salt inventry）をいくぶん少なめにすることを基本に計算されたものである。この場合の詳細な点についてはTable 3.8とvef 9に示してある。

炉心寸法と領域Iの体積率は最適化が可能である。

各々の最適化の過程で，核断面積はスペクトル変化に対応出来るよう重みがつけなおされる。保存係数のなだらかな最大値がトリウム濃度12mole/o附近でおこるので，この濃度が参考設計では採択された。

MSBRの研究に於て到達した最も重要な結論の一つは，もし最適な炭素対トリウム比の維持のため塩の割合を自由に調節できるとした場合，塩の中のトリウム濃度のわずかな変化に対しても炉の特性は敏感ではないということである。最適なトリウム濃度は炉心の出力密度の減少にしたがって増加する傾向にあるが，しかしこの効果は黒鉛寿命を2年から4年の範囲とするような出力密度の全範囲にわたって小さなものである。

参考設計としては他の全てのパラメータを固定させた場合，炉心領域Iの体積率を変化させたときの効果をFig 3.16に示す。保存係数が13 Vol%Saltの点で巾の広い最適値があり，また非常に巾広い燃料生成率の最適値が14 Vol%の点に存在する。参考設計の値132 Vol%SaltはROD最適化計算で得られたものである。

炉心領域Ⅱの体積率の効果についても同様に検討した。領域Ⅱの燃料塩の全体積をその最適値に固定すると，保存係数の非常に広い最適値が３５から６０Vol％Solt の間で存在することがわかる。

参考設計における塩の割合３７％は，もし必要なら領域Ⅱにランダムにパックされたボールベッド（空隙率３７％）が使用出来るように選択された値である。

§3.3.3.3　反射体（Refrector）

反射体の厚みおよび塩の割合のいずれもMSBRの設計に重要である。反射体の厚みを１から4^{ft}の範囲で増加させると典型的MSBR設計における保存係数は増加することが示された。(9) 反射体は炉心の外側領域の中性子束を増加させる効果をもっているが，このことがまた炉心の出力密度分布を増加させ，また炉心のpeak damage fluxを増加させずに比出力を上昇させる効力をもっている。しかしながら厚みが3^{ft}以上になると，わずかな特性の上昇が認められるのみである。このことから参考設計での反射体の厚みは軸方向2－ft 半径方向25－ftに選ばれた。

反射体における塩の割合もまた重要である。全ての塩が反射体領域から除去された場合の計算が行なわれたが，それによると主として原子炉からの中性子の漏洩が著しく減少するため，参考設計での保存係数は２０％以上改善出来る。しかしながら参考設計で反射体の塩の割合を１％に選んだのは技術的な考慮と実際の設計で到達可能な低限値とから決めたものである。

§3.3.3.4　再処理（Processing）

ref 1で詳細に論ぜられている還元抽出過程のモデルに対してＲＯＤコードがセットされた。参考設計の計算で仮定した種々の寄生吸収物質のグループと再処理サイクルタイムを，Table3.7に示す。再処理の取扱いは複雑にみえるが，しかしたゞ二つのステップ即ちプロトアクチニウム除去と希土類除去が，MSBRの経済性および特性を左右するのである。これら二つの主なステップの処理速度を変えた場合の転換比の効果は，副次的なステップ（例えばプロトアクチニウム除去にともなう準化学的に貴な金属に対しても比例的な処理速度の変化があるとして，Fig 3.17に示した。

この研究から得られた最も明確な結論は迅速な処理が良い増殖特性を得るのに本質的な役割りをするということである。もう一つの結論は，参考設計で推定していたより処理時間が幾分緩和されても，例えばプロトアクチニウムサイクルの３日が１０日になり，希土類サイクルの５０日が１００日になっても，依然かなり良い増殖特性が得られるということである。さらに，プロトアクチニウムの処理サイクルタイムを増加させることと希土類のサイクルタイムを減少させることを互いに調整することが可能である。したがって，１０日をプロトアクチニウム除去サイクルおよび２５日を希土類除去サイクルタイムとしても，参考設計で推定した再処理時間，すなわちプロトアクチニウム除去に約３日および希土類除去に５０日とするのとほぼ同等の増殖比を与えるのである。（§2.6および8でのべた再処理プラントはプロトアクチニウムサイクルタイムを１０日としている。）

迅速でしかも安価な再処理が可能であることが液体燃料炉の潜在的な利点である。しかし，比較的代表的な固体燃料炉の再処理速度におけるMSBRの特性を調べるために，非常に長い再処理時間を考えてきた。転換比が1.００以下に落ちるような，長期のサイクルタイムに対し

ては三種類の調整用補給燃料が研究された；即ち^{233}U，水炉では代表的なプルトニウム混合物，および93%濃縮^{235}Uの三種である。その結果をFig 3.17に示す。その計算によれば，例えば，プロトアクチニウムの再処理のない，500日の希土類サイクル（これは約3年間隔のバッチ処理に相当する。）にすると，転換比は充分0.90以上となり，これは固体燃料のコンバーターに比較して非常に良い。この研究は同時に，プルトニウムが転換炉の運転に魅力ある燃料であることを示した。

還元抽出過程で除去することを考慮しなかった重要な寄生吸収体に$^{237}N_p$がある。現在では幸運にもこれを除去出来ることが指適されている。もし$^{237}N_p$が200日サイクルで除去されると，RODの計算では，参考MSBR設計の増殖比は1.063から1.070に，また，保存係数は14.1から16.2に増加することを示している。

§3.3.3.5 プラントの大きさ（Plant Size）

ブランケットが存在しないために一流体MSBRにおいては中性子漏洩が重要となる。さらに，ブランケットの代りになる低減速（undermoderate）の炉心領域IIは，漏洩を減少させるのにかなり有効ではあるが，燃料塩が大きな体積を占めているため，核分裂性物質インベントリーを増大させる。そのため，炉の特性は漏洩に影響する因子に強く影響されることになる；すなわち最も重要な因子は原子炉の大きさである。

参考MSBR設計で選ばれた1000-Mw(e)プラントの大きさは，これが原子炉プラントの比較研究のための標準サイズであるという理由で選ばれている。大きさをより大きく，あるいはより小さくするようなプラント設計の改訂の試みてはいないが単純なスケーリングの検討では他の大きさ，特に大型のプラントから予期されるような特性を示している。

炉心領域Iの外部核分裂物質インベントリーと容積はプラント出力に比例するようにとり，さらに炉心領域II，円環部，プレナム部および反射体の厚みを固定することによりスケーリンドの検討が始められた。500から4000Mw(e)の原子炉プラントに関するこの検討の結果をFig 3.18に破線で示した。この場合のセットではピーク出力密度，したがってまた炉心グラファイト寿命に相当な広がりがあり，そこで2番目のセットでは炉心領域Iの体積が，各々の場合に大体同じピーク出力密度となるように調整されて計算された。このセット結果はFig 3.18に実線で，またTable 3.9に示した。保存係数と燃料生成率の両方から評価すると，プラントのサイズが大きくなるに従って鋭く増加するような特性を示す。従って単一流体MSBRは大きなプラントに充分適合している。小さなプラントに対しては，親物質のブランケットを有する単一流体MSBRのような，中性子漏洩に鋭敏でない原子炉の設計が考慮されるべきである。

§3.3.4 反応度係 (Reactivity Coefficiehts)

O. L. Smith J. H. Carswell

多くの等温反応度係数が予備設計炉の形状を用いて計算された。これらの係数はTable 3.10に要約してある。ドップラー係数は主としてトリウムによるものである。塩とグラファイトの反応度の温度係数（thermal base coefficient）は正である。これは温度上昇にともなって$1/\nu$より急激には減少しない燃料の熱中性子補獲と$1/\nu$に近い減少を示すトリウムの熱中性

子補獲との競合により出てくるのである。塩の密度成分は塩の膨張のあらゆる効果を示し，塩密度の減少に伴なうトリウムの自己遮蔽の減少をも含んでいる。

黒鉛密度成分は，黒鉛密度の変化と黒鉛表面の変位の両方を含んでいる。変位を計算する場合黒鉛－炉心容器の境界は動かない，すなわち炉心容器の温度は変化しないと仮定している。短期間の反応度効果に関しては，これが最も妥当な仮定である理由は，入口塩は容器の内面を浸すことからに由来している。いずれの場合においても，黒鉛密度係数は小さく，本質的に無視出来る成分であることは注目すべきである。

Table 3. 10 から全炉心容量係数（ total core coefficieut ）は負であることがわかる。

しかし更に重要なことは，系の速い過度応答を大きく制御する全塩係数（ total salt coefficient ）が相対的に大きな負の係数であり，適当な炉の安定性と制御性を与えるということである。

塩密度係数は炉心の塩中の気泡に関連して特に重要である。その塩は数十％のキセノンの気泡を含むことが予想される。ある情況のもとでは，炉心温度の変化をともなわず，したがってまた全塩温度係数にかゝわらずに，気泡の体積は膨張または収縮することがありうる。塩密度係数成分が正であるので，密度の減少がなければ気泡の膨張は正の反応度効果を示すであろう。

塩膨張係数として $\delta v/v = 2.1 \times 10^{-4}/℃$ を用いると，炉心内気泡率が，例えば 0.01 から 0.02 に増加すると $\delta k/k = +0.00039$ の反応度変化を生じる。

これは炉心内遅中性子の約 $1/4$ のWorthに相当する。

このことから逆に 0.01 の気泡率の完全な瞬時消滅は $\delta k/k = -0.00039$ の反応度変化を生じる。

最后に，平衡燃料濃度係数（equilibrium fuel concentration coefficient ）（$\delta k/k$）（$\delta n/n$）は ^{233}U に対しては 0.42，^{235}U に対して 0.027，そして全核分裂性ウランに対して 0.39 と計算される。但し n は原子密度である（^{235}U に対する係数がこのなかで非常に小さいのはMSBRにおける ^{235}U のインベントリーが ^{233}U と比べて非常に低いためである。）

§3.3.5 MSBRにおけるガンマ熱および中性子熱 (Gamma and Neutron Heating in the MSBR)

O. L. Smith J. H. Carswell

一流体炉の炉心容器におけるガンマ熱および中性子熱と熱遮蔽および生体遮蔽は，ANISN輸送コードを基礎にした，ガンマおよび中性子輸送のテクニックを用いて計算された。

炉本体および遮蔽体について一つの軸方向と2つの半径方向断面についての結果を示す。各領域の厚さと組成はFig 3. 19 ～3. 24 でその結果と共にしてある。半径方向断面に関しては，二つの，すなわち最初は炉心の中央の面で次に炉心の上部へ向って中央面から $2/3$ の距離の面について，一次元有限円筒計算が行われた。

各々の場合，中性子（およびガンマ線）束は，1000 Mw（e）の出力時における実際の炉心の中心軸のフラックスの値で規格化してある。軸方向のバックリングに関する処理は行われていない。このように，特に遮蔽に関しては，計算熱源値は実際の熱源の上限にあるはずである

はずであると考えられる。原子炉容器の内側の熱源の計算値は数%高いだけであると評価されている。しかし容器と遮蔽体間の大きな空隙のため熱源の計算値は実際の有限の高さの原子炉に対しては熱遮蔽体およびコンクリート中で，約50%少なくみなければならない。

中心軸の計算において，体系は平板状とし，半径方向に無限であるとしている。また，炉心容器内の横方向のバックリング効果は小さい。熱遮蔽および生体遮蔽の計算結果は上限値であるが，軸方向に関しては空隙が数フィートしかないので過大に評価していることはあまりない。

計算は連続して段階的に行なわれ，まず中性子空間の一次元的ANISN輸送計算と，炉および遮蔽中のエネルギー分布の計算からはじめられた。中性子束および散乱断面積から中性子熱分布が決められた。原子炉内の中性子加熱を，二つの半径方向断面および一つの軸方向断面についてFig 3.19，3.21および3.23に示す。各々の図において曲線Aは均質化した炉心，ブランケット，反射体，またはプレナム部の単位体積当りの熱源を示す。
曲線BおよびCは各々，これらの領域における黒鉛および塩を分離して，単独に単位体積当りの熱源を示したものである。曲線DはINOR容器における発熱を示す。Fig 3.20，3.22および3.24は熱遮蔽および生体遮蔽体中のガンマ線および中性子発熱を示している。熱遮蔽体は純鉄として取扱った。コンクリートは標準等級のものとした。

ガンマー線加熱分布も同様にこれらの図中に示されている。ガンマ線の三つの源，すなわち即発核分裂，遅発（核分裂生成物）および補獲ガンマー線が中性子束分布から計算された。このうち最初と最后のものは中性子束の空間分布と同じ分布とした。遅発性の源は，巡環している塩では一様であると仮定した。塩は一巡時間の約半分を原子炉内で帯留するので，遅発性ガンマ線の約半分が炉心容器内で放出される。

ガンマ線のこれら三つの源は7群のガンマ線エネルギーグループを用いた。fixed-source ANISNガンマ輸送計算において結合された。このガンマ線束からガンマ熱源が計算された。この結果から特に注目すべきことは黒鉛においては中性子の熱化過程が主な熱源であるということである。

§3.3.6 MSBRにおける核分裂生成物加熱（Fission Product Heating in the MSBR

R. B. Bridggs　J. R. Tallackson

MSBRにおける重要な設計思想の一つは原子炉の崩壊熱を完全に処理することにある。原子炉停止後の一次系に残存する5つの主な熱源としては

1. 炉停止時のフラックスの減衰による核分裂熱で，これには塩によって輸送された遅発中性子の効果も含まれる。
2. 一次系塩の中で放出される核分裂生成物（および娘核）の減衰
3. 黒鉛およびHastelloy Nの表面に沈着した化学的に貴な金属の核分裂生成物（および娘核）の減衰
4. 黒鉛中に拡散したガス状クリプトンとキセノン（および娘核）の減衰
5. 減速材および反射体に蓄積された熱

化学処理装置，off－gas系，ドレインタンク，および一次塩の流路等に関する冷却系の設

計のために，核分裂生成物によって加えられた熱負荷を評価しなければならない。系の中の熱発生源の分布は化学的挙動，半減期，および放壊系列の複雑さ，黒鉛の特性と化学的およびオフーガス法による除却装置の効率等に依存する。化学的に貴な金属（Nb, Mo, Tc, Ru, RhとTe）はそれが形成され，塩系中の液相－気相界面に集まるかあるいはオフガスと共に除去されるとほぼ同時に，金属および黒鉛表面に板状に析出する。クリプトンとキセノンは黒鉛中に拡散するかあるいはオフーガスによって除去されるかのいずれかである。テルルの娘核種であるヨウ素はその親核種と共にとどまると考えられ，また核分裂により直接生成したヨウ素は塩に溶解して残る。残りの熱源は塩に溶解するかあるいは化学処理プラントに保持されるかのいずれかである。

Kedl[7]は塩から黒鉛および塩中の気泡へのKrおよびXeの拡散率を計算した。その理論と計算結果の概要は本報のAppendix Aにかゝげた。BriggsはMSREデータにもとずいてTable 3.11に要約したように，代表的なMSBRにおける核分裂生成物の分布を試算した。この試算によれば，化学的に貴な金属生成物の１０％は炉心黒鉛の表面に沈積し，４０％が循環系の金属表面に沈積し，さらに５０％が気泡に入りオフーガス系に輸送される。

Tallacksonが作成したFig 3.25は予備設計MSBRにおける崩壊熱の分布を示すものであるが，これらはBriggsとkedlによる分布計算に基き，またCarterが作成したFOULBALLとCALDRONプログラムによって計算した崩壊熱加熱速度を用いて求めたものである。用いた拡散係数と付着係数（sticking coefficient）をうらずける実験値が更に必要であり，化学処理プラントへ送り込む量も改正すべき問題ではあるがFig 3.25のデータは，おそらく安全な設計を可能ならしめるものと思われる。

崩壊熱に関連した因子のいくつかはFurlongによって研究されてきたが[92]，その中には印加反応度（reactivity insertion）の大きさと速度の種々の組合せや，塩の流速変化および反応度が印加される前の遅れ時間（delay prior to the reactivity insertion）等も含んでいる。

Furlongがとりあげた例[9]では，流れが停止した場合，１秒遅れ（^{235}U燃料の場合）の後，0.1％／secで1％の負の反応度が挿入され，塩の中で3.75Mwhrのエネルギーが発生するものと考えられた。塩の熱容量だけをとってみるとこれは炉停止后塩の温度にして１１３°F上昇することになる。

塩に比べて二倍の大きさをもつ熱容量は，塩が約１２００°Fになった後は熱シンク（heat sink）の働きをするようになり，（断熱状態を仮定して）接分裂生成熱のみの効果で，炉停止後５分で塩の温度は１２５０°Fになるという効果をもっている。

正常な原子炉停止後に発生する熱のほとんどは連続して循環している燃料および冷却塩と，タービン復水器中の水蒸気の凝縮とによって分散してゆくことになる。

燃料塩をドレインする際には，塩の中で発生した熱は第６章で述べたようにドレインタンクの一次冷却系で除去される。

§3.3.7 トリチウムの生成と分布（Tritium Production and Distribution）

P. N. Haubenreich

§3.3.7.1 序

トリチウムは核分裂生成物として全ての原子炉で生産され，一部分は原子炉中の重水素，リチウム，ボロンの中性子吸収の結果として生産される。MSBRではリチウムが多いため，トリチウムの生産速度は比較的大きい；重水炉と同程度，あるいは同じ電気出力の軽水炉の約20～50倍である。トリチウムは炉で作られる全放射能のわずかの部分しか占めていないが，高温では容易にほとんどの金属中を拡散し，とじこめることは困難なので，特殊な問題として提起される。

一次系塩中，そのオフガス中，あるいは二次系塩中のトリチウムのためにこれらの流体の生物学的危険性が増加することはあまりない。雰囲気からのトリチウムを濃縮した形で抽出することは簡単なので，塩系から炉室へのトリチウムの拡散は重大な問題でない。しかしながら，生産されたトリチウムのうち水蒸気系に到達する率を数%内に押えることが重要である。水蒸気のリークを処理したり，凝縮水を取扱う場合には特別な注意が必要である。また，もっとも重要なのは，正常時でも水蒸気系からの癖けられないトリチウムの放出があるが，これを許容量以下に押えることである。

この報告書で記述される参考MSBR設計では，一次系ならびに二次系熱交換器の管によって出来る防壁は，トリチウムが水蒸気系に到達する速度を，特別な注意を払わなくても良い速度に充分制限する役割をはたすものであった。しかしながら，最近の進歩によれば，この仮定に疑問が投げられるようになった。その一つは，かなりの割合のトリチウムが二次冷却器管から冷却空気に拡散するのが見られたMSREにおける経験である。もう一つは，放射能の放出は，いかなる源からであろうと実現可能な最低のレベルまで下げねばならぬ，という事が強張されてきたことである。MSBR参考設計で，トリチウムの取扱いに関しては若干の修正が加えられるであろうが，将来どのようになるかは，現在行われている研究の結果の如何によるであろう。以下の論議はどのような修正を行えば良いかという若干の検討に関するものである。

§3.3.7.2 MSREでのトリチウム

MSREで生産されたトリチウムの処分は決して重大な問題ではなく，最初の数年の運転期間中は液体廃棄物の保健物理的モニターリングに必要な測定だけが行われた。1969年には，将来の溶触塩炉でのトリチウムの重要性についての意識の高まりから，MSRE中のトリチウムの分布を決定し，それと計算生成速度と比較することが組織的に着手された。(43)

原子炉が^{233}U燃料（注：^{235}U燃料を用いれば核分裂物質濃度は大きくなり，熱中性子束は低くなる。またこの場合のトリチウムの生産速度は24Ci／dayである。）を用いて7.25Mwで運転されている時，MSRE燃料塩で生産されるトリチウムの計算量は40Ci／dayになる。このうち，35Ci／dayはリチウムの0.0048%をしめている^{6}Liの熱中性子吸収によるものであり，5Ci／day ^{7}Liに関する速中性子反応によるものである。また，原子炉容器のまわりの熱遮蔽中のリチウム中での若干のトリチウムの生成がある。MSREで使われた遮蔽の特別なバッチ中のリチウム量が不確定であるため，これから出来るトリチウムの計算値は場所が

どこであろうと0.1から6Ci/dayとしている。

格納容器内雰囲気から凝縮する水蒸気は，炉運転開始時からトリウムを含んでおり，処分される前に定期的に測定されてきた。数ケ月の捕集期間中測定値の平均は4から6Ci/dayの範囲におよんでいる。^{233}U量の変化が見られても，トリチウムに関しては測定のバラツキ以内の変化しかない。

核分裂生成物吸着器の出口にあるMSRE燃料オフガス中のトリチウムが，1969年11月と12月の，23日間の炉停止と，運転開始および全出力での1.6日間の運転の間に測定された。ガスを熱せられた酸化銅に流し，水としてトラップすることにより，トリチウムが集められた。色々な温度での酸化銅を用いた実験では，トリチウムのほぼ半分は炭化水素として存在した。（多分，燃料ポンプからのオイル蒸気中の水素と交換することによるのであろう。）全出力での一ケ月以上の運転の後の炉停止のすぐ直前には，オフガスへ移行するトリチウムの測定値は23Ci/dayに達した。燃料がドレインされた後の19日間は，放出速度はその半分の大きさのままであり，これは燃料塩あるいはオフガス系の中のどこかにトリチウムがとじこめられていることを示すものである。最後の運転中，トリチウムは2週間にわたってオフガス中に蓄積し，外挿すると25と30Ci/dayの間になることが分析によりわかった。

トリチウムは原子の形で金属壁を拡散することが認められ，MSRE冷却材塩からのオフガスの試料は0.6Ci/dayを示し，これは冷却材塩系に生産される0.0001Ci/dayという計算値よりも大きい。もっと多くのトリチウムが，冷却材塩用ラジエーターを通った空気中に，原子炉から流出するのが認められた。この濃度は非常に低く（$<0.1\mu Ci/m^3$），種々の方法のサンプリングと分析から得られた結果はばらついている。最も信頼出来ると思われる値は5Ci/day周りになる。

このような測定から，MSREでは燃料塩での計算生産量の約60から70％は燃料塩オフガス系への経路中に見出されるようである。燃料中に生まれるもののうちで，約12から15％は熱交換器チューブを通じて拡散し，その約$^{9}/_{10}$はラジエーターチューブを通って冷却空気に出ていく。熱遮蔽体中での生産量が不明確なため，原子炉建屋内で観測されるトリチウムの解釈を困難なものにしている。その生成速度は燃料中に生成するものの10から15％であるが，^{233}Uの置換を行ない，燃料中の生成量を約2倍にした場合でも，測定値に変化がなかった事は，大部分は熱遮蔽体で生れたものであることを強く示唆している。測定された放出速度のもっとも確からしい値の和をとると，原子炉での計算生成量のわずか85％にしかならぬ。計算と測定の誤差がかなりあるけれども，比較して見ると系のどこかにトリチウムの保持があることが示唆される。

MSRE中のトリチウムの分布を既知のデーターを使って計算し，観測した分布と合致するかどうかを判定する試みがなされた。(44) 計算は通例の質量移行ならびに拡散式にもとずいて行われ，技術文献から得るか，あるいは通例の方法により求められた定数を用いた。それによると，MSRE燃料塩中に生成したトリチウムのうち，15％まではラジエーターチューブから来たもので，50％以上が燃料オフガス中に入り，40％までが原子炉建屋内に見出されるべきであることが判明した。この分布は，かなりの割合が原子炉建屋内雰囲気に逃散することが予想されるという事を除けば，観測された分布とよく合致している。計算はさらに，燃

料ポンプオイルのリークからオフガス系に沈析する炭化水素に加えて，炉心黒鉛や塩容器中の金属が，炉停止後も残っていると見られるトリチウムの貯蔵溜になっている可能性があることを示している。

§ 3.3.7.3 MSBR中での生成と分布（Production and Distribution in the MSBR）

Kerr と Perry [45]は1000Mw(e)MSBRはTable 3.12に示される色々な源から，全出力運転時で総計約2420Ci/day を生成すると推定した。

MSREの解析に応用されたのと同じ基本的なトリチウムの情報を用いて，Briggs と Korsmeyer [11] は Table 3.13 に示されるように参考MSBR設計でのトリチウムの分布を計算した。これらの計算では，トリチウムは生れてすぐに$^3H_2$ かフッ化トリチウム^{3}HFの形になると仮定した。キセノンを取除くために使われるヘリウムの気泡は実質的にほとんど全ての^{3}HFをパージする働きをもつが，$^3H_2$ に関してはそのわずかの部分しかパージすることが出来ない。この挙動の相違となる原因は，金属壁に到達する$^3H_2$ は容易に分解して^{3}H 原子になるが，^{3}HF 分子は分解しないことに起因する。（金属と^{3}HF が反応し^{3}Hを放出する反応も若干あろうが，これは無視出来ると仮定される。）$^3H_2$ と^{3}HFの比は燃料塩中のUF_3 /UF_4 の比に依存し，Table 3.13に報告された計算では 0.001 と仮定された。燃料塩からのトリチウムの一部はパイプと容器壁を通って原子炉建屋雰囲気に出ていくが，大部分は一次系熱交換器の管の比較的広い面と薄い壁を通って二次系塩システムに拡散するのであろう。このトリチウムの若干は壁を通って水蒸気セルに拡散し，そのほんのわずかがカバーガスとともに冷却材塩ループから運び出される。しかし大部分は水蒸気発生器管壁から拡散し，熱一電力変換系中で三重水素水を形成する。Table 3.13 の計算には，熱交換器管の水側の酸化物の抵抗を考慮に入れていない。この抵抗は水蒸気系への移行をかなり減少させるというデーターもあり，従って，Table 3.13 の速度はやや高めに見積られているきらいがある。

§ 3.3.7.4 濃度と放出速度（Concentrations and Release Rates）

水蒸気系での到達定常トリチウム濃度はトリチウムの抽入速度と系からの水の排出（リーク，噴出，サンプリングによる減量）の速度の比によって決まる。水の排出速度の確からしい推定値は1時間当り，2.1×10^{-6} 1 bある系の水の1%である。1670Ci/day が系に入ると仮定すれば，トリチウムの濃度は約2週間の全出力運転で1gの水当り7μCi の^{3}Hに落ちるであろう。

最新の Standards for Protection against Radiation [46]によれば，40hr/week の職業被曝で水中のトリチウムの最大許容濃度は 0.1μCi/ml である。このように，もしMSBR水蒸気のトリチウムがいたる所で 7μCi/g の計算値と同程度であるなら，プラントの操作員の被曝を制限する手段が講じられねばならない。しかし，これは，MSBR水蒸気で予想される[47]よりも10^3倍大きいトリチウム濃度をもつ重水炉の周辺に講ぜられるものほど大変なことではないが，MSBR水蒸気プラントにおける注意の中にはトリチウムのモニター，作業場の良好な換気，排出水の処理時の規制，および水蒸気のリーク時の作業の際のマスクの使用等が含まれるだろう。（水蒸気系からの蒸気と100°Fで飽和している空気は立方センチメーター当り 3×10^4 μCi の^{3}H，すなわち40hr/week の被曝の場合の空気に対するMPCの70倍，を含

む。[46]

MSBR水蒸気系から流出した水は，～440,000gpmの流出凝縮冷却水と単純にまざって放出されるならば好都合であろう。もし1670Ci/day で排出されるなら，この流れの中の濃度は 0.7×10^{-3} μCi/ml になるであろう。これは非管理区域に排出される水に対してのMPCで最近規制されている 3×10^{-8} μci/ml よりも小さい。[46]

水蒸気系へのやや高目に見積まれたトリチウムの移行が正しいとしても，MSBR水蒸気系の濃度がプラントの操作と保守の重大なさまたげになることはなく，プラント排出物は非管理区域の放出の現在の基準に合致するであろう。トリチウムの生物学的影響に関する専門的解説によれば，現在の最大許容濃度はひかえめなものであり，集団人口に対してはほとんど無視出来るぐらいのバックグランドを上げるにすぎないと結論している。[48] しかし，MSBRの参考設計がトリチウムの制御に関して満足すべきものであると仮定するのは全く非現実的であろう。MSBRプラントから 1megawatt－day の電力当り1キューリーのトリチウムの放出は容認出きるものではない。なぜなら，他の原子炉や燃料再処理プラントからの放出ははるかに小さいからである。幸い，MSBRからのトリチウムの放出はTable 3.13 に示される値よりはるかに小さくなることを保証するいくつかの方法があるようである。これらはこの報告書の§16.4に簡単に論議される。

Table 3.6. Calculated nuclear performance of 1000-MW(e) MSBR design concepts

Design concept (in increasing order of complexity)	Typical performance value			
	Conservation coefficient[a] [MW(t)/kg]^2	Breeding ratio	Fissile inventory (kg)	Annual fuel yield (%/year)
Single-fluid, nonreplaceable core	5	1.06	2300	2.0
Single-fluid, two-zone replaceable core (reference MSBR)	15	1.06	1500	3.2
Single-fluid core with separate blanket and replaceable core	50	1.07	900	7.0
Two-fluid core plus blanket and replaceable core	75	1.07	700	8.0

[a]An index of merit, the definition and significance of which are discussed in sect. 3.3.2.2.

Table 3.8. Influence of thorium concentration on the performance of a single-fluid MSBR

Fuel salt, mole % $LiF-BeF_2-ThF_4$	74-16-10	72-16-12	70-16-14
Core height,[a] ft	9.75	9.8	11.7
Core diameter,[a] ft	11.2	11.1	11.5
Radial blanket thickness,[a] ft	2.52	2.20	1.89
Axial blanket thickness,[a] ft	1.45	1.19	0.91
Radial reflector thickness, ft	3.0	3.0	3.0
Axial reflector thickness, ft	2.0	2.0	2.0
Core salt fraction[a]	0.137	0.121	0.114
Radial blanket salt fraction	0.37	0.37	0.37
Axial blanket salt fraction	0.37	0.37	0.37
Reactor power, MW(t)	2250	2250	2250
Average power density, W/cm^3	29.4	33.14	33.5
Maximum power density, W/cm^3	97.3	106.3	101.6
Graphite replacement life, years	2.1	1.9	2.0
Specific fuel inventory, kg/MW(e)	1.23	1.26	1.33
Breeding ratio	1.051	1.055	1.060
Annual fuel yield, %/year	3.18	3.35	3.42
Conservation coefficient	17.19	17.65	17.05

[a]Variables allowed to optimize.

Table 3.7. Characteristics of the single-fluid MSBR reference design

A. Description	
Identification	CC120
Power	
MW(e)	1000
MW(t)	2250
Plant factor	0.8
Dimensions, ft	
Core zone 1	
Height	13.0
Diameter	14.4
Region thicknesses	
Axial:	
Core zone 2	0.75
Plenum	0.25
Reflector	2.0
Radial:	
Core zone 2	1.25
Annulus	0.167
Reflector	2.5
Salt fractions	
Core zone 1	0.132
Core zone 2	0.37
Plenums	0.85
Annulus	1.0
Reflector	0.01
Salt composition, mole %	
UF_4	0.232
PuF_3	0.0006
ThF_4	12
BeF_2	16
LiF	72

B. Processing

Processing group	Nuclides	Cycle time (at full power)
Rare earths	Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm, Gd	50 days
	Eu	500 days
Noble metals	Se, Nb, Mo, Tc, Ru, Rh, Pd, Ag, Sb, Te	20 sec
Seminoble metals	Zr, Cd, In, Sn	200 days
Gases	Kr, Xe	20 sec
Volatile fluorides	Br, I	60 days
Discard	Rb, Sr, Cs, Ba	3435 days
Salt discard	Th, Li, Be, F	3435 days
Protactinium	^{233}Pa	3 days
Higher nuclides	^{237}Np, ^{242}Pu	16 years

Table 3.7 (continued)

C. Performance	
Conservation coefficient, $[MW(t)/kg)]^2$	14.1
Breeding ratio	1.063
Yield,[a] % per annum	3.20
Inventory, fissile, kg	1504
Specific power, MW(t)/kg	1.50
Doubling time, system,[a] years	22
Peak damage flux, $E > 50$ keV, neutrons cm^{-2} sec^{-1}	
Core zone 1	3.5×10^{14}
Reflector	3.7×10^{13}
Vessel	4.3×10^{11}
Thermal-neutron flux, neutrons cm^{-2} sec^{-1}	
Average, core	2.6×10^{14}
Peak	8.3×10^{14}
Fraction of fissions from thermal neutrons	0.84
Power density, W/cm^3	
Core	
Average	22.2
Peak	70.4
Core, fuel salt	
Average	74
Peak	492
Core, graphite (gamma and neutron heating)	
Average	2.3
Peak	6.3
Fission power fractions by zone	
Core zone 1	0.790
Core zone 2	0.150
Annulus and plenums	0.049
Reflector	0.012
Ratio, C/Th/U	
Core zone 1	8660/52/1
Core zone 2	2240/52/1

D. Neutron balance

Constituent	Concentration[b]	Absorptions	Fissions
^{232}Th	3.75×10^{-3}	0.9779	0.0030
^{233}Pa	3.88×10^{-7}	0.0016	
^{233}U	6.64×10^{-5}	0.9152	0.8163
^{234}U	2.31×10^{-5}	0.0804	0.0004
^{235}U	6.01×10^{-6}	0.0747	0.0609
^{236}U	6.21×10^{-6}	0.0085	
^{237}Np	8.59×10^{-7}	0.0074	
^{238}Pu	6.10×10^{-6}	0.0074	
^{239}Pu	1.29×10^{-7}	0.0073	0.0045
^{240}Pu	6.83×10^{-8}	0.0027	
^{241}Pu	6.21×10^{-8}	0.0027	0.0020
^{242}Pu	1.23×10^{-7}	0.0006	
^{6}Li	1.95×10^{-7}	0.0035	
^{7}Li	2.24×10^{-2}	0.0157	
^{9}Be	5.00×10^{-3}	0.0070	0.0045[c]
^{19}F	4.77×10^{-2}	0.0201	
Graphite		0.0513	
Fission products		0.0202	
Leakage		0.0244	
ηe		2.2285	

Table 3.9. Performance of single-fluid MSBR's as a function of plant size[a]

Reactor power [MW(e)]	500	1000	2000	4000
Core height, ft	9.44	11.0	17.44	23.0
Core diameter, ft	10.42	14.4	19.36	25.5
Salt specific volume, ft^3/MW(e)	1.75	1.68	1.62	1.55
Fuel specific inventory, kg/MW(e)	1.65	1.47	1.36	1.28
Peak power density, W/cm^3	62.2	65.2	66.1	65.9
Peak flux (E > 50 keV), 10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1}	3.04	3.20	3.25	3.24
Core life, years at 0.8 plant factor	3.9	3.7	3.7	3.7
Leakage, neutrons per fissile absorption × 100	3.89	2.44	1.53	0.96
Breeding ratio	1.043	1.065	1.076	1.083
Annual fuel yield,[b] %/year	1.99	3.34	4.28	4.95
Conservation coefficient	8.0	15.1	21.0	25.9

[a]The thickness of core zone II, annulus, plenums, reflectors, and other parameters not otherwise indicated were held fixed at the reference design values indicated in Table 3.1.

[b]The plant factor is assumed to be 0.80.

Table 3.10. Isothermal reactivity coefficients of the reference reactor

Component	Reactivity coefficient, $\frac{1}{k}\frac{\partial k}{\partial T}$ (per °C)
	× 10^{-5}
Doppler	−4.37
Salt thermal base	+0.27
Salt density	+0.82
Total salt	−3.22
Graphite thermal base	+2.47
Graphite density	−0.12
Total graphite	+2.35
Total core	−0.87

Table 3.12. Rates of tritium production in the MSBR at 2250 MW(t)

	Production (Ci/day)
Ternary fission	31
$^6Li(n,\alpha)^3H$	1210
$^7Li(n,\alpha n)^3H$	1170
$^{19}F(n,{}^{17}O)^3H$	9
	2420

Source: ref. 45.

Table 3.13. Calculated distribution of the tritium produced in the reference MSBR design

	Rate	
	Percent of total ^3H production	Curies/day at 2250 MW(t)
Removed from primary system with sparge gas		
As $^3H_2$	5.8	140
As ^3HF	7.0	170
Entering secondary system cover gas	0.1	2
Entering reactor cell atmosphere	8.7	211
Entering steam cell atmosphere	9.4	227
Entering steam-power system	69.0	1670
	100.0	2420

Source: ref. 11.

Table 3.11. Distribution of heat produced by decay of fission products in a 1000-MW(e) MSBR

Noble gases are assumed to be stripped and noble metals to plate out on a 30-sec cycle, other fission products are removed on a 50-day cycle

Element	Heat Production (kW)												
	At shutdown				10^3-sec (17-min) decay			10^4-sec (2.8-hr) decay			10^5-sec (28-hr) decay		
	Salt	Off-gas	Graphite and metal	Processing plant	Salt	Off-gas	Graphite and metal	Salt	Off-gas	Graphite and metal	Salt	Off-gas	Graphite and metal
Zn	0.00020				0.00020			0.00020			0.00013		
Ga	0.26				0.033			0.0093			0.0047		
Ge	1.8				1.1			0.56			0.083		
As	45				5.5			2.8			0.14		
Se	206				37			1.7			0.00023		
Br	4,220				242			18			0.014		
Kr	1,130	2,370	250		15	1,270	142	5.6	560	60	0.016	2.8	0
Rb	5,560	2,930	290		434	1,620	164	2.0	450	51	0.0058	1.0	0
Sr	4,270	374	40	1.5	1,660	376	38	1010	340	34	131	220	23
Y	4,750	140	17	170	2,640	140	16	1530	128	14	267	79	7
Zr	648			350	648			600			349		
Nb	314	1,790	1790	318	592	760	760	950	212	212	406	97	97
Mo	69	835	835		12	460	460	0.043	188	188	0.026	145	145
Tc	25	1,240	1240		27	670	670	0.042	38	38	0.0051	30	30
Ru	2.5	160	160		0.24	144	144	0.097	126	126	0.0032	88	88
Rh	4.1	52	52		0.17	47	47	0.015	40	40	0.0038	33	33
Pd	2.0	0.4	0.4		1.3	0.4	0.4	0.4	0.3	0.3	0.12	0.1	0.1
Ag	14	0.1	0.1	0.2	9.1	0.1	0.1	6.8	0.1	0.1	1.8		
Cd	5.3				3.5			1.5			0.38		
In	14				4.3			1.5			0.28		
Sn	60				50			15			0.20		
Sb	5,450				970			272			14		
Te	510	1,970	1970		1,190	1,290	1290	153	233	233	3.2	78	78
I	4,510	2,120	2120		610	2,110	2110	356	1470	1470	48	745	745
Xe	1,080	2,770	414		42	730	125	52	340	56	28	180	22
Cs	4,000	2,600	383		200	1,700	265	5.2	98	20	2.5	8.1	0
Ba	4,030	490	58		1,450	480	52	342	210	24	230	96	10
La	4,620	470	50	68	3,030	470	50	1980	460	49	1380	450	46
Ce	1,260	3	0.5	154	650	3	0.5	558	3	0.5	375	3	0.5
Pr	1,740			492	1,150			413			230		
Nd	213			25	173			111			80		
Pm	150			12	116			108			72		
Sm	10			0.3	7.9			5.7			3.8		
Eu	3.8			0.04	3.6			3.4			2.9		
Gd	0.055				0.047			0.043			0.017		
Tb	0.0024				0.0018			0.0018			0.0016		
Dy	0				0			0			0		
Pa	500			5000	500			500			485		
Total	49,400	20,300	9670	6590	16,500	12,300	6330	9010	4900	2610	4110	2260	1330

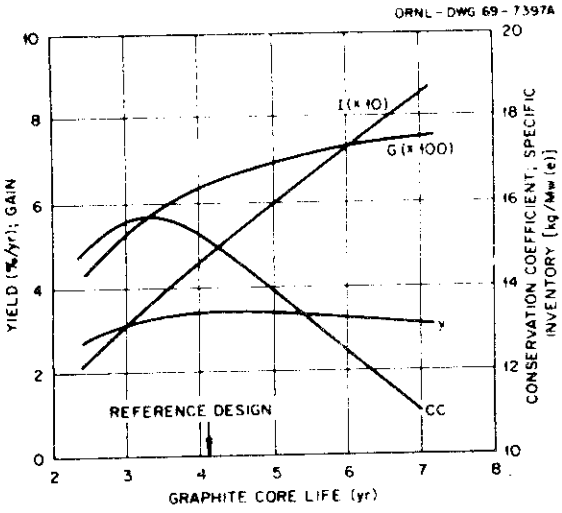


Fig. 3.14. Performance of 1000-MW(e) MSBR as a function of core life (at 0.8 plant factor).

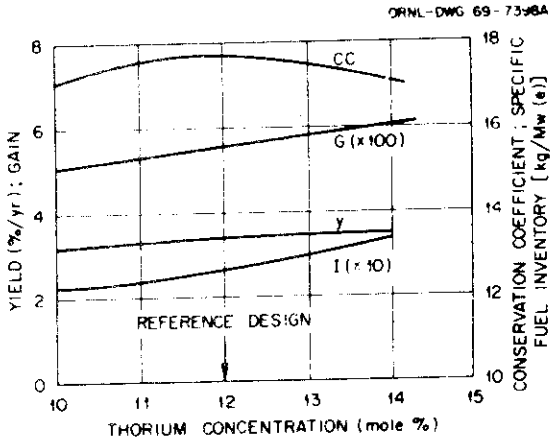


Fig. 3.15. Influence of thorium concentration on the performance of a single-fluid MSBR.

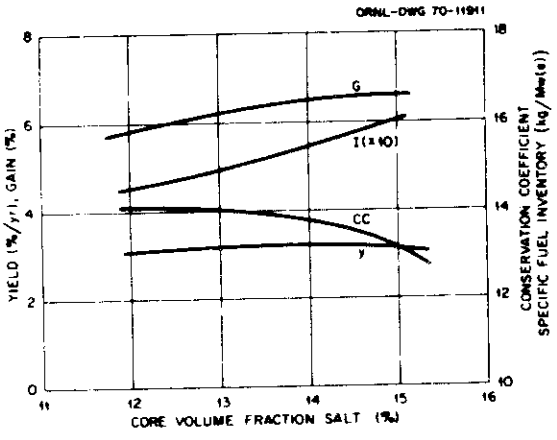


Fig. 3.16. Effect of core zone I volume fraction of salt on MSBR performance. (Other parameters are held fixed at reference design values.)

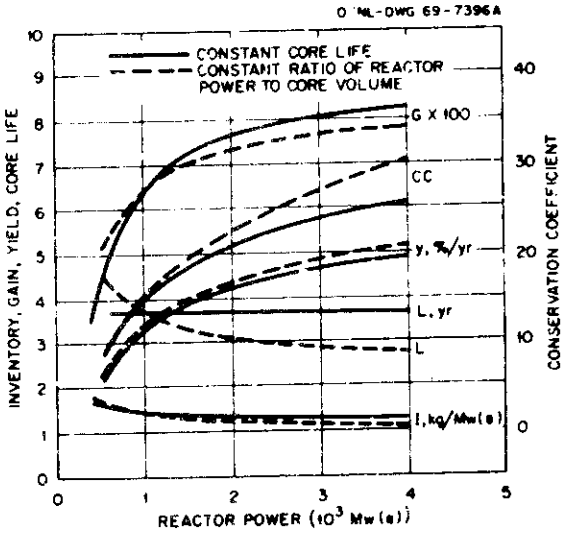


Fig. 3.18. Effect of plant size on MSBR performance.

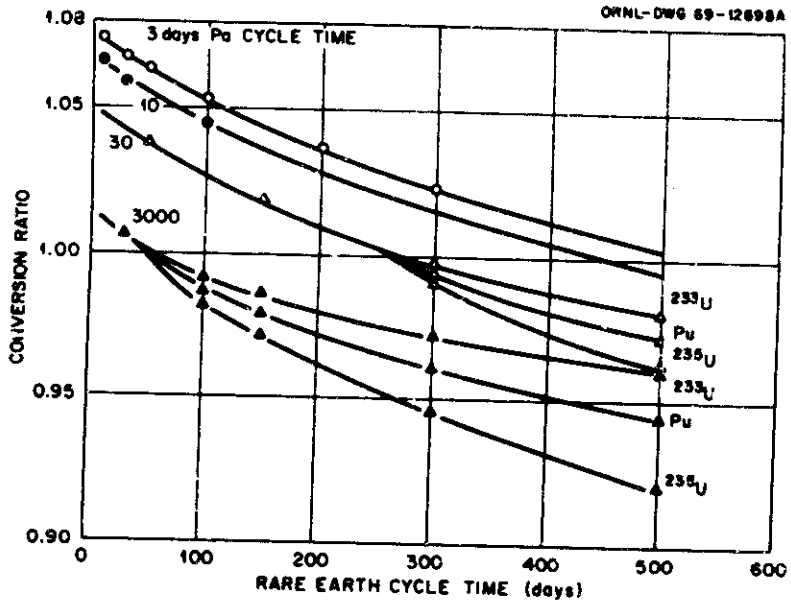


Fig. 3.17. Conversion ratio of a single-fluid MSBR as a function of processing cycle times and feed materials. (The plutonium feed composition was assumed to be ^{239}Pu = 60%, ^{240}Pu = 24%, ^{241}Pu = 12%, and ^{242}Pu = 4%. Other parameters were held fixed at reference design values.)

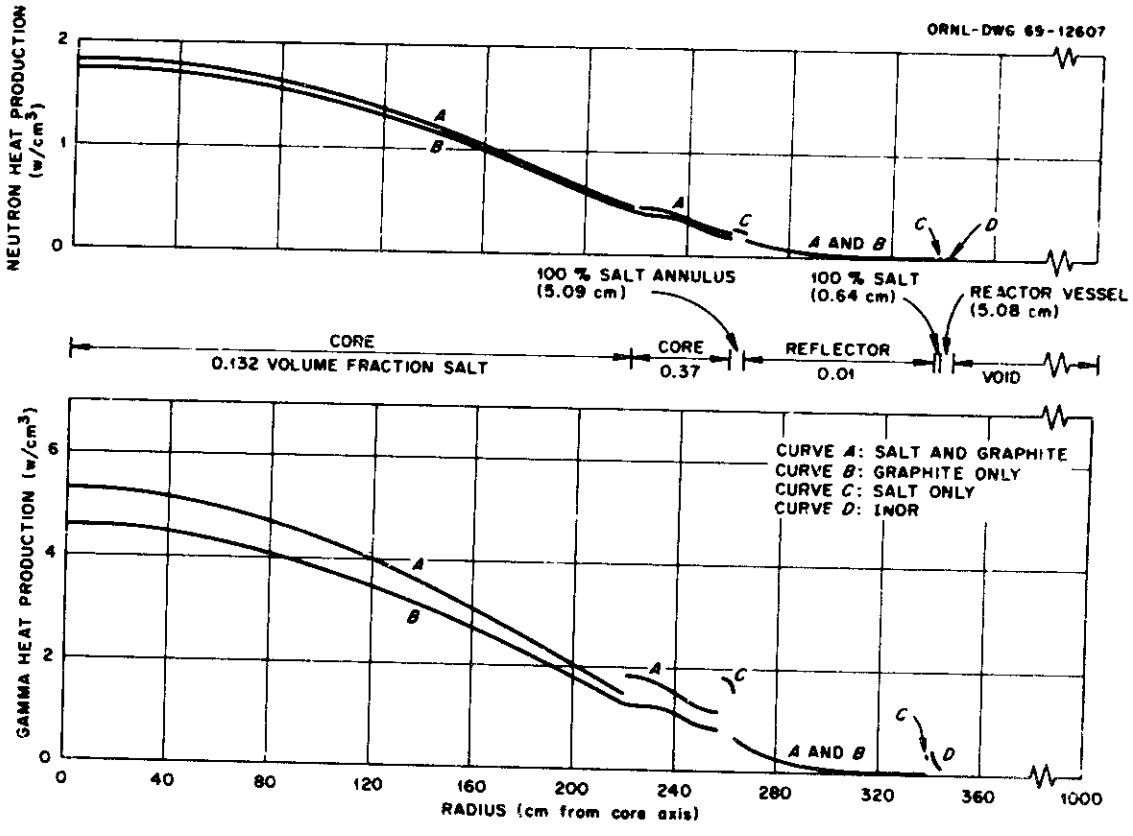


Fig. 3.19. Gamma and neutron heating in the core midplane of a 1000-MW(e) MSBR (R = 0 to 1000 cm).

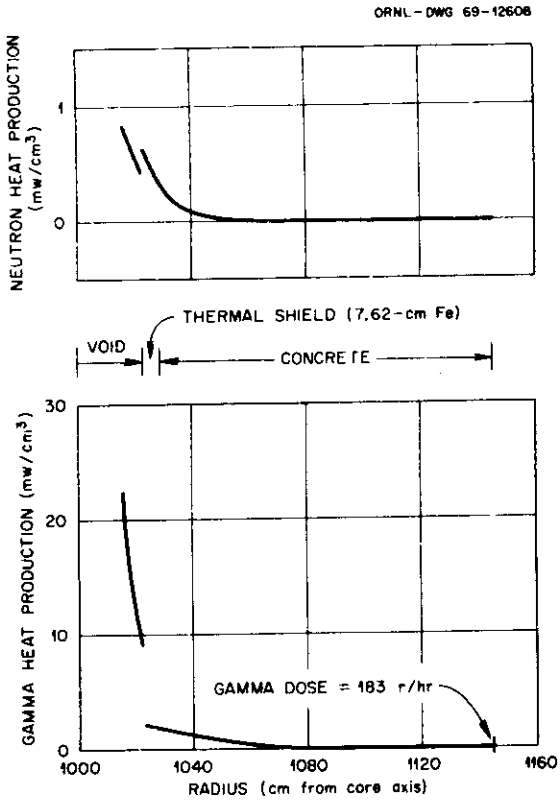


Fig. 3.20. Gamma and neutron heating in the core midplane of a 1000-MW(e) MSBR (R = 1000 to 1160 cm).

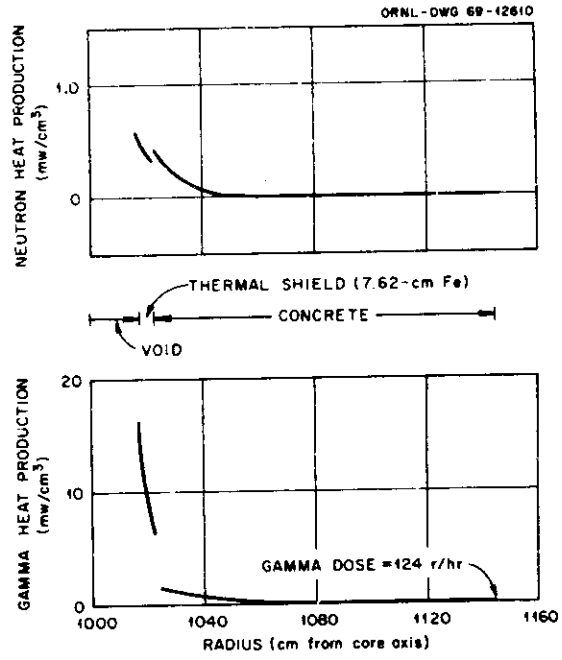


Fig. 3.22. Gamma and neutron heating in a radial plane two-thirds of the distance from the midplane to the top of the core of a 1000-MW(e) MSBR (R = 1000 to 1160 cm).

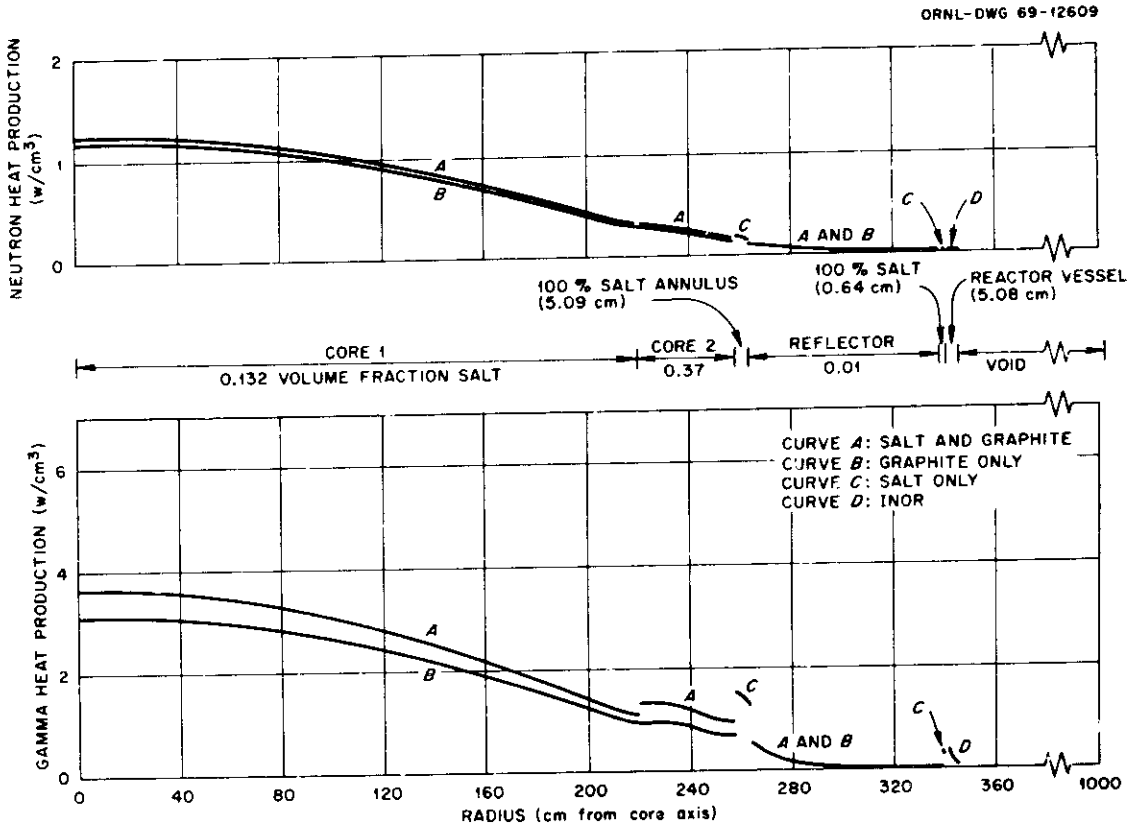


Fig. 3.21. Gamma and neutron heating in a radial plane two-thirds of the distance from the midplane to the top of the core of a 1000-MW(e) MSBR (R = 0 to 1000 cm).

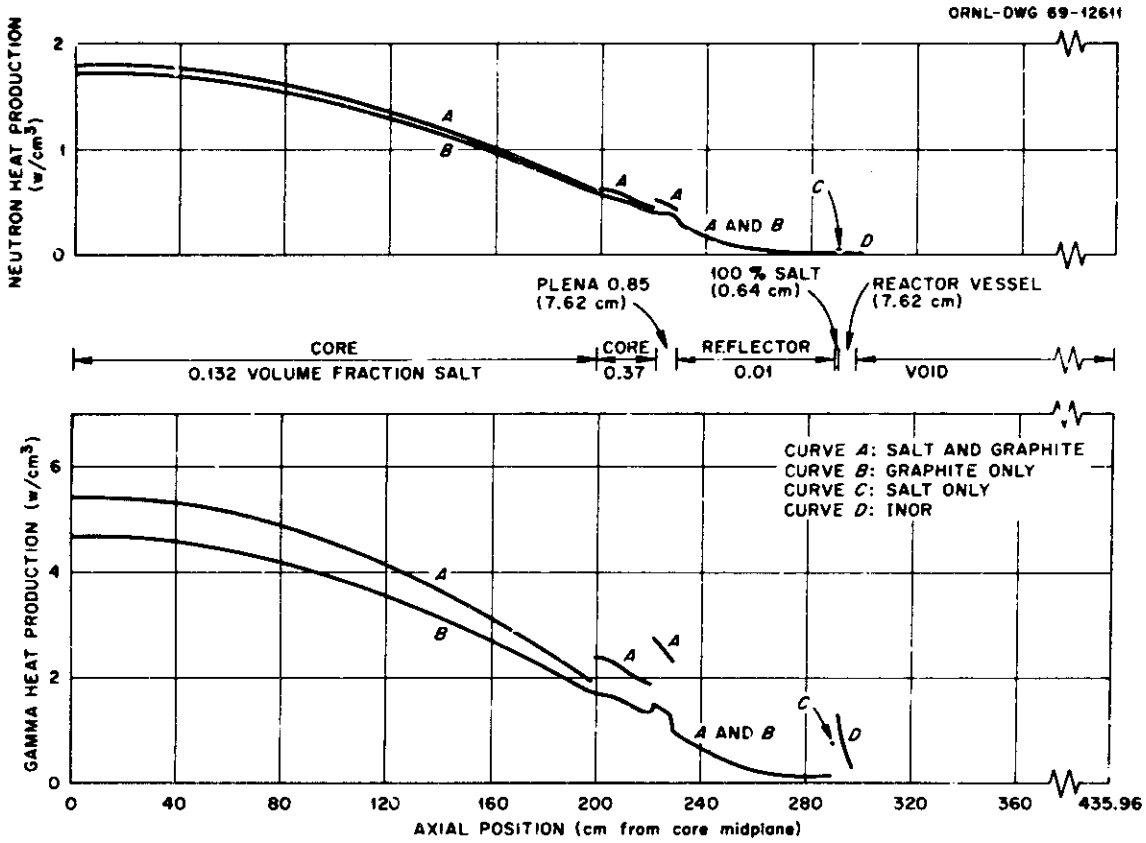


Fig. 3.23. Neutron and gamma heating near the core axis of a 1000-MW(e) MSBR (R = 0 to 436 cm).

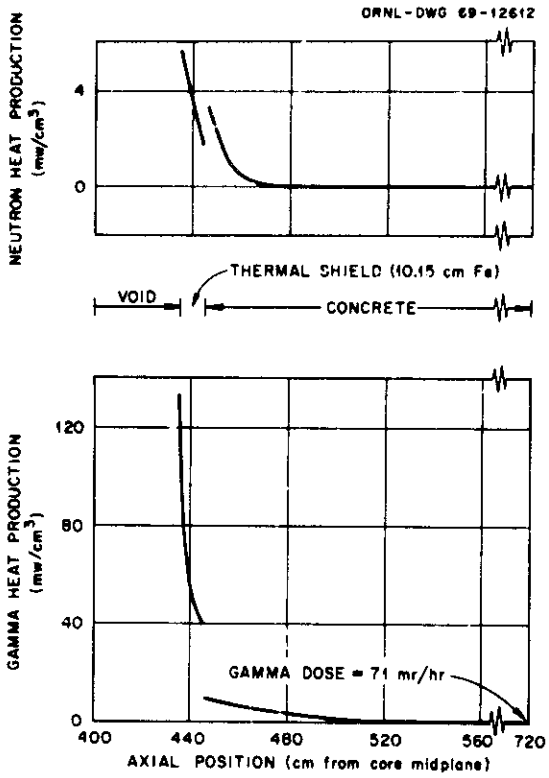


Fig 3.24. Neutron and gamma heating near the core axis of a 1000-MW(e) MSBR (R = 400 to 720 cm).

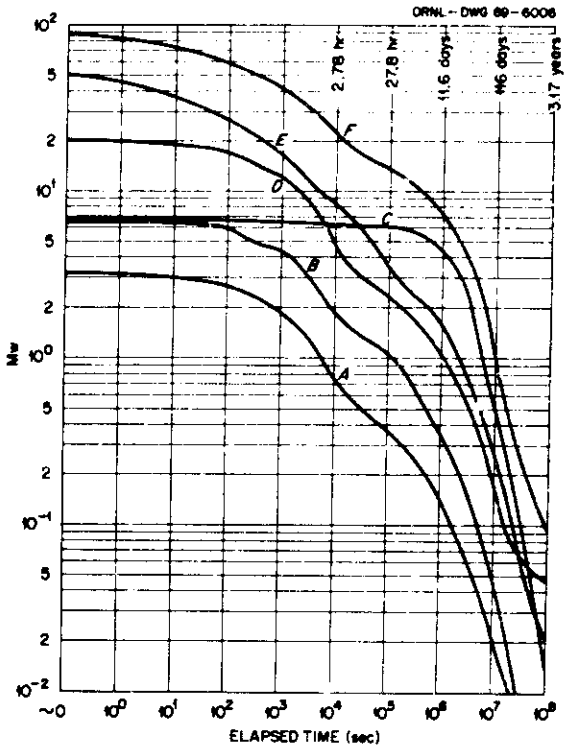


Fig. 3.25. Afterheat distribution with saturation concentration of fission products in a 1000-MW(e) single-fluid MSBR fueled with ^{235}U.

§3.4 炉心および反射体の熱ならびに水力学的設計 (Thermal and Hydraulic Design of Core and Refrector)

W. K. Furlong H. A. Mclain

§3.4.1 炉心 (Core)

炉心の熱ならびに水力学的設計の具体的な目的は，個々のチャンネルを通じて流れる塩の温度と均一に上昇させることである。プレナム全体については250°Fの温度上昇が起るようにセットされる。しかしながら，燃料塩インベントリー，流れによる圧力降下，黒鉛温度，および容器壁温度のように，最少に保ったり，あるいは許容限界内に保たねばならぬ他の重要な因子もある。

黒鉛の中性子照射による体積変化は§3.2.3に記されたように，温度に敏感である；このように，もし黒鉛寿命の設計目標を4年間とするならば，損傷の大きい中性子束領域（E>50KeV）で温度を最少化しなければならぬ。Fig 3.10はパラメーターとして取った場合のfluenceの函数としての黒鉛体積変化のグラフ表示を与えている。黒鉛の最低温度はその境界の塩の温度により規制される。しかし，黒鉛は中性子の散乱とガンマー線の吸収により，内部で加熱され塩の温度より高くなる。

ガンマーならびに中性子加熱は，§3.3.5で報告したように，輸送理論から計算された。径方向の流量分布を支配する核分裂出力密度の径方向の変化はFig 3.26に示される。体積にして13.2%の塩を有する領域（Zone）Iと37%の塩を有する領域II（領域の定義はTable 3.3を見よ。）の間で曲線は不連続になる。温度計算のためには，領域Iの軸方向の出力密度変化は近似的に次のようなコサイン形の函数で与えられた。

$$Q = Q_{max} \cos(\pi Z / U)$$

ここでZは中心板（midplane）からの距離で，Hは16.2^{ft}の外押した高さである。（実際の高さは反射体をのぞいて15^{ft}である。）

中心に孔をもつプリズム形の減速体が中性子および熱の伝達を考慮に入れた上で選ばれた。傾斜をもった（tangent）むくシリンダー型と球型のものも考えられた。

シリンダーの最適塩分率は約9%小さい（less — than — optimum salt fraction of about 9%）。この形状の不都合なのは，接触領域に突点が出来ることである。すなわち，この部分での比較的悪い熱伝達が，現在の設計で使われる出力密度では問題になる。また，シリンダーは線接触するだけであり，特に寸法変化が起ったあとは整列性がくずれ，架橋が起る可能性がある。無秩序に積重ねられた球は37%のボイド空間が出来る。これはあまりにも大きすぎる。異なった大きさの球を用いるとボイド率は減少し，増殖特性を最適化する場合に領域Iで要求される値に近ずく。しかし，圧力降下を考慮に入れるとこのアプローチは疑問になる。しかしながら，球形の場合の37%の空間は減速領域，すなわちブランケット領域ではほぼ最適条件となろう。しかしながら，黒鉛ボールの使用はこれをつつむバリヤーを必要とし，球形が減速領域に現在選ばれている黒鉛要素の設計にまさる利点を特にもっているように思われない。

上記の考察の結果として，現実に選ばれた減速体要素は中空孔をもつ4in角の断面積をもつ

長いプリズムから形成されている。表面のリブにより隣接要素がへだてられ，侵入型の塩流チャンネルを形成する。断面の形状は，ニュートロニックス超伝達および製造上的考慮のかねあいから決まる。領域Ⅰでは核的観点からは，更に不均質で（もっと大きい寸法の）セルをもつことが望ましいが，黒鉛からの熱伝導が制御上に問題が残る。領域Ⅱではニュートロニックス上，もっと小さい要素の方が有利であるが，バックリング（buckling）と振動により低い方の限度が決まってしまう。最適な寸法であるという訳でないが，4 in 角が最良のようである。

最適化物理計算によれば，領域ⅠとⅡの塩の体積率は 0.132および 0.37であるべきことが示された。これらの率は中心孔の径かあるいはリブの大きさ（これが格子間チャンネルの大きさをかえる）かを調節することで達成される。孔とリブの最小寸法は製造上の考慮で影響される。特に，比較的低コストの押出し法を採用すると，約 0.25 in より小さな半径を含まないような幾何学的形状が要求されるであろう。また，黒鉛表面のパイロリティック黒鉛の沈積がうまく行われるようにするためには，中心孔の径は約 0.6 in より小さくなければならないと考えられている。

黒鉛減速要素をFig 3.4 と 3.5 に示す。炉心の中心部分，すなわち領域Ⅰ－A，は Fig 3.27 に示される型の要素から構成されるであろうが，領域Ⅰ－Bと呼ばれる径の外側の領域（低出力密度領域）では図のbで示される型のものから構成される。領域Ⅰ－AおよびⅠ－Bとも塩分率は 0.132であるが，領域Ⅰ－Bでは，格子間チャンネルはより小さく，また中心孔はより大きく作られている。この配置をとる目的は格子間チャンネルにオリフィスをもうけてデザインを複雑化させるよりも，むしろ中心孔だけをしぼって流量制御を行いうることにある。計算によれば，現在の設計ではそれぞれの流路チャンネルを通る間に平均約 25.0 ℉ の温度上昇がある。原子炉の中心線近くの減速要素に対しては，孔を流れる塩の温度上昇は格子間流路を流れる塩のそれと本質的に同じである；中心線を離れると，孔を流れる場合の温度上昇は 250℉ より大きくなり，格子間チャンネルでは 250 ℉より小さくなる。中心孔をしぼることにより，与えられた要素の全ての流路チャンネルから出てきた塩流は入口温度よりバルクに 250℉上昇して結合することになるであろう。

炉心領域Ⅱ－Aの要素はプリズム状であり，Fig 3.5 に示される。非減速領域に必要な 0.37 の塩分率を達成するために中心孔の直径が 2.581 in になっていることを除けば，これらは領域Ⅰ－Bで使われている要素と全く同じものである。領域Ⅱ－Bの要素は 0.37 の塩分率は与えるために充分離れた空間をもつ角柱片の形をしている。Fig 3.3 に示されるように，塩はピンと楕円形ロッドにより分離される。後者は，環常部（annulus）が底でしぼられ，炉心と反射体領域よりも低い圧力で作動していることにより領域ⅠとⅡから環帯に横切って流れる量を最小化することを意図している。（環帯部がこのようにしぼられているため，次にも述べるように塩は半径方向の反射体を通じて，圧倒的に内側方向に流れるであろう。）

領域Ⅰの中心は最高出力，最大流量が要求される領域であるので，もしその位置での全ての流路チャンネルが等しい水力学的直径を有するならば，炉心を通じての圧力降下は最少値をとるように設計され得るだろう。不幸にも，上記のように要素を通じる最少孔径に対する制限のために，孔は格子間チャンネルよりは大きな水力学的直径をもつため，孔にはオリフィスが使われる。しかしながら，炉心を横切る圧力降下はたかだか 18 psi と推定されるので，それほ

どハンディがあるわけでない。この意味で，三角型ピッチの上に緊密に積まれたロッドから形成されるチャンネルを流れる流量は，等価水力学的直径理論（equivalent hydraulic diameter theory）から予想されるものよりも大きいという実験報告[49]がなされているのは注目すべきことかも知れない。特に4個の隣接した炉心要素の角によって形成される流路に関しては，計算結果を立証するに，研究とモデル試験を更に進めて行く必要があろう。

原子炉の中の流れの分岐と種々の流路をFig 3.28に示す。それぞれの領域における塩体積とだいたいの発生出力も示されている。図中のダッシュ線は最少流量のライン，すなわち，流れをしぼることによって意識的に流量を少なくするか，あるいは工作上のクリアランスのためにそうなることが予儀なくされるような流路である。Fig 3.28から3つの主流路があることに注意すべきである；

(1) 出力の大部分が生まれる領域IおよびIIを流れるもの，

(2) 容器と反射体の間，および，半径方向の反射体ピースから円環部に流れるもの。および

(3)制御棒領域と制御棒つり上げ孔を流れるものである。流量ならびに温度挙動の様子はこれに続く節で論議される。

中心減速要素中のピークならびに平均定常温度はHEATINGコード[50]を用いて調べられた。これは緩和法にもとずいており，一定熱伝導度を採用している。炉心の中心は最も損傷の大きい中性子束の領域であるが要素中心線温度は軸方向出力密度変化の適当な積分との熱平衡から決定されて，中心板上から1 ft の位置で最高になる。黒鉛の寿命を最少にする損傷中性子束と温度は中心板から約1 ft 上，および炉心の中心線にそって最悪の条件になる。[51] Fig 3.29は中心板の位置および1 ft 高い位置での温度計算の結果を示す。計算に用いられた重要な入力パラメーターはTable 3.14に記されている。熱伝達係数はDittus − Boelterの関係をもとにしている。ORNLによる最近の研究[52]によれば，関心あるReynolds数の範囲で，燃料塩の熱伝達係数はMSBR概念設計に使われた関係から予想されるものよりもわずか（約20％）小さい。しかしながら，低い方の値を使用しても，黒鉛自身が熱伝達の主たる抵抗であるので，ここで報告した諸温度にそれほどの変化を与えない。計算では黒鉛と塩の間の熱伝達に対する体積的な熱源の影響は無視出来，また減速体要素の外端のリブの頂点のどちら側かの0.1 inの距離では黒鉛と塩の間の熱伝達はないと仮定している。後者の仮定はこの領域での制限流に対する説明の最初の近似である。

炉心の中心線以外の半径方向の位置での減速要素の温度はまだ調べられていず，またこれは領域IIについても同様である。半径方向の出力密度の低い領域，したがって塩の流量の少ない領域では，熱伝達係数はより小さい。しかしながら，黒鉛内の熱源も損傷中性子束とともに減少する。更に詳細な解析を行えば，今までに調べられた以外の個所でより高いピーク黒鉛温度が得られるかも知れないが，損傷中性子束の減少のため補償されることになると思われる。損傷中性子束と黒鉛寿命に関する§3.2.3に示されたデーターを基にすると，MSBR用黒鉛は，参考設計に見られる温度では4年間の寿命とする設計目的に合致するであろう。

初歩的計算によれば減速要素の振動は問題ではない。振動の大きさは平行流中のロッドの振動振巾に関する既知の情報[53]を外押し，これにチャンネル間の塩の横断流によるロッドのふれを加えて，決定された。隣接するチャンネル間の塩の速度を $1/4$ fps と仮定し，横断流う

ず開口（Cross － flow Vortex Shedding ）による振動についての情報[54]を外挿すると，この二つの効果の和が中心線から0.002in 以内の計算総振動振巾を与える。
これを立証するためにはモデル実験が必要であろうが，上に述べたものを基にすれば，炉心の振動は設計パラメーターに制約を加えるものでないと信じて良い。

原子炉の中心の制御棒に12×12in の面積が割当てられて来たことは注目して良い。この領域での塩流は充分冷却した塩を頂部の軸方向の反射体に持上げるために，棒を冷却するに必要な流量より過剰なものになろう。さらにこの中心領域中の流れを制御棒位置の関数としてしぼることが，流れの中の振動を制限するために，要求されるであろう。

§3.4.2 半径方向反射体（Radial Refrector）

反射体温度の決定は黒鉛寿命，冷却材に要求される量と温度，および崩壊熱除去後の蓄積エネルギーとの関連性から重要である。寿命，損傷中性子束，および温度の間の関係はFig 3.10に示す。与えられた核設計のためには，炉の設計寿命の間は移動困難な反射体にはどれをとっても最高許容温度がある。逆に与えられた反射体の形状ならびに冷却材の条件について計算された温度分布が，たとえ最適核条件からはなれる結果となったとしても，損傷中性子束を減少させる様に指示する可能性がある。冷却材の量と温度は互いに関連したものである。冷却材の温度上昇の主要部分はそれ自身の内部核分裂加熱に由来し，各々の単位体積が同一のプレナム－プレナム温度の上昇をもたらすような塩の実験が望まれる。一方，改良された熱伝達係数あるいはより低いシンク温度に対する必要性によりこの上昇を達成させるに必要な流速よりも大きな流速が望まれるであろう。

平均約1 ft^3の黒鉛ブロックを使用する反射体の設計は，解析により温度があがりすぎることが判った時点で排除された。主たる原因はトラップされた格子間塩からの核分裂熱であった。この熱は伝導により冷却した表面に伝達されるが，これには大きな温度勾配が必要である。結論として，塩が静止する状態は原子炉容器内ではいかなる場所でもさけなければならぬ。格子間の核分裂熱の存在を除けば，大部分は反射体中の熱源は隣接したブランケット領域からおよび中性子の減速からリークするフォトンからなっている。これらの熱源はFig 3.30に示される。

Fig 3.1－3.3に示す現在の径方向反射体の設計はHEATINGコード[50]を用いて解析された。全体を250°Fに上昇させるに必要な流体温度と，流体中の体積的熱源に由来する表面温度とをもとにして境界温度が定められた。参考設計の反射材の塩の体積率は約1％であるが，塩が流れている限り，塩の中での熱発生は塩により取去られ，塩の中の核分裂加熱は黒鉛からこれに伝達される熱をはるかに越えるという点でこの量は，温度分布の推定には重要でない。従って，伝導の問題は，エネルギー平衡によって塩と黒鉛の結合を考慮することなく，固定した境界条件で取扱われて来た。熱伝達係数は黒鉛セグメント間ならびに反射体と容器の間の流体の層流と，反射体と可動炉心アセンブリーの間の2in巾の円環空間における反射体－ブランケット境界での流体の管状流を基にして熱伝達係数が定められた。軸方向の中心板での温度をFig 3.31に示す。これはピーク損傷中性子束の位置に関するものであり，計算による1250°Fの表面温度で30年間の設計寿命を達成させるためにピーク損傷中性子束は無理に約

4×10^{13} (E>50KeV) に押えられている。反射体の内部に入っていくに従って損傷中性子束は減少し，このことが反射体の端近くの温度増加をもたらし黒鉛寿命におよぼす影響に輪をかけるのである。

熱除去に関する要求と上に述べた他の目的を合致させるために，反射体黒鉛中の塩の流れは，炉心の場合と同じように垂直上部方向よりもむしろ半径方向に流れねばならぬ。多くの部分で，これはHastelloy－Nの熱膨張係数は黒鉛より大きいという事実に起因する。反射体黒鉛は，室温の形状のままで流量チャンネルの形状をほとんど変えることがないが，容器の方は膨張し反射体からはなれようとし，容器壁と黒鉛の間の円環部の塩容積を増大さす。これは一次系塩のインベントリーを増加させ望ましいことでない。従って反射体黒鉛は壁とは相対的な位置で固定され，系の温度上昇とともに黒鉛中の流路を開いていくように決定された。反射体黒鉛中の流路チャンネルの巾の増加とともに，反射体に対する軸方向の流路は変化するのである。反射体流路，容器壁での円環空間，および反射体と可動炉心間の円環空間を反射体の上部および下部端に位置する共通プレナムに接続させることは，軸方向流に関しては満足すべきものでない。もし円環空間を流れる塩流を望ましい温度に上昇させるには圧力差に制約が加えられるとするならば，反射体を流れる望ましくない軸方向流が存在するであろう。一方，圧力差が反射体領域を流れるに必要な流量を得るために増加させられるならば，円環空間を流れる過剰の塩流が存在するであろう。しかしながら，半径方向流を使うことによってこれらの設計上の困難を打破出来る。

反射体中の塩は容器壁温を下がるため，およびオリフィスイング上の考察から炉心に向って内側に流れる。炉心と反射体の間の円環部は，機械的集合体上の考慮と，この円環部は反射体を流れる半径方向の流れに対するプレナムの役をするということから低い所でしぼられている。炉心の減速領域から円環部への塩流は減速領域，領域II，の黒鉛スラブ間に置かれた黒鉛リブシールで制約を受ける。反射体を流れる径方向流の軸方向分布は，径方向流路の入口に位置するオリフィスにより制御される。

§3.4.3 軸方向反射体 (Axial Retrectors)

軸方向反射体は径方向反射体より66%の大きいピーク損傷中性子束に露される。しかし，低部反射体は減速体とともにとりかえられ，上部反射体は2個のベッドを交互に使うために設計寿命の1/2期間だけ維持されれば良い。従って，温度ならびに損傷中性子束的考慮は径方向反射体の場合ほどきびしくない。上部の軸方向反射体の加熱速度はHEATINGコード[50]を用いて解析された。熱源の軸方向挙動をFig 3.32に示す。径方向の変化は余弦で記述される。内面は1300°Fの塩に露されるが，他の面は若干低い塩と接解し，塩は原子炉入口から制御領域をつりさげ棒孔を通って液体冷却材の熱シンクとなる容器ベッドに入る。このようなことにもとずいて，ピーク温度は1363°F，ピーク損傷中性子束領域の表面温度は1263°Fであることが判った。

Table 3.14. Input parameters for calculating MSBR moderator element temperatures using the HEATING code[a]

	At midplane	At 1 ft above midplane
Salt temperature, °F	1175	1200
Heat generation rate, Btu hr^{-1} $in.^{-3}$	290.8	286.1
Graphite thermal conductivity, Btu hr^{-1} $in.^{-1}$ $(°F)^{-1}$	1.415	1.415
Heat transfer coefficient for center hole, Btu hr^{-1} $in.^{-2}$ $(°F)^{-1}$	12.26	12.63
Heat transfer coefficient for outer surface, Btu hr^{-1} $in.^{-2}$ $(°F)^{-1}$	12.85	13.22

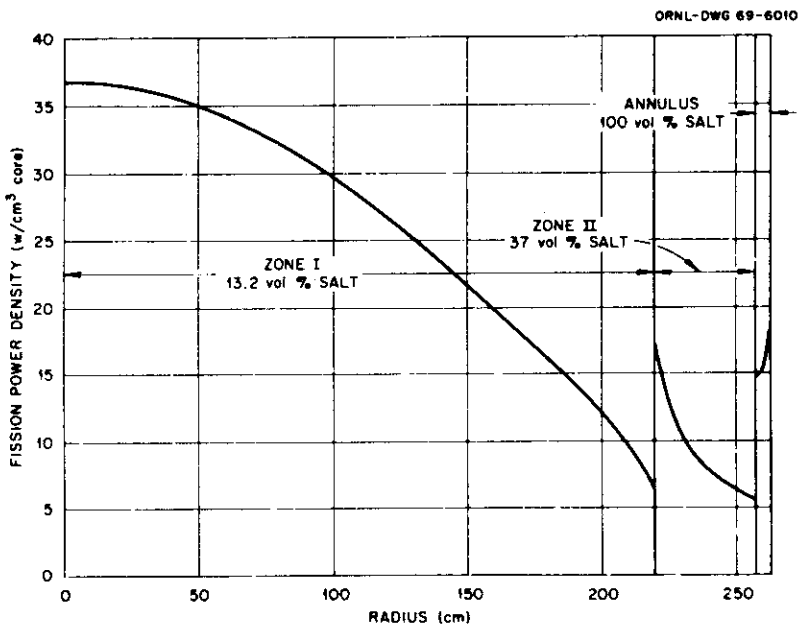


Fig. 3.26. Radial distribution of fission power density averaged over length of MSBR core and both axial reflectors.

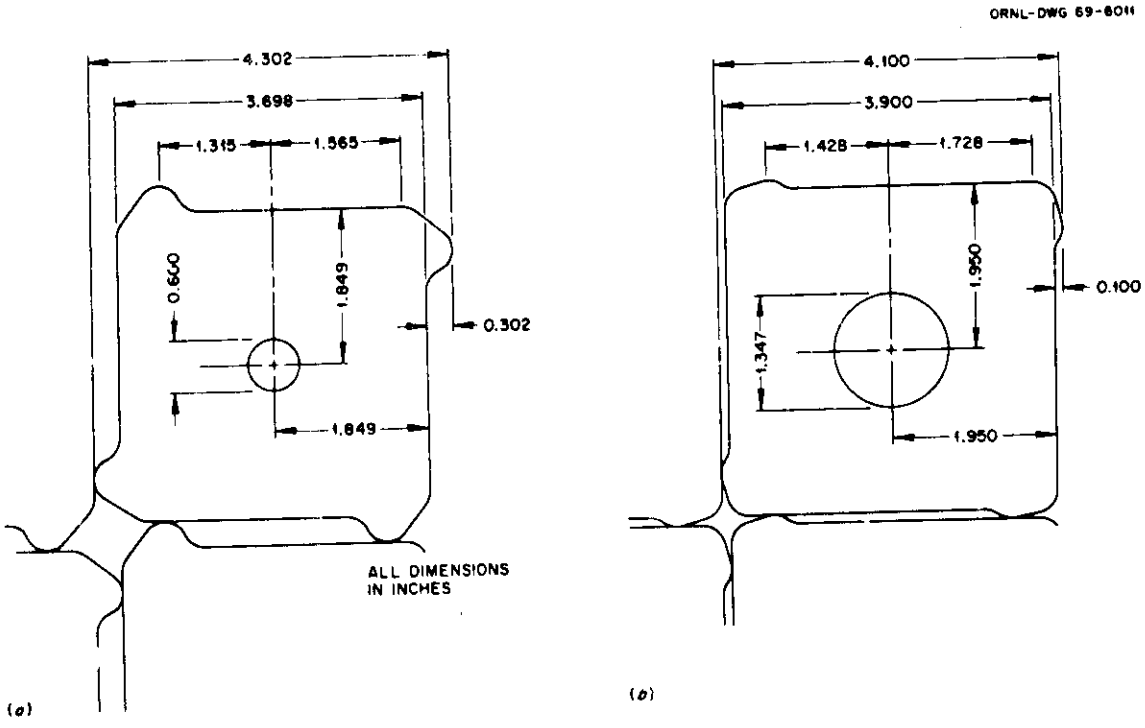


Fig. 3.27. Graphite moderator element for (a) zone I-A and (b) zone I-B of reactor core.

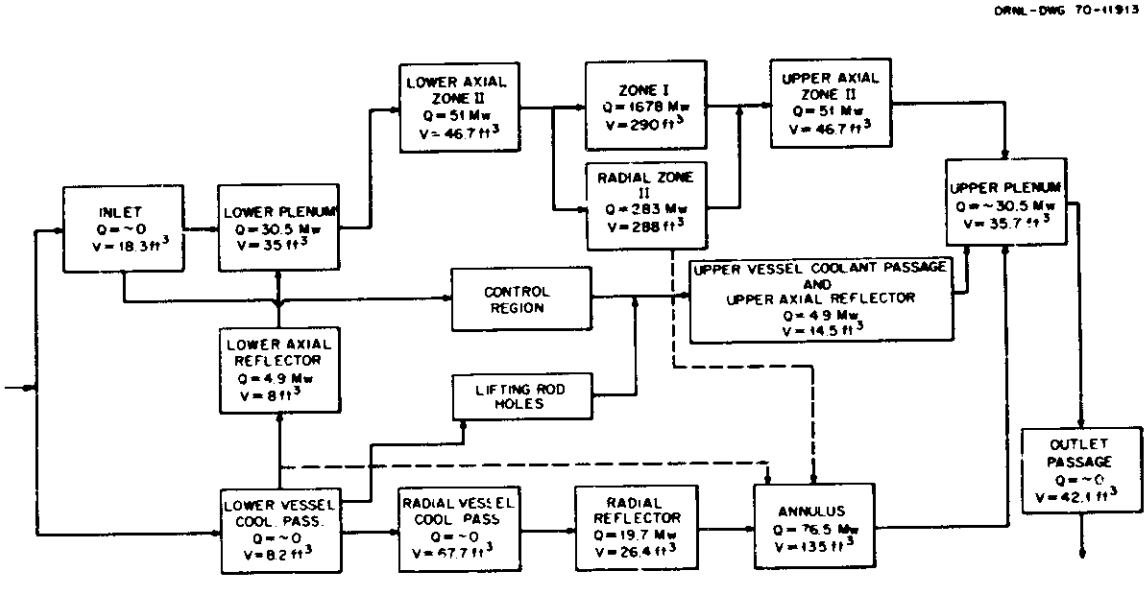


Fig. 3.28. Salt flow paths for MSBR core and reflectors.

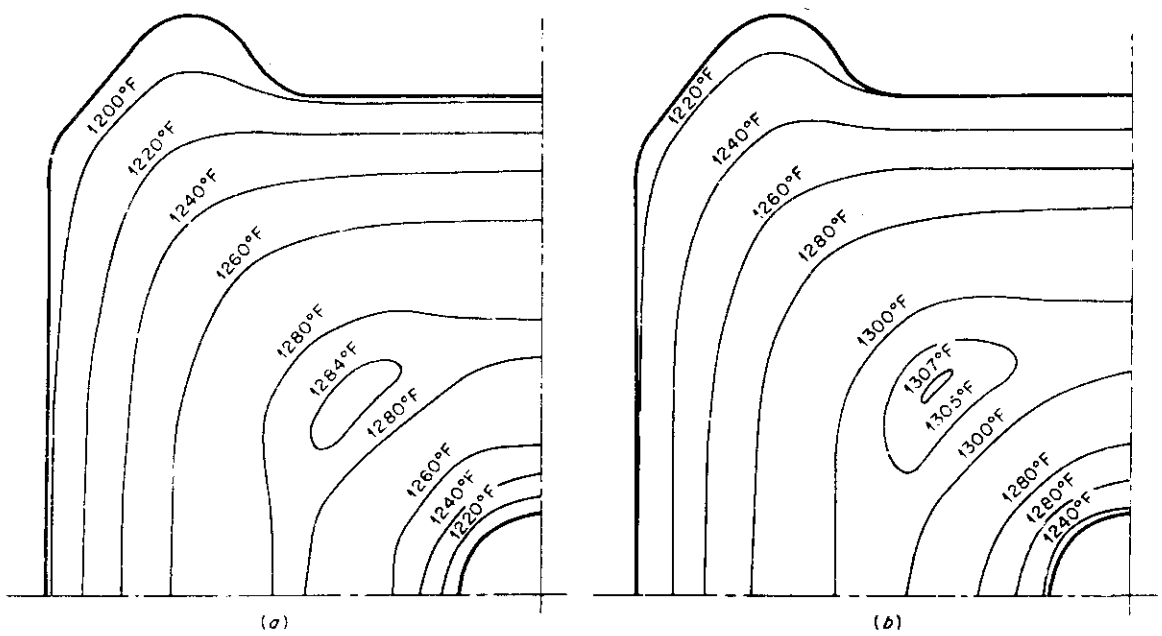


Fig. 3.29. Temperature distribution in graphite moderator element at (a) midplane of core and (b) 1 ft above midplane.

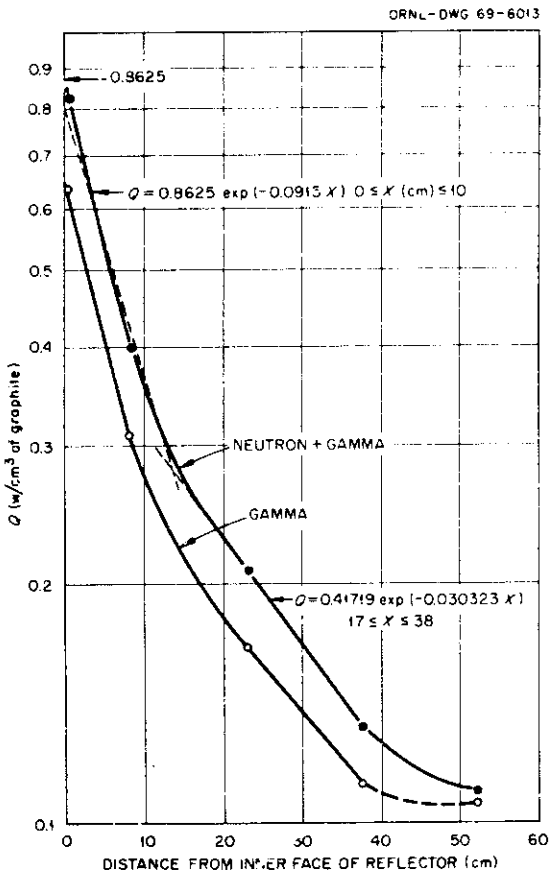


Fig. 3.30. Heat sources in graphite radial reflector at midplane.

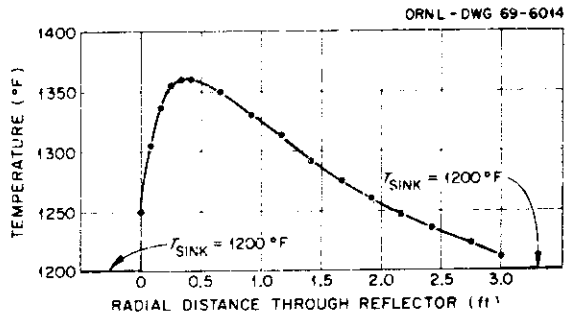


Fig. 3.31. Temperature distribution in graphite radial reflector at midplane based on heat sources shown in Fig. 3.30.

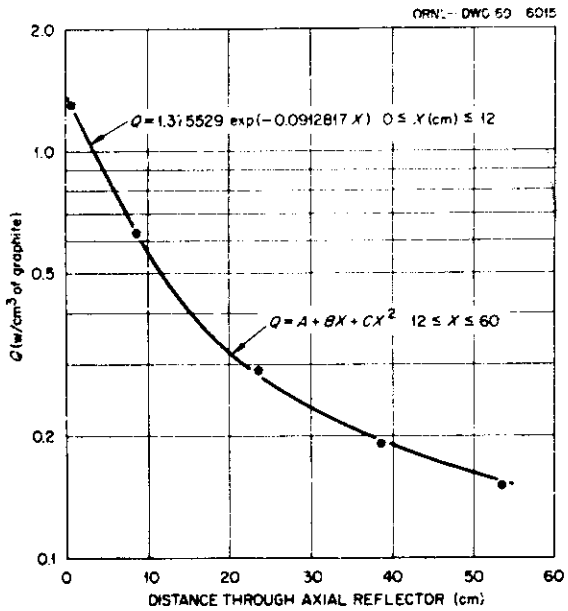


Fig. 3.32. Gamma and neutron heating in graphite axial reflectors.

§3.5 原子炉容器の設計 (Reactor Vessel Design)

§3.5.1 原子炉容器概要 (Reator Vessel Description)

E.E. Bettis

炉容器の基本的特徴は，Figs.3.1 ; 3.2 に示されている。容器の内径は，22.2ft，中心線上の全体の高さは約20ft，壁厚は2inで頭部の厚さは3inである。容器の設計において考慮された主要な点は，

1. 炉心は過度の困難なしに取換えられねばならない。
2. ノズル，プレナムや炉心外の他の空間内における燃料塩の保有量は，最小でなければならない。
3. 容器壁と頭部は，過度の温度および照射損傷から保護されていなければならない。
4. 容器は圧力75psig，壁温1,300°Fに対して設計され，原子炉容器に対するASME codeの要請を満していなければならない。(56)
5. 容器は全て改良Hastelloy Nで製作されねばならない。

容器は，次の主要部分から構成される；

1. 円筒部　外径22.5ft，高さ約13ft，壁厚2in。
2. 中間部　高さ約4ft，一端の直径18ftで他端直径22.5ft。この部分には，4本の対称的におかれた塩出口ノズルがあり，それには補強用の放射状そえ板 (gusset plate) がつけてある。
3. 2個の円筒部　高さ約13½ft，壁厚2in，1個は内径18ft，他は外径が18ftより少し小さく，Fig 3.2 に示すように，入れ合はされている。鍛造されたフランジが上部につき，容器の蓋が取付けられる。
4. 上部，下部の各々1個の皿状ヘッド　各3inの厚さ。上部ヘッドは直径が約18ftであり，下部のは約22½ftである。

上記のフランジ付きの蓋以外は，すべて改良Hastlloy N の全溶接構造体である。この材料の物理的性質はTable S.1 に示し，また §3.2.4 で検討した。

炉心可損性という設計上の要請によって，蓋のフランジを比較的低温とし，照射量を低くするために，容器とトップヘッドの上の円筒状延長部の採用を必要とした。フランジの面は約6in巾で2個の金属環ガスケットが使用される。2個の環の中間は常に排気され，核分裂ガス対して監視されるであろう。フランジはその外部を包んだクランプで接合され，上部の運転用床面まで伸びている。このクランプの34inのボルトは，容易に操作でき，密閉のためにフランジ面に加えるべき力が供給されるようになっている。roof plugs の上部の重さは，上部フランジの上にかかっており，ガスケット荷重を保つために必要なボルトの引張力を軽減させているのを注意しなければならない。

中間部は，塩の出口ノズル部分の燃料塩インベントリーを保持し，また炉心取換の間に動かされる頭部構造体の直径を最小にするためにもうけられてある。容器上部のくびれ (necKing

in）は黒鉛反射体の最後の列の上部荷重をなくし，また§3.1.2でのべたように，そのblocK の二つに対し，特殊な形状を必要とする。この中間部はまた炉の上部を離れる燃料塩を集め4本の出口ノズルに導くヘッダーとして役立つ。これらのノズルは特殊形状をしている。容器壁につながる所では断面は楕円形で，ポンプ入口に続く燃料塩配管につながる部分では円形断面である。補強用桁腹（webs）は，出口ノズルに必要な強度を與えるために利用される。

容器の円筒部は，熱処理後，粗く加工された圧延板から製作される。真円許容度は恐らく約±½inである。皿状頭部は，上部の円筒状延長部とそれを接合させるためにその周りに溶接された鍛造環をもっている。その環の最大厚さは約4inである。

燃料塩入口は底板の中央にある。入口プレナムは直径約3ftの凹み（well）であり，容器中心線上で高さ4ftである。4本の16in（直径）燃料塩配管はこの凹みの周りに対称的に入る（Fig.3.1参照）。6inのドレイン用配管は，この凹みの底部内にあるノズルにつながっている。Hastelloy N製の流れ転換器（または回転盤〔turning vanes〕）が，塩の流れを上向きにして入口ノズル内の流れの乱れ（turbulance）をへらすためにプレナム内に取付けてある。

容器の頭部は，制御棒集合体を納めるpipeとして中心線上18in（直径）ノズルを1本もつ。頭部の円筒状延長部には，ホイストにより駆動されるspiderが（§3.1.2,12;3でのべたように）炉容器から炉心集合体を釣り上げることができるように，釣上げ用ラグがつけてある。

§ 3.5.2 原子炉容器温度（Reactor Vessel Temperatures）

W.K.Furlong

炉容器は内部を流れる溶触塩および中性子・γ線吸収によって1000°F附近の温度に加熱されるであろう。最高金属温度と温度分布は，それらが壁，頭点およびノズルの計算および設計応力に影響するので重要である。

2in厚の円筒壁の解析からピーク金属温度は内部の塩温度より69°F上で，ほゞ中央の高さの外側表面近くに起きるであろうことが分った。この研究をなすにあたって，内面の所の塩温度は一様に1100°Fであるとした。〔（注）反射体を通る流れは，放射状に内部に向っているので，容器壁冷却材通路内の塩温度を1100°Fとすることは妥当である。この解析では塩の層流を仮定し，熱伝達率を137 $Btu \cdot hr^{-1} \cdot ft^{-2} \cdot (^{\circ}F)^{-1}$としている。炉容器から炉室周縁への熱伝達は無視された。これは主として，1次熱交換器からのα照射による。〕

同様な3in厚上部ヘッドの解析によって，内部の塩温度（再び1100°Fと仮定）より20～80°F 高いピーク温度が与えられた。これもやはり外側表面で起きる。下部ヘッドは内部構造物により，遮蔽されるのでα照射量はより少く，1050°Fの入口塩温度に近い塩で冷されるので，上部ヘッドより少し低温で運転されるであろう。

壁および上部ヘッドの計算された応力は一般に許容（または設計）応力値以内にある。なぜならば，内表面を洗う塩は炉入口から取られたバイパス流であり，想定平均値1100°Fを著しくは起さないであろうからである。しかし，1300°Fの炉出口温度に近い塩に漬されるならば，金属温度は許されない程高くなる可能性があるので，許容（または設計）応力値は，もっ

と低く修正されねばならなくなるのであろう。容器は詳細に設計・解析されていないが，さらに研究すれば，出口ノズルや円筒部と上部皿状ヘッドとの接合部（ここでは応力が高くなる）のよな局部では応力が特に高くなることが明かにされるであろう。それらは最高温度の塩の流れから遮断されるべきである。下部ヘッドは上部ヘッドより直径が大きく，したがって内圧に耐えて高い応力をうけるであろうが，ここの温度はこの容器のこの部分の応力を許容限界内に保つに充分なほど低い。

§ 3.5.3 原子炉容器応力(Reactor Vessel Stresses)

C.W.Collins

炉容器の予備的な弾性応力解析は，ORNLで改良されたAir Force computer program [55] を使って行なわれた。解析は容器上部では1300°F，42psigで，下部では1100°F，61psig で運転されるとして行われた。取はずし可能なヘッドにおける圧力のみによる最大応力は5220psiである。この応力はヘッドとシエルスカートとの接ぎ目近くの皿状ヘッド内で生ずる。容器の最大応力は，下部ヘッドとシエルの接ぎ目に生じ16324psiである。容器の円筒部は厚さ2inで，皿状ヘッドでは3inである。

ノズル，密閉フランジ，容器の頸下部における熱応力または不連続部応力については，Computer program を開発するのに多大の時間を要するので何らの解析も行わなかった。不確実さに対し余裕をもって，応力は標準Hastelloy Nに対するASME Boiler and Pressure Vessel Code により許容される応力より充分に保たれた。§3.2.4でのべたように，改良Hastelloy Nの試験材料は標準合金以上の強度を示したので，MSBR に使われる合金は標準合金以上の応力に耐えるものと考えられる。MSBR で予期された程度の中性子照射は，許容応力の低下をきたしはしないであろう。黒鉛反射材は，壁における30年間の積分中性子照射量（>300Kev） 1×10^{21} n/cm²以下にするに充分な程厚い。したがって金属強度の低下は著しくない。

§3.2でのべたように，標準Hastelloy NはASME Boiler . Pressure Vessel Sect Ⅲ[56]およびⅧ[57]に基いた使用が保証されている。1300°F の温度まで炉容器に適用可能な設計応力は，次のcaseに関する解釈（inter pretation)を通して決定された。

Case 1315−3 [30]は，Sect Ⅷ, Division 1の条項に従って作られる炉容器にHast−elloy Nを使用することを許している。許容応力は1300°Fまで与えられる。

Case1345−1 [31]は，Sect Ⅲの条項に従って作られるclass Aの容器にHastelloy Nを使用することを許している。設計応力値は，Sect Ⅲ[56]の下で使用が許されている他の材料と同じく800°Fまでしか与えられていない。

Case1331−4 [58]は，Sect Ⅲ[56]で示されたものより高温で使用されるclassAの炉容器の製作に関する規則を与える。ここではSect Ⅷ[57]のDivision 1およびCode Case 1315−3 [30]から定められた許容応力を使用してよいことになっている。

これらのCode casesを適用するにあたって，許容一次応力強度（Sm）は1300°Fで3500psi，1100°Fで13000psi であることが見出されている。最大応力が生ずるヘッドとシエルの接合部では，Case 1331−4 [58]のparagraph 5は一次および二次応力を加

えた許容応力値が，その金属温度における許容設計応力（Sm）の三倍までであることを要求している。したがって，1100°F における許容応力は39,000psi，1300°Fで10,500psiとなる。容器の予備設計における応力値は，これらの許容応力を充分下まわっている。

これらの予備計算から，限界応力領域は取はずし可能なヘッドのヘッドとシエル接合部，特に最高温度となる出口ノズル部であると思われる。しかしここに対する解析は試みられていない。もっと合理的な解析が完成したならば，入口塩の流れによる冷却によってこの領域に熱障壁を加えるか，その不連続応力を軽減するようにこの領域の容器設計を変更するかが必要となるかも知れない。

§3.6 一次系塩配管（Primary System Salt Piping）

C.W. Collins

燃料インベントリ経費のため，一次系配管の設計における最も重要な考慮は妥当な圧力低下および必要な配管のたわみ性の中で許せる最小限にまで配管容積を小さくすることであった。配管は1050°～1300°Fの高い運転温度に伴う膨張を収容しなければならない。必要なたわみ性と低い燃料塩インベントリーのためには，燃料塩配管は恐らく16～20 in直径に制限しなければなるまい。

一次ループの支持機構としては，炉容器をコンクリート建屋にアンカーし，他の機器はFlexibleな支持で据付けることとする。ポンプ，熱交換器と配管は炉容器の周りに放射状に位置させる。実際上唯一の制約はroof構造につけられたハンガーによる垂直支持であり，各機器は過剰な配管応力を生ずることなく自由に動くことができる。一次塩ループの配置はFigs.13.7および13.8に示してある。

配管系はMEL-21″Piping Flexibility Analysis″[59] computer programを用いて運転温度で解析された。配管は運転条件下で，系の熱膨張，重量および圧力による応力に対してUSAS B31.7″Tentative USAStandard for Nuclear Power Piping″[60]の要請に合致することが決定された。解析は，off-design条件や局所熱応力や不連続応力を考慮していないので，不完全なものである。これは，この概念設計に必要とされた努力以上のものをかなり含んでいるであろう。

計算された最大膨張応力は5570psiであり，ポンプ吐出配管と熱交換器がつながる点でおこる。ASME Code Case 1331.4[58]は，一次および二次応力の和の許容値を許容設計応力（Sm）の三倍，またはその金属温度で10^6 cyclesにおける許容応力振巾（Sa）の三倍のどちらか大きい方までなければならないとしている。したがって1300°Fにおける許容応力は，3Sm＝10500psiまたは3Sa＝19500psiであり，この大きい後者が許容一次＋二次応力値を与える。圧力による約1500psiの応力が最大膨張応力5570psiに加えられたとしても，許容一次＋二次応力を越すことはない。

一次loopは，比較的高い運転温度による大きな熱膨張を収容するに充分な程flexibleに設計されている。このたわみ性は，地震の間または配管の事故破断の後の鞭うち現象（Whipping）その他の動きに対し制御されねばならない。軽水炉は機器・配管支持にバネ支持

と水力学的dashpotsとを使用し，熱膨脹に対しては，緩やかな動きを許し，地震の急激な振動は吸収して，配管破断したなら起るような突然の反応に耐えるよう工夫してある。非常に大きな支持器具が，配管破断を起しうるような反応に耐えるため軽水炉において必要である。溶触塩炉では，低圧で運転され，蓄積エネルギーは少いので，もっと小さな器具でよい。しかし，MSBR の支持体は，炉室内の割に高い周囲温度で使用されねばならない。これは作業物質としてガス，溶触塩，または粒状ベッドを使用したdashpotsを設計するか，または普通の流体を使うdashpotsに対し保温と冷却系をもうけるかが考えられる。

MSBRの耐震性について予備的に評価するための工学的コンサルタントがなされた。(61) それは，耐震工学における工学的判断および豊富な経験からなされたのであるが，最近の炉設計において使われる地震spectraに対して何ら重大な問題点はないと認められた。配管の揺れ，MSBR 容器中の液体のはねとび（sloshing）は重大な問題とは思えない。

§3.7 一次熱交換器（Primary Heat Exchanger）

C.E. Bettis M. Siman-Tov
H.A. Nelms W.C.T. Stoddart

§3.7.1 設計上の要請 （Design Requirements）

MSBR系における全体の条件は，一次熱交換器に対し種々の特殊な設計上の要請を与える；

1. 熱交換器中の燃料塩の容積は，炉の燃料倍増時間を最小にするように可能なかぎり少くなくしなければならない。
2. 入口および出口塩温度，最大（または望ましい）圧力低下，および全熱伝達容量は，全系の運転条件に順応しなければならない。
3. 熱交換器の型式，ノズルの全体配置，本体の高さ，および最小チューブ径は，種々の設計，配置および製作条件と両立しなければならない。
4. 熱交換器は，遠隔操作工作により比較的容易に管束の取換が行われるように準備されていなければならない。
5. 燃料塩または冷却材塩と接触している熱交換器のすべての部分は，Hastelloy Nで作らねばならない。どのような熱交換器においても，材料の物理的性質が壁を横切っての最大許容温度勾配，許容応力および膨脹差を収容するに必要なたわみ性の度合をきめる。
6. 流速，バッフルの厚さ，チューブのスキマおよびバッフルのすきまは，振動の可能性を最小とするよう選定されねばならない。

上記の要請と方針の枠内において，設計手順(62)と計算プログラム(63)が低い燃料塩体積の有効な設計を生み出すように開発された。

§3.7.2 概 説

四個の対向流・垂直シエルアンドチューブ型熱交換器は，燃料塩から，硼弗化ナトリウム冷却材塩に熱を伝達するために使用される。この各単体は直径約6ft，高さ約24ftで，上部に冷却材塩のU字型配管をもっている。断面図はFig.3.33に示され，関連データは

Table 3.15に与えられてある。

燃料塩は約1300°Fで各単体上部に入り，3/8in外径のチューブを単純に通過した後，約1050°Fで底から出る冷却材塩はシエルの上部に入り，20in直径の中央下降管を通って底部に流れ，向きをかえて変向流用円板（modiped disK）およびドーナツ状バッフル板を通って上向きに流れ，上部の流入管と同心円的な28in直径の配管を通って吐出される。冷却材塩は，その間に850°から1150°Fに加熱される。

5803本のHastelloy Nチューブは，一定の半径方向および円方向のピッチをもって，同心円環状の束に配置される。各チューブはL字型で，底部の水平管板と上部の垂直管板に溶接される。トロイダルな上部ヘッドと管板の集合体は，すぐれた強度をもち，冷却材塩の流れ分布を簡単にし，さらに熱交換器の外部にある上部密閉蓋のシール溶接を可能にする。チューブの上部約4ftは，チューブとシエルの間の膨張差を吸収するためにsine wave型に曲げられる。バッフルはこの曲管部には使用されないで，それらのチューブは振動を最小にするためwire lacing（網とじ付け）により支持される。バッフルなしでは管束のこの上部は本質的に平行流となり，比較的低い熱伝達特性をもつこととなる。

熱交換器のバッフルをもうけられた部分では，境膜熱伝達係数を高め熱交換器内の燃料塩インベントリーを減らすために，表面にローレット切りされたらせん状みぞをもつ。しかし曲管部においては，曲げとみぞ付けをしたチューブの信頼度が現在不明確であるのでみぞ切りは行なわない。

熱交換器のシエルもHastelloy Nで作られる。円板とドーナツツ板からなるバッフルは，中央下降管で変形されているが，高さ20ftにわたってシエル内にもうけられる。このバッフルは直交流を作り，また振動を最小限にするためチューブを支持するのに役立つ。設計値にできるだけ近い条件での試験が，チューブの振動が起りそうかどうかを知るために必要であるが，厚いバッフルの使用（チューブ外径に等しいが少し大きい）とチューブとバッフル間の隙間が二，三ミル（1／1000inch）であることは，各バッフルの所でチューブ固定条件をほゞ満足し，振動が問題となるのを防ぐことになるであろう。

上部および下部の管板は，運搬時の管束固定に役立つように厚さ2½inの円筒に溶接され，シエルのγシールドとなり，また壁を冷却するために一部の燃料塩を下向きに流す目的で，それとシエルとの間に½in巾の隙間を形成する。上部トロイダルのヘッダーがついているこの内部円筒の頭部延長部分は，熱交換器シエルの上部近くの撮影部に乗っており，また管束を支持する。熱交換器集合体は，機器室屋根構造体から支持され，入口と出口配管の等しくない熱膨張を吸収して回転できるようなgimbal（複吊装置）型連結具で重心近くの点に置かれる。

丁寧な材質管理・検査により，熱交換器は高度の信頼性と30年の寿命が期待される。保守作業が必要なら，管束は§12に論じたような遠隔操作道具により取換えられる。シエルの取かえには特別な手配はいらない。たゞしこれはかなり長い炉停止期間に行われる。スリップジョイントが，上部配管中の大きなU曲管の除去を可能にするために入口冷却材塩用配管接口部に設けてある。これがづらされると，上部クランプのボルトが緩められ，クランプはシール溶接が見えるようにはずされる。これが磨りとられた後，管束は一体として引出される。

§3.7.3 設計計算（Design Calculations）

MSBR熱交換器の設計は，Bettis等[62][63]により報告されている。一次および二次塩間の熱交換の経験はかぎられている。塩の物性の実験値はもっと信頼性あるものになっているので，熱伝達の式および全体設計についても，信頼度はもっと増すであろう。MSBR参考設計熱交換器で使われた塩の性質はTable S.1に示してある。

溶触弗化物塩はHastelloy Nを濡らさないから，水や石油製品の実験に基いた熱伝達の式は有効でないと指定されていたが，MSREの経験[64]および最近のCoxの実験は，[65]基本的に溶触塩は通常の流体と非常に似た挙動をすることが示している。彼の関係式は，乱流域のSieder and Tateの式[66]，遷移域のHansenの式[67]，および層流域のSieder and Tateの式[66]からえられたものより少し低い熱伝達係数を与える。管側熱伝達計算は，Coxのデータ[65]に基いたMC Lain[68]のすすめる式に基いて行われた。

熱交換器のシエル側のNa硼弗化物冷却材塩の熱伝達特性を関係づける実験は，今までに行われていない。バッフル域に対してはBergelinの式[69]，バッフルのない領域に対してはDonohueの式[70]が最も代表的なものとして選ばれている。Bergelinの式は直交流条件で厳密であるから，バッフル間隔とシエルアンニュラーの厚さとの比に影響される所の実際の直交流の度合に依存する補正因子を導入して，その式は修正された。

チューブは，熱伝達特性をよくするため，バルフル域で螺線状にぎざぎざがつけてある。Lawson等[71]により行われた実験は，管側熱伝達係数が2だけよくなることが期待できることを示した。またLawsonは管の外側の熱伝達係数に1.3の因子を掛けることをすすめている。しかしこれを実証する実験はなされていない。Lawsonの実験は，10,000より大きいReynolds数に限られているから，10,000以下では改善の度合は不確かである。真に層状（Re＜1000）の流れでは，何らの改善も期待できない。中間域は，MC Lainの方式[72]で外挿された。

シエル側の圧力低下は，Bergelin等[69]の提案した方法で計算された。管側の圧力低下は，通常の摩擦因子法で計算された。圧力低下に対する管の螺線型みぞつけ法の影響は，熱伝達特性に対すると同様にある程度存在すると考えられる。

バッフル漏洩によるバイパス補正因子として0.5が熱交換器のシエル側圧力低下に対して使われた。また0.8が熱伝達計算に適用された。これらの漏洩因子はBergelin等[73]の推奨に従ったものである。

計算機プログラムは，上記で討議した設計上の制約を受入れるように書かれ，熱交換器中を流れる塩の物性の差を考慮し，種々の断面での流動・熱伝達特性変化を適当な関係式および補正項で折込み，パラメトリックな研究を行うことによって，最小限の燃料塩体積をもった熱交換器設計をえらんでいる。Bettis等は設計手続，計算機プログラムとその応用を別に説明している。[62][63]特性推定の精度は，§3.7.4で評価してある。

応力解析のサブルーチンは，主計算機プログラムに組込まれた。最大管応力は曲管部に生ずると仮定して予備的応力解析が行われる。このサブルーチンは圧応力，熱膨脹応力，管壁を横切る温度勾配からの応力を考慮している。一次および二次応力が計算され，ASME Sect III Code[56]に与えられた許容応力と比較された。附加的情報がえられたなら，応力解析サブルー

チンプログラムは疲労解析，管板接合部，管壁みぞ付けの強度への影響を含めるよう膨張させられるであろう。

§3.7.4 設計計算の信頼性（Reliability of Design Calculations）

MSBR一次熱交換器設計プログラム使用は，効率的で信頼性ある設計を与えると信ずる。

熱交換器設計に著しく影響を与えるインプットデータの内には，次のものがある：燃料と冷却材塩の物性およびその温度変化，使われた熱伝達式，みぞ切り管の改善因子，製作余裕にともなう漏洩因子などである。現在，塩の物性値で最も著しく不確かなのは，燃料塩の粘性と熱伝導度である。燃料塩の熱伝達関係式の平均偏差は約5.7％になると報告されている。(6,5)
Bergelinの式を使うときの偏差または誤差は不確かであるが，シエル掃熱伝達係数は正常で約２５％の偏差をもつかも知れない。漏洩因子偏差は圧力低下計算に対し約３０％，シエル側熱伝達関係で約１０％となるのであろう。改善因子偏差は約１５％であろう。

二つの極端な場合が検討された：一つはすべて悲観的な値を使った場合で，他は楽観的値を使った場合である。結果は，悲観的の場合に全熱伝達面積（または燃料塩体積）の偏差が＋３８％，楽観的の場合に－２８％となった。

Table 3.15. Primary heat exchanger design data

Type	One-pass shell and tubes with disk and doughnut baffles
Rate of heat transfer per unit	
MW	556.5
Btu/hr	1.9×10^9
Tube-side conditions	
Hot fluid	Fuel salt[a]
Entrance temperature, °F	1300
Exit temperature, °F	1050
Entrance pressure, psi	180
Pressure drop across exchanger, psi	130
Mass flow rate, lb/hr	23.4×10^6
Shell-side conditions	
Cold fluid	Coolant salt[a]
Entrance temperature, °F	850
Exit temperature, °F	1150
Exit pressure, psi	34
Pressure drop across exchanger, psi	115.7
Mass flow rate, lb/hr	17.8×10^6
Tube material	Hastelloy N[a]
Tube OD, in.	0.375
Tube thickness, in.	0.035
Tube length, ft	24.4
Tube-sheet-to-tube-sheet distance, ft	23.2
Expansion bend radius, in.	9.5
Shell material	Hastelloy N
Shell thickness, in.	0.5
Shell ID, in.	67.6
Central tube diameter, OD, in.	20
Tube sheet material	Hastelloy N
Tube sheet thickness, in.	4.75
Tube maximum primary (P) stresses, psi	683
Allowed primary stresses, psi[b]	4232
Tube maximum primary and secondary ($P + Q$) stresses, psi	12,484
Allowed primary and secondary stresses, psi	12,696
Tube maximum peak ($P + Q + F$) stresses, psi	13,563
Allowed peak stresses, psi (see ref. 12)	25,000
Number of tubes	5803
Pitch of tubes, in.	0.75
Total heat transfer area, ft^2	13,916
Basis for area calculation	Outside of tubes
Type of baffle	Disk and doughnut
Number of baffles, total	21
Baffle spacing, in.	11.23
Disk OD, in.	54.2
Doughnut ID, in.	45.3
Overall heat transfer coefficient, U, Btu hr^{-1} ft^{-2} $(°F)^{-1}$	784.8
Volume of fuel salt in tubes, ft^3	71.9

[a]Salt and Hastelloy N properties are those listed in Table S.1.

[b]Based on average metal temperature in tube wall of 1244°F.

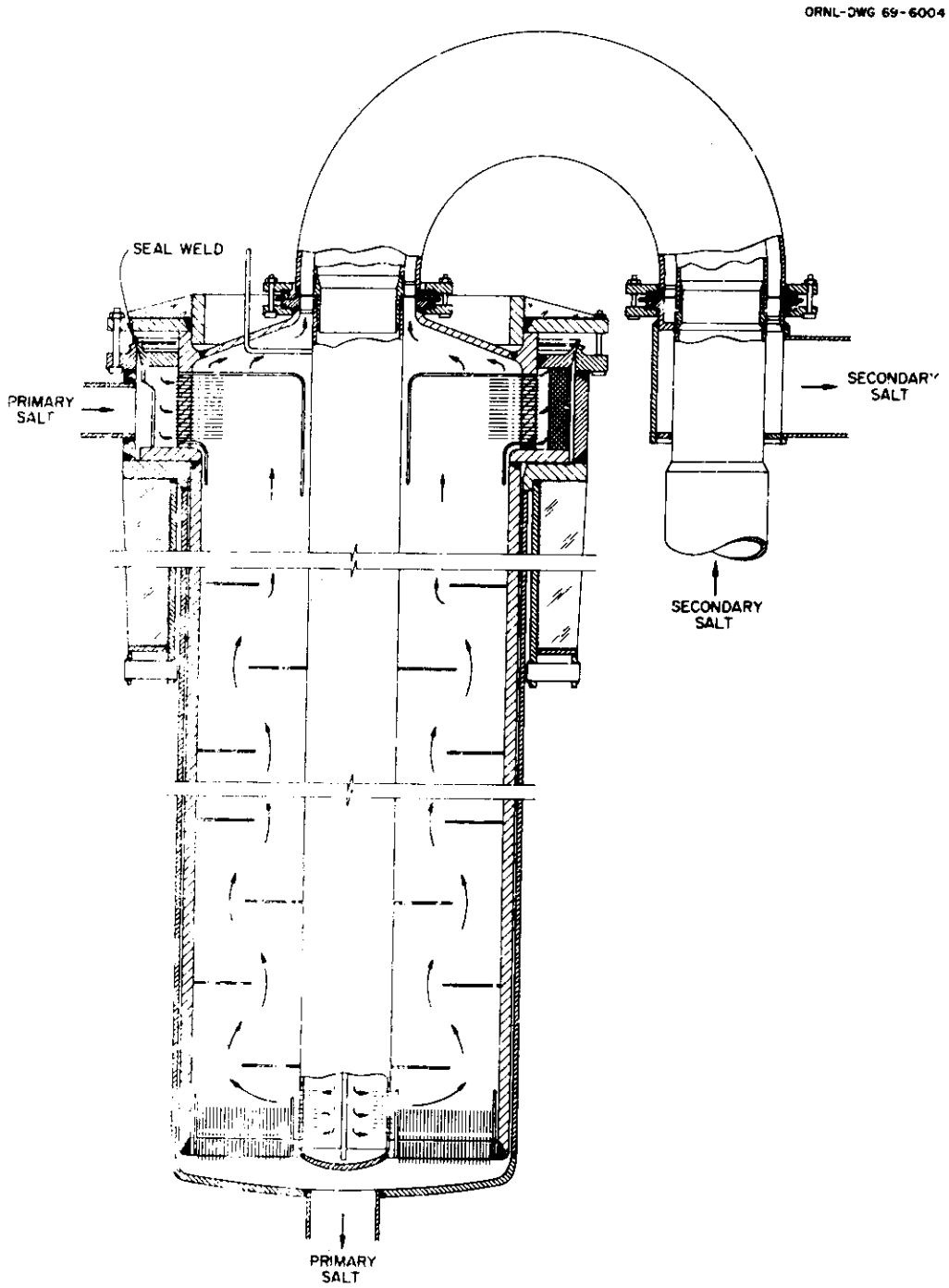


Fig. 3.33. Sectional elevation of primary heat exchanger.

§3.8 塩循環ポンプ (Salt Circulation Pumps)

§3.8.1 燃料塩ポンプ (Fuel－Salt Pumps)

L.V.Wilson

MSBRは4個の一次系塩ポンプと4個の二次系塩ポンプをそなえ，それぞれの1個が4個のシステムループに置かれている。更に，一次塩系を満たし，一次系塩を化学処理プラントに送るという二重の目的をもった小型の付属的塩輸送ポンプがある。比較のためにポンプの作動特性と，しかるべき寸法などをTable 3.16に示す。二次系塩は§3.8.2で，輸送ポンプは§3.8.3で論議する。

MSREの燃料塩循環ポンプは29000hrの間，成功裏に作動し，ポンプ容器からのオフガス流の問題を除いて特に問題は起らなかった。[74]ポンプの容量は1200gpmで75－hpのモーターで駆動された。冷却材塩系におけるこのポンプや同種のポンプ等は数千時間の試験運転に耐え，このことはMSBRの塩循環ポンプには重要な開発的問題は存在しないという確信を強めている。

MSBRの一次系塩用ポンプの概念的レイアウトをFig 3.34に示す。ポンプの低部（ポンプタンク，羽根車，ケーシング他）は原子炉建屋内に置かれていて，駆動モーターはクレーン付床，すなわちコンクリート遮蔽の上に置かれている軸受ハウジングはシャフトの突出しを減少させるために奥まったコンクリート遮蔽中に設置されている。ポンプシャフトは2対の予荷重オイル潤滑ボールベアリング上にのせられている。羽根車は低位のベアリングから約6½ftに突出ている。一番目のシャフトの臨界スピードは1500rpmより大きく，これが循環ガスに使われた時にはポンプを1200rpmで駆動さす能力を持っている。

原子炉は系の中で固定したものであるので，系が室温から嫁動温度に熱せられた時，一次系塩ポンプは水平方向に約2in，垂直方向に約1inの膨張変位を受ける。一定温度での運転中は熱サイクルによる約⅛inの水平方向の変位を緩和するような結合がなされている。これらの変位のポンプにおよぼす設計上の影響は，シールドの配置，ポンプ支持の方法，セルやポンプの格納，およびモーターとポンプの間のカップリング等に現われている。ポンプの周りの遮蔽は円板－ドーナツ形で，ポンプの避けられぬ変位を許し，かつ，低部のベアリングとシールの領域での潤滑剤と冷却材の適当な遮蔽になっている。

遮蔽プラグはベアリングハウジングの領域での潤滑剤や他の放射線に敏感な要素を防ぐために見られている。およそ1ft厚のHastelloy－Nにより耐用ポンプ寿命の間の低部シールの蓄積照射量は10^8 radに押えられる。シールドプラグの頂部は有機物液体，多分ベアリングの潤滑剤と同じものにより冷却されるだろう。もう一つのシールディングがクレーン付き床での放射線強度を生物学的許容レベルにまでさげるために備えられるだろう。

モーターはクレン付き床の上に固定した位置に置かれ，ポンプは両端で回転が自由であるようなスプリング付棒につりさげられている。スプリングのばね定数はポンプタンクノズルにかかる力が過剰にならぬように充分小さいものである。モーターとポンプの間のカップリングは浮遊シャフトギァ型であり，水平方向の変位の最も大きい個所に設置されている。系の加熱の間，ポンプはポンプシャフトがモーターシャフトと並び，正常なポンプ作動条件になるような

位置に移動する。

ポンプは低部シールの大きな破損の場合にオイルを受けとめる大きなシールリーク容器容量をもっている。さらに，低部シールに接したVisco シールはシャフトが回転している時にオイルが塩系に入るのを防ぐ助けをしている。ポンプが停止した時には，オイルがシャフト円環部に流れ落ちるのを防ぐために，定常時停止シールがガス圧によって作動させられる。定常時停止シールの一番の目的はガスに含まれる核分裂生成物のリークを防ぐことと，従ってシールドプラグ，シャフト，羽根車をポンプタンクから移動させることなくベアリングハウジングの移動が出来るようにすることである。

ポンプタンクは設計条件からはずれた時の燃料塩の予想される熱膨張を緩和するための容積を備えている。また，タンクは (1) ポンプシャフトの周りのポンプケージング中およびケージングのふちに設けられたラビリンスシール，および(2)ボリュートをポンプタンクに付いている入口および出口管に接続させる架橋管により，羽根車とボリュート流炉中に流れている塩からほぼ完全に水力学的に離されている。架橋管によっても，ポンプタンクとボリュートの間の構造的余分なもの，およびその支持構造は排除される。

上に述べた水力学的ディカップリングは，もしいくつかのポンプが並列に作動していた時に一個のポンプが停止した場合，ポンプタンク液面に起る変化を最少にする役割をする。並列に作動している塩ポンプのガス容積は互いに連絡しない事，個々のポンプタンクの塩容積はそのポンプ吸引口に直接連結している事，および全てのポンプは原子炉の共通プレナムから供給される事等を仮定すれば，もし1個のポンプが停止しても，停止したポンプのタンクの塩のレベルはポンプ吸入口の速度ヘッドに加えて共通供給塩からポンプタンクへの吸引ライン中のヘッド損失に等しい量だけ増加するであろう。このレベル変化は10 ft かそれ以上が予想され，ポンプシャフトの長さの望ましくない増加となって現われるだろう。また，停止ポンプの塩供給のために他のポンプタンクに充分な予備塩容積がないならば，作動ポンプのタンク中の塩のレベルがポンプ吸引口まで下った場合には系の中の液体はガスになってしまう。しかしながら，ポンプタンクの水力学的にディカップルした斜位部（hydraulically decoupled version）の液体を，1個のポンプが停止した時の速度変化がほとんどない原子炉プレナムの個所に連結させる事，およびタンクから原子炉プレナムにもどる塩流に対してはこの連結ラインの圧力低下を非常に小さくする事，によってポンプタンクのレベル変化を約2 ft にすることが出来る。

ポンプタンク，その内部構造要素，ポンプシャフト，シールドプラグの低部端はポンプタンクの内周のまわりに入り，円環ライナー中を上に流れる一次系塩（約1150°F）の流れによって冷却される。（Fig 3.34 参照）。ポンプタンクと外側のポンプケージングの結合部で流れは分岐し，その一部分は内側と外側のポンプケージングの間を下方に流れ，一部分はシールドプラグの下測を横切って流れ，シャフトとシャフトスリーブの間の円環部に入りこむ。これらの流れおよびラビリンスシールからの墳流はポンプ容器中の大量塩と結合する。フィルターブロックは燃料塩の寄生的体積を減少させるためにポンプタンク中に使われるかも知れない。

それぞれのポンプの個所で，一次系建屋はコンクリート遮蔽を通じて，ポンプ駆動モーターを収容するために原子炉建屋に広がっている。駆動モーターの熱シンクはモーター収納容器の内側にとりつけられた冷却コイルを通って循環している冷却水によっている。内部的にはモー

ターシャフトにとりつけられたブローアーがヘリウムをモーターとモーター収納容器の内側についている冷却フィンに循環させるようになろう。モーターは，全ての電気的，施設的，ガス，冷却材，および潤滑剤等ラインがポンプに連結されているリングの上に設置されている。設計速度の10から110%の範囲で速度を変えるために，それぞれの冷却材塩ポンプ駆動モーターは多分それぞれの半導体変換器から得られる可変周波電力から電力供給をうけることになろう。

§3.8.2 冷却材塩循環ポンプ（Coolant－Salt Circulation Pumps）

一次系および二次系塩ポンプの設計基準は同じ羽根車およびケージング設計が両者に使えるようなものになっている。しかし，二次系ポンプはTable 3.16に示されるように，もっと高速度で作動することになろう。駆動モーターとポンプタンクを除けば，二つのポンプ設計は実際上全く同じであろう。

§3.8.3 塩輸送ポンプ（Salt Transfer Pump）

ドレインタンクその他から燃料塩を輸送するのに使われるポンプはANP計画の使用に設計され，数千時間の満足すべき運転経験をもつPKA－2の最新型が使われることになろう。これはドレインタンクから一次塩系を満たす場合は約1790rpmで，塩を化学処理系に循環する時には890romで作動するであろう。

§3.9 気泡発生器とガス分離器（Bubble Generator and Gas Separator）

R. J. Kedl

§3.9.1 序

MSBRの増殖能力を上げるためには，燃料から出来る限り多くの中性子吸収性分裂生成物をとりのぞき，それらを炉心の外に捨てることが必要である。非常に大きな吸収断面積をもつ^{135}Xeの場合，特にそうである。キセノン（とクリプトン）を除去する機構のいくつかは研究されてきている。MSBRに選ばれたのはヘリウムの気泡を再循環する方法である。この機構の理論と計算はAppendix Aとしてこの論文の最後に示す。簡単に要約すると，希ガスは燃料塩に極度に不溶性であるので気相表面に容易に移行するであろう。それらはHenryの法則に従って塩の中に溶けるので，古典的な質量移行の法則に従って拡散するだろう。もし，小さなヘリウムの気泡を燃料塩とともに循環すれば，気泡がキセノンやクリプトンの核分裂生成物を吸い上げるであろう。核分裂生成物を多く含む気泡は塩から分離され，オフガス系に捨てられる。キセノンの循環しいてる気泡への拡散とキセノンの多孔質減速材黒鉛への拡散とは競合して同時に起る。黒鉛はキセノンを吸収し，炉心に保持するゆえ，特に関心がもたれる。この傾向は§3.2.3で議論されたように，黒鉛の表面気孔を化学的に沈析させた炭素でふせぐことによってかなり押えられる。被覆黒鉛計画はまだ終っていないが，直径0.020inのヘリウム

気泡を循環させることにより，^{135}Xe毒物質分率（ poison fraction ）に関するターゲット値，0.5％が達成されることがAppendixAで示された。（燃料ループ中の平均ボイド率は約0.2％であろう）これはキセノンを含む気泡をとりのぞくためにFig 2.1に示すようにポンプ排出液からの燃料塩の10％を気泡分離器に，次いでヘリウム気泡の浄化のために純ヘリウム気泡発生器にバイパスさせ，さらにポンプ吸引口にもどすことにより，達成されるのである。気泡は燃料ループ中を平均10回，周回するであろう。

§3.9.2 気泡発生器（Bubble Generator）

気泡発生器の概念を研究する場合に，本質的な工業的経験はなく，MSBRと同じような系での気泡の発生に関して文献にはほとんどの情報が見当らない。従って，機械および流体駆動器具（mechanical and fluid — powerd devices ）を試験するために開択的計画が遂行された。その結果，MSBRではベンチュリー型器具が選ばれた。すなわち，ガスがベンチュリースロート中に挿入され，気泡は拡散層領域に流体を乱して発生させる。実験的気泡発生器とその試験装置をFig 3.35に示す。これは水が流れている1in IDのPlexiglas管の内側の点滴型（ rear drop shape ）のものからなっている。点滴器のまわりの48個の1/64 in — diam 孔を通じて円環状スロートに空気が挿入される。種々の空気と水の流速条件，点滴器の型，種々のスロート巾等のもとで，モデル試験が行ろれた。気泡の動きの高速度写真の研究から次のような観察結果が得られた。

1. 点滴器のそれぞれの穴で連続的にプラム（ぶどうのようにつながった小気泡）が生成し，拡散層領域に広がっていく。プラムはこの領域の流体の乱れにより破壊されて気泡になる。
2. 気泡の大きさは少くとも観察した範囲内でガスの挿入に使われる孔径とは見かけ上あまり関係ない。
3. 気泡の大きさは試験範囲内でガスフロー速度とは関係ない。
4. 気泡の大きさは水の流速のゆるやかな逆関数である。
5. 平均気泡径は試験範囲内でスロート巾の約25％である。約0.08 in のスロート巾でMSBRに必要な0.02 in の気泡が得られる。

MSBRの気泡発生器の概念設計をFig 3.36に示す。これは空気ホイルを平行に並べて作られる綿型ベンチュリーの系からなっている。スロート（ throat ）巾は上に論じたように約0.08 in である。スロートを流れる流体速度は40 fps と決められ，これにより全体のスロートの長さが決まる。単一の空気ホイルの概念的断面もFig 3.36に示す。

ヘリウムチャンネルは図では〃Controlled crack〃として示されている。すなわち，合わさった面の一方は両面が互いを圧するように粗仕上げされており，制御された寸法のクラックを作り，これを通じてヘリウムの流量が調節されるのである。わずか約0.001 in のクラック巾が多分必要であろう。塩系の圧力うねりのために塩をチャンネルに押し出しクラックが塞がれる可能性を少くするために，ヘリウムチャンネルの寸法は小さく保たれる。燃料塩はHastelloy — N をぬらさないため，塩を0.001 in巾の口に押込むにはかなりの圧力が必要であろう。Controlled crack 法にかわるもう一つの方法はベンキュリーのスロート領域に狭い黒鉛拡散層を設けることであろう。

§3.9.3 気泡分離器（Bubble Separator）

パイプライン気泡分離器が燃料塩からのガスを多く含む気泡をとりのぞくために選ばれた。この型が選ばれた第一の理由は，その容積インベントリーが低いことと高い作動特性によるためである。さらにHomogeneous Roactor Test [75] に関連させてORNLでこの装置にはかなりの経験があるからである。Fig 3 37 に示すように，入口端に施回羽根，および出口端に回復羽根のあるパイプの簡単な直線部分からなる装置で試験が行われた。施回羽根は流体を回転させ，人工的な重力場を作る。これにより気泡はパイプの中心のガスに満たされたコアに移動する。ガスは次いでコアに流れ落ち，回復羽根のボスに置かれた排出ラインに入る。

§3.9.4 気泡除去および添加系（Bubble Removal and Addition System）

Fig 3 37 は燃料ポンプの周りのバイパス流に設けられたMSBRの気泡除去ならびに発生装置の図式化したものである。ポンプヘッドは系を作動させるには充分すぎるので，荷重オリフィスが必要である。（書きこまれた圧力はモデル研究から推定されたもので，単なる概略値である。）気泡発生器の荷重オリフィス下流は発生器が5－psig のヘリウム補給を導入されるような大きさになっている。分離器と発生器の間の荷重オリフィスは，分離器の中心の圧力が，ガスのない時にも，充分塩を排出ラインとポンプ容器に押し出せるような大きさになっている。ガスが正常な作動条件中に存在している時は，ガスコアは直径約 2 in にまで積上げられ，圧力は上昇するであろう。気泡分離器の荷重オリフィス上流は過剰のヘッドをしぼるために備えられている。保守の目的には，気泡分離器より発生器により多くの保守作業が予想されるが，気泡発生器と分離器の両方を遠隔的に交換するべきである。

Table 3.16. Salt pumps for the 1000-MW(e) MSBR

	Primary	Secondary	Transfer[a]
Number required	4	4	1
Design temperature, °F	1300	1150	1300
Capacity, gpm, nominal	16,000	20,000	100 (3)
Head, ft	150	300	100 (25)
Speed, rpm	890	1190	1790 (890)
Specific speed, N_s	2630	2335	560 (140)
NPSH required,[b] ft	16	20	
Brake horsepower, each	~2350	3230	20 (3)
Impeller diameter, in.	34	35¼	9¼
Pump tank diameter, in.	72	72	24
Suction diameter, in.	21	21	3
Discharge diameter, in.	16	16	2

[a]Where two values are listed, the first applies to filling the primary-salt system and the second to circulating the primary salt to the chemical processing plant.

[b]NPSH = net positive suction head.

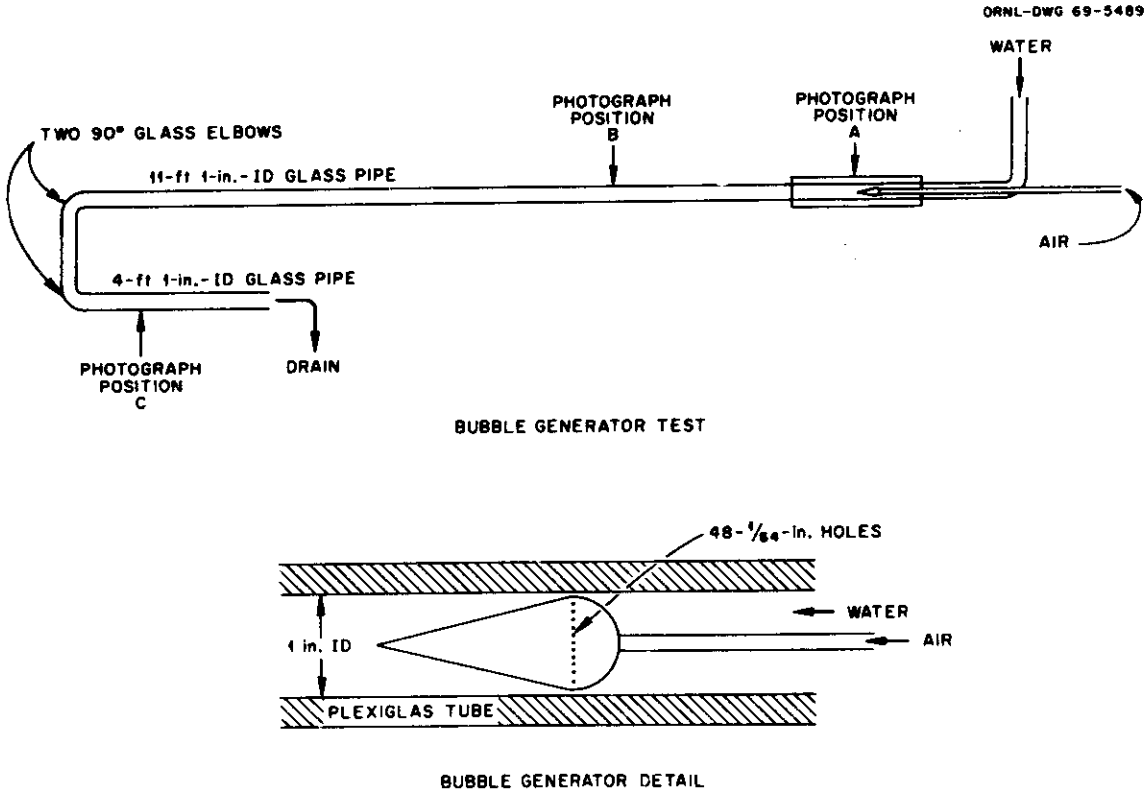


Fig. 3.35. Bubble generator test flow diagram.

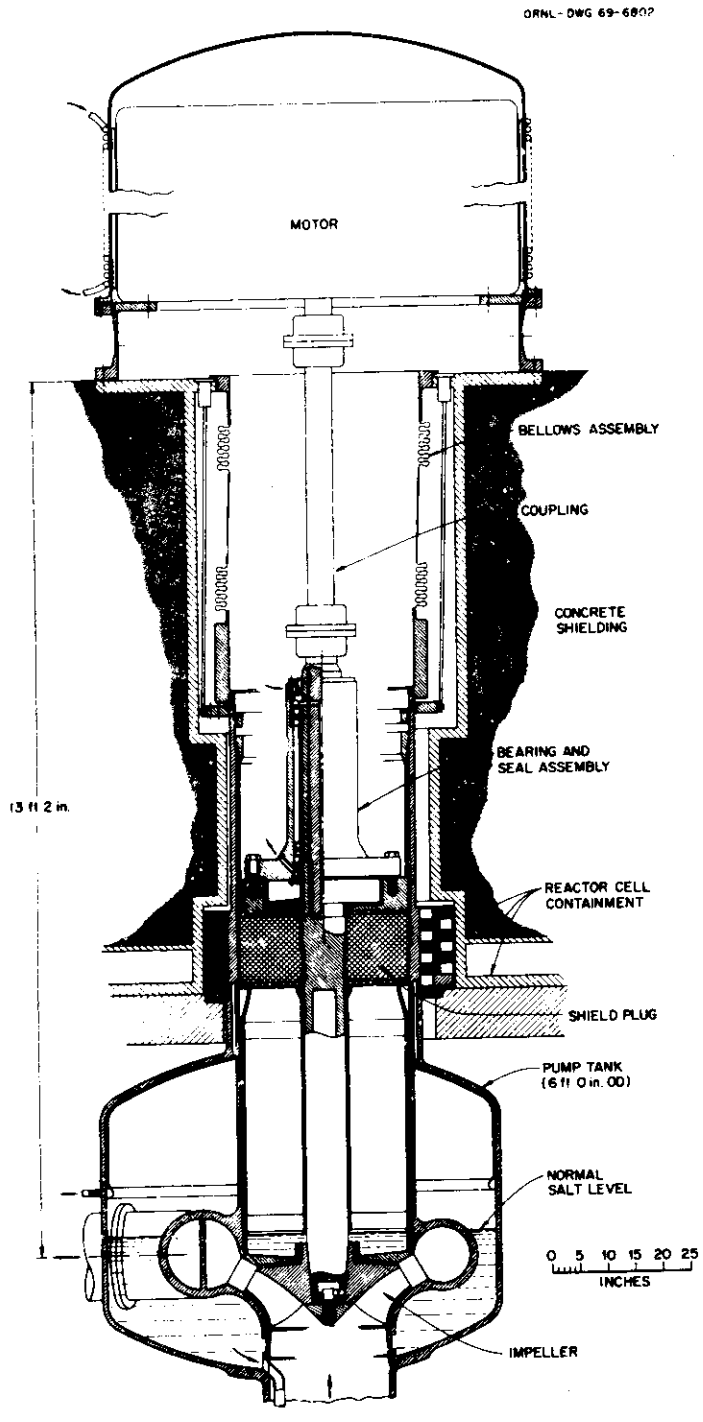


Fig. 3.34. Primary-salt circulation pump.

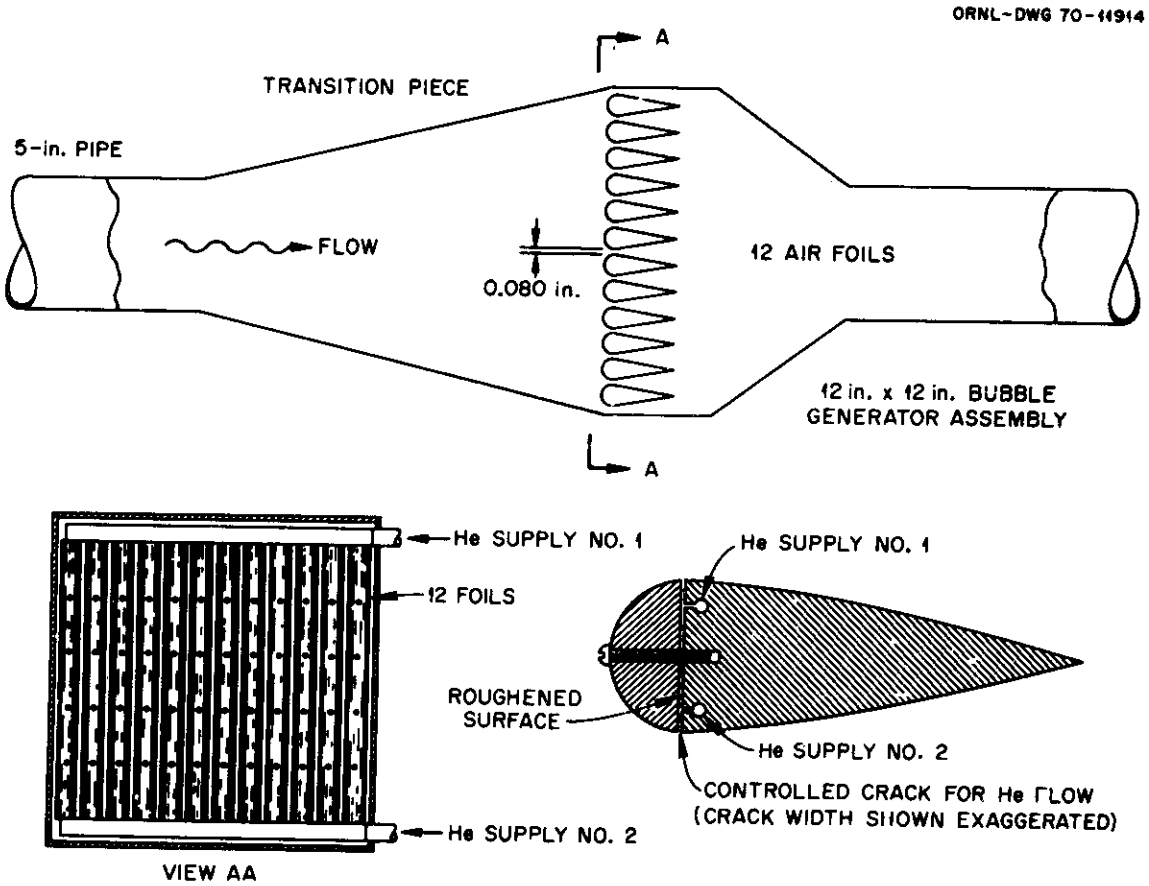


Fig. 3.36. Preliminary concept of MSBR bubble generator.

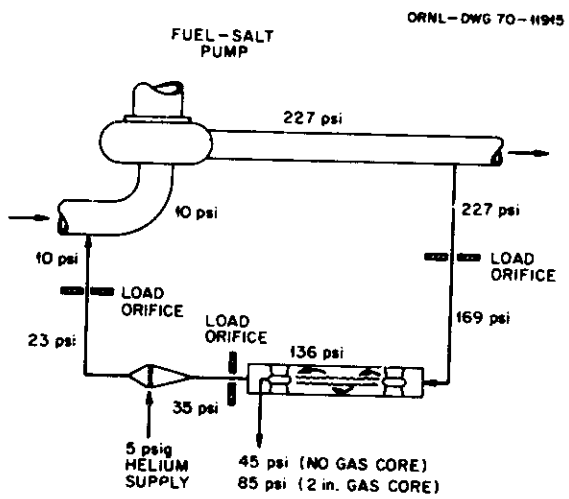


Fig. 3.37. Schematic flow diagram of bubble removal and generation bypass in MSBR fuel-salt stream.

第16章　工業的不確定性および代替案と，実現性および特性に対するそれらの影響

(Uncertainities and Alternatives, and Their Effects on Feasibility and Performance)

E.S.Bettis, P.N.Haubenreich, Roy C.Robertson

§16.1 総　括

この概念設計を行なうにあたっては，今後の一層の研究および実証が必要であるような予備設計，試験結果，材料の性質あるいはその他の設計情報に判断の基礎をおく事が必要であった。これらの判断は内輪に見積ってなされており，ある面では予想されたものよりは優れたものが達成されると期待する方が妥当であるが，最も重大な関心事は，1つあるいはそれ以上の設計上不明確な点を解決するのに非常な困難と費用がかかるかどうか，あるいは挙動がかなり期待されたもの以下になるかどうかというMSBR実現可能性への影響である。

現在わかっている不明確な点の主なものは，トリチウムの閉じ込め，燃料塩の処理，黒鉛およびHastelloy Nの挙動，冷却材塩の適合性，保守手順，およびオフガス内微粒子に関する分野である。この節では，これらあるいはその他の不明確な点が，安全性，核特性，確実性（dependability）あるいは発電の経済性に関係してMSBRの実現可能性にどの様な影響を与えるかを検討する。検討は不確定性の度合の順よりも，システムの順に行なってある。

§16.2 材　料 (Materials)

§16.2.1 燃料塩（Fuel Salt）

§3.2.1で議論したように，MSBR燃料塩の組成は中性子断面積，粘性，化学的安定性，および液相線温度にもとずいて選択された。状態図，ほとんどの物理的性質，照射下の挙動および容器材料あるいは中性子減速材料との相互作用に関してはほとんど不明確な点はない。あまり良くわかっていない点は，塩の酸化一還元状態が，塩の表面張力あるいは化学的に貴な金属の核分裂生成物の挙動へどの様な影響を与えるかという事である。塩の比較的高い液相線温度（930F），ウラン酸化物の制約された溶解度（約40ppmの酸化物イオン），および容器材料の限られた選択が塩の重要な使用制限を与えている。現在，一番気にかかる問題はリチウムと中性子の反応により生ずる比較的多量のトリチウムに関する問題であり，§16.4で検討する。

燃料塩のいくらかの組成変更は可能であり，先にのべたいくつかの制約をやわらげるのに好

ましい事かも知れない。UF_4とThF_4の濃度は，臨界条件と増殖特性の最適化条件により変化するかも知れない。燃料の連続処理にあたっては，酸化物濃度を低く保ち，できるだけUO_2溶解度を低いものにすることが必要になってくる。ZrF_4（MSREにおける場合と同様）を添加すれば塩の許容酸化物量は増加するが，ジルコニウムの大きな中性子吸収と化学処理の複雑化とが派生する。しかしながら，高い液相線温度の制約とトリチウムの問題は緩和されない。もし溶融塩炉が熱中性子により増殖される必要があるならば，塩の溶媒（diluent salt）の選択としては，断面積からベリリウムおよびリチウム（^6Li量を下げた）フッ化物に限られる。[10] $LiF-BeF_2-ThF_4$系においては（Fig 3.5a），考えられているMSBR塩よりかなり低い液相線温度は増殖特性が極度に減少する濃度にまでThF_4濃度を下げないと達成できない。溶融塩炉でのトリチウム生成は，もし$NaF-ZrF_4-ThF_4-UF_4$燃料塩を用いれば核分裂収率（fission yield）より少な目におさえる事ができるが，ナトリウムおよびジルコニウムの中性子吸収により増殖が阻止されるだろう。結論として，もし溶融塩炉は増殖の必要があるとすれば，この概念設計研究に選ばれた組成の燃料塩を変更する理由はみあたらない。したがってこの塩の使用することの制約は設計によって解決しなければならない。

^7Liの市価により，燃料サイクル全体のコストが制限される。たとえば一水化水酸化リチウム（$LiOH, H_2O$）の99.99%^7Liの値段が，今考えている設計で仮定されているKg当り120ドルの2倍になったとすれば，MSBR燃料塩サイクルのコストは約0.76から0.82mill/KWhに増加するであろう。

§16.2.2 二次系流体（Secondary Fluid）

§3.2.2.で述べた様に，二次系流体の選択を決定する因子は化学的安定性，照射損傷に対する感応性，構造材料との共存性，熱伝達および流動特性，およびコストである。この設計で選ばれた溶融硼フッ化ナトリウムは，先にのべたいくつかの面で他の流体より有利で，全体的にみて使用が十分許容できるものである。しかし，硼フッ化ナトリウムに関してもいくつかの問題があり，いくつかの不明確な点が残っている。以下に硼フッ化ナトリウムにかわる流体について，およびそれらの流体を使用した場合，MSBRの設計と特性にどの様な影響をうけるかについて検討する。

ループ試験によると，もし水分を除去できれば，硼フッ化ナトリウムはHastelloy Nと完全に共存でき，腐食速度はMSBRの温度でわづか約0.2mil/yearである。テストループへの水分の混入は非常に少量におさえる事が可能であるが，水蒸気発生器からのもれによる混入をどの程度におさえる事ができるか不明である。この様に，作動MSBRで予想される腐食速度には，いくらかの不明確さがある。水蒸気を硼フッ化ナトリウムに故意に加える試験で，Hastelloy Nの腐食速度は水蒸気添加後約1週間の実験で約20mils/yearである事がわかった。[11] 水分が連続的に硼フッ化物系へ注入されたときの効果は研究されていないが，MSBRではどんな小さな連続的漏洩も許されない。十分低い漏洩速度を保証するのが実際的であるかどうかはまだ決定されずに残っている。

水と硼フッ化物の反応は激しくなく，水蒸気発生器内で漏洩した水の高速噴射で生じる金属の損耗に関してはほとんど影響を与えないであろう。硼フッ化物と水のこの種に関する実験は

なく，水蒸気漏洩に対する直接の対応策に関する必要条件を現時点で現実的に規制することは出来ない。

処理操作が塩中の腐食生成物および望ましくない不純物を低濃度に保つために必要となると思われる。処理条件は確立されてはいないが，精製プロセスの開発に大きな工学的困難があるとは考えられない。

硼フッ化ナトリウムとMSBR燃料塩が混合しあった場合については，まだ詳細に考えられていない。（一次熱交換器内の漏洩による場合のような） 損耗や腐食の増加はそれほど重大ではなかろうが，次の理由から内部漏洩量には制限が与えられる。硼フッ化物塩と燃料塩が混合するとBF_3ガスが発生し，混合量に依存するが，高い融点をもった相が形成されるだろう。大きな断面積をもつボロンは燃料塩からBF_3ガスとして除去可能であるが，ナトリウムを化学的に除去しなければ燃料塩中に残り増殖特性を減少させる。約100ft^3の冷却材塩からのナトリウムにより，増殖比は1.063から1.056に減少するだろう。

硼フッ化物のカバーガスは$NaF-NaBF_4$組成比を変えないために，BF_3ガスと不活性ガスの適当な混合ガスである必要がある。硼フッ化物ループのオフガス中には，特別な取扱いを必要とするいろいろな凝縮性物質が含まれている。これらの問題は開発試験の中で実際的な手段で処理されているが，硼フッ化物ループのガス系は，たとえば何かほかの塩が熱伝達用に用いられたときよりもいくらか複雑になりそうである。

もし今後の試験結果で，硼フッ化物をMSBRに使用するのは実際的でないことになったならば，それに代わる最とも保証された物質は，すでにMSREで用いられた$2LiF-BeF_2$混合物である。MSBRの二次系塩としてそれを用いるなら，燃料塩との化学的共存性の問題は考えなくてもよかろう。しかし分離した^7Liを用いるべきである。なぜなら混入によって燃料中のリチウムのアイソトープ比が変化しない事が必要だからである。腐食に関する面も緩和され，たぶん不純物の水分の制限もゆるくなり容器材料の可能性も広がるだろう。しかしながら，$NaF-NaBF_4$にくらべ$^7LiF-BeF_2$の融点が高く，コストが高い事は難点である。$LiF-BeF_2$（66－34モル％）の液相線温度は858℉で，$NaBF_4-NaF$（92－8モル％）のそれは725℉である。これにより設計が複雑になり，より高度の給水加熱あるいは水蒸気発生器の特別な設計が要求されるだろう。装置のコストおよびプラントの熱効率は悪くなるが，最大の欠点は塩の総量に関する経費であろう。すなわち，もし冷却材塩の容積が同じなら（8400ft^3），全容積のコストは硼フッ化物の場合50万ドルであるが，$^7LiF-BeF_2$の場合1300万ドルになるだろう。これは電力コストで0.3mil／KWhの差になる。

二次系流体として考えられる他の流体は，$KF-ZrF_4$（58－42モル％）の組成をもつカリウムおよびジルコニウムフッ化物の混合物である。この混合物は液相線温度が750℉で硼フッ化ナトリウムに比較して高い事から現在まではほとんど注目されていなかった。この塩は蒸気圧が低く，かなり良い熱伝達特性をもち，比較的安価（約1ポンド当り1ドル）である。燃料塩と混合した場合の影響は研究されていない。

その他の冷却材はいろいろな理由で劣り，実際的でないと考えられる。硝酸塩－亜硝酸塩混合物（例えばHitec）は安く，多分水蒸気系へのトリチウム移行を防ぎ，融点が比較的低い（300℉附近）ため設計を簡単化できるであろう。しかし約1000℉以上での安定性および腐

食挙動についてはあまり良く知られていない。これらの塩を二次系塩に用いる時の最も重大な欠点は，硝酸塩－亜硝酸塩混合物は一次系に漏洩した場合にUO_2を析出させ，黒鉛と多分激しく反応するだろうということである。

アルカリ金属は燃料塩および水蒸気の両方と反応するから望ましくない。鉛やビスマスの様な金属冷却材は激しく反応はしないが，Hastelloy Nあるいは他のニッケル基合金（nickel base alloys）と共存性が悪い。塩化物の二元系のいくつかは700F 以下の共融点をもっているが，最も安定で蒸気圧の低い塩化物はリチウムを含む塩化物で，もし^{7}Liを用いるとすれば高価になるであろう。二次系冷却材として高圧ガス（多分トリチウムを捕獲するために水分を含むであろうが）はある程度有利であるが，燃料塩を無用に加圧することになるかも知れないし，しかもガスによる熱伝達は悪くなるから一次熱交換器内での燃料塩の容量が増加するであろう。

§16.2.3 Hastelloy N

燃料塩および冷却材塩の容器材料としてHastelloy Nを使用する事に関しさらに研究が必要であるが，MSBRの実現可能性をあやうくする様な不明確な点は残されていない。

Hastelloy Nは中性子により脆化がおき，損傷は全中性子束が大きくなり運転温度が高くなるにつれて増加する。この設計研究で用いたアプローチでは，原子炉容器のよりクリティカルな部分の温度および中性子照射量には制限をおくようにしている。現在のところ，設計基準の基礎となる照射されたHastelloy Nに対する承認されたcode casesがないから，参考となる判定基準はクリープ延性が5％以下にはならない程度の照射量に制限されるべきだという事に基づいている。標準のHastelloy Nはこの条件に合致しない。照射による脆化に十分耐える改良Hastelloy Nを得るために，§3.2.4で述べられたこと（チタニウム，ハフニウムおよびニオビウムなどの添加物を用いること）は大変期待がもてると思えるが，最良の組成を選択する研究をさらに続ける必要がある。望ましい性質をもった市販材料が得られるためには大きな努力が必要であり，改良された合金は，圧力容器の使用に対しASMEで認められる条件を十分兼ねそなえている必要がある。

脆性の問題から今考えられているものよりもっと厳しい制約が生じたならば，出口ノズルの様な容器の高温部分を冷却するために，1050Fの入口部の塩をもっと用いる設計に変更できる。さらには原子炉の入口塩温度を1200－1250Fに下げる事も考えられるであろう。出口温度を下げる事は循環速度（circulation rate）が大きくなり，一次系の塩容量が大きくなる事を要求するが，その必然的な結果として，§16.7で検討する様に水蒸気温度が低くなりサイクルの熱効率が悪くなるだろう。しかし，これらの影響はMSBR概念の実現可能性をおびやかす程大きなものではない。

この研究において標準のHastelloy Nの許容されうる設計応力（design stress）は1300Fで3500psiにとられており，この応力はASME codeの認可を受け入れた値である。標準の合金は一貫してcode caseにより認められている合金よりすぐれた強度をもっており，添加物により改良Hastelloy Nの強度は増加する。Hastelloy Nに対するコードで認められた許容設計応力でどの様な調整がなされるか明確ではないが，原子炉容器ではより大

きな応力とより薄い金属断面が許されるだろう。先に述べた様に，この事は金属の推定最高温度を下げ，照射損傷の問題を改善する助けになるであろう。

改良合金は標準Hastelloy Nと同様にフッ化物塩に対し耐食性があると考えられるが，原子炉をもぎした運転条件で燃料塩と冷却材塩を用いた実証試験をしなければならない。

Hastelloy Nは，この予備設計においては水蒸気発生器の構造材料でもあるが，§3.2.4.2でのべた様に，標準合金および改良合金両方ともTVA Bull Run Steam Plantの試験により1000Fの高圧水蒸気に良い耐食性を示す事が実証されている。しかしこれは応力を加えない試片について得られたデータである。応力を加えた試片についてはBull Runで今試験されており，これらの結果はHastelloy Nと水蒸気の共存性を評価する時重要であろう。この材料が水と水蒸気中で十分役立たぬなら，塩側にニッケルをクラッドし容器ヘッドおよびチューブシートの水側にIncoloyあるいはInconelをクラッドしたIncoloy800の管を用いる事が可能性のある解決方法になるであろう。

§16.2.4 黒　鉛

現在1000-MW(e)MSBRに必要な特級の大寸法の黒鉛を製造できる施設をもった工場はない。望ましい長さ（約20ft）の炉心要素（core element）を押し出せる確信はいくらかあるが，これができないとすれば，要素をより短い部分のよせあつめで作る必要があろう。これはコストがかさみ，不利であろう。

MSBR黒鉛に関する重大な不確定要素は，ガス透過率，使用寿命およびコストの問題である。ガス透過率は増殖特性と動力発電コストの両方に影響するが，使用寿命および黒鉛の価格は主として発電コストに影響する。一般に，これらの不確定な面は将来の開発により悪化するより改良されると思われる例であるが，この節の目的からして，開発結果の未うまくいかなかったことを順次論評しよう。

§16.2.4.1 ガス透過率（Gas Permeablity）

炉心の流れが乱流であると仮定して，参考MSBR設計の目標として用いられ，また特性推定の基礎として用いられている0.5％以下にキセノンの汚染係数をおさえるためには，黒鉛のガス透過率を10^{-8} cm²/sec程度にしなければならない。このガス拡散は黒鉛をシールする方法によってのみ防止できる。小さな試片は十分これらの基準にあう様にシールできるのでMSBRの炉心要素（core element）を処理する方法は多分開発され得であろうが，大きな試片のシーリングが実証されず残されている問題である。

キノセン吸収を最少にするための黒鉛のシーリングは望ましい事ではあるが，MSBR概念にとって基本的な事ではない。かなり効率の高いガススパージング系（gas sparging system）と合わせて用いられた場合，コーティングの厚さおよび透過率がキセノン汚染におよぼす影響の計算結果をFig.A.2に示した。シールしない黒鉛（ヘリウムガス透過率10^{-5} cm²/sec）でさえ計算されたpoison fractionは2％以下である。キセノン汚染を今考えている0.5％から2.0％へ増加させる事はMSBRの増殖比を1,063から1,045に下げるものと推定されている。最近の測定によると計算に用いられた質量移行係数はひかえ目でありその影響はこれほど大きなものではなかろう。

Fig A.2に示した様に，黒鉛の表面層に5milのシールをすると透過率は10^{-8}cm²/secになり，パージ系のキセノン汚染を目標の0.5%に保つのに十分である。この程度のシーリングは§3.2.3で議論した様にパイロリィテックカーボンを用い達成されている。シールド黒鉛の有用さおよびシーリングのコストは今後解決されるべき問題である。黒鉛の孔を真空パルスガス浸透処理法でふさぐと緻密な表面ができるが，中性子照射下で透過率は急速に増加し，寸法変化もシールしない黒鉛の場合より明らかに加速される。流動層加熱炉中の試片上に析出したパイロリィテックカーボンの被覆は3～5milsの厚さで，透過率は10^{-9}cm²/sec以下である。これらの試片についての照射試験が行なわれたがこの被覆取扱い中に容易に損傷をうける。

もし目標のキセノン汚染係数が得られず，結果としてより良い倍増時間が採用されねばならないなら，炉心の流れが層流であるような炉の設計が考えられる。出力密度は当然減少し，炉心容積の増加に伴い倍増時間は増加するが，増殖率は黒鉛のシーリングに関係しない。出力密度が低くなる事は，次に検討する様にあまり重要ではないが，黒鉛の寿命が長くなり交換回数がへるであろう。

§16.2.4.2　黒鉛の有効寿命（Useful Lite of Graphite）

黒鉛の寿命は，黒鉛の燃料塩に対する不浸透性の条件で決められる。§3.2.3でのべた様に，この条件は黒鉛が新しい時はたやすく得られるが，速中性子照射下ではどの程度の期間，黒鉛が不浸透であるか不明確である。決定的な測定がない状態においては，MSBR中の黒鉛の有効寿命は，炉心で最も多く照射された黒鉛が膨張して最初の密度を通過する点でもって決定された。黒鉛は多分この点をいくらかこえても塩に対する不浸透性をもっているであろうから，上にのべた決定方法は変えなくて良さそうである。さらにこの設計で仮定しているように，MSBRの黒鉛は現在入手できる市販黒鉛と同程度の使用にしか耐えないという前提も変える必要はない。かなり長い寿命の改良黒鉛が現在すすめられている開発により造られるかも知れないが，提案されている出力密度でプラントの寿命の30年間に耐える黒鉛は多分得られないだろう。

炉心の黒鉛を交換する事は新しい黒鉛に交換するたび毎に定期的に費用がかかるだけでなく，炉心交換，保守装備，および高い放射能レベルの炉心材料を取り扱うための膨大な附属物により炉設計のコストが膨大なものになる。しかしながら黒鉛交換への特別装置への投資がいったんなされたなら，電力生産コストは要求される交換期間にそれほどよらない。Fig.15.3に示す様に，この概念設計で仮定している4年のかわりに黒鉛が8年あるいは16年耐えたとしても，生産コストはわずかに安くなるだけであろう。しかしながら，これらのコストは「炉心の黒鉛が炉稼動率0.8に見合う期間内に交換できる」という仮定にもとづいている事を特記しておくべきである。もし黒鉛交換に長期間を必要とするならば電力コストが黒鉛の寿命に敏感であるのは当然であろう。

§16.2.4.3　黒鉛のコスト（Graphite Cost）

Fig 15.3 あるいはこの報告書の他の部分で与えられているコストは，黒鉛1ポンド当り9ドル～11ドルであるという装置コストに基づいている。ある人は黒鉛の大規模生産により価格が下がるであろうと思っているが，実際もしキセノン汚染に対する黒鉛シールの特殊方法が非常に高価なものである事がわかれば，この価格はあまりにも低すぎると考える人もいる。

Fig 15.2 は交換期間を4年にした時の黒鉛価格の電力生産コストへの影響を示している。たとえば黒鉛コストが，1ポンド当り20ドルであるならば，電力コストの増加は約0.2mill／KWhrである。

§16.3 装置および機器（Systems and Components）

§16.3.1 原子炉（Reactor）

炉心および容器の概念設計は，実現可能性および特性が指示できる程度にまで行なわれた。もっと詳細な研究が行なわれれば，疑いもなくまだ記述されていない点を明かにしてくれるであろう。しかし，基本的な手配は妥当であり，溶融塩炉心および容器に対して容認できる設計を行ないうるとは確実と思われる。おそらく，最大の不確実さをもつのは炉心黒鉛の交換手順に関するものであろう。これらは§16.8で別に検討されるであろう。

炉の最終設計に達するまでに，特別な注意を必要とする問題点のいくつかは次のようなものである：

(1) 詳細な解析が温度および応力分布に関し，特に高温領域で行なわれねばならない。§16.2で論じたように，いくらかの調整が，黒鉛とHastelloy Nの照射損傷を許容範囲内に収めるために必要となるであろう。容器の出口ノズルはまだ，応力の詳細については解析されていない。

(2) 炉心の流体力学的特性については，流動分布をチェックし，流れによる誘発振動が起る傾向を消すために模型により研究する必要がある。

(3) 黒鉛の寸法変化を吸収するために，概念設計の中で示された方法は，もっと詳細な設計をやって調べる必要があるであろう。

(4) 制御および安全棒の正確な数をきめなければならない。棒駆動機構は詳細に検討されていないが，急速スクラム機能は不必要であるから，要請は厳しいものとならないであろう。制御棒黒鉛におきる寸法変化は疑いもなく収容できるが，棒の期待寿命と交換方法はもっと詳細に研究されねばならない。

(5) 炉容器をマウントし上部蓋を作るために概念設計で示した方法は，もっと詳細な設計を必要とするであろう。炉支持機構の耐震性は予備的研究では満足すべきものであったが，もっと完璧な解析が必要である。

§16.3.2 一次熱交換器（Primary Heat Exchangers）

MSBR概念の可能性を決定するにあたって深刻な問題ではないが，この報告書の一次熱交換器設計における不明確点は，熱伝達を増すためある部分に特殊なチューブを利用する点である。この方法は，チューブ壁に狭いラセン状の溝を刻みつけることである。水による試験では，溝は内側の熱伝達係数を2倍に，外側を1.3倍に改善することが明かとなった。しかし，これらおよびその他の熱伝達データは，循環する塩で確認する必要がある。チューブは溝切りにより弱くなるとは思われないが，特に崩壊強度（collapsing strength）に対する効果に関してもっと情報が必要である。チューブの製作業者は，妥当なコストでこのようなチューブを作

れる可能性を提示している。

増力チューブよりも普通のチューブを使う場合の欠点は，より大きい熱伝達面積を要し，一次系の燃料塩総量を約5％増大させることである。これは倍増時間を長くするが，MSBRの実現可能性はこの僅かの増量によってきまるわけではない。

§16.3.3 塩循環ポンプ（Salt Circulation Pumps）

MSREおよび試験ループで使用した塩循環ポンプは，よい成績を示している。そして製造業者は，僅かの困難はあるにしてもMSBRで必要な容量のものに外挿できると信じている。大型となると，塩中で作動する下部ベアリングをなくすため懸垂式の軸およびインペラーを使うことができるが，これは実証されねばならない。もし下部ベアリングが必要であるなら，すでにORNLで行なった塩ベアリング開発研究で充分と思われる。塩潤滑ベアリング使用の欠点は，塩で充されるまでは，系を予熱している間にガス循環用に運転することができないことである。その場合には，始動用の装置および手順を修正しなければならないであろう。

§16.3.4 ドレインタンク（Drain Tank）

ドレインタンクに関しては，この概念設計において比較的僅かの努力がその最適化に払われただけであるが，複雑さとコストにおいて原子炉に近いものである。ドレインタンクの設計は，排液系フローシートに強く依存する。ドレインタンクヘッドと壁をポンプ受器からの連続的な塩オーバーフローにより冷却するという方法をとり，一次系に塩を戻すのにジェットポンプを使用すること，オフガスの保持および減衰にドレインタンクを利用することなどがこの系の全容であるが，代表的ではあっても，種々の可能な配慮の中の一種にすぎない。ドレイン系フローシートの研究はORNLで続けられており，いくつかの変更が特に連続的な塩の流下（let-down）およびポンプ戻し方式に関して必要であるかも知れない。しかし，変更により複雑さとコストが増加するのは好ましくない。

この報告書に提案されたドレインタンクの設計に対しては，

(i) ジェットポンプの特性を評価し，可能なら遠心ポンプで置換える必要性； (ii) 輻射熱伝達関係の検討； (iii) オフガスを伴う化学的に貴な金属 f.p. 粒子の挙動に関する綿密な配慮； (iv) 冷却系の信頼性の実証； (v) 点検・保守法の検討などがある。§6.4に示したように，ドレインタンクに対するNaK冷却系の利用は，すでに示された塩冷却系より優れているかも知れない。その他の改良が，設計のもっと詳細な検討から生れる可能性がある。

§16.3.5 燃料塩ドレインバルブ（Fuel-Salt Drain Valve）

参考MSBR設計では，一次循環系内の燃料塩を保持するのに確実な止め弁が必要であるが，これはドレインタンクに塩を戻せるようにかなり早く開くことができ，しかもMSREで成績よく使用できた凝固型のものとなるであろうとしている。MSREの弁は，外部加熱および冷却器をもった，平たい断面をなした2 inch の配管からできていた。しかし，MSBRの一本の排液管は6 inch の径となるであろうし，配管を凝固させる能力は径と共に急速に弱まるから，著しく異った技術的問題点となることを注意すべきである。

ＭＳＢＲ凝固弁開発の方向は，今の所よく分らない。一つの可能性としては，チューブ中を流れる塩をもった一種の小型シェルアンドチューブ型熱交換器の外見をもつものとなるであろう。確実な閉止のために，冷却されたシートをもった機械式弁も考えられるかも知れない。適当かつ確実な閉止装置の開発は，一般に現存する技術内の問題と思われるので，ＭＳＢＲ設計における主要な不確定個所とはならない。

§16.3.6 気体核分裂生成物除去装置 (Gaseous Fission Product Removal System)

核分裂生成ガスは，別次の流れ中にＨｅ気泡を注入し，続いて系からそのガスを取除くことにより，循環している燃料塩から排除できるであろう。§3.9.2および§3.9.3で示したように，気泡発生器と気泡分離器が水で小規模に試験されたが，大きな不明確点は余りないようである。しかし，もっと大型の機器の開発と塩による試験が必要であろう。

§16.3.7 オフガス系 (Off-Gas System)

オフガス系が，(i) Ｈｅパージガスを再循環使用できるように精製するため，(ii) Ｘｅ，Ｋｒを減衰するまで保持するため，(iii) 核分裂生成物微粒子を捕集するため；および(iv) トリチウムをトラップするために提案されている。集められた放射性物質は，廃棄できる手段が講じられねばならないであろう。ＭＳＲＥはかなりの背景となる経験を提供したが，一層の開発がＭＳＢＲオフガス系の機器に対して必要であろう。活性炭トラップ，Ｈｅ圧縮機，粒子トラップ等は，崩壊熱を除くために有効に冷却されねばならない。しかし，すべての領域は一層の研究・開発を受け入れねばならないであろう。

概念設計では，ＭＳＢＲからの放射性ガス廃棄物は長期の貯蔵と減衰のために，ガス円筒内に集めるように提案されてある。この容器が，ＭＳＢＲ施設内か外部に貯蔵されるかどちらであっても，承認しうる装置および手続きがそれらを取扱うために開発されねばならない。

§16.3.8 水蒸気発生器 (Steam Generators)

ＭＳＢＲに提案されたタイプのonce-throngh 塩加熱水蒸気発生器は，まだ具体的な運転経験がないが，他の炉型に対し開発された似たような伝熱流体と水蒸気発生器に関する経験から，ＭＳＢＲ用機器の設計は既存の技術範囲内にあるとの結論になっている。溶融塩水蒸気発生器の工業的研究開発のための計画は，ＯＲＮＬで始まっている。

もし，事故時に冷却材塩が水蒸気と混合したならば，破裂板 (blowout disk) が冷却材塩回路内に発生した圧力を緩和するためにもうけられてあるが，そこでは何らの発熱反応も起らない。

水蒸気発生器に対する最低許容供水温度は，経験により決定されるべきで現在のところ未定である。この設計研究で仮定された７００Ｆの値は，おそらく水蒸気発生器内に冷却材塩の過度の凝固を起すことなくもっと低くできる。

水蒸気発生器のチューブは，その中の高温・高圧水蒸気と，および外側の冷却材塩と共存できねばならない。§16.2.3で論じたように，Hastelloy Ｎと$NaBF_4$塩との共存性は，水が二次系から充分除かれているならば優れている。金属と水との共存性もよいが，試験は完全

ではない。結果が好ましくないようなことがもしもあったならば，Incoloy－80[41]のような確認ずみの水蒸気側材料をもった複合チューブを使うことができる。

§16.3.9 計装および制御（Instumentation and Controls）

§10.5で，計装・制御系において機器と関連した開発上の問題点を概説したが，それらは原子炉およびドレインタンク室の高い周囲温度内に設置されねばならない。配線，コネクター，および部屋の壁貫通部は特別な取扱いを要するであろう。核的検出器は特に問題であろう。取らるべき特定の対策が多くの場合不確かであっても，合理的な解決策に対して判断を余りに厳しくしなければならぬものはない。機器の多くに対する"fall back"位置は炉室内部の冷房室内にそれらを設置すべきである。

過渡期における制御系の安定性，および始動・待機および停止の手順については，ほんの予備的考察を行なっただけである。詳細な研究を要する領域は多いが，今までの所，どれが最大の問題かを指定できない。

この参考設計のように再熱方式が使われるならば，必要な出口水蒸気温度をうるためには冷却材の流れは水蒸気発生器と再熱器の間に比例配分されねばならない。塩操作用の弁類は，比較的僅かの開発しか行なわれていない。しかし，必要性は確実な閉止よりも流量調整の方に高いのであるから，すでに塩ループで使われている機械式弁の開発は，既存の技術で間に合うと思われる。弁の利用が実際的でなかったならば，別の可変速冷却材塩用ポンプを使うことができる。

§16.3.10 配管と部品支持機構（Piping and Equipment Supports）

この参考設計における配管の可撓性解析は，炉容器がアンカーされ，熱交換器とポンプは垂直ハンガーでのみ制約されて動きうるという構想に基いて行なわれた。しかし，系の可撓性は，地震中または事故破損後に配管の鞭うち現象またはその他の過度の動きをさまたげるために制御されねばならない。急速な動きをとめるための普通の流体ダッシュポットは，炉室内の高温のため使用できないであろう。ダッシュポットには，ガスや溶融塩や粒状床が作動媒体として使われるような開発，もしくは通常のダッシュポットを冷却する装置をもうけることを考えねばならない。この設計の詳細は特に重要な不明確点とは考えられないので，この種の部品の製造業者にまだ相談されていない。

概念設計では，主な部品は部屋の天井構造物から釣ることを要求している。支持体はまだ設計されていないが，重要な問題点とは考えられない。詳細な耐震解析が全原子炉施設についてなされる必要がある。

§16.3.11 建屋建設（Cell Construction）

参考設計で示された建屋壁の建設計画は，過度の温度と照射損傷からコンクリート製生体遮蔽を守るための条件を満足するに可能な配置の一つを示している。なお壁には同時に，熱遮蔽および漏洩試験・監視のための二重壁構造も必要である。その後の研究は，参考設計はこの点に関して心配しすぎているかも知れないことを示している。部屋を高温の運転温度にするため

に電気抵抗加熱体を使用するのは，最も有効な手段ではないであろう。一般に，これらの設計部分は，重要な不明確点というよりも，最適化に疑問がのこっている領域である。

§16.4 トリチウムの保持（Tritium Confinement）

ＭＳＢＲのトリチウム生成と分布は§3.3.7で論議した。2400Ci／dayの計算生成量に不確かさはないが，この量はプラントの周囲に放出することのできる量をはるかにこえている。しかし，参考設計ＭＳＢＲからどの程度放出され，放出速度はどの程度まで減らさねばならぬのか，また，放出速度を下げるには系をどのように変えるのが最良の方法なのか，現時点では明確でない。

トリチウム保持のために特別な機構をもたない参考設計ＭＳＢＲでさえも，プラントから出てくる凝縮冷却水中の推定濃度は，非制限地域への放出に関する現在のＭＰＣ以下であろう（§3.3.7参照）。しかし，放出速度は可能な限り下げることが要求されるのは確かであろう。"実限可能な最低限"（minimum practicable）の基準に加えて，ＭＳＢＲからのトリチウムの放出は，この炉概念のもつ他の利点を押しのけてしまうほど大きくあってはならないという基本的な要求があろう。この後者の要求は多分，ＭＳＢＲからのトリチウム放出率は生成速度の１％以下でなければならぬということを意味しているであろう。

トリチウム放出率を参考設計で計算された値以下に保つために，現在いくつかの方法について検討がなされている。しかしながら，現在進行中の種々の測定，試験の結果が得られるまでは，いかなる特別なトリチウム保持機構をＭＳＢＲにとりつけるべきかという決定は行なえない。現在研究中のいくつかの方式を以下に議論する。

燃料塩のガスパージ（gas sparging）は，冷却材塩へのトリチウムの拡散量を減少させる。トリチウム溶解度としてはもともと大きな値が計算に使われたので，パージの効果は§3.7.7で記されたよりは多分大きいであろう。ヘリウムのパージ速度を増加させ，U^{3+}/U^{4+}比を減少させるほど，一次系オフガスにおいて取り除かれるトリチウムの量は増える。しかし，U^{3+}/U^{4+}比を下げると，おそらくそれほど重大なものではないであろうが腐食を増加させる傾向がある。どちらにしても，一次系でこれらの推定を行なった限りでは，トリチウム放出率を要求される程度にまで減少させることは不可能であろう。

冷却材塩に１から１０cc／sec のＨＦを送入する方式はトリチウムが水蒸気系へ移行する量を減少さすのに効果的であろう。金属壁と反応するフッ化水素（あるいはフッ化トリチウム）の比率が主要な不確定要素である。金属の損失はわずかなものであろうが，反応が起ると原子状トリチウムは壁を通じて拡散，放出されるだろう。もし金属壁と反応するフッ化トリチウムの割合が少なければ，トリチウムのほとんどは冷却材塩オフガス系で取り去られるであろう。

冷却材塩中の微量のトリチウムと反応させる方式が現在開発中である。熱伝達流体をトリチウムをトラップするようなものに変えるという検討も加えられた。しかし，１６.２.２に説明したように，これが可能で，しかも燃料塩と共存出来る液体は現在のところ知られていない。トリチウムをトラップするような気体冷却材を使うことには決断が要りすぎる。

原理的には水蒸気へのトリチウムの移行を押さえる最も直接的な方法は，トリチウムの浸透

性の小さい熱交換器管を用いることであろう。しかし，多分，タングステン，モリブデンを除けばHastelloy Nより浸透性の小さい金属は考えられない。これらの金属でコーテングした管の使用は技術的困難と高いコストが要求されるであろうが，決して不可能なことではない。同じことがガラスコーティングについても言える。水蒸気発生器管上の酸化物層は，トリチウム浸透に対する抵抗性を増すであろうが，このようなコーティングの有効性を評価するにはデータ－の集積が必要である。

水蒸気系を密封することも考えられたが，トリチウムはここに濃縮され，リークは極度に低レベルに保たれる必要があろう。この方法は複雑で，高価なものであり魅力的ではないようである。

水蒸気へのトリチウムの移行をさえぎる一つの方法は，二次系塩と水蒸気発生器の間にもう一つの熱交換循環ループを入れることである。この附加ループにはトリチウムを良くトラップするHitecのような流体が使われるだろう。Hitecは$KNO_3-NaNO_2-NaNO_3$（44－49.7モル％）の成分をもち，商業的にも得られまた広く使われている熱伝達塩である。トリチウムとも化学的によく反応する。（もし，附加ループが使われるならば，熱を一次系熱交換器からHitecに伝達させる中間の二次系塩に$^7LiF-BeF_2$を使うという興味ある可能性もある。しかし，前にも述べたように^7Liの比較的高コストを考慮に入れねばならぬ。）Hitecは水蒸気発生器と再熱器の間を循環する。余分な塩システムのコストは，Hitecが水蒸気装置にもっと安価な材料の使用を可能にし，またその288℉という比較的低い液相線温度のために，供給水を700℉に予備加熱し水蒸気を650℉に再熱する必要がなくなるので，部分的に差引きされる。しかし，一つ不確定なものがあるが，それはHitecの使用最高温度である。もし，Hitecがトリチウム問題を解決するために用いられるならば，タービンへの水蒸気温度を900℉に下げる必要があるかも知れない。

結論として，参考設計MSBRからの推定トリチウム放出を下げる種々の方法が，目下重要な研究課題になりつつあり，重大な経済的負担もなく許容放出率以下にできることを期待してよい理由がある。確かに，附加的熱伝達ループの使用はトリチウムの水蒸気系への拡散を，事実上とりのぞくであろう。

§16.5 化学処理系 (Chemical Processing System)

溶融塩炉において熱中性子による増殖を行なうための本質的な要請は，核分裂生成物とプロトアクチニウムをとり除くために流体燃料をすばやく処理することにある。クセノンとクリプトンは（§3.9で述べたように）物理的分離プロセスでとりのぞかれるが，プロトアクチニウムの分離と希土類の除去には燃料塩は化学的に処理することが必要である。希土類による中性子損失は，その除去サイクルが一ケ月程度であるならば充分小さいが，プロトアクチニウムのサイクル時間は数日程度にする必要がある。（Fig 16.1参照）。

MSBRを成功させるためには化学処理が(1)基本的に合理的なもの（sound）であり。(2)実現可能であり，(3)経済的であらねばならぬ。第一の点に関しては疑問の余地はない。良く知られ，しかもMSBRにも有用な平衡と反応速度をもつ二三の化学プロセスがある。このMSB

R参考設計で提案されいるものの中には，フッ素化，フッ化水素化，燃料塩と液体ビスマスの間，およびビスマスと塩化リチウムのような他の塩との間の種々の交換反応，などがある。これらのプロセスは化学的に妥当なものであることを保障するに充分なデータが揃っている。

第八章に記した連続処理系の実現可能性に関しての保証はまだ少い。ここに含まれるほとんどの操作は，小規模な実験でしか行なわれていない。部品や装置の開発はまだ初期の段階である。現在までの結果では越えがたい障害があるとは思われないが，いくつかの問題となる領域が確認されており，以下に論議する。

最も基本的な問題は，ビスマスと塩に露される装置の材料問題である。八章で説明したように，モリブデンが満足すべき耐食性を示し，この金属における加工性に問題があるにもかかわらず，全般的に最も良い選択のようである。これらの問題が克服され，要求された必要な機器が作られるという保障が得られるまでに開発は進んでいる。モリブデン系の加工コストは依然として不明であるが，高いことは確かである。このように，他のプロセスに変えるかあるいは他の材料（多分黒鉛）を開発することにより，モリブデンをさけようとする経済的要求がある。

塩の処理にビスマスを使用するとすれば，原子炉にもどる塩の中に事故的に入りあるいは慢性的に少量づつ混入（carryover）にくるビスマスを直ちに感知する測定手段が必要である。ビスマスを除くためのクリーンアップ装置は，概念として存在しているのみである。このような装置の作動特性や燃料塩中のビスマスの許容限界に関しての情報が必要である。炉へもどる塩の信頼すべき，適当なクリーンアップ法が実現不可能と判った時には，この報告書で記されたプロセスを本質的に変更する必要があろう。

フッ化装置の腐食防止には，壁上に凍結塩（frozen salt）の層が必要である。小規模な開発試験では，必要な凍結塩の形成が認められるが厚みを制御は困難であることが判った。したがって，凍結層の消失がしばしば起ると考えねばならない。もし，容器をニッケルで作るなら，附着したNiF_2層の生成は腐食を抑制すると予想され，時々起る凍結壁の消滅（1週間に1度か1ケ月に1度）は許容されるであろう。従って，凍結壁フッ化装置の制作，運転の実現性は充分あると考えられる。

再処理プラント中に濃縮したプロトアクチニウムと核分裂生成物による種々の，時には強力な崩壊熱源にそなえて注意深く設計された冷却系が必要である。しかしながら，参考設計では放射性物質は常に溶液中にあるので熱発生沈澱物による局部的ホットスポットが出来る機会が少ないかまたはない。従って満足すべき冷却系の設計は可能である。

増殖炉としてのMSBRの特性は化学処理プラント中のウラニウムの損失に敏感である。このような系でのウラニウムの損失を測るためのパイロットプラントの運転例はないが，一応信頼すべき判定が可能である。予想される損失は，塩あるいはウラニウムの装荷量には直接関連していない。なぜならプロセス中に，通過するウラニウム中の相当量が，徐々に回収不能程度に蓄積する可能性はどこにも見当らないからである。その代り，プラントから出て行く種々の物質を考慮し，どの程度のウラニウム（あるいはプロトアクチニウム）がそれらに持運ばれるかを推定する必要がある。フローシート（Fig 2.4）は3つの小さな廃液流を示している，すなわちPa減衰系からの塩，2価の希土類を含むBi−Liと3価の希土類を含むBi−Liの3つである。Bi−Li廃液流中のウラニウムの量は無視出きるほどであるが，かりにそうでな

くても，ウラニウムはPa減衰系からの塩の存在下でBi−Liをフッ化水素化することによりかなり簡単に回収出来るであろう。Paから捨てられる塩のフッ素化され，MSBEで成功裏に運転されたのとほとんど同じバッチ操作でウラニウムを回収出来るであろう。[125] MSBEの実験によると，MSBRの廃液流での損失は，一年にUにして0.2Kg程度のはずである。多分もっと重要で，予想しがたいのは,NaF吸収筒，ビスマスクリーンアックエレメント，塩フィルター，その他の種々の部品の交換のような，他の方法によってすてられるウラニウムの量である。

化学処理プラントは燃料塩の側流を連続的に処理し，それを原子炉循環ループにもどすように設計されている。化学プラントと原子炉プラントは本質的に独立しており，そのため，一方の機能に不都合が起っても必ずしも他に影響を及ぼすということはない。化学プラントの稼動が数日停止したとしても反応度や核特性にはわずかの影響を及ぼすのみであるが，再処理プラントの長期にわたる停止が続くと，プロトアクチニウムによる中性子の損失は，^{233}Uの生成を消費速度以下に下げてしまうだろう。原子炉は依然として高収率（high−gain）の転換炉のままであり，もし必要ならば，緊急時にそなえての簡単な装置で親物質（UF_6あるいはPuF_3として）を加えることにより，化学処理を行なうことなしに数年間運転を続けることも可能である。再処理系の信頼性に関する明確な情報はパイロットプラントが運転されるまでは得られないであろう。

化学処理施設稼動中の変動の反応度に対する影響は容易に制御出来るが，それらの状態を良く理解しておくことが重要である。MSBRはオンライン処理による中性子ポイズンと親物質の濃度の変化の影響から生じたかも知れないものと真に異常なものの効果とを区別する必要がある。原子炉と化学処理プラントの間の塩流を完全に遮断した場合の結果は（原則的に）簡単なものであり，オンラインコンピューターで計算出来る。原子炉に連続的にもどる塩の成分に変化が起るかも知れぬため，処理プラント中の濃度とインベントリーを測定する必要がある。現在使用中の化学分析操作は正確であるが，遅いものである。コンピューターに直接インプット出来るオンラインの分析技術が必要である。もしそれらの開発が困難と分ったならば，再処理プラントと原子炉の間に並列の保持タンクを挿入して分析的要求を容易にさせる方法もあり，処理された塩のバッチはサンプリングされ，燃料系にポンプでもどされる前に分析される。

化学プラントの第三番目の要求，すなわち経済性に関して，MSBRの化学処理の資本，運転コストは現在提案されている系ではまだ評価されていない。この報告で記されている概念は以前の概念よりは安価に建設されることが約束されているという点で，受容されたのであるが，コスト評価のもとになる詳細なフローシート，装置の概念はまだ完全していない。従って，コストの不確かさは全く大きな問題である。想像としては溶融塩増殖炉で増殖を行なうのはコストが高くなりすぎ，経済的に魅力のないものになる可能性はある。この場合，原子炉をもっと簡単な化学処理系をもつ高い効果の転換炉として運転して，低コスト電力を生み出すことも可能であろう。経済性のある増殖炉の究極のゴールは，低コスト再処理系が可能になった時に実現するだろう。

技術的，あるいは経済的利点をもつ他のプロセスもあるが，基本的実現可能性の初歩的な研究が行なわれているのみである。多分，現時点でこれらのうちで最も有望なのはPa_2O_5,UO_2

および他の酸化物を形成するに必要な酸化電位の差を利用する酸化物析出プロセス（oxide preciprtation proces）である。このプロセスは，この報告で記されているフッ化一還元抽出系よりも低い資本，運転コストが期待出来る。

§16.6 核分裂生成物の挙動（Fission Product Behavior）

核分裂生成物粒子がＭＳＢＲ中でいかに分布しているかは明確には知られていない。生成物の蓄積は崩壊熱により局所的に高温になる可能性のために，まず関心がもたれる所である。参考設計で，沈澱個所と考えられそうな場所には特別な冷却系が備えられている。もっと正確に，多分ＭＳＢＲの原型炉の運転によって核分裂生成物の分布が決定された後に，将来の設計における冷却系が必要に応じて変更されるであろう。

核分裂生成物の分布は，化学的に貴な金属が炉心黒鉛に濃縮されると増殖比に影響をもつようになるためからも関心のある問題である。しかし核分裂生成物の挙動はＭＳＲＥである程度詳細に研究され，[11] 貴な金属は表面に沈析することが見出されたが，それらは黒鉛上よりもHastelloy 上にはげしく沈析することが明らかになった。試験片がＭＳＲＥ炉心を象徴するものとすれば，約７％の^{95}Nbと２～５％の他の貴な金属が炉心黒鉛中に存在する。潜在的に最も毒性のある核物性の１０％がＭＳＢＲの炉心の中にとどまっていると仮定しても，黒鉛中に最初から入っている^{10}Ｂの燃焼に使われる損失分（貸分 credit）ほどには大きな効果をもたない。（Perry and Bauman, ref.10, pp.208～209 参照）。

§16.7 熱一電力サイクルにおける水蒸気条件（Steam Conditions in the Thermal-Power Cycle）

若干の材料の性質に関する不確かさを和らげるために種々の系の最高温度を下げることが考えられるがこれについてはこの章の他の個所で記述した。温度を下げることは必ずしも熱一電力系の水蒸気温度をも下げねばならぬということを意味しない。しかしながら，これは一つのありうべき影響であるので，ＭＳＢＲの特性にどのような効果があるか興味深い。

もしも水蒸気系の条件が参考設計条件の３５００psia １０００℉／１０００℉から ９００℉／９００℉に変更された場合，サイクル熱効率は約４４.４％から４２.０％に減少する。

４２％の熱効率の場合，原子炉の熱容量は概念設計で用いられる２２５０MW（t）よりむしろ約２４００MW（t）になるであろう。資本コストならびに燃料コストが直接，熱容量に比例すると仮定するなら，低い方の効率の場合の推定電力コストは，４４.４％の効率の場合の 5.4mills／KWhrに比較して，約 5.7mills／KWhr になる。しかしながら，大規模な溶融塩炉の場合は，投資ならびに燃料コストは容量とともには増加せず，最高温度を１００℉ だけさげる効果は大したことないようである。

もしＭＳＢＲ発電所が参考設計で仮定されている one-through freshwater source よりもむしろ凝縮冷却水の供給に湿式自然対流冷却塔（wet natural-draft cooling tower）を用いねばならぬなら，タービンの背圧は約２$^{1}/_{2}$ in. Hg abs. にあげ，加熱速度

約7800Btu／KWhr に上げられるだろう。Table D.17で説明したように，MSBRの資本コストは約5百万ドル増加し，電力生産コストは約0.13mill／KWhr増加するだろう。冷却塔によるこれらの増加は Table D.17にも示されるように，低効率の軽水炉発電所の場合の塔の使用の影響よりは本質的に小さい。

§16.8 保守装置と手順（Maintenance and Procedures）

MSREは，溶融塩炉の保守のための遠隔操作器具ならびに観察装置の使用に貴重な経験を与えた。保守と検査（炉心黒鉛の交換を除く）に対するMSBRの要求は，しかるべき開発により満足すべきものになるであろう。しかしながら，炉心黒鉛の交換は大型のしかも放射能の強い装置のハンドリングを含む。保守に必要になる頻度は詳略な手順や特殊な器具，装置の開発をうながすが，業務の量，潜在的危険は小さくならないだろう。これは，固体燃料炉の燃料ハンドリングの場合と同様，溶融塩増殖炉の所有物が認めねばならぬ望ましくない特徴の一つである。

MSBRに必要な保守装置と手順の実験可能性研究が行なわれた。（§13参照）。主要な不明点は保守装置のコスト推算に含まれる4.5百万ドルの許容誤差が適当かどうか，および黒鉛の交換に必要なプラントの停止時間が80％のプラントファクターの範囲内で収まるかどうかである。後者に関してはMSBR参向設計の黒鉛の4年間の使用寿命は水蒸気タービンのオーバーホールの間の間隔に相当し，黒鉛の交換は，現在ほとんどのプラントで経験している停止時間をそれほど増やすことなく，行なわれるであろうと信じる理由がある。

§16.9 安全研究（Safety Studies）

MSBR発電所に関する完全な安全研究はまだ行なわれていない。概念設計では，正常な運転中の放射性物質の容器は慣例的なもので良いと信じられているが，詳細な安全研究により設計変更をうながす構造物，あるいは運転上の特徴があらわれるかも知れない。

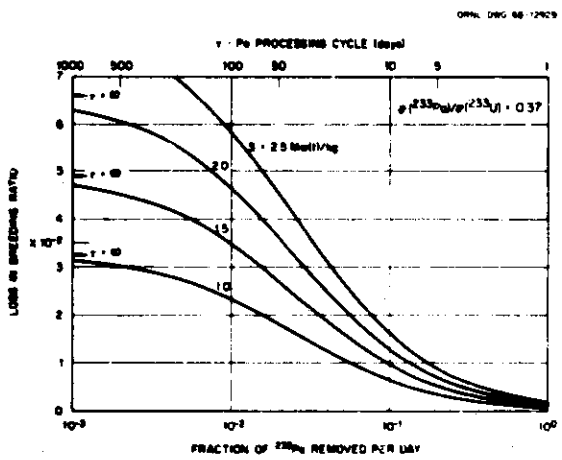


Fig. 16.1. Effect of ^{233}Pa capture vs processing rate and fuel specific power.

References

1. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1969*, ORNL-4449.
2. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1968*, ORNL-4344.
3. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Feb. 29, 1968*, ORNL-4254.
4. Paul R. Kasten, E. S. Bettis, and Roy C. Robertson, *Design Studies of 1000-Mw(e) Molten-Salt Breeder Reactors*, ORNL-3996 (August 1966).
5. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1966*, ORNL-4037.
6. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Feb. 28, 1967*, ORNL-4119.
7. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1967*, ORNL-4191.
8. Roy C. Robertson et al., *Two-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor Design Study*, ORNL-4528 (August 1970).
9. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Feb. 28, 1969*, ORNL-4396.
10. W. R. Grimes, "Molten-Salt Reactor Chemistry," *Nucl. Appl. Technol.* 8(2), 137–55 (February 1970).
11. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Feb. 28, 1970*, ORNL-4548.
12. H. A. McLain, *MSBR Primary Salt Pressure Drops*, ORNL internal correspondence MSR-69-34 (Apr. 21, 1969)
13. H. E. McCoy et al., "New Developments in Materials for Molten-Salt Reactors," *Nucl. Appl. Technol.* 8(2), 156–69 (February 1970).
14. R. E. Thoma et al. "Phase Equilibria in the System BeF_2-ThF_4 and in LiF-BeF_2-ThF_4," *J. Phys. Chem.* 64, 865 (1960).
15. H. F. McDuffie et al., *Assessment of Molten Salts as Intermediate Coolants for LMFBR's*, ORNL-TM-2696 (Sept. 3, 1969).
16. R. W. Henson, A. J. Perks, and J. H. W. Simmons, *Lattice Parameter and Dimensional Changes in Graphite Irradiated between 300 and 1350°C*, AERE-R-5489 (1967).
17. J. W. Helm, "Long Term Irradiation Effects on Graphite," paper MI-77, 8th Biennial Conference on Carbon, Buffalo, New York (June 1967).
18. P. R. Kasten et al., *Graphite Behavior and Its Effect on MSBR Performance*, ORNL-TM-2136 (February 1969).
19. W. P. Eatherly et al., *Technical Analysis and Program Proposal: Graphite for Molten Salt Reactors*, ORNL internal correspondence CF-68-11-18 (November 1968).
20. D. Scott and W. P. Eatherly, "Graphite and Xenon Behavior and Their Influence on Molten-Salt Reactor Design," *Nucl. Appl.* 8(2), 179–89 (February 1970).
21. J. Chang, W. P. Eatherly, and J. W. Prados, *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Feb. 28, 1969*, ORNL-4396, pp. 229–31.
22. D. V. Kiplinger and R. L. Beatty, *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1968*, ORNL-4344, pp. 230–31.
23. *GCR Program Semiann. Progr. Rept. June 1967*, ORNL-4170, pp. 203–4.
24. J. H. W. Simmons, *A Relation between Thermal Expansion and Dimensional Change for Polycrystalline Graphite*, AERE-R-3883 (1961).
25. J. C. Bokros and A. S. Schwartz, "A Model to Describe Neutron-Induced Dimensional Changes in Pyrolytic Carbon," *Carbon* 5, 481 (1967).
26. W. D. Manly et al., "Metallurgical Problems in Molten Fluoride Systems," *Prog. Nucl. Energy, Ser. 4*, 2, 164–79 (1960).
27. R. W. Swindeman, *The Mechanical Properties of INOR-8*, ORNL-2780 (January 1961).
28. J. T. Venard, *Tensile and Creep Properties of INOR-8 for the Molten-Salt Reactor Experiment*, ORNL-TM-1017 (February 1965).
29. H. E. McCoy and J. R. Weir, *Materials Development for Molten-Salt Breeder Reactors*, ORNL-TM-1854 (June 1967).

30. *Interpretations of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case 1315.3*, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York (Apr. 25, 1968).

31. *Interpretations of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case 1345.1*, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York (Mar. 14, 1966).

32. H. E. McCoy, Jr., *An Evaluation of the Molten-Salt Reactor Experiment Hastelloy-N Surveillance Specimens – First Group*, ORNL-TM-1997 (November 1967).

33. H. E. McCoy, Jr., *An Evaluation of the Molten-Salt Reactor Experiment Hastelloy-N Surveillance Specimens – Second Group*, ORNL-TM-2359 (February 1969).

34. H. E. McCoy, Jr., *An Evaluation of the Molten-Salt Reactor Experiment Hastelloy-N Surveillance Specimens – Third Group*, ORNL-TM-2647 (1969).

35. J. O. Stiegler and E. E. Bloom, "The Effects of Large Fast-Neutron Fluences on the Structure of Stainless Steel," *J. Nucl. Mater.* (to be published).

36. H. E. McCoy, Jr., and J. R. Weir, Jr., "Stress-Rupture Properties of Irradiated and Unirradiated Hastelloy-N Tubes," *Nucl. Appl.* 4(2), 96–104 (February 1968).

37. H. E. McCoy, Jr., *Influence of Titanium, Zirconium, and Hafnium Additions on the Resistance of Modified Hastelloy N to Irradiation Damage – Phase I*, ORNL-TM-3064 (January 1971).

38. C. E. Sessions and T. S. Lundy, *Diffusion of Titanium in Modified Hastelloy-N*, ORNL-TM-2392 (January 1969).

39. J. H. Devan, *Effect of Alloying Additions on Corrosion Behavior of Nickel-Molybdenum Alloys in Fused Fluoride Mixtures*, ORNL-TM-2021, vol. 1 (May 1969).

40. J. W. Koger and A. P. Litman, *Compatibility of Fused Sodium Fluoroborates and BF_3 Gas with Hastelloy-N Alloys*, ORNL-TM-2978 (June 1970).

41. *MSR Program Semiann. Progr. Rept. Aug. 31, 1970*, ORNL-4622.

42. N. M. Greene and C. W. Craven, Jr., *XSDRN: A Discrete Ordinates Spectral Averaging Code*, ORNL-TM-2500 (July 1969).

43. P. N. Haubenreich, *Tritium in the MSRE: Calculated Production Rates and Observed Amounts*, ORNL internal correspondence CF-70-2-7 (Feb. 4, 1970).

44. R. B. Briggs, *Calculation of the Tritium Distribution in the MSRE*, ORNL internal correspondence CF-70-7-13 (August 1970).

45. H. T. Kerr and A. M. Perry, *Tritium Production in MSBR's*, ORNL internal correspondence MSR-69-116 (Dec. 3, 1969).

46. USAEC, "Standards for Protection Against Radiation," *Title 10 – Code of Federal Regulations*, part 20 (1970).

47. W. R. Bush, *Review of Chalk River Experience with Tritiated Heavy Water*, AECL-2756 (July 1967).

48. V. P. Bond, "Evaluation of Potential Hazards from Tritium Water," paper IAEA SM 146/13, IAEA Symposium on Environmental Aspects of Nuclear Power Stations, New York (Aug. 10–14, 1970).

49. W. Eifler and R. Nijsing, *Fundamental Studies of Fluid Flow and Heat Transfer in Fuel Element Geometries. II. Experimental Investigation of Velocity Distributions in a Triangular Array of Parallel Rods*, EURATOM report EUR 2193.6, Joint Nuclear Research Center, Ispra Establishment, Italy (1965).

50. R. R. Liguori and J. W. Stephenson, *The Heating Program*, Astra, Inc., Raleigh, N.C. (January 1961).

51. S. J. Chang, C. E. Pugh, and S. E. Moore, *Viscoelastic Analysis of Graphite under Neutron Irradiation and Temperature Distribution*, ORNL-TM-2407 (October 1969).

52. B. Cox, *Preliminary Heat Transfer Results with a Molten Salt Containing LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4 Flowing inside a Smooth Horizontal Tube*, ORNL internal correspondence CF-69-9-44 (September 1969).

53. D. Burgreen et al., "Vibration of Rod Induced by Water in Parallel Flow," *Trans. ASME* (July 1958).

54. Y. N. Chen, "Flow-Induced Vibration and Noise in Tube-Bank Heat Exchanger Due to von Karman Streets," ASME paper 67-VIBR-48 (January 1967).

55. A. Kalnins, *Static, Free Vibration, Instability Analysis of Thin, Elastic Shells of Revolution*, AFF-DL-TR-68-144, Air Force Flight Dynamics Laboratory, Air Force Systems Command, Wright-Patterson Air Force Base (March 1969).

56. *ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Nuclear Vessels*, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York, 1968 ed.

57. *ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Pressure Vessels*, Division 1, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York, 1968 ed.

58. *Interpretations of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case 1331.4*, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York, Aug. 15, 1967.

59. *Piping Flexibility Analysis Program MEL-21*, San Francisco Bay Naval Shipyard, Mare Island Division, Vallejo, Calif.

60. *ASME Nuclear Power Piping, USAS B31.7*, Am. Soc. of Mech. Engrs., New York, tentative, 1969.

61. H. J. Sexton, *Seismic Review of the Molten-Salt Breeder Reactor Design Concept*, H. J. Sexton and Associates, Engineers, San Francisco, Calif.

62. C. E. Bettis et al., *Design Study of a Heat Exchanger System for One MSBR Concept*, ORNL-TM-1545 (September 1967).

63. C. E. Bettis et al., *Computer Programs for the Design of MSBR Heat Exchangers*, ORNL-TM-2815 (1970).

64. C. H. Gabbard, *Reactor Power Measurement and Heat Transfer Performance in the Molten-Salt Reactor Experiment*, ORNL-TM-3002 (May 1970).

65. B. Cox, *Preliminary Heat Transfer Results with a Molten Salt Mixture Containing LiF-BeF_2-ThF_4-UF_4 Flowing inside a Smooth, Horizontal Tube*, ORNL internal correspondence CF-69-9-44 (Sept. 25, 1969).

66. E. N. Sieder and G. E. Tate, "Heat Transfer and Pressure Drop of Liquids in Tubes," *Ind. Eng. Chem.* **28**(12), 1429–35 (1936).

67. H. W. Hoffman and S. I. Cohen, *Fused Salt Heat Transfer – Part III: Forced Convection Heat Transfer in Circular Tubes Containing the Salt Mixture $NaNO_2$-$NaNO_3$-KNO_3*, ORNL-2433 (March 1960).

68. H. A. McLain, *Revised Correlations for the MSBR Primary Salt Heat Transfer Coefficient*, ORNL internal correspondence MSR-69-89 (Sept. 24, 1969).

69. O. P. Bergelin, G. A. Brown, and A. P. Colburn, "Heat Transfer and Fluid Friction During Flow across Bank of Tubes – V: A Study of a Cylindrical Baffled Exchanger without Internal Leakage," *Trans. ASME* **76**, 841–50 (1954).

70. D. A. Donahue, "Heat Transfer and Pressure Drop in Heat Exchangers," *Ind. Eng. Chem.* **41**(11), 2499–2511 (November 1949).

71. C. G. Lawson, R. J. Kedl, and R. E. McDonald, "Enhanced Heat Transfer Tube for Horizontal Condenser with Possible Application in Nuclear Power Plant Design," *Am. Nucl. Soc. Trans.* **9**(2), 565–66 (1966).

72. H. A. McLain, *Revised Primary Salt Heat Transfer Coefficient for MSBR Primary Heat Exchanger Design*, ORNL internal correspondence MSR-67-70 (July 31, 1969).

73. O. P. Bergelin, K. J. Bell, and M. D. Leighton, "Heat Transfer and Fluid Friction During Flow across Banks of Tubes – VI: The Effect of Internal Leakage within Segmentally Baffled Exchangers," *Trans. ASME* **80**, 53–60 (1958).

74. P. G. Smith, *Development of Fuel- and Coolant-Salt Centrifugal Pumps for the Molten-Salt Reactor Experiment*, ORNL-TM-2987 (October 1970).

75. J. A. Hafford, *Development of the Pipeline Gas Separator*, ORNL-1602 (February 1954).

76. H. S. Swenson, C. R. Kakarala, and J. A. Carver, "Heat Transfer to Supercritical Water in Smooth-Bore Tubes," *Trans. ASME, Ser C: J. Heat Transfer* **87**(4), 477–84 (November 1965).

77. *Chemical Engineer's Handbook*, 3d ed., McGraw-Hill, New York, 1950.

78. J. H. Keenan and F. G. Keyes, *Thermodynamic Properties of Steam*, Wiley, New York, 1936.

79. E. S. Nowak and R. J. Grosh, *An Investigation of Certains Thermodynamic and Transport Properties of Water and Water Vapor in the Critical Region*, ANL-6064 (October 1959).

80. K. Goldmann, S. L. Israel, and D. J. Nolan, *Final Status Report: Performance Evaluation of Heat Exchangers for Sodium-Cooled Reactors*, UNC-5236, United Nuclear Corporation, Elmsford, N.Y. (June 1969).

81. L. S. Tong, *Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow*, Wiley, New York 1965.

82. L. Y. Krasyakova and B. N. Glusker, "Hydraulic Study of Three-Pass Panels with Bottom Inlet Headers for Once-Through Boilers," *Teploenergetika* **12**(8), 17–23 (1965) (UDC 532:621.181.91.001.5).

83. E. R. Quandt, "Analysis and Measurement of Flow Oscillations," *Chem. Eng. Prog. Symp. Ser.* **57**(32) (1961).

84. L. M. Shotkin, "Stability Considerations in Two-Phase Flow," *Nucl. Sci. Eng.* **28**, 317–24 (1967).

85. J. F. Myers and L. E. Wood, "Enhancing Accuracy of Rupture Disks," *Chem. Eng.* (Nov. 8, 1965).

86. *The Bull Run Steam Plant*, Tenn. Valley Authority, Knoxville, Tenn., Tech. Report No. 38 (November 1967).

87. Roy C. Robertson, *MSBR Steam System Performance Calculations*, ORNL internal correspondence MSR-66-18 (July 5, 1966).

88. Roy C. Robertson, *Survey of Steam Conditions for 1000 Mw(e) MSBR*, ORNL internal correspondence CF-69-10-34 (October 1969).

89. I. M. Keyfitz, *1000 Mwe Fast Breeder Reactor Follow-On Study, Moisture Separation or Steam Reheat vs Sodium Reheat Plant Cycle, Technical and Economic Evaluation*, WAPD-2000-20, reissued January 1969.

90. B. E. Short, "Flow Geometry and Heat Exchanger Performance," *Chem. Eng. Progr.* **61**(7), 63–70 (July 1965).

91. Theodore Rockwell III, ed., *Reactor Shielding Design Manual*, Van Nostrand, Princeton, N.J., 1956.

92. W. K. Furlong, "Afterheat Removal in Molten-Salt Reactors," Am. Soc. of Mech. Engrs., Winter Annual Meeting, paper ASME-69-WA/NE-19 (November 1969).

93. O. T. Zimmerman and Irvin Lavine, "Air-Cooled Heat Exchangers," *Cost Eng.* (July 1960).

94. *MSR Program Semiann. Progr. Rep. July 31, 1964*, ORNL-3708.

95. Roy C. Robertson, *MSRE Design and Operations Report, Part I, Description of Reactor Design*, ORNL-TM-728 (January 1965).

96. W. E. Browning and C. C. Bolta, *Measurement and Analysis of the Holdup of Gas Mixtures by Charcoal Adsorption Traps*, ORNL-2116 (July 1956).

97. R. D. Ackley and W. E. Browning, Jr., *Equilibrium Adsorption of Kr and Xe on Activated Carbon and Linde Molecular Sieves*, ORNL internal correspondence CF-61-2-32 (Feb. 14, 1961).

98. W. D. Burch et al., *Xenon Control in Fluid Fuel Reactors*, ORNL internal correspondence CF-60-2-2 (July 1960).

99. L. E. McNeese, *Engineering Development Studies for Molten Salt Breeder Reactor Processing No. 2*, ORNL-TM-3137 (in publication).

100. L. E. McNeese, *Engineering Development Studies for Molten Salt Breeder Reactor Processing No. 5*, ORNL-TM-3140 (in publication).

101. L. E. McNeese, *Engineering Development Studies for Molten Salt Breeder Reactor Processing No. 3*, ORNL-TM-3138 (in publication).

102. L. E. McNeese, *Engineering Development Studies for Molten Salt Breeder Reactor Processing No. 4*, ORNL-TM-3139 (in publication).

103. J. S. Watson and L. E. McNeese, *Unit Operations Quarterly Progress Report July–September 1968*, ORNL-4366, pp. 57–98 (April 1970).

104. W. H. Sides, *MSBR Control Studies*, ORNL-TM-2489 (June 2, 1969).

105. H. F. Bauman, *Control Requirements for the MSBR*, ORNL internal correspondence MSR-68-107 (July 18, 1968).

106. J. R. Tallackson, *MSRE Design and Operations Report, Part II-A: Nuclear and Process Instrumentation*, ORNL-TM-729 (February 1968).

107. J. B. Ruble and S. H. Hanauer, "A High-Temperature Fission Chamber," *Proceedings of Nucl. Eng. and Sci. Conference* (Mar. 17, 1958).

108. J. C. Robinson and D. N. Fry, *Determination of the Void Fraction in MSRE Using Small Induced Pressure Perturbations*, ORNL-TM-2318 (Feb. 6, 1969).

109. D. N. Fry et al., *Measurement of Helium Void Fraction in MSRE Fuel Salt Using Neutron-Noise Analysis*, ORNL-TM-2315 (Aug. 27, 1968).

110. G. D. Robbins, *Electrical Conductivity of Molten Fluorides, a Review*, ORNL-TM-2180.

111. J. R. Tallackson, R. L. Moore, and S. J. Ditto, *Instrumentation and Controls Development for Molten-Salt Breeder Reactors*, ORNL-TM-1856 (May 22, 1967).

112. *LMFBR Program Plan, Vol. 4, Instruments and Controls*, WASH-1104 (August 1968).

113. R. L. Moore, *Further Discussion of Instrumentation and Controls Development Needed for an MSBR*, ORNL-TM-3303 (to be published).

114. R. B. Briggs, *Allowable Rates of Load Change and Temperature Change for a Large MSBR*, ORNL internal correspondence MSR-70-7 (Jan. 22, 1970)

115. W. H. Sides, Jr., *Control Studies of a 1000 Mw(e) MSBR*, ORNL-TM-2927 (May 18, 1970)

116. Robert Blumberg and E. C. Hise, *MSRE Design and Operations Report, Part X, Maintenance Equipment and Procedures*, ORNL-TM-910 (June 1968).

117. Robert Blumberg, *Maintenance Development for Molten-Salt Breeder Reactors*, ORNL-TM-1859 (June 30, 1967).

118. Peter P. Holz, *Feasibility Study of Remote Cutting and Welding for Nuclear Plant Maintenance*, ORNL-TM-2712 (November 1969).

119. Nuclear Utilities Services Corporation, Rockville, Md., *Guide for Economic Evaluation of Nuclear Reactor Plant Designs*, prepared for AEC and ORNL, NUS-531 (TID-4500) (January 1969).

120. United Engineers and Constructors, Inc., Philadelphia, *Trends Affecting the Rise in Costs of Light Water Nuclear Energy Plants for Utility Electric Generation, Summary Report* (February 1970). (No number assigned to date.)

121. H. Susskind and C. J. Raseman, *Power Plant Operating and Maintenance Costs*, BNL-50235 (T-572) (April 1970).

122. Advanced Converter Task Force, AEC Division RD&T, *Evaluation of Advanced Converter Reactors*, Table 6.14, WASH-1087 (April 1969).

123. Jackson and Moreland, and S. M. Stoller Associates, *Current Status and Future Technical and Economic Potential of Light Water Reactors*, WASH-1082 (March 1968).

124. L. W. Lang, "Utility Incentives for Implementing Crossed-Progeny Fueling," *Nucl. Appl. Technol.* **9**, 242 (August 1970).

125. R. B. Lindauer, *Processing of the MSRE Flush and Fuel Salts*, ORNL-TM-2578 (August 1969).

126. R. J. Kedl and A. Houtzeel, *Development of a Model for Computing ^{135}Xe Migration in the MSRE*, ORNL-4069 (June 1967).

127. R. J. Kedl, *A Model for Computing the Migration of Very Short Lived Noble Gases into MSRE Graphite*, ORNL-TM-1810 (July 1967).

128. F. N. Peebles, *Removal of Xenon-135 from Circulating Fuel Salt of the MSBR by Mass Transfer to Helium Bubbles*, ORNL-TM-2245 (July 1968).

129. L. G. Hauser, "Evaluate Your Cost of Cooling Steam Turbines," *Elec. Light Power*, January 1971, pp. 32–34.

Appendix A

不活性ガス移行の理論（Theory of Noble-Gas Migration）

R.J. Kedl

序

不活性ガス類，特にXeの燃料塩中の溶解度は極端に低い。溶けている量の全ては真の溶液を作る。即ち，不活性ガスと塩の間には何ら化学的相互作用はしない。その結果として，キセノンやクリプトンは，それが生れた燃料塩から種々のシンク（sink）に質量移行の法則に従って移動することが期待される。これは質量移行係数が移行速度をコントロールするということを暗に示している。シンクは，XeとKrが存在することが可能な塩とガスの境界，例えば循環している泡，黒鉛中の気泡，ポンプ容器中のガス空間といったようなものから成り立っているのであろう。他のシンクとしては減衰と燃焼があげられる。KedlとHoutzeel[126]によって報告されたように，この概念に基いた1つの解析的モデルがMSREに対して開発された。上記モデルに対して補足的であり，また非常に短寿命の希ガスに特に適用可能なもう一つの解析モデルがKedl[127]により報告されており，これはMSREからのデーターと良く一致している。もっと一般化したモデルもあったが，これらはある特殊な作動条件には良く合ったが，他の条件ではあまり良く合わなかった。カバーガスにArを用いた^{135}Xeの汚染係数（Poison Fraction）の測定値と計算値は循環気泡率の全ての範囲にわたって本質的に一致した。カバーガスにHeを用いた場合，その一致は高い気泡率の時は良かったが，低気泡率の時は測定値が計算値をかなり下まわった。この解析的モデルでは，カバーガスにArとHeを用いた場合にたとえあったとしても非常に少いことを予想された。この不一致は塩に対するHeとArの溶解度の違い，並びに気泡とHe，Arとの相互作用の違いに帰するものと考えられる。それにもかかわらずこの解析的モデルはMSBRの設計計算に使用されるであろう。もし誤りがあったとしても，^{135}Xeが関するかぎりその設計は余裕がある（conservative）に違いないであろう。モデルが改良されるに従って，これらの計算は最先端なものになるであろう。

理　論

定常状態の解析的モデルは，良くかきまわされたポットの特性をそなえた燃料塩と燃料ループにおける不活性ガスの速度平衡を取扱っている：

生成速度＝塩中の消滅速度＋塩中の燃焼速度＋黒鉛への移動速度＋循環気泡への移動速度

ここで

黒鉛への移行速度＝黒鉛中での消滅速度＋黒鉛中での燃焼速度

及び

循環気泡への移行速度＝気泡中での消滅速度＋気泡中での燃焼速度
＋気泡の除去速度（stripping rate）。

1つの代表的移行項（migration term）は次のように表わされる：

気泡への移行速度＝hA(C−Ci)，

ここで

h＝質量移行係数

A＝全気泡表面積

C＝塩に溶けているXe同位体濃度

Ci＝気泡境界の塩中にあるXe同位体濃度

これらの方程式はORNL−4069[126]で詳細に説明され，そして各項の評価がなされている。質量移行係数は熱輸送と質量移行の類似性を用い，熱輸送係数に対する標準的関係から詳価されてきた。上記最初の方程式において，等号の左辺はある出力レベルでは一定である。等号の右辺の全ての項は，塩中に溶けている^{135}Xeの濃度の関数である。それ故濃度を求めることは可能となるであろう。これが求められたならば，塩や気泡や黒鉛中のXeに基く速度項，と^{135}Xeの汚染を計算することができる。^{135}Xeの汚染値は本論文中汚染係数の項で示されている。そして，汚染係数は^{233}Uにより吸収された全中性子（高速ならびに熱中性子）の数に比較して，^{135}Xeにより吸収された中性子の数として定義されている。ここで用いられた原子炉パラメーターは Table A.1に記述されている。その値は本論文中，いたる所で使われているものと全く同じではないかも知れないが，充分に近い値であり，大きな誤りは含まれていない。

MSBRの概念設計の初期には，気泡は炉心から出た後に燃料ループ注入され，炉心に入る前に取り除かれるものと決められていた。その目的は炉心を，見掛上，気泡のない状態に保ち，それらが反応度（Reactivity）に与えるいかなる影響をも取り除くことであった。気泡発生器と分離器は見掛上かなりの大きな圧力低下をさせる装置であり，また主燃料ポンプはこの圧力を作り出さねばならないだろうから，これはかなり重要な問題であった。従って基本的原則（Ground Rule）の1つの変更を加えて，炉心において塩の1％の気泡まで許すようにした。これは問題を非常に簡単化した。というのは気泡が燃料ループ中を何回も循環し，飽和値に近ずくことを許したからである。オフガス系におけるHeの流速はかなり減少し，気泡発生器及び分離器は主ループ配管に置くよりは，むしろ支流（side stream）に置く方が可能になる。現在の問題は，気泡がほとんど^{135}Xeで飽和する前に何回燃料ループ中を循環することができるかということである。この問題に関する計算が行なわれ，その結果を Table A.1に示した。この図より明らかになった2つのことは，(1)気泡中の^{135}Xeの背圧（Back Pressure）が明らかに除去能率（Stripping Efficiency）を減少させはじめる前に，気泡は燃料ループ中を約20回循環することができること。（これは参考設計で記述された燃料ポンプの10％再循環（recycle）を基準としている。）および(2)燃料ループ中の気泡の平均体積が1％であっても，また黒鉛の透過率が10^{-5}cm²／secであっても，^{135}Xeの汚染係数の目的値，0.5％は全く到達され得ないことである。ループ中の平均気泡率が1％の大きさになることはこのような濃度では小さな気泡が合体する傾向にあるのという理由で望ましくない。ループ中の平均気泡率が1％であったとしても，燃料塩ループ中の圧力勾配より，ポンプ部分の最高気泡率は2〜3倍になるであろうということを記憶する必要がある。

ループ中の平均気泡率を充分1％以下に保つことが望ましいから，^{135}Xe問題を解決する他の道が見つけられねばならない。最も明白な道の1つは，ずっと低い透過率の黒鉛を使うこと

である。しかし，この品質のものは高価であり，入手が困難であろう。それ故，高透過率黒鉛の表面に非常に薄い低透過率黒鉛被覆をし，その影響について研究すべきことが決定された。Fig A.2 はその計算結果を示している。変数は高い汚染係数（約 1.9 %）になるように選ばれた。これ等の変数を用いて汚染係数に及ぼす被覆層（Sealed Layer）の透過率と厚さの影響を得るため，くりかえし計算がなされた。この計算において，透過率が2桁減少したとき，Xeを受入れる黒鉛中の気泡率は1桁減少するということが仮定された。

もし 10^{-8} cm²／sec の透過率のものを2～3ミルの厚さまで被覆することができるならば，平均循環気泡率がたった 0.2 % で，汚染係数の目標値 0.5 %は容易に到達されうるものと考えられる。黒鉛の被覆についての仕事は Eatherly[19] による論議として本文の § 3.2.3 に与えられてきている。MSBR設計の目的に対しては，透過率 10^{-8} cm²／sec で，2～3ミル厚さの被覆黒鉛が有効であろうことが予想された。それ故燃料ループの平均気泡率 0.2 %，気泡の直径 0.020 in，ポンプの再循環流速 10 %を基本として，気泡発生器並びに分離器が設計されるであろう。

30を超えるKr，Xeの全ての核分裂生成不活性ガスの移行（Migration）についての計算がなされた。そこでの流出項（Flux Term）は Fig A.3で定義されてある。Table A 2を作るのに用いられたガス移行変数（Gas Migration Parameters）は 0.56 %の ^{135}Xe の汚染係数に等価であるように選ばれた。同じ汚染係数に従う変数をどのように組み合せても流出（Flux）はほとんど同じになるであろう。Table A.2 の崩壊定数と収率（Decay Constants and Yields）は必ずしも文献で承認されている値とは等しくないが，計算コードの特性から，あるいは設計に余裕をもたすために選ばれた。長寿命不活性ガスの場合には，気泡に入る流れ（Flux）は，炉心（Reactor）から出てくる流れ（Flux）よりも少ないということを記憶すべきである。この理由は，Fig A.3 に示した如く長寿命不活性ガスは炉心（Reactor）を通って再循環してもどってくるからである。短寿命不活性ガスの場合，気泡に入る流れ（Flux）は炉心（Reactor）から出てくる流れ（Flux）よりはるかに大きい。これは気泡が燃料塩から取り出される前に，気泡中の滞在時間の内にかなり崩壊してしまうことを反映している。初めに指摘されているように，非常に短寿命の不活性ガスに対しては，充分かきまわされたポットモデル（Well -Stirred Pot Model）は適用されない。それにもかかわらず，計算結果はこれに含まれてきて，初期の設計には充分なものであった。非常に短寿命の不活性ガスは，それ自身，原子炉設計にとって重要でないのである。

上記表に示された黒鉛中への不活性ガスの流出（Flux）を用いて，それらの崩壊熱（Afrer-heat）への寄与を計算することができる。^{135}Xeの汚染係数 0.5 %に対応する結果を Fig A 4に示す。二年間の原子炉運転中，黒鉛への不活性ガスの流れ（Flux）は一定に継続することが予想される。この運転期間後，黒鉛中に蓄積した不活性ガス及びそれらの娘核種の全量を計算することができる。その計算は全娘核種が黒鉛中に残ることを仮定している。簡単にするため，連鎖崩壊（Strait Chain Decay）は仮定しているが，分岐崩壊ループ（Branching Decay Loops）は仮定していない。

不活性ガスの理論と応用の進展が望まれるいくつかの分野がある。最も必要であり，潜在的に有益である分野は，MSREにおいてカバーガスにHeを用いた時には低気泡率で予想され

る汚染係数よりさらに低い値が得られるのであるが，この理由を説明することにある。この附録のはじめに記述したように，カバーガスにArを用いた場合，^{135}Xeの汚染係数の測定値と計算値は循環気泡率（Circnlating Bubble Void Fraction）の全範囲にわたって本質的に一致している。カバーガスにHeを用いた場合，高気泡率では汚染係数の測定値と計算値は良く一致するが，低気泡率では測定値は計算値よりかなり低くなる。解析的モデルでは，もしできたにしろ，二つのカバーガスの違いは非常にわずかしか予言できないであろう。この不一致はHeとArの溶解度の違い，ならびに溶解機構ならびに気泡生成機構の間の関連性に帰因するものと考えられる。説明の便宜上，いま直径0.020inのHe気泡がMSBRポンプ吸引口に注入されたとしよう。さらにポンプ吸引口の圧力と温度でHeが燃料塩に飽和し，気泡は200psiも圧力のかかったポンプを通過するものとしよう。もし気泡が塩と平衡することが許されたとするならば，それらは完全に溶解して消滅してしまうであろう。Arの場合，溶解度が充分低いので，気泡は消滅せず単に圧縮されて小さくなるだけであろう。もちろん気泡はこれらの高圧を，わずか2～3秒しか受けないのであるから，溶解の進行はきわめて早いとされなければならない。（ループの全循環時間は約11秒にしかすぎない。）もしHeが完全に溶けたとしても，ポンプ吸引口のどこかで，気泡が急速に核生成し溶液からガスが再生してくるであろう。

不活性ガス移行計算で疑わしい変数は乱流中の気泡に対する質量移行係数である。この変数についての文献調査と解析はPeeble[128]によってなされた。質量移行係数は，気泡が固定の境界をもつかあるいは移動し得る境界を持つかによって，それぞれ，2～13ft/hrの領域に集るということを彼は結論ずけた。1つの計画としてグリセリン－水とHe気泡系の乱流に対するこの変数を決定することが現在進行中である。溶融塩中の小さなHe気泡は堅固な境界をもつものと考えられるので，設計計算においては，2.0ft/hrの質量移行係数が使われてきた。この係数の使用もまた^{135}Xe毒性の計算に余裕をもたせる傾向をもつ。

Table A.1. Reactor parameters used in noble-gas migration calculations[a]

Reactor power, MW(t)	2250
Salt volume in fuel loop, ft^3	1416
Total fuel-salt flow rate, cfm	7710
Total volume of core zones I and II, ft^3	1851
Total volume of annulus and plenums, ft^3	502
Graphite surface area in core zones I and II, ft^2	24,800
Graphite surface area in annulus and plenums, ft^2	706
Average salt fraction in zones I and II, %	16
Salt fraction in annulus and plenums, %	100
Average thermal-neutron flux, neutrons sec^{-1} cm^{-2}	4.0×10^{14}
In zones I and II	4.0×10^{14}
In annulus	3.0×10^{13}
Average fast-neutron flux, neutrons sec^{-1} cm^{-2}	
In zones I and II	6.3×10^{14}
In annulus	2.0×10^{14}
Total ^{233}U absorption cross section, b	
For thermal neutrons	263.1
For fast neutrons	32.5
Effective ^{233}U concentration in fuel salt, atoms b^{-1} cm^{-1}	8.41×10^{-5}
Henry's law constant for xenon in fuel salt, moles of xenon per atmosphere per cubic centimeter	2.75×10^{-9}

[a]These parameters may not in all cases be exactly equal to those used in the MSBR reference design, but the differences would have small effect on the overall conceptual design.

Table A.2. Noble-gas migration in the MSBR

Noble-Gas Isotope	Decay Constant Used in Calculation (hr^{-1})	Cumulative Yield from ^{233}U (fraction)	Thermal Cross Section (barns)	^{135}Xe Poison Fraction = 0.56%			
				Noble-Gas Flux to Graphite (atoms/hr)	Noble-Gas Flux to Bubbles (atoms/hr)	Noble-Gas Flux Out of Reactor (atoms/hr)	Noble-Gas Flux to Helium Cleanup System (atoms/hr)
^{82}Kr	1.0×10^{-5}	0.003	45.0	1.24×10^{18}	2.11×10^{21}	1.05×10^{22}	2.11×10^{21}
^{83}Kr	1.0×10^{-5}	0.0114	0	2.85×10^{17}	3.00×10^{21}	1.50×10^{22}	3.00×10^{21}
^{84}Kr	1.0×10^{-5}	0.0110	0.160	2.81×10^{17}	2.90×10^{21}	1.45×10^{22}	2.90×10^{21}
^{85}Kr	7.35×10^{-6}	0.0249	0.096	4.67×10^{17}	6.56×10^{21}	3.28×10^{22}	6.56×10^{21}
^{86}Kr	1.0×10^{-5}	0.0328	0.060	8.27×10^{17}	8.64×10^{21}	4.32×10^{22}	8.64×10^{21}
^{87}Kr	0.547	0.0450	500.0	7.15×10^{19}	1.10×10^{22}	1.11×10^{22}	8.35×10^{19}
^{88}Kr	0.247	0.0570	0	8.81×10^{20}	1.40×10^{22}	1.70×10^{22}	7.72×10^{20}
^{89}Kr	13.0	0.0623	0	9.49×10^{20}	1.14×10^{22}	8.16×10^{21}	0
^{90}Kr	75.6	0.0555	0	5.66×10^{20}	4.74×10^{21}	1.43×10^{21}	0
^{91}Kr	249.0	0.0410	0	2.28×10^{20}	1.44×10^{21}	1.67×10^{20}	0
^{92}Kr	832.0	0.0296	0	6.96×10^{19}	3.53×10^{20}	1.33×10^{19}	0
^{93}Kr	1230.0	0.0142	0	2.43×10^{19}	1.17×10^{20}	3.02×10^{18}	0
^{94}Kr	2496.0	0.0062	0	5.82×10^{18}	2.57×10^{19}	3.32×10^{17}	0
^{95}Kr	2490.0	0.0019	0	1.78×10^{18}	7.87×10^{18}	1.02×10^{17}	0
^{126}Xe	1.0×10^{-5}	0.0020	1.50	1.30×10^{17}	5.27×10^{20}	2.63×10^{21}	5.26×10^{20}
^{128}Xe	1.0×10^{-5}	0.0002	2.50	1.36×10^{16}	5.00×10^{19}	2.50×10^{20}	4.99×10^{19}
^{129}Xe	1.0×10^{-5}	0.0210	0	1.16×10^{18}	5.53×10^{21}	2.76×10^{22}	5.52×10^{21}
^{130}Xe	1.0×10^{-5}	0.0010	2.50	7.38×10^{20}	2.71×10^{20}	1.35×10^{21}	2.71×10^{20}
^{131}Xe	1.0×10^{-5}	0.0385	120.0	3.16×10^{19}	1.01×10^{22}	5.05×10^{22}	1.01×10^{22}
^{132}Xe	1.0×10^{-5}	0.0548	0.20	3.10×10^{18}	1.44×10^{22}	7.20×10^{22}	1.44×10^{22}
^{133}Xe	5.48×10^{-3}	0.0648	190.0	8.68×10^{20}	1.62×10^{22}	4.21×10^{22}	6.47×10^{21}
^{134}Xe	1.0×10^{-5}	0.0683	0.20	3.87×10^{18}	1.80×10^{22}	8.98×10^{22}	1.79×10^{22}
^{135}Xe	0.0753	0.0616	1.05×10^{6}	1.93×10^{21}	1.41×10^{22}	1.43×10^{22}	7.68×10^{19}
^{136}Xe	1.0×10^{-5}	0.0700	0.15	3.94×10^{18}	1.84×10^{22}	9.20×10^{22}	1.84×10^{22}
^{137}Xe	9.90	0.0716	0	2.04×10^{21}	1.34×10^{22}	1.03×10^{22}	0
^{138}Xe	2.446	0.0663	0	2.02×10^{21}	1.45×10^{22}	1.35×10^{22}	0
^{139}Xe	60.85	0.0493	0	9.01×10^{20}	4.75×10^{21}	1.66×10^{21}	0
^{140}Xe	156.0	0.0352	0	3.87×10^{20}	1.80×10^{21}	3.12×10^{20}	0
^{141}Xe	1250.0	0.0180	0	3.73×10^{19}	1.46×10^{20}	3.71×10^{18}	0
^{142}Xe	1660.0	0.0163	0	2.60×10^{19}	1.00×10^{20}	1.94×10^{18}	0
^{143}Xe	2490.0	0.0017	0	1.84×10^{18}	6.96×10^{18}	9.01×10^{16}	0
^{144}Xe	2490.0	0.0001	0	7.66×10^{16}	2.90×10^{17}	3.76×10^{15}	0

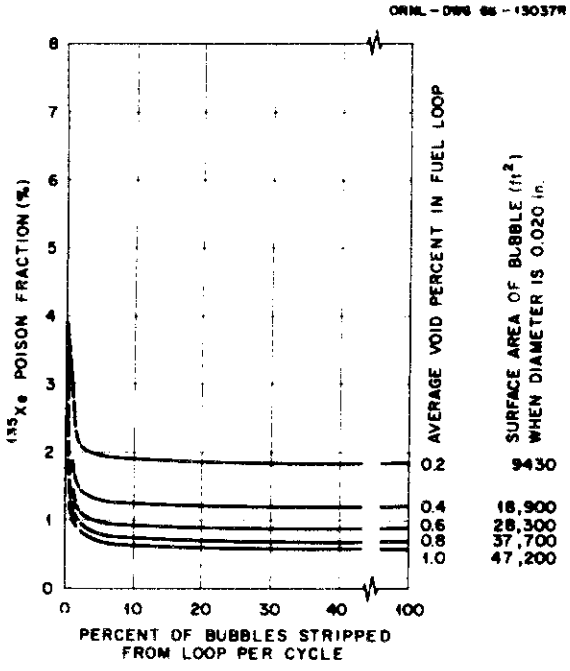


Fig. A.1. Xenon-135 poison fraction as a function of percent bubbles stripped from fuel loop per cycle.

Parameters:

1000 MW(e)
Unsealed graphite
Bubble diameter = 0.020 in.
Bubble mass transfer coefficient – 2.0 ft/hr
Graphite permeability to He at room temperature $\approx 10^{-5}$ cm^2/sec
Graphite void available to xenon = 10%

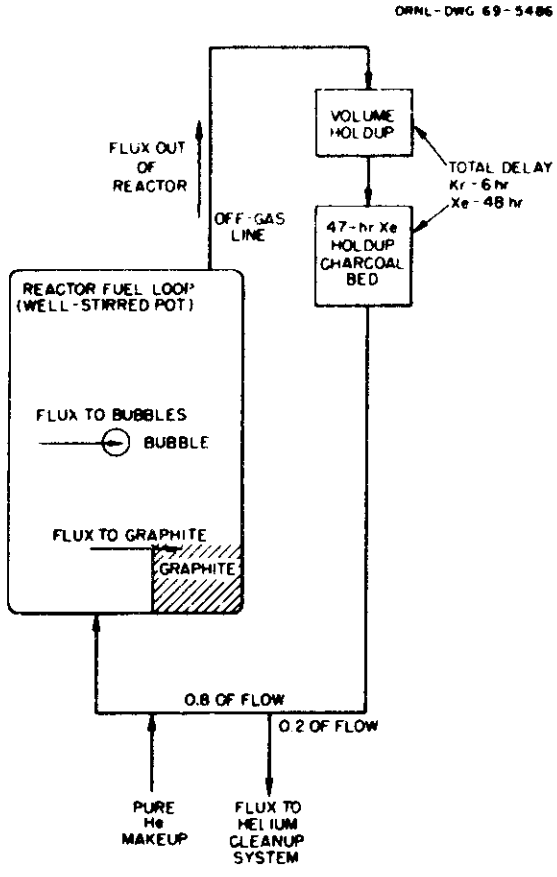


Fig. A.3. Flow diagram to define terms used in Table A.2.

174

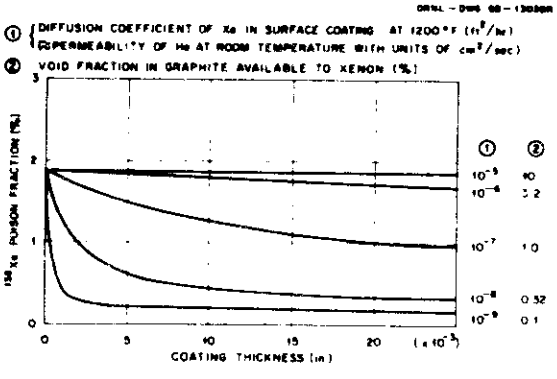


Fig. A.2. Xenon-135 poison fraction as a function of graphite sealing parameters.

Parameters:

1000 MW(e)
Bulk graphite permeability $\approx 10^{-5}$ cm^2/sec
Average void fraction of bubbles in fuel loop = 0.2%
Bubble diameter = 0.020 in.
10% bubbles stripped per pass

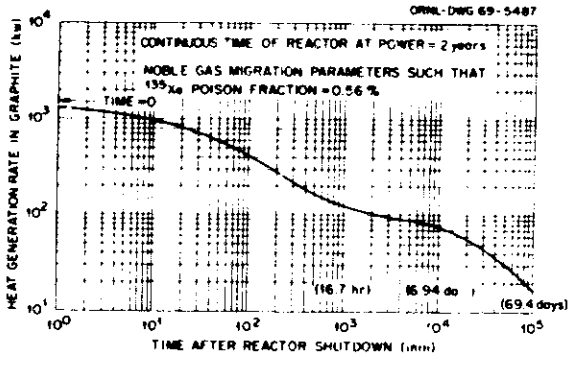


Fig. A.4. Afterheat contribution by noble gases and their daughters adsorbed by the graphite in the MSBR core.

Appendix B
Neutron Physics

Table B.1. Concentrations and neutron absorptions in fission products at equilibrium for the single-fluid MSBR reference design

Effective processing cycle times are given in Table 3.7-B

Nuclide[a]	Concentration (atoms b^{-1} cm^{-1})	Absorption[b]
^{149}Sm	4.5×10^{-9}	6.5×10^{-3}
^{143}Nd	2.4×10^{-7}	1.5×10^{-3}
^{151}Sm	1.3×10^{-8}	1.4×10^{-3}
^{147}Pm	8.2×10^{-8}	1.3×10^{-3}
^{153}Eu	5.7×10^{-8}	7.5×10^{-4}
^{155}Eu	2.7×10^{-9}	7.0×10^{-4}
^{148}Pm	1.3×10^{-9}	5.4×10^{-4}
^{154}Eu	1.7×10^{-8}	4.9×10^{-4}
^{145}Nd	2.1×10^{-7}	4.2×10^{-4}
^{143}Pr	1.0×10^{-7}	2.3×10^{-4}
^{93}Zr	1.7×10^{-6}	2.2×10^{-4}
^{90}Sr	8.5×10^{-6}	2.1×10^{-4}
^{150}Sm	4.6×10^{-8}	1.2×10^{-4}
^{141}Pr	2.0×10^{-7}	5.8×10^{-5}
^{137}Ba	5.1×10^{-7}	4.9×10^{-5}
^{139}La	1.7×10^{-7}	3.3×10^{-5}
^{152}Sm	2.2×10^{-8}	2.9×10^{-5}
^{144}Ce	2.6×10^{-7}	2.9×10^{-5}
^{91}Zr	4.6×10^{-7}	2.8×10^{-5}
^{140}Ba	1.0×10^{-7}	2.4×10^{-5}
Others		5.1×10^{-4}
Total		15.2×10^{-3}

[a]In decreasing order of neutron absorption.

[b]Neutrons absorbed per neutron absorbed in fissile material.

Table B.2. Neutron flux by energy group at the midplane of the single-fluid MSBR reference design

Energy		Flux (10^{14} neutrons cm^{-2} sec^{-1})	
Group	Lower boundary (eV)	Center of core	Center of core zone II
1	8.2×10^{5}	1.22	0.20
2	3.2×10^{4}	2.61	0.46
3	1.2×10^{3}	2.63	0.58
4	4.8×10^{1}	2.41	0.46
5	1.9×10^{0}	2.02	0.29
6	7.7×10^{-1}	0.61	0.07
7	1.8×10^{-1}	3.25	0.21
8	6.0×10^{-2}	3.33	0.14
9	4.7×10^{-3}	1.06	0.04

Appendix C

Equivalent Units for English Engineering and International Systems[a]

Quantity	English engineering units	Multiplier to obtain SI units	International system (SI) units[a]
Area	ft^2	0.0929	m^2
Density	lb/ft^3	16.027	kg/m^3
Force[b]	lb	4.4481	N
Heat load	Btu/hr	0.293	W
Heat rate[c]	$Btu\ kW^{-1}\ hr^{-1}$	292.8×10^{-6}	$J\ W^{-1}\ sec^{-1}$
Heat transfer coefficient	$Btu\ hr^{-1}\ ft^{-2}\ (°F)^{-1}$	5.67	$W\ m^{-2}\ (°K)^{-1}$
Length	ft	0.3048	m
"Mass" flow rate	lb/hr	126×10^{-6}	kg/sec
Power	hp	745.7	W
Pressure	psi	6894.6	N/m^2
Quantity of heat[c]	Btu	1054.7	J
Specific heat (heat capacity)	$Btu\ lb^{-1}\ (°F)^{-1}$	4187	$J\ kg^{-1}\ (°K)^{-1}$
Specific speed (pumps)	$\frac{(rpm)(gpm)^{0.5}}{(ft)^{0.75}}$	2.027×10^{-3}	$\frac{(radians/sec)(m^3/sec)^{0.5}}{(m)^{0.75}}$
Stress	psi	6894.6	N/m^2
Thermal conductivity	$Btu\ hr^{-1}\ (°F)^{-1}\ ft^{-1}$	1.731	$W\ m^{-1}\ (°K)^{-1}$
Thermal expansion	per °F	0.555	per °K
Velocity (linear)	fps	0.3048	m/sec
Velocity (angular)	rpm	0.1047	radians/sec
Viscosity[d]	$lb\ hr^{-1}\ ft^{-1}$	0.4138×10^{-3}	$N\ sec^{-1}\ m^{-2}$
Volume	ft^3	0.02832	m^3
Volume flow	gpm	63.1×10^{-6}	m^3/sec
Weight equivalent	lb	0.4536	kg
Work	ft-lb	1.351	J

[a]Table S.1 is expressed in English engineering units as commonly used in MSR literature and in the meter-kilogram-second (MKS) system, which closely follows the International System (SI).

[b]$1\ N = 10^5$ dynes $= 1\ kg\ m\ sec^{-2} = 1\ J/m$.

[c]$1\ J = 2.778 \times 10^{-4}$ W-hr = 0.0009482 Btu.

[d]$1\ N\ sec\ m^{-2} = 1\ kg\ sec^{-1}\ m^{-1}$.

Appendix D

Cost Estimates for the MSBR Station

Roy C. Robertson
M. L. Myers

Table D.1. Estimated construction cost for MSBR power station[a]

Based on January 1970 costs

Account No.	Item	Cost (thousands of dollars) Materials	Labor[b]	Total
20	Land[c] (see account 94)			590
21	Structures and site facilities			
211	Site improvements	500	565	1,065
212	Reactor building			
212.1	Basic structure[d]	3,358	3,358	6,716
	Special materials (see Table D.3)			
	Stainless steel liner at $1.20/lb	334	143	477
	Carbon steel at $0.60/lb	1,850	1,240	3,090
	Insulation at $10/ft^3	321	137	458
212.2	Building services	325	175	500
212.3	Containment structures at $2/lb	1,900	1,900	3,800
	Subtotal for account 212	8,088	6,953	15,041
213	Turbine building[e]	2,200	1,800	4,000
214	Intake and discharge structures	540	360	900
218A	Feedwater heater bay[f]	1,720	1,410	3,130
218B	Loading and set-down bay[f]	590	480	1,070
218C	Offices, control rooms, etc.	450	300	750
218D	Warehouses and miscellaneous	36	24	60
	Subtotal for account 218	2,796	2,214	5,010
219	Heat rejection stack[g]	320	480	800
	Subtotal for account 21	14,444	12,372	26,816
	Contingency: 5% materials, 10% labor	722	1,237	1,959
	Spare parts: ½%	76		76
	Total for account 21	15,242	13,609	28,851
22	Reactor plant equipment			
221	Reactor equipment[h]			
221.1	Reactor vessel[i]	9,100	400	9,500
221.2	Control rods	1,000	100	1,100
221.3	Graphite (see Table D.5)[j]	7,200	200	7,400
	Subtotal for account 221	17,300	700	18,000
222	Main heat transfer system			
222.11	Fuel-salt pumps	3,100	200	3,300
222.12	Primary system salt piping	300	129	429
222.13	Primary heat exchangers (see Table D.6)	7,100	200	7,300
222.31	Coolant-salt pumps	4,200	200	4,400
222.32	Secondary system salt piping	1,330	570	1,900
222.33	Steam generators (see Table D.7)	5,790	480	6,270
	Reheaters (see Table D.8)	1,468	200	1,668
	Subtotal for account 222	23,288	1,979	25,267

Table D.1 (continued)

Account No.	Item	Cost (thousands of dollars) Materials	Labor[b]	Total
224	Radioactive waste treatment and disposal			
224.1	Liquid waste	45	15	60
224.2	Off-gas system	350	150	500
224.3	Solid waste disposal (not fission products)	75	25	100
	Subtotal for account 224	470	190	660
225	Nuclear fuel storage			
225.4	Primary drain tank (see Table D.9)	2,680	300	2,980
	Fuel-salt storage tank (see Table D.10)	643	70	713
	Salt transfer pump and jets	480	20	500
	Subtotal for account 225	3,803	390	4,193
226	Other reactor equipment			
226.1	Inert gas systems	280	120	400
226.2	Auxiliary boiler[k]	2,550	450	3,000
	Cell heating systems[l]	200	130	330
226.3	Coolant-salt drain tanks (see Table D.11)	765	35	800
226.4	Coolant-salt handling	20	5	25
226.5	Coolant-salt purification system	125	25	150
226.6	Leak-detection system	150	100	250
226.7	Cell cooling system	150	150	300
226.8	Maintenance equipment (see Table D.12)	3,600	900	4,500
	Subtotal for account 226	7,840	1,915	9,755
227	Instruments and controls	3,200	800	4,000
	Subtotal for account 22	55,901	5,974	61,875
	Contingency: 15% materials, 10% labor[m]	8,385	597	
	Spare parts: 1.5%[n]	102		
	Total for account 22	64,388	6,571	70,959
23	Turbine plant equipment			
231.1	Turbine-generator[o]	19,361	1,000	20,361
231.2	Foundations	225	225	450
	Subtotal account 231	19,586	1,225	20,311
232.3	Condensing water system	1,100	900	2,000
233	Condensers	1,500	700	2,200
234	Feedwater heating system			
234.1	Regenerative feedwater heaters	1,800	100	1,900
234.2	Condensate pumps	180	20	200
	Boiler feed pumps	1,890	210	2,100
234.3	Piping and miscellaneous			
	Feedwater and condensate	900	900	1,800
	Extraction steam	375	375	750
	Drains and vents	125	125	250
	Mixing chambers	72	8	80
	Pressure-booster pumps	585	65	650
	Subtotal account 234	5,927	1,803	7,730

Table D.1 (continued)

Account No.	Item	Cost (thousands of dollars) Materials	Labor[b]	Total
235	Other turbine plant equipment			
235.1	Main steam piping[p]	1,700	1,700	3,400
235.2	Turbine auxiliaries	250	200	450
235.3	Auxiliary cooling systems[q]	600	300	900
235.4	Makeup and treatment	320	160	480
235.5	Condensate treatment	480	320	800
235.6	Central lubrication system	60	30	90
235.7	Reheat steam preheaters (see Table D.13)	110	25	135
	Subtotal account 235	3,520	2,735	6,255
236	Turbine plant instruments and controls	330	170	500
	Subtotal for account 23	31,963	7,533	39,496
	Contingency: 4% materials, 8% labor	1,279	603	1,882
	Spare parts	220		220
	Total for account 23	33,462	8,136	41,598
24	Electric plant equipment			
241	Switchgear	100	30	130
241.1	Generator circuits	1,000	100	1,100
241.2	Station service	450	360	810
242	Station service	400	70	470
243	Switchboards	100	100	200
244	Protective equipment	150	600	750
245	Electric structures	2,000	2,000	4,000
246	Wiring			
	Subtotal for account 24	4,200	3,260	7,460
	Contingency: 5% materials, 10% labor	200	300	500
	Spare parts: 0.5%	40		40
	Total for account 24	4,440	3,560	8,000
25	Miscellaneous plant equipment			
251	Turbine plant hoists	333	37	370
252	Air and water services	490	330	820
253	Communications	50	50	100
254	Furnishing and fixtures	350	20	370
	Subtotal for account 25	1,223	437	1,660
	Contingency: 5% materials, 10% labor	61	44	
	Spare parts: 1%	13		
	Total for account 25	1,297	487	1,778
26	Special materials			
264	Coolant-salt inventory[r]			500
265	Miscellaneous special materials			500
	Subtotal for account 26			1,000
	Total direct construction cost (TDC)			152,305
91	Construction equipment and services at 0.8% TDC[s]			1,218
921	Reactor engineering[t]			2,250
922	Engineering, at 5.5% TDC[s]			8,377
93	Insurance, taxes, etc., at 4.2% TDC[s]			6,397
94	Interest during construction, at 18.58%[u]			31,687
942	Land interest during construction[v]			420
	Total indirect costs[w]			50,349
	Total plant capital investment			202,654

Table D.1 (continued)

[a]Estimated costs are not for first-of-a-kind plant but assume an established molten-salt reactor industry. Estimates are based on January 1970 prices. Private ownership is assumed, with a prevailing interest rate of 8% and a five-year construction period. Contingency factors of up to 15% have been applied. The cost estimate follows format, account numbers, and procedures recommended in NUS-531 (ref. 119).

[b]Labor is for field erection. Shop and fabrication labor are included in materials.

[c]For typical site at Albany, N.Y. Land cost included in indirect cost.

[d]As indicated in Table D.3, basic structures include all portions of reactor and confinement buildings except dome, which is included in account 212.3. Estimate is based on installed cost of concrete of $103/yd^3$.

[e]Building cost based on $1.00/ft^3$.

[f]Building cost based on $0.65/ft^3$.

[g]Stack is 400 ft high. Based on $2000/ft.

[h]Reactor shielding is included with structures, account 212.1.

[i]Average cost of Hastelloy N installed is about $14/lb (see Table D.4).

[j]Average cost of graphite is about $10/lb (see Table D.5).

[k]Boiler capacity ~200,000 lb/hr.

[l]Based on 950 cell heaters at $200 each.

[m]Based on recommendations in NUS-531 (ref. 119). See text, Sect. 15.1.

[n]Does not include replacement reactor core.

[o]Based on tandem-compounded, 6-flow, 31-in. unit (Westinghouse price).

[p]Based on 900 ft of high-pressure mains at 370 lb/ft and $0.75/lb; and on 700 ft of reheat piping at 468 lb/ft and $0.75/lb.

[q]Service water systems.

[r]Based on 1×10^6 lb of coolant salt at $0.50/lb. Salt inventory is considered to be depreciating capital investment.

[s]From Fig. C-1, NUS-531, ref. 119.

[t]From Fig. C-2, NUS-531, ref. 119.

[u]Based on five years construction time at 8% interest compounded annually and typical cash flow curve shown in Fig. C-4, NUS-531, ref. 119.

[v]Based on seven years ownership at 8% interest compounded annually.

[w]Indirect costs amount to about 33% of TDC cost.

Table D.2. Estimated fuel-cycle costs for the MSBR power station

A. Estimated cost of equilibrium inventory in primary circulation system

Total weight of fuel salt in system: 1720 ft^3 × 208 = 357,760 lb
Total moles of fuel salt: 357,760/64 = ~5590 lb-moles

		Total
^7LiF:	5590 × 0.72 × 26 × $15/lb[a]	$ 1,570,000
BeF_2:	5590 × 0.16 × 47 × $7.50/lb	315,000
ThF_4:	5590 × 0.12 × 308 × $6.50/lb	1,343,000
^{233}U:	1223 kg at $13/g	15,900,000
^{233}Pa:	7 kg at $13/g	94,000
^{235}U:	112 kg at $11.20/g	1,252,000
		$20,474,000

Table D.2 (continued)

	B. Estimated cost of salt inventory in chemical processing plant	
	Total weight of barren salt in chemical plant: 480 ft^3 × 207 = 99,360 lb Total moles of barren salt: 99,360/63.2 = 1572 lb-moles	
^7LiF:	1572 × 0.72 × 26 × \$15/lb[a]	\$ 441,000
BeF_2:	1572 × 0.16 × 47 × \$7.50/lb	89,000
ThF_4:	1572 × 0.12 × 308 × \$6.50/lb	378,000
^{233}U:	63 kg at \$13/g	815,000
^{233}Pa:	103 kg at \$13/g	1,336,000
		\$ 3,059,000
	C. Makeup salt cost (per year, based on 15 cal-year cycle)	
LiF:	(1,564,000 + 441,420)/15	\$ 134,000
BeF_2:	(315,276 + 88,658)/15	27,000
ThF_4:	(1,342,942 + 377,657)/15	115,000
		\$ 276,000
	D. Chemical processing plant equipment costs[d]	
Direct construction cost equipment and field labor (cell construction cost is included in account 21, structures) (allow.)		\$10,000,000
Indirect costs at 35%[e]		3,500,000
	Total	\$13,500,000
	E. Operating cost (per year)	
Payroll and overhead directly associated with chemical processing system. Say,		\$700,000
	F. Estimated fuel-cycle cost (mills/kWhr)	
Fixed charges on salt inventory at 13.2%[f]		0.44
Makeup salt		0.04
Fixed charges on processing equipment at 13.7%[g]		0.26
Process plant operating costs		0.10
		0.84
Production credit, based on 3.2%/year yield		0.09
Total estimated fuel-cycle cost		0.76

[a]Based on ^7Li at \$55/lb, or \$120/kg.

[b]Based on ^{233}U at \$13/g and ^{235}U at \$11.20/g.

[c]Based on ^{233}U and ^{233}Pa at \$13/g.

[d]The estimated cost of the MSBR fuel processing equipment is not precise at this time. Figure 15.1 shows the effect of the fuel processing equipment cost on the fuel-cycle and total power production costs.

[e]Indirect cost of 35% is approximately the same as for the main plant. See accounts 91 through 94, Table D.1.

[f]Fixed charges to be applied to the capital cost of the fuel-salt inventory over the 30-year life of the plant cannot be precisely estimated because of the changing fuel-pricing and tax structures, and because of the uncertainties in the handling and cleanup costs involved in recovering the fuel salt for reuse at the end of the plant life. The fixed charges would probably fall between the 13.7% used for depreciating equipment (see Table D.14) and the 12.8% used for nondepreciating items, as recommended by NUS-531 (ref. 119). An average value of 13.2% has therefore been used.

[g]Fixed charges on depreciating equipment are explained in Table D.14.

Table D.3. Summary of special materials in reactor building

	Stainless steel (lb)	Carbon steel[a] (tons)	Concrete (yd^3)	Insulation (ft^3)
Confinement building				
Dome		(948)[b]	18,276	
Reactor cell	48,992	955	3,184	11,268
Waste storage cell		153	c	
Floors			25,183	
Control rod storage	8,238	72	c	1,935
Spent core storage cell	12,567	130	c	3,188
Replacement core cell	12,574	22	250	
Spent heat exchanger cell	9,435	100	1,929	2,445
Chemical processing cell	57,445		c	
Freeze-valve cell	5,028	55	45	1,351
Off-gas cell	28,722		c	
Hot cells	12,724		617	
Auxiliary equipment cells			333	
Drain tank cell	12,571	130	250	2,250
Miscellaneous concrete			32	
Reactor building				
Floors			4,340	
Exterior walls			5,698	
Interior walls			4,933	
Steam cells	94,423	956	c	23,328
Coolant-salt drain cell	94,423		c	
Total	397,142	2,573	65,070	45,765

[a]Carbon steel for containment and shielding only. Does not include reinforcing or structural steel.
[b]Included in account 212.3, Containment Structures.
[c]Concrete included elsewhere in Table D.3.

Table D.4. Estimated cost of Hastelloy N in reactor vessel[a]

	Weight (lb)	Cost per pound (dollars)	Shop labor (10^3 dollars)	Materials and labor (10^3 dollars)
Removable upper head assembly				
Cylinder extension (18 ft OD, 13 ft high, 2 in. thick)	68,130	10	341	681
Flange (20.66 ft OD, 18 ft ID, 6 in. thick)	22,480	15	225	337
Head[b] (18 ft diam, 3 in. thick)	40,800	15	401	612
Control rod pipe (18 in. diam, 20 ft high, 0.56 in. thick)	2,420	25	48	60
Miscellaneous internals (allow.)	1,000	25	20	25
Reactor vessel, permanently installed				
Upper flange, as above	22,480	15	225	337
Cylinder extension, as above	68,130	10	341	681
Portion of top head (22.53 ft OD, 18 ft ID, 2 in. thick)	15,410	15	150	231
Head skirt (22.4 ft av diam, 6 in. high)	3,260	10	16	33
Vessel cylinder (22.4 ft av diam, 13 ft high, 2 in. thick)	84,920	10	425	849
Bottom head[b] (22.53 ft diam, 3 in. thick)	63,920	15	639	959
Bottom well (3 ft diam, 4 ft high, 1 in. thick)	1,750	15	18	26
Bottom ring (1 ft 8 in., 3 in., 17 ft 6 in. ID)	14,003	25	280	350
Top ring (1 ft 9 in., 3 in., 17 ft 8 in. ID)	14,861	25	297	372
Reflector retainer rings (2 in., 4½ in., 21 ft diam)	10,208	25	204	255
Bottom ring (3 in., 6 in., 16 ft 2 in. ID	3,627	25	73	91
Nozzles, etc. (allow.)	5,000	38	165	190
Miscellaneous internals (allow.)	2,000	25	40	50
Replaceable core assembly				
Internal head[b] (18 ft diam, 3 in. thick)	40,800	15	401	612
Bottom ring[c] (92 in.^{2}, 16.3 ft diam av)	18,200	25	364	455
Miscellaneous internals (allow.)	1,000	25	20	25
Alternate removable upper head assembly (see above)	134,830	10–25	1035	1715
				8946
Transportation to site				200
Total (does not include field labor)				9146

[a]Estimated weights based on Hastelloy N density of 557 lb/ft^3, and on Figs. 3.1 and 3.2.

[b]Inside surface area of ellipsoidal head = $\pi a^2 + \frac{\pi b^2}{2e} \ln \frac{1+e}{1-e} = 0.9D^2$,

where

$a = D/2$,

$b = 3a/11$ (for MSBR), and

$e = \sqrt{(a^2 - b^2)/a} = 0.962$.

[c]An irregular shape; see Fig. 3.2.

Table D.5. Estimated cost of graphite for MSBR

	Pounds	Cost (thousands of dollars)
Weights of graphite[a]		
Zone I, 13% salt		
Octagon (14.33 ft across flats, 13 ft high)	221,400	
Zone II, 37% salt		
Axial (9 in. thick, top and bottom octagon)	18,496	
Upper end elements (3 in. thick, top octagon)	735	
Radial (16.83 ft OD, 14.5 ft high)	55,055	
Salt inlet, upper part[b]	880	
Radial vessel coolant plenum[b]	3,360	
Radial reflector, 1.2% salt (22.16 ft OD, 17.16 ft ID, 14.5 ft high)	254,395	
Axial reflector, bottom,[c] 3% salt (20.2 ft effective diameter)	54,816	
Axial reflector, top, 3% salt (same as above)	54,816	
Outlet passage[b]	5,400	
Summary of graphite weights and costs		
Extruded elements and shapes (at $11/lb)		
Zone I and zone II axial	240,631	
Zone II radial	55,055	
	295,686	3252
Reflector pieces (at $9/lb)		
Radial	254,395	
Axial, top	54,816	
Axial, bottom	54,816	
Outlet passage	5,400	
Coolant plenum	3,360	
Salt inlet	880	
	373,667	3363
Alternate head assembly (at $9/lb)		
Axial reflector, top	54,816	
Outlet passage	5,400	
	60,216	542
Total graphite, including alternate head assembly	729,569	7157
Replaceable core assembly		
Zone I, Zone II radial } at $11/lb	240,631, 55,055	3252
Axial reflector, bottom, Salt inlet, upper part } at $9/lb	54,816, 880	501
	351,382	3753

[a]Weights based on graphite density of 115 lb/ft^3.

[b]From estimates by H. L. Watts.

[c]Based on volume of spheroid: $V = 4/3\ \pi a^2 b$, where (for MSBR) a = 10.1 ft and b = 2.3 ft. Thus $V = \pi D^3/52.7$ (for one head).

Table D.6. Estimated cost of primary heat exchangers[a]

Description for each of four units	
Material, Hastelloy N	
5543 tubes, 0.375 in. OD, 0.035 in. wall thickness, 22.07 ft long (each unit)	
Total surface, 12,011 ft^2 × 4 = 48,044 ft^2	
Shell ID, 66.2 in.	
See Fig. 3.33	
Weights of Hastelloy N[b]	
Tubes (70,800 lb at $30/lb)	$2,124,000
Cylinders (192,400 lb at $10/lb)	1,924,000
Heads (7,800 lb at $15/lb)	117,000
Tube sheets, rings, etc. (149,100 lb at $20/lb)	2,982,000
	$7,147,000
Installation labor	200,000
	$7,347,000

[a]Time did not permit revising the above cost estimate to agree with the latest primary heat exchanger data, as listed in Table 3.15.

[b]Weights are for total of four units.

Table D.7. Estimated cost of steam generators

Total of 16 units

Total surface:	56,432 ft^2	
Material:	Hastelloy N	
Tubes:	380 tubes. 0.50 in. OD, 0.077 in. wall thickness, 70.9 ft av length (each unit)	
	Total weight[a] = 170,609 lb at $20/lb	$3,400,000
Shells:	18 in. ID, 0.375 in. wall thickness, 71 ft av length	
	Total weight = 95,122 lb at $10/lb	950,000
Spherical heads:	28 in. OD × 4 in. wall thickness, total 32	
	Total weight = 74,661 lb at $15/lb	1,120,000
Nozzles, baffles:	Weight = 16,000 lb (say) at $20/lb	320,000
Installation		480,000
		$6,270,000

[a]Total weights are for 16 units.

Table D.8. Estimated cost of steam reheaters

Total of eight units

Material:	Hastelloy N	
Total surface:	2253 × 8 = 18,024 ft^2	
Tubes:	392 tubes. 0.75 in. OD, 0.035 in. wall thickness, 29.27 ft long (each unit)	
	Total weight[a] = 27,911 lb at $30/lb	$ 837,330
Shell:	21 in. ID, 0.5 in. wall thickness, 30 ft long	
	Total weight = 31,352 lb at $10/lb	310,352
Tube sheet:	21 in. diam, 4 in. thick	
	Total weight = 7145 lb at $10/lb	71,450
Heads:	10.5 in. radius, 0.75 in. thick (assumed hemispherical)	
	Total weight = 3215 lb at $20/lb	64,000
Baffles:	21 in. diam, 3/8 in. thick, 70% cut; total 36 per unit	
	Total weight = 8440 lb at $10/lb	84,400
Nozzles, etc., say	4000 lb at $25/lb	100,000
Installation labor		200,000
	Total	$1,668,000

[a]Total weight is for eight units.

Table D.9. Estimated cost of fuel-salt drain tank

Description: 13 ft 9 in. OD, 21 ft 9 in. high; see Fig. 6.2 and Table 6.1	
Material: Hastelloy N	
Heads: Total of four, 13 ft 9 in. diam, $1^1/_4$ in. thick	
Aspect ratio, $^7/_3$	
Area of head, $0.9D^2$ (see footnote *b*, Table D.4); one head has a 5-ft-diam hole at center line	
Weight, 4 × 557 (21.7 ft^2 − 2.45 ft^2) = 42,800 lb at \$15/lb 642,000	\$ 642,000
Cylinders: Total of two, 13 ft 9 in. diam, 16.5 ft high, 1 in. thick = 66,200 lb at \$10/lb	662,000
U-tubes: Total of 1500, $^3/_4$ in. OD, 0.042 in. wall thickness, average length, 17.5 ft	
Weight = 18,950 lb at \$30/lb	567,000
Headers. Total of 40, 3-in. pipe inside 6-in. pipe, about 6 ft long	
Weight = 7260 lb at \$15/lb	108,900
Nozzles, baffles, etc. (allow.) 2000 lb at \$25/lb	50,000
Heat-removal system cost allowances[a]	
Salt-to-steam exchanger	\$ 200,000
Steam-to-air exchanger for 40 MW(t)	200,000
Piping, etc.	250,000
	\$2,679,000
Installation labor	300,000
Total	\$2,980,000

[a]Capacity = 18 MW(t).

Table D.10. Estimated cost of fuel-salt storage tank

Description:	Tank is essentially same as fuel-salt drain tank, except that cooling tubes in tank are salt-to-steam transfer as in MSRE and no intermediate heat exchanger is required	
Material:	Stainless steel (ρ = 495 lb/ft^3)	
Tubing:	16,800 lb at \$5/lb =	\$ 84,000
Cylinders:	58,600 lb at \$3/lb =	175,800
Heads	38,000 lb at \$5/lb =	232,500
Headers	6500 lb at \$5/lb =	
Nozzles, etc.	2000 lb at \$5/lb =	
Installation labor		150,000
Heat-removal system cost allowance		
Steam-to-air exchanger		100,000
Piping		50,000
		\$642,300
Installation labor		70,000
Total		\$712,300

Table D.11. Estimated cost of coolant-salt storage tanks

Total of four units, 12 ft diam, 20 ft high, useful storage capacity 2100 ft^3 each	
Material: stainless steel (ρ = 495 lb/ft^3)	
Cylinders: 12 ft diam, 20 ft high, 1 in. thick	
Total weight = 124,460 lb at \$3/lb	\$375,000
Heads: 12 ft diam, 1.25 in. thick	
$A = 1.0D^2$ (assumed aspect ratio for heads)	
Total weight = 71,304 lb at \$5/lb	350,000
Nozzles, etc., say 8000 lb at \$5/lb =	40,000
Installation labor	35,000
Total	\$800,000

Table D.12. Estimated cost of maintenance equipment for the MSBR

Costs in thousands of dollars

Polar crane	600
Cask	125
Hoists	150
Transition piece	25
Maintenance containment cover	120
Maintenance closure	75
Disassembly and storage cell equipment	500
Maintenance shields	250
Long-handled tools	400
In-cell supports and mechanisms	250
Transfer cask for miscellaneous components	50
Maintenance control room equipment	150
TV viewing equipment	150
Decontamination equipment	100
Remote welding equipment and controls	1000
Hot cell equipment	50
Miscellaneous	50
Total	4500

Table D.14. Fixed charge rate (percent per annum) used for investor-owned MSBR power station[a]

Return on money invested[b]	7.2
Thirty-year depreciation[c]	1.02
Interim replacements[d]	0.35
Federal income tax[e]	2.04
Other taxes[f]	2.84
Insurance other than liability[g]	0.25
	13.7

[a]This table is for depreciating equipment. For non-depreciating items, such as land, a fixed charge rate of 12.8% was assumed, as recommended in NUS-531 (ref. 119). See Table D.2 for fixed charge rate on fuel salt.

[b]Return based on 52% in bonds at 4.6% return, 48% in equality capital at 10%.

[c]The sinking-fund method was used in determining the depreciation allowance for the 30-year period.

[d]In accordance with FPC practice, a 0.35% allowance was made for replacement of equipment having an anticipated life shorter than 30 years. (Reactor core graphite is included in a special replacement cost account – see Table D.15.)

[e]Federal income tax was based on the "sum-of-the-year digits" method of computing tax deferrals. The sinking-fund method was used to normalize this to a constant return per year.

[f]The recommended value of 2.84% was used for other taxes.

[g]A conventional allowance of 0.25% was made for property damage insurance. Third-party liability insurance is listed as an operating cost.

Table D.13. Estimated cost of reheat steam preheaters

Total of eight units

Material: Croloy	
Total surface: 781 × 8 = 6248 ft^2	
Tubes: 603 tubes. 0.375 in. OD, 0.065 in. wall thickness, 13.2 ft long (each unit)	
Total weight[a] = 15,591 lb at \$2/lb	\$ 32,000
Shells: 20.25 in. ID, $^7/_{16}$ in. wall thickness, 13.6 ft long	
Total weight = 11,880 lb at \$1.50/lb	18,000
Spherical heads: About 31 in. OD × 2.5 in. thick	
Total weight = 30,000 lb at \$2/lb	60,000
Installation labor	25,000
	\$135,000

[a]Total weights are for eight units.

Table D.15. Cost of replacing reactor core assemblies in the MSBR

In thousands of dollars

Cost of assembly	
Hastelloy N – see Table D.4	1,092
Graphite – see Table D.5	3,753
	4,845
Chargeable power revenue loss during core assembly replacement[a]	
Special labor cost per replacement[b]	500
Total cost per replacement	5,345
Effect on power production cost, mills/kWhr[c]	0.17

[a]It is assumed that the MSBR core assembly can be replaced during the plant downtimes for inspection and repair of other equipment, such as the turbine-generator, which are accommodated by the 80% plant factor, and no additional plant outage is chargeable against core replacement.

[b]The labor force for making core replacements is assumed to be in addition to the normal plant operating and maintenance crew.

[c]While various methods could be used to estimate the cost of future core replacements, a sufficiently representative and straightforward method is to assume an extra amount charged per kilowatt-hour, which is set aside, at 8% interest compounded annually, so that at the end of four years the total cost of a replacement will have been accumulated.

$$\text{Repl. cost} = \frac{\$5{,}345{,}000 \times 10^3}{10^6 \times 365 \times 24 \times 0.80\,(1.08^3 + 1.08^2 + 1.08 + 1.00)}$$

$$= 0.17 \text{ mill/kWhr}$$

For simplification, this method ignores the small effects due to no accumulated funds needed the last two years of plant operation and the fact that it is unlikely that the plant would be shut down exactly after 30 years of operation with 2 years of useful life remaining in the reactor core.

Table D.16. Estimated annual costs for plant operation and maintenance[a]

Staff payroll[b]	$ 800,000
Fringe benefits[b]	80,000
Subtotal – plant staffing	880,000
Consumable supplies and equipment	400,000
Outside support services	140,000
Miscellaneous	80,000
Subtotal	1,500,000
General and administrative	225,000
Coolant-salt makeup[c]	9,000
Nuclear liability insurance	
Commercial coverage (net)	240,000
Federal Government coverage	67,500
Total direct annual cost	2,061,500
Fixed charges on operation and maintenance working capital	38,800
Total annual cost	$2,080,300
Contribution to power cost[d]	0.30 mill/kWhr

[a]Based on cost breakdown and computation prescribed in NUS-531 (ref. 119). The values agree reasonably well with those reported by Susskind and Raseman (ref. 121). Costs do not include chemical processing, which is included in the fuel-cycle cost, nor special costs associated with periodic replacement of the core graphite.

[b]Based on NUS-531 (ref. 119) recommended values for July 1968 escalated 8%.

[c]Makeup cost assumed to be 2% of inventory.

[d]Based on 80% plant factor.

Table D.17. Cost penalties for use of wet natural-draft cooling tower instead of fresh once-through condensing water supply in 1000-MW(e) MSBR station as compared with penalties in light-water nuclear power stations[a]

	MSBR	Light-water reactor[b]
Increased capital cost of plant due to towers, pumps, etc.	$4,000,000[c]	$6,000,000
Estimated loss in generating capacity due to heat rate increase from 7690 to 7800 Btu/kWhr	13,000 kW[d]	20,000 kW
Estimated capital cost of increasing thermal capacity of plant to give 1000 MW(e) net output	$1,000,000[e]	$1,500,000
Annual operating cost for towers	$150,000[f]	$150,000
Annual additional fuel cost due to higher heat rate	$71,000[g]	$165,000
Increases in power production costs,[h] mills/kWhr		
Capital cost of towers, etc.	0.08	0.12
Capital cost of additional capacity needed	0.02	0.02
Operating costs of tower	0.02	0.03
Increased fuel cost due to higher heat rate	0.01	0.02
Total increase	0.13	0.20

[a]Use of wet natural-draft cooling tower will increase the turbine back pressure from $1\frac{1}{2}$ to $2\frac{1}{2}$ in. Hg abs. Performance and costs of MSBR with cooling tower are taken as proportional to the effects of adding a tower on light-water reactor performance, as estimated by Hauser.[129]

[b]Estimated by Hauser (ref. 129).

[c]Capital costs of towers, pumps, etc., taken as proportion of the tower costs for light-water reactors[129] on basis of amount of heat rejected to the condensing water.

[d]Estimated loss in capacity (and increase in heat rate) based on ratios of enthalpy drops in steam turbine to $2\frac{1}{2}$ in. Hg abs vs $1\frac{1}{2}$ in. Hg abs, and equivalent effect on light-water reactor cycle.[129]

[e]Capital cost of increasing reactor plant capacity, flow rates, etc., to achieve 1000 MW(e) net plant output estimated at $75/kW, as was assumed in ref. 129.

[f]Tower operating costs assumed to be the same as those for light-water reactors.[129]

[g]Based on same 10 cents/MBtu chargeable to fuel-cycle cost as in MSBR reference design.

[h]Based on ~14% fixed charges and 0.8 power factor.